高拘束圧下の砂中ケーシング周面摩擦力に及ぼす 表面粗さの影響*

–メタンハイドレート開発における坑井の安定性に関する基礎的研究(第2報)–

米田 純¹ 覺本 真代² 宮崎 晋行³
片桐 淳⁴ 天満 則夫⁵ 青木 一男⁶

Effect of Surface Roughness on Frictional Strength of Casing in the Sand under High Confining Pressures

– Basic studies of well stability for methane hydrate development (Part 2) –

by Jun YONEDA^{a*}, Masayo KAKUMOTO^b, Kuniyuki MIYAZAKI^a,
Jun KATAGIRI^a, Norio TENMA^a and Kazuo AOKI^a

- a. National Institute of Advanced Industrial Science and Technology (AIST), 16-1 Onogawa,
Tsukuba, Ibaraki, 305-8569, Japan (*Corresponding author, E-mail: jun.yoneda@aist.go.jp)
b. Department of Earth Resources Engineering, Kyusyu University, 744 Motooka, Nishi-ku,
Fukuoka 819-0395, Japan

In this study, friction tests were conducted on simulating casing in the sand under high confining pressure in order to clarify frictional properties of the casing compose production well and formation which are prepared for methane hydrate development. Three types of simulated casing (maximum roughness $R_z=2.7, 14.7, 30.0$) and Toyoura sand (mean particle size $D_{50}=200\mu\text{m}$), No.8 silica sand ($D_{50}=90\mu\text{m}$) were used for the specimens. Simulating casing was produced based on the surface roughness of actual casing. During the friction tests, effective confining pressure was increased step by step from 0.2 MPa to 3.0 MPa and frictional strength was measured in each step. As the results, relation curve between friction and casing displacement changes from hardening behavior to softening behavior as effective confining pressure increases. In addition, effective secant friction angle decreases with effective confining pressure increase for high roughness specimen instead of increase with effective confining pressure increase for low roughness specimen. Friction between casing and sand under high confining pressure is dependent on effective confining pressure and the ratio of mean particle size of sand surface to surface roughness of casing. Finally, an estimated formula for frictional strength using effective confining pressure, mean particle size and surface roughness was proposed which can express experimental results well.

KEY WORDS: Methane Hydrate, Well, Friction, Effective Confining Pressure, Roughness, Casing

1. はじめに

近年、エネルギー需要の急増を背景に、種々の代替エネルギーの研究開発が進められている。その中の一つであるメタンハイドレート¹⁾は籠状の水分子の中にゲストとしてメタン分子が取り込まれた水和物であり、大気圧下で分解するとその160～170倍の体積のメタンガスが生成する。低温高圧下で安定的に存在できることから、天然メタンハイドレートは永久凍土域または深海底

の地盤に大量に存在しているとされる^{2,3)}。深海底の地盤に存在する天然メタンハイドレートの開発計画⁴⁾では、深海底の地盤を掘削して坑井を設け、坑内の海水をポンプでくみ上げることで実地盤を減圧し、メタンハイドレートの分解によって生成したメタンガスを回収する。減圧中は、間隙圧が減少することで原位置の有効応力が増加し、生産対象層では大きな圧密変形が生じることが予測されている⁵⁻⁷⁾。

開発で想定されている坑井の概要図をFig. 1に示す。坑井は鋼製のケーシングとセメントから成っており、ケーシング、セメント、地層の3種の材料間にそれぞれ境界が存在する。坑井完成後は、それぞれの接触面の摩擦力によって数百トンある暴噴防止装置(Blowout preventer, BOP)と自身を支えて自立する。地層の圧密変形が生じた場合、剛体と考えられる坑井と大変形が可能な地層の間は大きな摩擦力(ネガティブフリクション)が発生し、すべり破壊が生じることが危惧される。すべり面が生じることによって、流路形成やガス漏洩といった生産障害が起こる可能性も考えられる。従って、安全かつ経済的なメタンハイドレートの生

*2012年12月30日受付 2013年4月12日受理

1. 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. 学生会員九州大学大学院工学府地球資源システム学専攻
3. 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
4. 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 特別研究員
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 副研究センター長
6. 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

[著者連絡先] E-mail: jun.yoneda@aist.go.jp

キーワード: メタンハイドレート, 坑井, 摩擦, 有効拘束圧, 粗度, ケーシング

Fig.1 Schematic diagram of production well and three types of interface among formation, cement and casing (CSG).

産を行うためには、Fig. 1 に示した異種材料間の摩擦特性を考慮した上で、数値シミュレーションにより坑井の健全性を評価することが重要である。

摩擦に関する研究は数多く行われており、古くはクーロンの摩擦法則にまでさかのぼり⁸⁾、近年では接触面の局所的せん断力の発達を捉えた微視的なアプローチの研究までである⁹⁾。本報で取り扱うような異種材料間の摩擦については、土木の分野における杭の周面摩擦問題が関連する。杭の周面摩擦力に関する研究は精力的に行われており、既に体系化されている¹⁰⁾。地層とケーシングに当たる土と鋼材との摩擦特性は鋼材表面の状況、土の力学特性に影響される。例えば、鋼材の表面粗さや土粒子が粗くなれば、摩擦強度は増加する¹¹⁾。また、摩擦強度は土自身が持つ力学特性に大きく依存し、その上限値はピーク時または限界状態時の内部摩擦角によって規定されると報告されている¹²⁻¹⁴⁾。さらに、新城ら¹⁵⁾は土の粒径と鋼材の粗度に着目して砂と鋼材の一連の摩擦試験を行い、粗度と土の粒径の比が摩擦強度に大きく関係していることを明らかにしている。これらの研究は、主に、杭にかかる水平応力が数百 kPa の圧力域での成果である。本研究で対象とするメタンハイドレート生産では、海底数百 m まで坑井を設置するため、地層から坑井に対して、数 MPa の有効土かぶり圧が作用することが想定される。メタンハイドレート開発時の坑井健全性を評価することを目的として、より信頼性の高い数値シミュレーションを行うためには、このような高拘束圧下での異種材料間における摩擦特性を考慮する必要があるが、そのような摩擦特性を実験的に評価した研究はこれまでに無い。

本研究では、地層とケーシングの接触面に着目し、高拘束圧下の砂中ケーシング周面摩擦力を実験的に求める手法を開発した。ケーシング表面粗さや土の物理的特性が摩擦特性に及ぼす影響について調べ、それを考慮した定式化を行った。

2. ケーシング表面の状況

摩擦は、材料の表面形状や表面状態により、多様な様相を示すことが一般的に知られている。従って、メタンハイドレート開発に使用されるケーシングの表面がどのような形状・状態を持つものかを知ることが、本研究の第一歩であると考え。そこで、原油、天然ガスを採取するための油井管として一般的に使用

Fig.2 Casing and its surface for methane hydrate production.

Fig.3 Surface roughness of casing.

されている構造用鋼製ケーシング (API 規格: N80) について、小型の表面粗さ計を用いて計測を行った。測定したケーシングの機械的性質は引張強度 689MPa、最小降伏応力 552MPa であり、実際に使用され得るものである。ケーシングの保存状況を Fig. 2 (a) に、表面の状況を (b) に示す。ケーシングは数カ月野晒しにされているにも関わらず、その表面の大部分には錆は見られなかった。Fig. 3 は、ある基準値からのケーシング表面高さと測定距離 (4mm) の関係を示している。図には、例として 1 点の測定結果を示している。最高点▲の高さ Y_p と最低点▼の高さ Y_v との和を最大高さと呼び、 R_z で表される (JIS B 0031:2003)。1 本のケーシングにつき、このような計測を約 100 点行い、数本分の計測結果について R_z を求めたところ平均して $R_z=18.7 \pm 5 \mu\text{m}$ であった。この値を、坑井に使用される代表的なケーシングの表面最大高さの平均値と考える。

3. 押し抜きによる摩擦試験方法

3・1 試験装置

杭などの地盤中に存在する異種材料の摩擦特性を評価する場合、一般的には現場引き抜き試験^{16, 17)}や模型実験レベルの引き抜き試験^{18, 19)}が行われる。また鋼管杭などを用いる場合は、その表面の影響を検討するため要素的にとらえた一面せん断試験等を実施することもある^{15, 19)}。本報で研究対象としているような高い拘束圧が作用する深海底での現場引き抜き試験は極めて困難であるため、それらの応力状態を再現可能な要素試験装置の開発を行った。開発した装置の概略図を Fig. 4 に示す。試験装置は高い拘束圧を取り扱う必要があるため、高圧試験の実績が高い三軸圧縮試験装置をベースに、改良を加えたものである。高圧セル内に、ゴムスリーブで被覆した中空状の供試体を設置し、中空部分に任意の材料を円柱形に挿入することで異種材料間の摩擦力の計測を可能としている。既報²⁰⁾では同様の装置を用いてセメント-ケーシング間の摩擦強度について検討を行っている。試験装置の最大荷重は 200kN、最大拘束圧は 20MPa、最大間隙圧は 10MPa である。高圧セルの O リングと载荷軸の摩擦の影響をキャンセルするため、内部ロードセルを設置して供試体に作用する軸荷重を計測した。トップキャップと载荷軸の間にも側液の侵入を防ぐために O リングが存在するが、この摩擦力は本研究において取り扱う応力レベルに比べて極めて小さいことを確認している。対象としている地盤は深海底のため、高い間隙圧も再現可能な機構としている。

1) Outer load cell, 2) Axial displacement transducer, 3) Cell pressure gauge, 4) Cell pressure controller, 5) Refrigerant cooling tank, 6) High-pressure pump, 7) Pressure vessel, 8) Inner load cell, 9) Top cap, 10) Specimen, 11) Steel rod, 12) Rubber membrane, 13) Pedestal, 14) Inner displacement transducer, 15) Pore pressure gauge, 16) Syringe pump for pore water

Fig.4 Schematic illustration of the apparatus for push out test.

側液は、濃度 50% のエチレングリコール水溶液を使用した。側液は高圧ポンプから高圧セル内に吐出され、セル圧を制御するシリンダー内を通して恒温槽内に循環することで原位置の温度に制御可能である。そして中空供試体の鉛直方向変形量を計測するために、高圧セル内部にトップキャップからベースに向けた内部変位計を設置した。

3・2 試験手順と試験条件

本報では、ケーシング表面の粗さの影響を評価するために異なる表面粗さを持つ模擬ケーシング（鋼棒）を 3 種用意した。各模擬ケーシングの表面高さの計測結果を Fig. 5 に示す。実際に開発で使われるケーシング表面の状況を室内試験で完全に再現することは難しいため、比較的容易に加工が調整できる旋盤を用いて鋼棒の表面粗さを調整した。 $R_z=2.7\mu\text{m}$ 及び $R_z=14.7\mu\text{m}$ の鋼棒については、旋盤加工後にヤスリがけを行って更に調整を行う。こうして、直径 30mm×長さ 120mm の鋼棒を 3 種類用意した。図に見られるように、旋盤で加工していることから規則正しい凹凸の形状となっている。

試験はまず、中空のペダスタル中央に鋼棒を挿入し、型枠を使用してゴムスリーブと鋼棒の間に内径 30mm×外径 100mm×高さ 100mm の砂供試体を作製する。砂詰め前の装置の状況を Fig. 6 (a) に示している。次に、乾燥状態の試料を所定の高さから落下させることで、任意の密度の供試体作製を行った。本報では、緩詰試料として間隙率 45%、密詰試料として間隙率 40% の供試体を作製した。供試体設置後、トップキャップを被せて供試体間隙内を -20kPa で真空引きすることで供試体を自立させる。設置状況を Fig. 6 (b) に示す。試料として豊浦標準砂と 8 号東北硅砂を使用した。それらの粒径加積曲線を Fig. 7 に示す。開発対象域である南海トラフは、砂と泥が交互に重なる互層となっており、本報で使用了試料の粒径は原位置の砂部分の粒径と近いことからこれらを使用することとした。試料の粒度特性を Table 1 に示す。最大・最小間隙比は最小密度・最大密度試験 (JIS A 1224:2009) の結果から算出した。ただし、8 号東北硅砂は細粒分が 5% 以上含まれることから JIS A 1224 : 2009 の適用外となった

Fig.5 Surface roughness of simulated casing for push out tests.

(a) Mold for hollow cylindrical specimen (b) Specimen

Fig.6 Set up of mold and sample.

Fig.7 Cumulative frequency curves of particle size.

Table 1 Soil particle properties.

Sample name	Soil particle density g/m ³	Mean particle size mm	Void ratio	
			Maximum	Minimum
Toyouura sand	2.63	0.23	0.973	0.613
No.8 silica sand	2.59	0.08	(1.333)	(0.700)

め、最大間隙比、最小間隙比について括弧書きとしている。次に、試験条件を Table 2 に示す。試験は、間隙圧 10MPa、温度 10°C の環境下で行い、有効拘束圧を 0.2, 0.5, 1.0, 2.0, 3.0MPa と段階的に増加させ、各有効拘束圧において鋼棒を 0.1mm/min の速度で押し抜くことで摩擦の計測を行った。試験は圧密排水 (CD)

Table 2 Testing conditions.

Material	Effective confining stress (MPa)	Water pressure (MPa)	Temperature (C°)	push out rate (mm/min)	Roughness (steel) Rz (μm)	Initial porosity (sand) (%)	Relative density Dr (%)
Toyoura Sand	0.2, 0.5, 1.0, 2.0, 3.0	10	10	0.1	2.7	40	85
						45	43
					14.7	40	85
					30	40	43
No.8 silica	0.2, 0.5, 1.0, 2.0, 3.0	10	10	0.1	2.7	40	(105)
						45	(81)
					14.7	40	(105)
					30	40	(81)

条件のもと行い、その間供試体間隙に繋がるシリンジポンプを定圧制御することで体積変化の計測を行う。内部変位計で得られる鉛直方向の変位量との関係から側方向ひずみを算出することが可能である。ここでは、ケーシング表面に対して直交する方向の有効応力を有効拘束圧として取り扱う。なお、密詰め試料の相対密度は豊浦砂 $Dr=85\%$ 、8号東北硅砂 $Dr=105\%$ 、緩詰め試料の相対密度は豊浦砂 $Dr=43\%$ 、8号東北硅砂 $Dr=81\%$ である。先にも述べた通り、8号東北硅砂については JIS A 1224:2009 が適用外であるため、相対密度については参考値として記述する。

4. 試験結果と考察

4・1 摩擦試験結果

初期間隙率 40% の密詰の豊浦標準砂及び 8 号東北硅砂に対して、異なる表面粗さを持つ鋼棒を押し抜いた場合の摩擦試験結果を Fig. 8 (a) 及び (b) に示す。図は、横軸に鋼棒の変位量を示し、左縦軸に摩擦力を、右上縦軸に変位量に対応した有効拘束圧を、右下縦軸に側方向ひずみを示している。豊浦砂、8 号東北硅砂ともに 3 種類の表面粗さに対して、最大摩擦力は表面粗さが大きいほど高い値を示した。また、有効拘束圧の増加に伴う最大摩擦力の増加が確認できる。 $Rz=14.7\mu\text{m}$ および $Rz=30\mu\text{m}$ の結果に関して、拘束圧 1MPa 以下では最大摩擦力到達後、変位の増加に伴って摩擦力が漸増するひずみ硬化型の挙動を示す。一方、拘束圧が 1MPa よりも大きな条件では、最大摩擦力に達した後、変位の増加に伴って摩擦力が低下するひずみ軟化型の挙動を示している。側方向ひずみをみると、拘束圧の増加に伴う体積圧縮とともに、鋼棒の貫入による体積圧縮が確認できる。通常、砂単体の三軸圧縮試験を行うと、粒子破碎の影響で拘束圧が高くなるにつれてひずみ硬化型の挙動に遷移していくことが知られている²¹⁾。しかしながら、本試験ではそれとは逆の挙動を見せている。一般に、広範囲で成り立つ経験則として、動摩擦係数は静止摩擦係数より小さいことが良く知られている(クーロンアモントンの法則)。なぜこのような違いが生まれるのか現在でも明らかにはされていないが、表面の摩耗と運動による接触面の噛み合わせの減少と考えられている²²⁾。本試験では、剛体と考えられるケーシングと粒状体である土の間に摩擦力が生じていることから、ケーシングと土粒子が滑ることと、ケーシングの凹凸に噛み合った土粒子と他の土粒子との間が滑る場合、またはその両方が想定される。このことから、硬化型の挙動を示した低拘束圧域においては、鋼棒表面と砂粒子の噛み合わせが大きく、接触点数が大きいために砂同士ですべりが発生することで、最大摩擦力と残留摩擦力とがほぼ等しくなっていると推察する。対して、軟化型となっている高拘束圧域においては、粒子破碎の影響で砂側の表面が摩耗し、接触点数が減少することで、最大摩擦力に対して残留摩擦力の低下が顕著に観察されたと考えられる。しかしながら直接観察するには至っていないため、これについては今後ミクロな挙動の観察が望まれる。

Fig.8 Casing displacement versus surface friction and confining pressure for (a) Toyoura sand and (b) No.8 silica sand (Porosity $n = 40\%$) with differential surface roughness ($Rz=2.7, 14.7, 30.0\mu\text{m}$).

最も表面が滑らかな $Rz=2.7\mu\text{m}$ の結果に注目すると、豊浦砂、8号東北硅砂ともに拘束圧が高くなるにつれて微小変位間で摩擦力が振動するスティックスリップ現象が大きくなっている。また、その変動は粒径が小さい8号東北硅砂の方が大きいことが確認された。粒径に対して鋼棒表面が極端に滑らかなため、このような現象が生じたと考えられる。側方向ひずみにほぼ変化が見られないことから、粒子破碎が生じる以前に鋼棒表面で土粒子が滑っていると推察する。

地層側の密度の違いに着目し、間隙率 40% 及び 45% の豊浦砂及び 8 号東北硅砂に対して $Rz=2.7\mu\text{m}$ の鋼棒を押し抜いた結果を Fig. 9 (a) 及び (b) に示す。豊浦砂、8号東北硅砂ともに各有効拘束圧において、間隙率 40% の方が間隙率 45% の摩擦力よりも高い値を示した。これは、砂の密度が高いことで、鋼棒表面の接触点数が多くなったためと考えられる。また、側方向ひずみは、間隙率 40% と比べて間隙率 45% の方が高い値を示すことを確認した。(b) 8号東北硅砂に着目すると、拘束圧 1MPa までは側方向ひずみ

Fig.9 Casing displacement versus surface friction and confining pressure for (a) Toyoura sand and (b) No.8 Silica sand ($R_z=2.7\mu\text{m}$) with differential porosity (Porosity $n = 40, 45\%$).

Fig.10 Relationship between interface friction strength and effective confining pressure.

にほぼ変化が無いが、拘束圧 2MPa になるとともに圧縮方向へ大きな変化が生じた。(a) 豊浦砂と (b) 8 号東北硅砂を比較すると、同間隙率であっても粒径の小さい 8 号東北硅砂の方が最大摩擦力は大きい。これも、粒径が小さいためにケーシング表面に接触する粒子数が多く、従って大きな摩擦力が発現したものと思われる。

4・2 摩擦強度に及ぼす表面粗度と有効拘束圧の影響

各試験の摩擦強度と有効拘束圧の関係を Fig. 10 に示す。なお、摩擦力と変位の関係において硬化型の挙動を示す箇所については、初期の立ち上がりから線型的な摩擦力の増加を見せ、その後の硬化を始める際の変曲点を摩擦強度としている。豊浦砂、8 号東北硅砂ともに、摩擦強度は有効拘束圧の増加に伴いほぼ線型的に増加することが分かる。8 号東北硅砂に比べ、豊浦砂における鋼棒の表面粗さの影響は大きく、最も粗い $R_z=30.0\mu\text{m}$ の強度は $R_z=2.7\mu\text{m}$ の約 2 倍の強度を示すことが明らかになった。先にも

Fig.11 Relationship between effective secant angle and effective confining pressure.

Fig.12 Schematic diagram of soil particle and surface of steel.

述べたように、8 号東北硅砂の場合は、本報にて扱った鋼棒の表面粗さに比べて土粒子径が小さいために、それほど顕著な差が現れなかったと推察する。

摩擦強度と有効拘束圧から計算される有効摩擦角について、粘着力成分を 0 としたときのセカントアングルの有効拘束圧との関係を Fig. 11 にまとめた。図より豊浦砂、8 号東北硅砂ともに、有効拘束圧の増加に対して、 $R_z=30.0\mu\text{m}$ 及び $14.7\mu\text{m}$ では有効摩擦角は下に凸な減少傾向を示している。対して、 $R_z=2.7\mu\text{m}$ では有効拘束圧が小さいときは内部摩擦角が直端に小さく、有効拘束圧が大きくなるに連れて有効摩擦角が増加する上に凸な増加傾向を見せていることから、明らかに両者のすべり機構が異なると推察される。Fig. 12 に平均粒径の豊浦砂及び 8 号東北硅砂と鋼棒表面の様子をアスペクト比 1 で描いている。 $R_z=30.0\mu\text{m}$ 及び $14.7\mu\text{m}$ の場合、砂粒子が表面に存在する凹の間に入り込み、すべる際には凸部分を乗り越える必要があることが分かる。対して $R_z=2.7\mu\text{m}$ の場合は、土粒子の大きさに対して鋼棒表面はほぼ平面となっていることから容易に滑ったものと考えられる。実際には、土粒子表面も歪なために、拘束圧が増加することで噛み合わせが強くなったと推察する。

4・3 摩擦強度推定式の提案

このように、有効拘束圧に応じて接触面の滑り現象が変化していることが明らかであり、本報で取り扱う高拘束圧域においては有効摩擦角のみで有効拘束圧増加に伴う強度増加を一義的に表現するのは困難である。そこで、鋼棒表面と土粒子のかみ合わせに着目し、摩擦強度と表面粗さを試料の平均粒径で除した値との関係を Fig. 13 に示す。すべての有効拘束圧の結果について、 R_z/D_{50} が増加すれば強度が増加することが確認され、その強度はある値に収束するように見える。 R_z/D_{50} が増加するということは、粒子の大きさに対して表面粗さが大きくなり、 $R_z/D_{50}=1$ では表

Fig.13 Frictional strength versus surface roughness/mean particle size (Rz/D_{50}).

面粗さと平均粒径が等しくなる。新城ら¹⁵⁾は、 $Rz/D_{50}=0.4$ 付近で有効摩擦角と内部摩擦角が等しくなることを報告している。図中の拘束圧が低い領域では、 Rz/D_{50} の増加に対して摩擦強度が緩やかに増加するのに対し、高拘束圧域では Rz/D_{50} が0.05以下の領域で急激に摩擦強度が増加する傾向にある。これより、摩擦強度と Rz/D_{50} の関係にはべき乗の関係があると仮定し、次式による定式化を図った。

$$F_s = a \cdot \left(\frac{Rz}{D_{50}} \right)^b \quad (1)$$

なお、接触面においては粒子破碎によって D_{50} が変化している可能性も考えられるが、ここでは初期条件から強度の推定を行うことを目的とし、 D_{50} は定数としている。

ここで、パラメータ a は式(1)で示される近似曲線の比例定数に当たり、Fig. 13からわかるように、有効拘束圧によって異なる値となる。次に、パラメータ b は接触面の滑りやすさを表現するべき数であり、有効拘束圧によって異なる値となる。この式を用いて、Fig. 13の各拘束圧について最小二乗法による近似解を求めた時のパラメータ a 及び b と拘束圧の関係をFig. 14 (a), (b)に示す。

パラメータ a は、有効拘束圧の増加に対して線形的な増加傾向を示し、次式で与えられた。

$$a = 0.523 \times \sigma'_c + 0.662 \quad (2)$$

次に、パラメータ b は有効拘束圧の増加に対して対数関数的な減少傾向を示し、次式で与えられた。

$$b = -0.227 \ln(\sigma'_c) + 0.414 \quad (3)$$

これらの式(2)、式(3)を式(1)に代入すると、豊浦砂及び8号東北砂と鋼棒の摩擦強度推定式が次式で得られる。

$$F_s(\sigma'_c, Rz, D_{50}) = (0.523 \cdot \sigma'_c + 0.662) \cdot \left(\frac{Rz}{D_{50}} \right)^{\{-0.227 \ln(\sigma'_c) + 0.414\}} \quad (4)$$

ただし、 $\sigma'_c=0$ のとき $F_s=0$ とする。加えて、本研究で行った範囲においては $Rz/D_{50} = 0.15 \sim 0.35$ 時に摩擦強度がほぼ一定となっており、 $Rz/D_{50} > 0.35$ の場合に過大評価してしまう。これより本提案式の適用範囲を $Rz/D_{50} \leq 0.35$ とする。

式(4)で表わされる摩擦強度推定式をFig. 13中に描いている。高拘束圧に至る各条件について、 Rz/D_{50} の増加に対する摩擦

Fig.14 Parameters a and b versus effective confining pressure.

強度の増加を概ね表現することが出来た。

5. まとめと今後の課題

メタンハイドレート開発で設けられる坑井のケーシングと地層との摩擦特性を明らかにするために、高圧の押し抜き試験装置を用いて種々の表面粗さを持つ鋼棒と豊浦砂及び8号東北砂との摩擦試験を実施した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 鋼棒の摩擦力と変位の関係において、有効拘束圧が増加するにつれて硬化型から軟化型の挙動へ変化する。
- (2) 鋼棒表面粗さが大きい場合、有効拘束圧の増加に従ってセカントアングルが低くなる。
- (3) 高拘束圧域においても、摩擦力は平均粒径と粗度の比に大きく依存する。
- (4) 高拘束圧域の摩擦強度は拘束圧、平均粒径及び粗度の関係から推定可能である。

本研究により、高拘束圧下の砂中ケーシングと地層間の摩擦強度が推定可能となった。しかしながら泥層との境界や、セメントと地層の摩擦特性など不明な点も多い。メタンハイドレート開発時の坑井の健全性を精度良く評価するためには、これらの研究課題を解決していく必要がある。

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・生産手法に関する研究開発」の一環として実施した。関係各位に対し、謝意を表する次第である。

References

- 1) E. D. Sloan, *Nature*, **426** (2003), 353-359.
- 2) R. Boswell, *Science*, **325** (2009), 957-958.
- 3) A. H. Johnson: *Fire in the Ice*, **11** (2011), Issue 2.
- 4) K. Yamamoto: *Journal of Geography*, **118** (2009), 913-934.
- 5) S. Kimoto, F. Oka, T. Fushita, and M. Fujiwaki: *Computers and Geotechnics*, **34** (2007), 216-228.
- 6) A. Klar et al.: *Geotechnique*, **60** (2010), 765-776.
- 7) J. Yoneda et al.: *Geomechanics and Geotechnics From Micro to Macro*, (Taylor & Francis Group, London, 2011), pp.763-767.
- 8) C.A. Coulomb: *Mem. Math. Phys.*, x, Paris, **161** (1785).
- 9) B. D. Oded: *Nature*, **463** (2010), 76-79.
- 10) The Japanese Geotechnical Society: *Pile foundation design handbook*, (1985).
- 11) M. Uesugi, and H. Kishida: *Soils and Foundations*, **26** (1986), 33-46.
- 12) J. G. Potyondy: *Geotechnique*, **2** (1961), 339-353.
- 13) Y. Yosimi and H. Kishida: *Proc. 10th ICSMFE*, **1** (1981), 831-834.
- 14) M. Uesugi, and H. Kishida: *Soils and Foundations*, **26** (1986), 139-149.
- 15) T. Shinjo et al.: *The science bulletin of the College of Agriculture, University of the Ryukyus*, **51** (2004), 101-106.
- 16) K. Itoh et al.: *Journal of Geotechnical Engineering (III)*, **412** (1989), 137-142.
- 17) T. Matsumoto et al.: *Journal of Geotechnical Engineering (III)*, **511** (1995), 35-45.
- 18) H. W. Chang et al.: *Soils and Foundations*, **22** (1982), 143-151.
- 19) K. Tanaka et al.: *Journal of Geotechnical Engineering (III)*, **523** (1995), 99-109.
- 20) M. Kakumoto et al.: *Journal of MMIJ*, **129** (2013), 116-123.
- 21) N. Miura et al.: *Journal of the Society of Materials Science Japan*, **26** (1977), 815-818.
- 22) H. Mishina: *Journal of The Surface Science Society of Japan*, **24** (2003), 340-345.