

博 士 論 文

亀裂性岩盤の透水性評価
と岩盤浸透流に関する基礎研究

A Fundamental Study
on the Evaluation of Hydraulic Properties and
the Groundwater Flow
in a Fissured Rock Mass

平成4年9月

中 屋 眞 司

Shinji NAKAYA

第1章	序論	
1.1	本章の概要	1
1.2	亀裂性岩盤の定義	1
1.3	本研究の背景	8
1.3.1	土木工学と岩盤浸透	8
1.3.2	岩盤の透水性評価に関する問題点	11
1.4	本研究の目的	14
1.5	本論文の内容と構成	15
	参考文献	19
第2章	岩盤の調査と透水性評価の展望	
2.1	本章の概要	23
2.2	地質学的情報を用いた亀裂性岩盤の透水性評価	24
2.2.1	亀裂のサンプリング・データ	24
2.2.2	亀裂の方位(n)データ	26
2.2.3	亀裂開口幅tのデータ	26
2.2.4	解析手法	32
	(1) クラスタ分析	32
	(2) 透水係数テンソルの決定方法	34
2.2.5	仮定条件	36
2.2.6	結果と考察	38
	(1) 方位データに関する確率密度	38
	(2) クラスタ分析	38
	(3) 各グループの測線毎の見掛け亀裂密度	44
	(4) クラックテンソルと透水係数テンソル	50
	(5) 透水係数の異方性	55
	(6) 解析結果の結論	55
2.3	岩盤の透水性評価に関する従来の方法とその問題点	59

参考文献	63
第3章 シングルホール法による原位置の亀裂性岩盤の3次元異方透水係数の測定法	
3.1 本章の概要	64
3.2 岩盤の原位置透水試験法に関する従来の研究と問題点	66
3.3 シングルホール透水試験法	68
3.3.1 3次元場の透水係数	68
3.3.2 岩盤内での試験	70
3.3.3 ルイ・メナール法	73
3.3.4 水平回転パッカー法	75
3.3.5 鉛直パッカー法	78
3.4 シングルホール法の3次元数値解析モデルと試験のシミュレーション結果	78
3.4.1 数値解析モデル	78
3.4.2 原位置透水試験のシミュレーション結果	84
3.4.3 ルイ・メナール法	84
3.4.4 水平回転パッカー法	90
3.4.5 鉛直パッカー法	94
3.5 主透水係数(k'_{xx} , k'_{yy} , k'_{zz})の決定	100
3.6 考察	103
3.6.1 ルイ・メナール法及びパッカー法の精度	103
3.6.2 透水係数を求める試験条件の検討	107
3.6.3 透水係数の推定結果	109
3.7 本章の結論	112
参考文献	113
第4章 亀裂方位情報を利用したクロスホール法による原位置の亀裂性岩盤の三次元透水パラメータの測定法	
4.1 本章の概要	115

4.2 クロスホール試験による岩盤の透水パラメータの測定法に関する従来の研究と問題点	117
4.3 透水パラメータの測定法の基礎	124
4.3.1 透水係数テンソルの水理学的、地質統計学的評価	124
4.3.2 クロスホール透水試験と非定常浸透理論	127
4.3.3 非線形最小二乗反復法	131
4.4 透水パラメータの決定手順	132
4.4.1 亀裂情報からの透水テンソルの決定	132
4.4.2 クロスホール透水試験	134
4.4.3 非定常浸透理論に基づく非線形最小二乗反復法	135
4.5 透水パラメータの感度解析	136
4.6 透水パラメータの測定法の検証	139
4.6.1 岩盤モデル1	142
4.6.2 岩盤モデル2	150
4.7 本章の結論	159
参考文献	161
第5章 前処理付きPCG(SSOR-PCG)法を用いた飽和・不飽和多孔質媒体中の三次元浸透解析法	
5.1 本章の概要	163
5.2 三次元浸透解析法に関する従来の研究とその問題点	163
5.3 浸透流の支配方程式と有限要素近似	165
5.4 SSOR-PCG法のアルゴリズム	167
5.4.1 SSOR法	167
5.4.2 PCG法	171
5.4.3 解析の手順	174
5.4.4 掘削と不連続性の取扱い	177
5.5 解析例	177
5.5.1 堤体内の定常浸透	177
5.5.2 平行溝の非定常浸透	180

5.5.3 降雨浸透問題 -----	183
5.5.4 原位置注水試験 -----	188
5.5.5 トンネル掘削問題 -----	192
5.6 本章の結論 -----	196
参考文献 -----	199
第6章 結 論 -----	201
謝 辞 -----	204

第1章 序 論

1.1 本章の概要

野外で遭遇する岩体は一見、連続した一枚の大きな塊状岩体であっても、一般に大小の地質学的不連続面である亀裂を含み、時には多数の亀裂によって画された塊状ブロックとなって現われる。岩体のこのような特徴が、土など粒状多孔質媒体とは異なった浸透挙動をとる要因となっていることが指摘されている。本研究では亀裂の発達した岩盤（亀裂性岩盤）中を流動する地下水の浸透挙動を如何に評価するかに焦点を当て、水理学的異方性に注目した測定手法と解析手法について論じる。すなわち、岩盤内の地下水の浸透の特性を理解し、予測するために必要な基礎的かつ実用的な透水性の評価法について研究した。本章ではまず、岩盤内の亀裂が浸透挙動にどのような意味を持つかを述べる。その後、本研究の背景となった岩盤と地下水に関わる諸現象について触れ、未解決の問題点を明らかにするとともに、本研究の目的を示す。最後に、本論文の内容と構成を紹介する。

1.2 亀裂性岩盤の定義

まずはじめに、岩盤地下水の挙動評価について説明する前に、岩盤の特異な浸透挙動を理解するため、「亀裂性岩盤」とは何かについて説明しておく必要がある。地学辞典¹⁾、土質工学用語辞典²⁾には「亀裂性岩盤」という言葉は定義されていない。亀裂性岩盤とは一口に言って、大小の地質学的分離面もしくは岩盤不連続面が発達した岩体と定義されよう。このように定義すると、亀裂性岩盤は新鮮な岩体に比べて亀裂がランダムにはいった何か複雑なものであり、その透水性も当然複雑なものというイメージを与える。ここではそのようなイメージを取り去るように、できる限り亀裂性岩盤の特性を単純化して示し、透水性を評価する際の考え方を述べる。

Barenblatt et al.³⁾は亀裂性岩盤のことを“Fissured rocks”とし、Louis⁴⁾は“Jointed rocks”，Noorishad et al.⁵⁾は“Fractured rock mass”，Wilson⁶⁾，Witherspoon et al.⁷⁾や Hsieh⁸⁾は“Fractured rocks”という言葉を使っている。とすると、亀裂性は“Fissured”，“Jointed”，“Fractured”に当たる。日

本においても「亀裂性」は「割れ目性（あるいは割れ目系）」、「節理性（あるいは節理系）」の同義語として使用され、明白な区別はない。

亀裂を水理学的な側面から考えると、地下水の主な流動経路とすることができる（図-1.1参照）。このことは岩盤浸透を考える上で大変重要な認識である。岩盤は鉱物の結晶や火山ガラスが集合したち密な部分（intact rock）と亀裂の混在した透水性の媒体で、地球表層部に普遍に存在している。intact rockも空隙の少ない難透水性のものから空隙の多い多孔質なものまで様々である。表-1.1はSerafimによって室内で測定したintact rock、および野外で測定した岩盤の透水係数を示している⁹⁾。明らかに岩盤の透水性は、intact rockのそれに比べて1~7オーダー大きい。このことより岩盤内の水は、intact rockでない部分、すなわち亀裂を主な透水経路として流動することがわかる。

亀裂は一般に、無秩序に並んだ岩盤不連続面と捉えられているが、決してそうではない。多数の亀裂が全く無秩序に分布することは珍しく、むしろ特定の方向に配向しているのが普通で、その方位から数グループの亀裂群に分かれる。このことは、玄部岩に見られる柱状節理などの例から明かである。柱状節理は火成岩体による収縮にともなって生じる冷却節理（cooling joint）である。その他、亀裂の成因としては、乾燥による体積収縮、断層や一次節理の発生による応力解放に伴って生じるもの、地殻運動に伴って生じる共役な割れ目群、圧縮応力に伴って発達する亀裂群がある¹⁰⁾（図-1.2参照）。変成作用による温度・圧力条件は片理構造を生じさせることがある。その他、堆積岩などの堆積面や潜在的弱面に沿う物理・化学的風化によっても亀裂は引き起こされる。ここで亀裂の方向とは、地質学的には、亀裂の面的な広がりを表す走向と、面の水平面からの傾斜の2つの量で表わすのが通例で、亀裂はその成因から理解できるように、2~3方向の特定な方位に伸びていることが多い。そのため、亀裂性岩盤の浸透は、岩盤全体としてみたとき異方的な流れを持つことになり、透水係数は三次元的な異方性を示すものとなる（図-1.3参照）。

次に、本研究で扱う亀裂性岩盤の規模について述べる。本研究では、ダム、地下発電所、橋台の基礎、トンネル、地下空間（石油の岩盤内貯蔵施設、高レベル放射性廃棄物の地層内処分場、圧縮空気貯蔵・発電所、LPGの高温あるいは

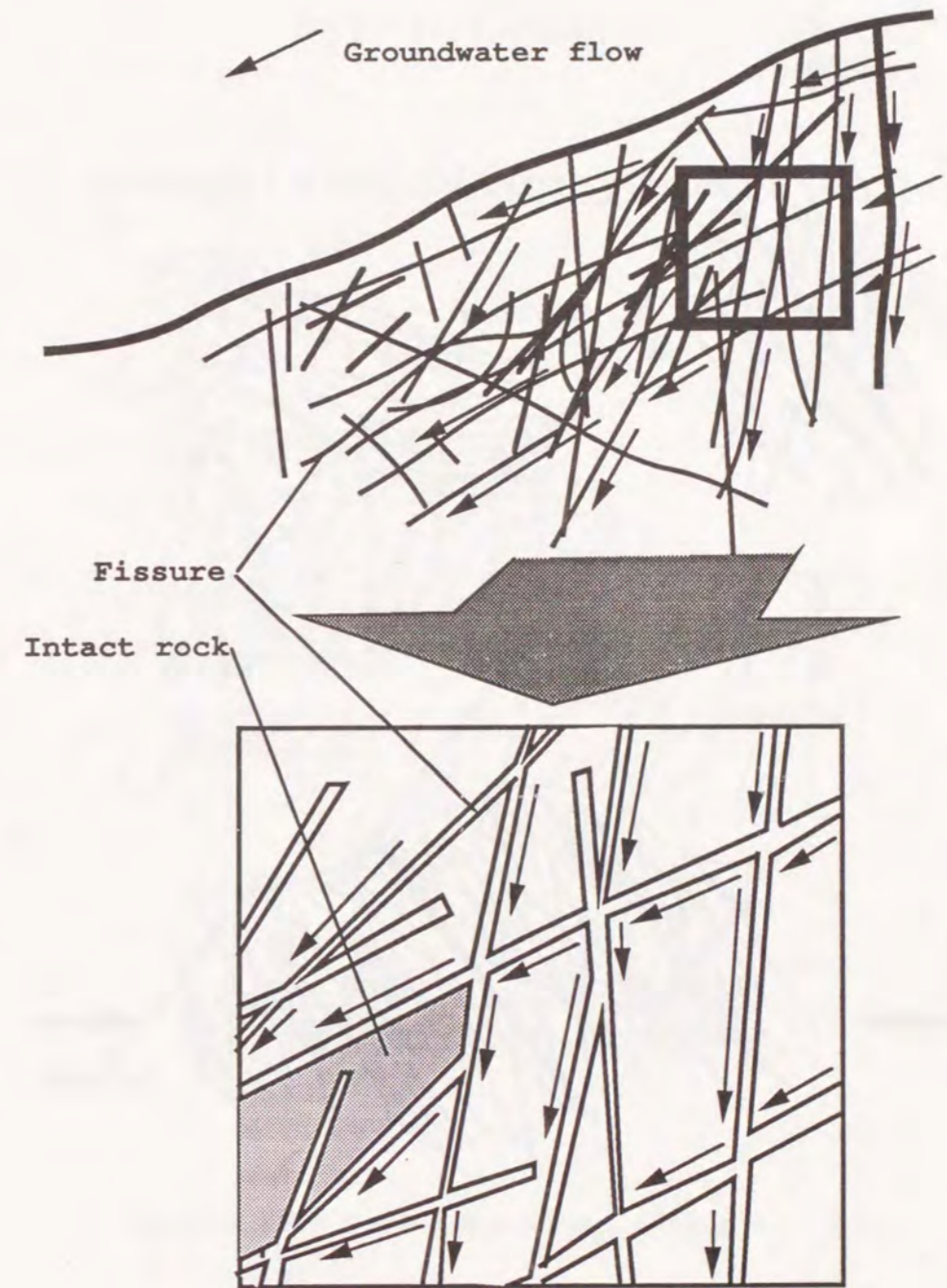


図-1.1 亀裂性岩盤の主透水経路

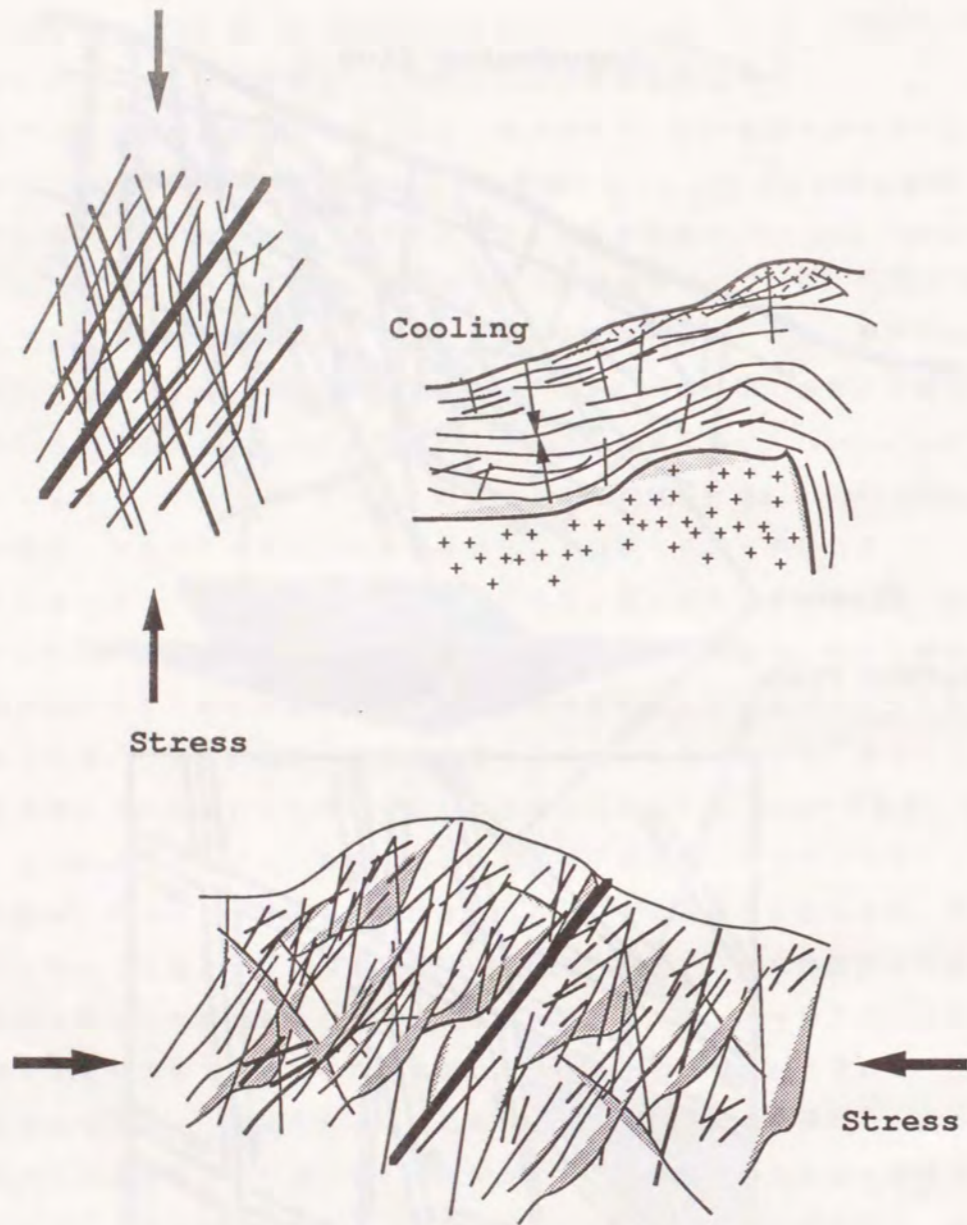


図-1.2 岩盤の亀裂群の生成

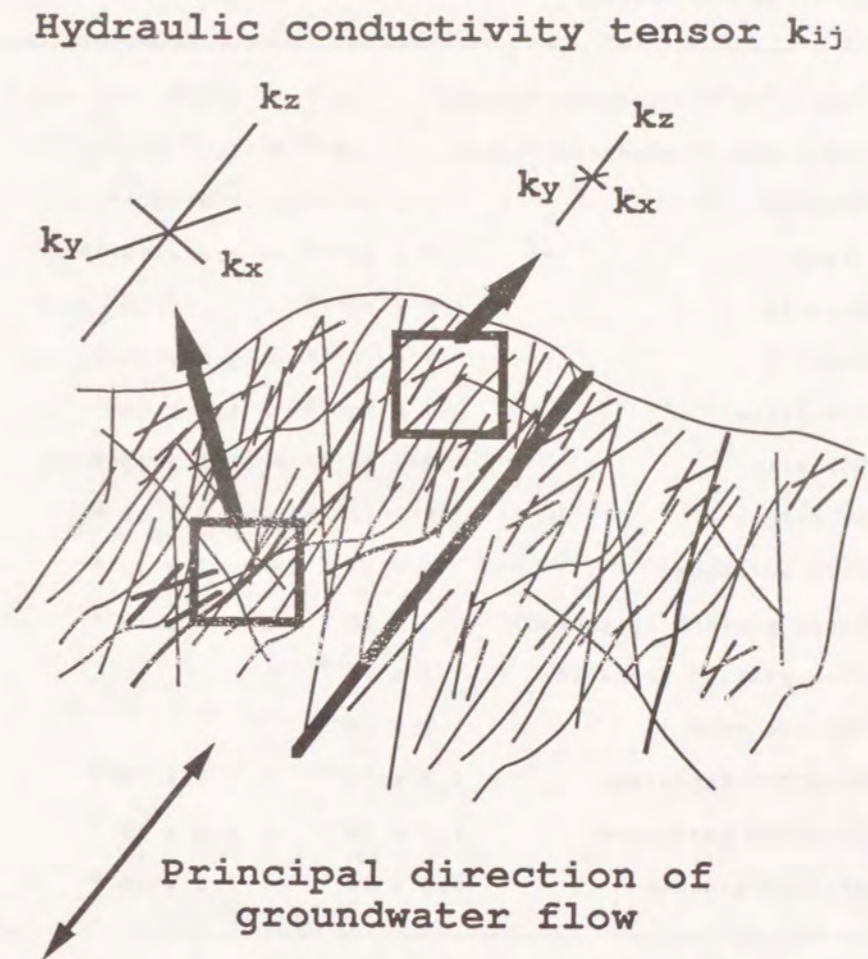


図-1.3 岩盤内の亀裂と異方的な地下水の流れ

表-1.1 岩石と岩盤の透水係数⁹⁾

Rock material (lab. determination)	k (cm/sec)
Sandstone (Cretaceous flysch)	$10^{-8} \sim 10^{-10}$
Siltstone (Cretaceous flysch)	$10^{-8} \sim 10^{-9}$
Granite	$5 \times 10^{-11} \sim 2 \times 10^{-10}$
Slate	$7 \times 10^{-11} \sim 1.6 \times 10^{-10}$
Breccia	4.6×10^{-10}
Calcite	$7 \times 10^{-10} \sim 9.3 \times 10^{-8}$
Limestone	$7 \times 10^{-10} \sim 1.2 \times 10^{-7}$
Dolomite	$4.6 \times 10^{-9} \sim 1.2 \times 10^{-8}$
Sandstone	$1.6 \times 10^{-7} \sim 1.2 \times 10^{-5}$
Hard mudstone	$6 \times 10^{-7} \sim 2 \times 10^{-6}$
Black schists (fissured)	$10^{-4} \sim 3 \times 10^{-4}$
Fine-grained sandstone	2×10^{-7}
Oolitic rock	1.3×10^{-6}
Bradfort sandstone	$2.2 \times 10^{-5} \sim 6 \times 10^{-7}$
Glenrose sandstone	$1.5 \times 10^{-3} \sim 1.3 \times 10^{-4}$
altered granite	$0.6 \times 10^{-5} \sim 1.5 \times 10^{-5}$

Rock mass (in situ determination)	k (cm/sec)
Arterite migmatites	3.3×10^{-3}
Chloritized arterites and shales	7×10^{-3}

表-1.1 岩石と岩盤の透水係数⁹⁾ (つづき)

Rock mass (in situ determination)	k (cm/sec)
gneiss	$1.2 \times 10^{-3} \sim 1.9 \times 10^{-3}$
Pegmatoid granite	6×10^{-4}
Lignite layer	$1.7 \times 10^{-2} \sim 2.39 \times 10^{-1}$
Sandstone	10^{-2}
Mudstone	10^{-4}
Oocene limestone	$10^{-2} \sim 10^{-4}$
1 Lugeon unit	$1 \times 10^{-5} \sim 2 \times 10^{-5} \text{ s}$
Impervious rock with 0.1 mm wide joints spaced at 1 metre intervals	$8 \times 10^{-4} \text{ s}$

は低温貯蔵施設、超伝導エネルギー貯蔵施設、地下発電所、地下原子力発電所) 周辺の水理現象を対象に、岩盤の透水性評価法を提案する。従って、数百m~数kmの領域の亀裂性岩盤の透水性が問題となる。そのような領域の透水性を支配する亀裂として、数十cm~数kmの規模のものが考えられる。このうちには、数百m~数kmの規模の亀裂、つまり断層、あるいは断層破碎帯が領域内に数本程度存在することがある。このような断層は、地質調査や弾性波探査、反射法地震探査や各種ジオトモグラフィなどによる物理探査¹¹⁾で位置と規模について調査され、浸透流解析ではそのままの形で断層だけを取り出して、決定論的なモデル化が試みられている¹²⁾。それに対し、数十cm~数百mのレンジにある亀裂は無数にあり、全ての亀裂をサンプリングすることは実用上不可能である。したがって、収集した亀裂情報(亀裂分布密度、方位、開口幅、大きさなど)を何らかの地質学的、かつ水理学的検討を加えて統計処理をし、透水性を評価しようとする試みがなされてきた。これには亀裂性岩盤をそれと水理学的に等価な多孔質媒体に置換しようとするモデル¹³⁾と、亀裂を決定論的にモデル化する亀裂ネットワークモデル^{14), 15)}の二種が提案されている。他に、Barenblattによって提案された二重空隙モデルが知られている³⁾。

1.3 本研究の背景

岩盤の浸透流の問題は古くは石油資源工学の分野で発展してきた。それは堆積岩中の石油採取の問題で、土木工学との関わりはそれほど深いものではなかった。岩盤は元来、強固で不透水性であるとの認識で済まされていたときは岩盤内の浸透は問題とはならなかった訳であるが、岩盤に空洞を設けて利用しようとする動きや、ダムの問題など岩盤が必ずしも強固で不透水ではないという事実が明らかにされて以来、岩盤浸透にも関心が向けられるようになった。最近、エネルギー開発・貯蔵技術と土木工学の関連した分野でその重要性が特に注目されている。そこで、本研究の発端となった岩盤浸透に関連する土木工学あるいは水理工学上の諸問題を概観し、岩盤の透水性評価に関する現状と問題点を考える。

1.3.1 土木工学と岩盤浸透

通常、地下水は、資源として直接、間接に利用するプラス面と岩盤の有効利用上、妨げとなるマイナス面の二面性を持っている。その中で、地下水の流れそのものを問題とする場合と、地下水が岩盤に作用する応力や熱挙動に及ぼす影響を問題とする場合がある。前者には、トンネルや空洞掘削に伴う湧水や周辺の地下水低下、ダムの漏水の問題がある。特に、地下発電所などの重要構造物の長期安定を考えるための排水設計にとっては、湧水量や地下水挙動の予測は重要である。空洞掘削による水位変動や周辺地下水の低下は数kmに及ぶことも珍しくなく、環境に与える影響は無視できない。また、岩盤内に空洞を掘削し、石油・LPG・圧縮空気を水封機能を利用して貯蔵する計画が進行しつつある¹⁶⁾。そのため設計上、岩盤の水理学的特性の評価の重要性が特に見直されるようになってきた。空洞周辺の水圧分布や地下水流向、流速分布を把握することが課題である。島しょにおける岩盤中の水資源利用なども地下水の流れそのものを問題としている。それらに対し後者、つまり地下水が他の物性定数に影響を与えるために発生する問題もある。それら、多くの場合に言えることは、力学挙動や熱挙動と地下水流れとは相互作用を持つということである。つまり、流体圧や岩盤に作用する応力に変化が生じたときには、亀裂は開閉する。従って、亀裂性岩盤の水理学的特性は、水圧と応力の関数となる。後者の典型的なものに、貯水による高圧力に伴って生じる亀裂内の水圧上昇、揚圧力の発生やパイピング現象によるダム基礎岩盤やダムアバットメント部の岩盤の滑動・変形・破壊挙動がある。1959年のMalpassetダム(フランス)の基礎岩盤の滑動による決壊事故は岩盤と水の関わった最も顕著な例である。その後、1961年のFraileダムの基礎岩盤の崩落事故、1963年のVaiontダムの岩盤の滑動による崩落事故、1976年のTetonダムのパイピングによる崩壊事故とたて続けに起こっている。これらのダムの例は、岩盤の工学的性質の評価、施工にともなう岩盤の挙動予測の重要性を再認識させるもので、幾度となく岩盤浸透の例として引合いに出されている¹⁷⁾。また、最近の地熱エネルギーの開発では、岩盤に人工的に亀裂を発生させ、水を循環させて熱水として取り出すことが行なわれている。亀裂の発生には、水圧破碎法が用いられている。さらに、最近最も注目されている問題の一つが、高レベル放射性廃棄物の地層内処分の問題である。岩盤内に処分した場合、放射性元素の壊変で発生した熱によりアップリフトの水の流

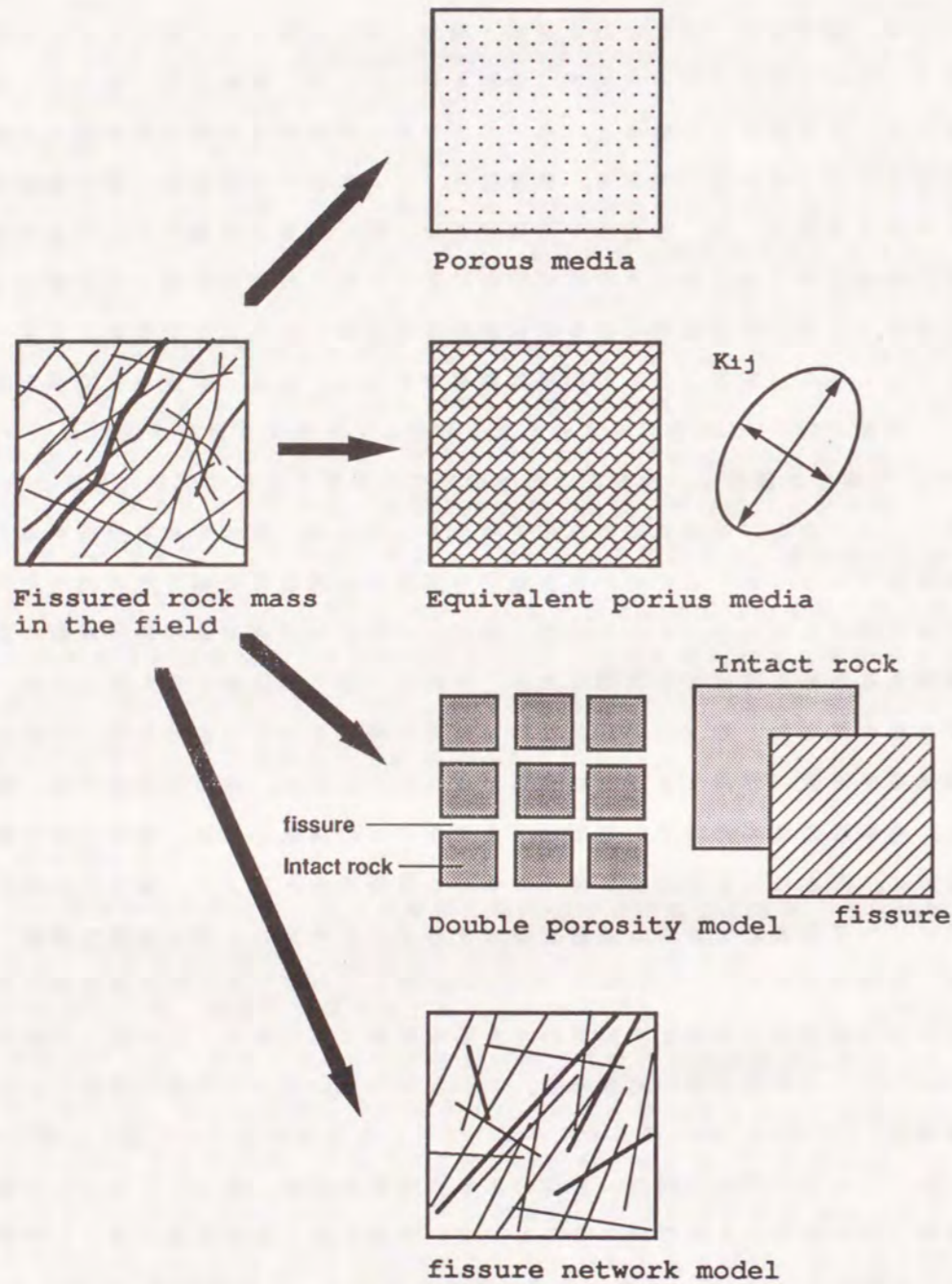


図-1.4 岩盤の水理モデル

れが発生する。その流れに乗って放射性物質が亀裂を通して移行し生体圏まで達する恐れがあるため、大きな問題として取り挙げられている。岩盤斜面や基礎の安定問題では雨水の浸透によって、亀裂のせん断抵抗の低下、亀裂介在物の流失が起こり岩盤の滑動が促進される。寒冷地では、亀裂内の水の凝固・融解の繰り返しのため、亀裂のせん断抵抗の低下が起こり、岩盤の崩壊につながる。このように、岩盤の浸透流に関わる重要な問題や課題が未解決のまま残されているのが現状である。

1.3.2 岩盤の透水性評価に関する問題点

岩盤の透水性評価について、理論的なアプローチ法をとるものと、透水試験を実施し、透水性を測定する方法がある。理論的アプローチは岩盤の数理モデル、あるいは数値解析モデルを考えて透水性の評価を試みるものである。モデル化については、次の三つに分けることができ、FEMなど数値解析手法により実際問題に適用され浸透現象の解明、予知に利用される(図-1.4参照)。

- 1) 多孔質モデル
- 2) 等価多孔質モデル
- 3) 亀裂ネットワークモデル

1)については従来の土中水の浸透に用いられてきた多孔質体の浸透モデルを全く手を加えず岩盤に当てはめるものである。浸透の支配式は質量保存則とダルシーの法則から成り立っており、ここで特に説明する必要はない。飽和流から不飽和流へ拡張されて以来、非定常解析や雨水の浸透問題が解析可能となった。2)に属するモデルはさらに2通りに大別される。一つは、石油資源工学の分野で発達した二重空隙モデルで、1960年、Barenblatt et al.³⁾によって提案された方法である。このモデルの特徴は岩盤の主透水経路となる亀裂を表す連続体と主に貯留を受け持つ intact rockを表す連続体を重ね合わせるという概念である。つまり2連続体について各々浸透の式があり、同一点に二つの水頭を持たせ、両水頭の差により両連続体間を地下水が移動する効果が考慮されている。このモデルでは水位変動の遅延現象などが表現できるものの、実測水位との対応が明確ではない。他のモデルは、Oda(1985)により提案されている¹³⁾。Odaはクラックテンソル理論を用いて亀裂情報から透水テンソルを求める方法を

表-1.2 岩盤の透水性調査法

室内試験	岩石コア透水試験 ^{22), 23)} 単一亀裂透水試験 ^{22), 24)}	
野外試験	シングルホール法	ルジオン試験 ^{25), 26)} JFT試験 ^{27), 28)} ダブルパッカー試験 ²⁹⁾ Louisの注水試験 ³⁰⁾ インジェクション回復試験 ³¹⁾ スラッグ試験 ³²⁾
	クロスホール法	トランジェントパルス試験 ^{33), 34)} シヌソイダルプレッシャー試験 ³⁵⁾ インジェクション試験 ^{36), 37)} トレーサー試験 ^{38), 39)} 3-D移行試験 ⁴⁰⁾ ジオトモグラフィ法 ⁴¹⁾
野外調査	ボーリング調査 亀裂調査 ^{22), 42), 43)} 物理探査 (弾性波探査、電気探査、マグネトテリユリク電磁探査、音波探査、重力探査、リモートセンシング) ⁴⁴⁾ 化学探査 トレンチ調査 ポアホールTV 地質調査	

提案した。これは岩盤の透水係数の三次元異方性をうまく決定しようとするものである。この方法は露頭やボーリング孔からサンプリングした亀裂情報と水理学的、地質統計学的に等価な多孔質媒体に置き換える方法で、統計処理に十分な数の亀裂をサンプリングすることとサンプリング精度が要求される。亀裂を決定論的にとらえる³⁾の方法は 最初、Long(1983)らにより報告された¹⁴⁾。Longらはサンプリングした亀裂情報と統計的に同じ多数の一次元亀裂要素を発生し、数値実験により領域の透水係数とその異方性を議論している。この方法は亀裂が網目状に結合しているので、一般に亀裂ネットワークモデルと呼ばれ、三次元問題への拡張が多くの研究者により試みられている^{18), 19), 20)}。OdaとLongらの方法では、亀裂情報のサンプリング精度を高められれば岩盤浸透に関するシンプルな理論モデルを与えることができる。しかし、一つの亀裂を平行二枚板や円盤としてモデル化し、開口幅一定の平行板中の層流を仮定している。したがって、このモデルは、亀裂面の凹凸や介在物の影響など諸々のファクタを取り入れる代わりに、水理学的開口幅という概念でそれらの影響を一括して代表させている。そのため、実測開口幅と水理学的開口幅にはモデルの仮定から生じる相違が存在する。しかも、平行板中の流速は亀裂開口幅の2乗に比例することが分かっており²¹⁾、開口幅は透水性を大きく左右する最も大きなファクタの一つである。すなわち、原位置で亀裂開口幅を測定する場合の基準が不明で、実測値から水理学的開口幅を決定することはかなり難しく、亀裂に介在物がある場合には実用上不可能となる。そのため、モデルの信頼性がかなり損なわれることになる。したがって、これらの理論モデル全般について考えておかねばならないことは、モデルの信頼性を左右するパラメータを決定することができるか、モデルで仮定した条件が実務上成り立っているかである。現状では、モデルのパラメータを十分な精度で求めることはできていない。それを解決するには、理論的アプローチから得られる透水性に関して、原位置岩盤透水試験の結果と比較することが最も有効である。

岩盤透水試験は、基本的には土・地盤の透水試験と同じである。ただし、岩盤の透水性は亀裂の幾何形状や方位、分布に大きく左右され、難透水性であったり、異方性が大きく現われたりするため、従来、地盤で用いられてきた透水試験法をそのまま岩盤の透水試験に適用したのでは不十分である。表-1.2に岩

盤の透水性調査法を示す^{22)~42)}。このうち、異方性を含む透水テンソルの評価について、理論的アプローチと比較し得る透水試験法は、Hsieh et al.(1985)のクロスホール法³⁶⁾と、ストリッププロジェクトで実施された大規模透水試験³⁷⁾である。これらの方法は、岩盤に三本以上のボーリング孔を掘削し、多数の孔間透水試験を行なうもので、多方向の透水係数を測定し、三次元の透水テンソルを決定する。また、透水経路や不均質性を調査するためのジオトモグラフィ法は原位置の比較的マクロな領域を映像化できる点で期待されている。しかし、以上に挙げた原位置岩盤透水試験はまだまだ発展途上で、吟味する余地がかなり残されている。また、異方性をとらえるという観点から提案されている手法の数も少なく、三次元場の水理学的異方性や不均質性を測定するには更に多方面から透水試験の方法を考えることが必要である。

1.4 本研究の目的

亀裂性岩盤の浸透現象を解明し、挙動予測に結びつけていくには、少なくとも次の二つのアプローチが必要になる。

- 1) 亀裂を考慮した岩盤の水理定数の測定・評価
- 2) 岩盤の浸透特性を考慮した数値解析

水理定数の測定・評価は2)の数値解析と強く関連しており、数値解析が成功するかどうかは水理定数の測定精度の良否に依存している。

岩盤は上述したように亀裂の性質に強く影響され、強い水理学的異方性を示す。そのため、透水係数を三次元場で評価しなければ浸透挙動を十分表わすことができない。同様に、浸透解析も三次元で行なうことがしばしば要求される。前述した土木工学上の諸問題はほとんど三次元問題である。しかし、水理定数の測定・評価となると、三次元の異方性を測定する方法は数が少なく不十分である。現時点では、ただ一つの測定法から定数を決定するのではなく、同じ岩盤に対してできるだけ多くの測定法により水理定数を測定し、三次元場の異方性と不均質性の両者について評価する立場でアプローチすべきである。そして、相互に比較して、得られた定数の信頼性を上げていくことが有効である。したがって、最も有効な方法が見つかるまで種々の原位置岩盤透水試験法が提案され、他の方法と比較検討していくべきである。本研究の目的の一つは、一本の

ボーリング孔を用いるシングルホール法と二本以上のボーリング孔間の透水試験を行なうクロスホール法の両者で原位置岩盤透水試験法を提案することで、亀裂性岩盤の三次元場の水理学的異方性を決定する方法論を展開する。従来、岩盤浸透の数値解析法の開発・研究が大多数で、数値解析に用いる数理定数の測定法の研究は立ち遅れていた。また、亀裂情報などの地質量から透水テンソルを推定する研究と原位置岩盤透水試験法は独立しており、両者を関連づける研究はあまり見あたらない。この点を解決するのが本研究のねらいでもある。他の目的は、得られた水理定数を用いた三次元数値解析法を開発することである。岩盤内の浸透流は内在する亀裂のため異方的な流れが支配的で、本質的に三次元の現象としてとらえるべきである。しかし、三次元の数値解析となると二次元解析に比べて極端に解析が煩雑となり、計算速度、計算機容量などの点で敬遠され、二次元解析が多用されているのが現状である。二次元解析にしても、境界条件と水理定数を三次元場でとらえ十分吟味した上で実施している例はきわめて少ない。また、三次元解析をしたくとも、三次元の定数が得られていないということもある。近い将来、岩盤の水理学的異方性や不均質性を精度よく評価できるようになれば、三次元解析の機会は増加するはずである。その時になって、三次元解析が現実離れした実用上不合理なものであっては困る。それはまた、電算機の進歩と深い関わりを持って進歩していくものであろう。以上の議論から明らかのように本研究の目的は次の二つにまとめることができる。

- 1) 亀裂性岩盤について、三次元場の水理学的異方性を評価するための水理学的、地質工学的な方法論を展開し、新たな原位置透水試験法を含む岩盤水理定数の測定法を提案する。
- 2) 岩盤の異方的な浸透流をとらえるため、1)で評価した岩盤の水理定数を用いる有限要素法による三次元浸透解析法について吟味し、新たな手法による合理的な解析法を提案する。

1)と2)の研究から岩盤の水理特性、岩盤浸透流に関する一連の解析法を実現することが本研究の目的である。

1.5 本論文の内容と構成

1.2節で述べたように岩盤内には大小の無数の亀裂が存在し、それらを全て決定論的にモデル化して透水性を評価することは實際上、不可能と考えられる。したがって、前節で述べた目的を達成する最も単純でかつ一般化が可能なアプローチとして、図-1.5に示すように亀裂性岩盤をそれと水理的に等価な多孔質媒体に置き換え、三次元場の異方性に着目して岩盤の透水性を評価する方法が最適であると考えた。以下の2章から6章に本研究の成果を分けて論述する。

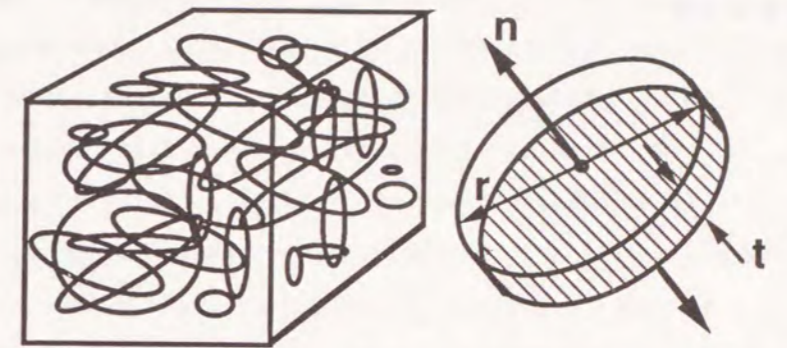
まず2章では、亀裂性岩盤の透水性を評価するに当たって、従来の手法を用いて実際に原位置の透水係数を測定する。これには亀裂調査を行い、地質量から透水係数テンソルを見積り、原位置透水試験の結果と比較する。それより現状の問題点を抽出し、それについて論述する。

第3章、第4章では岩盤の水理的異方性を求める原位置透水試験をシングルホール法、クロスホール法の両面から論じ、新たな透水性評価手法について提案する。まず第3章では、一本のボーリング孔を用いて岩盤の三次元場の透水係数テンソルを決定するために、従来の岩盤透水試験で発生する地下水流を理論的に検討し、三次元数値解析を用いた半理論的アプローチから、従来法を改良した三種類の試験法を新たに提案する。三種類の試験法を組み合わせることによって、亀裂性岩盤を等価多孔質媒体とした場合に三つの主透水係数が決定できること、ならびに決定のための半理論式を提示する。

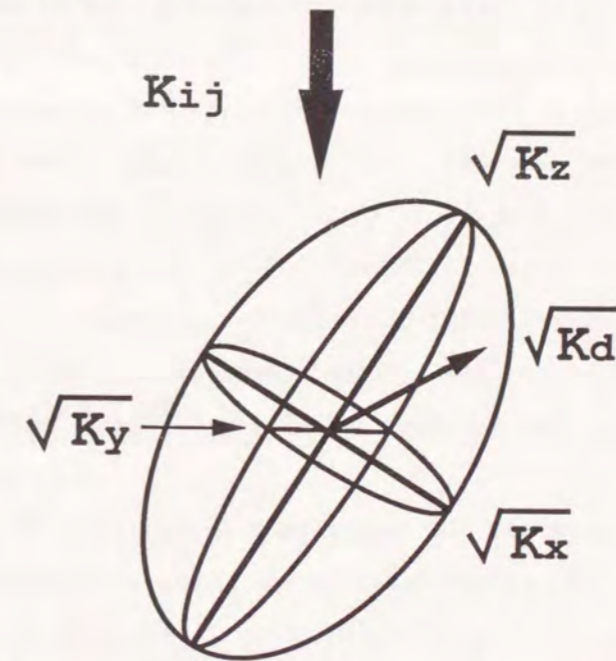
第4章では、2本以上のボーリング孔を用いたクロスホール試験法について検討し、岩盤中の亀裂情報を活用して等価多孔質媒体の透水係数テンソルと比貯留係数を決定する手法について論述し、新たなクロスホール試験法を提案する。

第5章では、第2章から第4章で論じた岩盤の透水性評価手法から求められる水理パラメータを用いて、岩盤内の地下水流動予測解析を行なうための三次元浸透解析法について述べる。岩盤の水理的異方性、不均質性を考慮すると、三次元解析法が今後多用されることが予想される反面、現状では三次元解析があまり行なわれていない。そこで、実用性と将来性の面から新たな三次元解析法を提案し、その妥当性と有効性を論述する。

第6章では、第2章から第5章までに得られた結論をまとめる。



a) Fissures in the rock mass b) Geometrical model of each fissure



c) Ellipsoid of directional hydraulic conductivity.

図-1.5 岩盤の等価多孔質モデルと透水楕円体

以上に挙げた各章の結果を総合的に用いることにより、亀裂を含む複雑な岩盤の透水性を、地質量を考慮して岩盤と水理学的に等価な異方性多孔質媒体に置き換えて評価し、一連の岩盤浸透流の解析を達成する方法論を提案することが、本論文の目的である。



参 考 文 献

- 1) 地学辞典(1970) : 平凡社、 p.1540.
- 2) 土質工学用語辞典(1985) : 土質工学会、 p.654.
- 3) Barenblatt,G.I.,Zhel'tov,I.P. and Kachina,N.(1960) : Basic concepts in the theory of seepage of homogeneous liquids in fissured rocks. *Prinkl. Matem. Makh.*, Vol.24, pp.852-864.
- 4) Louis, C.(1969) : A study of ground water flow in jointed rock and its influence on the stability of rock masses, *Imperial College Rock Mech. Res. Rept.*, No.10, Sept. pp.1-90.
- 5) Noorishad,J., Witherspoon,P.A., and Brekke,T.L.(1971) : A method for coupled stress and flow analysis of fractured rock masses, *Geotechnical Engineering Publication No.71-6*, University of California, Berkeley.
- 6) Wilson, C. R. (1970) : An investigation of laminar flow in fractured porous rocks. , Ph. D. thesis, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley.
- 7) Witherspoon, P. A., J. E. Gale, R. L. Taylor, and M. S. Ayatollahi (1973) : Investigation of fluid injection in fractured rock and effect of stress distribution, Report No. TE-73-2, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, California.
- 8) Hsieh, P. A. (1983) : Theoretical and field studies of fluid flow in fractured rocks, Ph. D. Dissertation, University of Arizona, Tucson, Arizona.
- 9) Serafim, J. L. (1968) : Influence of interstitial water on behavior of rock masses, Chapter 8, *Rock mechanics in engineering practice*, edited by Stagg and Zienkiewics, Wiley.
- 10) 三木幸蔵 (1982) : わかりやすい岩石と岩盤の知識、鹿島出版会、 pp.48-87.

- 11) 図解物理探査 (1989) : 物理探査学会、p.239.
- 12) Dershowitz, W., A Herbert, and J. C. Long (1989) : Fracture flow code cross - verification plan, Technical report of Stripa Project No.89-02.
- 13) Oda, M. (1985) : Permeability tensor of discontinuous rock masses, Geotechnique, Vol.35, No.4, pp.483-495.
- 14) Long, J.C.S., J.S. Remer, C.R. Wilson, and P.A. Witherspoon (1982) : Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures, Water Resour. Res., vol.18, pp.645-658.
- 15) Odking, N.E., I. Webman (1991) : A "Conductance" mesh approach to the permeability of natural and simulated fracture patterns, Water Resour. Res., Vol.27, No.10, pp.2633-2643.
- 16) 駒田広也、中川加明一郎、北原義浩、林正夫 (1980) : 水封式燃料地下貯蔵用空洞周辺岩盤の浸透流に関する検討、土木学会論文報告集、No.300, pp.69-80.
- 17) 佐々木昭・石原舜三・関陽太郎 (1979) : 地球科学14、岩波書店、p.300.
- 18) Endo, H.K., Long, J.S.C. (1984) : A model for investigating transport in fracture networks, Water Resour. Res., vol.20, pp.1390-1400.
- 19) Baecher, G.B., N. Lanney, and H.H. Einstein (1978) : Statistical descriptions of rock properties and sampling, Proceedings, 18th U.S. Symposium on Rock Mechanics.
- 20) Dershowitz, W.S., B.M. Gordon, J.C. Kafritsas, and H. Herda (1985) : A new three dimensional model for flow in fractured rock, 17th International congress on Hydrogeology of rocks of low permeability, International Association of Hydrogeologists, Tucson, Arizona, USA, pp.441-448.
- 21) 河野伊一郎 (1989) : 地下水工学、鹿島出版会、p.194.
- 22) 渡辺邦夫 (1983) : 岩盤割れ目系の諸地質量を考慮した岩盤浸透流の解析に関する基礎研究、博士論文、p.247.
- 23) 下茂・飯星 (1990) : 新しい岩盤ブロック試験機を用い岩盤の透水性測定手法の研究、第22回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集、PP.181~185.
- 24) Gale, J.E., A. Rouleau, and L.C. Atkinson (1985) : Hydraulic Properties of Fractures, 17th International congress on Hydrogeology of rocks of low permeability, I.A.H., Tucson, Arizona, USA, pp.1-16.
- 25) Lugeon, M. (1933) : Barrages et geologie, Poligrafico pedrazzini, Locarro., pp.85-111.
- 26) 山口嘉一・松本徳久 (1989) : ダム基礎の透水性とルジオン値、土木学会論文報告集、第412号/Ⅲ-12、pp.51-60.
- 27) 柳澤孝一・斉藤章・西垣誠・平田洋一 (1989) : 新しい現場透水試験法 (動燃式 J F T) の開発と測定例、土と基礎、Vol.37, No.7, pp.47-52.
- 28) 柳澤孝一・西垣誠・平田洋一 (1988) : 動燃式低水圧制御水理試験機 (動燃式 J F T) の原理と適用例、地下水学会誌、第30巻、第3号、pp.127-137.
- 29) 山口柏樹・大根義男 (1973) : フィルダムの設計及び施工、技報堂、pp.261-262.
- 30) Louis, C. (1974) : Rock Hydraulics, B.G.R.M., Report, Orleans.
- 31) Carlsson, L., and T. Olsson (1985) : Hydrogeological and hydro-geochemical investigations in boreholes-Injection-recovery tests and interference tests, Internal report of Stripa Project No.85-109.
- 32) Baker, J.W., and Black, J. (1983) : Slug tests in fissured aquifers, Water Resour. Res., Vol.19, No.6, pp.1558-1564.
- 33) 大井・大塚・伊藤 (1990) : パルステストを用いた不均質性岩盤の透水性調査法について、第22回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集、pp.151-155.
- 34) 登坂・伊藤・増本・大塚 (1990) : 非定常地下水流れを考慮したパルステストによる透水性逆解析手法について、第22回岩盤力学に関するシンポ

ジウム講演論文集、pp.156-160.

- 35) Black J.H. and K.L. Kipp (1981) : Determination of hydrogeological parameter using sinusoidal pressure tests : A theoretical appraisal, Water Resour. Res., Vol.17, No.3, pp.686-692.
- 36) Hsieh, P.A., S.P. Neuman, G.K. Stiles, and E.S. Simpson (1985) : Field determination of the three-dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic media : 2. Methodology and application to fractured rocks, Water Resour. Res., Vol.21, No. 11, PP.1667-1676.
- 37) 本島勲 (1987) : 岩盤透流の調査・解析・評価、第3回岩盤システム工学セミナー、pp.59-84.
- 38) Lewis, D.C., G.J. Kriz, and K.H. Burgy (1966) : Tracer dilution Sampling techniques to determine hydraulic conductivity of fractured rock, Water Resour. Res., Vol.2, No.3.
- 39) Maini, Y.N.T. (1971) : In situ hydraulic parameters in jointed rock; Their measurement and interpretation, Ph.D. Dissertation, Imperial College, London.
- 40) Abelin, H., L. Birgersson, J. Gidlund, L. Moreno, I. Neretnieks, H. Widen, and T. Agren (1987) : Part I "3-D Migration Experiment- Report 3 performed experiments, Results and Evaluation", Technical report of Stripa Project No.87-21.
- 41) 青木、広野、戸井田、上野 (1988) : サイスマックトモグラフィの岩盤調査への適用について、第20回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集、pp.26~30.
- 42) 小田・前波・数納・羽出山 (1984) : クラックテンソルによる岩盤透水係数の評価、第6回岩の力学国内シンポジウム講演論文集、pp.121-126.
- 43) 大西有三・鍵本広之・西野賢治 (1986) : 岩盤節理情報の処理とその浸透流解析への適用について、土木学会論文報告集、No.376, pp.241-248.
- 44) 物理探査学会 (1989) : 図解 物理探査、p.239.

第2章 岩盤の調査と透水性評価の展望

2.1 本章の概要

本章では、本論文の導入に当たり、岩盤の亀裂調査から実際に岩盤を水理学的に等価な多孔質媒体に置き換え、その透水性の評価を試みる。そしてその際、ルジオン試験から求められた透水係数と比較し、実際の亀裂のサンプリングや透水性の決定手法にある問題点を指摘し、解決すべき問題について述べる。

従来より岩盤の透水性を決定する方法としてルジオン試験が最も多用されている。この方法は、単一のボーリング孔を用いるためシングルホール法に大別され、ゴム性などのエアパッカーを使ってボーリング孔に閉鎖区間を設け、水を圧入する方式をとり、流れが定常になったときの注水圧と注水流量および、注入区間長、ボーリング孔径から岩盤の透水係数を決定する。この方法では、岩盤を均質等方性の多孔質媒体と仮定し、放射状流とした点源を注入区間長で積分する理論から透水係数を導いている。そのため求めた透水係数は平均値であるのか、あるいはどの方向の値を代表しているのかなどは不明で、したがって、水理学的異方性等の情報は得られないという問題点を指摘することができる。この種のシングルホール法の試験を実施しただけで岩盤の透水性が十分解明できることにはならない。

最近、亀裂の幾何形状の情報を積極的に利用し、岩盤の透水性を決定する試みがいくつか行なわれている。Long¹⁾ら(1982)は、亀裂調査データより亀裂分布密度、亀裂長さ、方向、幅について統計処理し、それらの確率分布と統計学的に等価なクラックを多数の線要素としてモデル内に発生させた。そして、形成されたクラック相互のネットワークモデルを用いて、いろいろな方向からの浸透を数値解析して透水係数テンソルを求める方法を開発した。また、Oda²⁾(1985)は多くの細かなクラックを含んだ岩盤をそれと等価な異方性多孔質媒体として扱うことを提案し、やはりクラックの分布密度、長さ、方向、幅のデータを統計処理して決まるクラックテンソルを導いた。クラックテンソルをあるスカラー倍することにより異方透水係数テンソルが求まる。両方法とも岩盤内の地下水は亀裂を主な流動経路としていることに注目して、岩盤をそれと等価な多孔質媒体に置き換え、原位置透水係数を合理的に説明する方法を模索してい

る。これらの方法は岩盤の水理学的異方性を決定できる点で有効である。そこで実際に、亀裂の地質学的情報をサンプリングして亀裂性岩盤の透水性の評価を試み、原位置岩盤透水試験の代表であるルジオン試験の結果と比較、検討する。このような従来からの方法で岩盤の透水性を評価する作業を通じて実用上の問題点を指摘することができる。それによって、現在こういった方向の研究が必要になるか明らかになると考える。

2.2 地質学的情報を用いた亀裂性岩盤の透水性評価

2.2.1 亀裂のサンプリング・データ

西南日本に分布する花崗岩地域のうち、A、Bの2地域を調査対象として、A-1~A-4, Bの合計5つの露頭からそれぞれ測線を横切る亀裂の走向/傾斜、開口幅等についてサンプリングした(図-2.1参照)。亀裂は露頭の規模に比べ大きく、見掛け長さを測定することが実際上できない。各露頭からサンプリングした亀裂の数は表-2.1の通りである。表には露頭の測線の長さや方位を示すための測線に直交する面の走向・傾斜、および見掛けの亀裂密度 ρ_a も示している。

表-2.1 サンプリングした亀裂数

	A-1	A-2	A-3	A-4	B
亀裂数(本)	33	26	54	57	33
測線長、h(m)	126.2	130.8	237.6	227.6	293.8
測線の面の	N50° E	N50° E	N39° W	N39° W	N80° E
走向/傾斜	/90° N	/90° N	/90° N	/90° N	/90° N
見掛けの亀裂密度、 ρ_a (1/m)	0.261	0.199	0.227	0.250	0.112

以下に、亀裂の方位、開口幅データについて示すが、後述する解析において

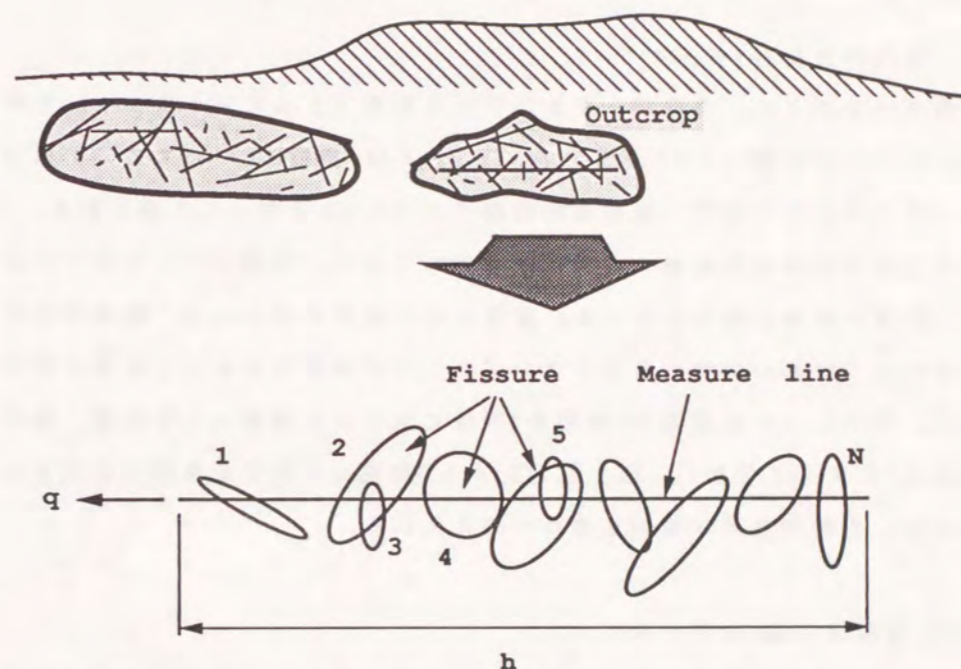


図-2.1 岩盤亀裂調査

亀裂を円盤と仮定した数理モデルを用いるため、亀裂の方向は円盤に立てた法線ベクトル n 、亀裂長さはその直径 r 、亀裂幅については一様な幅 t として表わす。

2.2.2 亀裂の方位 (n) データ

亀裂データのうち、方位データをステレオ投影 (シュミットネット、下半球投影) したものを図-2.2に示す。図-2.2(a)は露頭Aについての170個の亀裂データを示したもので、亀裂面の法線ベクトル n の分布として表される。これによると南南西の走行を持つ亀裂面が卓越しており、傾斜についてみるとほぼ70度~90度の範囲に集中している。鉛直に近い亀裂が多いのは、測線が水平であるため水平に近い方向の亀裂のサンプリングが困難であることも多少原因している。図-2.2(b)は露頭Bの亀裂をA同様にステレオ投影したもので、亀裂データ数はAに比べて少ない。図-2.2(b)からB地域に分布する亀裂はほぼ南北方向を示し、比較的高角な傾斜を持つと考えられる。

2.2.3 亀裂開口幅 t のデータ

両地域に分布する亀裂は数cm程度開口したものが多く、亀裂開口部は粘土や角礫等により充たされており、透水性からみた亀裂開口幅 t (水理学的開口幅) の決定は困難である。さらに亀裂面は凸凹しており一連の亀裂であっても場所によりその幅が異なる。ここで取り扱う開口幅 t のデータは、内在物を取り除いた見掛けの幅として表わす。亀裂を一定の幅を持つ円盤と仮定しているため、一本の亀裂の数カ所で開口幅を測定し、場所による幅の違いを平均して一様な幅 t とした。図-2.3に開口幅 t と頻度分布およびその確率密度分布を示す。開口幅の確率密度分布関数、 $g(t)$ として、次式で与えられる指数分布を採用した。指数分布は実測した分布特性をよく表わしていると考えられる。

$$g(t) = a \cdot \exp(-at) \quad \text{-----} \quad (2.1)$$

ここに、 $1/a$: 平均値

図-2.3(a)はA地域の全データを用いたもので、図-2.3(b),(c)については後



図-2.2(a) 亀裂方位データのステレオ投影-A地域 (シュミットネット、下半球投影)

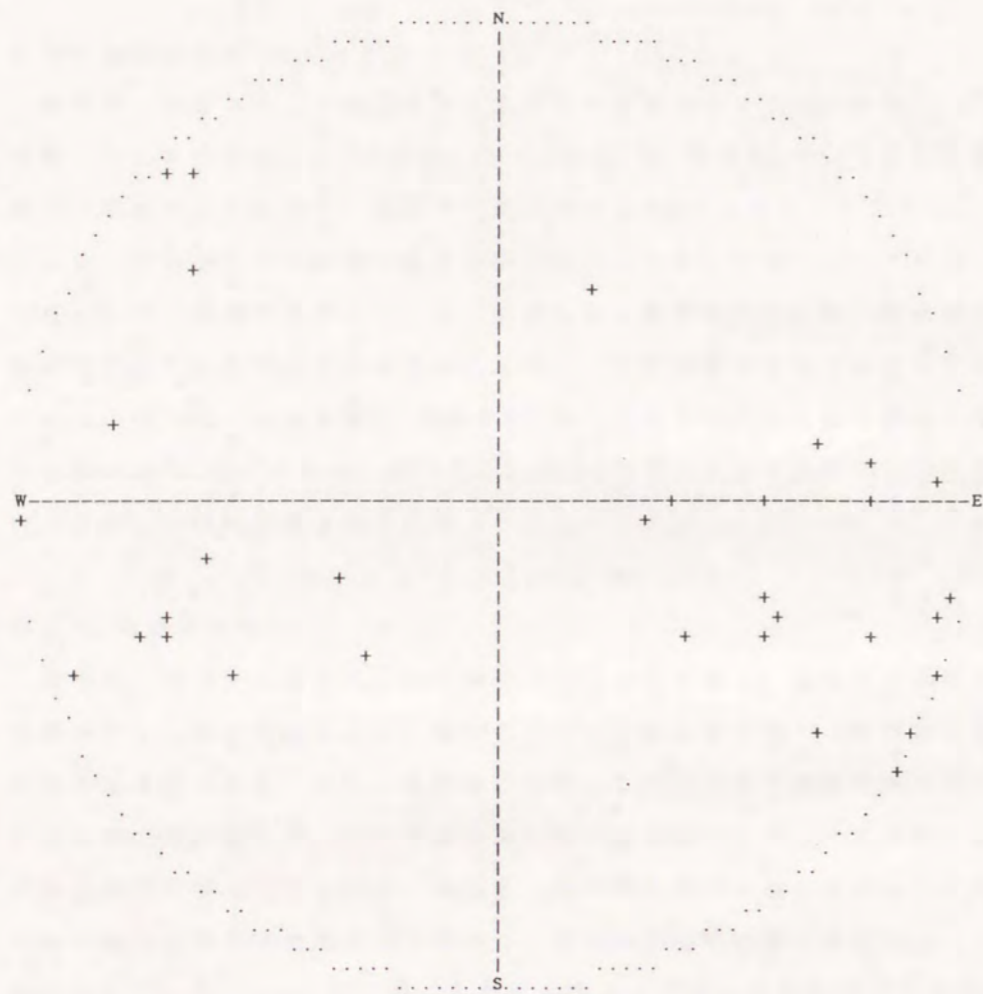


図-2.2(b) 亀裂方位データのステレオ投影-B地域
(シュミットネット、下半球投影)

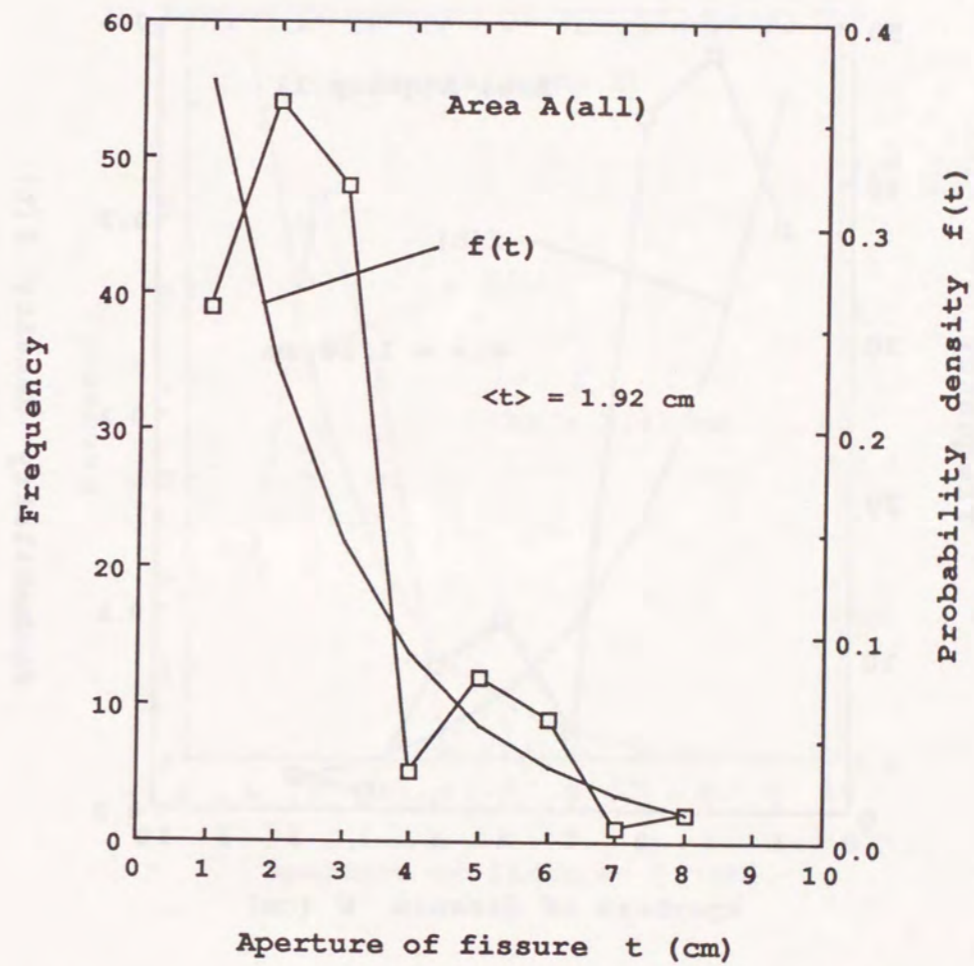


図-2.3(a) 亀裂開口幅 t の頻度分布と確率密度分布-A地域 (全データ)

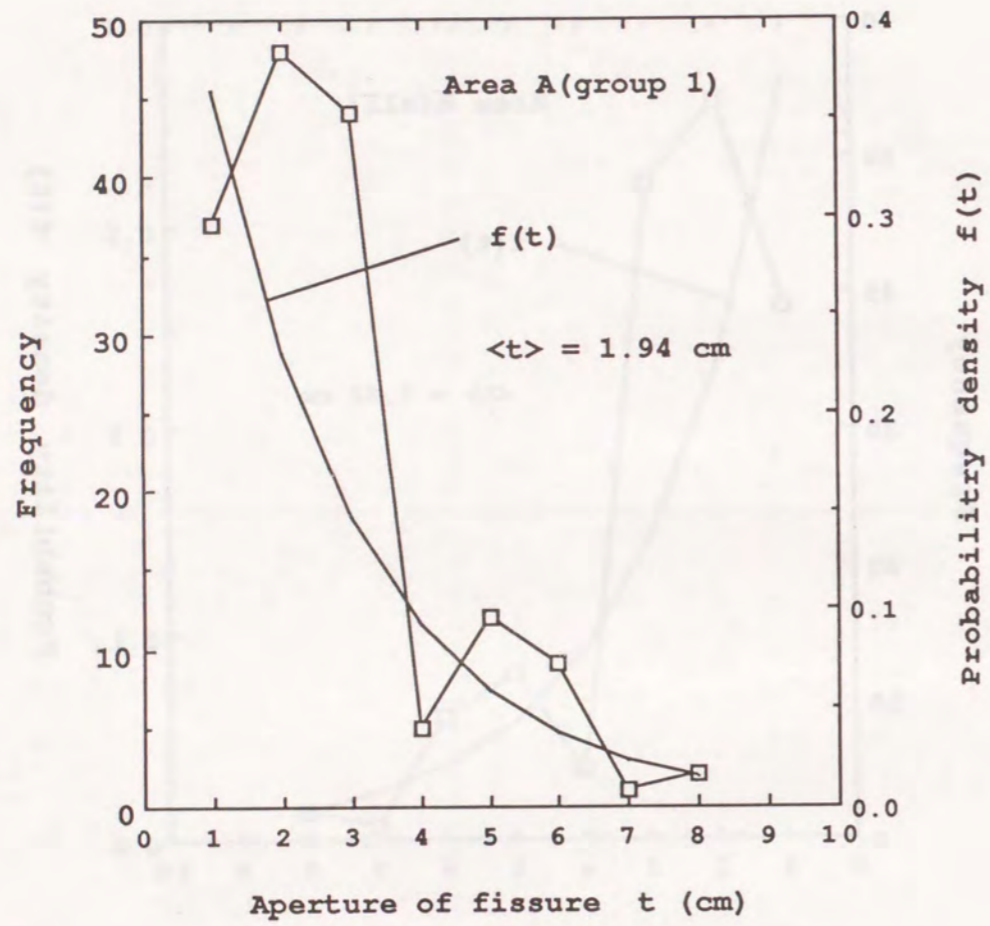


図-2.3(b) 亀裂開口幅 t の頻度分布と確率密度分布-A地域 (グループ 1)

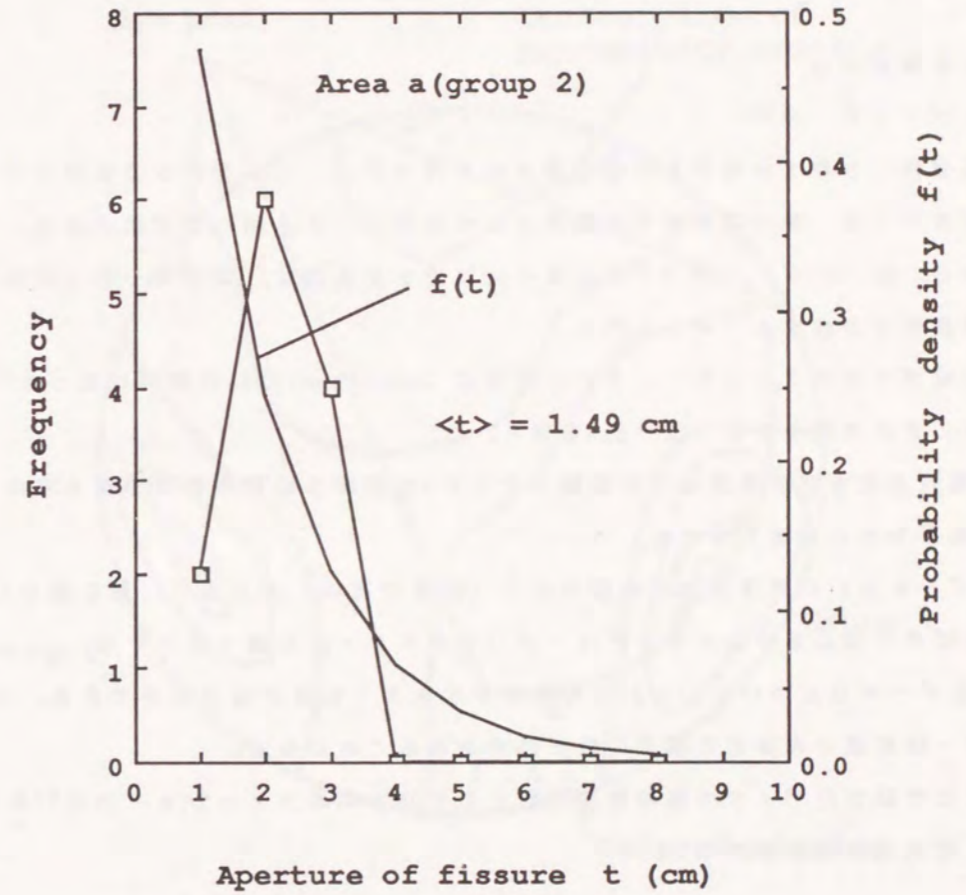


図-2.3(c) 亀裂開口幅 t の頻度分布と確率密度分布-A地域 (グループ 2)

述する方位データのクラスター分析により2つのグループに分けた場合の開口幅 t の分布である。 t の期待値 $\langle t \rangle$ は全データを用いた場合1.92cm、2グループに分けた場合、1.94cmと1.49cmとなり両者に大きな差異はない。

2.2.4 解析手法

(1) クラスター分析

岩盤内に分布する亀裂を同様な透水性を持つグループに分ける方法はいくつか考えられる。最も客観的な分類法として方位データを用いる方法がある。この場合、同一のグループ(クラスター)に属する亀裂は、ほぼ同一の方向の透水経路系を形成すると考えられる。

方位データをクラスターに分ける手法は Schaeben(1984)の原理に従った³⁾。以下にその方法を示す(図-2.4参照)。

- 1) 亀裂方位を示す亀裂面への法線ベクトル n の球面上の確率密度分布を求める。
- 2) 密度分布の勾配を求める。
- 3) データ点 n_i が密度分布の勾配方向に(密度分布の)山を登り、ある頂点に達すればその頂点を中心とするグループ(クラスター)に属するとする。
- 4) 全データ点について1)~3)を行ないクラスターに分けることができる。クラスターは密度分布曲面の頂点の数だけ分かれることになる。

ここでは方位データの確率密度関数として双方向のフィッシャー分布⁴⁾を考え、次式のように表わした。

$$f(\alpha; \kappa) = C \cdot \exp\{\kappa \cdot \cos(2\alpha)\} \quad \text{-----} \quad (2.2)$$

その勾配は次式のように表わされる。

$$\text{grad}(f) = \text{grad}\{f_n(V)\} - [V \cdot \text{grad}\{f_n(V)\}]V$$

ここに

$$f_n(V) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n f(\alpha_{ij}; \kappa)$$

α : 分布中心からの角距離

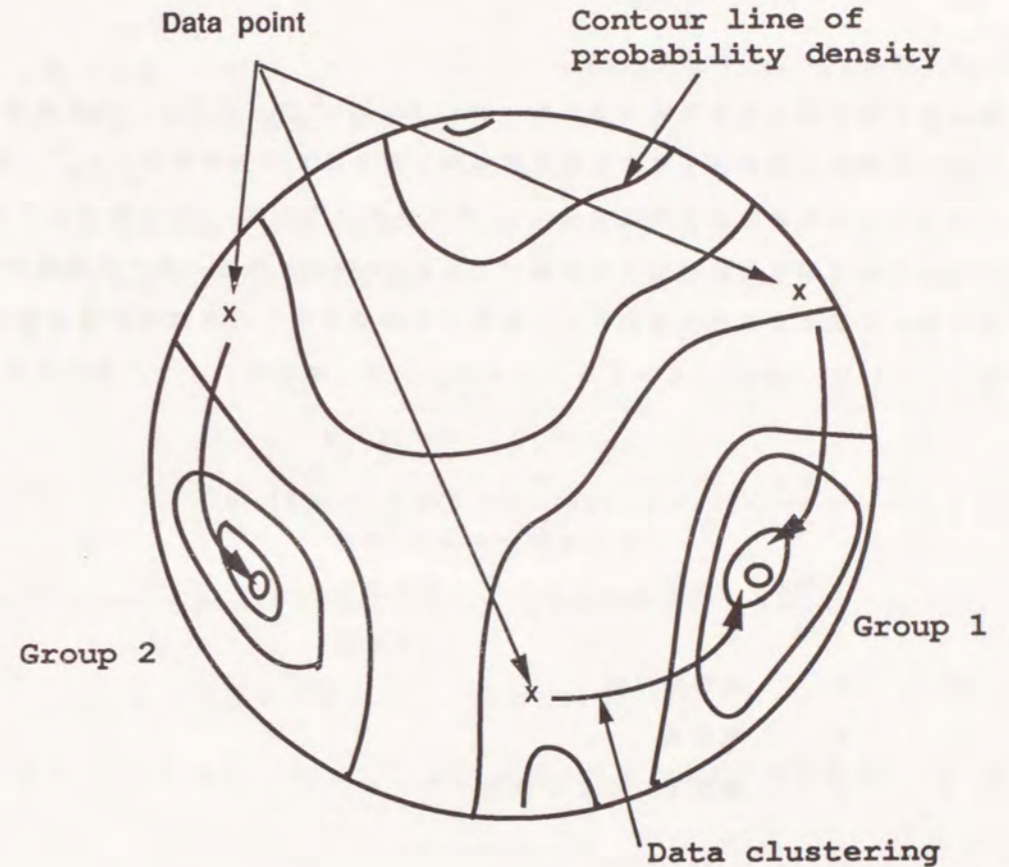


図-2.4 亀裂のクラスター分析概念図

- κ : 分散
- n : データ総数
- C : 定数 ($C=1$ と仮定)

(2) 透水係数テンソルの決定方法

亀裂性岩盤の透水性を決定するため、Oda(1985)のクラックテンソル理論を使ってそれと等価な透水性を有する多孔質媒体に置き換える方法を用いた²⁾。クラックテンソル理論では亀裂は半径 r 、一様な厚さ(開口幅) t の円盤でモデル化され、その方位は円盤に立てた法線ベクトル n で表わされる。個々の亀裂の中の水の流れは層流であると仮定され、亀裂相互の交差部での水頭損失は無視できるとしている。Odaによるとクラックテンソル P_{ij} は次式のように表わされる。

$$P_{ij} = \frac{\pi \rho}{4} \int_0^{\infty} t^3 g(t) dt \int_{\Omega} r^2 f(r) dr \int_{\Omega} n_i n_j E(n) d\Omega$$

$$= \frac{\pi \rho}{4} \langle t^3 \rangle \langle r^2 \rangle N_{ij}, \quad (i, j=1, 2, 3) \quad (2.3)$$

- ここに、 t : 亀裂開口幅
- r : 亀裂長
- n : 亀裂面に立てた法線ベクトル

$$\langle t^3 \rangle = \int_0^{\infty} t^3 g(t) dt$$

$$\langle r^2 \rangle = \int_0^{\infty} r^2 f(r) dr$$

$$N_{ij} = \int_{\Omega} n_i n_j E(n) d\Omega$$

- ρ : 亀裂の分布密度
- $g(t)$: 亀裂開口幅の確率分布密度
- $f(r)$: 亀裂長の確率分布密度
- $E(n)$: 亀裂方位の確率分布密度
- Ω : 立体角

である。異方透水係数テンソル k_{ij} はクラックテンソル P_{ij} を用いて

$$k_{ij} = \lambda (P'_{kk} \delta_{ij} - P'_{ij}), \quad (i, j=1, 2, 3) \quad (2.4)$$

と表される。ただし、 $P'_{ij} = (1 - \alpha_0) P_{ij}$ で定義される二階の対称テンソルであり、水の浸透に有効な亀裂の幾何学性を表わしている。ここに、 $\lambda < 1/12$, $0 < \alpha_0 < 1$ である。

一般には露頭の規模が小さいことが多いため、亀裂データの中で亀裂長(r)については測定ができないことが多い。そこで、亀裂分布密度を次式のように定義する。

$$\rho = \frac{N^{(q)}}{V} = \frac{4 N^{(q)}}{\pi \langle r^2 \rangle h \langle |n \cdot q| \rangle} \quad (2.5)$$

- ここに、 $N^{(q)}$: 測線 q を横切る亀裂の数
- V : 亀裂をサンプリングした領域の体積
- h : 測線長
- $\langle |n \cdot q| \rangle = \int_{\Omega} |n \cdot q| E(n) d\Omega$

式(2.3)に式(2.5)を代入して $\langle r^2 \rangle$ を消去すると次式が得られる。

$$P_{ij} = \langle t^3 \rangle \frac{N^{(q)}}{h} \frac{N_{ij}}{\langle |n \cdot q| \rangle} \quad (2.6)$$

また、得られた亀裂データのうち開口幅 t については、水理学的な意味からすると精度が低いことが指摘できるため、以下の2つの場合を考える。すなわち、

1) $t = t_0$ (一定)とする場合

$$P_{ij} = t_0^3 \frac{N^{(q)}}{h} \frac{N_{ij}}{\langle |n \cdot q| \rangle} \quad (2.7)$$

2) $t = \langle t \rangle$ (t の分布が既知)とした場合

$$P_{ij} = \langle t^3 \rangle \frac{N^{(q)}}{h} \frac{N_{ij}}{\langle |n \cdot q| \rangle} \quad \text{----- (2.8)}$$

実際のクラックテンソル算出に当たっては、クラスタ分析で決定したグループ毎に行なった。したがって、領域を代表するクラックテンソルはmグループのクラックテンソルの総和となる。

$$P_{ij} = P_{1ij} + P_{2ij} + \dots + P_{mij} \quad \text{----- (2.9)}$$

2.2.5 仮定条件

前述のように開口幅 t のデータの有無により2つのケースが考えられたが、それぞれについて今回用いた仮定条件を表-2.2に示す。この仮定条件より同一の地域の透水係数テンソルが2種類求まることになる。

開口幅 t_0 を一定と仮定した場合、露頭から判断して t_0 として図-2.5の亀裂開口幅と深度の関係⁵⁾より深度80mの地点の値、 $40 \mu\text{m}$ を採用した。

表-2.2 クラックテンソル算出の際の仮定条件

仮定条件	Case - 1	Case - 2
		$t = t_0$
	$t_0 = 40 \mu\text{m}$	t 分布を指数分布

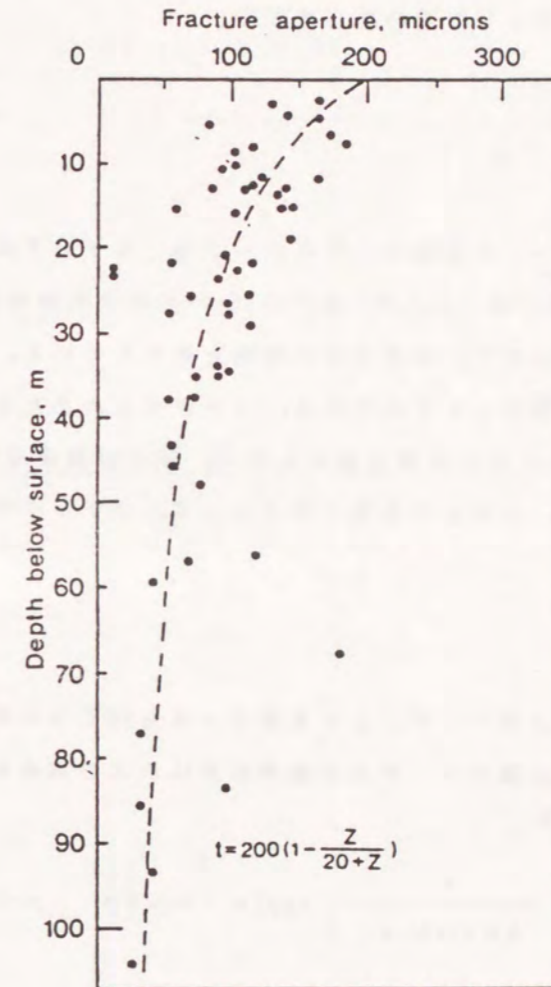


図-2.5 亀裂開口幅と深度の関係 (Bianchi & Snow(1968)⁶⁾)

2.2.6 結果と考察

(1) 方位データに関する確率密度

方位データの確率密度E(n)は亀裂面法線ベクトル nの球面上の1%の面積を有する小円内の集中度として求めた。ただし、

$$\int_{\Omega} n_i n_j E(n) d\Omega = 1 \quad \text{-----} \quad (2.10)$$

である。クラックテンソル算出時にはグループ毎に各データ点でE(n)を求める方法を用いた。図-2.6は(x,y,0)面上の25x25の格子を球面に投影し、各格子点でE(n)を算出したもので、密度分布の概略を表わしている。図の数値はE(n)の最大を10として5等分したものである。大円からはみ出たものは法線ベクトルnが双方向性を持つために計算できるもので、球面の密度分布の連続性をとるためにわざと残した。このような粗い格子にしても元データの性質をよく表わしている。

(2) クラスタ分析

方位データのクラスタリングにより亀裂データをいくつかのグループに分ける。クラスタリングの際のデータ点の確率密度は次式で示されるフィッシャー分布を仮定している⁴⁾。

$$f(\theta, \phi) = \frac{\kappa}{4\pi \sinh(\kappa)} \exp(\kappa \cdot \cos \theta) \quad \text{-----} \quad (2.11)$$

ここに、θ, φは図-2.7に示すように与えた分布中心の位置を表わす角度である。また、κは分散に相当する定数で、κが大きくなればデータの分散が小さくなる。図-2.8に、方位データの分布の中心から中心角φ₀の範囲に存在するデータ点の割合について、Watson(1966)のκとφ₀の関係を示す⁵⁾。したがって、κをいろいろ変えるとそれに伴ってクラスタ分析結果も変化する。そこで、κをいくつか変えてクラスタリングを実行し、最もよいグループ分けはグループ数が少なくなるという基準を設けて、試行錯誤から最終的にはκの値を



図-2.6(a) 亀裂密度分布-A地域

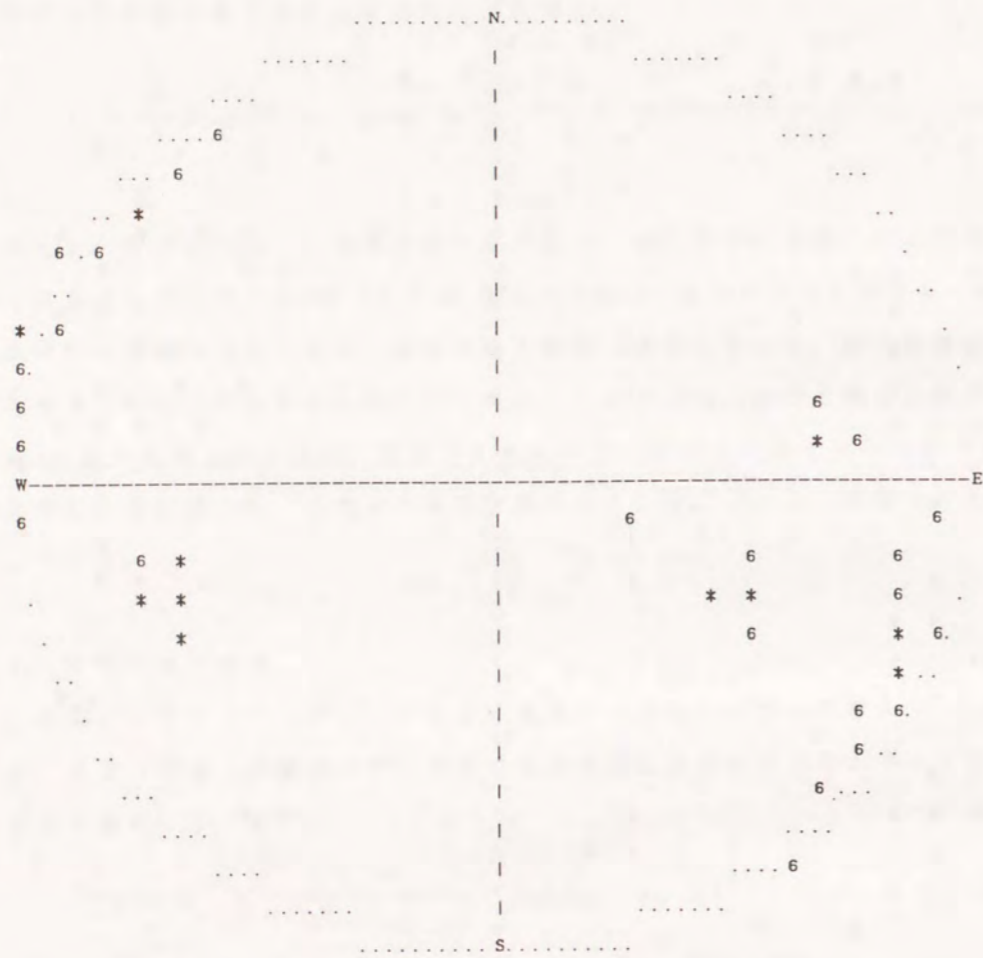


図-2.6(b) 亀裂密度分布-B地域

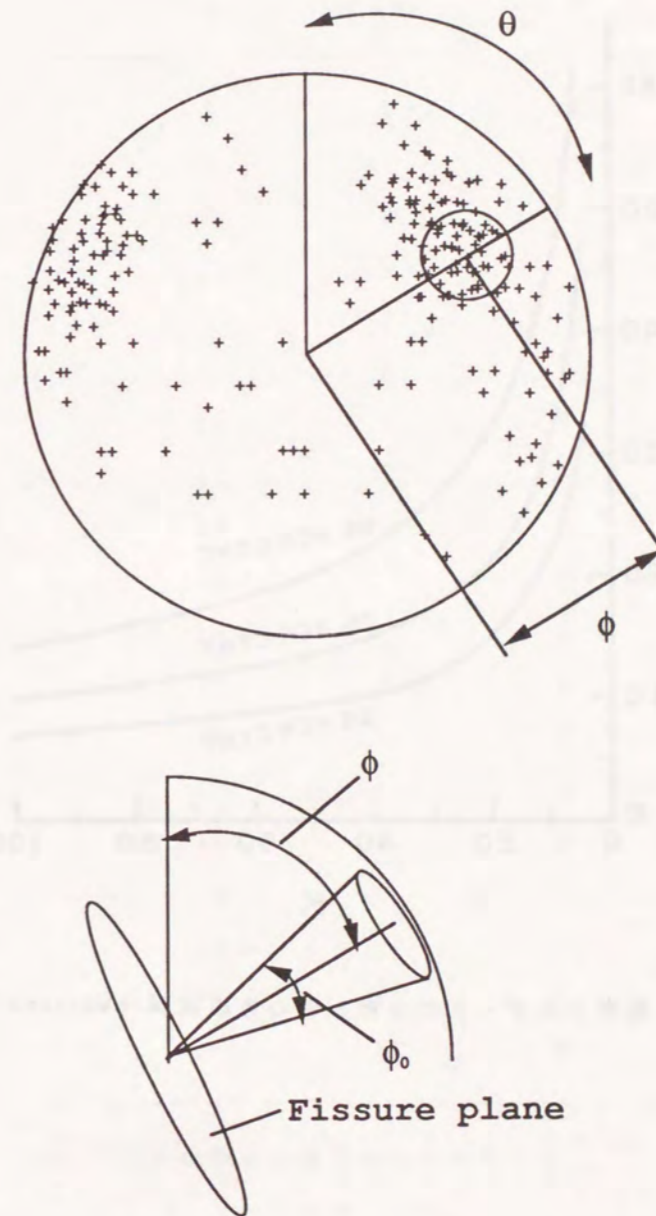


図-2.7 球面上の亀裂方位データ (シュミットネット、上半球投影)

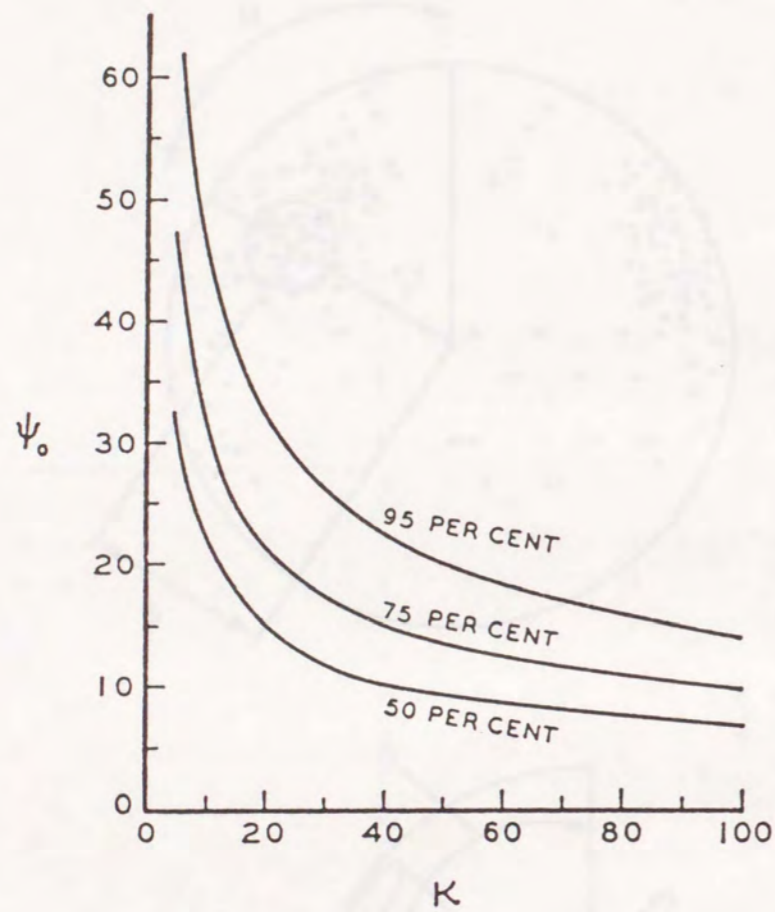


図-2.8 亀裂方位データの分散と中心角の関係 (Watson(1966)⁵⁾)

表-2.3 確率密度関数の分散値とクラスター数

分散値 κ	クラスター数	
	A	B
1	1 *	14
5	1	12
6	2	
7	2 *	
8	2	
9	3	
10	5	7
11		5
12		6
13		5 *
14		5
15	8	6
16		7
17		6
18		6
19		7
20	12	7
25	12	7
30	15	9

* : 以後の解析に使用したものを示す。

人間が判断した。

A、B両地域の亀裂データに対して κ とクラスター数（グループ分け）の関係を表-2.3に示す。図-2.9、2.10に代表的なクラスタリングの結果を示す。できるだけ少ないグループ分けになるよう領域Aについては $\kappa=1$ 、 $\kappa=7$ の2通り、領域Bについては $\kappa=13$ とした。

(3) 各グループの測線毎の見掛け亀裂密度

クラスタリングにより地域Aのものはグループに分かれなかった場合（1グループ）と2グループに分かれた場合があり、地域Bのものは5グループに分けられた。各グループの亀裂密度の算出に当っては、まず測線毎に同一グループに属する亀裂のみ抽出する。次に測線が各グループの平均の亀裂面と直交する方向に測線長を修正し、その値で亀裂数を除して測線(m) についての見掛け亀裂密度 ρ_m を求める（式(2.12)）。各グループの亀裂密度は ρ_m の幾何平均とした。

$$\rho_m = \frac{N(q)}{h} \cdot \frac{1}{\langle |n \cdot q| \rangle} \quad (2.12)$$

その結果を表-2.4に示す。地域Aの亀裂はグループ分けしなかった場合に、見掛け亀裂密度の平均値 ρ_a は 0.372(1/m)となり、2グループに分かれた場合には各々、 $\rho_{1a}=0.341(1/m)$ 、 $\rho_{2a}=0.0318(1/m)$ と求まった。2グループに分けた場合の第2グループの見掛け亀裂密度が第1グループのものに比べて約1/10と求まったことは、第2グループの情報のクラックテンソルへの寄与率も1/10となると考えてよい。

地域Bの見掛け亀裂密度は第1、第2グループのものが大きく、したがってクラックテンソルへの寄与率も大きいと考えられる。第1グループのものは、ほぼN30° Eの走向をもち、90° ~70°の傾きを有している。第2グループのものはほぼN30° Wの走向をもち、90° ~40°の傾きを持っている。表-2.4(b)より、地域Bの亀裂は第4、第5グループを除いた実質3グループと考えるのが自然である。

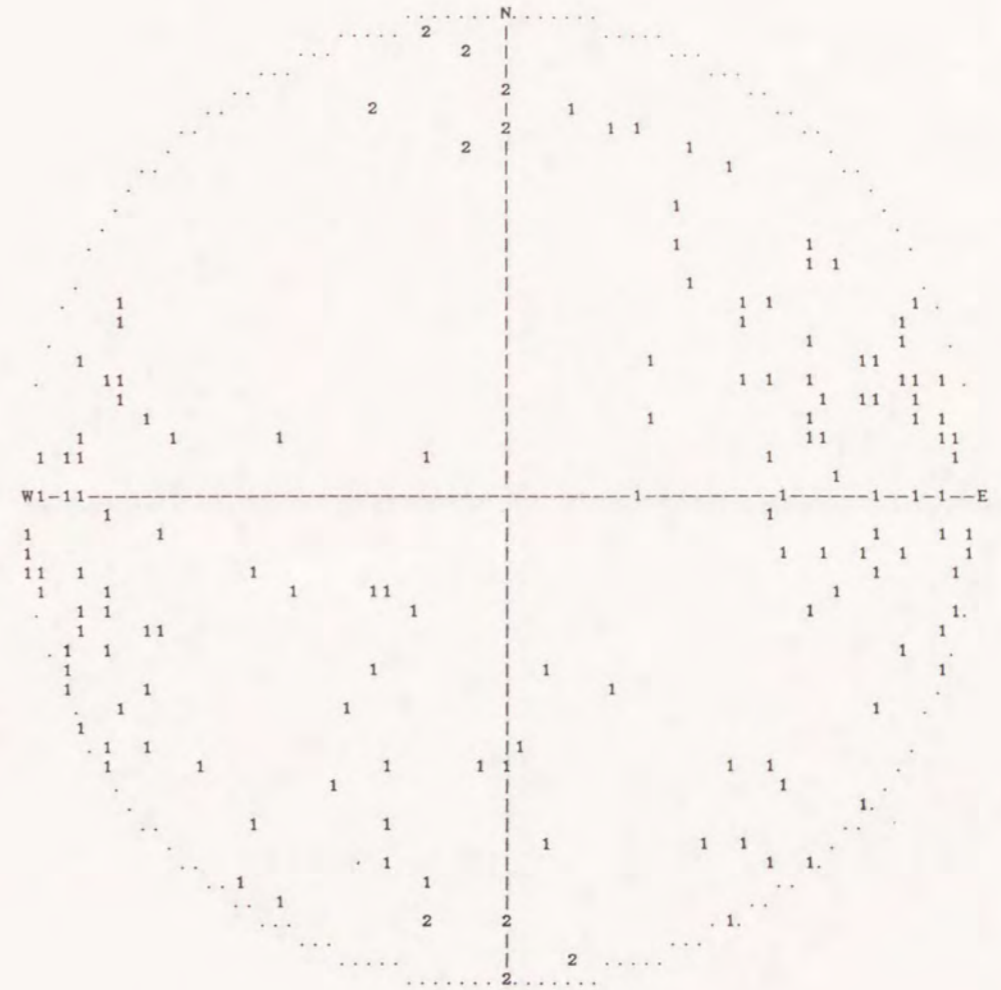


図-2.9(a) 亀裂のクラスタリング結果-A地域 ($\kappa=7$)

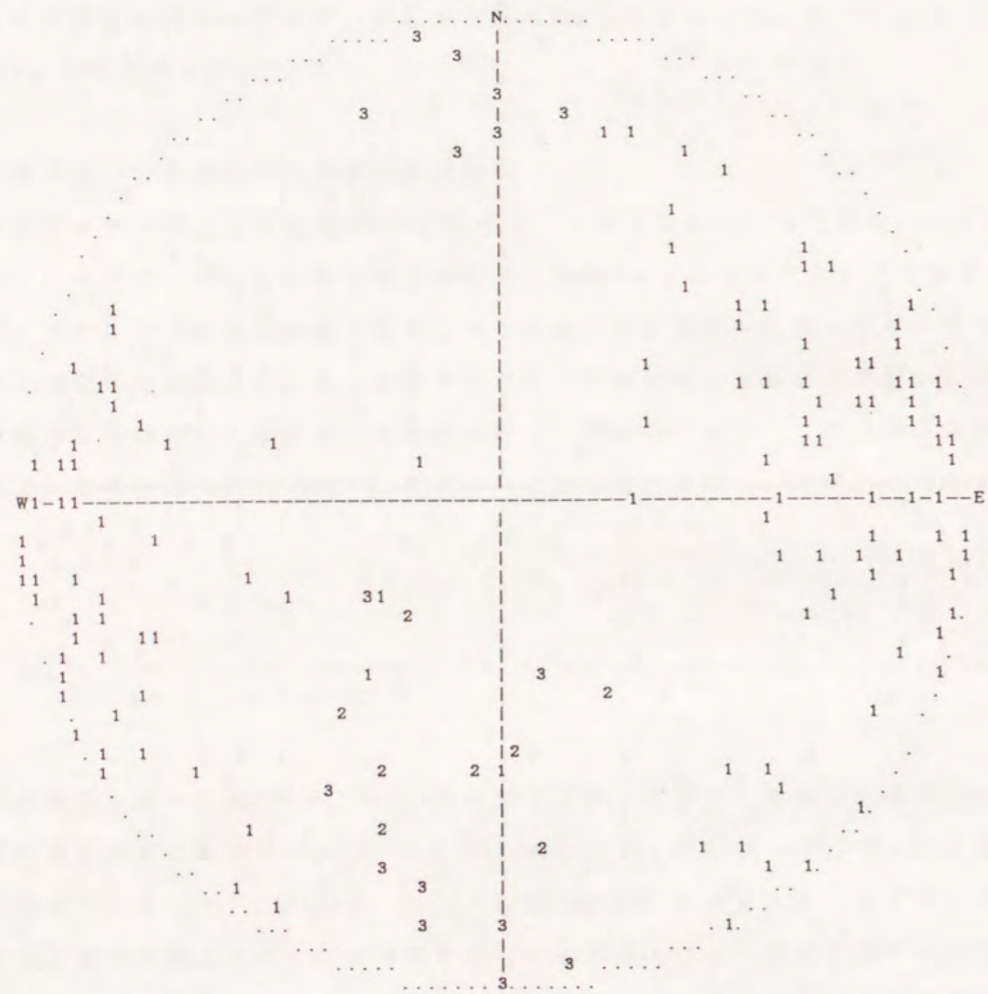


図-2.9(b) 亀裂のクラスタリング結果-A地域 ($\kappa = 9$)

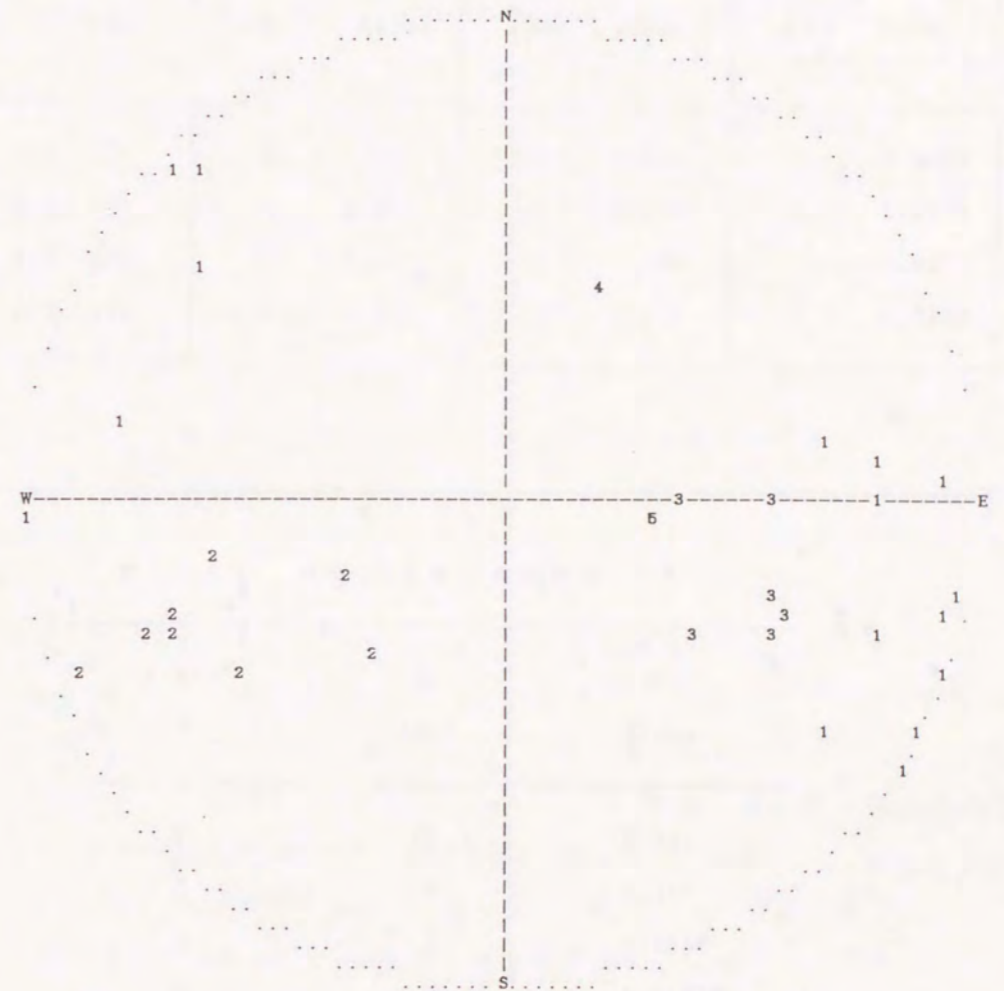


図-2.10(a) 亀裂のクラスタリング結果-B地域 ($\kappa = 13$)

(4) クラックテンソルと透水係数テンソル

亀裂データのうち亀裂開口幅データの取扱いにより、クラックテンソル P_{ij} の算出に2つの場合があることは既に述べた。地域Aについてグループ毎に求めたクラックテンソルおよび透水係数テンソル k_{ij} と透水主軸方向の値を表-2.5~2.7に示す。ここで λ についてはRobinson(1984)によるパーコレーション理論により、亀裂相互の連結性は十分であるとして最大値である1/12を用いた⁷⁾。表-2.8に主軸方向の透水係数の平均より求めた平均透水係数 k_a を示す。

$$k_a = (k'_{11} + k'_{22} + k'_{33})/3 \text{ -----(2.13)}$$

表-2.5~2.8よりわかるようにCase-1~2で示される仮定条件の違いにより2種の岩盤とも求めた透水係数はそれぞれ 10^{-6} , 10^2 cm/secのオーダーとなり両者にかんがりの隔たりが認められた。しかし各ケースでは、両地域に分布する岩盤の透水係数には大きな差異はない。

周辺山地部のルジオン試験より求められた透水係数はC級の岩盤で 10^{-6} ~ 10^{-4} cm/secのオーダー、D級の岩盤で 10^{-5} ~ 10^{-3} cm/secのオーダーであり、深度と弱い相関を示していた。図-2.11にルジオン試験より得られた透水係数の頻度分布を示す。C級以上の岩盤についてみるとその透水係数は 2×10^{-6} ~ 3×10^{-4} cm/secの範囲で一様分布に近いといえる。単純に対数平均より平均透水係数 k_a を求めるとC級岩盤で $k_a = 2.56 \times 10^{-5}$ cm/sec、D級岩盤で 7.08×10^{-5} cm/secとなった。原位置透水係数としてここではこの値を一応の目安とする。一方、クラックテンソルより求めた平均透水係数(表-2.8参照)のうち、Case-1のものは開口幅 t を一定と仮定し、 $t=40 \mu\text{m}$ としたもので、地域Aの岩盤で $k_a = 1.29 \times 10^{-6}$ cm/sec、地域Bの岩盤で $k_a = 1.26 \times 10^{-6}$ cm/secとなり、D級岩盤の約1/50、C級岩盤では約1/20とくい違いが認められる。もし、 $t=100 \mu\text{m}$ および $150 \mu\text{m}$ と仮定するとそれぞれ $k_a=2.0 \times 10^{-5}$ cm/sec、 7.0×10^{-5} cm/secとなり、原位置のものとはほぼ一致する。 $t=100 \mu\text{m}$ および $150 \mu\text{m}$ を示す深度をBianchi & Snow(1968)⁶⁾(図-2.5参照)より求めると、各々20m、7mとなり地表面近傍となる。他方、Case-3のものは 10^2 cm/secのオーダーとなり非現実的な値といえる。これについては、原位置で観察された開口部には粘土および角礫などの介

表-2.5(a) 地域Aのクラックテンソル P_{ij} (グループ分けをしない場合)

P_{ij} (Case-1)			P_{ij} (Case-2)		
(10^{-16} m^2)			(10^{-8} m^2)		
182	24.6	-12.2	857	116	-57.6
24.6	32.6	-2.22	116	154	-10.5
-12.2	-2.22	23.0	-57.6	-10.5	108

(Case-1: $t=40 \mu\text{m}$, Case-2: $t=\langle t \rangle$)

表-2.5(b) 地域Aの透水係数テンソル k_{ij} (グループ分けをしない場合)

k_{ij} (Case-1)			k_{ij} (Case-2)		
(10^{-6} cm/sec)			(10^2 cm/sec)		
0.454	-0.201	0.100	2.14	-0.948	0.471
-0.201	1.68	0.0181	-0.948	7.88	0.0854
0.100	0.0181	1.75	0.471	0.0854	8.25
0.414	0	0	1.95	0	0
0	1.71	0	0	8.04	0
0	0	1.76	0	0	8.29

(Case-1: $t=40 \mu\text{m}$, Case-2: $t=\langle t \rangle$, $\lambda=1/12$)

表-2.6 地域Aの透水係数テンソル k_{ij} (2グループに分けた場合)

k_{ij} (Case-1) (10^{-6} cm/sec)			k_{ij} (Case-2) (10^2 cm/sec)		
0.529	-0.183	0.0928	2.22	-0.914	0.457
-0.183	1.59	0.0242	-0.914	7.69	0.0997
0.0928	0.0292	1.75	0.457	0.0997	8.18
0.491	0	0	2.04	0	0
0	1.62	0	0	7.84	0
0	0	1.76	0	0	8.21

(Case-1: $t=40\mu\text{m}$, Case-2: $t=\langle t \rangle$, $\lambda=1/12$)

表-2.7 地域Bの透水係数テンソル k_{ij} (5グループに分けた場合)

k_{ij} (Case-1) (10^{-6} cm/sec)			k_{ij} (Case-2) (10^2 cm/sec)		
0.737	0.0278	-0.0561	1.69	0.155	-0.0501
0.0278	1.66	-0.154	0.155	3.93	-0.393
-0.0561	-0.159	1.39	-0.0501	-0.393	3.30
0.732	0	0	1.68	0	0
0	1.73	0	0	4.13	0
0	0	1.32	0	0	3.11

(Case-1: $t=40\mu\text{m}$, Case-2: $t=\langle t \rangle$, $\lambda=1/12$)

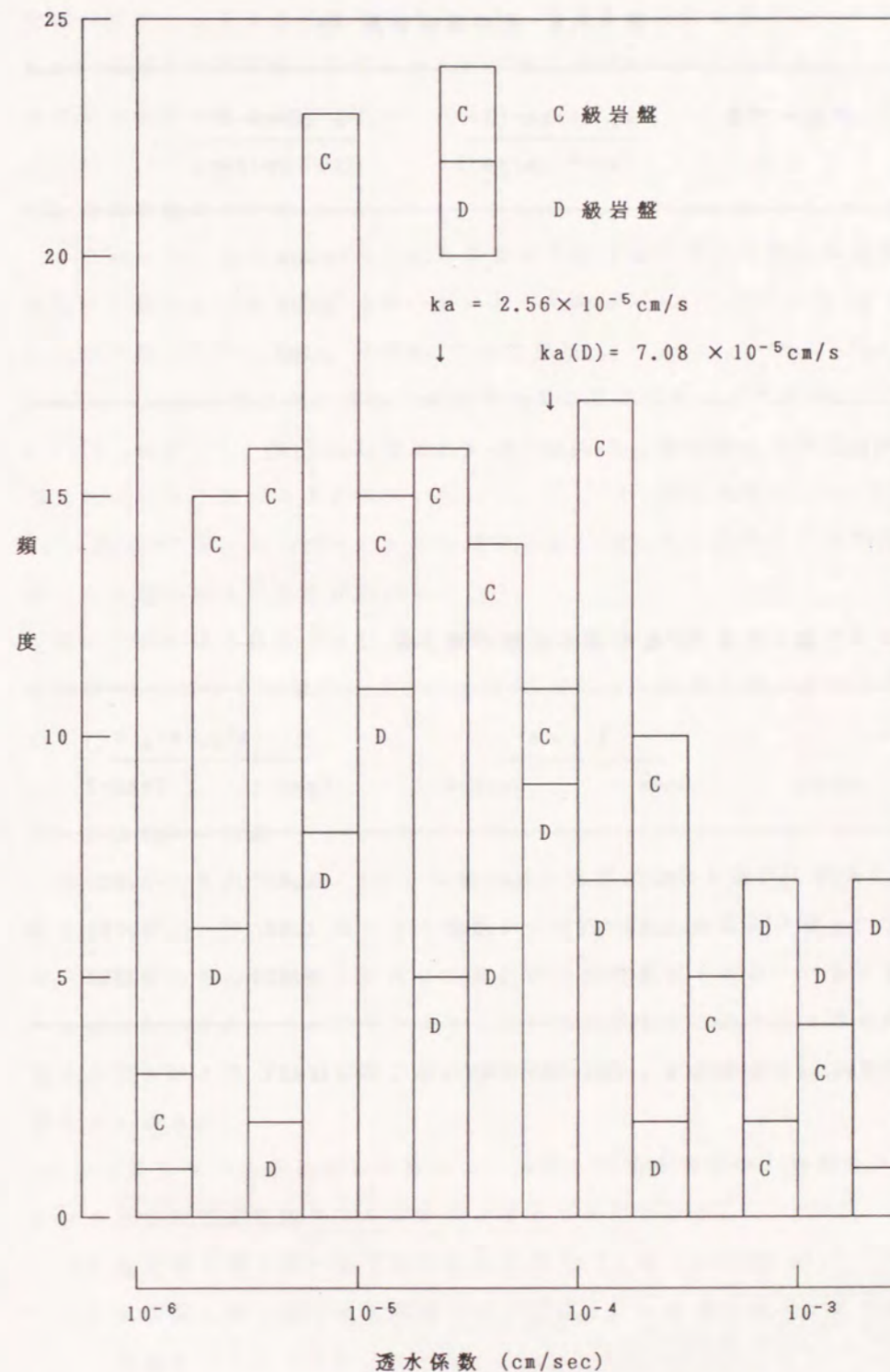


図-2.11 ルジオン試験より求めた透水係数の類度分数

表-2.8 平均透水係数 k_a

グループ数	k_a (Case-1)		k_a (Case-2)	
	(10 ⁻⁶ cm/sec)		(10 ² cm/sec)	
A 1	1.29		6.09	
A 2	1.29		6.03	
B 5	1.26		2.97	

(Case-1: $t=40\mu\text{m}$, Case-2: $t=\langle t \rangle$, $\lambda=1/12$)

表-2.9 岩盤の透水係数の異方性

Group	k'_z/k'_x		k'_z/k'_y	
	Case-1	Case-2	Case-1	Case-2
	A 1	4.25	4.25	1.03
A 2	3.58	4.02	1.09	1.05
B 5	1.80	1.85	0.760	0.753

(Case-1: $t=40\mu\text{m}$, Case-2: $t=\langle t \rangle$, $\lambda=1/12$)

在物が存在し、今回の解析ではそれらを一切考慮せず介在物がないものとしたため、水理学的開口幅としてはかなり大きく見積もったことになり、このような大きな差異が現われたと考えられる。

(5) 透水係数の異方性

クラックテンソルより求められた岩盤の透水係数の異方性をZ軸方向の透水係数のX軸あるいはY軸方向のそれに対する比($k'_z/k'_x, k'_z/k'_y$)として表したのが表-2.9である。地域Aについては k'_z/k'_x は3.5~4.3、 k'_z/k'_y は1.0~1.1となりXZ面に関して水理学的異方性が大きい。地域Bについては、 k'_z/k'_x が約1.8、 k'_z/k'_y が約0.8とやはりXZ面に関して同様の異方性が現われている。表には示されていないが、 k'_y/k'_x 値は地域Aについて3.3~4.1、地域Bに対して2.3~2.5となりXY面に対しても同様に水理学的異方性が大きく現われているのがわかる。

図-2.12に透水係数テンソルの主軸方向を示す。水理学的主面であるXY面は地域Aに分布する岩盤で5~8度、地域Bに分布する岩盤で約22度水平面から傾いている。

(6) 解析結果の結論

花崗岩から構成されるA,Bの2地域の岩盤露頭に測線を設け、測線と交わる亀裂をサンプリングした。得られた亀裂データのうち、亀裂開口幅 t 、方位データ(亀裂面の走向/傾斜)を用いて亀裂群の幾何学性を表わすクラックテンソルを求めた。またクラックテンソルを用いて岩盤をその透水性と等価な多孔質媒体に置き換えることで岩盤の異方透水係数テンソルを求めた。以下にその結論をまとめると、

1) 以下の2ケースを仮定した場合に、実測した亀裂情報から岩盤のクラックテンソルおよび透水係数テンソルを決定することができた。

a) 亀裂開口幅 t が一定であるとした場合 ($t=t_0=40\mu\text{m}$)

b) 亀裂開口幅 t の分布を指数分布で近似し、 t が期待値 $\langle t \rangle$ で表わされる場合 ($t=\langle t \rangle$)

2) 上述の簡単な仮定のうち、a)より求めた岩盤の透水係数テンソルはルジオ

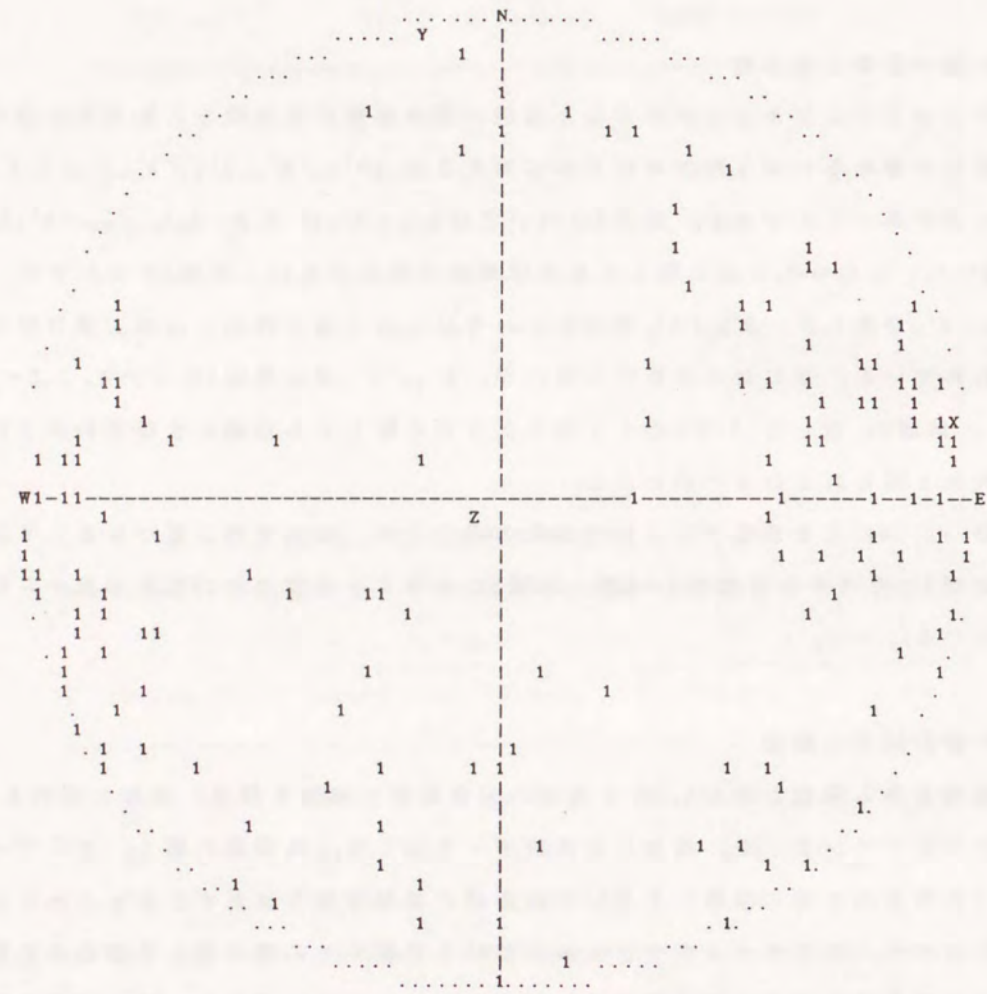


図-2.12(a) 透水係数テンソルの主軸方向 (x-y-z) - A地域

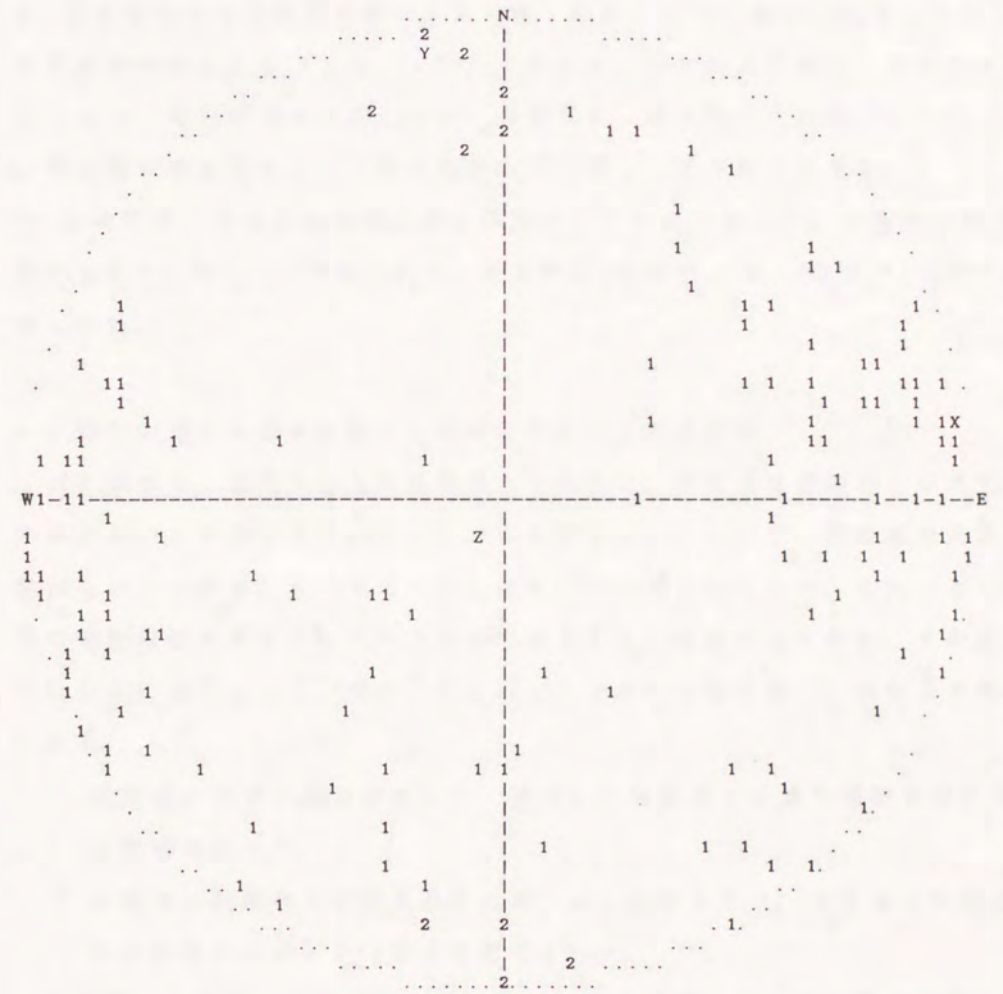


図-2.12(b) 透水係数テンソルの主軸方向 (x-y-z) - A地域
(2グループに分けたケース)

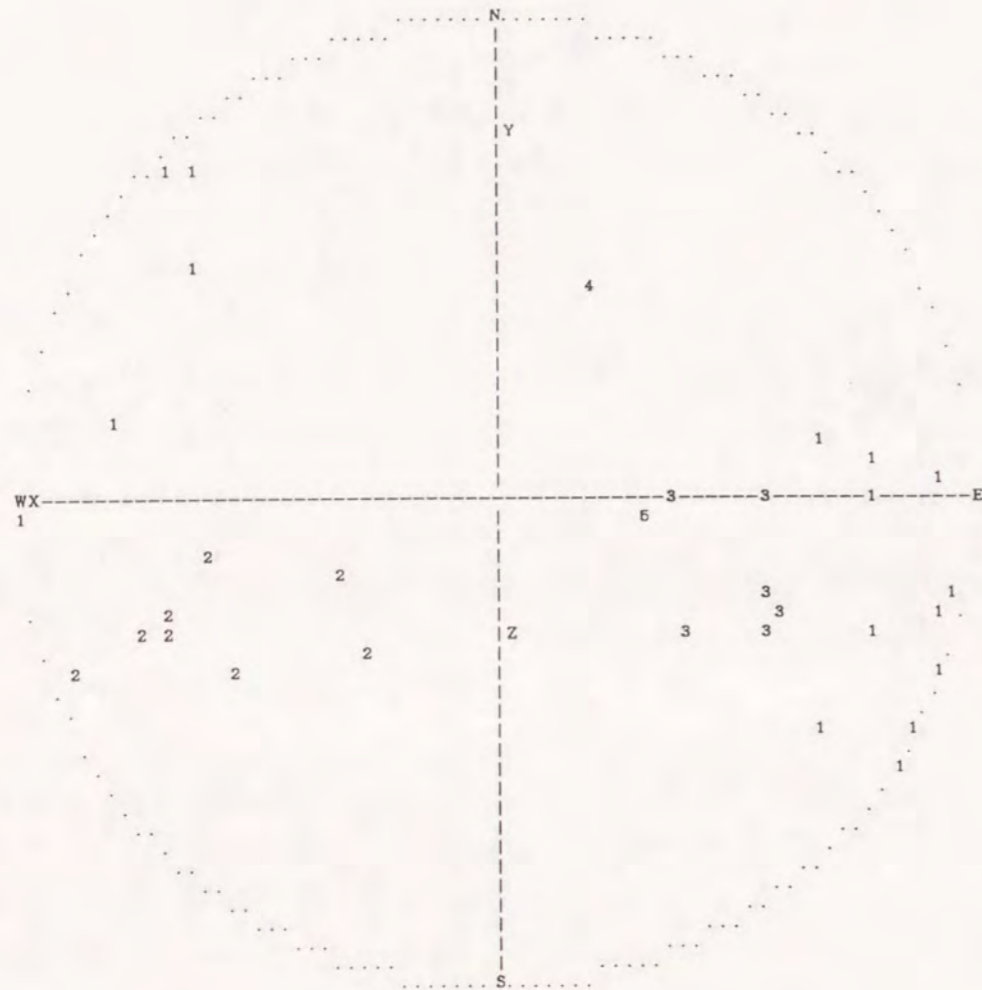


図-2.12(c) 透水係数テンソルの主軸方向 (x-y-z) - B地域
(3グループに分けたケース)

ン試験より決定された透水係数の分布範囲にあった。

3) 亀裂開口幅 t を一定と仮定した場合、原位置透水係数とよくあう一定の水理学的開口幅 t_0 は $100\mu\text{m} \sim 150\mu\text{m}$ と推定された。

4) 開口部の介在物を取り除いた開口幅 t の測定データを指数分布で近似し、 t をその期待値として ($t = \langle t \rangle$) クラックテンソルより算出した透水係数テンソルは、原位置透水係数と大きく異なった。開口部の介在物がないものとして開口幅を取り扱ったのでは水理学的開口幅として不適當である。

5) 対象領域に分布する岩盤の透水係数テンソルの主値から、水理学的異方性が認められた。 $k'_x:k'_z$ で表わすと、異方性はA地域で 1:4、B地域で 1:2程度と見積られた。

2.3 岩盤の透水性評価に関する従来の方法とその問題点

2.2 節では、亀裂という地質情報から実際に、地質統計学および水理学的手法を用いて岩盤の透水係数テンソルを推定した。そして、原位置岩盤透水試験 (ルジオン試験) から求めた透水係数との比較を試みたが、これにより原位置の岩盤の透水係数テンソルを満足に決定するには至らなかった。その原因について主に以下の2点が考えられる。ここでそれらを考察し、問題点を明らかにする。

- 1) 地質量の測定に限界があつて、測定した地質量から透水係数を推定するには無理があつた。
- 2) ルジオン試験からは透水係数は唯一つしか決まらず、地質量から推定した透水係数テンソルと比較が困難であつた。

まず第一の原因から考察する。地質情報から推定した岩盤の透水係数テンソルとは、岩盤と水理学的に等価な均質異方性媒体の透水性を対称で正定値を持つ二階のテンソルで表したものである。この等価多孔質媒体に置換する際に問題となるのは、亀裂の数が十分存在し統計処理が可能な場合においても、地質情報すなわちサンプリングした亀裂の分布密度や方位、開口幅、長さ等のデータの測定精度がそのまま岩盤の透水係数テンソルの信頼性を左右するために、信頼性の高い地質データが要求されるにもかかわらずそれが困難なことである。円盤モデルの直径で表わされる亀裂の長さについて測定は容易ではない。岩盤

の大規模な露頭が存在したり、大きなトレンチを掘削できる場合を除いて測定は困難となる。トンネルや調査横坑の直径より大きな亀裂は測定できないし、ボーリング孔からはまったく亀裂長さのデータは得られないと考えた方がよい。2.2節では亀裂長のデータが得られない場合のクラックテンソルの計算式を式(2.6)に示した。式(2.6)に含まれる地質学的測定量は測線を横切る亀裂の数と亀裂方位および、亀裂開口幅である。亀裂の数の測定については特に問題はない。亀裂方位については、従来よりクリノメータを用いて測定が実施されており、比較的信頼性の高いデータが得られる。最近、ボアホールTVの発達により孔内の状況を映像化でき、岩盤の連続コアサンプルがあたかも得られたような良質の亀裂サンプリング方法も実用化され、亀裂方位についての測定がボーリング孔を利用してできるようになってきている。一方、亀裂開口幅についてみると様相が一変する。2.2節でも指摘したようにクラックテンソル理論から等価な多孔質媒体に置換する場合、亀裂開口幅とは水理学的開口幅を意味する。式(2.3)から分かるように、透水係数テンソルは開口幅の3乗に比例し、開口幅は透水係数テンソルを決定する際の大きなファクターである。にもかかわらず、露頭やボーリング孔から実測することが困難で、開口部に介在物が存在する場合には水理学的開口幅を測定することは実際上不可能であると考えられる。透水係数テンソル (k_{ij}) を視覚的に表すと、図-2.13に示すような透水楕円体で表現できる⁸⁾。楕円体の半径はその方向の透水係数 (directional hydraulic conductivity) の平方根を表す。従って、地質情報から決定した k_{ij} を評価すると、透水楕円体の主軸方向については信頼することができ、その半径に相当する k_{ij} の絶対値については信頼できないということになる。

次に、第二の原因について考える。原位置岩盤透水試験 (ルジオン試験) から求めた透水係数は、亀裂のために全体として水理学的異方性を示す岩盤であっても (また、そのような異方性を持つ岩盤で実際、原位置透水試験を行なっているにもかかわらず)、測定した注水量と注水圧および、注入区間長、ボーリング孔径を用いて、水理学的に均質な等方性媒体を流れる定常流を仮定した理論から透水性を見積っている。すなわち、ルジオン試験から決定される透水係数は透水楕円体で表すと球ということになり、亀裂のために水理学的異方性が大きい場合にはルジオン試験で求める透水係数を誘導した理論上の仮定が満

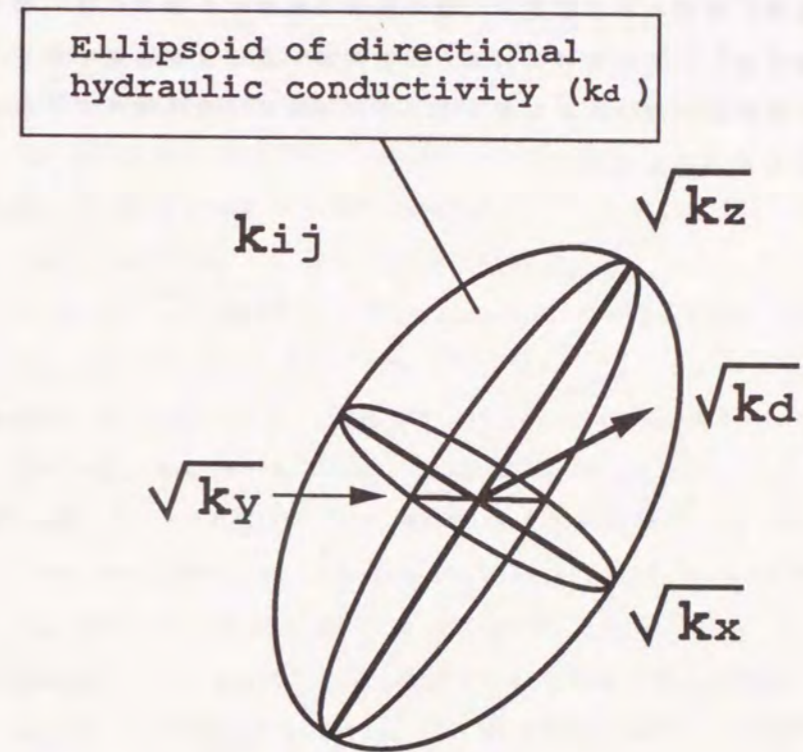


図-2.13 透水楕円体と方向透水係数 (directional hydraulic conductivity)

足されず、そのような理論から決定した透水係数はどういった値、どういった方向を代表しているのか不明と言わざるを得ない。したがって、地質量から推定した透水係数テンソルと直接に比較、検討することができなかった。岩盤の透水性を岩盤と等価な多孔質媒体に置き換えて評価する場合には、透水係数の大きさ（絶対値）とその水理学的異方性を評価することが必須であり、その点でルジオン試験は不適であると言える。水理学的異方性を評価できるような新たな試験方法が必要である。



参 考 文 献

- 1) Long, J. C. S., Remer, J. S., Wilson, C. R. and Witherspoon, P. A. (1982) : Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures, *Water Resour. Res.*, Vol.18, No.3, pp.645~658.
- 2) Oda, M. (1985) : Permeability tensor of discontinuous rock masses, *Geotechnique*, 35, No.4, pp.483~495, 1985.
- 3) Shaeben, H. (1984) : A new cluster algorithm for orientation data, *Jour, Math. Geol.*, 16, pp.139~153.
- 4) Fisher, R. A. (1953) : Dispersion on a sphere, *Proc. Royal Soc. London, ser.A.*, Vol.217, pp.295-305.
- 5) Watson, G. S. (1966) : The statistics of orientation data, *Jour. Geology*, Vol.74, No.5, pt. 2, pp.786-797.
- 6) Bianchi, L., and D.T. Snow (1968) : Permeability of crystalline rock interpreted from measured orientation and aperture of fractures, *Ann. Arid Zone*, 8, No. 2, pp.231-245.
- 7) Robinson, P.C. (1984) : Connectivity, flow and transport in network models of fractured media, Ph. D. dissertation, Oxford Univ., New York.
- 8) Bear, J. (1972) : Dynamics of fluid in porous media, American Elsevier Press, pp.136-148.

第3章 シングルホール法による原位置の亀裂性岩盤の3次元異方透水係数の測定法

3.1 本章の概要

本章では、亀裂性岩盤をそれと水理学的に等価な均質で異方性を持つ多孔質媒体とみなし、その透水係数を野外において測定する方法について論じる。本章ではまず、単一のボーリング孔を用いた注水試験法（シングルホール法）について、水理学的異方性が測定し得るような新たな方法を考察する。第2章で示したように水理学的異方性を持つ多孔質媒体の透水性は透水係数テンソルの作る透水楕円体で表わされる（図-2.12参照）。その主軸方向は岩盤の亀裂の方位や分布密度データを統計処理することにより推定されることは第2章から明かである。例え亀裂開口幅のデータが信頼性を欠くものであっても、方位や分布密度データの信頼性は高く、主軸方向は十分推定可能である。概念的には図-3.1に示すように透水主軸を見積ることができる。従って透水楕円体の半径を、異なる3方向についてなんらかの方法で決定してやれば透水楕円体の形を決めることができ、岩盤の透水係数テンソルがわかる。本章では、こういった考えから、同一のボーリング孔で3種類のシングルホール注水試験を実施し、各注水試験で媒体内に3種類の異なった方向の浸透現象を発生させて、主軸方向の知れた透水楕円体の半径を、異なる3方向について決定するための方法を論じる。このような方法で、シングルホール注水試験から岩盤の透水係数テンソルが精度良く測定することができれば、ある程度、一般化された比較的容易な岩盤の透水性測定法が実現できることになる。

ここで問題となるのは岩盤が多孔質媒体として扱えるかどうかである。岩盤は微視的にみると鉱物の集合体であり、鉱物粒間あるいは鉱物中に微少な亀裂（クラック）がしばしば認められる。巨視的には岩盤は岩石ブロックの集合体と見なすことが可能である。鉱物粒間や鉱物中のクラックがつながった大小の亀裂・クーリングジョイント・地殻応力場で生成されたジョイントや断層・構造線及びそれらの生成に伴ってできる様々な亀裂が岩盤中には存在する。そのような亀裂が透水係数に関する異方性を示す原因となっている。

岩盤内の地下水は、クラック、節理や断層などの地質学的に不連続面である

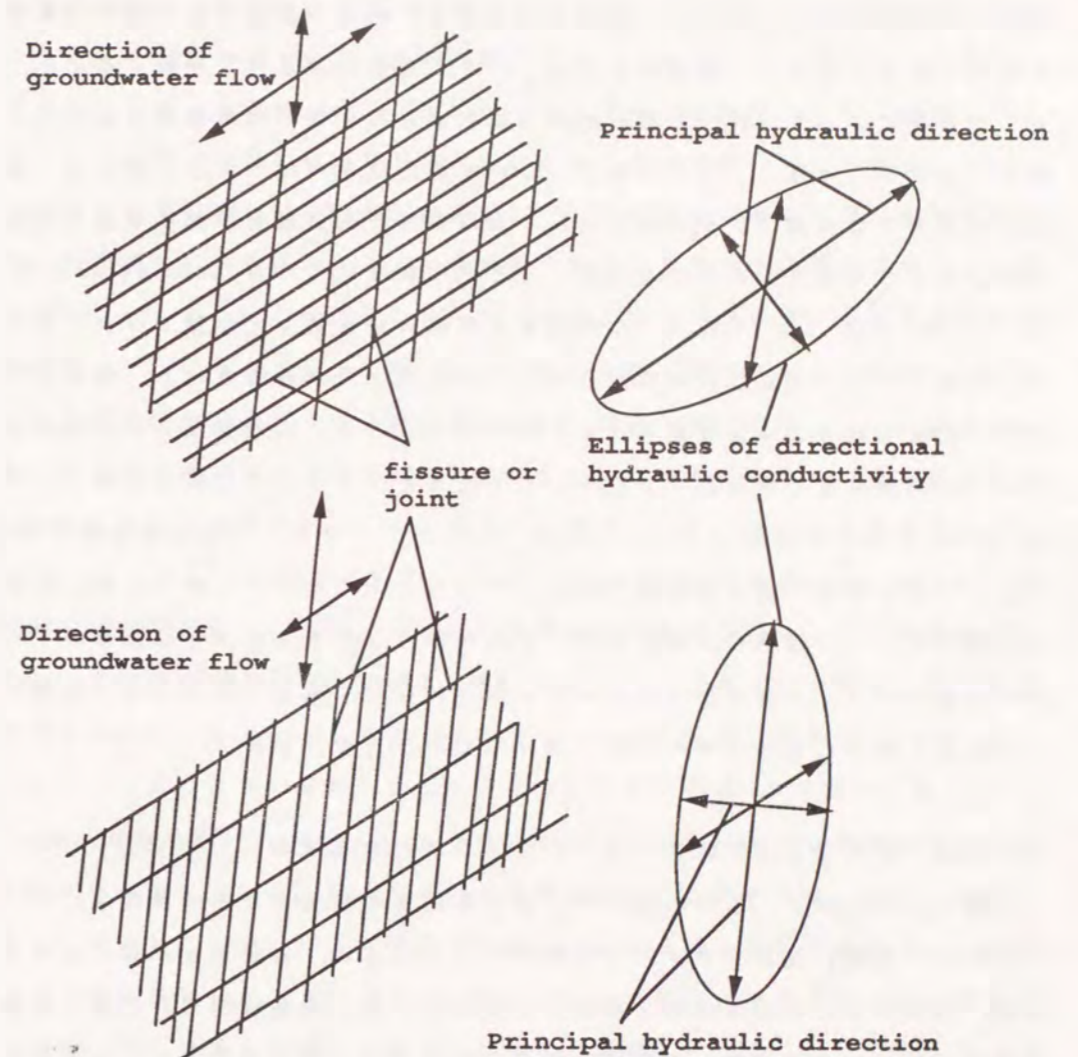


図-3.1 亀裂情報からの透水主軸の推定概念

亀裂を主透水経路としている。亀裂の分布密度や形状が増大すると個々の亀裂は連携するようになり、亀裂網が形成される。岩盤の透水性を評価するとき、全ての亀裂について、個々の透水性が決まれば岩盤全体の透水性が求められるわけであるが、実務上、全ての亀裂について測定は不可能である。そこで、多数の亀裂を含む岩盤ブロックからそれと水理学的、地質統計学的に等価な均質で異方性をもつ多孔質媒体に置換することが研究されている(Long et al.(1982)¹⁾、Oda(1985)²⁾)。そのような等価多孔質媒体に置換した岩盤ブロックでは、透水係数テンソルと比貯留係数からブロックの透水性が評価される。亀裂性の岩盤が均質な異方性多孔質媒体として挙動するブロックの規模は、その透水係数が二階の対称な正定値のテンソルとして表せるブロックの規模を意味し、Long et al.(1982)は数値シミュレーションによって、ブロック内の亀裂数が増加するにつれて岩盤の透水係数はそのようなテンソルになることを示した。均質な岩盤ブロックの透水性が決まれば、それが集合したさらに大きな規模の不均質な岩盤ブロックの透水性が決定できるようになり、亀裂の発達した一見複雑と思える岩盤内の浸透現象が単純に理想化できる可能性がある。

3.2 岩盤の原位置透水試験法に関する従来の研究と問題点

本論にはいる前に、岩盤の透水性に関する従来の測定法とその問題点について触れる。岩盤の透水パラメータを評価する方法には、岩盤透水試験によって直接、透水係数と比貯留係数を決定する方法と岩盤内の亀裂調査から得た亀裂幾何情報を元に水理学的、地質統計学的手法を用いて透水係数テンソルを評価する間接的な方法がある。岩盤透水試験には通常、ボーリング孔を利用し、ルジオン試験やJFT試験で代表されるようなシングルホール法と多数のボーリング孔間の浸透を利用するクロスホール法がある。最近、注目を集めているジオトモグラフィもクロスホール法の一つで、面的に透水パラメータの分布やその不均質性を探查し、透水経路を調査する目的で行われる。

岩盤透水試験として最も一般的に利用されているのがルジオン試験³⁾で、ダムサイトの透水性の評価は特にこの方法に頼っている。第2章で指摘したように、岩盤を多孔質体に置き換えてその透水性を評価するときには、個々の亀裂を決定論的にとらえてモデル化する場合と違って、水理学的異方性を見積るこ

とが必須条件である。しかし、2章で述べたように、ルジオン試験では異方性についての知見が得られず、そのため方法としては不十分であった。同様に、ダブルパッカー法試験、JFT試験^{4)・5)}、スラグテスト⁶⁾や、シヌソイダルプレッシャー試験⁷⁾も異方性が検出できないという点で不適と考えられる。

河野・西垣(1983)⁸⁾、西垣・河野(1984)⁹⁾は従来からあった原位置透水試験法に数値解析による検討を加え、帯水層の鉛直と水平透水係数を決定する方法を提案した。また、この方法により水平方向と鉛直方向の透水係数の異方性を求めている。同様な方法は、Walter(1983)によって研究されている¹⁰⁾。しかし、これらの方法では直交する3軸で表わされる透水主軸方向の1つが鉛直でない場合には異方性媒体の3次元透水係数テンソルを決定できない。異方性多孔質媒体の3次元透水係数テンソルを複数の観測井を用いて決定する方法はHsieh & Neuman(1985)¹¹⁾、Hsieh et al.(1985)¹²⁾により提案されている。彼らの方法はボーリング孔内にパッカーを用いて任意の注水区間を設け、一定の流量で注水して、近傍の別のボーリング孔に設けた同様な観測区間で水頭の応答を経時観測するものである。この方法では観測した水頭の応答と理論解とのカーブマッチングにより注水区間から観測区間の方向の透水係数(方向透水係数、directional hydraulic conductivity)を決定する。注水区間および観測区間の位置を変えることによって、多方向の透水係数を求めることができ、最小二乗法によって測定したいいくつかの方向透水係数を満足する透水楕円体を決定し、透水テンソルを得ている。この方法は、次の2つの重要な点で従来の方法と異なっている。1) テストの前に主軸方向を知る必要がない。2) ボーリング孔はどの方向に掘削してもよい。彼らの方法は簡便なシングルホールパッカーテストと区別するためにクロスホールテストとして分類されている。また、彼らの方法は岩盤が不均質な異方性媒体として振舞うか否かについてフィールドの巨視的な情報が直接得られるという点で特に重要である。しかし、試験孔が複数必要であり装置も大規模になる。また、数百mに及ぶ深度の岩盤の透水係数を測定する場合、クロスホール法を用いるには困難が予想される。したがって、もう少し簡単でしかも原位置でのボーリング孔での亀裂調査結果も加味した試験法の開発が望まれる。

本研究ではこのような観点より異方性媒体、特に亀裂性岩盤の3次元透水係

数テンソルを決定する新しいシングルホール法を提案する。すなわちこの方法は単一のボーリング孔から孔周囲に多方向の浸透を生じさせて、その定常浸透法により3つの主透水係数を測定するものである。

3.3 シングルホール透水試験法

3.3.1 3次元場の透水係数

均質な異方性多孔質媒体の透水係数は、図-3.2に示されるような3つの主透水係数($k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$)と9つの主軸の基本座標軸(x, y, z)からの方向余弦($l_1, l_2, l_3, m_1, m_2, m_3, n_1, n_2, n_3$)によって式(3.1)の透水テンソルとして表わされる。

$$\begin{vmatrix} k_{xx} & k_{xy} & k_{xz} \\ k_{yx} & k_{yy} & k_{yz} \\ k_{zx} & k_{zy} & k_{zz} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} l_1 & l_2 & l_3 \\ m_1 & m_2 & m_3 \\ n_1 & n_2 & n_3 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} k'_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & k'_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & k'_{zz} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} l_1 & m_1 & n_1 \\ l_2 & m_2 & n_2 \\ l_3 & m_3 & n_3 \end{vmatrix} \quad \text{--- (3.1)}$$

ここで、

$$\begin{aligned} l_1 &= \cos \alpha_1, & l_2 &= \cos \alpha_2, & l_3 &= \cos \alpha_3, \\ m_1 &= \cos \gamma_1, & m_2 &= \cos \gamma_2, & m_3 &= \cos \gamma_3, \\ n_1 &= \cos \delta_1, & n_2 &= \cos \delta_2, & n_3 &= \cos \delta_3 \end{aligned}$$

また、 $\alpha_i, \gamma_i, \delta_i$ は図-3.2に示す角である。基本座標系(x, y, z)に関する透水テンソルの対角成分(k_{xx}, k_{yy}, k_{zz})を式(3.1)より求めると式(3.2)が得られる。

$$\begin{aligned} k_{xx} &= l_1 l_1 k'_{xx} + l_2 l_2 k'_{yy} + l_3 l_3 k'_{zz} \\ k_{yy} &= m_1 m_1 k'_{xx} + m_2 m_2 k'_{yy} + m_3 m_3 k'_{zz} \quad \text{----- (3.2)} \\ k_{zz} &= n_1 n_1 k'_{xx} + n_2 n_2 k'_{yy} + n_3 n_3 k'_{zz} \end{aligned}$$

式(3.2)より3つの主透水係数($k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$)は透水テンソルの対角成分(k_{xx}, k_{yy}, k_{zz})と9個の方向余弦から求めることができる。ここではボーリング孔

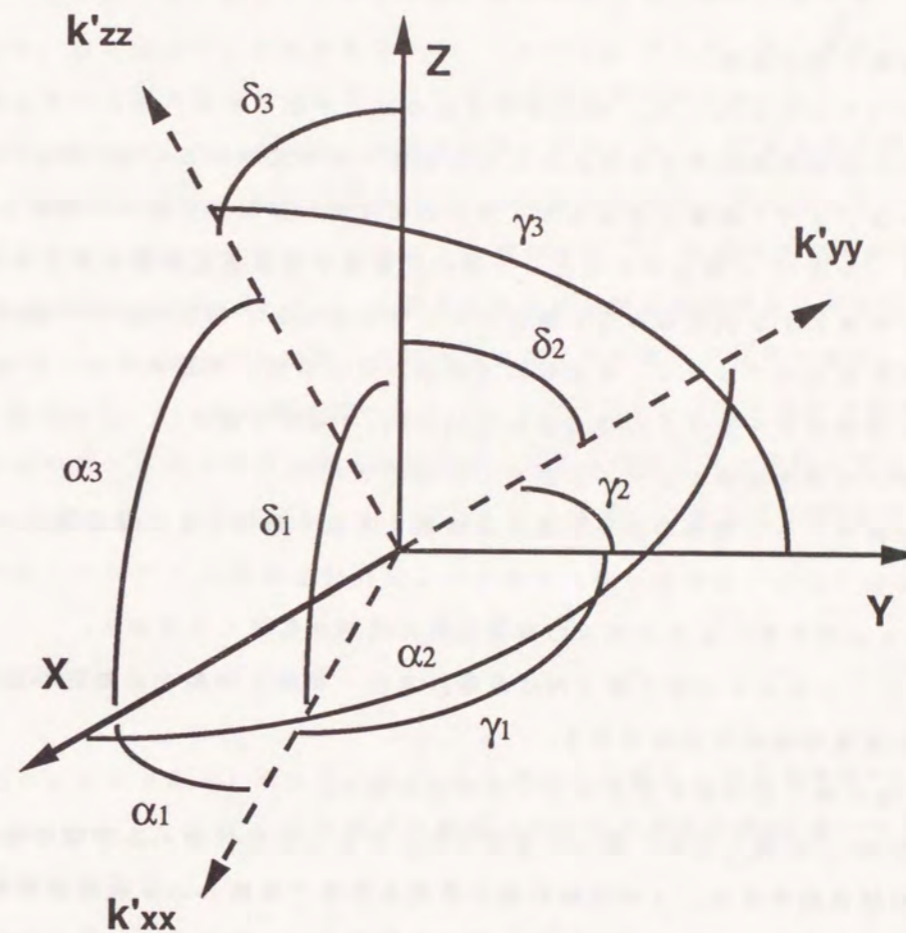


図-3.2 透水係数の主軸

内のボアホールTV等による亀裂情報から透水主軸の座標軸からの方向余弦が既知量とすると、 k_{xx}, k_{yy}, k_{zz} だけを求めれば3つの主透水係数が決定できる。従って透水テンソルが決定できる。

3.3.2 岩盤内での試験

3つのパラメータ(k_{xx}, k_{yy}, k_{zz})を得るためには少なくともパラメータに従属する3つの測定値が必要である。ここでは岩盤の透水試験法として一般に用いられているパッカー試験を改良した2種類の定常注水試験法を新たに考案し、ルイメナル法¹³⁾と組み合わせた。3種の試験法から主透水係数の決定を試みた。ここで提案する試験法は各試験法での注水量からある特定の方向の透水係数を決定するものではなく、各試験法で得られる注水量と試験条件から決まる各諸量を透水係数テンソルの3成分 k_{xx}, k_{yy}, k_{zz} の関数で表わし、3元の連立方程式を解いて透水係数テンソルを決定するものである。

ここで提案する3種類の原位置透水試験法を岩盤に適用するには試験の対象領域内で以下の3つの仮定が満たされていなければならない。

- 1) 岩盤は水理学的にみて3次元の均質な異方性透水媒体とみなせる。
- 2) 透水テンソルの3つの主軸方向は地層の走行・傾斜や岩盤中の亀裂の幾何形状等の地質量情報から推定できる。
- 3) 岩盤内の地下水の流れはダルシーの法則に従う。

この中で1)に関しては、同一の透水ブロックとして取り扱える空間の規模を把握すれば仮定できる。1回の原位置定常透水試験で対象となる範囲は岩盤の透水係数に係わらず、注水圧(h_0)と注水区間長(L)で決まると考えられる。従って、透水ブロックが決定できれば h_0 と L が上記の仮定を満足しているか判断できる。透水ブロックは試験孔内で観測した岩盤内亀裂密度の分布を深度方向にクラス分けして決める。

2)の透水テンソルの3つの主軸方向は、例えば岩盤内の亀裂の幾何形状の情報に対し図-3.1で示される主透水軸方向の推定概念や地質的・統計学的手法^{14), 15)}を駆使することにより推定できる。小田(1985)は、岩盤をそれと等価な多孔質媒体と考え、力学性状や水理学的性質を表すためのクラックテンソルや透水テンソルを決定する方法を報告している²⁾。すなわち、亀裂を直径 r 、開

口幅 t の円盤と仮定し、亀裂データの解析に地質学的・統計学的手法を用いて透水テンソルの主値と主軸方向が算出可能である。亀裂データに関しては、従来ボーリングコアサンプル・横坑や露頭の調査より得ていた岩盤内の亀裂情報に加え、ボアホールテレビシステム等の技術の進歩により亀裂の幾何形状(密度、方向、開口幅など)が映像化されるようになり、質・量ともに連続コアサンプルに近い情報が得られつつあり、主軸方向は比較的求め易い。

3)に関する仮定については特に説明を加える必要はない。原位置透水試験に当たって乱流が生じない範囲の注水圧下、すなわち定常時の注水圧-注水量関係が線形となる範囲内で試験を実施する必要がある¹⁶⁾。岩盤の初期有効応力を越える高い注水圧を付加すると、岩盤中の亀裂が試験前の状態より開口してしまったり、さらには水圧破砕により透水性を変えてしまう可能性がある。

図-3.3はパッカー法の概念図である。単一のボーリング孔を利用する注水現象は水理学的にみると無限地盤内の点湧源に関するポテンシャル流と考えられる¹⁷⁾。定常状態では注水区間 L の1点から出る流量 q に対して水頭 h は次式を満足するものと考えられる。

$$\nabla^2 h = 0 \quad \text{-----} \quad (3.3)$$

流れ場が放射流であるとする、式(3.3)の解は点湧源からの放射半径 r を用いて $h=c/r$ である。ただし、 c は定数で均質等方性媒体の透水係数 k を用いて次式のように表わされる。

$$q = -4\pi r^2 k \frac{\partial h}{\partial r} = 4\pi k c$$

$$\therefore c = \frac{q}{4\pi k}, \quad h = \frac{q}{4\pi k r} \quad \text{-----} \quad (3.4)$$

全注入量 Q に対して $q=Qd\zeta/L$ と仮定すると、式(3.4)によって流れ場の点 z, ρ における水頭 h は式(3.5)で与えられる。

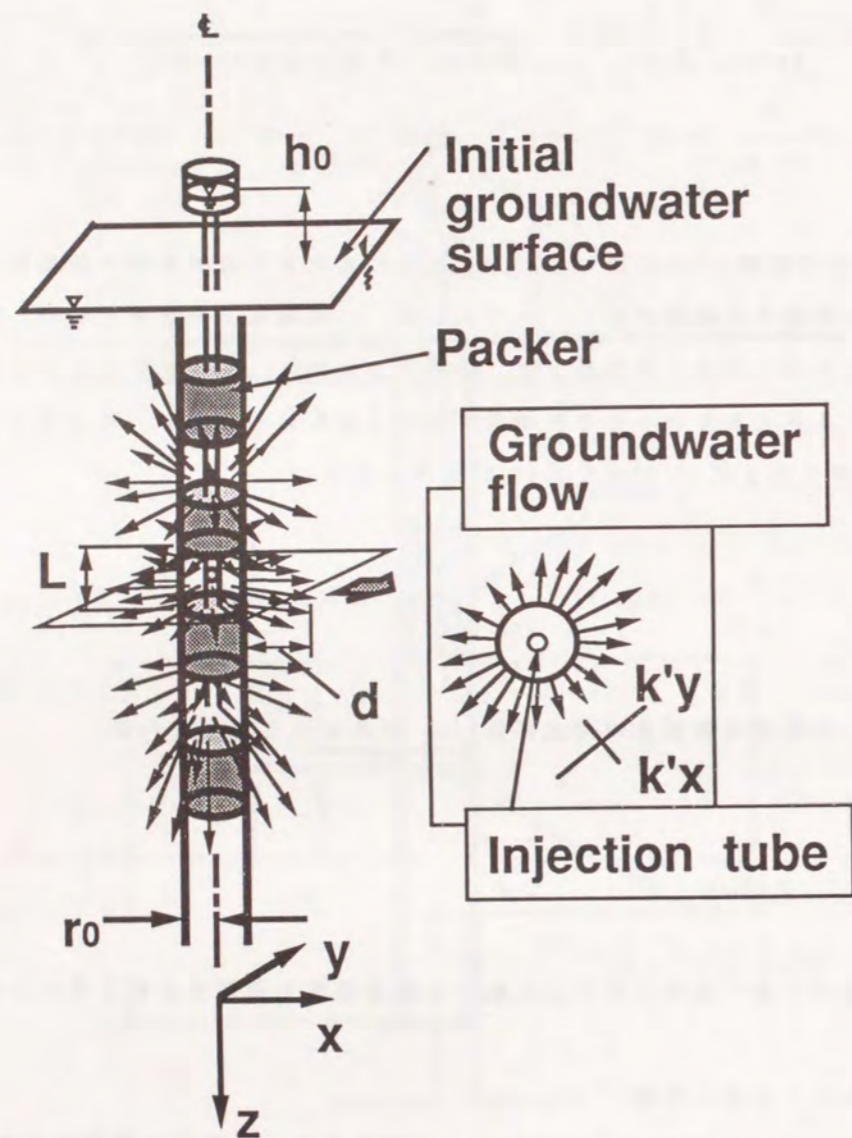


図-3.4 ルイ・メナール法の概念図

$$h_0 - h_d = \frac{Q}{2\pi Lk} \ln\left(\frac{d}{r_0}\right) \quad \text{----- (3.8)}$$

式(3.8)より求まる透水係数 k は孔軸と垂直な方向のそれで、鉛直方向に孔軸を持つ場合には水平方向の透水係数が得られる。距離 d を越えた領域では水の流れはもはや円筒状ではなくなり、放射状の流れに変わると仮定する。注水区間より無限遠における点の水圧を H とすると、式(3.6)から式(3.9)が導かれる。

$$h_d - H = \frac{Q}{2\pi Lk} \sinh^{-1}\left(\frac{L}{2d}\right) \quad \text{----- (3.9)}$$

そこで式(3.8)と式(3.9)を加え合わせることで式(3.10)が得られる。

$$k = \frac{Q}{2\pi L(h_0 - H)} \cdot \left\{ \ln\left(\frac{L}{r_0}\right) + \sinh^{-1}\left(\frac{L}{2d}\right) \right\} \quad \text{----- (3.10)}$$

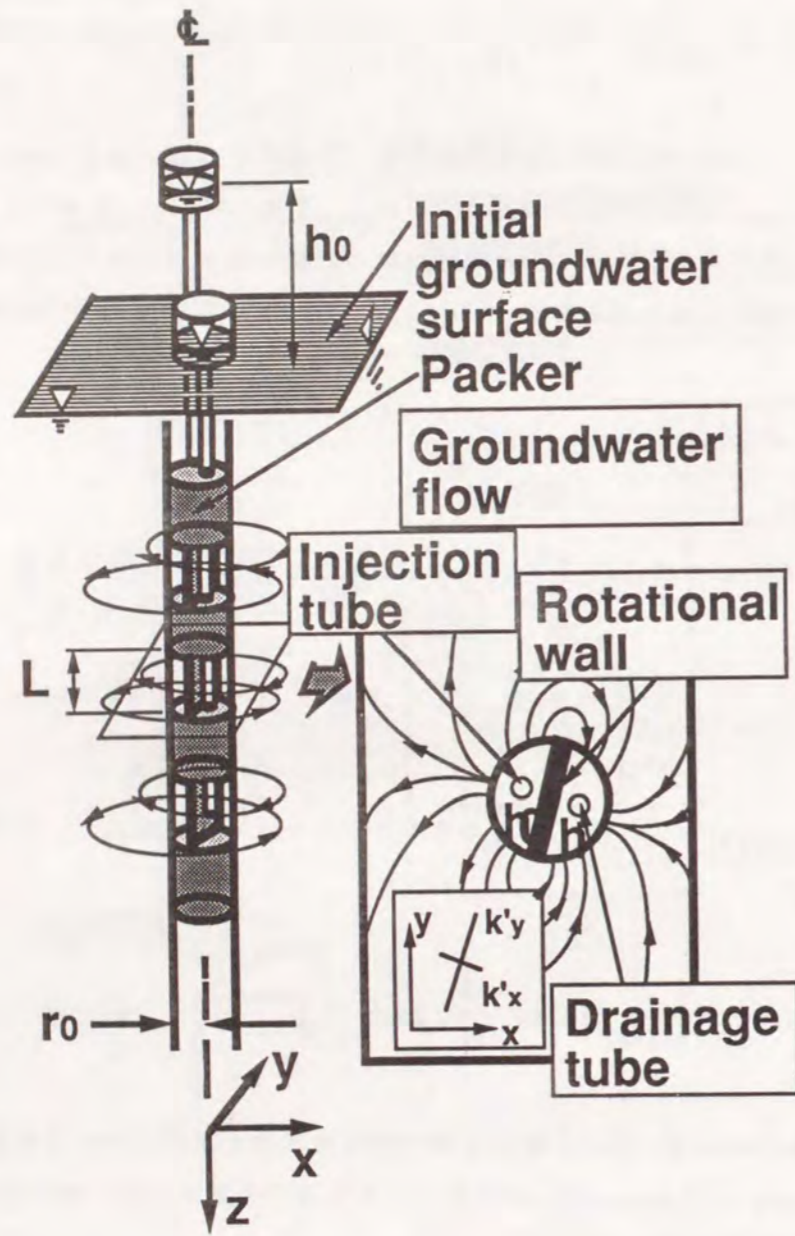
式(3.10)において $d/L=1$ とした場合がルイ・メナールの提案式で、次式で表わされる。

$$k = \frac{Q}{2\pi L(h_0 - H)} \left\{ \ln\left(\frac{L}{r_0}\right) + \frac{1}{2} \right\} \quad \text{----- (3.11)}$$

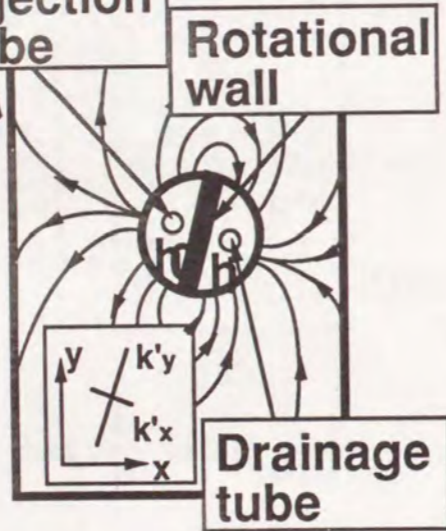
実際には多数の亀裂を含む岩盤は水理学的な異方性を示すと考えられるため、Louisの方法により求める透水係数は3つの主透水係数とその主軸方向を関数とする異方性を含んだものである。

3.3.4 水平回転パッカー法

水平回転パッカー法では、図-3.5のように孔内を孔軸方向に4個のパッカーで仕切って3個の区間を作る。各区間は孔軸方向の隔壁によって更に半円筒状の副区間に2分される。両副区間を一定の水頭差に保つと、図-3.6のように



(a)



(b)

図-3.5 水平回転パッカー法の概念図

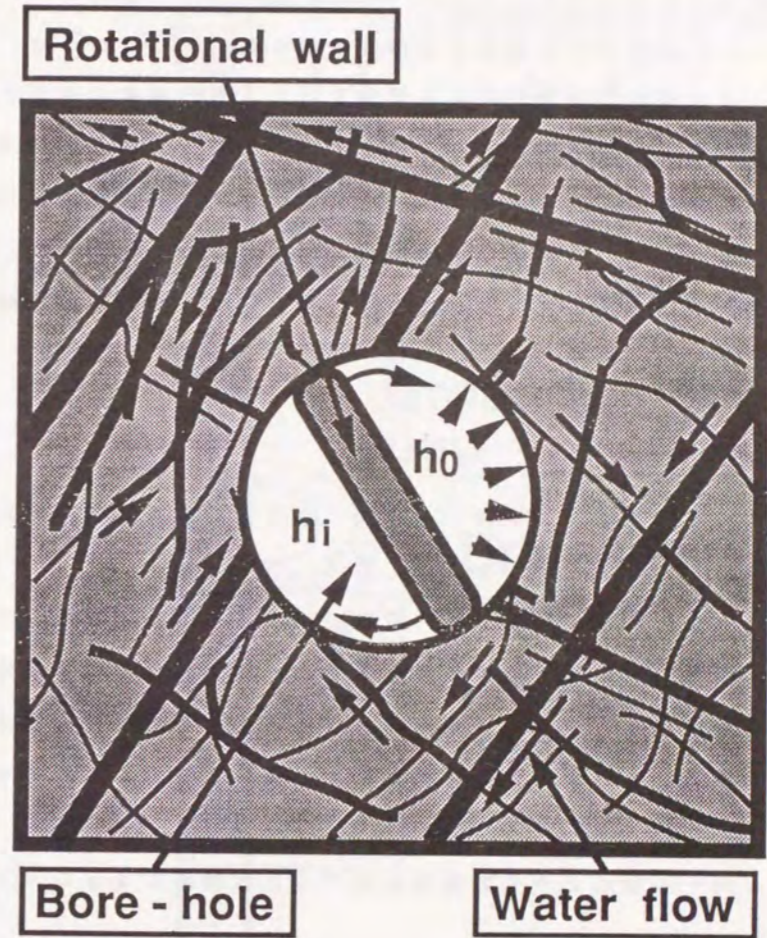


図-3.6 水平回転パッカー法と水平断面図

一方の副注水区間から媒質中を通して、注水前の全水頭 H に保たれた他方の副区間に向かって流れ込む。この現象は上下、中央の3区間で生じるわけであるが、特に中央の区間では上下の地下水流と干渉するため孔軸に対して直交する方向の流れが卓越することになる。さらに、中央の副区間から媒体に注入される水の流れは図-3.5(b)のように隔壁を回転させることによりコントロールすることが可能で、水理学的に異方性のある媒体では注入量が隔壁の回転とともに変化し、注入量に最大と最小が生じる。従って、この最大と最小の注水量の比と異方性媒体の透水係数との関係が求めれば、透水係数の異方性の検出が可能となる。水平回転パッカー法では中央隔壁に直交する方向を注水方向とする。注水方向は原位置ではジャイロコンパスを注入部の隔壁に組み込めば知る事が可能である。

3.3.5 鉛直パッカー法

シングルホール法では、クロスホール法と比較して、媒体内の鉛直方向の水の流れを検出するのが難しい。そこで、図-3.7のようにルイメナル法と同様な3区間をパッカーにより形成する。中央の注水区間より全水頭 h_0 で注水し、同時に上下の開放区間は注水前の水頭を保つと、区間で生じる動水勾配のために中央の注水区間から上下の区間へ向かう浸透が生じる。この注水量もまた、3つの主透水係数とその主軸方向を関数とする異方性を含んだものである。

3.4 シングルホール法の3次元数値解析モデルと試験のシミュレーション結果

3.4.1 数値解析モデル

透水主軸方向が判明している均質異方透水性媒体について提案した3タイプの原位置透水試験から3つの主透水係数を決定する理論近似式を求めるため、原位置透水試験孔周辺の3次元モデルを作成し、有限要素法を用いた数値解析¹⁸⁾を実行した。数値解析では注水区間を一定の水頭条件に保ち、その時の定常注入量 Q を求める。

異方性を示す多孔質媒体の定常浸透の支配式は、ダルシーの法則と連続の式より次式となる。

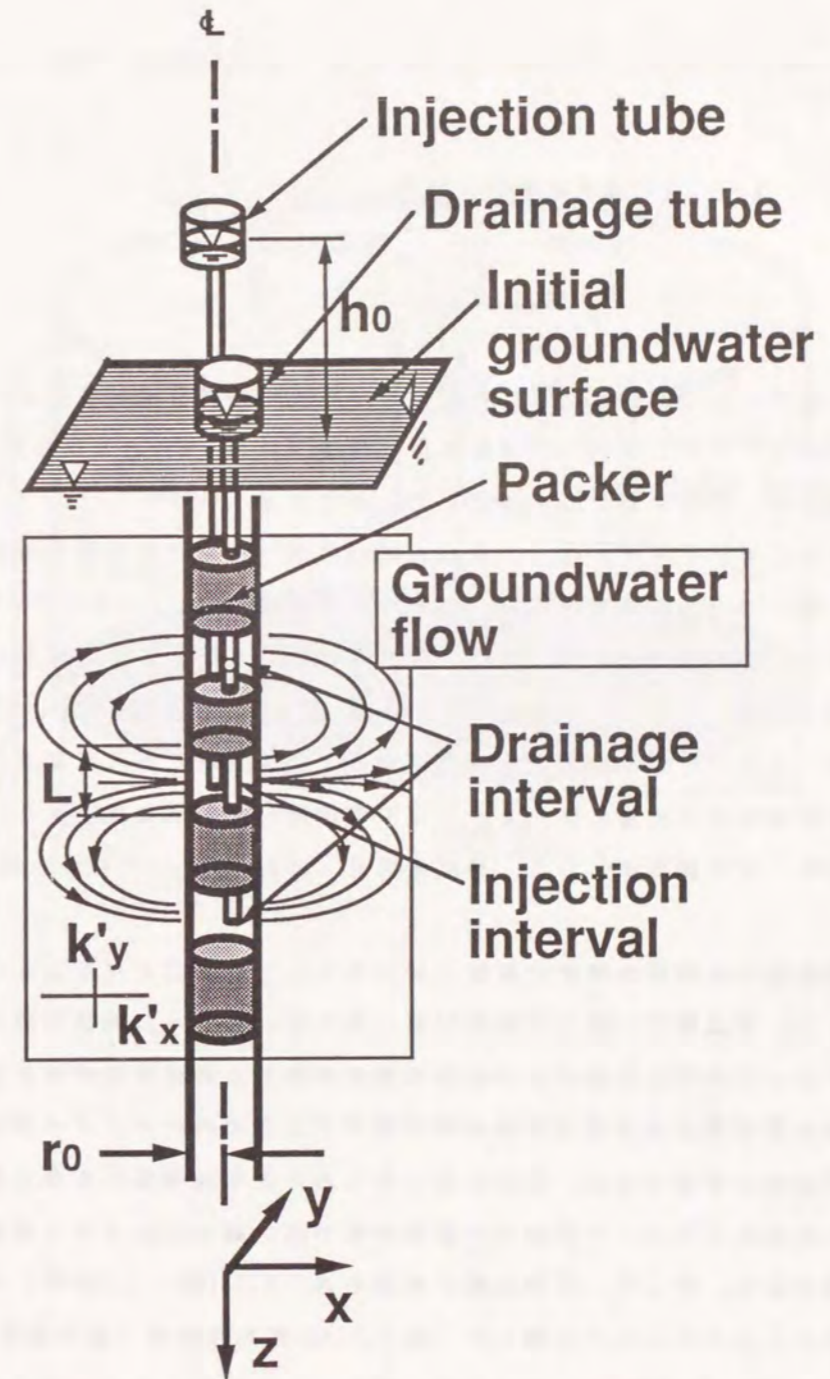


図-3.7 鉛直パッカー法の概念図

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left(k_{ij}(\theta) \frac{\partial h}{\partial x_j} \right) + q = 0, \quad (i, j=1, 2, 3) \quad \text{----- (3.12)}$$

ここに、
 k_{ij} : 透水係数テンソル
 h : 全水頭
 q : 流入量

定常解析では式(3.12)のように右辺の時間に関する微分項を零としたラプラス型の方程式となる。式(3.12)は重み付き残差法によりFEM定式化され、適当な境界条件の下に未知水頭について解くことができる。

数値解析に用いたモデルは、半径 $r_0=43\text{mm}$ のボーリング孔の周りの影響半径 $R=50\text{m}$ 、深さ $Z=-50\text{m}$ の領域である。モデルの模式図を図-3.8に示す。初期条件は全領域とも静水圧分布とし、地下水の流れはないものとした。境界条件は注水区間で初期と注水時の水頭差が 0.5m となるよう一定に保った。水平回転パッカー法と鉛直パッカー法の場合はパッカーで仕切られた注水部以外の区間内の水頭を初期静水圧状態に保つよう一定の全水頭($h=0$)とした。また、半径 R の外周面は一定の静水圧とした。注水区間長 L は 60cm で、パッカー長は 30cm である。

有限要素法では解析の精度は要素分割の粗さにより左右されることはよく知られている。浸透解析に限らず通常対象となるインパクトの直接作用する部分とそれによって大きく変動が及ぶ近傍の領域は細かな要素分割がなされる。本研究で細かな要素分割が必要となるのはボーリング孔内のパッカーで仕切られた区間の近傍の領域である。注水区間で得られた定常流量値に要素分割の影響が顕著に現われるため、この部分の要素分割が粗い場合には大きな誤差が生じる可能性がある。そこで、区間近傍の要素を表-3.1(図-3.9参照)に示す7通りのメッシュパターンに分割した。表-3.2は等方性媒体(透水係数が 10^{-4}cm/s)について、各々表-3.1のメッシュパターンに対応したパッカー法の結果を示している。メッシュパターン#1と#2は2次元軸対称解析で他は全て3次元解析である。メッシュパターン#2を用いた解析結果が最もよい数字を与えている。これは、後述するように、注水区間長が小さく点源に近いため理論

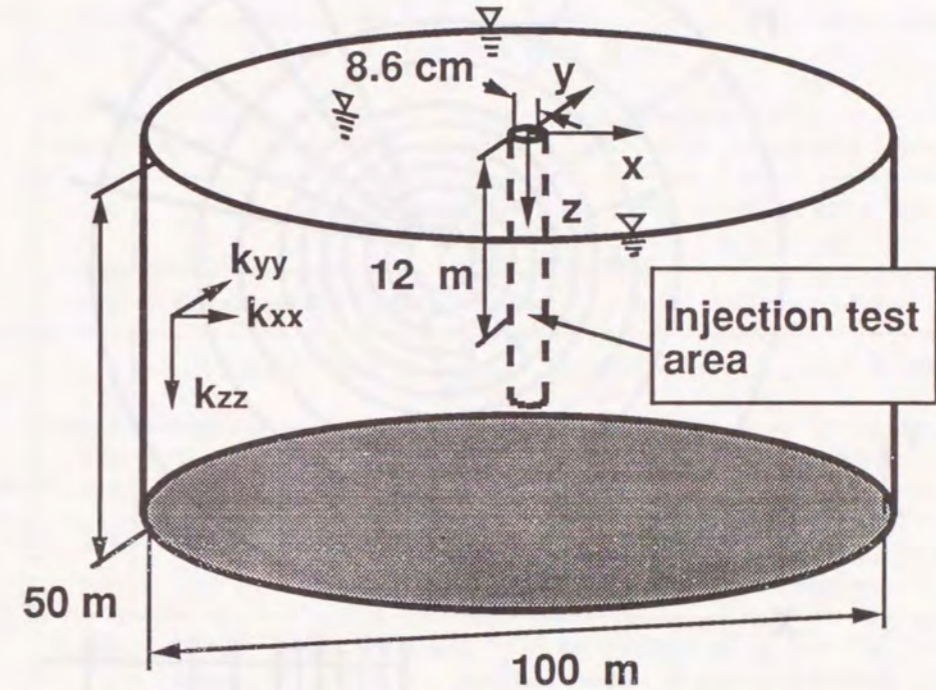


図-3.8 シングルホール透水試験の有限要素モデル概念図

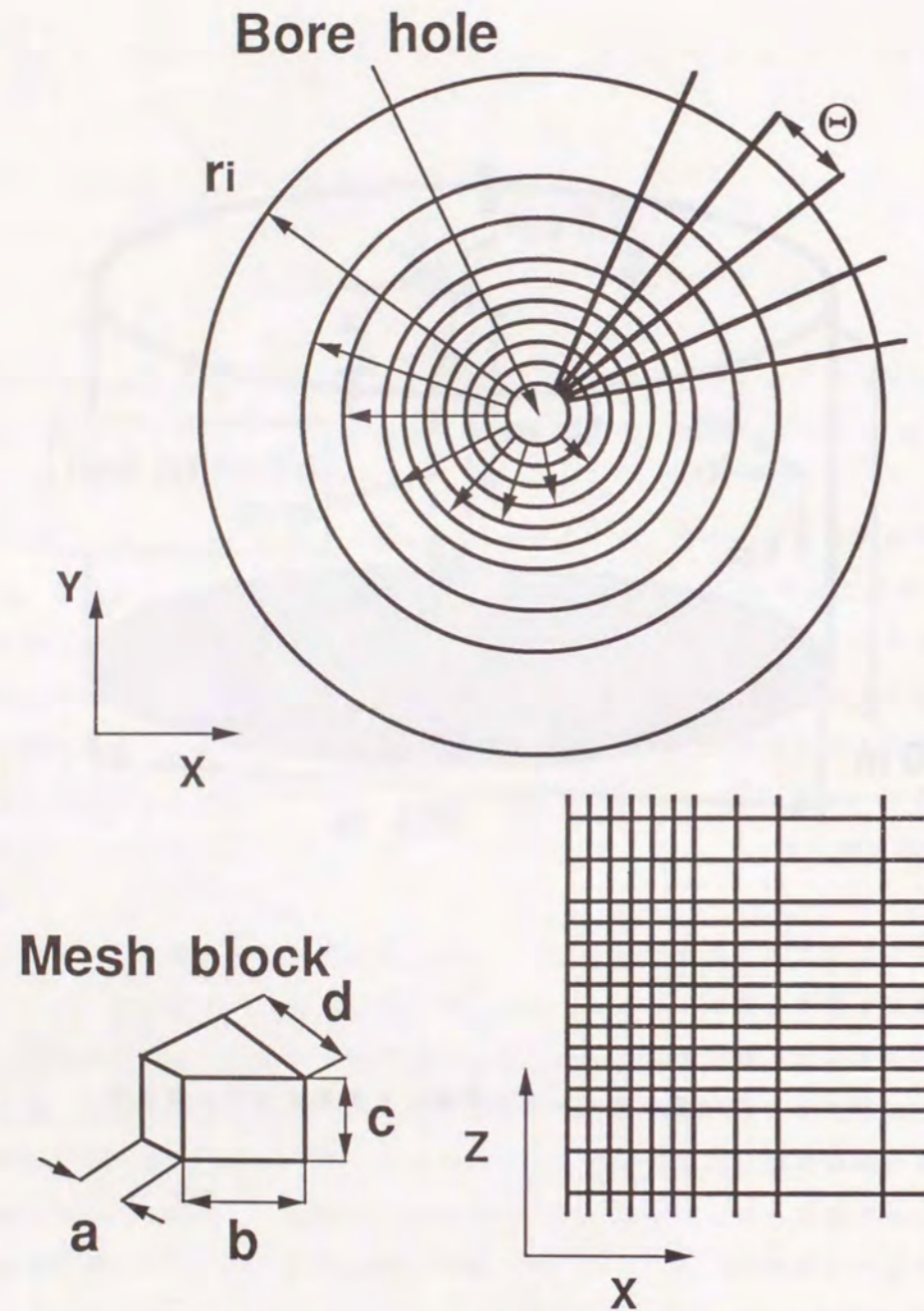


図-3.9 メッシュ分割の概念図

Table-3.1 The geometry of FEM model of single-hole method (See Fig.-3.8)

Mesh pattern	Θ (deg)	Minimum block size (cm)				r_i (m)
		a	b	c	d	
1	0	-	100	50	-	0.043, 1.043, 2.043, 4.043, 6.043, 8.043 10, 14, 18, 22, 26, 31, 41, 50
	Comment; 2D axisymmetric FEM; Length of interval: $L=2m$; Difference of head: $10m$					
2	0	-	10	5	-	0.043, 0.093, 0.143, 0.193, 0.243, 0.293 0.393, 0.493, 0.693, 0.993, 2.143, 3.543, 10
	Comment; 2D axisym. FEM; Length of interval: $L=0.2m$; Difference of head: $0.1m$					
3	45	3.38	100	50	81.9	0.043, 1.043, 2.043, 4.043, 6.043, 8.043, 10 14, 18, 22, 26, 31, 41, 50
	Comment; 3D FEM; Length of interval: $L=2m$; Difference of head: $(h_g-H)=10m$					
4	22.5	1.69	20	20	9.54	0.043, 0.243, 0.443, 0.643, 0.843, 1.343 1.843, 2.843, 4.0, 5.5, 7.5, 11.5, 17.5 25.5, 35.5, 50
	Comment; 3D FEM; Length of interval: $L=0.6m$; Difference of head: $(h_g-H)=0.5m$; Number of nodal points $N_p=5200$, Number of elements $N_e=5888$					
5	22.5	1.69	20	10	9.54	0.043, 0.243, 0.443, 0.643, 0.843, 1.343 1.843, 2.843, 4.0, 5.5, 7.5, 11.5, 17.5 25.5, 35.5, 50
	Comment; 3D FEM; Length of interval: $L=0.6m$; Difference of head: $(h_g-H)=0.5m$; Number of nodal points $N_p=5200$, Number of elements $N_e=5888$					
6	22.5	1.69	10	10	5.62	0.043, 0.143, 0.243, 0.443, 0.643, 0.843 1.343, 1.843, 2.843, 4.0, 5.5, 7.5, 11.5 17.5, 25.5, 35.5, 50
	Comment; 3D FEM; Length of interval: $L=0.6m$; Difference of head: $(h_g-H)=0.5m$; Number of nodal points $N_p=5200$, Number of elements $N_e=5888$					
7	22.5	1.69	5	10	3.65	0.043, 0.093, 0.143, 0.243, 0.443, 0.643 0.843, 1.343, 1.843, 2.843, 4.0, 5.5, 7.5 11.5, 17.5, 25.5, 50
	Comment; 3D FEM; Length of interval: $L=0.6m$; Difference of head: $(h_g-H)=0.5m$; Number of nodal points $N_p=5200$, Number of elements $N_e=5888$					

解に比較的近い値が得られたもので、区間の長さを長くすれば次第に理論解から外れる。3次元モデルは2次元軸対称モデルの要素分割を参考にして作成した。3次元モデルの節点数および要素数は各々、5200、5888で、円周方向は等分割した。一般に、1つの要素ブロックができる限り立方体に近くなるような分割が望ましい。表-3.2の結果から、メッシュパターン#6と#7が有限要素モデルとして適当と考え、解析にはメッシュパターン#6を用いた。

3.4.2 原位置透水試験のシミュレーション結果

種々の異方性媒体について実施したルイ・メナール法、水平回転パッカー法、鉛直パッカー法の試験結果を各々、表-3.3~表-3.5に示す。表-3.3の Q_L はルイ・メナール法のシミュレーションから得た定常注水量で、 Q_L を式(3.11)に代入して求めた透水係数を k_L とする。表-3.4の Q_{max} 、 Q_{min} は水平回転パッカー法から得た定常注水量である。後述するように、この定常注水量は各々隔壁の回転に伴って変化する流量の最大値と最小値である。また表-3.5に示す Q_v は鉛直パッカー法から得た定常注水量で、 Q_v を式(3.7)に代入して求めた透水係数を k_v で表わす。回転角 θ_{xz} はいずれもxz面内の k_{zz} 主軸とz軸とのつくる角度を意味する。表-3.3から明らかなように同じ主透水係数をもつ媒体でも主軸方向が異なると Q_L および k_L が異なる。同様のことが表-3.4および表-3.5から Q_{max} 、 Q_{min} 、 Q_{max}/Q_{min} 、 Q_v および k_v についても成り立つ。つまり、3種の測定量 k_L 、 Q_{max}/Q_{min} および k_v は3つの主透水係数だけでは表わすことができず、主軸の方向を考慮することが必要である。そこで、主軸の回転により透水係数テンソル k_{ij} の値が変化することから、3種の測定量 k_L 、 Q_{max}/Q_{min} および k_v から3つの主透水係数を決定するために、各々の測定量と透水係数テンソル k_{ij} の対角成分 k_{xx} 、 k_{yy} 、 k_{zz} との関係を求め、3種の測定量からまず k_{ij} の対角成分を決める。次に、その結果と主軸の回転角とから式(3.2)を用いて主透水係数を求める。以下に提案した各透水試験法より求めた測定値と k_{ij} の対角成分との関係を整理して示す。

3.4.3 ルイ・メナール法

ルイ・メナール法はボーリング孔軸に直交する方向の透水係数を測定するた

Table-3.2 Relation between the geometry of FEM model and injection rate, Q , or k_c/k_{in} on conventional packer method

Mesh* patern #	Q (xcm^3/s)	k_c/k_{in}
1	71.11	2.173
2	0.09967	1.254
3	70.80	2.164
4	1.142	1.60
5	1.137	1.59
6	1.043	1.46
7	1.042	1.46

k_c : Calculated hydraulic conductivity; k_{in} : True hydraulic conductivity; *: See Table-3.1.

Table-3.3 Results of Louis' packer method (Radius of bore-hole: $r_0=4.3$ cm; Length of interval: $L=60$ cm; Difference of head: $(h_0-H)=50$ cm)

k'_{xx}	k'_{yy}	k'_{zz}	θ_{xz}	Q_L	k_L
(x10 ⁻⁴ cm/s)			(deg.)	(cm ³ /s)	(x10 ⁻⁴ cm/s)
10	1	1	0	2.27	3.75
10	2	1	0	2.86	4.73
10	4	1	0	3.67	6.06
10	7	1	0	4.58	7.57
10	10	1	0	5.35	8.85
10	1	10	0	3.02	4.99
10	2	10	0	3.74	6.19
10	4	10	0	4.73	7.82
10	7	10	0	5.86	9.68
10	10	10	0	6.81	11.2
10	1	2	0	2.45	4.05
10	1	5	0	2.74	4.53
10	1	100	0	4.37	7.22
1	1	10	15	1.08	1.78
1	1	10	30	1.40	2.31
1	1	10	45	1.75	2.89
1	1	10	60	2.05	3.38
1	1	10	75	2.22	3.67
1	1	10	90	2.27	3.75
1	1	10	45	1.75	2.89
1	2	10	45	2.23	3.68
1	4	10	45	2.29	4.83
1	7	10	45	3.76	6.22
1	10	10	45	4.49	7.42

$k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$: Principal hydraulic conductivity; θ_{xz} : Angle between principal axes and co-ordinary axes on x-z plane; Q_L : Injection rate to central interval by Louis' method; k_L : Evaluated hydraulic conductivity by Louis' method

Table-3.4 Results of horizontal rotational packer method (Radius of bore-hole: $r_0=4.3$ cm, length of interval: $L=60$ cm, difference of head: $(h_0-H)=50$ cm)

k'_{xx}	k'_{yy}	k'_{zz}	θ_{xz}	Q_{max}	Q_{min}	Q_{max}/Q_{min}
(x10 ⁻⁴ cm/s)			(deg.)	(cm ³ /s)	(cm ³ /s)	
10	1	1	0	5.34	2.82	1.90
10	2	1	0	5.92	3.63	1.63
10	4	1	0	6.76	5.01	1.35
10	7	1	0	7.75	6.87	1.13
10	10	1	0	8.62	8.62	1.0
10	1	10	0	5.55	3.02	1.84
10	2	10	0	6.16	3.86	1.60
10	4	10	0	7.04	5.28	1.33
10	7	10	0	8.08	7.20	1.12
1	1	10	15	1.31	1.13	1.16
1	1	10	30	2.16	1.51	1.43
1	1	10	45	3.27	1.98	1.65
1	1	10	60	4.32	2.41	1.79
1	1	10	75	5.07	2.71	1.87
1	1	10	90	5.34	2.82	1.90
1	1	10	45	3.27	1.98	1.65
1	2	10	45	3.72	2.70	1.38
1	4	10	45	4.40	3.96	1.11
1	7	10	45	5.71	5.27	1.08
1	10	10	45	7.37	6.05	1.22

$k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$: Principal hydraulic conductivity; θ_{xz} : Angle between principal axes and co-ordinary axes on x-z plane; Q_{max} and Q_{min} are maximum and minimum injection rate into central sub-interval respectively by horizontal rotational packer method

Table-3.5(a) Results of vertical packer method (Radius of bore-hore: $r_0=4.3$ cm; Length of interval: $L=60$ cm; Difference of head: $(h_0-H)=50$ cm)

k'_{xx} ($\times 10^{-4}$ cm/s)	k'_{yy} ($\times 10^{-4}$ cm/s)	k'_{zz}	θ_{xz} (deg.)	Q_0 (cm^3/s)	k_U ($\times 10^{-4}$ cm/s)
10	1	10	0	5.78	8.09
10	1	7	0	5.28	7.39
10	1	4	0	4.62	6.48
10	1	2	0	3.98	5.58
10	1	1	0	3.50	4.90
7	1	10	0	4.76	6.67
4	1	10	0	3.56	4.98
2	1	10	0	2.57	3.60
1	1	10	0	1.97	2.76
1	1	1	0	1.11	1.55
10	10	10	0	11.1	15.5
10	2	10	0	6.70	9.38
10	2	7	0	6.17	8.64
10	2	4	0	5.50	7.65
10	2	1	0	4.22	5.91
10	2	0.7	0	3.99	5.60
10	4	20	0	9.46	13.3
10	4	4	0	6.66	9.33
10	4	0.7	0	4.98	6.98
10	7	20	0	11.3	15.8
10	7	4	0	8.07	11.3
10	7	0.7	0	6.13	8.59

$k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$: Principal hydraulic conductivity; θ_{xz} : Angle between principal axes and co-ordinary axes on x-z plane; Q_0 : Injection rate into central interval by vertical packer method; k_U : Evaluated hydraulic conductivity by vertical packer method

Table-3.5(b) Results of vertical packer method (Radius of bore-hore: $r_0=4.3$ cm; Length of interval: $L=60$ cm; Difference of head: $(h_0-H)=50$ cm)

k'_{xx} ($\times 10^{-4}$ cm/s)	k'_{yy} ($\times 10^{-4}$ cm/s)	k'_{zz}	θ_{xz} (deg.)	Q_0 (cm^3/s)	k_U ($\times 10^{-4}$ cm/s)
1	1	.3	15	.875	1.23
1	1	.3	30	.854	1.20
1	1	.3	45	.821	1.15
1	1	.3	60	.784	1.10
1	1	.3	75	.754	1.06
1	1	3	15	1.45	2.03
1	1	3	30	1.54	2.16
1	1	3	45	1.65	2.31
1	1	3	60	1.75	2.44
1	1	3	75	1.80	2.53
1	1	10	15	2.19	3.07
1	1	10	30	2.62	3.67
1	1	10	45	3.03	4.24
1	1	10	60	3.32	4.66
1	1	10	75	3.47	4.86
1	10	10	15	5.94	8.33
1	10	10	30	6.35	8.90
1	10	10	45	6.83	9.57
1	10	10	60	7.23	10.1
1	10	10	75	7.42	10.4
1	10	10	90	7.45	10.4
1	2	10	30	3.21	4.50
1	5	10	30	4.57	6.40
1	7	10	30	5.33	7.47

$k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$: Principal hydraulic conductivity; θ_{xz} : Angle between principal axes and co-ordinary axes on x-z plane; Q_0 : Injection rate into central interval by vertical packer method; k_U : Evaluated hydraulic conductivity by vertical packer method

めに開発された方法である。この方法では媒質が異方性を示す場合、決定した k_L と k_{ij} との関係は不明である。そこでルイ・メナール法から決定される透水係数 k_L を透水係数テンソル k_{ij} の対角成分 k_{xx}, k_{yy}, k_{zz} の関数で表わすために、 k_L に対する各成分の感度を調べた。まず、透水係数 k_L はボーリング孔軸に直交する方向の透水係数の平均と仮定して x - y 成分の相乗平均 α の最大値 ($\alpha = \sqrt{k_x \times k_y}$) と関連すると考えられる。成分を一定に保つため、透水係数の主軸方向が、ボーリング孔軸を z 軸とする直交座標系の軸に一致するモデル媒体 ($k_{xx} = k'_{xx}, k_{yy} = k'_{yy}, k_{zz} = k'_{zz}$) について感度解析を行った。

k_{zz} を一定にしたときの k_L と α の関係を図-3.10に示す。 k'_{xx}, k'_{yy} および k'_{zz} 間の差が1桁以内の場合、両者に直線関係が成り立つことが判明した。次に、3つの対角成分のうち x - y 成分を一定に保ちながら k_{zz} 成分を変化させ、 k_L に対する感度を調べた。このときの k_L と k'_{zz} の関係を図-3.11に示す。 k'_{xx}, k'_{yy} を一定にしても、 k_L は k'_{zz} の影響を受けて、図-3.11に示すように k_L と k'_{zz} は両対数グラフ上でほぼ直線で表わされる。その直線の勾配から、 k_L は k'_{zz} の0.104~0.128乗に比例すると見積られる。ただし、 k'_{zz} の値が他の主透水係数と1桁異なると、 k_L は k'_{zz} のべき乗に比例する曲線から外れる傾向を示す。また、同じ主透水係数をもつ媒体でも主軸方向が異なると Q_L および k_L が異なることは既に述べた。その理由に関してはルイ・メナール法により発生する地下水流がボーリング孔軸に直交する方向に卓越した流れをもつことから容易に推定できる。そこで、透水主軸が座標軸と一致しないものも含めた種々の異方性媒体に対し、ルイ・メナール法から決定される透水係数 k_L は透水係数テンソル k_{ij} の対角成分 k_{xx}, k_{yy}, k_{zz} を用いて表わせば、 k_L は k_{xx} と k_{yy} の積の0.5乗に比例し、かつ k_{zz} の0.128乗に比例すると推定できる。 k_{xx} と k_{yy} の相乗平均の最大値 ($\alpha = \sqrt{(k_{xx} k_{yy})_{\max}}$) と k_{zz} の0.128乗 ($\beta = k_{zz}^{0.128}$) の積 ($\alpha \beta$) と k_L との関係を図-3.12に示す。両者の関係は図-3.12に示す曲線で近似できる。ここに、 k_{xx} と k_{yy} の相乗平均の最大値とは、各主透水係数の0.5乗を径とする楕円体を x - y 平面へ投影してできる楕円の面積の最大値を π で除したものと近似される。ただし、 k_{xx}, k_{yy} および k_{zz} 間の差は1桁以内とする。

3.4.4 水平回転パッカー法

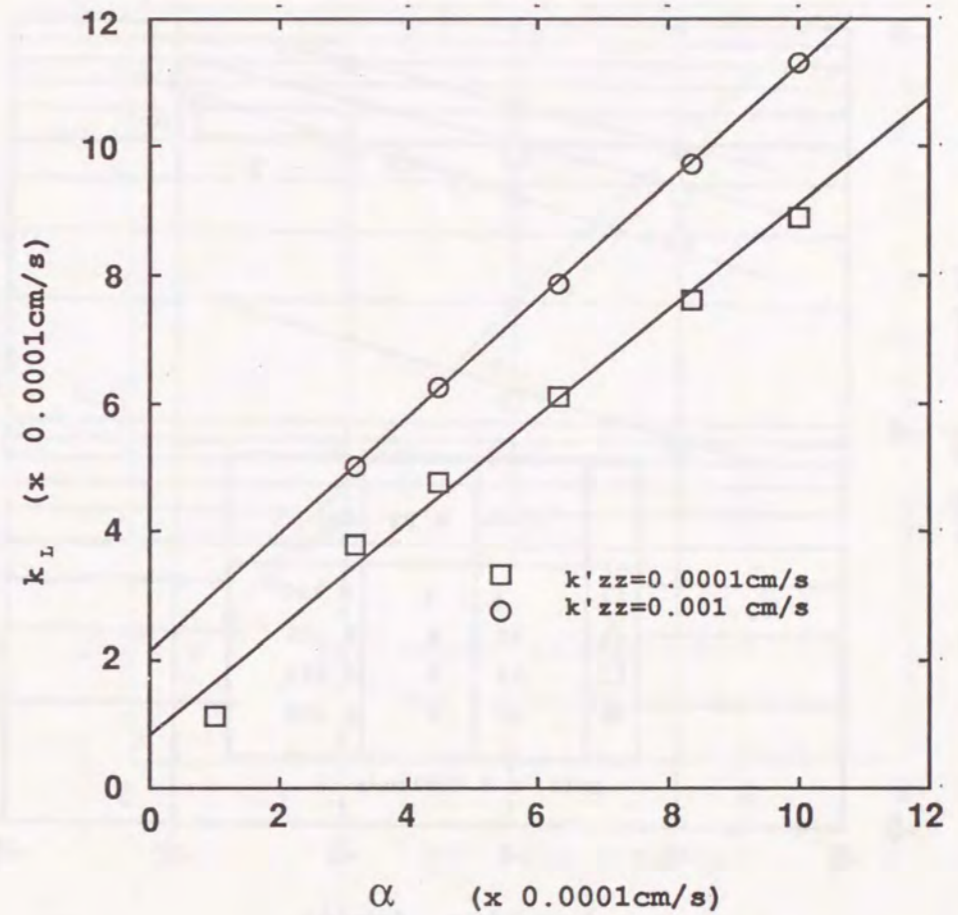


図-3.10 k_L と α ($=\sqrt{(k_{xx} k_{yy})_{\max}}$) の関係

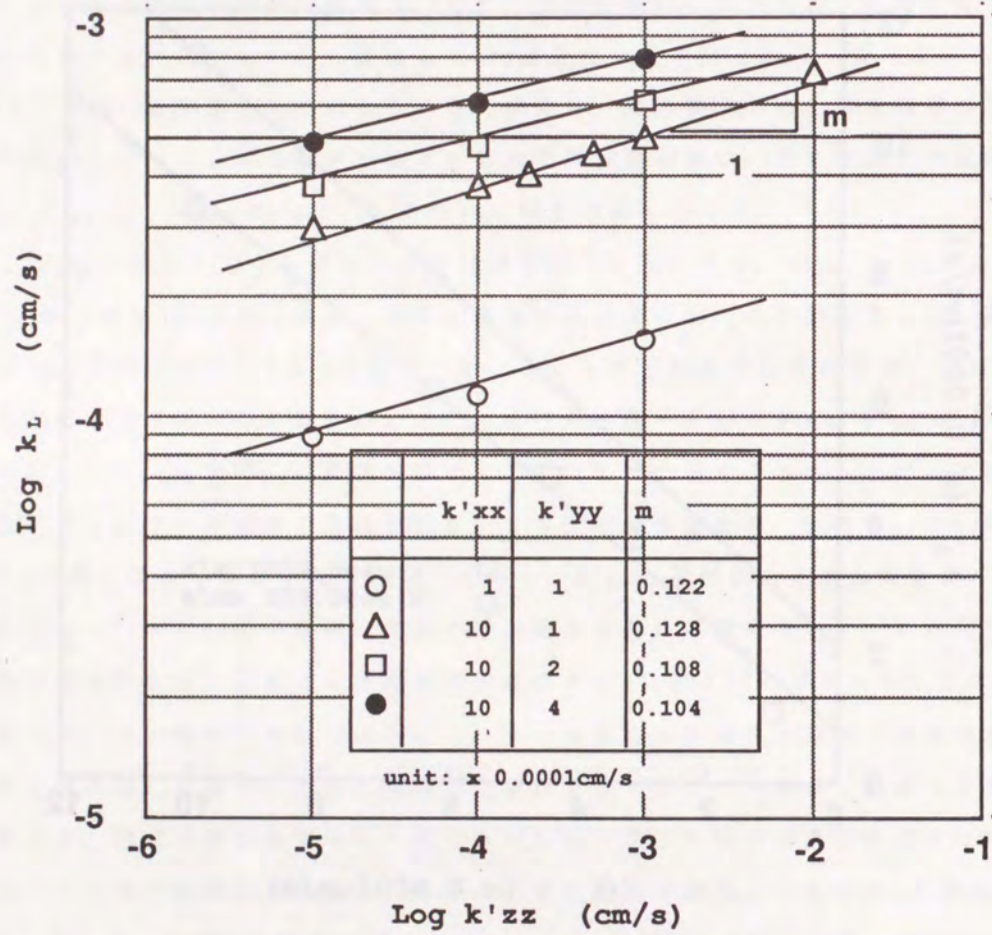


図-3.11 k_L と k'_{zz} の関係

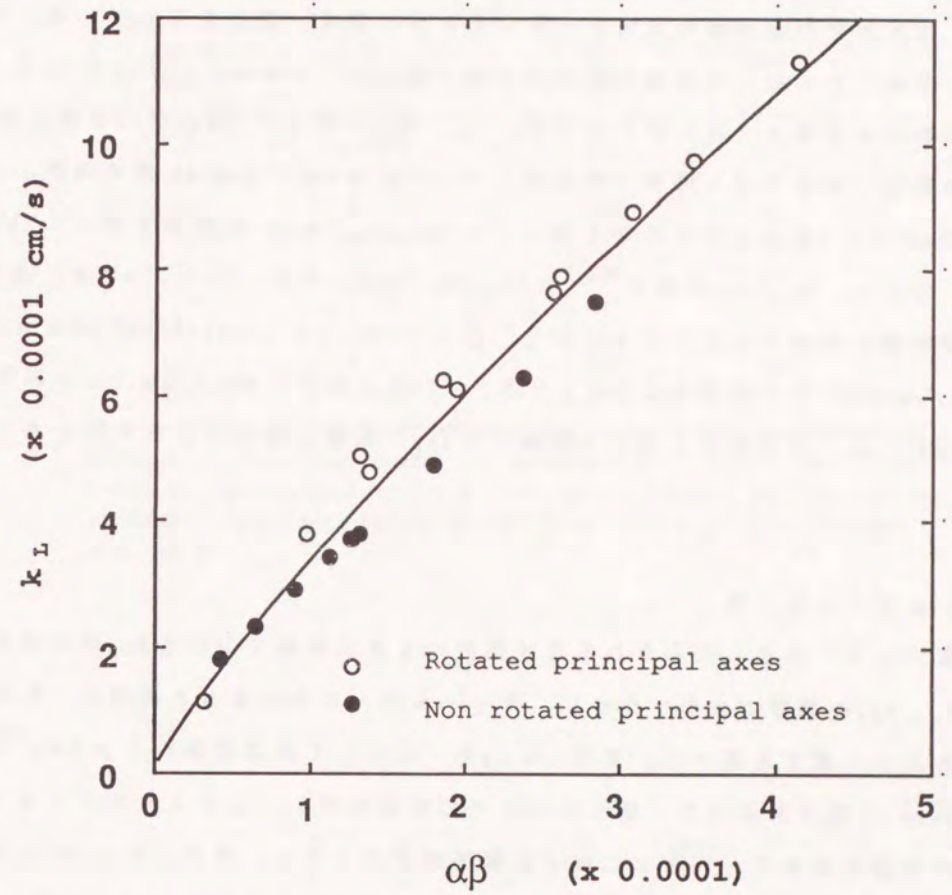


図-3.12 k_L と $\alpha\beta$ の関係 ($\alpha = \sqrt{(k_{xx}k_{yy})_{\max}}$, $\beta = k_{zz}^{0.128}$)

表-3.6および図-3.13は異方性の指標となる透水係数の比が $k'_{xx} : k'_{yy} = 5 : 1$ 、透水主軸方向をx軸、y軸とする媒体について、隔壁の回転に伴う注水量Qの変化を示した例である。中央隔壁の回転に伴い定常注水量は連続的に変化し、注水方向が座標軸の方向と一致したときに最大・最小を示している。そこで、回転にともなう注水量の最大値と最小値の比(Q_{max}/Q_{min})に注目し、透水主軸が座標軸と一致しないものや、 k_{xx} 、 k_{yy} が等しくて k_{zz} が10倍異なる二媒体の結果も含めた種々の異方性媒体について、 Q_{max}/Q_{min} と透水係数テンソルのx成分とy成分との比の最大値($\gamma = (k_{xx}/k_{yy})_{max}$)の関係を図-3.14に示す。ただし、 $k_{xx} < k_{yy}$ の場合、 $\gamma = (k_{yy}/k_{xx})_{max}$ とする。 $1 < \gamma < 10$ では、両者は対数関数の曲線で近似できる。また、図-3.14には $k'_{zz} = 10^{-4}$ cm/sのときの Q_{max}/Q_{min} と γ の関係および $k'_{zz} = 10^{-3}$ cm/sのときの Q_{max}/Q_{min} と γ の関係を示している。この結果よりこの試験では k_{zz} の影響は無視できるものと考えられる。

3.4.5 鉛直パッカー法

鉛直パッカー法から決定される透水係数 k_v を透水係数テンソル k_{ij} の対角成分 k_{xx} 、 k_{yy} 、 k_{zz} の関数で表わすために、ルイ・メナール法の場合と同様に、 k_v に対する各成分の感度を調べた。まず、 k'_{zz} を一定にして透水係数 k_v と $\alpha (= \sqrt{(k_{xx} \times k_{yy})_{max}})$ の関係を求めた。図-3.15にその結果を示す。これよりルイ・メナール法の場合と同様に、 k_v と α にほぼ直線関係が成り立つ。また、 k'_{xx} 、 k'_{yy} を一定にして、 k_v に対する k'_{zz} の影響を検討した結果を図-3.16に示す。ここにおいても、これらは両対数グラフ上でほぼ直線関係が成り立っている。すなわち k_v は k'_{zz} の0.181~0.218乗に比例している。 k'_{xx} 、 k'_{yy} を一定にしても k_v は一定値を示さず k'_{zz} の影響を受けるのはルイ・メナール法の場合と同様である。しかし、この方法の方が図-3.11の結果より k'_{zz} に対する測定感度は少し大きい。また、既に述べたように、鉛直パッカー法により発生する地下水流がボーリング孔軸に平行な方向に卓越した流れをもつよう指向性を持たせる工夫をしているため、同じ主透水係数をもつ媒体でも主軸方向が異なると Q_v および k_v が異なる。そこで透水主軸が座標軸と一致しないものも含めた種々の異方性媒体に対し、鉛直パッカー法から決定される透水係数 k_v を透水係数テンソル k_{ij} の対

Table-3.6 Relation between injection rate and rotational angle of inner central wall from co-ordinary axes X or Y by horizontal rotational packer method (Radius of borehole: $r_0=4.3$ cm; Length of interval: $L=60$ cm; Difference of head: $(h_0-H)=50$ cm; Principal hydraulic conductivities: $k'_{xx}=10^{-3}$ cm/s, $k'_{yy}=2 \times 10^{-4}$ cm/s, $k'_{zz}=10^{-3}$ cm/s)

angle (deg.)	Q (cm ³ /s)	Q _d (cm ³ /s)	Q/Q _{min}
0	3.860	-2.004	1.
22.5	4.140	-2.244	1.06
45	4.895	-3.032	1.27
67.5	5.781	-3.917	1.50
90	6.158	-4.295	1.60
112.5	5.781	-3.917	1.50
135	4.895	-3.032	1.27
157.5	4.140	-2.244	1.06
180	3.860	-2.004	1.

Q: Injection rate into central sub-interval by horizontal rotational packer method; Q_d: Drainage rate from another central sub-interval by horizontal rotational packer method; Q/Q_{min}: Ratio of Q and minimum value of Q

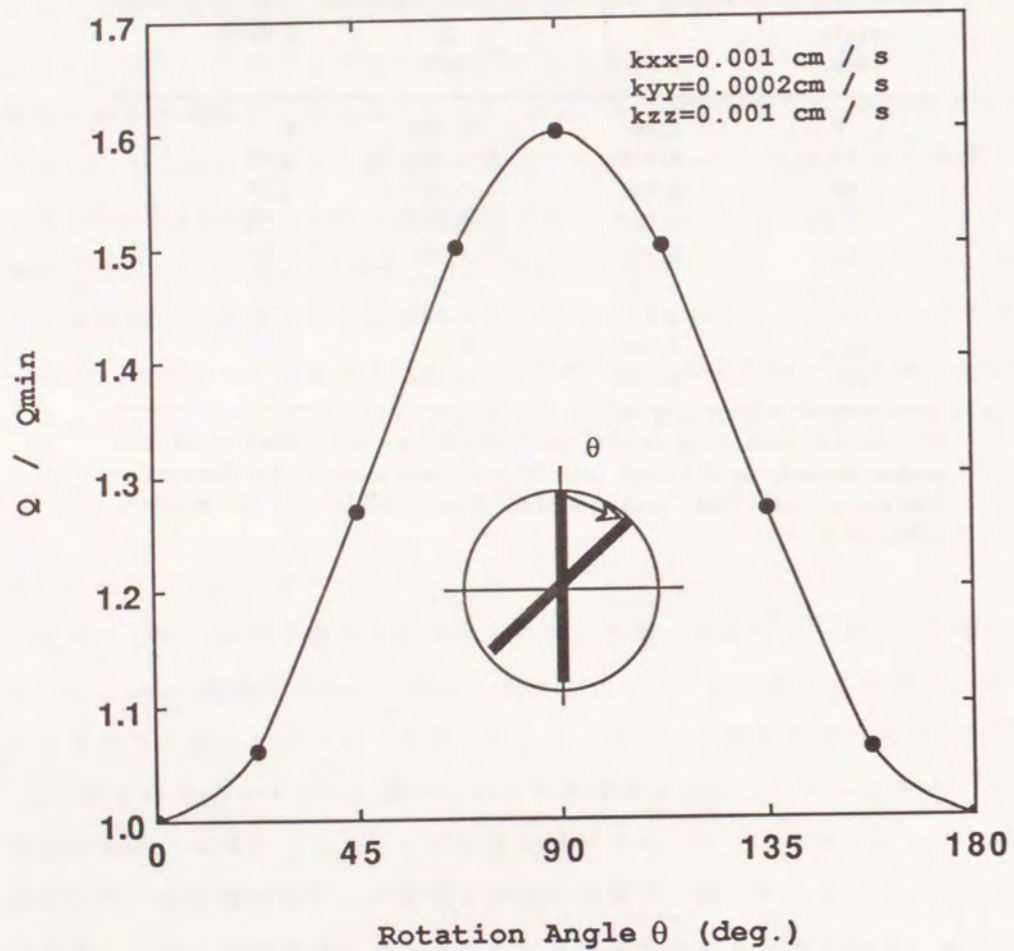


図-3.13 水平回転パッカー法の隔壁の回転角と注水量の関係

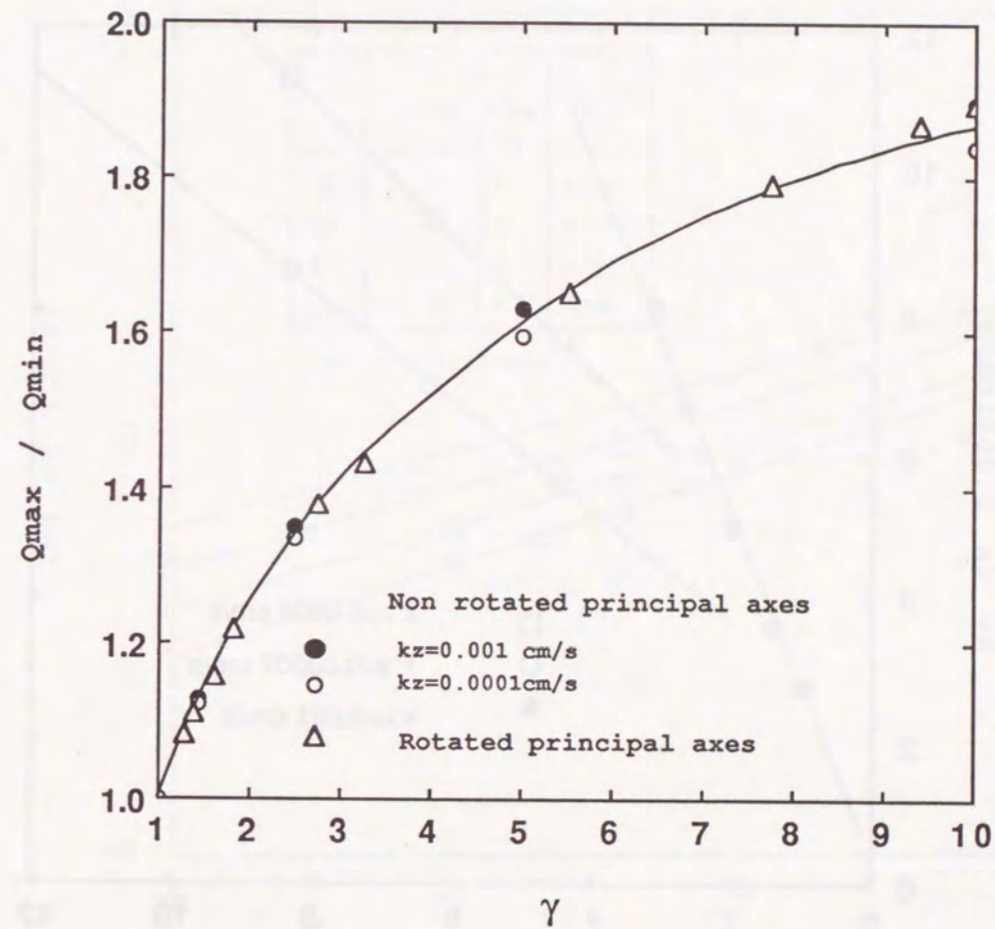


図-3.14 Q_{max}/Q_{min} と γ ($= (k_{xx}/k_{yy})_{max}$)の関係

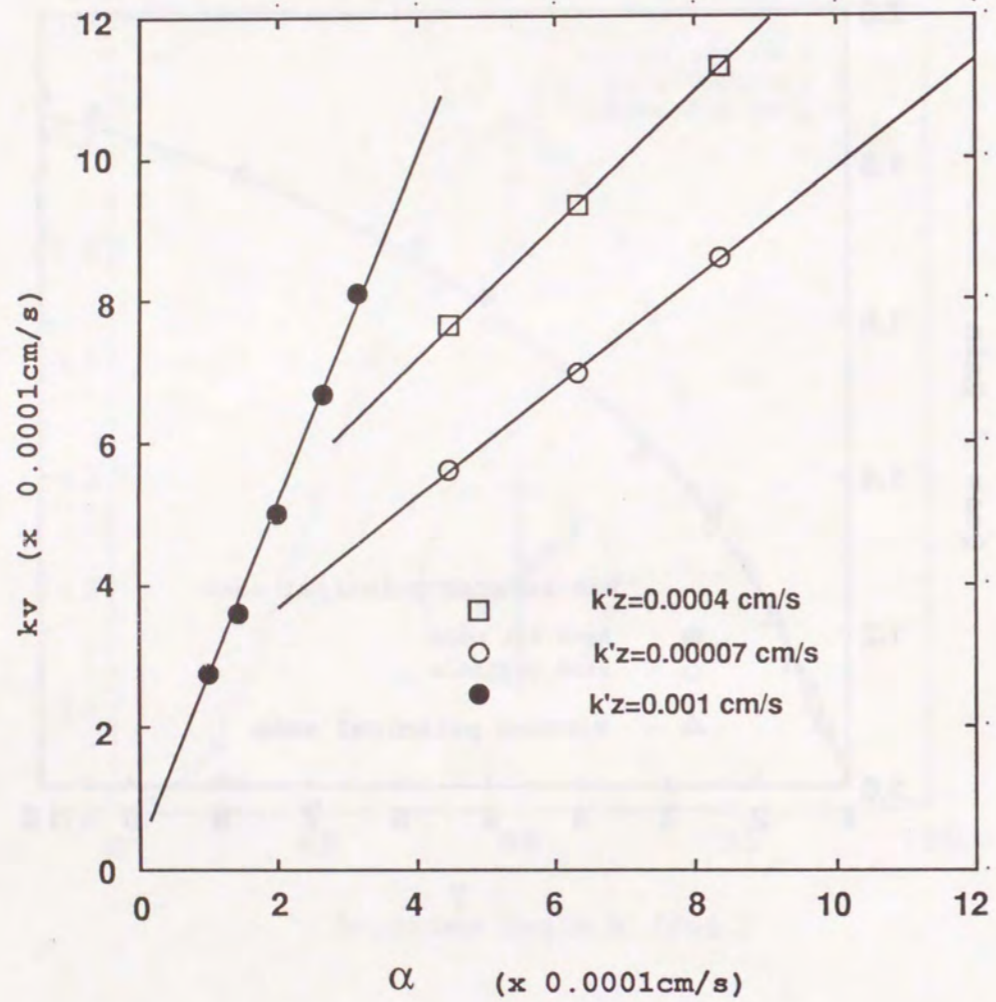


図-3.15 k_v と α ($=\sqrt{(k_{xx}k_{yy})_{\max}}$)の関係

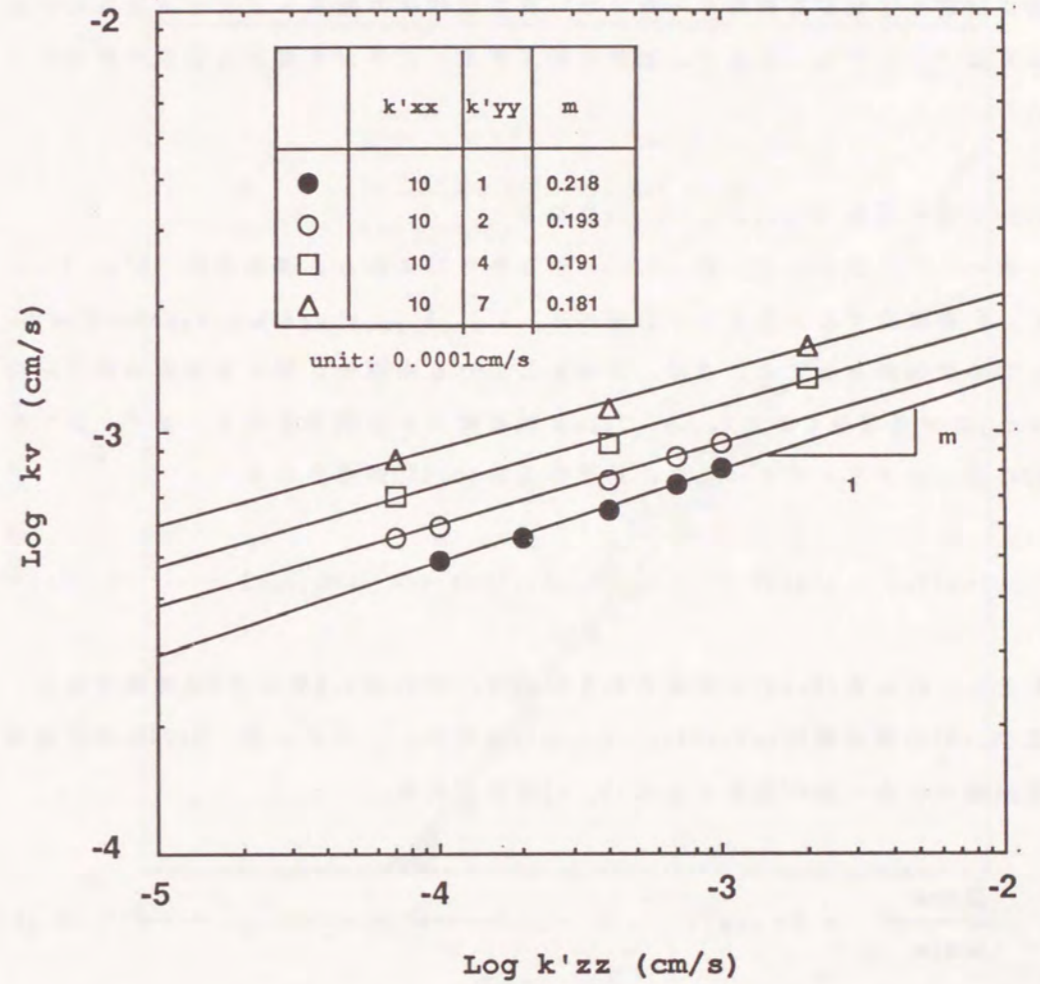


図-3.16 k_v と k'_{zz} の関係

角成分 k_{xx}, k_{yy}, k_{zz} によって表わす。ここで k_v は k_{xx} と k_{yy} の積の 0.5 乗に比例し、かつ k_{zz} の 0.218 乗に比例するとして整理する。 k_{xx} と k_{yy} の相乗平均の最大値 α と k_{zz} の 0.218 乗 ($\delta = k_{zz}^{0.218}$) の積 ($\alpha \delta$) と k_v との関係は図 - 3.17 に示される。図には透水主軸が座標軸と一致しない異方性媒体の結果もプロットされている。両対数グラフで等方性媒体の結果を結ぶ直線上に異方性媒体の結果が集中している。

3.5 主透水係数 ($k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$) の決定

図 - 3.12、図 - 3.14、図 - 3.17 に示された関係から主透水係数 ($k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$) を決定する方法を以下に述べる。 $k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$ と k_{xx}, k_{yy}, k_{zz} には式 (3.2) の関係がある。ここでは、対象としている座標系に関する透水係数テンソル k_{ij} の対角成分である k_{xx}, k_{yy}, k_{zz} と試験結果との関係を示す。まず、図 - 3.12 に示したルイ・メナール法の結果から式 (3.13) が得られる。

$$\text{Log}(k_L) = \text{Log}(A) + U \cdot \text{Log}(k_{xx}k_{yy})_{\max} + G \cdot \text{Log}(k_{zz}) \quad \text{-----} \quad (3.13)$$

ただし、 k_L は式 (3.11) で定義されるもので、上式の A, G および U は定数である。式 (3.13) の適用範囲は $0.1 < k_{xx}/k_{yy} < 10$ とする。つぎに図 - 3.14 に示した水平回転パッカー法の結果から式 (3.14) が得られる。

$$\frac{Q_{\max}}{Q_{\min}} = B \cdot \text{Log}(\gamma) + E \quad \text{-----} \quad (3.14)$$

ただし、 B, E は定数、 $k_{xx} > k_{yy}$ の場合、 $\gamma = (k_{xx}/k_{yy})_{\max}$ 、 $k_{xx} < k_{yy}$ の場合、 $\gamma = (k_{yy}/k_{xx})_{\max}$ とする。式 (3.14) の適用範囲は $k_{xx} > k_{yy}$ の場合、 $1 < k_{xx}/k_{yy} < 10$ 、 $k_{xx} < k_{yy}$ の場合、 $1 < k_{yy}/k_{xx} < 10$ とする。さらに、図 - 3.17 に示した鉛直パッカー法の結果から式 (3.15) が得られる。

$$\text{Log}(k_v) = \text{Log}(F) + C \cdot \text{Log}(k_{zz}) + D \cdot \text{Log}(\sqrt{k_{xx}}\sqrt{k_{yy}})_{\max} \quad \text{---} \quad (3.15)$$

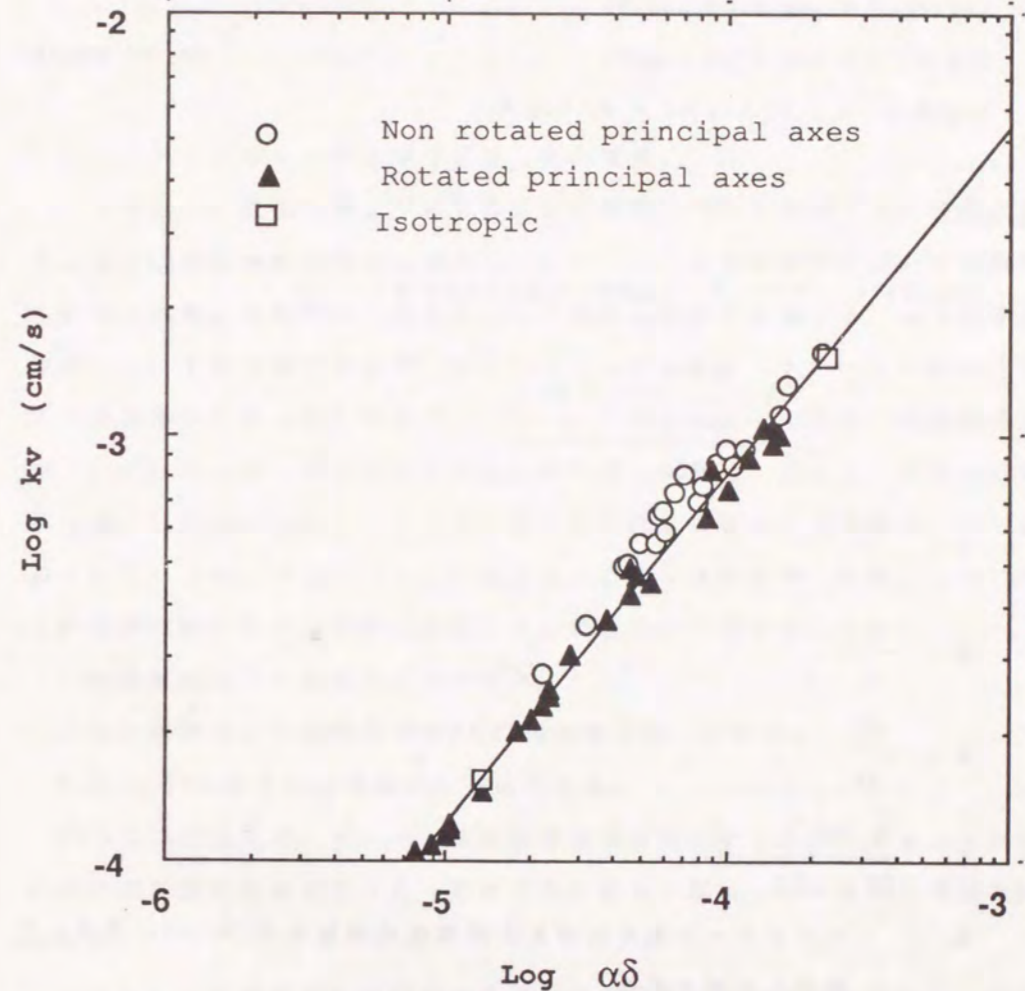


図 - 3.17 k_v と $\alpha \delta$ の関係 ($\alpha = \sqrt{(k_{xx}k_{yy})_{\max}}$, $\delta = k_{zz}^{0.218}$)

ただし、 k_v は式(3.7)で定義されるもので、 C, D, F は定数である。以上の式(3.13)~(3.15)より連立方程式を解くと式(3.16)が得られる。

$$\begin{aligned} \text{Log}(k_{xx}) &= \text{Log}(R) + \text{Log}(M) \\ \text{Log}(k_{yy}) &= \text{Log}(R) - \text{Log}(M) \\ \text{Log}(k_{zz}) &= -T \cdot \text{Log}(S) - W \cdot \text{Log}(N) \end{aligned} \quad \text{----- (3.16)}$$

ここに、

$$\text{Log}(R) = \frac{T}{2U} \{C \cdot \text{Log}(N) + G \cdot \text{Log}(S)\}$$

$$\text{Log}(M) = \frac{\left(\frac{Q_{\max}}{Q_{\min}} - E \right)}{2B}$$

$$S = \frac{k_v}{F}$$

$$N = \frac{A}{k_L}$$

$$W = \frac{DT}{2U}$$

$$T = \frac{2U}{GD - 2CU}$$

k_L : ルイメナール法から求まる定常注水流量を式(3.10)に代入して決定した透水係数

Q_{\max} : 水平回転パッカー法から求まる注水量のうち、中央隔壁の回転に伴う定常注水流量の最大値

Q_{\min} : 水平回転パッカー法から求まる注水量のうち、中央隔壁の回転に伴う定常注水流量の最小値

k_v : 鉛直パッカー法から求まる定常注水流量を式(3.7)に代入して決定した透水係数

である。定数を求めると表-3.7のようになる。従って、(3.16)式から求まる3つの透水係数を(3.2)式に代入して連立方程式を解けば、主透水係数($k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$)が得られる。

3.6 考 察

3.6.1 ルイ・メナール法及びパッカー法の精度

ここで示した数値実験より得られた式の精度について考察する。実験式の精度はおもに数値解析の精度に依存している。そこで数値解析に用いた岩盤モデルの透水係数と数値解析の結果決定した透水係数とを比較する。均質な等方性媒体について数値解析から得られたパッカー法とルイ・メナール法の注水量を、各々水理学的に得られた理論式(3.7)・(3.11)に代入して決定した透水係数を表-3.8に示した。両方法により得られた透水係数は、各々用いた媒体の値の1.46倍、1.13倍である。ルイ・メナール法ではほぼ媒体の透水係数に近い値が得られているのに対し、パッカー法では少し大きな値が得られた。このパッカー法の数値解に生じた誤差の原因には主に以下の三点が考えられる。

- 1) 数値解析モデルの要素分割が粗い。
- 2) 数値解析モデルの境界が式(3.7)の理論と合っていない。
- 3) 式(3.7)で示される理論式に問題がある。

1)についてはルイ・メナール法の数値解析結果が少し大きく求まっているものの許容範囲であることから一応モデルの要素分割については特に問題ないと考える。

2)については理論では無限遠の点で水圧が零としているのに対して、モデルではボーリング孔から50mの距離に境界を設定している点で理論と異なる。しかし、式(3.7)の誘導時に注水によって発生する水の流れを放射流と仮定していることから水圧はボーリング孔からの距離 r とともに指数関数的に減少していく。水圧が注水圧の1パーセントになる距離 r を求めると約11.4mとなる。この距離以上に境界を設定すれば理論の境界条件をほぼ満足するものと考えられる。従って、モデルが $r=50m$ を境界としているので2)についても問題はないと言える。

3)に関しては既に指摘したように、式(3.7)の理論式を誘導した際の湧源の境

Table-3.7 Constants in Equations for proposed single-hore method (unit : cm,sec.)

A	B	C	D	E	F	G	U
0.80	0.88	0.179	0.821	1	1.60	0.108	0.423

Table-3.8 Numerical results from packer methods (Radius of bore-hore: $r_0=4.3$ cm; Length of interval: $L=60$ cm; Difference of head: $(h_0-H)=50$ cm)

Method	Hydraulic conductivity		Ratio k_n/k_t
	k_t (cm/s)	k_n (cm/s)	
Packer M.	1.0×10^{-4}	1.46×10^{-4}	1.46
Louis' M.	1.0×10^{-4}	1.13×10^{-4}	1.13

k_t : True value; k_n : Numerical value

Table-3.9 Comparison of two theoretical results on packer methods under various boundary conditions (Difference of head: $(h_0-H)=50$ cm)

L (cm)	r_0 (cm)	L/r_0	k_c/k_b
1000	4.3	233	1.77
60	4.3	14	1.59
8.6	4.3	2	1.22
4.3	4.3	1	1.09

L: Length of interval; r_0 : Radius of bore-hore; k_c : Hydraulic conductivity obtained from Eq.(3.7); k_b : Hydraulic conductivity obtained from Eq.(3.17)

界条件が原位置のそれとは異なっている。しかし、パッカー法の注水区間を点湧源と見なせる ($L=r_0$) ように FEM モデルを変更した場合、得られた注水量 Q を式 (3.7) に代入して求めた透水係数は、岩盤モデルのそれに一致し数値解と理論解は等しくなった。したがって、式 (3.7) の誘導時の仮定に含まれる問題点について検討した。式 (3.6) で求めた注水区間の孔壁での水頭 h_0 は、図-3.18 に示すように z とともに変化するが実際には孔壁に沿う水頭は z には関係なく一定である。式 (3.7) は注水区間の中央 ($z=0.5L$) で孔壁に作用する水圧が注水圧に等しいとして誘導している。もしも、 $z=0$ (あるいは、 $z=L$) において孔壁に作用する水圧が注水圧 (H) に等しいと仮定したならば、透水係数の評価式として次式が導かれる。

$$k = \frac{Q}{4\pi HL} \sinh^{-1} \left(\frac{L}{r_0} \right) \text{ ----- (3.17)}$$

式 (3.7)、および式 (3.17) を用いて決定される透水係数を各々、 k_c, k_b とすると、その比 k_c/k_b は両者の仮定の相異に由来する透水係数の評価式相互の誤差の指標と考えられる。つまり、実際の透水試験近傍の条件をほぼ満足しているならば k_b と k_c もほぼ等しくなければならないし、かなりの相違が認められる場合には、通常の評価式である式 (3.7) に得られた注水量を代入して決定された透水係数には誤差が含まれていると考えざるを得ない。その誤差は予め k_c/k_b により見積ることができる。表-3.9 はボアホール半径を一定 ($r_0=4.3$ cm) にして、注水区間の長さ L を変えて k_c/k_b 比を算出した結果である。 L/r_0 が大きくなるに従い k_c/k_b 比は大きくなっていき、2 に近づいていく。言い替えれば、 L/r_0 が大きくなると式 (3.7) で示される透水係数の評価式を導いた条件と実際の条件の違いから生じる誤差は拡大していく。実際に注水区間内の孔壁に作用する注水圧は式 (3.7)・式 (3.17) の誘導の際に仮定したものとは異なるため、注水量 Q から透水係数 k を算出すると式 (3.7) では過大評価することになり、式 (3.17) では過小評価することになる。注水区間の長さ L が 60 cm の場合パッカー法から得られる注水量から両評価式を用いて透水係数を求めると、設定した透水係数の 0.629~1.59 倍の値が得られる。ここで用いた等方性媒体モデル ($k=10^{-4}$ cm/s) のパッカ

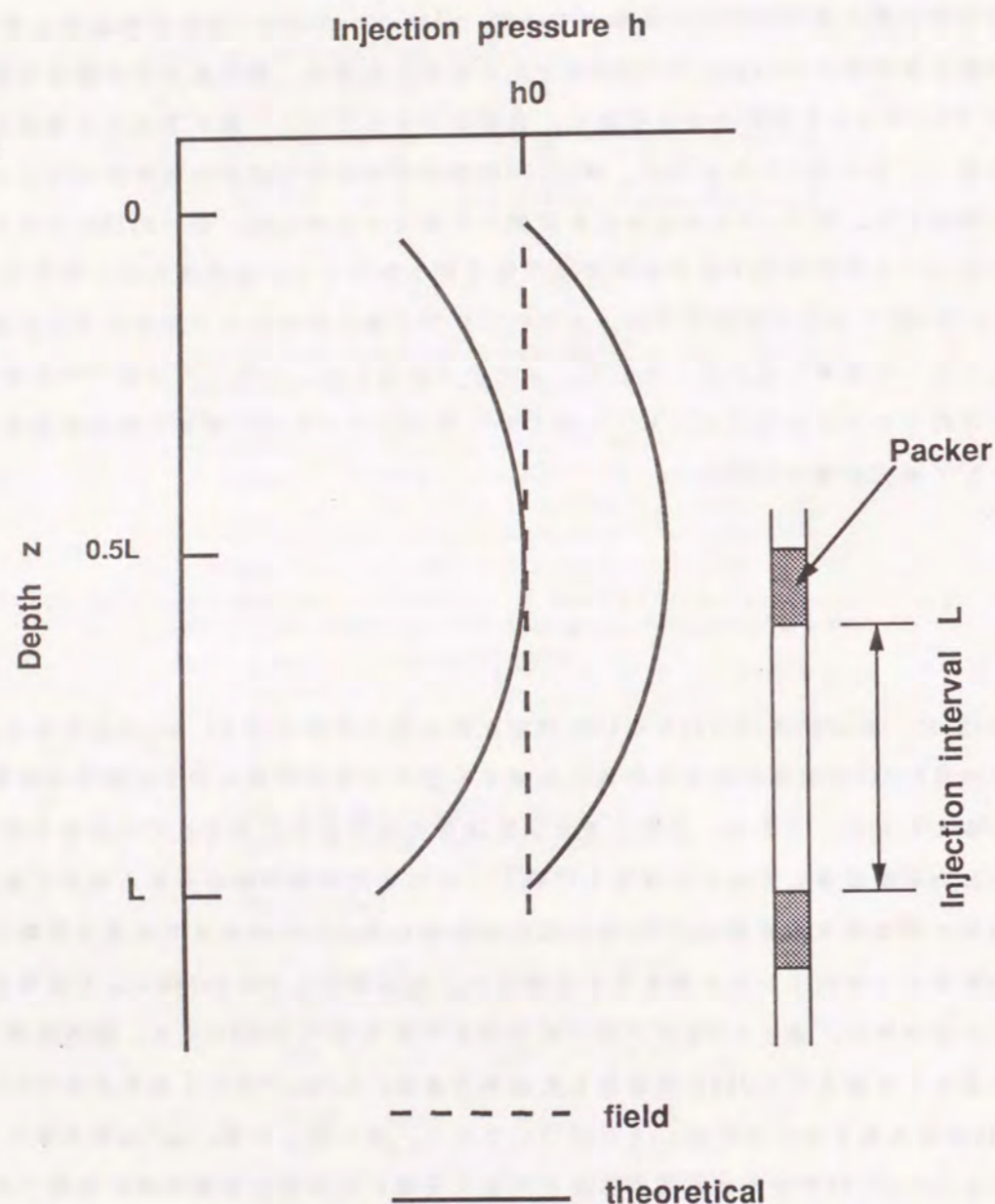


図-3.18 理論式から得られる注水部の孔壁面の水圧分布

一法から決定された透水係数は式(3.7)および式(3.17)では各々、 $1.46 \times 10^{-4} \text{ cm/s}$ 、 $9.21 \times 10^{-5} \text{ cm/s}$ と評価される。従って、用いられている式(3.7)から決定した透水係数が設定値の1.46倍であったのは、許容誤差範囲にあると見なしても差し支えないであろう。

3.6.2 透水係数を求める試験条件の検討

本章では、シングルホールを用いた3つの主透水係数の決定について方法論を提案した。従って、シングルホール定常透水試験の際の注入区間長 L やボーリング孔半径 r_0 、注水圧差の大きさ h 及びパッカー長 L_p の違いによって、透水係数の決定にどのような影響があるか検討しておく必要がある。ルイ・メナール法に関しては式(3.11)の透水係数の評価式に L 、 r_0 、 h の効果が含まれており、 L_p についても上下の注水区間と中央の注水区間から注入された水の浸透が干渉しあう程度の大きさであればよく、短い方がさらによい。水平回転パッカー法ではルイメナール法と同様、 L_p について上下の区間と中央の区間から注入された水の浸透が干渉する程度の大きさであればよく、したがって短い方が好ましい。

次に、水平回転パッカー法について、隔壁により分けられた副区間間の動水勾配を変えた時の影響を考察するため、副区間間の水頭差を変化させ、他の変数を一定に保った。結果を表-3.10に示す。注入量 Q_{\max} 、 Q_{\min} と注入量 Q_{\max} 、 Q_{\min} を得た時に各々他方の副区間から揚水する量 $Q_{d\max}$ 、 $Q_{d\min}$ は、水頭差と1対1の関係があり、水平回転パッカー法から得られる注水量の比 Q_{\max}/Q_{\min} は水圧差に関係なく、つまり副区間間に生じる動水勾配に関係ないことが判明した。

同様に、鉛直パッカー法に関して中央の区間と上下の区間間の動水勾配を変えた場合について考察するため、区間間の水圧差を変化させ、他の変数を一定にした。結果を表-3.11に示す。注入量 Q_v 、およびその時の上あるいは下の区間から揚水する量 Q_{dv} と水頭差には1対1の関係があり、鉛直パッカー法から得られる透水係数 k_v は水圧差に関係ない。つまり区間間に生じる動水勾配に関係ないことが判明した。

水平回転パッカー法の試験装置は、透水係数の異方性の検出感度の点で図-3.6に示すような中央隔壁を用いて区間を二分する形を用いることにした。こ

Table-3.10 Head effects on ratio of injection rate, Q_{max}/Q_{min} of horizontal rotational packer method (Radius of borehole: $r_0=4.3$ cm)

h_0-H (cm)	Q_{max} (cm^3/s)	Q_{min}	Q_{max}/Q_{min}	Q_{dmax} (cm^3/s)	Q_{dmin}	Q_{dmax}/Q_{dmin}
50	5.339	2.817	1.895	-4.208	-1.691	2.488
100	10.68	5.634	1.895	-8.416	-3.382	2.488
200	21.36	11.27	1.895	-16.83	-6.764	2.488

(h_0-H): Difference of head; Q_{max} and Q_{min} are maximum and minimum injection rate into central sub-interval respectively; Q_{dmax} and Q_{dmin} are maximum and minimum drainage rate from central sub-interval respectively

Table-3.11 Head effects on injection rate and estimated hydraulic conductivity of vertical packer method (Radius of borehole: $r_0=4.3$ cm)

h_0-H (cm)	Q_v	Q_{dv}	k_v
		(cm^3/s)	($\times 10^{-4} cm/s$)
50	3.500	-0.4870	4.904
100	6.990	-0.9740	4.897
200	13.98	-1.948	4.897
400	27.96	-3.896	4.897

(h_0-H): Difference of head; Q_v : Injection rate into central interval; Q_{dv} : Drainage rate from upper or lower interval; k_v is obtained from Eq.(3.7)

の形に決定するまでに数通りの装置を考案したが、その中で最も合理的な装置の形は4個のパッカーで仕切った各注水区間に図-3.19に示すケーシングの半分を取り除いて半円形の壁を作り注水するタイプである。この装置も水平回転パッカー法の試験装置と同様にケーシングの回転によって注水方向を変えることができ、それに伴って注水量も変化する。図-3.19の装置を用いて注水試験を行った結果、表-3.12の定常注水量が得られた。異方性の検出感度を比べると水平回転パッカー法では、 $Q_{max}/Q_{min}=1.90$ であるのに対し、図-3.19の装置では $Q_{max}/Q_{min}=1.11$ とかなり劣る。しかし、水平回転パッカー法の試験装置に比べて装置の構造が単純であるので実用的と言える。

実際の試験条件を考えると考慮しておくべき問題に透水領域の規模をどの程度に設定するかという問題がある。対象とする領域が亀裂系の岩盤であり、その透水性を巨視的に判断するためには、試験によって生成する透水領域の大きさを亀裂系の亀裂間隔と比較して大きく取らざるを得ない。この観点からボーリング孔を利用する岩盤透水試験から発生する透水領域を大きくするために次の二つの方法が考えられる。

- 1) シングルホール法の場合、パッカーで区切られた注水区間長を伸ばす。
- 2) クロスホール法の場合、孔間距離を大きくとる。

1)の方法は本文で提案した方法を拡張することで可能となる。2)の方法は浅部の調査については問題ないが、例えば数百mに及ぶ深度の岩盤まで2本以上のボーリング孔を同じ孔間距離を保つように掘削するのは難しく、従ってクロスホール法を大深部の透水性の計測に用いるのは不適である。また、一般に深いボーリングはシングルホールで掘削が行われており、そのような既存のボーリング孔を利用できる点でシングルホール法が望ましいと考えられる。

3.6.3 透水係数の推定結果

本章で提案した3タイプのシングルホール定常透水試験法を用いて任意の異方性媒体モデルに適用し主透水係数を推定した。表-3.13にその結果を示す。推定された主透水係数は設定値のほぼ0.8~1.4倍の範囲に納まっている。また主透水係数間の比で表した異方性の決定誤差は約50パーセントと見積られる。

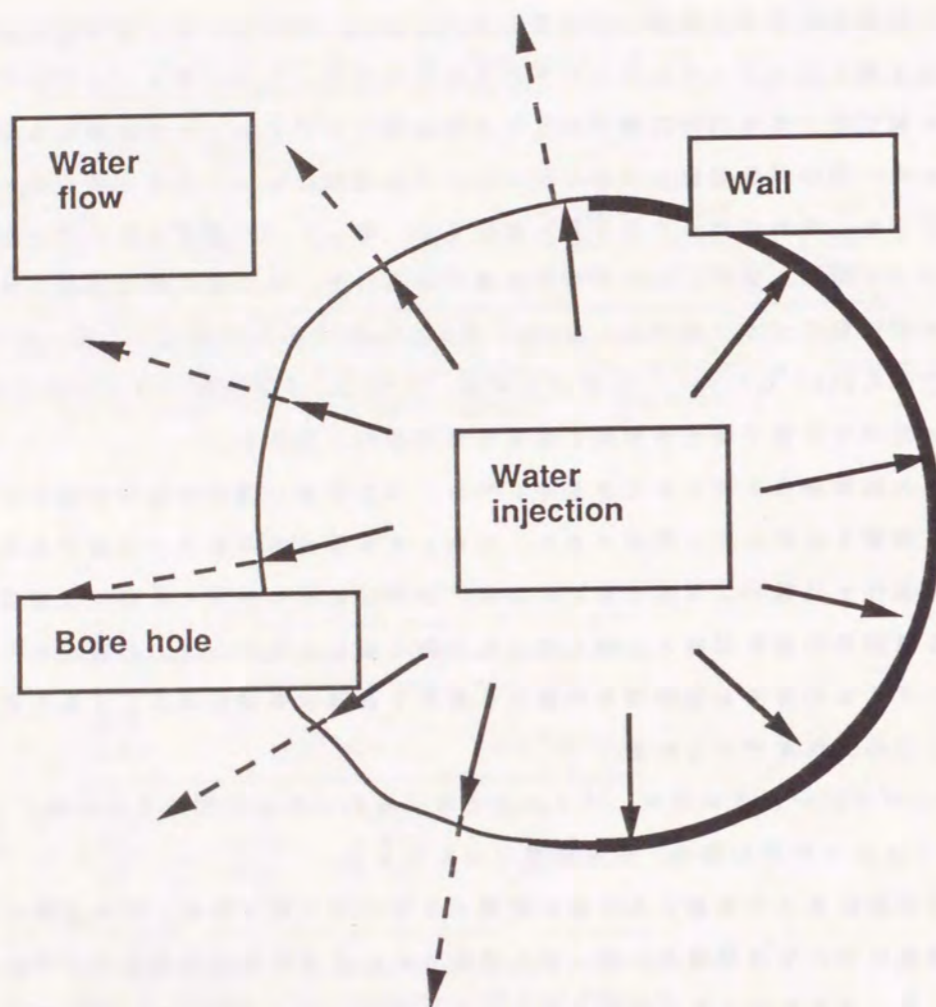


図-3.19 別タイプの水平回転パッカー法の概念図

Table-3.12 Comparison of a couple of horizontal rotational packer method A and B (Principal hydraulic conductivities: $k'_{xx}=10^{-3}$ cm/s, $k'_{yy}=10^{-4}$ cm/s, $k'_{zz}=10^{-4}$ cm/s; Radius of borehole: $r_0=4.3$ cm; Length of interval: $L=60$ cm; Difference of head: $(h_0-H)=50$ cm)

Metod	Qmax (cm ³ /s)	Qmin	Qmax/Qmin
A*	5.339	2.817	1.895
B**	1.997	1.808	1.105

Qmax and Qmin are maximum and minimum injection rate into central sub-interval respectively; *:See Fig.-3.5; **:See Fig.-3.19

Table-3.13 Results of estimation using proposal single-hole method (Principal hydraulic conductivities: $k'_{xx}=10^{-3}$ cm/s, $k'_{yy}=10^{-4}$ cm/s, $k'_{zz}=10^{-4}$ cm/s; Length of interval: $L=60$ cm; Radius of borehole: $r_0=4.3$ cm; Difference of head: $(h_0-H)=50$ cm)

θ_{xz} (deg.)	Q_L (cm ³ /s)	Q_v	Qmax/Qmin	k'_{xx}	k'_{yy} ($\times 10^{-4}$ cm/s)	k'_{zz}	k'_{exx}	k'_{eyy} ($\times 10^{-4}$ cm/s)	k'_{ezz} ($\times 10^{-4}$ cm/s)
0	2.30	3.50	1.90	10	1	1	13.5	1.28	1.80
30	2.05	3.32	1.79	10	1	1	12.1	1.18	0.965
0	3.74	6.70	1.60	10	2	10	8.19	1.73	13.7
0	2.86	4.22	1.63	10	2	1	8.81	1.69	0.917

θ_{xz} : Angle between principal axes and co-ordinary axes on x-z plane; Q_L and Q_v are injection rates into central interval by Louis' method and vertical packer method respectively; Qmax and Qmin are maximum and minimum injection rate into central sub-interval respectively by horizontal rotational packer method; $k'_{xx}, k'_{yy}, k'_{zz}$: Set value of principal hydraulic conductivity; $k'_{exx}, k'_{eyy}, k'_{ezz}$: Estimated principal hydraulic conductivity

3.7 本章の結論

本章の研究より得られた結論を整理すると以下のようになる。

(1) 均質で異方性を示す多孔質媒体あるいは亀裂性の岩盤の主透水係数を決定する新たな方法論を開発した。この方法は、単一のボーリング孔を利用した3種類の定常透水試験法を組み合わせたものである。いずれも孔内を4つのパッカーで仕切って3つの区間を作る。3種類の方法は各々、水平回転パッカー法・鉛直パッカー法・ルイ・メナール法と呼び、前者の2方法は新たに提案するものである。ルイメナール法は、全ての区間に同じ注水圧を作用する方法、鉛直パッカー法は中央の区間に注水圧、上下の区間を初期の水圧に保つ方法で、どちらも中央の区間から媒体内への定常注水量を測定する。水平回転パッカー法は各区間を回転可能な中央隔壁により2つの副区間に分け、片方の副区間に注水圧、他方の副区間を初期の水圧に保つ方法で、中央の副区間から媒体内への定常注水量を測定する。

(2) ここで提案する方法は、次の重要な3点でHsieh & Neuman(1985)のテクニックと異なっている。(a)シングルホール法である。(b)3種類の定常透水試験法を組み合わせて透水係数テンソルを決定する。(c)透水主軸方向は岩盤の場合には亀裂の幾何形状の情報から、また、未固結の堆積物の場合には地層の層理面や葉理面等の面構造から間接的に推定する。

また、彼らの方法がそうであるようにボーリング孔はどの方向に掘削してもよく、多孔質媒体と亀裂性媒体の両方に適用できる。

(3) 3次元有限要素法によって、3種類の原位置透水試験法から得られる3つの定常注水量より主透水係数 k'_{xx} , k'_{yy} , k'_{zz} を決定する半理論式を示した。

(4) 今回提案した方法は、主透水係数の間の隔たりが10倍程度までの異方性媒体であればそれを検出するための十分有効な方法と言える。

(5) パッカー法、ルイ・メナール法について、試験区間長と孔径の関係から試験法の精度について論議し、試験区間が短いほど精度がよいことを示した。

(6) 任意の媒体に関して、提案した3方法から得られた4つの定常注水量を、提案した半理論式に代入して推定した主透水係数(k'_{xx} , k'_{yy} , k'_{zz})は、十分満足いく精度で求まることが判明した。

参考文献

- 1) Long, J.C.S., J.S. Remer, C.R. Wilson, and C.R. Witherspoon(1982) : Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures, *Water Resources Research*, Vol.18, No.3, pp.645-658.
- 2) Oda, M.(1985) : Permeability tensor of discontinuous rock masses, *Geotechnique*, Vol.35, No.4, pp.483-495.
- 3) Lugeon, M. (1933) : Barrages et geologie, Poligrafico pedrazzini, Locarro., pp.85-111.
- 4) 柳澤孝一・斉藤章・西垣誠・平田洋一 (1989) : 新しい現場透水試験法 (動燃式JFT) の開発と測定例、*土と基礎*, Vol.37, No.7, pp.47-52.
- 5) 柳澤孝一・西垣誠・平田洋一 (1988) : 動燃式低水圧制御水理試験機 (動燃式JFT) の原理と適用例、*地下水学会誌*, 第30巻、第3号、pp.127-137.
- 6) Papadopoulos, S.S., J.D. Bredehoeft, and H.H. Cooper (1973) : On the analysis of 'slug test' data, *Water Resour. Res.*, Vol.9, No.4, pp.1087-1089.
- 7) Black J.H. and K.L. Kipp (1981) : Determination of hydrogeological parameter using sinusoidal pressure tests : A theoretical appraisal, *Water Resour. Res.*, Vol.17, No.3, pp.686-692.
- 8) 河野伊一郎・西垣誠 (1983) : 原位置透水試験法の解析手法に関する研究、*土質工学会論文報告集*, Vol.23, No.4, pp.157-170.
- 9) 西垣誠・河野伊一郎 (1984) : 水平および鉛直方向の透水係数の計測方法 - 単孔式原位置透水試験による -、*土と基礎*, 32-11, 322, pp.59-63.
- 10) Walter, G. R. (1983) : A three-well technique for determining formation anisotropy at the waste isolation pilot plant southeast New Mexico, Sandia national laboratories report SAND83-7011.
- 11) Hsieh, P.A. and S.P. Neuman (1985) : Field determination of the three-dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic

- media, 1 Theory, Water Resour. Res., Vol. 21, No. 11, pp. 1655-1665.
- 12) Hsieh, P. A., S. P. Neuman, G. K. Stiles, and E. S. Simpson (1985) : Field determination of the three dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic media, 2 Methodology and Application, Water Resources Research, Vol. 21, No. 11, pp. 1667-1676.
- 13) Louis, C. (1974) : Rock Hydraulics, B.G.R.M. Report, Orleans.
- 14) Long, J.C.S., J.S. Remer, C.R. Wilson, and P.A. Witherspoon (1982) : Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures, Water Resour. Res., vol. 18, pp. 645-658.
- 15) Oda, M. (1985) : Permeability tensor of discontinuous rock masses, Geotechnique, Vol. 35, No. 4, pp. 483-495.
- 16) 山口嘉一・松本徳久 (1989) : ダム基礎の透水性とルジオン値、土木学会論文報告集、第412号/Ⅲ-12、pp. 51-60.
- 17) 山口柏樹・大根義男 (1973) : フィルダムの設計及び施工、技報堂、pp. 261-262.
- 18) 西垣 誠・白石知成・河野伊一郎 (1987) : 有限要素法による飽和-不飽和領域内の三次元浸透解析の改良、第22回土質工学研究発表会論文集、pp. 1581-1582.

第4章 亀裂方位情報を利用したクロスホール法による原位置の亀裂性岩盤の三次元透水パラメータの測定法

4.1 本章の概要

第3章では、シングルホール法によって岩盤の水理学的異方性を含む透水係数テンソルの測定法について論じた。本章では別の方法によって透水係数テンソルと比貯留係数を測定する方法を提案する。同じ領域に分布する岩盤に対して、いろいろな方法を用いてその透水性を評価することは有効な方法である。互いに結果を比較することができ、いくつかの異なった方法の何れもが同じ結果をもたらせば、結果の信頼性は高くなる。また、結果に相違が生じれば評価方法の見直しや、新たな問題提起によって進歩がもたらされると考えられる。本章では、こういった観点からクロスホール法による岩盤の新たな透水性評価法を検討する。また、3章では定常状態の透水を取り扱っていたために透水係数テンソルの決定に終始していたのに対し、本章では、非定常の透水試験から、透水係数テンソルだけでなく、浸透現象の応答速度を決めるパラメータである比貯留係数の測定も取り扱う。

クロスホール法は、2本以上のボーリング孔を用いて孔間の透水試験から透水性を決定する方法で、スキン効果などのシングルホール法の欠点を補うことが可能である。クロスホール法には2つの目的があると考えられる。1つは、孔間の透水試験を多数実施して、面的に、あるいは三次元的に透水性を評価することである。これには亀裂の連続性に主眼を置いた透水経路や水みちの調査、不均質性の調査が含まれる。信源に水圧パルスを用いた多数の孔間試験から、透水性の分布を映像化するジオトモグラフィも盛んに行われている。これらの方法は対象な領域を多数の二次元、あるいは三次元のブロックに分割し、個々の透水性を推定している。従って、個々のブロックは均質な多孔質透水媒体と仮定している場合が多い。しかし、シヌソイダル試験¹⁾では若干事情が異なり、水圧の試験周波数を種々変えることによって、岩盤全体、もしくは亀裂の透水性(水頭拡散率 η)のどちらかを測定できるといわれている。目的の2つ目は比較的大きな亀裂に注目し、その亀裂の透水性を孔間の透水試験から決定するものである。この方法では、亀裂を平行二枚板モデルに近似して透水性を

評価している。

本章では、亀裂性岩盤の透水性の評価にあたり、岩盤を水理学的に等価な多孔質体に置換したブロックの集合体と見なして、個々のブロックの透水性を評価するという方針である。従って、個々のブロックの水理学的異方性を決定することが重要になってくる。このような考え方は第3章と同様で、3章では単一のボーリング孔を用いるのに対し、本章では2本のボーリング孔、もしくはそれ以上のボーリング孔を利用して孔間の透水試験を行う方法について論じる。さらに、第2章では、実際に野外において亀裂という地質量を調査し、サンプリングした亀裂データから透水係数テンソルを推定した。その際、いくつかの問題点を提起することができた。その中でも特に水理学的亀裂開口幅データの測定が実際上困難で、そのため透水係数テンソルの主軸方向については測定可能であっても、その大きさについては決定できないことを指摘した。

本章ではまず、クロスホール法について、従来の研究とその問題点について考察する。次にクロスホール法による透水試験とサンプリングした地質量から透水パラメータを求める方法について論述する。その方法ではまず、ボーリング孔や近傍の露頭からサンプリングした原位置の亀裂情報から水理学的、地質統計学的手法を用いて透水係数テンソルを評価する。ここで求めた透水係数テンソルがつくる透水楕円体を考えると、亀裂データのサンプリング精度から考えて、主軸方位については信頼性が高い反面、その半径を示す絶対値については信頼性が低い。そこで透水係数テンソルの大きさはクロスホール法から得られる透水試験データを用いて決定する。この時、亀裂空間分布、方位データを詳細に検討すると、二本のボーリング孔間で注水による透水試験を実施した場合、水圧応答感度の良好な方位と劣悪な方位あるいはそのようなゾーンをあらかじめ見積っておくことができ、クロスホール試験の発信点、受信点の配置を計画しておくことができる。その後、二本のボーリング孔に限定したクロスホール透水試験を行い、得られた観測値を用いて亀裂の発達した岩盤の透水パラメータを三次元的に決定する新しい方法を提案する。本方法による透水パラメータの決定の手順を示すと以下になる。

(1)バッカーを用いて一方のボーリング孔内に注水区間を設け、他方に3箇所の観測区間を作成し、孔間の透水試験を実施して水頭の経時変化を観測する。

(2)岩盤をそれと等価で均質な異方性多孔質透水媒体と考え、ボーリング孔内の亀裂調査から得た亀裂方位を既知データとし、亀裂開口幅データを仮定して水理学的、地質統計学的手法を用いて透水係数テンソルを評価する。

(3)評価した透水係数テンソルをもつ多孔質媒体内で実施したクロスホール透水試験で生じる水頭の経時変化を、三次元浸透理論から求める。

(4)理論的に求められた水頭の経時変化は、観測値との間に種々の仮定に由来する誤差を持つ。そこで非線形最小二乗法を用いて各観測値と計算値の残差の平方和が最小となるまで、水理学的等価亀裂開口幅と比貯留係数を反復修正し、三次元透水係数テンソルと比貯留係数を決定する。

このような測定法は、亀裂情報を統計処理するため、クラックや節理等の亀裂が発達した岩盤ブロックに限り適用可能である。しかし、透水主軸が特定できるような、層理面、葉理面、片理面等の地質学的面構造の発達した岩盤や未固結堆積層等の透水性を求める場合にも有効となる。

4.2 クロスホール試験による岩盤の透水パラメータの測定法に関する従来の研究と問題点

クロスホール法の従来の研究は、以下の3つの目的から行なわれてきたとみることができる。

- 1) 孔間の透水性を測定する。
- 2) 岩盤内の水みちとなる亀裂を調査し、透水経路を把握する。
- 3) 岩盤の2次元的、3次元的な水理学的不均質性を調査する。

本節では上に挙げた3項目の各々について、代表となるクロスホール試験を取り上げて考察する。

まず孔間の透水性の測定については、Black and Kipp(1981)による sinusoidal pressure 試験がある¹⁾。彼らの方法は、一方の発信孔から発生させた周期的な水圧変化を他方の観測孔で計測し、孔間の水理特性に起因する圧力減衰あるいは位相ずれから、次式で示す水頭拡散率 η を決定するものである。

$$\eta = \frac{k}{S_s} = \frac{T}{S} \text{-----} (4.1)$$

ここに k : 透水係数
 Ss : 比貯留係数
 T : 透水量係数
 S : 貯留係数

である。均質等方な多孔質媒体では浸透の支配式は、次式で表わされる。

$$\nabla^2 h = \frac{Ss}{k} \cdot \frac{\partial h}{\partial t} \quad (4.2)$$

ここで、発信を点源として正弦波を与えた場合に観測される水頭変化は次式のように導かれる¹⁾。

$$h(r, t) = \frac{Q_0}{4\pi r} \exp\left\{-\frac{1+i}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\sqrt{\omega \cdot Ss \cdot r^2}}{\sqrt{k}}\right\} e^{i\omega t}$$

$$= G(r, \omega) e^{i\omega t} \quad (4.3)$$

ここに、

r : 信源からの距離
 ω : 角周波数
 Q₀ : 点源注水量

である。関数Gの振幅|G|と位相差φは

$$|G| = \frac{Q_0}{4\pi r k} \exp\left(-r \frac{\sqrt{\omega \cdot Ss}}{\sqrt{2k}}\right) \quad (4.4)$$

$$\phi = -r \frac{\sqrt{\omega \cdot Ss}}{\sqrt{2k}} \quad (4.5)$$

となり、点源、観測孔の振幅を各々|G₀|、|G|とすると

$$\frac{|G|}{|G_0|} = \frac{r_0}{r} \exp\left(r_0 - r \frac{\sqrt{\omega \cdot Ss}}{\sqrt{2k}}\right) \quad (4.6)$$

ただし、r₀はボーリング半径である。信源および観測点での水圧の振幅と位相差を計測すれば、式(4.6)から水頭拡散率ηを求めることができる。

この方法では、信号水圧の発信周波数をいろいろ変えることができ、亀裂から岩盤全体の透水性について評価することが可能である。しかし、透水係数を直接決定できないという欠点と結果の解釈がむずかしいということが今後の課題となっている。低透水性岩盤の測定に使えるため期待できる調査法である。残された問題点はηからKとSsを分離することである。分離するための方法としては近傍のボーリング孔でKを求めるために、スラグテストおよび注水テストをしてKを決定しSsをηより見積る方法と、低空隙率の岩石では、弾性定数からSsを推定し逆にKを見積る方法がある。また、ボーリング孔の共振のような慣性の影響が結果の解釈を複雑にしているという問題もある。

次に水みちとなっている亀裂を調査し、透水経路を見いだす方法として、トレーサー法について述べる。この方法は、ボーリング孔に塩素やLi、臭素、ヨウ素、ホウ素、あるいはフロレッセンスなどの染料、最近はあまり使われないが半減期の短い放射性同位元素などを投入して希釈の程度、伝播時間等を調べることにより岩盤の透水特性を解析する。一般に、トレーサー試験では以下の仮定が用いられる。

- 1) 浸透はダルシーの法則に従う。
- 2) トレーサーは動水勾配iによって移動し、拡散は起こらないとする。
- 3) 流れは定常状態である。

トレーサーの伝達時t_r、トレーサー投入口から観測井の距離L₀より、流速Vは次式で表わされる。

$$V = L_0/t_r = ki \quad (4.7)$$

トレーサー希釈試験では岩盤を等方均質と考え、流速 V を求める²⁾。

$$V = \frac{\pi r_0}{8 t_d} \ln(C_r) \text{ ----- (4.8)}$$

ここに、 r_0 : 井戸の半径

t_d : 希釈に要した時間

C_r : トレーサーの初期濃度と最終濃度の比

亀裂系岩盤では平行板理論を用いてトレーサー希釈試験の結果から透水係数を求めることが一般的である³⁾。まず、同じ開口幅 t をもつ等間隔の水平な亀裂系に試験孔があると仮定すると流速 V は次式で表わされる。

$$V = \frac{\pi r_0 L}{8 n t t_d} \ln(C_r) \text{ ----- (4.9)}$$

したがって、1つの開口幅 t 当りの流量 q は

$$q = V t \text{ ----- (4.10)}$$

となる。亀裂の透水係数を k_f とすると

$$V = k_f \cdot i \text{ ----- (4.11)}$$

$$k_f = \frac{\gamma_w t^2}{12 \mu} \text{ ----- (4.12)}$$

$$q = \frac{\gamma_w}{12 \mu} t^3 i \text{ ----- (4.13)}$$

であるので、それと等価な透水係数 k_0 は、

$$k_0 = k_f \frac{n t}{L} \text{ ----- (4.14)}$$

として他の定数も上式から求めることができる。

ここに、

L : トレーサー注入区間長

n : L の間に含まれる亀裂の数

μ : 地下水の粘性係数

γ_w : 地下水の密度

である。この方法では、他の透水試験法が人為的に水圧を加えたりして自然状態を乱して測定するのに対して非破壊の自然測定が実現できる点で優れている。また、ストリパでのトレーサ試験のように同時に多点で数種のトレーサを用いて地下水の透水経路を調査している例もある⁴⁾。岩盤中の地下水流のチャンネルリング現象をとらえるには、この方法が有効であると考えられる。この方法は、岩盤の亀裂を決定論的に捉える数理モデルと組み合わせて用いることで、岩盤浸透流の解析に重要な役割を果たすと考えられる。

次に、岩盤の2次元、3次元の水理学的不均質性を調査する目的で行なわれる試験について述べる。これには電気探査、電磁探査、MT法探査、リモートセンシングなどの物理探査がある。最近、電磁波や弾性波等を利用したジオトモグラフィ法が地下水調査への応用が検討されている⁵⁾。この方法は、図4.1のようなボーリング孔間あるいは地表との間の測定パターンで水圧パルス、弾性波、電磁波等の信号の受発信を行い、地下の物性分布を求め、映像化する方法を使い、地下の透水性を評価する方法である。測定領域は普通多くの四角形に区分し、各要素毎に物性を変えながら反復法を用いて計測した信号が再現される物性分布を求める。ジオトモグラフィの種類として弾性波速度分布、比

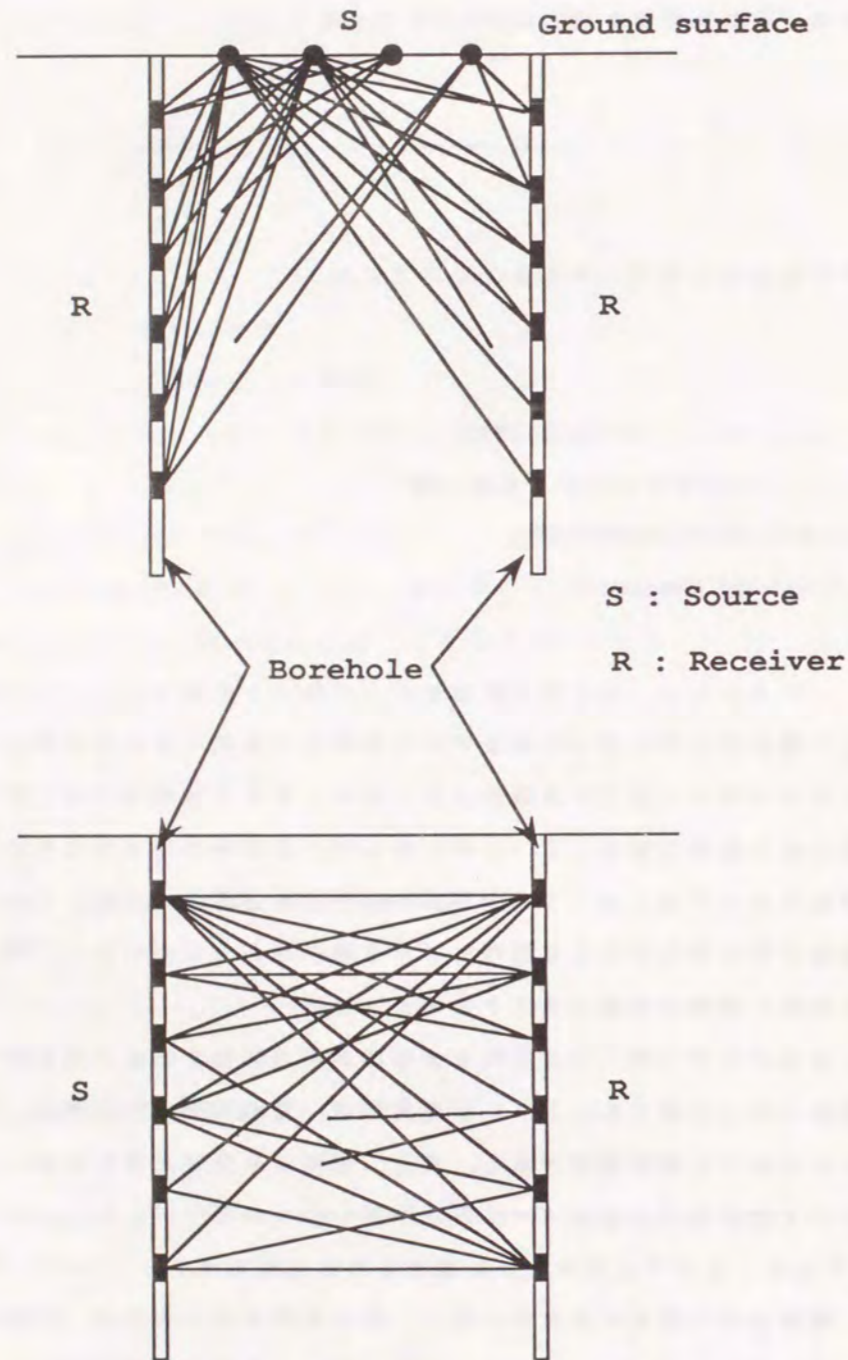


図-4.1 クロスホールジオトモグラフィーの測定パターン

抵抗分布、水頭拡散率分布等が代表的である。この方法によって、地下の情報
が面的に、あるいは立体的に得られることから多用されつつあるが、解析に要
する時間と費用が膨大となる欠点がある。 d)

最近までクロスホール法にしてもシングルホール法にしても、岩盤透水試験
から三次元の透水係数テンソルを直接決定することはできなかった。3.2節でも
述べたように、最初にこの問題を解決する実質的な方法を開発したのはHsieh
& Neuman(1985)⁶⁾、Hsieh et al.(1985)⁷⁾である。彼らの用いた方法はクロス
ホール法で、バッカーでボーリング孔を任意の長さに区切り、その区間に注水
した場合の多孔質媒体内の三次元浸透理論を展開した。そして観測孔での観測
水頭と三次元浸透の理論曲線とのマッチング手法により注水点と観測点を結ぶ
方向の透水係数 (directional hydraulic conductivity) を多方向について測
定し、透水係数テンソルがつくる透水楕円体を決定した。わが国においても、
Okuno & Hokari(1991)⁸⁾、Aoki et al.(1991)⁹⁾はこの方法により岩盤の透水係
数テンソルを測定している。この方法は、岩盤をそれと等価な均質で異方性を
もつ多孔質媒体とした場合、透水係数テンソルを三次元的に直接決定できるう
えに、予め主透水軸を求めておく必要がなく、また、ボーリング孔の掘削方向
も制限されない点で従来のものに比べ優れている。しかしその反面、多方向に
ついて測定する必要があるため、3本以上のボーリング孔と多数の孔間試験を
実施しなければならないという困難さを含んでいる。また、主な透水経路と考
えられる亀裂の情報を活用していないため、孔間試験の数が少ない場合や測定
した方向透水係数と推定した透水楕円体とにバラツキが大きい場合には決定し
た透水の主軸についての信頼性に疑問が残る。

第2章で既に述べたように、亀裂調査から得た亀裂幾何形状情報を元に、水
理学的、地質統計学的手法を用いて岩盤と等価な多孔質媒体の透水係数テンソ
ルを評価する間接的な方法はLong et al.(1982)¹⁰⁾、Oda(1985)¹¹⁾により提案
された。両方法は、岩盤の亀裂という地質学的特徴を取り入れた理論モデルを
与える。従って、これらの理論モデルから推定される透水係数テンソルの信頼
性は亀裂調査データの信頼性に依存する。第2章で明らかのように、野外調査
から得られる亀裂の情報は限られたもので、亀裂の分布密度および方位デー
タを除くとその信頼性は低いと考えられている。水理学的開口幅については、両

モデルとも透水係数テンソルの評価に必要不可欠であるにもかかわらず、測定できないのが現状である。したがって、これらの理論モデルを単独に取り扱って、原位置の透水性を定量的に決定するのは問題がある。

本章では、これらの理論モデルの抱えている問題点である水理学的開口幅の測定を行わないで、透水係数テンソルを決定する方法論を展開する。

4.3 透水パラメータの測定法の基礎

亀裂性岩盤をその亀裂情報からそれと水理学的、地質統計学的に等価で均質な異方性多孔質媒体に置換できるブロック (Representative elementary volume, REV) を考えると、飽和した岩盤内の浸透を支配する方程式は、ダルシーの法則と連続の式より

$$\frac{\partial}{\partial X_i} \left(k_{ij} \frac{\partial h}{\partial X_j} \right) + q = Ss \frac{\partial h}{\partial t}, \quad (i, j=1, 2, 3) \quad (4.15)$$

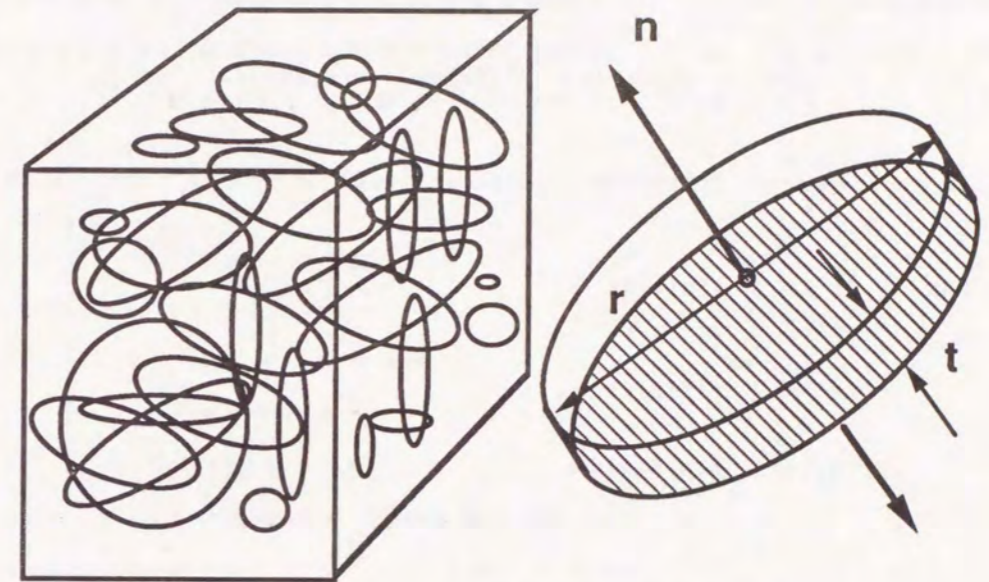
となる。ここに、

- h : 全水頭
- k_{ij} : 透水係数テンソル
- Ss : 比貯留係数
- q : 流出、流入量
- X_i : 全体座標
- t : 時間

である。均質な多孔質媒体と置き換えた岩盤ブロックは、透水係数テンソルと比貯留係数によりその透水性が定義でき、均質な岩盤ブロックの集合したさらに規模の大きな不均質ブロックの浸透現象を、空間的にかつ時間的に予測することが可能となる。

4.3.1 透水係数テンソルの水理学的、地質統計学的評価

岩盤内の亀裂を図-4.2に示すように、直径 r、開口幅 t の円盤でモデル化す



a) Fissures in the rock mass

b) Geometrical model of fissure

図-4.2 亀裂の円盤モデル

ると、その方位は円盤に立てた法線の単位ベクトル n で表すことが出来る。亀裂の幾何形状データよりクラックテンソル P_{ij} は Oda(1985)によると、次式で定義される。

$$P_{ij} = \frac{\pi \rho}{4} \int_0^\infty t^3 g(t) dt \int_0^\infty r^2 f(r) dr \int_\Omega n_i n_j E(n) d\Omega$$

$$= \frac{\pi \rho}{4} \langle t^3 \rangle \langle r^2 \rangle N_{ij}, \quad (i, j=1, 2, 3) \quad \text{----- (4.16)}$$

ここに、

$$\langle t^3 \rangle = \int_0^\infty t^3 g(t) dt$$

$$\langle r^2 \rangle = \int_0^\infty r^2 f(r) dr$$

$$N_{ij} = \int_\Omega n_i n_j E(n) d\Omega$$

- ρ : 亀裂の分布密度
- $g(t)$: 亀裂開口幅の確率分布密度
- $f(r)$: 亀裂長の確率分布密度
- $E(n)$: 亀裂方位の確率分布密度
- Ω : 立体角

である。

異方透水係数テンソル k_{ij} はクラックテンソル P_{ij} を用いて次式のように表される。

$$k'_{ij} = \lambda (P'_{kk} \delta_{ij} - P'_{ij}), \quad (i, j=1, 2, 3) \quad \text{----- (4.17)}$$

ただし、 $P'_{ij} = (1 - \alpha_\theta) P_{ij}$ で定義される二階の対称テンソルであり、水の浸透に有効な亀裂の幾何学性を表している。ここに、 $\lambda \leq 1/12$, $0 < \alpha_\theta < 1$ である。 α_θ は 1 から次第に減少させていき、透水性が実質的に零となる時の値を持つ

て α_θ とする。

ここで、図-4.3 に示すように、亀裂データをボーリング孔からサンプリングする場合を考えよう。ボーリング孔の長さを b 、ボーリング孔軸方向の単位ベクトルを u 、サンプリングされる亀裂の数を $N^{(u)}$ 、サンプリング領域の体積を V とすると、亀裂の分布密度 ρ は次式となる。

$$\rho = \frac{N^{(u)}}{V} = \frac{N^{(u)}}{SB} \quad \text{----- (4.18)}$$

ここで、

$$S = \frac{\pi}{4} \langle r^2 \rangle$$

$$B = b \langle |n \cdot u| \rangle$$

$$\langle |n \cdot u| \rangle = \int_\Omega |n \cdot u| E(n) d\Omega$$

式(4.18)を式(4.16)に代入すると次式が得られる。

$$P_{ij} = \langle t^3 \rangle N_{ij} \frac{N^{(u)}}{b \langle |n \cdot u| \rangle} \quad \text{----- (4.19)}$$

式(4.19)のうち亀裂開口幅 t は水理学的にみた時のそれで、一般に原位置では測定できない。たとえ測定できたとしても、介在物があるときは開口幅の水理学的な評価が不可能である。従って、式(4.19)は $\langle t^3 \rangle$ を仮定したときのみ計算できる。式(4.19)で示される P_{ij} は亀裂方位データのクラスター分析(Shaeben, 1984)¹²⁾の結果分れたグループ毎に計算し、最後に総和して式(4.17)に代入して、異方透水係数テンソル k_{ij} を決定する。この場合、 λ は亀裂の連結の程度を表す未知定数である。

4.3.2 クロスホール透水試験と非定常浸透理論

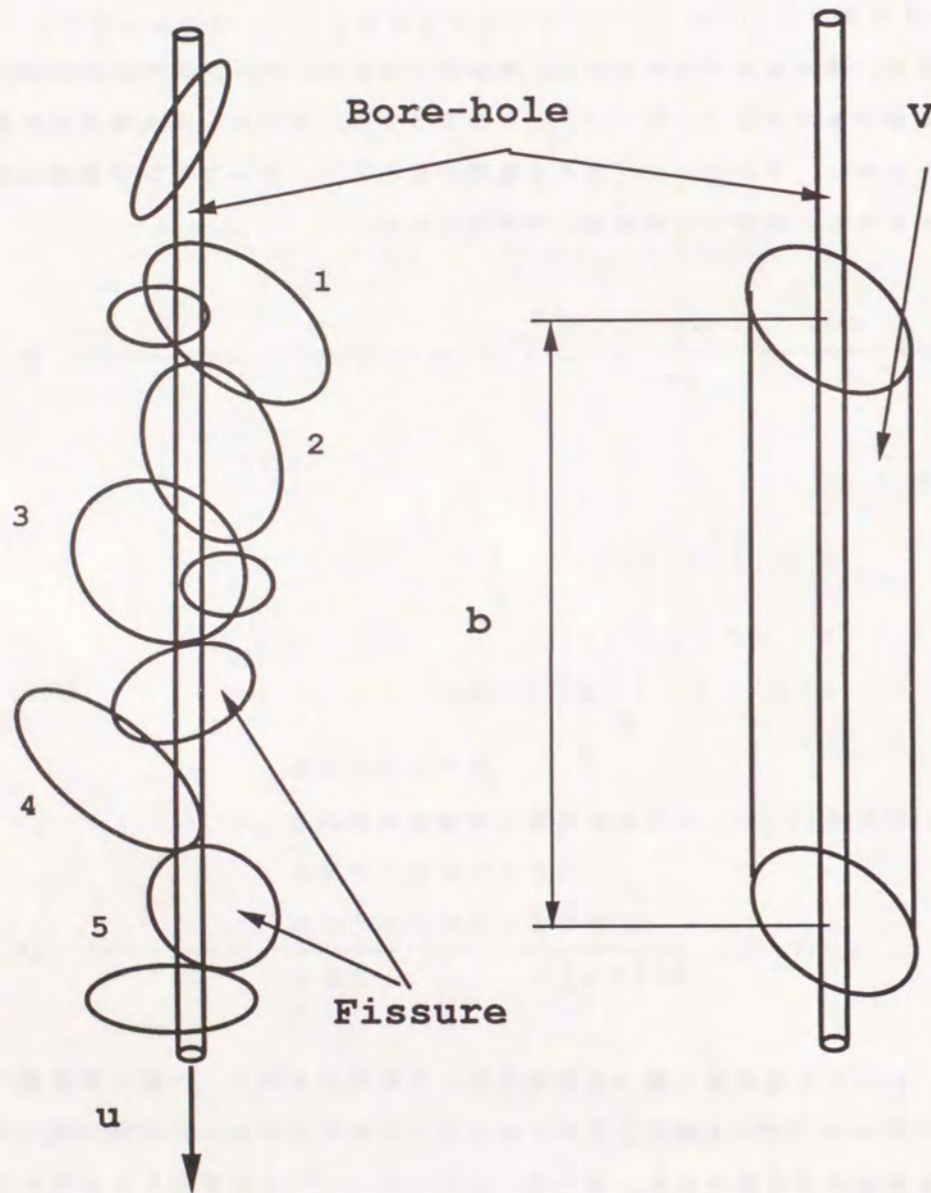


図-4.3 ボーリング孔と亀裂のサンプリング

図-4.4 にクロスホール透水試験の概念を示す。パッカーを用いてボーリング孔の一方に注水区間を作り、他方に水頭の測定のための観測区間を作る。透水試験では、注水区間へ一定の流量 Q で注水し、計測区間において水頭増分 Δh の経時変化を測定する。水理学的に均質で異方性を持つ多孔質媒体内の三次元浸透は Hsieh & Neuman (1985) により理論解が得られている⁶⁾。注水区間および計測区間を点と考えた場合、三次元浸透は次式により表わされる。

$$\Delta h = \frac{Q}{4\pi\sqrt{G_{xx}}} \operatorname{Erfc}\left(\frac{\sqrt{SsG_{xx}}}{\sqrt{4Dt}}\right) \quad (4.20)$$

ここに、 $G_{xx} = x^T A x = x_i x_j A_{ij}$, ($i, j=1, 2, 3$)

$$A_{ij} = A_{ji} = k_{ik} k_{jk} - k_{ij} k_{kk}$$

$$A_{ii} = k_{jj} k_{kk} - k_{ij}^2$$

$$D = |k|$$

$$= k_{11}k_{22}k_{33} + 2k_{12}k_{23}k_{31} - k_{11}k_{23}^2 - k_{22}k_{13}^2 - k_{33}k_{12}^2$$

$\operatorname{Erfc}()$: 余誤差関数

x : 注水点を原点とした時の観測点の座標

Δh : 時間 t のときの水頭と初期水頭の差 (水頭増分)

このとき、透水係数テンソル k_{ij} は図-4.4 の座標系に変換したそれで示す。座標系は注水区間の中点を原点とし、図-4.4 に関係なく任意の方向をとる。

実際には注水、計測両区間は点ではない。しかし、平行なボーリング孔の一方に注水区間、他方に計測区間を設けた場合、次の式(4.21)の条件を満足すれば、注水、あるいは計測区間、またその両者を線と仮定して導かれた理論解は、両区間を点と考えた式(4.20)の理論解で置き換えられることが既に示されている⁶⁾。

$$\alpha = \sqrt{G_{xx}/G_{00}} \geq 5$$

$$\beta = \sqrt{G_{xx}/G_{0c}} \geq 5 \quad (4.21)$$

Injection borehole

Observation borehole

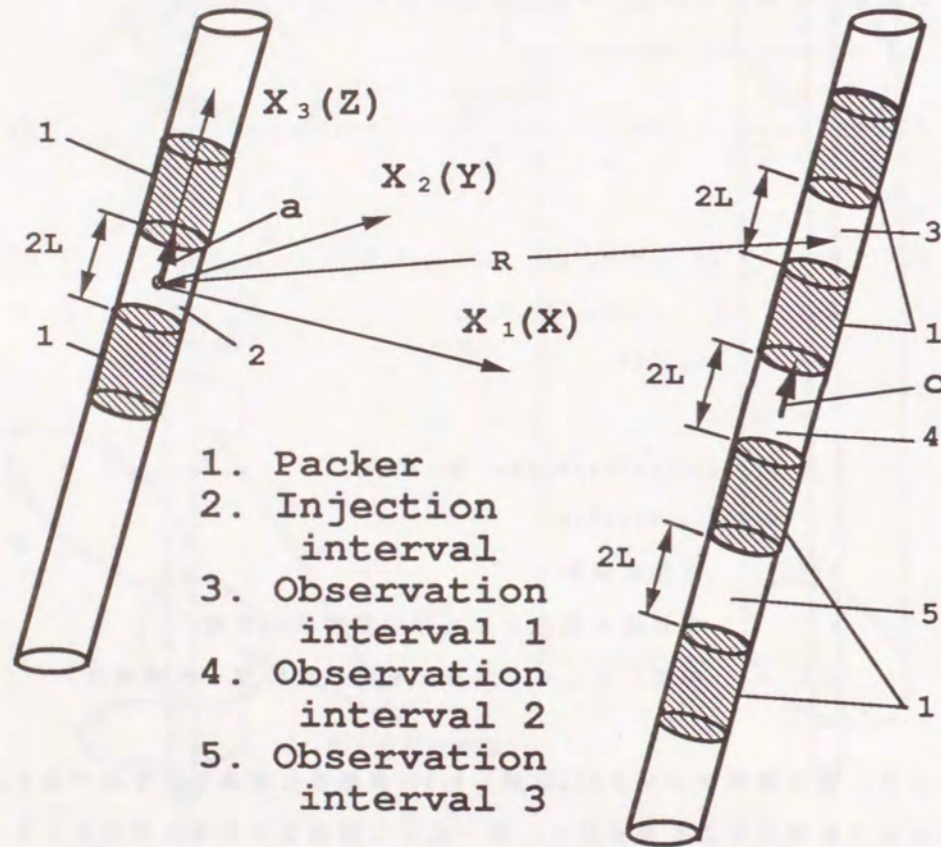


図-4.4 クロスホール法透水試験概念図

ここに、

$$G_{aa} = a^T A a = a_i a_j A_{ij}$$

$$G_{cc} = c^T A c = c_i c_j A_{ij},$$

a : 注水区間を線とした時の線の中点から端点へ向かうベクトル
(図-4.4 参照)

c : 観測区間を線とした時の線の中点から端点へ向かうベクトル
(図-4.4 参照)

従って、本手法では式(4.21)を満足する範囲でクロスホール透水試験が実施される場合を対象とする。

4.3.3 非線形最小二乗反復法

今回用いた非線形最小二乗反復法は、修正マルカート法^{13), 14), 15), 16)}で、中屋・田中(1986)¹⁷⁾により、地下水の逆問題に適用され、透水パラメータの推定について吟味されている。修正マルカート法は、他の最小二乗反復法と同様に、式(4.22)で示される観測値と計算値の重み付き残差平方和が最小となるような最適値を、与えた初期パラメータを反復修正して決定するニュートン法系の方法である。

$$S(x) = \sum_{i=1}^m w_i (\hat{y}_i - y_i)^2 \longrightarrow \min. \quad (4.22)$$

ここに、

\hat{y}_i : 観測値

y_i : 計算値

m : 観測値の数

w_i : 重み係数

である。解くべき観測方程式はパラメータXについて次式で表わされる。

$$J^T J \Delta X = J^T (y - \hat{y}) \quad \text{----- (4.23)}$$

$$X^{k+1} = X^k + \Delta X$$

ここに、Jはヤコビアンマトリックスで、次式で表わされる。

$$J_{ij} \equiv \partial y_i(x) / \partial x_j, \quad (i=1,2,3, \dots, m, j=1,2,3, \dots, n) \quad \text{--- (4.24)}$$

m : 観測数

n : パラメータ数

修正マルカート法は式(4.23)をさらに迅速に、かつ安定して解けるように開発、修正されている。本手法ではヤコビアンマトリックス J_{ij} を解析的に決定する代わりに次式のように差分近似して求めた。

$$J_{ij} = \frac{y_i(x_j + \delta x_j) - y_i(x_j)}{\delta x_j} \quad \text{----- (4.25)}$$

ここに、 δ はパラメータ増加率で、 10^{-4} 程度の値を用いた。

4.4 透水パラメータの決定手順

三次元場の透水パラメータを直接、逆解析する場合、透水テンソルの6成分と比貯留係数の合計7個のパラメータについて最適解を探索することになる。これに対して、次に示す3ステップの決定手順に従った場合、探索パラメータ数を3または4に減少することができる。以下に、透水パラメータの決定手順について説明する。また、決定手順の流れを図-4.5に示す。

4.4.1 亀裂情報からの透水テンソルの決定

上述のクラックテンソル理論から透水テンソルの決定に必要な亀裂情報は亀

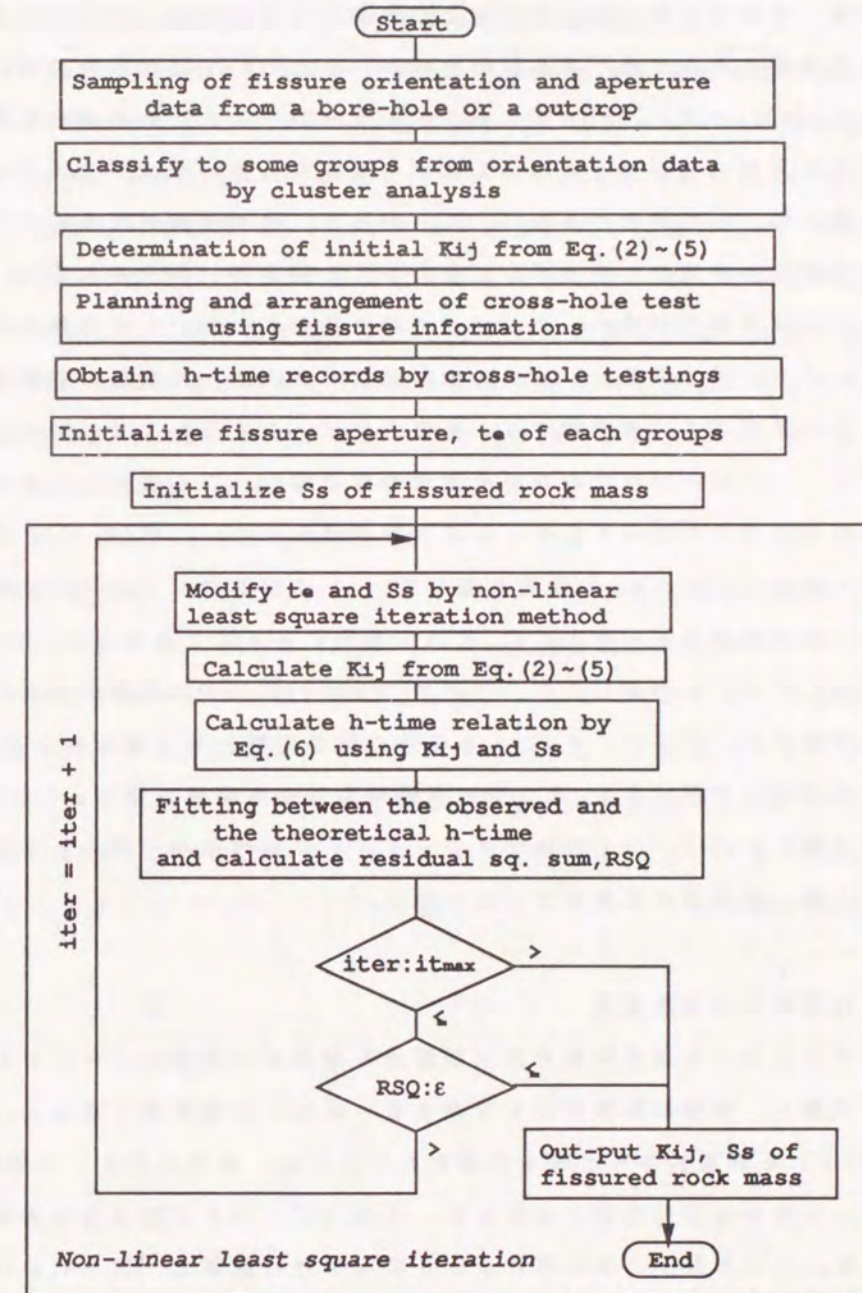


図-4.5 透水パラメータの決定手順の流れ図

裂分布密度、水理学的開口幅、方位および亀裂関連速度である。ボーリング孔から得られる亀裂の分布密度、各亀裂の方位データについては信頼性の高い情報として、式(4.16)～式(4.19)で示したクラックテンソルのための統計計算に直接用いられる。開口幅データについてはボーリング孔からサンプリングしても、水理学的開口幅として評価できない。したがって、亀裂情報だけからクラックテンソル理論より決定した透水テンソルのつくる透水楕円体を考えると、主軸方向については信頼性が高く、その半径で示す絶対値については信頼性がかなり低い。そこで、透水係数テンソルの絶対値はクロスホール試験の観測値から決定する方法を考える。本手法では、亀裂方位データをクラスター分析してグループ分けし、グループ毎に平均の水理学的開口幅(t_m)を仮定して与える。また、亀裂関連速度 λ についてはほとんど情報が得られない。式(4.16)と式(4.17)から明らかなように、 k_{ij} の決定に対して、 t と λ は連動しており、分離して評価するのは困難である。また、 k_{ij} と S_s を推定する目的であるため、 t と λ の両者を分離して考える必要はない。そこで、 λ は1/12以下の任意の定数とおき、 t のみを評価する。従って、 t_m は λ を任意の既知定数とした時に限った値となるため、本手法で評価する t_m は、水理学的平均等価亀裂開口幅 t_e (以下、等価亀裂開口幅)と呼ぶ。この段階でクラックテンソル理論から得られる透水係数テンソルは、初期透水係数テンソルと呼ぶ。

4.4.2 クロスホール透水試験

前述のクロスホール透水試験を注水試験用と観測用の2本のボーリング孔に限定して実施し、水頭の経時変化を計測する。なお、計測水頭に対して、式(4.20)で示される理論式から水頭を計算するためには、最初に4.4.1で求めた透水係数テンソルと比貯留係数を仮定する。式(4.21)で示される条件も満足する必要がある。このとき、二本のボーリング孔は平行に掘削し、図-4.4に示すように注水、観測両区間長を各々 $2L$ 、両区間の距離を R とした場合、その比 R/L を5以上に保てば式(4.21)が満足されることになる。それ以外にももちろん、式(4.20)、(4.21)の計算には注水、観測両区間の midpoint の位置座標を測定しておかねばならない。

4.4.3 非定常浸透理論に基づく非線形最小二乗反復法

式(4.20)で示される理論式で計算された計算水頭と観測水頭の残差平方和を最小になるように修正マルカート法を用いて、透水パラメータの最適値を探索する。中屋・田中(1986)¹⁷⁾は透水パラメータの逆問題について、流量 Q が条件として与えられる問題、あるいは流量を観測値に含む場合には、透水係数と比貯留係数が分離されて独立に決定できると指摘している。本手法では、クロスホール法として一定の注水量をボーリング孔の任意の区間に作用させる方式をとるため、上記の透水係数と比貯留係数が分離されて独立に決定できる逆問題に相当する。その際、探索の目的となるパラメータは以下の2種である。

(a) 比貯留係数 S_s

(b) 各グループの等価亀裂開口幅 t_e

原位置の亀裂データをその方位からクラスター分析した場合、通常、2～3のグループに分かれる。従って、探索パラメータの数は3～4となる。

他の非線形最小二乗反復法と同様に修正マルカート法を用いる場合、何等かの方法でパラメータ初期値を与えなければならない。残差ベクトルが有限の値にあり、修正マルカート法による探索が可能となるのは式(4.20)から明らかなように、少なくとも次の条件式を満たす場合である。そこで仮定したパラメータ値からまず、式(4.26)、(4.27)を満足するパラメータ初期値を決定する。

$$0 < \frac{Q}{4\pi\sqrt{G_{xx}}} < \Delta h_{\max} \quad \text{-----} \quad (4.26)$$

$$0 < \frac{\sqrt{S_s G_{xx}}}{\sqrt{4Dt}} < 1 \quad \text{-----} \quad (4.27)$$

式(4.26)、(4.27)で示される条件式を満たすような初期探索パラメータはクラックテンソル理論と非定常浸透理論の計算を試行錯誤して求める。次に、その初期探索パラメータを初期値として修正マルカート法による最適パラメータの探索が開始される。反復過程において比貯留係数と各グループの等価亀裂開口幅が決定されると、クラックテンソル理論から岩盤の透水係数テンソルが同時

に求まり、それを用いて観測値に対応する計算水頭が式(4.20)から算出される。水頭が求まると、新たに残差ベクトルと式(4.25)で示すヤコビアンマトリックスが決定されて、式(4.23)が解かれる。引き続いて次の反復過程に移る前に、観測水頭と計算水頭の残差平方和が極小値を示し、所定の許容誤差より小さくなるか、または探索パラメータ値について、前回の反復過程で求められた値と今回の値との差が許容誤差より小さくなれば探索は終了する。

以上、岩盤ブロックの三次元場における透水パラメータの推定法に関し、パラメータの決定手順を述べた。本方法を原位置へ適用する場合、推定される透水パラメータの妥当性を評価しておかねばならない。そこで、透水パラメータの感度解析の後、透水パラメータが既知であるモデル岩盤への適用を通じて手法の妥当性を以下に検討した。

4.5 透水パラメータの感度解析

クロスホール試験で得られる水頭の時刻歴応答に対して、透水パラメータの影響を調べるため、式(4.20)を用いて、多孔質媒体に各々3種類の等方な透水係数テンソル k_{ij} 、および比貯留係数 S_s を仮定して感度解析を試みた。問題を簡単にするために、多孔質媒体は水理学的に均質、等方性を持ち、注水区間から水平に10m離れたところに観測区間があるとする。ここで、等方性を示す多孔質媒体の透水係数テンソル k_{ij} は、対角の3成分が等しく、非対角成分が零であるため、その透水性を表わすのに対角の1成分を用いて単に透水係数 k とする。

まず、一定の注水量 Q を与え、一定の透水係数 k の下に、 S_s を 1.0×10^{-8} 1/mから10分の1、および10倍して観測区間での水頭増分 Δh の変化を調べた。結果を図-4.6に示す。計測時間を長くすると、 Δh は次第に大きくなり、ある一定の値 Δh_{max} に収束し、定常状態となる。 S_s を変えても、 Δh_{max} は変化しないで、 Δh -time曲線が時間軸を並進することが分かった。 S_s を1オーダーだけ大きくすると、 Δh -time曲線は時間軸に沿ってやはり1オーダー分前進し、 S_s を1オーダー小さくすると1オーダー後退する。したがって、 S_s を精度良く求めるためには、試験の初期に現われる Δh の経時変化の大きな部分の計測データが必要である。

次に、同様に一定の注水量 Q を与え、一定の S_s の下に、透水係数 k を 1.0×10^{-8} m/secから10分の1、および10倍した場合の Δh の応答を図-4.7に示す。 k を

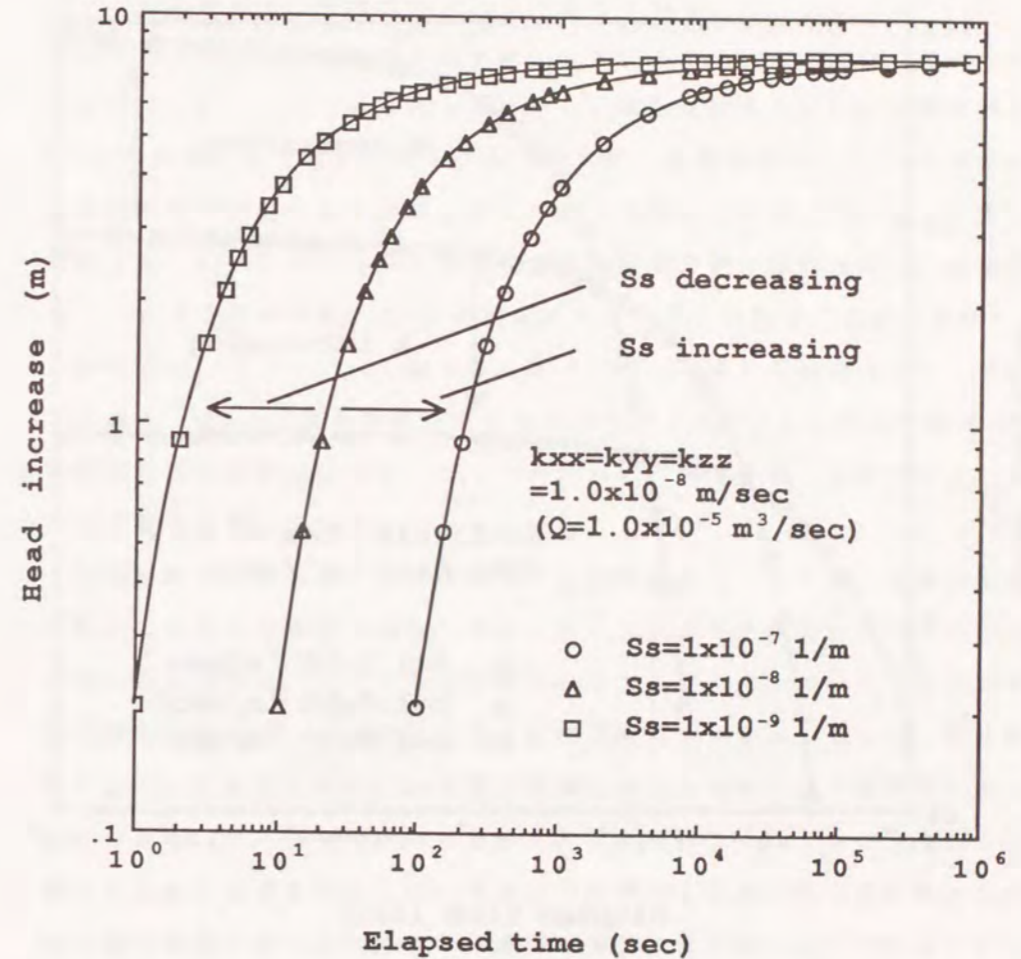


図-4.6 透水パラメータの感度解析の結果 (Δh -時間関係に及ぼす S_s の影響)

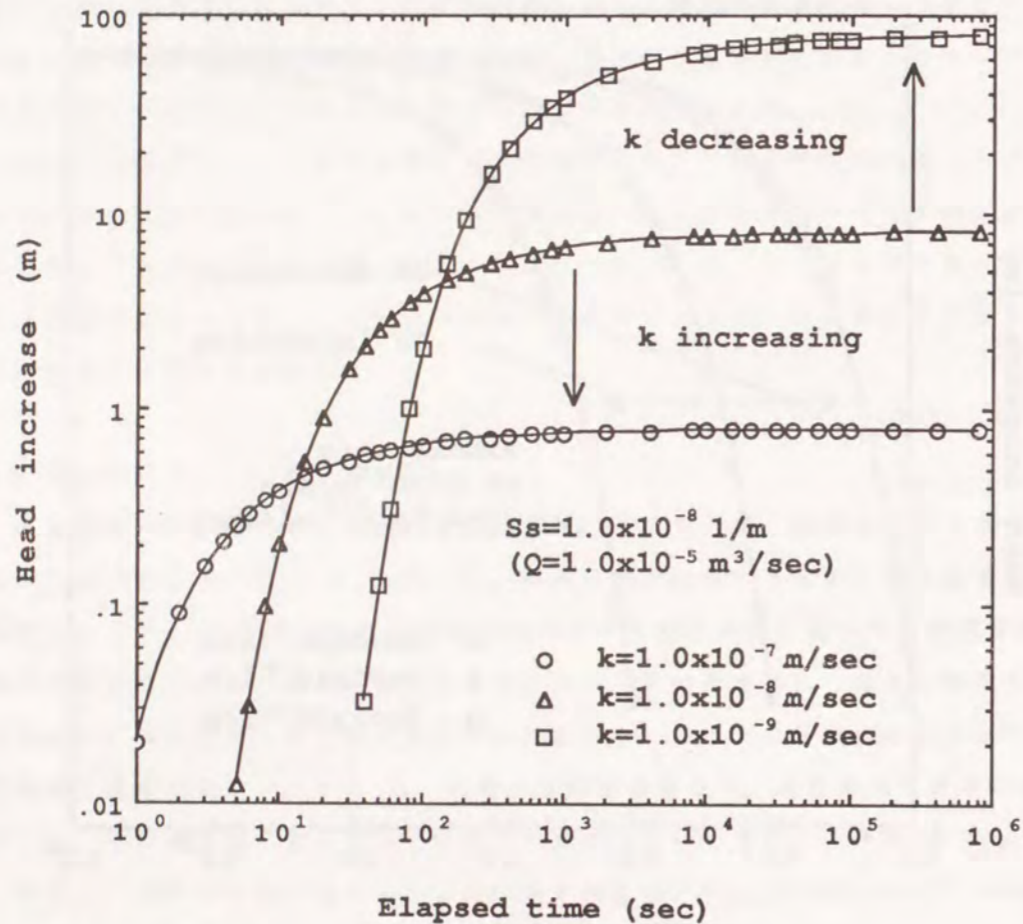


図-4.7 透水パラメータの感度解析の結果 (Δh -時間関係に及ぼす k の影響)

10倍大きくすると、反対に Δh_{max} は10分の1になり、 k を10分の1にすると、 Δh_{max} は10倍大きくなる。従って、定常近傍の Δh_{max} の値は Ss に関係がなく、式(4.20)から $Q/(4\pi\sqrt{G_{xx}})$ で決定されることが分かり、透水係数を求めるためには、この定常近傍の時間帯のデータが必要である。

以上のような一定の流量を注水源としたクロスホール法についての感度解析の結果は、次のようにまとめられる。(1) 観測される Δh -time 曲線を再現する k と Ss の組合せは1通りに限られる。つまり、観測曲線は、 k/Ss で表わされる水頭拡散率で決定されるのではなく、互いに独立した k と Ss の唯一の組合せが存在する。(2) Δh_{max} を示す定常状態近傍の時間帯の観測記録は、透水係数テンソルにより決定され、 Δh の時間変化率の大きな時間帯の観測記録は Ss に大きく依存する。従って、(3) 観測された Δh -time 曲線から透水パラメータを探索する場合、 Δh の時間変化率の大きな時間帯、および Δh_{max} を示す定常状態近傍の時間帯から観測記録をサンプリングすれば、精度の高い透水パラメータの推定が可能となる。

計測の感度に関してさらに予期される問題がある。それは、岩盤の場合、ある特定の方向に亀裂が発達し、かなり大きな水理学的異方性を示すことが少なくないことである。3つの主透水係数の隔たりが2オーダー以上に及ぶ高異方性岩盤の場合にも、原理的には本手法は適応可能である。しかし、注水量を大きくしても技術的に Δh -time 曲線が観察できない試験サイトが存在することも考えられる。その場合には、本手法で行なう亀裂サンプリングから得られた亀裂方位の分析結果を利用して、主透水方向がある程度予想可能であるため、事前に透水試験の際の水圧応答の不感帯を避けて計測器を設けて測定するような試験計画を立てる必要がある。

4.6 透水パラメータの測定法の検証

通常、方法論の妥当性は実験あるいは計算のいずれかまたは両方で確かめることになるが、予め透水性の知れた岩盤が得られないため、二種類の亀裂性岩盤の数理モデルを作成し、数値実験から本手法による岩盤の透水性の測定法の妥当性について検討した。亀裂性岩盤の数理モデルは、亀裂の分布密度、方位、水理学的開口幅および、亀裂連結度を仮定、一部は実測を基に、透水係数テン

ソルを前述のクラックテンソル理論から決定した。比貯留係数については、一般に報告されている値を与えた。この段階で決定したモデル岩盤の透水テンソルと比貯留係数を両者の真の値と呼び、両水理定数で表される多孔質媒体にボーリング孔を作成した三次元モデルについて、三次元有限要素法^{18), 19)}を用いた非定常浸透解析を実施し、クロスホール試験から得られる水頭の計測値を求めた。なぜならば、予め異方性の知れた岩盤がなく、ボーリング孔を掘削してクロスホール試験を野外で実施できないためである。

透水試験のための二本のボーリング孔はいずれの岩盤モデルに対しても水平に10 mの距離を隔てて鉛直に掘削し、式(4.21)を満足するように注水、観測両区間の長さは各々4 mとした。観測区間は観測孔に沿って、その中心間の距離が5 m毎の上位からNo.1、No.2、No.3の3箇所とした。注水区間の中点を原点とした場合、No.1~No.3の観測区間の中点の座標はメートルを単位として各々、(10, 0, 5), (10, 0, 0), (10, 0, -5)となる。クロスホール試験のための三次元有限要素モデルの概略を図-4.8に示す。三次元メッシュの節点数と要素数は各々、2016、1664で、中央の注水のための深度100 m、直径8.6 cmのボーリング孔を中心として、円周方向に16分割、半径方向に9分割、深度方向に14分割した。FEM解析モデルの初期全水頭は全節点とも零とし、境界条件は外周面の全水頭を一定とした被圧状態で、注水区間に相当する節点に一定の流量を与えた。各岩盤モデルに対して1回の定流量注水試験を行ない、No.1~No.3の観測区間に当たる節点において水頭増分の経時変化を算出した。その結果、注水区間を点として導かれた式(4.20)の理論値とは、5%程度の誤差範囲内で一致した。

クロスホール試験から得られる水頭の経時変化記録とボーリング孔からサンプリングされる亀裂データの内、亀裂の個数と方位のみを用いて、岩盤を三次元の水理的異方性を持つ均質な多孔質媒体としたときの透水テンソル、および比貯留係数の推定を試みる。このとき、修正マルカート法による探索パラメータは、方位データをクラスター分析して分けたグループ毎の水理的等価亀裂開口幅 t_e と比貯留係数 S_s であり、 t_e が探索できれば、方位データなど他の亀裂情報からクラックテンソル理論より透水係数テンソルが決定でき、したがって、亀裂性岩盤の水理定数が測定できることになる。

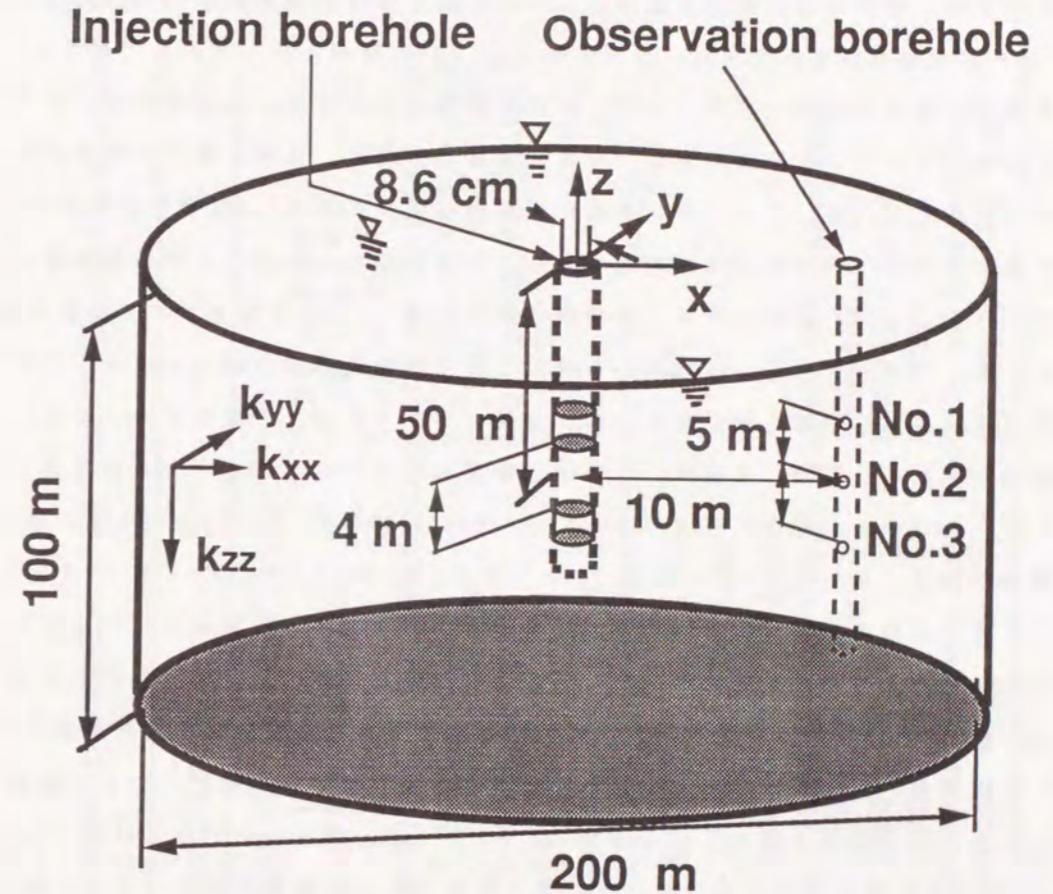


図-4.8 クロスホール法透水試験の有限要素モデル概念図

4.6.1 岩盤モデル1

岩盤モデル1の亀裂の方位、水理学的開口幅、分布密度、連結度、比貯留係数を表-4.1に示す。また、表-4.1には岩盤を亀裂情報から水理学的、地質統計学的に等価な多孔質透水媒体として求めた3つの主透水係数(k_{xx}, k_{yy}, k_{zz})とその主軸方向を示す単位ベクトル(p_1, p_2, p_3)も同時に示している。ここに、座標系は東をX方向、北をY方向、鉛直上向きをZとする。亀裂サンプリングのためのボーリング孔軸の方位、つまり測線の方位は、孔軸と直行する面の方位で表示している。サンプリングのためのボーリング孔の50m区間に節理が69本存在しており、分布密度は比較的大きく、その方位から3グループの節理群に分かれることが、岩盤モデル1の特徴である。図-4.9に岩盤モデル1の模式図を示す。クラックテンソル理論から決定した主透水係数間の隔たりは6~7倍程度で、異方性が明らかに認められる岩盤モデルである。岩盤モデル1では、観測区間数を1箇所、2箇所、3箇所と変更したケース1-1~1-3の3通りの解析を行った。結果を各々、表-4.2(a)~(c)に示す。ケース1-1は水頭観測値が5点、ケース1-2は10点、ケース1-3は15点である。ケース1-1については、水頭の観測値と計算値との残差平方和が十分小さく求まっているにもかかわらず、得られた透水テンソル、および比貯留係数は満足いくものではない。ケース1-2については、表-4.2(b)に示すように、推定された透水テンソルは真値と30%程度の誤差範囲で一致している。比貯留係数については真値と50%以上の誤差を持っている。ケース1-3では、表-4.2(c)および図-4.10に示すように、透水テンソルについては誤差12%、比貯留係数については誤差34%の範囲内で真値に一致しており、さらに推定精度は高い。透水テンソルの主軸方向の推定結果を図-4.11に示す。Z-主軸の方向は十分一致している。XおよびY-主軸の方向は少しずれて求まり、Z-主軸を中心に約10度回転した方向に推定された。また、ケース1-2、1-3の結果から比貯留係数に比べ、透水テンソルの推定精度の方が高い。この原因として、水頭増分の時間変化の大きな注水試験の初期の期間の観測値が少ないことが、比貯留係数の推定精度を悪化させていると考えられる。以上のことから、岩盤モデル1のような水理学的異方性の強い岩盤の場合、観測区間の数が1箇所では本手法を適用するのは困難であることが分かった。それに対し、観測区間の数を3箇所にすれば、本手法を

Table-4.1 Physical parameters of the fissured rock mass model 1

Physical parameters	
Principal hydraulic conductivity	
k_{xx} (m/sec.)	8.25×10^{-8}
k_{yy} (m/sec.)	7.03×10^{-8}
k_{zz} (m/sec.)	1.31×10^{-8}
Components (x, y, z) of unit vector, p for principal axes.	
p1 for k _{xx} -axis	(0.988, -.143, -.0523)
p2 for k _{yy} -axis	(.0811, 0.784, -.615)
p3 for k _{zz} -axis	(0.129, 0.604, 0.787)
Specific storage, Ss (1/m)	1×10^{-7}
Connection parameter, λ in Eq.(3)	0.01
Mean aperture of fissures belonged to each group	
tm1 (for group 1) (μm)	48
tm2 (for group 2) (μm)	1
tm3 (for group 3) (μm)	45
Mean strike/dip (deg.) and total number of fissures	
(for group 1)	N80W40N / 40
(for group 2)	N60W65N / 19
(for group 3)	E W35S / 10
Strike/dip (deg.) direction and length of bore-hole over which fissures were sampled.	NS 0E / 50 (m)

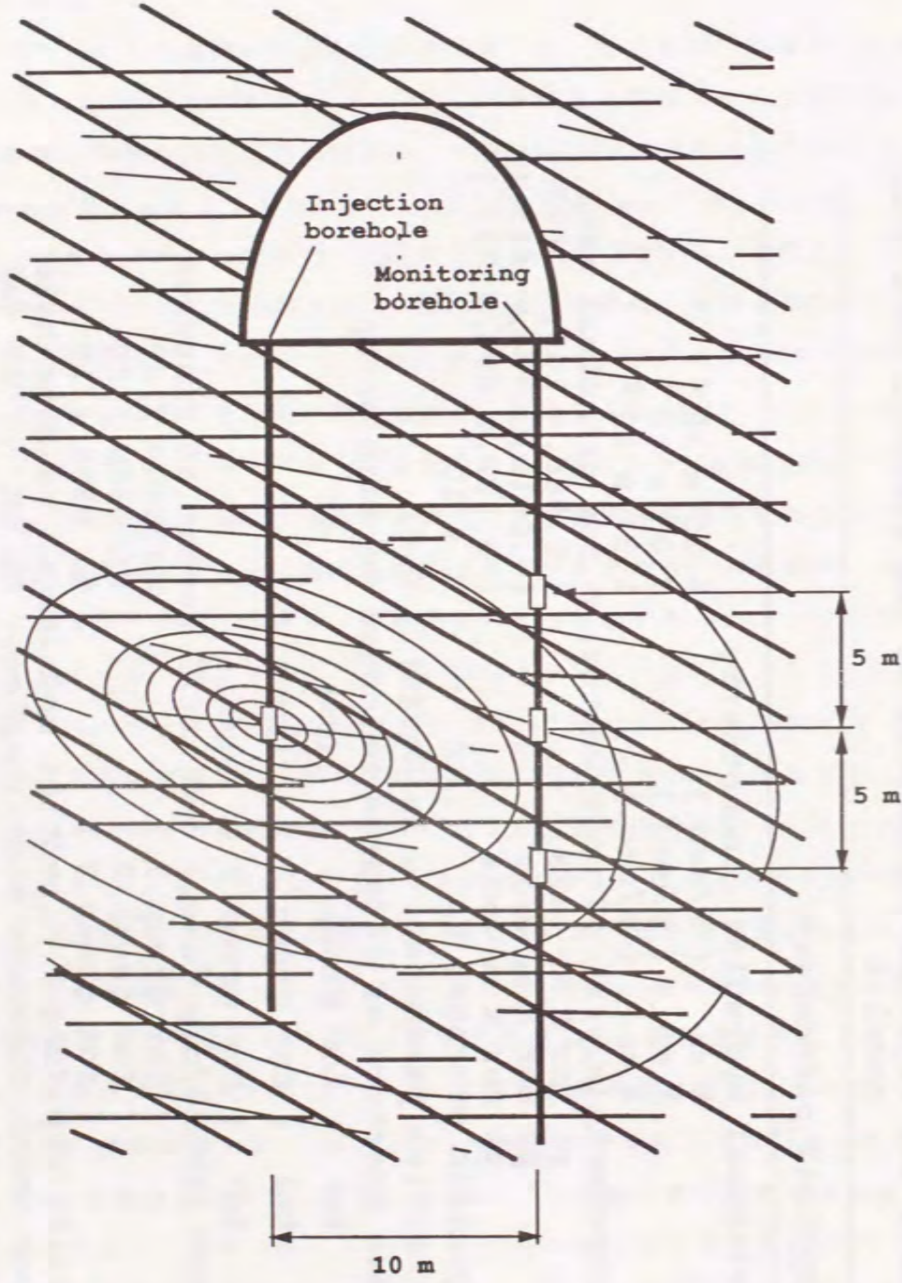


図-4.9 岩盤モデル1の模式図

Table-4.2(a) Result of parameter estimation for the fissured rock mass model 1 (case 1-1)

Physical parameters	Initial	Final
Principal hydraulic conductivity		
k_{xx} (m/sec.)	-	$21.6[8.25] \times 10^{-8}$
k_{yy} (m/sec.)	-	$21.1[7.03] \times 10^{-8}$
k_{zz} (m/sec.)	-	$0.484[1.31] \times 10^{-8}$
Components (x,y,z) of unit vector, p for principal axes.		
p1 for k _{xx} -axis	-	(0.943, 0.272, 0.190)
p2 for k _{yy} -axis	-	(0.988, -.143, -.0523)
p3 for k _{zz} -axis	-	(-.332, 0.772, 0.541)
		(0.0811, 0.784, -.615)
		(0.00, -.574, 0.819)
		(0.129, 0.604, 0.787)
Specific storage, Ss (1/m)	1×10^{-9}	$3.52[1] \times 10^{-7}$
λ in Eq. (3)	0.004	-
Equivalent aperture of fissures belonged to each group		
te1 (for group 1) (μ m)	100	17.3
te2 (for group 2) (μ m)	100	25.9
te3 (for group 3) (μ m)	100	154.
Residual square sum		2.85×10^{-2}
Maximum number of iteration		96

[], True value; Injected volume $Q=8 \times 10^{-6}$ m³/sec.

Table-4.2(b) Result of parameter estimation for the fissured rock mass model 1 (case 1-2)

Physical parameters	Initial	Final
Principal hydraulic conductivity		
k _{xx} (m/sec.)	-	9.50 [8.25] x 10 ⁻⁸
k _{yy} (m/sec.)	-	10.3 [7.03] x 10 ⁻⁸
k _{zz} (m/sec.)	-	1.02 [1.31] x 10 ⁻⁸
Components(x,y,z) of unit vector, p for principal axes.		
p1 for k _{xx} -axis	-	(0.890, -.319, 0.326)
p2 for k _{yy} -axis	-	(0.988, -.143, -.0523)
p3 for k _{zz} -axis	-	(0.456, 0.630, -.629)
		[.0811, 0.784, -.615]
		(0.00, 0.708, 0.706)
		[0.129, 0.604, 0.787]
Specific storage, Ss (1/m)	1 x 10 ⁻⁹	1.58 [1] x 10 ⁻⁷
λ in Eq.(3)	0.004	-
Equivalent aperture of fissures belonged to each group		
te1 (for group 1) (μm)	100	67.4
te2 (for group 2) (μm)	100	50.2
te3 (for group 3) (μm)	100	.186
Residual square sum		5.68 x 10 ⁻²
Maximum number of iteration		71

[], True value; Injected volume Q=8x10⁻⁶ m³/sec.

Table-4.2(c) Result of parameter estimation for the fissured rock mass model 1 (case 1-3)

Physical parameters	Initial	Final
Principal hydraulic conductivity		
k _{xx} (m/sec.)	-	8.43 [8.25] x 10 ⁻⁸
k _{yy} (m/sec.)	-	7.83 [7.03] x 10 ⁻⁸
k _{zz} (m/sec.)	-	1.28 [1.31] x 10 ⁻⁸
Components(x,y,z) of unit vector, p for principal axes.		
p1 for k _{xx} -axis	-	(0.981, .0957, -.171)
p2 for k _{yy} -axis	-	(0.988, -.143, -.0523)
p3 for k _{zz} -axis	-	(-.185, 0.747, -.639)
		[.0811, 0.784, -.615]
		(.0668, 0.658, 0.750)
		[0.129, 0.604, 0.787]
Specific storage, Ss (1/m)	1 x 10 ⁻⁹	1.34 [1] x 10 ⁻⁷
λ in Eq.(3)	0.004	-
Equivalent aperture of fissures belonged to each group		
te1 (for group 1) (μm)	100	64.8
te2 (for group 2) (μm)	100	36.9
te3 (for group 3) (μm)	100	52.2
Residual square sum		8.29 x 10 ⁻²
Maximum number of iteration		46

[], True value; Injected volume Q=8x10⁻⁶ m³/sec.

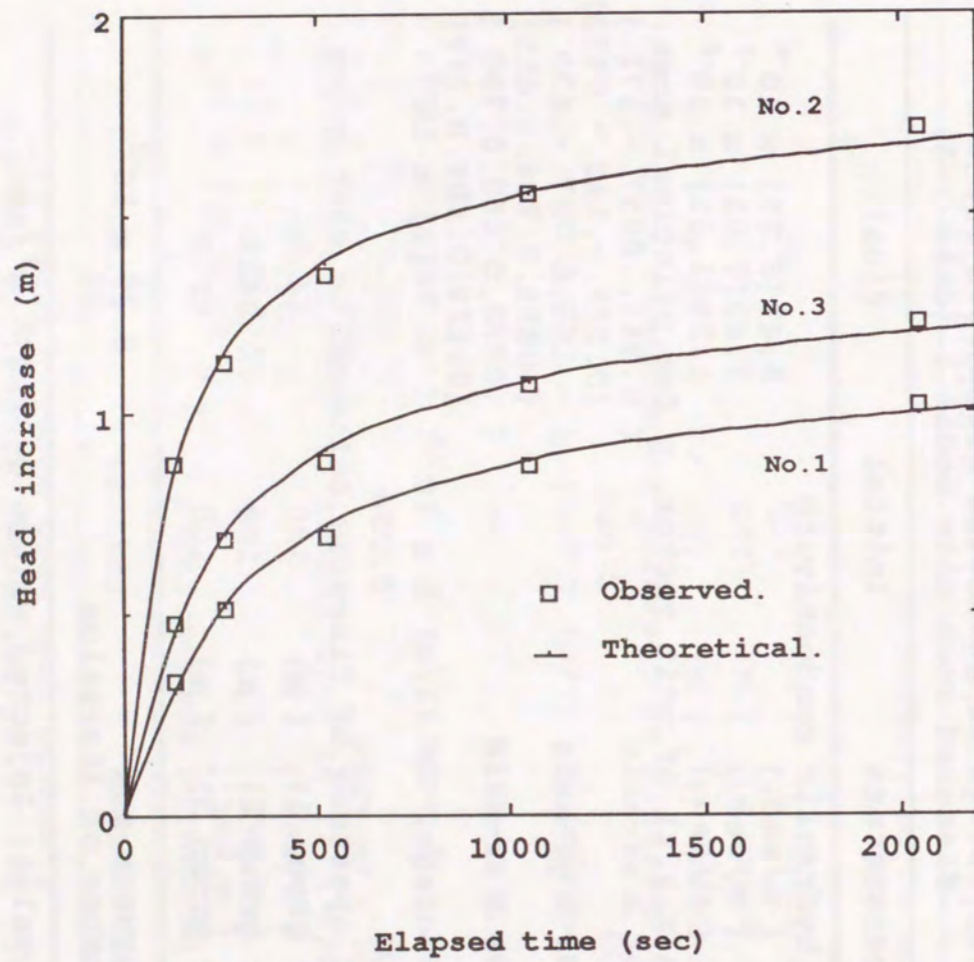


図-4.10 水頭増分 Δh と観測時間 t の関係 (ケース1-3)

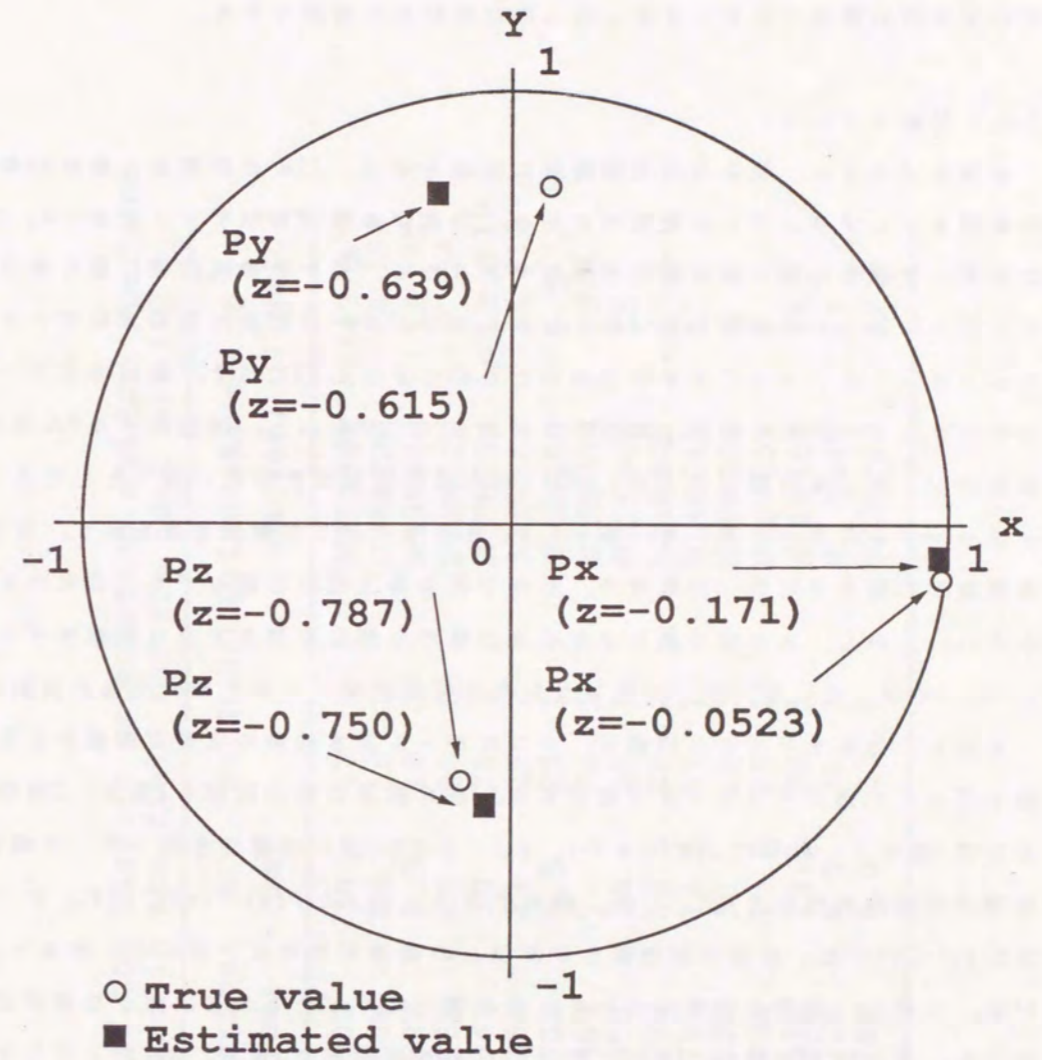


図-4.11 透水係数テンソルの主軸方向 (ケース1-3)

用いて岩盤の透水パラメータを三次元的に精度良く推定できた。

4.6.2 岩盤モデル 2

岩盤モデル 2 は、花崗岩の岩盤露頭に測線を張り、23m の区間から総計 32本の亀裂をサンプリングした実測例である。各亀裂の幾何形状データを表-4.3に示す。水理学的開口幅は測定不可能であるため、見かけの実測開口幅を適当にスケール倍して水理学的開口幅とした。クラスター分析後の亀裂方位データをシュミットネット上に下半球投影したものを図-4.12に示す。亀裂方位データのクラスター分析の結果、亀裂は 3 グループに分かれた。岩盤モデル 2 の透水係数テンソルは亀裂関連度 λ を 0.055、開口幅は指数関数分布に従うとしてクラックテンソル理論から導いた。表-4.4に岩盤モデル 2 の物理定数を示す。主透水係数間の隔たりは 2~3 倍程度で、水理学的な異方性は岩盤モデル 2 に比べて小さい。しかし、本手法で決定できる異方性の分解能を知る上では岩盤モデル 1 に比べて適している。サンプリングした亀裂の方位データを唯一の亀裂実測データとし、岩盤モデル 1 と同様に、クロスホール透水試験の水頭計測値から岩盤モデル 2 の透水パラメータを推定する。透水試験の観測区間を 1 箇所、2 箇所および 3 箇所とした各々、ケース 2-1、2-2、2-3 の 3 通りの解析を行った。各観測区間での観測数は各々 7 点とした。結果を各々、表-4.5(a)~(c)に示す。ケース 2-1 については、水頭の観測値と計算値との残差平方和は十分小さく求まっている。しかし、主透水係数について、真の値と推定したものには大きな差が認められ、推定精度は悪い。それに対して、観測区間数を 2 箇所、3 箇所としたケース 2-2、2-3 では、表-4.5(b)、(c) および図-4.13 に示すように真の透水パラメータを十分推定していると考えられる。図-4.14 にケース 2-3 の透水主軸方向を真の主軸方向とともに示す。主軸方向については十分精度良く推定できている。観測点の数を 2 箇所から 3 箇所に増やした場合、比貯留係数の推定精度が上がり、透水テンソルについては反対に精度が少し下がったが、両ケースとも推定精度としては満足いくもので、本方法の妥当性を十分証明している。

以上の結果から、岩盤ブロックを水理学的にそれと等価な均質で異方性を持つ多孔質媒体と扱える場合には、岩盤の透水パラメータを比較的簡単に推定する方法として本方法が提案できる。

Table-4.3 Data of the fissure orientation and the aperture measured in the field for the rock model 2

No/Group	Orientation (degree)	t (μm)	No/Group	Orientation (degree)	t (μm)
1	N38E70S	30	17	N21E56W	47.5
2	N 5W68W	25	18	N36E72N	55
3	N 2W82W	8.5	19	N33E40N	16
4	N45E86S	45	20	N13W52N	8.5
5	N46E84S	10	21	N25W28N	13.5
6	N50W35N	21	22	N31W56N	15
7	N33E90N	6.5	23	N 2W88E	5.5
8	N19E48W	7	24	N12E90N	22.5
9	N22E90N	25	25	N22E90N	15
10	N28E90N	17.5	26	N21W62N	42.5
11	N20E75N	12.5	27	N14E84N	15
12	N28E52N	30	28	N 9W60W	6
13	N 8E25W	17.5	29	N20W68N	6
14	N20W63N	13.5	30	N 1W48W	16
15	N12E72S	8.5	31	N S68W	17
16	N S28W	8.5	32	N22W86N	17.5

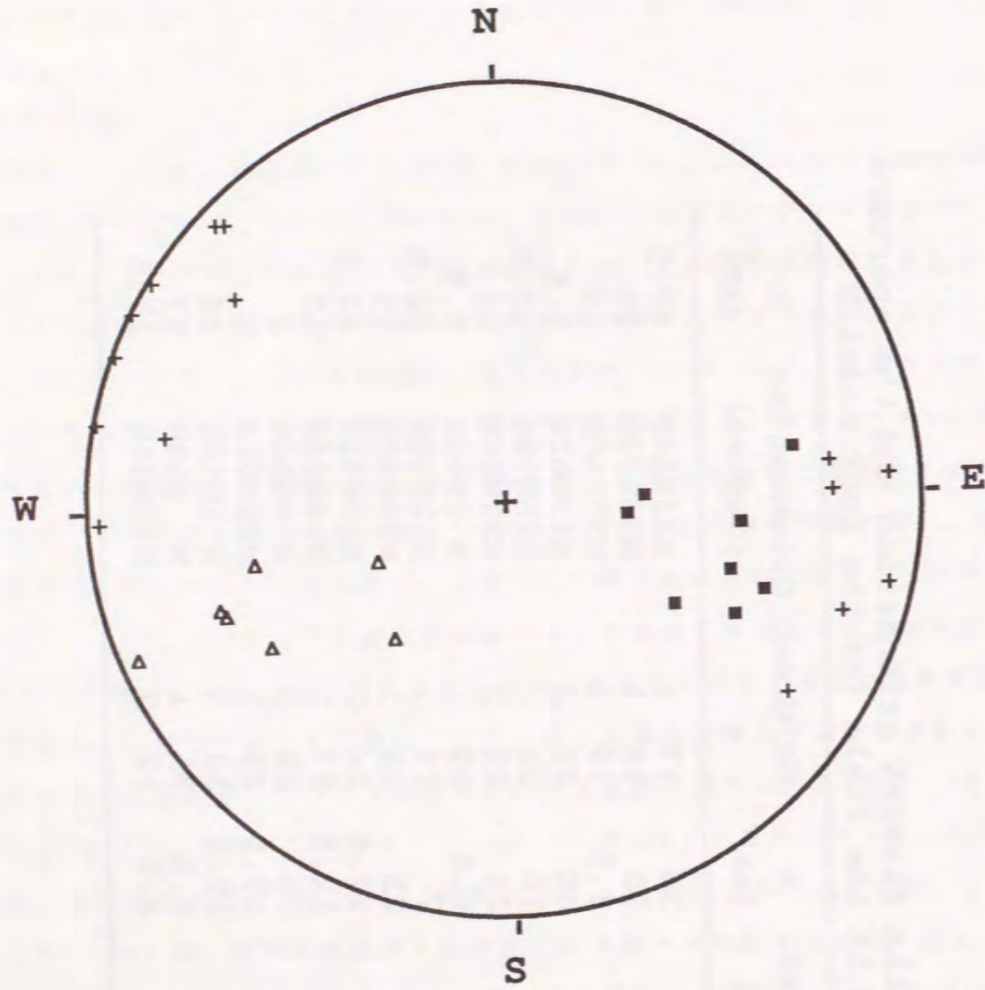


図-4.12 岩盤モデル2の亀裂方位データのステレオ投影とグループ分け

(+:グループ1、▲:グループ2、■:グループ3)

Table-4.4 Physical parameters of the fissured rock mass model 2

Physical parameters	
Principal hydraulic conductivity	
k_{xx} (m/sec.)	3.34×10^{-8}
k_{yy} (m/sec.)	8.59×10^{-8}
k_{zz} (m/sec.)	6.69×10^{-8}
Components(x,y,z) of unit vector, p for principal axes.	
p1 for k _{xx} -axis	(0.991, -.122, -.0564)
p2 for k _{yy} -axis	(.0864, 0.901, -.426)
p3 for k _{zz} -axis	(0.103, 0.417, 0.903)
Specific storage, S _s (1/m)	2×10^{-6}
Connection parameter, λ in Eq.(3)	0.055
Mean aperture of fissures belonging to each group	
tm1 (for group 1) (μm)	19.9
tm2 (for group 2) (μm)	17.2
tm3 (for group 3) (μm)	18.6
Strike/dip (deg.) direction and length of line over which fissures were sampled	
N80E90N / 23 (m)	

Table-4.5(a) Result of parameter estimation for the fissured rock mass model 2 (case 2-1)

Physical parameters	Initial	Final
Principal hydraulic conductivity		
k _{xx} (m/sec.)	-	9.24[3.34] x 10 ⁻⁸
k _{yy} (m/sec.)	-	10.4[8.59] x 10 ⁻⁸
k _{zz} (m/sec.)	-	1.83[6.69] x 10 ⁻⁸
Components(x,y,z) of unit vector, p		for principal axes.
p1 for k _{xx} -axis	-	(0.734,0.267,0.624)
p2 for k _{yy} -axis	-	(0.991,-.122,-.0564)
p3 for k _{zz} -axis	-	(-.0781,0.946,-.313)
	-	[.0864,0.901,-.426]
	-	(-.674,0.181,0.716)
	-	[0.103,0.417,0.903]
Specific storage, Ss (1/m)	5 x 10 ⁻⁸	2.26[2] x 10 ⁻⁶
λ in Eq. (3)	0.005	-
Equivalent aperture of fissures belonged to each group		
te1 (for group 1) (μm)	50	2.37
te2 (for group 2) (μm)	50	28.2
te3 (for group 3) (μm)	50	64.2
Residual square sum		1.18 x 10 ⁻²
Maximum number of iteration		100
[], True value; Injected volume Q=5 x 10 ⁻⁵ m ³ /sec		

Table-4.5(b) Result of parameter estimation for the fissured rock mass model 2 (case 2-2)

Physical parameters	Initial	Final
Principal hydraulic conductivity		
k _{xx} (m/sec.)	-	3.22[3.34] x 10 ⁻⁸
k _{yy} (m/sec.)	-	8.37[8.59] x 10 ⁻⁸
k _{zz} (m/sec.)	-	6.58[6.69] x 10 ⁻⁸
Components(x,y,z) of unit vector, p		for principal axes.
p1 for k _{xx} -axis	-	(0.981,-.153,-.117)
p2 for k _{yy} -axis	-	(0.991,-.122,-.0564)
p3 for k _{zz} -axis	-	(.0943,0.911,-.400)
	-	[.0864,0.901,-.426]
	-	(0.168,0.382,0.909)
	-	[0.103,0.417,0.903]
Specific storage, Ss (1/m)	5 x 10 ⁻⁸	2.28[2] x 10 ⁻⁶
λ in Eq. (3)	0.005	-
Equivalent aperture of fissures belonged to each group		
te1 (for group 1) (μm)	50	44.2
te2 (for group 2) (μm)	50	36.7
te3 (for group 3) (μm)	50	42.2
Residual square sum		2.48 x 10 ⁻²
Maximum number of iteration		103
[], True value; Injected volume Q=5 x 10 ⁻⁵ m ³ /sec		

Table-4.5(c) Result of parameter estimation for the fissured rock mass model 2 (case 2-3)

Physical parameters	Initial	Final
Principal hydraulic conductivity		
k _{xx} (m/sec.)	-	2.60 [3.34] x 10 ⁻⁸
k _{yy} (m/sec.)	-	8.08 [8.59] x 10 ⁻⁸
k _{zz} (m/sec.)	-	6.98 [6.69] x 10 ⁻⁸
Components(x,y,z) of unit vector, p for principal axes.		
p1 for k _{xx} -axis	-	(0.976, -.211, -.0495)
p2 for k _{yy} -axis	-	(0.991, -.122, -.0564)
p3 for k _{zz} -axis	-	(.164, 0.868, -.468)
	-	[.0864, 0.901, -.426]
	-	(0.142, 0.449, 0.882)
	-	[0.103, 0.417, 0.903]
Specific storage, S _s (1/m)	5 x 10 ⁻⁸	1.85 [2] x 10 ⁻⁶
λ in Eq.(3)	0.005	-
Equivalent aperture of fissures belonged to each group		
te1 (for group 1) (μm)	50	49.2
te2 (for group 2) (μm)	50	34.1
te3 (for group 3) (μm)	50	35.7
Residual square sum		
		3.54 x 10 ⁻²
Maximum number of iteration		
		102

[], True value; Injected volume Q=5 x 10⁻⁵ m³/sec

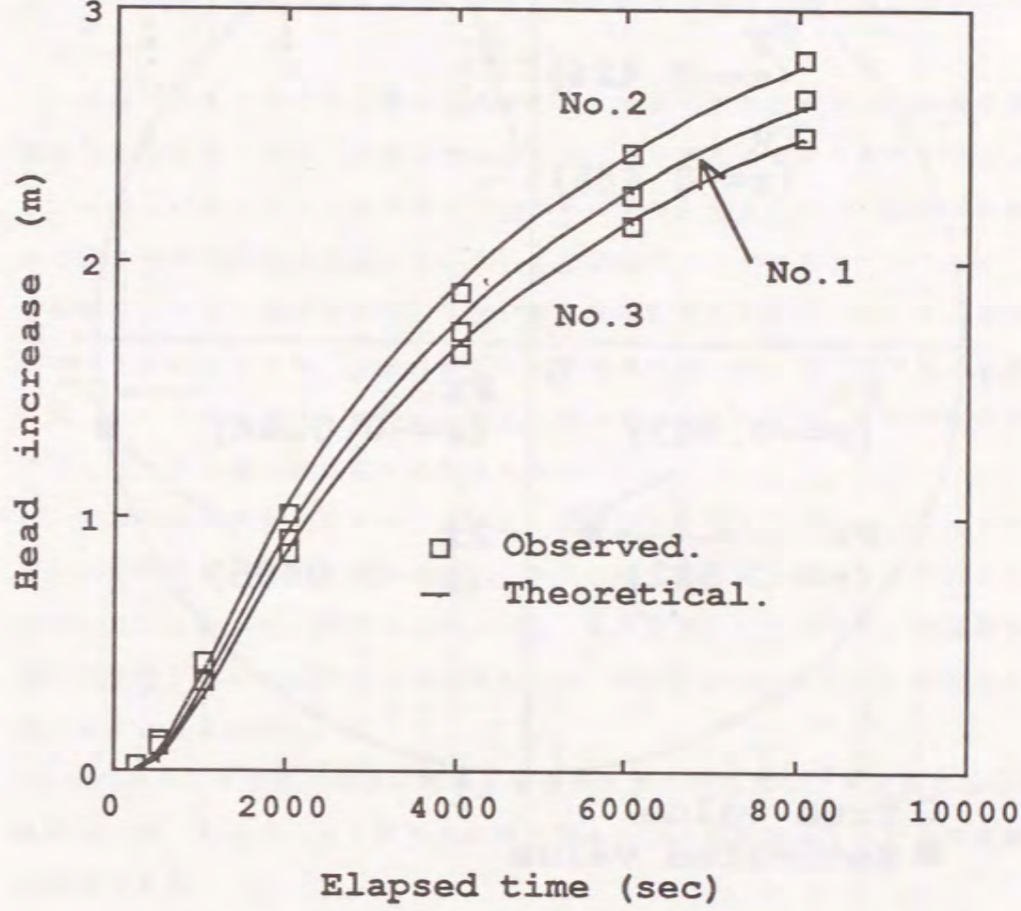


図-4.13 水頭増分 Δhと観測時間 t の関係 (ケース 2-3)

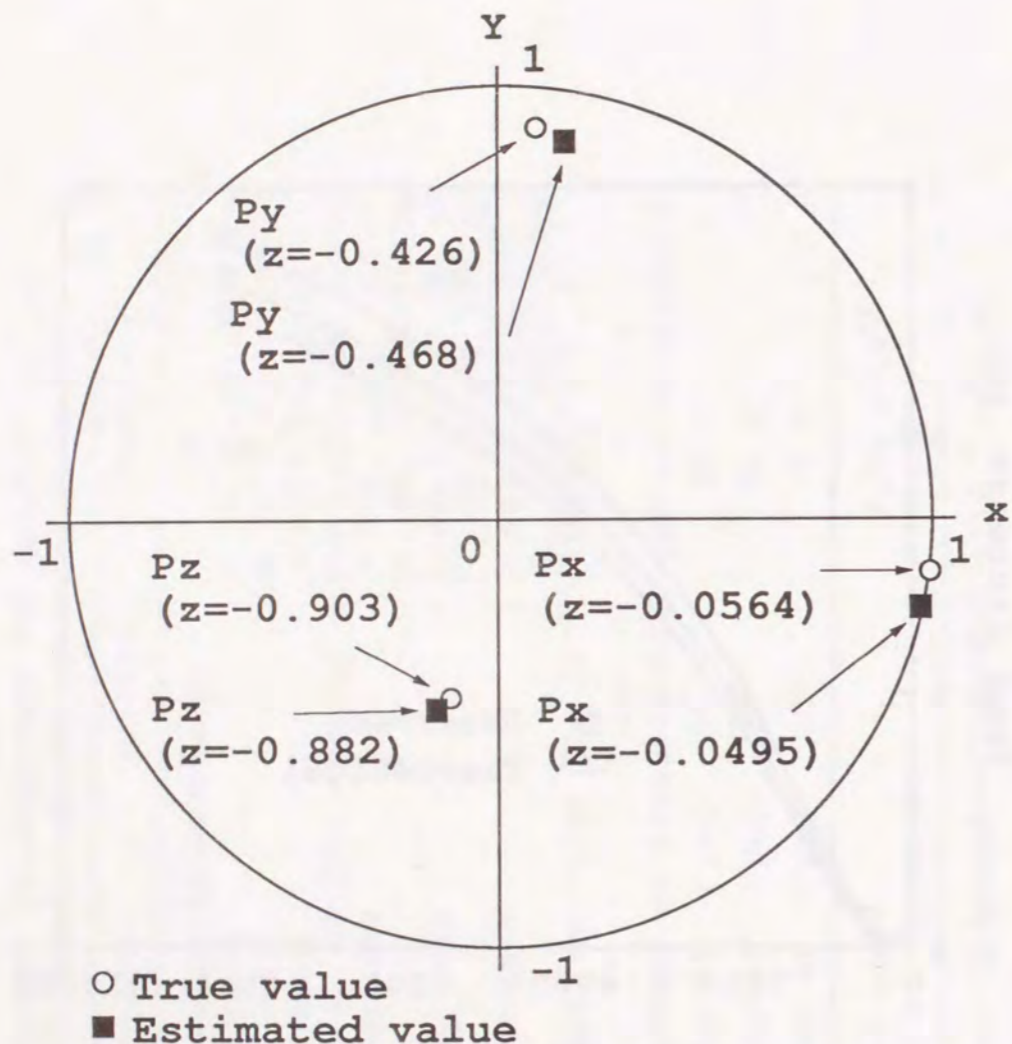


図-4.14 透水係数テンソルの主軸方向 (ケース2-3)

4.7 本章の結論

亀裂の発達した岩盤ブロックについて、透水パラメータの新たな推定法を提案し、パラメータの決定手順について述べた。さらに、モデル岩盤への適用を通じて手法の妥当性を検討した。ここで得られた知見を整理すると以下のようになる。

(1) 岩盤ブロックをそれと等価な水理学的に均質で異方性を持つ多孔質媒体に置換できる場合、岩盤に発達する亀裂をボーリング孔や露頭からサンプリングし、その方位データと二本のボーリング孔に限定したクロスホール透水試験で得られる水頭の経時観測データを用いて、岩盤ブロックの透水パラメータ（透水係数テンソルと比貯留係数）を推定する新たな方法を提案した。本方法は、クラックテンソル理論、三次元場の非定常浸透理論、および非線形最小二乗法に基づいており、実際に原位置で測定可能なデータだけを用いて、岩盤の透水パラメータを三次元的に求めるものである。

(2) 三次元場の透水パラメータを直接、逆解析する場合、透水テンソルの6成分と比貯留係数の合計7個のパラメータについて最適解を探索しなければならない。これに対して、本手法では、一旦、亀裂情報から水理学的、地質統計学的に透水テンソルを求める方法を採用するため、探索パラメータ数を3または4に減少することができた。

(3) Hsiehらの方法は、複数の観測井を必要とするのに対し、本手法では二本の試験用のボーリング孔と3箇所を観測区間から透水係数テンソルと比貯留係数が測定できる。

(4) 本方法を二種の亀裂性岩盤モデルに適用した結果、サンプリングした亀裂の方位データと二本のボーリング孔を用いたクロスホール透水試験で得られる水頭の経時観測データだけから、対象としている岩盤の3つの主透水係数と主軸方向、および比貯留係数を精度良く推定することができた。

(5) 透水パラメータの最適解を安定して、しかも効率よく探索する際には、一般の逆問題と同様に適切なパラメータ初期値の設定が必要、不可欠となる。このパラメータ初期値の決定について、その決定条件を示すことができた。

以上、亀裂性岩盤からサンプリングした亀裂情報からそれと水理学的、地質

統計学的に等価な、均質で異方性を持つ多孔質媒体に置換できる岩盤ブロック (REV) について、その水理定数の測定方法を述べた。しかし、さらに広い領域を考えると岩盤の水理定数の分布は不均質である。今後は、不均質性に関する調査・研究を通してREVの同定が課題である。

参考文献

- 1) Black J.H. and K.L. Kipp (1981) : Determination of hydrogeological parameter using sinusoidal pressure tests : A theoretical appraisal, Water Resour. Res., Vol.17, No.3, pp.686-692.
- 2) Lewis D.C., Kriz G.J., and Burgy K.H. (1966) : Tracer dilution sampling techniques to determine hydraulic conductivity of fractured rock, Water Resour. Res., Vol.2, No.3
- 3) Maini, Y.N.T. (1971) : In situ hydraulic parameters in jointed rock ; Their measurement and interpretation, Ph.D. Dissertation, Imperial College, London.
- 4) Birgersson, L., H. Abelin, J. Gidlund, and I. Neretnieks (1985) : Water flowrates and tracer transport to the 3D drift in Stripa, Proceedings of the 2nd NEA/Stripa project symposium, pp.82-95.
- 5) Olsson, O., J. Black, C. Cosma, and J. Pihl (1987) : Crosshole investigation report, SKB Technical Report 87-16.
- 6) Hsieh, P. A. and S. P. Neuman (1985) : Field determination of the three-dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic media, 1 Theory, Water Resour. Res., Vol.21, No.11, pp.1655-1665.
- 7) Hsieh, P.A., S.P. Neuman, G.K. Stiles, and E.S. Simpson (1985) : Field determination of the three dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic media, 2 Methodology and Application, Water Resources Research, Vol.21, No.11, pp. 1667-1676.
- 8) Okuno, T., Hokari, T. (1991) : Evaluation of the three-dimensional hydraulic conductivity tensor of a granitic rock mass by cross-hole tests, ISRM 7th Int. Cong., Aachen, pp.591-594.
- 9) Aoki, K., Shioyama, Y., Tezuka, Y., Kobuchi, T., and Masumoto, K. (1991) : Evaluation of hydraulic conductivities of jointed rock mass by crosshole permeability test, ISRM 7th Int. Cong., Aachen, pp. 423-426.
- 10) Long, J.C.S., J.S. Remer, C.R. Wilson, and C.R. Witherspoon (1982) :

Porous media equivalents for networks of discontinuous fractures, Water Resources Research, Vol.18, No.3, pp.645-658.

- 11) Oda, M. (1985) : Permeability tensor of discontinuous rock masses, Geotechnique, 35, No.4, pp.483-495.
- 12) Shaeben, H. (1984) : A new cluster algorithm for orientation data, Jour. Math. Geol., 16, pp.139-153.
- 13) 中川 徹・小柳義夫(1982) : 最小二乗法による実験データ解析、東京大学出版会、pp.99-124.
- 14) Fletcher R. (1971) : A modified marquardt subroutine for nonlinear least squares, Harwell Report, AERER. 6799.
- 15) Levenberg K. (1944) : A method for the solution of certain nonlinear problems in least squares, Quart. Appl. Math., Vol.2, pp.164-168.
- 16) Marquardt D.W. (1963) : An algorithm for least squares estimation of nonlinear parameters, J. Soc. Indust. Appl. Math., Vol.11, pp.431-441.
- 17) 中屋眞司・田中豊(1986) : 地下水流の解析と逆問題、数理科学、No.274, pp.72-79.
- 18) Akai K., Ohnishi Y., Nishigaki M. (1979) : Finite element analysis of three-dimensional flows in saturated-unsaturated soils, Proc. 3rd International conf. on numerical methods in geomechanics, Aachen, pp.227-239.
- 19) 西垣・白石・猪瀬・河村 (1990) : 地下鉄建設による多層地盤での複数地下水位変動の三次元浸透解析による予測、地下水学会誌、第32巻, pp.231-240.

第5章 領域分割法と前処理付き共役勾配法 (SSOR-PCG法) を用いた飽和・不飽和多孔質媒体中の三次元浸透解析法

5.1 本章の概要

第2章から第4章までは、亀裂性岩盤をそれと等価な異方性多孔質媒体の集合として捉え、その透水パラメータを決定する方法について考察し、シングルホール法、およびクロスホール法による新たな原位置岩盤透水試験法を提案した。特に、第3章、4章の研究から岩盤を水理学的異方性を持つ等価多孔質媒体と置き換えて水理定数を評価したことで、岩盤浸透流の解析が極めて単純化された。本章ではそういった原位置試験法によって測定した三次元場の水理定数を用いて、岩盤内の浸透現象を異方性を持つ多孔質媒体中の地下水流として捉え、三次元的に解析する方法について論述する。

地下水の流動に係わる諸問題の多くは三次元的かつ非定常な現象であり、定量的に現象をとらえるには三次元的なアプローチが必要となる。そのための予測手法の一つに数値解析によるシミュレーションがある。三次元数値シミュレーションでは一次元、二次元の場合と異なり、種々の仮定を設ける必要がなく、複数の被圧水面、自由水面を容易に扱うことができる反面、電算機の記憶容量や計算時間が増えるという欠点がある。その結果、三次元の地下水解析は敬遠され、工学的、水理学的諸問題の解決が不十分になっているのが現状である。そこで、三次元の非定常地下水浸透解析をより合理的に処理する方法が待望されている。こういった観点から、飽和-不飽和を含む三次元多孔質媒体中の浸透を数値解析する新しい三次元有限要素法を提案する。この方法は、Slice successive overrelaxation (SSOR)法を用いて三次元の有限要素網をスライス面の集合に置換した上で、各スライス面に関するマトリックス式をPreconditioned conjugate gradient (PCG)法により解くといった考え方に基づいている。

本章ではまず、従来の三次元浸透解析法に関する研究とその問題点について考察する。つづいて、新たな解析法の理論を展開し、解析法の妥当性を五つの数値実験から定常、非定常、および不飽和状態の浸透について検討する。

5.2 三次元浸透解析法に関する従来の研究とその問題点

飽和・不飽和を含む多孔質媒体の三次元浸透流解析は、最初、Freeze(1971)によって差分法(FDM)を用いて解かれた¹⁾。その後、Narasimhan & Witherspoon²⁾は、積分有限差分法(Integrated Finite Difference Method, IFDM)によって、FDMよりさらに複雑な幾何形状の領域を扱える三次元解析モデルを開発し、Segol(1977)³⁾, Frind & Verge(1978)⁴⁾, Akai et al.(1979)⁵⁾も、ガラーキン法を用いた有限要素法(FEM)モデルを提案した。FEMはIFDMよりさらに複雑な幾何形状を扱える点で柔軟性に富んだ方法と言える。しかし、三次元問題になると解くべきマトリックス方程式が大きくなり、反復法による非線形解法(Picard iterative procedure)^{3), 4)}とタイムスライスによる非定常解法の中で何度もマトリックス方程式が解かれるため、過大な記憶容量、計算時間の問題が指摘されていた。したがって、マトリックス方程式の解法の改良に関する研究が進められてきた。

FEM解析で扱われるマトリックス式は簡単な連立一次方程式($Ax=b$)の形にまとめられる。この連立一次方程式($Ax=b$)を解く方法には直接法と反復法の二通りがある。前者の代表はガウスの消去法で、マトリックスの効率のよい記憶方式と演算処理がいろいろと開発されている。後者に関しては、反復パラメータが自動的に計算されるという点でSOR法等、他の反復法に比べて優位とされる共役勾配法⁶⁾(Conjugate gradient法、以後CG法と呼ぶ)がある。直接法は正方マトリックスAの成分の如何に関わらずその大きさに比例して一定の処理速度となる。それに対し、反復法では、同一の大きさのAとbであっても、その内容により反復回数が増減し処理速度が異なる。一般に、反復法は直接法に比べ処理速度に優れ、マトリックス式Aの記憶容量が小さくて済むと言う利点がある。CG法は最適なリラクゼーションファクタを用いたSOR法よりもまだ優れているとされるが、浸透解析に最近、CG法の収束性を高めるため前処理を施したCG法(Preconditioned Conjugate Gradient Method, 以後PCG法と呼ぶ)が開発され、前処理に用いるプレコンディショナーの選択の違いからICCG法、MICCG法、POLCG法が開発されている。これらのPCG法についてはHill(1990)が解析能力の比較を行っている⁷⁾。西垣ら(1990)もプレコンディショナーをAの対角成分の逆行列とする方法で十分、高速化と記憶容量の削減を実現している^{8), 9)}。

Huyakorn et al.(1986)は三次元浸透のFEM解析にSSOR法を導入し、三次元場

のマトリックス式を変形して三次元モデルを鉛直スライス面の集合に分解し、スライス面に関する二次元解析の反復処理に置換した解析モデルを提案した¹⁰⁾。また、YehもSBI(Subregion block iteration)法により同様な解析モデルを提案している¹¹⁾。これらの方法は二次元あるいはブロックの対象領域に関する容量しか必要としないため、主記憶が少なくなる。この方法とは異なるが、三次元場を二次元のモデルに分割して各々のモデル間の流量の連続性を考慮する方法も提案されている¹²⁾。しかし、この方法は分割層間の貯留性の取扱が困難である。特に不飽和領域に関しては特別な取扱いが必要である。

本章では飽和・不飽和を含む多孔質媒体の三次元の非定常地下水浸透解析に、記憶容量のあまり必要としないSSOR法と演算速度が速いPCG法とを組み合わせる手法(以後SSOR-PCG法と呼ぶ)を開発し、三次元解析にPCG法を適用したFEM解析コードとの比較を行なう。すなわち、SSOR法により三次元モデルを二次元のモデルの集合に置換した上で、個々の二次元解析にPCG法を用いてさらに記憶容量の縮小を図る多重反復計算による三次元解析法の理論を以下に展開する。

5.3 浸透流の支配方程式と有限要素近似

飽和・不飽和を含む多孔質媒体内の浸透を支配する方程式は連続の式とダルシーの法則より次式で表わされる。

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left\{ K_r(\theta) k_{ij} \frac{\partial \phi}{\partial x_j} + K_r(\theta) K_{i3} \right\} + q = (C(\theta) + \alpha S_s) \frac{\partial \phi}{\partial t}, \quad (i, j=1, 2, 3) \quad (5.1)$$

ここに、

- ϕ : 圧力水頭
- x_i : 全体座標
- t : 時間
- K_{ij} : 飽和の透水テンソル

- $K_r(\theta)$: 比透水係数 ($0 \leq K_r(\theta) \leq 1$)
- q : 単位体積当りの流量
- $C(\theta)$: 比水分容量 ($= \partial \theta / \partial \phi$)
- θ : 体積含水率 ($= nSr$)
- n : 空隙率
- Sr : 飽和度 ($0 \leq Sr \leq 1$)
- Ss : 比貯留係数
- α : 飽和時に 1、不飽和時に 0 の係数

である。式(5.1)は通常、重み付き残差法により有限要素定式化され、次式のよ
うに表わされる。

$$\begin{aligned} & (wA_{IJ}^{k+w} + B_{IJ}^{k+w} / \Delta t_k) \phi_J^{k+1} \\ & = F_I^{k+w} - (w-1)A_{IJ}^{k+w} \phi_J^k + B_{IJ}^{k+w} / \Delta t_k \phi_J^k \end{aligned} \quad (5.2)$$

$$\begin{aligned} A_{IJ} &= \sum A_{IJ} \\ &= \sum \int_{V_e} K_{ij} K_r(\theta) \left(\frac{\partial N_I}{\partial X_i} \right) \left(\frac{\partial N_J}{\partial X_j} \right) dV, \\ B_{IJ} &= \sum B_{IJ} = \sum \int_{V_e} \nu N_I N_J dV, \\ F_I &= \sum F_I = \sum \int_{V_e} N_I q dV + \sum \int_{\Gamma} V_n N_I d\Gamma \\ &\quad - \sum \int_{V_e} K_{ij} K_r(\theta) \left(\frac{\partial N_I}{\partial X_i} \right) e_j dV, \end{aligned} \quad (I, J=1, 2, 3, \dots, n)$$

ここに、

- N : 形状関数
- w : 時間に関する重み係数 ($0 < w \leq 1$)

- k : 時間ステップ
- A, B, F : 各々係数マトリックスあるいはベクトル
- I, J : 節点を示す指標
- Σ : 全要素数 m にわたって総和
- X_i : 全体座標
- e_j : X_3 方向の単位重力ベクトル
- V_n : 境界面の法線方向の流速ベクトル
- $\nu = C(\theta) + \alpha Ss$

式(5.2)の両辺をまとめると、式(5.3)のような簡単なマトリックスの形に表
わすことができる。

$$\sum C_{IJ} \phi_J = \sum Q_I \quad (5.3)$$

$$\begin{aligned} \sum C_{IJ} &= (wA_{IJ}^{k+w} + B_{IJ}^{k+w} / \Delta t_k), \\ \sum Q_I &= F_I - (w-1)A_{IJ}^{k+w} \phi_J^k + B_{IJ}^{k+w} / \Delta t_k \phi_J^k \end{aligned}$$

式(5.3)で表わされる連立方程式は、不飽和領域内の浸透を扱うため非線形と
なる。そこで各時間ステップにおいて i 回目の反復で得られた解 ϕ と前回の解
 ϕ^{OLD} の差の絶対値が所定の許容誤差 ϵ に収束するまで解を次式により仮定し、
 ϕ^{NEW} を用いて式(5.3)を新たに構築し再度解くと次回の解が得られる。ここに、
式(5.4)の β はリラクゼーションファクタである。この反復過程には通常 Picar
d 反復法^{3), 4)} (ループ1) と呼ばれる方法を用いる。

$$\phi^{NEW} = \phi^{OLD} + \beta (\phi - \phi^{OLD}), \quad (0 < \beta < 1) \quad (5.4)$$

5.4 SSOR-PCG法のアプローチ

5.4.1 SSOR法

図-5.1で示される面1、2を持つ六面体、五面体を要素とする三次元のFEMモデルを設定すれば一要素に関する浸透の支配式は式(5.3)を用いて表わせる。式(5.3)の左辺の要素マトリックスについて、面1、面2の両方に関係した成分を右辺に移行すると次式が得られる。

$$\begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & & & & \\ & \cdot & & & & 0 & & \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & & & & \\ & & & & C_{55} & C_{56} & C_{57} & C_{58} \\ & 0 & & & & \cdot & & \cdot \\ & & & & C_{85} & C_{86} & C_{87} & C_{88} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \phi_1 \\ \cdot \\ \phi_4 \\ \phi_5 \\ \cdot \\ \phi_8 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Q_1 - R_1 \\ \cdot \\ Q_4 - R_4 \\ Q_5 - R_5 \\ \cdot \\ Q_8 - R_8 \end{pmatrix} \quad (5.5)$$

$$\begin{aligned}
 R_1 &= C_{15} \phi_5 - C_{16} \phi_6 - C_{17} \phi_7 - C_{18} \phi_8, \\
 R_2 &= C_{25} \phi_5 - C_{26} \phi_6 - C_{27} \phi_7 - C_{28} \phi_8, \\
 R_3 &= C_{35} \phi_5 - C_{36} \phi_6 - C_{37} \phi_7 - C_{38} \phi_8, \\
 R_4 &= C_{45} \phi_5 - C_{46} \phi_6 - C_{47} \phi_7 - C_{48} \phi_8, \\
 R_5 &= C_{51} \phi_1 - C_{52} \phi_2 - C_{53} \phi_3 - C_{54} \phi_4, \\
 R_6 &= C_{61} \phi_1 - C_{62} \phi_2 - C_{63} \phi_3 - C_{64} \phi_4, \\
 R_7 &= C_{71} \phi_1 - C_{72} \phi_2 - C_{73} \phi_3 - C_{74} \phi_4, \\
 R_8 &= C_{81} \phi_1 - C_{82} \phi_2 - C_{83} \phi_3 - C_{84} \phi_4
 \end{aligned}$$

式(5.5)を簡単にするため、マトリックス表示すると式(5.6)のように表わされる。

$$\begin{pmatrix} G_{11} & 0 \\ 0 & G_{22} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Psi_1 \\ \Psi_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_1 - G_{12} \Psi_2 \\ R_2 - G_{21} \Psi_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_1^* \\ R_2^* \end{pmatrix} \quad (5.6)$$

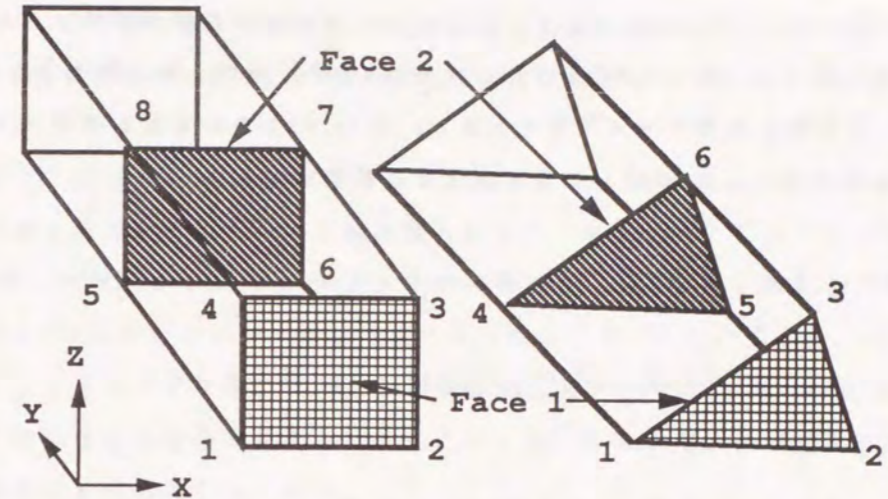


Fig.-5.1 Hexahedral and pentahedral elements with 2 faces

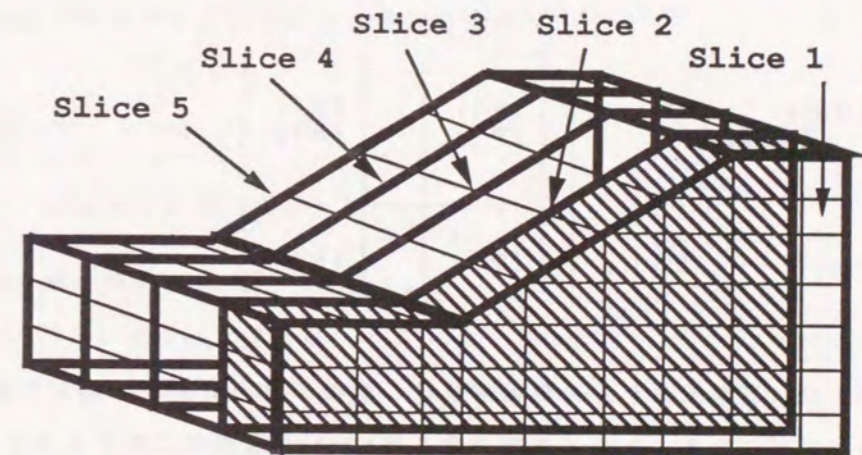


Fig.-5.2 3-dimensional FEM model and vertical slices

式(5.6)の G_{11} 、 G_{22} は各々面1、面2のみで決定される要素剛性マトリックスである。そこで、図-5.2のように三次元FEMモデル内に、節点数および要素数の等しい L 枚の鉛直スライス面をとると、式(5.6)で表わされる要素マトリックス式は各スライス面 i について次式のように拡張される。

$$[G]_{ii} \{\Psi\}_i = \{R\}_i \quad \text{----- (5.7)}$$

ここに、 $\{\Psi\}_i$: i スライス面上の未知節点水頭、

$$[G]_{ii} = \sum_k G_{kk}$$

$$\{R\}_i = \sum_k R_{k^*}, \quad k=1 \text{ or } 2, \quad (i=1, 2, \dots, L)$$

ただし、総和はスライス面 i をもつ要素についてなされる。式(5.7)を全スライス面について示すと式(5.8)の形が得られる。式(5.8)は三次元のマトリックス式が二次元の独立したスライス面に関するマトリックス式に分解されたことを意味する。換言すれば三次元モデルをマトリックスの演算にかなり有利となる形に変形したことになる。

$$\begin{bmatrix} [G]_{11} & & & 0 \\ & [G]_{22} & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & [G]_{LL} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \{\Psi\}_1 \\ \{\Psi\}_2 \\ \vdots \\ \{\Psi\}_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \{R\}_1 \\ \{R\}_2 \\ \vdots \\ \{R\}_L \end{bmatrix} \quad \text{----- (5.8)}$$

したがって、三次元モデルの数値解析は L 個の二次元モデルに関して独立に解けば良いことになる。スライス面の数を N_s とし、通常の二次元スライス面上の節点に関する透水マトリックスの大きさを S とすれば、必要となる主記憶領域の大きさは、 $S \cdot N_s$ となる。また、式(5.6)の計算は、 $2S$ の領域を主記憶に確保すると可能であるので、外部記憶を利用すれば、 $2S$ の主記憶領域を用い

て式(5.8)が完成する。つまり、主記憶容量は外部記憶を利用しない場合に比べ、 $2/N_s$ 倍まで縮小できる。この外部記憶方式は特別なアルゴリズムを必要としていない。

一般に、式(5.8)の L 枚のスライス面に関して ϕ を解いても、他のスライス面の ϕ の値を仮定しているため正解は得られない。そのため、 L 面に対して式(5.8)を解いた後、 ϕ を式(5.9)のように毎回修正し、右辺のみを更新して解が収束誤差 ϵ_s に収束するまで反復して求める(ループ2)。この方法をSSOR法と呼ぶ。ここで各スライス面についてFEM解法に後述のPCG法を用い、記憶容量の一層の縮小化と処理の高速化を図る。この2種の方法を組み合わせる三次元FEM解析法をSSOR-PCG法と言う。

$$\phi^{NEW} = \phi^{OLD} + \Omega(\phi^{OLD} - \phi^{OLD}), \quad (1 \leq \Omega \leq 2) \quad \text{----- (5.9)}$$

5.4.2 PCG法

PCG法は $AX=b$ で表わされるマトリックス式の反復解法の一つで、従来のCG法⁶⁾を改良してより収束を早くし、未知数 X を求める方法である。本研究で用いているPCG法のアルゴリズムを以下に簡単に示す⁸⁾。

- a) $r_0 = b - AX_0, P_0 = Br_0$
- b) 加速項の計算 $\alpha_k = \frac{P_k^T r_k}{P_k^T A P_k}$
- c) 解の修正 $X_{k+1} = X_k + \alpha_k P_k$
- d) $\epsilon_k = |X_{k+1} - X_k|_{max} \quad \text{----- (5.10)}$
- e) $r_{k+1} = r_k - \alpha_k A P_k$
- f) $\beta_k = - \frac{Br_{k+1}^T A P_k}{P_k^T A P_k}$
- g) $P_{k+1} = Br_{k+1} + \beta_k P_k,$

式(5.10)は収束誤差 ϵ_k が許容値に達するまで k を1つつ増加させて反復計算をする。式(5.10)で示される反復計算は図-5.5のループ3に相当する。ここ

に、Bはプレコンデショナーと呼ばれ、 $B = I$ (単位ベクトル) のときCG法と一致する。また、 $B = A^{-1}$ とすると、 $P_0 = A^{-1}r_0$ から $\alpha_0 = 1$ 、 $r_1 = 0$ となり、ただ一度の計算で正解が得られる。したがって、Bの選び方が重要となる。本手法ではAに当たる透水マトリックスが対角優位の正方行列であることからBを式(5.11)に示すように選び、高速化を図っている。

$$B = D^{-1}$$

$$A = D + E + F \quad \text{----- (5.11)}$$

ここに、D: Aの対角要素から成る対角行列

E: Aの左下三角行列で対角を除いたもの

F: Aの右上三角行列で対角を除いたもの

である。このようにBとして D^{-1} を選ぶと、計算が簡単であるだけでなく、Bのための記憶が不要となる。この手法を本章ではPCG法と呼ぶ。PCG法の有効性の検証については西垣ら(1990)に述べられている⁹⁾。

PCG法のアルゴリズムを達成するのに必要な全体透水マトリックスAの記憶容量Mは次式で表わせる。

$$M = \sum_{i=1}^n (N_i + 1) \quad \text{----- (5.12)}$$

ここに、 N_i は節点iと直接つながった節点の数で、計算機の内部で節点1からnまで、それに関係した透水マトリックスの成分 A_{ij} (i, j は節点番号を示す) およびそのインデックスのための関係節点番号が記憶される。六面体要素が規則正しく列んだ三次元モデルではモデル周辺部の節点を除くと N_i は26となり、同様に四角形要素が規則正しく列んだ二次元モデルではモデル周辺部の節点を除くと N_i は8となる(図-5.3参照)。したがって、計算機の記憶すべき一節点当りの A_{ij} の数は三次元モデルでは二次元モデルの約三倍となる。PCG法のために必要な A_{ij} の数は、三次元モデルに直接PCG法を用いる場合と、本方法のよ

2-dimensional mesh

3-dimensional mesh

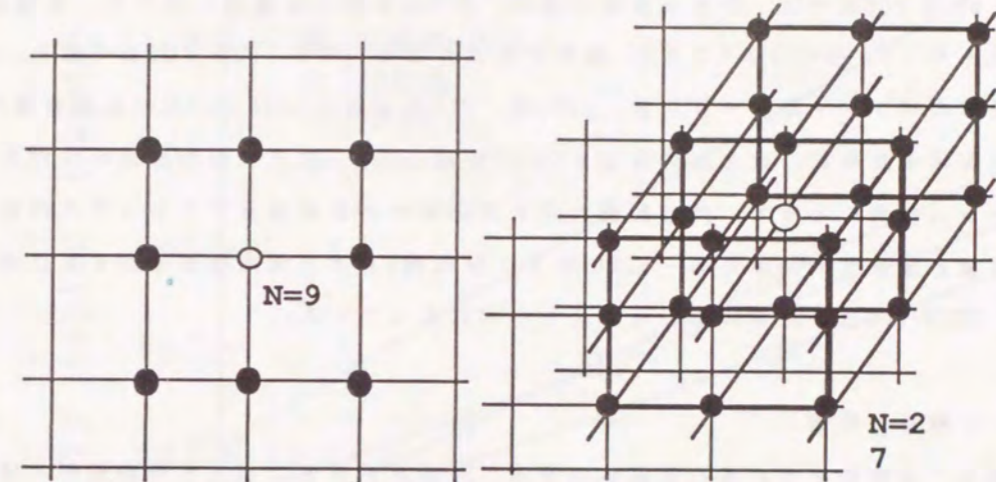


Fig.-5.3 Number of matrix components A_{ij} for each nodal point

うにSSOR法を用いて三次元モデルを多数のスライス面の集合に分割した上で、各スライス面に関してPCG法を用いてマトリックス式を解く方式(SSOR-PCG法)の場合とでは約三倍の違いとなる。さらに、外部記憶を用いて主記憶容量の縮小化を図るならば、前述のように、SSOR法では通常のPCG法の $2/Ns$ 倍となるため、SSOR-PCG法では、三次元問題に直接、PCG法を用いた場合に比べて、記憶容量はその $1/3$ 倍の $2/(3Ns)$ 倍まで小さくなる(Ns :スライス面の数)。

通常のバンドマトリックス法、SSOR法、PCG法およびSSOR-PCG法の記憶容量の違いを示すために、直方体の各辺を $(n-1)$ 分割して、 n の三乗個の節点から成るメッシュを例にとって、外部記憶方式を用いないときの透水マトリックスの記憶容量と節点数の関係を図-5.4に示す。分割数 n および節点数が増加するに従い、SSOR-PCG法が記憶容量の点で最も有利になっている。

5.4.3 解析の手順

飽和・不飽和を含む多孔質媒体の浸透は、透水係数および比水分容量が毛管水頭とともに変化するため、非線形問題として解析しなければならない。本手法では、解析に従来のPicard反復による反復解法(ループ1)が適応される。SSOR-PCG法による反復解法はPicard反復の内側のループにSSOR法の反復のためのループ2があり、その内側にPCG法の反復のためのループ3がある。図-5.5に解法の流れ図を示す。以下に解析の手順について述べる。

a) 要素マトリックスの計算 式(5.2)で示される各要素マトリックスについて計算する。このとき要素を構成する節点の圧力水頭が負の場合には、不飽和特性曲線からその圧力水頭を示す体積含水率の比透水係数 k_r および比水分容量 $C(\theta)$ を求め、 A_{ij} 、 B_{ij} と F_i の計算に用いる。

b) 全体マトリックスの作成 通常は各要素マトリックスを式(5.3)の形になるように全体マトリックスの中に組み込む。本手法では、式(5.8)で示される $1 \sim L$ のスライス面に関してPCG法のための記憶場所へ格納される。この時、式(5.8)の左辺のマトリックスの組み込みについてPicard反復の最初の繰り返しのみ実行される。それに対し、式(5.9)の解の修正に伴い、右辺ベクトルの修正がSSOR法の繰り返し中、毎回実行される。

c) 解の算出と反復修正 SSOR法を用いた反復過程では毎回、各面の節点に

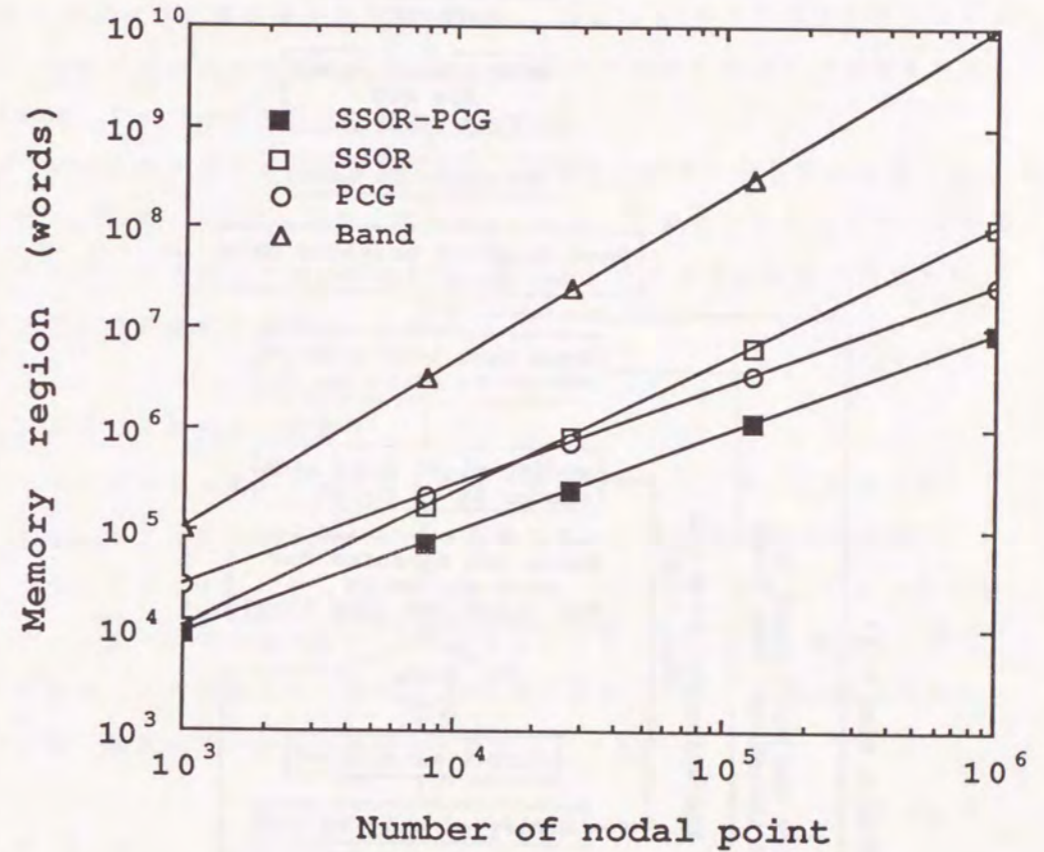


Fig.-5.4 Matrix size versus number of nodal point

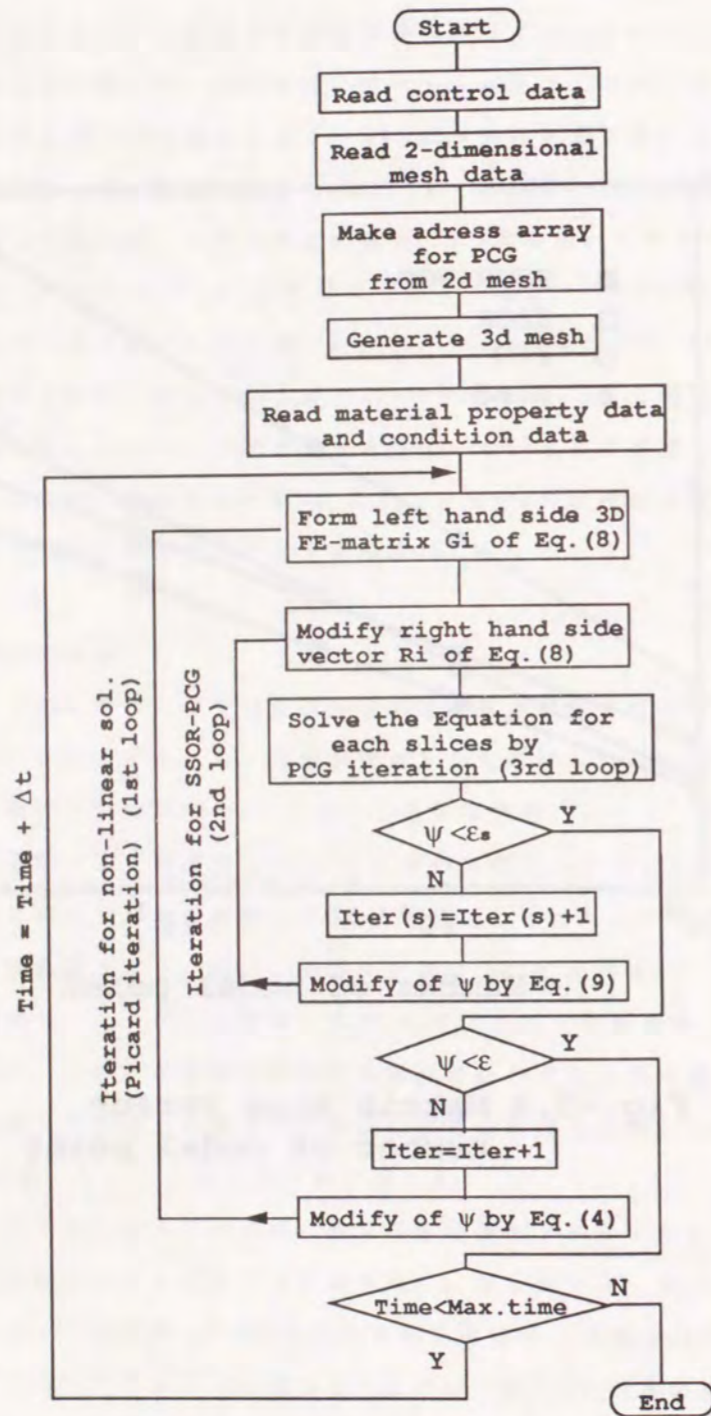


Fig.-5.5 Flow chart of SSOR-PCG in 3D seepage flow analysis

ついて未知水頭が解かれる。全スライス面についてPCG法によって解かれた全節点の水頭値の中で、 i 回と $(i-1)$ 回の差の絶対値が許容誤差範囲内であればSSORの反復処理は終了し、つぎのPicard反復の処理に移行する。Picard反復では、式(5.4)で示される解の修正がおこなわれ、 j 回と $(j-1)$ 回目の反復の節点水頭の差の絶対値が許容誤差範囲内になり、d)の条件が満足すれば反復処理は終了し、次の時間ステップの計算が開始する。

d) 節点流量の算出と大気境界面処理 大気との境界にある節点は浸出面になり得る。Picard反復の最後に節点流量の計算と定義された大気境界面上の節点について、その圧力水頭と流出量から浸出面となるか否か条件が判定され、その節点の境界条件の変更が行われる。

5.4.4 掘削と不連続性の取扱い

トンネルのような掘削は掘削する部分の要素のマトリックスを作成しないようにすることで簡単に取り扱うことが可能である。掘削する部分の要素のマトリックスは全体マトリックスに組み込まれないし、また、そのためにできた全体マトリックスの零の成分はPCG解法のなかで計算しないように飛ばす。掘削によって出現した大気境界は上述のd)の取扱いが適応される。不連続性の取扱いについても、掘削のそれと全く同様の処理がとられる。

5.5 解析例

本解析コードを用いた五つの解析例を本節で取り扱う。解析は何れもアイソパラメトリック要素内の積分点は8点 $(2 \times 2 \times 2)$ とし、PCGの反復打ち切り許容誤差は 10^{-3} 、式(5.4)の β は0.5、式(5.2)、(5.3)の W は1とし後退差分近似を用いた。

5.5.1 堤体内の定常浸透

堤体の定常浸透問題は、Huyakorn et al.(1986)¹⁰⁾により解かれており、同じ形状モデルを用いて本手法の妥当性の検証を行う。シミュレーションに用いたモデルの幾何形状と境界条件を図-5.6に、物性を表-5.1に示す。モデルは $x = y = z = 10$ mの立方体を x および z 方向に10分割した節点数、242 $(121 \times 2$

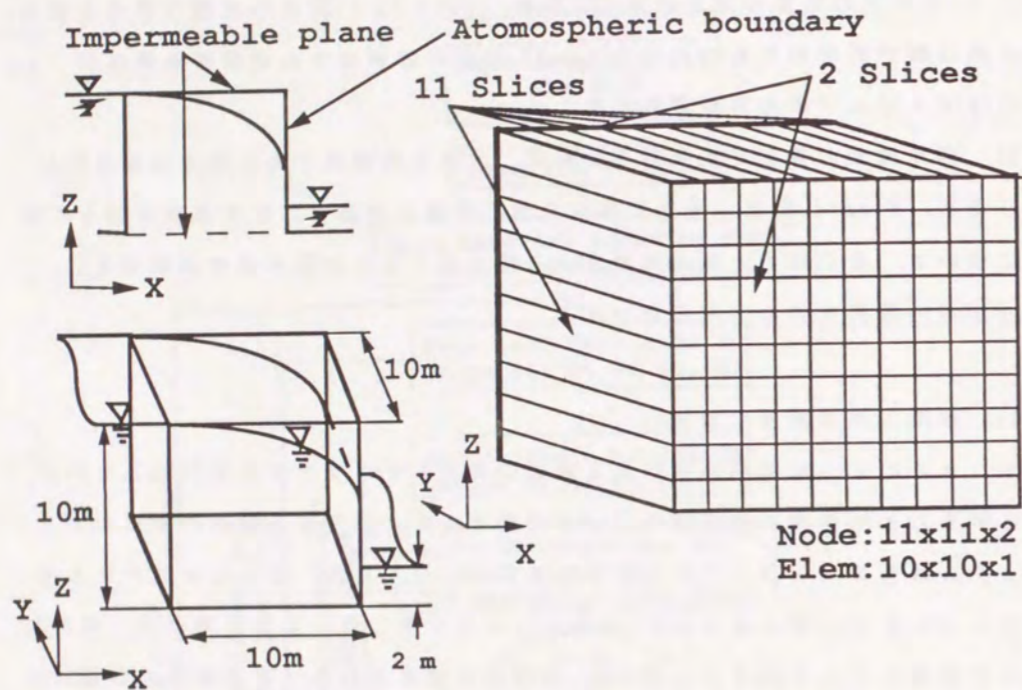


Fig.-5.6 Schematic diagram of a square embankment model

Table-5.1 Physical properties used in the simulation of steady flow through a square embankment

Physical properties	
Saturated hydraulic conductivity, k	0.01 m/day
Residual water saturation, S_{rr}	0.2
Constitutive relations:	
$S_e = a / (a + \phi ^g), \quad \phi < 0$	
$S_e = 1, \quad \phi \geq 0$	
$k_r = S_e^u$	
where $a=10m^4, g=4, u=4, S_e = (S_r - S_{rr}) / (1 - S_{rr}),$	
ϕ ; Pressure head(m) and S_r ; Water saturation	

Table-5.2 Physical properties used in the simulation of transient flow between the parallel ditches

Physical properties	
Saturated hydraulic conductivity, k	0.1 m/day
Specific storage, S_s	0.0001 1/m
Porosity, n	0.25
Residual water saturation, S_{rr}	0.2
Constitutive relations:	
$S_e = a / (a + \phi ^g), \quad \phi < 0$	
$S_e = 1, \quad \phi \geq 0$	
$k_r = S_e^u$	
where $a=10m, g=1, u=1, S_e = (S_r - S_{rr}) / (1 - S_{rr}),$	
ϕ ; Pressure head(m) and S_r ; Water saturation	

要素数、100の三次元メッシュで、左端の全水頭Hを10 mに、右端の全水頭を2 mと一定に保った際の堤体内の二次元定常浸透を解析する。モデルの上下面は不透水面とする。モデルは不飽和内の浸透を含み、Picardの反復計算の過程で右側YZ面上の節点の浸出面の判定が行われる。Picardの反復計算の許容誤差 ϵ_p は0.01m、SSORの反復計算の許容誤差 ϵ_s は0.005m、オーバーリラクゼーションファクタ Ω を1.0とし、 $Y=0$ m, $Y=10$ mのXZ面をスライス面としたモデル1と、11枚のYZ面をスライス面としたモデル2の2通りについて、SSOR-PCG法によって解析した結果をPCG法の結果(モデル3)とともに図-5.7に示す。三者の結果はよく一致している。煩雑さを避けるため図に示していないが、Huyakorn et al.(1986)¹⁰⁾の結果ともよく一致している。SSOR-PCG法で解く場合、スライス面の選び方に左右されず同じ解が得られている。モデル1ではPicard反復数IT=4、SSORの反復回数(サブイタレーション数)ITs=32、モデル2ではIT=9、ITs=51、モデル3ではIT=4で収束している。また、浸出面からの浸出量は3モデルとも数パーセントの精度で一致している。別途、被圧状態である場合についても解析したが、その時にも二次元定常浸透に関して3解析法とも同じ解が得られている。

次にモデル1について、スライス面(XZ面)の数を増やし、より大きな三次元モデルをシミュレーションする。節点数が増えてもシミュレーションに用いた境界条件や物性は等しい。モデルの節点数と計算に要した時間(CPUタイム(CRAY X-MP/18))および全体マトリックスの占める記憶容量の関係を各々図-5.8(a)、(b)にSSOR-PCG、PCGの両手法について示す。全モデルとも収束に至った反復回数はいずれもIT=4、ITs=32である。図-5.8(a)より、節点数が少ない間はPCG法の方が計算時間が速いが、節点数が増えるに従いSSOR-PCG法の方が速くなっているのが分かる。また、SSOR-PCG法の方は節点数とCPU時間の関係が直線で表わされるのに対し、PCG法の場合は計算時間が節点数の二乗に比例して増大している。記憶容量については図-5.8(b)に示すようにSSOR-PCG法はPCG法の3分の1程度に減少していることが判る。

5.5.2 平行溝の非定常浸透

次に平行に掘られた溝の水位低下にともなう自由水面の経時変化をシミュレ

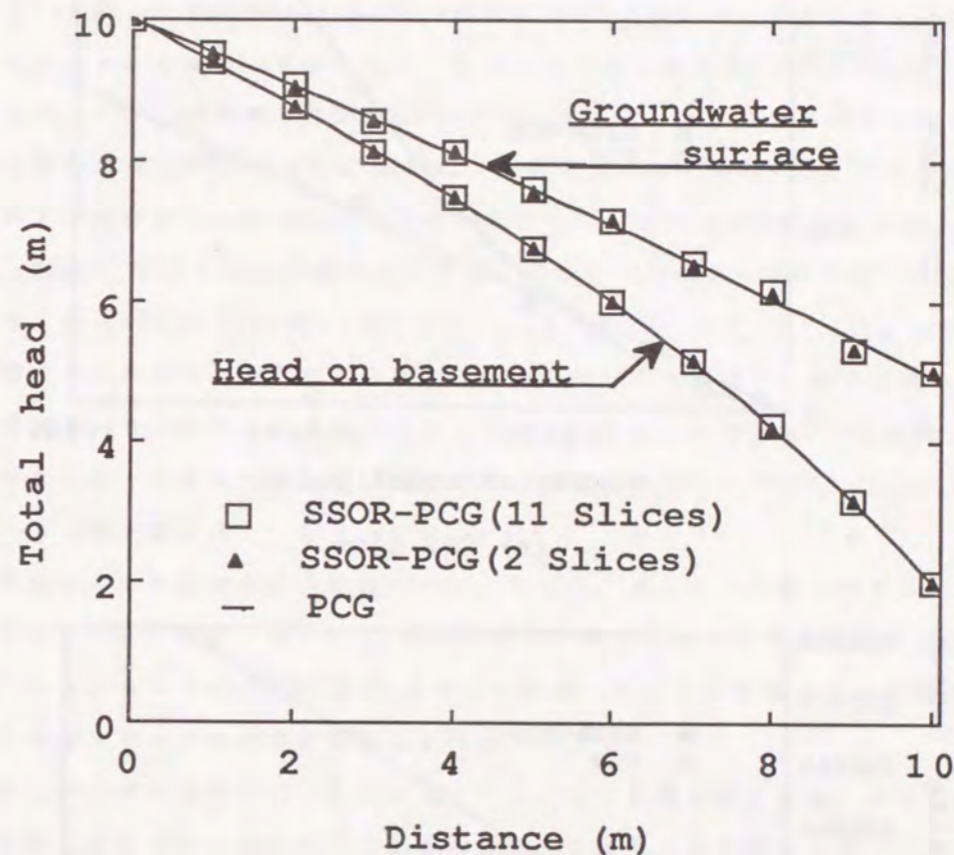
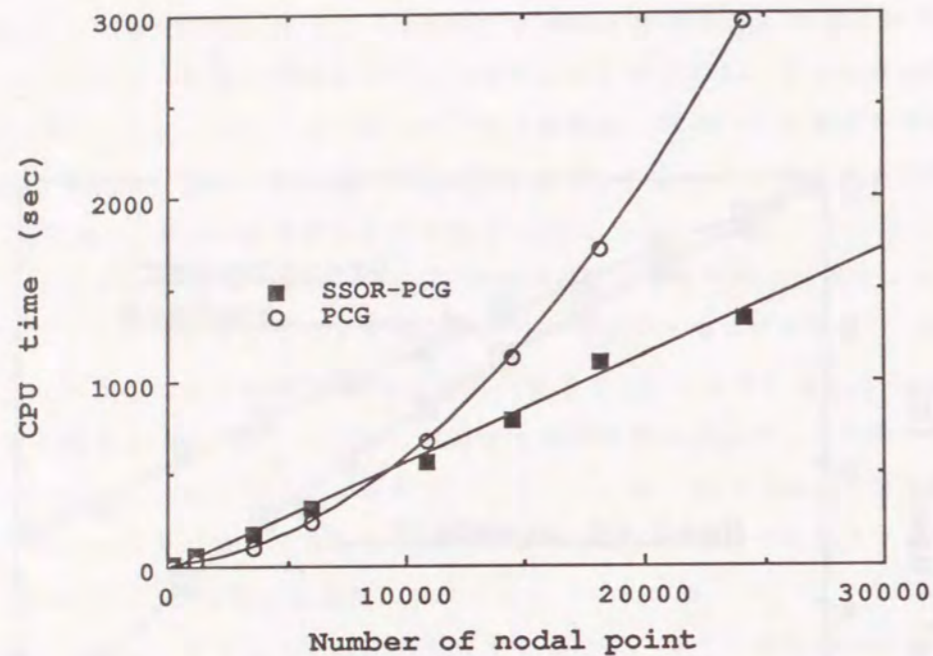
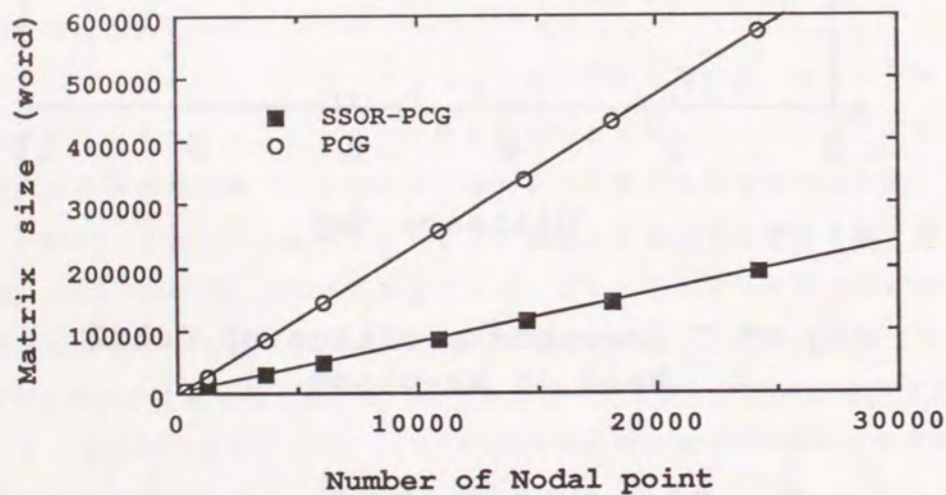


Fig.-5.7 Computed profiles of total head on xz-plane.



(a) CPU time



(b) Memory region

Fig.-5.8 Execution time and occupied memory of global matrix required to achieve three-dimensional FE analysis.

ートした例を示す。用いたモデルの幾何形状と境界条件を図-5.9に、物性を表-5.2に示す。モデルは $x = 40 \text{ m}$, $y = 100 \text{ m}$, $z = 10 \text{ m}$ の直方体の領域で、 $Y Z$ 面に対して対称であるためモデルの半分をシミュレーションに用いた。 $x z$ 面を10分割した節点数242(121x2)、要素数100の2枚の $x z$ 面をスライス面とする三次元メッシュで、マトリックス式のための主記憶容量はSSOR-PCG法で1922ワード、PCG法で3844ワードである。初期の全水頭 $H = 8 \text{ m}$ から溝の水位を下げ、全水頭を 2 m と一定に保ち、溝間の自由水面の変化を解析する。モデルの上下面および対称面である $Y Z$ 面は不透水面とする。モデルは不飽和内の浸透を含み、Picard 反復の過程で溝に相当する $Y Z$ 面上に浸出面があるものとして取り扱う。例(5.5.1)と同様 ϵ_p を 0.01 m 、 ϵ_s を 0.005 m 、 Ω を 1.0 とした。対称面から溝までの距離と自由水面の経時的な低下を図-5.10に示す。自由水面の低下が時間とともに進行しているのがよく分かる。また、本手法とPCG法は同じ結果を得ている。計算のためのCPU時間(CRAY X-MP/18)はSSOR-PCG法で49.7秒、PCG法で27.0秒であった。

解析に要した反復数の合計は $IT=69$ 、 $ITs=180$ 、各スライス面に関するPCG反復数の合計 $ITp=6922$ で、図-5.11に各反復数と時間ステップの関係を示す。サブイタレーション ITs とPCG反復 ITp はともに時間ステップの進行とともに減少し、特に時間ステップの初期に激減している。

次にオーバーリラクゼーションファクタ、 Ω の影響を見るため、 Ω を $1.0 \sim 2.0$ の間で変化させて同じモデルを解析した。反復数と Ω の関係を図-5.12に示す。このモデルの場合、 Ω の増加とともに解析に要した反復数が増大している。また、 $\Omega > 1.5$ では解が発散し、解は得られなかった。従って、計算時間に対して Ω は大きな影響を与えるだけでなく、 Ω の選択によっては解が不安定になると考えられる。この解析例では Ω を 1.0 とした時に、最も速く収束した。一般には、 $1 < \Omega < 1.5$ を選択する。

5.5.3 降雨浸透問題

降雨浸透による不飽和流の問題を検証するため、Huyakorn et al.(1986)¹⁰⁾ と同じモデル(図-5.13)を用いて媒質内の水頭分布の経時変化をシミュレーションする。用いたモデルの物性を表-5.3に示す。モデルは $x = 50 \text{ cm}$, $y = 1$

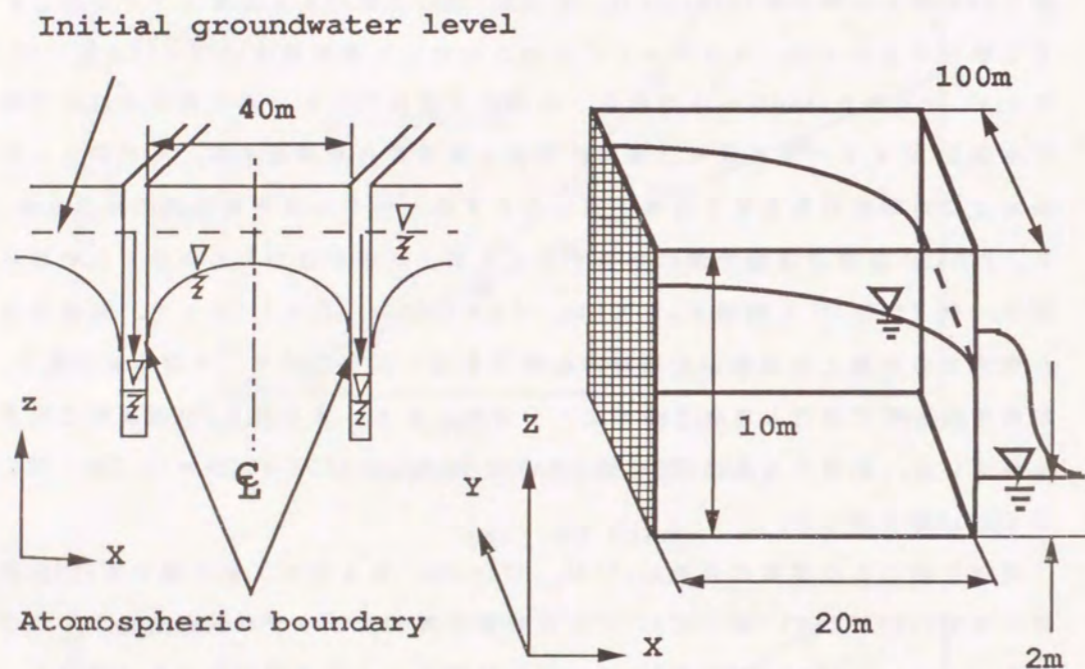


Fig.-5.9 Schematic diagram of parallel ditches model

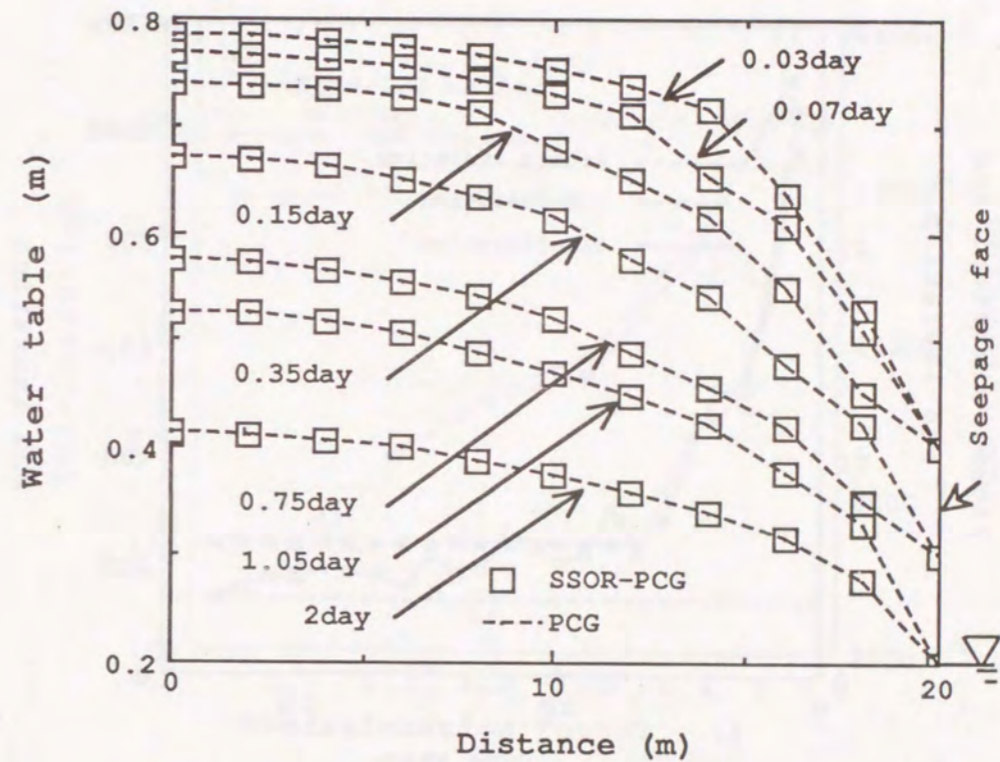


Fig.-5.10 Computed profiles of water table on xz plane

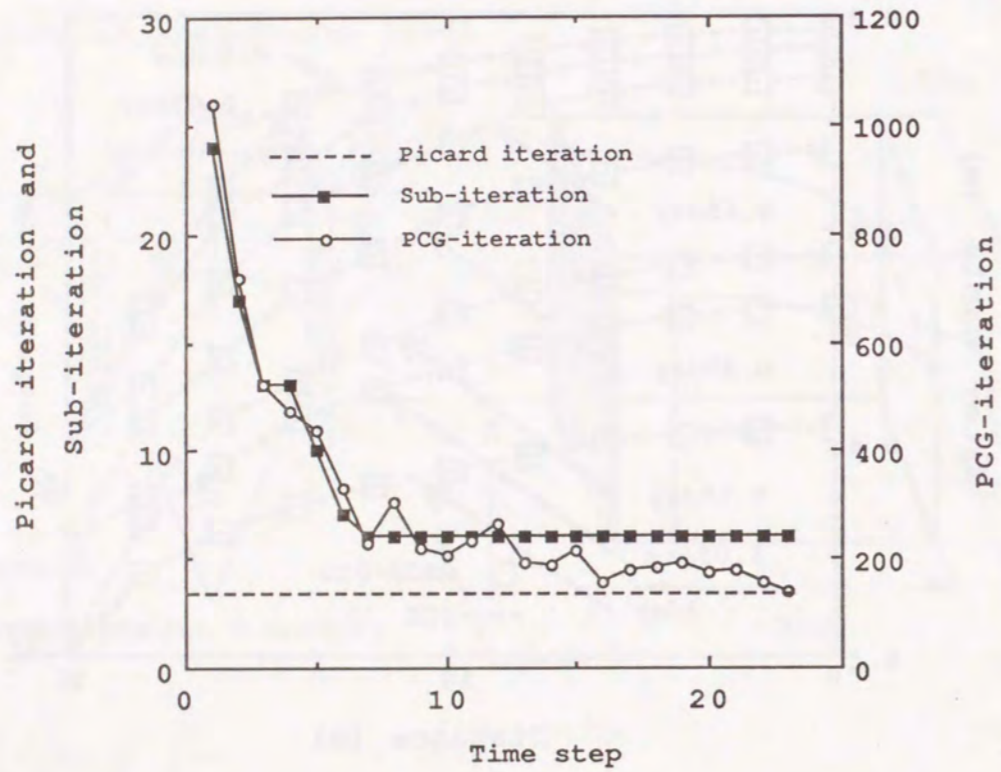


Fig.-5.11 Relation between number of iteration and time step

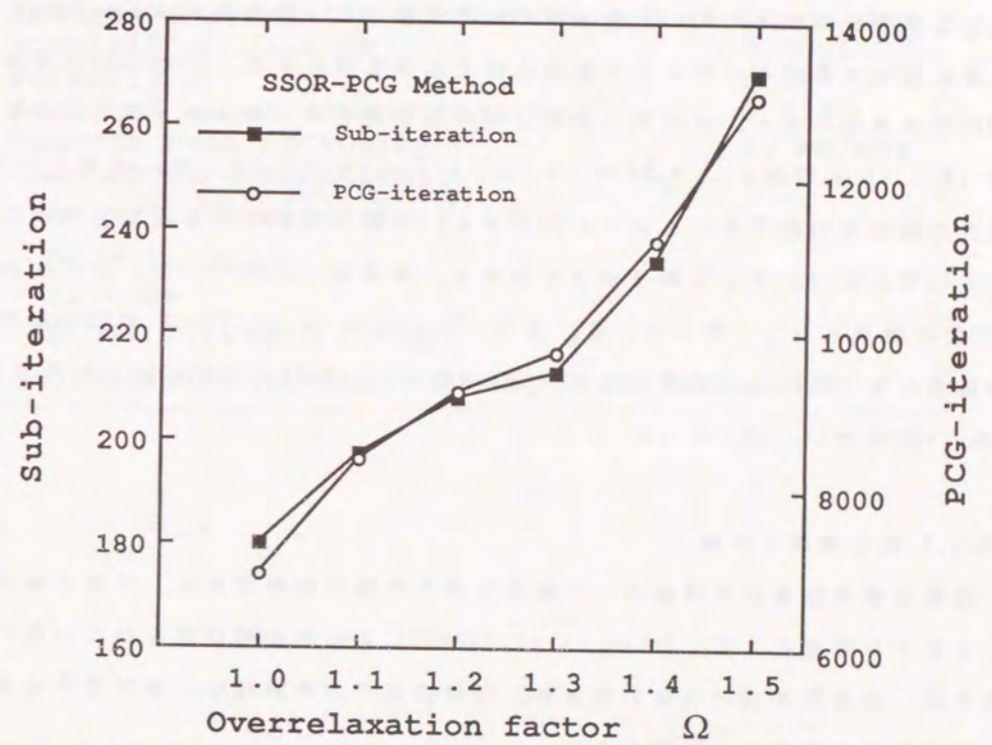


Fig.-5.12 Relation between number of iteration and overrelaxation factor

00 cm, z = 200 cm の直方体で、z 方向に40等分した164(41x2x2)節点数、40要素数で2枚のxz面をスライス面とする三次元メッシュで、マトリックス式のための主記憶容量はSSOR-PCG法で968ワード、PCG法で1936ワードである。初期の圧力水頭分布は $\phi = -97\text{cm}$ と全領域とも不飽和とし、媒体表面は $\phi = -90\text{cm}$ に、底面に自由水面が存在するよう底面の圧力水頭を零にする。50mm/dayの降雨を10日間地表面に与え、その間の水頭分布の経時変化をシミュレーションする。例(5.5.1)と同様 ε_p を0.01cm、 ε_s を0.005cm、 Ω を1.0とした。Z軸に対する圧力水頭分布の経時変化を図-5.14に示す。不飽和帯内の圧力水頭分布が時間と共に零に近づいている様子がよくわかる。本手法(SSOR-PCG法)は三次元のPCG法の結果とよく一致している。また、Huyakorn et al.(1986)のSSOR法だけの結果とも一致した。計算のためのCPU時間(CRAY X-MP/18)はSSOR-PCG法で40.4秒、PCG法で11.1秒であった。

5.5.4 原位置注水試験

均質な異方性多孔質媒体内への注水に伴う水頭の経時変化は、三次元場のポテンシャル問題として、Hsieh et al.(1985)により理論解が得られている¹³⁾。彼らは、注水源を点とみなしたとき、任意の点での水頭増分の経時変化は式(5.13)で与えられることを導いた。

$$\Delta h = \frac{Q}{4\pi\sqrt{G_{xx}}} \text{Erfc}\left(\frac{\sqrt{S_s G_{xx}}}{\sqrt{4Dt}}\right) \quad (5.13)$$

ここに、Q : 一定の注水流量

S_s : 比貯留係数

k_{ij} : 透水係数テンソル($i, j=1, 2, 3$)、

Erfc(): 余誤差関数、

x : 注水点を原点とした時の観測点の座標

Δh : 時間tのときの水頭と初期水頭の差

$G_{xx} = x^T A x = x_i x_j A_{ij}, (i, j=1, 2, 3)$ 、

$A_{ij} = A_{ji} = k_{ik} k_{jk} - k_{ij} k_{kk}$

$A_{ii} = k_{ij} k_{kk} - k_{jk}^2$

Table-5.3 Physical properties used in the simulation of transient flow in raining in a soil column

Physical properties	
Saturated hydraulic conductivity, k	10 cm/day
Specific storage, Ss	0.0001 1/m
Porosity, n	0.45
Residual water saturation, Srr	0.333
Maximum rain intensity	50 mm/day
Constitutive relations:	
$Se = (Sr - Srr) / (1 - Srr), \quad \phi < 0$	
$Se = 1, \quad \phi \geq 0$	
$kr = Se$	
$\phi = -100(1 - Sr) / (1 - Srr)$	
where ϕ ; Pressure head(m) and Sr; Water saturation	

Table-5.4 Physical properties used in the simulation of injection test in confined aquifer

Physical properties	
Principal hydraulic conductivity ($\times 10^{-8}$ m/s)	
k11	5.0
k22	1.0
k33	0.5
Specific storage, Ss ($\times 10^{-7}$ 1/m)	1.0

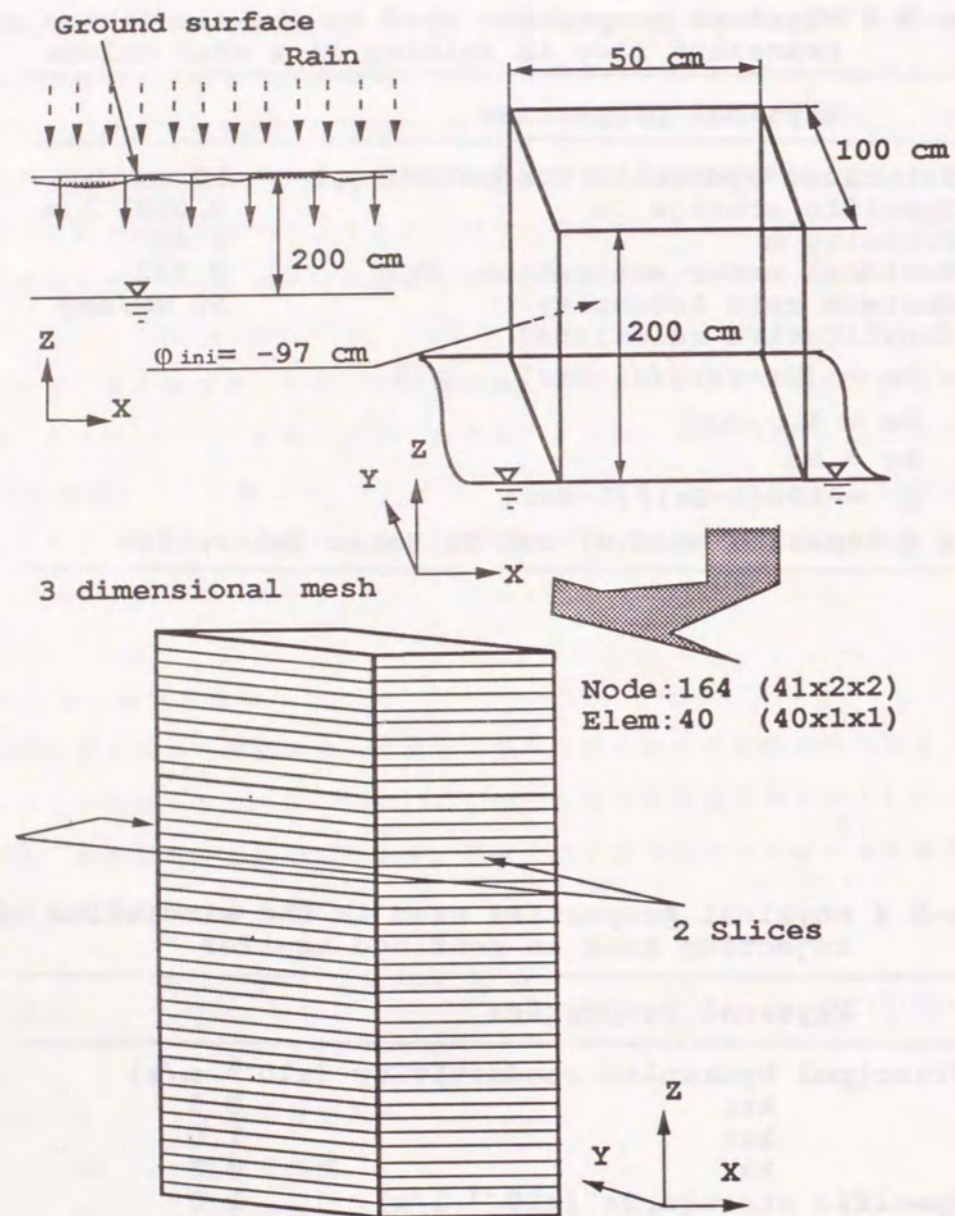


Fig.-5.13 Schematic diagram of a rain infiltration model

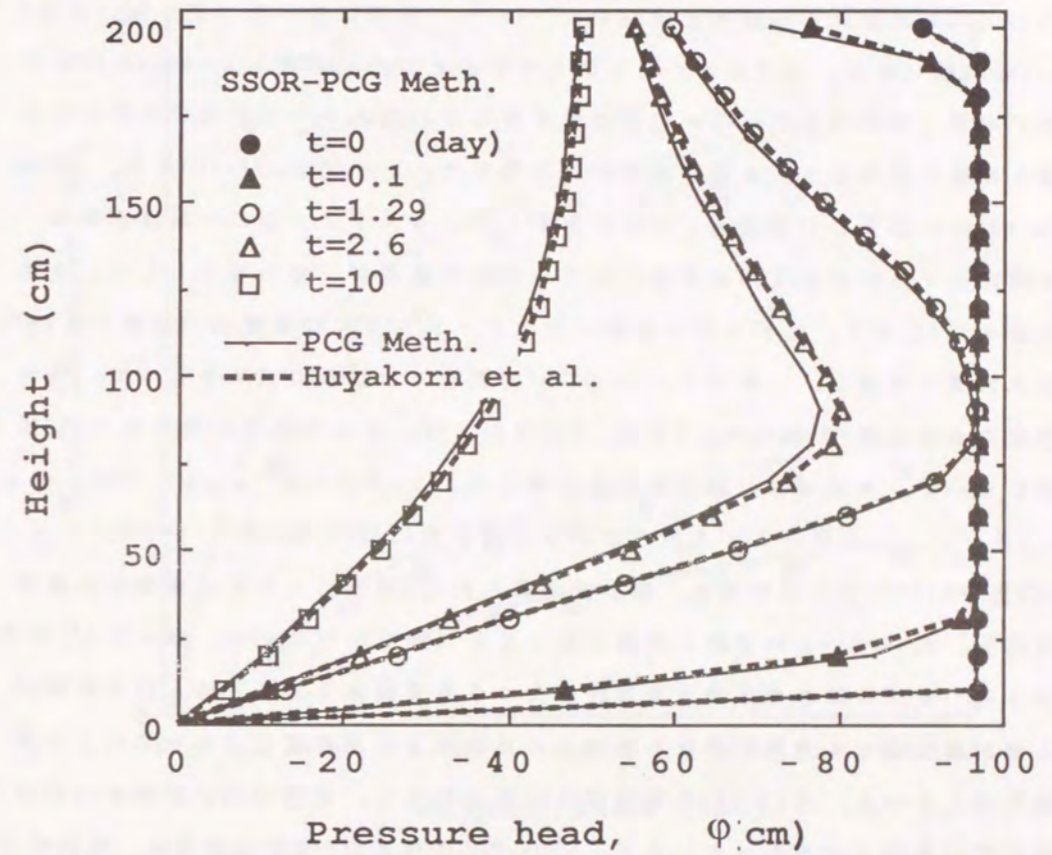


Fig.-5.14 Computed pressure head profiles during infiltration in soil column

$$D=|k|=k_{11}k_{22}k_{33}+2k_{12}k_{23}k_{31}-k_{11}k_{23}^2-k_{22}k_{13}^2-k_{33}k_{12}^2,$$

本手法の妥当性を検討するために、原位置の注水試験をシミュレーションし、式(5.13)で示される理論解と比較する^{14),15)}。解析に用いたモデルは、直径8.6cmのZ軸(鉛直)方向のボーリング孔を中心とした、半径 $r=1000\text{m}$ の円柱状モデルで、帯水層厚が2000mの被圧帯水層モデルである。このモデルを中心を通る16枚の鉛直スライス面を放射状に配置した、20832(42x31x16)節点、19680(41x30x16)要素の三次元メッシュに分割した。各スライス面の一端は孔壁面、他端はモデルの側面を形成する。モデル側面を水頭が一定の境界とした。物性を表-5.4に示す。モデルの中心軸に沿うボーリング孔の深度950mの部分に4mの注水区間を設定し、一秒当り、 $2 \times 10^{-5} \text{m}^3$ の割合で一定量の注水を行って、同一深度の水平距離10m離れた、X方向、Y方向および、その中間の45度の方向の3箇所において、水頭増分の経時変化を計算した。 ϵ_p を0.01m、 ϵ_s を0.005m、 Ω は1.2とした。マトリックス式のための主記憶容量はSSOR-PCG法で180544ワード、PCG法で541632ワードである。両方法で得られた3箇所における水頭増分の経時変化を、式(5.13)より求めた理論曲線とともに図-5.15に示す。表-5.4に示すように、モデルは水理学的な異方性を持つ多孔質媒体であるため、注水区間から等距離にあって方向の異なる観測点の水頭増分の経時変化は各々異なった挙動を示している。式(5.13)の理論解は点源を仮定し、実際の注水区間が円柱状をしているのとは異なっているが、SSOR-PCG法およびPCG法の結果は、理論解とよく一致している。計算に要したCPU時間(HP Apollo 9000 モデル720)はSSOR-PCG法で170分、PCG法で189分であった。

5.5.5 トンネル掘削問題

ここでは本手法の原位置への適用について示すため、地下発電所建設等にもなう山岳部の排水トンネル掘削による地下水変動がシミュレーションされる。解析に用いたモデルの幾何形状と境界条件を図-5.16に、物性を表-5.5に示す。モデルは12枚のスライス面から成る21,420(51x35x12)節点、18700(50x34x11)要素の三次元メッシュで、マトリックス式のための主記憶容量はSSOR-PCG法で186636ワード、PCG法で528802ワードである。初期の水頭分布はモデル上面を一定

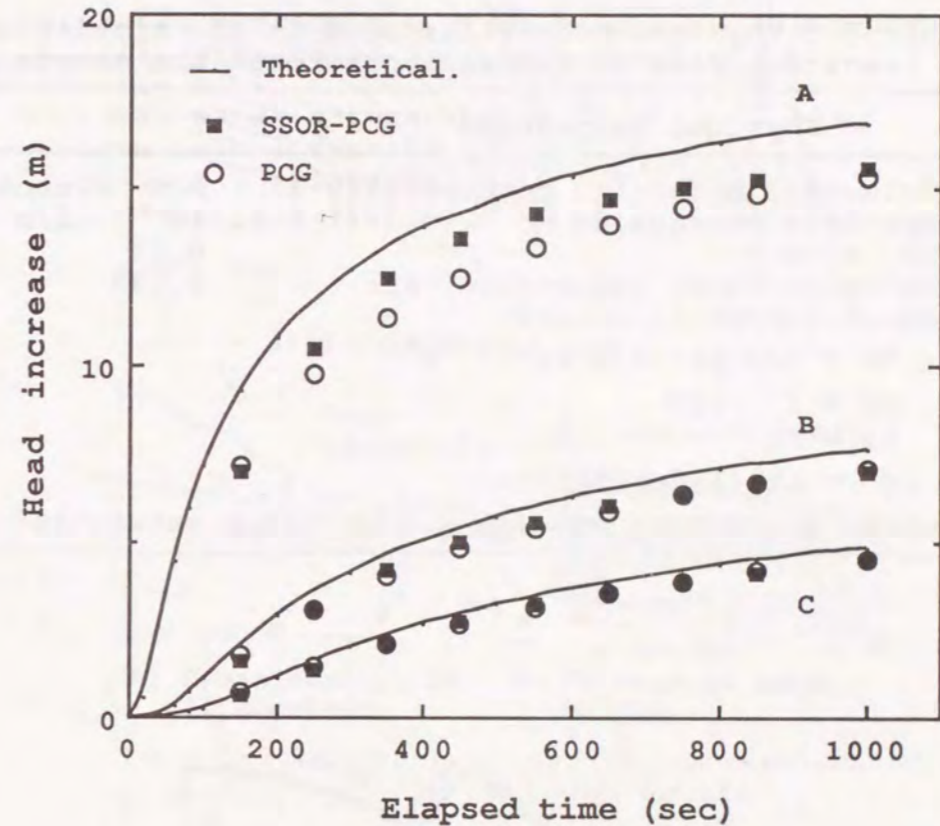
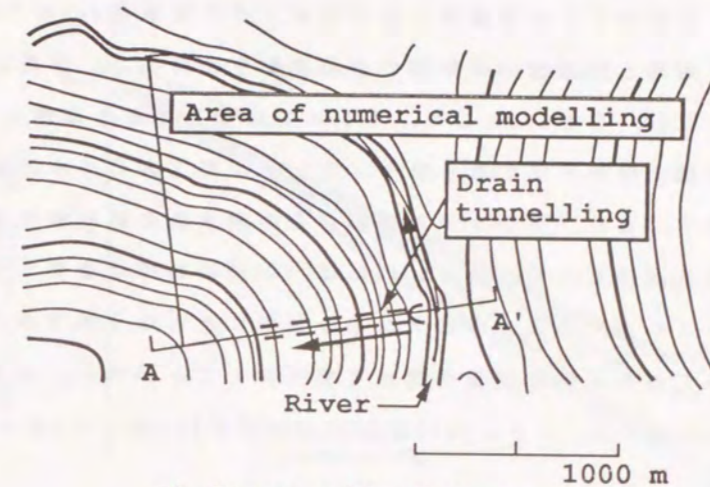


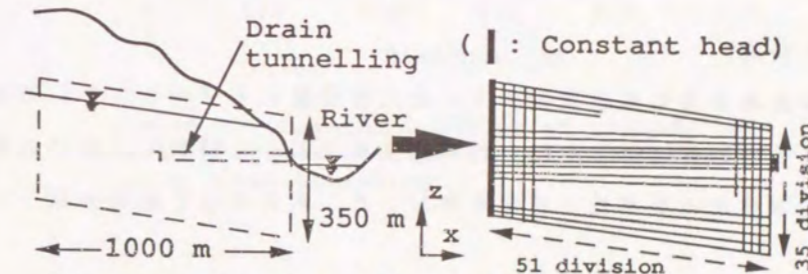
Fig.-5.15 Time history of head increase during water injection test in an anisotropic porous media; A=(10, 0, -950)m, B=(7.1, 7.1, -950)m, C=(0, 10, -950)m

Table-5.5 Physical properties used in the simulation of transient flow in tunnelling through the mountain

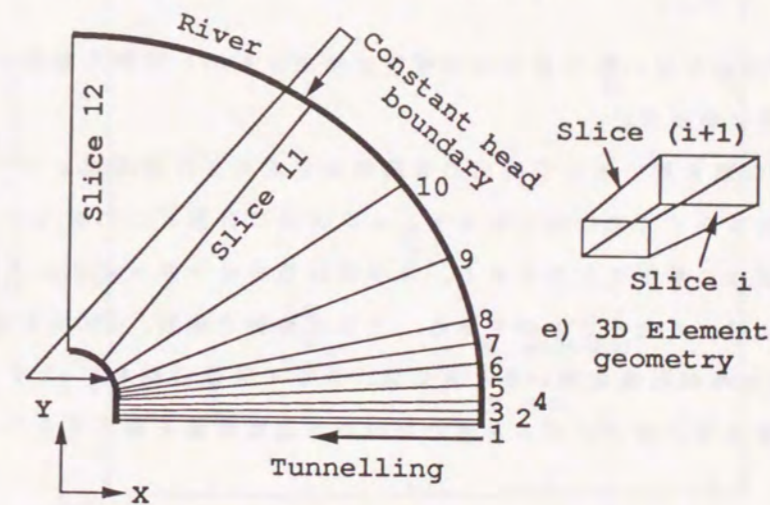
Physical properties	
Saturated hydraulic conductivity, k	2.6 m/month
Specific storage, S_s	10^{-7} 1/m
Porosity, n	0.11
Residual water saturation, S_{rr}	0.333
Constitutive relations:	
$S_e = (S_r - S_{rr}) / (1 - S_{rr}), \quad \phi < 0$	
$S_e = 1, \quad \phi \geq 0$	
$k_r = S_e$	
$\phi = -100(1 - S_r) / (1 - S_{rr})$	
where ϕ ; Pressure head(m) and S_r ; Water saturation	



a) Topographical map



b) Cross-section AA' of mountain d) FE mesh of each slices



c) Horizontal arrangement of each slices;
Node: 21, 420 (51x35x12), Elem: 18, 700 (50x34x11)

Fig.-5.16 Schematic diagram of a tunnel model

の負圧水頭とした条件下で定常解析により求め、その後直径10mのトンネルを月に120mの割合で掘進した場合の半年間の水位変動を予測する。解析に用いる ϵ_p を0.5m、 ϵ_s を0.1m、 Ω を1.2とした。トンネルは裸孔のまま掘削されるものとして、掘削面を浸出境界として取り扱う。トンネル直上の自由水面の経時変化を図-5.17に示す。また、トンネル掘削面からの湧水量の経時変化を図-5.17に示す。煩雑さを避けるため、図-5.17にはPCG法の結果は省略したが、本方法とよく一致していた。このようにトンネル掘削にともなう地下水の低下および湧水量について三次元的な定量予測が可能であることが判る。計算に要したCPU時間(HP Apollo 9000 モデル720)はSSOR-PCG法で334分、PCG法で408分であった。

5.6 本章の結論

飽和・不飽和を含む多孔質媒体の三次元浸透解析モデルとしてSSOR法とPCG法を組み合わせたSSOR-PCG法を用いた有限要素モデルを開発し、五つの例題の解析を通じて本手法の妥当性と性能を検討した。本章で得た結論を以下にまとめる。

- 1) 三次元浸透解析モデルにSSOR-PCG法を用いた多重反復によるFEM解析の手順を示した。
- 2) SSOR-PCG法を用いた三次元浸透解析は従来のものと同様の精度で解が求められることが分かった。
- 3) SSOR-PCG法を用いると三次元の有限要素定式化された透水マトリックスを独立な複数のスライス面に関するマトリックス式に分割し、二次元の各マトリックス式を独立に解くことができる。本手法は透水マトリックスのための記憶容量を大幅に減少させることができる。三次元解析に直接、PCG法を用いた場合の1/3に、また外部記憶を用いるときには、スライス面の数をNsとすると、2/(3Ns)まで特別なアルゴリズムを用いなくて主記憶容量を縮小することが可能である。
- 4) また、節点数が2万点を超える比較的大きな問題では、本解析法はPCG法に比べ、主記憶容量だけでなく、CPU時間を削減できることが判った。

本解析手法では、三次元FEMモデルを多数のスライス面に分割し、各スライス

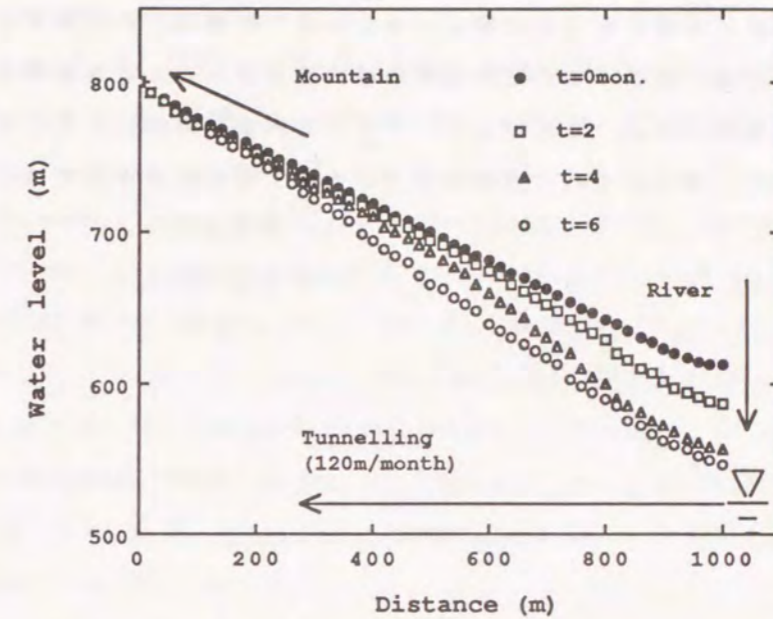


Fig.-5.17 Computed profiles of groundwater level on cross-section AA' of mountain along drain tunneling

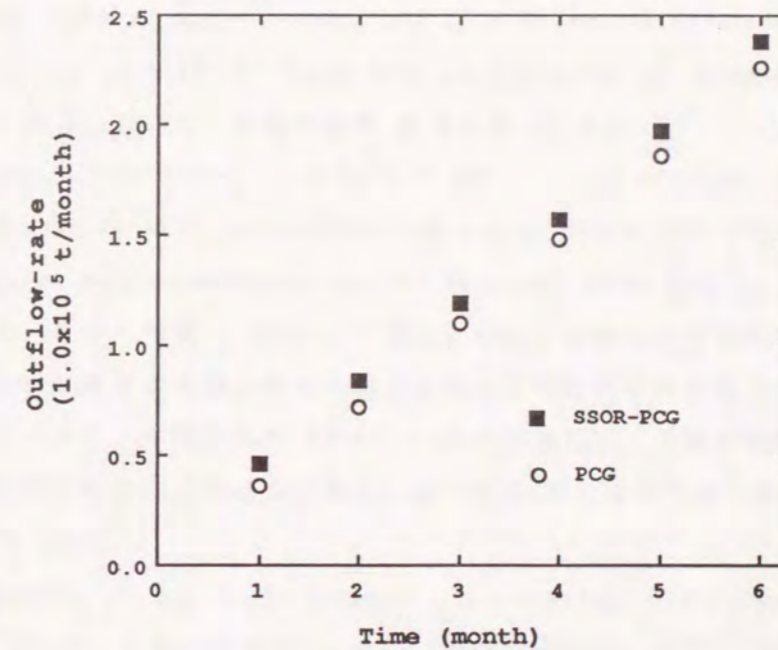


Fig.-5.18 Computed outflow-rate from tunnel surface

面に関する浸透の方程式を独立に解くため、内部での解法に並列演算処理の適用がきわめて容易になる。この並列演算処理方法を用いると演算時間は大幅に小さくなる可能性がある。したがって、今後、並列演算処理に本章で開発した方法を応用し、一般化していく方向に研究が進展するものと考えている。

参 考 文 献

- 1) Freeze, R. A. (1971) : Three-dimensional, transient, saturated-unsaturated flow in a groundwater basin, *Water Resour. Res.*, Vol.7, No.2, pp.347-366.
- 2) Narasimhan, T. N., and P. A. Witherspoon (1976) : An integrated finite difference method for analyzing fluid flow in porous media, *Water Resour. Res.*, Vol.12, No.2, pp.57-64.
- 3) Segol, G. (1977) : A three-dimensional Galerkin-finite element model for the analysis of contaminant transport in saturated-unsaturated porous media, in *Finite Elements in Water Resources*, edited by W. G. Gray, G.F. Pinder, and C. A. Brebbia, pp.2.123-2.144, Pentech, London.
- 4) Frind, E. O., and M. J. Verge (1978) : Three-dimensional modeling of groundwater flow systems, *Water Resour. Res.*, Vol.14, No.5, pp.844-856.
- 5) Akai, k., Y. Ohnishi, and M. Nishigaki (1979) : Finite element analysis of three-dimensional flow in saturated-unsaturated soil, 3rd Int'l Conf. on Numerical Methods in Geomech., Aachen.
- 6) 戸川隼人 (1977) : 共役勾配法, 教育出版, pp.5-41.
- 7) Hill, M.C. (1990) : Solving groundwater flow problems by conjugate-gradient methods and the strongly implicit procedure, *Water Resources Res.*, Vol.26, No.9, pp.1961-1969.
- 8) 西垣・白石・河野 (1987) : 有限要素法による飽和-不飽和領域内の三次元浸透解析の改良, 第22回土質工学研究発表会論文集, pp.1581-1582.
- 9) 西垣・白石・猪瀬・河村 (1990) : 地下鉄建設による多層地盤での複数地下水水位変動の3次元浸透解析による予測, *地下水学会誌*, 第32巻, pp.231-240.
- 10) Huyakorn, P. S., E. P. Springer, V. Guvanasen and T. D. Wadsworth (1986) : A three dimensional finite-element model for simulating water flow in variably saturated porous media, *Water Resour.*

Res., Vol.22, No.13, pp.1790-1808.

- 11) Yeh, G.T. (1988) : A subregion block iteration to 3-D finite element modeling of subsurface flow, Proceedings of the VII International Conf., MIT, USA, June, pp.133-138.
- 12) 大西有三・西垣 誠・西野賢治 (1990) : 地盤浸透の新しい準三次元解析手法に関する基礎的研究, 土木学会論文集, 第424号/Ⅲ-14, pp.85-96.
- 13) Hsieh, P. A. and S. P. Neuman (1985) : Field determination of the three-dimensional hydraulic conductivity tensor of anisotropic media, 1 Theory, Water Resour. Res., Vol.21, No.11, pp.1655-1665.
- 14) 中屋眞司・西垣 誠・河野伊一郎 (1992) : 亀裂情報を利用したクロスホール法による岩盤の三次元透水パラメータの測定法, 第24回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.41-45.
- 15) 中屋眞司・西垣 誠・河野伊一郎 (1992) : 亀裂方位情報を利用したクロスホール試験による岩盤の三次元透水パラメータの測定法, 地下水学会誌, 第34巻, 第2号, pp.81-98.

第6章 結 論

本研究は、一見複雑な亀裂性岩盤の透水性を定量的に評価する単純な原理と方法論を示すことが主目的で、岩盤内の地下水浸透に関する土木工学的、地質工学的諸問題を解明するための基礎的な研究と位置づけることができる。岩盤内の地下水は大小の亀裂を主な透水経路として流れているのであるから、どうすれば亀裂という地質量を関数とした、岩盤全体の透水性を定量的に評価できるかが本論文の主眼である。それはまた、どのような水理学的モデル化が岩盤浸透流を解析するためには適しているかという問題と深く関わっている。

本論文ではこういった目的のために、亀裂性岩盤をそれと水理学的に等価な異方性をもつ多孔質媒体に置換して、その透水性を評価するという考え方を一貫して行なってきた。このように岩盤を多孔質媒体として取り扱う考え方は決して新しいものではない。しかし従来は、岩盤浸透流の数値解析モデルの研究が先行しており、解析モデルに用いる透水パラメータの評価に関する研究は少なく不十分であったため、岩盤浸透流の解析も定性的な評価に留まっていた。

本論文では、全体を5章に分けて述べた。以下に各章の内容と得られた成果についてまとめる。

まず第1章は、本研究の序論で、岩盤内の浸透現象を特徴づけている亀裂について述べ、亀裂が地下水の透水経路となっているために、岩盤浸透が亀裂の地質学的諸量に影響されることを述べた。そして、従来の岩盤のモデル化の考え方を示した。また、本研究の背景となる土木工学上の諸問題について触れ、岩盤浸透に関する問題点を示した。これらを踏まえて、本研究の目的と方向を論じた。それは、1) 亀裂性岩盤の三次元場の水理学的異方性を評価するための方法論を展開し、新たな原位置透水試験法を提案すること、2) 評価した水理定数を用いて、岩盤の異方的な浸透現象を捉える合理的な三次元浸透解析手法を提案すること、である。このような目的を達成するよう以下の章で研究を進めた。

第2章では、従来の方法を用いて地質量から透水係数テンソルを評価するため、実際の露頭から亀裂をサンプリングして水理学的、地質統計学的手法を用いて透水係数テンソルの推定を試みた。また、地質量から推定した透水テンソ

ルと一般に実施されている岩盤透水試験（ルジオン試験）で得られた透水係数と比較した。まず、サンプリングした亀裂をステレオ投影してその方位データについて調べると、亀裂はランダムな方向を示すのではなく、ある特定の2〜3方向のグループに分かれることが分かった。このことは透水主軸方向を求めるときに重要な決め手になる。その結果、亀裂情報の内、亀裂方位は比較的精度良く測定できるのに対し、亀裂の開口幅と長さについては実際上測定できないことが分かった。特に、水理学的、地質統計学的手法を用いて透水係数テンソルを推定する場合、亀裂を一定の水理学的開口幅 t を持つ円盤と仮定してモデルするため、 t を実測することは実際上不可能となることが分かった。そのため、地質量から推定した透水係数テンソルとルジオン試験で得られた透水係数は一致しなかった。この相違は、地質量からの推定精度の問題だけでなく、ルジオン試験では異方性を考慮した岩盤の透水性を評価できないことを指摘することができた。しかし、地質量の内、亀裂方位と分布密度の情報から岩盤の透水主軸方向が求め得ることを示した。したがって、岩盤の透水性の測定に関して、地質量からの間接的な推定、原位置岩盤透水試験からの直接的な測定の両者に問題点があることを具体例をもって示すことができた。

そこで第3章、4章では第2章の問題点を考察し、岩盤の水理定数の測定法について研究した成果を論述した。亀裂性岩盤をそれと水理学的に等価な異方性をもつ多孔質媒体に置換して、その水理定数を決定することを研究の方針とした。すなわち、透水係数がつくる透水楕円体の主軸方向を地質量から求め、透水楕円体の大きさを原位置岩盤透水試験から決定する。

まず第3章では、透水主軸方向の既に分かっている岩盤について、岩盤内の単一のボーリング孔を用いた3種類のシングルホール透水試験を提案し、3種の定常注水量から3つの主透水係数を決定する半理論式を導いた。透水主軸方向は、ボーリング孔や近傍の露頭から亀裂をサンプリングすると、亀裂の方位と分布密度という地質量から推定できる。3種類のシングルホール透水試験法は、ルイ・メナール法、水平回転パッカー法、鉛直パッカー法で、主透水係数間の隔たりが10倍程度ならば異方性を検出し得ることを示した。

次に第4章では、ボーリング孔や近傍の露頭から亀裂をサンプリングし、水理学的、地質統計学的手法を用いて透水係数テンソルを求める方法では、水理

学的亀裂開口幅の測定が実際上不可能なことから、2本のボーリング孔を用いたクロスホール透水試験から得られる水頭の経時変化記録を用いて、水理学的等価亀裂開口幅と比貯留係数を非線形最小二乗法を用いて逆解析し、岩盤の透水係数テンソルと比貯留係数を求める方法について論述した。このような方法を用いると、三次元場の透水パラメータを直接、逆解析する場合、透水係数テンソルの6成分と比貯留係数の合計7個のパラメータについて最適解を探索しなければならないのに対し、探索パラメータの数を3〜4に減少することができた。また、本手法では二本の試験用のボーリング孔とボーリング孔内の3ヶ所の観測区間から透水パラメータを十分測定できることが分かった。すなわち、サンプリングした亀裂の方位と分布密度データ、および二本のボーリング孔で実施したクロスホール透水試験から得られる水頭の経時変化記録データだけから、岩盤の三次元の水理定数を決定し得ることが分かった。

第3章、4章で得られた研究成果から、亀裂性岩盤と水理学的に等価な異方性多孔質媒体の透水係数テンソルと比貯留係数が測定できることが明らかになった。このことは、岩盤内の浸透現象を予測する上できわめて重要な成果を得たと考えられる。

第5章では、飽和・不飽和領域を含む3次元非定常浸透の数値解析法について論じた。これは、岩盤浸透流に関する一連の解析方法の最終ステップと位置づけられる。第3章、4章の研究から、岩盤を異方性等価多孔質媒体に置き換えて評価する数理モデルに対して、その水理定数の測定が可能になったため、等価多孔質媒体モデルの浸透現象を3次元場で予測、解析し得る合理的な有限要素法モデルの研究を進めた。その結果、3次元領域をいくつかの2次元平面にスライスし、各スライス面についての浸透の支配方程式を前処理付き共役勾配法を用いて解く3次元多重反復解法モデルを提案することができた。この方法は、他の3次元解析法に比べて計算機容量と計算速度の点で優れていることが分かった。このような解析法は、統計処理からはずれるような数の少ない長大な亀裂もモデル化することができる汎用な方法ということができる。

以上に述べた本研究の成果は、亀裂性岩盤の特性を水工学的、地質学的に考察した結果得られたもので、次のように要約することができる。

1) 従来の岩盤数理モデルが実際のフィールドにおいて、その水理定数を十分測

定できなかったのに対し、本研究では岩盤数値モデルとして等価多孔質媒体モデルを提案し、その3次元異方性を含む水理定数の実用的な測定方法を示すことができた。

2) 亀裂性岩盤を異方性を持つ3次元の等価多孔質媒体モデルとみなして、水理定数の測定、評価からそれを用いた岩盤浸透流の3次元予測解析までの一連の解析方法を確立することができた。

しかし、岩盤水理特性や岩盤浸透流に関しては、まだ多くの問題が残されていることも事実である。たとえば、断層など長大な亀裂に関する透水性の評価の問題、亀裂性岩盤の不飽和浸透特性の問題、高い水圧の作用する岩盤内での浸透と亀裂部の滑動やパイピングの問題、数百から数kmの深度における岩盤の水理境界条件の設定の問題など、本研究では言及できなかった重要な問題ばかりである。今後、このような点に関して研究が進められるものと考えられる。

謝 辞

本研究をまとめるにあたり、岡山大学大学院自然科学研究科博士課程に在籍した期間、河野伊一郎教授には終始一貫して懇切な御指導を賜った。また、岡山大学工学部西垣 誠助教授には、研究の方向性と内容の全般に関し、有益な示唆と助言をいただき、何度も長時間にわたり議論していただいた。顧みると、CRC総合研究所入社以来今日まで、先生との数々の共同研究を通して、様々な地下水現象に対する独創性に富んだアプローチ法を学び、工学的センスを養っていただいた。そして、岩盤の異方的な浸透現象の評価・測定法に注目した研究領域に足を踏み入れる機会を与えていただいた。

㈱CRC総合研究所の田中 豊部長には、入社以来、絶え間ない激励をいただいた。そして、筆者を新たな研究分野へ導き、岡山大学において本研究を遂行する機会を与えていただいた。

岡山大学工学部竹下祐二博士には、実験に関する様々な便宜をはかっていただき、また不飽和土を含む多孔質媒体の浸透特性の評価に関して貴重な御意見をいただいた。さらに、上記の先生方をはじめとする岡山大学工学部の地下水

研究グループの方々には興味深い討論と種々の厚遇を受けた。

筆者が大阪市立大学理学部前期博士課程の大学院生であった頃、大阪市立大学理学部中川康一助教授のもとで、地球物理学的なものの方の見方、考え方を学んだ。また今日の研究を志す基礎をつくっていただき、その後の進むべき道を示唆していただいた。

大阪市立大学理学部鶴巻道二教授（現、日本地下水理化学研究所）には、地下水の水質と循環について有益な助言をいただいたばかりか、同大学時代とCRC総合研究所入社以来今日まで地下水調査や解析の共同作業を通じて調査・評価方法と広い視野に立った研究姿勢を学んだ。

京都大学工学部大西有三助教授には、CRC総合研究所入社以来、地下水浸透や応力・浸透の連成問題の数値解析、逆解析の共同研究を通して数値解析に関する斬新な考え方を学んだ。また、折りにふれて有益な助言をいただき、終始温かく見守っていただいた。

岡山大学工学部森 忠次教授、名合宏之教授には、論文構成上有益な御教示をいただいた。

岡山大学農学部藤井弘章教授、同島田 清助教授、同西村伸一助手には、農学部、工学部合同勉強会において本研究に対する貴重なご意見をいただいた。

㈱ニュージェックの平山鉄浩氏には、原位置調査と測定の実状の問題点に対する貴重なご意見をいただいた。

㈱CRC総合研究所、豊田徳治郎専務取締役、ならびに高田晋作西日本支社長には、研究活動を支援していただいたばかりか、いつも温かく見守っていただいた。

さらに、㈱CRC総合研究所西日本支社山本隆夫部長、増田 逸課長には、電算機の利用と研究活動に関し、特に御配慮いただいた。同西日本支社科学技術部の今井紀和君をはじめ、同僚の方々には何かと御協力いただいた。以上の方々に深く感謝の意を表します。

最後に、本研究を陰で応援し、助けてくれた妻晴恵に心より感謝します。

