

メタンハイドレートを含む深海底堆積土の力学特性及び
変形挙動の評価に関する研究

Mechanical and deformation characteristics of
methane hydrate-bearing sediments in deep seabed

平成 23 年 3 月

米田 純

山口大学大学院理工学研究科

<学位論文要旨>

学位論文要旨

学位論文題目：メタンハイドレート堆積土の力学特性及びその資源開発に伴う海底地盤の変形挙動に関する研究
(Mechanical Properties of Methane Hydrate-bearing Sand and Seabed Deformation due to the Exploitation)

氏名：米田 純

【要旨】

昨今、非在来型の天然ガス資源のひとつであるメタンハイドレートが日本近海に相当量の賦存が見込まれることが明らかとなり、次世代資源として商業化に向けた研究開発が行われている。メタンハイドレートは水分子とメタン分子からなる氷状の水和物であり、低温・高圧の条件下で安定的に存在することができる。日本近海のメタンハイドレートを回収する方法として、メタンハイドレート貯留層まで井戸を掘削し、井戸内を加熱または減圧することで海底地盤内においてメタンハイドレートをメタンガスと水に分解し、ガスとして回収する方法が有効であることが明らかにされてきたが、この場合、土粒子間の隙間に固体として存在するメタンハイドレートを気体として回収するため、開発中に以下のような問題が危惧される。①掘削に伴う応力変化による海底地盤の変形、②減圧に伴う有効応力の増加による地盤沈下、地すべり、③効率的な減圧手法の選択、④生産中のガス漏洩、④水圧の回復に伴う有効応力の減少による地盤の変形。これらの問題は、高い拘束圧と間隙圧下での土の構造の変化や熱の伝導、間隙流体内でのガス発生による飽和から不飽和への浸透特性の変化、メタンハイドレート分解によるセメンテーションの消失などを総合的に評価する必要がある。本論文では、メタンハイドレートが含まれる海底地盤の力学特性を把握するための実験的な検討と、それらの挙動を表現する応力ひずみモデルの開発およびそれを組み込んだシミュレータを用いた解析的検討を行う。

第1章「序論」

メタンハイドレート研究の歴史について概説し、メタンハイドレートの化学的特性について述べている。また、その化学的特性から、メタンハイドレートが存在可能な地域について言及し、現在までに明らかとなっているメタンハイドレートの資源量について説明を行っている。次に、世界各地で採取されたメタンハイドレートの産状を紹介し、提案されているメタンハイドレート生産方法について解説する。さらに、開発中に想定される地盤工学的な課題を取り上げ、本研究の成果がこれらの解決に寄与するものであることを述べた。最後に、本論文の目的と構成を示した。

第2章「メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動」

メタンハイドレートの力学的な特性を系統だてて調べるために、メタンハイドレートが存在する深海底地盤の温度・圧力を再現可能な三軸圧縮試験装置の開発を行った。開発した試験装置を用いて、砂中にメタンハイドレートを生成した模擬試料に対して、異なる土の密度、メタンハイドレート飽和

< 学位論文要旨 >

率、温度、背圧に対して一連の圧縮試験を行った。その結果、メタンハイドレート飽和率が高いほど、圧縮強度は高くなることが明らかとなった。また、温度、間隙圧、有効拘束圧、密度条件の違いによる強度特性の変化が明らかとなった。さらに、南海トラフから採取した不攪乱コア試料の中から圧縮試験を実施し、模擬試料の結果は不攪乱試料が示す力学特性と同様であることを明らかとした。

加えて、南海トラフ海域のメタンハイドレートを対象とした生産方法である、加熱法、減圧法適用時のメタンハイドレート堆積土の変形挙動について実験的検討を行った。深海底温度圧力条件下のメタンハイドレート堆積土に対して、異なる初期せん断応力を負荷し、メタンハイドレート分解中の時間と軸ひずみ、体積ひずみ、温度、間隙圧、累積メタンガス生産量の計測を行い、メタンハイドレート分解による強度の変化は土の強度に依存することを明らかにした。

第3章「メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動」

メタンハイドレートの分解に伴う地盤の変形は、温度、圧力がメタンハイドレートの分解領域になる分解フロントから局所的に生じる。そこで、供試体前面に観察窓を持つ恒温高压平面ひずみ試験装置の開発を行い、ガス浸透法により生成したメタンハイドレート生成砂に対して平面ひずみ圧縮試験およびメタンハイドレート分解実験を行った。その間、デジタルカメラを用いた供試体前面の自動撮影を行い、得られた画像から供試体の局所的な変形挙動を捉えることに成功した。これにより、メタンハイドレート堆積土の変形挙動はメタンハイドレートを含まない土と比較し、局所変形が顕著に表れることを明らかにした。

第4章「メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式」

第2章および第3章で実施されたメタンハイドレート堆積土の力学試験より、その力学特性はメタンハイドレート飽和度、水圧、温度に依存することが明らかとなった。そこで、土の間隙に存在するメタンハイドレート堆積土の応力ひずみ関係を予測することを目的に、固結構造を有した土のモデルを基本とした構成則の構築を行った。

第5章「メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測」

本章では、メタンハイドレート生産中に想定される土の変形、水の移動、ガスの移動および地層の熱変化の4つの要因の相互作用を表現するための支配方程式を誘導し、第4章で提案したメタンハイドレート堆積土の構成則を組み込んだ地盤変形シミュレータの開発を行った。南海トラフのメタンハイドレート貯留層モデルに対して、異なる減圧速度でメタンハイドレートの生産を行った結果、水平方向に卓越した水圧の減少が見られ、効率的にメタンハイドレートが回収されることが明らかとなった。さらに、減圧速度が大きい場合は減圧源近傍で急速に体積収縮が生じるために大きな不等沈下が発生し、メタンハイドレート貯留層と上部地盤の境界付近に高いせん断応力が発生することが明らかとなった。

第6章「結論」

各章で得られた知見をまとめ、結論とした。

<Abstract>

Abstract for PhD Thesis

Title : Mechanical Properties of Methane Hydrate-bearing Sand and Seabed Deformation due to the Exploitation)

Author : Jun YONEDA

Abstract:

The project to extract methane hydrate, which is expected to be an energy resource in the next generation, from the deep sea-bed has been advanced. Methane hydrate is a hydrate composed of methane molecule and water molecule and exists as an ice-like crystal under low-temperature and high-pressure condition. In the project involving methane hydrate extraction, a well is excavated on the submarine foundation from a marine platform. Then, water in the well is heated or decompressed for methane hydrate production and methane gas is taken in-situ. During the production, there are concerns about the settlement of the seabed and the possibility that landslides will occur due to the effect of the ground deformation induced by drilling wells, water movement due to depressurization, decomposition of methane hydrate, methane gas generation and movement of energy, which are all inter-connected. In addition, rebound of the ground and possible landslides caused by the reduction in effective stress accompanying the water pressure recovery after the end of production are also important issues. Therefore, the research about mechanical properties of methane hydrate-bearing sand and the analysis of the ground is required to precisely predict the resulting deformation behavior as a result of the development. In this thesis, ground deformation in the vicinity of methane hydrate exploitation is predicted using a soil-water-gas-heat coupled finite element method with the developed elasto-plastic constitutive model based on experimental results.

In chapter1, "Introduction", the history of methane hydrate research is outlined, and it describes about the chemical characteristics of methane hydrate. The chemical characteristics refer the region where methane hydrate can exist in the map, and it explains the amount of methane hydrate as a resource. Next, several types of methane hydrate-bearing sand is introduced. In addition, the production methods for development of methane hydrate are explained. Furthermore, geotechnical problems due to methane hydrate exploitation are described, and it was described that the results of this thesis contributes to these solutions. Finally, the purpose and the composition of this thesis were shown.

In chapter2, "Mechanical and dissociation properties of methane hydrate-bearing sand", a series of triaxial tests has been carried out on the mechanical and dissociation properties of sands containing methane hydrate using an innovative high pressure apparatus which has been developed to reproduce the in-situ conditions expected during the proposed methane extraction methods. It was found from mechanical tests that due to particle bonding, the strength of methane hydrate-bearing sand increased with methane hydrate saturation. In addition, K_0 consolidated and drained triaxial compression tests were carried out on undisturbed methane hydrate-bearing sand samples sampled from the methane hydrate reservoir in the Nankai trough. The strength characteristics of the natural undisturbed samples were similar to those of the artificially made samples in the study. Dissociation by heating caused large axial strains for samples with an initial shear stress and total collapse for samples consolidated

<Abstract>

in the metastable zone. On the other hand, in the case of dissociation by de-pressurisation, axial strains were generated under increasing effective stress until a stable equilibrium was reached. However re-pressurisation led to collapse in the metastable zone.

In chapter3, “Localized shear deformation of methane hydrate-bearing sand”, a high pressure and low temperature plane strain testing apparatus was developed with a glass window for observing both global and local deformations during MH dissociation. Local behaviour was observed by a camera installed in front of the specimen and analysed by image analysis. Shear bands were observed in all tests and in all specimens when the shear stresses approached their maximum values. More dilative behaviour was observed in the shear band compared with other part of specimens. The thickness of the shear band for MH bearing sand was smaller than that of the host sand. The trend of dilation in the shear bands increased with increasing MH saturation. During the dissociation by de-pressurisation tests, volumetric strains were generated by increasing effective stress until a stable equilibrium was reached. However re-pressurisation after dissociation of MH led to collapse in the metastable zone.

In chapter4, “Elasto-plastic constitutive equation of methane hydrate-bearing sand”, constitutive equation of methane hydrate-bearing sand is developed to predict stress strain curve which was based on the model of partially saturated soil included an internal stress component which quantified the effects of structural bonding on mechanical properties. According to model prediction for laboratory tests on methane hydrate-bearing sand, the proposed model could be used to represent the wide-ranging behavior for wide range of methane hydrate saturation and effective confining pressure using limited parameters. Processes for determination of the material parameters were described.

In chapter5, “Seabed deformation due to methane hydrate exploitation”, seabed deformation is evaluated using developed soil-water-gas-heat coupled finite element analysis scheme with elasto-plastic constitutive equation which was developed in chapter4. As a result of a decrease in hydraulic pressure, consolidation will occur with a corresponding decrease in the mechanical strength of the ground caused by methane hydrate decomposition, which in turn causes the sea floor around the production well to generate wedge shaped distribution of shear strains. Finally, it was described that exploitation of methane hydrate be stable.

In chapter6, “Conclusion”, the discussion of each chapter was summarized.

目次

第1章 序論	1
1.1 概説	1
1.2 メタンハイドレートとは.....	3
1.2.1 メタンハイドレートの歴史.....	3
1.2.2 メタンハイドレートの構造と性質.....	5
1.2.3 自然界におけるメタンハイドレートの存在可能領域.....	9
1.2.4 メタンハイドレートの資源量.....	12
1.2.5 自然界におけるメタンハイドレートの産状.....	15
1.3 メタンハイドレートの生産方法に関する既往の研究と工学的課題.....	17
1.4 メタンハイドレートを含む土の力学特性に関する既往の研究.....	19
1.5 本論文の目的と構成.....	25
1.5.1 本論文の目的.....	25
1.5.2 本論文の構成.....	25
参考文献.....	28
第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動.....	30
2.1 概説	30
2.2 試験装置の概要	32
2.3 模擬メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮試験.....	35
2.3.1 供試体作製方法と実験手順.....	35
2.3.2 模擬メタンハイドレート堆積土の微視的観察.....	39
2.3.3 模擬メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性.....	42
2.4 天然メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮試験.....	50
2.4.1 供試体作製方法と実験手順.....	50
2.4.2 天然メタンハイドレート堆積土の K_0 圧密および三軸圧縮特性.....	52
2.5 メタンハイドレート分解時の土の三軸変形挙動.....	54

<目次>

2.5.1 実験手順.....	54
2.5.2 加熱法を用いたメタンハイドレート生産時の土の変形挙動.....	56
2.5.3 減圧法を用いたメタンハイドレート生産時の土の変形挙動.....	58
2.6 要約.....	60
参考文献.....	61
第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動.....	63
3.1 概説.....	63
3.2 試験装置の概要.....	64
3.2.1 恒温高圧平面ひずみ試験装置.....	64
3.2.2 豊浦砂の平面ひずみ圧縮試験.....	66
3.3 実験手順.....	68
3.4 メタンハイドレート堆積土の平面ひずみ圧縮特性.....	69
3.5 平面ひずみ状態におけるメタンハイドレート分解時の土の変形挙動.....	73
3.6 メタンハイドレート堆積土の局所変形.....	77
3.7 要約.....	85
参考文献.....	86
第4章 メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式.....	87
4.1 概説.....	87
4.2 提案する構成式の基本的考え方と特徴.....	89
4.3 構成式の誘導.....	89
4.4.1 応力増分とひずみ増分の関係.....	89
4.4.2 降伏曲面.....	90
4.4.3 下負荷面モデルの適用.....	91
4.4.4 内部応力 p_{int} の発展則.....	93
4.4.5 硬化則.....	95
4.4.6 塑性ひずみ増分の評価.....	97

<目次>

4.4	パラメータの決定方法.....	101
4.4.1	圧縮特性を評価する定数.....	101
4.4.2	ダイレイタンスー特性を評価する定数面.....	102
4.4.3	塑性ひずみ増分の大きさを評価する定数.....	102
4.4.4	初期の内部応力の程度を評価する定数.....	103
4.4.5	内部応力の損傷の程度を評価する定数.....	103
4.5	室内試験に対する提案式の適用性.....	104
4.6	要約	105
	参考文献.....	106
第5章	メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測	108
5.1	概説	108
5.2	支配方程式の誘導.....	110
5.3	地盤変形シミュレータの概要.....	118
5.4	減圧法によるメタンハイドレート生産時の地盤の変形予測.....	128
5.4.1	解析条件.....	128
5.4.2	解析パラメータについて	130
5.4.3	解析結果.....	131
5.5	要約	147
	参考文献.....	148
第6章	結論	149

第1章 序論

1.1 概説

産業革命以来、我々はエネルギー資源を有効的に利用し、大量生産、大量消費により、豊かな物質文明を築き上げることに成功した。それゆえ、今日のような便利で快適な生活を手にすることができるようになってきている。しかしながら、ライフスタイルの変化等により、我が国のエネルギー消費は増え続け、中国、インド、ブラジルなどの新興国においても急速な経済発展のためにエネルギーの需要が大幅に拡大しており、エネルギー資源の獲得競争は世界的に激しくなっている現状がある。こうした背景から、国内で消費するエネルギーの安定供給を目的とした資源の自主開発比率の向上と供給源の多様化が急務となっている。特に資源の乏しい日本は、エネルギーの対外依存度が極めて高い状況にある。そこで近年、新たな次世代資源としてメタンハイドレートが注目されている。

メタンハイドレートとは水分子とメタンガスの水和化合物であり、水分子が構成する籠状の結晶構造の内部にゲストガス分子が内包された固体状の物質であり、低温高压下で安定する。メタンハイドレートの相平衡条件はKatzら(1959)によって求められ、Kvenvolden(1998)は海底面からの深度と温度の関係を使ってメタンハイドレートの安定領域を示している。表層海水の温度は5~15℃であるが水深500mになると5℃、水深3000mになると0~4℃となる。海底の堆積層は地熱の影響で深度とともに温度が上昇するため、深度500m付近で10~15℃になる。海底地盤内の水圧は水深によって決まり、海底地盤内にメタンガスが存在した場合、そのガスに負荷される圧力は静水圧となる。これらを考慮すると、水深約1000mの海域の場合メタンハイドレートが生成される領域は、海底下数百m以浅となる。日本では1995年より経済産業省によってメタンハイドレートに関する調査研究が始まり、翌年1996年には南海トラフ等の海域において海上地震探査を行いメタンハイドレート賦存の可能性を調査した。その結果、推定資源量は7.35兆m³とされており(1996)、2003年度日本が使用した天然ガスの約100年分となる。2000年には南海トラフの静岡県浜松市天竜川沖合約50km、水深945mにおいてメタンハイドレートの試掘が実施され、海底下200~270mでメタンハイドレート濃集層の存在が確認され、そこからメタンハイドレート試料が採取された(MH21, 2001)。

<第1章 序論>

さらに、この区域のメタンハイドレートを経済的に採掘、生産回収することを目的として、2001年にメタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム（MH21）が設立された。2003年には再び基礎試錐が実施されメタンハイドレートを含む堆積層コアを採取し、メタンハイドレートが多く堆積したメタンハイドレート濃集層とそれ以外のメタンハイドレート賦存層が存在することが新たに判明した（経済産業省、2007）。

このような南海トラフ域のメタンハイドレートを回収する方法として、メタンハイドレート貯留層まで井戸を掘削し、井戸内を加熱または減圧することで海底地盤内においてメタンハイドレートをメタンガスと水に分解し、ガスとして回収する方法が有効であることが明らかにされてきた。この場合、土粒子間の隙間に固体として存在するメタンハイドレートを気体として回収するため、開発中に以下のような問題が危惧される。①掘削に伴う応力変化による海底地盤の変形、②減圧に伴う有効応力の増加による地盤沈下、地すべり、③効率的な減圧手法の選択、④生産中のガス漏洩、④水圧の回復に伴う有効応力の減少による地盤の変形。これらの問題は、高い拘束圧と間隙圧下での土の構造の変化や熱の伝導、間隙流体内でのガス発生による飽和から不飽和への浸透特性の変化、メタンハイドレート分解による土骨格の変化などを総合的に評価する必要があるため、地盤工学の英知を結合したチャレンジングな課題である。これらが解決されて初めて、安全で効率的なメタンハイドレートの生産が可能となる。これより、メタンハイドレートの開発によって生じる海底地盤の様々な変化を事前に予測するため、メタンハイドレートを含む海底地盤の力学特性の解明やそれらを表現するシミュレータの開発が求められている。

本節を概説すると、第2節ではメタンハイドレートの概要を述べ、第3節では、メタンハイドレートを含む砂の力学特性に関する既往の研究を概観する。さらに第4節では、メタンハイドレートの生産方法について既往の研究を概観し、メタンハイドレート開発に想定される工学的課題に触れ、本論文の着眼点を述べる。最後に、第4節においては本論の目的とその構成を示す。

1.2 メタンハイドレートとは

1.2.1 メタンハイドレートの歴史

クラスレート（包接化合物）の一種であるガスハイドレートが最初に発見されたのは、1810年に Davy によって合成された塩素のガスハイドレートである。この発見以来、ガス分子が水と反応して固体物質をつくることが知られるようになり、さらにどのようなガス分子がこのような固体の化合物をつくるかなどガスハイドレートの物理化学的性質を解明する研究が行われてきた。天然ガスの主成分であるメタンや、より高分子の単化水素ガスであるエタン・プロパンのガスハイドレートは1888年に Villard によって発見された。そのような中、1930年代になってシベリアなどの寒冷地域でガス田と消費地を結ぶ天然ガス輸送ラインの閉塞事故が多発し、その原因が、低温・高圧の状況下で形成されたガスハイドレートであると推測された。この事故がガスハイドレートの存在を広く知らしめるきっかけとなった。パイプラインを破損させる天然ガスハイドレートは経済的にも大きな問題となり、その当時は厄介物として認識されていた。それ以降、石油化学や化学工学の分野でアメリカ等を中心にパイプラインの閉塞事故原因の解明を目的とした実験的な研究が、特に1940年代から盛んに行われ、メタンハイドレートの生成条件等が明らかにされた。それと同時に、同様な条件を満たす場所が天然にも存在すると推定され、シベリア、アラスカ、カナダ等極地の石油、天然ガス田の永久凍土層下部はこの条件を満たしていることが推定された。1950～1960年代には極地の陸域や海岸付近の海底地層中にハイドレート層の発見が続き、ガス資源としてのポテンシャルが認識され、1970年代には極地以外に、黒海やカスピ海の湖底堆積物中や、大陸斜面の水深300m程度以深の海底地層中にメタンハイドレートが賦存することが確認されている。近年、海底下の堆積物中や永久凍土の地中のメタンハイドレートに対する研究は欧米に限らず全世界の関心と期待の中で進められ、資源としてのメタンハイドレートに対する新たな知見が得られてきた。

日本においては1999年に静岡県御前崎沖の南海トラフにおいて初めての試錐が行われ、これは石油開発用の掘削リグを用いての海域のメタンハイドレート層を掘削した世界で初めての事例である。このように現在では海底下の堆積層中や永久凍土の地中に存在するメタンハイドレートからガスを生産するための具体的な検討が開始されており、メタンハイドレートの物性をはじめ、生成・分解の速度論的特性やコントロールの方法、混相流動場における動的な挙動などに関して多くの実験や解析が必要視されている。このようなメタンハイドレートの研究活動の結果、海外においても、アメリカ、カナダ、ドイツ、インドなどが新たにメタンハイドレートの中長期計画を策定し、日本においても『メタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム』通称『MH21 研究コンソーシアム』を立ち上げ、メタンハイドレート開発長期計画がスタートしている。

2002年にはカナダ北西領域マッケンジー川河口域において、日本、アメリカ、カナダ、ドイツ、インドの5カ国共同のプロジェクトが行われ、詳細な調査研究に加えて、世界で始めてハイドレート層を対象にした天然ガス生産テストが行われ、無事成功を収めた。さらには、2007年にマッケンジー川河口域において第2回メタンハイドレート陸上産出試験第1冬が実施され、世界で初めて減

<第1章 序論>

圧法によりメタンハイドレート層からメタンガスの生産に成功した。しかし、メタンハイドレート層は未固結堆積物のため、メタンガスや水とともに砂も生産されてしまい（出砂現象）、その砂がポンプを停止させてしまったため、試験は 12.5 時間で終了せざるを得なかった。さらに翌年の 2008 年第 2 冬、出砂対策を施し、減圧法による生産試験を実施したところ、約 5.5 日間の連続生産に成功した。試験期間に生産されたメタンガスは約 13,000m³におよび、第 1 冬の 470 m³を大きく上回る結果となった。

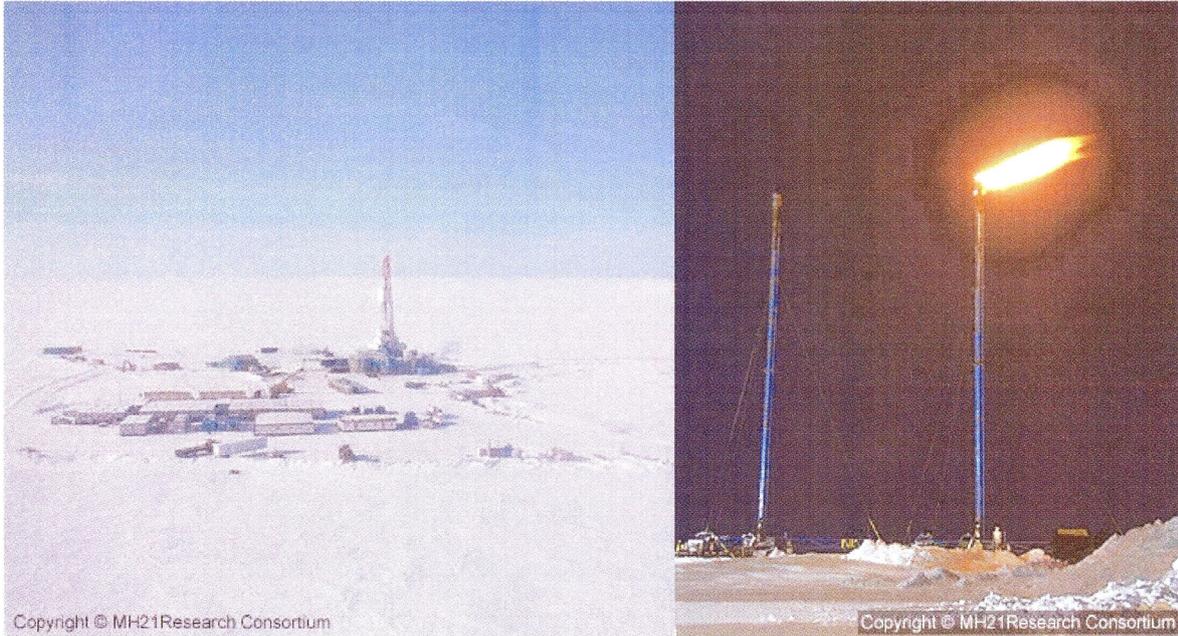


写真 1-1 （左）第 2 回陸上産出試験サイトの遠景

（右）第 2 冬試験で生産されたメタンガスのフレア

1.2.2 メタンハイドレートの構造と性質

メタンハイドレートとは、水分子とメタン分子から成る氷状の固体結晶で、水分子が形成する籠状構造内の空隙にガス分子を取り込んでできるガスハイドレートの一種である（駒井，2001）。水分子（ H_2O ）は、1個の酸素原子と2個の水素原子からできている。一般的に水分子は液体状態では、結合・離散を繰り返している（内田，2001）。瞬間的に数個から七十数個の水分子が連結した立体網状構造をとったり、また崩壊したりしている。その概念図を図1-1に示している。加圧・冷却によりクラスターが生成され易くなり、またクラスターを構成する水分子の数も多くなる。もし、そこに十分なガス分子が共存しており、さらに加圧・冷却すると、水分子は内部に空隙を持った立体網状構造を形成し、その空隙にメタンガス分子が包接されている。この空隙は、かご状の形状をしており、このような立体網状構造(包接格子)をクラスレートと総称し、この籠が水分子から成るものをクラスレート・ハイドレート、あるいは単にハイドレート(水和物)と呼ぶ。その格子結晶構造を図1-2に示す。籠内部にガス分子が取り込まれている化合物をガスハイドレートと言い、ガス分子がメタンであるものを特にメタンハイドレートと言う。天然ガス中にはメタンだけではなく他の炭化水素や二酸化炭素などが含まれているが、メタンの含有率が90%以上の場合が多いので、メタンハイドレートと呼ばれることが多い。しかしハイドレート中のガス組成が変わるとその物性も大きく変化する場合があるので、メタンハイドレートはメタン分子のみが包接されているものを指す。

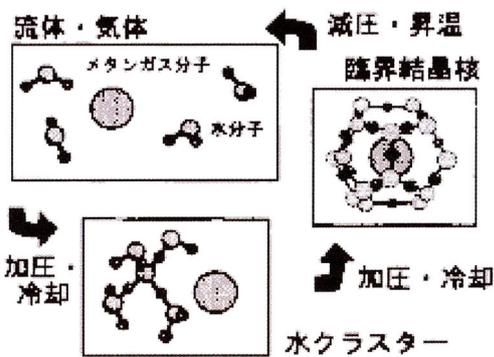


図 1-1 クラスターから結晶核へ

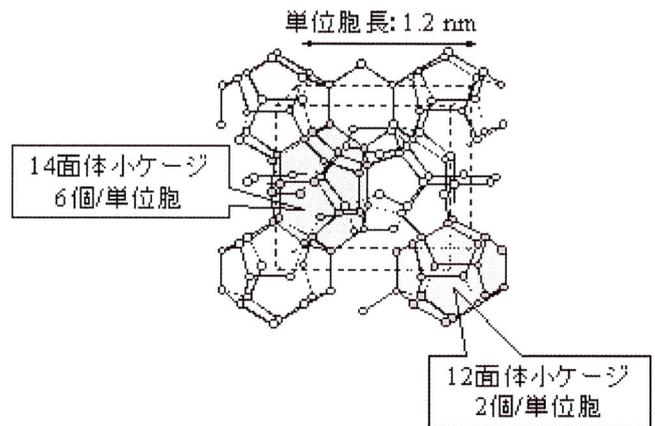


図 1-2 メタンハイドレートの結晶構造

近年、ガスハイドレートの結晶構造はX線構造解析により詳しく解析されている。それによると、ハイドレートを構成する水分子から成る“籠”は、基本的には以下の3つの多面体から成ることが分かっている（図1-3参照）。

- (1) 5角12面体(5^{12})
- (2) 5角12面六角2面体($5^{12}6^2$)
- (3) 5角12面六角4面体($5^{12}6^4$)

ここで、括弧内の数字はそれぞれの多面体(12面体、14面体、16面体)を示す記号である。これら

<第1章 序論>

は水分子で構成されたかご状構造であり、各頂点が水分子の酸素原子に対応し、線が水素結合に相当する。その中間に水素原子が存在する。多面体内部の空孔の大きさは、半径が 0.39~0.47nm である。このように大きな空孔は、空のままではやがて分子間引力によって崩壊してしまうが、この空孔がガス分子で充填されることによりクラスレート構造は安定なものとなる。図で示したように、 5^{12} と $5^{12}6^4$ はほぼ球状であるのに対して、 $5^{12}6^2$ は上と下に六角形の蓋を持つ、やや扁平な楕円に近い。

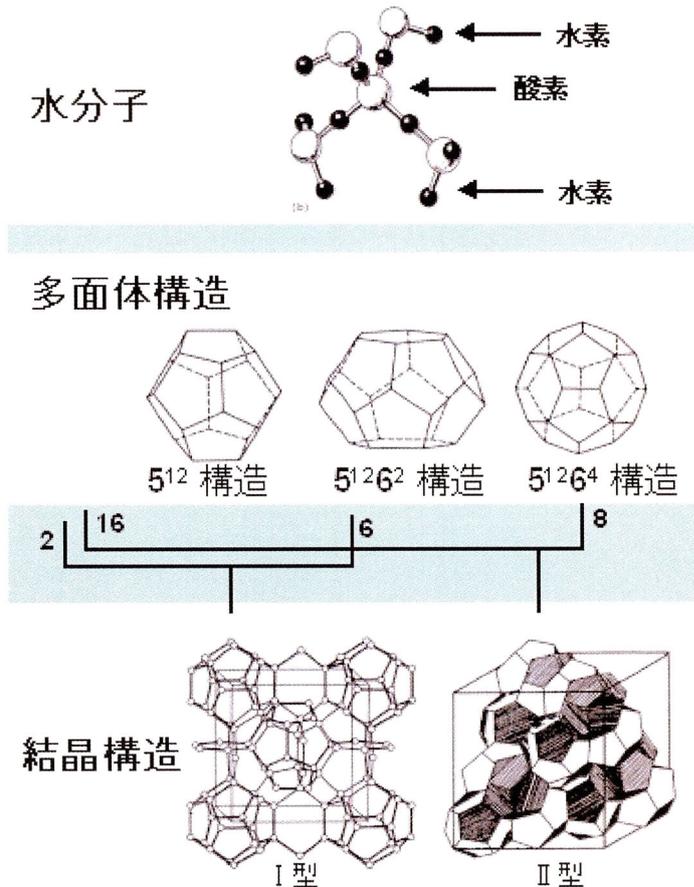


図 1-3 結晶構造の種類

ここで挙げた 3 つの多面体は組み合わせさせて、図に示すような 2 種類の結晶構造を構成する。構造 I の単位胞は、2 個の 5^{12} と 6 個の $5^{12}6^2$ から成る 1 辺約 1.2nm の立方晶 (Pm3n) で、構造 II の単位胞は、16 個の 5^{12} と 8 個の $5^{12}6^4$ から成る 1 辺約 1.7nm の立方晶 (Fd3m) である。天然ガスハイドレートは、ほとんど構造 I 型または構造 II 型のいずれかの結晶構造をとることが知られている。

これらの構造のほかに、5 角 12 面体(5^{12})、4 角 3 面 5 角 6 面 6 角 3 面体($4^35^66^3$)、および 5 角 12 面 6 角 8 面体($5^{12}6^8$)の 3 種類の多面体からなる結晶構造 H が存在することが知られている。構造 H の単位胞は、3 個の 5^{12} と 2 個の $4^35^66^3$ 、及び 1 個の $5^{12}6^8$ からなる六方晶(P6/mmm)である。この構造は、1987 年に Ripmeester らによって発見され、メチルシクロヘキサンのような $5^{12}6^4$ のかごに入らないような大きな分子(0.75~0.86nm)もクラスレート構造をとることが明らかになった。ただし構造 H が

安定に存在するためには、 5^{12} や $4^35^66^3$ といった小さなかご中にメタンや硫化水素などの小さな分子を包接していなければならない。これらの小さな分子を、主たる大きな分子と区別して、「ヘルプガス」と呼ぶ。最近の報告によると、メキシコ湾大陸棚の水深 540m の海底から、琥珀色のガスハイドレートが発見された。このハイドレート中には 41.1%ものイソペタンが含まれており、分子の大きさからこのハイドレートは構造 H 型であると推定された。この発見により、構造 H 型のハイドレートが天然にも存在する可能性が示された。

ゲスト分子が空孔のサイズより小さすぎると空孔は安定しにくい。一方、ゲスト分子が空孔のサイズより大きいと、結晶構造が大きく歪まない限り、その分子は空孔内に入り得ない。従って、ゲスト分子の大きさによりそのハイドレートの結晶構造が決まってくる。メタンよりやや小さい分子であるアルゴン、クリプトン、窒素および酸素は、 5^{12} および $5^{12}6^4$ の両方に入り、構造 II のガスハイドレートを作る。メタン、キセノン、硫化水素では、構造 I が安定相である。これは、分子の大きさが構造 I の大きな空孔 $5^{12}6^2$ によく適合し、十分に安定化されるためであると考えられる、さらに大きな二酸化炭素とエタンは、構造 I の大空孔によく適合するが、小空孔には大きすぎる。このため、二酸化炭素やエタンのハイドレートでは、小空孔は空のままであると考えられている。その他のハイドレート生成分子における結晶構造を見るために、表 1-1 にガスハイドレートの結晶構造と 0°C における生成-分解圧力を併せて示す。例えば 0°C の純水中で酸素ハイドレートを作るには 120 気圧 (11.8MPa) の圧力が必要であるが、メタンハイドレートはたった 26 気圧 (2.6MPa) で生成する。

このように、ゲスト分子の種類 (大きさ) により、結晶構造と充填される空孔の種類が異なる。そこで、ガス分子と水分子のモル比も、ゲスト分子の種類によって変わることが分かる。ガス分子 (G) 1mol に対する水分子のモル数を水和数 (n) と呼び、 $G \cdot n\text{H}_2\text{O}$ のように表記する。メタンのように構造 I で小空孔と大空孔が共に完全に充填されると、ガス分子と水分子の比は 8 : 46、つまり水和数は 5.75 となる。このときガスハイドレート中に取り込まれたガス量は、標準状態に換算して、ハイドレート自体の容積の約 170 倍となる。しかしメタンハイドレートの水和数は、その生成条件によらず約 6.2 であることがラマン分光分析により明らかになった。これはケージ占有率約 92% に相当し、ガスの容積倍率は約 160 倍であることを示す。つまり空孔は、完全にはガスによって占有されておらず、空の空孔も存在していることがわかった。さらにこれは純粋ハイドレートの場合であり、自由水が混在すればそれだけ試料中のガスの容積倍率は低下する。また二酸化炭素のように、構造 I で大空孔だけが充填されると 6 : 46、水和数は 7.73 となる。

ゲストとなるガス分子が 1 種類のガスハイドレートを単純ハイドレート (simple hydrates) と呼び、そのガス分子を単純ハイドレート生成体 (simple hydrate formers) と呼ぶ。しかし、天然ガスは単純な組成ではなく、二酸化炭素、エタン、時にはプロパンを少量含む。したがって、生成するガスハイドレート中にもこれらの少量ガスが入り、結晶構造を変えることがある。例えば、ごくわずかでも ($\sim 0.5\text{mol}\%$) プロパンが混入すると、プロパンは構造 II の大空孔を充填する傾向があるため、メタンもこれに引きずられて、構造 II の小空孔を埋めることとなり、メタンとプロパンの混在ガスは構造 II を作る。この現象は構造解析により確認されている。二酸化炭素ハイドレートでは、小さな

ケージは空のままであるが、メタンが混入するとそれは小さなケージを満たすと考えられ、結晶構造は変わらないが水和数が小さくなる。

ガスハイドレートの主な特性は次のとおりである。

- ① 高いガス包蔵性：ガスを高密度に含む
- ② 大きな生成・解離熱：相変化に伴う吸熱・発熱（潜熱）が大きい
- ③ 高い反応選択性：ガスによって相平衡が大きく変化する
- ④ 高い生成・解離差圧：生成解離圧の温度依存性が大きい

これらの諸特性は、ガス輸送・貯蔵技術、潜熱蓄冷熱媒体、低温度差発電技術、吸気冷却発電技術、各種分離プロセスなどへの応用が考えられ、資源とは別の観点からメタンハイドレートを始めとするガスハイドレートの工学的利用技術の開発が期待されている。

メタンハイドレートの性質で最も重要な特徴としては、温度と圧力に非常に敏感なことである。一般にハイドレートは低温・高圧の環境条件下で安定する性質を持っている。図 1-4 にメタンハイドレートの相平衡の模式図を示す。図中、実線がメタンハイドレートの相平衡曲線を示す。この曲線は安定境界線とも呼ばれ、メタンハイドレートが安定的に存在するための重要な諸量となっている。平衡曲線の左上の領域はハイドレートが安定して存在する温度・圧力条件であり、右下の領域は分離ガスと水あるいは氷が共存する領域である。坑井掘削、あるいは開発等の様々な要因で原位置環境の温度上昇あるいは圧力減少が生ずると、メタンハイドレートはガスと水または氷へと分解する。また、一旦分解したガスと水から、再びメタンハイドレートに相変化することもあり得る。

貯留層中のハイドレートを分解するには、図中矢印で示すように熱供給、減圧、あるいはその併用が基本となる。また、メタンハイドレートの安定条件は、ガス分子の種類、ガス組成、溶液の組成等により大きく異なることが分かっており、図中にみられるように溶液中に塩分が含まれる時には、平衡曲線は低温・高圧側にシフトする。

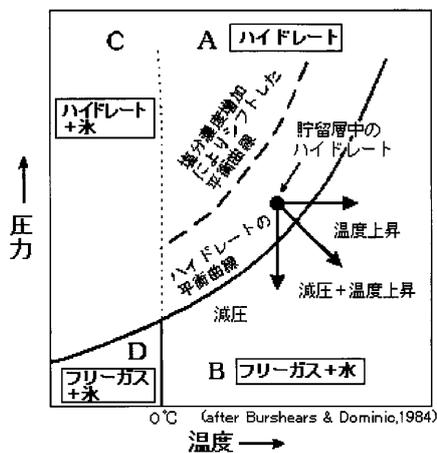


図 1-4 ハイドレートの相平衡曲線の概念図

1.2.3 自然界におけるメタンハイドレートが存在可能領域

メタンハイドレートが地下で生成されるためには、

- ① 十分な量の水が存在すること
- ② 過剰なメタンガスが存在すること
- ③ 温度・圧力が生成条件を満足すること

の条件が必要である（松本，1997）。ここで、地下におけるメタンの生成現象には、石油地質学的には以下に説明する生物発酵起源と熱分解起源の2種類の代表的な考え方がある。この他、石炭組織分子の分解によってもメタンが生成されるが、大局的にこれも一種の熱分解起源の変形と考えることができる。生物発酵起源のメタンとは、地中に生息するメタン細菌が二酸化炭素を消費して生成するメタンである。一方、熱分解起源のメタンとは、堆積物中に埋積した藻類などの生物の遺骸や木片などの有機物が地層中に埋没し、高温・高圧下での続成作用を受け、有機物が分解・縮合する過程で発生するメタンである。後者は、通常の石油・天然ガスと同じ成因が考えられている。一般に海水や海底下の浅い部分の地下水は、その中に酸素や二酸化炭素が溶存するためにやや酸化的な状態であるが、地中深くの地下水は、酸素の供給がないために比較的還元的な状態である。このため、メタン細菌の生息は、二酸化炭素が供給される海底下の浅い部分に限られ、海底下1,000m程度以内の地下の浅い部分で生物発酵起源のメタン発生量が多い。一方、熱分解起源のガスについては、熱変成を十分に受けるのに必要な埋没深度と長い反応時間を必要とするため、熱分解起源のメタンが発生するためには、通常海底下約2,000m以上の深度が必要となる。これらのことより、地下の浅い部分では生物発酵起源の、地下の深い部分では熱分解起源のメタンガスの発生量が多いことがわかる。ただし、実際には、両原因のいずれとも区別し難く、両者の混合タイプと解釈される場合がある。

そこで、天然ガスが生物起源のガスか熱分解起源のガスかを判定する方法として、一般に次の2種類が用いられている。一つは、炭素同位体組成を測定する方法と他の一つはガスの組成上からエタンとプロパンの合計量に対するメタン量の比を測定する方法である。一般に炭素同位体組成がおおむね-50~-90パーミルと軽い場合は生物起源、-30~-50パーミルと重い場合は、熱分解起源ガスといわれる。また、ガス組成上のメタン量の比で判定する場合は、一般にこの値が1000以上の場合は生物起源、50以下なら熱分解起源、その中間（50~1000）はその両者の混合型式と見なされるが、これらの判断基準はいずれも絶対的なものではなく一つの目安である。

このように地層中で発生したメタンは、通常地層の孔隙中に存在する地下水に溶解する。メタンの水に対する溶解度は圧力が高いほど大きい。地下水が上方に移動するとメタンの溶解度が減少するために、深部から供給される地下水は、溶解メタンの一部が浅部で気化する。このとき、地層の気密性（シール能力）が低いとメタンは上方に移動し海底から逸散するが、気体の気密性の高い地層が閉鎖構造として存在すると、メタンはその場所で集積し、メタンが水に過飽和となる。このような場所で、メタンハイドレートの生成に必要なかつ十分な低温・高圧の条件が満たされれば、メタ

ンハイドレートが生成可能となる。深部からこのような流体が上方移動しやすい場所としては、一般的には、傾斜した砂岩層や断層帯などが挙げられる。

メタンハイドレートが存在するためには、低温・高圧の条件が必要である。例えば、メタンハイドレートが解離せずに存在するためには、0°Cで26気圧(2.6MPa)、10°Cで76気圧(7.1MPa)以上の圧力が必要である(図1-5参照)。ここで、海洋の場合、水深が10m増加すると圧力が1気圧増大するために、海底の温度が0°Cの場合はおおむね260m以上の水深が、海底の温度が10°Cの場合はおおむね760m以上の水深が必要である。

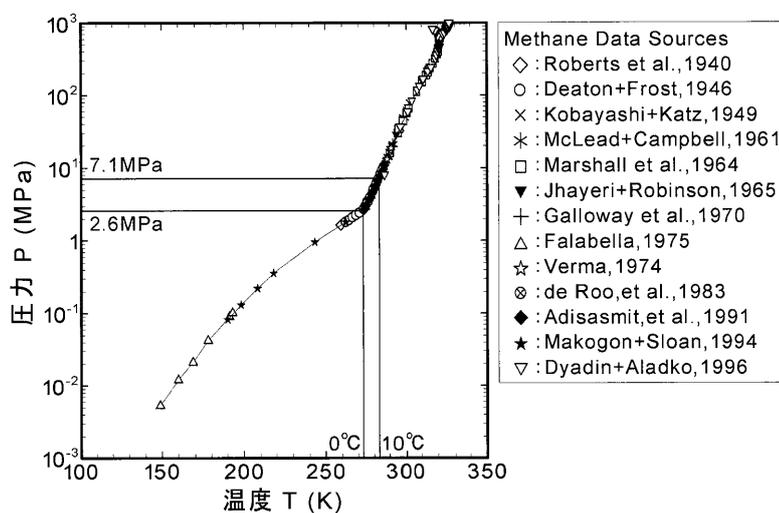


図1-5 メタンハイドレートの安定境界線

ところで、中緯度地帯では、海水の比重が4°C程度の温度で最大となり、一般に大陸斜面の海底付近の温度は4°C程度になることが多い。地下深部は温度が高いために、地下深度が深くなるとある一定の割合で温度が上昇し、この増温率を地温勾配という。海底の温度から地温勾配曲線を引くと、メタンハイドレートの相平衡曲線と交わる点の温度、圧力点が存在し、それより浅い深度部分でメタンハイドレートが存在できる(図1-6(a)参照)。図1-6から明らかなように、地温勾配を一定とすれば、水温が増大すればメタンハイドレートが生成し得る範囲が増加する。その場所にガスの上方移動と地下水の存在があれば、メタンハイドレートが形成される。ただし、ガスの上方移動速度が大きければ、メタンハイドレートが形成される前にガスは海底から逸散する。

一方、極地の陸上の場合、永久凍土の下限が0°Cと仮定でき、その下限が26気圧(2.6MPa)より大きな圧力下であれば、メタンハイドレートが存在し得る。極地の平均的な地質条件では、永久凍土の厚さがおおむね250mよりも厚い場合に、そのような温度・圧力条件が成立する(図1-6(b)参照)。

以上のように、メタンハイドレートが生成され得る場所は、水深が深く低温・高圧の条件を満たし、さらに陸源の有機物が供給され、堆積層が厚く発達することなどの条件が必要となる。したがって、メタンハイドレートの分布は、北極や南極圏の永久凍土地帯や、大陸近くの水深の深い大陸

斜面に限られている。

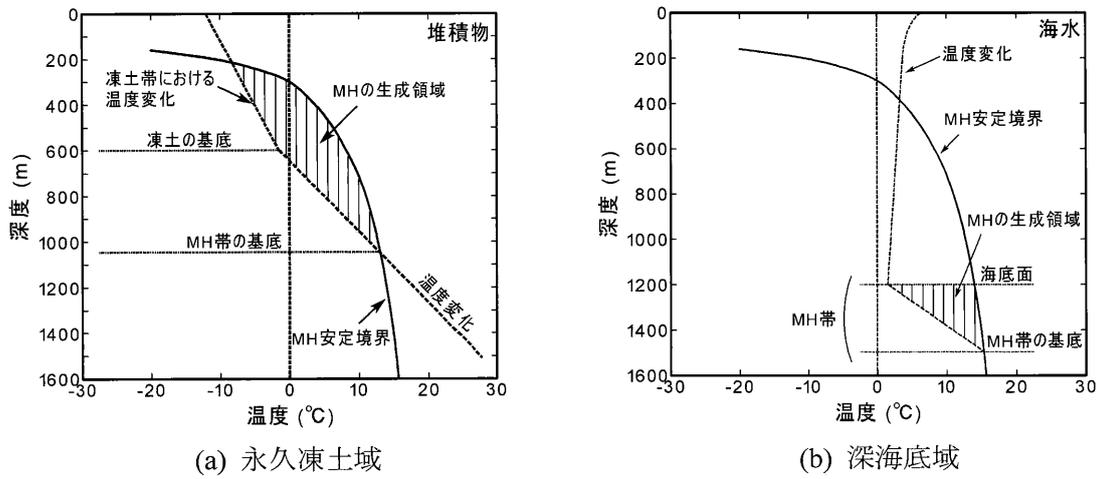


図 1-6 メタンハイドレートの存在領域

1.2.4 メタンハイドレートの資源量

1960年代後半もしくは1970年代前半にかけて、地震探査記録の中に海底擬似反射面（bottom simulating reflector ; BSR）と呼ばれる通常の地層の重なり方では説明できない「線」が現れることが知られていた。BSRの正体は当初、まったくの不明であったが、1970年代に温度と圧力の関係からBSRと天然メタンハイドレートとの関係を示唆され、メタンハイドレートの探査技術として確立されてきた。メタンハイドレート層の分布は、このBSRにより推定される。

メタンハイドレート層には、周辺の地層に比べて相対的に弾性波速度が速く、また密度が低い性質がある。さらに従来の掘削等の結果からは、安定領域直下に弾性波速度が遅いフリーガス（遊離ガス）が存在していると推定されている。また、水深の変化が少ない地域の海底下のメタンハイドレート安定領域の下限は海底とほぼ平行となる。このようなメタンハイドレート層の物理的性質から、安定領域直下にフリーガスが存在すれば、反射法地震探査記録上にしばしば海底にほぼ平行なBSRと呼ばれる、位相が反転した強振幅の異常反射面が現れる（増田，2001）。図1-7は実際に観測されたBSRを示している。BSRは、通常地層の傾斜を切って認められ、このBSRの分布から、メタンハイドレートの分布域をある程度推定することができる。

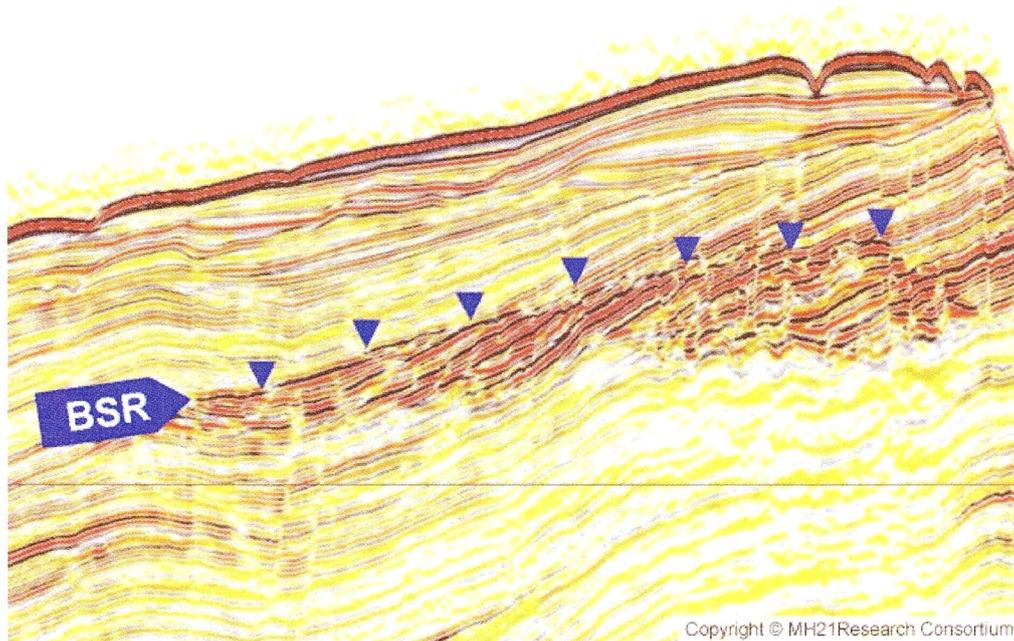


図1-7 反射法地震探査記録上に表れるBSR

現在までにBSRや掘削で確認または推定されている世界における代表的なガスハイドレートの分布を図1-8に示す。図中、天然ガスの成分にメタン以外も含まれることからハイドレートのことをガスハイドレートと称しているが、通常90%以上がメタンであるため、ここからはメタンハイドレートと称すことにする。これまでに実施された掘削や物理探査結果によると、海域のメタンハイドレートの分布については、太平洋の海溝内側大陸斜面、大西洋の大陸斜面～コンチネンタルライズ、

<第1章 序論>

南極大陸周辺海域等に存在が確認または予想され、分布域の水深はおおむね 500～5,500m の範囲にあり、ハイドレート層の下限の深度はおおむね海底下 100～1,100m 付近にある。一方、現在知られている陸域のメタンハイドレートの分布は、シベリア、カナダ及びアラスカの永久凍土地域、及び西南極に限られる。メタンハイドレートの資源量の試算を行なうには、従来得られたデータでは不十分であるものの、既存データを用いて、アメリカエネルギー省や地質調査所、ソ連の地質省他、日本の地質調査所や世界各国の各種機関で試みられている。

これらの結果、世界のメタンハイドレート資源量評価に関しては、外国では海域、及び陸域に分けて試算がなされている。アメリカエネルギー省、アメリカ地質調査所、及び日本の地質調査所などによる資源量の試算によれば、世界の資源量については陸域でおおむね数十兆 m³、海域で数千兆 m³ のオーダーで、世界の天然ガスの確認埋蔵量（119 兆 m³）の数十倍以上もある。この試算値にばらつきが大きい理由は、特に海域探査の詳細データが欠如しているため、そして資源量試算方法の概念がまだ世界定期に統一されていないためである。

シベリアなどすでに生産実績がある特定の地域では、個別ガス田の資源量を細かく試算しており、その試算概念としては、フリーガス量、ハイドレートガス量、及び誘拐ガス量に分けて計算し、合算する方法がとられている。しかし、世界的な規模での評価に必要な探査データが十分にそろっていないために、諸外国の例にみられる広域の資源量評価の方法としては、古典的かつ簡単な面積法、または容積法が採用されているのが実情である。

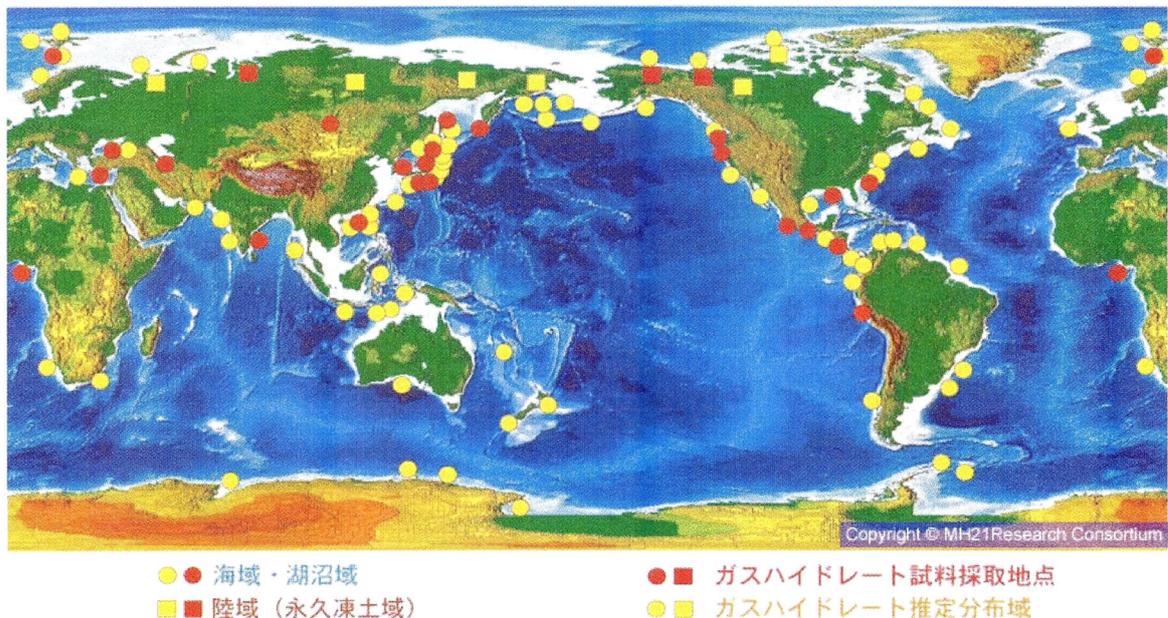


図 1-8 世界におけるガスハイドレート貯留状況

2009 年までに調査された日本周辺海域におけるメタンハイドレートの分布を図 1-9 に示す。物理探査結果によると、西南日本太平洋側沖合の南海トラフ陸側斜面、及び北海道周辺海域の十勝～日

<第1章 序論>

高沖海域、オホーツク海域と津軽～渡島半島沖などに分布しているが、日本国内の陸域には凍土が存在しないためメタンハイドレート層は存在しない。1990年代前半に、アメリカエネルギー省は、日本の南海トラフ北側に4,200億～4兆2,000億 m³の資源量があると試算した。また、日本の地質調査所の調査では、南海トラフや北海道周辺海域等の資源量を約4～6兆 m³と試算している。この資源量は、日本の1年間の天然ガス使用量の100倍程度のオーダーに相当する。

2001年からは、東部南海トラフ海域をモデル海域とした詳細調査（三次元地震探査や掘削調査等）を実施している。図1-10は東部南海トラフ海域において行われた物理探査の具体的内容を示している。2007年に発表された最新の資源量評価では、モデル海域とした東部南海トラフ海域だけで、約1.1兆 m³の原始資源量が賦存しているの見積もられた。これは日本の天然ガス消費量の約13.5年分に相当し、大規模ガス田クラスのメタン算出量が期待できるとされている。

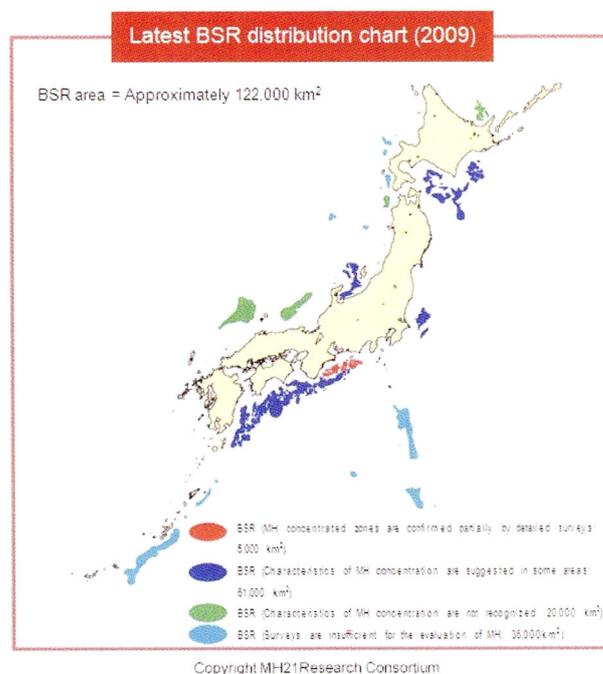


図 1-9 日本近海のメタンハイドレート分布

<第1章 序論>

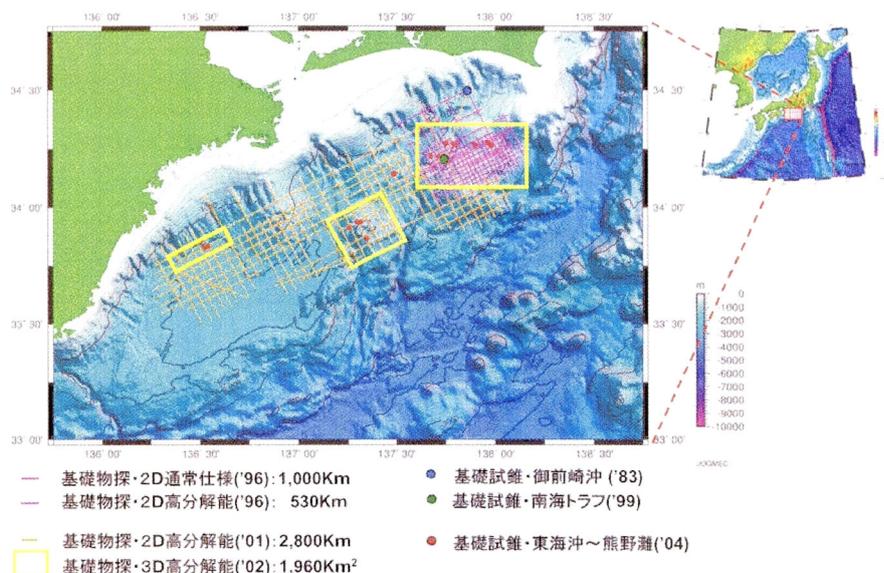


図 1-10 東部南海トラフ海域における物理探査状況

1.2.5 自然界におけるメタンハイドレート産状

生産に向けては、自然界におけるメタンハイドレートがどのような形で地盤内に存在しているかを知る必要がある。探査目的の掘削ではコアの採取が重要であるが、メタンハイドレートは大気圧の条件下では分解してしまうため、従来型のコアサンプラーに代わる特殊なサンプラーを必要とする。石油公団石油開発技術センターが、平成7年度から民間各社との共同で実施した特別研究「メタンハイドレート開発技術」では、地層内の温度・圧力を保持した状態でコアを採取する特殊なコアサンプラー（PTCS；pressure temperature core sampler）の開発が行われ、その有用性が基礎試錐で十分に実証された。

メタンハイドレート層は海底下の浅部に存在するため、地盤は軟弱であり、掘削のオペレーションが難しい。通常は、掘削泥水の冷却によってメタンハイドレート層の温度上昇を防ぎ、ハイドレートの分解を抑制しながら掘削する方法が用いられる。掘削時の安全性を確保するために、地層近傍のハイドレート分解抑制と坑井内でのメタンハイドレート再生成防止の両方の機能を持つ掘削泥水の研究開発が行なわれている。また、軟弱地盤に対するケーシングプログラムとセメンチング技術に関する検討も行なわれている。

世界的に海洋石油開発は大水深化の傾向にあり、利用できる掘削リグの数は少ない。日本とアメリカが中心になって国際的に行なわれる総合国際深海掘削計画（IODP；Integrated Ocean Drilling Program）では、水深約2,500m（将来は約4,000m）の海域で使用できる科学掘削船の建造を行い、メタンハイドレートの掘削探査が行われている。日本もライザー掘削船「ちきゅう」を完成させ、メタンハイドレートの掘削計画を進めている。

このように、掘削技術が確立されてきたことから、地盤内のメタンハイドレートの産状が明らかとなってきた。世界におけるメタンハイドレートの存在形態は様々であり、泥質土中や海底面に塊として存在するもの、あるいは砂質土層の間隙内を埋める形で存在するものなどがある。写真 1-2

<第1章 序論>

は世界各地で採取されたメタンハイドレート堆積土の写真を示している。(A)は世界で初めてメタンハイドレート生産試験が行われたカナダマッケンジーデルタで採取されたメタンハイドレート堆積土である。写真をみると、メタンハイドレートは土骨格の間隙を埋める形で存在していることが確認できる。(B)はインド洋で採取されたメタンハイドレート堆積土の写真である。この海域におけるメタンハイドレートは粘土層の中にレンズ状に存在していることが観察された。次に(C)はメキシコ湾で採取されたメタンハイドレート堆積土を示している。このメタンハイドレートは(B)と同様に粘土層に胚胎しているが、メタンハイドレートが塊となって回収された。さらに、(D)は日本海沖、上越市沖海鷹海脚で採取されたメタンハイドレート堆積土の写真である。写真から、メタンハイドレートが塊状に存在していることが分かる。この海域のメタンハイドレートは海底面に露出していることが確認されており、大きなメタンの噴出も確認されている。最後に、(E)は現在生産対象とされている南海トラフ域で採取されたメタンハイドレート堆積土を示している。南海トラフ海域で回収されたコアに関しては、電子顕微鏡やマイクロ X 線 CT などを用いた研究が進んでおり、砂の間隙内を埋める形で存在することが明らかとなっている。また、南海トラフ海域の地盤はタービダイトから成る砂泥互層を構成しており、メタンハイドレート濃集層はその砂層の間隙内を埋める形で存在していることが確認されている(鈴木, 2006 ; 2009)。



写真 1-2 世界各地で採取されたメタンハイドレート堆積土

- (A) カナダマリック 2L-38 永久凍土域で採取されたメタンハイドレート堆積土 (W. Winters, 2009)
- (B) インド洋で採取されたメタンハイドレート堆積土 (the National Gas Hydrate Program)
- (C) メキシコ湾で採取されたメタンハイドレート堆積土 (W. Winters, 2009)
- (D) 日本海沖、上越市沖海鷹海脚で採取されたメタンハイドレート堆積土 (松本, 2006)
- (E) 南海トラフ域で採取されたメタンハイドレート堆積土 (MH21 Research Consortium)

1.3 メタンハイドレートの生産方法に関する既往の研究と工学的課題

メタンハイドレート層からガスを生産するためには、地下の原位置でメタンハイドレートを分解してガス化させる必要がある。その方法として以下の3つが挙げられている。

- (1) 加熱法：地表からボイラーなどで加温した流体（熱水や水蒸気）、及び地下ヒーターによる加熱によりメタンハイドレート層の温度を上昇させ、ハイドレートを分解させる方法。メタンガスは熱水に混ざって掘削リグに戻ってきて、そこで熱水とメタンガスに分離させる。熱水にするか水蒸気にするかは、メタンハイドレート層の厚さによって選択する。カナダマッケンジーデルタでの生産試験ではこの方法を採用し、メタンガスを生産した。
- (2) 減圧法：減圧ポンプや泥水の比重の低下などを利用することで、坑井内の圧力を減じてメタンハイドレートの分解を促進する方法。他の方法と比べて実用性に優れ、コスト的にも最も安くなるが、連続取出性能など確認すべき課題も多い。
- (3) 分解促進剤注入工法：塩類、メタノール、グリコール等の溶剤をメタンハイドレート層に注入し、メタンハイドレートの平衡圧力曲線を低温・高圧側にシフトさせて、メタンハイドレートを分解する方法。加熱法と同様に、マリック生産試験で採用されている。

実際には、これらの方法を複合的に使用することで効率の高いメタンハイドレート生産を目指している。図 1-11 に、生産方法として主力である減圧法を適用したメタンハイドレート生産の概念図を示している。まず、メタンハイドレート貯留層に対して生産井の掘削を行う。次に、メタンハイドレート貯留層の深度でガス生産用の穴を設ける。その後、生産井内の水をポンプで汲み上げることで、メタンハイドレート貯留層内部の間隙水圧を下げ、メタンハイドレートをメタンガスと水に分解する。生産井の圧力が最も低く保たれているため、動水勾配の影響で地盤内のメタンガスは生産井に向かって移動する。そして、メタンガスは水と同じく汲みあげられ、メタンガスだけが回収される。

このようにしてメタンハイドレートが回収されるが、その際の地盤の変形挙動などは未だ明らかにされていない。また、生産対象が深海底であることから地盤の変形挙動を計測することも容易では無いため、事前に十分な検討が必要である。しかしながら、メタンハイドレートそのものの性質が未知であると同時に、深海底におけるこのような脆弱な地盤に坑井を掘削し、資源を回収する技術は既存のものとしては存在しなかった。一方、地盤工学の分野では、粒状体を主とした研究が進められており、中には杭基礎の先端や、ダム、高盛土など高圧域における研究も進められてきた現状にある。こうした背景から、メタンハイドレート開発による地盤の変形挙動を評価することが可能であると考えられる。図 1-12 にメタンハイドレート開発中に想定される地盤工学的課題を挙げている。まず、検討項目①として、生産井掘削による地盤内の応力変化が挙げられる。生産井は掘削に莫大な費用をよう

<第1章 序論>

するため、その健全性を十分に検討しなければならない。そのためには、メタンハイドレート堆積土の力学的特性を十分に把握する必要がある。次に、検討項目②として、メタンハイドレート生産中の地盤の変形挙動が挙げられる。減圧法の適用は、地盤内の有効応力を増大させる。それに伴う地盤沈下や海底地すべりなどが危惧される。また、その増加幅は、地盤工学の分野で高圧とされている領域であり、粒子破碎の影響なども考えられる。最後に、検討項目③として、メタンガス生産終了後に周りから水圧が回復した場合が挙げられる。このとき、水圧の回復に伴い有効応力が減少することから地盤のリバウンドが予想される。さらには、もともと固体として存在していたメタンハイドレートが回収されているため、それによる地盤の変形挙動がどのようになるか、未知である。メタンハイドレートを安全かつ経済的に回収するためには、これらの検討項目を評価しなくてはならない。

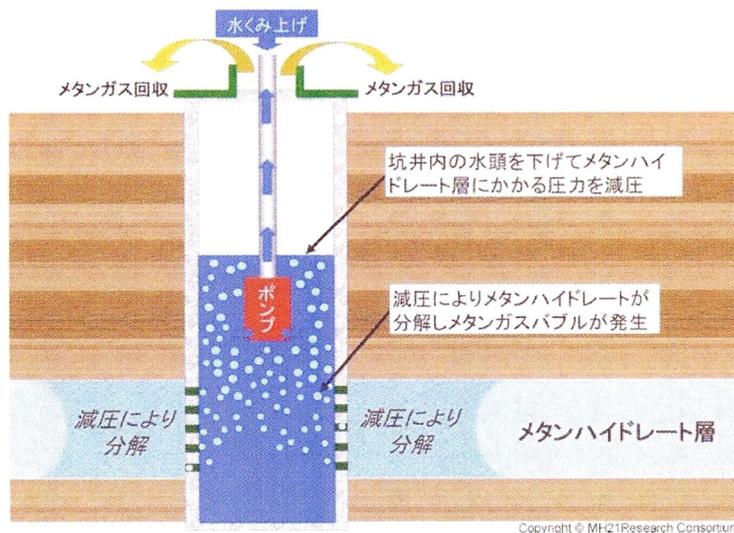


図 1-11 減圧法によるメタンハイドレート生産概念図

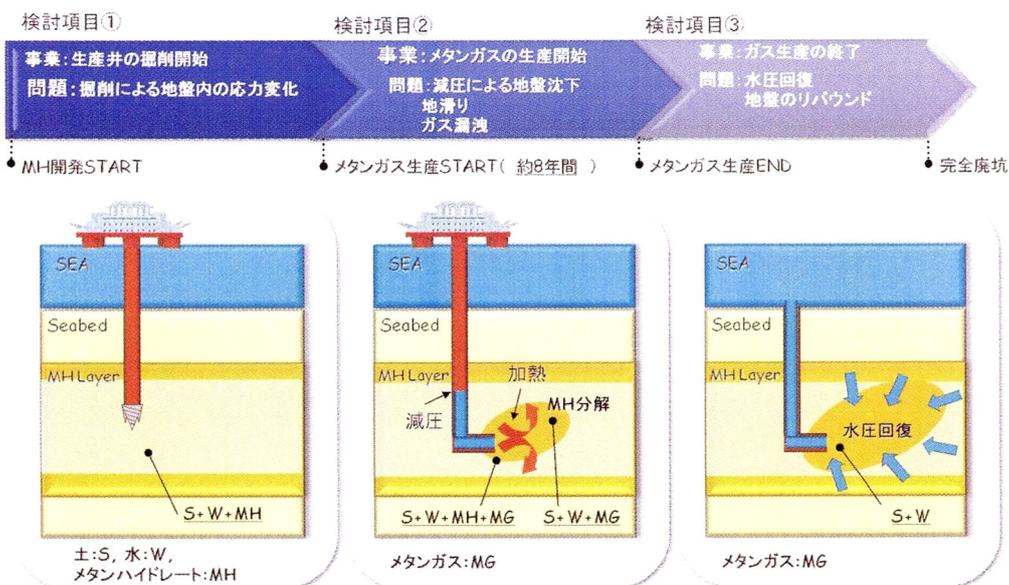


図 1-12 メタンハイドレート開発中に想定される地盤工学的課題

1.4 メタンハイドレートを含む土の力学特性に関する既往の研究

1.4.1 メタンハイドレートの一軸圧縮特性

NKK エンジニアリング研究所の船舶・構造研究室では、メタンハイドレートの圧縮強度特性に関する試験を取りまとめている。試料には大阪ガス株式会社で人工的に合成された顆粒状メタンハイドレート供試体を用い、一軸圧縮試験が行われた。図 1-13 には、顆粒状メタンハイドレートの圧縮強度と温度の関係および、顆粒状氷の圧縮強度と温度の関係を示している。多少データのばらつきが大きいのが、顆粒状メタンハイドレートと顆粒状氷共に温度の低下に伴い圧縮強度は大きくなっていくことがわかる。

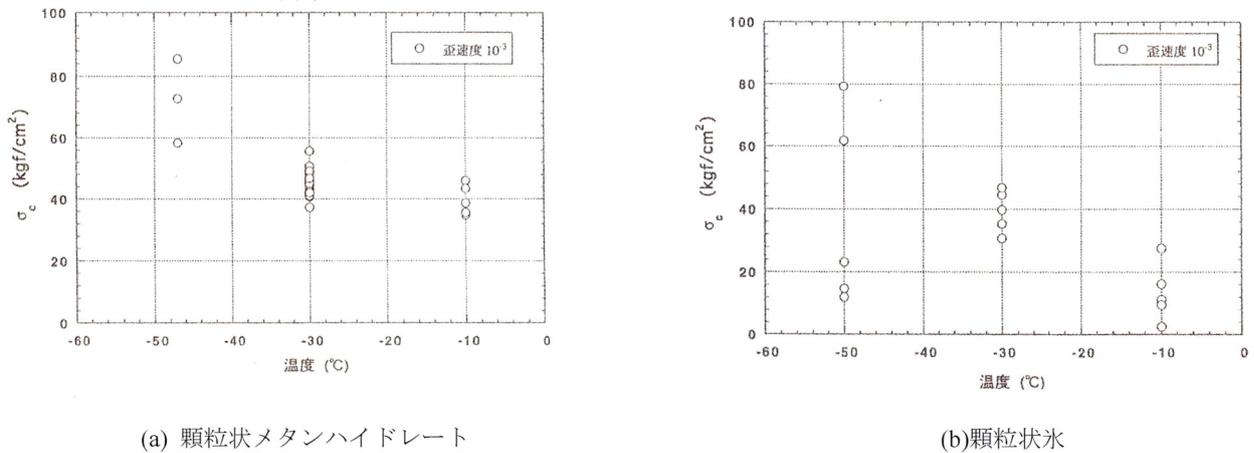


図 1-13 顆粒状メタンハイドレートと顆粒状氷の一軸圧縮強度に及ぼす温度の影響

次に顆粒状メタンハイドレートの圧縮強度と密度の関係について示している。実験に用いられたメタンハイドレート供試体の平均の密度は 808.8kg/cm^3 であった。密度の増加に伴い圧縮強度も大きくなる傾向が見られた。これは試験片の空隙率が圧縮強度を支配する要因の一つであることを示唆している。

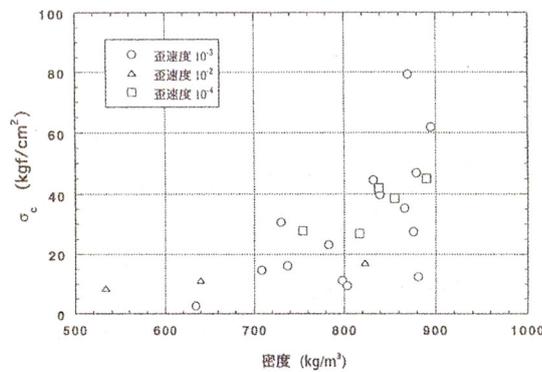


図 1-14 顆粒状メタンハイドレートの一軸圧縮強度に及ぼす密度の影響

1.4.2 産状の異なるメタンハイドレート堆積土

メタンハイドレートは自然界において様々な形で存在している。中でも、カナダマッケンジーデルタや南海トラフに代表される、砂の間隙に存在するメタンハイドレート堆積土に対して精力的に研究が行われている。Waite ら(2004)は、砂の間隙に胚胎するメタンハイドレートの存在形態は、大きく分けて、4 種に大別されるとしている。その概念図を図 1-15 に示している。(A)は土粒子よりも小さな粒状を成したメタンハイドレートが土の間隙に浮いている状態である。これは一般に **Pore filling type** と呼ばれている。次に、(B)は土粒子と同程度の粒状を成したメタンハイドレートが土の構造の一端を担っている状態である。(C)は土粒子の周りを囲むようにメタンハイドレートが生成され、一部土粒子間にセメンテーション力を有している状態である。最後に、(D)は主に土粒子間にメタンハイドレートが存在しており、セメンテーション力を有している状態である。(C)および、(D)は **Cementing type** と呼ばれる。これら 4 種のメタンハイドレート堆積土を模擬し、Waite ら(2004)は、弾性波速度を調べている。図 1-16 はそれぞれの土の弾性波速度を示している。その結果、メタンハイドレートの産状が **Pore filling type** から **Cementing type** になると弾性波速度が速くなることを明らかとしている。弾性波速度は、その速度と密度の関係から地盤材料の初期せん断剛性率を求めるときに用いられる値であり、速度が速くなるほど、初期せん断剛性率は高くなる。つまり、(A)→(B)→(C)・(D)の順にメタンハイドレート堆積土の強度が増加することが明らかとなっている。

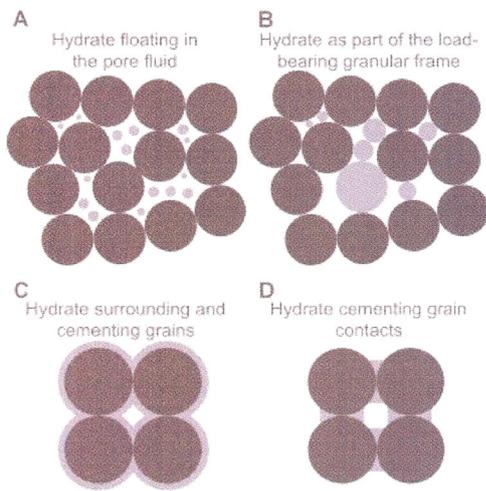


図 1-15 砂の間隙に胚胎するメタンハイドレートの存在形態の概念図

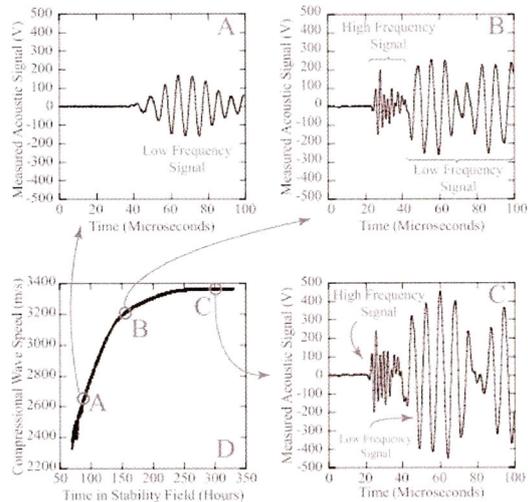


図 1-16 異なるメタンハイドレート存在形態を持つメタンハイドレート堆積土の弾性波速度

南海トラフから採取された土のメタン水合物がどのような産状であるか調べるために、鈴木ら(2009)は、メタン水合物の昇華を抑制するために装置を冷却した走査型電子顕微鏡を用いてその微視的観察を行っている。図 1-17(a)に取得した組成像を、図 1-17(b)にそこからガス水合物と砂、および空隙をマッピングした画像を示す。これらを見ると、メタン水合物は土粒子間の隙間に入り込み、粒子を覆っていると考えられるため、図 1-15 に示された概念図の(C)に近い。しかしながら、完全にどのタイプの産状であるかの判別は非常に困難と言える。

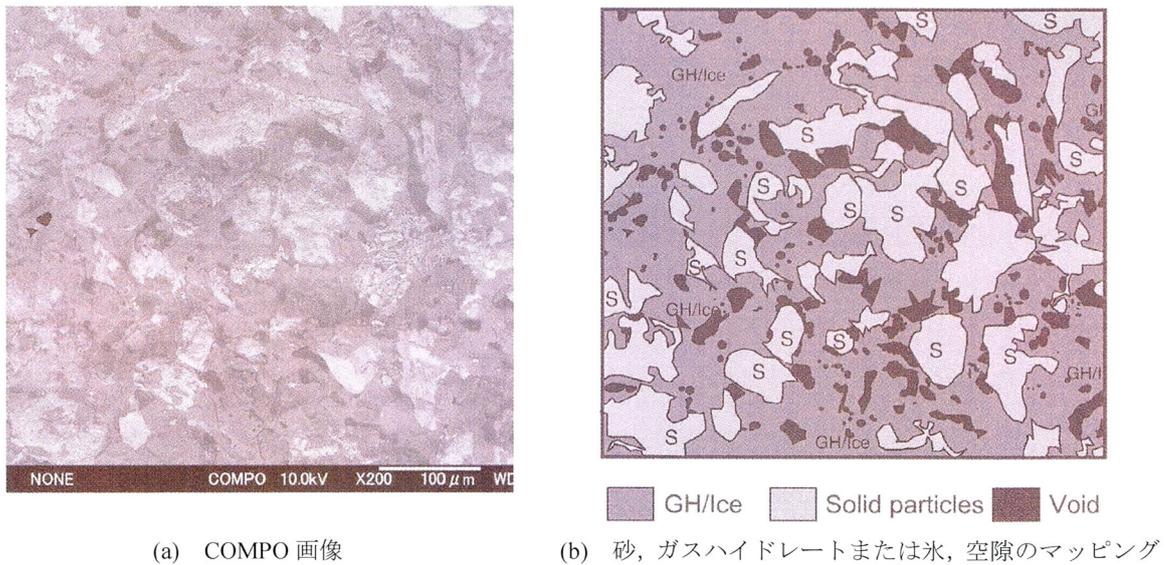


図 1-17 南海トラフ海域のメタン水合物堆積土の走査型電子顕微鏡画像

鈴木ら(2009)は南海トラフから採取された不攪乱コア試料について、堆積物性状とメタン水合物飽和率の多寡の傾向について検討を行っている。図 1-18 に正規化したメタン水合物飽和率と孔隙率、中央粒径値、淘汰度の相間を示している。すべての試料のメタン水合物飽和率から平均値を求め、その値で各試料のメタン水合物飽和率を正規化している。メタン水合物が全試料の平均値の 2 倍以上の飽和率で含まれている試料は、孔隙率で 0.43 ~ 0.60, 中央粒径値で 1.9 ~ 3.3 μm 付近(100 ~ 270 μm), 淘汰度で -1.6 ~ -0.4 の範囲にあることが示されている。これは、メタン水合物は主に砂層に対して胚胎していることを示している。

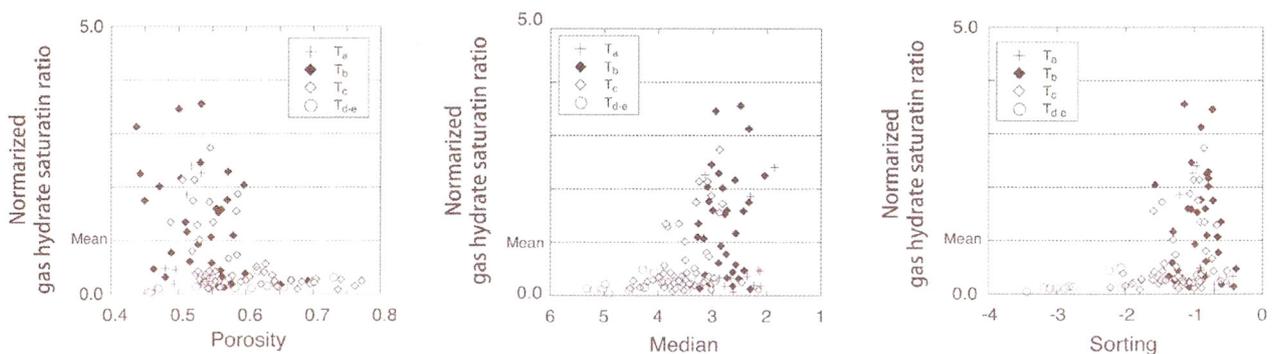


図 1-18 正規化したメタン水合物飽和率と孔隙率、中央粒径値、淘汰度の相間

1.4.3 メタンハイドレート混合土の力学特性

メタンハイドレートを含む土の力学試験を行うためには、深海底の低い温度、高い間隙圧ならびに高い有効拘束圧を再現する必要があるため容易ではない。兵動ら(2005)は、冷凍庫内に三軸セルを設け、低温高拘束圧を再現することで実験を可能としている。試験では、顆粒状のメタンハイドレートと砂を混合することで Pore filling type のメタンハイドレート堆積土を模擬し、非排気非排水三軸圧縮試験を実施した。図 1-19(a)は拘束圧 8MPa の行った、異なるメタンハイドレート砂混合率の三軸圧縮強度に及ぼす温度の影響を示している。メタンハイドレート混合砂混合率が等しい時、温度の低下に伴い最大軸差応力の増加が確認された。次に図 1-19(b)は温度-30 度で行った、異なるメタンハイドレート砂混合率の三軸圧縮強度に及ぼす拘束圧の影響を示している。メタンハイドレート混合砂混合率が等しい時、拘束圧の増加に伴う最大軸差応力の増加が明らかにされた。しかしながら、この試験装置では間隙圧を再現していないことや、ほとんどの試験条件が氷の生成するマイナスの温度で行っていることから、改良の余地が残されていた。本論文の第 2 章では、これらを改善した試験装置の開発を行い、メタンハイドレート堆積土の力学特性を解明することを目的としている。

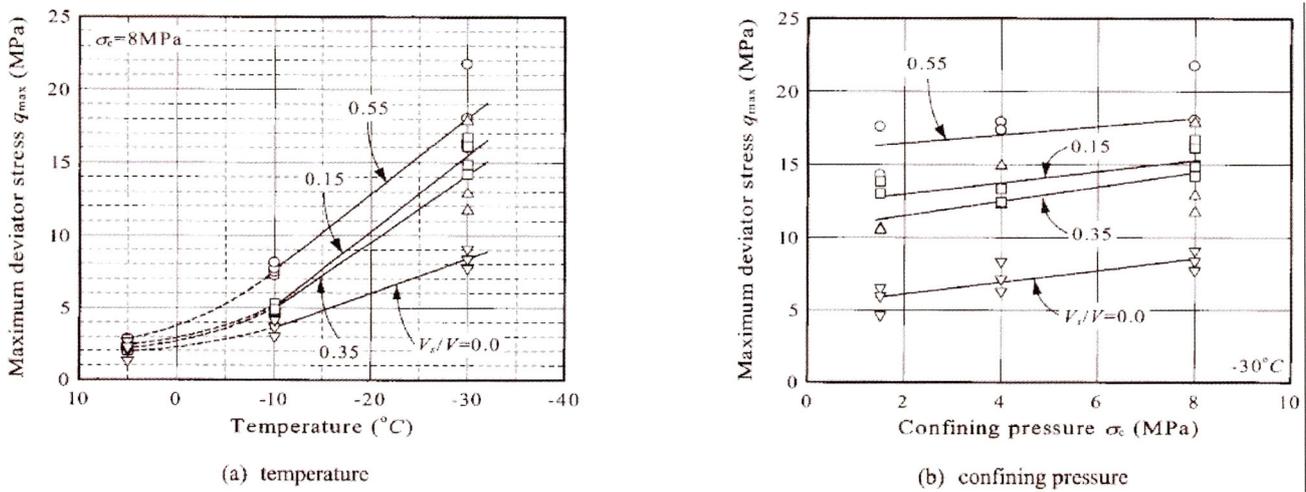


図 1-19 メタンハイドレート堆積土の非排気非排水圧縮試験に及ぼす温度の影響と拘束圧の影響

1.4.4 分解挙動の観察

産業技術総合研究所化学物質リスク管理研究センター地圏環境評価チーム駒井ら(2001)によって、ガスハイドレートの分解挙動について取りまとめられている。メタンハイドレートの生産法を検討する上で、様々な条件における破壊・分解に関する基礎特性を把握することが必要である。まず、高圧実験装置と CCD カメラを用いて、温度、圧力条件を変化させた場合に観測されるメタンハイドレートの分解特性について検討した。気相中で平衡条件に対して大きく減圧あるいは昇温させた場合では、試料が瞬時に破壊するのが観察された。これは、分解により試料の内部からメタンガスが発生し、その圧力上昇によって破壊されるものと考えられる。一方、温度・環境条件を緩やかに変化させ、液相中で分解させる場合では、試料の表面から円心円状に緩やかに分解する様子がみられた。ガスの場合には、0.1MPa に減圧した直後に、表面がうっすらと濡れた状態になり、その後、表面はそのままの状態で大きさがゆっくりと小さくなり、2240 秒後に完全に消滅した。液体の場合には、0.1MPa に減圧し、液体を注入した直後に表面から気泡を発生しながら分解が始まり、その後も、途切れることなく気泡を発生しながら、220 秒後に完全に消滅した。これらの実験から、同じ外部環境では温度が高いほど分解時間が短くなる傾向がみられた。また、液体の場合には、ガスの場合に比べて分解時間 1/10~1/5 程度であることがわかった。このような環境相による差異を生じる理由として、ガスと液体の熱伝導率の違いや分解時の微小な気泡の発生が、分解速度に大きな影響を及ぼしていることが考えられる。

1.4.5 分解速度

資源環境技術総合研究所地殻工学部開発システム研究所小林ら(2000)により、ガスハイドレートの分解速度について取りまとめられている。図 1-20 は固体状のガスハイドレート試料に高圧の水を接触させ、固液界面における分解挙動を観測し得られた結果である。流体の温度はそれぞれの圧力条件における平衡温度よりも 3℃ 高くなるように設定され、流体の速度は 0~15m/min で変化させている。この結果より、流体速度の増加に伴い分解速度が増大し、流体速度が 10m/min の場合では流体静止時の約 3 倍に達し、周辺の圧力が高いと分解速度は相対的に小さくなるが、流体速度の影響が認められることがわかる。このことから、ガスハイドレート周辺の流体速度を変化させることにより分解速度を制御できる可能性があることを示唆している。

図 1-21 に実験中、周辺温度を 4, 8, 12℃、圧力条件は大気圧 0.1MPa で、流体に増粘剤（ザンピス）をくわえた泥水を用いてメタンハイドレートの分解速度を調べた結果に示す。分解速度は水中（泥水濃度 0%）で 0.7~1.2ml/min と大きい値を示すが、低濃度の場合でも分解速度の影響は顕著である。さらに泥水濃度を高くすると、分解は緩やかになり、分解速度は水中と比較して 5 分の 1 以下に減少している。また、周辺の温度が低いほど分解速度は小さい。メタンハイドレートの分解挙動を詳しく観察すると、水中では細かい気泡が大量に発生するのに対し、泥水濃度が高い場合には

<第1章 序論>

大きな直径の気泡が時間間隔をおいて発生する。これは泥水中では粘性が高いため、メタンの気泡が発生しにくいと示唆される。これらの結果から泥水濃度を変化させることにより分解速度を制御できる可能性がある。

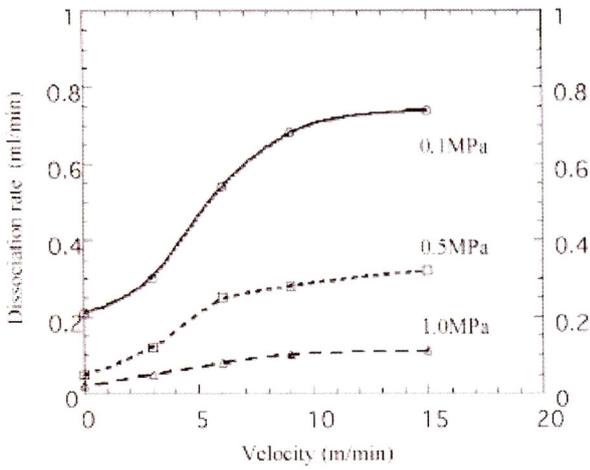


図 1-20 固液界面における分解挙動

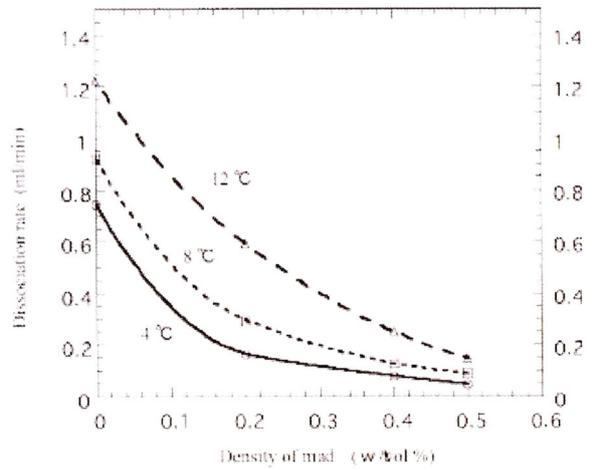


図 1-21 メタンハイドレートの分解速度

<第1章 序論>

1.5 本論文の目的と構成

1.5.1 本論文の目的

昨今、非在来型の天然ガス資源のひとつであるメタンハイドレートが日本近海に相当量の賦存が見込まれることが明らかとなり、次世代資源として商業化に向けた研究開発が行われている。メタンハイドレートは水分子とメタン分子からなる氷状の水和物であり、低温・高圧の条件下で安定的に存在することができる。日本近海のメタンハイドレートを回収する方法として、メタンハイドレート貯留層まで井戸を掘削し、井戸内を加熱または減圧することで海底地盤内においてメタンハイドレートをメタンガスと水に分解し、ガスとして回収する方法が有効であることが明らかにされてきたが、この場合、土粒子間の隙間に固体として存在するメタンハイドレートを気体として回収するため、開発中に以下のような問題が危惧される。①掘削に伴う応力変化による海底地盤の変形、②減圧に伴う有効応力の増加による地盤沈下、地すべり、③効率的な減圧手法の選択、④生産中のガス漏洩、④水圧の回復に伴う有効応力の減少による地盤の変形。これらの問題は、高い拘束圧と間隙圧下での土の構造の変化や熱の伝導、間隙流体内部でのガス発生による飽和から不飽和への浸透特性の変化、メタンハイドレート分解によるセメンテーションの消失などを総合的に評価する必要がある。本論文では、メタンハイドレートが含まれる海底地盤の力学特性を把握するための実験的な検討と、それらの挙動を表現する応力ひずみモデルの開発およびそれを組み込んだシミュレータを用いた解析的検討を行う。

1.5.2 本論文の構成

本論文は以下の全6章から構成される。

<第1章 序論>

<第2章メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

<第3章メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>

<第4章メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式>

<第5章メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

<第6章 結論>

各章の要点を以下に示す。

<第1章 序論>

メタンハイドレート研究の歴史について概説し、メタンハイドレートの化学的特性について述べている。また、その化学的特性から、メタンハイドレートが存在可能な地域について言及し、現在までに明らかとなっているメタンハイドレートの資源量について説明を行っている。次に、世界各地で採

<第1章 序論>

取されたメタンハイドレートの産状を紹介し、提案されているメタンハイドレート生産方法について解説する。さらに、開発中に想定される地盤工学的な課題を取り上げ、本研究の成果がこれらの解決に寄与するものであることを述べた。最後に、本論文の目的と構成を示した。

<第2章メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

メタンハイドレートの力学的な特性を系統だてて調べるために、メタンハイドレートが存在する深海底地盤の温度・圧力を再現可能な三軸圧縮試験装置の開発を行った。開発した試験装置を用いて、砂中にメタンハイドレートを生成した模擬試料に対して、異なる土の密度、メタンハイドレート飽和率、温度、背圧に対して一連の圧縮試験を行った。その結果、メタンハイドレート飽和率が高いほど、圧縮強度は高くなることが明らかとなった。また、温度、間隙圧、有効拘束圧、密度条件の違いによる強度特性の変化が明らかとなった。さらに、南海トラフから採取した不攪乱コア試料の中から圧縮試験を実施し、模擬試料の結果は不攪乱試料が示す力学特性と同様であることを明らかにした。

加えて、南海トラフ海域のメタンハイドレートを対象とした生産方法である、加熱法、減圧法適用時のメタンハイドレート堆積土の変形挙動について実験的検討を行った。深海底温度圧力条件下のメタンハイドレート堆積土に対して、異なる初期せん断応力を負荷し、メタンハイドレート分解中の時間と軸ひずみ、体積ひずみ、温度、間隙圧、累積メタンガス生産量の計測を行い、メタンハイドレート分解による強度の変化は土の強度に依存することを明らかにした。

<第3章メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>

メタンハイドレートの分解に伴う地盤の変形は、温度、圧力がメタンハイドレートの分解領域になる分解フロントから局所的に生じる。そこで、供試体前面に観察窓を持つ恒温高压平面ひずみ試験装置の開発を行い、ガス浸透法により生成したメタンハイドレート生成砂に対して平面ひずみ圧縮試験およびメタンハイドレート分解実験を行った。その間、デジタルカメラを用いた供試体前面の自動撮影を行い、得られた画像から供試体の局所的な変形挙動を捉えることに成功した。これにより、メタンハイドレート堆積土の変形挙動はメタンハイドレートを含まない土と比較し、局所変形が顕著に表れることを明らかにした。

<第4章メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式>

第2章および第3章で実施されたメタンハイドレート堆積土の力学試験より、その力学特性はメタンハイドレート飽和度、水圧、温度に依存することが明らかとなった。そこで、土の間隙に存在するメタンハイドレート堆積土の応力ひずみ関係を予測することを目的に、固結構造を有した土のモデルを基本とした構成則の構築を行った。

<第5章メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

本章では、メタンハイドレート生産中に想定される土の変形、水の移動、ガスの移動および地層の

<第1章 序論>

熱変化の4つの要因の相互作用を表現するための支配方程式を誘導し、第4章で提案したメタンハイドレート堆積土の構成則を組み込んだ地盤変形シミュレータの開発を行った。南海トラフのメタンハイドレート貯留層モデルに対して、異なる減圧速度でメタンハイドレートの生産を行った結果、水平方向に卓越した水圧の減少が見られ、効率的にメタンハイドレートが回収されることが明らかとなった。さらに、減圧速度が大きい場合は減圧源近傍で急速に体積収縮が生じるために大きな不等沈下が発生し、メタンハイドレート貯留層と上部地盤の境界付近に高いせん断応力が発生することが明らかとなった。

<第6章 結論>

各章で得られた知見をまとめ、結論とした。

参考文献

- D.L. Katz, D. Cornell, R. Kobayashi, F.H. Poettmann, J.A. Vary, J.R. Elenbaas and C.F. Weinaug: Handbook of Natural Gas Engineering, McGraw-Hill Inc., New York, USA, 1959.
- Kvenvolden, K. A.: Methane hydrate—a major reservoir of carbon in the shallow geosphere, *Chemical Geology*, 71, pp.41-51, 1998.
- W. F. Waite, W. J. Winters, D. H. Mason: Methane hydrate formation in partially water-saturated Ottawa sand, *American Mineralogist*, Vol.89, pp.1202-1207, 2004.
- 佐藤幹夫, 前川竜男, 奥田義久: メタンハイドレート 天然ガスハイドレートのメタン量と資源量の推定, *地質学雑誌*, Vol.102, No.11, pp.959-971, 1996.
- メタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム
<http://www.mh21japan.gr.jp/japanese/index.html>
- 経済産業省プレスリリース「東部南海トラフのメタンハイドレート資源量評価結果について」平成19年3月5日.
- 佐藤友香, 小林茂樹, 化石燃料の状況と石油の将来
http://www.tytlabs.co.jp/japanese/review/rev322pdf/322_003sato.pdf
- 経済産業省
<http://www.atom.meti.go.jp/siraberu/qa/00/sekai/01-003.html>
- 環境庁;「二酸化炭素排出量報告書(1992年5月)」
- (財)エネルギー総合工学研究所
<http://www.iae.or.jp/publish/tenbou/1997-HIZAIRAI/2shou.html>
- 独立行政法人 産業技術総合研究所 山崎哲生, 駒井武, ガスハイドレート(VII)メタンハイドレートの地球環境影響, *日本エネルギー学会誌*, 第81巻, 第3号, pp.216-225, 2000.
- 前川竜男: 地質ニュース第510号「室内合成実験による天然ガスハイドレートの物理化学的性質の解明」, pp.18-24, 1997.
- (財)エネルギー総合工学研究所
<http://www.iae.or.jp/publish/tenbou/1997-HIZAIRAI/4shou.html>
- 松本良, 奥田義久, 青木豊: メタンハイドレート—21世紀の巨大天然ガス資源
- 増田昌敬: 天然ガスの高度利用技術—開発研究の最前線—, 『探査, 掘削, 生産技術の現状』, pp.144-149
- 駒井武, 羽田博憲, 山本佳孝, 川村太郎: メタンハイドレート回収技術に関する基礎的検討—生産技術の構築に向けて—, 平成13年度資源・素材関係学協会講演資料, B1-12, 2001
- 内田努: 天然ガスの高度利用技術—開発研究の最前線—, 『構造と物性』, pp.129-136
- 松本良: メタンハイドレート科学の展望, 「日本エネルギー学会誌」第76巻 p354-361, 1997.
- 増田昌敬: 天然ガスの高度利用技術 -開発研究の最前線-, 第2章 各種天然ガス資源の生産と利

<第1章 序論>

用, メタンハイドレート, 2. 起源と分布 pp137-149

- 西尾伸也, 安部透, 荻迫栄治, 傳田篤, 赤川敏: メタンハイドレートを含む海底地盤の力学特性 – その1: メタンハイドレートを模擬した氷試料の三軸圧縮試験 –, 第58回年次学術講演会講演概要集, pp.781-782, 2003.
- 西尾伸也, 安部透, 荻迫栄治, 傳田篤, 赤川敏: メタンハイドレートを模擬した氷試料の力学特性, 平成15年度資源・素材関係学協会合同秋季大会資料, pp.253-254, 2003
- 西尾伸也, 荻迫栄治, 傳田篤: メタンハイドレート生産に伴う海底地盤の変形予測 – 海底地盤の力学特性, 日本機械学会2003年度年次大会講演論文集, pp.335-336, 2003
- 安部透, 西尾伸也, 若林成樹, 傳田篤, 赤川敏: メタンハイドレート資源開発に伴う海底地盤の変形予測 – その3: メタンハイドレートを模擬した氷試料のせん断特性 –, 第38回地盤工学研究発表会発表講演集, pp.379-380, 2003
- 石油公団, メタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム
<http://www.mh21japan.gr.jp/mh/06seisan.html>
- NKK エンジニアリング研究所: メタンハイドレートの圧縮強度特性に関する試験, 報告書
- 小笠原啓一, 山崎章弘: 海洋 CO₂ 貯留における CO₂ ハイドレートの生成・消失過程.
- 大垣一成: 化学, 海の可能性を探る – 天然ガスを採りながら CO₂ 貯留ができるのか –, pp.32-34
- 鈴木清史, 長尾二郎, 成田英夫: 走査型電子顕微鏡を用いた堆積物中におけるガスハイドレート産状の観察, 日本地球惑星科学連合2006年大会予稿集, G228-006, 2006.
- 鈴木清史, 海老沼孝郎, 成田英夫: メタンハイドレートを胚胎する砂質堆積物の特徴とメタンハイドレート胚胎メカニズムへの影響, 地学雑誌, Vol.118, No. 5, pp. 899-912, 2009.
- 松本 良: 新潟県上越市沖の海底に露出した熱分解起源メタンハイドレートを確認、採取に成功, 東京大学大学院理学系研究科・理学部プレリリース, 2006.02.28.

第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性

2.1 概説

世界におけるメタンハイドレートの存在形態は様々であり、泥質土中や海底面に塊として存在するもの、あるいは砂質土層の間隙内を埋める形で存在するものなどがある (Waite, 2009)。そして、南海トラフ海域の海底地盤はタービダイトから成る砂泥互層を構成しており、メタンハイドレート濃集層はその砂層の間隙内を埋める形で存在していることが確認されている (鈴木, 2009)。このようなメタンハイドレートの回収を目的として、加熱法、減圧法およびインヒビター圧入法が提案されているが (山本, 2009)、これらの方法は土の間隙内に固体として存在するメタンハイドレートをメタンガスに分解して回収するため、それによる土構造の変化や熱伝導、間隙流体およびガスの移動など、複雑な物理現象が起こると考えられる。このような現象が組み合わさり、メタンハイドレートの分解に伴って地盤内では有効応力の変化や土粒子骨格強度の低下による圧密、せん断変形が生じることが予想され、メタンハイドレート堆積土の力学特性を知ることはメタンハイドレートの生産を安全で経済的に進める上で非常に重要である。

兵動らは砂の高圧三軸圧縮試験の経験 (兵動, 2002a; 安福, 1991) から、メタンハイドレートの力学特性を調べるために冷蔵庫内に高圧セルを持つ三軸圧縮試験機を開発し、顆粒状のメタンハイドレートおよびメタンハイドレートと砂を混合し締固めて作製した供試体の非排水三軸圧縮試験を行い、メタンハイドレート単体および混合土の強度特性に及ぼすメタンハイドレート含有率、温度、拘束圧の影響について調べてきた (兵動, 2002b, 2005; 上野, 2003)。その結果、メタンハイドレート含有率が高いほど、応力ひずみ関係の初期の傾きとピーク強度が高くなることを明らかとした。また、温度が低いほど、拘束圧が高いほど同様の傾向を示すことも明らかにしている。その後、深海底地盤の温度、間隙圧、拘束圧条件をより正確に再現可能な力学試験装置の開発を行い、湿潤状態の砂にメタンガスを負荷することにより、作製したメタンハイドレート模擬試料に対して深海底と同様の温度、力学環境下で圧密排水三軸圧縮試験を行い、メタンハイドレート飽和率と温度、水圧の関係からメタンハイドレート含有砂の強度の推定式を提案している (米田, 2007)。加えて南海トラフ域で採取された不攪乱試料の K_0 圧密排水三軸圧縮試験を行い、模擬試料が不攪乱試料と同様の力学特性を持つことを明らかとした (米田, 2010)。宮崎ら (2007) は同様の方法で作製した供試

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

体に対して、ひずみ速度を変化させて三軸圧縮試験を行い、メタンハイドレート含有砂供試体の強度にひずみ速度が与える影響が大きいことを示した。さらに宮崎ら（2010）は、密詰めのメタンハイドレート生成砂に対して異なる有効拘束圧下の三軸圧縮試験を行い、メタンハイドレート飽和率の増加に伴うせん断強度の増加に及ぼす有効拘束圧の影響を調べ、メタンハイドレート含有砂の強度をメタンハイドレート飽和率と有効拘束圧の関数として定式化した。Yun ら（2007）は比較的低压でハイドレート化する THF(テトラヒドロフラン)を用いて THF 飽和水から THF ハイドレートを砂、シルトおよびカオリンの中に生成し、ハイドレート飽和率 0~100%の供試体の圧縮強度を調べた。その結果、THF ハイドレート飽和率 40%以下ではせん断強度の増加が少ないのに対し、飽和率 40%を超えるとせん断強度に顕著な増加が認められることを報告している。

本章では、先に述べた著者らが開発した三軸圧縮試験機を用いて、南海トラフの模擬試料として作製したメタンハイドレート生成砂に対して一連の三軸圧縮試験を行い、メタンハイドレートがその力学特性に及ぼす諸要因を既往の知見も踏まえて集約する。

2.2 試験装置の概要

本研究では深海底における応力および温度条件を再現し、その状態でのメタンハイドレート生成砂の力学挙動およびメタンハイドレート生産時の挙動を調べることを目的に、温度および高圧状態で間隙圧、拘束圧を制御できる三軸試験機装置（温度可変高圧三軸試験機）を開発した。写真-1は装置の外観を、図2-1はセル周辺機器および配管をそれぞれ示したものである。各機器についての説明は以下の通りである。

- (a) 供試体；供試体は $30\phi\times 60\text{mm}$ または $50\phi\times 100\text{mm}$ の円筒形凍結試料を用いることができる。
- (b) ペDESTAL；本試験装置では、天然メタンハイドレート試料の分解を防ぐために、供試体をいち早く設置するため、写真-2に示すようにペDESTALがワンタッチで取り外し可能なソケット型となっている。
- (c) セル； 30MPa の耐圧構造となっており、温度制御のために内部に側液が循環する仕組みになっている。
- (d) セル圧発生装置；拘束圧は油圧を圧力源とし、その圧力を増幅することにより 30MPa まで負荷することが可能であり、 $\pm 0.1\text{MPa}$ の範囲で制御可能である。
- (e) 内セル；試験中に供試体が不飽和状態となる過程があるため、体積変化を計測するために2重セル方式を採用している。一般的には上部が開放された内セル内の水位差を計測することで体積変化を得るが、ここでは高圧であるため密閉されたシリンダー内をピストンの貫入によって等圧に制御することで、その体積変化を計測可能としている。
- (f) 内セル用シリンジポンプ；(e)内セルによる体積変化計測のために、 30MPa までの耐圧性能を有するシリンダーを取り付け、シリンダー内のピストンをパルス制御方式のステッピングモーターでコントロールすることでシリンダー内の体積変化を計測する。さらに、軸の貫入量を補正することで不飽和供試体の体積変化を計測可能としている。
- (g) 上部シリンジポンプ；これまで地盤工学で用いられてきた高圧三軸圧縮試験機は、高拘束圧域の地盤応力を再現する用途で作製されてきた。しかし間隙圧については、メタンハイドレートが存在できるような大水深を再現できる程の高圧条件は考えられていない。本装置には(f)内セル用シリンジポンプと同様の機構を取り付け、この機能を付加した(写真-3)。最も制御の条件が厳しい 20MPa 時で $\pm 0.05\text{MPa}$ の範囲で制御可能である。また、シリンダー内に非圧縮性の溶液を用い、ピストンのシリンダー内への貫入量をパルスから計算することで供試体の体積変化の計測も可能としている。管路も高圧に耐えうるようステンレス製とした。この装置は本試験機における最も特徴的な部分であり、これにより深海底における高い間隙圧を再現することが可能である。
- (h) 下部シリンジポンプ；(g)と同様の機構が取り付けられている。
- (i) ガスマスフローメーター；メタンハイドレート飽和率を算出するため、管路に気体用マスフロ

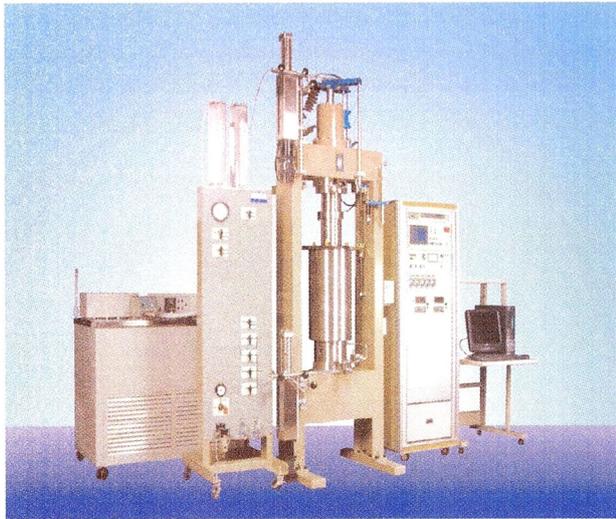
<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

一メータを取り付けた。装置を通るガスは温度・圧力に依存しない質量流量(g/min)として計測され、20°C-1atmのときの流量(mL/min)として表される。さらに積算することでガス量の測定が可能となっている。計測範囲は0~500 mL/minであり、せん断終了後にメタンハイドレートを分解させ、供試体から気体用マスフローメータに繋がる管路のバルブを調節しながらガス量を測定する。

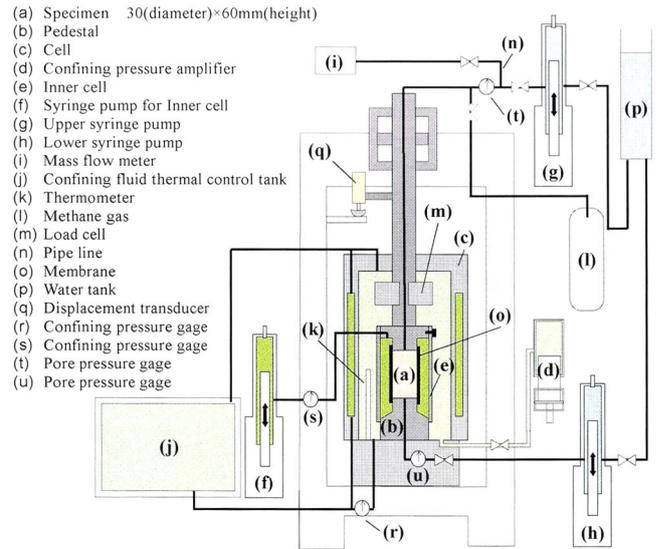
- (j) 側液温度管理装置;この装置では外部に設置された循環式低温恒温水槽により-35~+50°Cの範囲で温度調整された側液を三軸試験装置に循環させ、三軸セル内部の温度条件を調節するシステムとなっている。また、槽内の温度は±0.1°Cの範囲で管理可能である。側液については低温での実験を行うため、凝固点が低く-40°Cまで液体として使用可能かつ、各種金属材質に優れた防食性能を持つオーロララインを使用している。
- (k) 温度センサー;図に示したように、三軸室内の供試体横に温度センサーを取り付け、三軸室内の温度を測っている。この温度センサーの値を基にセル内の温度管理を行っている。実験中に温度を変化させる場合は、側液温度と供試体温度が等しくなるように十分な時間を確保する。
- (l) メタンガスボンベ;メタンハイドレート作製のためのメタンガス貯蔵用ボンベである。防爆のために屋外での設置が望ましい。(m)ロードセル;熱、圧力に依存しない円筒形ロードセルをピストン摩擦の影響を除去するためにセル内部へ設置している。最大許容荷重は200kNであり、許容荷重の1000分の1の精度で計測可能である。
- (m) 配管;実験終了後に管路内にメタンガスが流入するため、ガス溜まりができないように上下の向きを考慮し、できる限り短い管路としている。
- (n) メンブレン;本研究では供試体に作用する温度・圧力が低温・高圧のために、通常の三軸圧縮試験でメンブレンとして使われるゴムの使用は避け、低温高圧時の柔軟性を考慮してシリコン性のメンブレンを用いる。ここで、シリコンはメタンガスの浸透性が若干あるため、メタンハイドレートの分解実験など長い時間をかけて実験をするときはブチルゴムを用いている。

計測機はデータ収集システムに接続され、パーソナルコンピュータによって鉛直荷重、軸変位、拘束圧、供試体体積変化、間隙圧が自動計測される仕組みとなっている。

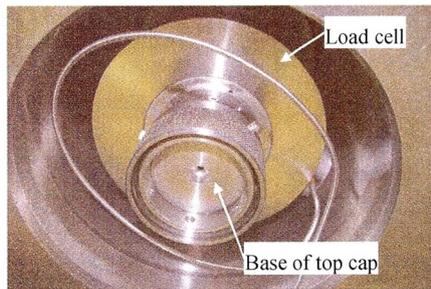
<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>



(a) 恒温高圧三軸圧縮試験装置



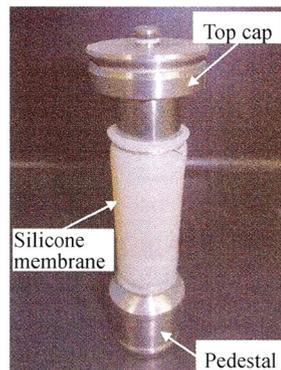
(b) 試験装置の配管図



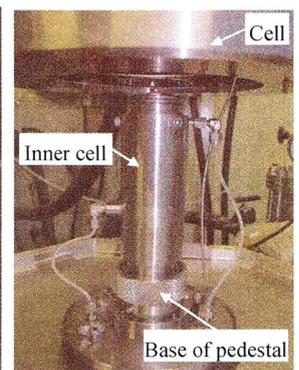
(c) 荷重計およびトップキャップベース



(d) シリンジポンプ



(e) 供試体およびトップキャップとペダスタル



(f) 内セル設置状況

図 2-1 実験装置の概要

2.3 模擬メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮試験

2.3.1 供試体作製方法と実験手順

南海トラフから採取した不攪乱試料の観察結果（鈴木，2003）から，原位置におけるメタンハイドレートは土粒子に固結して土粒子の間隙を埋める形で存在していると考えられる．メタンハイドレートの多くが砂泥互層の砂層部分に存在し，その中でもメタンハイドレート飽和率の高いものほど，細粒分含有率の低い砂中に存在する傾向があった．そこで，以下の方法によりメタンハイドレート生成砂を作製した．なお，模擬試料の構成砂として，砂分の平均粒径が近い豊浦砂を用いた．表2-1にその物性を示す．既往の研究から，供試体に含まれるメタンハイドレートの含有量が力学特性に大きく影響することが明らかとなっており，その含有量を定量的に評価するため図-5の3相モデルにより，メタンハイドレート飽和率 S_{MH} を次式で定義している．

$$S_{MH} = \frac{V_{MH}}{V_V} \times 100 \quad (\%) \quad (2-1)$$

ここに V_{MH} はメタンハイドレートの体積であり， V_V はメタンハイドレートも含む間隙の体積を表す．これまで実施された基礎試験では，メタンハイドレート濃集帯で $S_{MH} = 50\%$ ，メタンハイドレート賦存層で $S_{MH} = 30\%$ 程度であることがわかっており，本研究では，実地盤の S_{MH} を再現するために供試体の初期含水比を定めて目標の S_{MH} を生成している．目標とする S_{MH} から水の量を式(2-2)によって算出し，目標の湿潤密度の供試体を作製した．

$$w_{initial} = \frac{(S_{MH}/100) \cdot V_V \cdot \rho_H \cdot A}{m_s} \quad (2-2)$$

ここに $w_{initial}(\%)$ は供試体初期含水比， ρ_H はメタンハイドレートの密度 (0.912 g/cm^3)， $m_s(\text{g})$ は砂の質量であり， A はメタンハイドレートに含まれる水の質量百分率である．メタンハイドレートの場合，分子式 $\text{CH}_4 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$ より $A=108/124 \times 100=87.1 \%$ となる．メタンハイドレートの理論分子式は $\text{CH}_4 \cdot 5.75\text{H}_2\text{O}$ であるが，人工メタンハイドレートの水和数は6程度であり，その水和数は生成条件に依存することが知られている（内田，1996）．これより，本論文ではメタンハイドレートの分子式を $\text{CH}_4 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$ として計算を行った．

メタンハイドレート生成砂は以下の手順にて作製を行った．まず，目標のメタンハイドレート飽和率に必要な水を，所定の間隙率となるよう計量した砂と混ぜ合わせ，直径30mm，高さ60mmのモールドに15層に分けて各層40回ずつタンパーで突固めた．試料を詰めたモールドは供試体を自立させる為，冷凍庫内で凍結保存する．供試体を脱型した後に供試体をペDESTALに乗せ，メンブレン

を装着する。

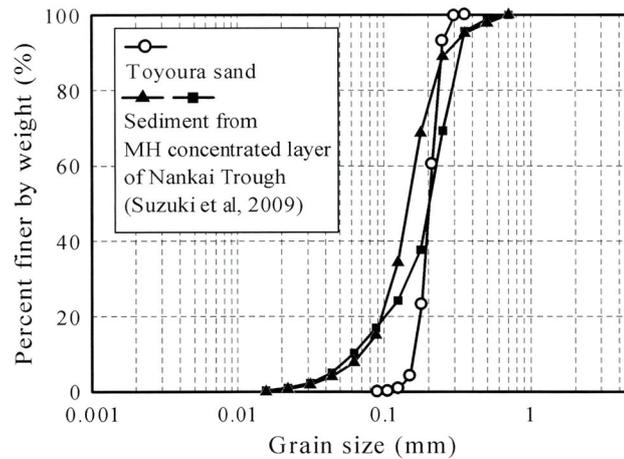


図 2-2 豊浦砂および南海トラフから採取された不攪乱試料の粒度分布

表 2-1 豊浦砂の物性

ρ_s (g/cm^3)	D_{\max} (mm)	D_{50} (mm)	e_{\max}	e_{\min}	U_c
2.655	0.425	0.210	0.973	0.613	1.480

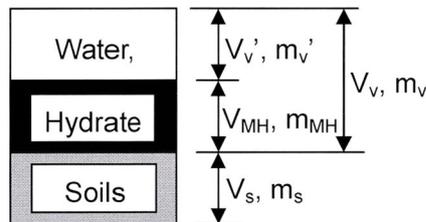


図 2-3 MH 堆積砂の 3 相モデル (Hyodo et al. (2005)¹⁰)に加筆

本研究におけるメタンハイドレート生成砂供試体作製から実験の初期条件を付与するに至る温度-間隙圧履歴を図2-4に示す。図中のパスに示すように、まず、凍結供試体は三軸セル室内へ設置した後 (図2-4, (a)), 融解する (図2-4, (b)). その後間隙圧を4MPaまで徐々に増加しながらメタンガスを圧入し (図2-4, (c)) 供試体間隙内および試験機管路内をメタンガスで充満する。このとき、圧入によって供試体水分が不均一にならないよう十分に時間をかけてガス圧を増加する。さらに三軸セル室内の温度を1°Cまで下げ、メタンハイドレートが安定して存在できる温度圧力条件に供試体環境を保つ (図2-4, (d)). 図-7に注入ガス量の時間的变化を示す。ここで、供試体間隙へつながる上下シリンジポンプのガス圧を一定に保つように制御することでガス流入量を逐次監視し、図に示すようにガス量に顕著な増加が認められなければ、供試体中の水のハイドレート化が完了したと判断する。

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

図中のデータが凸凹になっているのは、メタンハイドレートの生成を促進するために上下のシリンジポンプを制御し、供試体内にガスの流れを作ることによって供試体内のガスの体積がわずかに増減したためである。メタンハイドレート生成後、圧力を保ったまま管路内のガスを水に置換し、供試体内の通水を行う。その後間隙圧を負荷し（図2-4, (e)）、試験条件まで温度を調整する（図2-4, (f)）。ここで、間隙圧一定のまま所定の有効応力まで圧密を行い、ひずみ速度0.1%/minでせん断载荷を行う。圧密後にメタンハイドレートを生成させる場合は、凍結供試体を三軸セル室へ設置した後に融解させ、所定の応力まで圧密を行う。ここでは、供試体が不飽和状態であるため、内セルを用いて体積変化を計測する。その後、メタンガスを圧入して温度圧力条件をメタンハイドレート安定領域内にし、メタンハイドレートを生成させた後に、先ほど同様温度・間隙圧を試験条件にしてせん断を行う。せん断終了後供試体温度を上昇させることで、メタンハイドレートを分解させ、図-2に示すガス流量計を使用してガス量の測定を実施する。各試験におけるメタンハイドレート飽和率 S_{MH} は測定後のガス量から算出する。

メタンハイドレートの分子式 $CH_4 \cdot 6H_2O$ より、その式量は124 gとなる。メタンハイドレートの密度は 0.912 g/cm^3 であるので、メタンハイドレート1 molの体積は $124 / 0.912 = 135.965 \text{ cm}^3$ となる。メタンハイドレートが 135.965 cm^3 あるときメタンガスが1 mol発生するので、メタンハイドレート 1 cm^3 の時発生するメタンガスのモル数は $1 / 135.965 = 7.355 \times 10^{-3} \text{ mol}$ となる。次に、式(2-3)で表される理想気体の状態方程式を使用する。

$$PV = nRT \quad (2-3)$$

ここに P (atm)は大気圧、 V (L)は 1 cm^3 のメタンハイドレートから発生するメタンガス量、 n は 1 cm^3 のメタンハイドレートから発生するメタンガスのモル数、 R ($\text{L atm K}^{-1} \text{ mol}^{-1}$) = 0.082は気体定数、 T (K)はガス量測定時の室温を表し、それぞれ代入すると $V = 7.355 \times 10^{-3} \times 0.082 \times T$ となる。以上を踏まえ、供試体内のメタンハイドレートの体積は式(2-4)で表される。

$$V_{MH} = V_{mes} / V \quad (2-4)$$

ここに $V_{mes}(\text{cm}^3)$ は供試体から測定したメタンガス量を表す。式(2-4)を式(2-2)に代入することで具体的なメタンハイドレート飽和率を算出する。

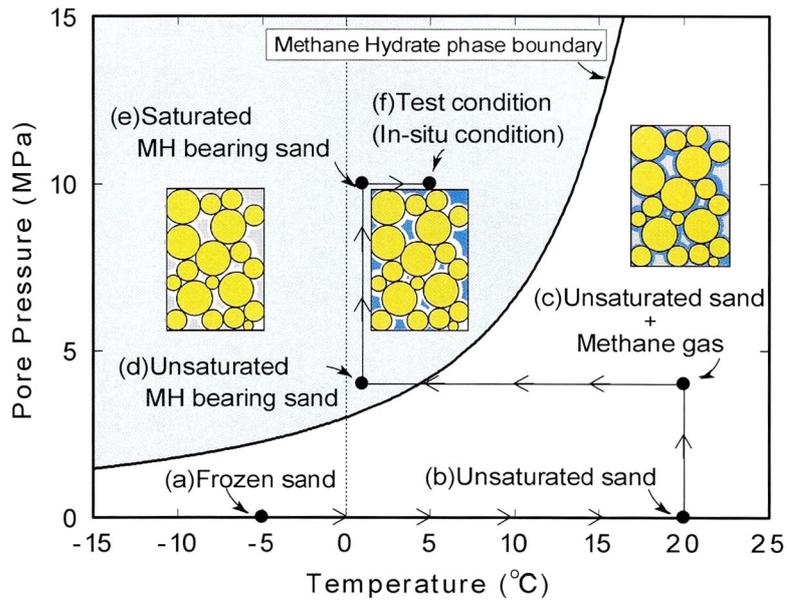


図 2-4 MH 生成過程の温度・間隙圧履歴

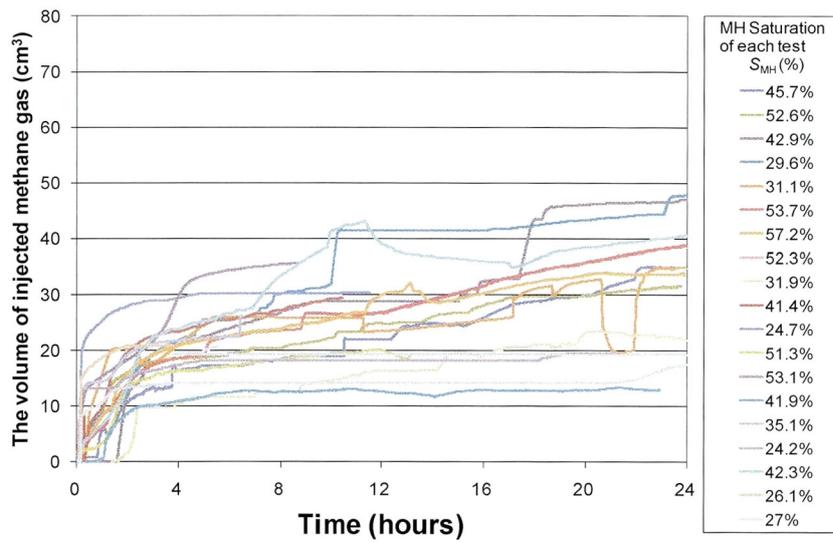


図 2-5 MH 生成過程の温度・間隙圧履歴

2.3.2 模擬メタンハイドレート堆積土の微視的観察

以上の実験手順で、供試体内にメタンハイドレートが生成されているかを確認するため通水前のメタンハイドレート生成砂供試体を取り出し、AIST札幌研究所の走査電子顕微鏡（鈴木，2006）を用いてメタンハイドレートの産状観察を行った。装置の外観を写真2-1に示す。この装置は液化窒素を用いて試験装置を-180℃に冷却することでメタンハイドレートまたは水の昇華を抑制し、観察可能としたものである。また、観察面は装置内で供試体を断割したものであり、霜付きの影響などの無い面である。試料投入の状況を写真2-2に示す。図2-6(a)はメタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=0\%$ 、図2-6(b)はメタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=30\%$ 、図2-6(c)はメタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=50\%$ の供試体を倍率100倍で撮影した2次電子画像を示している。撮影した画像は土の締固め面に直行する軸の上から下向きに撮影したものである。図2-6(a)では白く見える部分すべてが土粒子を表している。図2-6(b)および(c)では土粒子に付着する灰色部分がメタンハイドレートまたは氷を示している。図よりメタンハイドレートは土粒子表面を覆うように固着していることが分かる。また、その産状は均一に分布しており、供試体内のメタンハイドレートの均一性が確認された。続いて、メタンハイドレートの分解過程における観察のため、加熱法によるメタンハイドレート分解中に倍率200倍で撮影した画像を図2-7(a)～(d)に示す。図2-7(a)はメタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=50\%$ の供試体を示しており、初期に土粒子がメタンハイドレートに覆われているのが分かる。粒子間に注目すると、矢印で示した箇所などはメタンハイドレートが土粒子同士を固結するように生成していることが分かる。図2-7(b)、図2-7(c)はメタンハイドレートの分解中に撮影した画像を示している。図2-7(a)と図2-7(b)、図2-7(c)を比べると、土粒子表面のメタンハイドレートが徐々に消失していき、矢印で示した土粒子同士が接するような部分のメタンハイドレートが最後まで残っている様子が観察される。

走査電子顕微鏡では、メタンハイドレートと氷との識別が困難であるため、メタンハイドレート生成を確認するため定性分析を行った。定性分析は、任意の定点にX線を照射し、回折が起こり励起された電子の数を計測することで測定対象の構成元素を相対的に評価することができる。図2-8(a)～(c)は分析を行った代表的なものについて示している。図2-8(a)は酸素Oとケイ素Siの二つに大きなピークが確認された。これは本研究で用いた豊浦砂が主に二酸化ケイ素 SiO_2 で構成されているためである。次に図2-8(b)は酸素Oのピークが確認された。これは水の分子 H_2O に含まれる酸素Oが検出されたものであり、測定対象に氷が含まれていることが確認された。最後に図2-8(c)は酸素のピークと共に少量の炭素のピークが確認された。これはメタンハイドレート(化学式： $\text{CH}_4 \cdot 5.75\text{H}_2\text{O}$)に含まれる炭素Cが検出されたものであり、測定対象にメタンハイドレートが生成されていることが確認された。

また、作製したメタンハイドレート生成砂を取り出し、大気中で燃焼させた。写真2-3(a)、写真2-3(b)に燃焼前のメタンハイドレート生成砂と燃焼中のメタンハイドレート生成砂を示す。火を近づけると、供試体は青い炎をあげて燃え、約30秒燃え続けた。これより、模擬供試体のメタンハイドレートの生成、および分解によるメタンガスの発生が確認された。

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

さらに、目標の S_{MH} が供試体内で均等に生成されているかを確認するため、 $S_{MH}=25\%$ のメタンハイドレート生成砂を作製し、試験機から取り出した後に供試体を上・中・下の三層に分けてメタンガス量を測定した。メタンハイドレートの分解をできるだけ避けるために、試験機から取り出す前には -30°C まで供試体を冷却し、作業を行った。その結果、各層の S_{MH} は上段23.3%、中段24.2%、下段25.3%となり、ほぼ目標の S_{MH} の供試体が作製できることが確認された。

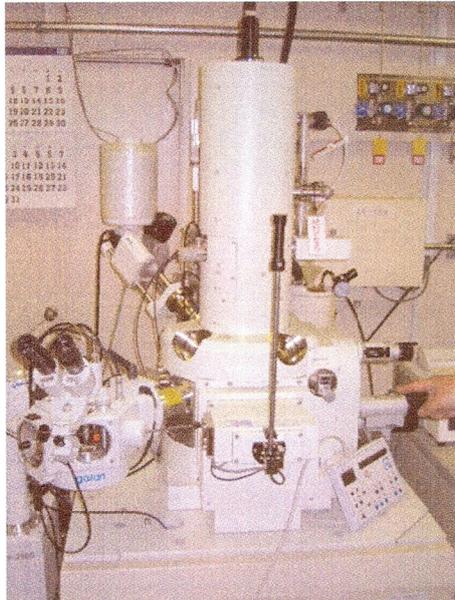


写真 2-1 電子顕微鏡外観

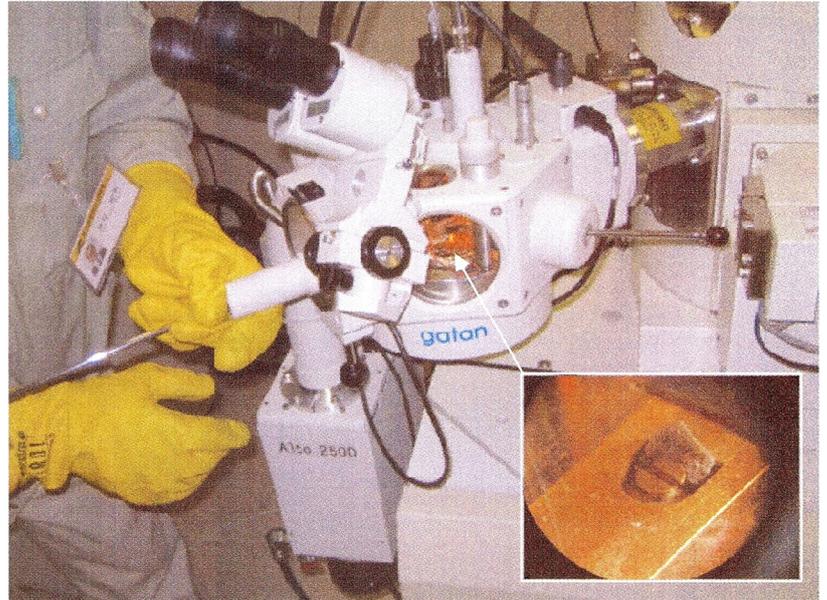


写真 2-2 試料投入状況



(a) $S_{MH}=0\%$

(b) $S_{MH}=30\%$

(c) $S_{MH}=50\%$

図 2-6 電子顕微鏡画像(倍率: 100 倍): (a) $S_{MH}=0\%$; (b) $S_{MH}=30\%$; (c) $S_{MH}=50\%$
(画像は土の締固め面に直行する軸の上から下向きに撮影)

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

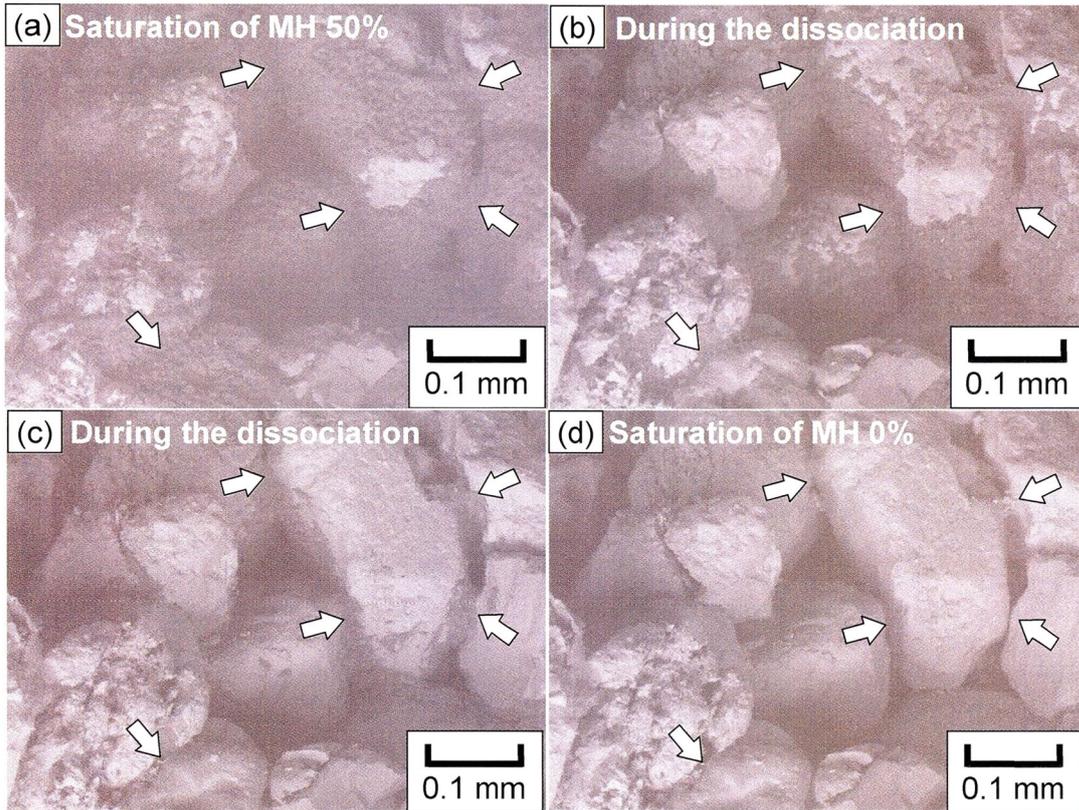


図 2-7 電子顕微鏡画像(倍率 : 200 倍): (a) MH saturation of 50%; (b) & (c) during MH dissociation process; and (d) MH saturation of 0% (画像は土の締め面に直行する軸の上から下向きに撮影)

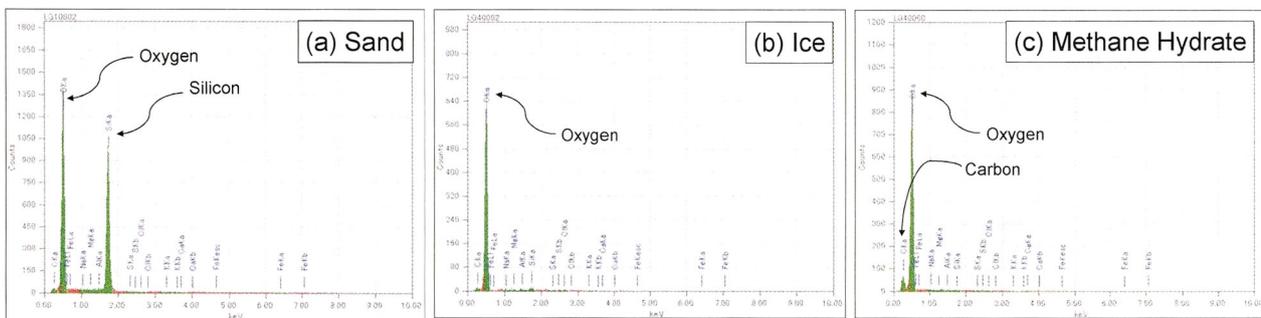


図 2-8 作製した供試体の X 線回折結果 (a)土粒子部分, (b)氷部分, (c)MH 部分

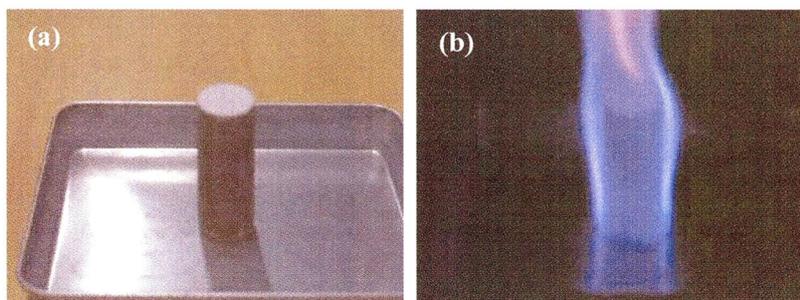


写真 2-3 作製した供試体の燃焼状況 (a)取り出した MH 生成砂, (b)燃焼中の MH 生成砂

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

2.3.3 模擬メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性

実験条件と実験結果の一覧を表-2および表-3にそれぞれ示す。実験は有効拘束圧(1, 3, 5MPa), 間隙圧(間隙水圧)(5, 10, 15MPa)および温度(1, 5, 10°C)をそれぞれ3通り変化させて行った。なお, メタンハイドレートを生成する実験条件の温度, 圧力は, すべてメタンハイドレートの安定境界内としている。また, すべての実験においてせん断時のひずみ速度は0.1%/minとした。本研究では間隙率40% (相対密度90%)の密詰めと間隙率45%(相対密度40%)の緩詰めの2種類について実験を行っており, それぞれ種々のメタンハイドレート飽和率になるように調整した。表中の最大軸差応力 q_{max} は, 軸差応力・軸ひずみ関係において明確なピークを示さなかったものについては軸ひずみ15%時の結果を示している。

表 2-2 MH 生成砂の等方圧密排水せん断試験の試験条件と試験結果一覧

Testing conditions			Testing results			
Effective confining pressure σ_c (MPa)	Pore pressure $P.P.$ (MPa)	Temperature T (°C)	Porosity n (%)	Degree of saturation by MH S_{MH} (%)	Deviator stress q_{max} (MPa)	Secant modulus E_{50} (MPa)
1	5	5	39.3	0	3.25	369
			45.6	0	2.36	118
			45.0	45.7	2.69	270
	10	5	45.3	45.0	2.76	329
15	1	39.4	52.6	4.10	484	
3	5	5	39.4	0	7.02	501
			45.3	0	6.35	159
			39.6	42.9	7.45	483
			39.5	29.6	8.42	979
			45.3	31.1	6.69	322
			45.3	28.7	6.49	391
	10	5	39.4	53.7	7.63	763
			39.3	38.7	7.90	841
			38.9	26.3	4.47	624
			45.4	69.5	7.00	510
			45.7	57.2	6.89	434
			45.3	50.4	6.54	399
	15	1	39.2	52.3	8.69	943
			39.6	31.9	7.76	690
45.5			60.9	7.26	459	
45.2			43.7	6.61	397	
10	10	39.5	51.6	7.57	603	
		45.4	48.3	6.69	485	
5	5	5	39.4	0	10.32	653
			39.4	41.4	13.55	782
	10	1	39.3	24.7	10.95	730
			39.4	51.3	13.88	1068
			40.1	53.1※	14.74	1074
			39.1	41.9※	12.86	999
			39.2	35.1	11.84	761
			39.6	24.2	10.71	756
			39.2	42.3	12.18	693
	10	10	38.6	26.1	10.88	668
	15	5	39.0	27.0	10.88	887

※MH was formed after consolidation

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

表 2-3 MH 生成砂の K_0 圧密排水せん断試験の試験条件と試験結果一覧

Testing conditions			Testing results			
Effective vertical confining pressure σ_c (MPa)	Pore pressure	Temperature	Porosity	Degree of saturation by MH	K_0	Deviator stress q_{max} (MPa)
	$P.P.$ (MPa)	T (°C)	n (%)	S_{MH} (%)		
5	10	5	39.7	0.0	0.41	5.95
	10	5	39.3	28.9※	0.39	6.7
	10	5	39.4	50.5※	0.40	9.06

※MH was formed after consolidation

各実験条件における三軸圧縮試験結果を示す。図2-9に間隙率 $n=40\%$ の砂およびその砂中に様々な飽和率となるようメタンハイドレートを生成した供試体について有効拘束圧 $\sigma'_c=5\text{MPa}$ の等方応力で圧密しせん断を行った結果の軸差応力・軸ひずみ・体積ひずみ関係をそれぞれ示す。図中、砂は大きい密度にも拘らず、この拘束圧下では体積収縮挙動と硬化挙動が見られた。一方、メタンハイドレート生成供試体においては、メタンハイドレート飽和率の増加に伴い、顕著な初期剛性および強度の増加が認められる。体積ひずみも収縮挙動から膨張挙動に推移しており、 $S_{MH}=50\%$ 供試体においては、顕著な膨張挙動が認められる。これは、メタンハイドレートによる砂粒子の固結作用によるものと考えられる。さらに、砂供試体を有効応力軸応力 $\sigma'_c=5\text{MPa}$ まで K_0 圧密を行い、メタンハイドレートを種々の飽和度で生成した供試体のせん断結果を図2-10に示す。図中に示すように K_0 圧密試験の結果、用いた砂供試体の静止土圧係数 $K_0=0.4$ であった。メタンハイドレート生成供試体の初期剛性およびせん断強度ともに砂供試体のそれらに比べ大きく現れ、 S_{MH} が高いほど大きくなっている。体積ひずみは等方圧密よりも膨張傾向を示し、 S_{MH} が高いほどより顕著な膨張挙動を示している。

次に、供試体のメタンハイドレート生成過程の違いについて検討を行った。すなわち、砂供試体に有効応力 $\sigma'_c=0.2\text{MPa}$ でメタンハイドレートを生成した後に有効拘束圧 $\sigma'_c=5\text{MPa}$ で圧密した供試体と、有効拘束圧 $\sigma'_c=5\text{MPa}$ を加えたのちにメタンハイドレートを生成したものについて両者のせん断の違いを調べた。これは、実際にメタンハイドレートが既存の堆積した土層内に生成した場合と、メタンハイドレートが生成した後にその上に土層が堆積した場合の違いを検討したものである。メタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=50\%$ の場合において比較を行った結果を図2-11に示す。図より、両者の挙動はほぼ一致しており上記のようなメタンハイドレートの生成過程の違いの影響はないと判断される。

実験の多くは、軸ひずみ $\epsilon_a=15\%$ に至るまで行ったが、図2-10, 2-11のようにこの状態では、メタンハイドレート生成供試体には高い残留強度が見られた。この残留強度が、どの程度の軸ひずみまで存在するかを調べるために、最もメタンハイドレート飽和率の高い $S_{MH}=53.1\%$ の供試体と砂供試体について軸ひずみ $\epsilon_a=50\%$ に至るまでせん断を行った結果を図-12に示す。図のように、メタンハイドレート生成供試体においては、 $\epsilon_a=12\%$ 付近でピークを示した後 $\epsilon_a=15\%$ 付近から軟化し始め $\epsilon_a=42\%$ 付近で軸差応力、体積ひずみともに一定となり、ほぼ定常状態に至っている様子が観察される。一方砂供試体においても同様定常状態に至っているが、 $\epsilon_a=50\%$ に至っても両者の残留軸差応力に違いがみられる。過去に、固結構造を持つセメント添加した砂についての研究が行われているが、セメン

ト添加量4%および7%の固結砂の内部構造の観察から、ピーク時にはせん断面に固結の強さに対応したサイズの粒子塊が生成すること、また残留時には粒子塊が粒子径と同程度まで破壊し、残留強度は未固結砂と同程度となることが報告されており（小田，1998），メタンハイドレート飽和率30%未満の供試体については同様の現象が起こっていると推察される．一方，高いメタンハイドレート飽和率供試体の残留強度が砂供試体のそれと異なる理由は，せん断により砂から剥離したメタンハイドレートが砂の間隙内を埋め，せん断強度の発現に加担し，残留強度に影響を与えたと推察される．

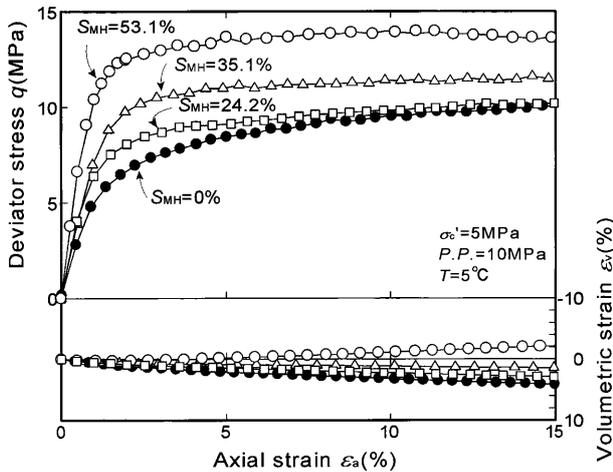


図2-9 MH生成砂の排水せん断挙動におよぼすMH飽和率の影響

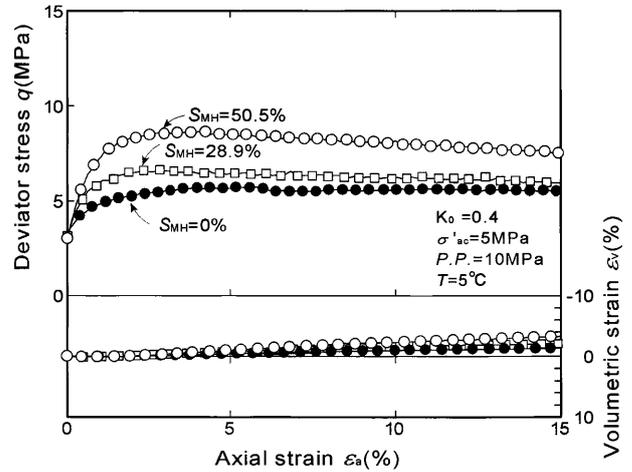


図2-10 MH生成砂のK0圧密排水せん断挙動におよぼすMH飽和率の影響

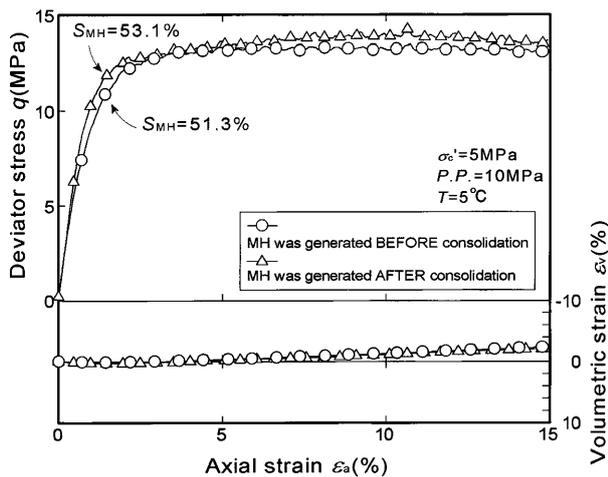


図2-11 MH生成砂の軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係におよぼすMH生成時期の影響

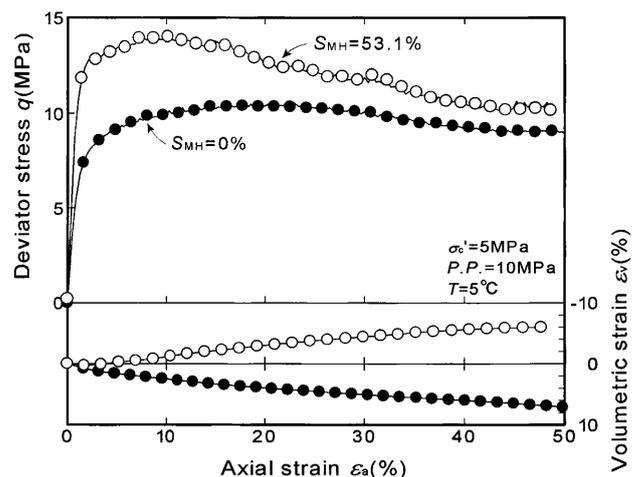


図2-12 MH生成砂の大ひずみ域に至る軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係

次に，メタンハイドレート生成供試体のせん断挙動に及ぼす有効拘束圧の影響を調べるために，有効拘束圧 $\sigma'_c=1\text{MPa}$ ， 3MPa ， 5MPa と変化させ，間隙圧，温度，メタンハイドレート飽和率一定のもと実験を行った．それぞれの拘束圧による試験結果を砂供試体の結果とともに図2-13に示した．有効拘束圧 $\sigma'_c=1\text{MPa}$ においては，軸差応力・軸ひずみ挙動は，ピークの後ひずみ軟化型傾向を示し，体積ひずみは初期に収縮した後に膨張傾向を示している．この傾向は，有効拘束圧の増加とともに

変化し、次第にひずみ硬化、収縮

傾向に推移し、 $\sigma'_c=5\text{MPa}$ に至っては明確なピークを示さず、体積ひずみは収縮一方の挙動となっている。

次に、メタンハイドレート生成砂の密度の違いによる影響を調べるために、間隙率 $n=40\%$ に加えて $n=45\%$ の緩詰め供試体にもメタンハイドレートを生成し、それぞれ有効拘束圧 $\sigma'_c=3\text{MPa}$ のもとせん断を行い、結果を図2-14に示している。間隙率 $n=40\%$ のメタンハイドレート生成砂の場合の方が $n=45\%$ のものに比べ、初期剛性およびピーク強度ともにより高い結果が得られている。図2-15は、間隙水圧の違いによるせん断挙動の違いを調べるために、有効拘束圧、温度、メタンハイドレート飽和率を一定として間隙圧を変化させ行った実験結果を示している。図において間隙圧の2倍の増加により、初期剛性は顕著に増加しているが、ピーク強度は若干の増加に留まる傾向が認められる。一方、図2-16は温度の違いによるせん断挙動への影響を調べたものである。温度 1°C と 10°C の比較であるが、結果に大きな違いがみられ、温度の低いほうが初期剛性および最大軸差応力ともに高い値を示している。先に紹介した著者らによる顆粒状のメタンハイドレート供試体の強度特性 (Hyodo, 2005) も同様の温度および圧力依存性を示した。また、Helgerudら (2009) は人工的に生成したメタンハイドレートに対して $-20\sim 20^\circ\text{C}$ の温度、 $20\sim 100\text{MPa}$ の拘束圧条件のもとP波速度およびS波速度の計測を行い、メタンハイドレートの弾性波速度に温度および圧力依存性があることを明らかにしている。本研究では、メタンハイドレート生成砂のせん断特性が温度および圧力に依存することが確認された。これは、温度、圧力条件がメタンハイドレートの安定境界のより内側、つまり低温高圧であるほどメタンハイドレートが安定的に存在でき、構造的にも安定化することでより強い固結力を発揮したものと推察される。

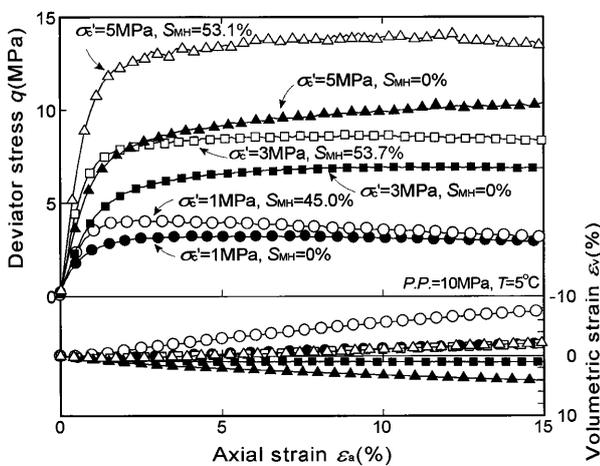


図 2-13 MH 生成砂の軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係におよぼす有効拘束圧の影響

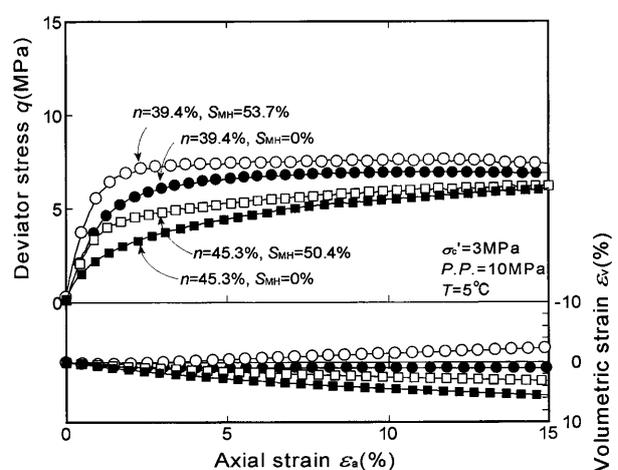


図 2-14 MH 生成砂の軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係におよぼす砂の密度の影響

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

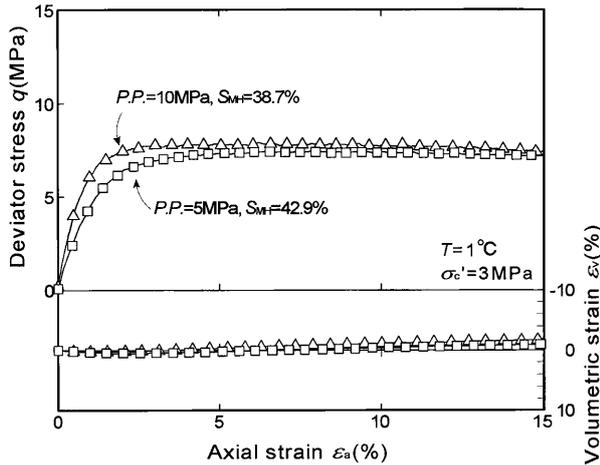


図 2-15 MH 生成砂の軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係におよぼす間隙圧の影響

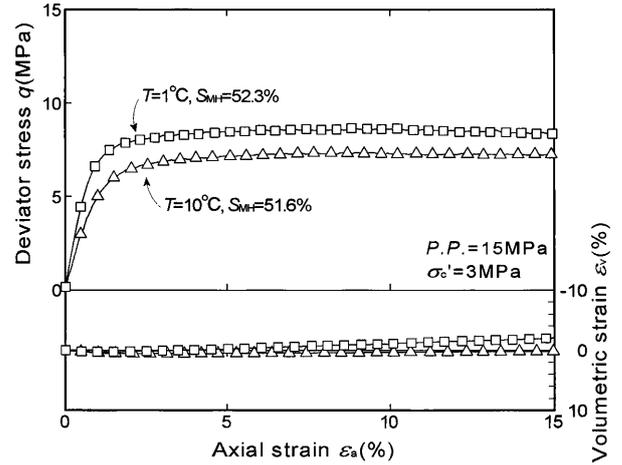


図 2-16 MH 生成砂の軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係におよぼす温度の影響

次に、表 2-2 に挙げたすべての実験結果の最大軸差応力とメタンハイドレート飽和率の関係を図 2-17(a), (b), (c)に示す。せん断強度に大きく寄与する間隙率と有効拘束圧に着目し、図 2-17(a)には $\sigma'_c = 5\text{MPa}$, $n=40\%$ の結果を、図 2-17(b)には $\sigma'_c = 3\text{MPa}$, $n=40\%$, 45% の結果を、図 2-17(c)には $\sigma'_c = 1\text{MPa}$, $n=40\%$, 45% の結果をしている。加えて、宮崎ら(2010)によって行われた $n=38\%$ の実験結果についても図中にプロットしている。ここでは、有効拘束圧や密度の依存性に対して間隙圧および温度の影響は小さいことから、異なる温度、間隙圧条件の実験結果もすべて加えている。図 2-17(a), (b), (c) すべてにおいてメタンハイドレート飽和率の増加に伴う、最大軸差応力の増加が確認できる。また、その増加傾向は拘束圧が上がるにつれ、顕著に表れている。さらに、密度の違いに注目すると、密詰め供試体ほど、最大軸差応力が大きいことが明らかとなった。

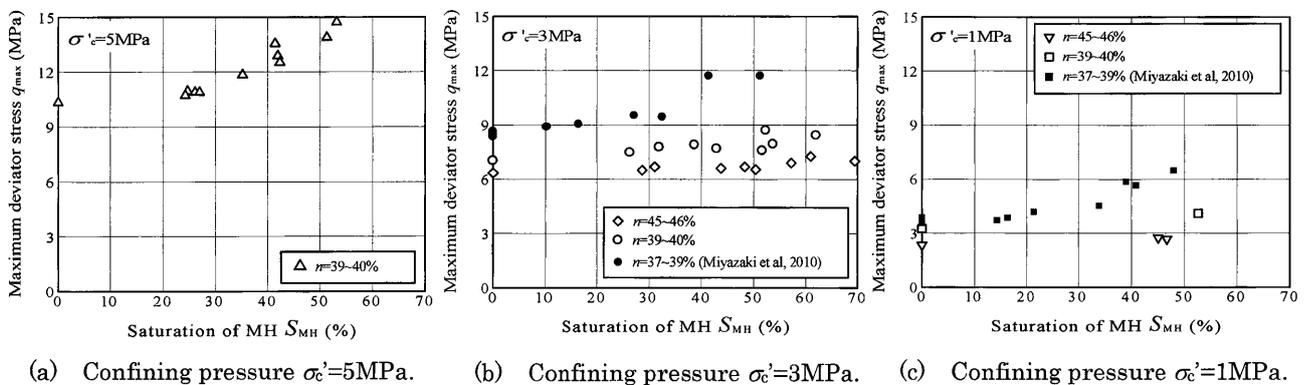


図 2-17 メタンハイドレート生成砂の最大軸差応力とメタンハイドレート飽和率の関係

砂の圧縮せん断挙動は有効拘束圧依存性を持ち、その応力ひずみ曲線は有効拘束圧が高くなるほどひずみ軟化挙動からひずみ硬化挙動へと変化していく。また、緩い土は密な土に比べてひずみ軟化型の挙動を示す。そのため、高い有効拘束圧や低い密度の場合はMHによる強度の増加を破壊強度だけでは一義的に評価することができない。そこで、同有効拘束圧、同密度のMH生成砂と豊浦砂の各ひずみレベルにおける強度の差をとり、応力ひずみ関係にまとめた。図2-18は有効拘束圧 $\sigma'_c=5\text{MPa}$ 、間隙率 $n=40\%$ の豊浦砂とMH飽和率の異なるMH生成砂の強度差と軸ひずみの関係を示している。MHによる強度増加の最大値はMH飽和率にかかわらず、おおむね軸ひずみ1%~2%付近で発現していることが分かる。また、ピーク後はほぼ線形的にその固結力が失われていることが確認された。

次に、有効拘束圧 $\sigma'_c=1, 3, 5\text{MPa}$ について、間隙率 $n=40\%$ の豊浦砂とMH飽和率 $S_{\text{MH}}=50\%$ のMH生成砂との強度差と軸ひずみの関係を図2-19に示す。MHによる強度増加の最大値は有効拘束圧にかかわらず、おおむね軸ひずみ1%~2%付近で発現していることが分かる。また、有効拘束圧が高くなるほどその強度増加は大きくなっている。

次に、MHによる固結力増加に与える土の密度の影響を調べるために、有効拘束圧 $\sigma'_c=3\text{MPa}$ の結果について間隙率 $n=40\%$ と $n=45\%$ の豊浦砂と同様の間隙率のMH生成砂との強度差と軸ひずみの関係を図2-20に示す。MHによる強度増加の最大値は密度にかかわらず、おおむね軸ひずみ1%~2%付近で発現していることが分かる。ピーク後の強度差の減少は緩い土ほど顕著に表れることが確認できる。緩い土は圧縮挙動が大きく、粒子間の接点から剥がれたMHが空隙内に落ち込んだためと推察する。このように、MHによる強度の増加が発現するひずみレベルは、有効拘束圧、間隙率、MH飽和率に関わらずおおむね軸ひずみ1%~2%付近で発現することが明らかとなった。

メタンハイドレートによる強度増加が最も大きい軸ひずみ1.5%における軸差応力とメタンハイドレート飽和率の関係を図2-21に示す。図中、有効拘束圧ごとに回帰線を引いている。すべての実験結果に関して、メタンハイドレートの増加に伴い軸差応力が増加していることが確認された。また、その強度増加は有効拘束圧が高いほど大きいことが明らかとなった。

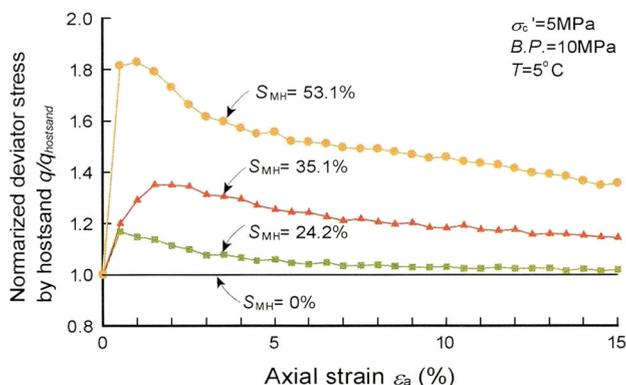


図 2-18 メタンハイドレート生成砂と豊浦砂の各ひずみレベルにおける軸差応力差に与えるメタンハイドレート飽和率の影響

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

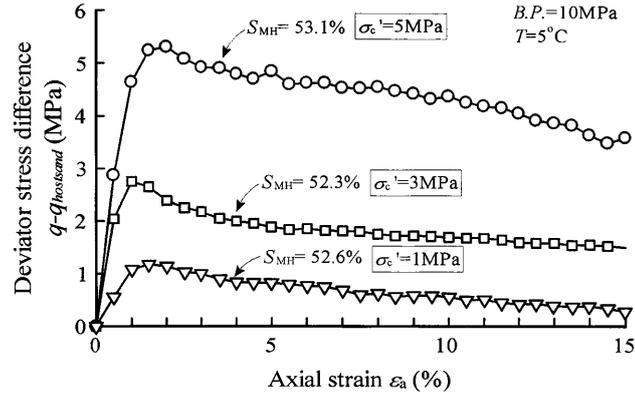


図 2-19 メタンハイドレート生成砂と豊浦砂の各ひずみレベルにおける軸差応力差に与える拘束圧の影響

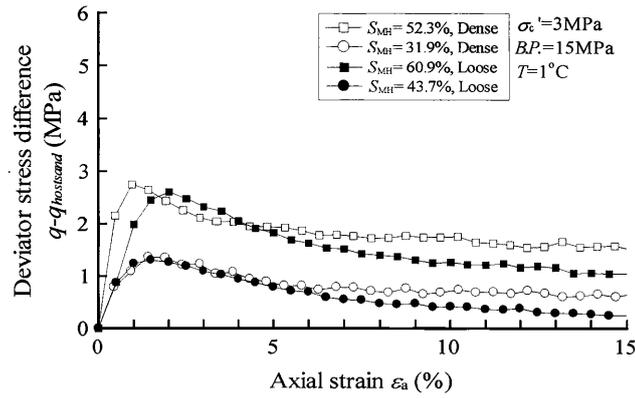


図 2-20 メタンハイドレート生成砂と豊浦砂の各ひずみレベルにおける軸差応力差に与える土の密度の影響

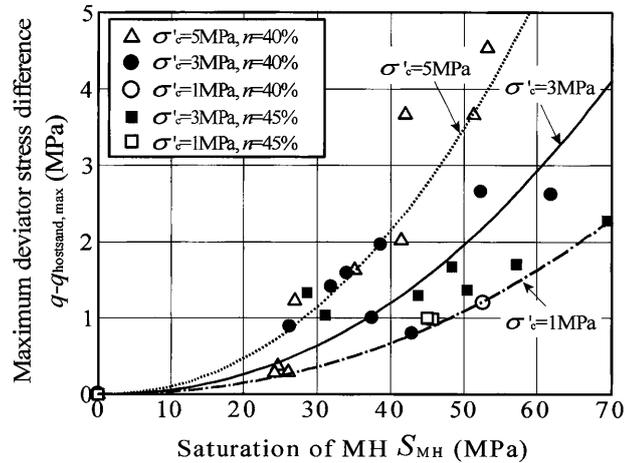


図 2-21 メタンハイドレート生成砂と豊浦砂の最大軸差応力差とメタンハイドレート飽和率の関係

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

次に、メタンハイドレートの固結による土の限界状態への影響を調べるために、表 2-2 に挙げたすべての実験結果について、せん断過程の間隙比 e と平均有効主応力 p' との関係を図 2-22 に示す。図ではメタンハイドレート飽和率の近い試験結果について(a)~(f)に分けて記入している。また、すべての図には豊浦砂の限界状態線も併記している。ここでは、各メタンハイドレート飽和率における限界状態線が豊浦砂のそれと並行であると仮定し、近似曲線を記した。まったく同じメタンハイドレート飽和率ではないため、若干ばらつきはあるが、メタンハイドレート飽和率の増加とともに限界状態線が高圧側へ推移していることが分かる。これはメタンハイドレートの固結によって土の降伏点が高圧側になったことと、限界状態においてもメタンハイドレートの固結による強度増加が残留しているためと考えられる。

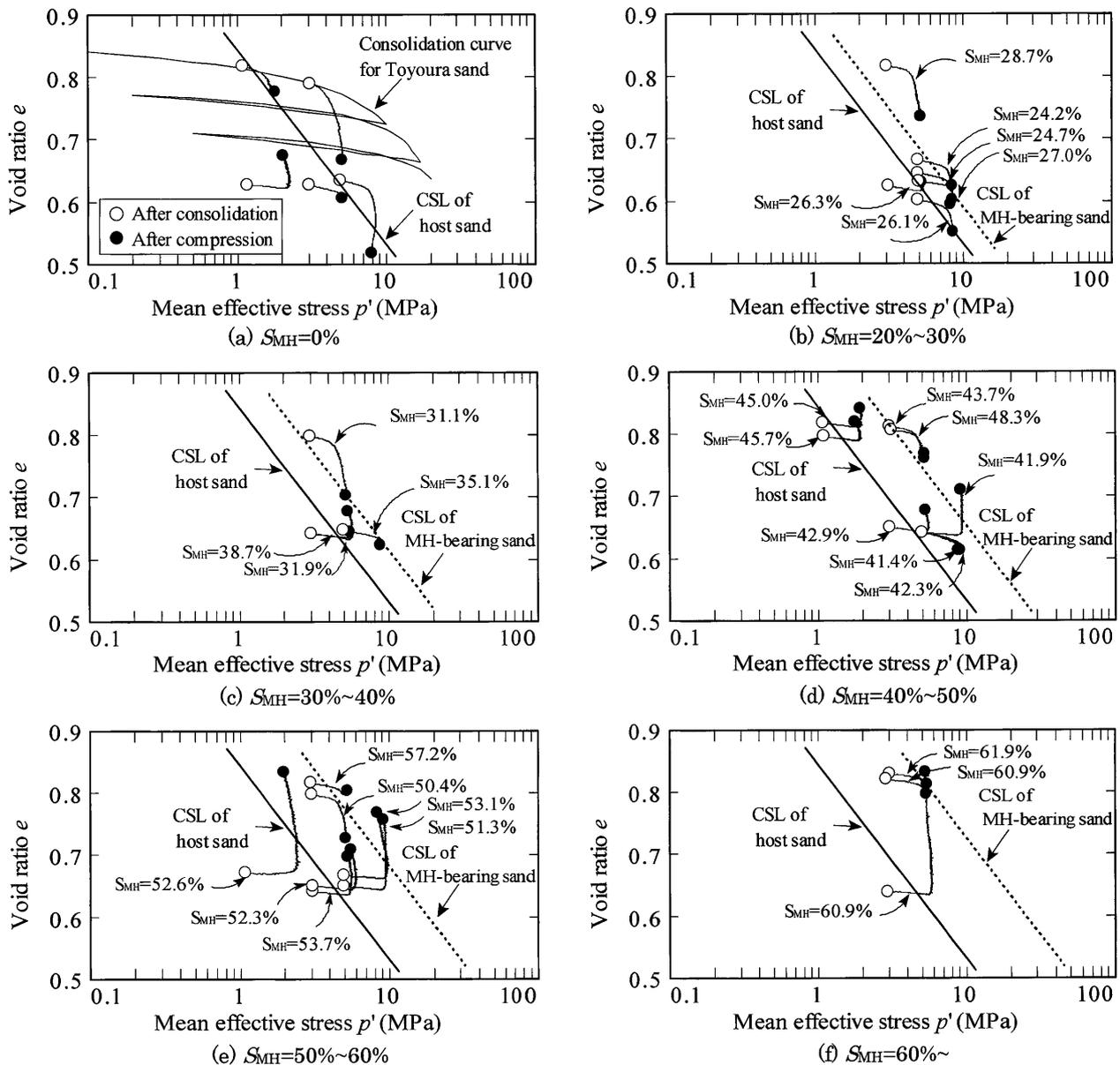


図 2-22 メタンハイドレート生成砂の三軸せん断過程における平均有効主応力と間隙比の関係

2.4 天然メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮試験

2.4.1 供試体作製方法と実験手順

実験対象の試料は、2003年にMH21のプロジェクトの中で圧力保持型のMHコアサンプル採取機PTCS(Pressure -Temperature Core Sampler)により南海トラフMH濃集層から採取された不攪乱試料である。表2-4に、実験に用いた試料の物性および実験条件を掲げる。表には、各試料に対する土粒子密度、乾燥密度、間隙率、MH飽和率、さらに各試料の三軸試験において負荷した軸方向有効拘束圧、間隙水圧、温度を記している。また、最後に本実験で得られた K_0 値および最大軸差応力も記した。

まず、採取された試料は低温室で容器内の圧力を解放した後、即座に液化窒素で冷却した -197°C のロケーターで保管した。その後、写真2-4に示すように上部から液化窒素をかけながら $50\phi\times 100\text{mm}$ の円筒形に整形を行った。実験に用いたコアサンプルは表2-4に示すように計7本である。図2-23に各サンプルの粒度分布を、写真2-5に整形後の各供試体の様子を示す。前述したように、南海トラフは上方に向かって粗い粒子から細かい粒子へ連続的に移行する級化層理が発達した堆積土が何百枚も積み重なる砂泥互層と呼ばれる地層で構成されており、MHを含む不攪乱試料はその中でも比較的砂分を多く含む平行葉理の部分から採取された。本研究で実験を行った7本の不攪乱試料はその中でも比較的多くの細粒分を含む細粒分まじり砂(SF)であった。また、これらの試料のMH飽和率は低いもので2.4%、高いもので42.9%であった。

実験は以下の手順で行った。まず、整形した不攪乱試料をMHの分解を防止するために、液化窒素ガスを散布した低温環境の箱の中でペDESTALに装着し、その後三軸室内に素早く設置した。その後、MHの分解を防ぐために即座に -20°C の低温の側液をセル内に注入し、0.2MPaの有効拘束圧を保ちながら、原位置に近い状態まで温度と間隙圧を上昇した。この供試体に所定の有効軸方向圧密応力までひずみ速度0.01%/minの軸ひずみ速度で K_0 圧密を行い、さらに0.1%/minの軸ひずみ速度で三軸圧縮試験を行った。

表 2-4 不攪乱試料の物性および実験条件と実験結果一覧

Test name	Sampling site	Testing conditions							Testing results	
		Dry density ρ_d (g/cm ³)	Density of soil particles ρ_s (g/cm ³)	Porosity n (%)	Degree of saturation by MH S_{MH} (%)	Effective vertical confining Pressure σ'_{vc} (MPa)	Pore pressure $P.P.$ (MPa)	Temperature T (°C)	K_0	Deviator stress q_{max} (MPa)
Core A	A	1.47	2.701	45.7	2.5	5	9	5	0.63	6.60
Core B	A	1.56	2.712	42.6	42.9	2	9	5	0.57	6.52
Core C	A	1.50	2.714	44.6	16.0	2	9	5	0.65	4.31
Core D	A	1.55	2.727	43.0	2.4	2	9	5	0.59	3.21
Core E	A	1.48	2.720	45.5	2.7	2	9	5	0.54	3.17
Core F	B	1.63	2.694	39.6	14.0	9	14	5	0.56	13.49
Core G	B	1.48	2.696	44.9	22.3	4	14	5	0.56	7.31

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>



写真 2-4 MH 天然不攪乱試料整形時の様子

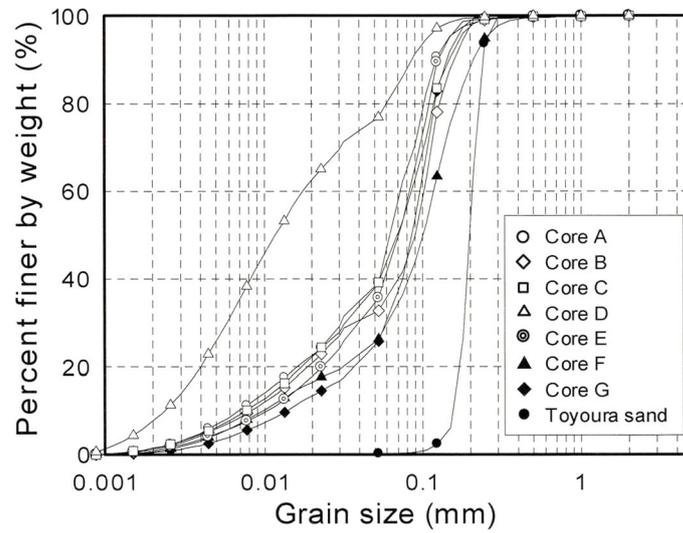


図 2-23 不攪乱試料の粒度分布

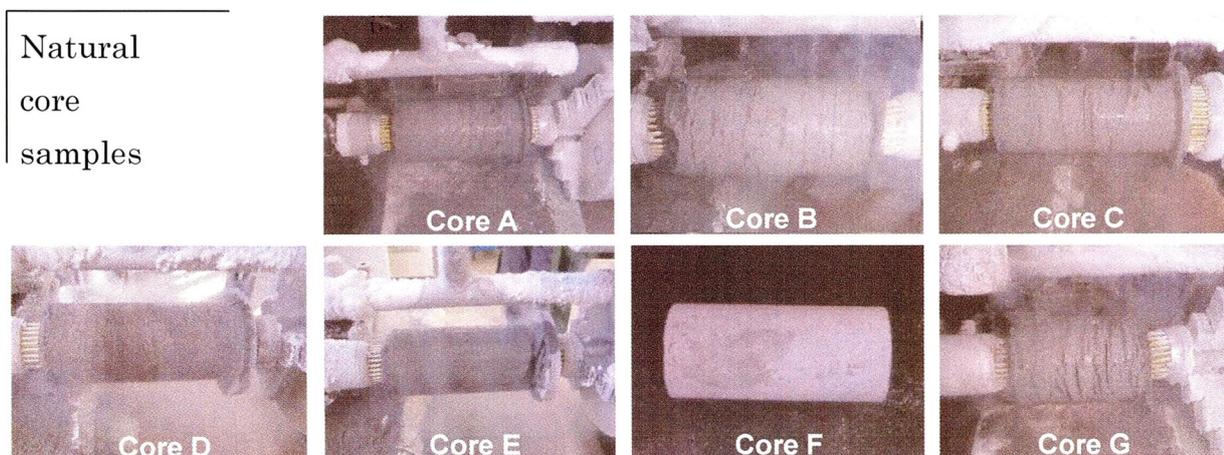


写真 2-5 天然 MH 不攪乱試料

2.4.2 天然メタンハイドレート堆積土の K_0 圧密および三軸圧縮特性

本実験装置を用いて自動制御により行った K_0 圧密試験中の K_0 値と有効鉛直応力 σ'_v の関係を図2-24に示す。なお実験中、側方向ひずみは $\pm 0.05\%$ の精度を満足している。採取試料の原位置の有効軸方向圧密応力は2MPaおよび4MPa程度と推察されたことから、多くはこの圧密応力までの載荷を行ったが、最大で9MPaまで載荷を行った。しかし K_0 値にさほどの変化は見られなかった。ほとんど全ての不攪乱試料において、目標の圧密応力よりも低い $\sigma'_{ac}=1\text{MPa}$ 付近で K_0 値は減少し、 $\sigma'_{ac}=2\text{MPa}$ で一定の値に収束することが確認された。

次に、各不攪乱試料の K_0 値とメタンハイドレート飽和率の関係を図2-25に示す。各供試体の K_0 値はおおむね0.5~0.6の間でほぼ一定の値を示した。

採取地点 A の不攪乱試料について、 K_0 圧密後三軸圧縮試験を行った結果から得られた軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係を図 2-26 に示す。有効軸方向圧密応力 $\sigma'_{ac}=2\text{MPa}$ の結果をみると、メタンハイドレート飽和率の増加と共に初期剛性・ピーク強度の増加が確認できる。また、メタンハイドレート飽和率の増加によってひずみ硬化型の挙動からひずみ軟化型の挙動に代わり、体積ひずみも圧縮挙動から膨張挙動へと変化していることが確認できる。有効軸方向圧密応力 $\sigma'_{ac}=5\text{MPa}$ の結果と比較すると、その挙動はさらにひずみ硬化型の挙動に代わることが確認された。体積ひずみについても同様に有効軸方向圧密応力の増加とともに負のダイレイタンスーが大きくなる一般的な土の挙動を示した。次に採取地点 B の不攪乱試料について、 K_0 圧密後三軸圧縮試験を行った結果から得られた軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係を図 2-27 に示す。有効軸方向圧密応力の増加と共に強度が高くなり、ひずみ硬化型の挙動を示すことが確認された。これより、メタンハイドレートが三軸せん断特性に与える影響は不攪乱試料、模擬試料とも同様であることを明らかとした。

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

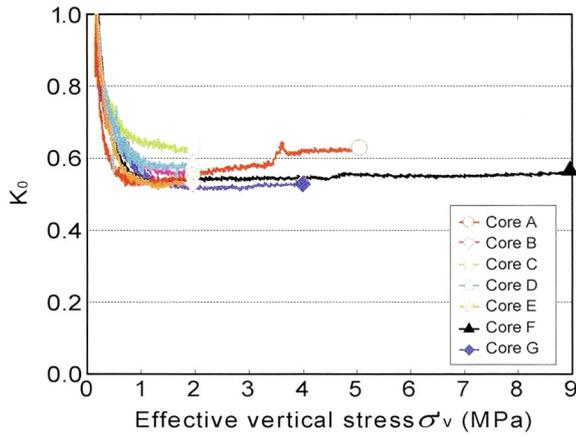


図 2-24 不攪乱試料の K_0 値と有効鉛直応力の関係

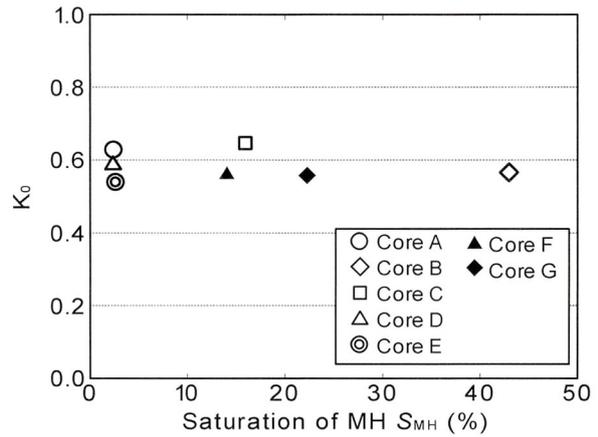


図 2-25 不攪乱試料の K_0 値と MH 飽和率の関係

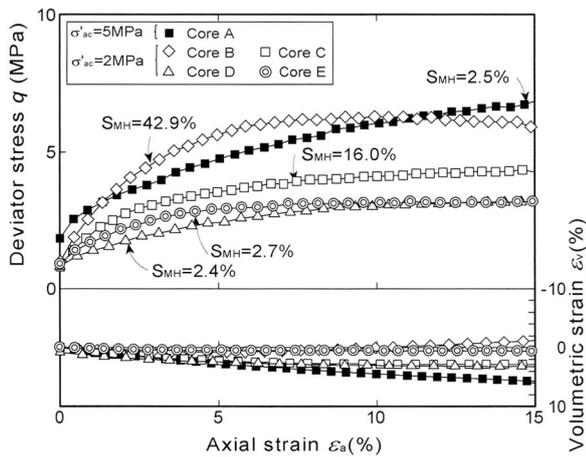


図 2-26 不攪乱試料の軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係

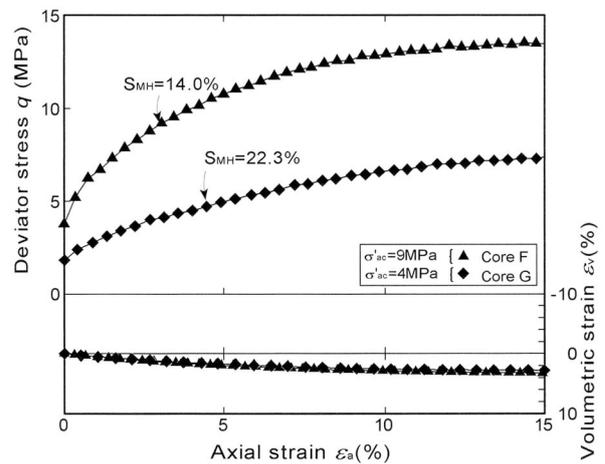


図 2-27 不攪乱試料の軸差応力・体積ひずみ・軸ひずみ関係

2.5 メタンハイドレート分解時の土の三軸変形挙動

メタンハイドレートの回収を目的として、加熱法、減圧法およびインヒビター圧入法が提案されている(山本, 2009)。これらの方法は土の間隙内に固体として存在するメタンハイドレートをメタンガスに分解して回収するため、それによる土構造の変化や間隙流体およびガスの移動などによって、地盤内では有効応力の変化や土粒子骨格強度の低下による圧密、せん断変形が生じることが予想され、メタンハイドレート堆積土の分解時の変形挙動を知ることはメタンハイドレート生産中の地盤の変形挙動を予測する上で非常に重要である。

メタンハイドレートの分解時の変形挙動については、主に一次元的な実験が進められており、坂本ら(2008)はメタンハイドレート生産を意識して、メタンハイドレート生成砂中のメタンハイドレートを減圧法により分解をさせ、その結果生じる一次元的な圧縮挙動を浸透特性の変化と併せて調べている。Leeら(2010)は、砂、シルトおよびカオリンの圧密試験中に THF ハイドレートを生成、分解して、ハイドレートが土の圧縮特性に与える影響を調べている。これらは減圧によって生じる圧密沈下を簡易的に予測するには有用である。しかしながら、地盤にせん断応力が作用している場合、分解によって生じる変形は未だ未解明であり、検討の余地が多く残されている。

2.5.1 実験手順

メタンハイドレートの分解過程における土の変形挙動を把握するために、加熱法および減圧法によるメタンハイドレート分解実験を実施した。実験条件と実験結果を表 2-5 に示す。まず、2章と同様の方法でメタンハイドレートを生成する。次に、温度 5°C、背圧 10MPa に調整し、有効拘束圧 5MPa で圧密を行った後に、加熱法および減圧法を適用する。図 2-28 は加熱法および減圧法を想定してメタンハイドレートを分解させた場合の有効応力経路を示す。本実験では 3 通りの地盤の初期せん断応力状態からの加熱および間隙水圧の減圧による実験を行った。Case1 は a)のように初期せん断応力が作用していない地盤を想定したケースである。Case2 は a)→b)のように高い初期応力が作用しているが、そのせん断応力がメタンハイドレートが含まれていない砂のせん断強度よりも低いケース。Case3 は a)→b)→c)のように砂の強度より高い初期せん断応力が作用している場合を想定したケースである。

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

表 2-5 加熱法および減圧法を想定したメタンハイドレート分解実験の条件

Testing Condition						Testing Result		Remarks
Production Methods		Consolidation condition	σ_c' (MPa)	P.P. (MPa)	T (°C)	n (%)	S_{MH} (%)	
Thermal recovery	5→20(°C)	Iso	5	10	5	39.6	46.0	Consolidation→Production
						39.1	47.3	Loaded to Deviator stress $q=8$ (MPa) after Consolidation→Production
						39.1	48.0	Loaded to Deviator stress $q=12$ (MPa) after Consolidation→Production
Depressurization	10→3.5(MPa) (0.5MPa/min)	Iso	5	10	5	39.3	31.5	Consolidation→Production After Production→Water Pressure Recover
						39.0	43.2	Loaded to Deviator stress $q=8$ (MPa) after Consolidation→Production After Production→Water Pressure Recover
						39.3	38.2	Loaded to Deviator stress $q=12$ (MPa) after Consolidation→Production After Production→Water Pressure Recover

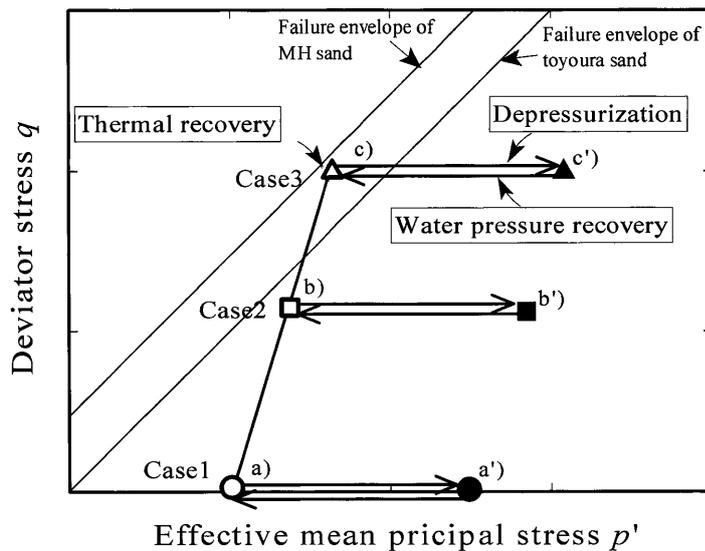


図 2-28 加熱・減圧法を適用したメタンハイドレート分解実験における有効応力経路

まず、加熱法によるメタンハイドレート分解を想定した実験を行った。ここでは、図 2-28 a), b), c)の任意の初期せん断応力まで排水でせん断を行い、その後加熱したセル液を試験装置内へ循環させることで供試体を 5°Cから 20°Cに加熱しメタンハイドレートの分解を促進させた。図 2-29 に加熱法適用時のメタンハイドレートを含む砂の温度変化、メタンハイドレート飽和率、軸ひずみ、体積ひずみの時刻歴を示す。図中の温度とメタンハイドレート飽和率に着目すると、3 ケース共に実験開始から加熱法適用によって温度が徐々に上昇し、約 1 時間後の 15°C付近になるとメタンハイドレートの分解が始まる様子が確認できる。その後時間経過と共にメタンハイドレートは分解し、その後すべてのメタンハイドレートの分解が確認された。軸ひずみに着目すると Case1 では、温度が上昇し、メタンハイドレートの分解が始まっても変化が起きないのに対し、Case2 ではメタンハイドレートの分解が始まる付近から軸ひずみの急増がみられ、 $\epsilon_a=10\%$ 付近でその進行は止まる様子が観察できる。これは、メタンハイドレート飽和率の変化と対応している。Case3 においては、Case2 と同様にメタ

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

ンハイドレート分解開始時点から急激な軸ひずみの進行がみられ、最終的に破壊に至っている様子が認められる。これはメタンハイドレートが分解することにより、砂粒子間の固結力が消失したため初期せん断応力が砂の強度より上回ったために生じたものである。

2.5.2 加熱法を用いたメタンハイドレート分解時の土の変形挙動

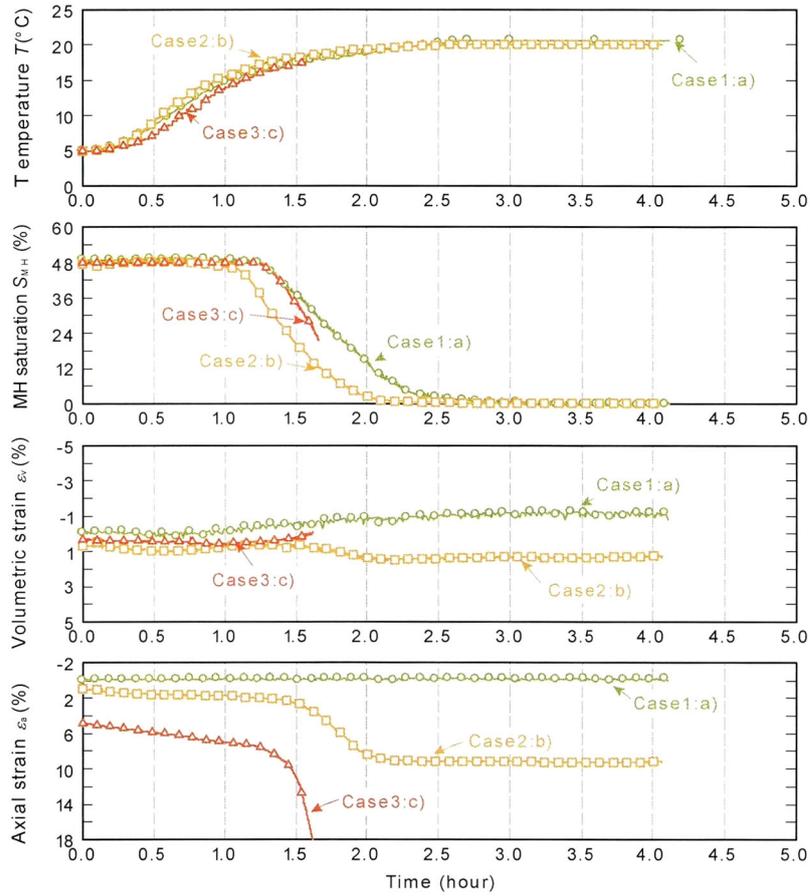


図 2-29 加熱法を適用したメタンハイドレート分解実験中の温度・メタンハイドレート飽和率・体積ひずみ・軸ひずみと時間の関係

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

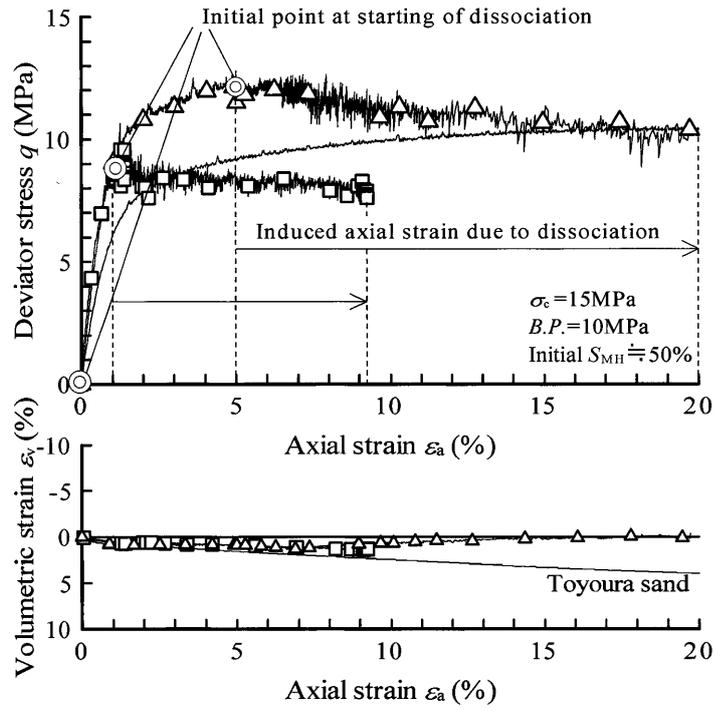


図 2-30 加熱法によるメタンハイドレート分解中の応力ひずみ関係

2.5.3 減圧法を用いたメタンハイドレート分解時の土の変形挙動

次に、減圧法を適用する場合には、加熱法と同様に Case1~3 の初期応力状態を考え、図 2-28 においてそれぞれ a)→a'), b)→b'), c)→c')のように全応力が一定となるように背圧を減少させ、減圧を行う。図 2-31 に減圧法を適用した場合のメタンハイドレートを含む砂の背圧、メタンハイドレート飽和率、軸ひずみ、体積ひずみの時刻歴を示す。減圧は-0.1MPa/min の速度で 10MPa から 3.5MPa まで行い、減圧開始から 5 時間計測を行った。図中の背圧とメタンハイドレート飽和率に着目すると、減圧法適用による背圧の減少に伴い、本温度条件における安定境界である背圧 4.3MPa 付近からメタンハイドレートの分解が始まり、その後約 3 時間かけて分解終了に至っている。軸ひずみ、体積ひずみは、共に Case1~3 それぞれにおいて背圧の減少に伴い漸増し、体積ひずみは収縮一方の挙動となった。これは背圧の減少による有効応力の増加により圧密が生じたためと考えられる。また軸ひずみ、体積ひずみは減圧が終わり、有効応力が一定となったのちも徐々に変形を続けている様子が観察できる。これはメタンハイドレートがメタンガスと水に分解することで、固結力が無くなり土骨格が収縮したためと考えられる。また、その変形量は初期せん断応力が高いほどより大きく現われている。

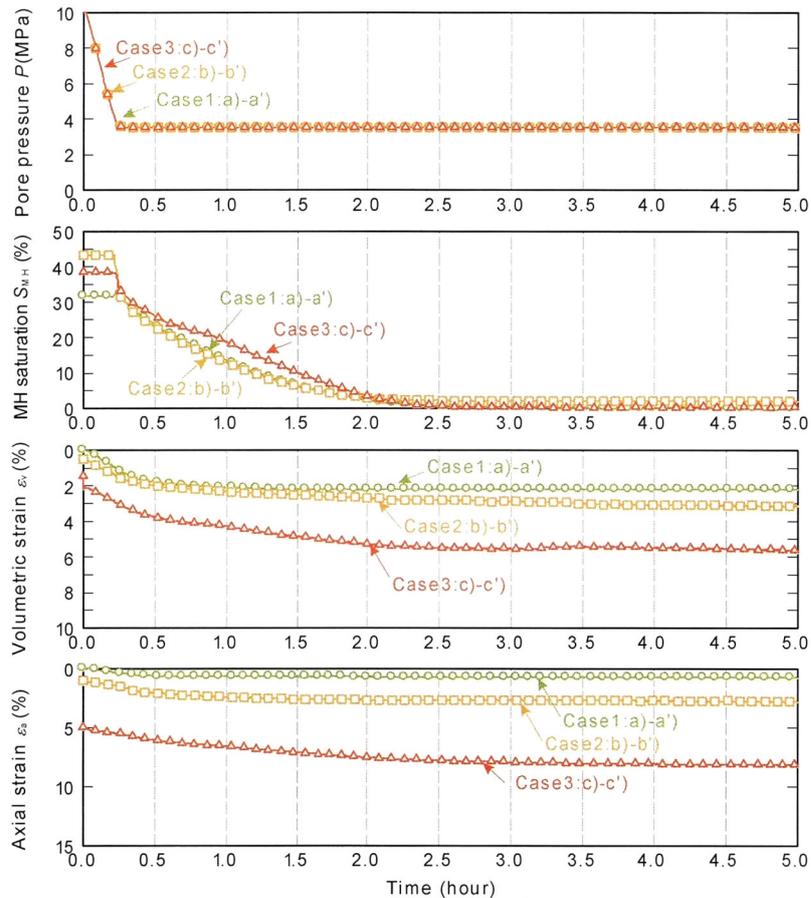


図 2-31 減圧法を適用したメタンハイドレート分解実験中の間隙圧・メタンハイドレート飽和率・体積ひずみ・軸ひずみと時間の関係

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

次にメタンハイドレート分解完了後、背圧を元に戻すために増加させたときの結果を図 2-32、図 2-33 に 2 時間経過後まで示す。Case1, 2 については有効応力が減少したことで弾性変形が起こり、軸ひずみはわずかに減少を示している。一方、Case3 については背圧増加開始から徐々に軸ひずみが増加し始め、砂の破壊線を超えると共に急激にひずみが増加し破壊に至っている。

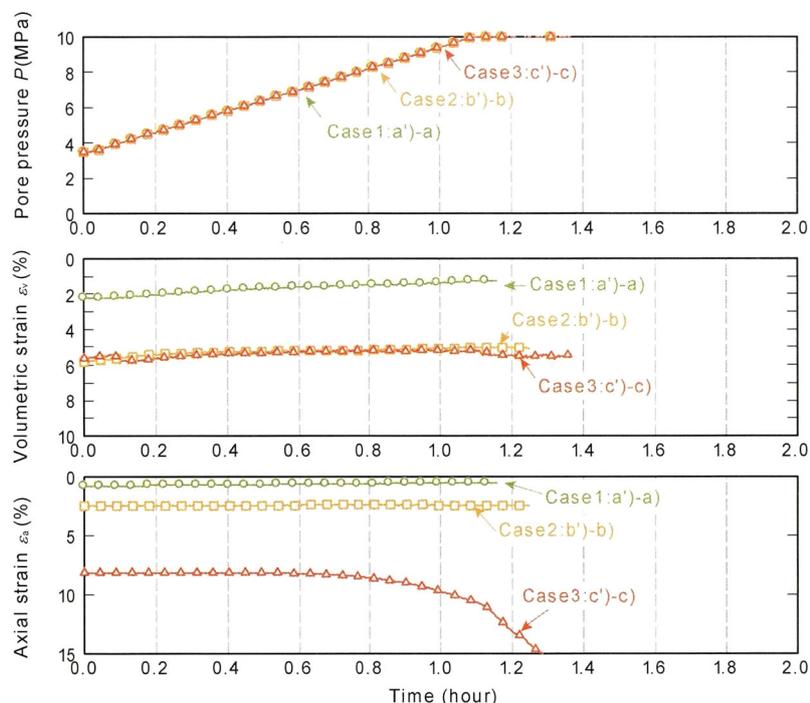


図 2-32 減圧後に水圧を回復させた場合の間隙圧・メタンハイドレート飽和率・体積ひずみ・軸ひずみと時間の関係

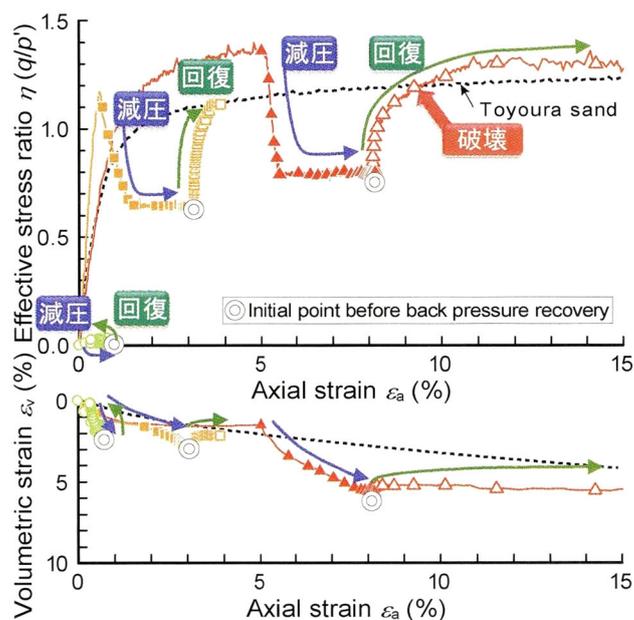


図 2-33 メタンハイドレート分解後に水圧回復したときの応力ひずみ関係

2.6 要約

本章では、メタンハイドレートを含む堆積土の力学特性を調べる目的で、温度可変高圧三軸圧縮試験装置を開発し、人工的に作製したメタンハイドレート生成砂に対して一連の三軸圧縮試験を行った。さらに、南海トラフで採取した不攪乱試料について、 K_0 圧密三軸圧縮試験を行い、その力学特性を調べ、人工試料と比較検討を行った。さらに、開発した試験機を用いて、加熱法、減圧法による生産過程を再現し、メタンハイドレート分解過程におけるメタンハイドレート生成砂の変形挙動の観察を行った。坑井掘削などによって地盤内の応力状態が様々であると予想されることから、3種類の初期せん断応力を作用させて実験を行った。また、減圧法の適用後は、生産終了後の水圧回復を模擬して水圧の回復実験を行った。以下に、得られた知見を要約する。

- (1) メタンハイドレートの模擬試料として、含水比調整した砂に所定の温度、圧力条件でメタンガスを負荷することにより、所定のメタンハイドレート飽和率のメタンハイドレート生成砂供試体を作製することが可能である。
- (2) 生成したメタンハイドレートは土粒子同士を固結するように存在し、その含有量が多いほど、つまりメタンハイドレート飽和率が高いほどメタンハイドレート生成砂の三軸圧縮強度は高い。
- (3) メタンハイドレート生成砂の三軸圧縮強度は、一定の有効応力下では間隙圧が高いほど、また温度が低いほど高い。
- (4) メタンハイドレート生成砂の強度は、メタンハイドレート飽和率が同一の場合間隙率が小さいほど高く、砂のみの強度に対するその増加割合は有効拘束圧が高いほどより高い。
- (5) メタンハイドレートによる強度増加は、軸ひずみ1%~2%で最大となる。
- (6) K_0 圧密試験から得られた不攪乱試料の静止土圧係数 K_0 はおおむね0.5~0.6である。
- (7) 不攪乱試料の三軸圧縮試験による初期剛性および強度は模擬試料と同様、メタンハイドレート飽和率、有効拘束圧が高いほど高い。
- (8) 初期せん断応力を加え、加熱によりメタンハイドレートを分解させた場合初期せん断応力が高いほど大きなせん断変形が生じる。
- (9) 減圧法によるメタンハイドレート分解時においては、メタンハイドレートの分解と有効応力の増加によるひずみが生じるが、地盤としてはより安定側に向い破壊には至らない。
- (10) メタンガスの生産中断または生産終了以降に地盤の間隙水圧が回復すると、高い初期せん断応力が存在する地盤では大きなせん断変形を生じ、破壊を起こす危険性がある。

参考文献

- W. F. Waite, J. C. Santamarina, D. D. Cortes, B. Dugan, D. N. Espinoza, J. Germaine, J. Jang, J. W. Jung, T. J. Kneafsey, H. Shin, K. Soga, W. J. Winters, and T.-S. Yun, Physical properties of hydrate-bearing sediments, *Reviews of Geophysics*, 47, RG4003, 2009.
- Kiyofumi SUZUKI, Takao EBINUMA and Hideo NARITA. , Features of Methane Hydrate-bearing Sandy sediments of the Forearc Basin along the Nankai Trough: Effect on Methane Hydrate-Accumulating Mechanism in Turbidite, *Journal of Geography*, Vol. 118, No. 5, pp.899-912, 2009.
- Koji YAMAMOTO., Production Techniques for Methane Hydrate Resources and Field Test Programs, *Journal of Geography* Vol.118, No. 5, pp913-934, 2009.
- Yasufuku, N., Murata, H. and Hyodo, M., Yield characteristics of anisotropically consolidated sand under low and high stresses, *Soils and Foundations*, Vol. 31, No. 1, pp. 95-109, 1991.
- Hyodo, M., Hyde, A. F. L., Aramaki, N. and Nakata, Y., Undrained monotonic and cyclic shear behavior of sand under low and high confining stresses, *Soils and Foundations*, Vol. 42, No. 3, pp.63-76, 2002a.
- Hyodo, M., Hyde, A. F. L., Nakata, Y., Yoshimoto, N., Fukunaga, M., Kubo, K., Nanjo, T., Matsuo, T. and Nakamura, K., Triaxial compressive strength of methane hydrate, *Proc. of 12th Int. Offshore and Polar Engrg. Conf.*, pp. 422-428, 2002b.
- Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N., Ebinuma, T., Basic research on the mechanical behavior of methane hydrate-sediments mixture, *Soils and Foundations*, Vol. 45, No. 1, pp.75-85, 2005.
- Ueno, T., Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N., Matsuo, C. Ebinuma, T., Influence of temperature, confining pressure, and strain rate on the triaxial compression behaviour of methane hydrate, *38th Japan National Conference on Geotechnical Engineering*, pp.373-374, 2003 (in Japanese).
- Yoneda, J., Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N., Kokura, Y., Tsuda, N., Ebinuma, T., Mechanical Property of Gas Hydrate Sediment at Deep Seabed on Triaxial Compression Test, *Ground Engineering*, Vol. 25, No. 1, pp.113-122, 2007 (in Japanese).
- Yoneda, J., Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto., Triaxial shear characteristics of Methane Hydrate-bearing Sediment in the Deep Seabed, *Journal of Geotechnical Engineering (III)*, Vol.66, No.4, 742-756, 2010. (in Japanese)
- Miyazaki, S., Masui, A., Sakamoto, Y., Haneda, H., Ogata, Y., Aoki, K., Yamaguchi, T. and Okubo, T., Effect of strain rate on the preparation of triaxial compression test specimen of deposits containing methane hydrate, *Journal of MMIJ*, Vol.123, No.11, pp. 537-544, 2007 (in Japanese).
- Miyazaki, K., Yamaguchi, T., Sakamoto, Y., Tenma, N., Ogata, Y., Aoki, K., Effect of confining

<第2章 メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動>

pressure on mechanical properties of sediment containing synthetic methane hydrate, *Journal of MMIJ*, Vol. 126, No. 7, pp.408-417, 2010.

- T. S. Yun, J. C. Santamarina and C. Ruppel, Mechanical properties of sand, silt, and clay containing tetrahydrofuran hydrate, *Journal of Geophysical Research*, Vol. 112, B04106, 2007.
- 鈴木清史, 長尾二郎, 成田英夫: 走査型電子顕微鏡を用いた堆積物中におけるガスハイドレート産状の観察, 日本地球惑星科学連合 2006 年大会予稿集, G228-006, 2006.
- 内田努, 成田英夫, 平野貴史, 前晋爾: メタンハイドレート 人工メタンハイドレートのラマン分光測定, 地質学雑誌, Vol.102, No.11, pp.983-988, 1996.
- 小田浩司, 中田幸男, 兵動正幸, 村田秀一, 羽場信介, 米田修: 粒子間に結合力を有する砂の一面せん断特性, 第 33 回地盤工学研究発表会発表講演集, pp.663-664, 1998.
- Helgerud, M. B., Waite, W. F., Kirby, S. H. and Nur, A. : Elastic wave speeds and moduli in polycrystalline ice Ih, sI methane hydrate, and sII methane-ethane hydrate, *Journal of Geophysical Research*, Vol. 114, B02212, 2009.
- Koji YAMAMOTO., Production Techniques for Methane Hydrate Resources and Field Test Programs, *Journal of Geography* Vol.118, No. 5, pp913-934, 2009.
- Sakamoto, Y., Shimokawara, M., Oga, H., Miyazaki, S., Komai, T., Aoki, K., Yamaguchi, T., Laboratory tests on the consolidation behaviour and seepage characteristics of methane hydrate during dissociation by depressurization method, *Journal of MMIJ*, Vol.124, No.8, pp. 498-507, 2008 (in Japanese).
- J. Y. Lee, J. Carlos Santamarina, C. Ruppel., Volume change associated with formation and dissociation of hydrate in sediment, *Geochemistry Geophysics Geosystems*, Vol. 11, Q03007, 2010.

第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動

3.1 概説

地盤材料の強度を検討する場合、一般的には一軸圧縮試験や単純せん断試験、三軸試験などの要素試験を実施することで強度定数を求める。2章においては、メタンハイドレート堆積土の力学特性を解明するために恒温高压三軸試験装置を開発し、種々の試験を行った。要素試験では、一般的に変形などをその供試体の平均的な値として得ることで地盤のある要素に対して強度定数を求める。しかしながら、生産手法として考えられている減圧法では、井戸から局所的に水圧を減少させるため、減圧域は時間の経過と共に地盤内に広がる。そして、温度、水圧がメタンハイドレートの存在領域外に位置した時、メタンハイドレートが分解を始める。これより、メタンハイドレートの分解に伴う地盤の変形は、温度、圧力がメタンハイドレートの分解領域になる分解フロントから局所的に発生すると考えられる。そのため、要素試験では変形を評価するのに十分であるとは言えない。メタンハイドレートと同様に、粒子間に固結作用を有した土として、セメント固化土が挙げられる。その力学特性の中で、せん断により変形の局所化が顕著に生じるとの報告（香月，2004）が挙げられている。これらの事を踏まえると、メタンハイドレート生成砂のせん断中の変形についてもその局所化について検討する必要がある。

そこで本論文では、供試体前面に観察窓を持つ恒温高压平面ひずみ試験装置の開発を行い、ガス浸透法により生成したメタンハイドレート生成砂に対して平面ひずみ圧縮試験およびメタンハイドレート分解実験を行う。その間、デジタルカメラを用いた供試体前面の自動撮影を行い、得られた画像から供試体の局所的な変形挙動を観察する。これにより、メタンハイドレート生成砂のマクロな応力及びひずみ挙動と、ミクロな変形挙動を同時に評価することが可能となる。

3.2 試験装置の概要

3.2.1 恒温高圧平面ひずみ試験装置

本章では、深海底におけるメタンハイドレート貯留層と同様な温度環境を再現することが可能な恒温高圧平面ひずみ試験装置の開発を行う。写真 3-1 に冷蔵室の外観を示す。冷蔵室内に実験装置を設置し温度管理を行っている。試験装置の制御および実験データの計測は、冷蔵室外に設置したパーソナルコンピュータにより行う。冷蔵室の内部及び試験装置の外観を写真 3-2 に示す。冷蔵室内の詳細な配管系統を図 3-1 に示す。以下に装置の仕様について解説する。

供試体(①)のサイズは、高さ 160mm×幅 60mm×奥行き 80mm である。透明性の高いシリコンメンブレンを用いることで様々な材料に対して観察することが可能である。圧力セル(②)は耐圧 20MPa であり、セル前面と背面にそれぞれ厚さ 140mm、直径 75mm のアクリル製の観察窓が取り付けられている。これにより、供試体前面と背面での供試体の撮影が可能となる。供試体の観察はデジタル一眼レフカメラを用いて、リモート制御によりタイマー撮影したデジタル画像に対して行う。拘束板(③)は、厚さ 60mm のアクリル製で観察窓と一体となり中間主応力方向を拘束し、平面ひずみ状態を実現している。また、拘束板の上部・中央・下部の左右に合計 6 個の発光ダイオード(Light Emitting Diode: LED)が設置されており、供試体の撮影環境を整えている。そして、拘束板表面にはシリコングリースとオイルを配合したものを薄く塗ることで、拘束板とメンブレンとの摩擦を軽減させている。シリンジポンプ(④, ⑤, ⑥, ⑦)は、供試体の下部及び上部にそれぞれ 2 台ずつ設置されており、水またはメタンガスの圧力制御及び体積変化の計測に用いられる。最大許容背圧は 20MPa で、モーターの制御は最小 25 パルスから最大 100000 パルスの速度で制御を行うことが可能で、体積ひずみ $\pm 0.001\%$ の精度で計測することが可能となっている。ガスフローメーター(⑧)は、実験後のメタンハイドレート産出量を計測するために用いる。分離槽(⑨)は、水とメタンガスの混合体として産出された流体を、内部で大気圧まで圧力を下げることにより、水とガスに分離させるものである。メタンガスボンベ(⑩)は、ガス浸透法によりメタンハイドレート固結砂を作製する際のメタンガスの供給源である。側液メインタンク(⑪)は、セル内部の加圧用の側液が入っており、側液温度管理タンク(⑫)によって側液の温度管理を行う事が出来る。側圧負荷装置(⑬)は、側液の圧力制御に用いられる。背圧回路加熱チャンバー(⑭)及び予熱タンク(⑮)は、供試体内及び管路に流れる間隙水の温度管理を行う。側液循環装置(⑯)は、供試体側面に温度管理された側液を長時間循環させることで供試体内の温度を側液の温度と同じくしている。変位計(⑰)は、軸方向の変位を計測する。最大許容変位は 100mm である。また、ロードセル(⑱)を用いて荷重計測を行う。最大許容荷重は 200kN であり、許容荷重の 1000 分の 1 の精度で計測可能である。そしてこのロードセルは、熱・圧力に依存しない円筒形のを圧力セル内部へ設置しており、圧力セルと軸との摩擦を考慮する必要が無い。載荷装置(⑲)により、下部からセルを載荷板によって軸方向に上下させ荷重を加える。圧力計(⑳)により上・下の間隙水圧と側圧の測定を行う。



写真 3-1 冷蔵室の外観



写真 3-2 試験装置の外観

- ① Sample
- ② Cell
- ③ Windows
- ④ Lower syringe pump for water
- ⑤ Lower syringe pump for gas
- ⑥ Upper syringe pump for gas
- ⑦ Upper syringe pump for water
- ⑧ Mass flow meter
- ⑨ Separation tank
- ⑩ Methane gas bottle
- ⑪ Cell liquid tank
- ⑫ Heat control tank
- ⑬ Confining pressure amplifier
- ⑭ Heating tank
- ⑮ Heating tank
- ⑯ Cell liquid pump
- ⑰ Displacement transducer
- ⑱ Load cell
- ⑲ Camera

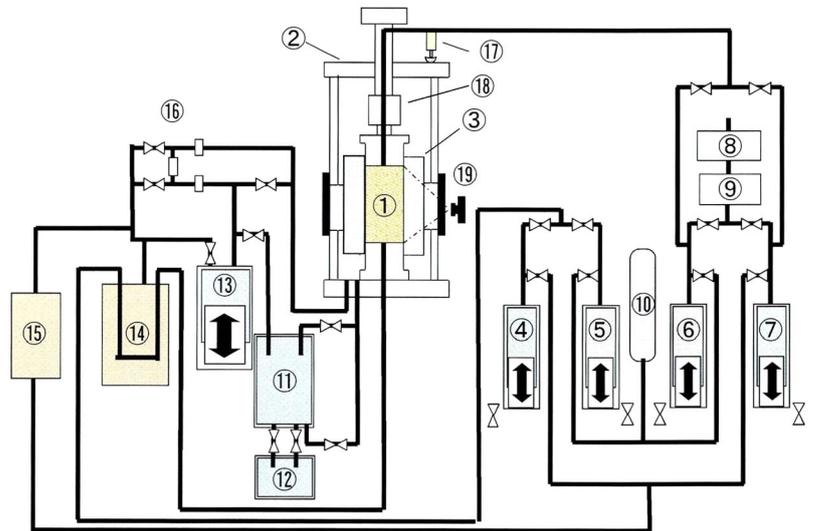


図 3-1 試験装置の配管系統

3.2.2 豊浦砂の平面ひずみ圧縮試験

開発した試験装置の精度の検証のため、龍岡ら（1986）による平面ひずみ圧縮試験と同様の試験を高圧条件下で行った。試料は豊浦砂を用い、空中落下法により供試体を作製した。供試体を自立させるため、負圧を 0.05MPa 引き、その時の間隙比 $e_{0.05}=0.75$ となるように密度管理を行った。図 3-2 に間隙比 $e_{0.05}=0.75$ となるように密度管理を行い、有効拘束圧 $\sigma'_c=0.05\sim 6.0\text{MPa}$ で等方圧密排水せん断試験を行った結果を示す。なお、図中には、低拘束圧域における龍岡らの結果も併せて示している。龍岡らの結果より、有効拘束圧が高くなるにつれ初期剛性及びピーク応力比が低下し、ピーク応力比が発現する軸ひずみの値が増加する拘束圧依存性を示していることが伺える。本試験装置によって得られた有効拘束圧 $\sigma'_c=1\text{MPa}$ 及び $\sigma'_c=3\text{MPa}$ の結果も同様に有効拘束圧が高くなるにつれ初期剛性及びピーク応力比が低下し、ピーク応力比が発現する軸ひずみ ϵ_a の値が増加する傾向を示しており、本試験装置の妥当性がうかがえる。また、龍岡らの結果より、有効拘束圧が高くなるにつれ残留強度が低下するという傾向が得られているが、今回の高圧下の実験により、 $\sigma'_c=0.05\text{MPa}$ 以上で残留強度は一定の値に収束する事が確認された。

ここで、安福（1990）によって行われた、低圧域から高圧域にかけての三軸圧縮試験の結果を図 3-3 と図 3-4 に示す。図 3-2 は宇部まさ土を試料として用い、初期間隙比 $e=0.72\sim 0.76$ となるように密度管理を行い、有効拘束圧 $\sigma'_c=0.05\sim 6.0\text{MPa}$ で試験を行ったものである。応力比 - 軸ひずみ関係を見ると、低圧域から高圧域になるにつれ、ひずみ軟化挙動からひずみ硬化挙動へ変化し、 $\sigma'_c=1.0\text{MPa}$ 以上で残留強度は一定の値に収束することが観察される。また、体積変化を見ると、低圧域から高圧域になるにつれ、膨張性の卓越した特性から圧縮性の卓越したものへと変化している。次に図 3-4 は秋穂砂を試料として用い、初期間隙比 $e=0.64\sim 0.68$ となるように密度管理を行い、有効拘束圧 $\sigma'_c=0.5\sim 15.0\text{MPa}$ で試験を行ったものである。応力比-軸ひずみ関係を見ると、宇部まさ土と同様に、低圧域から高圧域になるにつれ、ひずみ軟化挙動からひずみ硬化挙動へ変化し、 $\sigma'_c=1.0\text{MPa}$ 以上で残留強度は一定の値に収束することが観察される。また、体積変化に関しても、低圧域から高圧域になるにつれ、膨張性の卓越した特性から圧縮性の卓越したものへと変化しているという宇部まさ土と同様な傾向が見られた。この知見を踏まえて、図 3-2 の平面ひずみ試験の結果を見る。応力比 - 軸ひずみ関係を見ると、低圧域から高圧域になるにつれ、ひずみ軟化挙動からひずみ硬化挙動へと近づいており、ある拘束圧以上で残留強度は一定の値に収束することが観察される。また、体積変化を見ると、低圧域から高圧域になるにつれ、膨張性の卓越した特性から圧縮性の卓越したものへと変化している。平面ひずみ圧縮試験でも低圧域から高圧域にかけての挙動が三軸圧縮試験と同様の傾向であると仮定すると、本試験で得られた結果は妥当なものであると考えられる。

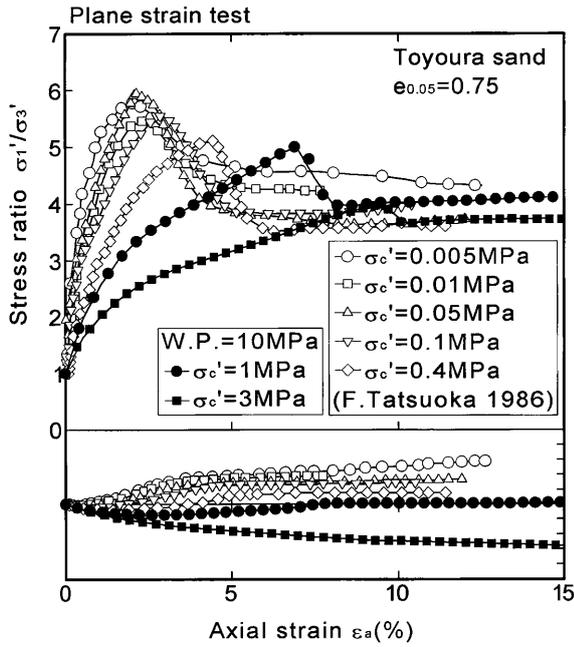


図 3-2 実験装置の精度の検証

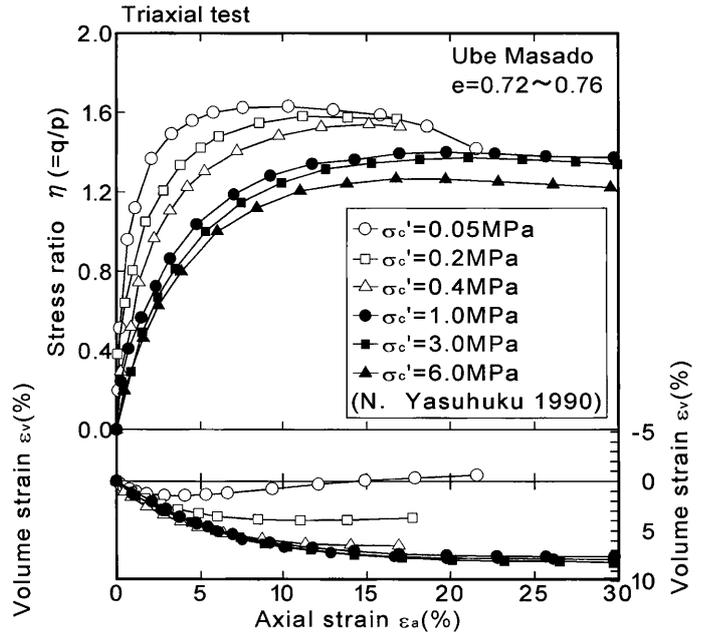


図 3-3 低圧域から高圧域での宇部まさ土の三軸試験結果

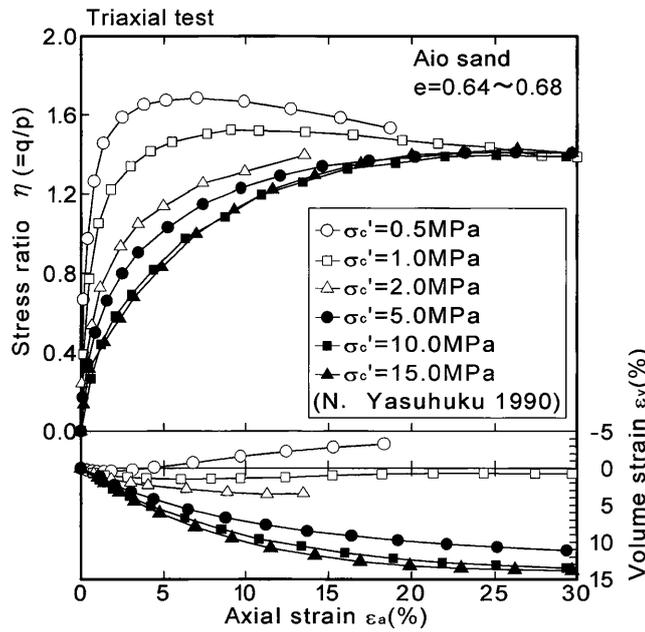


図 3-4 低圧域から高圧域での秋穂砂の三軸試験結果

3.3 実験手順

2章で作製したメタンハイドレート生成砂と同様の方法で本試験装置内においてメタンハイドレート生成砂の作製を行う。まず、目標のメタンハイドレート飽和率 S_{MH} になるように所定の含水比に調整した豊浦砂を用い、湿潤突き固め法により供試体を作製する。試料を高さ 160mm×幅 60mm×奥行き 80mm のモールドに 12 層に分けてタンパーで相対密度 $Dr=90\%$ となるように突き固める。この時、各層の境界面が不連続にならないようにするため、1 層突き固めるごとに表面を乱して次の層を突き固める。次に、トップキャップを装着し、真空圧を負荷し、供試体を自立させる。その後、セルを被せ、水を満たす。真空圧をセル圧に置換した後、メタンガスボンベから上下のシリンジポンプおよび供試体間隙内にメタンガスを充填し、5MPa まで圧入する。この間、有効拘束圧 0.2MPa を保つようにセル圧も同時に負荷する。その後、冷蔵室を 1°C に制御し、供試体内の水と圧入下メタンガスをハイドレート化させる。三軸試験と同様に、上下のシリンジポンプで計測される体積変化が定常状態になり、供試体へのメタンガスの供給がなくなることでハイドレート化終了の確認を行っている。

ここで、実験中のメタンハイドレート飽和率の測定結果を図 3-5 に示す。図は測定したガス流入量をメタンハイドレート飽和率へ換算した値と時間との関係を示している。実験開始から約 1 時間後にメタンハイドレートの生成が顕著に見え始め、時間経過とともにメタンハイドレート飽和率が高くなる様子が観察された。33 時間を超えたあたりからシリンジポンプによるガス流入が落ち着き始め、その後 1 時間経過してもメタンガスの流入が確認されなかったため、生成を打ち切った。図に示した例では目標のメタンハイドレート飽和率を 50%としており、計測結果のメタンハイドレート飽和率 44%は目標値と近い値を示した。メタンハイドレート生成後、圧力及び温度を保持したままシリンジポンプに水を満たし、供試体内のメタンガスを水に置換する。その後所定の水压および温度に調整し、圧密を行う。圧縮試験の場合は軸ひずみ速度 0.1%/min でせん断を行う。実験終了後、生成したメタンハイドレートを分解するため圧力を下げ温度を上げてメタンハイドレート安定境界の外に出し、メタンガス量を測定する。このメタンガス量によりメタンハイドレート飽和率 S_{MH} を算出している。メタンハイドレート分解試験の場合は、圧密終了後にシリンジポンプを用いて所定の間隙圧まで減圧を行う。

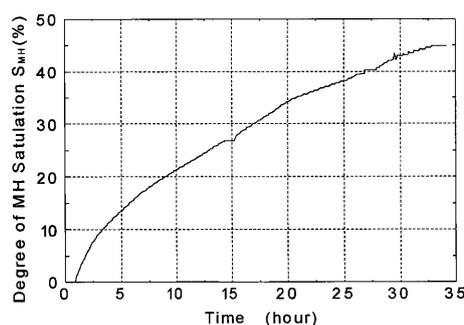


図 3-5 メタンハイドレート生成中の累積メタンガス流入量

3.4 メタンハイドレート堆積土の平面ひずみ圧縮特性

本試験装置を用いて行った平面ひずみ圧縮試験の試験条件を表 3-1 に示す。まず、メタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=0\%$ の豊浦砂に対して、温度 5°C 、水圧 10MPa のもと、有効拘束圧 $1, 3, 5\text{MPa}$ の3種類について圧縮試験を行った。図 3-6 に有効拘束圧 $\sigma'_c=1.2\text{MPa}, 3.5\text{MPa}, 5.9\text{MPa}$ 、水圧 11.7MPa で行った相対密度 $Dr=90\%$ 程度の豊浦砂の平面ひずみ圧縮試験結果を示す。また各条件のせん断終了後の写真を写真 5-3 に示す。写真中のメッシュは $10\times 10\text{mm}$ である。

有効拘束圧の増加に伴い、初期剛性およびピーク強度 q_{\max} の増加が確認できる。また、ピーク強度 q_{\max} が発現する軸ひずみ ε_a の値の増加が確認された。体積変化に関しては、膨張へ移行する挙動から収縮一方の挙動へと推移している様子が確認された。

有効拘束圧 $\sigma'_c=1\text{MPa}$ に着目すると、初期に軸差応力の増加とともに体積ひずみは収縮挙動を示し、その後膨張へ転じた後に軸ひずみ $\varepsilon_a=5\%$ 付近で降伏し、体積ひずみは定常状態に至った。このとき、写真 5-4 (a) に見られる左下がりのせん断帯の発生が確認された。しかし、その後せん断を継続すると、軸ひずみ $\varepsilon_a=8\%$ 付近から体積ひずみが再び膨張傾向を示し、軸ひずみ $\varepsilon_a=11\%$ で2回目の降伏が確認された。このとき、写真の右下がりのせん断帯が発生したことから、供試体の変形がせん断帯付近に集中していると推察される。

次に、メタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=64.9\%$ のメタンハイドレート生成砂に対して、温度 5°C 、水圧 10MPa のもと、有効拘束圧 3MPa について圧縮試験を行った。応力ひずみ関係を図 3-7 に示す。

メタンハイドレート生成砂の試験結果は、豊浦砂の結果に比べて初期剛性およびピーク強度の顕著な増加が認められた。そして、メタンハイドレート生成砂と豊浦砂の体積変化について比較すると、豊浦砂は収縮一方であるのに対し、メタンハイドレート生成砂は一度収縮し、その後膨張傾向を示している。これは粒子間に固結または浮遊するメタンハイドレートの働きによって、正のダイレイタンスの作用が強くなったためと推察される。写真 3-5 にせん断中に観察窓から撮影した供試体の画像を示す。写真 3-5(a) は、軸ひずみ $\varepsilon_a=15\%$ の豊浦砂の、写真 3-5(b) は軸ひずみ $\varepsilon_a=15\%$ の水飽和したメタンハイドレート生成砂の画像である。豊浦砂、メタンハイドレート生成砂ともに X 型の大きなせん断帯が発生し、変形の局所化が確認された。しかし、最初に発達したせん断帯である豊浦砂 (写真 3-5(a)) の左下がりのせん断帯とメタンハイドレート生成砂 (写真 3-5(b)) の右下がりのせん断帯を比較すると、メタンハイドレート生成砂のせん断帯は豊浦砂のせん断帯に比べてせん断帯の厚さが薄い。これはメタンハイドレート生成砂ではメタンハイドレートによる砂粒子の固結により、砂粒子が塊となって変形したためであると考えられる。

<第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>

表 3-1 試験条件

試験条件				
水圧 W.P. (MPa)	温度 T (°C)	有効拘束圧 σ'_c (MPa)	相対密度 D_r (%)	MH飽和度 S_{MH} (%)
11.7	5	1.2	89.0	0.0
		3.5	92.5	0.0
		5.9	88.7	0.0
		3.5	89.8	44.8
		3.5	88.1	64.9

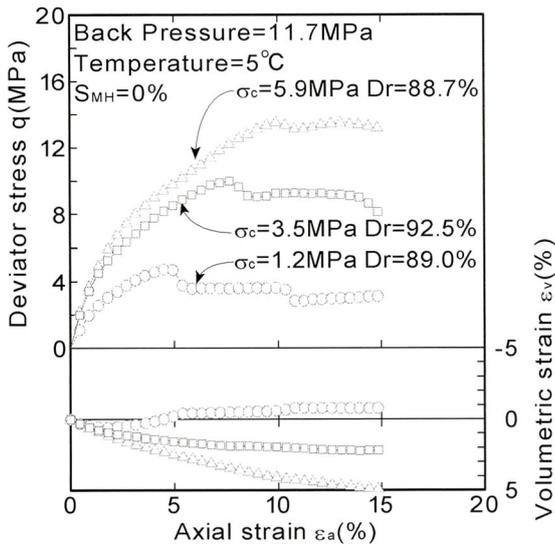
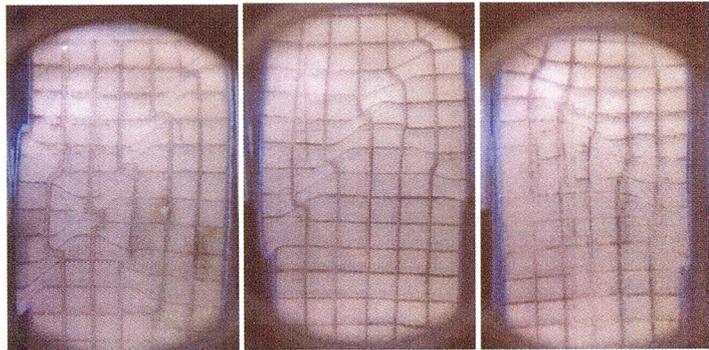


図 3-6 豊浦砂の平面ひずみ圧縮試験結果



(a) $\sigma'_c = 1.2 \text{ MPa}$
 $\epsilon_a = 15\%$
(b) $\sigma'_c = 3.5 \text{ MPa}$
 $\epsilon_a = 15\%$
(c) $\sigma'_c = 5.9 \text{ MPa}$
 $\epsilon_a = 15\%$

写真 3-4 豊浦砂の平面ひずみ圧縮試験後の供試体写真

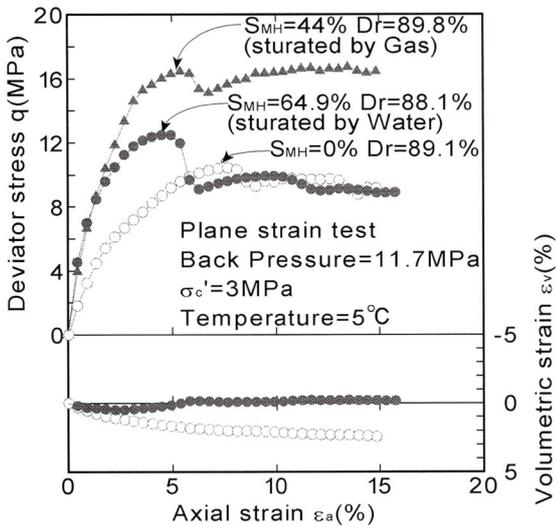
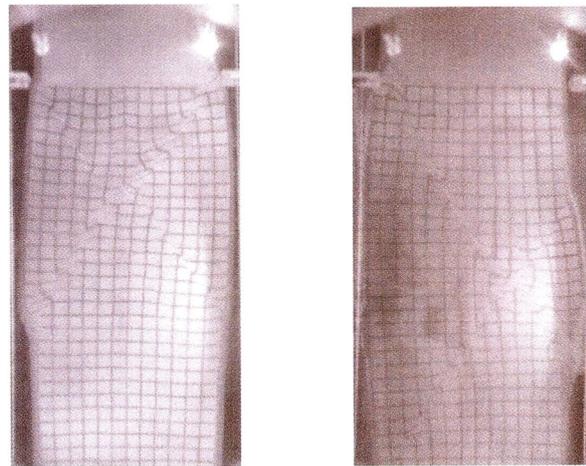


図 3-7 メタンハイドレート固結砂の平面ひずみ圧縮試験

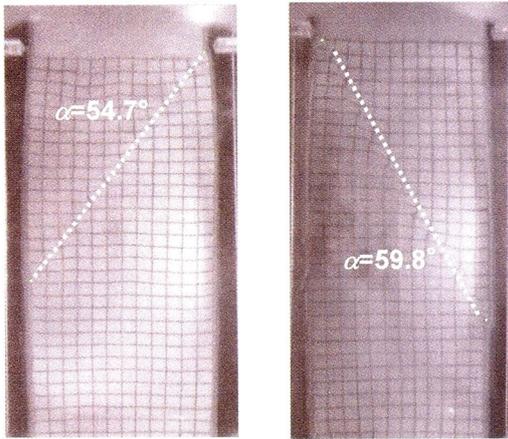


(a) 豊浦砂
 $(\epsilon_a = 15\%)$
(b) メタンハイドレート生成砂
 $(\epsilon_a = 15\%)$

写真 3-5 供試体の変形挙動の違い

次に、撮影した画像よりすべり面の角度 α を求めた。写真 3-6 に求めたすべり面の角度 α の一例として、(a)に有効拘束圧 $\sigma'_c=3.5\text{MPa}$ の豊浦砂、(b)に $\sigma'_c=3.5\text{MPa}$ の水飽和したメタンハイドレート生成砂の画像を示す。写真から観察されたすべり面の角度 α は、(a)豊浦砂では 54.7° 、(b)メタンハイドレート生成砂では 59.8° であった。これらの値を用い、図 3-8 に示した方法でせん断抵抗角 ϕ_{pic} を算出した。ここで示しているせん断抵抗角 ϕ_{pic} とは、Coulomb の破壊基準線の傾きであるせん断抵抗角 ϕ とは異なり、撮影した画像のすべり面の角度 α より求めたせん断抵抗角を表わす。図 3-9 はそれぞれの実験のモールドと撮影した画像よりすべり面の角度 α を用いて、求めたせん断抵抗角 ϕ_{pic} の破壊線を示す。なお、図に示す低圧域($\sigma'_c=0.05, 0.1\text{MPa}$)での結果は中田ら(2010)によって行われた結果を用いた。図中の黒色の実線は豊浦砂の結果を、黒色の破線はメタンハイドレート生成砂を表わしている。黒色の実線を結ぶことで豊浦砂の破壊包絡線を表わすことができる。図 3-10 はせん断抵抗角 ϕ_{pic} の値を有効拘束圧ごとにまとめたものである。図より豊浦砂($S_{MH}=0\%$)の結果を見ると、せん断抵抗角 ϕ_{pic} の値は有効拘束圧が上がるにつれて一様に小さくなる傾向が見られた。また同じ有効拘束圧 $\sigma'_c=3.5\text{MPa}$ でも、メタンハイドレート生成砂($S_{MH}=64.9\%$)では豊浦砂よりもせん断抵抗角 ϕ_{pic} の値が大きくなる事がわかる。

<第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>



(a) 豊浦砂 ($\varepsilon_a=9\%$) (b) メタンハイドレート生成砂 ($\varepsilon_a=7\%$)

写真 3-6 画像より求めたすべり面の角度の一例

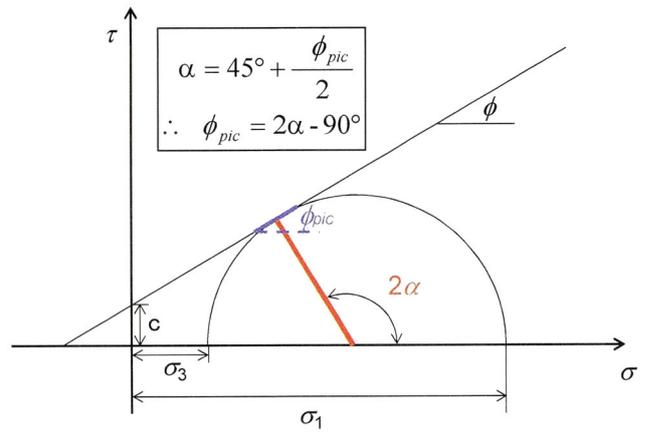


図 3-8 せん断抵抗角 ϕ_{pic} の算出方法の概念図

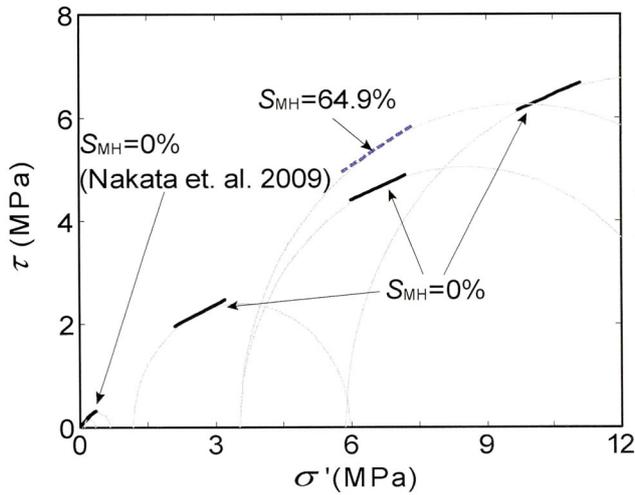


図 3-9 有効拘束圧ごとの算出したせん断抵抗角 ϕ_{pic} の破壊線

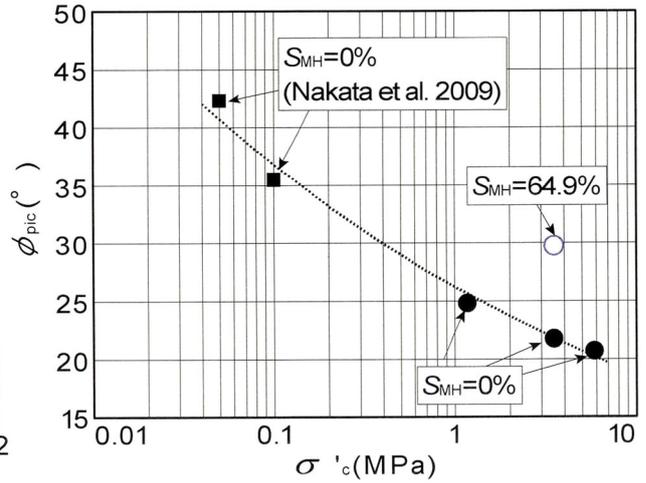


図 3-10 画像より求めた有効拘束圧ごとのせん断抵抗角 ϕ_{pic}

3.5 平面ひずみ状態におけるメタンハイドレート分解時の土の変形挙動

前節までに説明した平面ひずみ圧縮試験の結果を元に本研究では、メタンハイドレート分解実験を行う。表3-2にメタンハイドレート分解実験条件一覧を、図3-11に実験中の有効応力経路を示す。まず、Case1について、有効拘束圧1.4MPaまで圧密した後に初期応力状態として、図中(a)の豊浦砂の K_0 Lineまで初期せん断応力を作用させる。これは実地盤における土かぶり約300mに相当する。次に間隙水圧12MPaから4MPaまで0.5MPa/minの速度で減圧を行う。図中(b)は減圧の中間点にあたり、水圧が4MPaになった時点(c)とする。さらに、この間メタンハイドレートが分解し、それに伴う変形が収束した時点(d)とした。その後、0.5MPa/minの速度で増圧させ、再び(a)と同じ応力状態である(e)まで水圧を回復させる。次に、初期にさらに高い初期応力が作用した場合を想定し、豊浦砂の強度よりも高い応力を作用したCase2について実験を行う。Case1と同様に、まず有効拘束圧1.4MPaまで圧密し、その後豊浦砂の破壊線を越える応力状態(a')まで初期せん断応力を負荷する。次に間隙水圧10MPaから3MPaまで0.5MPa/minの速度で減圧を行う。Case1と同様に図中(b')は減圧の中間点にあたり、水圧が3MPaになった時点(c')とする。さらに、この間メタンハイドレートが分解し、それに伴う変形が収束した時点(d')とする。その後、0.5MPa/minの速度で増圧させ、再び(a')と同じ応力状態である(e')まで水圧を回復させる。一連の実験中は観察窓から供試体前面を撮影し、供試体の局所的な変形計測を行う。

表 3-2 メタンハイドレート分解実験条件一

Test name	Cell Pressure σ'_c (MPa)	Initial shear stress q (MPa)	Depressurization (MPa)	Initial temperature T (°C)	Porosity n (%)	MH saturation S_{MH} (%)
Case1	1.4	1.6	12 → 4 (0.5MPa/min)	5	38.9	47.4
Case2	1.4	4.2	10 → 3 (0.5MPa/min)	5	39.5	9.6

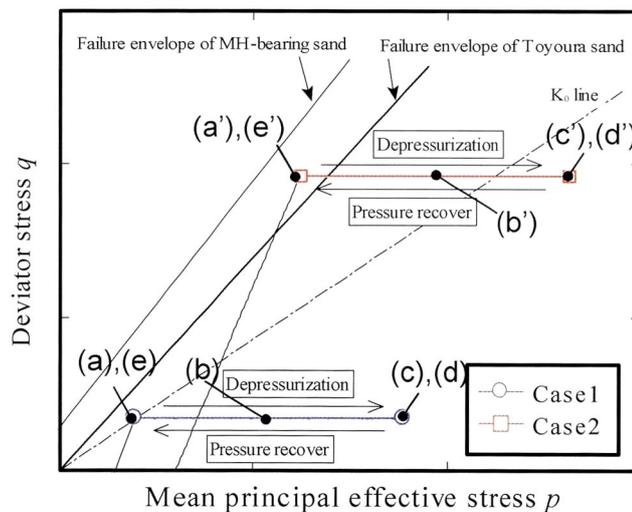
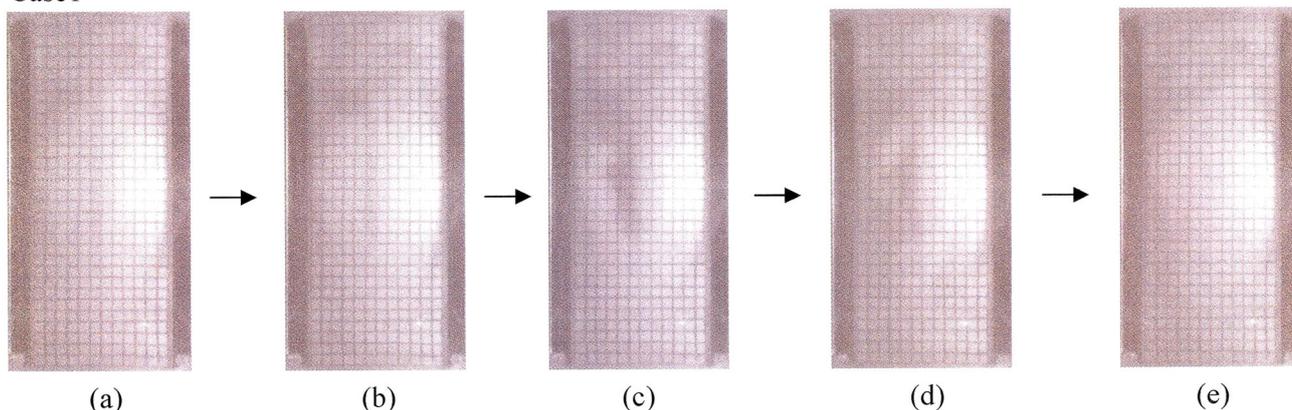


図 3-11 メタンハイドレート分解実験における有効応力経路

<第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>

Case1およびCase2について、図3-11の(a), (a'), (b), (b'), (c), (c'), (d), (d'), (e), (e')における撮影画像を写真3-7に示す。Case1では減圧および水圧の回復による変形は目視では見られない。しかし、Case2では(d')から(e')にかけて急速にせん断変形が進行し破壊に至った。これまで三軸試験装置を用いて行ってきたメタンハイドレート分解実験でも、初期に豊浦砂の強度より高いせん断応力を作用させた場合に、水圧回復によって破壊に至る結果が得られており、本実験結果はその変形挙動を視覚的に捉えることに成功した。

Case1



Case2

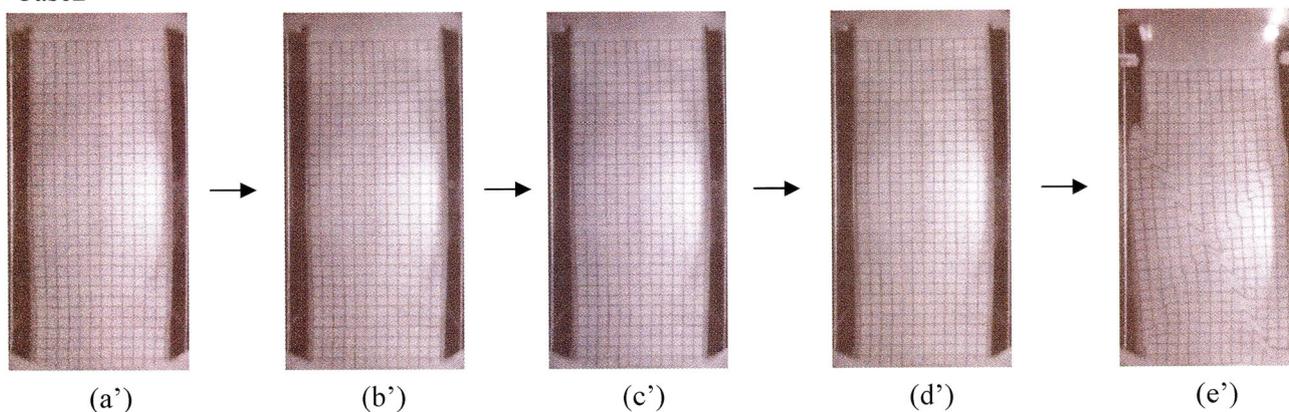


写真 3-7 MH 分解実験中の供試体前面画像 (Case1, Case2)

次に、図3-12に減圧中の間隙圧、温度、累計発生メタンガス、軸ひずみと時間の関係を示す。Case1、Case2ともに、減圧すると、温度5°Cにおけるメタンハイドレートの安定境界4.2MPaを下回ると同時に供試体温度が急激に減少している。同時にメタンガスの発生が伺えることから、これはメタンハイドレート分解の際の吸熱反応によって生じたものと確認された。また、Case2の温度がCase1に比べて低くなっていることが分かる。Kimら(1987)によって求められたメタンハイドレート分解反応式によると、同体積のメタンハイドレートが存在したとき、温度圧力が安定境界からより離れた状態にあるほど分解の速度が速くなる。本実験ではCase2の減圧時圧力がCase1に比べ低いため、

<第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>

Case2のメタンハイドレート分解が即座に起こりCase1に比べて顕著に温度が下がったものと考えられる。その後、温度が5°Cに回復しているのは、セル水を5°Cに保っているためである。軸ひずみに注目すると、初期の減圧による有効応力の増加でCase1, Case2ともに1%程度増加している。しかし、その後は軸ひずみの進行はほぼ見られず、収束することが確認された。図3-13にCase1について(a)から(d), Case2について(a')から(d')に至る変形量を5倍の長さのベクトルで表した矢流れ図を示す。Case1, Case2ともに等方的に有効応力が増加しているにも関わらず、局所的な変形量はCase2の方が大きく、初期に高いせん断応力が作用している場合、等方的な変形量が大きくなることが明らかとなった。

次に、図3-14に水圧の回復中の間隙圧、温度、軸ひずみと時間の関係を示す。図中、Case1は水圧の回復と同時に供試体温度が上昇していることが分かる。これは、Case2にくらべてCase1のメタンハイドレート飽和率が高く、メタンハイドレート分解後に供試体内に残留したメタンガスが水圧の回復によって圧縮した際に放出した圧縮熱と推察される。軸ひずみに注目するとCase2では水圧の回復による軸ひずみの急激な進行がみられ、破壊に至っている。この間、軸応力を一定に保つ制御が追いつかなくなるほど劇的な破壊現象が生じたため、軸ひずみ14%にて実験を終了した。図3-15はCase1について(d)から(e), Case2について(d')から(e')に至る水圧回復中の変形量を5倍の長さのベクトルで表した矢流れ図を示している。Case1では有効応力の減少に伴う弾性膨張をしているのに対して、Case2ではX型のせん断破壊モードが確認された。これは、既往の研究による土の平面ひずみ圧縮試験の破壊モードと等しく、水圧回復時による変形も荷重載荷と同様の破壊モードを取ることが明らかとなった。

<第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>

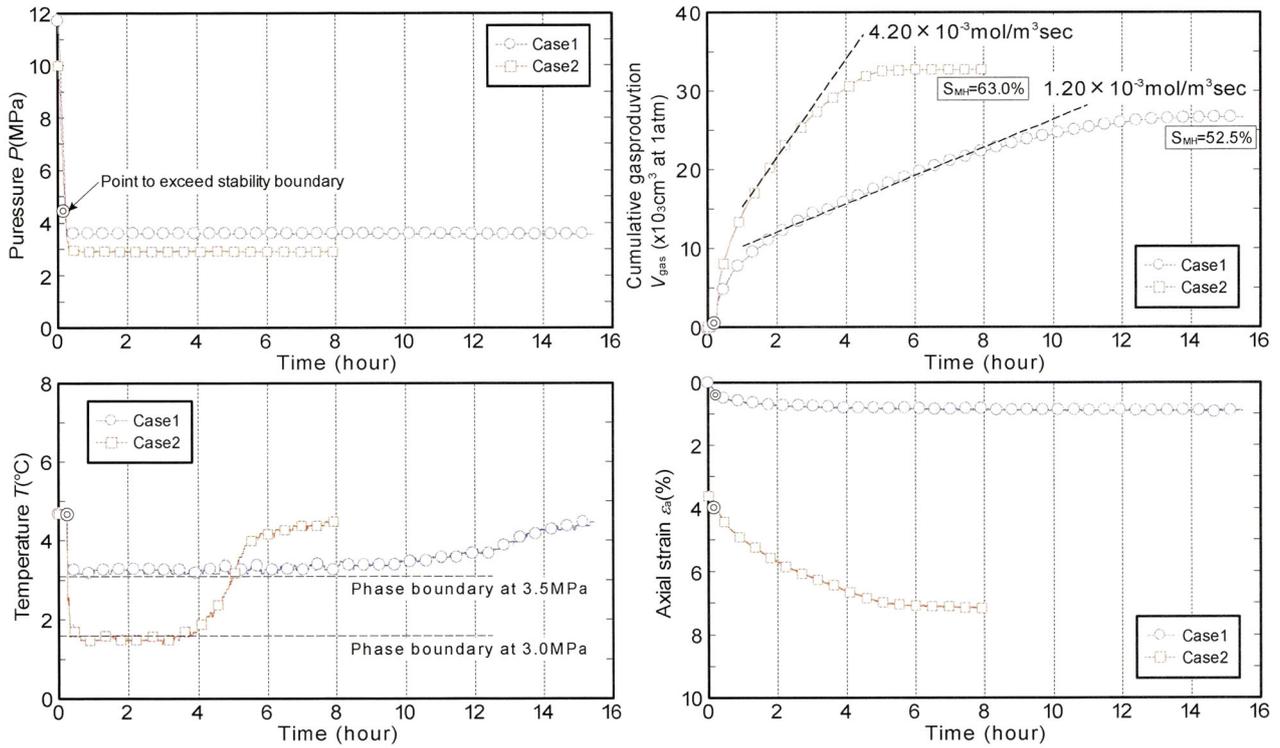


図 3-12 メタンハイドレート分解実験中の間隙圧，温度，累計発生メタンガス，軸ひずみと時間の関係

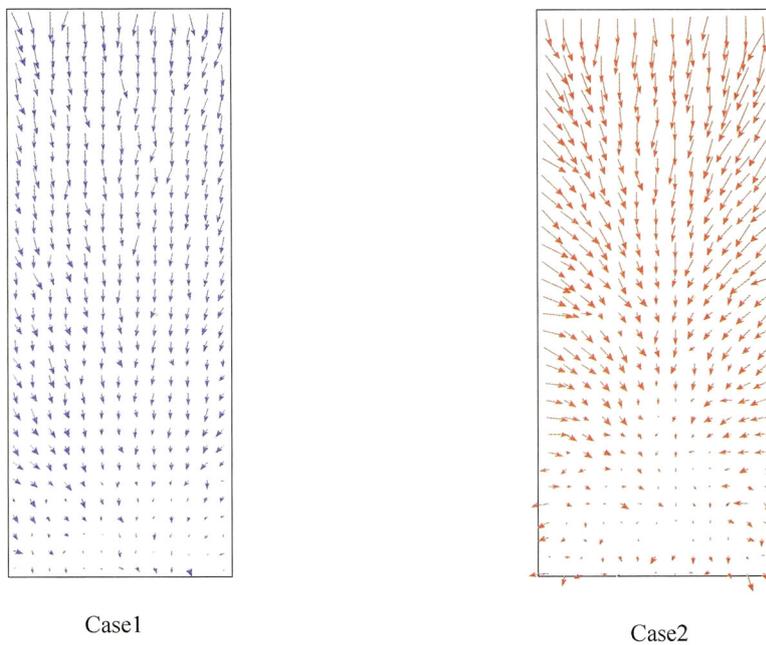


図 3-13 減圧中の矢流れ図
(変位量 5 倍表示)

< 第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動 >

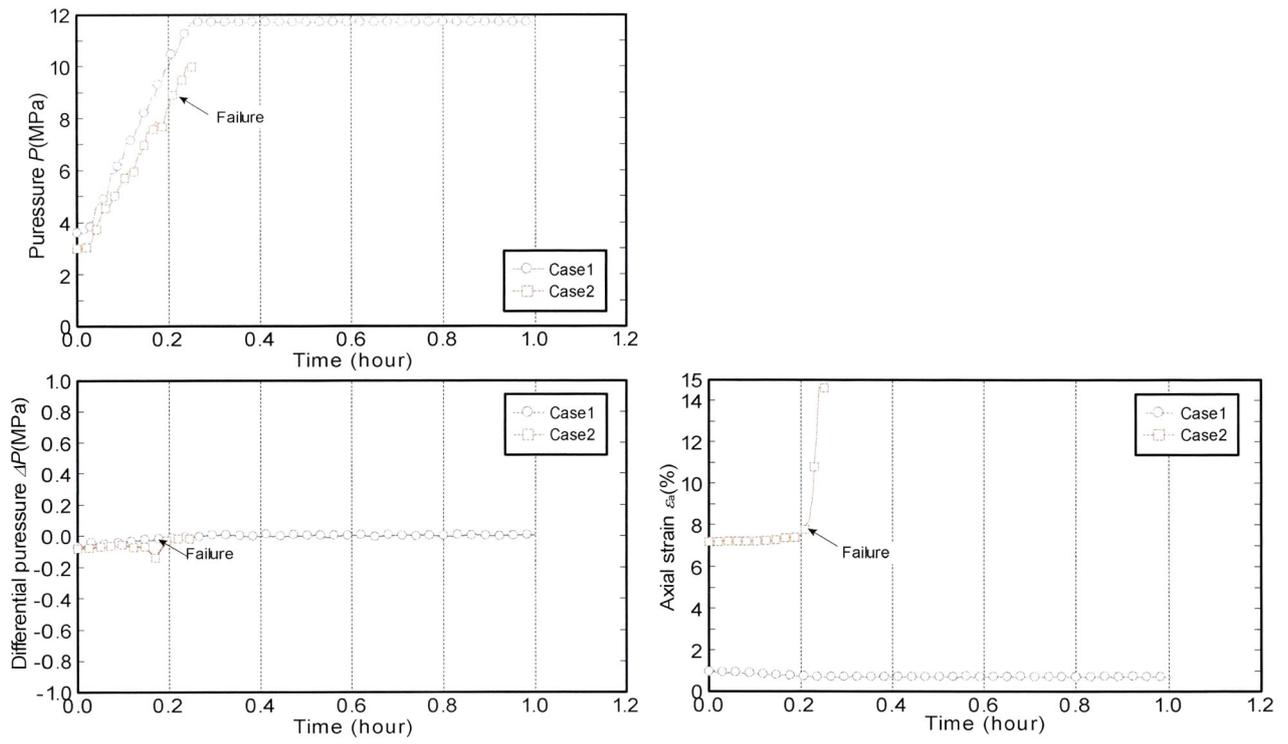


図 3-14 水圧回復実験中の間隙圧，温度，累計発生メタンガス，軸ひずみと時間の関係

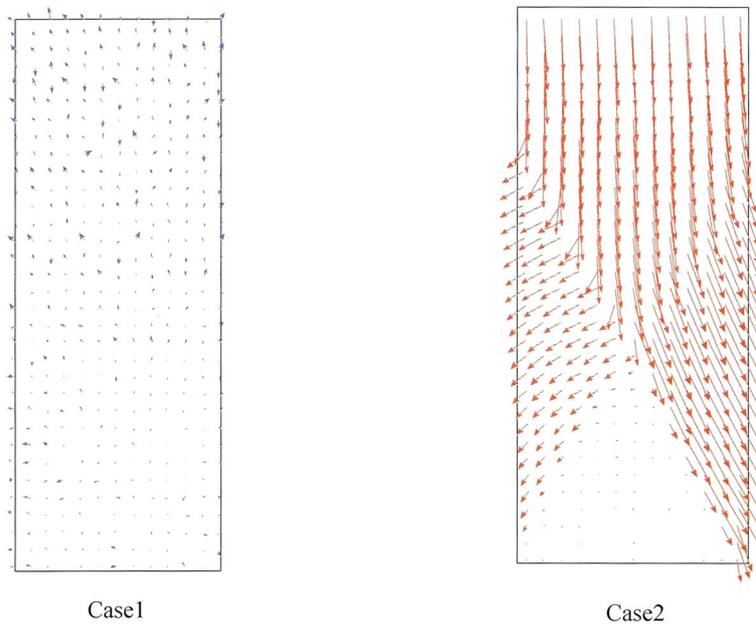


図 3-15 水圧回復実験中の矢流れ図 (変位量 5 倍表示)

3.6 メタンハイドレート堆積土の局所変形

次に、せん断中に撮影した画像により解析を行い局所変形の観察を行った。図 5-16 に画像から局所変形を評価するための概念図を示す。まず初期状態（変位を与えていない状態）でデジタルカメラを用いて画像を撮影する。その後、供試体にある変位を与えデジタルカメラを固定したまま、再度画像を撮影する。このように変位を与えながら画像を撮影し、ある変位の際の画像とそれからさらに変位した画像の2枚の画像を用いて、画像上での変位（pixel）を求め、それを実値（mm）に直し計測を行う。メッシュの交点に標点を打ち、その座標を読み取る。その座標の変位より、局所的な変位を計測した。計測した局所的な変位より、x 軸を水平方向、y 軸を鉛直方向にとり、体積ひずみ ε_v を式(5-1)、最大せん断ひずみ γ_{max} を式 (5-2)によって算出した。

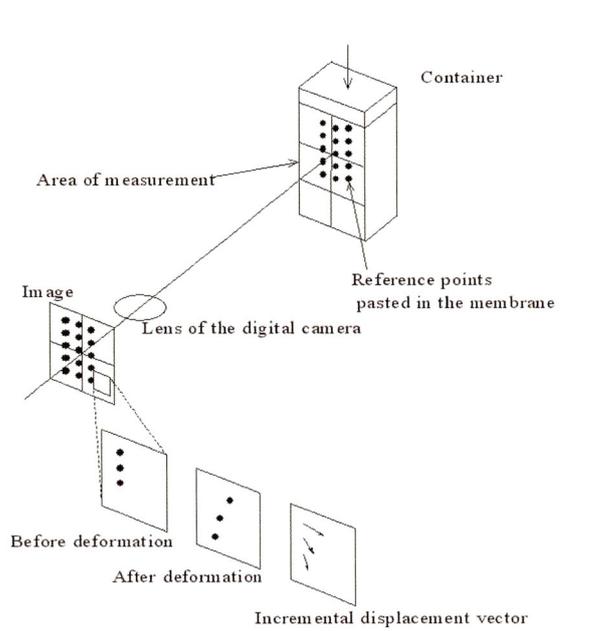


図 3-16 各要素の変形を評価する原理の概念図

$$\varepsilon_v = \varepsilon_x + \varepsilon_y \tag{1}$$

$$\gamma_{max} = \sqrt{(\varepsilon_y - \varepsilon_x)^2 + \gamma_{yx}^2} \tag{2}$$

体積ひずみ ε_v は、収縮を正、膨張を負としている。最大せん断ひずみ γ_{max} は、式からもわかるように、正の値である。

以上のような方法で求めた最大せん断ひずみ γ_{max} 、体積ひずみ ε_v の分布図と用いた供試体の画像を図 3-17 と図 3-18 に示す。図 3-17 に豊浦砂(有効拘束圧 $\sigma'_c=3\text{MPa}$)、図 3-18 にメタンハイドレート生成砂($\sigma'_c=3\text{MPa}$)を示す。豊浦砂とメタンハイドレート生成砂ともに、軸ひずみの進行に伴ってせん断帯が発達していく様子が観察される。また豊浦砂の最大せん断ひずみ γ_{max} の分布図の図 3-17 (b-5) に

示す $\varepsilon_a=9\%$ で1本目のせん断帯、図 3-17 (b-8)に示す $\varepsilon_a=15\%$ で2本目のせん断帯の発達を確認することが出来る。図 3-7 の試験結果と比較すると、 $\varepsilon_a=9\%$ 付近で1回目、 $\varepsilon_a=15\%$ 付近で2回目の軸差応力の降伏が起こっており、軸差応力の降伏に伴ってせん断帯の発達が起きている事がわかる。メタンハイドレート生成砂でも同様に、 $\varepsilon_a=7\%$ と $\varepsilon_a=13\%$ で軸差応力の降伏が起こり、最大せん断ひずみ γ_{max} の分布図よりせん断帯の発達が確認される。そして、図 3-17 と図 3-18 とともに左から4枚目の (b-4) $\varepsilon_a=7\%$ に着目すると、図 3-17 の豊浦砂では、せん断帯の発達は確認できない。しかし、図 3-18 のメタンハイドレート生成砂では右下がりのせん断帯の発達が確認できる。これは、メタンハイドレートにより固結された土は、同じ密度の豊浦砂と比べてピーク強度に至る軸ひずみの値が小さいため、ひずみの局所化も軸ひずみの値が小さい時から生じていると考えられる。また、図 3-17 (b-8) に示した豊浦砂の最大せん断ひずみ γ_{max} の値と図 3-18 (b-8) に示したメタンハイドレート生成砂の最大せん断ひずみ γ_{max} の値を比べると、豊浦砂の最大せん断ひずみの最大値は 160%程度なのに対し、メタンハイドレート生成砂の最大せん断ひずみの最大値は 280%程度と大きな値を示している。これによりメタンハイドレート生成砂では豊浦砂よりも、より顕著にひずみの局所化が起きている事がわかる。

そして、図 3-17 (c) と図 3-18 (c) に示した体積ひずみ ε_v について見ると、豊浦砂とメタンハイドレート生成砂ともにせん断帯付近で白色の分布を示し、顕著な膨張傾向を示している事がわかる。また、体積ひずみ ε_v の値を比べると、豊浦砂の体積ひずみの最小値は -40%程度なのに対し、メタンハイドレート生成砂の体積ひずみの最小値は -80%程度と大きな値を示している。これによりメタンハイドレート生成砂のせん断帯内では豊浦砂のせん断帯内よりも、より顕著に膨張傾向を示している事がわかる。体積が膨張することにより透気性が高まり、メタンガスの移動が起こりやすくなる。この現象がメタンハイドレートの生産井付近で発生すると生産効率の上昇につながる事が考えられる一方、メタンガスの漏洩のリスクが高まることも考えられる。

<第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>

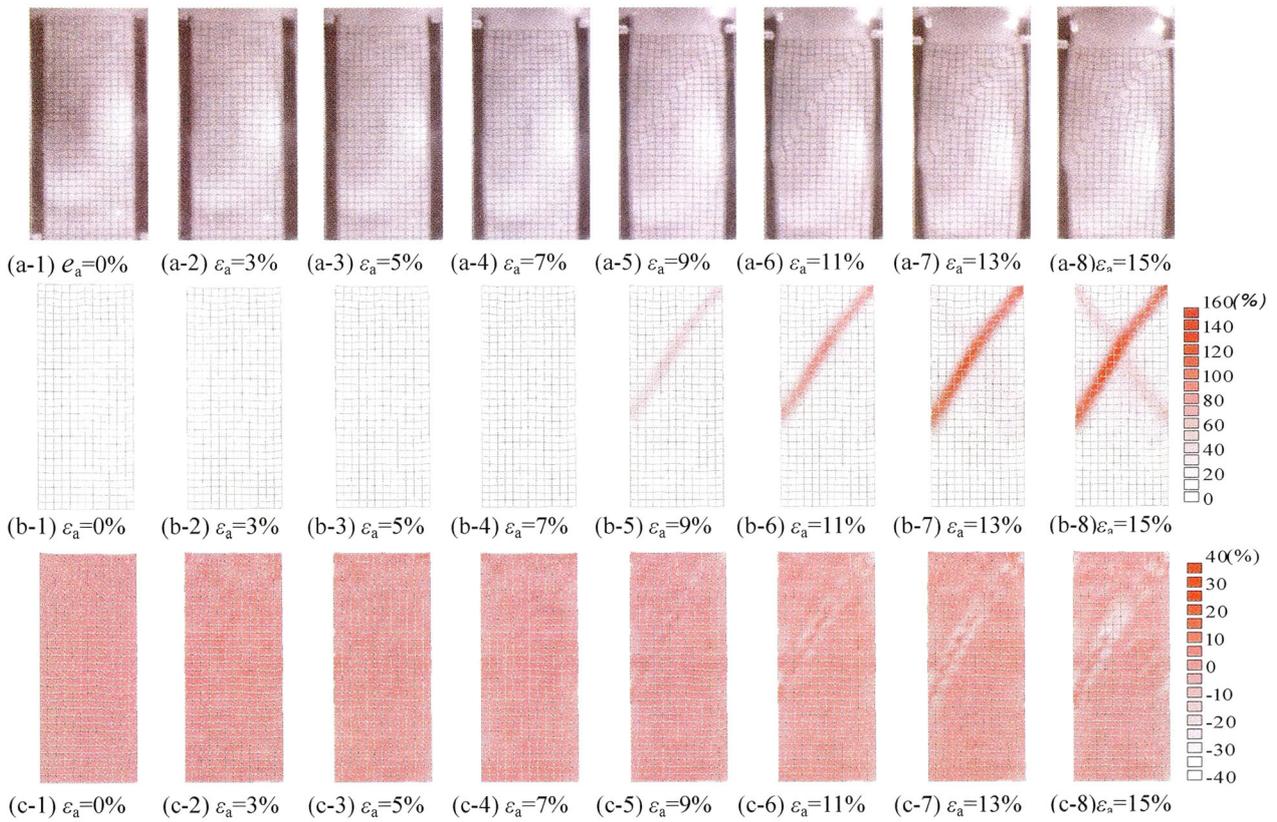


図 3-17 各軸ひずみにおける(a)供試体写真・(b)せん断ひずみ γ_{max} の分布図・(c)体積ひずみ ϵ_v の分布図(豊浦砂)

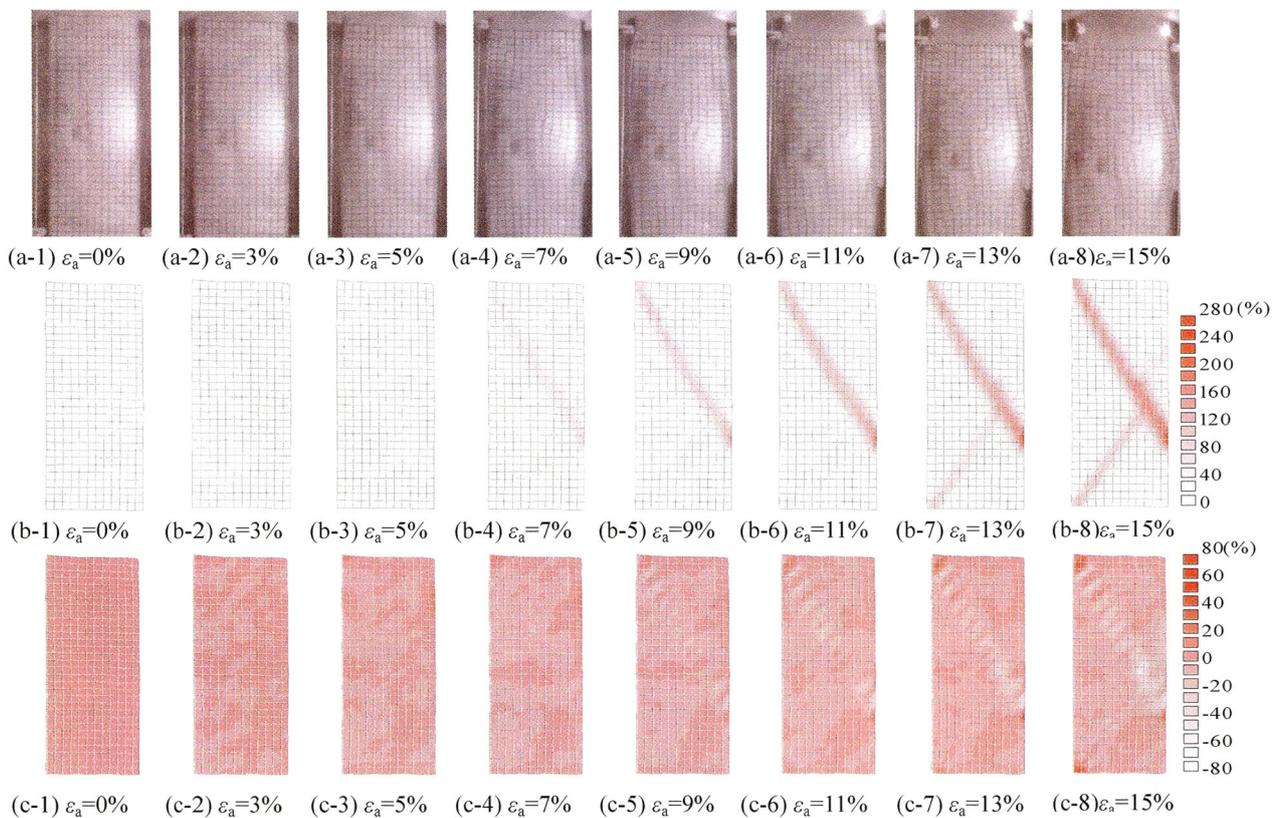


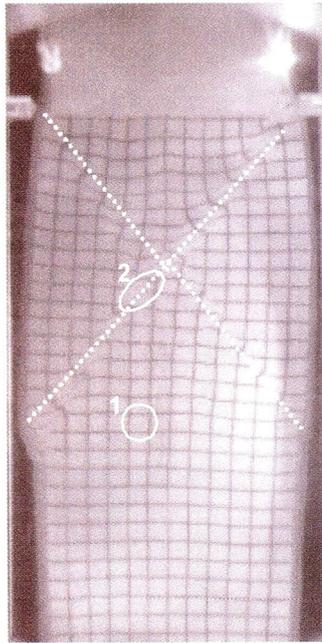
図 3-18 各軸ひずみにおける(a)供試体写真・(b)せん断ひずみ γ_{max} の分布図・(c)体積ひずみ ϵ_v の分布図(メタンハイドレート生成砂)

次に写真3-8は豊浦砂($\sigma_c=3.5\text{MPa}$)とメタンハイドレート生成砂($\sigma_c=3.5\text{MPa}$)の平面ひずみ圧縮試験の軸ひずみ $\varepsilon_a=15\%$ の時の供試体写真であり、せん断帯が発生した箇所(二重線の囲み)とせん断帯が発生していない箇所(破線の囲み)のそれぞれの着目した1要素を示している。

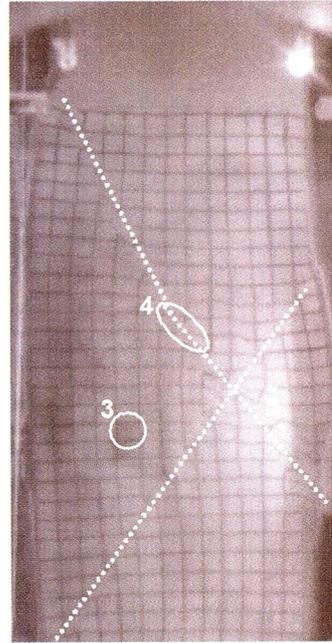
図3-19はせん断帯が発生した箇所(写真3-8の二重線の囲み)とせん断帯が発生していない箇所(写真3-8の破線の囲み)それぞれの要素に着目し、最大せん断ひずみを軸ひずみごとに算出したものである。豊浦砂とメタンハイドレート生成砂ともに、せん断帯が発生していない箇所では最大せん断ひずみは小さい値を示しているのに対し、せん断帯が発生した箇所ではせん断帯の発達とともに最大せん断ひずみの値は増加している。また、せん断帯が発生した箇所において、メタンハイドレート生成砂は豊浦砂に比べて最大せん断ひずみの増加が低いひずみレベルから始まっていることが確認される。このことから、高圧下であってもメタンハイドレートにより固結された土は、同じ密度の豊浦砂と比べてひずみの局所化が軸ひずみの値が小さい時から生じていることが確認できる。

図3-20はせん断帯が発生した箇所(写真3-8の二重線の囲み)とせん断帯が発生していない箇所(写真3-8の破線の囲み)それぞれの要素に着目し、体積ひずみを軸ひずみごとに算出したものである。まず、豊浦砂に着目すると、せん断帯が発生していない箇所に関しては若干の収縮傾向を示しており、供試体全体と同じ傾向である。一方、せん断帯が発生した箇所ではせん断帯の形成とともに顕著な膨張傾向を示している。またメタンハイドレート生成砂に着目すると、せん断帯が発生した箇所ではせん断帯の形成とともに顕著な膨張傾向が確認される。また、軸ひずみごとの体積ひずみの値に着目すると、メタンハイドレート生成砂は全てのひずみレベルにおいて豊浦砂よりも低い体積ひずみの値を示している。これによりメタンハイドレート生成砂のせん断帯内では豊浦砂のせん断帯内よりも、より顕著に膨張傾向を示している事がわかる。このようにメタンハイドレート生産中にせん断応力が加わり、体積が膨張することによって、透気性が高まり、流体の移動が起こりやすくなることが予想される。この現象がメタンハイドレートの生産井付近で発生すると生産効率の上昇につながる事が考えられる一方、メタンガスの漏洩のリスクが高まることも考えられる。

<第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>



(a) 豊浦砂
($\epsilon_a=15\%$)



(b) メタンハイドレート生成砂
($\epsilon_a=15\%$)

写真3-8 着目した要素

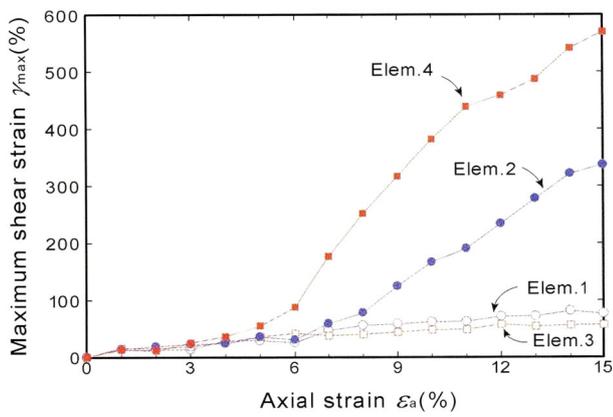


図 3-19 圧縮試験中のせん断帯内・外での最大せん断ひずみ γ_{max} の変化

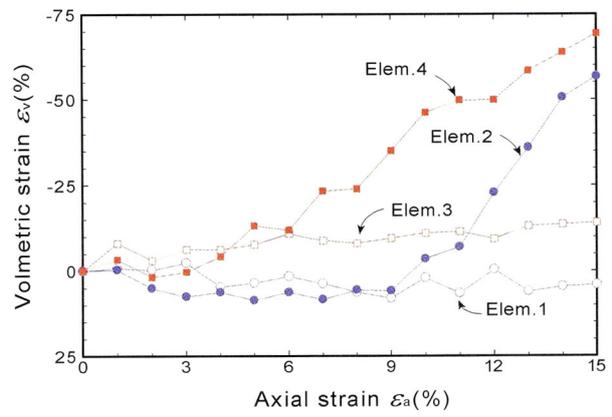


図 3-20 圧縮試験中のせん断帯内・外での体積ひずみ ϵ_v の変化

次に、Case1, Case2それぞれについて実験中の体積ひずみコンターと最大せん断ひずみコンターを図3-21に示す。Case1では、減圧および増圧中の体積ひずみコンターおよび最大せん断ひずみコンターはマーブル状になり、ほぼ均一な変形が生じていることが明らかとなった。一方、Case2では、水圧の回復中に生じた変形の局所化が顕著に表れている。Case2の体積ひずみをみると、X型のせん断帯の中心で最大30%膨張することが明らかとなった。また軸ひずみ14%における最大せん断ひずみはせん断帯内部で最大240%となり、局所的な変形挙動が確認された。

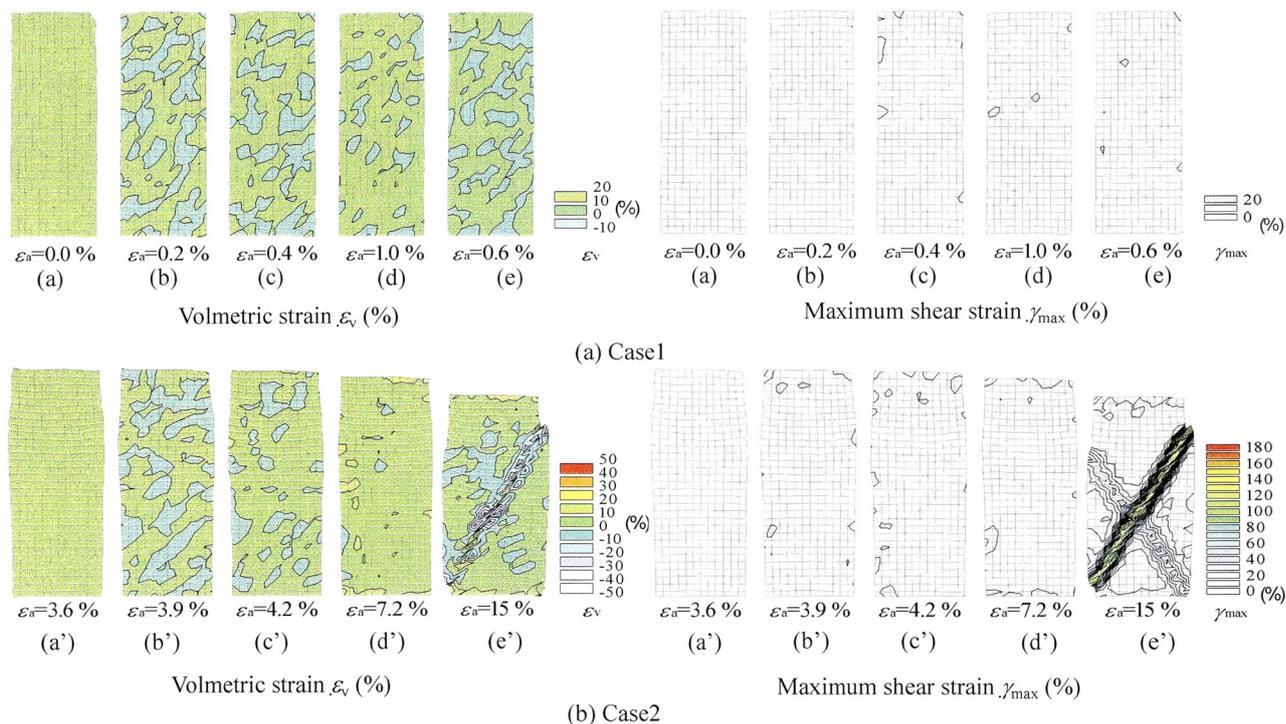


図 3-21 減圧および水圧回復時の体積ひずみと最大せん断ひずみコンター

次に、図 3-22 に圧縮試験と分解実験の応力比—ひずみ関係とせん断帯及びそれ以外の体積ひずみを示している。せん断帯選定方法は、池田ら (2004) の方法を用いた。圧縮試験、分解実験共に、破壊に至った軸ひずみ 8%から、せん断帯の発生がみられ、その内部にだけ局所的に大きな体積膨張が生じていることが明らかとなった。また、圧縮試験、分解試験の局所変形量は酷似しており、圧縮による破壊と、有効応力の減少による破壊のモードが同様であることが推察された。

<第3章 メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動>

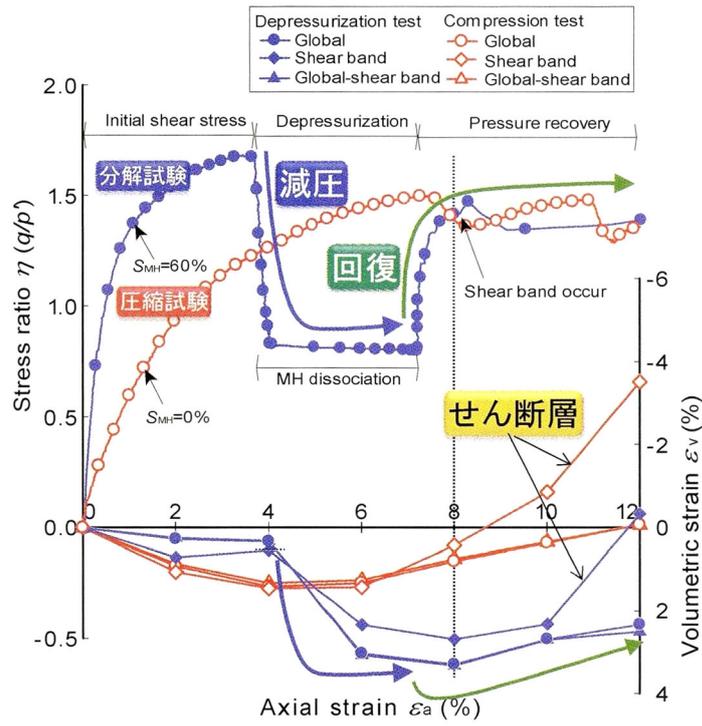


図 3-22 圧縮及び分解実験中の応力比-ひずみ関係とせん断帯の体積ひずみ

3.7 要約

局所変形の観察をするために恒温高压平面ひずみ試験装置を開発し、加えて平面ひずみ圧縮試験および減圧によるメタンハイドレート分解実験を行った。以下に得られた知見について要約する。

- (1) 開発した実験装置を用いてガス浸透法によりメタンハイドレートを生成しメタンハイドレート固結砂の平面ひずみ圧縮試験を行う試験法を確立した。
- (2) 平面ひずみ圧縮試験の結果よりメタンハイドレートの固結力が確認され、平面ひずみ圧縮試験と三軸圧縮試験との比較から低圧域での既往の研究と同様の傾向を示すことが確認された。
- (3) メタンハイドレート固結砂の平面ひずみ圧縮試験により、メタンハイドレートの有無による供試体の変形挙動の違いが視覚的に確認された。
- (4) 実験中に取得した画像により変形の局所化が視覚的に確認され、メタンハイドレート固結砂の方が豊浦砂よりも軸ひずみの値が小さい時からひずみの局所化が生じていることが確認された。
- (5) 実験中に取得した画像により、せん断帯が発生していない箇所は供試体全体と同様な収縮傾向を示す一方、せん断帯付近ではせん断帯の形成とともに体積膨張が顕著に起こることが確認された。
- (6) このようにメタンハイドレート生産中にせん断応力が加わり、体積が膨張することによって、透気性が高まり、流体の移動が起こりやすくなることが予想される。この現象がメタンハイドレートの生産井付近で発生すると生産効率の上昇につながることが考えられる一方、メタンガスの漏洩のリスクが高まることも考えられる。
- (7) 等方的な有効応力の増加に対する土の変形量は、初期のせん断応力に依存すること、減圧時の土の変形は主として有効応力に依存することが明らかとなった。
- (8) 水圧回復による破壊モードは圧縮試験時の破壊モードと等しく、水圧の回復によって生じるせん断帯の内部は膨張することが明らかとなった。

参考文献

- メタンハイドレート資源開発研究コンソーシアム：「我が国におけるメタンハイドレート開発計画」フェーズ1総括成果報告書，pp.10-13，2008.
- Hyodo, M., Nakata, Y., Yoshimoto, N. and Ebinuma, T. : Basic Research on the Mechanical Behavior of Methane Hydrate-sediments Mixture, *Soils and Foundations*, Vol.45, No.1, pp.75-85, 2005.
- 米田純，兵動正幸，中田幸男，吉本憲正，海老沼孝郎：深海底地盤を模擬したガスハイドレート堆積砂の三軸圧縮特性，*地盤と建設*，Vol.25, No.1，pp.113-122，2007.
- 米田純，兵動正幸，中田幸男，吉本憲正：深海底におけるメタンハイドレート堆積土の三軸せん断特性，*土木学会論文集C*，Vol.33，No.4，pp.742-756，2010.10.
- 香月大輔：粒子の破碎強度と固結の強さに着目した固結構造を有する粒状材料の力学特性に関する研究，山口大学理工学研究科，博士論文，pp.87-117，2004.
- Tatsuoka, F., Sakamoto, M. , Kawamura, T., Fukushima, S.: Strength and deformation characteristics of sand in plane strain compression at extremely low pressures, *Soils and Foundations*, Vol.26, No.1 pp65-84, 1986.
- 安福規之：広範な応力域における異方圧密砂の降伏特性と弾塑性構成式に関する研究，山口大学理工学研究科，博士論文，pp.33-44，1990.
- 長通譲二，兵動正幸，中田幸男，吉本憲正，米田純：メタンハイドレート固結砂のせん断特性，土木学会第64回年次学術講演会，Vol.25，No.1，pp.251-252，2009.
- 中田幸男，喬弁，梶原拓也，兵動正幸，吉本憲正：PIV解析を適用した平面ひずみ圧縮試験における砂のせん断挙動，土木学会第65回年次学術講演会，III-254，2010.
- 宮崎晋行，榊井明，坂本靖英，羽田博憲，緒方雄二，青木一男，山口勉，大久保誠介：メタンハイドレートを含む模擬堆積物の三軸圧縮特製の及ぼすひずみ速度の影響，*Journal of MMIJ*, Vol.123, No. 11, pp. 537-544, 2007.
- Kim,H.C.,Bishnoi, P.R., Heidemann, R.A. and Rizvi, S.S.H.: Kinetics of methane hydrate decomposition, *Chem. Eng. Sci.* , No.42, pp.1645-1653, 1987.
- 宮崎晋行，山口勉，坂本靖英，天満則夫，緒方雄二，青木一男：メタンハイドレートを含む模擬堆積物の三軸圧縮特性に及ぼす拘束圧の影響，*Journal of MMIJ*, Vol.126, No. 7, pp. 408-417, 2010.
- 池田清宏，市村強，高村浩之，須藤良清，堤成一郎：土の平面ひずみ供試体の変形挙動の分岐メカニズムに基づく画像処理法，*土木学会論文集No.757/III-66*，167-176，2004.3

第4章 メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式

4.1 概説

生産井掘削時の地盤の変形や生産時のメタンハイドレートの分解に伴う地盤の変形挙動を精度よく表現するためには、土の力学特性を表現可能な高度な構成則が必要である。そこで、本章では、第2章、第3章で明らかとなったメタンハイドレート堆積土の力学特性を表現できる弾塑性構成方程式の構築を行う。まず、土の弾塑性モデルとして代表的な Cam-clay モデルを取り上げた。このモデルでは、非線形挙動、ダイレイタンスー特性、載荷除挙動、 ϕ の拘束圧依存性を表現可能としている。ここに、メタンハイドレートによる土の強度増加およびダイレイタンスー特性の変化を表現可能な新たなモデルの提案を行う。

構成モデルの提案にあたり、メタンハイドレート貯留層を対象とした基礎試錐から得られた不攪乱コア試料の微視的観察などから推測されるメタンハイドレートの存在状態について注目する。微視的観察から、メタンハイドレートは土粒子間の隙間に胚胎しており、粒子間に固結構造を持つことが認められている。このようなセメンテーションに伴う力学特性の変化を表現するために、香月(2004)が提案している内部応力成分 p_{mt} の導入を行った。これは、セメンテーション作用によって粒子間に作用すると考えられる内部拘束作用を平均主応力成分に換算したものである。次いで、Cam-clay モデルに代表される古典的な弾塑性構成モデルでは、降伏曲面内では弾性変形のみが発達しか表現できない。しかしながら、実際の土の挙動は、先行圧密応力以下の応力レベルでも塑性変形を生じる。第2章の三軸圧縮試験から、メタンハイドレート堆積土においても降伏曲面内において塑性変形を生じることが分かっている。このような挙動を表現するため、橋口ら(1977)の提案している下負荷面(subloading surface)モデルを適用する。

本節を概説とし、まず第2節において、提案する構成式の基本的考え方とその特徴を説明する。第3節では、提案の構成式の誘導を行う。第4節では、パラメータの決定方法について述べ、第5節では室内試験に対する提案式の適用性を確認する。最後に第6節では、本章で得られた知見を要約し、結論とする。

4.2 提案する構成式の基本的考え方と特徴

ここで示されるモデルは、降伏関数、塑性ポテンシャル関数及び硬化係数からなるが、主に以下に示すような基本的考え方や特徴を有している。

- ① 材料は完全塑性を示す連続的な材料であるとする。
- ② 全ひずみ増分は、弾性ひずみ成分と塑性ひずみ成分とクリープひずみ成分の線形和で与えられる。
- ③ 既存の修正 Cam-clay モデルを拡張し、下負荷面モデルおよび粘性モデルを適用する。
- ④ 塑性ひずみ増分を定義する構成関係は、関連流れ則に基づいて導かれる。
- ⑤ メタンハイドレートによる土粒子のセメンテーションを表現するために、内部応力の平均有効主応力成分として p_{mi} を導入し、降伏曲面を拡張する。 $p_{mi} > 0$ であればメタンハイドレートを含む土の構成モデルとなり、 $p_{mi} = 0$ であれば土のみの構成モデルとなる。

なお、本論文では式(4-1)に示すパラメータを用いて構成式の提案、検討を行っている。

$$\begin{aligned} p' &= (\sigma_1' + 2\sigma_3')/3 & ; \varepsilon_v &= \varepsilon_1 + 2\varepsilon_3 \\ q &= \sigma_1' - \sigma_3' & ; \varepsilon &= 2(\varepsilon_1 - \varepsilon_3)/3 \end{aligned} \quad (4-1)$$

ここに、 ε_v , ε は体積ひずみ、せん断ひずみ、 σ_1' , σ_3' は三軸供試体の軸方向及び半径方向の主応力を、 ε_1 , ε_3 はその軸方向および半径方向の主ひずみを表す。

4.3 構成式の誘導

4.3.1 応力増分とひずみ増分の関係

軸対称条件下（三軸空間）において応力増分とひずみ増分の関係（構成方程式）を考える場合、通常、応力増分としては平均有効主応力の増分 dp' と軸差応力の増分 dq を、またそれぞれに対応するひずみ増分としては体積ひずみ増分 $d\varepsilon_v$ と軸差ひずみ増分 $d\varepsilon$ を考えればよい。ここで全ひずみは弾性成分と塑性成分の線形和で与えられると仮定すると、

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_v^e + d\varepsilon_v^p \quad (4-2)$$

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p \quad (4-3)$$

の関係を導く。材料の弾性成分が Hooke 弾性体であるとする、上式中の弾性成分 $d\varepsilon_v^e$ 及び $d\varepsilon^e$ は、体積弾性係数 K 、せん断剛性率 G を用いることで以下のようなになる、

$$d\varepsilon_v^e = \frac{1}{K} dp' \quad (4-4)$$

$$d\varepsilon^e = \frac{1}{3G} dq \quad (4-5)$$

の関係を導く。

次に、関連流れ則を仮定すると、塑性成分 $d\varepsilon_v^p$ 及び $d\varepsilon^p$ は、

$$d\varepsilon_v^p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial p'} \quad (4-6)$$

$$d\varepsilon^p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial q} \quad (4-7)$$

となる。ここに、 Λ は後述する降伏関数 f に関連した比例定数である。ある応力増分に対応したひずみ増分を計算するには、比例定数と降伏関数を具体的に決定し、式(4-4)、(4-5)、(4-6)、(4-7)、を式(4-2)、(4-3)に代入する。以下に示す、式(4-8)、(4-9)が応力増分に対するひずみ増分を表す式である。

$$d\varepsilon_v = \frac{1}{K} dp' + \Lambda \frac{\partial f}{\partial p'} \quad (4-8)$$

$$d\varepsilon = \frac{1}{3G} dq + \Lambda \frac{\partial f}{\partial q} \quad (4-9)$$

4.3.2 降伏曲面

修正 Cam-clay モデルの降伏曲面を内部応力 p_{int} に従い相似的に拡大すると仮定すると、以下の式となる。

$$F = (p' + p_{int})^2 - (p' + p_{int})(p_o' + p_{int}) + \left(\frac{q}{M}\right)^2 = 0 \quad (4-10)$$

式(4-10)が提案する構成則の降伏関数である。式(4-10)は、メタンハイドレートが存在しない時、 $p_{int}=0$ となり、修正 Cam-clay モデルの降伏関数と同等になる。図4-1に式(4-10)で表される降伏曲面を示す。

第2章で行った三軸圧縮試験の結果から、内部応力 p_{int} はメタンハイドレート飽和率、温度、圧力との関係である必要がある。そこで、内部応力 p_{int} を以下の式で定義する。

$$p_{int} = \zeta \times S_{MH} \times L \quad (4-11)$$

ここに、 ζ は材料定数、 S_{MH} はメタンハイドレート飽和率、 L は初期温度・圧力状態とメタンハイドレートの相平衡曲線との距離を表す状態パラメータである。

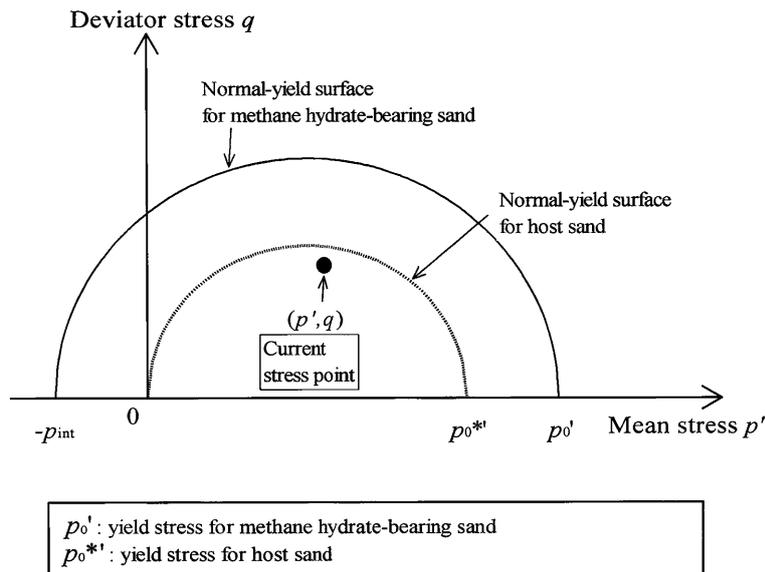


図 4-1 提案する構成則の降伏曲面

4.3.3 下負荷面モデルの適用

降伏曲面内の塑性変形を表現するため、下負荷面を適用する。図 4-2 に、 $q-p'$ 面において提案する構成則に適用した下負荷面の概念図を示している。

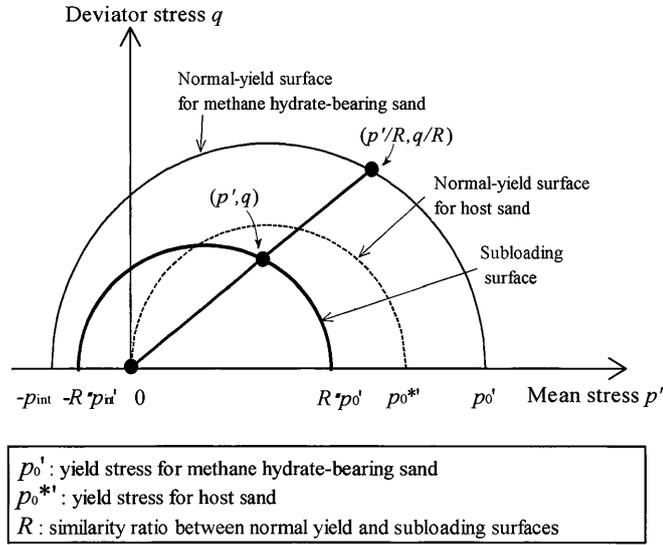


図 4-2 下負荷面を適用した構成則

降伏関数 f_y は(4-10)より、

$$F_y = (p_y' + p_{int})^2 - (p_y' + p_{int})(p_0' + p_{int}) + \left(\frac{q_y}{M}\right)^2 = 0 \quad (4-12)$$

(4-11)を次のように変形する。

$$(p_y' + p_{int}) \left[1 + \left\{ \frac{q_y}{M(p_y' + p_{int})} \right\}^2 \right] = p_0' + p_{int} \quad (4-13)$$

下負荷面とは現応力点を通り正規降伏面に相似な面であり、相似比 R により下負荷面上の現応力 (p', q) に対する正規降伏面上の共役応力 (p_y, q_y) を正規降伏関数に代入し、下負荷面の表現式 f を導く。(4-13)に $p_y' = \frac{p'}{R}$, $q_y = \frac{q}{R}$ を代入すると、以下の式が得られる。

$$(p'+R \cdot p_{\text{int}}) \left[1 + \left\{ \frac{q}{M(p'+R \cdot p_{\text{int}})} \right\}^2 \right] = R(p_0' + p_{\text{int}}) \quad (4-14)$$

が得られる。相似比 R は正規降伏曲面に対する下負荷面の大きさの比で示される。相似比 R の発展則 dR は下負荷面が正規降伏曲面を超えて膨張することから、関数 U_R を R のみならずひずみ増分の大きさ $\|d\varepsilon_{ij}\|$ の関数として拡張し、次式で定義する。

$$dR = U_R \times \|d\varepsilon_{ij}^p\| \quad (4-15)$$

ここに、 U_R は以下の条件を満たす R の単調減少関数である。

$$R=0 \text{ のとき } U=+\infty \quad (4-16a)$$

$$R=1 \text{ のとき } U=0 \quad (4-16b)$$

U_R の具体的な式として次式を価値する。

$$U_R = -u \ln R \quad (4-17)$$

U_R と R の関係を図 4-3 に示す。

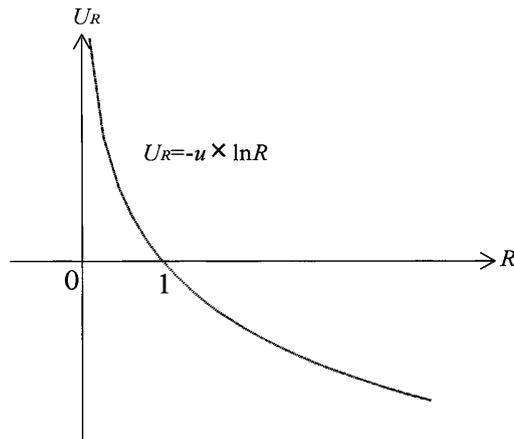


図 4-3 相似比 R の発展則

ここに、 u は材料定数である。関連流れ則を仮定すると、軸対称条件下において dR は

$$dR = U_R \times \Lambda \left\{ \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_{11}} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_{33}} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4-18)$$

となる。

4.3.4 内部応力 p_{int} の発展則

本構成則では、関連流れ則を適用して塑性ひずみ増分を導出する。Kasama, Ochiai and Yasufuku(2000)は、セメントで改良された粘土の内部消散エネルギー式を、次のような形で提案した。

$$dW_{in} = (p + p_r) \sqrt{(d\varepsilon_v^p)^2 - X d\varepsilon_v^p d\varepsilon^p + (Md\varepsilon^p)^2} - p_r d\varepsilon_v^p \quad (4-19)$$

ここに、 p_r は固結粘土の p - q 面における破壊線の p 軸切片で定義され、破壊時に粘土に作用している固結の効果を定量化したパラメータである。また、 M は未固結粘土のひずみ増分比 $-d\varepsilon_v^p / d\varepsilon^p = 0$ のときの実質応力比を与える材料定数である。さらに、 $X d\varepsilon_v^p d\varepsilon^p$ はダイレイタンスーに関する項であり、 X は土の特性を規定する因子とされている。香月(2004)は式(4-19)を参考に、 $X=0$ とした以下の内部消散エネルギーを固結砂の内部消散エネルギー式として提案している。

$$dW_{in} = (p + p_{int}) \sqrt{(d\varepsilon_v^p)^2 + (Md\varepsilon^p)^2} - p_{int} d\varepsilon_v^p \quad (4-20)$$

本構成則では、式(4-20)をメタンハイドレート堆積土の内部消散エネルギー式として用いる。なお、 $p_{int}=0$ つまり、メタンハイドレート飽和率 $S_{MH}=0$ のとき、Roscoe and Burland(1968)の示した修正Cam-clayモデルの消散エネルギー式に帰着する。

外部消散エネルギー式

$$dW_{out} = p d\varepsilon_v^p + q d\varepsilon^p \quad (4-21)$$

より、本構成則のストレスダイレイタンスー式は、以下の式になる。

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon^p} = \frac{M^2 - \eta^{*2}}{2\eta^{*2}} \quad (4-22)$$

式(4-22)は香月(2004)が提案した固結土のストレスダイレイタンスー関係である。ここに、 η^* は、実質応力比として、 $\eta^* = q/(p+p_{int})$ で与えられている。

ここで、 dp_{int} が満足しなければならない条件を示すと、

- ① $p_{int}=0$ のとき $dp_{int}=0$
- ② $d\varepsilon_v^p \neq 0$ のとき $dp_{int} < 0$
- ③ $d\varepsilon^p \neq 0$ のとき $dp_{int} < 0$

<第4章 メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式>

である。式(4-19)で表される内部消散エネルギー式から、式(4-6)および式(4-7)の関係を用いてメタンハイドレートの内部応力 p_{int} の発展則 dp_{int} を以下の式として仮定する。

$$dp_{int} = -\chi \times p_{int} \Lambda \left\{ \left(\frac{\partial f}{\partial p'} \right)^2 + M^2 \left(\frac{\partial f}{\partial q} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4-22)$$

ここで χ は内部応力の損傷の程度を規定するパラメータである。

メタンハイドレートの生産中はメタンハイドレート飽和率の減少に伴い、内部応力の消散する。これを考慮するために、式(4-22)にメタンハイドレート飽和率の項を取り込む。

式(4-22)は前述のように塑性仕事の関数として与えられている。つまり、以下の式に簡略化される。

$$dp_{int} = -\chi \times p_{int} \times dW_p \quad (4-23a)$$

$$dW_p = \Lambda \left\{ \left(\frac{\partial f}{\partial p'} \right)^2 + M^2 \left(\frac{\partial f}{\partial q} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4-23b)$$

ここで、式(4-23a)を積分すると

$$\ln p_{int} = -\chi W_p + C \quad (4-24a)$$

$$p_{int} = A e^{-\chi W_p} \quad (4-24b)$$

となる。ここに、 A 及び C は積分定数である。ここで、内部応力の消散が 0 であるとき、 $p_{int0} = \zeta \cdot S_{MH} \cdot L$ であることから、内部応力 p_{int} は次式で与えられる。

$$p_{int} = \zeta \cdot L \cdot S_{MH} \cdot e^{-\chi W_p} \quad (4-25)$$

ここで、 dp_{int} は仕事量とメタンハイドレート飽和率 S_{MH} の関数であることから、

$$dp_{int} = \frac{\partial p_{int}}{\partial W_p} dW_p + \frac{\partial p_{int}}{\partial S_{MH}} dS_{MH} \quad (4-26)$$

つまり、

$$dp_{int} = -\chi \times p_{int} dW_p + \zeta \cdot L \cdot e^{-\chi W_p} dS_{MH} \quad (4-27)$$

となる。式(4-27)がメタンハイドレートの分解を考慮した構成則の内部応力 p_{int} の発展則である。

4.3.5 硬化則

図 4-4 に、本構成則の硬化則における、メタンハイドレート堆積土と土の $e-\ln p$ 関係を示す。図中の一点鎖線は土のみの $e-\ln p$ 関係を示している。ここで、 $p_0^{*'}$ は土のみの圧縮降伏応力であり、その時の間隙比を $e_0^{*'}$ とする。さらに p_c' は等方圧密開始時の平均有効主応力であり、その時の間隙比を e_c とし、 p_i' は基準応力であり、その時の間隙比を e_i とする。以下に $p_0^{*'}$ と $e_0^{*'}$ の式の誘導を示す。

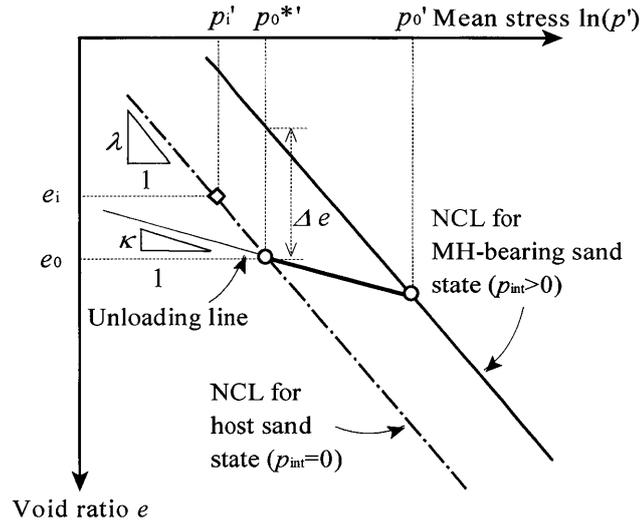


図 4-4 硬化則の $e-\ln p$ 関係

膨潤曲線と土のみの圧縮曲線の関係から、 $p_0^{*'}$ と e_0 は以下の式で与えられる。

$$p_0^{*'} = \exp \left\{ \frac{(e_i - p_c' + \lambda \times \ln(p_i')) - \kappa \times \ln(p_c')}{\lambda - \kappa} \right\} \quad (4-30)$$

$$e_0 = e_i - \lambda \times \ln \frac{p_0^{*'}}{p_i'} \quad (4-31)$$

ここに、 p_c' 膨潤曲線状の現応力点の平均有効主応力を表す。図 4-4 中の p_0' はメタンハイドレート堆積土の圧縮降伏応力を示し、その時の間隙比を e_0 とする。ここで、 $p_0^{*'}$ 、 p_0' の関係を示す。まず、間隙比の差 Δe を次式で定義する。

$$\Delta e = \frac{p_{\text{int}}}{\alpha + \beta \times p_{\text{int}}} \quad (4-32)$$

<第4章 メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式>

さらに、図中の関係から

$$\Delta e = \lambda \times \ln \frac{p_0'}{p_0^{*'}} - \kappa \times \ln \frac{p_0'}{p_0^{*'}} \quad (4-33)$$

そして、式(4-32)と式(4-33)の関係から、メタンハイドレート堆積土の降伏応力は以下の式で与えられる。

$$p_0' = \exp \left\{ \ln p_0^{*'} + \frac{p_{int}}{(\alpha + \beta \times p_{int})(\lambda - \kappa)} \right\} \quad (4-34)$$

α , β は $p_0^{*'}$ と p_0' の関連を表す材料定数である。次に、図 4-4 で示される e - $\ln p'$ 関係に基づき硬軟化則は次式で定義する。

$$dp_0' = \frac{\partial p_0'}{\partial p_0^{*'}} dp_0^{*' } + \frac{\partial p_0'}{\partial p_{int}} dp_{int} = \frac{\partial p_0'}{\partial p_0^{*'}} \frac{1+e_0}{\lambda - \kappa} p_0^{*' } \times d\varepsilon_v^p + \frac{\partial p_0'}{\partial p_{int}} dp_{int} \quad (4-35)$$

ここで、 $d\varepsilon_v^p$ は(4-6)より、 $d\varepsilon_v^p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial p'}$ である。これを式(4-35)に代入すると

$$dp_0' = \frac{\partial p_0'}{\partial p_0^{*'}} \frac{1+e_0}{\lambda - \kappa} p_0^{*' } \times \Lambda \frac{\partial f}{\partial p'} + \frac{\partial p_0'}{\partial p_{int}} dp_{int} \quad (4-36)$$

以上まとめると、内部応力 p_{int} を用い拡張した修正 Cam-clay モデルの p' - q 図及び p' - p_{int} 図は図 4-4 のようになる。 $p_{int}=0$ ($p_0'=p_0^{*'}$), $p_{int}>0$ の状態にあるお互い等価な降伏関数を p' - q 空間上に示している。また、 p' - p_{int} 関係も併せて示す。

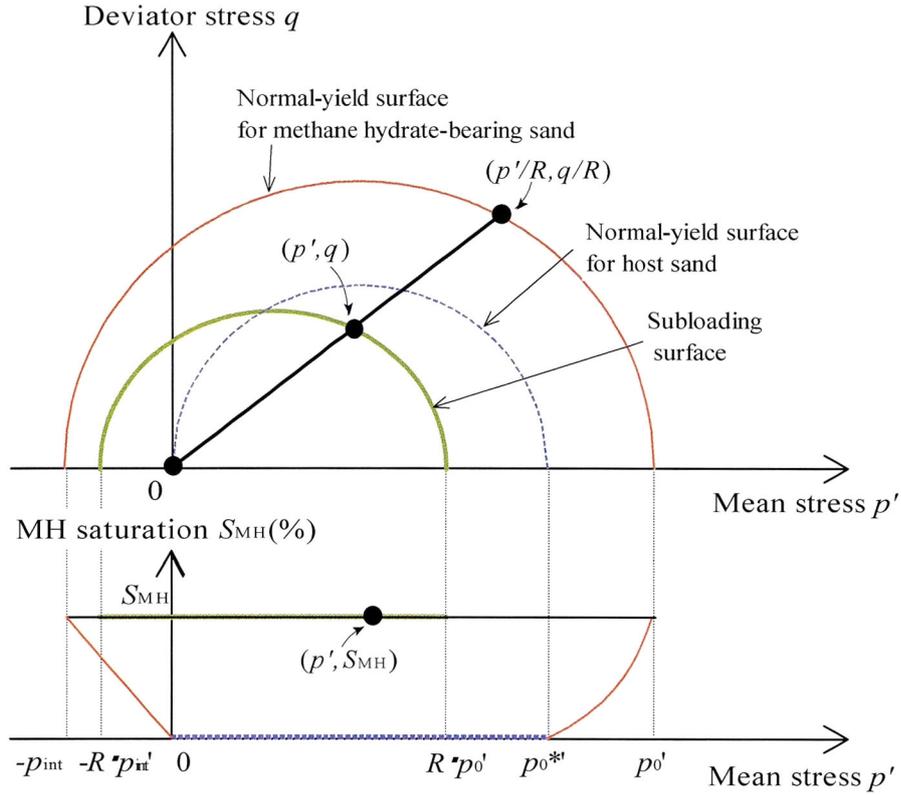


図 4-4 構成モデルの概要

4.3.6 塑性ひずみ増分の評価

降伏関数 f の適合条件 $df=0$ を考えると,

$$\frac{\partial f}{\partial p'} dp' + \frac{\partial f}{\partial q} dq + \frac{\partial f}{\partial p_{int}} dp_{int} + \frac{\partial f}{\partial R} dR = dR(p_0' + p_{int}) + R(dp_0' + dp_{int}) \quad (4-37)$$

塑性ひずみ増分の大きさを与える比例定数 A を求める。

内部応力 p_{int} の発展則 dp_{int} , 相似比 R の発展則 dR , 硬軟化則を代入し,

$$\frac{\partial f}{\partial p'} dp' + \frac{\partial f}{\partial q} dq = dR \left(p_0' + p_{int} - \frac{\partial f}{\partial R} \right) + R dp_0' + \left(R - \frac{\partial f}{\partial p_{int}} \right) dp_{int} \quad (4-38)$$

式(4-38)関係から比例定数 A を求めると,

<第4章 メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式>

$$A = \frac{\frac{\partial f}{\partial p'} dp' + \frac{\partial f}{\partial q} dq - \left(R \frac{\partial p_v}{\partial p_{int}} + R - \frac{\partial f}{\partial p_{int}} \right) \zeta e^{-\lambda W_p} \left(\frac{\partial p_{int}}{\partial S_{MH}} dS_{MH} \right)}{\left\langle U_r \cdot \left\{ \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_{11}} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_{33}} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \cdot (p'_0 + p_{int}) + \frac{\partial f}{\partial p'} R \frac{\partial p'_0}{\partial p'_0} \cdot \frac{1+e}{\lambda - \kappa} p'_0 \cdot \left(R \frac{\partial p_v}{\partial p_{int}} + R - \frac{\partial f}{\partial p_{int}} \right) \frac{\partial p_{int}}{\partial W_{pc}} \cdot \left\{ \left(\frac{\partial f}{\partial p'} \right)^2 + M^2 \left(\frac{\partial f}{\partial q} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \right\rangle} \quad (4-39)$$

(4-39)中の偏微分項に対する具体的な表示について以下に示す通りとなる。

$$f = (p' + R \cdot p_{int}) \left[1 + \left\{ \frac{q}{M(p' + R \cdot p_{int})} \right\}^2 \right] \quad (4-40)$$

である。

$$\frac{\partial f}{\partial p'} = 1 - \left\{ \frac{q}{M(p' + R \cdot p_{int})} \right\}^2 \quad (4-41)$$

ここで、 $\eta^* = \frac{q}{p' + R \cdot p_{int}}$ とすると、

$$\frac{\partial f}{\partial p'} = 1 - \left(\frac{\eta^*}{M} \right)^2 \quad (4-42)$$

$$\frac{\partial f}{\partial q} = \frac{2q}{M^2(p' + p_{int})} = \frac{2\eta^*}{M^2} \quad (4-43)$$

$$\frac{\partial f}{\partial p_{int}} = 1 - \left\{ \frac{q}{M(p' + R \cdot p_{int})} \right\}^2 = 1 - \left(\frac{\eta^*}{M} \right)^2 \quad (4-44)$$

ここで平均有効主応力 $p' = \frac{\sigma_{11} + 2\sigma_{33}}{3}$ ，軸差応力 $q = \sigma_{11} - \sigma_{33}$ より、

$$\frac{\partial p'}{\partial \sigma_{11}} = \frac{1}{3} \quad (4-45)$$

$$\frac{\partial q}{\partial \sigma_{11}} = 1 \quad (4-46)$$

$$\frac{\partial p'}{\partial \sigma_{33}} = \frac{2}{3} \quad (4-47)$$

$$\frac{\partial q}{\partial \sigma_{33}} = -1 \quad (4-48)$$

である。以上より、

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{11}} = \frac{\partial f}{\partial p'} \frac{\partial p'}{\partial \sigma_{11}} + \frac{\partial f}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial \sigma_{11}} = \frac{M^2 - \eta^{*2} + 6\eta^*}{3M^2} \quad (4-49)$$

また、

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{33}} = \frac{\partial f}{\partial p'} \frac{\partial p'}{\partial \sigma_{33}} + \frac{\partial f}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial \sigma_{33}} = \frac{2M^2 - 2\eta^{*2} - 6\eta^*}{3M^2} \quad (4-50)$$

また

$$\frac{\partial p_0'}{\partial p_0^{*'}} = \exp \left\{ \ln p_0^{*'} + \frac{p_{\text{int}}}{(\alpha + \beta \times p_{\text{int}})(\lambda - \kappa)} \right\} \frac{1}{p_0^{*'}} \quad (4-51)$$

$$\frac{\partial p_0'}{\partial p_{\text{int}}} = \exp \left\{ \ln p_0^{*'} + \frac{p_{\text{int}}}{(\alpha + \beta \times p_{\text{int}})(\lambda - \kappa)} \right\} \frac{\gamma}{(\alpha + \beta \times p_{\text{int}})^2 (\lambda - \kappa)} - 1 \quad (4-52)$$

となる。

以上のことから式(4-8), 式(4-9)に比例定数Aを代入することで降伏関数による塑性体積ひずみ増分

$d\varepsilon_v^p$ と塑性軸差ひずみ増分 $d\varepsilon^p$ が求められる。

<第4章 メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式>

なお、式(4-8)、式(4-9)中の体積弾性係数 K およびせん断弾性係数 G は以下のように求められる。

式(4-8)中の弾性体積ひずみ増分 $d\varepsilon_v^e$ と体積弾性係数 K には以下の関係がある。

$$d\varepsilon_v^e = \frac{1}{K} dp' \quad (4-53)$$

そして、式(4-53)は体積弾性係数 K と膨潤係数 κ との関係から以下のように導かれる。

$$d\varepsilon_v = \frac{\kappa}{1+e_0} \frac{dp'}{p'} \quad (4-54)$$

よって、式(4-53)と式(4-54)の関係から体積弾性係数 K は以下の式で求められる。

$$K = \frac{1+e_0}{\kappa} p' \quad (4-55)$$

続いて、せん断弾性係数 G はラメの定数から以下の式で表される。

$$G = \frac{3(1-2\nu)K}{2(1+\nu)} \quad (4-56)$$

ここで、ポアソン比は静止土圧係数 K_0 との関係から以下のように求められる。

$$\nu = \frac{K_0}{1+K_0} \quad (4-57)$$

さらに、静止土圧係数 K_0 は内部摩擦角との関係から以下のように求められる。

$$K_0 = 1 - \sin \phi \quad (4-58)$$

ここに、 ϕ は限界応力比 M との関係から以下のように求められる。

$$M = \frac{6 \sin \phi}{3 - \sin \phi} \quad (4-59)$$

$$\phi = \frac{\tan^{-1}\left(\frac{3M}{6+M}\right)}{\sqrt{-\left(\frac{3M}{6+M}\right)^2 + 1}} \quad (4-60)$$

4.4 パラメータの決定方法

表 4-1 に提案の構成式に用いるパラメータの一覧と詳細を示す。用いるパラメータは、 λ , κ , M , e_i , u , α , β , χ , ζ の全部で 9 個である。以下材料定数の決定方法やその物理的意味について具体的に示す。

表 4-1 パラメータの詳細

記号	詳細
λ	$e-\ln p'$ 空間における正規圧密曲線の傾き
κ	$e-\ln p'$ 空間における過圧密曲線の傾き
e_i	正規圧密曲線上の間隙比
M	限界応力比
u	塑性ひずみ増分の大きさを規定
α	内部応力の変動に伴う p_0' の変化の程度を規定
β	内部応力の変動に伴う p_0' の変化の程度を規定
χ	内部応力の損傷の程度を規定
ζ	温度, 水圧に対応した初期の内部応力の程度を規定

4.4.1 圧縮特性を評価する定数

圧縮特性を評価する e_i , λ , κ について, e_i は正規圧密曲線上の間隙比であり, その時の応力が基準応力 p_i となる。 λ , κ は圧縮特性を評価するパラメータであるため, 等方圧縮载荷除荷試験を行い, 間隙比-平均有効主応力関係から p_i , e_i , λ , κ を求めることができる。 λ および κ は, $e-\ln p'$ 関係における正規圧密曲線の勾配および過圧密曲線の直線部分の勾配である。図 4-5 に概略図を示している。

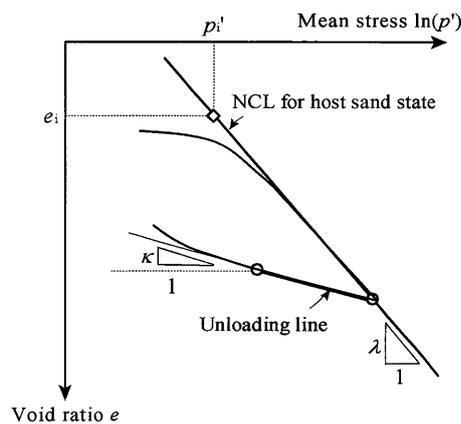


図 4-5 圧縮特性を評価する定数の決定方法

4.4.2 ダイレイタンシー特性を評価する定数

M は、ダイレイタンシー特性を評価するパラメータであり、メタンハイドレートを含まない供試体の排水三軸圧縮試験から求められる。図 4-6 に試験から求められるストレスダイレイタンシー関係を示している。この関係において、 $-d\varepsilon_v/d\varepsilon=0$ のときの応力比 $\eta=q/p'$ の値を M とする。なお、近似的には、 M を $d\varepsilon_v=0$ の状態での応力比、あるいは非排水三軸圧縮試験における変相点上での応力比としてもあたえることができる。

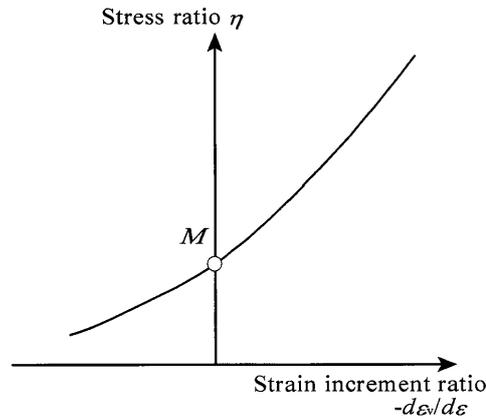


図 4-6 ダイレイタンシー特性を評価する定数の決定方法

4.4.3 塑性ひずみ増分の大きさを評価する定数

正規降伏曲面に対する下負荷面の相似比 R の発展則に含まれる定数 u の決定方法については、メタンハイドレートを含まない土に対して実施する等方圧縮試験によって得られる圧縮曲線 $e-\ln p'$ 関係のフィッティングによるものとする。図 4-7 には定数 u のみを変化させた場合の等方圧縮試験の例を示している。図より、定数 u の低いものほど低応力域からの塑性ひずみ増分が発達していることが分かる。反対に、定数 u の高いものほど圧縮曲線の勾配は狭い応力域で急激に変化し、圧縮曲線の折れ曲がり鋭いことが確認できる。定数 u の値の決定の際は、このような圧縮曲線の折れ曲がりの程度をうまく表現できる値を選ぶものとする。

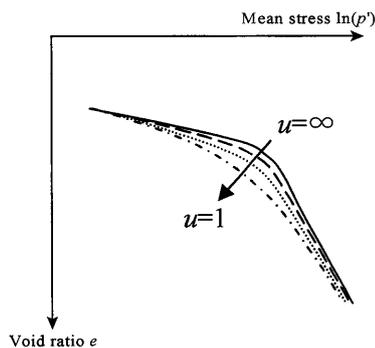
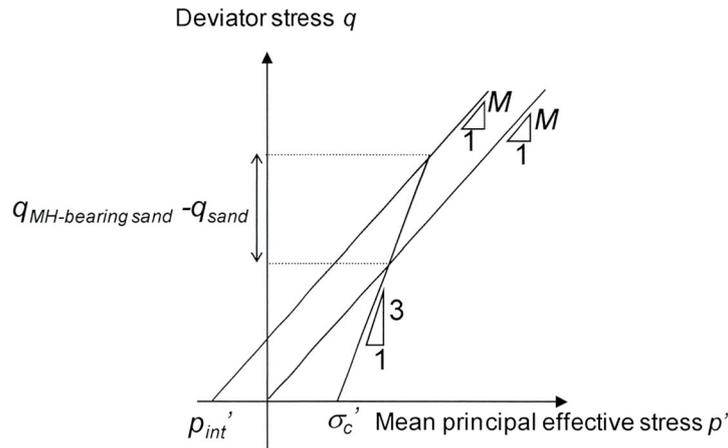


図 4-7 塑性ひずみ増分の大きさを評価する定数の決定方法

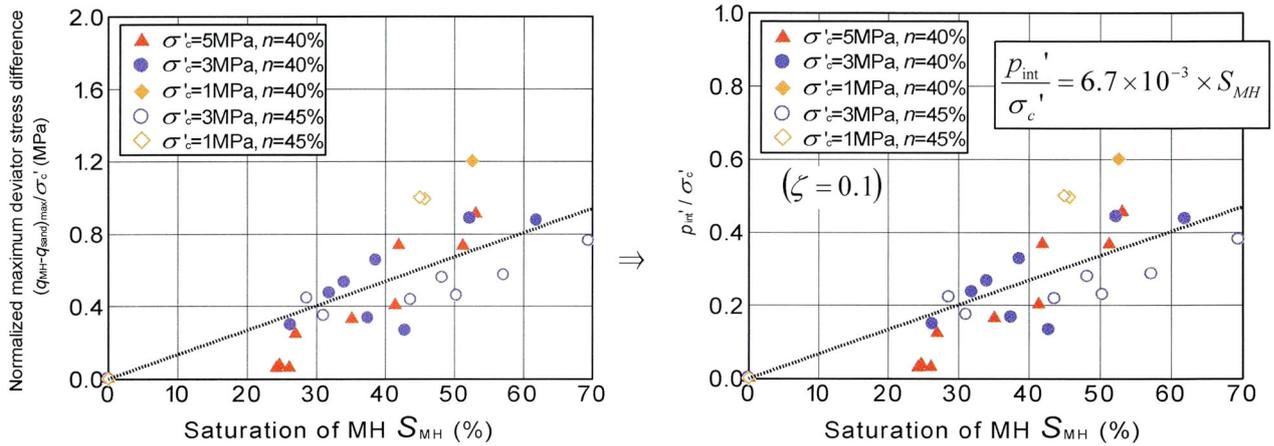
4.4.4 初期の内部応力の程度を評価する定数

メタンハイドレートを含む土の内部応力 p_{int} は、2章で実施した三軸圧縮試験結果を提案の構成式で予測することで間接的に求めることができる。ここで、2章に挙げた図 2-21 に示したメタンハイドレートを含む土と含まない土の軸差応力の差を取った最大値は $p' - q$ 平面において図 4-8 のような関係となる。



$$p_{int}' = (q_{peak} - q_{sand, peak}) \left(\frac{1}{M} - \frac{1}{3} \right) \quad (4-61)$$

$p_{int} \propto p_{int}'$ であると仮定し、図 2-21 から相関を取る。



そして、内部応力の大きさを決める材料定数 ζ を以下の式で求めることができる。

$$p_{int} = \frac{p_{int}'(S_{MH})}{\sigma_c'} \cdot \zeta \quad (4-11)$$

<第4章 メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式>

4.4.5 内部応力の損傷の程度を評価する定数

内部応力の損傷の程度を評価する定数 χ はメタンハイドレートを含む土の三軸圧縮試験結果を考慮し、その値を決定する。

なお、これらのパラメータは、試験が十分に行えない場合には、 u , a , β , χ , ζ のそれぞれの特性を活かし経験に基づくフィッティングパラメータとして取り扱う必要がある。

4.5 室内試験に対する提案式の適用性

異なるメタンハイドレート飽和率を持つメタンハイドレート堆積土の圧密排水三軸試験結果に対して、提案の構成式による解析予測を行った。図 4-5 にその結果を示す。用いたパラメータの詳細を表 4-2 に示す。用いたパラメータは豊浦砂と豊浦砂にメタンハイドレートを生成したメタンハイドレート堆積土の三軸圧縮試験結果およびフィッティングにより求めている。図より、メタンハイドレートの固結による初期剛性、ピーク強度の増加が表現可能なことがわかる。さらに、メタンハイドレート飽和率の増加に伴う強度増加も表現可能なことが確認された。軸ひずみ 15%に至っても残留強度が収束していないのは、内部応力の消散を規定するパラメータ χ によるものである。

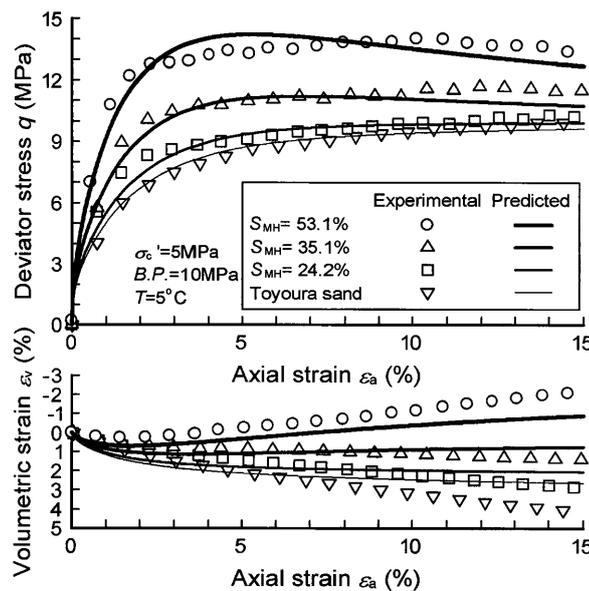


図 4-5 メタンハイドレート堆積土の圧密排水三軸試験結果と構成則による予測結果

表 4-2 解析に用いた材料定数

記号	材料定数		単位
	メタンハイドレート堆積土	土のみ	
λ	0.146		.
κ	0.0016		.
e_i	0.973		.
M	1.2		.
u	10		.
α	10	-	.
β	10	-	.
χ	20	-	.
ζ	0.1	-	.
S_{MH}	53.1/35.1/24.2		%

4.6 要約

本章では、メタンハイドレートが持つ固結構造が発揮する巨視的な力学特性の変化を定量化する内部応力の項を導入したメタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式を提案した。以下に本章で得られた知見を要約する。

- (1) メタンハイドレートの固結による強度増加を表現するため、修正 Cam-clay モデルを基本とした構成式に等方的な内部応力の項 p_{int} の導入を行った。
- (2) 材料定数は9個である。うち5つは土のみの材料定数であり、3つはメタンハイドレートの材料定数である。残り1つは、下負荷面が正規降伏曲面に漸近する過程における塑性変形の大きさを評価する定数であり、土のみの試験結果にフィッティングすることで得られる。
- (3) 異なるメタンハイドレート飽和率を持つメタンハイドレート堆積土の圧密排水三軸試験結果に対して、提案の構成式による解析予測を行った。その結果、提案の構成式がメタンハイドレートの固結による強度増加を表現可能であることが確認された。

<第4章 メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式>

参考文献

- 上野俊幸：深海底におけるメタンハイドレート堆積層の力学特性とその弾塑性構成方程式，修士論文，2004.
- 橋口公一：弾塑性構成方程式 基礎理論および最近の主要な成果の整理，福岡市，2000
- 香月大輔：広範な拘束圧下におけるセメント固結砂のせん断特性，修士論文，2001
- 笠間清伸，落合英俊，安福規之：On the Stress-Strain Behaviour of Lightly Cemented Clay Based on an Extended Critical State Concept，地盤工学会論文報告集（第40巻第5号），pp.37-47，2000
- 安福規之，大原誠，村田秀一，兵動正幸：サクシヨンの項を導入した不飽和土の弾塑性構成式，山口大学工学部研究報告（第44巻第1号），pp.103-112，1993.
- 安福規之：広範な応力域における異方圧密砂の降伏特性と弾塑性構成式に関する研究，九州大学学位論文，1990
- 中田幸男：主応力方向変動下における異方性砂の変形および強度特性に関する研究，山口大学学位論文，1995
- 太田秀樹：橋口による下負荷面の導入にともなう論理的困難とその解決法，第37回地盤工学研究発表会，2002

第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測

5.1 概説

メタンハイドレート貯留層からのガス生産手法として、熱刺激法、減圧法、インヒビター圧入法等が提案されている。これらはいずれも原位置でメタンハイドレートをガスと水に分解させてガスを生産する手法であるが、加熱法では圧入流体の熱効率の問題が挙げられ、インヒビター圧入法では分解促進剤として用いる薬剤が高価であることや、その使用による環境負荷が問題視されている。それゆえに、現在では減圧法が生産手法として、生産効率および経済性を考えた上で最も有効的な方法と考えられている。

減圧法では、坑井内の水をポンプでくみ上げることで水圧を下げ、坑底から地盤内の間隙水圧を減圧する。圧力低下が坑井の近傍より周辺へと層内を伝搬するのに伴い MH の分解が進行し、分解したガスは圧力勾配によって坑井の方向へ移動する。さらに、坑井内のメタンガスを回収することでメタンハイドレートが生産される。この間、固体であるメタンハイドレートが気体に変化し、間隙水圧が減圧されることで有効応力が増加する。さらには、分解したメタンガスの移動や水の移動、およびメタンハイドレートの分解に伴う吸熱と熱の移動などの物理化学現象が複雑に絡み合うことが予想される。それに伴う圧密沈下や、海底地すべりなど、海底地盤に様々な影響を与えることが危惧されている。こうした問題は、前章で説明してきた要素試験だけでは、地盤全体の挙動を把握することができない。そこで、境界値問題として生産対象となる地盤全体の生産時の地盤変形シミュレーションを行い、事前に生産に伴い、海底地盤で何が起こるのかを知ることが必要である。従来、このような相互作用を解析することは、主に2つの要因を考慮することで行われてきた。熱と、応力・変形の連成は固体力学を始め多くの関連分野で研究され、熱と水の流れの連成については、流体力学、水理学の分野で、熱拡散、熱伝導などの研究が精力的に行われている。一方、応力・変形と水の流れによる連成は圧密現象として捉えられ、これまでにその数値解析手法が確立されてきている(Sandhu,1969; 大西・村上,1980)。さらに、大西ら(1986)は、比熱発電、地下帯水層での蓄熱利用、放射性廃棄物の地中貯留などの地盤内に高温あるいは低温の熱源が存在する場合について、土の変形、水の移動、地層の温度変化 3 つの要因の相互作用について、応力・浸透・熱を連成する

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

ことでその解析手法を確立している。

本章では、第2節で土の変形、水の移動、ガスの移動および地層の熱変化の4つの要因の相互作用を表現するための支配方程式の誘導を行う。第3節では、誘導した支配方程式の離算化を行い、有限要素法を用いて地盤変形シミュレータの開発を行う。また、開発したシミュレータの概要について説明を行う。第4節では、開発した地盤変形シミュレータを用いて南海トラフを対象とした境界値問題を解き、減圧法を適用した際のシミュレーションを行う。そしてメタンハイドレート生産中の地盤内のメタンハイドレート飽和率分布、水圧分布、温度分布について観察を行い、それに伴う海底地盤の変形挙動について評価する。最後に第5節では、得られた知見をまとめて要約する。

5.2 支配方程式の誘導

応力・変形挙動，土中水の流れ，土中ガスの流れ，熱移動現象といった4つの要因は図5-1のように相互に関わり合い，地盤に極めて複雑な挙動をもたらす．これらの相互作用を解析するためには応力のつり合い方程式，土中水の連続式，土中ガスの連続式，エネルギー保存則を連立させて解かなければならない．こうした研究は地熱開発の研究から芽生えてきており，Bear と Carapcioglu (1981)による理論的な検討成果がある．彼らは，飽和領域を対象とした支配方程式を導いたが，同じ飽和地盤に対して，Hart (1981)は差分法を用いて解析を行い，その結果，連成解析の必要性を主張した．また，Noorishad (1984)は有限要素法を用いて，不連続面を有する弾性多孔質岩盤における解析を行っている．メタンハイドレートを含む土の挙動については，Klar と Soga (2005)によって土水連成解析を用いた減圧時の海底地盤変形解析が行われている．また，Kimoto (2007)らは，土水ガス熱連成解析を行い，加熱法および減圧法適用時の海底地盤内の要素の挙動について検討を行っている．

本解析で用いた主な仮定を以下に示し，支配方程式の誘導を行う．

- ① 地盤は等方な線形弾性多孔質体である．
- ② 土中水の流れは飽和-不飽和領域を対象とし，不飽和域では堆積含水率に依存した透水係数を用いる．
- ③ エネルギーの流れは固相および液相のみを対象とし，気相によるエネルギーの移動，液相から気相への相変化(気化)，気相から液相への相変化(液化)は考慮しない，
- ④ 二次元平面ひずみ問題とする．
- ⑤ 局所的熱平衡状態が成立し，各相間での熱交換は無視できるものとする．
- ⑥ 熱流束は Fourier 則に従う．
- ⑦ 水の密度は水圧により変化する．
- ⑧ ガスの密度は，ガス圧と温度により変化する．
- ⑨ 不飽和領域の場合，ガス圧も飽和率に対応した応力をもつ．
- ⑩ メタンハイドレートの分解反応式は Kim (1987)の式に従う．

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

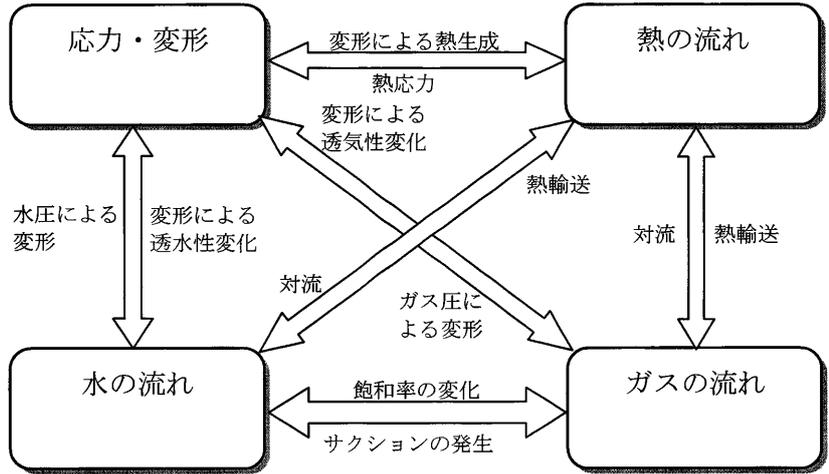


図 5-1 相互作用の概念図

(1) 力のつり合い式

全応力に関する応力のつりあい式は

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = 0 \quad (5-1)$$

ここで σ_{ij} は全応力, ρ は地盤の密度, b_i は物体力であり, コンマは微分演算を意味する.

有効応力の原理としては Bishop と Blight の提案による飽和-不飽和領域を含んだ有効応力の原理を用いる.

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + x\delta_{ij}P^w + (1-x)\delta_{ij}P^g \quad (5-2)$$

σ'_{ij} は有効応力, δ_{ij} はクロネッカーデルタ ρ_f は水の単位体積重量, P^w は間隙水圧, P^g は間隙ガス圧を表す.

また x は 1 では飽和領域, それ以外で不飽和領域を表す飽和度の関数である. 式(5-2)を式(5-1)に代入することで飽和-不飽和領域の応力のつりあい式は以下で表される.

$$(\sigma'_{ij} + x\delta_{ij}P^w + (1-x)\delta_{ij}P^g)_{,j} + \rho b_i = 0 \quad (5-3)$$

さらに, χ を飽和率で与え, ガス圧も飽和率に対応した応力を与えると仮定すると, 式(5-3)は次式のようように表される.

$$(\sigma'_{ij} + S^w \delta_{ij}P^w + S^g \delta_{ij}P^g)_{,j} + \rho b_i = 0 \quad (5-4)$$

ここに、 S^W は水飽和率、 S^G ガスの飽和率を表す。

温度の影響は初期ひずみの形で作用し、他の力学的応力とは独立しているとする。等方な線形弾性地盤に対して Duhamel-Neuman の関係(Mase, 1970)を用いることができ、次式の構成関係を得ることができる。

$$\sigma'_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kl} - (3\lambda_L + 2\mu_L)A\delta_{ij}(T - T_0) \quad (5-5)$$

ここで C_{ijkl} は弾性係数、 ε_{kl} はひずみ、 T は温度、 λ_L 、 μ_L は Lamé の定数、 A は膨張係数添字の 0 は基準状態における値を示す。ひずみは微小ひずみ-変位関係より

$$\varepsilon_{kl} = \frac{1}{2}(u_{k,l} + u_{l,k}) \quad (5-6)$$

式(5-4)に式(5-5)、(5-6)を代入すると

$$\left\{ \frac{1}{2}C_{ijkl}(u_{k,l} + u_{l,k}) - \beta_d\delta_{ij}(T - T_0) + S^W\delta_{ij}P^W + S^G\delta_{ij}P^G \right\}_{,j} + \rho b_i = 0 \quad (5-7)$$

ただし $\beta_d = (3\lambda_L + 2\mu_L)A$ とする。式(5-7)が本解析における応力のつりあい式である。

(2) 土中水の連続式

不飽和領域も含んだ土中水の連続式として、質量保存則より導かれた Richards による方程式に土中水の密度変化を考慮することによって次式が得られる。

$$\frac{\partial(\rho_w\theta_w)}{\partial t} = -(\rho_w v_i)_{,i} + \dot{m}^w \quad (5-8)$$

ここに θ_w は体積含水率、 t は時間、 v は流速、 \dot{m}^w はメタンハイドレートの分解によって生成される単位時間あたりに水の生成量である。また以下のようなになる

$$v_i = -k_w h_{,i} \quad (5-9)$$

$$\theta_w = nS^W \quad (5-10)$$

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

$$h = \psi_w + z \quad (5-11)$$

ここに k_w は透水係数, h は全水頭, n は間隙率, ψ は圧力水頭, z は位置水頭である. この(5-9), (5-10), (5-11)を(5-8)に代入すると次式を得る.

$$\{\rho_w k_w (\psi_w + z), i\}_{,i} + \dot{m}^w = \frac{\partial}{\partial t} (\rho_f n S^w) \quad (5-12)$$

ここで土中水の圧縮性, および熱による膨張性を考慮すると, 水の密度は次式で表される.

$$\rho_f = \rho_{f0} \{1 - \beta_T (T - T_0) + \beta_P (P^w - P^w_0)\} \quad (5-13)$$

ここに P^w は間隙水圧, ρ_{f0} は $P^w = P^w_0$, $T = T_0$ の状態における水の密度である β_P , β_T はそれぞれ土中水の膨張係数, 圧縮係数であり, 次式で表される.

$$\beta_P = \frac{1}{\rho_f} \frac{\partial \rho_w}{\partial P} \Big|_{T=\text{const}} \quad (5-14)$$

$$\beta_T = -\frac{1}{\rho_f} \frac{\partial \rho_w}{\partial T} \Big|_{P=\text{const}} \quad (5-15)$$

式(5-12)の右辺を変形すると

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_f n S^w) = n S^w \frac{\partial \rho_f}{\partial t} + \rho_f S^w \frac{\partial n}{\partial t} + \rho_f n \frac{\partial S^w}{\partial t} \quad (5-16)$$

第一項は間隙流体の密度変化, 第二項は多孔質体の骨格変化を, 第三項は土中の貯留水量を表している.

式(5-16)の右辺第一項は式(5-13)を代入すると

$$n S^w \frac{\partial \rho_w}{\partial t} = \rho_{f0} n S^w \left(-\beta_T \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_w g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} \right) \quad (5-17)$$

式(5-16)の右辺第二項, 右辺第三項は微小ひずみの仮定を用いることによって近似できる

$$\rho_w S^w \frac{\partial n}{\partial t} \cong \rho_w S^w \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} \quad (5-18)$$

$$\rho_w n \frac{\partial S^w}{\partial t} \cong \rho_w \frac{\partial(nS^w)}{\partial t} = \rho_w \frac{\partial \theta_w}{\partial t} = \rho_w \frac{\partial \theta_w}{\partial \psi} \frac{\partial \psi}{\partial t} \quad (5-19)$$

$$C(\psi) = \frac{\partial \theta_w}{\partial \psi} \quad (5-20)$$

式(5-17), (5-18), (5-19)を式(5-12)に代入すると次式が得られる

$$\{\rho_w k_w (\psi + Z)_{,i}\}_{,i} = -\rho_{w0} n S^w \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_{w0} n S^w \rho_w g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} + \rho_w S^w \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_w C(\psi_w) \frac{\partial \psi}{\partial t} + \dot{m}^w \quad (5-21)$$

式(5-21)が本解析における土中水の連続式である。

(3) 土中ガスの連続式

土中水の連続式と同様に、質量保存則より導かれた Richards による方程式に土中ガスの密度変化を考慮することによって次式が得られる。

$$\frac{\partial(\rho_G \theta_G)}{\partial t} = -(\rho_G v_i)_{,i} + \dot{m}^G \quad (5-22)$$

ここに θ_G はガスの体積含有率, t は時間, v は流速, \dot{m}^G はメタンハイドレートの分解によって生成される単位時間あたりにメタンガスの生成量である。また以下のようなになる

$$v_i = -k_G h_{,i} \quad (5-23)$$

$$\theta_G = n S^G \quad (5-24)$$

$$h_G = \psi_G + z \quad (5-25)$$

ここに k_G は透気係数, h_G はガスの全水頭, n は間隙率, ψ_G はガスの圧力水頭, z は位置水頭である。この(5-23), (5-24), (5-25)を(5-22)に代入すると次式を得る。

$$\{\rho_G k(\psi + z)_{,i}\}_{,i} + \dot{m}^G = \frac{\partial}{\partial t}(\rho_G n S^G) \quad (5-26)$$

式(5-26)の右辺を変形すると

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_G n S^G) = n S^G \frac{\partial \rho_G}{\partial t} + \rho_G S^G \frac{\partial n}{\partial t} + \rho_G n \frac{\partial S^G}{\partial t} \quad (5-27)$$

第一項は間隙流体の密度変化，第二項は多孔質体の骨格変化を，第三項は土中の貯留ガス量を表している。

さらに，右辺第三項をサクシヨンとの関係に変形すると，

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_G n S^G) = n S^G \frac{\partial \rho_G}{\partial t} + \rho_G S^G \frac{\partial n}{\partial t} + \rho_G n \frac{\partial S^G}{\partial S} \left(\frac{\partial P_G}{\partial t} - \frac{\partial P_w}{\partial t} \right) \quad (5-28)$$

となる。 $\frac{\partial S^G}{\partial S}$ はサクシヨンと水の飽和度の関係を示す係数である。加えて，ガスの密度変化を考慮するため，気体の状態方程式を導入する。すると，右辺第一項は，以下のような式となる。

$$\frac{\partial \rho_G}{\partial t} = -\frac{M^G}{R\theta} \frac{\partial P^G}{\partial t} + \frac{P^G M^G}{RT^2} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5-29)$$

式(5-29)を(5-28)に代入すると，

$$\{\rho_G k_G(\psi_G + Z)_{,i}\}_{,i} = n S^G \left(-\frac{M^G}{R\theta} \frac{\partial P^G}{\partial t} + \frac{P^G M^G}{RT^2} \frac{\partial T}{\partial t} \right) + \rho_G S^G \frac{\partial n}{\partial t} + \rho_G n \frac{\partial S^G}{\partial S} \left(\frac{\partial P_G}{\partial t} - \frac{\partial P_w}{\partial t} \right) + \dot{m}^G \quad (5-30)$$

となる。式(5-30)が本解析における土中ガスの連続式である。

(4) エネルギー保存則

本研究で用いるエネルギー保存則を誘導するに当たって土中水はすべて液相状態にあると仮定し，気相での熱移動は無視できるものとする。土中水のエネルギー保存則は Bear らによって示された式に不飽和領域の存在を考慮することにより次式で示される。

$$nS_r \rho_f C_{vf} \left(\frac{\partial T_f}{\partial t} + v_f \nabla T_f \right) = -\nabla nS_r j_f - \left(\frac{\partial P}{\partial T} \right)_{\rho_f} nS_r T_f \nabla v_f + \dot{Q}^H \quad (5-31)$$

添え字の f は液相を示す。 C_v は比熱であり、 j は熱伝導による熱流速、 \dot{Q}^H はメタンハイドレートの分解による熱エネルギーである。左辺第一項はエネルギーの時間変化を、第二項は対流によるエネルギーの変化を表す。また右辺第一項は熱伝導によるエネルギー変化をそれぞれ示す。また右辺第一項は熱伝導によるエネルギー変化、第二項は圧縮によって生じる可逆的なエネルギー変化を示す。さらに、右辺第三項はメタンハイドレートの分解によって生じる単位時間当たりのエネルギー変化を示している。固相のエネルギー保存則は液相と同様にして以下で表される。

$$(1-n) \rho_s C_{vs} \left(\frac{\partial T_s}{\partial t} + v_s \nabla T_s \right) = -\nabla (1-n) j_s - (1-n) \beta T_s \frac{\partial \varepsilon_s}{\partial t} \quad (5-32)$$

添え字の s は固相を表す。右辺二項は変形によって生じる可逆的なエネルギー変化を示す。式(5-31)、式(5-32)は単一の温度によるエネルギー保存則としてまとめることができる。

$$\begin{aligned} \left\{ nS_r \rho_f C_{vf} + (1-n) \rho_s C_{vs} \right\} \frac{\partial T}{\partial t} + \left\{ nS_r \rho_f C_{vf} v_f + (1-n) \rho_s C_{vs} v_s \right\} \nabla T = \\ -\nabla \left\{ nS_r j_f + (1-n) j_s \right\} - nS_r T \left(\frac{\partial P}{\partial T} \right)_{\rho_f} \nabla v_f - (1-n) \beta T \frac{\partial \varepsilon_s}{\partial t} + \dot{Q}^H \end{aligned} \quad (5-33)$$

ここで熱流速は

$$j_f = -k_{Tf} \nabla T \quad (5-34)$$

$$j_s = -k_{Ts} \nabla T \quad (5-35)$$

K_T は熱伝導率である。

ここで式(2-33)中の $\frac{\partial P}{\partial T}$ は、

$$\left(\frac{\partial P}{\partial T} \right)_{\rho_f} = \frac{\beta_r}{\beta_p} \quad \beta_p = \text{const} \quad (5-36)$$

式(5-6)、(5-10)、(5-34)、(5-35)、(5-36)を(5-33)に代入するとい次式が得られる。

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

$$(\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + n S_r \rho_f C_{vf} v_f \nabla T = \nabla K_{Tm} \nabla T - n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_p} k h_{,ii} - \frac{1}{2} (1-n) \beta T \frac{\partial}{\partial T} (u_{i,j} + u_{j,i}) \delta_{ij} + \dot{Q}^H \quad (5-37)$$

ただし, $(\rho C_v)_m = n S_r \rho_f C_{vf} + (1-n) \rho_s C_{vs}$; $K_{Tm} = n S_r K_{Tf} + (1-n) K_{Ts}$ である.

式(5-37)が本解析におけるエネルギー保存則である.

5.3 地盤変形シミュレータの概要

有限要素近似を導入するためには各微分方程式を弱形式と呼ばれる積分形で表現する必要がある。この弱形式は力学の言葉では仮想仕事の原理に相当する。また微分方程式の近似解法として重みつき残差法の一つであるガラーキン法を用いて定式化を行う。以下応力のつりあい式のみ詳しく誘導過程を示し、土中水の連続式、エネルギー保存則は結果のみ示す。また本研究では変位については8節点のアイソパラメトリック要素、水圧、温度については4節点のアイソパラメトリック要素を用いた。

応力のつりあい式は、領域 Ω 内で

$$\left\{ \frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - \beta \delta_{ij} (T - T_0) + S^W \delta_{ij} P^W + S^G \delta_{ij} P^G \right\}_{,j} + \rho b_i = 0 \quad (5-7)$$

式(5-7)を時間で微分し、増分表示にすると

$$\left\{ \dot{\sigma}'_{ij} - \beta \delta_{ij} \dot{T} + S^W \delta_{ij} \dot{P}^W + S^G \delta_{ij} \dot{P}^G \right\}_{,j} = 0 \quad (5-38)$$

ただし、 $\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k})_{,i} = \sigma'_{ij}$

ここで境界条件は、 $d\Omega_u$ 上で $\dot{U} = \hat{U}$ 、 $d\Omega_t$ 上で $(\dot{\sigma}' - \dot{P}I)n = \hat{t}$

ここで I は応力空間における単位テンソル、 n は外向き単位法線ベクトルである。ここで任意定数 η を式(5-38)に乗じて積分する。

$$\int_{\Omega} (\nabla \cdot \dot{\sigma}' - \beta \nabla \cdot \dot{T} + S^W \dot{P}^W + S^G \dot{P}^G) \eta = 0 \quad (5-39)$$

式(5-39)が応力のつりあい式の弱形式である。ただし任意定数 η は $d\Omega_u$ 上で 0 であるとする。ここで式(5-39)にガウスグリーンの定理を適用すると

$$\int_{\Omega} \hat{t} \cdot \dot{\eta} ds + \int_{\Omega} (\dot{\sigma}' - S^W \dot{P}^W I - S^G \dot{P}^G I + \beta \dot{T} I) : \nabla \dot{\eta} = 0 \quad (5-40)$$

2 階のテンソル A と B の内積を $A:B$ で表現することとする。ここで以下の近似を代入する。

$$u_x \cong u_{xh} = \sum_{\alpha=1}^N N_{\alpha}(x,y)U_x^{\alpha}(t) \quad , \quad \eta_x \cong \eta_{xh} = \sum_{\alpha=1}^N N_{\beta}(x,y)V_{\beta}^{\alpha}(t)$$

$$u_y \cong u_{yh} = \sum_{\alpha=1}^N N_{\alpha}(x,y)U_y^{\alpha}(t) \quad , \quad \eta_y \cong \eta_{yh} = \sum_{\alpha=1}^N N_{\beta}(x,y)V_y^{\beta}(t)$$

$$P^w \cong P^w_h = \sum_{\alpha=1}^{\bar{N}} \bar{N}_{\alpha}(x,y)P^{w\alpha}(t) \quad , \quad P^G \cong P^G_h = \sum_{\alpha=1}^{\bar{N}} \bar{N}_{\alpha}(x,y)P^{G\alpha}(t)$$

$$T \cong T_h = \sum_{\alpha=1}^{\bar{N}} \bar{N}_{\alpha}(x,y)T^{\alpha}(t)$$

N は形状関数、 α は節点数を表している。変位の近似について x , y 方向をまとめると

$$u \cong u_h = N(x,y)U(t) \tag{5-41}$$

ここに、 $N = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & \cdots & N_8 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & \cdots & 0 & N_8 \end{bmatrix}$, $U(t) = [U_x^1 \quad U_y^1 \quad U_x^2 \quad U_y^2 \quad \cdots \quad U_y^8]$

また水圧、温度についても同じ形式で書くと、

$$P^w \cong P^w_h = \bar{N}(x,y)P^w(t) \tag{5-42}$$

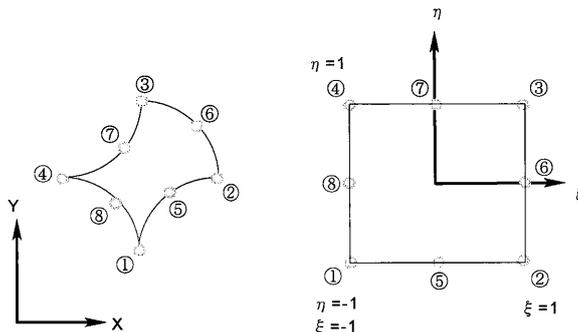
$$P^G \cong P^G_h = \bar{N}(x,y)P^G(t) \tag{5-43}$$

$$T \cong T_h = \bar{N}(x,y)T(t) \tag{5-44}$$

ここに、

$$\bar{N} = [\bar{N}_1 \quad \bar{N}_2 \quad \bar{N}_3 \quad \bar{N}_4], \quad P(t) = [P_1 \quad P_2 \quad P_3 \quad P_4]^T, \quad P(t) = [P_1 \quad P_2 \quad P_3 \quad P_4]^T, \quad T(t) = [T_1 \quad T_2 \quad T_3 \quad T_4]^T$$

ここで局所座標を導入する。図に概要を示す。



局所座標系での形状関数は以下で表される。

8節点アイソパラメトリック要素の場合

$$\begin{aligned} N_1 &= \frac{1}{4}(1-\xi)(1-\eta)(-1-\xi-\eta); N_2 = \frac{1}{4}(1+\xi)(1-\eta)(-1+\xi-\eta) \\ N_3 &= \frac{1}{4}(1+\xi)(1+\eta)(-1+\xi+\eta); N_4 = \frac{1}{4}(1-\xi)(1+\eta)(-1-\xi+\eta) \\ N_5 &= \frac{1}{2}(1-\xi^2)(1-\eta); N_6 = \frac{1}{2}(1+\xi)(1-\eta^2) \\ N_7 &= \frac{1}{2}(1-\xi^2)(1+\eta); N_8 = \frac{1}{2}(1-\xi)(1-\eta^2) \end{aligned}$$

4節点アイソパラメトリックの場合

$$\begin{aligned} N_1 &= \frac{1}{2}(1-\xi)(1-\eta) \\ N_2 &= \frac{1}{2}(1+\xi)(1-\eta) \\ N_3 &= \frac{1}{2}(1+\xi)(1+\eta) \\ N_4 &= \frac{1}{2}(1-\xi)(1+\eta) \end{aligned}$$

座標変換は以下の式で行う

$$x = \sum_{\alpha=1}^N N_{\alpha}(\xi, \eta) x^{\alpha} \quad (5-45)$$

$$y = \sum_{\alpha=1}^N N_{\alpha}(\xi, \eta) y^{\alpha} \quad (5-46)$$

またヤコビアン行列は以下のようにして求められる。

$$J = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix}$$

$$J_{12} = \sum_{\alpha=1}^N \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \eta} x_{\alpha} \quad J_{11} = \sum_{\alpha=1}^N \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi} x_{\alpha}$$

$$J_{22} = \sum_{\alpha=1}^N \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \eta} y_{\alpha} \quad J_{21} = \sum_{\alpha=1}^N \frac{\partial N_{\alpha}}{\partial \xi} y_{\alpha}$$

式(5-39)における、 σ は以下のようになる。

$$\dot{\sigma} = [D][B]\dot{U} \quad (5-47)$$

式(5-47)中の[D]は弾性マトリクス、[B]は変位増分をひずみ増分に変換する行列である。具体的には以下のようになる。

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_2}{\partial x} & 0 & \dots & \frac{\partial N_8}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_1}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \dots & 0 & \frac{\partial N_8}{\partial x} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \dots & \frac{\partial N_8}{\partial y} & \frac{\partial N_8}{\partial x} \end{bmatrix}$$

また弾性マトリクスは平面ひずみ状態を考慮すると

$$[D] = \frac{E}{1+\nu} \begin{bmatrix} \frac{1-\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & 0 \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2} \end{bmatrix}$$

E は弾性係数, ν はポアソン比である. また体積ひずみは以下で表される.

$$\varepsilon_{vh} = B_v U \quad (5-48)$$

$$B_v = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \dots & \frac{\partial N_8}{\partial x} & \frac{\partial N_1}{\partial y} \end{bmatrix}$$

式(5-39)に式(5-42), およびそれぞれの近似式を代入すると

$$\int_{\Omega} \dot{i}^* N^T ds + \left(\int_{\Omega} [B]^T [D] [B] dv \right) \dot{U} + S^W \left(\int_{\Omega} [B_v]^T \bar{N} dv \right) \dot{P}^W + S^G \left(\int_{\Omega} [B_v]^T \bar{N} dv \right) \dot{P}^G - \beta \left(\int_{\Omega} [B_v]^T \bar{N} dv \right) \dot{T} = 0 \quad (5-49)$$

式(5-49)がガラーキン近似した応力のつりあい式である. 以下に本研究における有限要素方程式をまとめて示す.

応力のつりあい式

$$K_{nm}^{ik} \dot{u}_k^m + C_{nm}^i \dot{P}^W{}^m + C_{nm}^i \dot{P}^G{}^m + G_{nm}^i \dot{T}^m = F_n^i \quad (5-50)$$

$$\begin{aligned}
 K_{nm}^{ik} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_{n,j}^{(1)} C_{ijkl} N_{m,i}^{(1)} dV_{\alpha} \\
 C_{nm}^{W^i} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} -N_{n,j}^{(1)} S^W \delta_{ij} N_m^{(2)} dV \\
 C_{nm}^{G^i} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} -N_{n,j}^{(1)} S^G \delta_{ij} N_m^{(2)} dV \\
 G_{nm}^i &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_{n,j}^{(1)} \beta \delta_{ij} N_m^{(3)} dV \\
 F_n^i &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} \hat{T} N_n^{(1)} dS
 \end{aligned}$$

土中水の連続式

$$A_{nm}^i \frac{\partial}{\partial t} u_i^m + H_{nm} P^{Wm} + E_{nm}^{Gm} \frac{\partial}{\partial t} P^{Gm} + E_{nm}^{Wm} \frac{\partial}{\partial t} P^{Wm} + D_{nm} \frac{\partial}{\partial t} T^m = Q_n^W \quad (5-51)$$

$$\begin{aligned}
 A_{nm}^i &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_n^{(2)} S_r N_{m,i}^{(1)} dV_{\alpha} \\
 H_{nm} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_{n,i}^{(2)} \frac{k}{\rho_f} N_{m,i}^{(2)} dV \\
 E_{nm}^{G^i} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_n^{(2)} (-c - n S_r \frac{\rho_{f0}}{\rho_f} \beta_p) N_m^{(2)} dV \\
 E_{nm}^{W^i} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_n^{(2)} (-c - n S_r \frac{\rho_{f0}}{\rho_f} \beta_p) N_m^{(2)} dV \\
 D_{nm} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_n^{(2)} n S_r \frac{\rho_{f0}}{\rho_f} \beta_T N_m^{(3)} dV \\
 Q_n^W &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} \left(-\frac{\hat{q}}{\rho_f} \right) N_n^{(2)} dS - \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} C N_n^{(2)} dV - \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} k N_{n,i}^{(2)} \omega dV + \frac{1}{\rho_w} \frac{dm^W}{dt} N_n
 \end{aligned}$$

土中ガスの連続式

$$A_{nm}^{Gi} \frac{\partial}{\partial t} u_i^m + H_{nm}^G P^{Gm} + E_{nm}^{GG} \frac{\partial}{\partial t} P^{Gm} + E_{nm}^{WG} \frac{\partial}{\partial t} P^{Wm} + I_{nm} \frac{\partial}{\partial t} T^m + D_{nm}^G T^m = Q_n^G \quad (5-52)$$

$$\begin{aligned}
 A_{nm}^{Gi} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_n^{(2)} S^G N_{m,i}^{(1)} dV_{\alpha} \\
 H_{nm}^G &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} \frac{v_i^G M^G}{\rho_G R} \partial N_{m,i}^{(3)} N_n^{(1)} - \frac{k_G}{\rho_G g} \partial N_{m,i}^{(3)} \partial N_{n,i}^{(1)} dV \\
 E_{nm}^{GG^i} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} \left(n^F c - \left(1 - \frac{n^W}{n^F} \right) n^F \frac{1}{\rho_G} \frac{M^G}{R \theta} \right) N_m^{(3)} N_n^{(1)} dV \\
 E_{nm}^{WG^i} &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} n^F c N_n^{(2)} N_m^{(1)} dV \\
 D_{nm}^G &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} -\frac{v_i^G M^G P^G}{\rho_G R \theta^2} \partial N_{m,i}^{(4)} N_n^{(1)} dV \\
 Q_n^G &= \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} \left(-\frac{\hat{q}}{\rho_f} \right) N_n^{(2)} dS + \frac{1}{\rho_w} \frac{dm^W}{dt} N_n^{(1)}
 \end{aligned}$$

エネルギー保存則

$$J_{nm}^i \frac{\partial}{\partial t} u_i^m + L_{nm} P^m + M_{nm} \frac{\partial}{\partial t} T^m + V_{nm} T^m = Q_{Tn} \quad (5-53)$$

$$J_{nm}^i = \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_n^{(3)} (1-n) \beta T N_{m,i}^{(1)} dV_{\alpha}$$

$$L_{nm} = \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} -N_{n,i}^{(3)} n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} k N_{m,i}^{(2)} dV$$

$$M_{nm} = \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_n^{(3)} (\rho C_v)_m N_m^{(3)} dV$$

$$V_{nm} = \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_{n,i}^{(3)} K_{Tm} N_{m,i}^{(3)} dV + \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} N_n^{(3)} n S_r \rho_f C_{vf} v_{f\beta} N_{m,i}^{(3)} dV$$

$$P_n = \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} -\hat{q}_T N_n^{(3)} dS - \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} \frac{\hat{q}}{\rho_f} N_n^{(3)} dS - \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int_{\alpha} n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} k N_{n,i}^{(3)} \omega dV - \sum_{\alpha=1}^{N_0} \int -\dot{Q}^H N_n^{(1)} dV$$

メタンハイドレートの分解反応式

本解析では、メタンハイドレートの分解反応式として Kim の式を導入している。Kim は現温度・圧力状態とメタンハイドレートの安定境界線との距離から、単位時間当たりに分解するメタンハイドレートのモル数を時間の関数として表している。以下に、支配方程式中に導入したメタンハイドレートの分解反応式を示す。

$$\frac{dm^H}{dt} = \dot{N}^H M^H / V \times 10^{-3} \quad (5-54)$$

$$\frac{dm^W}{dt} = \dot{N}^W M^W / V \times 10^{-3} \quad (5-55)$$

$$\frac{dm^G}{dt} = \dot{N}^G M^G / V \times 10^{-3} \quad (5-56)$$

ただし、

$$\dot{N}^H = -0.585 \times 10^{10} \exp^{-\frac{9400}{\theta}} (P^e - P) (N^{H0})^{\frac{1}{3}} (N^H)^{\frac{2}{3}}$$

$$\dot{N}^W = -5.75 \dot{N}^H = 3.364 \times 10^{10} \exp^{-\frac{9400}{\theta}} (P^e - P) (N^{H0})^{\frac{1}{3}} (N^H)^{\frac{2}{3}}$$

$$\dot{N}^G = -\dot{N}^H = 0.585 \times 10^{10} \exp^{-\frac{9400}{\theta}} (P^e - P) (N^{H0})^{\frac{1}{3}} (N^H)^{\frac{2}{3}}$$

$$\dot{Q}^H = \frac{\dot{N}^H Q}{V}, (Q = 56599 - 16.744\theta)$$

ここに、 \dot{N}^H は単位時間当たりに分解するメタンハイドレートのモル数、 \dot{N}^W は単位時間当たりにメタンハイドレートの分解によって発生する水のモル数、 \dot{N}^G は単位時間当たりにメタンハイドレート

の分解によって発生するメタンガスのモル数をそれぞれ示している。

水分特性曲線の導入

水の飽和率とサクシヨンの関係を表す水分特性曲線には Van Genuchten モデルを導入した。以下に式を示す。

$$S_e = \frac{n_w - n_{wr}}{n_{ws} - n_{wr}} = \left\{ 1 + (-\alpha \times \varphi_m)^n \right\}^{-m} \quad (5-57)$$

ここに、 S_e は有効飽和度、 n_w は体積含水率、 n_{wr} は残存体積含水率、 n_{ws} は飽和体積含水率、 φ_m はマトリックポテンシャルを表す。これより、体積含水率 n_w は以下のように表される。

$$n_w = \left\{ 1 + (-\alpha \times \varphi_m)^n \right\}^{-m} \times (n_{ws} - n_{wr}) + n_{wr} \quad (5-58)$$

ここに、 α は圧力水頭の逆数の次元をもつ形状パラメータ、 n および m は無次元の形状パラメータを表す。これらより、比水分容量は以下の式で表される。

$$C \left(= \frac{dn_w}{d\varphi_m} \right) = (n_{ws} - n_{wr}) \times n(1-1/n)\alpha \times (-\alpha \times \varphi_m)^{n-1} \left\{ 1 + (-\alpha \times \varphi_m)^n \right\}^{-m-1} \quad (5-59)$$

不飽和透気係数モデルの導入

メタンハイドレートの分解によってメタンガスが発生すれば、それに応じて透水係数および透気係数が変化すると予想される。よって、不飽和土の透水・透気係数を表すモデルとして Mualem モデルを導入した。透水係数、透気係数は、それぞれ以下の式で与えられる。

$$k_{wr} = \frac{k}{k_{ws}} = S_e^\xi \left\{ 1 - \left(1 - S_e^{1/m} \right)^m \right\}^2 \quad (5-60)$$

$$k_{Gr} = \frac{k}{k_{Gs}} = (1 - S_e)^\gamma \left(1 - S_e^{1/m} \right)^{2m} \quad (5-61)$$

ここに、 k_{wr} は比透水係数、 k_{Gr} は比透気係数を表す。また、 ξ および γ は間隙の連続性に関するパラメータを表し、一般的に $\xi=1/2$ 、 $\gamma=1/3$ が用いられる。

全体連成マトリクス

これまで挙げた支配方程式を連成し、各節点の変位・水圧・ガス圧・温度および荷重・水流量・

ガス流量・熱流量の解を得る。以下に全体連成マトリクスを示す。

$$\begin{bmatrix} K & C_W & C_G & 0 \\ A_W & E_{WW} & E_{WG} & 0 \\ A_G & E_{GW} & E_{GG} & I_G \\ J & 0 & 0 & M \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{U} \\ \dot{P}_W \\ \dot{P}_G \\ \dot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & H & 0 & 0 \\ 0 & 0 & H_G & D_G \\ 0 & 0 & 0 & V \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ P_W \\ P_G \\ \theta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{F} \\ Q_W \\ Q_G \\ Q_T \end{bmatrix} \quad (5-62)$$

上式のままでは、連立一次方程式として解を得ることができないので、ここで、時間差分法を用いて近似解を得る。

$$\begin{aligned} A\dot{X} + BX &= Y \\ \hat{A}X^n &= \hat{Y}^n, \hat{A} = \frac{A}{\Delta t} + \bar{\alpha}B, \hat{Y}^n = (1 - \bar{\alpha})Y^{n-1} + \bar{\alpha}Y^n + \left[\frac{A}{\Delta t} - (1 - \bar{\alpha})B \right] X^{n-1} \end{aligned}$$

$$\hat{A} = \begin{bmatrix} \frac{K}{\Delta t} & \frac{C_W}{\Delta t} & \frac{C_G}{\Delta t} & 0 \\ \frac{A_W}{\Delta t} & \frac{E_{WW}}{\Delta t} + \bar{\alpha}H & \frac{E_{WG}}{\Delta t} & 0 \\ \frac{A_G}{\Delta t} & \frac{E_{GW}}{\Delta t} & \frac{E_{GG}}{\Delta t} + \bar{\alpha}H_G & \frac{I_G}{\Delta t} + \bar{\alpha}D_G \\ \frac{J}{\Delta t} & 0 & 0 & \frac{M}{\Delta t} + \bar{\alpha}V \end{bmatrix} \quad (5-63)$$

$$\hat{Y}^n = (1 - \bar{\alpha}) \begin{bmatrix} \dot{F} \\ Q_W \\ Q_G \\ Q_T \end{bmatrix}^{n-1} + \bar{\alpha} \begin{bmatrix} \dot{F} \\ Q_W \\ Q_G \\ Q_T \end{bmatrix}^n + \left\{ \begin{bmatrix} \frac{K}{\Delta t} & \frac{C_W}{\Delta t} & \frac{C_G}{\Delta t} & 0 \\ \frac{A_W}{\Delta t} & \frac{E_{WW}}{\Delta t} & \frac{E_{WG}}{\Delta t} & 0 \\ \frac{A_G}{\Delta t} & \frac{E_{GW}}{\Delta t} & \frac{E_{GG}}{\Delta t} & \frac{I_G}{\Delta t} \\ \frac{J}{\Delta t} & 0 & 0 & \frac{M}{\Delta t} \end{bmatrix} - (1 - \bar{\alpha}) \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & H & 0 & 0 \\ 0 & 0 & H_G & D_G \\ 0 & 0 & 0 & V \end{bmatrix} \right\} \begin{bmatrix} U \\ P_W \\ P_G \\ \theta \end{bmatrix}^{n-1}$$

上式が時間差分後の連立一次方程式を示している。

非線形繰返し計算

前章で提案したメタンハイドレート堆積土の構成式を導入し、修正ニュートンラプソン法を用いて非線形繰返し計算を行う。具体的な計算は以下の手順で行う。図 5-2 および図 5-3 は繰返し計算中の荷重と変位の関係、および応力とひずみの関係を示している。

全体マトリクスの計算



強連成の線形マトリクスで変位や圧力を計算



未知数のアウトプット $\begin{bmatrix} U_n \\ P_{Wn} \\ P_{Gn} \\ \theta_n \end{bmatrix}$ および $\begin{bmatrix} \dot{F}_n \\ Q_{Wn} \\ Q_{Gn} \\ Q_{Tn} \end{bmatrix}$



有効応力増分のアウトプット $\dot{F}' = K\dot{U} = \dot{F} - C_W \dot{P}_W - C_G \dot{P}_G$

$$\dot{F}'_n - \dot{F}'_{n-1} = K(\dot{U}_n - \dot{U}_{n-1})$$

弾性計算による有効荷重 F'_{en} から各ガウス点の有効応力 σ_{en} を求める



①弾性計算から得られた U_n より収束計算 1 回目の各ガウス点のひずみ ε_{n1} を求める

ε_{n1} から構成式により σ_{epn1} を求める。 σ_{epn1} から弾塑性有効荷重 F'_{epn} を求める



残差を求める $RF = F'_{en} - F'_{epn}$



残差を有効荷重として非連成方程式を解く

$$RF = K\dot{U} \text{ として } \dot{U} \text{ を算出する}$$



収束判定 $\frac{U_{n+1} - U_n}{U_{n+1}} \leq a$, a は非常に小さい正の数



満たしていたら次のステップへ、そうでなければ①へ

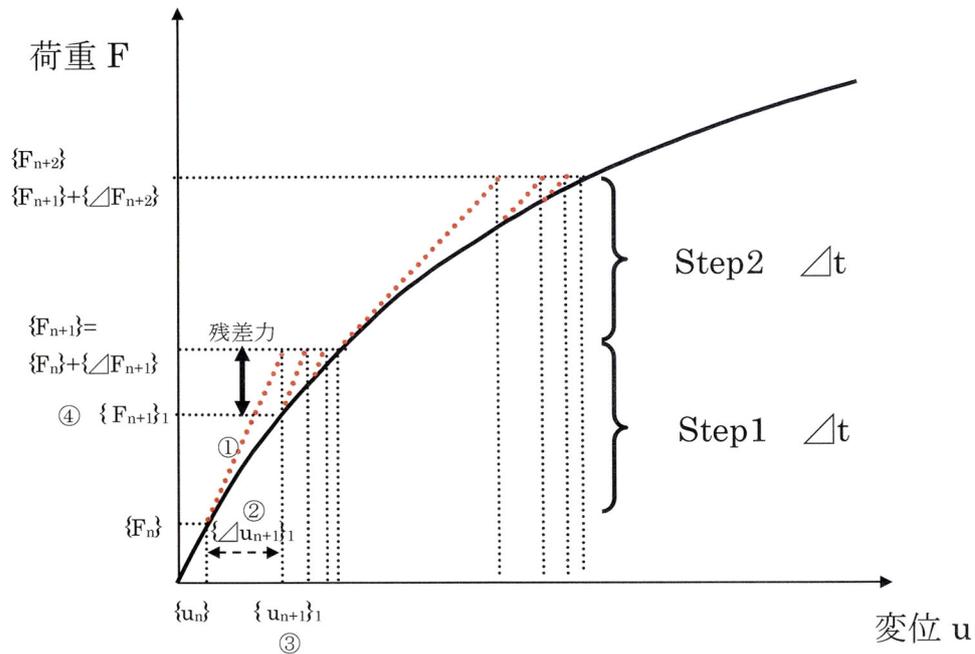


図 5-2 繰返し計算中の荷重と変位の関係

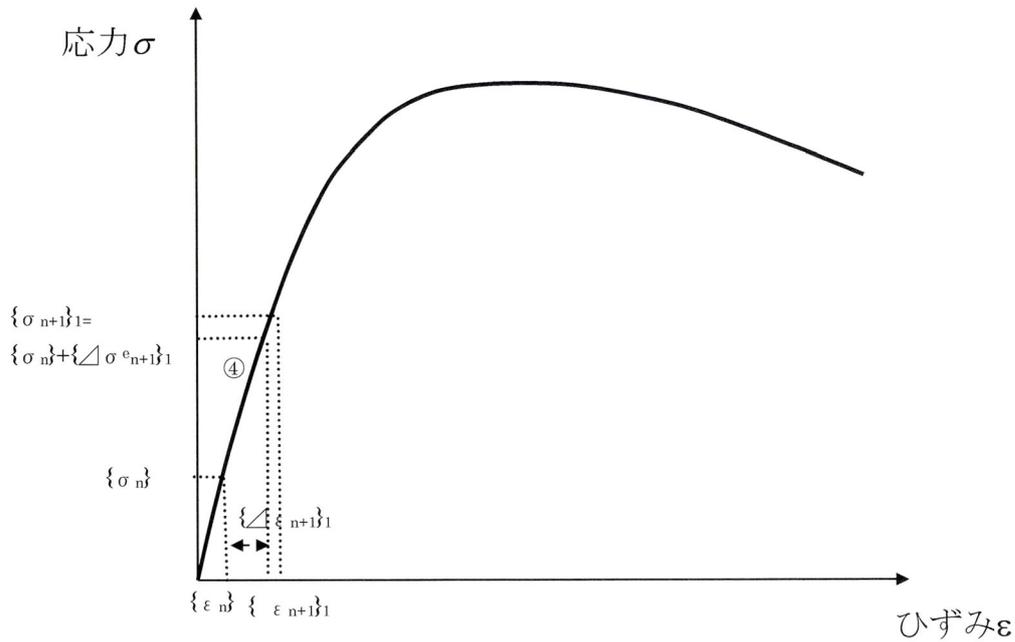


図 5-3 繰返し計算中の応力とひずみの関係

5.4 減圧法によるメタンハイドレート生産時の地盤の変形予測

5.4.1 解析条件

作製した地盤変形シミュレータを用いて、減圧法によるメタンハイドレート生産時の地盤の変形予測を行った。南海トラフを解析対象とし、代表的な地盤状況として以下のようなモデルに対してシミュレーションを行った。

解析モデルの概要を図 5-4 に示す。要素数 1000，接点数 3141 の水深 800m，海底下 200×500m の水平地盤を解析対象とし、境界条件は下端を鉛直方向固定端，左右端を水平方向固定端，上下端を等温，等圧境界とした。海底下 100m～150m 間を MH 飽和率 50% の一様な MH 濃集層とした。また，その上下に透水係数 $1.0 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ の不透水層を設けている。解析では，MH 濃集層に設けた鉛直坑井から減圧法を適用する場合を想定し，MH 濃集層の左端 Node435，Node497 の水圧を静水圧から 4,000kPa へ線形的に減圧を行う。その後 1000 日間減圧源の圧力を保つことで MH 生産をシミュレーションする。なお，減圧速度の影響を調べるために，Case1 として約 3 時間かけて減圧を行う (0.7kPa/sec)。次に Case2 として約 1 日かけて減圧を行い (0.07kPa/sec)，Case3 として約 10 日かけて減圧を行う (0.007kPa/sec)。最後に約 100 日かけて減圧を行う (0.0007kPa/sec)。以上の 4 通りについて解析を実施する。

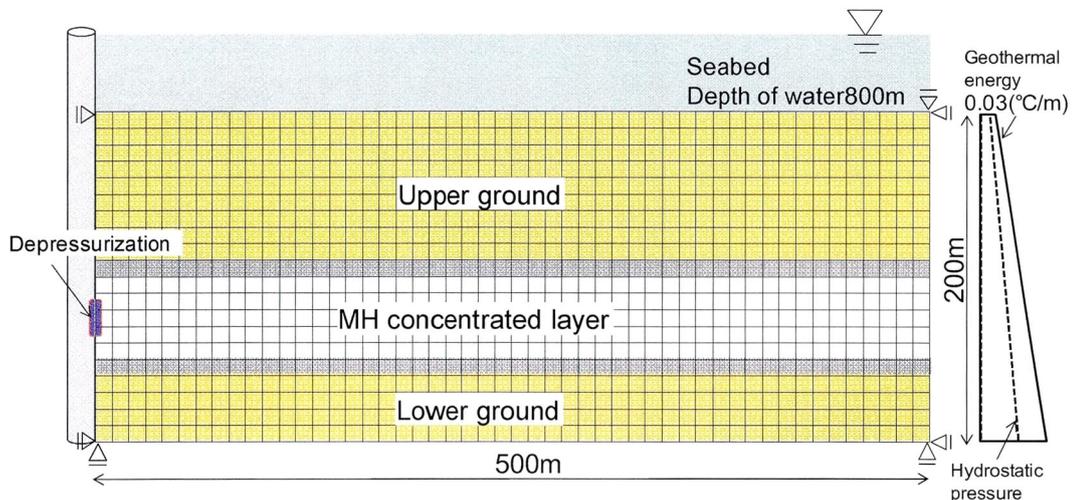


図 5-4 南海トラフを想定した海底地盤モデル

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

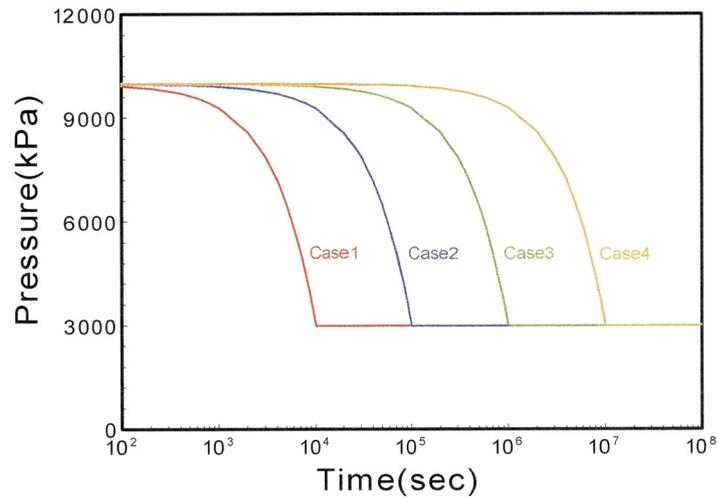


図 5-5 各解析ケースにおける減圧源の圧力と時間の関係

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

5.4.2 解析パラメータについて

本解析に用いた材料定数を表に示す。線形 FEM に用いる材料定数は主に MH21 フェーズ I 報告書から引用し、その他の値については一般的な値を用いている。また、構成則部分の材料定数については、豊浦砂の三軸圧縮試験および等方圧縮除荷試験、メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮試験から求めた値を用いている。

表 5-1 FEM 解析に用いる材料定数

Symbol	Parameter	Unit	メタンハイドレート貯留層	通常地盤	泥層
E	弾性係数	kPa	1.5×10^5	1.0×10^5	1.0×10^5
ν	ポアソン比	.	0.33	0.33	0.33
ρ_s	土の単位体積重量	kN/m ³	25	25	25
ρ_w	水の単位体積重量	kN/m ³	10	10	10
ρ_H	メタンハイドレートの単位体積重量	kN/m ³	9.12		
k_w	透水係数	m/sec	1.6×10^{-6}	1.6×10^{-5}	1.6×10^{-9}
k_G	透気係数	m/sec	1.6×10^{-4}	1.6×10^{-4}	1.6×10^{-9}
n	初期間隙体積比	.	0.4	0.4	0.4
n^H	メタンハイドレート体積比	.	0.2 (S _{MH} =50%)	0	0
A	膨張係数	/K	5.0×10^{-6}	5.0×10^{-6}	5.0×10^{-6}
K_{tW}	水の熱伝導率	cal/m ² ·K·sec	0.14	0.14	0.14
K_{tS}	土粒子の熱伝導率	cal/m ² ·K·sec	0.5	0.5	0.5
K_{tG}	ガスの熱伝導率	cal/m ² ·K·sec	0.1	0.1	0.1
K_{tH}	メタンハイドレートの熱伝導率	cal/m ² ·K·sec	0.1		
C_{vW}	水の比熱	cal/N·K	2.5×10^4	2.5×10^4	2.5×10^4
C_{vS}	土粒子の比熱	cal/N·K	1.0×10^5	1.0×10^5	1.0×10^5
C_{vG}	ガスの比熱	cal/N·K	1.0×10^4	1.0×10^4	1.0×10^4
C_{vH}	メタンハイドレートの比熱	cal/N·K	1.0×10^5		
M_G	メタンガスの物質質量	g/mol	16		
M_W	水の物質質量	g/mol	18		
M_H	メタンハイドレートの物質質量	g/mol	119.5		
R	気体定数	kPa·m ³ /K·mol	8.314		

表 5-2 解析中の構成則に用いる材料定数

Symbol	Parameter	Unit	メタンハイドレート貯留層	通常地盤	泥層
λ	圧縮指数	.	0.146	0.146	0.146
κ	膨張指数	.	0.0016	0.0016	0.0016
e_i	基準間隙比	.	0.973	0.973	0.973
M	限界応力比	.	1.2	1.2	1.2
u	塑性ひずみ増分を規定	.	10	10	10
α	内部応力の変動に伴う降伏応力を規定	.	10		
β	内部応力の変動に伴う降伏応力を規定	.	10		
χ	塑性ひずみ増分による内部応力の損傷の程度を規定	.	5		
ζ	内部応力の大きさを規定	.	0.05		

5.4.3 解析結果

(1) 減圧に伴う地盤内の水圧低下

Case1, Case2, Case3 および Case4 の各時間における地盤内の水圧分布を図 5-6 に示している。Case1 では、約 3 時間で急速に静水圧から 6000kPa 分の減圧を行っている。これにより、1 日経過後の水圧分布をみると、減圧源付近で放射状に圧力が下がっていることが確認できる。10 日経過すると、減圧は主に水平方向へ広がりを見せている。これは、メタンハイドレート貯留層の上下に非常に透水性の悪い泥岩があるため、上下からの水の供給が乏しく、水平方向から吸水したためである。その後も 100 日経過すると減圧は水平方向の広がりを見せている。しかしながら、100 日経過後から 1000 日経過後については地盤内の水圧分布がほぼ等しい。右辺側からの水の供給と減圧源からの水の吸水が平衡状態に達したと考えられる。次に、Case2 の 1 日経過後の水圧分布をみると、Case1 と比べて若干減圧の広がりが小さい範囲で起こっている。Case2 では 1 日かけて減圧しているため、その広がりに時間を有する結果となった。しかしながら 100 日経過するとほぼ同様の水圧分布となり、定常状態に至っている。次に Case3 では、10 日かけて減圧を行った。これにより、Case1 および Case2 とくらべると減圧の広がりが若干遅い。しかし、100 日経過すると、それぞれほぼ同様の水圧分布となる。これより、減圧速度が異なる場合でも、一定時間経つと水圧分布はほぼ同様な水圧分布となることが明らかとなった。本解析においては、ほぼ同等な水圧分布になるためには 10 日以上必要であった。実地盤においては、海底地盤の様子はさまざまであり、透水性が場所によって大きく異なることが予想される。よって、正確に減圧による水圧分布の変化を捉えるためには、物理探査などによって得られた地盤状況を解析モデルにフィードバックしなければならず、注意が必要である。

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

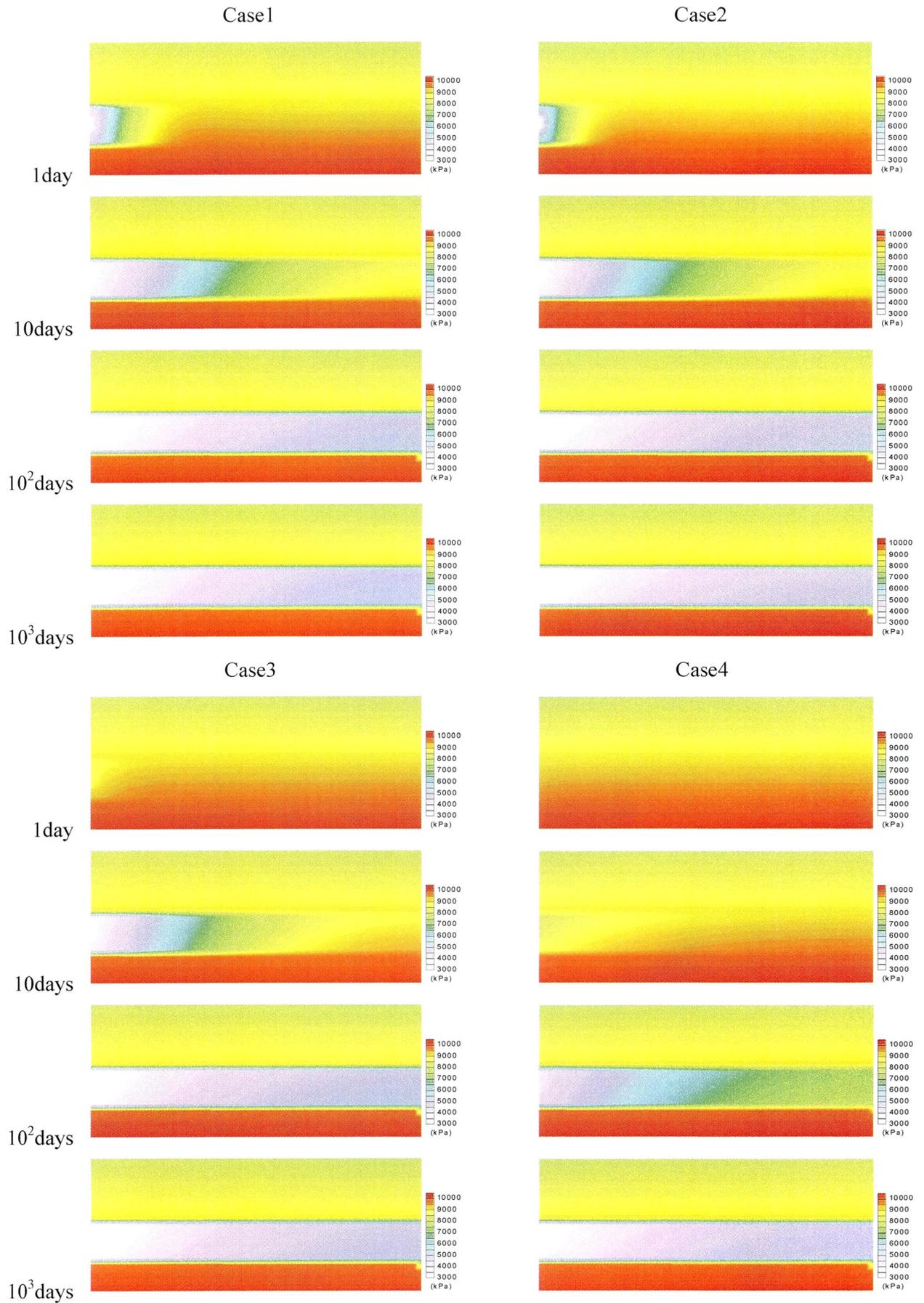


図 5-6 各解析時間における地盤内の水圧分布

(2) 減圧に伴うメタンハイドレートの分解状況

Case1, Case2, Case3 および Case4 の各時間における地盤内のメタンハイドレート飽和率分布を図5-7に示している。Case1 および Case2 では、10 日後に坑井から約 20m の範囲のメタンハイドレートが分解していることがわかる。100 日後の結果は、さらにメタンハイドレートの分解が進み、坑井から 100m の範囲のメタンハイドレートの分解が確認された。一方、Case3 では、10 日かけて減圧しているため、Case1 および Case2 と比較すると、メタンハイドレートの分解が遅れている。しかしながら、100 日後の結果では同様の分解状況を示しており、減圧した後にある程度の時間、つまり 100 日程度経過するとメタンハイドレートの分解状況に対する減圧速度の影響は無いことが明らかとなった。すべてのケースの 1000 日経過後では、同様なメタンハイドレート飽和率分布を示している。メタンハイドレート貯留層と上部地盤および下部地盤の境界面においてメタンハイドレートの分解が早いことが確認できる。これは、減圧によるメタンハイドレートの分解が平衡状態に至った後は、上部地盤および下部地盤からの熱伝導によってメタンハイドレートが分解するからである。

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

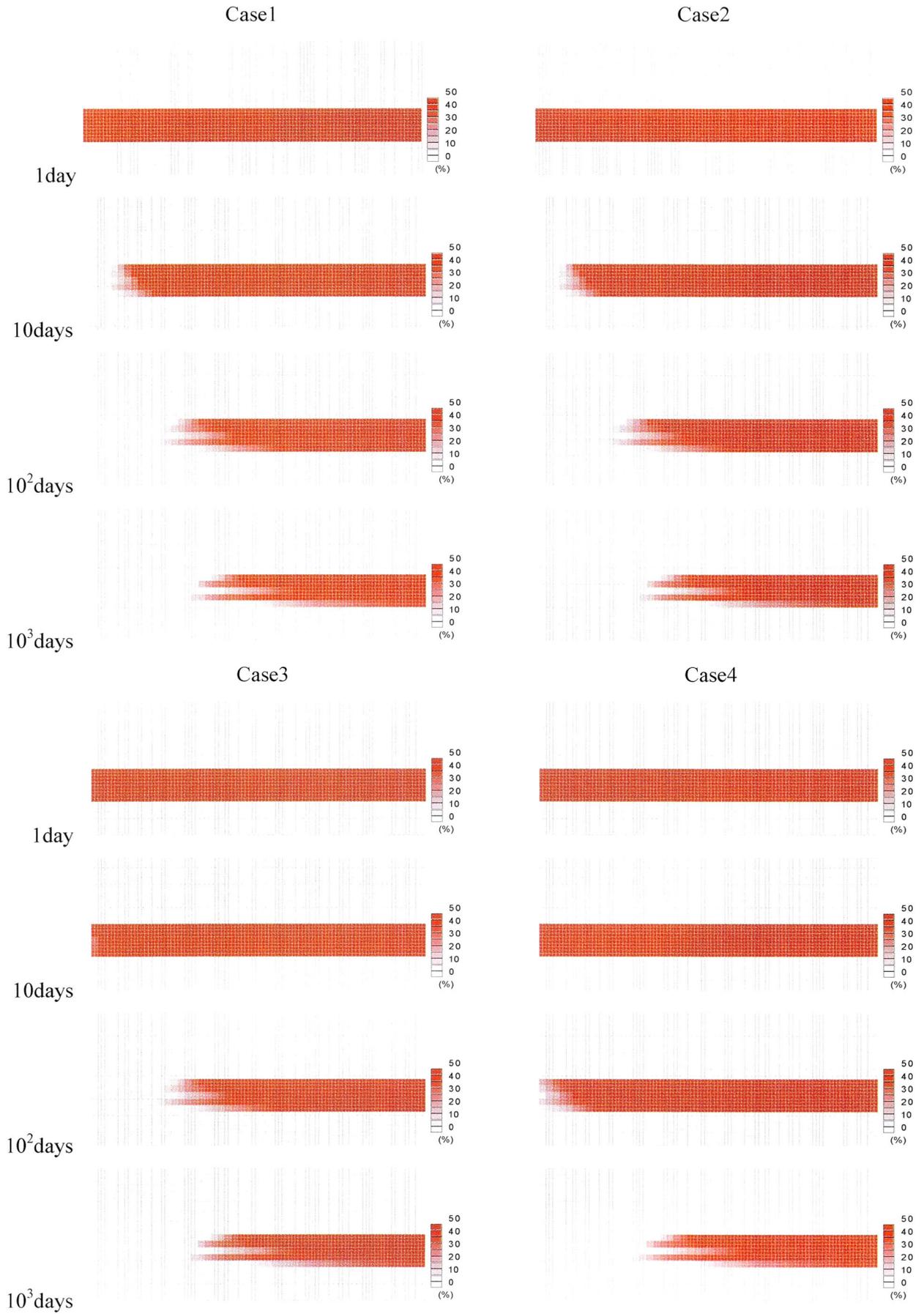


図 5-7 各解析時間における地盤内のメタンハイドレート飽和率分布

(3) メタンハイドレートの分解に伴う地盤の温度変化

Case1, Case2, Case3 および Case4 の各時間における地盤内の温度分布を図 5-8 に示している。南海トラフ域における深海底面は、太陽からの光が届かず、海面が 15~20°C なのに対して 1~5°C と冷えている。そして、海底面から下の地盤は、地熱の影響を受けることで、100m ごとに 3°C 温度が上昇している。このような、地盤内の温度分布と、減圧による水圧分布がメタンハイドレートの安定境界外の場合、メタンハイドレートの分解が始まる。メタンハイドレートに代表されるガスハイドレートは自己保存効果を持っており、分解してガスになるときに周りから熱を奪い、吸熱反応をすることで温度が減少することが明らかとなっている。このため、メタンハイドレートの分解が生じた地盤の要素は初期の地盤温度と比べて減少する。Case1, Case2 および Case3 の 1 日経過後は、減圧が地盤内に広がっていないため、メタンハイドレートの分解が生じておらず、地盤内の温度変化はほぼ無いことがわかる。100 日、1000 日と時間が経過するに従い、すべてのケースで地盤内の温度が減少することが確認された。

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

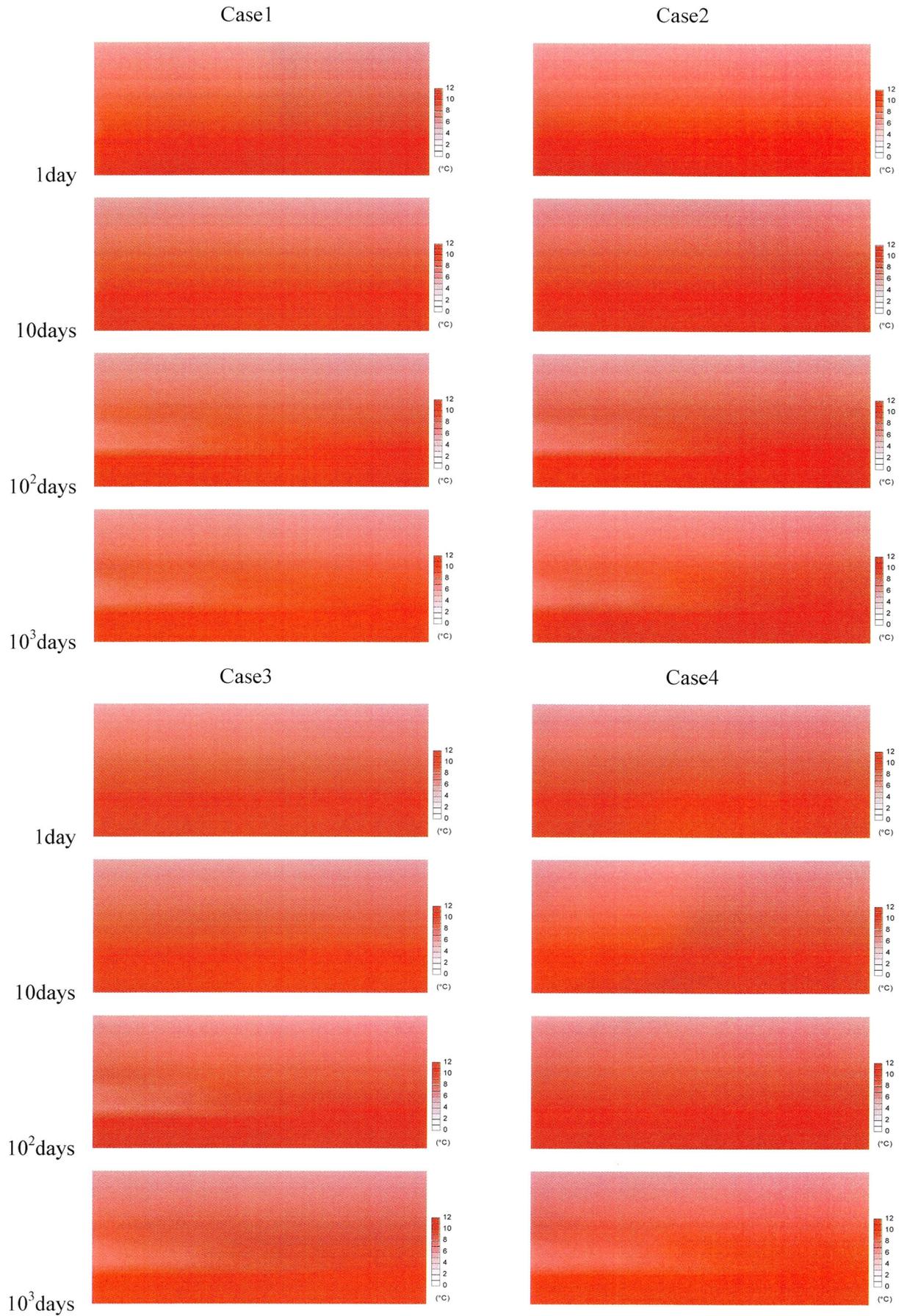


図 5-8 各解析時間における地盤内の温度分布

(4) メタンハイドレート生産時の地盤の変形挙動

Case1, Case2, Case3 および Case4 の各時間における地盤の変形を図 5-9 に示している。なお、変形を 20 倍のスケールで表記している。Case1 の 1 日経過後は、急速な減圧に伴い、減圧源の近傍が局所的に大きく圧縮している。それに伴い、減圧源直上の海底面が最も変形した。10 日経過後は、メタンハイドレート貯留層全体が圧縮し、海底面全体が沈下する変形モードが確認された。その後は時間の経過とともに沈下は落ち着き、100 日経過後は変形が収束したことが確認された。Case2 では、Case1 と同様に海底面直上が最も沈下し、時間の経過と共に徐々に海底面全体が沈下することが明らかとなった。Case3 においても、Case1 および Case2 と同様の変形挙動が確認された。これらの変形は、減圧に伴い、間隙水圧が減少することで地盤内の有効応力が増加したことによるものである。

次に、Case1, Case2, Case3 および Case4 の各時間における、個々の要素の体積ひずみ分布を図 5-10 に示す。Case1, Case2 では減圧に伴って減圧源の近傍で体積収縮が生じている。さらに、時間の経過と共にメタンハイドレート貯留層全体に収縮挙動が見られる。しかしながら、時間が経過してもなお、体積ひずみは減圧源近傍において約 3% の体積ひずみが生じた。

次に、Case1, Case2, Case3 および Case4 の各時間における、個々の要素のせん断ひずみ分布を図 5-11 に示す。Case1 の 1 日経過後、メタンハイドレート貯留層と上部および下部地盤の境界部分で大きなせん断ひずみが発生している。これは、急速に減圧することで、減圧源近傍において局所的に体積収縮が生じ、上部地盤が物体力で沈下したことによるものである。このように地盤の一部が局所的に収縮することで周囲と異なる沈下が生じる不等沈下は、地盤工学において真空圧密工法を採用したときに見られる現象である。真空圧密工法は、地表面に気密膜を設けて粘土層に掘削したドレーン内を、真空ポンプを用いることで負圧を載荷し、有効応力を増大させ、圧密を進行させる工法である(今井五郎, 2005)。この真空圧密工法と減圧法は、間隙圧を減少させ、有効応力が増大するといったことから、理論的には同じ工法といえる。真空圧密工法を適用した場合、負圧載荷領域ではほぼ等方的な体積圧縮をするのに対して、その近傍の地盤ではせん断変形が生じ、上部地盤では引っ張り亀裂が生じる可能性が示唆されている。減圧法においても、これと同様の変形挙動になることが確認された。しかしながら、減圧法の場合、その減圧域はメタンハイドレート貯留層全体に広がるため、10 日、100 日、1000 日経過後の結果に見られるように、時間の経過と共に地盤全体が沈下し、せん断ひずみが徐々に消失していくことが明らかとなった。Case4 では、減圧速度が遅いため、地盤内の間隙水圧が徐々に減少していき、他のケースと比べて小さなせん断ひずみの発生で治まった。

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

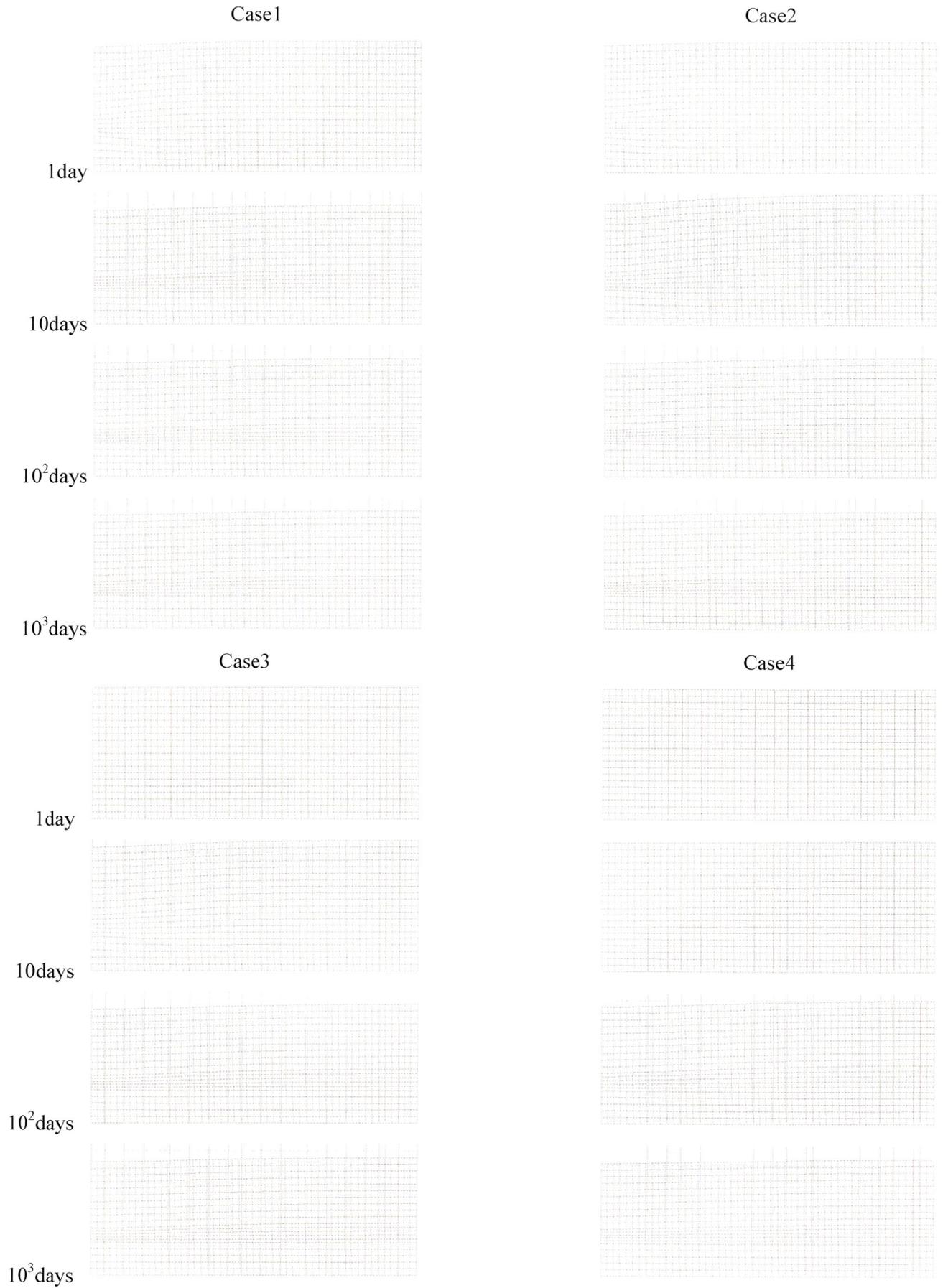


図 5-9 各解析時間における地盤の変形図 (20 倍表示)

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

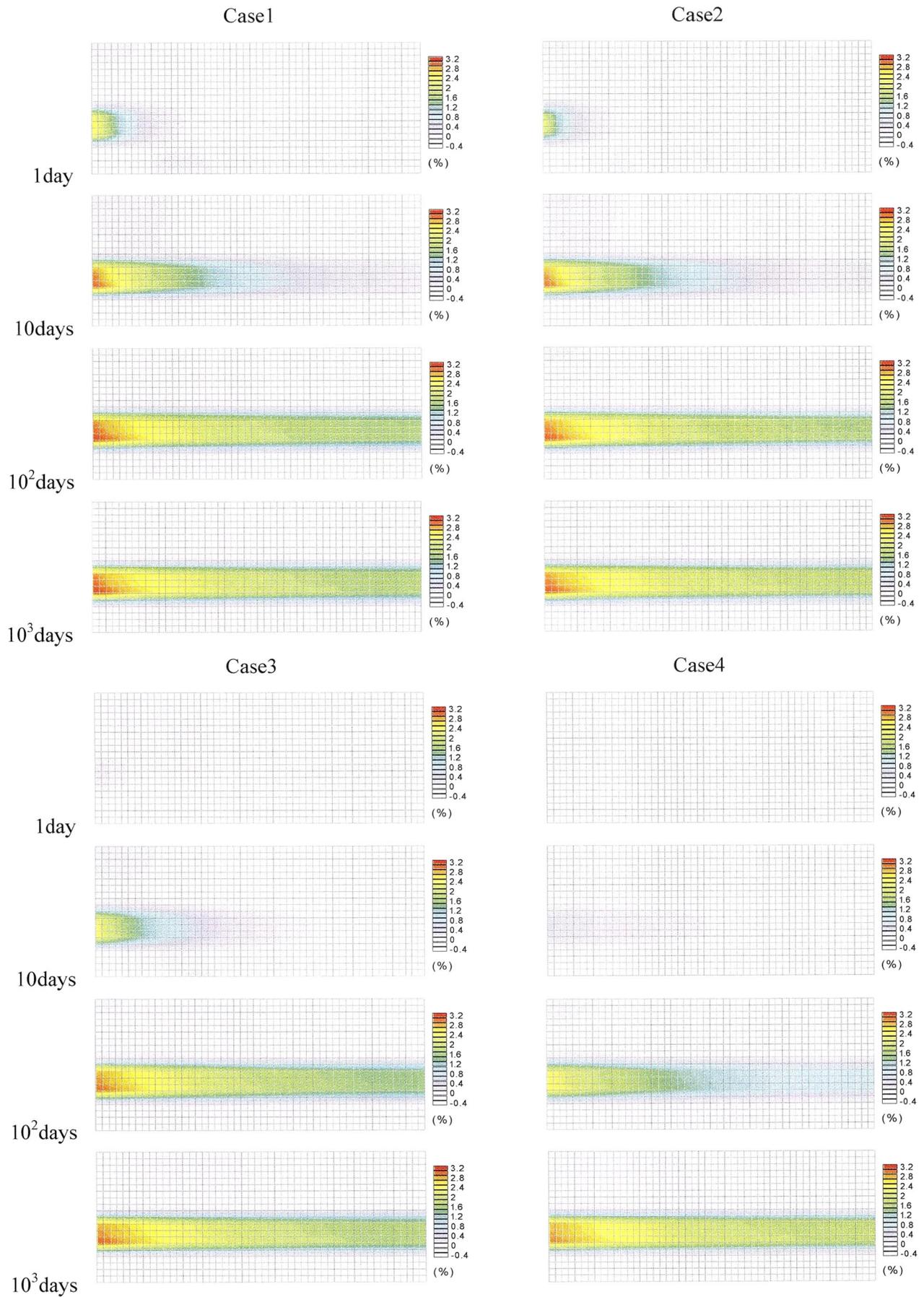


図 5-10 Case1, Case2, Case3 および Case4 の各解析時間における地盤の体積ひずみ分布

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

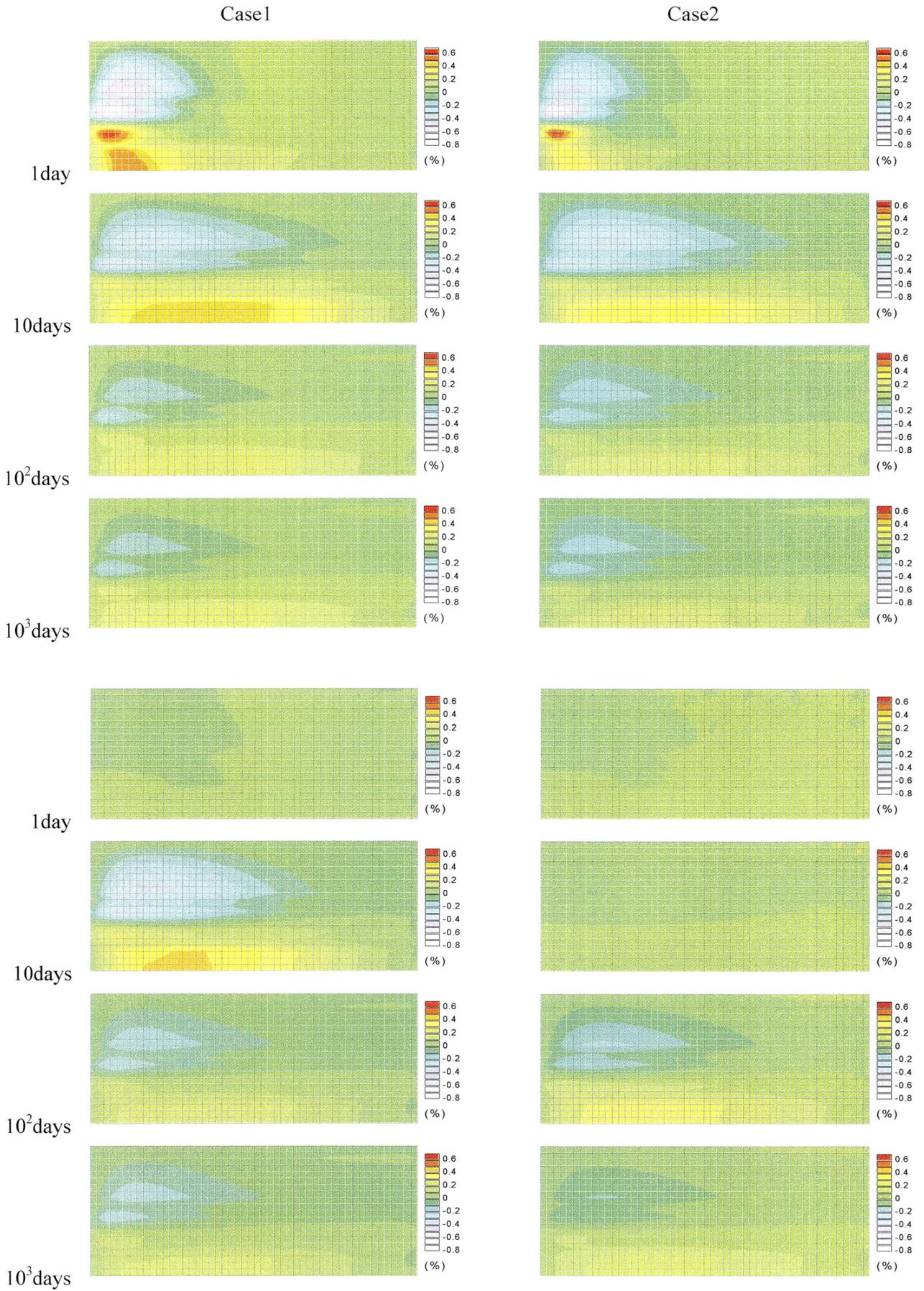


図 5-11 Case1, Case2, Case3 および Case4 の各解析時間における地盤のせん断ひずみ分布

(5) 最大沈下量と時間の関係

Case1, Case2, Case3 および Case4 の各時間における減圧源の圧力と最大沈下量の関係を図 5-12 に示す。Case1 では、約 3 時間で減圧しているために、Case2, Case3 と比べて早い段階から沈下が生じている。Case2 では、約 10 日後に Case1 とほぼ同様な沈下量となっている。Case3 では、約 10 日かけて減圧しているために、沈下の進行が他より遅れている。しかしながら、約 100 日経過すると、沈下量と時間の関係は収束し、最終的に約 1.5m の沈下が確認された。Case4 では約 100 日かけて減圧しており、200 日経過後に他のケースとほぼ同等の沈下量に収束した。これより、井戸からの減圧速度の違いによる最終沈下量の違いは無いことが明らかとなった。

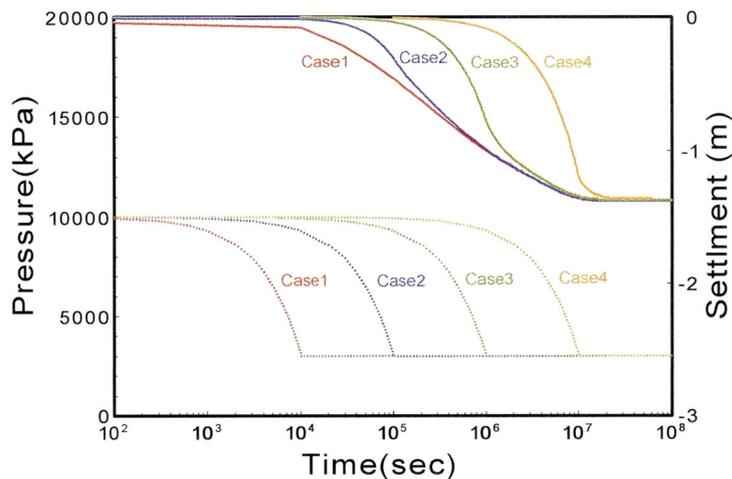


図 5-12 Case1, Case2, Case3 および Case4 の減圧源直上の沈下量と時間の関係

(6) メタンハイドレート貯留層および上部地盤の有効応力経路

Case1 および Case2 についてシミュレーション中の有効応力経路を図 5-13 に示す。Case1 では急速に減圧したことに伴って、初期に若干のせん断応力が作用するが、その後減圧に伴う有効応力増加によって、メタンハイドレート堆積土の限界状態線から離れることになる。これは、より安全率が高くなることを意味しており、減圧法の適用中のメタンハイドレート層は力学的に安定に向かうことが確認された。

次に、上部地盤の要素の有効応力経路を図 5-14 に示す。(a)は、坑井近傍、(b)は坑井から 50m の地点、(c)は 100m、(d)は 150m、(d)は 200m の地点である。それぞれ海底面から 50m の深度であり、Case1, Case4 について示している。前述のように、Case1 では、Case4 にくらべて初期に高いせん断応力が作用していることが分かる。また、特に(b)では、土の限界状態線を上回るせん断応力が作用することが明らかとなった。ピークを迎えた後は、せん断応力が減少し、定常状態に至っている。これは、メタンハイドレート層全体に減圧が広がったために、不等沈下が抑制されたためである。すべてのケースにおける最大軸差応力と坑井からの距離の関係を図 5-15 に示している。坑井から 50m の地点で最も高い軸差応力が確認された。また、減圧速度が遅くなるほど、最大軸差応力は小さくなることが確認できる。さらに、最も高い軸差応力が発生した坑井から 50m の地点について、軸差応力と時間の関係を図 5-16 に示す。Case1, Case2 とともに約 4 日後に軸差応力の最大値を示した。

また、Case3 については約 14 日後に最大軸差応力が発現している。Case4 については、約 140 日後に最大軸差応力が発現した。それぞれのケースの最大軸差応力を比較すると、減圧速度が遅いほど、最大せん断応力が小さくなることが明らかとなった。これは、減圧に伴い生じる不等沈下に減圧速度依存性があるということである。これより、実際の生産においても極力減圧速度は小さくすべきである。

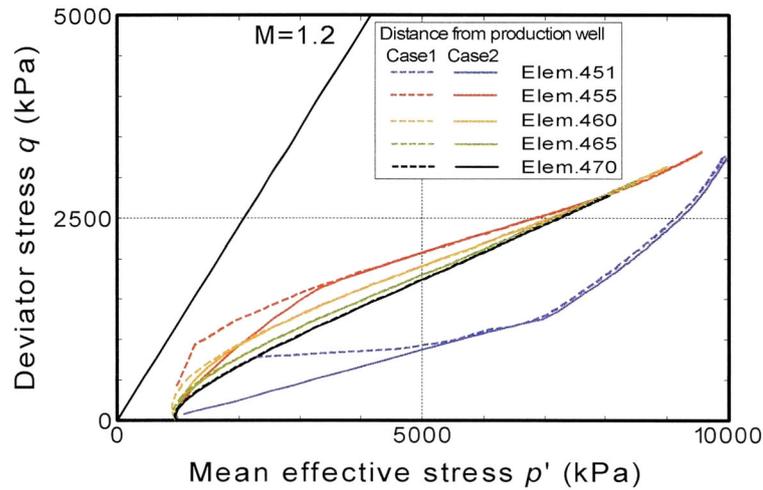
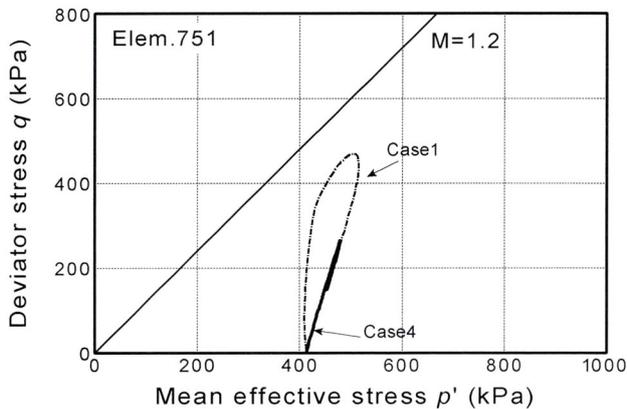
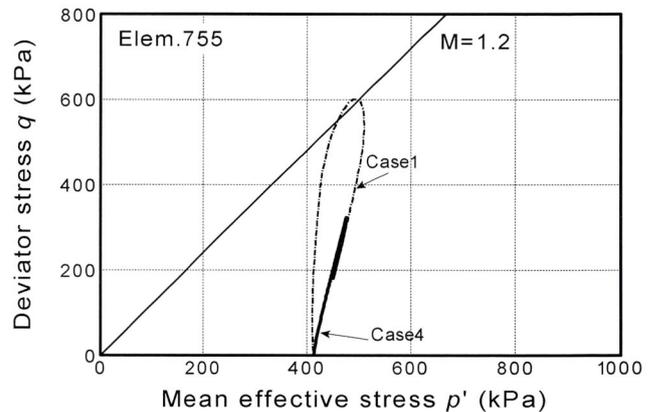


図 5-13 Case1,および Case2 のメタンハイドレート貯留層内の要素の有効応力経路

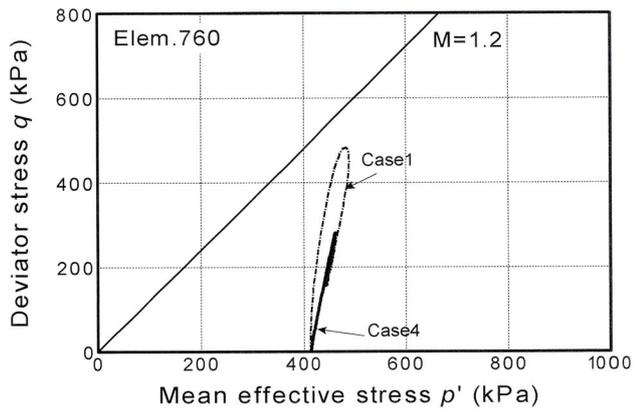


(a) 坑井近傍、土かぶり 50m の要素

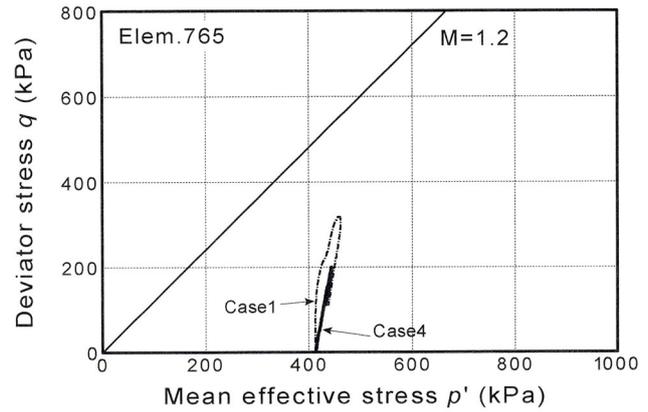


(b) 坑井から 50m、土かぶり 50m の要素

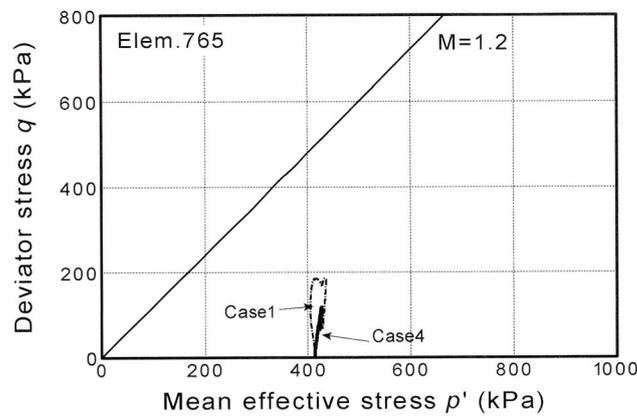
< 第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測 >



(c) 坑井から 100m, 土かぶり 50m の要素



(d) 坑井から 150m, 土かぶり 50m の要素



(e) 坑井から 200m, 土かぶり 50m の要素

図 5-14 Case1, Case2 および Case3 の上部地盤内要素の有効応力経路

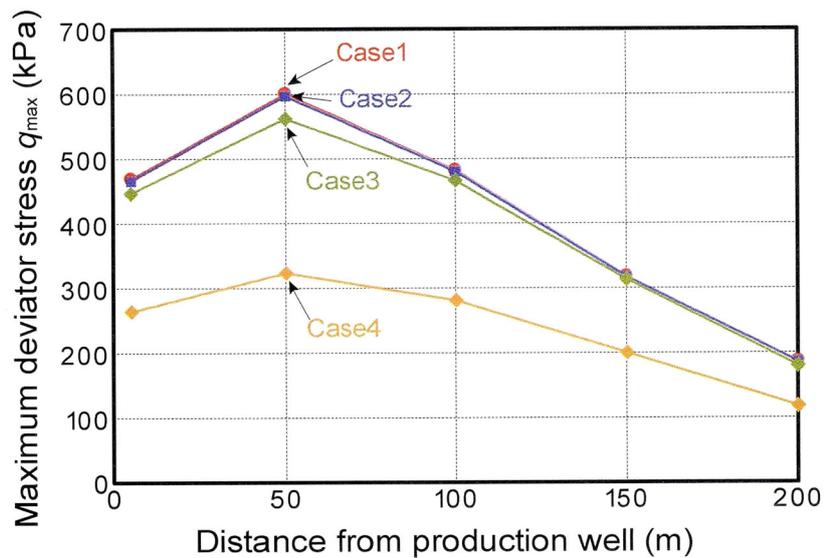


図 5-15 上部地盤内要素の最大軸差応力と坑井からの距離の関係

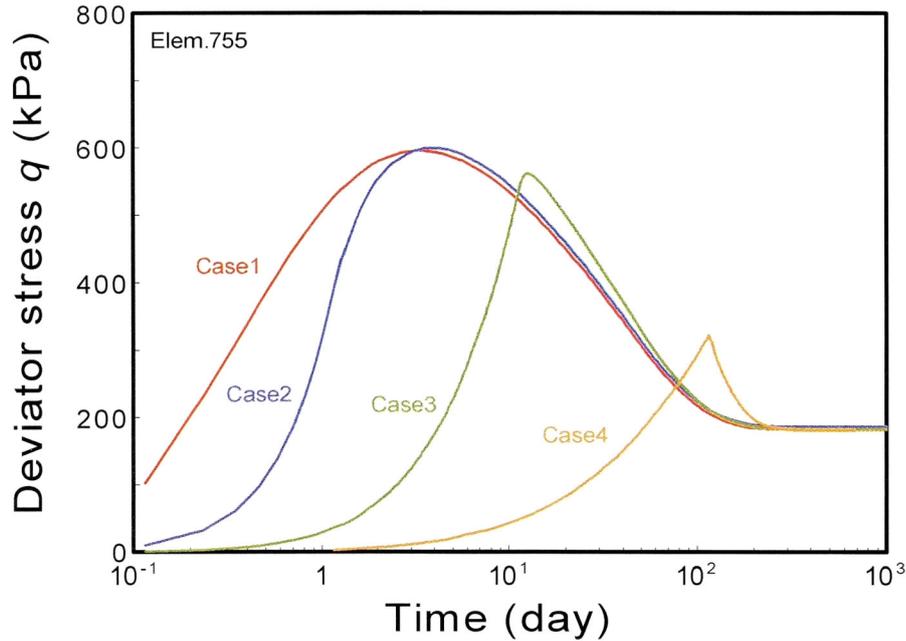


図 5-16 坑井から 50m 離れた土かぶり 50m の要素の軸差応力と時間の関係

(7) 水圧回復に伴う地盤の変形

メタンハイドレートの生産が終了、または中断すれば周りの地盤から海水が流入し、水圧が回復することが考えられる。そこで、減圧から 8 年経過後に減圧境界を自由境界とし、その後の海底地盤の変形挙動の予測を行った。図 5-17 に水圧分布と地盤の変形図を示している。減圧が終了すると、上下の泥層から徐々に透水が起り、メタンハイドレート層内の水圧が上昇していく。約 1000 日経過すると、水圧は静水圧へ戻ることが分かる。水圧の回復と同時に有効応力の減少が起き、弾性的な膨張をすることで、地盤がリバウンドする結果が得られた。しかしながら、破壊には至らないことも明らかとなった。図 5-18 には、減圧時に最もせん断応力が作用した要素の応力経路を示している。これをみると、減圧時に残留していたせん断応力は、水圧の回復と共に減少していくことが分かる。図 5-19 は、井戸の直上の変位と水圧回復時からの時間経過を示している。約 1000 日後に地盤のリバウンドが収束していることが分かる。これは、1000 日経過すると、地盤内の水圧がほぼ静水圧に戻ったためと考えられる。そして、その残留変形は小さい。本解析において、減圧に伴う有効応力の増減域は、弾性的な変形が支配的であったためと考えられる。

<第5章 メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測>

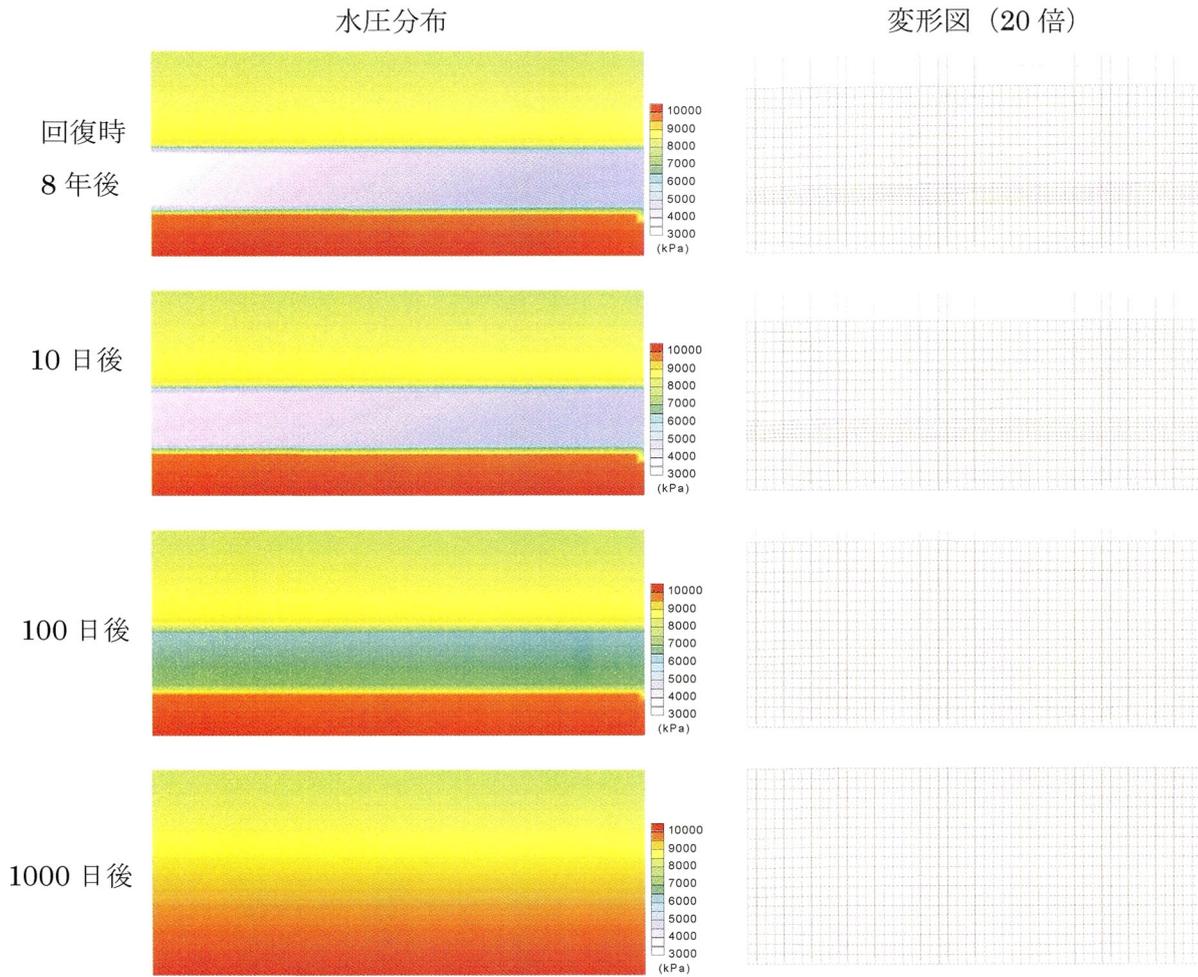


図 5-17 水圧回復時の地盤の水圧分布と変形図 (20 倍)

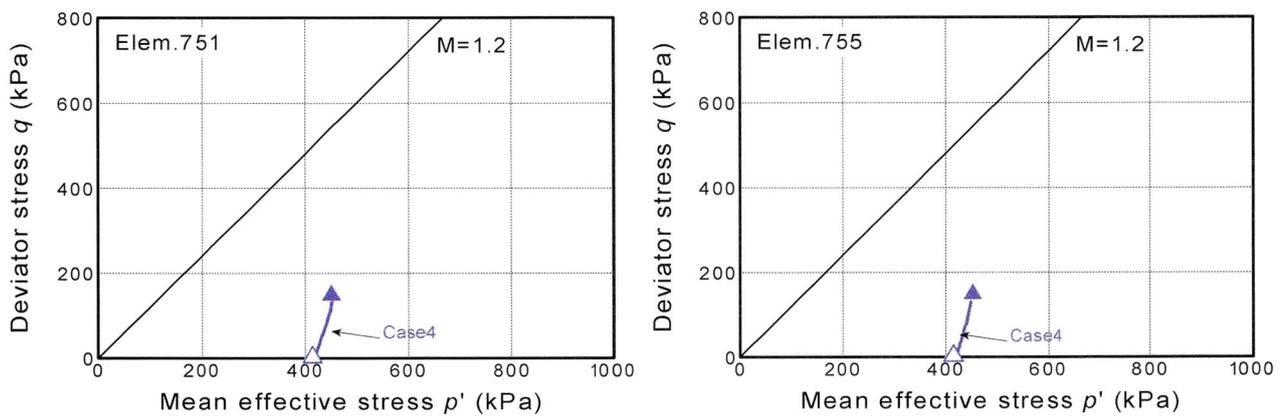


図 5-18 要素 751 と 755 の応力経路

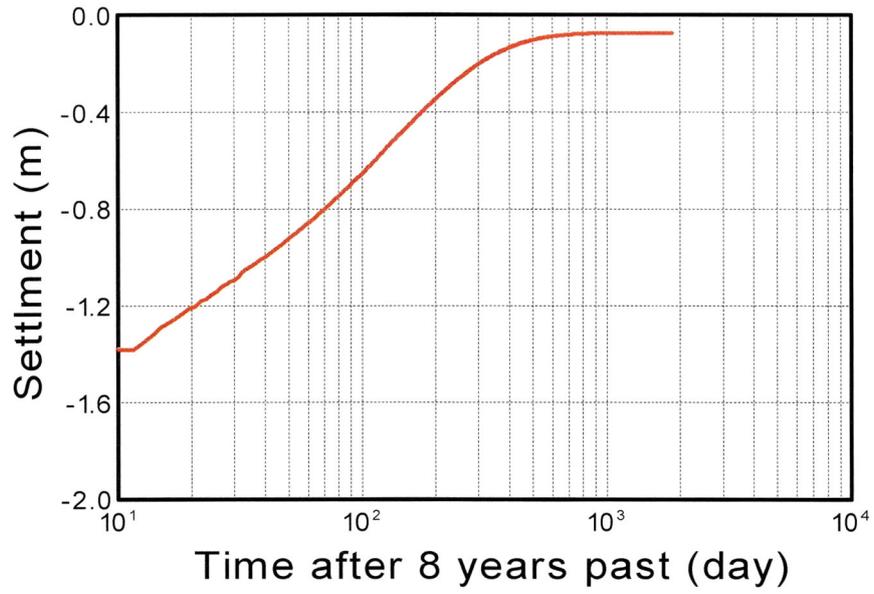


図 5-19 天端（井戸直上）の変位と水圧回復からの時間関係

5.5 要約

本章では、メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測を目的として、現在メタンハイドレートの生産対象域とされている南海トラフの地盤をモデル化し、土-水-ガス-熱連成有限要素法を用いた弾塑性解析を行った。以下に、得られた知見を要約する。

- (1) 減圧法を適用した場合、キャップロックされた地盤では、メタンハイドレート貯留層内の水圧が水平方向に減少し、メタンハイドレートが生産される。
- (2) 減圧速度を、Case1(0.7kPa/sec)、Case2(0.07kPa/sec)、Case3(0.007kPa/sec)、Case4(0.0007kPa/sec)と変化させた場合、生産初期は地盤内の水圧低下に時間差があるためメタンハイドレートの分解量はことなるが、減圧完了から約100日経過すると、地盤内の水圧はほぼ平衡状態となりメタンハイドレートの分解量はほぼ等しくなる。
- (3) メタンハイドレートの分解が進むと、それによる吸熱反応によって地盤内の温度が下がり、メタンハイドレート層の上下地盤の熱の供給によってメタンハイドレート層の上下の分解の進行が早くなる。
- (4) 減圧に伴う有効応力の増加によって減圧源近傍に最大の体積収縮が生じる。
- (5) 減圧源近傍の体積収縮によって上部地盤が引き込み沈下を起こし、土の限界状態線を上回る高いせん断応力が発生する。
- (6) メタンハイドレート貯留層内部でも不等沈下によるせん断変形は生じるが、減圧に伴う有効応力の増加によって力学的には安全な方向へ向かう。
- (7) 減圧速度が大きい場合、減圧源近傍で急速に体積収縮が生じるために大きな不等沈下が発生し、それに伴うせん断応力も増加する。
- (8) 水圧回復に伴う地盤の変形は約1000日で収束し、破壊には至らない。

参考文献

- Sandhu, R.S. and Wilson, E.L. : Finite Element Analysis of Seepage in Elastic Media, J. Eng. Mech. Div. ASCE, 95, EM3, 1969.
- 大西有三・村上毅：有限要素法による地盤の応力・変形を考慮した浸透流解析，土木学会論文集，No.298, 1980.
- Bear, J. and Corapcioglu, M. Y.: A mathematical model for consolidation in a thermoelastic aquifer due to hot water injection or pumping, Water Resour. Res., Vol.17, No.3, pp. 723-736, 1981.
- Hart, R.D.: A fully coupled thermal-mechanical-fluid flow model for nonlinear geologic system, PH. D. Thesis, Univ. of Minnesota, 1981.
- Noorishad, J., Tsang, C. F. and Witherspoon, P. A.: Coupled thermal-hydraulic-mechanical phenomena in saturated soil, Geotechnique, Vol.13, No.3.
- Klar, A. and Soga, K.: Coupled deformation-flow analysis for methane hydrate production by depressurization wells, Abousleiman YN, Cheng AHD, Ulm F-J, editors. Poromechanics-Biot centennial, London, Taylor & Francis Group, pp.653-659, 2005.
- Kimoto, A., Oka, F. Fushita, T. and Fujiwaki, M.: A chemo-thermo-mechanically coupled numerical simulation of the subsurface ground deformations due to methane hydrate dissociation, Computers and Geotechnics, Vol. 34, pp.216-228, 2007.
- Kim, H.C., Bishnoi, P.R., Heidemann, R.A. and Rizvi, S.S.H.: Kinetics of methane hydrate decomposition, Chem. Eng. Sci., No.42, pp.1645-1653, 1987.
- 今井五郎：「真空圧密工法」のさらなる発展に向けて－真空圧を利用した地盤改良の原理とその適用－，土木学会論文集，No. 798, Vol. 68, pp.1-16, 2005.

第6章 結論

本論文では、メタンハイドレートが含まれる海底地盤の力学特性を把握するために深海底の温度圧力状態を再現できる三軸試験装置の開発を行い、各種力学試験を実施した。また、それらの挙動を表現する応力ひずみモデルの開発およびそれを組み込んだシミュレータを用いてメタンハイドレート生産時の海底地盤の変形解析を行った。さらに、メタンハイドレート堆積土の局所変形を計測可能な恒温高压平面ひずみ試験装置の開発を行い、せん断変形時およびメタンハイドレート分解時の局所変形の評価を行った。以下に各章で得られた知見をまとめる。

第1章「序論」

メタンハイドレート研究の歴史について概説し、メタンハイドレートの化学的特性について述べている。また、その化学的特性から、メタンハイドレートが存在可能な地域について言及し、現在までに明らかとなっているメタンハイドレートの資源量について説明を行っている。次に、世界各地で採取されたメタンハイドレートの産状を紹介し、提案されているメタンハイドレート生産方法について解説する。さらに、開発中に想定される地盤工学的な課題を取り上げ、本研究の成果がこれらの解決に寄与するものであることを述べた。最後に、本論文の目的と構成を示した。

第2章「メタンハイドレート堆積土の三軸圧縮特性および分解時変形挙動」

本章では、メタンハイドレートを含む堆積土の力学特性を調べる目的で、温度可変高压三軸圧縮試験装置を開発し、人工的に作製したメタンハイドレート生成砂に対して一連の三軸圧縮試験を行った。さらに、南海トラフで採取した不攪乱試料について、 K_0 圧密三軸圧縮試験を行い、その力学特性を調べ、人工試料と比較検討を行った。さらに、開発した試験機を用いて、加熱法、減圧法による生産過程を再現し、メタンハイドレート分解過程におけるメタンハイドレート生成砂の変形挙動の観察を行った。坑井掘削などによって地盤内の応力状態が様々であると予想されることから、3種類の初期せん断応力を作用させて実験を行った。また、減圧法の適用後は、生産終了後の水圧回復を模擬して水圧の回復実験を行った。以下に、得られた知見を要約する。

(1) メタンハイドレートの模擬試料として、含水比調整した砂に所定の温度、圧力条件でメタンガ

<第6章 結論>

スを負荷することにより、所定のメタンハイドレート飽和率のメタンハイドレート生成砂供試体を作製することが可能である。

- (2) 生成したメタンハイドレートは土粒子同士を固結するように存在し、その含有量が多いほど、つまりメタンハイドレート飽和率が高いほどメタンハイドレート生成砂の三軸圧縮強度は高い。
- (3) メタンハイドレート生成砂の三軸圧縮強度は、一定の有効応力下では間隙圧が高いほど、また温度が低いほど高い。
- (4) メタンハイドレート生成砂の強度は、メタンハイドレート飽和率が同一の場合間隙率が小さいほど高く、砂のみの強度に対するその増加割合は有効拘束圧が高いほどより高い。
- (5) メタンハイドレートによる強度増加は、軸ひずみ1%~2%で最大となる。
- (6) K_0 圧密試験から得られた不攪乱試料の静止土圧係数 K_0 はおおむね0.5~0.6である。
- (7) 不攪乱試料の三軸圧縮試験による初期剛性および強度は模擬試料と同様、メタンハイドレート飽和率、有効拘束圧が高いほど高い。
- (8) 初期せん断応力を加え、加熱によりメタンハイドレートを分解させた場合初期せん断応力が高いほど大きなせん断変形が生じる。
- (9) 減圧法によるメタンハイドレート分解時においては、メタンハイドレートの分解と有効応力の増加によるひずみが生じるが、地盤としてはより安定側に向い破壊には至らない。
- (10) メタンガスの生産中断または生産終了以降に地盤の間隙水圧が回復すると、高い初期せん断応力が存在する地盤では大きなせん断変形を生じ、破壊を起こす危険性がある。

第3章「メタンハイドレート堆積土のせん断時局所変形挙動」

本章では局所変形の観察をするために恒温高压平面ひずみ試験装置を開発し、加えて平面ひずみ圧縮試験および減圧によるメタンハイドレート分解実験を行った。以下に得られた知見について要約する。

- (1) 開発した実験装置を用いてガス浸透法によりメタンハイドレートを生成しメタンハイドレート固結砂の平面ひずみ圧縮試験を行う試験法を確立した。
- (2) 平面ひずみ圧縮試験の結果よりメタンハイドレートの固結力が確認され、平面ひずみ圧縮試験と三軸圧縮試験との比較から低压域での既往の研究と同様の傾向を示すことが確認された。
- (3) メタンハイドレート固結砂の平面ひずみ圧縮試験により、メタンハイドレートの有無による供試体の変形挙動の違いが視覚的に確認された。
- (4) 実験中に取得した画像により変形の局所化が視覚的に確認され、メタンハイドレート固結砂の方が豊浦砂よりも軸ひずみの値が小さい時からひずみの局所化が生じていることが確認された。
- (5) 実験中に取得した画像により、せん断帯が発生していない箇所は供試体全体と同様な収縮傾向を示す一方、せん断帯付近ではせん断帯の形成とともに体積膨張が顕著に起こることが確認された。
- (6) このようにメタンハイドレート生産中にせん断応力が加わり、体積が膨張することによって、透気性が高まり、流体の移動が起こりやすくなることが予想される。この現象がメタンハイド

<第6章 結論>

レートの生産井付近で発生すると生産効率の上昇につながることを考えられる一方、メタンガスの漏洩のリスクが高まることも考えられる。

- (7) 等方的な有効応力の増加に対する土の変形量は、初期のせん断応力に依存すること、減圧時の土の変形は主として有効応力に依存することが明らかとなった。

水圧回復による破壊モードは圧縮試験時の破壊モードと等しく、水圧の回復によって生じるせん断帯の内部は膨張することが明らかとなった。

第4章「メタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式」

本章では、メタンハイドレートが持つ固結構造が発揮する巨視的な力学特性の変化を定量化する内部応力の項を導入したメタンハイドレート堆積土の弾塑性構成方程式を提案した。以下に本章で得られた知見を要約する。

- (1) メタンハイドレートの固結による強度増加を表現するため、修正 Cam-clay モデルを基本とした構成式に等方的な内部応力の項 p_{int} の導入を行った。
- (2) 材料定数は 10 固である。うち 5 つは土のみの材料定数であり、3 つはメタンハイドレートの材料定数である。残り 1 つは、下負荷面が正規降伏曲面に漸近する過程における塑性変形の大きさを評価する定数であり、土のみの試験結果にフィッティングすることで得られる。

異なるメタンハイドレート飽和率を持つメタンハイドレート堆積土の圧密排水三軸試験結果に対して、提案の構成式による解析予測を行った。その結果、提案の構成式がメタンハイドレートの固結による強度増加を表現可能であることが確認された。

第5章「メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測」

本章では、メタンハイドレート生産による海底地盤の変形予測を目的として、現在メタンハイドレートの生産対象域とされている南海トラフの地盤をモデル化し、土-水-ガス-熱連成有限要素法を用いた弾塑性解析を行った。以下に、得られた知見を要約する。

- (1) 減圧法を適用した場合、キャップロックされた地盤では、メタンハイドレート貯留層内の水圧が水平方向に減少し、メタンハイドレートが生産される。
- (2) 減圧速度を、Case1(0.7kPa/sec)、Case2(0.07kPa/sec)、Case3(0.007kPa/sec)、Case4(0.0007kPa/sec) と変化させた場合、生産初期は地盤内の水圧低下に時間差があるためメタンハイドレートの分解量はことなるが、減圧完了から約 100 日経過すると、地盤内の水圧はほぼ平衡状態となりメタンハイドレートの分解量はほぼ等しくなる。
- (3) メタンハイドレートの分解が進むと、それによる吸熱反応によって地盤内の温度が下がり、メタンハイドレート層の上下地盤の熱の供給によってメタンハイドレート層の上下の分解の進行が早くなる。
- (4) 減圧に伴う有効応力の増加によって減圧源近傍に最大の体積収縮が生じる。

<第6章 結論>

- (5) 減圧源近傍の体積収縮によって上部地盤が引き込み沈下を起し、土の限界状態線を上回る高いせん断応力が発生する。
- (6) メタンハイドレート貯留層内部でも不等沈下によるせん断変形は生じるが、減圧に伴う有効応力の増加によって力学的には安全な方向へ向かう。
- (7) 減圧速度が大きい場合、減圧源近傍で急速に体積収縮が生じるために大きな不等沈下が発生し、それに伴うせん断応力も増加する。
- (8) 水圧回復に伴う地盤の変形は約 1000 日で収束し、破壊には至らない。