細粒分を含む模擬メタンハイドレート含有砂質堆積物の 三軸圧縮特性とメタンハイドレート分解時の力学挙動*

宮崎 晋行¹ 坂本 靖英² 覺本 真代³
天満 則夫⁴ 青木 一男⁵ 山口 勉⁶

Triaxial Compressive Properties of Artificial Methane-Hydrate-Bearing Sediments Containing Fine Fraction

by Kuniyuki MIYAZAKI^a, Yasuhide SAKAMOTO^{a*}, Masayo KAKUMOTO^a, Norio TENMA^a,
Kazuo AOKI^a and Tsutomu YAMAGUCHI^b

- a. National Institute of Advanced Industrial Science and Technology (AIST), 16-1 Onogawa,
Tsukuba-shi, Ibaraki, 305-8569, Japan
(*Corresponding author E-mail: sakamoto-yasuhide@aist.go.jp)
b. Department of Environmental Science, Toho University, 2-2-1 Miyama, Funabashi-shi, Chiba,
274-8510, Japan

In this study, drained triaxial compression tests were conducted on artificial methane-hydrate-bearing sediments containing fine fraction. Toyoura sand (average particle size: $D_{50} = 0.230$ mm, fine fraction content: $F_c = 0\%$), No.7 silica sand ($D_{50} = 0.205$ mm, $F_c = 1.1\%$) and No.8 silica sand ($D_{50} = 0.130$ mm, $F_c = 11.5\%$) were used as the skeleton of each specimens. Axial loading was conducted at an axial strain rate of 0.1 %/min at a constant temperature of 278 K. The cell pressure and pore pressure were kept constant during axial loading. We found that the strength of the hydrate-sand specimens is almost independent of the type of sand forming the skeleton of the specimen. On the other hand, the stiffness of the specimens containing finer sand particles is lower, probably because fine sand particles can more easily penetrate between the sand and hydrate particles, resulting in larger axial deformation. During the dilatant behavior, the lateral expansive displacement of specimens containing finer sand particles is smaller because the compaction process may continue to occur even when the dilatant behavior becomes the dominant mechanism. The formula expressing the secant Young's modulus obtained from the triaxial compression tests was constructed as a function of methane hydrate saturation and effective confining pressure and was introduced to a numerical simulator. The compressive displacement observed in the earlier work concerning the laboratory-scale experiments of methane hydrate dissociation was simulated by the numerical simulator.

KEY WORDS: Methane Hydrate, Triaxial Compression Test, Strength, Elastic Modulus, Fine Fraction, Depressurization Method

1. はじめに

我が国周辺の海底堆積層において、天然のメタンハイドレート (Methane Hydrate, 以下, MH) が存在することが確認されている¹⁻⁵⁾。MH は、水分子により形成されたケージ (カゴ状構造) の中にメ

タン分子を包蔵した固体結晶であり、メタンと水が存在し、主として温度と圧力により規定される安定条件下において存在する。MH は、温度や圧力が変化し、不安定条件下に置かれると、メタンと水に分解する。海底下に存在する天然の MH を、何らかの手法により原位置において分解し、メタンを回収することにより、新しいエネルギー資源として利用することが期待されている。

海底下に存在する天然の MH を開発する際、海底地盤の変形挙動を予測することは最も重要な課題のひとつである。例えば、海底地盤の変形によって、周辺の海洋環境が変化する可能性がある。また、MH の胚胎する堆積層 (以下, MH 層) の変形により、その浸透率特性が変化し、MH の生産性に影響をおよぼす可能性が指摘されている^{6,7)}。従って、天然の MH を安全かつ経済的に生産するためには、生産時における MH 層の力学挙動を予測する手法を確立することが必要不可欠である。

MH 層の力学挙動を予測するには、MH 層の力学特性を把握しておかなければならない。天然の MH は、砂質堆積層中の孔隙

*2010 年 11 月 26 日受付 2011 年 6 月 20 日受理

1. 正会員 工博 (独) 産業技術総合研究所 メタンハイドレート研究センター 研究員

2. 正会員 工博 (独) 産業技術総合研究所 地圏資源環境研究部門 研究員

3. (独) 産業技術総合研究所 メタンハイドレート研究センター テクニカル スタッフ

4. 正会員 工博 (独) 産業技術総合研究所 メタンハイドレート研究センター 副研究センター長

5. 正会員 工博 (独) 産業技術総合研究所 メタンハイドレート研究センター 招聘研究員

6. 正会員 工博 東邦大学 理学部 生命圏環境科学科 教授

[著者連絡先] FAX: 029-861-3101

E-mail: miyazaki-kuniyuki@aist.go.jp

キーワード: メタンハイドレート, 三軸圧縮試験, 強度, 変形係数, 細粒分, 減圧法

Fig.1 Schematic illustration of the apparatus for triaxial compression test.

内に胚胎していることが多い。その意味では、MH と砂との混合物の力学特性⁸⁻¹⁸⁾が実用上重要といえる。例えば、著者ら^{14, 15, 17, 18)}は、MH を含有する模擬砂質堆積物を対象として、排水三軸圧縮応力下における力学特性を実験的に取得し、その力学特性についてある程度明らかにしてきた。しかし、これら一連の研究では、模擬砂質堆積物の骨格を成す砂として、細粒分(粒径0.075 mm未満の土粒子)を含まない豊浦砂を用いた試験結果しか示されていない。天然のMHが存在する我が国周辺の海底堆積層には、細粒分が含まれていることが既に知られており¹⁹⁾、例えば豊浦砂と比較すると、ほとんどの場合、平均粒径は小さいものと推定される。従って、比較的粒径の小さな土粒子により骨格を形成されたMH層の力学特性を取得しておくことは、フィールドにおけるMH層の力学挙動を予測する上で必要不可欠であろう。細粒分を含む天然MH層コアの力学特性に関しては、これまでいくつかの実験的研究が行われている。Winters et al.^{8, 9)}は、Mackenzie Delta や Krishna-Godavari Basin より取得された天然MH層の供試体を用いて非排水三軸圧縮試験を行い、三軸圧縮強度、弾性波速度、透水係数などの物理的特性が、供試体がMHを含むか否かによって大きく異なること、天然MH層コアの保存温度の影響を受けること、また、試料の骨格を成す砂の粒径が小さいほどその影響が大きいこと、などを示した。しかし、人工的に作製したMH含有砂質堆積物との比較はなされていない。Masui et al.¹²⁾は、基礎試験「東海沖～熊野灘」にて取得された天然MH層コアの供試体を用いて排水三軸圧縮試験を行い、人工的に作製したMH含有砂質堆積物との比較を行っている。しかし、Masui et al.¹²⁾が比較の対象とした模擬MH含有砂質堆積物は、その骨格が細粒分を含まない豊浦砂により形成されたものであり、細粒分を含む模擬MH含有砂質堆積物との比較は行われていない。

本報では、細粒分を含むMH層の力学特性を室内試験により把握することを目的とする。

模擬砂質堆積物の骨格を成す砂として、細粒分を含み、豊浦砂よりも平均粒径の小さい7号珪砂および8号珪砂を使用することとした。これらの砂を用いて作製したMH含有砂に対し、排水三軸圧縮試験を行い、豊浦砂を用いた既報¹⁸⁾の結果との比較を通じて、細粒分がMH含有砂の力学特性におよぼす影響を調べた。また、Masui et al.¹²⁾による天然MH層コアサンプルの力学特性との比較も行った。さらに、本報で得られた試験結果のうち、MH層の変形と関連の深い変形係数を、MH飽和率および有効拘束圧の関数として定式化した後、これを数値シミュレータに組み込み、数値シミュレーションによって、坂本らの模擬MH層の減圧分解試験(圧密・浸透連成試験)^{7, 20)}の再現を試みた。

2. 三軸圧縮試験方法

2・1 試験装置

天然のMH層から採取したコアサンプルは、稀少である上、MHが常温常圧下では不安定であることから、力学試験に供するのは技術的に難しい。そのため、MHを含む砂試料を実験室で作製し、力学試験に用いることが多い¹⁰⁻¹⁸⁾。Masui et al.¹¹⁾は、三軸セル内において、ガス浸透法により模擬砂質堆積物の間隙中にMHを生成し、この供試体に対して三軸圧縮試験を行う手法を開発した。本報では、この三軸圧縮試験方法に倣うこととした。

Fig. 1は、本報の三軸圧縮試験に用いた試験装置の概略図である。試験装置の最大軸荷重は200 kNである。セル液としては濃度50%のエチレングリコール水溶液を使用した。セル液は、恒温水槽(Fig. 1の5)から高圧ポンプ(Fig. 1の6)に供給された後、三軸セル(Fig. 1の7)内に吐出され、セル液の圧力(以下、セル圧)を調節するシリンダ(Fig. 1の4)を通して恒温水槽に戻る。このセル液循環システムにより、試験中の供試体温度を243～293 K (-30～+20℃)の範囲でほぼ一定(±0.5 K)に保つことができ、かつ、供試体に対して最大20 MPaの拘束圧を負荷させることができる。

2・2 砂質堆積物試料

MHを含む模擬砂質堆積物(以下、MH含有砂供試体、hydrate-sand specimen)を作製するために、まず、砂と水のみを用い、その骨格となる堆積物試料を作製する必要がある。作製方法は以下の通りである。まず、内径50 mm、高さ100 mmの型枠に振動を与えながら、水中落下により砂を密詰めにした。型枠を飽和砂で充填した後、ハンドポンプによる排水を行い、水飽和度が40～70%の範囲内の所定の値となるように含水量を調整した。このときの含水量により、供試体内部におけるMHの生成量がおおよそ決定される。その後、不飽和状態の砂試料をキャッピングし、258 K (-15℃)の冷凍庫内にて12時間以上保存して凍結させた。

本報では、7号珪砂および8号珪砂を使用した。Table 1に、既報¹⁸⁾で使用した豊浦砂と、7号珪砂および8号珪砂の諸元を示す。また、Fig. 2には、豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂の粒度分布を示す。これらの砂の主成分はいずれもシリカ(SiO₂)である。Table 1やFig. 2からわかるように、細粒分含有率は、豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂の順に低く、平均粒径はこの順に大きい。Table 1には、凍結した堆積物試料の体積および作製時に使用した砂の重量などから算出した孔隙率、乾燥密度、相対密度の各平均値も

Table 1 Specifications of types of sand and host specimens.

Sand	Soil particle density, g/cm ³	Fine fraction content, %	Mean particle size, 10 ⁻⁶ m	Uniformity coefficient	Porosity, %	Dry density, g/cm ³	Relative density
Toyoura sand	2.63	0.0	230	1.38	37.8	1.64	0.96
No.7 silica sand	2.59	1.1	205	1.58	38.6	1.59	0.96
No.8 silica sand	2.59	11.5	130	2.00	41.2	1.52	(1.00)

Fig.2 Cumulative frequency curves of particle size for the types of sand used.

示した。相対密度は、乾燥密度と最小密度・最大密度試験 (JIS A 1224:2009) の結果から算出した。ただし、JIS A 1224:2009 では、その適用範囲を原則として細粒分含有率 5% 以下の砂に限定している。8 号珪砂の場合はこの範囲から外れているため、表に示した相対密度は参考値と考え、括弧付きで示した。表からわかるように、全ての砂で相対密度は 0.95 以上であり、試験に供した堆積物試料の砂は十分に詰められていると考えられる。

2・3 MH の生成過程と残留メタンの水置換過程

MH の生成と残留メタンガスの水置換は以下の手順に従って行った。まず、凍結した砂試料をゴムスリーブ (Fig. 1 の 11) で被覆し、キャップ (Fig. 1 の 8) およびペDESTAL (Fig. 1 の 12) とともに、試験装置の中央部分に設置した。このとき、供試体中央部における横方向 (直径方向) の変位を測定するため、差動トランスを組み込んだ測定治具 (Fig. 1 の 10) を取付けた。Fig. 3 はこのときの様子である。その後、三軸セルを設置し、セル液の循環によって砂試料温度を氷点下に保つとともに、メタンガスポンペ (Fig. 1 の 15) より供給されるメタンガスを砂試料の下端より浸透させ、間隙内の空気を置換した。続いて、Fig. 1 の 3 および 13 により測定されるセル圧および間隙ガス圧を 0.5 ~ 0.7 MPa/min の速さで同時に昇圧し、間隙ガス圧は 8 MPa に、セル圧は 8.5 MPa, 9 MPa, 11 MPa のいずれかにした。これと並行して、セル液の温度を上昇させることで、三軸セル内および砂試料の温度を 278 K (5 °C) で一定にした。これらの温度・圧力条件は、海底堆積層に存在する天然 MH 層の環境から設定した。その後、間隙ガス圧、セル圧、砂試料温度を一定に保ち、砂試料中の間隙内に MH を生成させた。MH の生成後、試料下端から水を浸透させ、間隙内に残留するメタンガスを水で置換した。水置換中の間隙圧、セル圧および試料温度は、MH の生成過程から継続してほぼ一定に保った。このようにして、三軸セル内にて、凍結した砂試料から MH 含有砂供試体を作製した。

本報では、比較のため、MH を生成させずに砂試料を水で飽和した供試体 (以下、飽和砂供試体、water-saturated sand specimen) についても試験を行った。飽和砂供試体を作製する場合には、凍結した砂試料を試験装置に設置した後、冷媒圧力を 0.5 MPa, 1 MPa,

Fig.3 Setup of frozen host specimen.

3 MPa のいずれか、砂試料温度を 278 K (5 °C) として、水飽和を行い、その後、セル圧を 8.5 MPa, 9 MPa, 11 MPa のいずれかに、間隙水圧を 8 MPa に、それぞれ昇圧した。

2・4 軸載荷過程と MH の分解過程

残留メタンガスの水置換後、三軸圧縮応力下における軸載荷を両端排水条件にて行った。軸載荷過程中、間隙圧および温度は、MH の生成過程および残留ガスの水置換過程から継続して一定に保った。また、軸荷重はロードセル (Fig. 1 の 1) により、軸変位量は差動トランス (Fig. 1 の 2) により測定した。ロードセルは三軸セル外部に取付けられているため、軸荷重の測定値は載荷ピストンと三軸セルとの摩擦を含むことになる。本報で行った試験と同等のセル圧を負荷した状態でこの摩擦を測定し、供試体の断面積で除したところ高々 0.05 MPa であった。本報では、この摩擦の影響を無視することとし、補正を見送った。軸載荷は一定の軸ひずみ速度 0.1 %/min で行った。

軸載荷終了後、間隙圧を減じて供試体内の MH を分解させ、メタンガスを回収した。ガス流量計 (Fig. 1 の 17) により測定される分解メタンガスの総回収量および MH の密度 0.913 g/cm³ を用いて、供試体内に存在していた MH の体積を算出し、これを基に初期状態における供試体の MH 飽和率、すなわち、供試体の間隙内に占める MH の体積比率を算出した。

Table 2 に三軸圧縮試験条件を示した。表には、豊浦砂を使用した既報¹⁸⁾での試験条件も示してある。使用した砂、間隙圧、セル圧が同一の条件下において、それぞれ 3 本の飽和砂供試体 (MH 飽和率 0%) と MH 飽和率の異なる 4 本から 7 本の MH 含有砂供試体に対して、試験を行った。

Table 2 Conditions of triaxial compression test.

Sand	Pore pressure, MPa	Cell pressure, MPa	Effective confining pressure, MPa	Methane hydrate saturation, %
Toyouura sand	8	8.5	0.5	0 (×3), 13, 21, 28, 35, 45, 49, 57
		9	1	0 (×3), 15, 16, 21, 34, 39, 41, 48
		10	2	0 (×3), 14, 22, 31, 43, 49
		11	3	0 (×3), 11, 17, 27, 33, 42, 52
No.7 silica sand	8	8.5	0.5	0 (×3), 13, 25, 44, 49
		9	1	0 (×3), 17, 28, 33, 42, 49
		11	3	0 (×3), 15, 23, 43, 49
No.8 silica sand	8	8.5	0.5	0 (×3), 19, 28, 41, 44
		9	1	0 (×3), 19, 37, 40, 42, 48
		11	3	0 (×3), 23, 30, 43, 50

Fig. 4 Deviator stress σ versus axial strain ϵ_a and lateral strain ϵ_l for (a) water-saturated sand specimens ($S_h = 0\%$) and (b) hydrate-sand specimens ($S_h = 44-52\%$).

Fig. 5 Axial strain ϵ_a versus lateral strain ϵ_l for (a) water-saturated sand specimens ($S_h = 0\%$) and (b) hydrate-sand specimens ($S_h = 48-49\%$) under 1 MPa effective confining pressure.

3. 三軸圧縮試験結果

3・1 応力とひずみ

三軸圧縮試験より得られた軸差応力と軸ひずみ、および、軸差応力と横ひずみとの関係（以下、応力-ひずみ曲線）を Fig. 4 に示す。軸ひずみおよび横ひずみは、差動トランスにより測定した軸方向変位および横方向変位を、それぞれ軸載荷前の供試体高さおよび直径で除して算出したものであり、本報ではいずれも圧縮を正として表記する。Fig. 4 (a) および (b) はそれぞれ飽和砂供試体および MH 含有砂供試体の結果である。図中に示した σ_3' は有効拘束圧である。

飽和砂供試体の場合、Fig. 4 (a) より、有効拘束圧や使用した砂によらず、最初、軸ひずみが増加するにつれて軸差応力は増加するが、曲線の勾配は徐々に減少していき、やがて横軸とほぼ平行になることがわかる。また、使用した砂によらず、有効拘束圧が大きいほど、軸差応力の最大値（以下、強度）や載荷初期の曲線の傾きが大きい傾向が見られる。次に、MH 含有砂供試体の場合、応力-ひずみ関係は、MH 飽和率に依存することが既に知られている^{10,11)} ため、Fig. 4 (b) には、各有効拘束圧において MH 飽和率の近い試験より得られた結果を選択して示した。Fig. 4 (b) より、MH 含有砂供試体の場合も、有効拘束圧の影響に関しては、飽和砂供試体と同様の傾向が見られる。また、有効拘束圧が大きいほ

ど、軸差応力がピークとなるときの軸ひずみが大きいことがわかる。軸差応力と横ひずみとの関係については、軸差応力と軸ひずみとの関係と、定性的には類似している。以上のことは、豊浦砂を使用した場合に関しては、既に公表した結果であり¹⁸⁾、本報の結果から 7 号珪砂や 8 号珪砂を使用した場合にも、同様のことがいえることが明らかとなった。砂による応力-ひずみ曲線の違いについては、飽和砂供試体、MH 含有砂供試体のいずれの場合でも、応力がピークとなるときの軸ひずみが、8 号珪砂、7 号珪砂、豊浦砂の順に大きいことがわかる。

有効拘束圧 1 MPa の試験で得られた横ひずみと軸ひずみとの関係を Fig. 5 に示す。飽和砂供試体、MH 含有砂供試体のいずれの場合でも、同じ軸ひずみにおける横ひずみの絶対値は、8 号珪砂、7 号珪砂、豊浦砂の順に小さいことがわかる。

Fig. 4 および Fig. 5 から、8 号珪砂、7 号珪砂、豊浦砂の順に、軸方向の変形が大きく、横方向への変形は相対的に小さいことがわかる。既報^{15,17)} では、MH 含有砂供試体の載荷初期における主たる変形機構は、固体粒子（土粒子や MH）の互いの隙間への貫入であり、その後、次第にせん断変形に伴う固体粒子相互の移動と回転が卓越し、ダイラタンシーが生じると考察した。また、ダイラタンシーの結果として供試体の横方向の変形が生じていると考察した。これらの考察に基づけば、上記の結果は次のように解釈される。本報で使用した砂は、Fig. 2 に示す粒度分布を有してお

Fig.6 Strength σ_c versus methane hydrate saturation S_h for the specimens containing (a) Toyoura sand, (b) No.7 silica sand and (c) No.8 silica sand under effective confining pressures σ_3' of 0.5 MPa, 1 MPa, 2 MPa and 3 MPa. The curves are calculated using Eq.1¹⁸⁾.

り、供試体中の土粒子の大きさは均一ではない。例えば、Table 1 に示した均等係数 (Uniformity coefficient) から示唆されるように、粒径分布の範囲は、8号珪砂、7号珪砂、豊浦砂の順に広い。ここで、供試体中に存在する細粒分などの相対的に小さな粒子は、相対的に大きな粒子の形成する骨格の隙間へ貫入しやすいため、粒径分布の範囲が広い砂により骨格が形成された供試体ほど、載荷方向の変形が大きい傾向を示したと考えられる。また、そのような供試体では、固体粒子の互いの隙間への貫入の影響が大きいいため、固体粒子相互の移動と回転の影響が相対的に小さく、その結果、横方向への変形が小さい傾向を示したと考えられる。

3・2 強度特性と変形特性

豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂を使用した供試体の強度とMH飽和率との関係を、それぞれFig. 6 (a), (b), (c)に示す。ある程度のばらつきは見られるものの、いずれの砂を使用した供試体でも、MH飽和率が大きいほど、強度が増加する傾向が見られ、MH飽和率20%程度以上ではその傾向が顕著になるようである。また、通常、地盤材料と同様、有効拘束圧が大きいほど、強度は大きい。既報¹⁸⁾では、豊浦砂を使用した供試体の強度に関して、MH飽和率と有効拘束圧を考慮した実験式を導出した。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_c(S_h, \sigma_3') &= \frac{2 \cdot \cos \phi}{1 - \sin \phi} c(S_h = 0) + \alpha \cdot S_h \beta + \frac{2 \cdot \sin \phi}{1 - \sin \phi} \sigma_3' \\ c(S_h = 0) &= 0.27 \\ \phi &= 34.0 \\ \alpha &= 1.91 \times 10^{-3} \\ \beta &= 1.80 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $\sigma_c(S_h, \sigma_3')$ は有効拘束圧 σ_3' [MPa]におけるMH飽和率 S_h [%]の供試体の強度[MPa]、 $c(S_h=0)$ は飽和砂供試体の粘着力[MPa]、 ϕ は飽和砂供試体の内部摩擦角[°]、 α [MPa]と β はMH含有砂供試体の試験結果から最小二乗近似により求めたパラメータである。Fig. 6に示した曲線は、各有効拘束圧において、(1)式により計算される強度とMH飽和率との関係である。Fig. 6 (b), (c)から、8号珪砂を使用した場合の有効拘束圧1MPaと3MPaでの強度が、(1)式よりも若干大きいものの、7号珪砂と8号珪砂を使用した場合の強度は、豊浦砂を使用した場合と大きな違いは見られないことがわかる。

豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂を使用した供試体の割線変形係数とMH飽和率との関係を、それぞれFig. 7 (a), (b), (c)に示す。ここで、割線変形係数とは、原点と強度の50%の点を通る直線の傾きである。Fig. 6と比べてばらつきは大きいものの、いずれの砂を使用した供試体でも、強度と同様の傾向、すなわち、MH飽和率や有効拘束圧が大きいほど、割線変形係数が増加する傾向が見られる。また、MH飽和率と有効拘束圧が等しい条件で比較すると、割線変形係数は8号珪砂、7号珪砂、豊浦砂の順に小さい。これは、前述したように、粒径分布の範囲が広い砂により骨格が形成された供試体では、細粒分などの相対的に小さな粒子が骨格の隙間へ貫入しやすいために、等しい軸差応力を受けたときの軸方向の変形が大きくなるためと考えられる。

豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂を使用した供試体の割線ポアソン比とMH飽和率との関係を、それぞれFig. 8 (a), (b), (c)に示す。ここで、割線ポアソン比とは、強度の50%の点における横ひずみの絶対値と軸ひずみとの比である。実験結果のばらつきは大きい。

Fig.7 Secant Young's modulus E_{50} versus methane hydrate saturation S_h for the specimens containing (a) Toyoura sand, (b) No.7 silica sand and (c) No.8 silica sand under effective confining pressures σ_3' of 0.5 MPa, 1 MPa, 2 MPa and 3 MPa.

Fig.8 Secant Poisson's ratio v_{50} versus methane hydrate saturation S_h for the specimens containing (a) Toyoura sand, (b) No.7 silica sand and (c) No.8 silica sand under effective confining pressures σ_3' of 0.5 MPa, 1 MPa, 2 MPa and 3 MPa.

Fig.9 Secant Poisson's ratio v_{50} versus effective confining pressure σ_3' for (a) water-saturated sand specimens and (b) hydrate-sand specimens.

Table 3 Physical properties of natural gas-hydrate-bearing sediment core sample¹²⁾.

Sample	Soil particle density, g/cm ³	Fine fraction content, %	Mean particle size, 10 ⁻⁶ m	Porosity, %	Initial water content, %	Bulk density, g/cm ³	Methane hydrate saturation, %
A	2.68	42.1	84	49.0	27.9	1.75	22.5
B	2.72	17.4	140	50.8	20.4	1.72	7.7
C	2.66	11.0	160	44.2	23.0	1.83	37.6
D	2.72	9.5	180	49.3	28.7	1.77	9.4

Fig.10 Cumulative frequency curves of particle size for the natural gas-hydrate-bearing sediment core sample¹²⁾.

ものの、ほとんどの場合、割線ポアソン比は0.1から0.3の間である。MH含有砂供試体 ($S_h > 0\%$) の割線ポアソン比については、MH飽和率の影響は大きくないようである。飽和砂供試体、MH含有砂供試体の割線ポアソン比の平均値と有効拘束圧との関係を、それぞれFig. 9 (a), (b)に示す。飽和砂供試体、MH含有砂供試体のいずれの場合でも、また、豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂のいずれの砂を用いた場合でも、有効拘束圧が大きいほど割線ポアソン比が小さくなる傾向が見られる。

Masui et al.¹²⁾による天然MH層コアサンプルの力学特性との比較を行う。Masui et al.¹²⁾の用いた4本の天然MH層コアサンプルの物理的性質をTable 3に、骨格を成す砂の粒度分布をFig. 10に、それぞれ示す。例えば、豊浦砂と比較すると、天然MH層コアサンプルに含まれる砂の粒径は小さいことがわかる。また、その細粒分含有率はサンプルによって異なるが、Sample CとD

Fig.11 Secant Young's modulus E_{50} versus effective confining pressure σ_3' for water-saturated sand specimens containing Toyoura sand, No.7 silica sand and No.8 silica sand. The curves are calculated using Eqs.4-6.

は8号珪砂のそれに近く、Sample AとBはそれ以上である。試験は、有効拘束圧1 MPa、定ひずみ速度0.1 %/minで行われた。Fig. 6およびFig. 7には、Masui et al.¹²⁾による天然MH層コアサンプルの強度および割線変形係数も示した。本報で実験を行ったMH含有砂供試体と同様、強度と割線変形係数はMH飽和率が大きいほど増加する。Fig. 6より、天然MH層コアサンプルの強度は、本報で用いたMH含有砂供試体と同程度であることがわかる。Fig. 7より、天然MH層コアサンプルの割線変形係数は、豊浦砂を使用したMH含有砂供試体よりも小さく、比較的、7号珪砂や8号珪砂を使用したMH含有砂供試体に近い。天然MH層コアサンプルの細粒分含有率はいずれも9.5%以上であったため、その割線変形係数は細粒分を含まない豊浦砂を用いたMH含有砂供試体よりも低かったものと考えられる。

Fig.12 Normalized secant Young's modulus E_{50}^* versus methane hydrate saturation S_h for the specimens containing (a) Toyoura sand, (b) No.7 silica sand and (c) No.8 silica sand under effective confining pressures σ_3' of 0.5 MPa, 1 MPa, 2 MPa and 3 MPa. The curves are calculated using Eq.8.

3・3 変形係数の定式化

地盤の変形を評価する上で、変形係数は最も重要な力学パラメータのひとつである。本節では、前節で示した割線変形係数 E_{50} を、有効拘束圧 σ_3' と MH 飽和率 S_h の関数として、定式化を行う。定式化の方法としていくつか考えられるが、本報では、手順の簡単さを重視して、次式による定式化を図った。

$$E_{50}(S_h, \sigma_3') = a_1 \sigma_3'^{a_2} \cdot (1 + b_1 S_h^{b_2}) \quad (2)$$

ここで、 a_1 , a_2 , b_1 , b_2 は MH 飽和率 S_h や有効拘束圧 σ_3' に依存しない定数である。MH 飽和率 $S_h = 0\%$ のとき、(2) 式は、

$$E_{50}(0, \sigma_3') = a_1 \sigma_3'^{a_2} \quad (3)$$

と書ける。Fig. 11 に、飽和砂供試体 ($S_h = 0\%$) の割線変形係数 E_{50} と有効拘束圧 σ_3' との関係を示す。これらの関係を、豊浦砂、7 号珪砂、8 号珪砂のそれぞれについて最小二乗近似すると、次式が得られる。

$$\text{豊浦砂 (太実線)}: E_{50}(0, \sigma_3') = 229 \sigma_3'^{0.54} \quad (4)$$

$$\text{7 号珪砂 (細実線)}: E_{50}(0, \sigma_3') = 193 \sigma_3'^{0.47} \quad (5)$$

$$\text{8 号珪砂 (破線)}: E_{50}(0, \sigma_3') = 144 \sigma_3'^{0.36} \quad (6)$$

(4) 式、(5) 式、(6) 式の決定係数は、それぞれ、0.97, 0.97, 0.96

であった。(4) 式から (6) 式の右边を見ると、有効拘束圧に関するべき指数は、豊浦砂、7 号珪砂、8 号珪砂の順に大きく、このことは、飽和砂供試体の割線変形係数におよぼす有効拘束圧の影響が、豊浦砂、7 号珪砂、8 号珪砂の順に大きいことを示唆している。

MH 含有砂供試体 ($S_h > 0\%$) の割線変形係数は、飽和砂供試体 ($S_h = 0\%$) のそれよりも大きい。ここで、(4) 式、(5) 式、(6) 式により求められる各有効拘束圧下での飽和砂供試体の割線変形係数を基準として、MH 含有砂供試体の割線変形係数 E_{50} を正規化した値を、 E_{50}^* と書くことにする。Fig. 12 に、MH 含有砂供試体の試験結果より求めた、正規化した割線変形係数 E_{50}^* と MH 飽和率 S_h との関係を示す。図より、正規化した割線変形係数 E_{50}^* におよぼす有効拘束圧の影響は小さいといえよう。(2) 式の仮定に基づけば、正規化した割線変形係数 E_{50}^* は、次式のように表される。

$$E_{50}^* = \frac{E_{50}(S_h, \sigma_3')}{E_{50}(0, \sigma_3')} = 1 + b_1 S_h^{b_2} \quad (7)$$

(7) 式の右边には σ_3' が含まれていない。すなわち、(2) 式は、Fig. 12 に示した結果において、有効拘束圧 σ_3' の影響を無視した仮定といえる。砂の種類によらず Fig. 12 に示した全ての結果に対し、(7) 式で最小二乗近似すると、次式が得られる。

$$E_{50}^* = 1 + 5.7 \times 10^{-4} S_h^{2.0} \quad (8)$$

Fig. 12 には、(8) 式による曲線も示した。

以上により、割線変形係数 E_{50} を有効拘束圧 σ_3' と MH 飽和率 S_h の関数として (2) 式で表した場合における、 a_1 , a_2 , b_1 , b_2 の

Fig. 13 Schematic illustration of the apparatus for methane hydrate dissociation test.

Table 4 Conditions of methane hydrate dissociation test.

Run No.	1	2	3
Sand	Toyoura sand	No.7 silica sand	No.8 silica sand
Initial porosity, %	38.5	38.1	39.4
Initial methane hydrate saturation, %	39.3	40.4	36.0
Initial temperature of sample, °C	11.1	10.7	10.6
Refrigerant temperature, °C	11.0	11.0	11.0
Outlet pressure, MPa	3.10	3.30	3.17

値が得られたことになる。これらの値を用いたとき、豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂を使用したMH含有砂供試体の割線変形係数 E_{50} （試験結果）に対する（2）式の決定係数は、それぞれ0.70、0.86、0.88であった。

4. 模擬MH層減圧分解試験

4・1 試験方法と試験条件

模擬MH層減圧分解試験⁷⁾では、内径150 mm、高さ100 mmのステンレス製浮動管内に砂を充填し、ガス浸透法により孔隙内にMHを生成させたサンドバックを供試体として用いた。実験装置の概略をFig. 13に示す。本装置を用いて、供試体上端部に一定の地盤応力11 MPaに相当する荷重195 kNを載荷したまま、サンドバック内を減圧することにより、有効応力の増加およびMHの分解に伴う供試体の圧縮挙動を取得した。なお、試験では側面摩擦の影響を考慮していない。試験中、浮動管およびキャップの外側には、温度を11 °C (284 K)に制御した冷媒を循環させた。サンドバック内の間隙圧と温度は、サンドバックの中心軸からの距離 $r = 25$ mm, 37.5 mm, 50 mmおよび62.5 mmの箇所において測定した。サンドバック内の減圧は、背圧弁を用いてサンドバック中央部に設置した焼結フィルタ内の水圧を、約2 minかけて初期値10 MPaから所定のMH分解圧力3 MPaまで減圧することにより行った。なお、分解試験中、供試体上端部に載荷する荷重は初期値195 kNのまま一定に保った。本報で数値シミュレーションの対象とした模擬MH層減圧分解試験の試験条件をTable 4に示す。Run No.1, Run No.2, Run No.3は、それぞれ、豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂を用いてサンドバックを作製したものである。その他の試験方法および試験条件に関する詳細は既報⁷⁾を参照されたい。Fig. 14には、分解試験中におけるサンドバック内の

圧力変化を示した。Fig. 14 (a), (b), (c)の図には、Fig. 13に示したPressure gauge 1とPressure gauge 2による2つの測定値をそれぞれ示したが、いずれの試験でも、両者はほぼ重なっている。このことから、減圧時およびMHの分解中、サンドバック内の排水、すなわち圧力伝播は、十分速やかに行われたものと考えられ、サンドバック内の任意の点における間隙圧の経時変化は等しかったものと考えられる。

模擬MH層減圧分解試験におけるサンドバック内の温度変化をFig. 15に示す。Fig. 15 (a), (b), (c)は、それぞれRun No.1, Run No.2, Run No.3の結果を示している。温度の計測箇所は、サンドバックの中心軸から距離 $r = 25$ mm, 37.5 mm, 50 mmおよび62.5 mm離れており、それぞれの計測箇所における温度をTemp.1, Temp.2, Temp.3およびTemp.4として表記した。減圧開始直後、MHの分解に伴う吸熱反応により、サンドバック内の温度は急激に降下し、MHの分解圧力3 MPaに対応する平衡条件2 °C (275 K) 付近に達する。その後、MHの分解中、各計測箇所の温度はほぼ一定に保たれる。各計測箇所の近傍においてMHの分解が終了すると、外部からの熱伝導により温度は上昇しはじめ、最終的には浮動管およびキャップの外側を循環する冷媒温度11 °Cに近づいていく。外壁面に近い計測箇所ほど、すなわち、サンドバックの中心軸から遠い計測箇所ほど、熱が多く供給されるため、早期にMHの分解が終了し、温度上昇が観察される傾向が見られる。Fig. 15 (a)から(c)の間には顕著な違いは見られなかった。既に述べたように、サンドバック内の圧力伝播は十分速やかであったことから、本報の模擬MH層減圧分解試験の場合には、細粒砂がMHの分解挙動に対してほとんど影響をおよぼさなかったものと考えられる。ただし、細粒砂をより多く含有する砂の場合には、細粒砂がMH層の浸透率に影響をおよぼし、間接的にMHの分解挙動に影響をおよぼすと予測される。さらに、スケールが大きくなるほど、その影響は大きくなるものと考えられる。

模擬MH層減圧分解試験におけるサンドバックの圧縮量変化をFig. 16に示す。減圧開始直後、有効応力の増加によって、サンドバックは急激に圧縮される。その後、MHの分解が進行するのに伴って、サンドバックは徐々に圧縮していく。最終的な圧縮量は、豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂の順に小さく、上述した三軸圧縮試

Fig.14 Measured pressure during methane hydrate dissociation in the sand pack containing (a) Toyoura sand (Run No.1), (b) No.7 silica sand (Run No.2) and (c) No.8 silica sand (Run No.3).

験において、割線変形係数の高い順と一致する。MHの分解過程におけるサンドパックの圧縮量の経時変化は、MHの分解挙動とサンドパックの力学特性に依存するが、既に述べたように、本報の模擬MH層減圧分解試験の場合には、細粒砂がMHの分解挙動に対しては、ほとんど影響をおよぼさなかったものと考えられる。従って、Fig. 16に示した砂による圧縮量変化の違いは、主にサンドパックの力学特性の違いに起因するものと考えられる。

4・2 計算条件

坂本ら²¹⁾は、模擬MH層減圧分解試験⁷⁾の数値シミュレーションにより、試験において観察されたMHの分解挙動、模擬MH層の変形挙動、ガス・水産出挙動の再現を図った。しかし、坂本ら²¹⁾は、模擬MH層の変形挙動を評価する上で重要な変形係数として、豊浦砂を用いたMH含有砂の三軸圧縮試験結果のみを基に導出したものを適用していた。そのため、例えば、8号珪砂を用いてサンドパックを作製した試験における圧縮量変化を再現するためには、MH層のポアソン比としてかなり低い値を設定しなくてはならなかったとの見解を示した。本報では、上述した豊浦砂、7号珪砂、8号珪砂を用いて作製した飽和砂供試体およびMH含有砂供試体の三軸圧縮試験結果を用いて、それぞれの砂を用いた模擬MH層減圧分解試験の数値シミュレーションを実施し、Fig. 16に示したサンドパックの圧縮量変化の再現を試みる。

数値シミュレーションは、メタンハイドレート資源開発研究

Fig.15 Experimental and calculated results for the change in temperatures in the sand pack containing (a) Toyoura sand (Run No.1), (b) No.7 silica sand (Run No.2) and (c) No.8 silica sand (Run No.3).

Fig.16 Experimental and calculated results for the change in displacement of the sand pack containing (a) Toyoura sand (Run No.1), (b) No.7 silica sand (Run No.2) and (c) No.8 silica sand (Run No.3).

コンソーシアムのもと開発された数値シミュレータ COTHMA (Coupled thermo-hydro-mechanical analysis with dissociation and formation of methane hydrate in deformation of multiphase porous media)を用いて行った。本プログラムは、固-液-気三相で構成される多孔質体における応力-浸透流-熱移動を完全連成した有限要素法解析ツールである。

数値シミュレーションでは2次元円筒座標系モデルを用いた。

Fig.17 Grid system and boundary conditions for numerical simulation of methane hydrate dissociation test.

Fig. 17 に実験装置を模擬した解析領域および境界条件の概略を示す。解析領域の大きさは、 r 方向 89.4 mm、 z 方向 144 mm である。サンドバックに相当する部分のメッシュ幅は、 r 方向 3.125 mm、 z 方向 3.16 mm である。サンドバックとサンドバック中央部の焼結フィルタの間に設けた接触面要素に対しては、実験における出口圧力の時間変化を圧力の境界条件として与えた。容器のステンレス部分の浸透率として、極端に小さい値 ($1.00 \times 10^{-25} \text{ m}^2$) を設定し、流体の流動に関しては実質的に閉境界の取り扱いとした。実験において、容器外部の温度は冷媒循環装置により一定に保たれるため、容器の外壁面温度を一定とする境界条件を与えた。

数値シミュレーションの手順および数値モデルの詳細は既報²¹⁾を参照されたい。

4・3 数値シミュレーション結果

Fig. 15 には、模擬 MH 層減圧分解試験におけるサンドバック内の温度変化の数値シミュレーション結果も示した。数値シミュレーションでは、MH 含有砂の見かけの熱伝導率を、分散モデル²¹⁻²³⁾により算出した。数値シミュレーション結果は、減圧による MH の分解やガス、および、水の流動に伴って間隙中の水、メタン、MH の飽和条件が時間とともに変化する過程において、試験により得られた温度変化に関する挙動を、概ね再現している。このことは、既報²¹⁾で述べたとおり、数値シミュレーションにより、サンドバック内の MH の分解挙動を良好に再現できていることを意味している。

Fig. 16 には、模擬 MH 層減圧分解試験におけるサンドバックの圧縮量変化の数値シミュレーション結果も示した。MH 含有砂は弾性的に振る舞うと仮定し、見かけの弾性係数として三軸圧縮試験より得られた (2) 式を用いた。豊浦砂、7 号珪砂、8 号珪砂から成る MH 含有砂の見かけのポアソン比を、それぞれ 0.32、

0.26、0.23 と仮定した場合、Fig. 16 に示すように、模擬 MH 層減圧分解試験で得られたサンドバックの圧縮量変化を良好に再現することができた。既報²¹⁾では、特に 8 号珪砂 (Run No.3) の場合に、見かけのポアソン比として、地盤材料としてはかなり低い値 (0.07) を与えなければ、模擬 MH 層減圧分解試験の結果を再現できなかったとした。本報で用いた見かけのポアソン比は、地盤材料のポアソン比として、妥当な範囲にあるといえ、この観点からすると、(4) 式から (6) 式のように、使用した砂によって (2) 式における a_1 、 a_2 の値を個別に設定したことは有意義であったといえよう。ただし、本報で用いた見かけのポアソン比は、Fig. 8 や Fig. 9 に示した割線ポアソン比の値よりもやや大きい。本報では、簡単のため、強度の 50% の点における割線変形係数を数値シミュレーションに用いた。Fig. 4 に見られるように、応力-ひずみ曲線の接線の傾きはひずみに依存して変化しており、例えば Duncan-Chang モデルなどによって、この挙動を考慮した定式化を行い、数値シミュレータに導入して、再検討する必要があると考える。さらに、特にフィールドスケールのシミュレーションを考慮した場合には、塑性挙動や粘性挙動を表現する構成方程式の構築も必要不可欠と考える。これらの点に関しては今後の課題である。

5. まとめと今後の課題

本報では、細粒分を含む MH 含有砂供試体の三軸圧縮試験を行い、細粒分を含まない豊浦砂を用いた既報¹⁸⁾の結果との比較を通じて、MH 含有砂供試体の力学特性におよぼす細粒分の影響を調べた。本報の主な成果を以下に示す。

(1) 粒径分布の範囲が広い砂により骨格が形成された供試体では、それが狭い砂により骨格が形成された供試体よりも載荷方向

への変形が大きく、载荷方向と垂直な方向への変形は相対的に小さい傾向がある。これは、細粒分などの相対的に小さな粒子が、骨格の隙間へ貫入しやすいためと考えられる。

(2) 豊浦砂を用いて作製した MH 含有砂供試体の場合と同様、MH 飽和率が大きいほど、また、有効拘束圧が大きいほど、細粒分を含む MH 含有砂供試体の強度や载荷初期の応力-ひずみ曲線の傾きは大きい。

(3) 豊浦砂を用いて作製した MH 含有砂供試体の三軸圧縮特性と比較したところ、強度に関しては、細粒分の影響はほとんど見られないが、载荷初期における応力-ひずみ曲線の傾きに関しては、細粒分を多く含む供試体ほど小さい。

(4) 豊浦砂を用いて作製した MH 含有砂供試体の場合と同様、有効拘束圧が大きいほど、細粒分を含む MH 含有砂供試体の割線ポアソン比は低下する傾向がある。また、細粒分が割線ポアソン比におよぼす影響は見られなかった。

(5) 天然 MH 層コアサンプルの強度は、豊浦砂、7 号珪砂、8 号珪砂を用いて作製した MH 含有砂供試体と同程度であった。また、割線変形係数については、細粒分を含む 7 号珪砂や 8 号珪砂を用いて作製した MH 含有砂供試体に近い。

(6) 三軸圧縮試験結果の一部を定式化して、数値シミュレータ (COTHMA) に組み込み、模擬 MH 層減圧分解試験の数値シミュレーションを行った。模擬 MH 層減圧分解試験における、減圧および MH の分解に伴うサンドバックの圧縮量変化は、数値シミュレーションにより良好に再現できた。しかし、数値シミュレーションに用いたポアソン比は、三軸圧縮試験より得られた割線ポアソン比よりもやや大きかった。

MH 含有砂の力学特性に関して、不明な点は多く残されている。例えば、本報では、室内スケールでの試験と数値シミュレーションを行ったが、広域かつ長期的な MH の生産を考えた場合には、MH 層の時間依存性挙動に関する知見が必要不可欠である。しかし、これに関して得られている情報はまだ不十分である。また、本報では、MH 含有砂の力学挙動を表す構成方程式として、有効拘束圧依存性および MH 飽和率依存性を考慮した弾性モデルを用いたが、構成方程式を改良する余地は大いにある。MH 層の力学挙動をより高精度で解析するためには、構成方程式の改良が重要な課題のひとつといえよう。

謝辞 本研究は、経済産業省メタンハイドレート開発促進事業に係る生産手法開発に関する研究の一部として実施したものである。ここに付記して、メタンハイドレート開発研究コンソーシアムに謝意を表す。

独立行政法人産業技術総合研究所メタンハイドレート研究センター 榊井明 氏ならびに大野孝雄 氏、株式会社日本アクシス 永瀬茂紀 氏には、室内試験の実施やデータの提供、供試体の作製、試験結果の考察などの面で多大なるご協力をいただいた。ここに感謝の意を表す。

西日本技術株式会社 森二郎 氏、方火浪 氏には、COTHMA の開発および数値シミュレーションの実施の面で多大なるご協力をいただいた。ここに感謝の意を表す。

References

- 1) Y. Okuda: *Petrotech*, **16** (1993), 300-306.
- 2) M. Sato and Y. Aoki: *J. Jpn. Inst. Energy*, **80** (2001), 973-995.
- 3) M. Sato: *J. Jpn. Inst. Energy*, **80** (2001), 1064-1074.
- 4) MH21 Research Consortium: <http://www.mh21japan.gr.jp/japanese/index.html>
- 5) T. Fujii, T. Saeki, T. Kobayashi, T. Inamori, M. Hayashi, O. Takano, T. Takayama, T. Kawasaki, S. Nagakubo, M. Nakamizu and K. Yokoi: *Offshore Technology Conf.*, (Houston, 2008), OTC 19310.
- 6) Y. Sakamoto, M. Shimokawara, K. Ohga, K. Miyazaki, T. Komai, K. Aoki and T. Yamaguchi: *Journal of MMIJ*, **124** (2008), 20-29.
- 7) Y. Sakamoto, M. Shimokawara, K. Ohga, K. Miyazaki, T. Komai, K. Aoki and T. Yamaguchi: *Journal of MMIJ*, **124** (2008), 498-507.
- 8) W. J. Winters, I. A. Pecher, J. S. Booth, D. H. Mason, M. K. Relle and W. P. Dillon: *Geological Survey of Canada, Bulletin 544* (1999), pp.241-250.
- 9) W. J. Winters, W. F. Waite, D. H. Mason, P. Kumar: *Proc. of the 6th Int. Conf. on Gas Hydrates*, (Vancouver, 2008), CD-ROM.
- 10) M. Hyodo, Y. Nakata, N. Yoshimoto and T. Ebinuma: *Soils and Foundations*, **45** (2005), 75-85.
- 11) A. Masui, H. Haneda, Y. Ogata and K. Aoki: *Proc. of the 15th Int. Offshore and Polar Eng. Conf.*, (Seoul, 2005), pp.364-369.
- 12) A. Masui, H. Haneda, Y. Ogata and K. Aoki: *Proc. of the 7th ISOPE Ocean Mining Symposium*, (Lisbon, 2007), pp.53-56.
- 13) J. Yoneda, M. Hyodo, Y. Nakata, N. Yoshimoto and T. Ebinuma: *Ground Engineering*, **25** (2007), 113-122.
- 14) K. Miyazaki, A. Masui, Y. Sakamoto, H. Haneda, Y. Ogata, K. Aoki, T. Yamaguchi and S. Okubo: *Journal of MMIJ*, **123** (2007), 537-544.
- 15) K. Miyazaki, A. Masui, Y. Sakamoto, H. Haneda, Y. Ogata, K. Aoki, T. Yamaguchi and S. Okubo: *Journal of MMIJ*, **124** (2008), 619-625.
- 16) A. Masui, K. Miyazaki, H. Haneda, Y. Ogata and K. Aoki: *Proc. of the 6th Int. Conf. on Gas Hydrates*, (Vancouver, 2008), CD-ROM.
- 17) K. Miyazaki, T. Yamaguchi, Y. Sakamoto, H. Haneda, Y. Ogata, K. Aoki and S. Okubo: *Journal of MMIJ*, **125** (2009), 156-164.
- 18) K. Miyazaki, T. Yamaguchi, Y. Sakamoto, N. Tenma, Y. Ogata and K. Aoki: *Journal of MMIJ*, **126** (2010), 408-417.
- 19) T. Fujii, T. Namikawa, M. Nakamizu, Y. Tsuji, T. Okui, M. Kawasaki and K. Ochiai: *Proc. of the 5th Int. Conf. on Gas Hydrates*, (Trondheim, 2005), pp.974-979.
- 20) Y. Sakamoto, M. Kakumoto, K. Miyazaki, N. Tenma, T. Komai, T. Yamaguchi, M. Shimokawara and K. Ohga: *Int. Journal of Offshore and Polar Engineering*, **19** (2009), 124-134.
- 21) Y. Sakamoto, M. Kakumoto, K. Miyazaki, N. Tenma, T. Komai, K. Aoki and T. Yamaguchi: *Journal of MMIJ*, **126** (2010), 631-639.
- 22) Y. Yamamoto, T. Kawamura, M. Ohtake, T. Komai, F. Nakagawa, T. Tsuji and Y. Tsukada: *Proc. of the 14th Int. Offshore and Polar Eng. Conf.*, (Toulon, 2004), pp 36-40.
- 23) Y. Yamamoto, T. Kawamura, M. Ohtake, T. Komai, F. Nakagawa, T. Tsuji and Y. Tsukada: *Proc. of the 15th Int. Offshore and Polar Eng. Conf.*, (Seoul, 2005), pp. 341-345.