来待砂岩の極低温下におけるせん断強さ特性*

鴨志田直人¹ 大河原正文² 阿部正良³

Shear Strength Characteristics of Kimachi Sandstone in an Environment with Ultralow Temperatures

by Naoto KAMOSHIDA^a, Masafumi OKAWARA^b and Masayoshi ABE^c

- a. Dr.Eng., Assistant professor, Faculty of engineering, Iwate University, 4-3-5 Ueda, Morioka,
Iwate 020-8551, Japan (Corresponding author, E-mail: kamosida@iwate-u.ac.jp)
b. Dr.Eng., Associate professor, Faculty of engineering, Iwate University
c. Technical Staff, Technical division, Iwate University

The practical application of the rock cavern storage of liquefied fuels (such as natural gas, liquid hydrogen or dimethyl ether) requires stability analysis of the cavern in question with regard to thermal stress; and an understanding of strength parameters (cohesion and angle of internal friction) of rock mass is essential for such analysis.

In our research, we conducted an oblique shear test to determine the strength parameters with sandstone from room temperature down to ultralow temperatures. Next, we attempted a method for estimating the strength parameters from the results of uniaxial compression and indirect tensile tests, and compared the estimated strength parameters with the measurement values. Here are our findings below.

Rupture envelope of Kimachi sandstone agreed with Coulomb's failure criterion independent of water content and specimen temperature. Cooling barely changes the cohesion and angle of internal friction of the dry sandstone. On the other hand, the cohesion of saturated sandstone increases from room temperature down to -170°C broadly in a linear manner. The angle of internal friction shows interesting behavior of increasing after having decreased from room temperature to -50°C one time. The estimated strength parameters using general Mohr's failure criterion curves are not consistent with the shear test results. This means that it is difficult to estimate the strength parameters of the saturated sandstone by results of uniaxial compression and indirect tensile tests in an environment with low temperatures. However, we can almost estimate the strength parameters of the saturated sandstone in temperatures down to -100°C by using a compound envelope curve proposed in this paper.

KEY WORDS: Direct Shear Test, Ultralow Temperatures, Saturated Sandstone, Cohesion, Angle of Internal Friction, Laboratory Test

1. はじめに

東日本大震災(2011.3.11)における東京電力株式会社福島第一原子力発電所の事故以降,我が国では原子力発電所の稼働停止を補うために火力発電所の稼働率が上昇し,その燃料である液化天然ガスの重要性が大きく増している¹⁾。また,石油代替エネルギーとして着目されている液化水素(-252°C)やジメチルエーテル(-25°C)などの低温液化燃料の需要拡大も期待されている。これら低温液化燃料の安定供給実現には貯蔵施設の確保が課題であり,国土の狭い我が国では液化燃料を常圧低温下で貯蔵する岩盤内貯蔵施設の重要性が認識されている。

岩盤貯蔵槽の設計(安定計算)ではプレクーリング時(燃料搬入時)と貯蔵運転時における空洞周辺岩盤の熱応力解析を行う。この熱応力解析による安全性評価(安全性照査)では,極低温下における岩石の線膨張係数,変形係数(ヤング率・ポアソン比),岩石強度(圧縮強さ・引張強さ・せん断強さ)のほかに,破壊包絡線または強度定数(粘着力・内部摩擦角)を把握する必要がある。

極低温下における岩石強度の温度依存性に関しては,一軸圧縮強さや圧裂引張強さについて多くの研究がなされてきた。例えば,沢入花崗岩・江持安山岩²⁾,稲田花崗岩³⁾,七浦層砂岩⁴⁾,大谷凝灰岩⁵⁾,今治市大島産花崗岩・大牟田市産砂岩・宇都宮市産凝灰岩・相模原市産泥岩⁶⁾,来待砂岩・伊豆若草凝灰岩⁷⁾などの報告がある。これらの報告より,一般的に温度低下における飽和含水岩石の強度増加は,間隙率の大きい岩石ほど大きく,また室温での強度が小さい岩石ほど大きいことが明らかにされた。

岩石のせん断破壊は破壊現象の中で最も多く発生する現象であるから,圧縮試験および引張試験だけで岩盤空洞の安定解析を論ずることは不十分である。

*2014年6月20日受付 2014年10月17日受理/資源・素材学会平成26年度春季大会にて一部発表

1. 正会員 博(工)岩手大学 助教 工学部社会環境工学科

2. 博(工)岩手大学 准教授 工学部社会環境工学科

3. 岩手大学 技術職員 技術部工学系技術室

[著者連絡先] FAX: 019-621-6446(岩手大学・鴨志田)

E-mail: kamosida@iwate-u.ac.jp

キーワード: せん断試験, 極低温下, 飽和砂岩, 粘着力, 内部摩擦角, 室内試験

Fig.1 Schematic of oblique shear testing apparatus by shear box to freely rotate.

岩石の強度定数に及ぼす温度の影響に関する研究は、主に高温下における乾燥岩石について行われており、木山⁸⁾らは室温～200℃における稲田花崗岩について、木下ら⁹⁾は室温～300℃における稲田花崗岩・三城目安山岩・大谷凝灰岩について、岡田ら¹⁰⁾は25・100・180℃における和泉砂岩についてそれぞれ報告している。一方、低温下における湿潤岩石の強度定数に関する研究は、極端に少ない。山辺ら¹¹⁾は、白浜砂岩の三軸圧縮試験を室温～-20℃の温度範囲において実施し、モール・クーロンの破壊基準が成り立つと仮定（内部摩擦角 $\phi=31^\circ$ の一定）して粘着力を求めている。その報告の中で白浜砂岩の粘着力は、-5℃以下の環境温度において著しく増加することを明らかにしている。

極低温までの温度範囲において強度定数を報告した例は、著者が調べた範囲において見当たらない。その理由として、一般に岩石の強度定数の測定に用いられる三軸圧縮試験は、側圧荷荷に流体圧を用いるため供試体を冷却保持するのが極めて難しいことにあると考えられる。

本研究では、供試岩石に來待砂岩を用い、極低温下における岩石の破壊包絡線（強度定数）の変化挙動について検討した。具体的には、まず始めに、回転ダイス型一面せん断試験器を用いて供試体温度10・-10・-50・-100・-170℃における一面せん断試験を行い、室温から極低温までの砂岩の強度定数の変化挙動を検討した。次に、一軸圧縮試験と圧裂引張試験からモールの応力円を描き、モールの破壊包絡線（直線包絡線、放物線包絡線、小林の式）を当てはめる方法で、極低温下における飽和砂岩の強度定数の推定を試みた。

2. 簡易一面せん断試験

回転ダイス型一面せん断試験器¹²⁾の概要図をFig. 1に示す。本装置は、一組のダイスでせん断面の傾き角（せん断角）を任意に設定し、傾斜したダイス間の一面せん断試験¹³⁾を実施するものである。せん断面に作用する垂直応力 σ とせん断応力 τ は、鉛直荷重軸と傾いたせん断面とのなす角をせん断角 α 、鉛直荷重 F とすると、せん断面の面積 A を用いて次式より得ることができる。

$$\sigma = \frac{F}{A} \sin \alpha \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\tau = \frac{F}{A} \cos \alpha \quad \dots\dots\dots (2)$$

回転ダイス型一面せん断試験器は、その治具のサイズが小さく、一般的に広く使用されている材料試験機の圧盤間に置くことで、一軸圧縮試験とほぼ同様の試験方法で簡単にせん断試験を行うこ

Table 1 Properties of Kimachi sandstone.¹⁶⁾

Dry density	(g/cm ³)	1.95
Saturated density	(g/cm ³)	2.19
Effective porosity	(%)	24.0
Water content*	(%)	12.3
Velocity of P-wave	(km/s)	2.54
Velocity of S-wave	(km/s)	1.58
Uniaxial compressive strength	(MPa)	37.2
Indirect tensile strength	(MPa)	4.06

* Saturation state

とが可能という特徴を有する。一方、本試験機は垂直応力とせん断応力が同時に増加するため、岩盤斜面のすべりなどに適用される垂直応力一定試験、地下空洞における岩盤ブロックの抜け出しなどに適用される定体積試験など、一般的な一面せん断試験の荷荷方法を実施することができない欠点もある。

本研究では、先行研究で得られた知見を参考に、供試体に円柱形¹⁴⁾を用い、せん断角15°～35°の範囲^{12, 15)}で回転ダイス型一面せん断試験を行った。

3. 実験方法

3・1 供試岩石

本研究で用いた供試岩石は、島根県松江市宍道町産の來待砂岩である。來待砂岩は主に円磨度の低い火山岩片と石英・斜長石・輝石・角閃石などの砂粒からなり、砂粒間は斜方チロル沸石とスメクタイトで膠着されている凝灰質砂岩である¹⁶⁾。Table 1に供試岩石の基礎物性値¹⁶⁾を示す。供試岩石として來待砂岩を用いたのは、間隙率が24%と一般的な砂岩と比較して高いという特徴を有するため、間隙水の凍結がせん断強さ特性へ及ぼす影響をより明瞭にできると考えたからである。本研究では、過去の実験¹⁶⁾で著者らが使用した岩石ブロックと同一のものより供試体を作製した。

供試体は直径 $34.85 \pm 0.10 \text{ mm}$ 、長さ $35.05 \pm 0.05 \text{ mm}$ の円柱形とした。直径が大きめの供試体を乾燥状態の試験に、小さめの供試体を飽和含水状態の試験に用いた。供試体作製にあたっては、岩石の異方性による測定結果のばらつきを避けるために、同一岩石ブロックから層面に直交するようにコアリングを行い、供試体の層面方向が同一になるように考慮した。また、供試体の直径をダイス寸法に調整するため旋盤を用いて供試体側面を仕上げた。

整形した供試体のうち半数は、85℃の乾燥炉内で48時間以上乾燥させた後、シリカゲルを入れたデシケータ内で室温まで冷まし、残り半数は、真空容器中で48時間以上水中脱気養生した。それぞれを本研究における乾燥状態（飽和度約0%）と飽和含水状態（飽和度約100%）とした。

3・2 実験装置

本研究では、一面せん断試験機として小林ら¹²⁾が改良した回転ダイス型一面せん断試験器（旭商会製、一面せん断試験機K型）を、鉛直荷重のための荷重装置として万能材料試験機（東京衡機製造所製、RUE-100型）を用いた。せん断破壊時の最大鉛直荷重は材料試験機内蔵の荷重計を用いて測定し、その値は電子式動力計（東京衡機製造所製、TK-120型）の支持盤より直接読み取った。

供試体の冷却には、熱伝導率測定用低温槽（ジャパンサーモテック社製）を用いた。本装置の冷媒は液化窒素ボンベから導入した気化窒素ガスを用いる。本装置の冷却速度・昇温速度は、熱伝対による恒温槽内部の温度測定と電磁弁による冷媒の流入量

Fig.2 Relationship between normal stress and shear stress from direct shear test.

制御によって自由に設定することが可能であり、低温槽内の温度保持は $\pm 0.5^\circ\text{C}$ の精度で制御可能である。

3・3 実験方法

一面せん断試験は、せん断角を $15^\circ \cdot 20^\circ \cdot 25^\circ \cdot 30^\circ \cdot 35^\circ$ の5段階で実施し、それぞれのせん断角において2回ずつ(供試体破断時の荷重がばらついた場合のみ3回)実験を行った。鉛直荷重の載荷速度はせん断応力速度に換算して 0.35MPa/s とした。

一面せん断試験実施時の供試体温度は、室温(10°C)・ -10°C ・ -50°C ・ -100°C ・ -170°C の5段階とし、冷却速度は 3°C/min とした。なお、恒温槽内部が所定の温度になった後、一時間保持し、供試体内部の温度分布が一樣になるのを待って試験に供した。供試体の冷却時には、供試体の含水状態の変化を避けるために供試体をheat seal bagへ入れて密封し、せん断試験時には、供試体をheat seal bagから取り出して行った。なお、供試体の温度変化を最小限に抑えるため、載荷盤の周囲を断熱材で作製した簡易低温槽で囲み、その内部を低温状態に保ち試験を行った。

4. 実験結果および考察

4・1 一面せん断試験結果

一面せん断試験結果より来待砂岩の供試体破断時の垂直応力とせん断応力の関係をFig.2に示す。同図において灰色の直線はせん断角を表し、黒の直線は後述するクーロンの破壊基準である。

始めに、供試体破断時の荷重(正しくは、破断荷重をせん断面の断面積で除したもの)について述べる。破断荷重は本図において原点とマーカーを結ぶ線分の長さで示される。室温(10°C)での試験結果(Fig.2(a))を見ると、乾燥砂岩の破断荷重はせん断角が大きくなるにしたがい増加する。一方、飽和砂岩の破断荷重は乾燥砂岩と同様にせん断角が大きくなるに

たがい増加するが、破断荷重の値そのものは全てのせん断角において乾燥砂岩のそれよりも小さい。具体的には、飽和砂岩の破断荷重はせん断角 15° で乾燥砂岩の約0.4倍、 35° で約0.3倍である。供試体温度の影響について見ると(Fig.2(b)-(e))、乾燥砂岩の破断荷重は、温度を低下しても室温の結果と変わらず大きな変化は確認できない。一方、飽和砂岩の破断荷重は温度の低下にしたがい増加し、さらに供試体温度 -50°C ではせん断角 20° 以下において、 -100°C では 30° 以下において、 -170°C では全てのせん断角において飽和砂岩の方が乾燥砂岩の試験結果よりも大きな値となる。具体的には、せん断角 15° における飽和砂岩の破断荷重は室温において乾燥砂岩の半分程度であるが、 -50°C に冷却すると乾燥砂岩と同程度となる。さらに -170°C にまで冷却すると飽和砂岩の破断荷重は乾燥砂岩の2.5倍程度にまで増加する。一方、せん断角 35° における飽和砂岩では、室温において乾燥砂岩の0.3倍程度であるが、 -50°C においても0.6倍程度にしか増加せず、乾燥砂岩と同程度となるのは -100°C においてである。そして、 -170°C にまで冷却しても飽和砂岩の破断荷重は乾燥砂岩の1.3倍程度にまでしか増加しない。

次に、Fig.2より来待砂岩の破壊包絡線を求めた。本図より供試体破断時の垂直応力

とせん断応力の関係は、ほぼ直線的に増加していることより、本研究では破壊包絡線として次式で示されるクーロンの破壊基準を用いることにした。

$$\tau_f = c + \sigma_f \tan \phi \quad (3)$$

ここで、 τ_f は破断時のせん断面に作用するせん断応力、 σ_f は破断時のせん断面に作用する垂直応力、 c は粘着力、 ϕ は内部摩擦角である。なお、岩石力学では粘着力 c をせん断強さ S_s として扱う場合もある。

Fig.2の黒の直線は来待砂岩の供試体破断時の垂直応力とせん断応力の関係に最小二乗法を用いてクーロンの破壊基準を当てはめた結果である。本試験結果に破壊包絡線としてクーロンの破壊基準を用いたところ、乾燥砂岩ではせん断角 15° と 35° の試験結果がクーロンの破壊基準よりもやや低い値となる。一方、飽和砂岩では -170°C を除き試験結果とクーロンの破壊基準がほぼ一致する。しかし、飽和砂岩の -170°C では試験結果とクーロンの破壊基準との差がやや広がる結果となる。次に、強度定数に着目すると、乾燥砂岩では温度を低下しても粘着力と内部摩擦角は室温の結果と変わらず大きな変化は確認できないが、飽和砂岩では温度の低下にしたがい粘着力は大きく、内部摩擦角は小さくなる傾向がみられる。

以上で示された来待砂岩のクーロンの破壊基準から求められる強度定数(粘着力・内部摩擦角)の温度依存性について、より詳細に検討を行った。

4・2 強度定数

Fig.2で得られたクーロンの破壊基準より算出した強度定数(粘着力・内部摩擦角)をTable2に、供試体温度と強度定数の関係をFig.3に示す。Fig.3(a)より、乾燥砂岩の粘着力は供試体

Table 2 Strength parameters by results of direct shear test
(c : cohesion, ϕ : Angle of internal friction)

Temp. (°C)	Dry sandstone		Wet sandstone	
	c (MPa)	ϕ (°)	c (MPa)	ϕ (°)
10	8.6	47.1	3.5	42.7
-10	8.8	47.3	6.2	35.3
-50	9.5	47.0	10.5	34.1
-100	10.0	46.2	14.1	38.1
-170	12.5	45.6	39.0	22.7

温度の低下にしたがい徐々に増加する傾向を示し、その増加割合は -1°C につき平均 0.02MPa である。 -170°C における粘着力は室温 (10°C) の約 1.4 倍に増加する。一方、飽和含水砂岩の粘着力においても乾燥砂岩と同様に供試体温度の低下にしたがい増加する傾向を示すが、その増加割合は -100°C を境界に異なる。室温から -100°C における増加割合は -1°C につき平均 0.10MPa 、 -100°C から -170°C では平均 0.36MPa となり、乾燥砂岩と比較して非常に大きい。そのため、 -170°C における粘着力は室温の約 11 倍にまで急増している。さらに、飽和砂岩と乾燥砂岩の粘着力を比較すると、室温 (10°C) において乾燥砂岩の半分程度である飽和砂岩の粘着力は、 -50°C において乾燥砂岩と同程度にまで増加し、 -170°C において乾燥砂岩の約 3 倍に達する結果となる。

Fig. 3 (b) より、乾燥砂岩の内部摩擦角は供試体温度が低下してもほぼ一定で変化挙動がみられない。 -170°C における内部摩擦角は室温時 (10°C) の約 0.97 倍とわずかに減少するのみである。一方、飽和砂岩の内部摩擦角は乾燥砂岩と異なり -100°C を境界に異なった挙動を示す。具体的には、飽和砂岩の内部摩擦角は室温から間隙水が凍結をほぼ終える -50°C にかけて減少し、その後、 -100°C まで増加する挙動を示す。しかしながら、さらに -170°C まで冷却すると、内部摩擦角は再び減少する挙動を示す。さらに、飽和砂岩と乾燥砂岩の内部摩擦角を比較すると、飽和砂岩の内部摩擦角は、室温 (10°C) において乾燥砂岩と同程度 (約 0.9 倍)、 $-10 \sim -50^{\circ}\text{C}$ において約 0.7 倍、 -100°C において約 0.8 倍、 -170°C では約 0.5 倍となる。

温度低下にともなう飽和砂岩の粘着力の増加挙動は、乾燥砂岩の増加挙動よりも大きいことから、間隙水の生成によるものであると考えられる。

過冷却現象下にある水の凍結温度は、水の直径が小さいほど低下し、直径 $1\mu\text{m}$ では -40°C 程度に低下することが知られている¹⁷⁾。したがって、 0°C から温度が低下すると大きい孔径の間隙水から

順に凍結し始め、間隙水の増加にともなう飽和砂岩の粘着力は増加すると考えられる。また、間隙水の生成による強度増加のメカニズムについては、間隙水の量よりも間隙水と鉱物の接触面積が寄与すると言う報告¹⁸⁾もあり、間隙水の荷重分担効果や間隙水がクラック発生核として力学的に機能する (間隙水の凍結によりグリフィス開口クラックをグリフィス・インクルージョンとして扱うこと¹⁹⁾) のではなく、氷の膠結物質としての作用によるものと考えられる。間隙水の増加にともなう生じる粘着力の増加は、過冷却現象下にある水の大部分が凍結する -40°C 付近で収束する。なお、水の凝固点は細孔径が小さくなるほど低下することも知られているが²⁰⁾、この凝固点降下は細孔半径 $0.1\mu\text{m}$ で -1°C 程度であり、その影響は直径 $100\mu\text{m}$ の孔や $0.1\mu\text{m}$ の細孔が間隙水の大部分を占める来待砂岩²¹⁾において極めて小さいと思われる。

-40°C 以下の温度における粘着力の増加は、氷自体のせん断強さは温度の低下とともに増加することが知られており、冷却にともなう間隙水のせん断強さが増したことで飽和岩石の粘着力も増加したと考えられる。

次に、温度低下にともなう飽和砂岩の内部摩擦角の変化挙動については、境界潤滑をモデル化したストライベック線図を用いることで説明することができると考える。ストライベック線図²²⁾とは、摩擦係数と固体 2 面間距離 (または、流体の膜厚) の関係を示した曲線であり、その概略を以下に示す。大きく離れた固体 2 面間の距離を狭めると、膜厚が薄くなることで摩擦係数 (液体の吸着力) は減少する。この摩擦係数が減少する範囲を流体潤滑領域と呼ぶ。さらに 2 面間の距離を狭めると、固体面の一部が接触することで摩擦係数 (液体の吸着力+固体摩擦) は増加する。この摩擦係数が増加する領域を混合潤滑領域と呼び、摩擦係数が減少から増加に転じる 2 面間の距離が流体潤滑領域と混合潤滑領域の境界となる。そして、さらに 2 面間距離を狭めると固体面がほぼ接触 (潤滑油の膜厚が 0) することで摩擦係数が一定 (固体摩擦) となる。この摩擦係数が一定となる 2 面間距離を境界潤滑領域と呼ぶ。

本論文では、破断面形成前の砂岩内部に無数に存在する、造岩鉱物表面と間隙氷表面との間の微小な 2 面間においてもストライベック線図が成り立つと仮定し、温度低下にともなう飽和砂岩の内部摩擦角の変化挙動を考察する。室温から過冷却水の大部分が凍結する -40°C 付近まで飽和砂岩を冷却すると、間隙水の増加に伴い不凍水分量 (ストライベック線図の膜厚に相当) は減少する。その結果、鉱物表面と間隙氷の間に存在する不凍水の厚さが薄くなることで、鉱物表面と間隙氷の間の摩擦係数 (または水の吸着力) が減少する (流体潤滑領域)。次に、 -40°C を超えて更に冷却

Fig.3 Relationship between specimen temperature and strength constants.

 Fig.4 Relationship between specimen temperature and strengths.¹⁶⁾

し続けると、不凍水分量は減少し、不凍水の厚さは更に薄くなり、ついには流体と言うよりむしろ分子レベルの大きさで段階的かつ不連続に不凍水が存在することになる。その結果、鉱物表面と間隙水表面の一部が接触し始め、摩擦係数が増加し始める（境界潤滑領域）。そして最終的には、飽和砂岩をそれ以上冷却しても摩擦係数が一定の値を示す温度域（固体摩擦領域）に達するものと推察される。ただし、-100℃から-170℃までの供試体冷却時にみられる内部摩擦角の減少については、境界潤滑をモデル化したストライバック線図を用いることで説明することができず、今後の課題である。

4・3 圧縮強さおよび引張強さとの比較

本実験で得られたせん断強さ（粘着力）の温度依存性について、圧縮強さおよび引張強さの温度依存性と比較検討を行った。各供試体温度における来待砂岩の一軸圧縮強さを Fig. 4 (a)¹⁶⁾ に、圧裂引張強さを Fig. 4 (b)¹⁶⁾ にそれぞれ示す。同図の一軸圧縮強さ、圧裂引張強さは、せん断試験で用いた岩石ブロックと同一の供試体で試験を行った著者らの結果である。なお、Fig. 3 における室温は 10℃、Fig. 4 における室温は 15℃と供試体温度が多少異なるが、これらの温度範囲においては岩石強度に及ぼす供試体温度の影響が非常に小さいと仮定した。

Fig. 4 および Fig. 3 (a) より、乾燥砂岩の圧縮強さ、引張強さ、せん断強さは供試体温度の低下にしたがい増加する傾向を示すが、その増加の割合は各強度で異なる。具体的には、圧縮・せん断・引張の各強度の増加割合は-1℃につき平均 $0.09 \cdot 0.02 \cdot 0.02 \text{ MPa}$ である。したがって、-170℃における乾燥砂岩の圧縮強さは室温の約 1.4 倍、せん断強さは約 1.4 倍、引張強さは約 1.9 倍に増加する。一方、飽和砂岩の各強度も乾燥砂岩と同様に供試体温度の低下にしたがい増加する傾向はみられるが、その増加の割合は乾燥砂岩と比較して非常に大きい。具体的には、圧縮・せん断・引張の各強度の増加割合は-1℃につき平均 $0.24 \cdot 0.10 \cdot 0.08 \text{ MPa}$ （ただし、せん断強さは室温から-100℃の温度範囲）である。したがって、-170℃における飽和砂岩の圧縮強さは室温の約 2.7 倍、せん断強さは約 6.1 倍（-1℃につき 0.10MPa の場合）に、引張強さは約 6.4 倍にまで増加する。以上より、来待砂岩の各強度と供試体温度の関係は、乾燥状態ではせん断強さと圧縮強さとが似た増加挙動（約 1.4 倍）を、飽和含水状態では引張強さとせん断強さが似た増加挙動（約 6 倍）を示すことが明らかとなった。さらに、飽和砂岩と乾燥砂岩について各強度を比較すると、室温において乾燥砂岩の半分程度（圧縮 0.5 倍、せん断 0.4 倍、引張 0.6 倍）である飽和砂岩の各強度は、-170℃において圧縮強さは乾燥砂岩の 2 割増しに、せん断強さと引張強さに至っては約 1.7 倍

（-1℃につき 0.10MPa の場合）と約 2 倍にまで達する結果となった。

以上の結果より、来待砂岩に含まれる間隙水は砂岩の圧縮強さ、せん断強さ、引張強さに対して同程度の強度低下として作用するが、間隙水の凍結で生じる間隙氷は砂岩のせん断強さと引張強さの強度増加として圧縮強さよりも強く作用することが明らかとなった。

5. 圧縮強さおよび引張強さによる強度定数の推定

5・1 強度定数の推定方法

岩石の破壊現象を論じるためには、粘着力（せん断強さ）と内部摩擦角で示される強度定数が必要不可欠である。岩石の強度定数を求める方法としては、三軸圧縮試験結果からモールの応力円を描き、これらのモールの包絡線から求める方法が用いられてきた。しかしながら、三軸圧縮試験は「数多くの供試体が必要となる」、「試験設備が大規模である」、「試験の実施には熟練を要する」、などの問題があり頻繁に実施することはコスト的にも難しく、この様な背景から三軸圧縮試験や直接せん断試験に代わる強度特性を求める方法として、一軸圧縮強さと圧裂引張強さから計算により推定する方法が多数提案されてきた。

そこで、本研究では一軸圧縮試験と圧裂引張試験の結果から極低温下における岩石の強度定数を推定することの可否について、一面せん断試験 (Fig. 2) より得られたクーロンの破壊基準と比較することで検討した。具体的には、著者らが過去に実施した一軸圧縮試験と圧裂引張試験の結果 (Fig. 4¹⁶⁾) を用いてモールの応力円を描き、以下に示す 3 つのモールの破壊包絡線を当てはめた。本研究で検討したモールの包絡線は、直線包絡線（モール・クーロンの式）と放物線包絡線（モールの式）、そして圧裂引張試験の応力状態を考慮した小林の式である。以下に、小林の式について説明を加える。

小林らは、せん断強さ S_s を圧裂引張試験で破壊するときの円盤形試験片の中心応力状態を表す応力円（直径 $4S_t$ ）と一軸圧縮試験の破壊応力円との共通接線の τ 軸を切る点と定義し、次式で与えられるとした¹²⁾。

$$S_s = \frac{S_c \cdot S_t}{2\sqrt{S_t(S_c - 3S_t)}} \quad (4)$$

ここで、せん断強さ S_s は粘着力 c と同一である。この小林らが提案する式 (4) は脆性材料の性質を加味した点に特徴がある。なお、内部摩擦角 ϕ は次式で求めることができる。

$$\tan \phi = \frac{S_c}{4S_s} - \frac{S_s}{S_c} \quad (5)$$

Fig. 5 Compare Mohr's envelopes with Coulomb's failure criterion. (form dry condition)

5・2 破壊包絡線の推定結果

Fig. 5, Fig. 6 に乾燥砂岩と飽和砂岩の一軸圧縮試験と圧裂引張試験の結果から推定したモールの破壊包絡線と一面せん断試験より得られたクーロンの破壊基準を示す。室温での試験結果 (Fig. 5 (a), Fig. 6 (a)) より、乾燥砂岩と飽和砂岩の放物線包絡線は、 τ 軸の切片 (粘着力) がクーロンの破壊基準とほぼ一致するものの、圧縮試験の応力円との接点より大きい垂直応力側においてクーロンの破壊基準より下側に位置する。そのため、放物線包絡線は高い垂直応力側において破壊時のせん断応力を過小評価する可能性がある。直線包絡線 (モール・クーロンの式) は、クーロンの破壊基準と理論的に同等であるが、本実験結果においてはそれらの一致は見られない。モールの応力円より推定した直線包絡線は、一面せん断試験より得られたクーロンの破壊基準と比較して τ 軸の切片 (粘着力) を小さく、また、圧縮試験の応力円との接点を境に小さい垂直応力側では強度を過小に、大きい垂直応力側では過大に評価する可能性がある。ところが、それら 2 つの包絡線に対して小林の式は、クーロンの破壊基準とほぼ一致しており、室温温度条件下においては放物線包絡線および直線包絡線と比較して実用的であると考えられる。小林の式の結果は小林ら¹²⁾ が報告した来待砂岩の結果と同様となった。

次に供試体温度が $-10 \sim -170^\circ\text{C}$ の範囲において、一面せん断試験より得られたクーロンの破壊基準をモールの包絡線を用いることで推定可能かを検討する。乾燥砂岩の結果 (Fig. 5 (b) - (e)) をみると、 $-10 \sim -50^\circ\text{C}$ までは小林の式は室温と同様にクーロンの破壊基準とほぼ一致するが、 $-100 \sim -170^\circ\text{C}$ になると小林の式ではなく直線包絡線の方がクーロンの破壊基準と一致するようになる。一方、飽和砂岩の結果 (Fig. 6 (b) - (e)) をみると、 -10°C に供試体温度が低下しただけで、3 つの包絡線のどれともがクーロンの破壊基準とは一致せず、モールの包絡線を用いて推定することは難しい。さらに -170°C では一面せん断試験の結果がモールの応力円

から大きくかけ離れており、モールの包絡線を用いて推定することは非現実的であると判断できる。

飽和砂岩の -170°C の極低温下において一面せん断試験より得られたクーロンの破壊基準と一軸圧縮試験と圧裂引張試験の結果から推定したモールの包絡線が一致しなかった原因を検討する。一面せん断試験では、一般に供試体内部に応力が均一に作用すると仮定し、破壊荷重から式 (1)・式 (2) によって強度が求められている。しかし、実際には、供試体内部に生じる応力分布が局所的に異なる²³⁾ ため、式 (1)・式 (2) の基礎となる破壊条件を満たしていない。そのため、室温下では局所的な応力状態と巨視的な応力状態の差異を無視することができたが、極低温下における飽和砂岩では無視することができず、クーロンの破壊基準と巨視的な応力状態を表すモールの包絡線が一致しなかったと考えられる。また、圧裂引張試験より得られる引張強さにおいても局所的な応力状態で定まる強度であることから、本研究で得られたモールの包絡線は、巨視的な応力状態で得られるモールの包絡線と一致しない可能性も否定できない。以上より、極低温下において飽和砂岩のクーロンの破壊基準とモールの包絡線が一致しなかった理由は、供試体温度が低下するほど、供試体内部の応力は均一に作用しなくなるためと考えられる。次に、乾燥砂岩・飽和砂岩ともにクーロンの破壊基準と良い一致を示した小林の式が、供試体を冷やす過程で一致しなくなった原因を検討する。この小林の式は脆性材料の性質を加味した点に特徴があることより、実際に脆性度を求めた。小林の式とクーロンの破壊基準がほぼ一致した乾燥砂岩の室温・ $-10 \sim -50^\circ\text{C}$ と飽和砂岩の室温における脆性度は、それぞれ $9.16 \cdot 9.54 \cdot 9.72$ と 8.16 であり、脆性材料と呼ばれる岩石 ($10 \sim 20$ 程度) やコンクリート ($8 \sim 10$ 程度) の範囲内にある。一方、小林の式とクーロンの破壊基準が一致しなかった乾燥砂岩の $-100 \sim -170^\circ\text{C}$ と飽和砂岩の $-10 \sim -50^\circ\text{C}$ における脆性度はそれぞれ $7.38 \cdot 6.82$ と $5.29 \cdot 4.50$ で 8 未満となり、小林の式において

Fig.6 Compare Mohr's envelopes with Coulomb's failure criterion. (form wet condition)

Fig.7 Comparison between estimate and result strength constants. (from dry condition)

傾きが負の値となる飽和砂岩の $-100 \sim -170^\circ\text{C}$ における脆性度は、 $3.68 \sim 3.71$ と4未満であった。以上より、小林の式が供試体を冷やす過程で成立しなくなった理由は、砂岩の脆性的性質が変化したためと考えられる。

5・3 推定した強度定数の検討

Fig. 7 に Fig. 5 で示した乾燥砂岩のモールの包絡線より算出した供試体温度と強度定数（粘着力および内部摩擦角）の関係を示す。同図には Fig. 3 の一面せん断試験より得られたクーロンの破壊基準より算出した強度定数も加えて示した。ここで、放物線包絡線の内部摩擦角 ϕ は、放物線と切片で接する接線の傾き ($\tan\phi$) と定義した。

Fig. 7 (a) より、モールの包絡線より推定した乾燥砂岩の粘着力は、クーロンの破壊基準（一面せん断試験の結果）と同様に供試体温度の低下にしたがい増加する傾向を示す。推定した粘着力の値は、供試体温度に関係なく放物線包絡線、小林の式、直線包絡

線の順に小さく、クーロンの破壊基準とは一致しない。3つの包絡線の中で推定した粘着力がクーロンの破壊基準に近いのは、室温・ -10°C では放物線包絡線、 $-50 \sim -100 \sim -70^\circ\text{C}$ では小林の式である。推定した粘着力の差をクーロンの破壊基準と比較すると、直線包絡線は0.71倍（室温）から0.81倍（ -170°C ）、放物線包絡線1.0倍（室温）から1.1倍（ -170°C ）、小林の式は0.87倍（室温）から1.1倍（ -170°C ）である。

Fig. 7 (b) より、モールの包絡線より推定した乾燥砂岩の内部摩擦角は、クーロンの破壊基準（一面せん断試験の結果）とは異なる傾向を示す。具体的には、クーロンの破壊基準の内部摩擦角は供試体温度に関係なくほぼ一定の値を示すが、推定した内部摩擦角は -50°C から -170°C にかけて減少する傾向を示す。3つの包絡線の中で推定した内部摩擦角がクーロンの破壊基準に近いのは、室温・ $-10 \sim -50^\circ\text{C}$ では放物線包絡線と小林の式であるが、 -170°C では直線包絡線となる。推定した内部摩擦角をクーロンの

Fig.8 Comparison between estimate and result strength constants. (from wet condition)

破壊基準と比較すると、直線包絡線は1.1倍（室温）から1.1倍（-170°C）、放物線包絡線1.1倍（室温）から0.75倍（-170°C）、小林の式は0.98倍（室温）から0.78倍（-170°C）である。

Fig. 8にFig. 6に示した飽和砂岩のモールの包絡線より算出した供試体温度と強度定数（粘着力・内部摩擦角）の関係を示す。同図にはFig. 3の一面せん断試験より得られたクーロンの破壊基準より算出した強度定数も加えて示した。ここで、放物線包絡線の内部摩擦角 ϕ は、Fig. 7と同様、放物線と切片で接する接線の傾き（ $\tan \phi$ ）と定義した。また、本論文では、一面せん断試験の結果とモールの応力円が大きくかけ離れた-170°Cの結果を除いて強度定数を比較した。

Fig. 8 (a)より、モールの包絡線より推定した飽和砂岩の粘着力は、クーロンの破壊基準と同様に供試体温度の低下にしたがい増加する傾向を示すが、その増加の度合いが包絡線によって異なる。具体的には、小林の式の粘着力は他の2つのモールの包絡線と比較して増加の度合いが大きい。小林の式を除く2つの包絡線の粘着力をクーロンの破壊基準と比較すると、直線包絡線は0.95倍（室温）から0.95倍（-100°C）、放物線包絡線は1.3倍（室温）から1.2倍（-100°C）である。

Fig. 8 (b)より、モールの包絡線より推定した飽和砂岩の内部摩擦角は、クーロンの破壊基準とは異なる傾向を示す。具体的には、3つの推定した内部摩擦角は室温から-100°Cにかけて減少する傾向を示しており、クーロンの破壊基準の-50°Cから-100°Cにかけてみられる増加現象は確認できない。また、小林の式の内部摩擦角は他の2つのモールの包絡線と比較して減少の度合いが大きく、-100・-170°Cでは負の値に転じる。小林の式を除く2つの包絡線の内部摩擦角をクーロンの破壊基準と比較すると、直線包絡線は1.2倍（室温）から0.92倍（-100°C）、放物線包絡線1.1倍（室温）から0.79倍（-100°C）である。

以上の結果より、極低温下における来待砂岩の破壊包絡線を一軸圧縮試験と圧裂引張試験の結果より推定することは、特に飽和含水砂岩において非常に困難である（さらに、-170°Cの飽和砂岩では不可能である）。一方で、粘着力と内部摩擦角を放物線包絡線より求めることで、乾燥砂岩（-170°Cまで）と飽和砂岩（-100°Cまで）の破壊包絡線は概ね推定できることも示唆された。具体的には、垂直応力の引張側を放物線包絡線で、垂直応力の圧縮側を放物線包絡線と切片で接する接線で、それぞれ描く複合包絡線である。そこで、実際に一軸圧縮試験と圧裂引張試験の結果（Fig. 3）に複合包絡線を当てはめてみた。その結果をFig. 9とFig. 10に示す。同図より、複合包絡線は飽和砂岩の供試体温度-170°Cを除き一面せん断試験より得られたクーロンの破壊基準と

概ね一致することがわかる。しかしながら、複合包絡線は試験結果によって（乾燥砂岩の-50°Cや飽和砂岩の室温など）破壊包絡線を過大評価する場合もある。したがって、本論文で提案する複合包絡線を設計で用いる場合には、安全率を多めに見積もるなどの注意を払う必要がある。

6. おわりに

本研究では、室温から極低温下までの岩石の強度定数（粘着力と内部摩擦角）の変化挙動を明らかにするため、来待砂岩を供試体として、回転ダイス型一面せん断試験器を用いて供試体温度室温（10°C）・-10・-50・-100・-170°Cにおける直接一面せん断試験を行った。次に、一軸圧縮試験と圧裂引張試験からモールの応力円を描き、モールの破壊包絡線（直線包絡線・放物線包絡線・小林の式）を当てはめる方法で、極低温下における来待砂岩の強度定数の推定を試みた。本研究で得られた知見をまとめると以下のようになる。

一面せん断試験を行った結果、

- (1) 来待砂岩の破断時の垂直応力とせん断応力の関係は、供試体温度・含水状態に関係なく概ね比例関係にあり、クーロンの破壊基準を用いて破壊包絡線を表すことができる。
- (2) 乾燥砂岩の粘着力は供試体温度の低下にしたがい微増する。一方、乾燥砂岩の内部摩擦角は温度が低下してもほぼ一定で変化がみられない。つまり、乾燥砂岩の強度特性に及ぼす供試体温度の影響は小さいといえる。
- (3) 飽和砂岩の粘着力は供試体温度の低下にしたがいほぼ比例的に増加する。一方、飽和砂岩の内部摩擦角は粘着力とは異なり複雑な挙動を示す。具体的には、飽和砂岩の内部摩擦角は室温から-50°Cにかけて減少し、その後-100°Cに掛けて増加する挙動を示す。
- (4) 来待砂岩のせん断強さ（粘着力）の温度依存性について、圧縮強さおよび引張強さと比較した結果、乾燥砂岩のせん断強さは圧縮強さと似た増加傾向を、飽和砂岩のせん断強さは引張強さと似た増加傾向を示す。

次に、モールの破壊包絡線より強度定数の推定を試みた結果、

- (5) 乾燥砂岩の推定した粘着力は、クーロンの破壊基準（せん断試験結果）と同様に供試体温度の低下にしたがい増加する傾向を示す。しかし、推定した粘着力の値は供試体温度に関係なくクーロンの破壊基準とは一致せず、放物線包絡線は常に大きく、直線包絡線（モール・クーロンの式）は常に小さい。乾燥砂岩の推定した内部摩擦角は、クーロンの破壊基準と異なり-50°Cから-170°Cにかけて減少する傾向を示す。推定した

Fig.9 Compare between Mohr's envelope that authors suggest and Coulomb's failure criterion. (form dry condition)

Fig.10 Compare between Mohr's envelope that authors suggest and Coulomb's failure criterion. (form wet condition)

粘着力の値は、室温・-10・-50℃では放物線包絡線と小林の式が、-170℃では直線包絡線がクーロンの破壊基準とほぼ一致する。

(6) 飽和砂岩の推定した粘着力は、クーロンの破壊基準（せん断

試験結果）と同様に供試体温度の低下にしたがい増加する傾向を示すが、小林の式の粘着力は他の2つの推定した粘着力と比較してその増加割合が大きい。飽和砂岩の推定した内部摩擦角は、室温から-100℃にかけて減少する傾向を示してお

り，クーロンの破壊基準の -50°C から -100°C にかけてみられる増加現象はみられない。また，小林の式の内部摩擦角は他の2つのモールの包絡線と比較して減少の度合いが大きく， -100°C ・ -170°C になると負の値に転じる。

- (7) 直線包絡線（モール・クーロンの式）・放物線包絡線・小林の式では，極低温下における乾燥砂岩・飽和砂岩の破壊包絡線を推定することはできない。しかし，垂直応力の引張側を放物線包絡線で，垂直応力の圧縮側を放物線包絡線と切片で接する接線でそれぞれを描く複合包絡線を用いることで，乾燥砂岩（室温から -170°C まで）と飽和砂岩（室温から -100°C まで）の破壊包絡線は概ね推定できることが示唆された。
- (8) 供試体温度 -170°C における飽和砂岩では，せん断試験結果とモールの応力円とで大きく異なった。 -170°C における飽和砂岩の破壊包絡線の算出方法については，今後の検討課題である。

謝辞 本研究は元岩手大学学生の岩間航介君，大石智久君，上川原諒君のご協力によるものであり，ここに記して謝意を表します。また，本研究において有益なご意見をいただきました北海道大学大学院藤井義明教授に心よりお礼申し上げます。最後に，本研究の一部は平成24年度岩手大学環境科学系中堅・若手教員研究支援の助成を得て行われたことを付記する。

References

- 1) 資源エネルギー庁：エネルギーに関する年次報告（エネルギー報告書2013），pp.136-138.
- 2) I. Matsunaga, M. Kuriyagawa and N. Kinoshita: Journal of MMIJ, **97** (1981), 431-436.
- 3) Y. Ishizuka, N. Kinoshita and T. Okuno: Doboku Gakkai Ronbunshuu, **370III-5** (1986), 243-250.
- 4) Y. Inada, Y. Kohmura and T. Fujiwara: Doboku Gakkai Ronbunshuu, **445III-18** (1992), 65-73.
- 5) Y. Inada, T. Fujiwara, S. Hatano and S. Kadota: Doboku Gakkai Ronbunshuu, **449III-28** (1994), 23-30.
- 6) Y. Inada, N. Kinoshita, S. Seki, T. Matsuo, A. Nariyuki and K. Ochi: Doboku Gakkai Ronbunshuu, **547III-36** (1996), 211-220.
- 7) Y. Inada and N. Kinoshita: Proc. 34th Symp. on Rock Mech., (2005), pp. 165-170.
- 8) T. Kiyama, H. Kita, K. Sato, K. Aoki and Y. Ishijima: Proc. of Annual Conference of JSCE, **50-3A** (1995), 628-629.
- 9) N. Kinoshita, T. Abe, N. Wakabayashi and T. Ishida: Doboku Gakkai Ronbunshuu, **561III-38** (1997), 151-162.
- 10) Y. Okada, K. Sakogaichi, T. Kiyama, M. Takahashi and I. Kohno: Jour. Japan Soc. Eng. Geol., **39** (1998), 282-286.
- 11) T. Yamabe, K. Kobayashi and K. Ishiyama: Proc. of Annual Conference of JSCE, **54-3A** (1999), pp. 646-647.
- 12) R. Kobayashi and K. Okumura: Journal of MMIJ, **87** (1971), 407-412.
- 13) M. M. Protodyakonov, M. I. Koifman and others: *Mechanical Properties of Rocks*, (Israel Program for Scientific Translations, Jerusalem, 1969), pp. 15-27.
- 14) S. Yamashita: Proc. MMIJ Fall Meeting L-3 (1978), pp. 9-13.
- 15) Y. Oka and Y. Ogata: Proc. MMIJ Fall Meeting C-1 (1976), pp. 1-5.
- 16) N. Kamoshida, M. Okawara, M. Abe and M. Furuzumi: Journal of MMIJ, **127** (2011), 8-13.
- 17) 菊地勝弘，大畑哲夫，東浦将夫：降雪現象と積雪現象，（古今書院，東京，1995），pp.15-17.
- 18) N. Kodama, Y. Fujii, S. Akagawa, Y. Ishijima: Doboku Gakkai Ronbunshuu C, **63** (2007), 24-33.
- 19) H. Koide: Journal of Materials Science Society of Japan, **7** (1970), 252-263.
- 20) O. Katsura, T. Yoshino and E. Kamata: Concrete research and technology **10** (1999), 51-63.
- 21) J. Kodama, T. Goto and Y. Fujii: Journal of MMIJ, **124** (2008), 733-740.
- 22) Japanese Society of Tribologists: Tribology Handbook, (Yokendo, Tokyo, 2001), pp.49-50.
- 23) S. Ogino and Y. Mizuta: Proc. MMIJ Fall Meeting L-2 (1978), pp. 5-8.