

Fig. 3-72 Continued.
 (b) 13m.y. after the initial deposition.

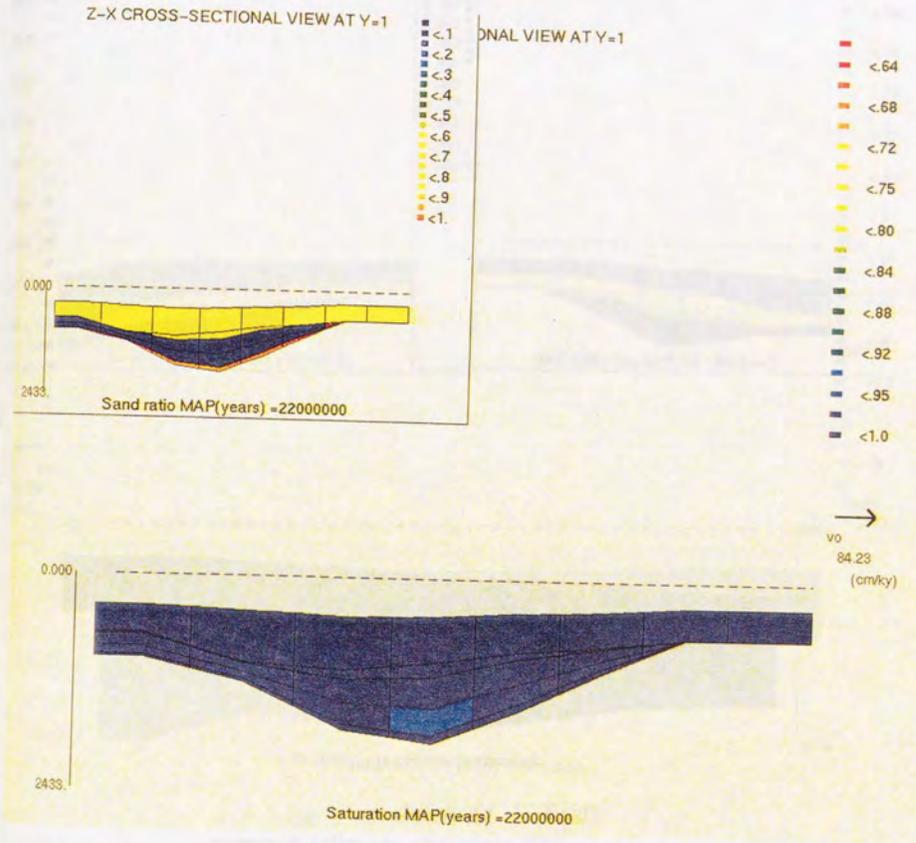


Fig. 3-72 Continued.
 (c) 22m.y. after the initial deposition.

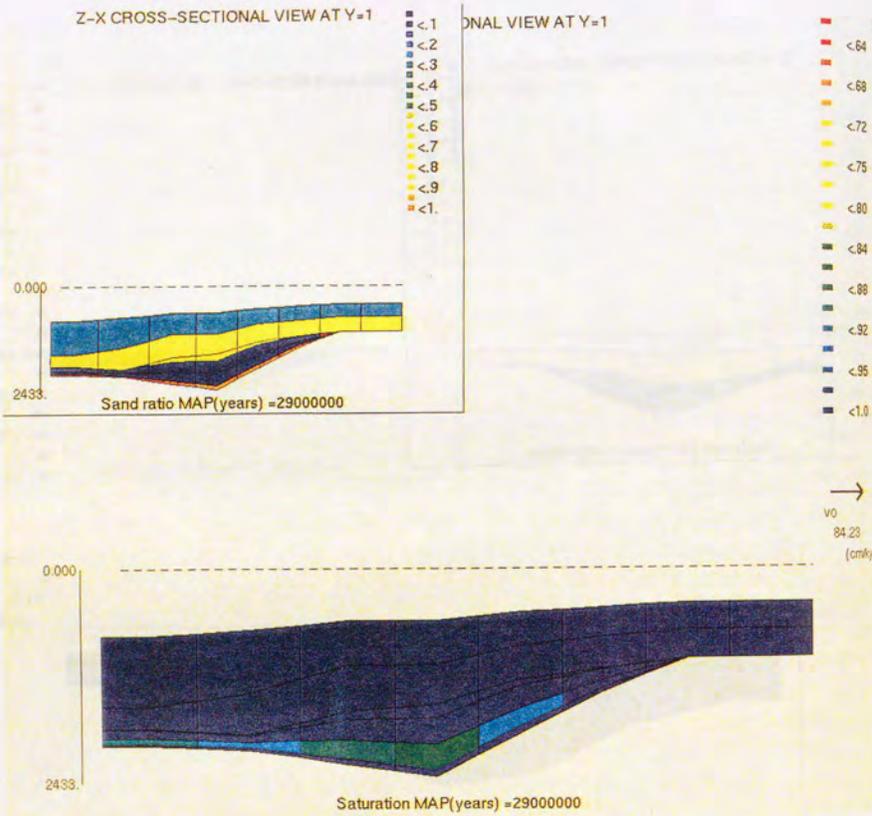


Fig. 3-72 Continued.
(d) 29m.y. after the initial deposition.

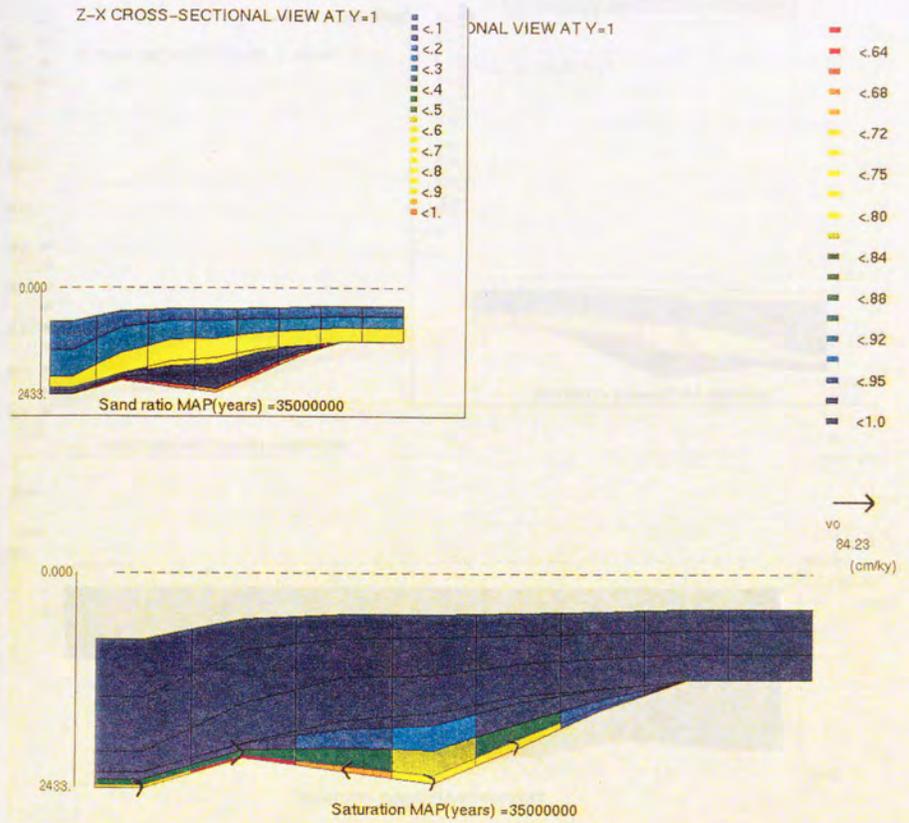


Fig. 3-72 Continued.
(e) 35m.y. after the initial deposition.

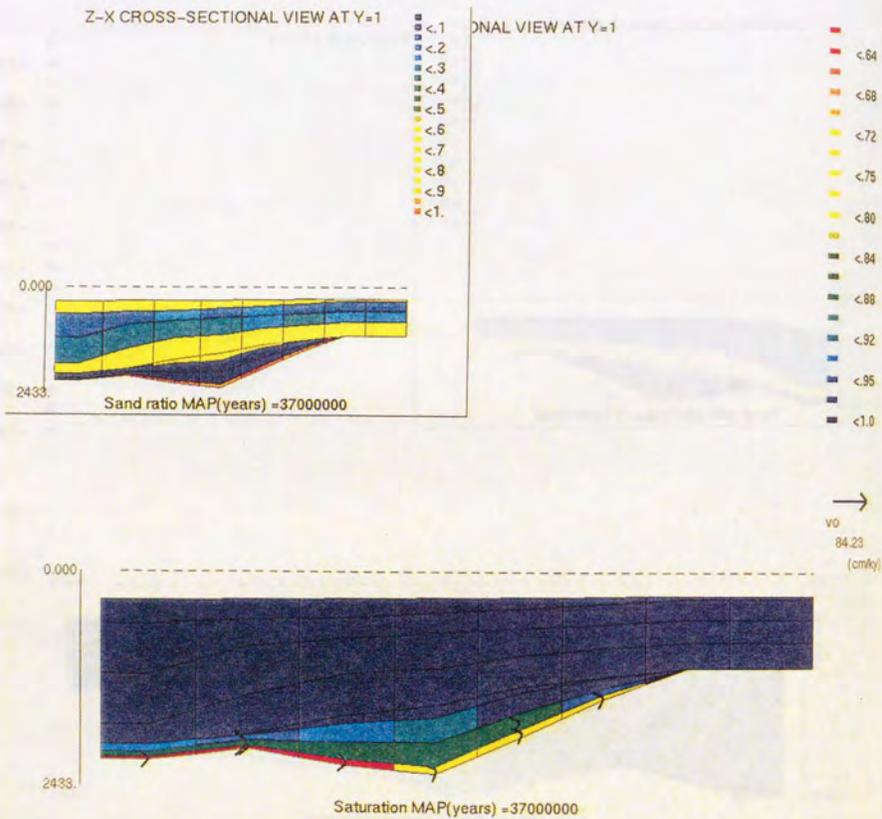


Fig. 3-72 Continued.
(f) 37m.y. after the initial deposition.

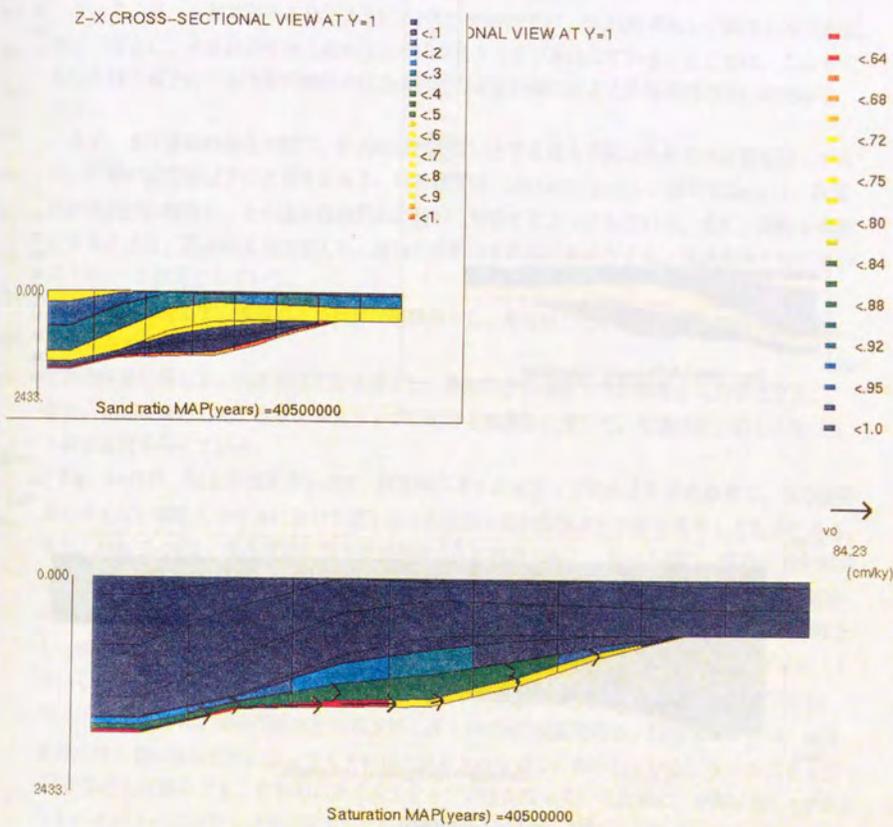


Fig. 3-72 Continued.
(g) 40.5m.y. after the initial deposition.

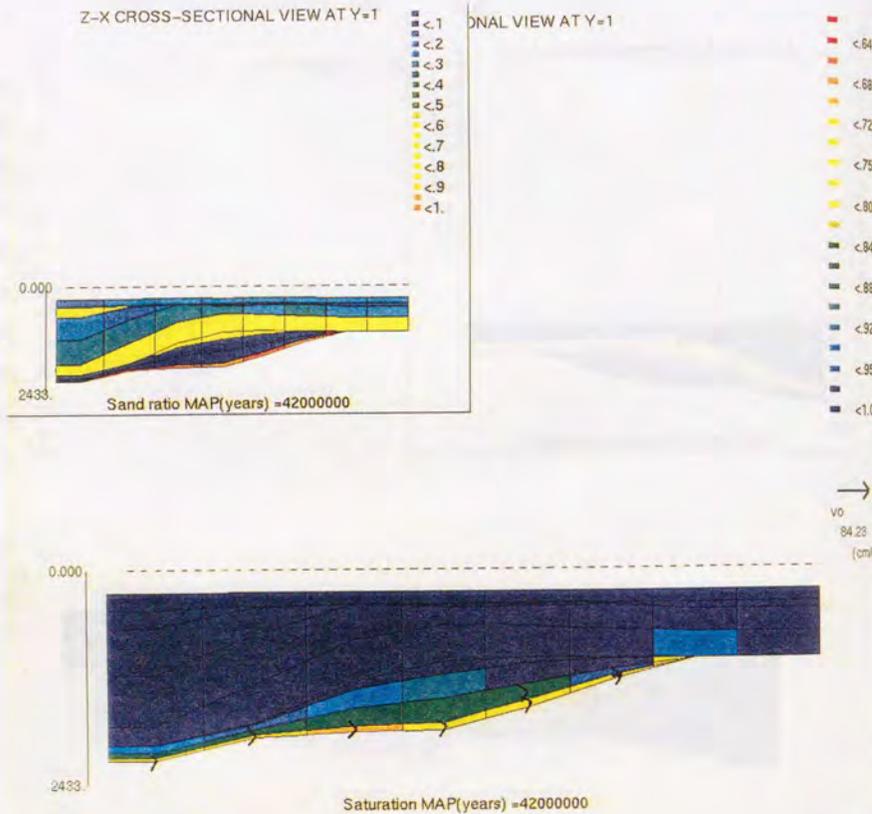


Fig. 3-72 Continued.
(h) 42m.y. after the initial deposition.

水圧破砕現象の流体流動に与える重要性を議論する。

3. 7. 4. 2 一次元モデルによる数値モデルの比較検討

3. 3. 6. 2節で説明されたように、BASIN3D2Pでは、(3.114)式もしくは(3.116)式が成り立つ場合に、水圧破砕に伴う割れ目が形成されるとモデル化している。ここでは、このモデル化を行う場合に、水圧破砕現象の圧力依存性の有無の違いによる計算挙動の違いの比較を行う。

まず、水圧破砕の発生初期に、圧力依存性がないとする最も単純な条件での計算を行ってみた。計算の設定は以下のとおりである。堆積速度は、1000m/m.y.とし、最初の2m.y.は、泥質岩が連続的に堆積し、その後中粒砂岩が連続的に堆積するようにしている。また、問題を単純にするために、石油の生成は考えず、流体の流動は単相流であるとする。境界条件としては、以下の2つの設定としている。

- 1) 流体流動に関して、基盤岩との境界は閉境界とし、海底面では、定圧境界を表現するために、ダミーセルを設ける。
 - 2) 熱の移動に関して、海底面は定温境界とし、基盤岩との境界での熱流量を入力値とする。
- また、初期条件として、各タイムステップにおける堆積物に関して、堆積深度に応じた静水圧・海水温度を与えている。

Fig. 3-73は、以上の設定のもとに、計算時のタイムステップの長さを変化させて、圧力依存性を考えない場合のモデルにおける最下層の泥質岩の過剰間隙水圧の変化を示したものである。また、Fig. 3-74は、水圧破砕に伴う過剰間隙水圧の解消が起こっている時の、詳細な過剰間隙水圧の変化を示した図である。これらの図から明らかなように、圧力依存性を考慮しない場合には、計算結果は非常に大きなタイムステップ依存性を示す。即ち、タイムステップを 10^6 年とした場合には、過剰間隙水圧は0になるまで間隙水の排出が起こるが、タイムステップを短くしていくにつれて、解消する過剰間隙水圧の大きさは小さくなっていく。タイムステップを 10^4 年とした場合には、過剰間隙水圧の減少は、高々100気圧程度であり、間隙水の排出は、水圧破砕に伴う割れ目の形成によってもそれほど促進されないことを示している。タイムステップを 10^6 年とした場合でも、自動的にタイムステップが短くなっていくために、実際には、 10^6 年よりも小さいタイムステップで計算をしているわけではあるが、実際の自然現象ではそれほど長い間に亘って水圧破砕に伴う割れ目が開き続けているとは考えにくく、もし、圧力依存性がないのであれば、一度開いた割れ目はすぐに閉じてしまうことが予想される。このことから、実際の現象に近いのは、タイムステップを非常に短くとした場合であり、実際には、最下層の過剰間隙水圧はそれほど解消されていないと考えられる。いずれにせよ、これほど大きなタイムステップ依存性をもつモデルは、計算の性格上大きなタイムステップをとることが必要な堆積盆シミュレーションには適していないと結論付けられる。

次に、3. 3. 6. 2節で説明された圧力依存性を考慮したモデルによる上記と同様な設定

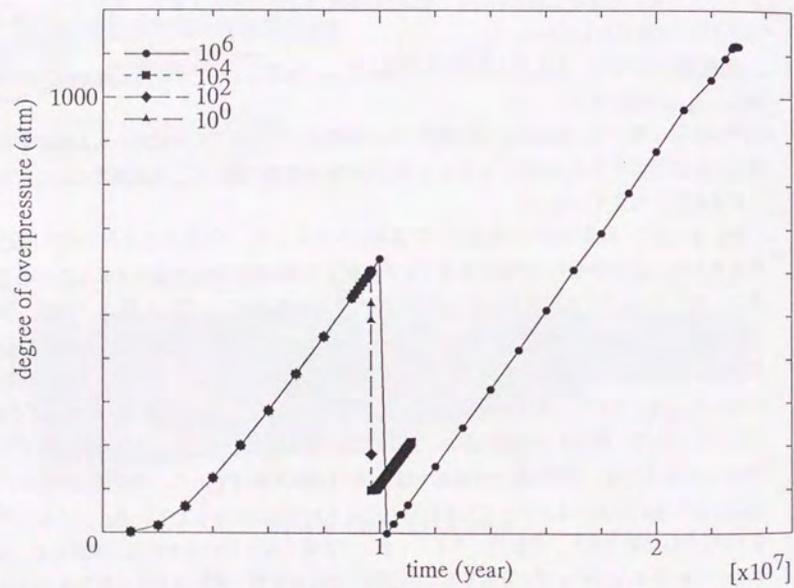


Fig. 3-73 Comparison of calculated degree of overpressure with changing time step lengths. Fracturing model without considering pressure dependency is chosen in this calculation.

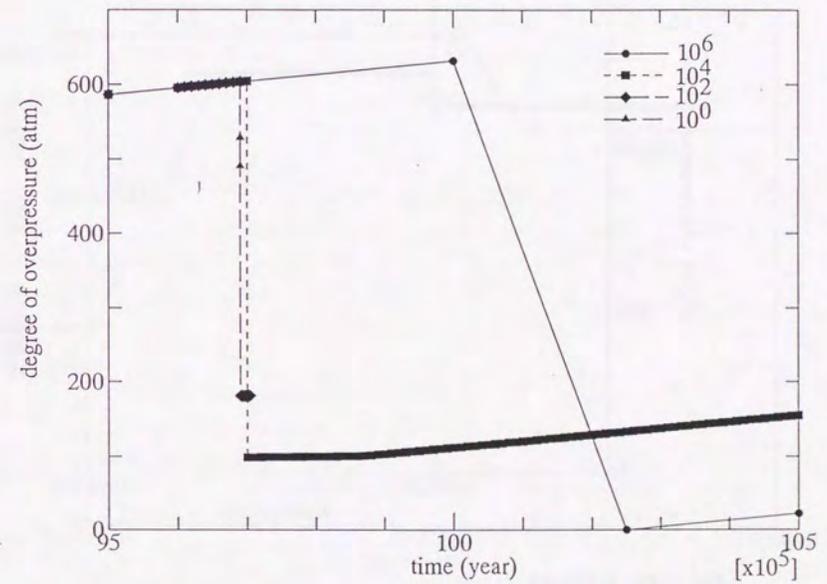


Fig. 3-74 Details of the difference of calculated degree of overpressure with changing time step lengths. Fracturing model without considering pressure dependency is chosen in this calculation.

(a) Comparison among time step lengths of 10^6 , 10^4 , 10^2 , and 1 year.

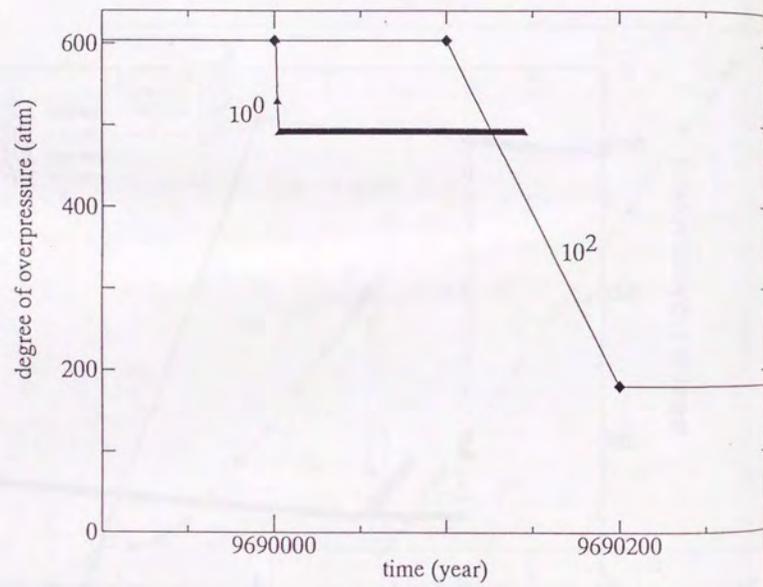


Fig. 3-74 Continued.

(b) Comparison between time step lengths of 100 years and that of 1 year.

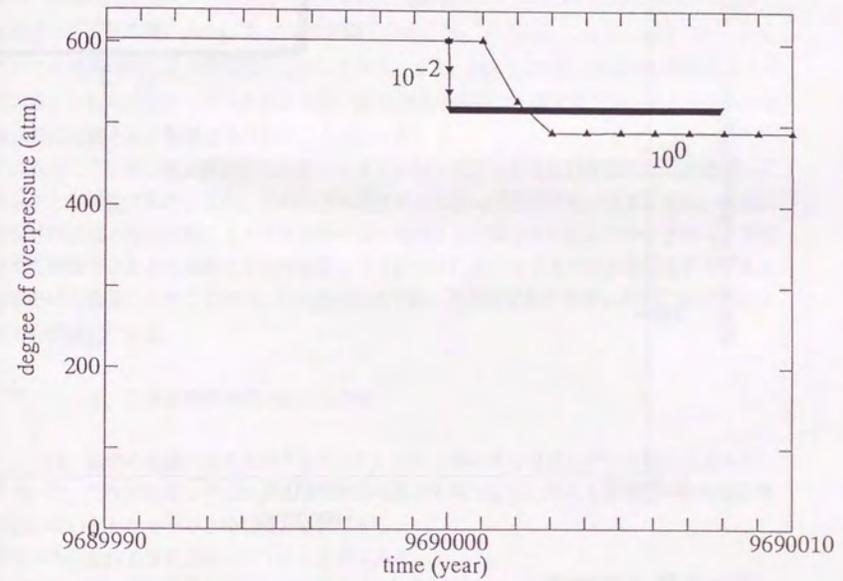


Fig. 3-74 Continued.

(c) Comparison between time step lengths of 1 year and that of 10^{-2} years.

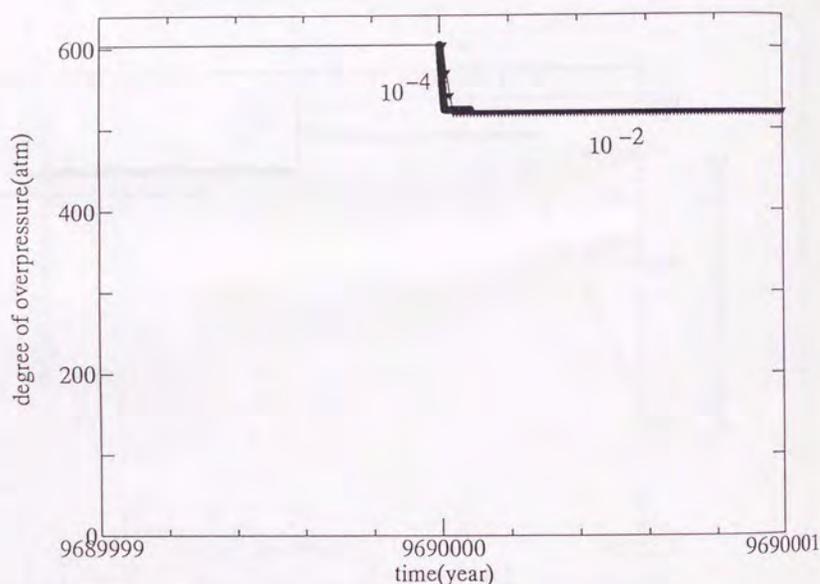


Fig. 3-74 Continued.

(d) Comparison between time step length of 10^{-2} years and that of 10^{-4} years.

での計算を行った。Fig. 3-75からわかるように、圧力依存性を考慮したモデルでは、タイムステップ依存性がほとんど見られない。また、タイムステップ依存性を示さないモデルでの計算から予想された、最下層での過剰間隙水圧の解消は水圧破碎に伴う割れ目によってはほとんど起こらないことも示されている。このことから、実際の現象を忠実に再現しているかどうかはともかく、3. 3. 6. 2節で説明された圧力依存性を考慮したモデルでは、想定される水圧破碎に伴う圧力挙動が比較的良好に表現されており、さらにタイムステップ依存性を示さないという利点がある。Fig. 3-76は、このモデルでの計算による最下層・下から二番目の泥質岩層・下から三番目の砂岩層の浸透率の変化を示している。浸透率の変化に関しては、タイムステップの切り方によって若干の違いが生じているが、これは、全体としての圧力挙動にはほとんど影響を与えない(Fig. 3-75)。このモデルでは、(3.117)式に見られるように浸透率の増加を表す定数を与えてやらねばならない。そこで、この定数の与え方によって過剰間隙水圧の解消過程が大きく変化するかどうかを検討する計算を行った。ここでは、定数の値を10、50、100の3つに設定し、各々のモデルでの計算を行い比較をした。これらの定数の与え方の違いによる浸透率の変化の違いはFig. 3-77に示されている。Fig. 3-78は、これらの設定での一次元モデルでの過剰間隙水圧の時間変化を示しており、また、Fig. 3-79は、浸透率の時間変化を示している。これらの図から明らかなように、(3.117)式の定数は、少なくとも一次元モデルでの計算結果にはほとんど影響を与えないことがわかる。

これらのことから、圧力依存性を考慮したモデルは、想定される圧力挙動を比較的良好に再現することが可能であり、また、このモデルはタイムステップ依存性を示さず、また、任意に与えなければならない定数による計算結果の違いもほとんど見られない。このことから、長期の現象を評価することを目的とする堆積シミュレータに用いるうえでは有効なモデルであると結論付けられる。このことから、BASIN3D2Pでは、圧力依存性を考慮した水圧破碎現象のモデルを採用している。

3. 7. 4. 3 二次元断面モデルによる計算

ここでは、前節の議論の結果採用することにした圧力依存性を考慮した水圧破碎現象モデルを用いて、二次元断面モデルによる水圧破碎現象の石油の排出に与える影響を、水圧破碎現象が起きないとしたモデルとの比較から評価する。

本ケースにおける境界条件は以下のとおりである。

- 1) 流体流動に関して基盤岩との境界は閉境界とし、海底面では、定圧境界(各タイムステップにおける海底面深度における圧力)を表現するために、ダミーセルを設ける。
- 2) 熱の移動に関して海底面は定温境界とし、基盤岩との境界での熱流量を入力値とする。
- 3) 側方境界は、流体流動・熱の移動に関して共に閉境界とする。

また、初期条件として、各タイムステップにおける堆積物に関して、堆積深度に応じた静水圧・海水温度を与え、水飽和率に関しては、初期ピッチメン量が0と考え、初期水飽和率を1、

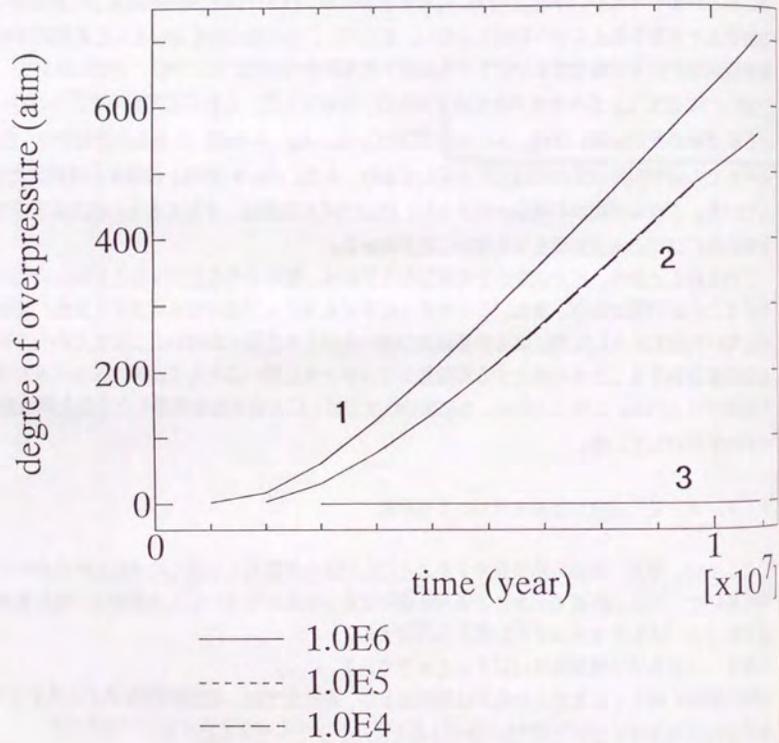


Fig. 3-75 Comparison of calculated degree of overpressure with changing time step lengths. Fracturing model with considering pressure dependency is chosen in this calculation. Time step lengths of 10^6 , 10^5 , and 10^4 years are compared. Numbers indicate the grid position from the basement.

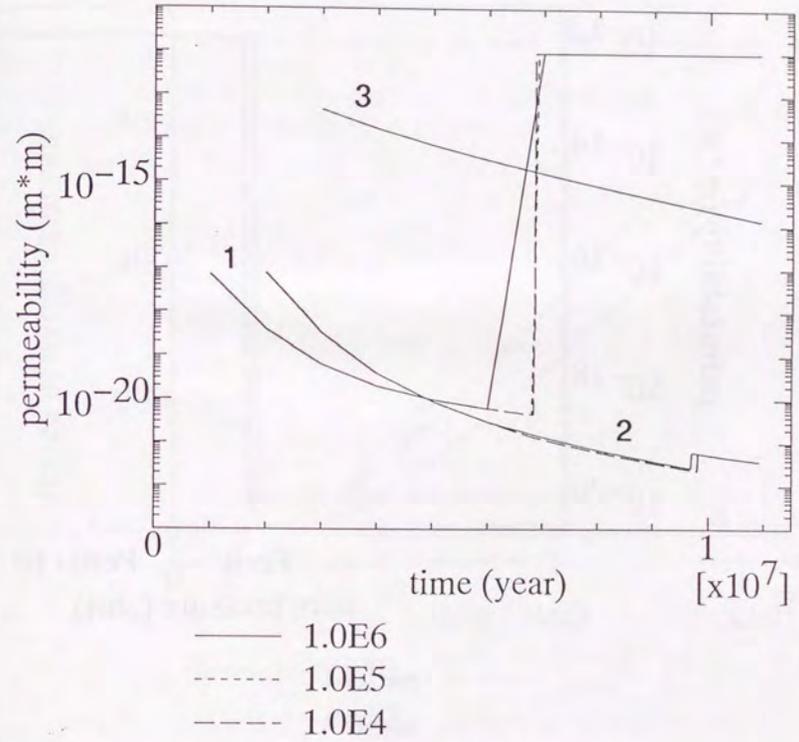


Fig. 3-76 Comparison of the changes of permeability with changing time step lengths. Fracturing model with considering pressure dependency is chosen in this calculation. Time step lengths of 10^6 , 10^5 , and 10^4 years are compared. Numbers indicate the grid position from the basement.

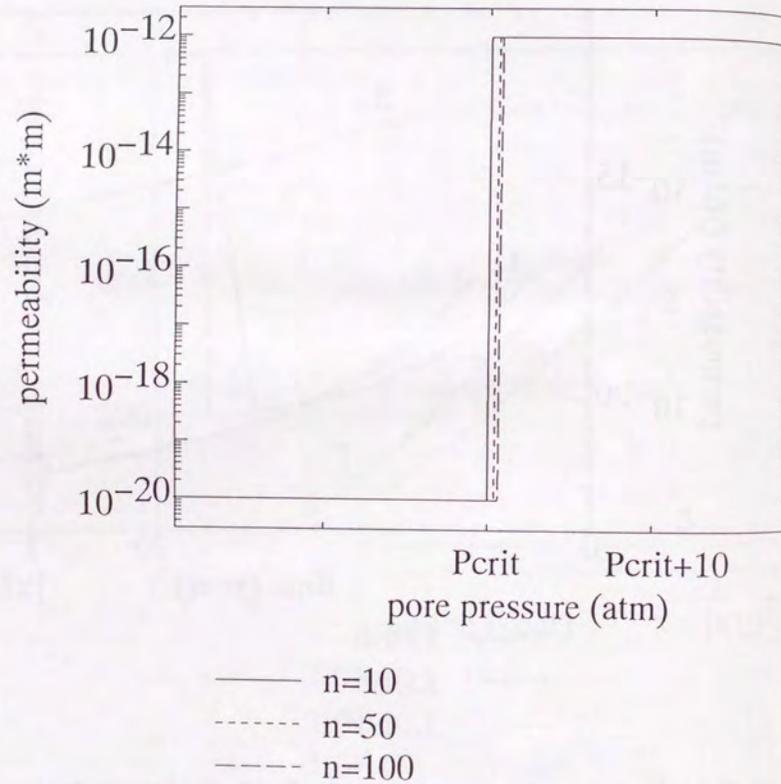


Fig. 3-77 Models of the change of permeability with the change of pore pressure. P_{crit} indicates critical pore pressure for the initiation of hydraulic fracturing and 'n' indicates the constant of the equation (3.117).

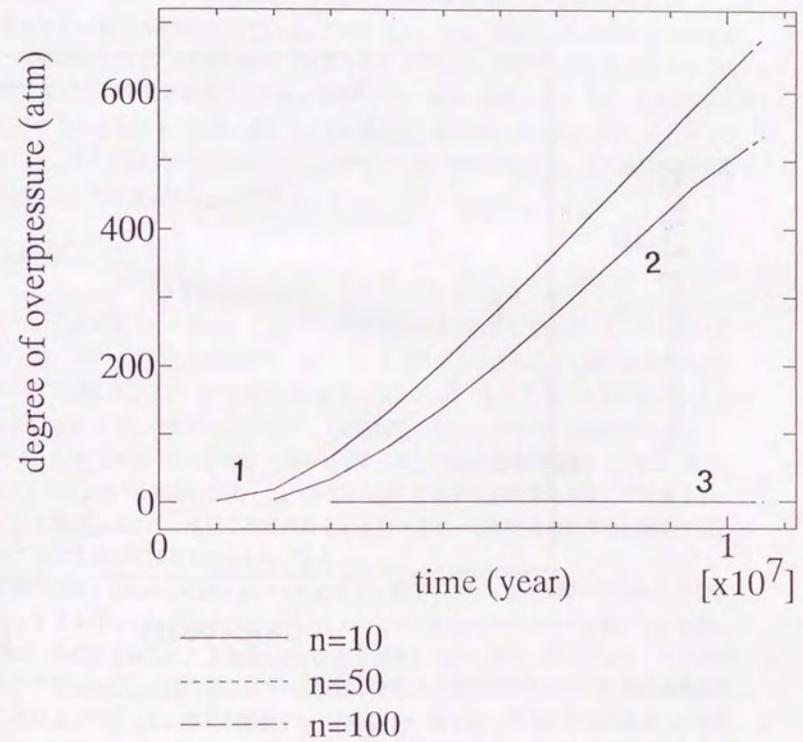


Fig. 3-78 Comparison of the calculated degree of overpressure with changing the constant 'n' of the equation (3.117). Numbers indicate the grid position from the basement.

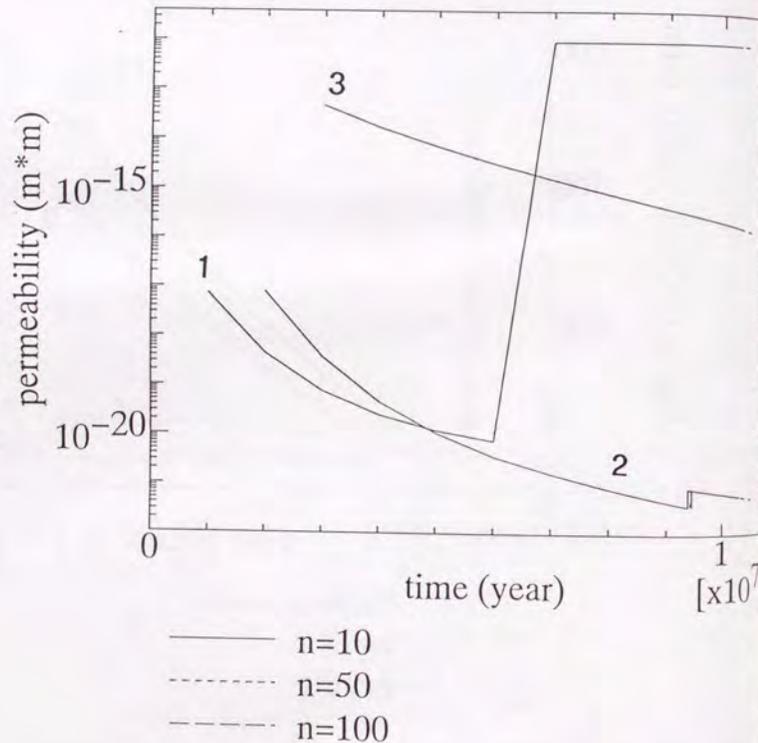


Fig. 3-79 Comparison of the changes of permeability with changing the constant 'n' of the equation (3.117). Numbers indicate the grid position from the basement.

としている。今回の計算で用いた入力値は、Table 3-19に示されている。

Fig. 3-80は、水圧破碎現象が起らないとした場合の計算結果であり、Fig. 3-81は、水圧破碎が発生するとした場合の計算結果である。Fig. 3-81で、格子にFのマークが入っているのは、その格子で水圧破碎に伴う割れ目の形成が起っていることを示している。これらの結果では、堆積開始後、12.35m.y.では、一つの格子のみで水圧破碎が起っているが、水飽和率分布には変化がないことが見て取れる。しかし、その後、堆積開始後13m.y.、13.65m.y.と時間が経つにつれて、最下層が水圧破碎が起る条件に達し、水圧破碎による浸透率の増加による効率的な石油のキャリア層への排出が起きるようになっていく。ところで、水圧破碎がおこらないように設定したモデルでの計算結果(Fig. 3-80)では、堆積開始後13.65m.y.になってやっと石油のキャリア層への排出が起きている。このように、石油の根源岩からの排出を考慮する場合に、水圧破碎現象は、それを加速する役割を果たしており、適切なモデル化が必要なことが今回の2つのケースの計算結果の比較から推測される。前節で議論したように、BASIN3D2Pで採用している水圧破碎モデルは、想定される流体流動を比較的適切に表現していると考えられる。従って、BASIN3D2Pの計算結果として得られる流体移動の結果は、比較的实际の現象をよく再現していると考えることができる。

3. 8 本章のまとめ

本章では、今回開発した堆積盆シミュレータBASIN3D2Pで採用しているシナリオを明らかにしたうえで、モデル化した各地質現象に関して、モデルにおける仮定と支配方程式の導出の詳細について記述した。また、BASIN3D2Pを用いた計算を行ううえで必要となる各パラメータについて、現在までに公表されているデータの広範なレビューを行い、物性の整理を行った。さらに、非線形連成問題の解法の詳細の記述と、長期地質現象を対象とするために用いたいくつかの手法についての説明を行った。このようにして開発された実堆積盆スケールを対象とした完全陰解法による三次元二相堆積盆シミュレータは、筆者の知るかぎりにおいては、世界ではじめて実用的に開発されたものである。

本章の後半では、BASIN3D2Pを用いて計算を行う場合に当たって入力値を作成する手法として、バックストリッピング法の詳細についてメキシコ湾の試掘井のデータを例として説明し、さらに、その結果得られた入力値を用いた計算結果について紹介した。さらに、三次元シミュレータの妥当性を、一様な走向を持つ三次元モデルと二次元断面モデルの計算結果の比較を行うことによって示した。本章の最後には、BASIN3D2Pを用いて一様な堆積過程のみではなく、大規模な侵食を含むような堆積盆発達過程や、水圧破碎現象のような準静的ではない現象を考慮したような堆積盆発達過程をも評価できることを示した。

BASIN3D2Pのような三次元モデルの必要性や、それを用いたパラメータセンシティブリティ、実堆積盆への適用例は、4章以降に示される。

Table 3-19 The input values for the two-dimensional model.

Number of time steps		21
Length of one time step		0.65(m.y.) [*]
Number of grid for X direction		8
Number of grid for Y direction		1
Width of grid for X direction		2000.0(m) ^{**}
Width of grid for Y direction		2000.0(m) ^{**}
Initial porosity for mudstone		0.6
Initial porosity for sandstone		0.4
Constant of Athy's equation		
	for mudstone	6.0E-4(1/m)
	for sandstone	3.0E-4(1/m)
Heat flow between basement and sediments		1.9(hfu) ^{***}
Grain size of sandstone		medium ^{****}
Total organic carbon in mudstone		
	for Z=1 & Z=3	5.0(wt%)
	for other grids	1.0(wt%)
Composition of organic matter in mudstone		
	type I kerogen	30.0(%) ^{*****}
	type II kerogen	50.0(%) ^{*****}
	type III kerogen	20.0(%) ^{*****}
Amount of heat generation in sediments		0 ^{*****}

^{*} Length of time step is set to be constant for all time steps.

^{**} Width of grids for X & Y directions is set to be constant for all grids.

^{***} Heat flow is assumed to be constant for all time steps.

^{****} Grain size of sandstone is set to be constant for all sandstone grids.

^{*****} Composition of organic matters in mudstone is assumed to be constant for all grids containing mudstone.

^{*****} Heat generation in sediments is not considered for all time steps.

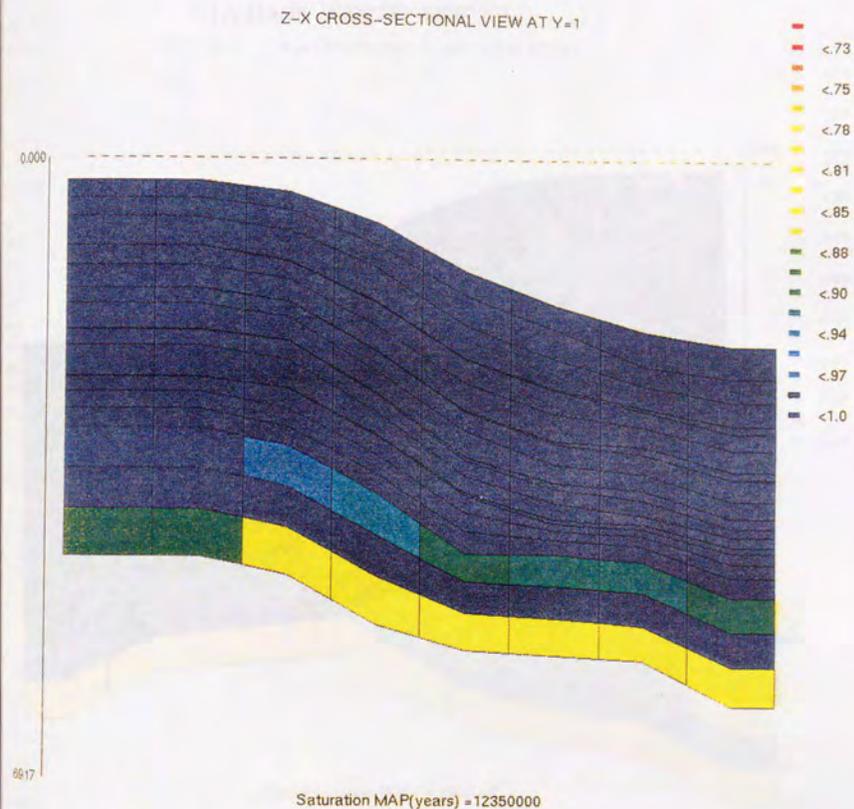


Fig. 3-80 Calculated water saturation distributions in the basin without considering hydraulic fracturing.

(a) 12.35m.y. after the initial deposition.

Z-X CROSS-SECTIONAL VIEW AT Y=1

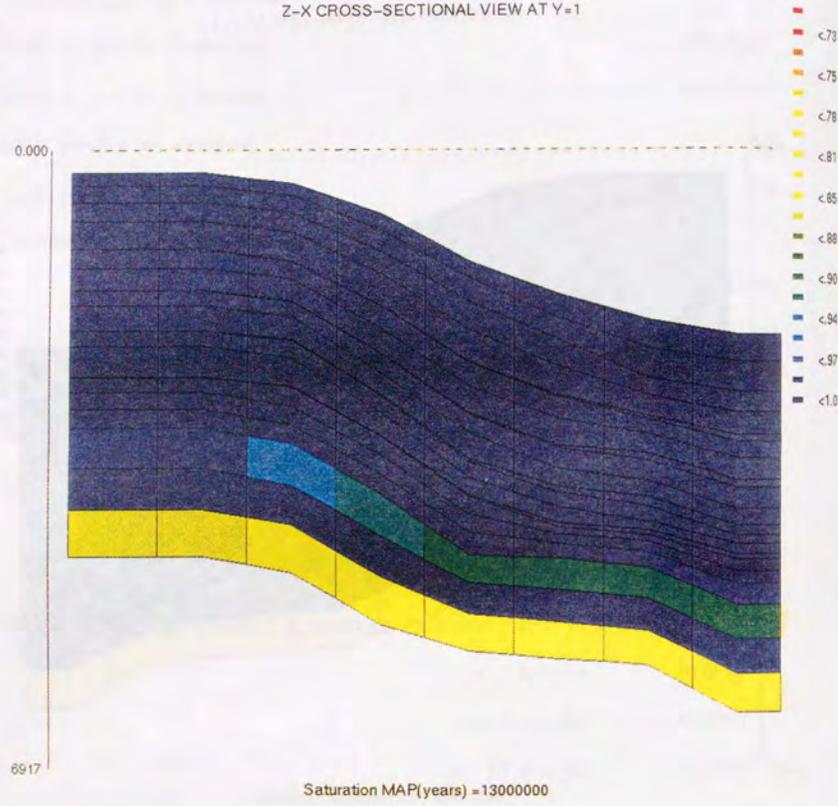


Fig. 3-80 Continued.
(b) 13m.y. after the initial deposition.

Z-X CROSS-SECTIONAL VIEW AT Y=1

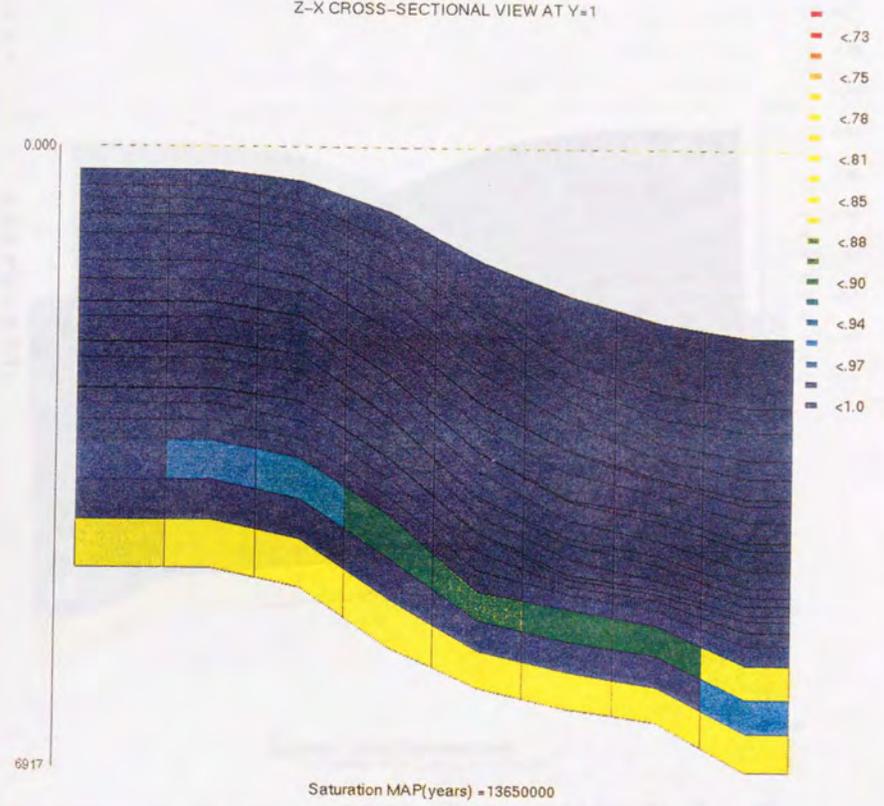


Fig. 3-80 Continued.
(c) 13.65m.y. after the initial deposition.

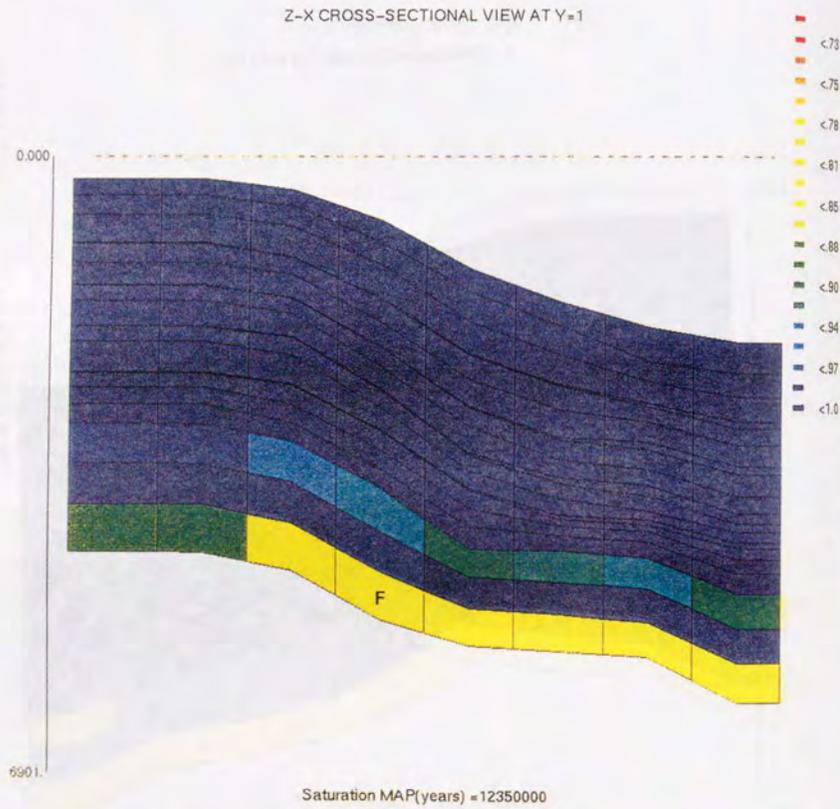


Fig. 3-81 Calculated water saturation distributions in the basin with considering hydraulic fracturing. The symbol 'F' in the grids indicate that the grids are fractured.
 (a) 12.35m.y. after the initial deposition.

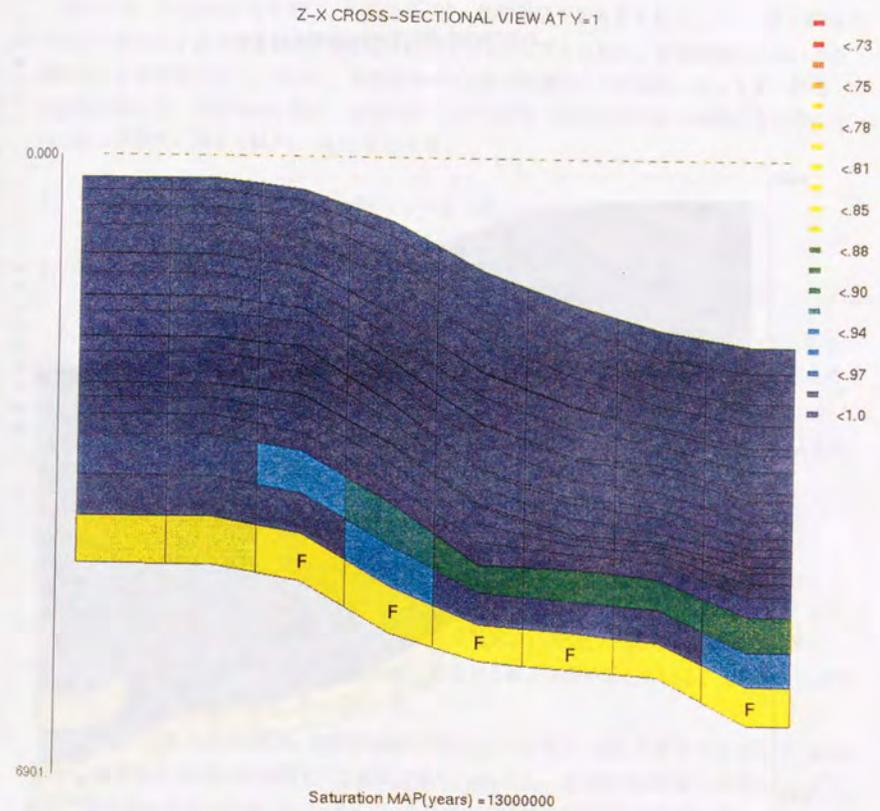


Fig. 3-81 Continued.
 (b) 13m.y. after the initial deposition.

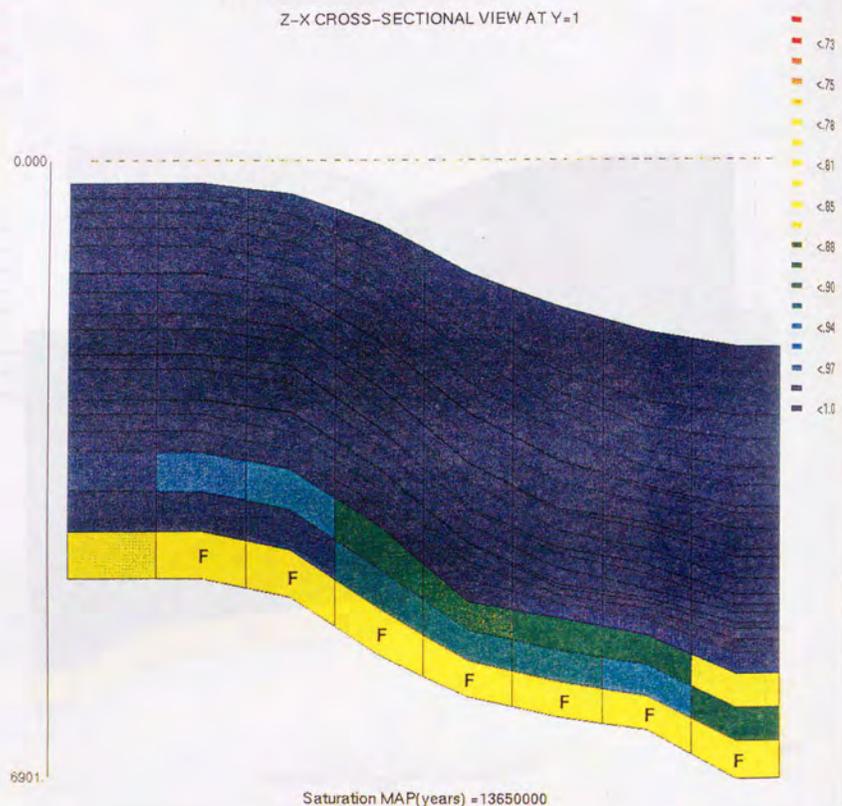


Fig. 3-81 Continued.

(c) 13.65m.y. after the initial deposition.

4 三次元モデルの特性の評価と長期流動過程の表現法の検討

4. 1 はじめに

本章では、BASIN3D2Pを用い、堆積盆発達史、油田形成史を考慮するうえで、二次元断面モデルと三次元モデルでは本質的に何が違うのかを明らかにするために、仮想堆積盆を用いた数値計算による比較を行う。さらに、堆積盆内の石油の根源岩からの排出、キャリアー層内の移動に関して、地質学的な観察、室内実験による知見等と調和的な現象を表現するために行った格子分割法に関する検討について説明する。

4. 2 仮想堆積盆を用いた二次元断面モデルと三次元モデルの比較

4. 2. 1 はじめに

2. 3. 2. 1 節において示されたように、主として炭化水素の生成過程を対象とする場合には、一次元モデルは非常に有効であるが、流体流動までを考えた場合には、三次元流れを表現できるようなモデル、即ち、三次元堆積盆シミュレータが必要である可能性がある(2. 4. 1 節参照)。ここでは、砂岩泥質岩互層からなる仮想的な堆積盆を設定し、二次元断面による計算結果と三次元モデルにおける結果との比較を行う。

4. 2. 2 計算の設定

本ケースにおいては、計算領域はX,Y方向に16km、Z方向に24層を考え、15.6m.y.に亘って堆積がおこったものとしている。Fig. 4-1は、堆積開始後11.05m.y.における格子分割を示しており、また、Fig. 4-2は、堆積開始後15.6m.y.における格子分割を示している。この計算における各種の入力値はTable 4-1に示されている。

本ケースでは、下から2層目に中粒砂岩層を設定し、キャリアー層と見做すこととした。また、下から1層目および3層目の泥質岩の有機炭素量を5wt%とし、有効な根源岩層と見做した。それ以外の泥質岩の有機炭素量は1wt%であり、それほど有効な根源岩層とはしていない。また、(x=1,y=1)の方を陸地に近い側とし、相対的に砂岩が卓越するようにし、(x=8,y=8)に近づくにつれて堆積場の水深も深く、岩質も泥質のものが卓越するようにした。ところで、この仮想堆積盆では、計算の妥当性を評価することを目的とし、堆積物の分布は、y=xを軸とした対象な分布をしている。

境界条件は以下のように設定している。

1)流体流動に関して、基盤岩との境界は閉境界とし、海底面では定圧境界(各タイムステップにおける海底面深度における圧力)を表現するために、ダミーセルを設ける。

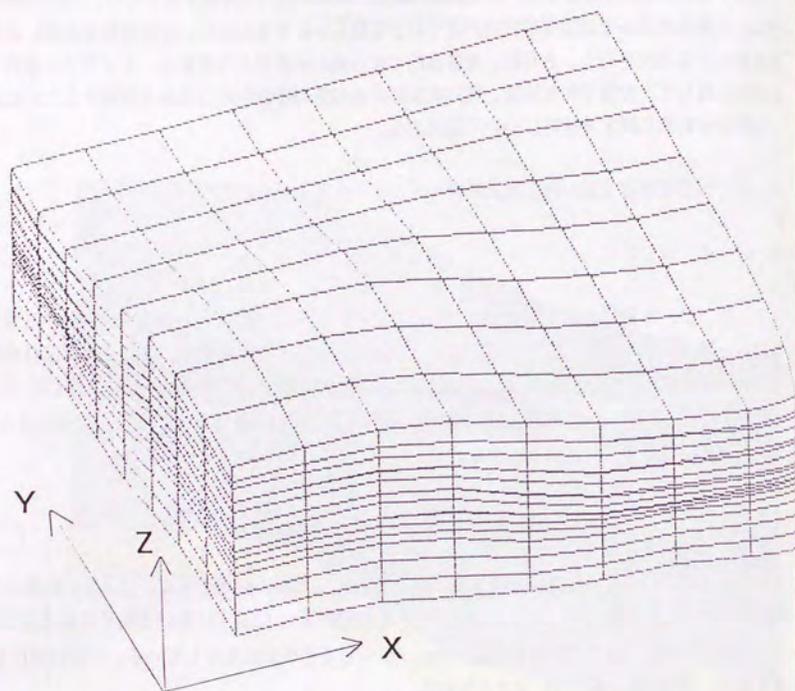


Fig. 4-1 The three dimensional grid systems of an imaginary sedimentary basin at 11.05m.y. after the initial deposition.

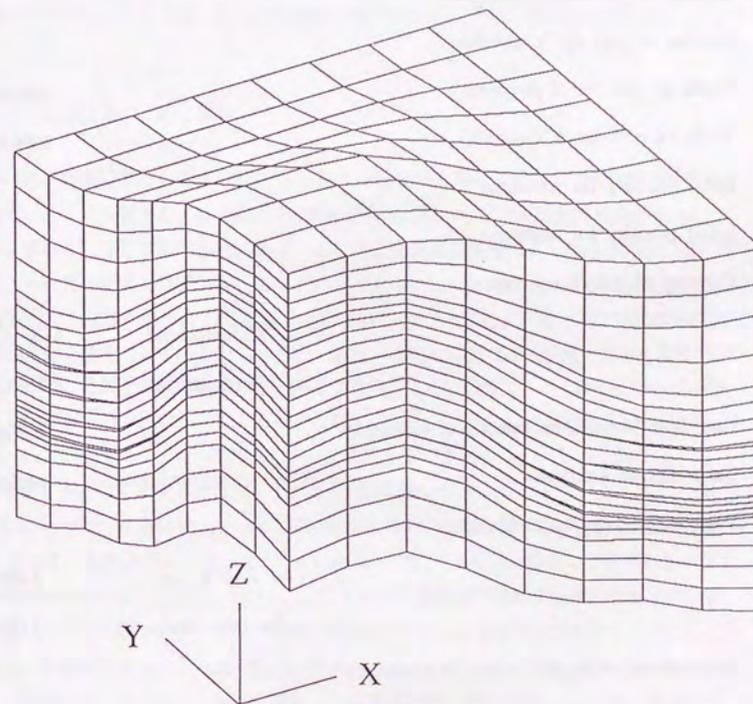


Fig. 4-2 The three dimensional grid systems of an imaginary sedimentary basin at 15.6m.y. after the initial deposition.

Table 4-1 The input values for the calculation for the imaginary sedimentary basin.

Number of time steps		24
Length of one time step		0.65(m.y.) [*]
Number of grid for X direction		8
Number of grid for Y direction		8
Width of grid for X direction		2000.0(m) ^{**}
Width of grid for Y direction		2000.0(m) ^{**}
Initial porosity for mudstone		0.6
Initial porosity for sandstone		0.4
Constant of Athy's equation		
	for mudstone	6.0E-4(1/m)
	for sandstone	3.0E-4(1/m)
Heat flow between basement and sediments		1.9(hfu) ^{***}
Grain size of sandstone		medium ^{****}
Total organic carbon in mudstone		
	for Z=1 & Z=3	5.0(wt%)
	for other grids	1.0(wt%)
Composition of organic matter in mudstone		
	type I kerogen	30.0(%) ^{*****}
	type II kerogen	50.0(%) ^{*****}
	type III kerogen	20.0(%) ^{*****}
Amount of heat generation in sediments		0 ^{*****}
* Length of time step is set to be constant for all time steps.		
** Width of grids for X & Y directions is set to be constant for all grids.		
*** Heat flow is assumed to be constant for all time steps.		
**** Grain size of sandstone is set to be constant for all sandstone grids.		
***** Composition of organic matters in mudstone is assumed to be constant for all grids containing mudstone.		
***** Heat generation in sediments is not considered for all time steps.		

2)熱の移動に関して、海底面はダミーセルを用いて定温境界(各タイムステップにおける海底面深度における温度)とし、基盤岩との境界での熱流量を入力値とする。

3)側方境界は、流体流動、熱の移動に関して共に閉境界とする。

さらに、初期条件は、各タイムステップにおける新しく堆積した堆積物に対して、間隙水圧は堆積場の水深に応じた静水圧、温度は堆積場の水深における水温、初期水飽和率は1、として

4. 2. 3 計算結果の比較と議論

Fig. 4-3は、計算結果としてえられた堆積後11.05m.y.経た時の堆積盆内での状態に関する出力を示している。この結果を、y=3における断面を用いて行った二次元の計算結果(Fig. 4-4)と比較してみる。ここでは、z=15の格子における圧密水流の流速ベクトルの方向が二次元断面の計算と三次元の計算では逆方向になっている(Fig. 4-5)。これは、z=15,17の岩質分布およびX-Y断面での流速ベクトルの図(Fig. 4-6)から明らかのように、三次元的な砂岩の分布が、流体流動の方向を決定づけているからである。即ち、二次元断面では、断面上左方に泥質岩が堆積したために、その下の砂岩中の水は上方に移動することができず、この断面において砂岩が連続している右下方へ流れる。ところが、三次元的な流れでは、y=2の方向へ砂岩が連続しており、さらに、y=2内では上方へ向かって砂岩が連続しているために、y=3での流れはZ-X方向ではなく主としてY-Z方向に流れていることになる。

また、Fig. 4-7は、堆積後15.6m.y.経た時の堆積盆内での状態に関する例を示している。さらに、Fig. 4-8は、堆積開始後13.65m.y.から15.6m.y.までのキャリアー層として設定した下から2層目の水飽和率分布の変化を示している。ここでは、比較的早い時期に石油が堆積盆内の深い部分(x=7,8; y=7,8)のあたりでキャリアー層に排出されていることが示されており、また、その後、排出された石油がキャリアー層内を浅い部分(x=2,3; y=2,3)に向かって移動していることがわかる。この図では、キャリアー層の中でもっとも高度が高い部分(x=2; y=2)には、最近になって石油が移動してきたことが示されている。

ここでも、堆積後15.6m.y.経た時の堆積盆内での状態に関して二次元断面における計算結果との比較を行う。ここでは、y=2における断面を用いて行った二次元の計算結果との比較を行う。この時点では、三次元モデルによる計算では構造頂部にすでに石油が到達しており、その地点における石油飽和率は約50%程度になっている(Fig. 4-9)。ところが、二次元断面モデルでは、構造頂部にはまだこの時点では石油鉱床は形成されておらず、堆積盆深部からの移動が行われている段階である。この違いは、三次元モデルではFig. 4-8に見られるようにY方向の石油の移動がX方向の移動と同程度に石油の側方移動に貢献しているが、二次元断面モデルではX方向の移動しか考慮していないためである。さらに、二次元断面における計算と三次元モデルによる計算では、各格子における石油生成量の割合が同じであっても、考慮している構造における集油

240
Y=1

5424

5424

5424

5424

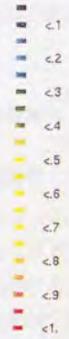
5424

5424

5424

Y=8

5424



Vertical Exaggeration=2.0

Fig. 4-3 The cross-sectional displays of calculated results in the basin 11.05m.y. after the initial deposition.

(a) X-Z cross-sectional displays of lithology distribution.

241

Y=1

5424

5424

5424

5424

5424

5424

5424

Y=8

5424



Vertical Exaggeration=2.0

Fig. 4-3 Continued.

(b) X-Z cross-sectional displays of porosity distribution.

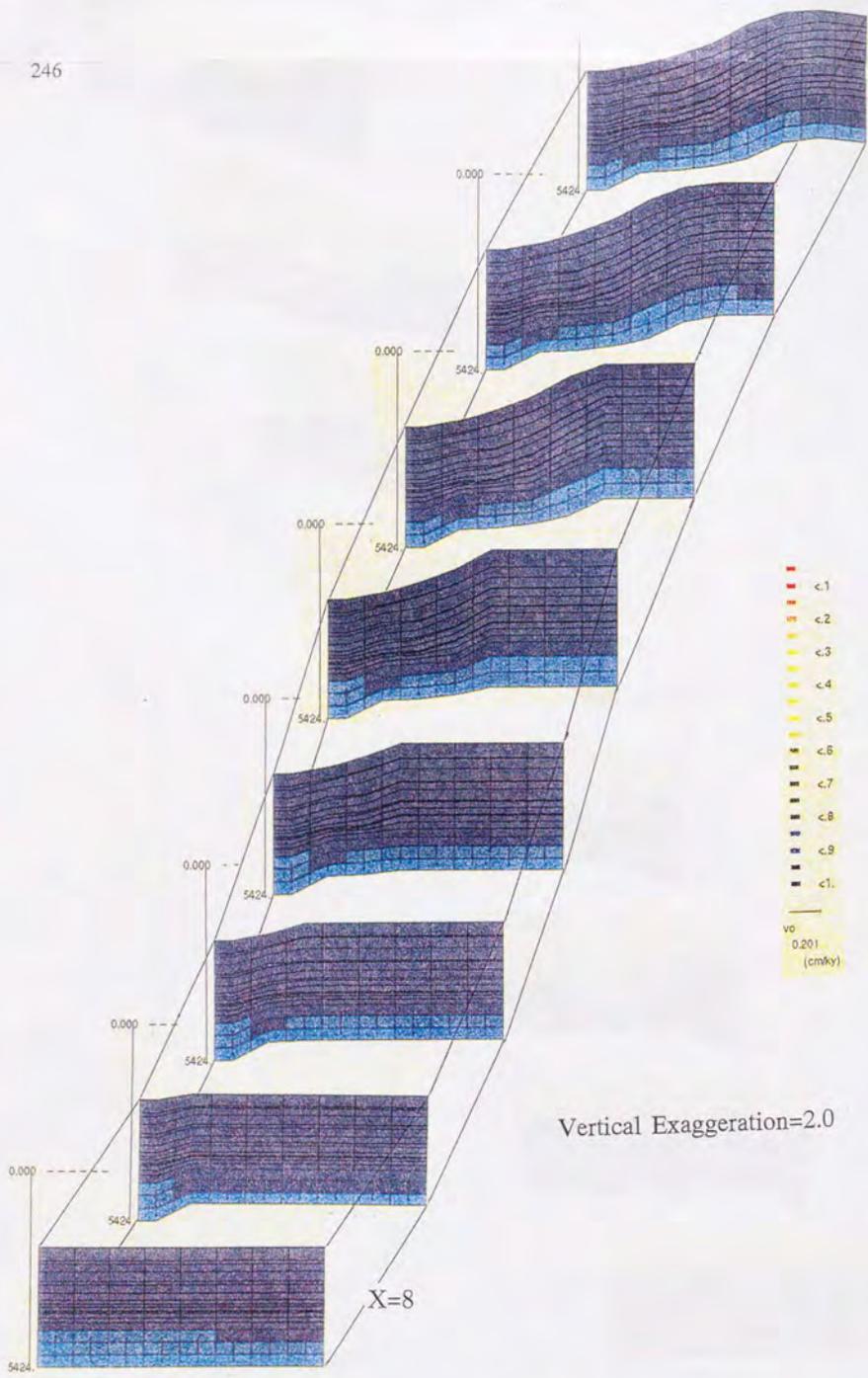


Fig. 4-3 Continued.

(g) Y-Z cross sectional displays of water saturation distribution.

X=1

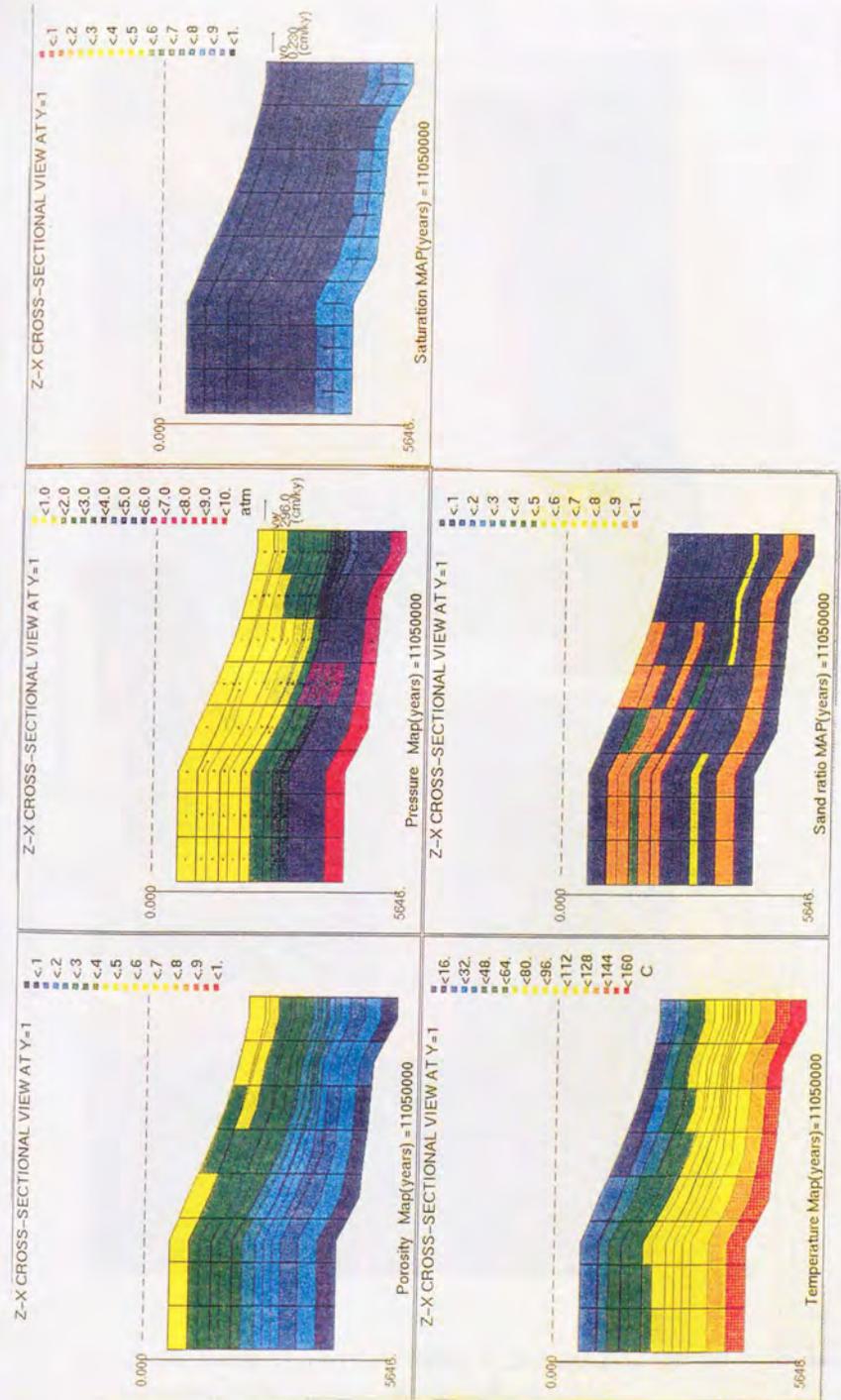


Fig. 4-4 The displays of calculated results of the two-dimensional cross sectional model 11.05m.y. after the initial deposition.

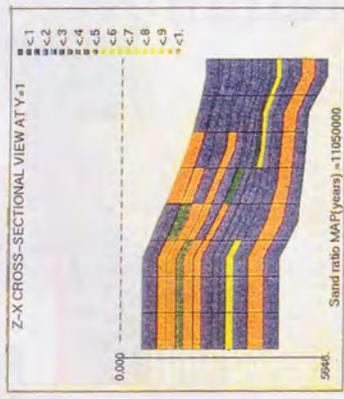


Fig. 4-5 Comparison of two-dimensional and three-dimensional calculated overpressure distributions 11.05m.y. after the initial deposition. Two-dimensional section is set as $Y=3$ for the three-dimensional model.

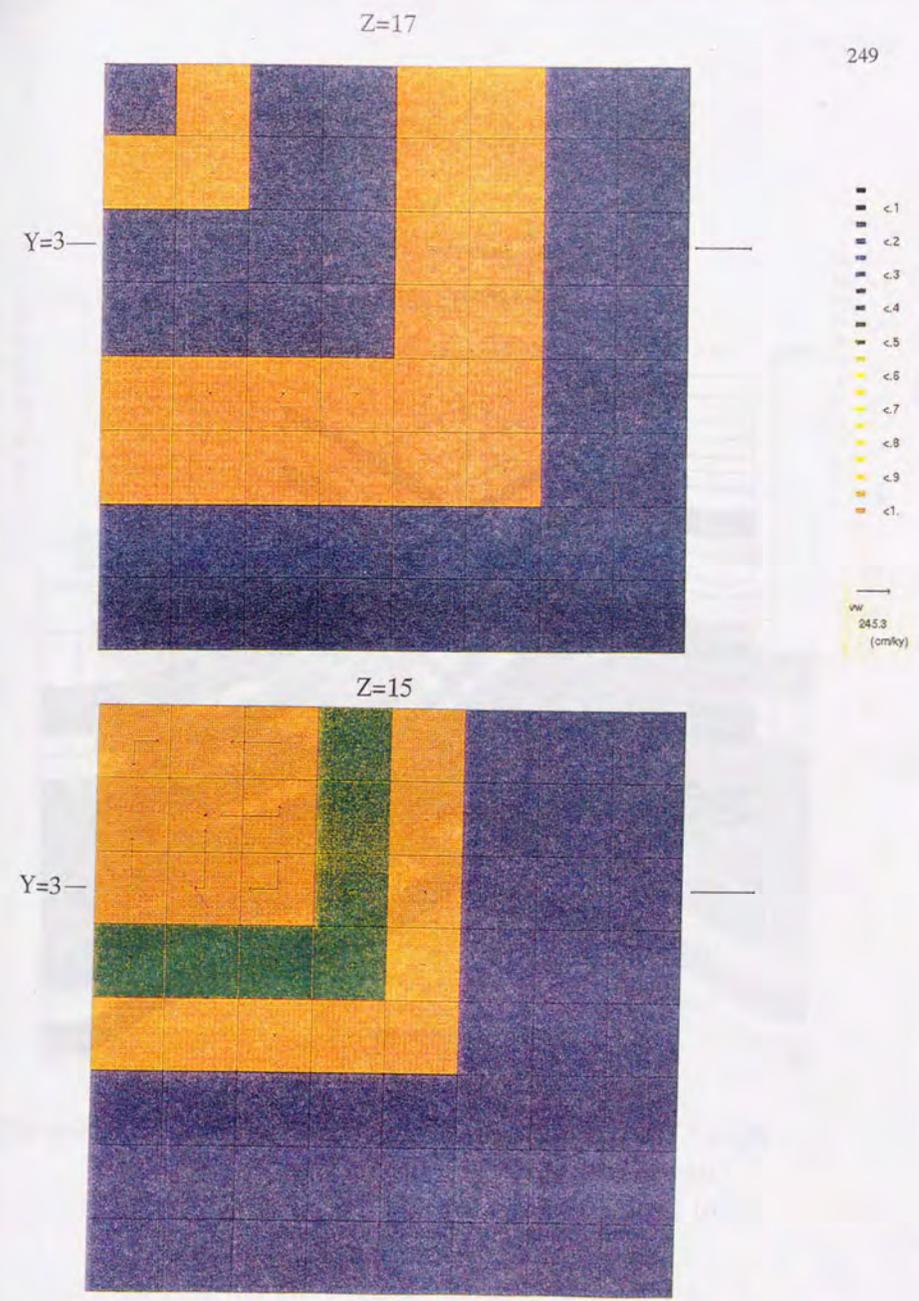


Fig. 4-6 Distribution of water flow vectors at $Z=15$ and $Z=17$ obtained by the three-dimensional results 11.05m.y. after the initial deposition.

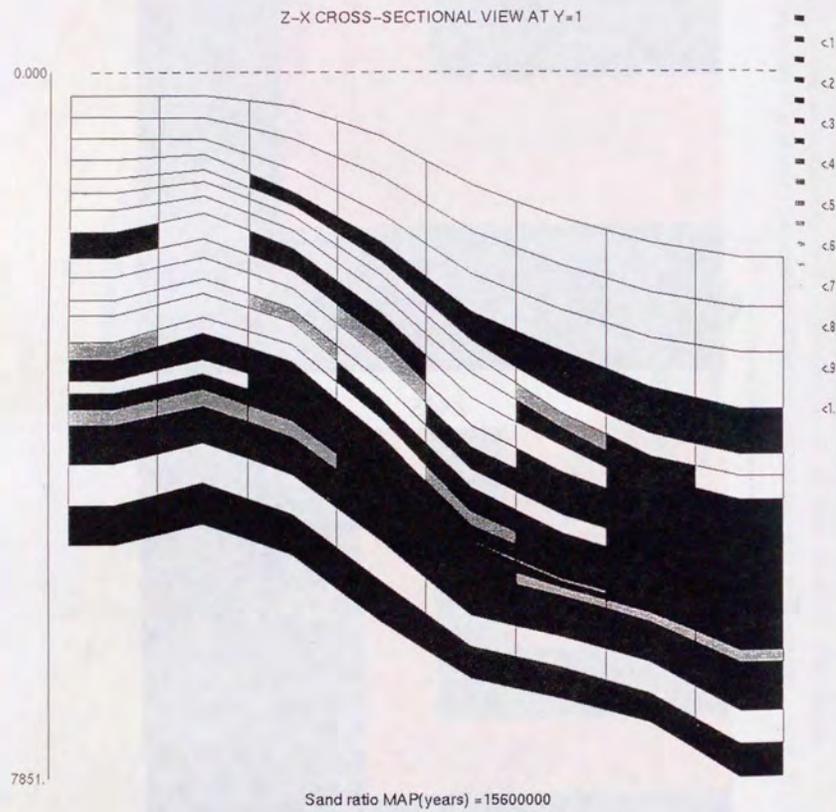


Fig. 4-7 The X-Z cross-sectional displays of calculated results in the basin 15.6m.y. after the initial deposition.
 (a) Lithology distribution at Y=1.

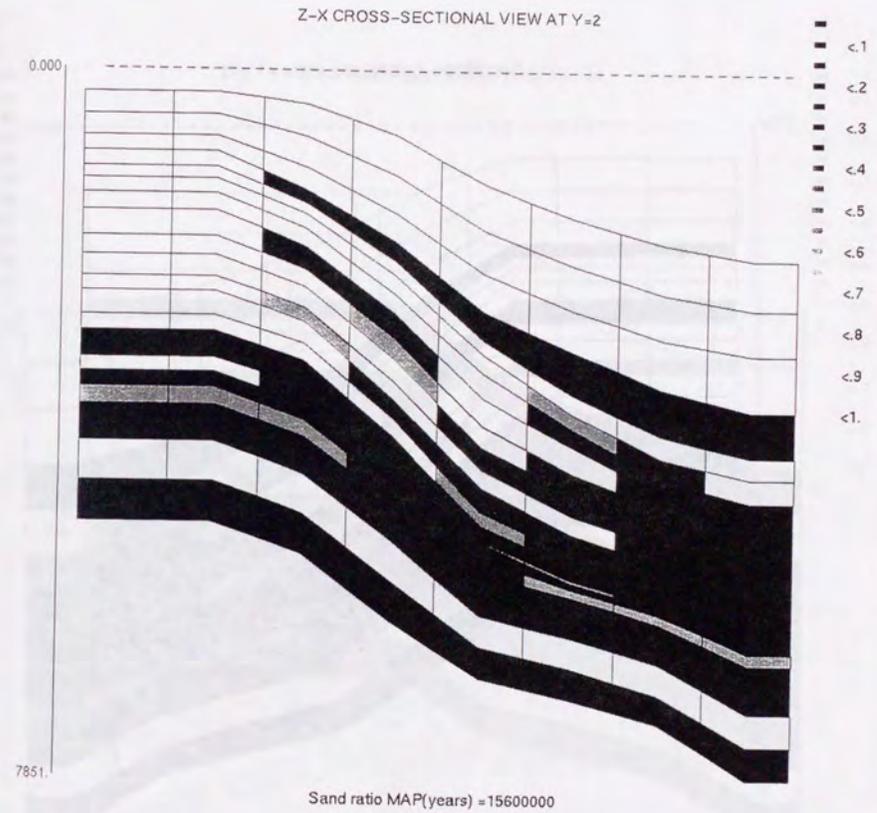


Fig. 4-7 Continued.
 (b) Lithology distribution at Y=2.

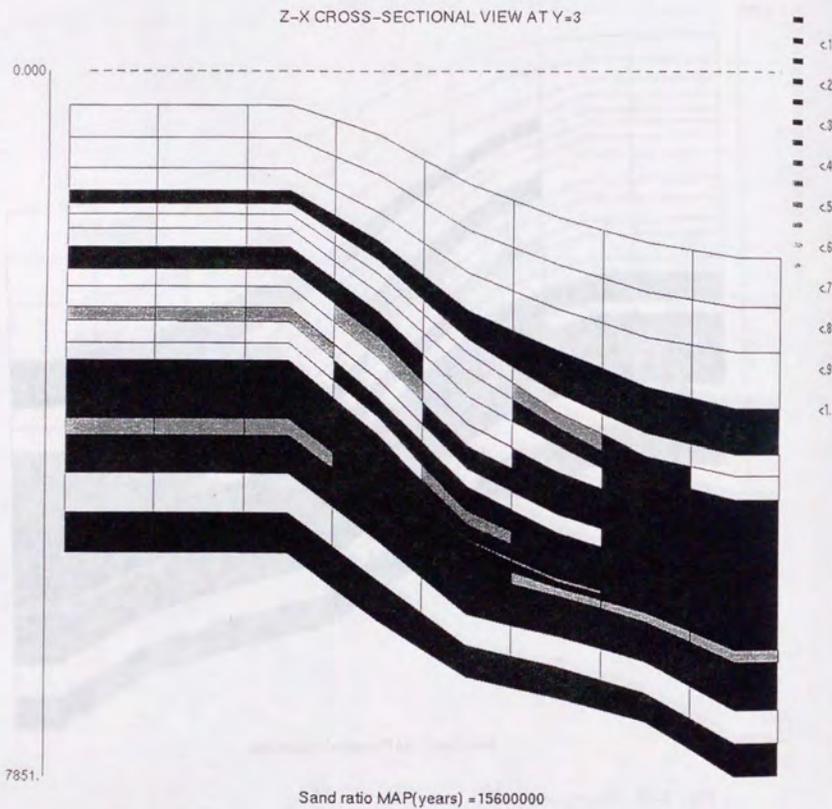


Fig. 4-7 Continued.

(c) Lithology distribution at Y=3.

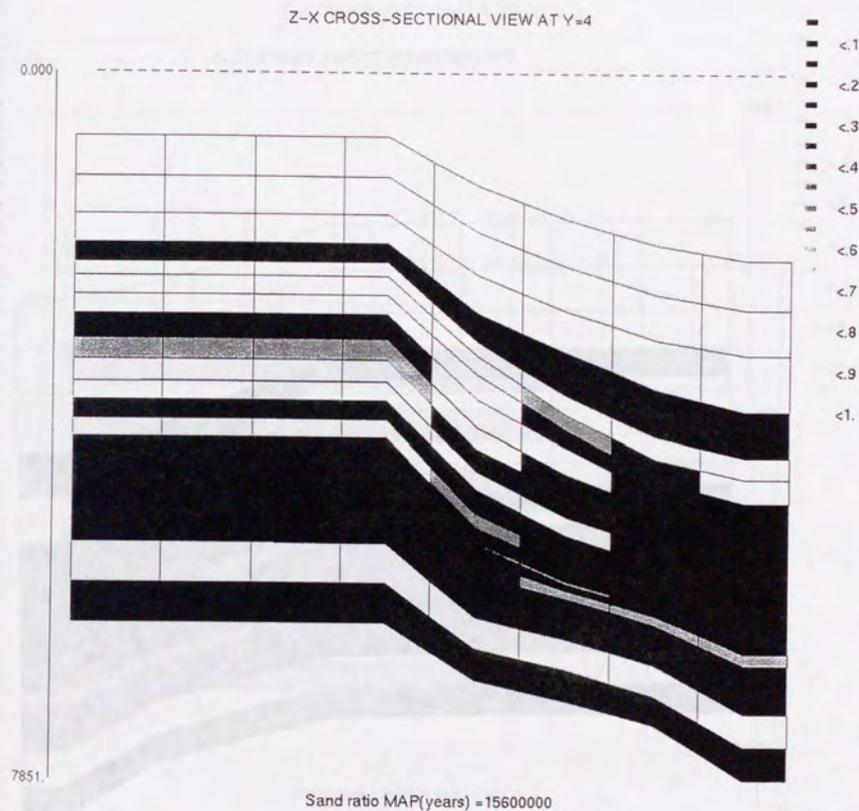


Fig. 4-7 Continued.

(d) Lithology distribution at Y=4.

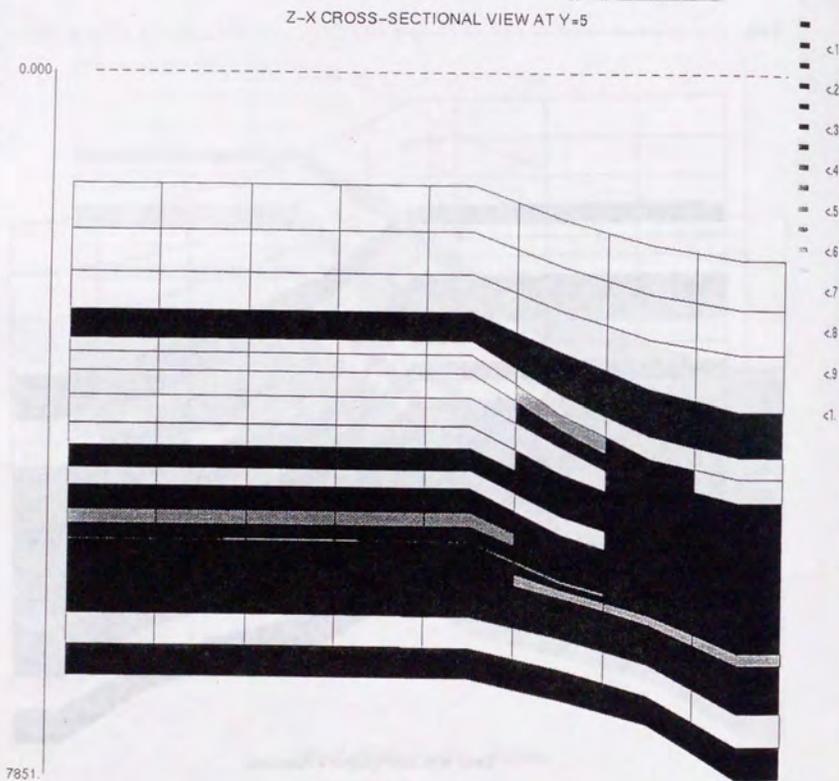


Fig. 4-7 Continued.
(c) Lithology distribution at Y=5.

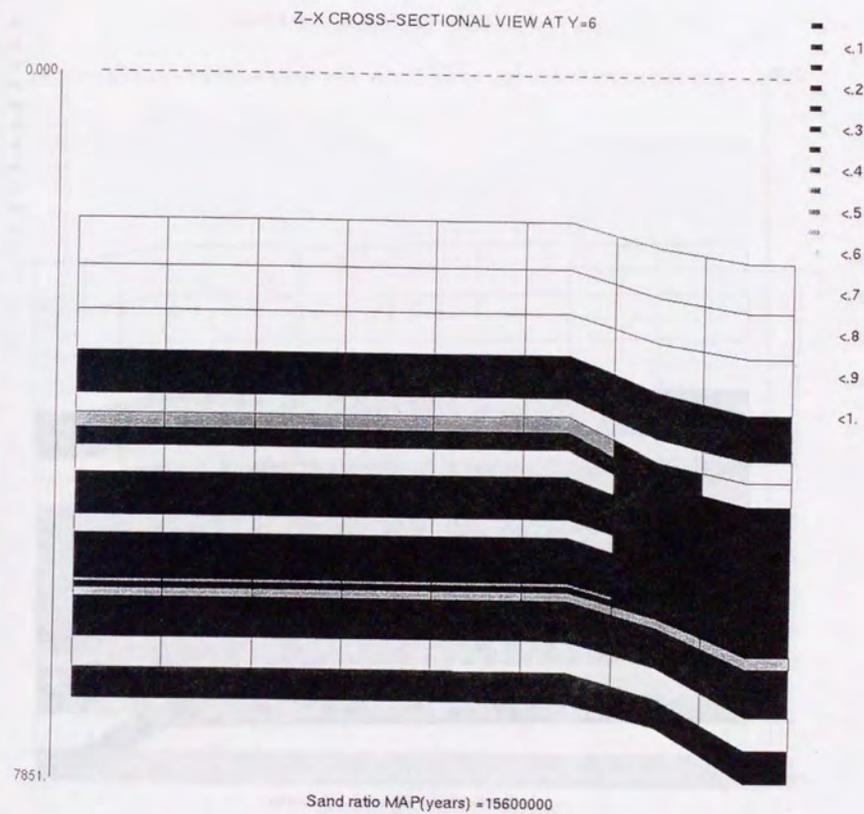
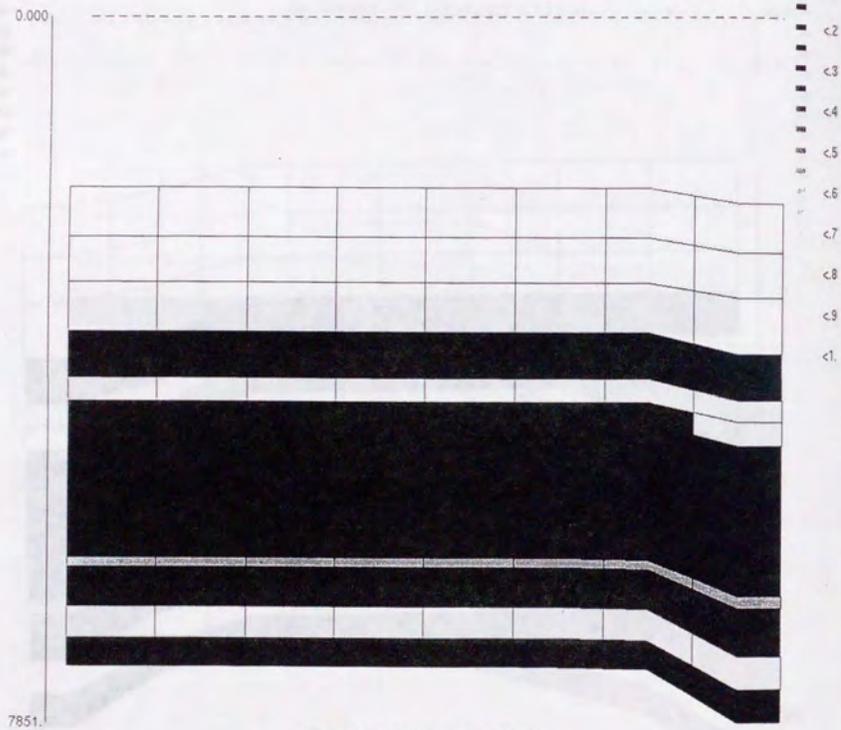


Fig. 4-7 Continued.
(f) Lithology distribution at Y=6.

Z-X CROSS-SECTIONAL VIEW AT Y=7

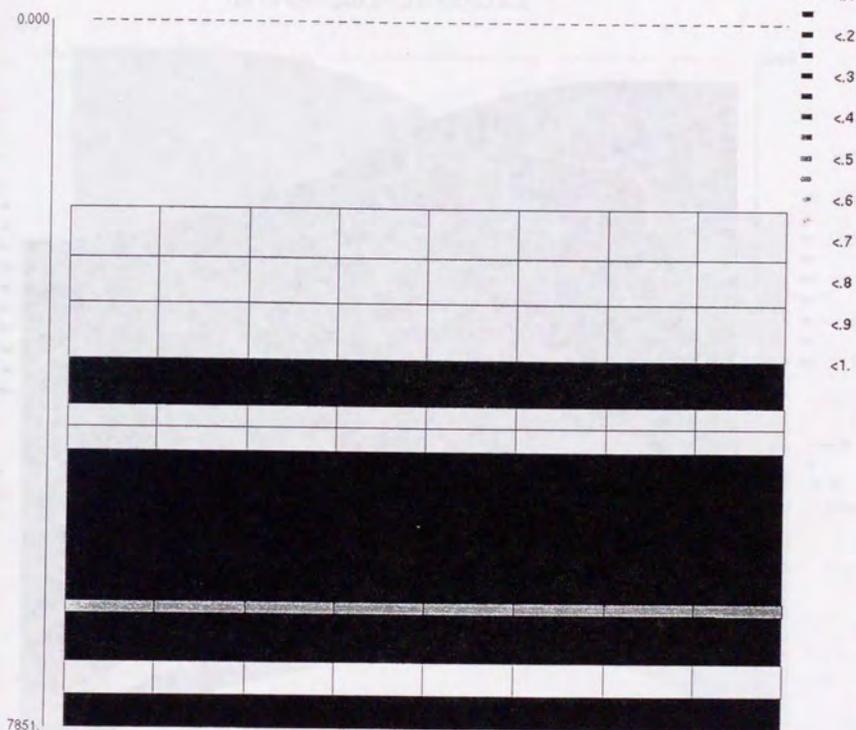


Sand ratio MAP(years) = 15600000

Fig. 4-7 Continued.

(g) Lithology distribution at Y=7.

Z-X CROSS-SECTIONAL VIEW AT Y=8



Sand ratio MAP(years) = 15600000

Fig. 4-7 Continued.

(h) Lithology distribution at Y=8.

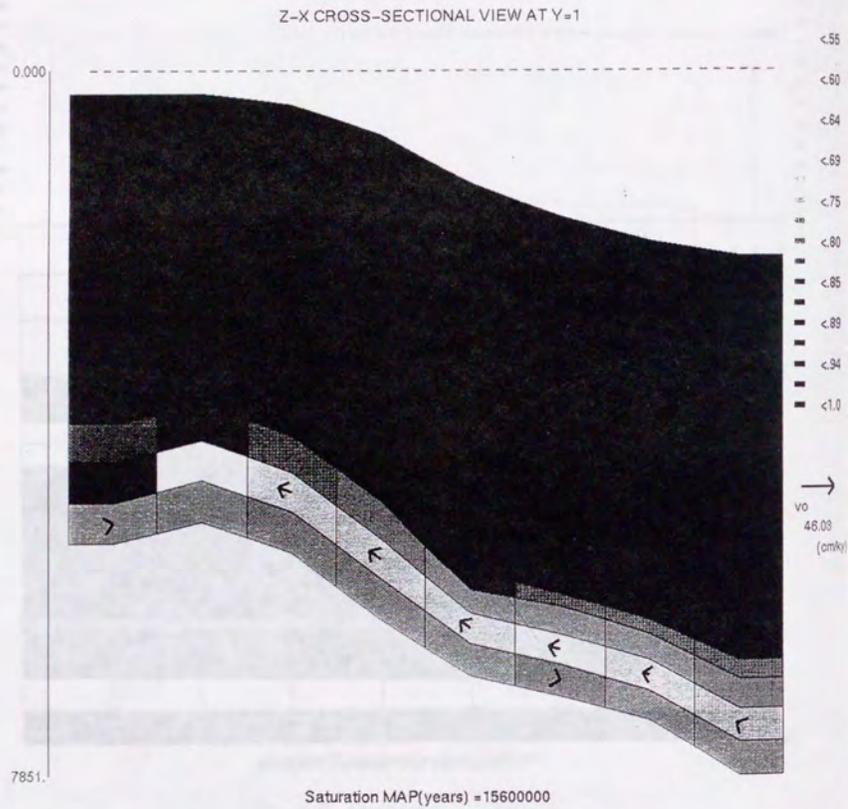


Fig. 4-7 Continued.
(i) Water saturation distribution at Y=1.

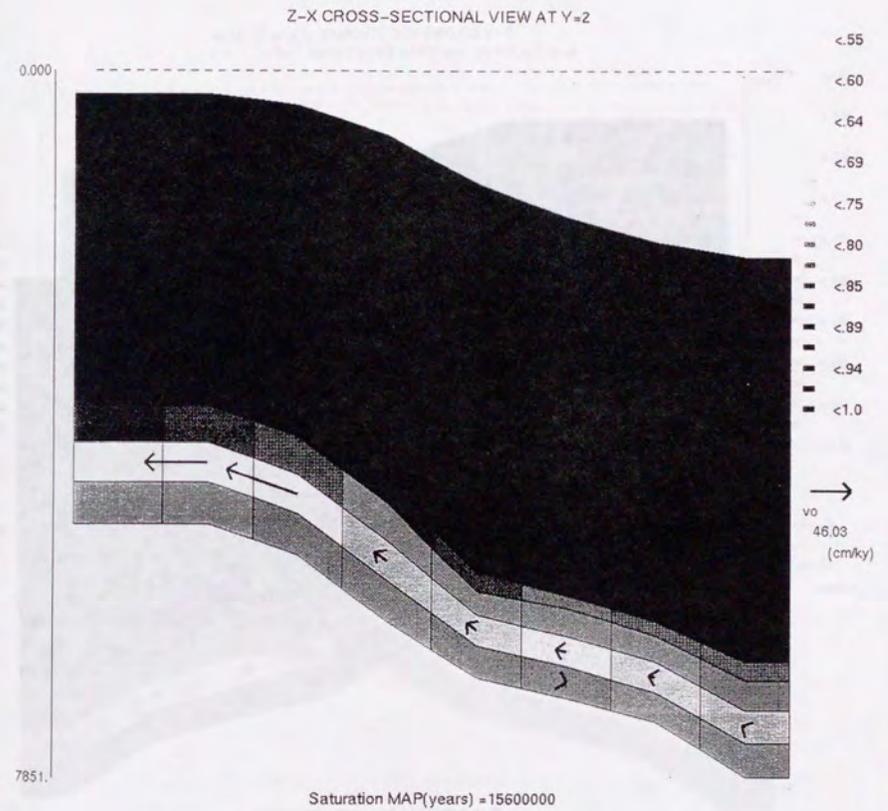


Fig. 4-7 Continued.
(j) Water saturation distribution at Y=2.

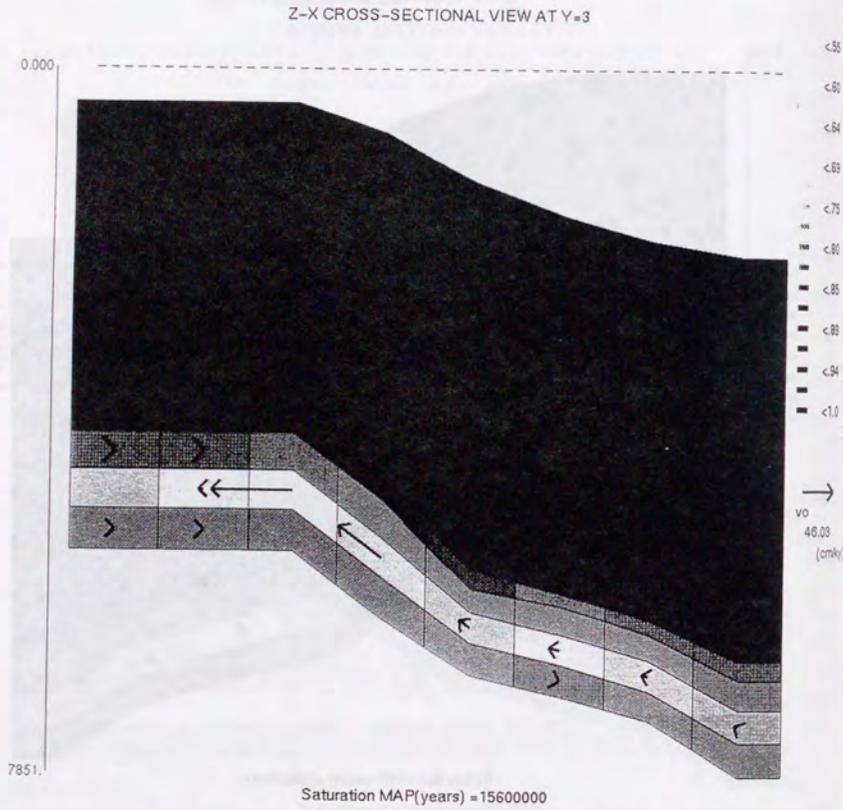


Fig. 4-7 Continued.

(k) Water saturation distribution at Y=3.

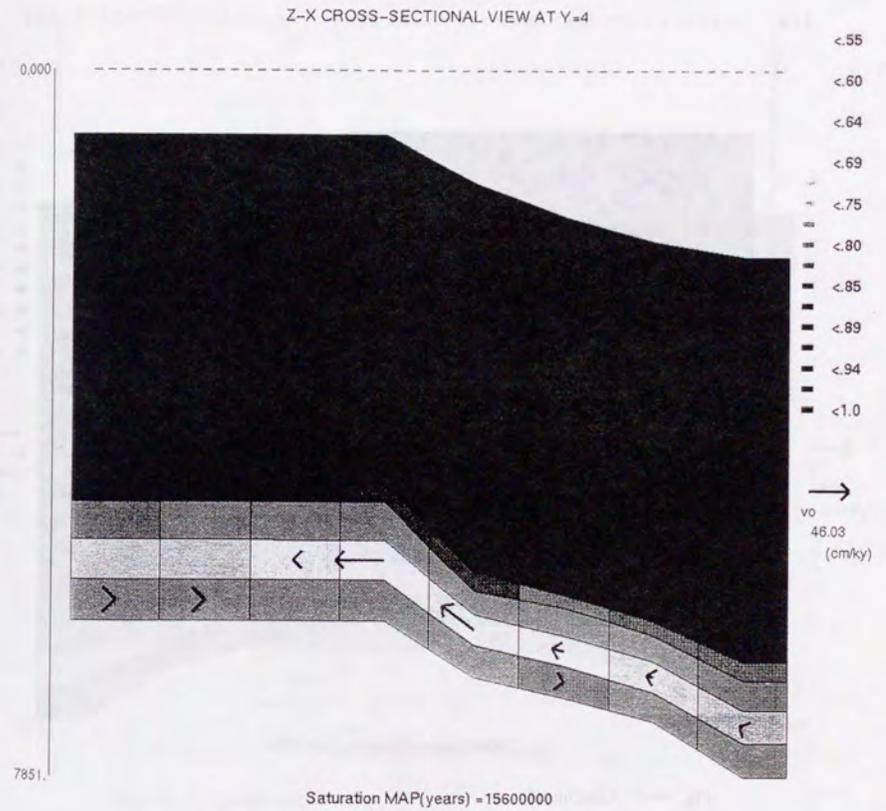


Fig. 4-7 Continued.

(l) Water saturation distribution at Y=4.

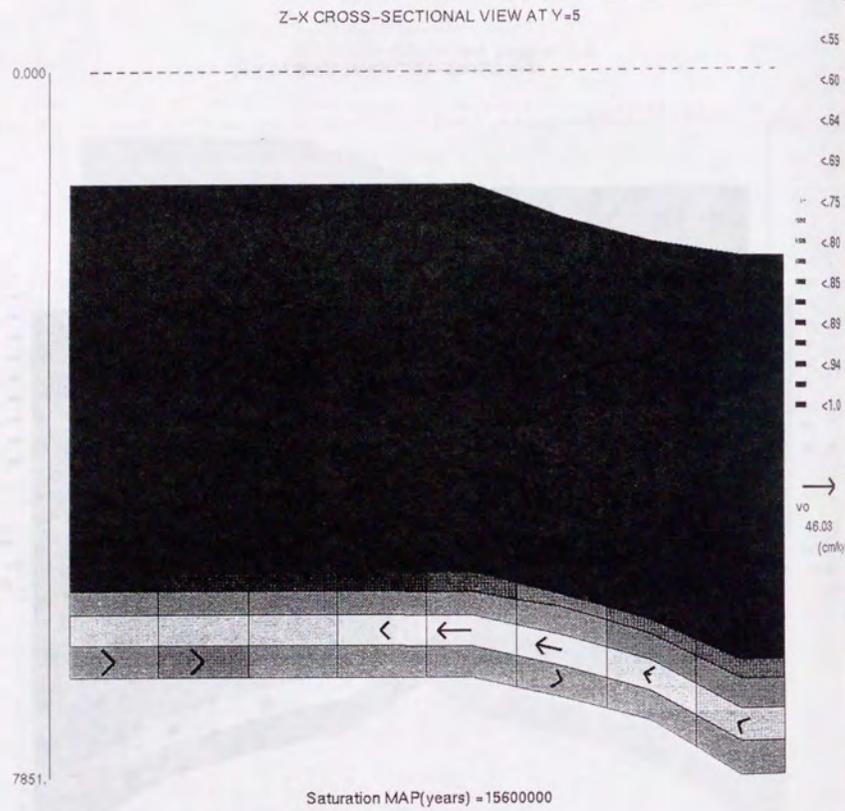


Fig. 4-7 Continued.

(m) Water saturation distribution at Y=5.

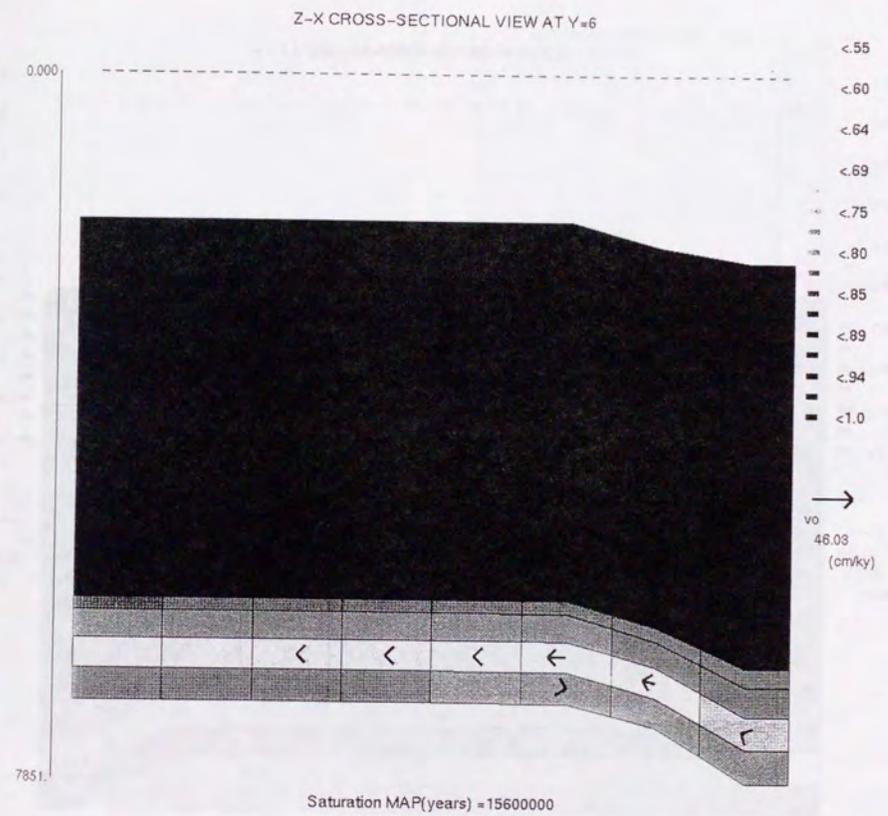


Fig. 4-7 Continued.

(n) Water saturation distribution at Y=6.

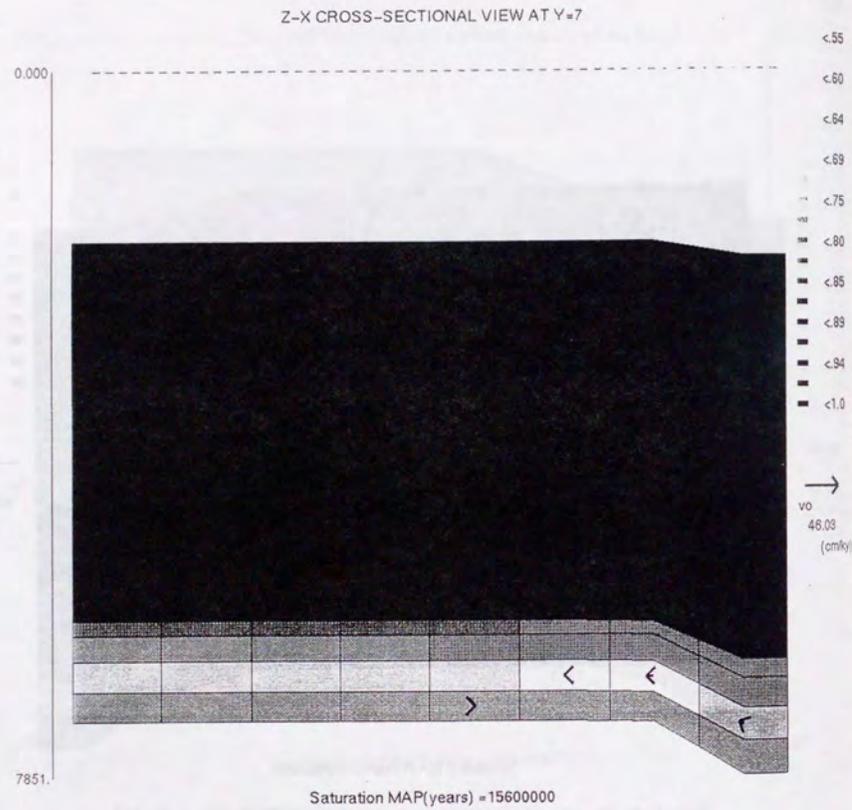


Fig. 4-7 Continued.

(o) Water saturation distribution at Y=7.

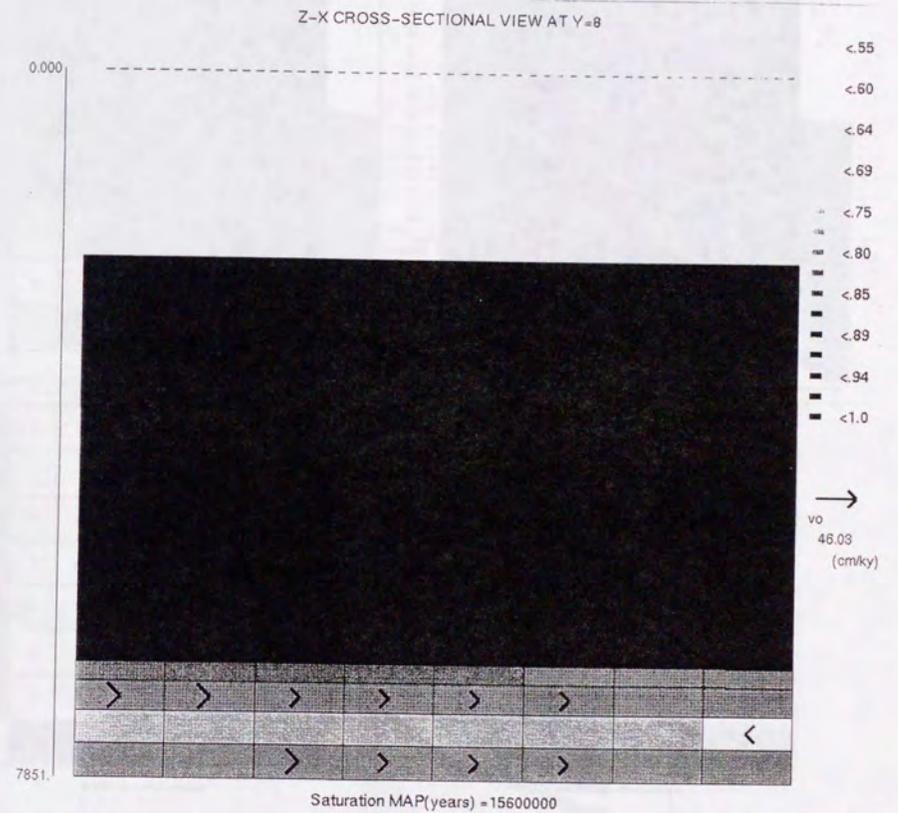


Fig. 4-7 Continued.

(p) Water saturation distribution at Y=8.

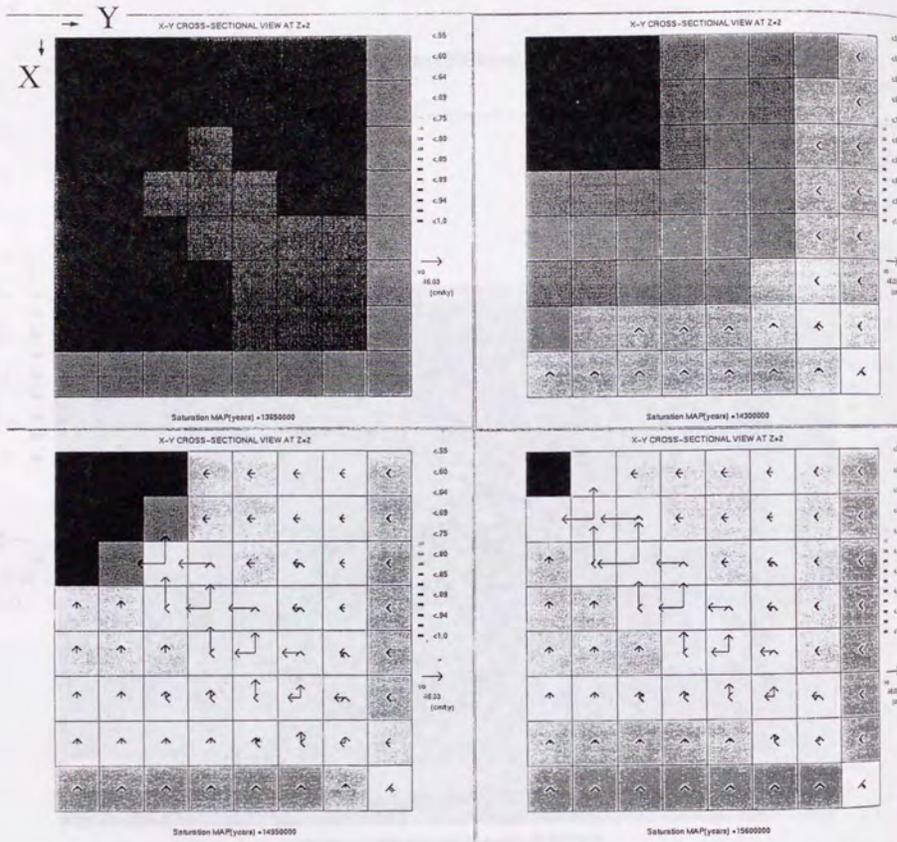


Fig. 4-8 The X-Y sectional displays of change of water saturation distribution at Z=2 between 13.65m.y. and 15.6m.y. after the initial deposition.

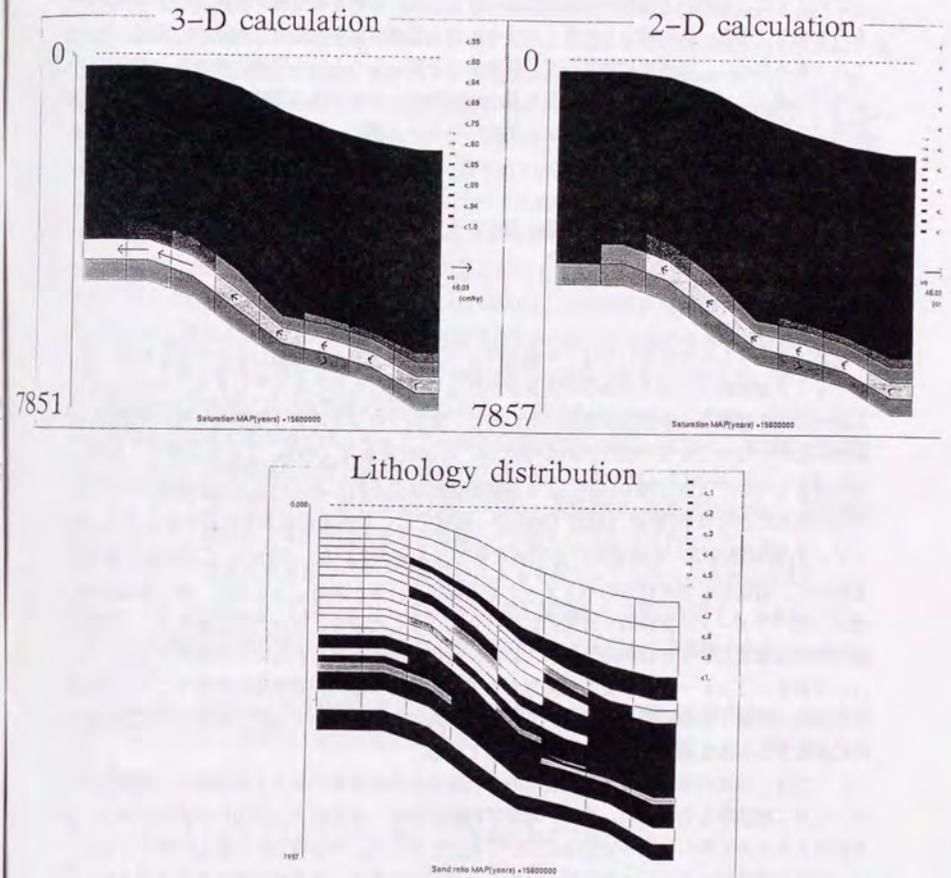


Fig. 4-9 The comparison of three-dimensional and two-dimensional calculated results (water saturation distribution) 15.6m.y. after the initial deposition. The two-dimensional cross-section is set as Y=2 for the three-dimensional model.

面積が大きく違ってくるために、集積する石油の量も大きく違ってくることになる。

ところで、三次元モデルにおけるX-Y平面における流速分布の図(Fig. 4-6; Fig. 4-8)を見ると、 $y=x$ を対称軸として、両側で対称な分布をしている。これは、入力値を $y=x$ を対称軸として両側で対称な分布をさせているからであり、この結果から、三次元モデルにおける計算は妥当なものであることがわかる。

このように、実際の堆積盆内の流体の流れは三次元的な岩質の分布・連続性によって決まるものであり、また、ある構造を考慮した場合の集油面積は水平方向に二次元的に広がっているものであるために、将来的に集積位置、埋蔵量を予測しようという目的に堆積盆シミュレータを用いる場合には、三次元モデルで取り扱うためのデータ取得法に問題が残るものの、二次元断面での解析は限られた条件下でしか有効でないこと、逆に、三次元解析の必要性が認識される。

4. 3 堆積盆内における石油の移動に関する地質学的観察・実験結果を考慮した格子分割

4. 3. 1 はじめに

堆積盆シミュレータにおいては、一般にフィールドスケールの数値計算を行うために、コンピュータの制約上、個々の格子の大きさがかなり大きなものになってしまう。そのために、石油・ガスの移動等の多相流体流動においては、置換フロントにおける数値分散が非現実的に大きなものとなってくる可能性がある(例えば、石油技術協会, 1993)。これを回避するために、擬似関数を用いて大きな格子分割による挙動を連続体のそれに近付ける方法が油層工学の分野では一般的にとられる(登坂, 1988; 1989)が、現状では、長期地質現象を表現するような二相パラメータ(相対浸透率・毛細管圧力)が明確な形で与えられていないために、この方法を直接採用する以前に、適切な形でそれらのパラメータを表現する必要がある。ところが、特に泥質堆積物の二相パラメータを実験的・理論的に検討しようとした場合、技術的な困難さおよび泥質堆積物の間隙構造に対する理解の不足のために、明快な回答が得られないのが現状である。さらに、堆積盆シミュレータの本質的な問題として、非常に長期の非線形現象を扱うことに起因する収束性の問題・計算時間の問題があり、より単純な方法を用いて実際の多相流体流動を擬似的に表現する方法を開発することが求められている。

ここでは、石油の移動に関する地質学的・石油地化学的考察の結果を再検討し、堆積盆内の水・石油二相移動を効率的に、また、地質学的観察事実・考察結果と調和的な流れの形態として表現するための新しい格子分割法について検討を行った。今回得られた新しい格子分割法は、既存の堆積盆シミュレータに組み込むことは容易であり、汎用性があるものと考えている。

4. 3. 2 長期多相流体流動過程に関する考察

4. 3. 2. 1 炭化水素の根源岩からの排出に関する検討

石油の根源岩からの排出(一次移動)の主たる営力は、様々なものが考えられており、また、それに応じた具体的な移動の機構が提唱されてきている。それらの内容の詳細についてはすでに、2. 3. 1. 3節で述べられている。最近の地質学的・石油地化学的研究の進歩によれば、石油・ガスは独立相として排出される(但し、ドライガスは拡散による移動も無視できないことが指摘されている)と考えられるようになってきている(Dickey, 1975; Leythacuser et al., 1982; England et al., 1987; Mackenzie et al., 1988)。このことは、石油の根源岩からの移動は、本能的には油層工学の分野で発達してきている二相流体流動の考え方で説明可能であることを示唆している。水・石油系における二相流体流動を考慮する場合に、石油の移動の営力としては、過剰間隙水圧の発生に伴う圧力、石油の浮力、毛細管圧力が考慮されることになる。石油の排出は、石油根源岩である泥質岩とキャリアー層である砂岩との境界でおこるが、泥質岩と砂岩の孔隙径の大きさの違いにより、砂岩内部における毛細管圧力と泥質岩内の毛細管圧力との間には大きな差が発生する(中山, 1988)。即ち、鉱物に対して一般に非濡れ相である石油は、泥質岩・砂岩の境界面においては、毛細管圧力の差に起因する大きなポテンシャル差で砂岩の方に移動することが考えられる。Mackenzie et al.(1988)は、北海の石油根源岩中であるKimmeridge泥岩中の C_{115} 量および有機溶剤によって抽出が可能である炭化水素量の分布を測定した(Fig. 4-10)。ここでは、根源岩層中央部では、ほぼ一様な炭化水素量分布をしているが、キャリアー層との境界付近で急激に炭化水素量が減少するパターンが示されている。これは、石油根源岩からの効率的な炭化水素の排出は、キャリアー層との境界付近で起こっており、根源岩中心部から上下の方向への移動はそれほど排出には利いていないことを示唆している。ところで、2. 3. 1. 3. 1節の議論より、高炭素数の炭化水素の一次移動は、石油の独立相による移動が支配的であり、拡散による移動はほとんど貢献していないことが示されており、Fig. 4-10に示されている炭化水素量のパターンは拡散によって起こったものであるとは考えにくい。従って、Fig. 4-10に見られるパターンは、上述した毛細管圧力の差に起因する大きなポテンシャル差による排出が石油の第一次移動の主たる要因であるとする考え方を支持するものと捉えることができる。

このように、石油の一次移動が独立相としておこるという立場に立った場合には、過剰間隙水圧・浮力と共に、泥質岩・砂岩界面における毛細管圧力を適切に表現することが重要になってくる。

4. 3. 2. 2 キャリアー層内の石油の二次移動に関する検討

キャリアー層内の二次移動は、一般に石油の独立相での移動としてとらえられている(例えば、Tissot and Welte, 1984)。従って、一次移動の場合と同様に、移動の営力は、過剰間隙水圧の発生に伴う圧力、石油の浮力、毛細管圧力が考えられる。石油は、非常に浸透率の低い石油根源岩中に生成し、そこからの排出が行われた後に、キャリアー層での移動が始まること、および、キャリアー層である砂岩中における毛細管圧力の大きさがそれほど大きくないことを考

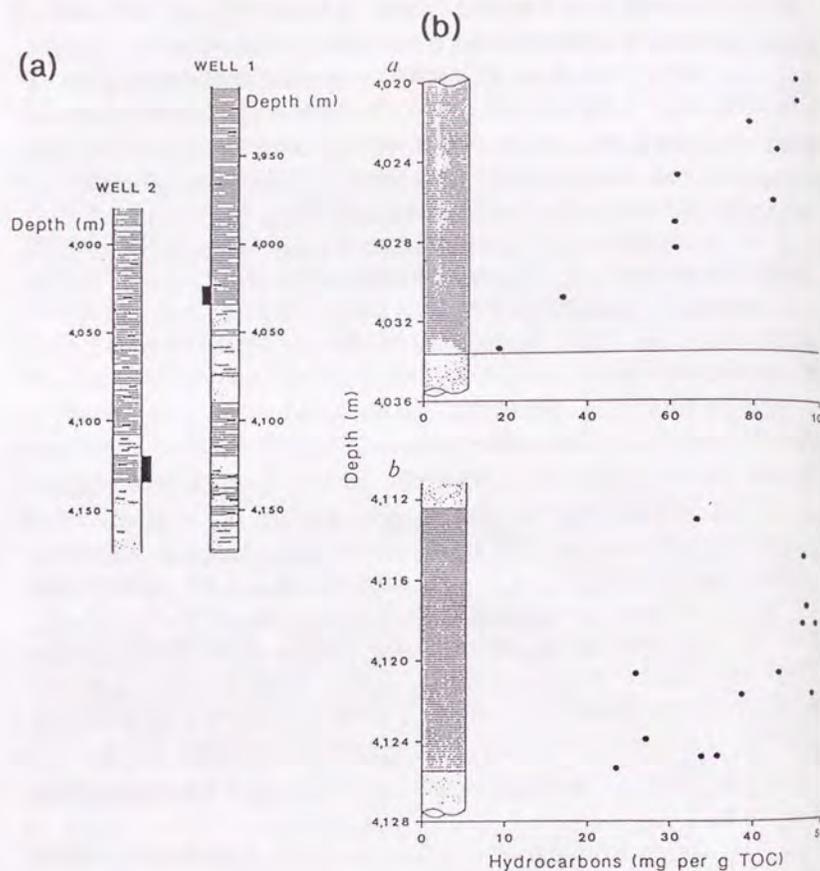


Fig. 4-10 Geological and geochemical characteristics of the Kimmeridge Clay Formation in the North Sea. (Mackenzie et al., 1988)

(a) Geological columns for two wells studied. Lines represent shales and dots sandstones. Solid block alongside columns indicate zones selected for detailed study. Depth are measured from the deck of the drilling platform, which was 25m above sea level. (b) Yields of C_{15+} hydrocarbons and solvent-extractable (soluble) organic matter relative to total organic carbon as a function of depth for a, a 13m interval at the base of a thick shale from Well 1 and b, a 14m shale from Well 2.

えると、二次移動の主たる営力は石油の浮力となる。このことから、二次移動においては、浮力による上方への移動がおこった後に、キャリア層の上部、即ち、帽岩との境界の直下を伝って、石油が側方へ移動し、トラップにたどり着くような移動経路をたどることが想像される(Fig. 4-11)。このことは、最近のガラスビーズ等を擬似的なキャリア層として用いた二次移動に関する室内実験の結果(Dembicki, Jr. and Anderson, 1989; Catalan et al., 1992; Frette et al., 1992)からも示唆されている。

4. 3. 3 長期流体流動過程を考慮した格子分割法

以上の議論を踏まえ、さらに格子を増やすことによる使用メモリー領域の増加、計算時間の増加をできるだけ少なくするために、以下のような格子分割を行うことが現在の時点では有効であると考えている。

ここでは、まず、一般的な格子分割法を用いた数値計算によってキャリア層と成りうる地層を決定する。その後、炭化水素の泥質岩からの排出に関して、砂岩との境界部における毛細管圧力の大きさの違いに着目し、境界部において泥質岩・砂岩の両方に厚さの薄い格子を作成し、その部分における排出効率をあげるようにしている。さらに、キャリア層内では、基本的には浮力による上方移動と、キャリア層最上部に到達してからの側方への移動によって石油が移動していることを考慮し、キャリア層最上部とその上位の帽岩である泥質岩との両方に、同様に厚さの薄い格子を作成している(Fig. 4-12)。これは、石油のキャリア層内での側方移動をより効率的に表現することと、帽岩のシール能力をより実際に近いものにするを目的としたものである。

即ち、堆積盆内における二相流体流動が主としておこっているであろう領域について、その部分のみを抽出し、細かい格子分割をすることによって、より実際の現象に近いと想定される流れのパターンを再現してやろうという試みである。

ここで、境界において新しく作成した格子は、薄ければ薄いほど毛細管圧力の影響をより正確に表現するものと考えられるが、薄い格子を作ることによって、数値計算上の不安定が生じてしまうために、ここでは、考慮している元々の格子の20%の厚さの格子を作成するようにしている。

4. 3. 4 従来の格子分割法における計算との比較

4. 3. 4. 1 計算の設定

このようにして作成した新しい格子分割法による計算結果と、一般的な堆積盆シミュレーターで行われている時代、地層区分によって分割した格子による計算結果との比較を行った。今回の計算においては、砂岩泥岩互層からなる仮想的な堆積盆の二次元断面を用い、下から2層目の

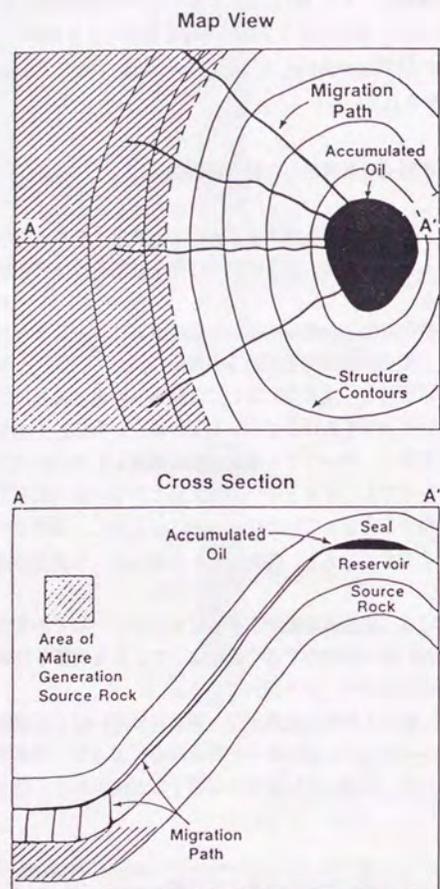


Fig. 4-11 Map view and cross section AA' of oil migration in simple anticlinal structure where reservoir rock is overlain by sealing sediments and underlain by source rock. Oil migrates updip from area of mature, generating source rock along narrow, restricted pathways to accumulation. (Dembicki, Jr. and Anderson, 1989)

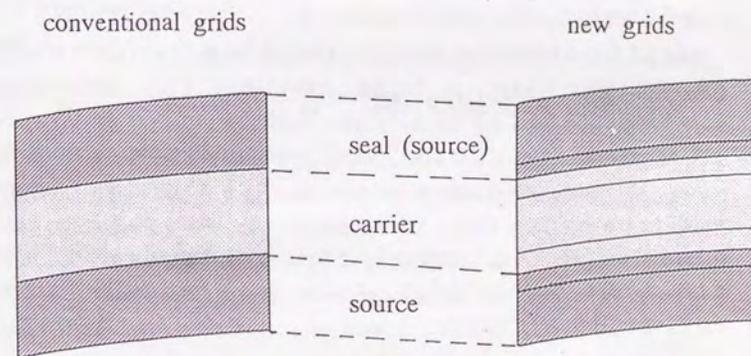


Fig. 4-12 Cartoons showing the proposed grid system along the boundary between a carrier horizon and its underlying and overlying seal/source horizons.

砂岩層を対象とするキャリアー層とし、また、一番下の泥質岩層と下から3番目の泥質岩層とを有効な根源岩とし、有機炭素量を5wt%としている。ちなみに、それ以外の部分の泥質岩層の有機炭素量は1wt%と設定している。従って、一番下の泥質岩層と2番目の砂岩層、その砂岩層と3番目の泥質岩層の境界に新しく格子を作成した場合と、一般的に行われている地層区分のみによる格子分割法との結果の違いの比較を行っている。数値計算に用いた入力値は、Table 4-2に示されている。

4. 3. 4. 2 計算結果の比較

Fig. 4-13、Fig. 4-14、Fig. 4-15は、それぞれ堆積開始後、10.4m.y.、13.65m.y.、14.3m.y.における堆積盆内における状態の出力の例である。

10.4m.y.における水飽和率分布を見ると、一般的な格子分割においては最下部の泥質岩からの石油の排出は明瞭に見られないが、今回提案した格子分割法によると、炭化水素の排出のタイミングを明瞭に読み取ることができる。さらに、堆積開始後10.4m.y.における(1,1)の地点、および、堆積開始後14.3m.y.における(8,1)の地点における深さ-水飽和率分布のグラフ(Fig. 4-16、Fig. 4-17)から、境界面近傍の格子においては、キャリアー層内の水飽和率の方が泥質岩内のそれよりも小さくなっており、また、根源岩層内では、キャリアー層に近づくにつれて急激に水飽和率が上昇していることがわかる。これは、境界面における毛細管圧力の絶対値の差によるものであると解釈され、中山(1988)やMackenzie et al.(1988)が指摘している現象を表現できていることになる。この結果は、北海のKimmeridge泥岩中に見られる炭化水素の分布形態(Fig. 4-10)(Mackenzie et al., 1988)と調和的である。

堆積開始後13.65m.y.および14.3m.y.における断面(Fig. 4-14; Fig. 4-15)では、キャリアー層中の側方への移動が見られている。ここでも、一般的な格子分割法に基づいた計算では、キャリアー層全体を通った比較的ゆっくりとした流れで側方への移動がおこっており、構造頂部における石油飽和率の値も格子全体の平均値として得られるために、それほど大きな値としては確認されない。一方、今回提案した格子分割法によれば、側方への石油の移動は、帽岩の直下の部分を通して比較的早い速度でおこっており、それ以外のキャリアー層は、側方への移動に関してほとんど貢献していないことがわかる。これは、石油のキャリアー層内での移動は、少なくとも側方への移動を考えるかぎり、限られた部分のみを用いて行われることを示しており、移動途中における石油の残留を考えた場合には、新しい格子分割法を用いた計算と一般的な格子分割法とは、明らかにその絶対値が違ってくることになる。さらに、今回の格子分割法と一般的な格子分割法とは、側方への鉞床の広がり方が違って来る結果を示している。即ち、今回の格子分割法では、構造頂部を中心に両側へ合計3つ分の格子の広がりをもった鉞床が14.3m.y.に形成されているが、一般的な格子分割では、構造頂部の格子のみに石油が濃集していると解釈される。このように、最終的に形成される石油鉞床の埋蔵量の見積りが格子分割法の違いに

Table 4-2 The input values for the calculation for the imaginary sedimentary basin.

Number of time steps		23
Length of one time step		0.65(m.y.)*
Number of grid for X direction		8
Number of grid for Y direction		1
Width of grid for X direction		2000.0(m)**
Width of grid for Y direction		2000.0(m)**
Initial porosity for mudstone		0.6
Initial porosity for sandstone		0.4
Constant of Athy's equation		
	for mudstone	6.0E-4(1/m)
	for sandstone	3.0E-4(1/m)
Heat flow between basement and sediments		1.9(hfu)***
Grain size of sandstone		medium****
Total organic carbon in mudstone		
	for Z=1 & Z=3	5.0(wt%)
	for other grids	1.0(wt%)
Composition of organic matter in mudstone		
	type I kerogen	30.0(%)*****
	type II kerogen	50.0(%)*****
	type III kerogen	20.0(%)*****
Amount of heat generation in sediments		0*****

* Length of time step is set to be constant for all time steps.

** Width of grids for X & Y directions is set to be constant for all grids.

*** Heat flow is assumed to be constant for all time steps.

**** Grain size of sandstone is set to be constant for all sandstone grids.

***** Composition of organic matters in mudstone is assumed to be constant for all grids containing mudstone.

***** Heat generation in sediments is not considered for all time steps.

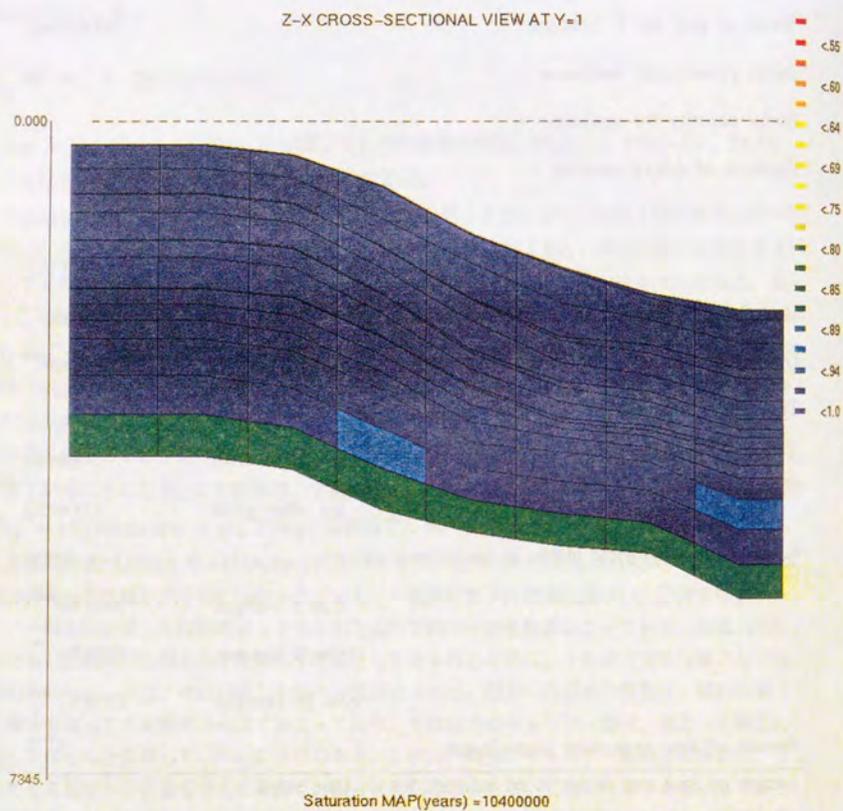


Fig. 4-13 X-Z cross-sectional displays of calculated water saturation distribution in the basin 10.4m.y. after the initial deposition.
(a) The result using the conventional grid system.

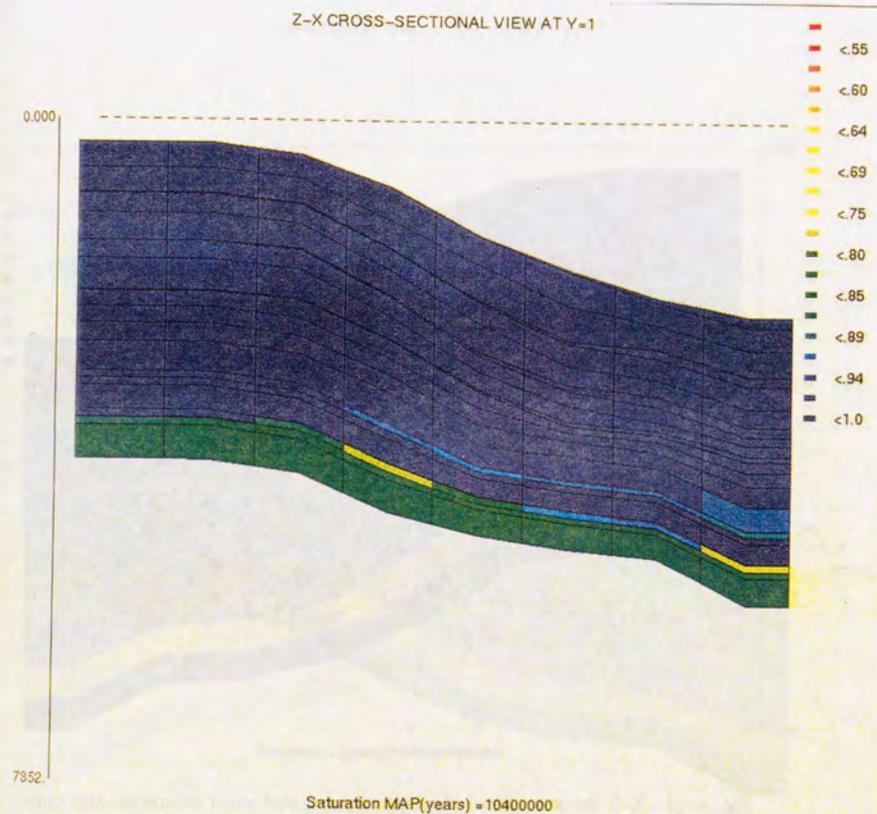


Fig. 4-13 Continued.
(b) The result using the proposed grid system.

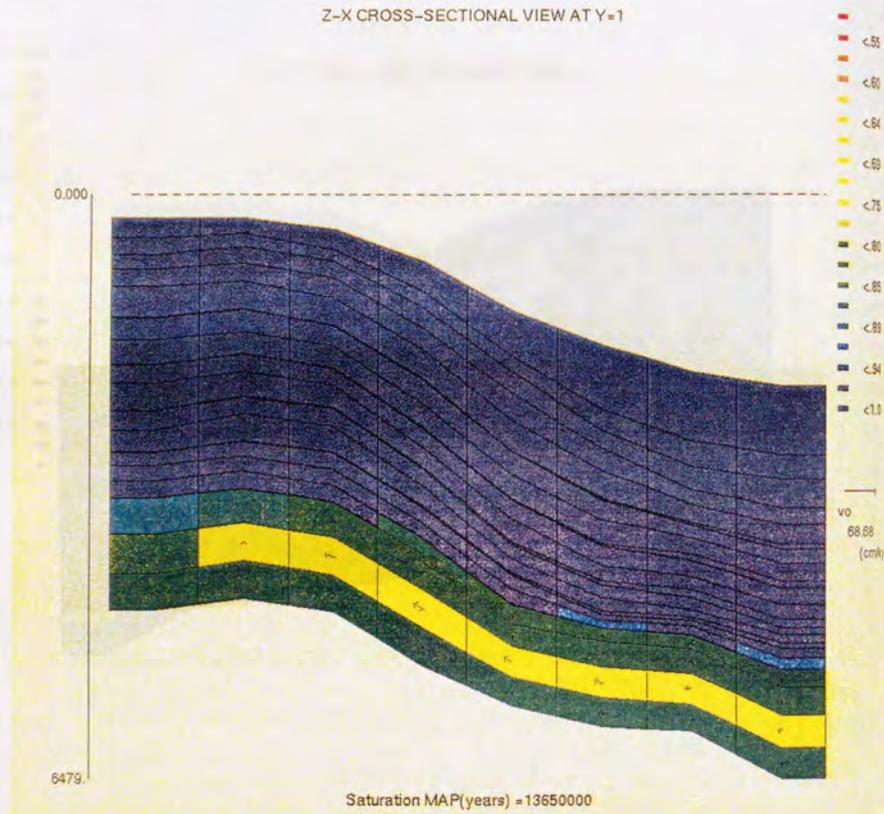


Fig. 4-14 X-Z cross-sectional displays of calculated water saturation distribution in the basin 13.65m.y. after the initial deposition.
 (a) The result using the conventional grid system.

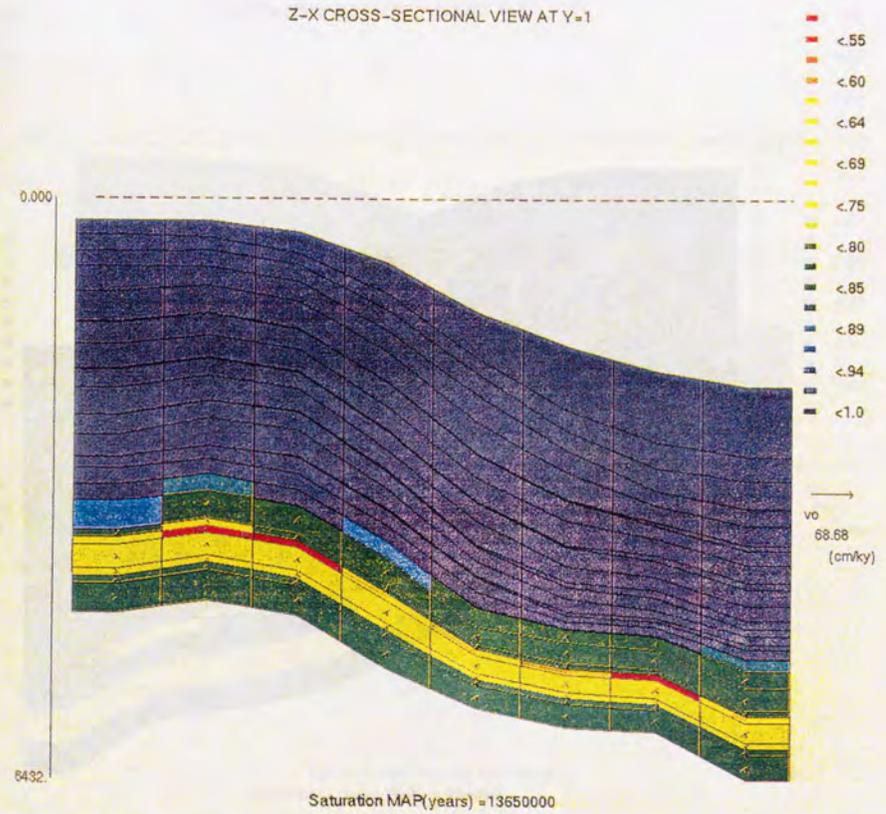


Fig. 4-14 Continued.
 (b) The result using the proposed grid system.

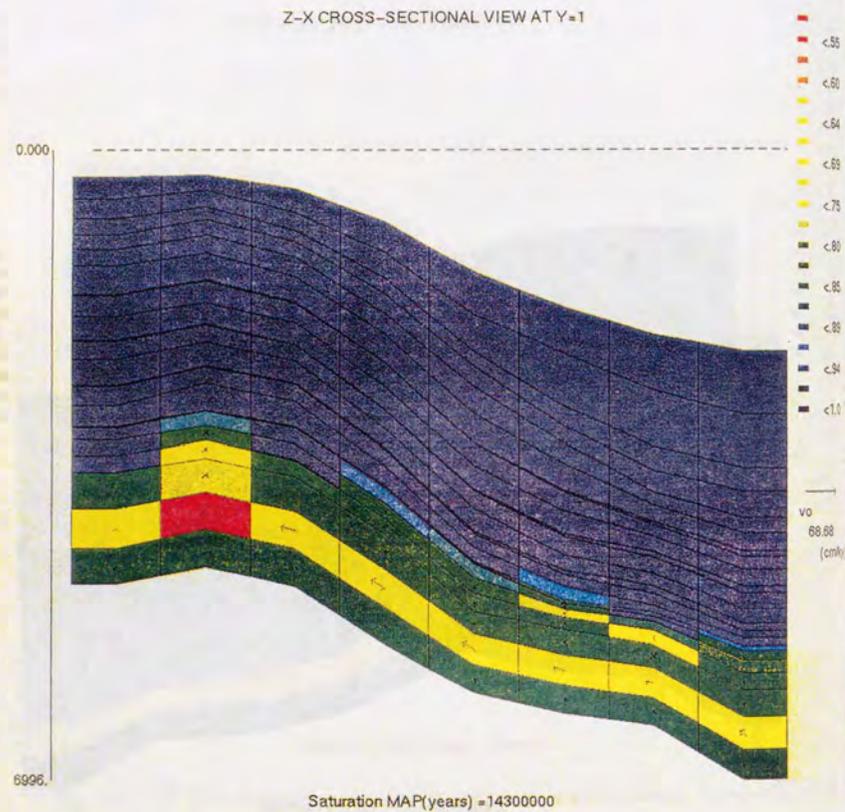


Fig. 4-15 X-Z cross-sectional displays of calculated water saturation distribution in the basin 14.3m.y. after the initial deposition.

(a) The result using the conventional grid system.

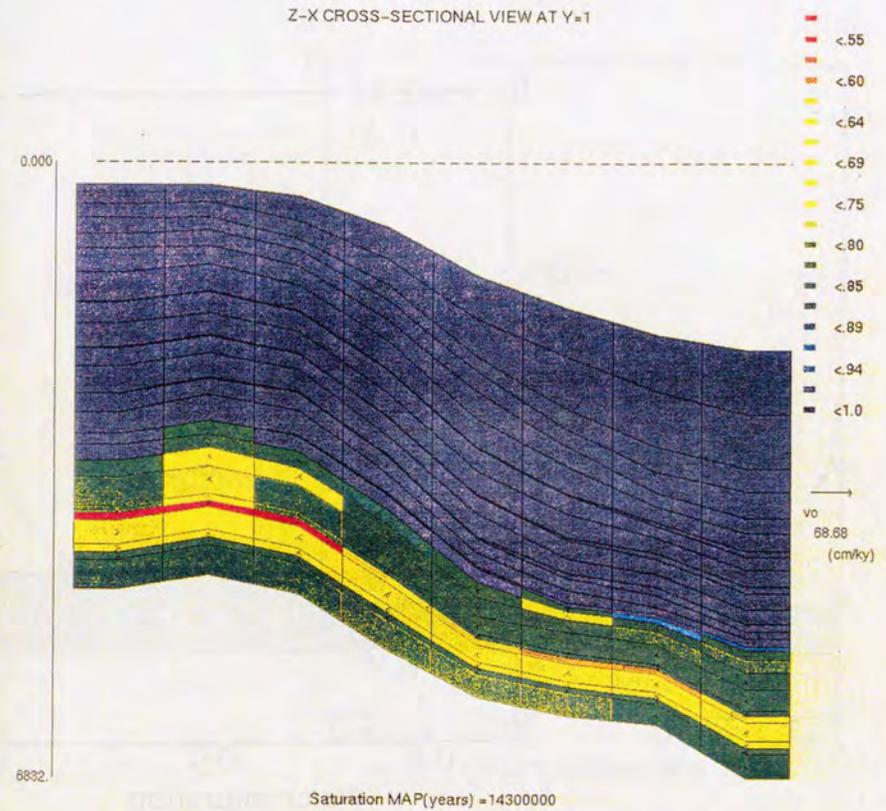


Fig. 4-15 Continued.

(b) The result using the proposed grid system.

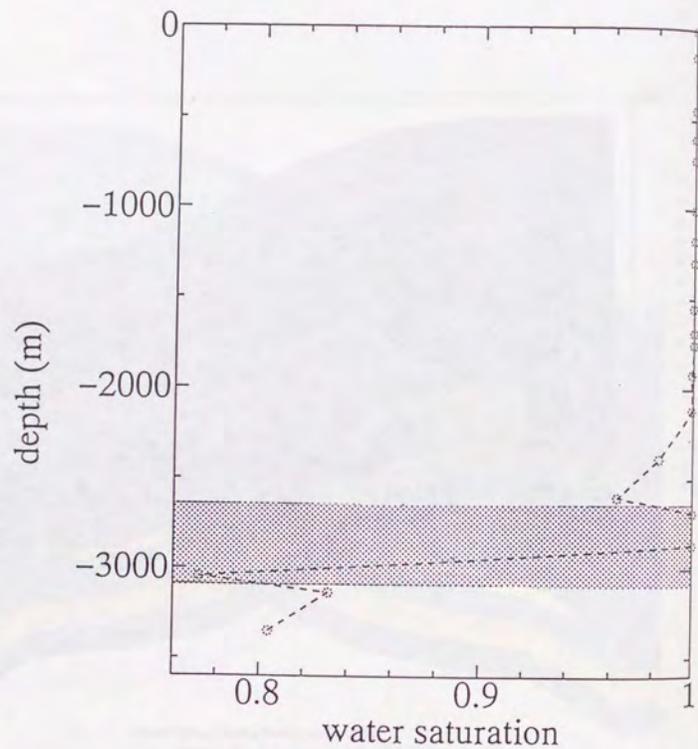


Fig. 4-16 The columnar display of calculated water saturation distribution in the basin 10.4m.y. after the initial deposition at column (1,1), using the proposed grid system. Hatched area indicates the zone of sandstone.

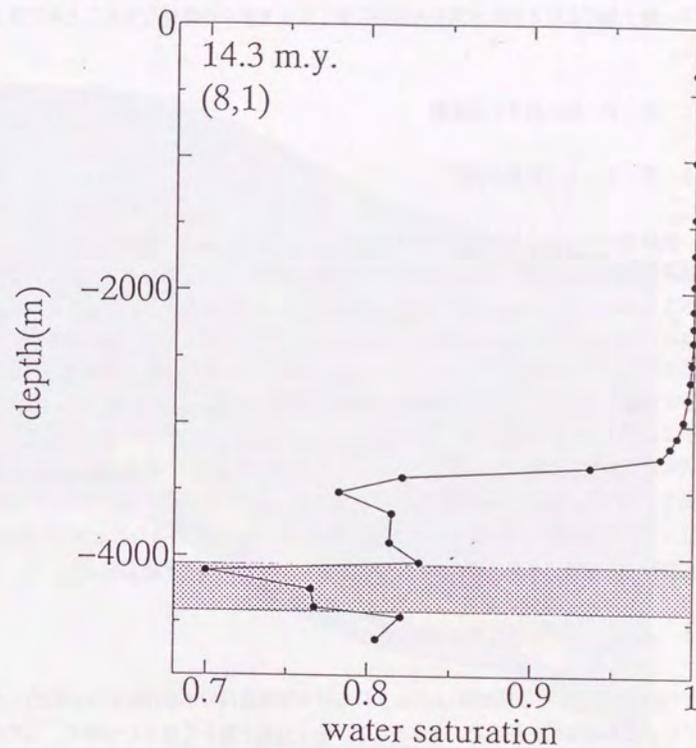


Fig. 4-17 The columnar display of calculated water saturation distribution in the basin 14.3m.y. after the initial deposition at column (8,1), using the proposed grid system. Hatched area indicates the zone of sandstone.

よって大きく違ってくることになる。

さらに、今回の格子分割法を用いると、構造頂部以外にも一次的に炭化水素飽和率が大きいところが存在することが観察される。具体的には、13.65m.y.および14.3m.y.における(6,1)(7,1)の格子のキャリア層部分である。このような部分に存在する炭化水素は将来的には浮力によって構造上方へ移動していくが、十分に大きな一次的な炭化水素の濃集であれば、それは探鉱対象となり得るはずである。即ち、新しい格子分割法を用いた計算を行った場合には、キャリア層上部における炭化水素分布形態に関してより多くの情報を得ることができると考えられる。

4. 3. 5. 細分格子との比較

4. 3. 5. 1. 計算の設定

前節で述べたように、新しい格子分割法による計算結果は、地層区分のみによって分割した格子に比べてより実際に近い計算結果を示すことが明らかとなった。しかし、このような格子分割をした結果は、全体を細かく分割した細分格子の計算結果と調和的であることも求められる。なぜなら、細分格子を作成して行った計算の方が、数値分散上の問題が小さくなるために、より正しい結果を示すと考えられるからである。従って、新しい格子分割法が有効であることを示すためには、細分格子の計算結果と調和的な計算結果が得られ、さらに、計算時間が細分格子よりも十分に早いことが必要となる。ここでは、上記の点を明らかにすることを目的とし、前節と同じ堆積盆の二次元断面を用い、一番下の泥質岩層、二番目の砂岩層、三番目の泥質岩層をそれぞれ、1、2、4、8分割した計算と、新しい格子分割法による計算との比較を行った。従って、数値計算に用いた入力値は、Table 4-2に示されているものと同じである。ここでは、比較は、水飽和率分布を代表として用い、また、計算時間の比較も行った。

4. 3. 5. 2. 計算結果の比較

Fig. 4-18は、堆積開始後14.95m.y.における堆積盆内の水飽和率分布の出力である。細分格子による計算結果を見ると、全体として、格子分割が細かくなるにつれて、石油の飽和率が大きい部分が、下から二層目の砂岩層の最上部に集中してくることが認められる。また、これらの図で、最も貯留層の高度が高い部分では、最上部には十分な石油の濃集が見られるが、砂岩層の下部では、ほとんど石油は存在していないことがわかる。即ち、構造頂部に存在している石油は、側方移動によってもたらされたものであり、直下の根源岩からもたらされたものではないことが認められる。このようは特徴は、新しい格子分割法による計算結果においても非常によく再現されており、堆積盆内全体を見た場合には、少なくとも定性的には、新しい格子分割法は、細分格子による計算と同様に、堆積盆内の流体流動をよく再現していると結論できる。さらに、新しい格子分割法と細分格子との比較をするために、いくつかの地点において、深

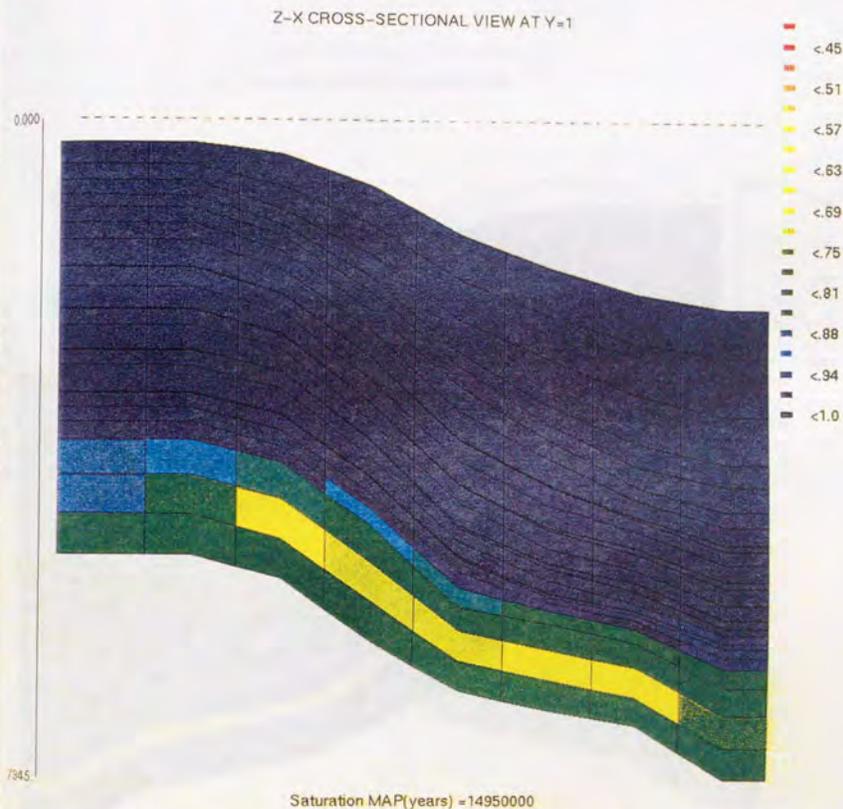


Fig. 4-18 X-Z cross-sectional displays of calculated water saturation distribution in the basin 14.95m.y. after the initial deposition.

(a) The result using the conventional grid system.

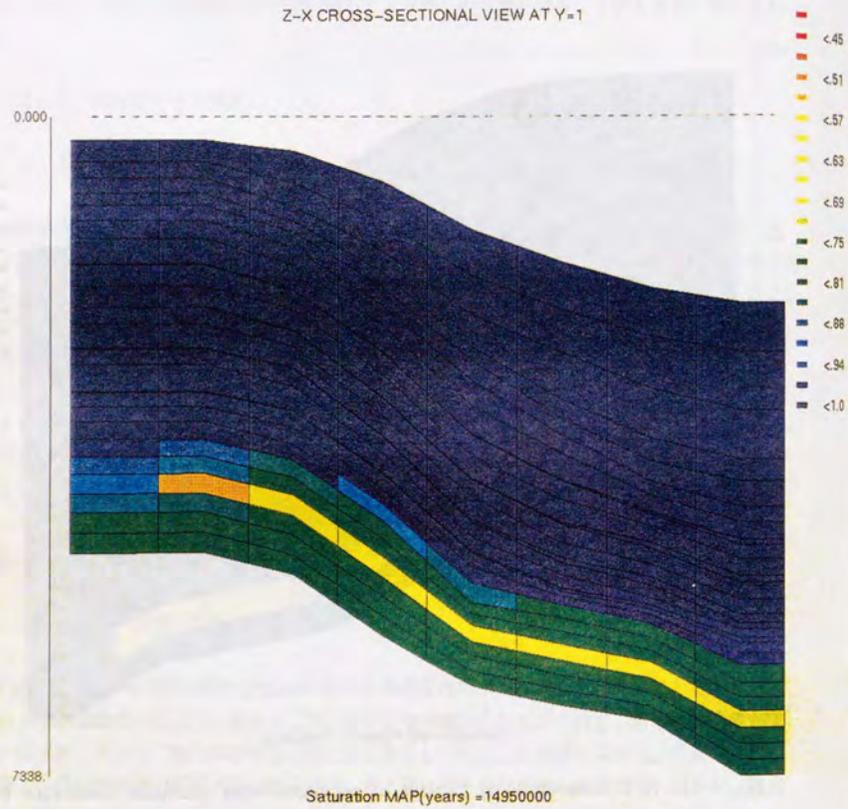


Fig. 4-18 Continued.

(b) The result using the grid system which divides the three lowest horizons into six grids.

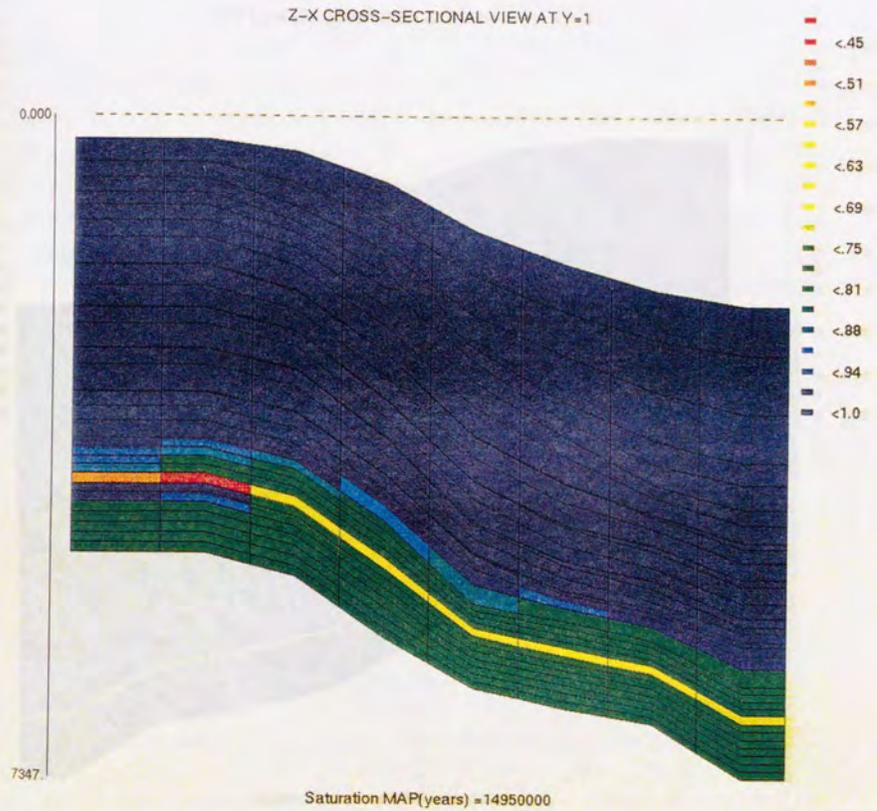


Fig. 4-18 Continued.

(c) The result using the grid system which divides the three lowest horizons into twelve grids.

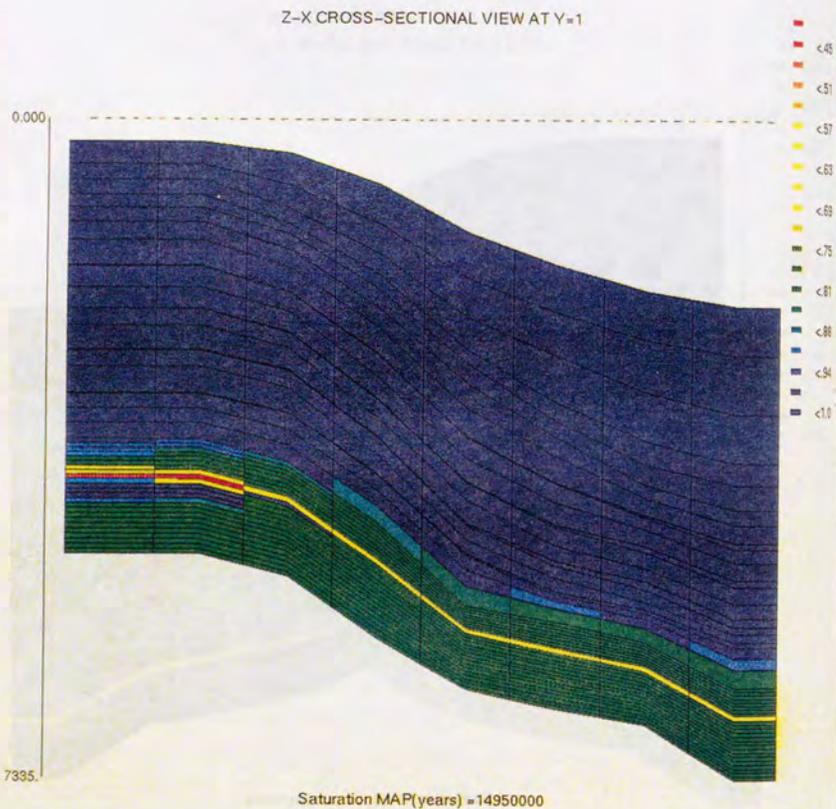


Fig. 4-18 Continued.

(d) The result using the grid system which divides the three lowest horizons into twenty four grids.

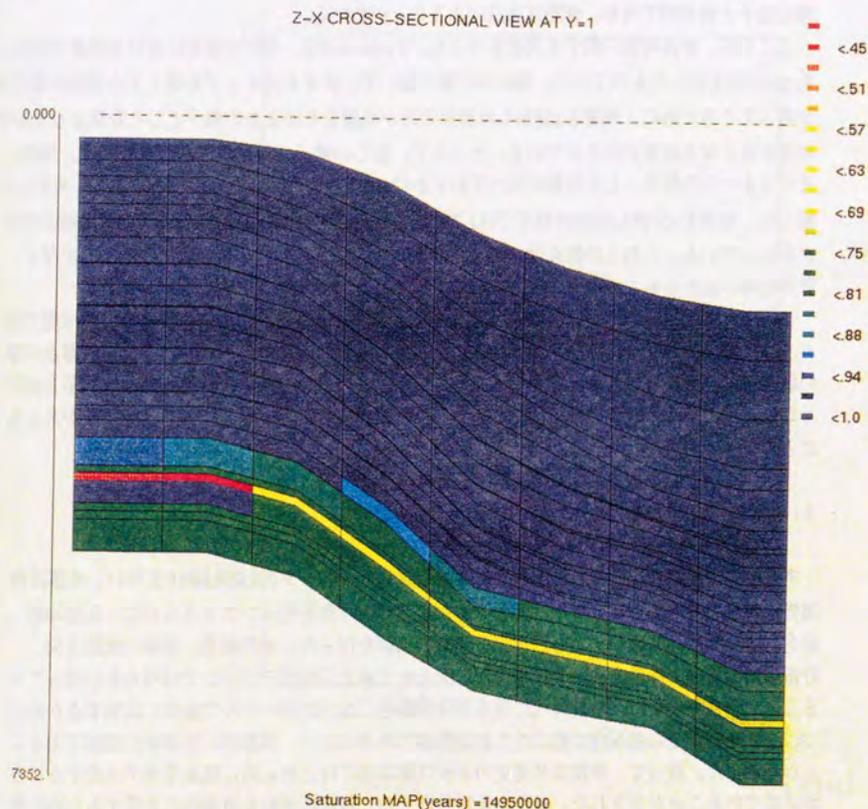


Fig. 4-18 Continued.

(e) The result using the proposed grid system.

さ—水飽和率分布のグラフを作成した(Fig. 4-19)。これらの図を見ると、新しい格子分割法による計算結果は、少なくとも地層を4分割した計算とは非常に調和的であり、また、多くの地点では8分割した計算とも調和的である。ところで、地層を2分割した計算や、地層をそのまま一つの格子とした計算では、違った水飽和率分布を示す部分が多く見られる。このことから、新しい格子分割法は、細分格子に比べてメモリーを節約することができるうえに、計算結果は細分格子と調和的であり、有効な方法であることがわかる。

ここでは、計算時間に関する比較も行った。Table 4-3は、今回の設定における計算でかかったcpu時間を示したものである。個々の計算において、タイムステップを短くする機能の働きが違ってくために、地層を2分割した計算の方が地層をそのままの格子とした計算よりも計算時間が短くなる結果が示されている。ところで、新しい格子分割法による計算時間は、地層をそのまま一つの格子とした計算に比べてわずかに1.014倍の時間がかかるのみである。それと比較して、地層を4分割した細分格子では1.397倍、地層を8分割した細分格子では4.079倍の時間がかかっている。これらの結果は、新しい格子分割法による計算時間の増加はほとんどなく、計算時間の面からもこの格子分割法が有効であることが示されている。

このように、新しい格子分割法は、計算結果は細分格子と同様な結果を得ることが可能であり、さらに、メモリーの節約、計算時間の面からも有効な方法であり、特に貯留層の厚さが厚い場合には、必要とされる計算法であろう。また、この格子分割法は、境界部分の格子を細かく切るだけでよく、既存の堆積盆シミュレータに組み込むことは容易であり、汎用性があるものと考えている。

4. 4. 本章のまとめ

本章では、前章で説明された三次元二相堆積盆シミュレータBASIN3D2Pを用い、堆積盆発達史を考慮するうえで実際に三次元モデルが必要かどうかを明らかにするために、仮想堆積盆を用いた二次元断面モデルと三次元モデルの比較を行った。その結果、流体の流動方向、貯留層内の石油の移動方向、集積量等が二次元モデルと三次元モデルとは明らかに違ってくることを示され、また、地質時代に亘る流体流動を二次元断面モデルで適切に説明するためには、流体流動がその断面内で起こることが必要であるために、原理的には非常に困難であることがわかった。従って、堆積盆発達史の解析は基本的には三次元的に現象をモデル化することが必要であることが示された。また、堆積盆内での二相流体流動を数値的に表現するために有効であると考えられる格子分割法を、地質学的観察・実験結果の解釈から検討し、その有効性を確認した。この格子分割法は、特に、貯留層の厚さが十分に厚い場合には、必要とされる格子分割法であると認識される。また、この格子分割法は、既存の堆積盆シミュレータに組み込むことは容易であり、汎用性があるものと考えている。

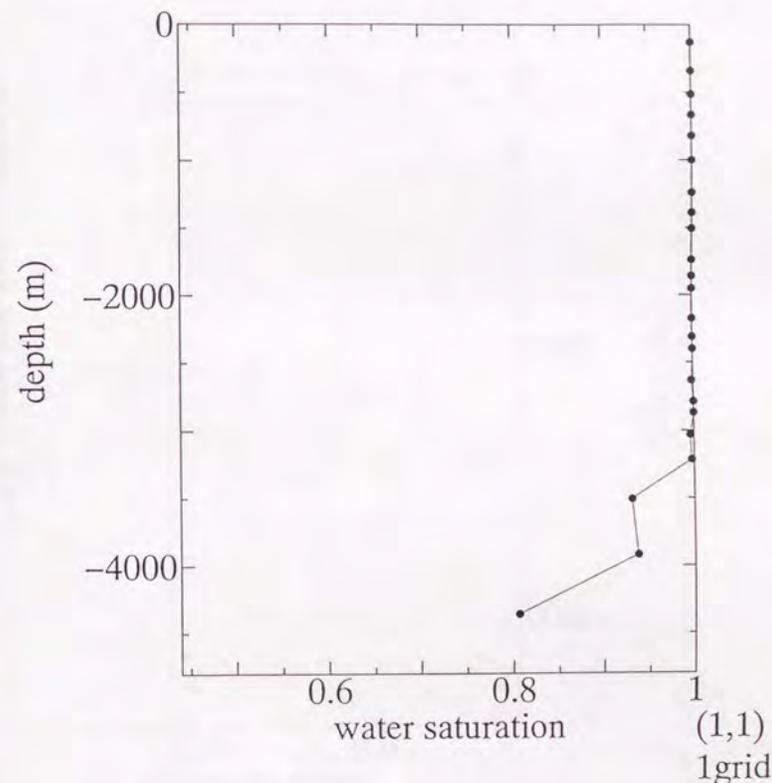


Fig. 4-19 The columnar displays of calculated water saturation distribution in the basin 14.95m.y. after the initial deposition.

(a) The result at column (1,1) using the conventional grid system.

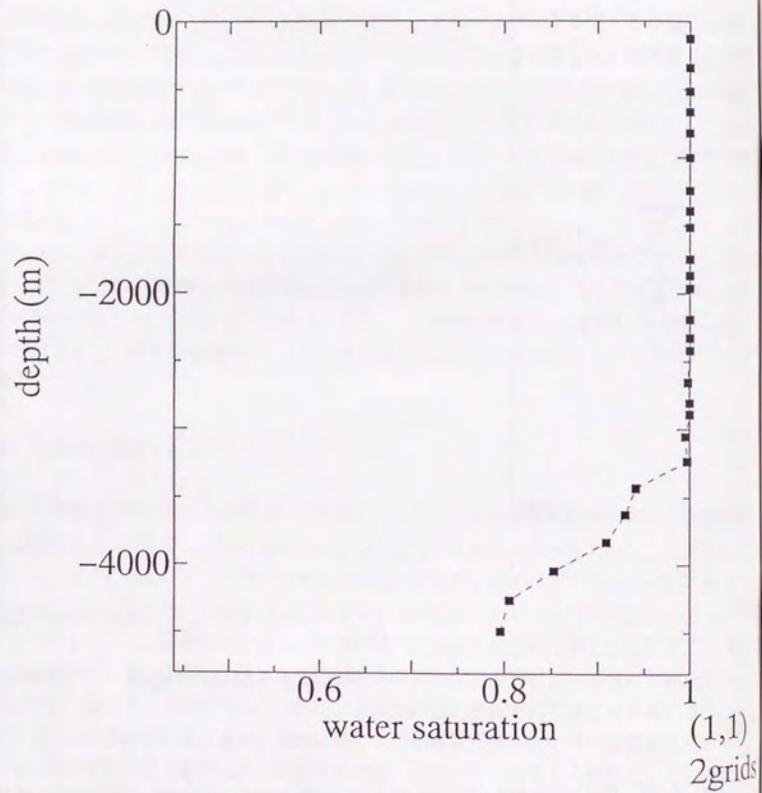


Fig. 4-19 Continued.

(b) The result at column (1,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into six grids.

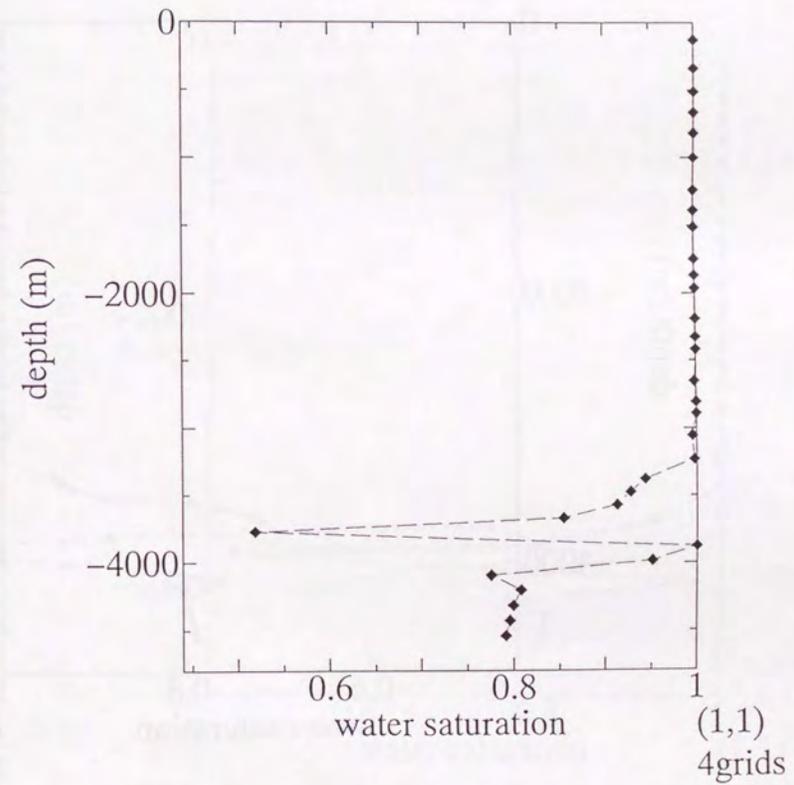


Fig. 4-19 Continued.

(c) The result at column (1,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into twelve grids.

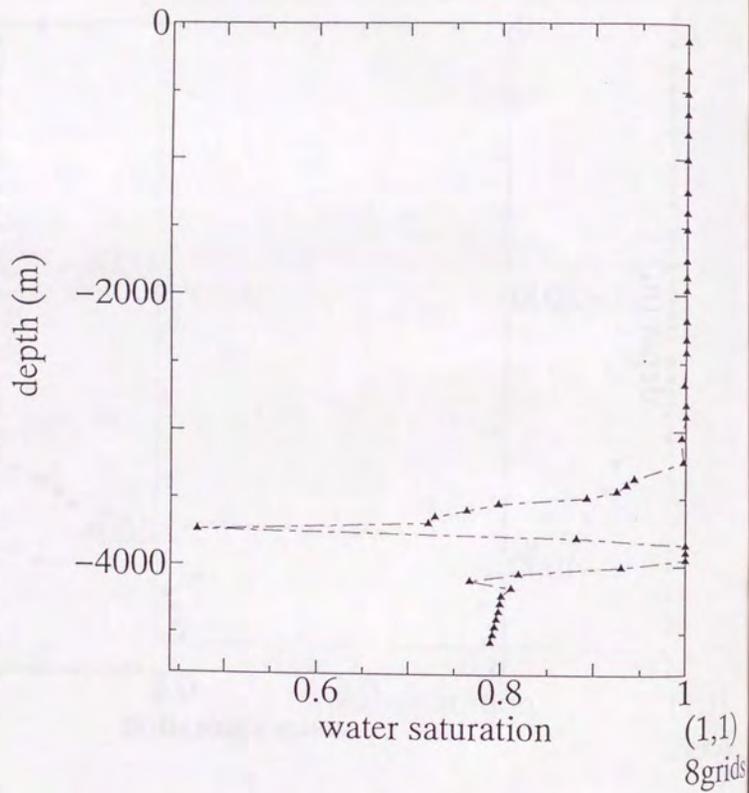


Fig. 4-19 Continued.

(d) The result at column (1,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into twenty four grids.

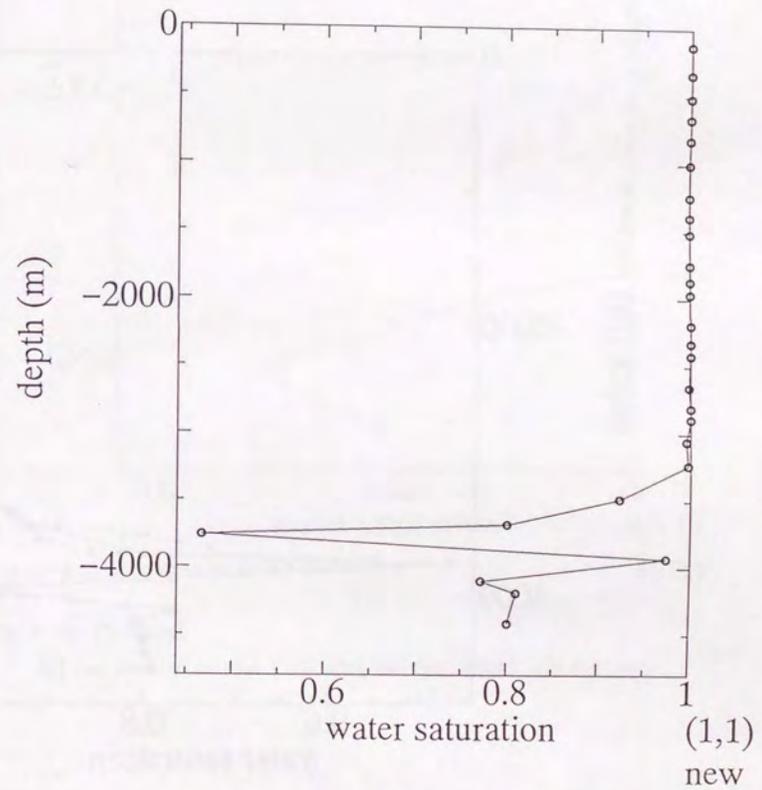


Fig. 4-19 Continued.

(e) The result at column (1,1) using the proposed grid system.

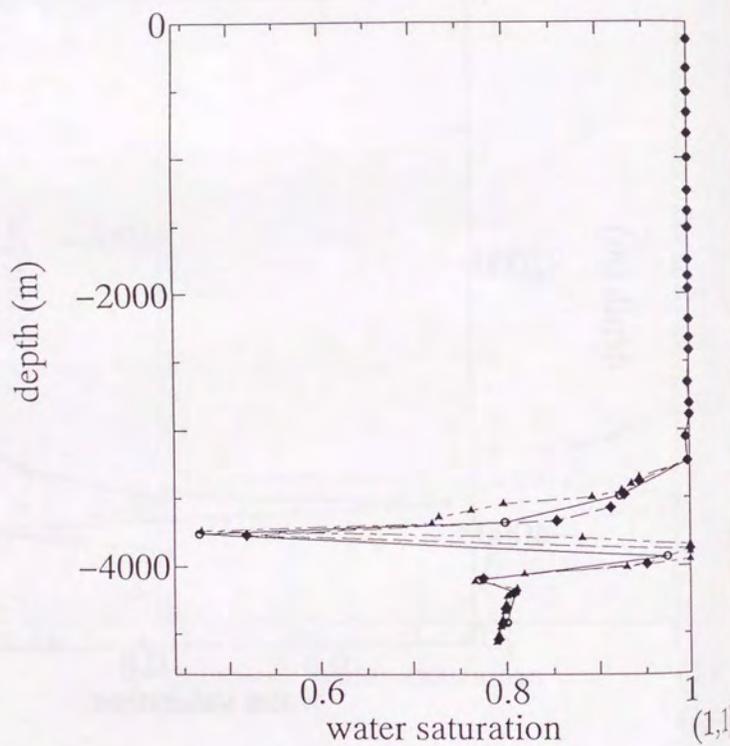


Fig. 4-19 Continued.

(f) Comparison of Fig. 4-19(c), Fig. 4-19(d) and Fig. 4-19(e). Symbols are the same as those used in each figure.

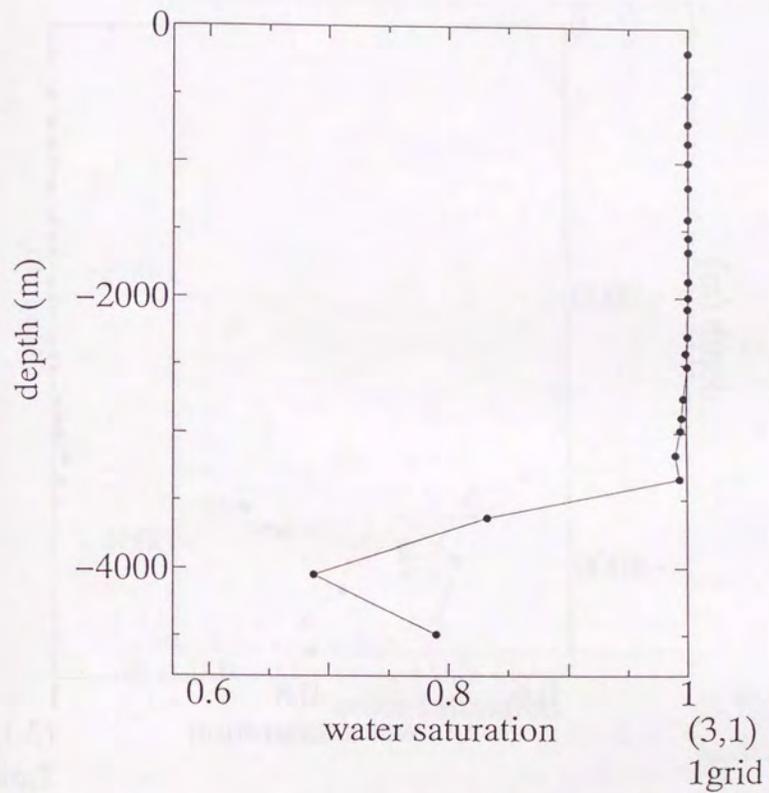


Fig. 4-19 Continued.

(g) The result at column (3,1) using the conventional grid system.

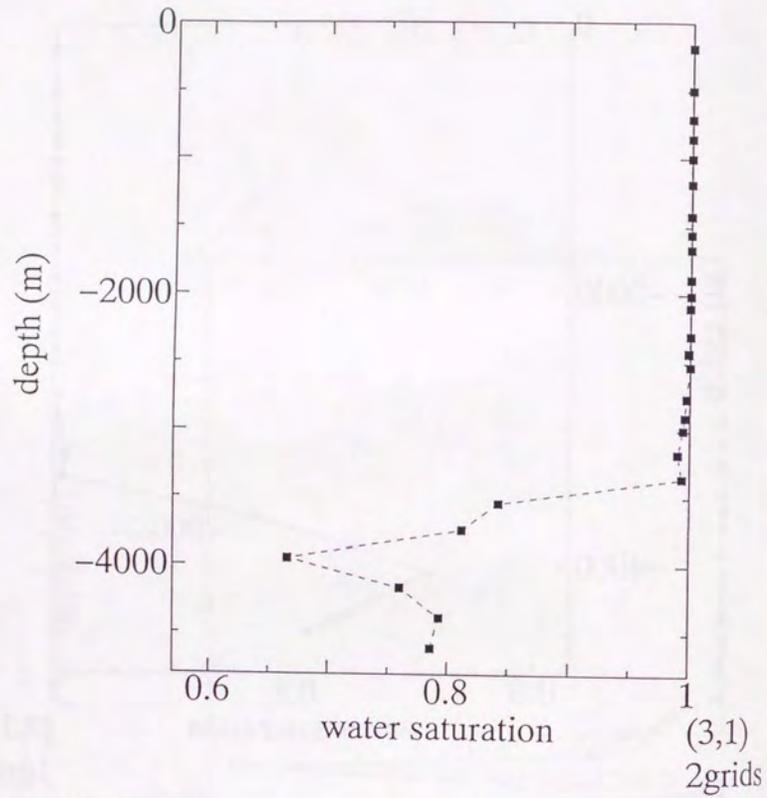


Fig. 4-19 Continued.

(h) The result at column (3,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into six grids.

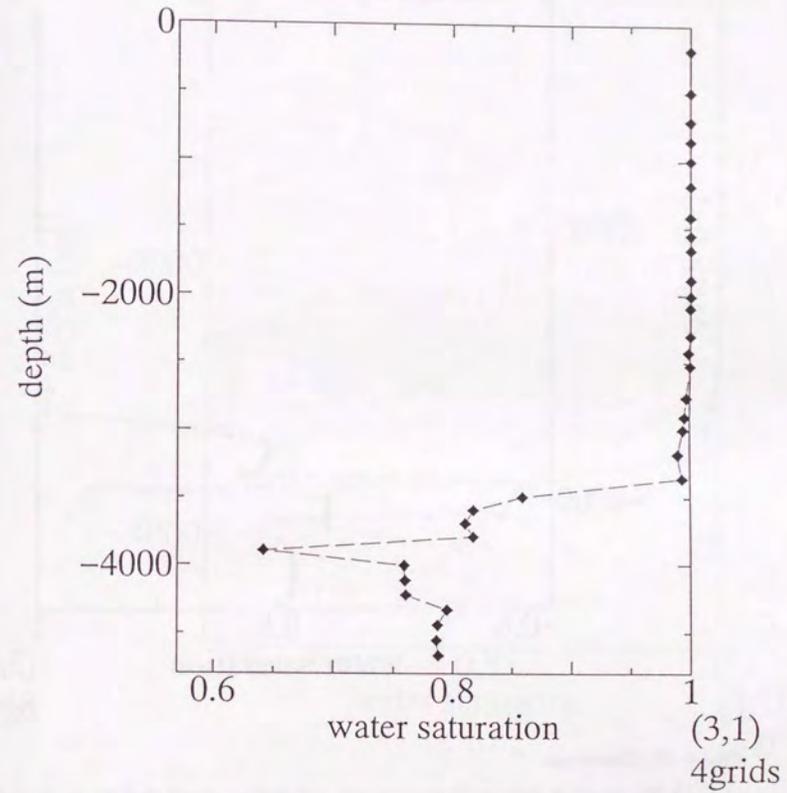


Fig. 4-19 Continued.

(i) The result at column (3,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into twelve grids.

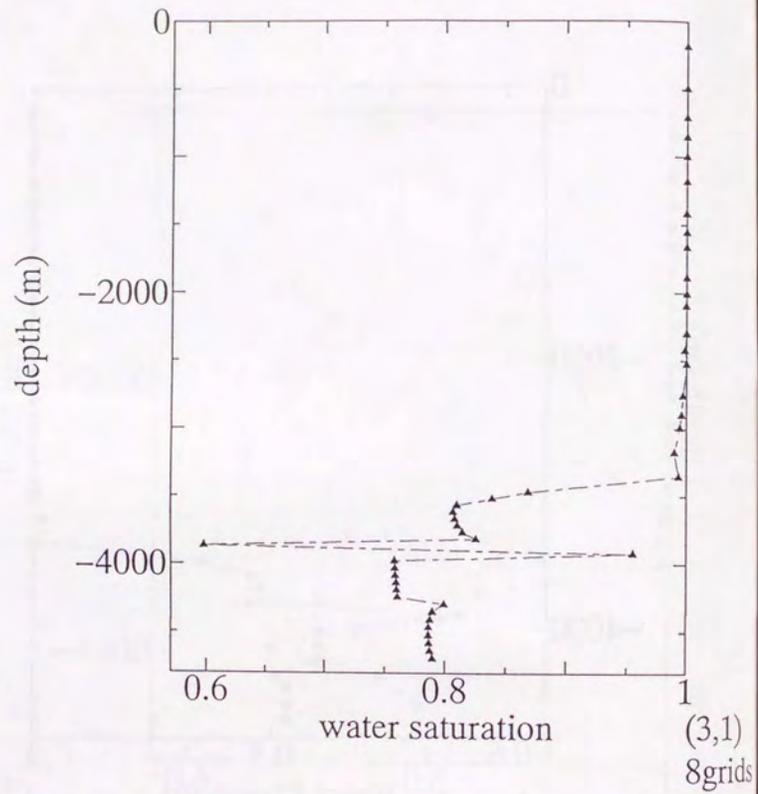


Fig. 4-19 Continued.

(j) The result at column (3,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into twenty four grids.

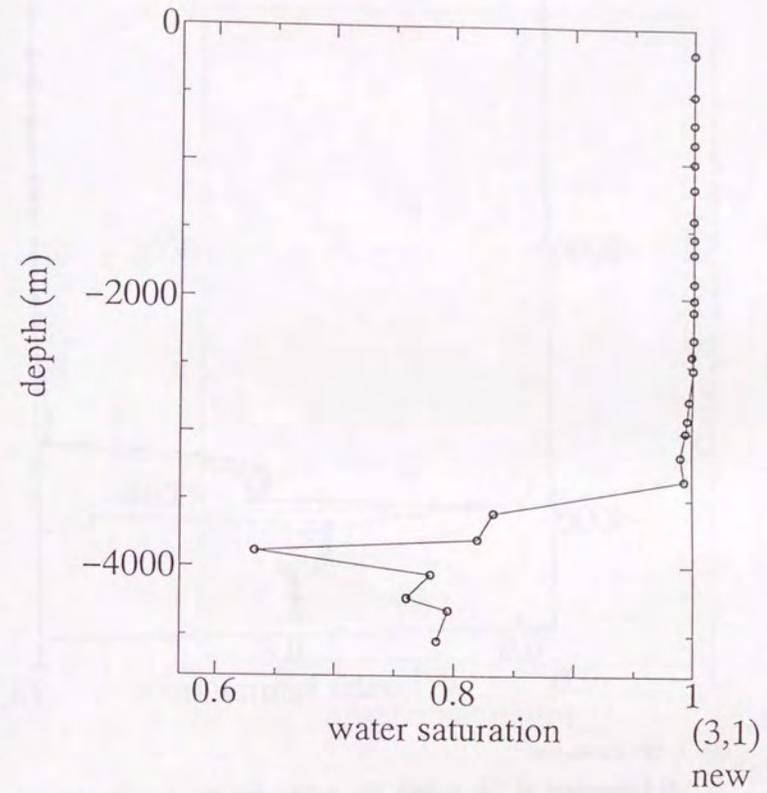


Fig. 4-19 Continued.

(k) The result at column (3,1) using the proposed grid system.

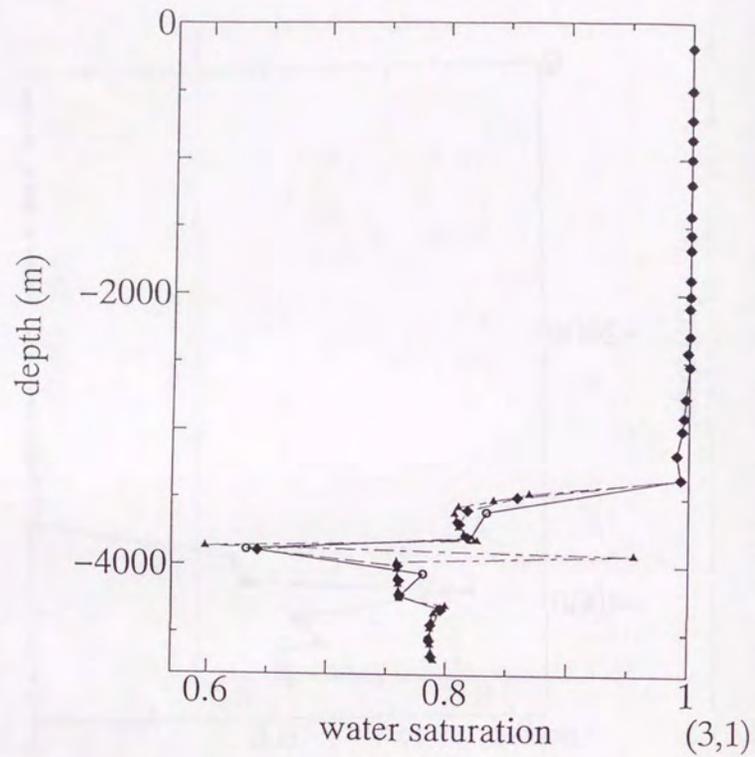


Fig. 4-19 Continued.

(l) Comparison of Fig. 4-19(i), Fig. 4-19(j) and Fig. 4-19(k). Symbols are the same as those used in each figure.

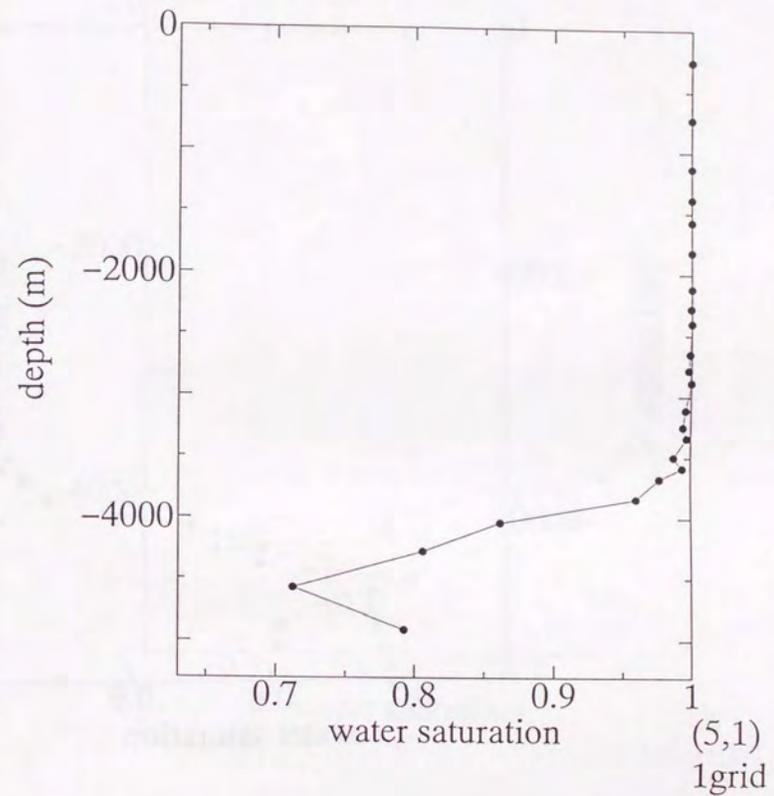


Fig. 4-19 Continued.

(m) The result at column (5,1) using the conventional grid system.

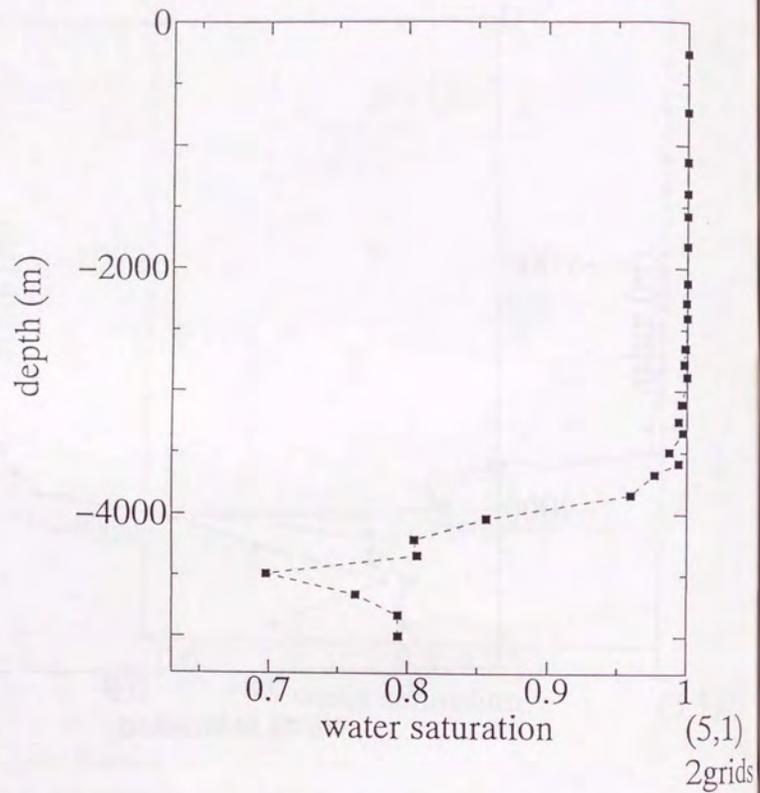


Fig. 4-19 Continued.

(n) The result at column (5,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into six grids.

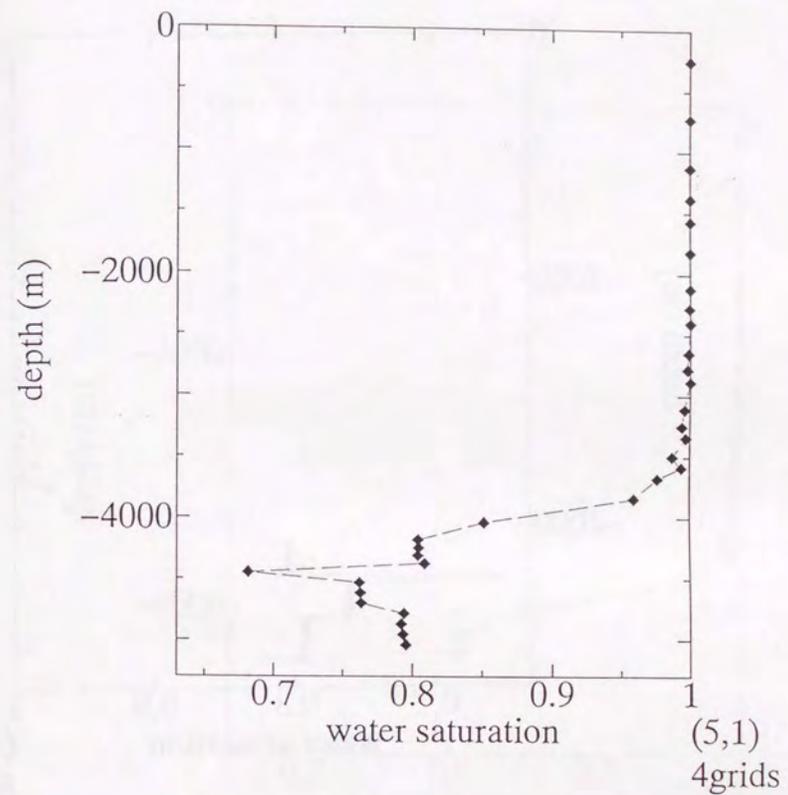


Fig. 4-19 Continued.

(o) The result at column (5,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into twelve grids.

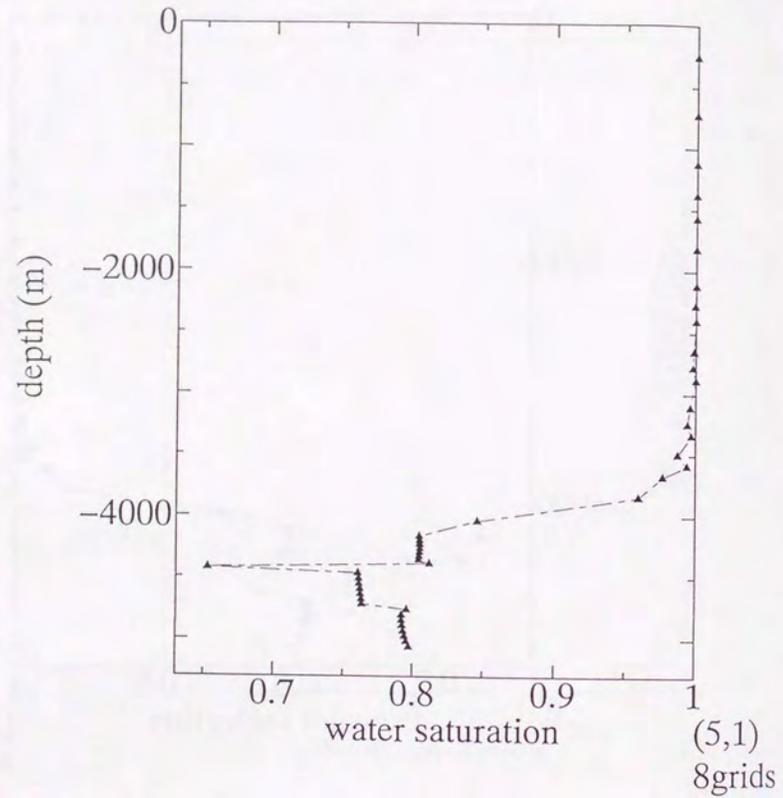


Fig. 4-19 Continued.

(p) The result at column (5,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into twenty four grids.

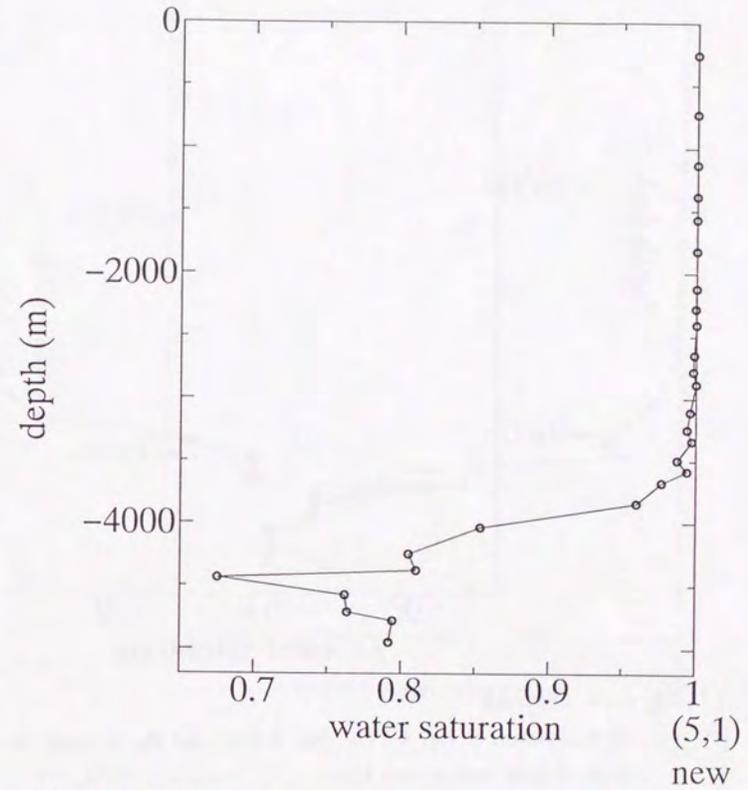


Fig. 4-19 Continued.

(q) The result at column (5,1) using the proposed grid system.

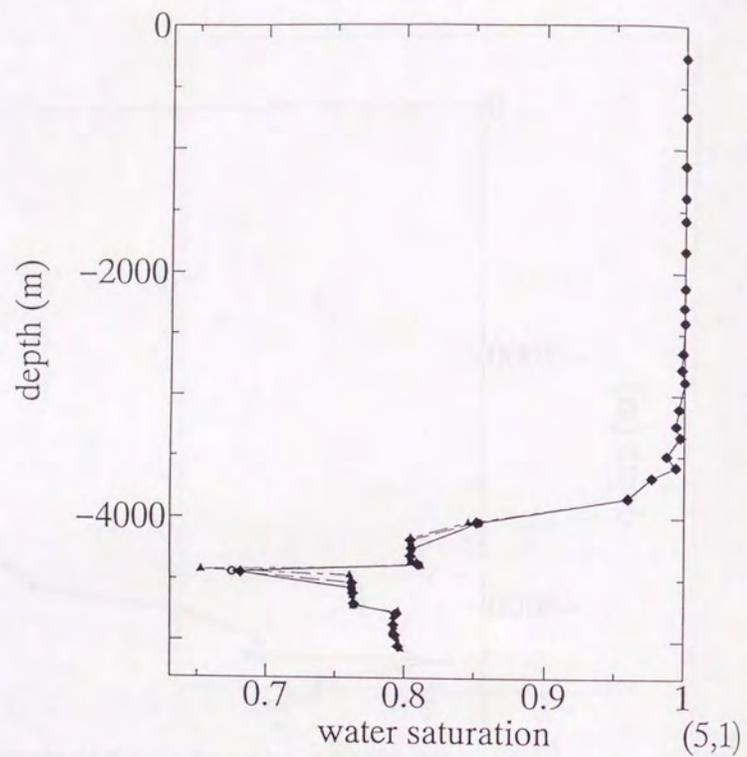


Fig. 4-19 Continued.

(r) Comparison of Fig. 4-19(o), Fig. 4-19(p) and Fig. 4-19(q). Symbols are the same as those used in each figure.

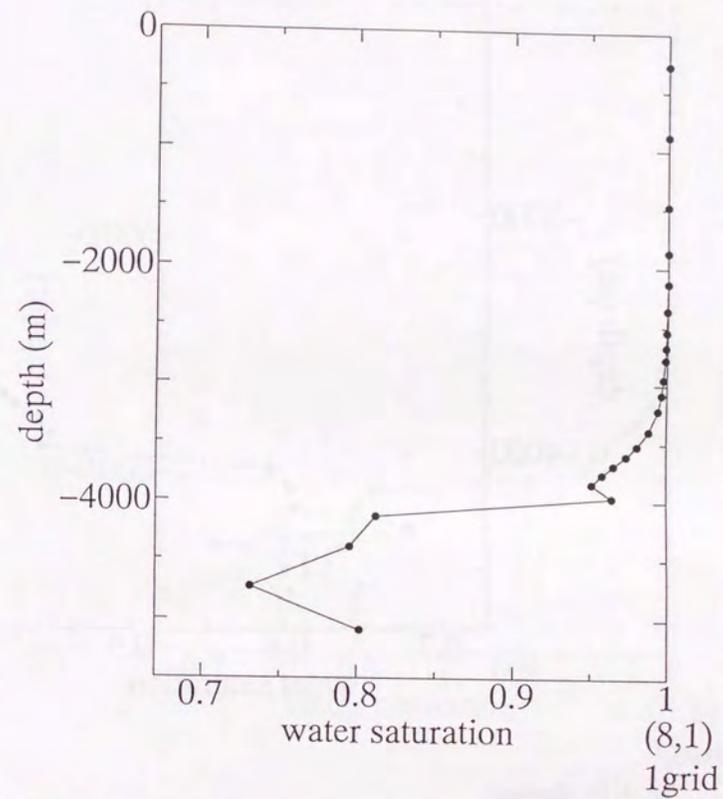


Fig. 4-19 Continued.

(s) The result at column (8,1) using the conventional grid system.

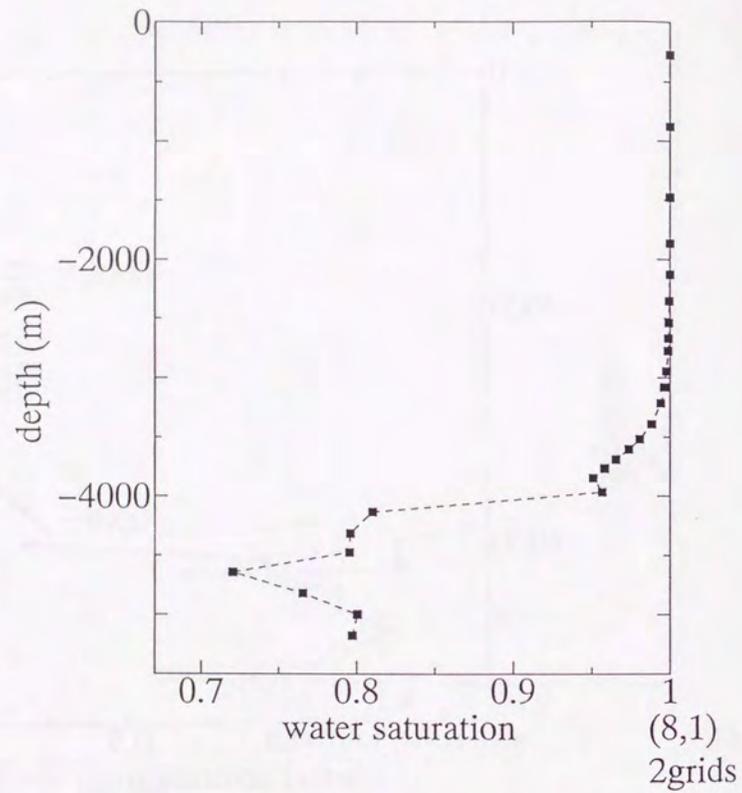


Fig. 4-19 Continued.

(t) The result at column (8,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into six grids.

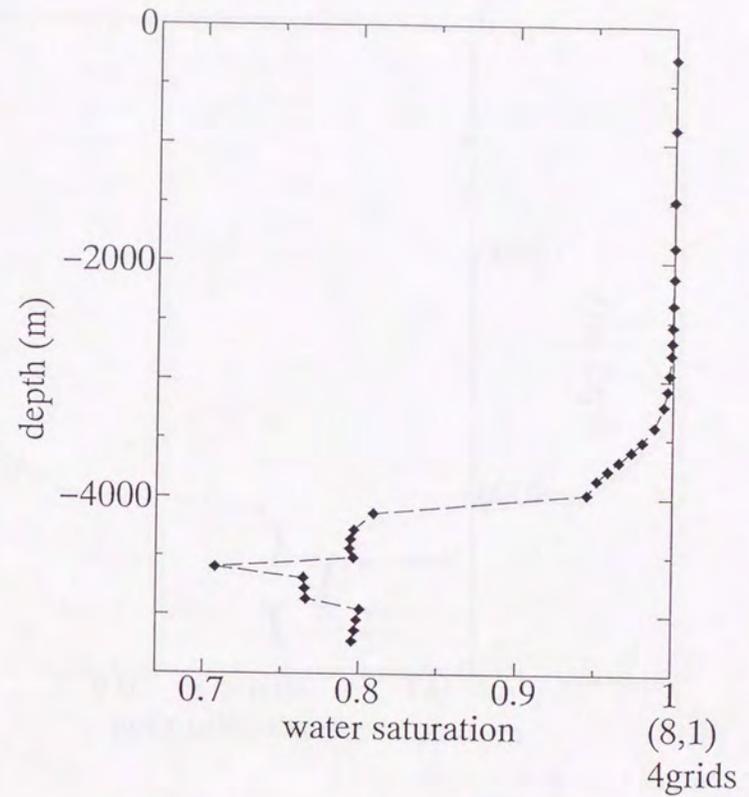


Fig. 4-19 Continued.

(u) The result at column (8,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into twelve grids.

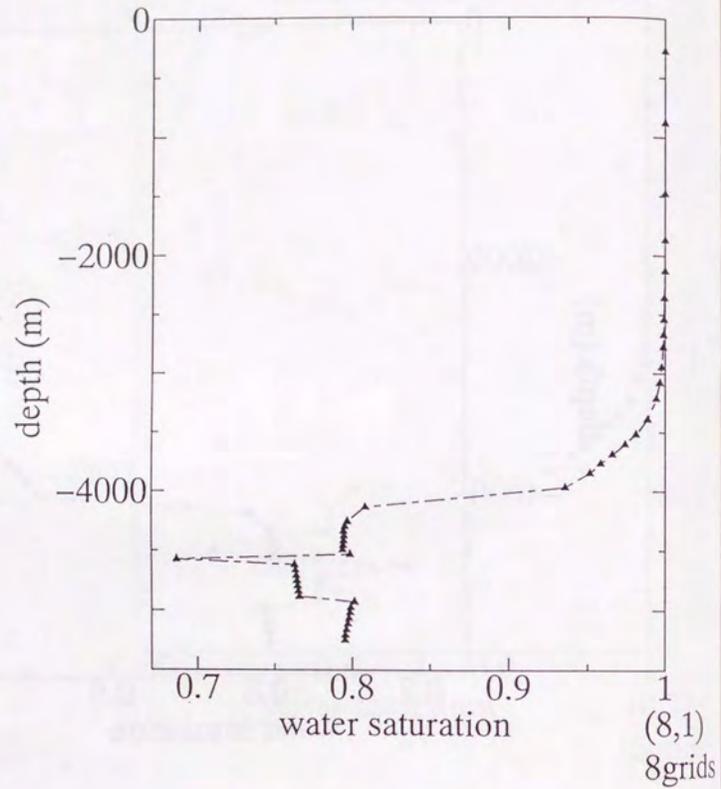


Fig. 4-19 Continued.

(v) The result at column (8,1) using the grid system which divides the three lowest horizons into twenty four grids.

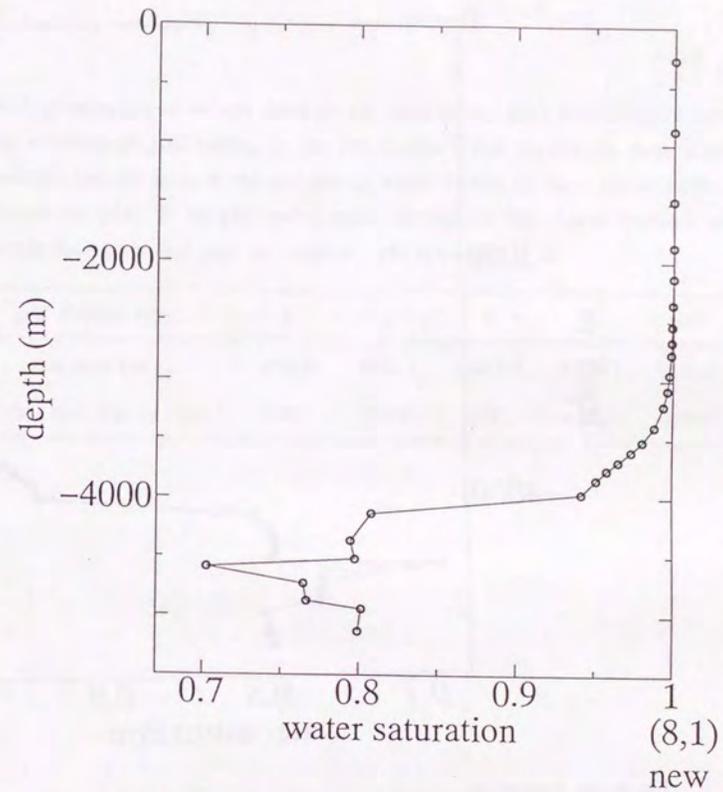


Fig. 4-19 Continued.

(w) The result at column (8,1) using the proposed grid system.

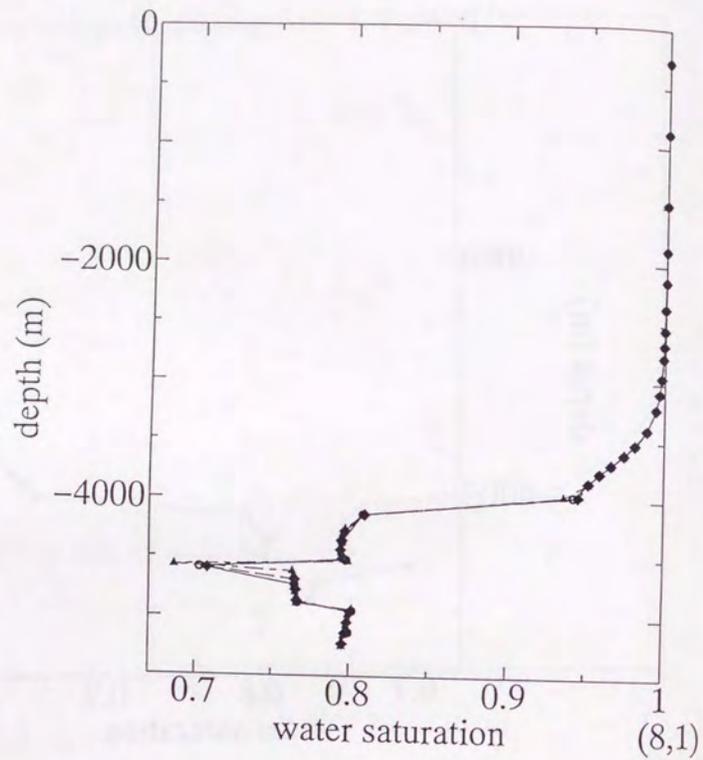


Fig. 4-19 Continued.

(x) Comparison of Fig. 4-19(u), Fig. 4-19(v) and Fig. 4-19(w). Symbols are the same as those used in each figure.

Table 4-3 Comparison of the cpu times for the calculations. Grid division types are 1: the conventional grid system, 2: the grid system which divides the three lowest horizons into six grids, 4: the grid system which divides the three lowest horizons into twelve grids, 8: the grid system which divides the three lowest horizons into twenty four grids, and new: the proposed grid system.

grid division type	1	2	4	8	new
cpu time (sec)	9058.0	8863.4	12655.9	36946.1	9181.3
cpu time/cpu time of type 1	1.000	0.979	1.397	4.079	1.014

5. 泥質堆積物の物性変化に関する実験的検討および感度解析

5. 1. はじめに

堆積盆シミュレータの計算結果は、数値計算に用いられているパラメータの与え方に大きく左右されることが一般に知られている(例えば、Schneider et al., 1993)。特に、泥質堆積物の圧密に伴う浸透率・間隙率の変化は、石油の一次移動のメカニズムおよびタイミングに関する議論と深く関連するため重要である。ところが、泥質岩の浸透性は、土質工学・農学の分野における圧密初期の段階に関する研究は多いが、炭化水素の生産には直接関係しないために、石油生成にかかわる堆積盆深部、即ち、圧密後期の情報は現在のところほとんど得られていないのが実情である。ここでは、このことを踏まえ、主に軟弱な泥質堆積物および自然条件下で固化した泥質岩が上載荷重による力学的圧密過程によって透水性をどのように変化させるかについての実験的検討と、その結果を用いた数値計算による感度解析を行った。

5. 2. 泥質堆積物の物性変化に関する検討の現状

浸透率を評価する研究は、土質工学の分野・油層工学の分野・農学の分野等で広く行われてきている。ここでは、今までに検討されてきている浸透率の評価に関して、特に泥質岩についてレビューする。ここで、浸透率を評価するうえで、3. 4. 3. 2節でモデル化しているように、間隙率をパラメータとして用いることを行うが、注意する必要があるのは、今までに求められている関係が、同じ地域の別々の試料を用いて得られた関係であるのか、一つの試料を圧密・除荷させて得られた関係であるのかを区別することである。前者の場合、自然界での様々な物理化学過程を経た結果としての浸透率-間隙率の関係が得られる可能性があるが、そこで得られた関係が、粒径分布や鉱物組み合わせの違い等の試料各々の違いによって作られている可能性がある。一方、後者の場合、室内実験で長期の地質プロセスを人工的に再現することは困難であるために、得られた浸透率-間隙率の関係は、自然環境下の現象とは異なる可能性がある。従って、このような点に注意して整理を行う必要がある。また、この点は、後に行う実験結果の整理と堆積盆シミュレータへの応用に関する議論においても重要となる。砂岩・砂質堆積物の浸透率-間隙率の関係に関しては、今までに多くの検討がなされており(Lerman, 1979参照)、いくつかの問題が指摘されているものの、浸透率-間隙率の関係はKozeny-Carman型の式で経験的に説明されている(例えば、Ungerer et al., 1990)。この浸透率-間隙率の関係は、(3.130)式に示されている。

Olsen(1966)は、Kozeny-Carman型の式の泥質堆積物への適用可能性に関して実験的検討を行っている。彼は、スラリー状の粘土鉱物を圧密セル内で圧密させ、各圧密段階で透水試験を行うという方法で間隙率と透水係数の関係を求めている。この結果は、Fig. 5-1に示されているが、泥質スラリーの浸透率と間隙率の関係は、Kozeny-Carman型の式から予測されるそれと

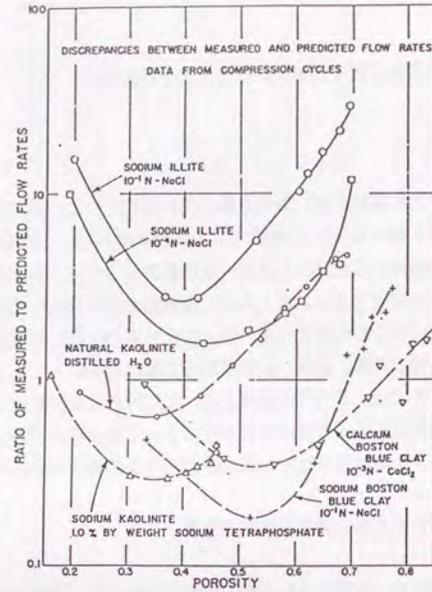


Fig. 5-1 Comparison of measured flow rates of muddy samples with predicted ones by Kozeny-Carman equation. (Olsen, 1966).

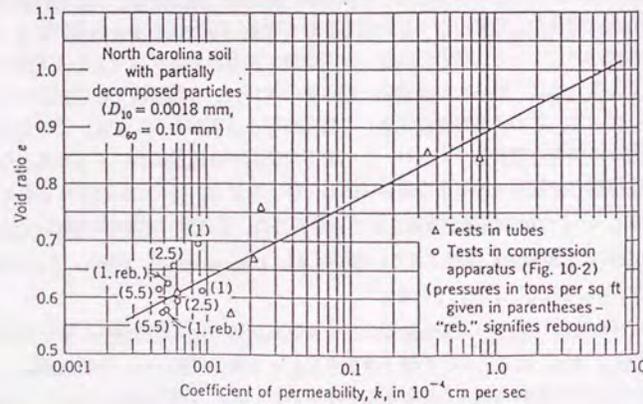


Fig. 5-2 Relationship between logarithms of measured hydraulic conductivity and void ratio. (Taylor, 1948)

は異なっていることがわかる。Olsen(1966)は、この相違の原因について、泥質堆積物内でのダルシー則の成立の是非、流体と固体間の電気力学的相互作用、等の影響を評価する試みを行っているが、泥質堆積物の浸透率の変化を適切に表現する関係を提示することは行っていない。

このような結果からも明らかなように、泥質堆積物中の間隙構造等をモデル化して理論的に浸透率-間隙率の関係を評価することを試みる場合には、粘土鉱物と流体との電気力学的相互作用等の評価を行う必要があり、また、圧密に伴う泥質堆積物の中隙構造の変化をモデル化することも必要となることから、一般には、実験的な手法によって浸透率と間隙率の関係を明らかにするアプローチがなされてきている。

このようなアプローチは、かなり早い時期から行われている。例えば、Taylor(1948)は、Fig. 5-2に示すように、間隙比を横軸に、透水係数の対数を縦軸に取ったグラフ上で測定点を直線で結んでいる。この関係はその後の多くの研究者によって採用されており、

$$\log K = \log K_0 - \frac{e_0 - e}{C_K} \tag{5.1}$$

という形でTavenas et al.(1983)によって整理され、現在、土質工学の分野で最も一般的に用いられている。ここに、K:浸透率、K₀:初期浸透率、e₀:初期間隙比、e:間隙比、C_K:浸透率変化指数、である。また、これ以外にも、Smarasinghe et al.(1982)は、Kozeny-Carman型の式を修正して、泥質堆積物に適用する形として、

$$K = C \frac{e^n}{1+e} \tag{5.2}$$

という関係を提案している。ここに、C_n:定数、である。Smarasinghe et al.(1982)によると、定数nは、4から5の値を取る。さらに、Mesri and Olson(1971)は、(5.1)式は、間隙比の変化幅がひろい場合には適当ではないとし、

$$\log K = A \log e + B \tag{5.3}$$

という関係式を提案している。ここに、A,B:定数、である。

Tavenas et al.(1983)は、様々な研究から得られたこれらの関係式の評価を行うことを目的として、アメリカ合衆国とスウェーデンの未擾乱の泥質堆積物の圧密試験と各圧密段階での透水試験を行っている。その結果、粘土の種類、初期間隙比、間隙比の範囲を制限せずに成り立つ一般的な浸透率と間隙比の関係は存在しないが、初期間隙比が2.5以下で体積歪が20%以下の領域に限定すれば、(5.1)式を用いるのが最もよい浸透率の評価を与える結論している。さらに、この式のC_Kは、初期間隙比e₀との間に、

$$C_k = 0.5e_0 \quad (5.4)$$

の関係があると指摘している。

泥質堆積物についての検討と比較して、固結度の高い泥質岩の浸透率を評価する試みは、泥質岩の浸透率自体が非常に小さいために、実験上の困難さからそれほど行われていないのが現状である。今までに行われてきている検討は、多くの泥質岩試料の間隙率と浸透率を計測し、それらの間の相関関係を求めるという方法で行われているものである。Bryant et al.(1975)は、メキシコ湾内の堆積物の圧密試験から、Terzaghi圧密(石原, 1988参照)を仮定して浸透率を推定し、さらに、それらの試料を粒径によってグループ分けし、それぞれのグループで浸透率と間隙率の関係(3.128式)のような指数関係の形でまとめている。また、Magara(1978)は、日本、カナダ、アメリカ合衆国の数百から数千メートルの深度から得られたコアデータを用いて泥質岩の浸透率および間隙率を計測し、それらの間の関係を検討している。さらに、Dutta(1988)は、Bryant et al.(1975)のデータと彼自身が計測した泥質岩の浸透率-間隙率のデータから、圧密に伴う泥質堆積物・泥質岩の浸透率-間隙率の関係の検討を行っている。

このように、泥質堆積物の浸透率-間隙率の関係を評価するような検討は、比較的圧密初期では、実際の泥質堆積物を室内で圧密させながら計測していく方法が用いられており、また、圧密後期の試料に関しては、多くの試料の結果を一つの用紙上にプロットしてその関係を求める方法が用いられている。堆積シミュレータに用いるためのデータとしての浸透率-間隙率の関係を泥質堆積物から泥質岩に至るまで連続的に把握するためには、粒径分布や粘土含有率等の試料の性質の違いの影響を含んでくる可能性がある泥質岩で行われている手法よりも、一つの試料の間隙率と浸透率の変化を追跡し、それらの関係を明らかにする泥質堆積物で行われている方法を用いるほうが望ましいと考えられる。このような観点から、圧密試験を行いながら浸透率を計測している今までの研究を見てみると、ほとんどのものは間隙率の大きな領域での検討しか行っていない。具体的には、圧密時の最大上載応力として数kgf/cm²程度しかかけていないものがほとんどである。例外的に新城・小宮(1984)は、沖縄の島尻層群の泥質岩をそのまま試料としたものと、一度破碎した後スラリーとしたものを用いて数百kgf/cm²程度までの高圧圧密試験を行っている。彼らは、その試験の結果から、Terzaghi圧密を仮定して、圧密係数から浸透率を推定している。しかし、一般に圧密係数から浸透率を求めた値は、実測値と大きく違ってくることが知られており、浸透率に関して詳細な議論を行う場合には、浸透率を実測することが重要であることが指摘されている(例えば、Olson and Daniel, 1981)。ところで、数百kgf/cm²程度の高圧圧密試験において、泥質堆積物・泥質岩の圧密に伴う浸透率を実測した例は今回の検討結果(Tokunaga et al., 1994; 細谷ほか, 1994; 細谷ほか, 1995)以外見ることができない。

以上の検討を踏まえ、本章では、高圧圧密試験機・高圧三軸圧縮試験機を用いた圧密試験と浸透率計測を行い、泥質堆積物の力学的圧密過程における浸透率の変化を間隙率の関数として求める。その後、これらの結果の長期地質過程への適用に関する検討を行い、さらに、シ

ミュレータを用いた泥質堆積物の堆積発達過程に与える影響について感度解析による評価を行う。

5. 3. 泥質スラリーを用いた一次元圧密実験

5. 3. 1. はじめに

本節では、力学的圧密過程において泥質堆積物の浸透率が間隙率との間にどのような関係を保ちながら減少するかを明らかにするために、泥質スラリーを用いた一次元圧密実験と、同様の検討を行っている過去の文献の整理を行った。実験は、泥質スラリーを圧密し、変位が安定した段階で変水位型の透水試験を行い、各圧密段階での間隙率と浸透率を求めることを行った。ここでは、実験方法、実験に用いた試料、実験結果の整理法と整理の結果、文献整理から得られる過去の実験結果との比較を行う。

5. 3. 2. 実験装置および実験法

本実験に用いた実験装置の模式図はFig. 5-3に示されている。また、実験の流れはFig. 5-4に示されている。

実験の具体的な方法は以下のとおりである。

泥質岩サンプルをローラーミルで粉碎した粉末もしくは、市販の粘土粉末を用い、試料を十分な水と共に試料室内に流し込む。その後、ピストンを静かに落とし、ピストンの荷重でわずかに圧密を進行させ、その過程で排出される水を用いて、実験系内を水で飽和させる。

載荷は、はじめの数kgf/cm²までは、ピストンの上におもりをのせて行う。この場合、変位を計測するためにのせている円盤とピストンを合わせた質量が8kgであるから、これにおもりの質量を足し合わせ、重力加速度をかけてやり、さらに試料の断面積で割ってやると圧密上載応力が計算される。ただし、おもりで載荷できる上載荷重には限界があり、これ以上の上載荷重をかける場合には、油圧を用いた載荷装置を用いる。この場合の上載荷重は、ロードセルで計測される。今回の実験で用いた載荷装置の最大能力は500kgf/cm²であるが、試料の直径は載荷装置のピストンの1.11倍であるから、試料に載荷される最大上載応力は405kgf/cm²となる。

高圧領域での圧密試験をこのようなシリンダー内で行う場合、ピストンおよび試料とシリンダーの側面との摩擦がかなり大きくなることが指摘されている(例えば、新城・小宮, 1984)。従って、試料にかかっている垂直応力は、圧密上載応力に比べて側面摩擦の分だけ小さくなる。新城・小宮(1984)は、側面摩擦の影響について実験結果を用いた検討を行っている。しかし、側面摩擦は実験装置の特性、試料の直径などに大きく依存するために、それぞれの実験装置ごとに検討する必要がある。本実験装置では、ピストン最下部にあるシール部分に銅リングを用いていることから、シール部分の摩擦が圧密上載応力が増加するに従って急激に大きくなるこ

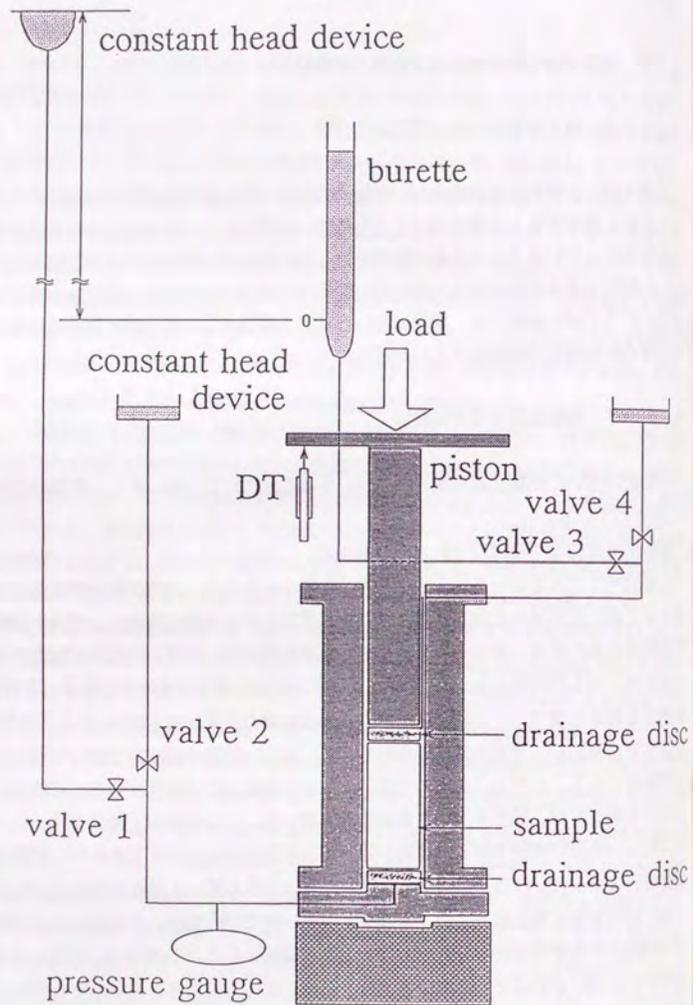


Fig. 5-3 Schematic diagram of the one-dimensional consolidation-permeability measurement apparatus used in this study.

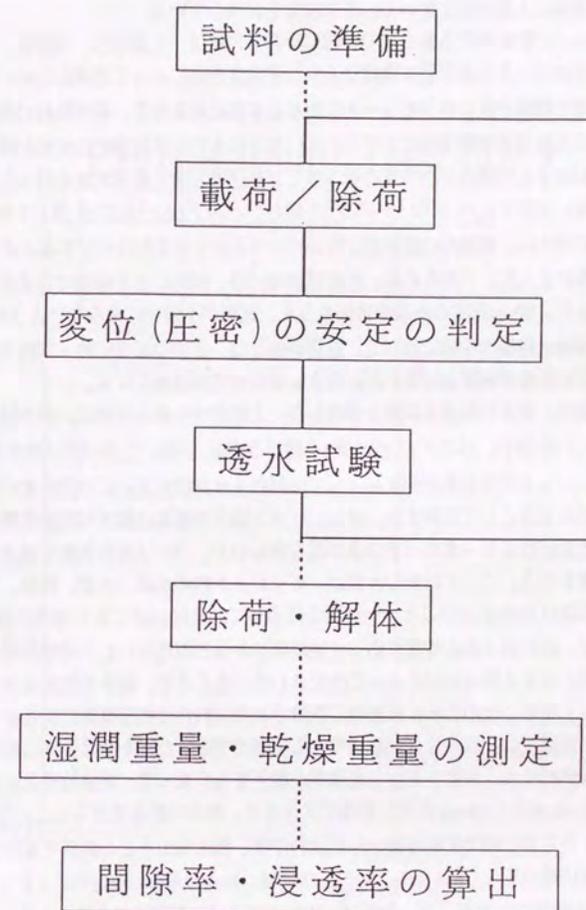


Fig. 5-4 Procedures of the experiments in this study.

とが予想される。しかし、両者の関係を明らかにし、補正を行っていくことは極めて困難であると考えられる。従って、本実験では、試料内の応力に関する考察は行わない。以下では、参考として加えた上載応力を用いて、圧密段階を表現している。

載荷時および変位が落ち着くまでの間に計測した値は、上載応力、軸変位、および時間である。軸変位はピストンと平行に取付けられた変位変換器によって精度0.01mmで計測され、AD変換器を経て時間と共にコンピュータに取り込まれ記録される。載荷後約12時間程度経た後に、上記の変位変換器の精度で変位が見られない場合にその荷重段階での圧密が終了したと見做した。圧密が終了した時点でバルブを切り替えて後述の方法で透水試験を行った。バルブは透水試験時を除いては常にバルブ2とバルブ4を開け、バルブ1とバルブ3を閉じておく(Fig.5-3)。圧密試験中は、試料内の間隙率分布のバラつきができるだけ少なくなるようにするために、両面排水条件とした。このために、圧密試験時には、試料の上下両端は等ポテンシャルとなっている。また、50cm程度の水頭差の背圧を与え、試料が不飽和にならないようにしている。なお、除荷も載荷時と同様の手順で行った。除荷の場合は、応力の減少に伴う試料の膨張が起り、それによる変位を計測するので、圧密時と軸変位の方向は逆になる。

透水試験は、変水位型透水試験を採用した。上に述べたのとは逆に、透水試験開始時にバルブ2とバルブ4を閉じ、バルブ1とバルブ3を開ける(Fig. 5-3)。このバルブ操作によって、定水位装置とビュレットの間の動水勾配によって試料内を水が流れる。この流れを、時間と共にビュレットの水位上昇として計測する。但し、バルブ操作の直後は動水勾配が急激に変化するために起こるとされるデータのバラつきが見られるので、バルブ操作後数分経過した後から水位上昇の計測を行う。ここで計測した値は、ビュレット内の水位、水温、時間、である。はじめの1時間程度は10から20分ごと、1時間を経過してからは30分ごとの時間間隔で計測した。計測の終了は、水位の上昇の程度に応じて実験開始から三時間ないし六時間程度とした。水位の変化速度は、与える動水勾配によって決定される。ところで、動水勾配が大きすぎる場合には、流速が大きくなり、そのために圧密時に形成された試料内の間隙構造が変化する恐れがある。従って、本実験では、水位変化が計測できる範囲でできるだけ小さな動水勾配を設定することにした。具体的には、圧密が進行し浸透率が低下するに従って、定水位装置とビュレットの間の水頭差を10cmから150cm程度の範囲で変化させ、動水勾配を大きくした。今回行った実験では、少なくともある程度圧密が進行した試料では、動水勾配をこの範囲で変化させても求められる浸透率の値は変化しない(Fig. 5-5)。水位は、1ml(一部は10ml)のビュレットで1/1000ml(1/100ml)の精度で読み取った。水温は、水の粘性係数に影響を与えることから浸透率を算出する場合に必要となってくる。実験装置の性質上試料中を流れる水の温度は計測できないので、定水位装置の位置で水温を0.1°Cの精度で計測した。なお、一般的な透水試験を行う際に注意すべき点に関してはOlson and Daniel(1981)に適切にまとめられている。

このような圧密試験および透水試験を何回か繰り返し、最終の透水試験が終わった後に除荷を行い、完全に除荷された後に実験装置を解体し試料室から圧密された試料を取り出す。試料は速やかに湿潤重量を計量し、高さと直径をノギスで計測する。圧密後の試料は完全な円柱

Permeability Test No.7-9

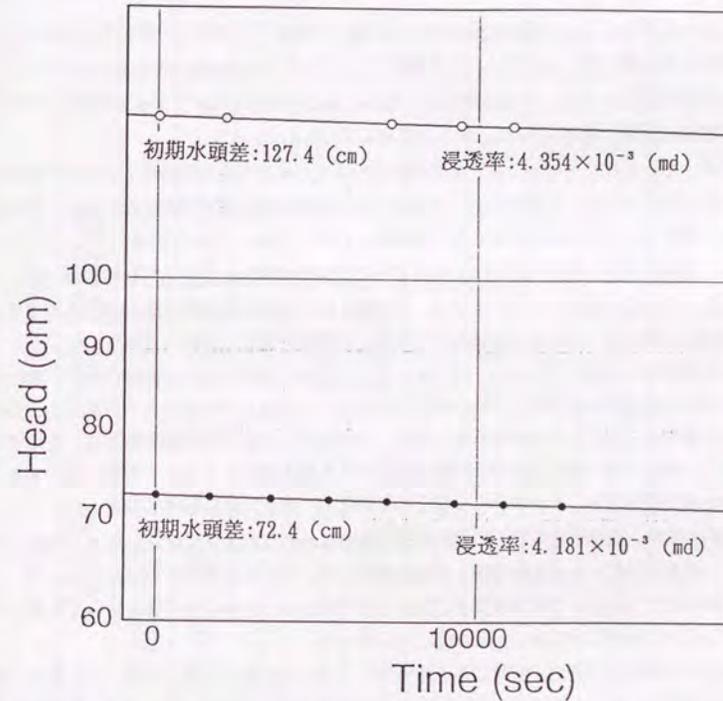


Fig. 5-5 Time versus logarithms of differential head relationship for falling head permeability experiments. Note that the difference of absolute values of the differential head does not affect the calculated permeability of the sample.

形ではなく凹凸があるのでノギスで計った高さは参考値として用いる。これらの計測が終了した後、試料を60°Cに設定した乾燥炉で乾燥させる。完全に乾燥した後にその試料の乾燥重量を計量する。完全に乾燥したかどうかの判断は、約24時間程度乾燥することに試料重量を計量し、変化がなくなった場合に完全に乾燥したとしている。また、土質工学会が定めた試料の乾燥温度の基準は110°Cであるが、本実験では乾燥温度を60°Cに設定している。この理由は、粘土鉱物の層間水、結晶水の脱水をできるだけ防ぐためである。

5. 3. 3. 実験に用いた試料

今回の実験では房総半島の上総層群黄和田層から採集したブロックサンプルをローラーミルで粉碎した粉末、購入したアメリカ合衆国ニューヨーク産のRochester shale (イライトを85%含んだ泥質岩)をローラーミルで粉碎した粉末、および市販のカオリナイト粉末を用いた。各試料の物理的性質、粒径分布はTable 5-1に示している。

粉末と水との混合を行って試料を作成するわけであるがその方法は以下の2つの方法を用いている。まず一つは、粉末を十分な量の水と共に実験装置の試料室内に流し込み、試料室内で沈降・堆積させたものである。これをTable 5-1では「沈降」としている。また、もう一つの方法は、試料作成時の間隙率が80%になるような含水比で粉末と水をあらかじめ練り返したものであり、これを「練返し」としている。「沈降」は、現実の堆積時の堆積構造を再現することを目的とし、また、系が実験開始時から確実に水で飽和されるという利点もある。しかし、試料が沈降時に分離してしまい、縦方向に粒径分布が不均質になる可能性が高い。室内実験では堆積時の構造の再現よりも試料の均質さを得ることを優先すべきであろうと考え、後半に行った実験では「練返し」を初期状態とした。「練返し」の場合の初期間隙率は、その値を高くすると試料内での粒径分布の不均質が発生すると考えられ、また、その値を低くすると実験系内を水で飽和することができなくなるので両者のバランスから80%と設定した。

試料の量は、圧密最終段階での試料の高さが約2cmとなるように設定した。これは、間隙率の誤差、透水試験にかかる実験時間、載荷装置のピストンの変位量等から決定した。

試料の粒径分布は、日機装株式会社製のマイクロトラック粒度分析計を用いて計測した。粘土とシルト、砂の区分はWentworth(1922)に従った。

試料の準備および透水試験時には、水道水をイオン交換樹脂に通した後、フィルターを通して不純物を除去した処理水を用いた。この処理を行う過程で、フィルターを通させる際にアスピレーターを用いて減圧しており、処理水中の溶存空気量をできるだけ減らすようにしている。

5. 3. 4. 実験結果の整理法

上述の方法で行った実験の結果から泥質堆積物の力学的圧密に伴う浸透率と間隙率の関係

Table 5-1. Samples used in the experiments.

実験番号	試料名	初期状態	比重	Clay (%)	Silt (%)	D ₁₀ (μm)
1	黄和田層泥岩	沈降	2.56	10.9	82.4	3.71
2	黄和田層泥岩	沈降	2.56	16.4	79.0	2.81
3	Rochester shale	沈降	2.77	30.9	69.1	2.40
4	Rochester shale	沈降	2.77	29.0	71.0	2.38
5	黄和田層泥岩	練返し	2.56	22.5	76.0	2.52
6	Rochester shale	練返し	2.77	29.8	70.2	2.39
7	kaolinite	練返し	2.61	37.8	62.2	----
8	kaolinite	練返し	2.61	37.8	62.2	----

* 黄和田層泥岩は房総半島の上総層群黄和田層のブロックサンプルを粉碎したもの
* Rochester shale は New York (U. S. A.) 産 (市販) の泥岩を粉碎したもの

を評価するわけだが、ここでは、以下の方法で間隙率、浸透率の算出を行っている。

5. 3. 4. 1 間隙率の算出

間隙率は圧密実験終了後の試料の間隙率を測定し、各载荷・除荷段階で記録された軸変位を用いて各段階での間隙率を逆算した。

圧密終了後に取り出した試料の湿潤重量 W_w 、乾燥重量 W_d および粒子の単位体積重量 γ_s 、水の単位体積重量 γ_w から間隙率 ϕ_{final} は、

$$\phi_{final} = \frac{\frac{W_d}{\gamma_s}}{\frac{W_w - W_d}{\gamma_w} + \frac{W_d}{\gamma_s}} \quad (5.5)$$

と計算される。また、圧密終了後の試料の試料高さ L_{final} は、試料全体の体積を試料の断面積 A で割ってやることによって、

$$L_{final} = \frac{\frac{W_w - W_d}{\gamma_w} + \frac{W_d}{\gamma_s}}{A} \quad (5.6)$$

と求められる。ところで、各圧密・除荷段階の試料高さ、各段階での軸変位量の関係は、

$$L_i = L_{i-1} - \Delta L_{sample} \quad (5.7)$$

となる。ここに、 L_i : i 段階終了時の圧密・除荷過程での試料高さ、 ΔL_{sample} :考慮している圧密段階での試料の変位、である。従って、

$$L_{final-1} = L_{final} + \Delta L_{sample} \quad (5.8)$$

からはじめて、順次実験の進行と逆方向に、

$$L_{i-1} = L_i + \Delta L_{sample} \quad (5.9)$$

を用いて、各圧密・除荷段階の試料高さを求めていく。ここで、固体粒子が非圧縮性であると仮定した場合、固体粒子の質量保存を考慮すると、試料高さと同隙率の関係が、

$$L_{final}(1 - \phi_{final}) = L_i(1 - \phi_i) \quad (5.10)$$

と求められる。この式を用いることにより、各段階での間隙率を求めることができる。

本実験の場合、(5.7)式の ΔL_{sample} を求める段階でピストン、ポーラスメタルなど試料以外の部分での変形量を補正する必要がある。即ち、

$$\Delta L_{gauge} = \Delta L_{sample} + \Delta L_{system} \quad (5.11)$$

である。ここに、 ΔL_{gauge} :変位変換器によって計測された軸変位、 ΔL_{system} :ピストンなど試験装置自体の変形量、である。ここで、実験中に計測できる値は ΔL_{gauge} であるから ΔL_{system} を何らかの方法で推測してやるが必要になってくる。 ΔL_{system} は、試料をごく少量試料室にいれ、载荷・除荷を繰り返すことによってその値を決定した。本来ならば試料を全くいれずに行うほうがより正確な値が求められると考えられるが、実験装置の性質上そのような実験は不可能であるために、約10gの粉末カオリナイトを試料室内にいれた実験を行った。この結果は、Fig. 5-6に示されている。

間隙率の誤差は、最終段階の湿潤重量・乾燥重量の誤差は $\pm 0.001g$ 、固体粒子の単位体積重量の誤差は $\pm 0.006g/cm^3$ 、 ΔL_{gauge} の誤差は、 $\pm 0.075mm$ 、 ΔL_{system} の誤差は $\pm 0.075mm$ 、であることから、これらの値を考慮して、各段階での間隙率の最大と最小を求めて、中心値との差を誤差とした。但し、 ΔL_{gauge} と ΔL_{system} の誤差は、各段階の試料高さを計算する度に累積していくものと考えた。従って、間隙率の大きな初期の測定点の方が間隙率の小さな実験後期の測定点よりも試料の長さに関する誤差は大きくなっていく。

5. 3. 4. 2 浸透率の算出

本実験の透水試験は、変水位型の試験方法を採用した。その模式図はFig. 5-7に示されている。試験時には、パイプ(ビュレット)内の水の減少量が透水量と等しくなるから、ダルシー流れを仮定すると、

$$-adh = kA \frac{h}{L} dt \quad (5.12)$$

が成り立つ。ここに、 a :パイプ(ビュレット)の断面積、 dh :パイプ(ビュレット)内の時間 dt における水位低下量、 k :透水係数、 A :試料断面積、 h :ある時間における試料にかかっている水頭差、 L :試料長さ、である。これを試験開始時($t=0$, $h=h_0$)から試験終了時($t=t_1$, $h=h_1$)まで積分すると、

$$k = \frac{\ln 10 \alpha L}{A t_1} \log_{10} \frac{h_0}{h_1} \quad (5.13)$$

となる。従って、Fig. 5-8のように、透水試験の結果を、横軸に時間、縦軸に水頭差を常用対数でとり、このグラフ上での傾きを α とすると、透水係数は、

$$k = \frac{\ln 10 \alpha L}{A} \alpha \quad (5.14)$$

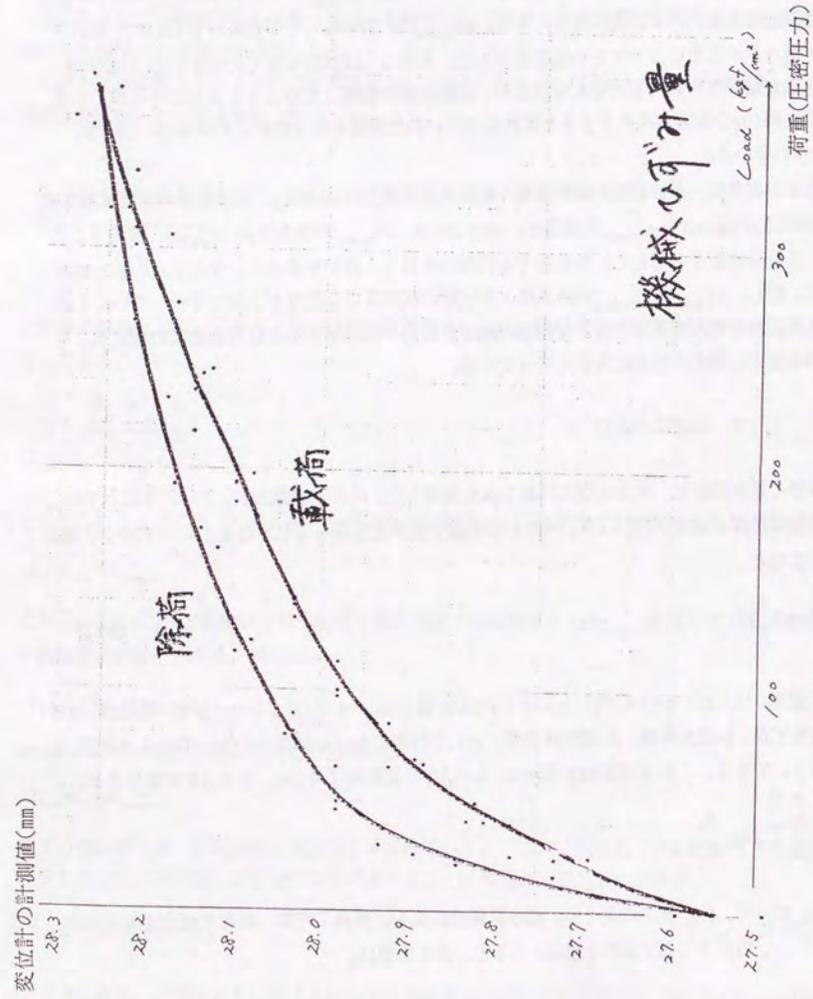


Fig. 5-6 Relationship between applied loads and the amount of displacement of the apparatus.

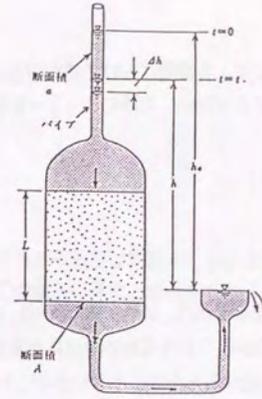


Fig. 5-7 Schematic diagram of the falling head permeability experiments. (Ishihara, 1988)

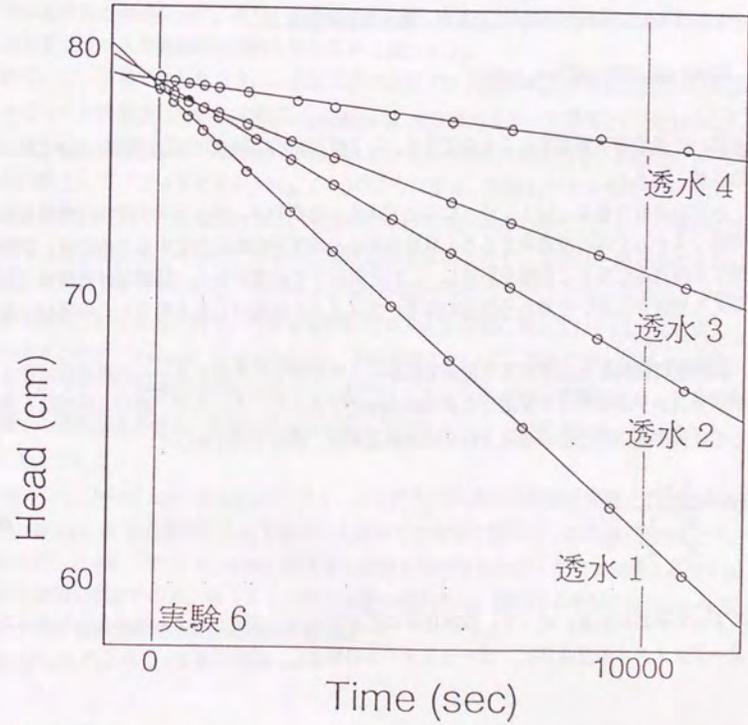


Fig. 5-8 Time versus logarithms of differential head relationship for a falling head permeability experiment (exp. 6).

として求められる。本実験では、各段階における透水試験結果を時間-水頭差の対数のグラフ上にプロットし、このグラフ上で最小二乗法によって α を求め、(5.14)式により透水係数を計算した。

浸透率は、透水係数から、

$$K = k \frac{\mu}{\gamma_w} \quad (5.15)$$

で求められる。ここに、 K :浸透率(m^2)、 k :透水係数(m/s)、 μ :透水試験時の水温における粘性係数($kg/m \cdot s$)、 γ_w :透水試験時の水温における水の単位体積重量(N/m^3)、である。また、 γ_w の温度依存性は、 μ の温度依存性に比べると十分に小さいのでこれを無視し、粘性係数の温度依存性のみを考慮すると、透水係数を $20^\circ C$ での値にするために、

$$k_{20} = k \frac{\mu_t}{\mu_{20}} \quad (5.16)$$

とし、さらに、 $20^\circ C$ における浸透率と透水係数の換算式、

$$K(md) = (0.1035 \times 10^7) \times k_{20}(cm/s) \quad (5.17)$$

を用いて浸透率を算出することができる。ここに、 k_t : $t^\circ C$ における透水係数、 μ_t : $t^\circ C$ における粘性係数、である。

本実験装置の場合、以上に述べた方法で求められるのは、ポーラスメタルの部分等も含めた実験システム全体の浸透率である。試料自体の浸透率を正確に決定するためには、試料以外の部分が浸透率に与える影響を評価し、これを補正する必要がある。試料以外の部分で浸透率に与える影響が大きいと考えられるのはポーラスメタルの部分であるので、この部分の影響の補正を行った。

試料室に試料を入れずに定水位透水試験により計測した実験システムの浸透率は透水長さをポーラスメタルの厚さと仮定した場合 $86.5(md)$ であった。ところで、異なった媒体が流れに対して直列に連結されている場合の平均の浸透率は、調和平均を用いて、

$$K = \frac{x_a + x_b}{\frac{x_a}{K_a} + \frac{x_b}{K_b}} \quad (5.18)$$

によって求められる。従って、試料自体の浸透率 K_s は、実験システム全体としての浸透率 K と、ポーラスメタルの浸透率 K_b 、ポーラスメタルの厚さ x_b 、試料の高さ x_s 、から(5.18)式を変形した

$$K_s = \frac{x_a}{\frac{x_a + x_b}{K} + \frac{x_b}{K_b}} \quad (5.19)$$

によって求められる。

浸透率の誤差に関しては、試料の長さの誤差は間隙率を求める場合の誤差と同様とし、また、時間と水頭差の対数とのグラフ上での傾きの最大と最小をとり、各段階で取りうる浸透率の最大と最小を求め、中心値との差を誤差とした。

5. 3. 5 実験結果

実験結果の詳細はTable 5-2にまとめられている。また、これらの結果を間隙率と浸透率との関係で表現したものがFig. 5-9に示されている。ここでは、間隙率と浸透率の両方を対数で取っている。これらの結果を見ると、それぞれの実験の測定値は試料の違いによらず、両対数グラフ上でほぼ直線的な傾向を示す。即ち、力学的圧密に伴い、泥質堆積物の浸透率は、間隙率との間に両対数グラフ上で直線的な傾向を保ちながら減少する。

ところで、5. 2節で示したように、土質工学の分野では、間隙率(間隙比)と浸透率の関係として様々なものが提唱されている。特に、Tavenas et al.(1983)によって提唱された(5.1)式は、一般的に成り立つ式として多くの場合に採用されている。今回の実験結果を、間隙比と浸透率の対数の関係としてプロットすると、Fig. 5-10のようになる。間隙比の大きな部分(例えばこの例では間隙比が1よりも大きい部分)では、今回の実験結果は直線的であり、(5.1)式の関係を満たしていると思われるが、力学的圧密が進行するにつれて、間隙比と浸透率の関係は、この直線から外れてくる。これは、Tavenas et al.(1983)が示した条件である、体積歪が20%以下の領域を越えているためであり、間隙体積の変化の大きな問題に対しては、(5.1)式は適用できないと考えられる。Tavenas et al.(1983)は、その理由について、圧密試験の間隙比と有効応力の対数とのプロットが体積歪20%のあたりで屈曲するという事実や、間隙径分布、走査型電子顕微鏡での観察結果等から、体積歪が20%を越えて変形すると、変形の形態が変化するからであると考えている。

このほかにも、Mesri and Olson(1971)によって示された浸透率の対数と間隙比の対数との直線関係や、Bryant et al.(1975)によって示された浸透率の対数と間隙率との直線関係等についても検討を行ったが、これらはいずれも浸透率の対数と間隙率の対数との直線関係を仮定した場合よりも相関の程度が劣る。従って、今回の実験の結果から、間隙率の範囲が $0.25 < \phi < 0.7$ において、泥質堆積物の浸透率と間隙率の関係は、