論文

応力解放過程の球面孔底ひずみ変化 を利用した岩盤応力測定*

尾 原 祐 三¹ 坂 口 清 敏²
中 山 智 晴³ 菅 原 勝 彦⁴

Rock Stress Determination Utilizing Strain Change on Hemispherical Borehole Bottom Surface during Overcoring

by Yuzo OBARA¹, Kiyotoshi SAKAGUCHI², Tomoharu NAKAYAMA¹ and Katsuhiko SUGAWARA¹

1. Faculty of Engineering, Kumamoto University, Kurokami, Kumamoto 860
2. Graduate School of Science and Technology, Kumamoto University

This paper presents a new procedure for rock stress determination, which utilizes the strain change on a hemispherical borehole bottom surface during overcoring, and the limitation of the applicability of the hemispherical-ended borehole technique.

The observation equations using the strain coefficients analyzed by FEM at four stages during overcoring is formulated. It is clarified that a more accurate rock stress can be determined by the new procedure, comparing with the conventional one, and shown concretely that the investigation of the measurement quality can be easily carried out, analyzing the residuals between measured and theoretical strains during overcoring. Furthermore, to make clear the limitation of the applicability of the hemispherical-ended borehole technique, the relation between a rock stress state existing prior to boring and drilled direction of borehole for measurement, is analyzed taking notice of the induce stress on a hemispherical borehole bottom surface at two stages during overcoring. It is indicated that the drilled direction of a borehole for measurement may be chosen to minimize the induced stress on the borehole bottom surface during overcoring, when the borehole is drilled in arbitrary direction under a rock stress state existing prior to boring. Then, it is concluded that the investigation of the measurement quality and the calibration test of overcored rock are indispensable to determine rock stress by the hemispherical-ended borehole technique with a high reliability.

KEY WORDS: Rock Stress Measurement, Stress Relief Method, Hemispherical-ended Borehole Technique

1. 緒 言

完全な3次元岩盤応力測定法として、筆者らは球面孔底ひずみ法を提案した¹⁾²⁾。これは大口径オーバーコアリングによる応力解放法であり、応力解放過程の孔底ひずみ変化が孔底面に貼付された球面16素子モールドゲージにより連続的に計測され、岩盤応力状態は弾性理論に基づいて決定される。しかし、この岩盤応力決定法では、連続ひずみ測定データのうち、オーバーコアリングを行う前と応力解放が完了した後の測定ひずみが利用されているに過ぎず、オーバーコアリングの途中の測定ひずみは、全く利用されていない。オーバーコアリングの途中で得られた測定ひずみが応力解放完了時の測定ひずみと同じように岩盤応力に密接に関係していることを考慮すると、これらの有効利用はより正確な岩盤応力測定を可能にすると期待される。

そこで、本論文では、オーバーコアリングによる応力解放過程の球面孔底ひずみと岩盤応力の関係を弾性理論により解析し、オーバーコアリングの途中の測定ひずみを活用して3次元岩盤応力

を決定する方法を検討する。具体的には、応力解放過程の4つの段階に着目し、各段階のひずみ感度係数を有限要素法により数値解析するとともに、これらの段階の測定ひずみを用いる岩盤応力決定法を検討する。また、本方法の適用例を示し、その有効性を論じる。さらに、上記のひずみ感度係数を利用して孔底面内の応力変化を分析し、球面孔底ひずみ法が適用可能な岩盤応力状態などについて考察する。

2. 岩盤応力決定の理論

岩盤を均質等方弾性体とし、Fig.1(a)に示すように、半径 $R = 3.75$ cmのパイロットボアホールに固定させて直角座標系(x, y, z)、円柱座標系(r, θ, z)および球座標系(ρ, θ, ϕ)を定める。また、オーバーコアリングに伴う球面孔底上の回転角方向のひずみ ε_θ および天頂角方向のひずみ ε_ϕ の変化は球面16素子モールドゲージによって測定されるものとし、オーバーコアリングの進行を示すために、Fig.1(b)および(c)に示すように、球面孔底の先端を原点としてボーリング方向に z' 軸($z' = -R - z$)を定め、オーバーコアリングのビット先端の z' 座標を L と表記する。なお、Fig.1(b)は外径146mm、内径118.5mmのオーバーコアリングを、Fig.1(c)は外径180mm、内径160mmのオーバーコアリングをそれぞれ示している。

球面16素子モールドゲージによって球面孔底ひずみ、すなわち、

* 1992年4月27日受付 9月11日受理

1. 正会員 工博 熊本大学助教授 工学部材料開発工学科

2. 正会員 熊本大学大学院 自然科学研究科

3. 正会員 工博 熊本大学助手 工学部材料開発工学科

4. 正会員 工博 熊本大学教授 工学部材料開発工学科

キーワード: 岩盤応力測定, 応力解放法, 球面孔底ひずみ法

Fig. 1 Strain components to be measured on the hemispherical bottom surface of a pilot borehole and stress relief by overcoring, (a) Strain components to be measured and co-ordinate systems, (b) Section of a pilot borehole and overcoring having an outside diameter of 146 mm, (c) Section of a pilot borehole and overcoring having an outside diameter of 180 mm.

天頂角 $\phi=130^\circ$ に位置する測点の弾性ひずみは、測点の位置を示す回転角 θ に依存し、また、Fig. 2に模式的に示すように、オーバーコアリングの進行とともに変化する²⁾。そこで、応力解放過程の球面孔底ひずみを $\varepsilon_\theta(L/R, \theta)$ 、 $\varepsilon_\phi(L/R, \theta)$ と表記する。また、Fig. 2(b)に示すように、オーバーコアリングを始める前の球面孔底ひずみを $\varepsilon_\theta(-\infty, \theta)$ 、 $\varepsilon_\phi(-\infty, \theta)$ と書き、オーバーコアリングによって応力解放が完了した時点のそれらを $\varepsilon_\theta(+\infty, \theta)$ 、 $\varepsilon_\phi(+\infty, \theta)$ と表記する。ただし、 $\varepsilon_\theta(+\infty, \theta) = \varepsilon_\phi(+\infty, \theta) = 0$ である。

同様の表記法により応力解放過程の測定ひずみを $\varepsilon_\theta^*(L/R, \theta)$ 、 $\varepsilon_\phi^*(L/R, \theta)$ と表記する。また、Fig. 2(a)に示すように、オーバーコアリング開始前の測定ひずみを $\varepsilon_\theta^*(-\infty, \theta)$ 、 $\varepsilon_\phi^*(-\infty, \theta)$ と書き、応力解放完了時のそれらをそれぞれ $\varepsilon_\theta^*(+\infty, \theta)$ 、 $\varepsilon_\phi^*(+\infty, \theta)$ と表記する。ただし、一般性を失うことなく、 $\varepsilon_\theta^*(-\infty, \theta) = \varepsilon_\phi^*(-\infty, \theta) = 0$ と仮定できる。

球面孔底ひずみと測定ひずみの関係は、測定ひずみが球面孔底ひずみの弾性回復量であることから、

$$\begin{aligned}\varepsilon_\theta(L/R, \theta) &= \varepsilon_\theta^*(L/R, \theta) - \varepsilon_\theta^*(+\infty, \theta), \\ \varepsilon_\phi(L/R, \theta) &= \varepsilon_\phi^*(L/R, \theta) - \varepsilon_\phi^*(+\infty, \theta) \quad \dots\dots\dots (1)\end{aligned}$$

と書ける。したがって、オーバーコアリング開始前の球面孔底ひずみは、

$$\begin{aligned}\varepsilon_\theta(-\infty, \theta) &= -\varepsilon_\theta^*(+\infty, \theta), \\ \varepsilon_\phi(-\infty, \theta) &= -\varepsilon_\phi^*(+\infty, \theta) \quad \dots\dots\dots (2)\end{aligned}$$

となり、式(2)を式(1)に代入すると、

$$\begin{aligned}\varepsilon_\theta(-\infty, \theta) - \varepsilon_\theta(L/R, \theta) &= -\varepsilon_\theta^*(L/R, \theta), \\ \varepsilon_\phi(-\infty, \theta) - \varepsilon_\phi(L/R, \theta) &= -\varepsilon_\phi^*(L/R, \theta) \quad \dots\dots\dots (3)\end{aligned}$$

を得る。

さて、直角座標系 (x, y, z) における3次元岩盤応力を $\{\sigma\}^T = \{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{yz}, \tau_{zx}, \tau_{xy}\}$ とすると、球面孔底ひずみはつぎのように与えられる。

Fig. 2 Strain changes on the hemispherical bottom surface of a pilot borehole during overcoring, (a) Measured strain ε^* , (b) Borehole bottom surface strain ε .

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_\theta(L/R, \theta) \\ \varepsilon_\phi(L/R, \theta) \end{Bmatrix} = D(L/R, \theta) \cdot \{\sigma\} / E \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 E はヤング率である。また、 $D(L/R, \theta)$ は係数マトリックスであり、つぎのように表示できる。

$$\begin{aligned}D(L/R, \theta) &= \begin{bmatrix} A_{11}(L/R) + A_{12}(L/R)\cos 2\theta, \\ A_{21}(L/R) + A_{22}(L/R)\cos 2\theta, \\ A_{11}(L/R) - A_{12}(L/R)\cos 2\theta, C_1(L/R), D_1(L/R)\sin \theta, \\ A_{21}(L/R) - A_{22}(L/R)\cos 2\theta, C_2(L/R), D_2(L/R)\sin \theta, \\ D_1(L/R)\cos \theta, 2A_{12}(L/R)\sin 2\theta \\ D_2(L/R)\cos \theta, 2A_{22}(L/R)\sin 2\theta \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (5)\end{aligned}$$

ここに、 $A_{11}(L/R)$ 、 $A_{12}(L/R)$ 、 $\dots$ 、 $D_2(L/R)$ は L/R およびポアソン比 ν に依存するひずみ感度係数である。

式(4)は $L/R \rightarrow -\infty$ のとき、

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_\theta(-\infty, \theta) \\ \varepsilon_\phi(-\infty, \theta) \end{Bmatrix} = D(-\infty, \theta) \cdot \{\sigma\} / E \quad \dots\dots\dots (6)$$

と表示できる。

つぎに、式(4)および式(6)を式(3)に代入して整理すると、

$$F(L/R, \theta) \cdot \{\sigma\} / E = \begin{Bmatrix} -\varepsilon_\theta^*(L/R, \theta) \\ -\varepsilon_\phi^*(L/R, \theta) \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ただし、

$$F(L/R, \theta) = D(-\infty, \theta) - D(L/R, \theta) \quad \dots\dots\dots (8)$$

を得る。式(7)はオーバーコアリング中の測定ひずみを測定値とする3次元岩盤応力に関する観測方程式である。

いま、式(7)において、 $L/R \rightarrow +\infty$ とすると、 $D(+\infty, \theta) = 0$ であるから、

$$D(-\infty, \theta) \cdot \{\sigma\} / E = \begin{Bmatrix} -\varepsilon_\theta^*(+\infty, \theta) \\ -\varepsilon_\phi^*(+\infty, \theta) \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (9)$$

を得る。これは応力解放完了時、すなわち、 $L/R = +\infty$ の測定ひずみを測定値とする3次元岩盤応力の観測方程式である。なお、解析においては $L/R = -\infty$ のひずみ感度係数を用いることに注意されたい。

球面16素子モールドゲージを用いた連続ひずみ測定によると、Fig. 1(a)に示すように、 45° ずつ回転した位置にある8つの測点で合計16箇のひずみが連続観測され、オーバーコアリングの任意の段階に対して、式(7)に基づきそれぞれ16箇の観測方程式が得られることになる。したがって、いま、 L/R の異なる m 箇の段階でそれぞれ16箇ずつの測定ひずみが得られるとすると、観測方程式の数は全部で $n = 16m$ となり、観測方程式はつぎのようにマトリックス表示できる。

$$[A] \cdot \{\sigma\} = E \cdot \{\beta\} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここに、 $[A]$ は $n \times 6$ の係数マトリックスであり、 $\{\beta\}^T = \{\beta_1,$

Table 1 Strain coefficients at four stages during overcoring, calculated by FEM analyses.

L/R	A ₁₁	A ₁₂	A ₂₁	A ₂₂	C ₁	C ₂	D ₁	D ₂
Strain coefficients in the case of overcoring diameter 146 mm (see Fig. 1(b)):								
-∞	0.830	-1.392	0.162	0.624	-0.333	0.939	-0.062	2.459
0	0.385	-0.862	-0.228	0.112	-0.392	0.399	-0.086	0.162
2	-0.047	-0.026	0.110	-0.027	-0.047	0.044	0.042	0.057
4	-0.027	0.071	0.043	-0.015	0.006	-0.013	-0.006	0.008
Strain coefficients in the case of overcoring diameter 180 mm (see Fig. 1(c)):								
-∞	0.830	-1.392	0.162	0.624	-0.333	0.939	-0.062	2.459
0	0.439	-0.940	-0.164	0.164	-0.392	0.365	-0.059	0.222
2	0.004	-0.191	0.083	-0.005	-0.118	0.123	0.055	0.073
4	-0.043	0.041	0.079	-0.008	-0.012	0.003	-0.015	0.023

$\beta_2, \dots, \beta_n$ は $-\varepsilon_\theta^*(L/R, \theta)$, $-\varepsilon_\phi^*(L/R, \theta)$ を成分とするベクトルである。

式(10)を正規化すると、つぎの正規化された観測方程式が得られる。

$$[B] \cdot \{\sigma\} = E \cdot \{\bar{\beta}\} \quad (11)$$

ここに、 $[B] = [A]^T \cdot [A]$, $\{\bar{\beta}\} = [A]^T \cdot \{\beta\}$ である。対称マトリックス $[B]$ の逆マトリックス $[C]$ が求まれば、 $\{\sigma\}$ の最確値 $\{\bar{\sigma}\}$ は、

$$\{\bar{\sigma}\} = E \cdot [C] \cdot \{\bar{\beta}\} \quad (12)$$

と書ける。また、 $\{\beta\}$ の誤差分散を ξ_β^2 とすると、最確値 $\{\bar{\sigma}\}$ の誤差分散 $\{\xi_\sigma^2\}^T = \{\xi_1^2, \xi_2^2, \dots, \xi_6^2\}$ は最小二乗法推定の性質より、

$$\{\xi_i^2\} = E^2 \cdot \xi_\beta^2 \cdot \{c_{ii}\} \quad (13)$$

で与えられる³⁾。ここに、 c_{ii} はマトリックス $[C]$ の対角成分である。

最確値 $\{\bar{\sigma}\}$ を式(10)に代入すると、

$$[A] \cdot \{\bar{\sigma}\} = E \cdot \{\beta\} + \{e\} \quad (14)$$

となる。ここに、 $\{e\}^T = \{e_1, e_2, \dots, e_n\}$ は残差である。この残差を用いると誤差分散 $\{\xi_\beta^2\}$ の不偏推定値は、

$$\xi_\beta^2 = S / (n - 6), \quad S = \sum_{i=1}^n e_i^2 \quad (15)$$

で与えられる³⁾。

3. ひずみ感度係数

岩盤応力の観測方程式：式(10)を具体的に書き下すには、式(5)で定義した8種類のひずみ感度係数の値を知らねばならない。また、連続ひずみ測定の前データを測定値として観測方程式を組むには任意の L/R に対するひずみ感度係数が必要である。

球面孔底ひずみ法におけるひずみ感度係数は、これを理論的に求めることは至難であり、数値解析あるいは模型実験によって求めねばならない。数値解析によるひずみ感度係数の評価には、菅原¹⁾⁴⁾により有限要素法が、小林⁵⁾により境界要素法が利用されている。また、菅原らは立方体岩石試験片を用いた模型実験によってひずみ感度係数を求めている⁶⁾。

これらの研究を参照しつつ、本論文では、三角形定ひずみ要素を用いた有限要素法を採用し、回転体非軸対称荷重問題としてひずみ感度係数を解析した。その結果はTable 1に示すようである。なお、有限要素法解析では要素分割によって結果が異なることがあり、要素分割は十分に細かくする必要がある。そこで、孔底面付近の要素および応力集中の著しいオーバーコアリングの先端部分の要素を数段階に分けて順次細分化しつつ解析を繰り返し、孔底面上のひずみ分布を比較した。その結果、孔底半球部およびオーバーコアリング先端部に分割される三角形要素の一边の最大長さを $0.1R$ より小さくすると、孔底面のひずみ分布はほぼ一定となる

ことが確かめられた。したがって、本解析では、孔底面に分割される三角形要素の一边の最大長さを $0.087R$ 、オーバーコアリング先端でのそれを $0.079R$ として解析を行った。

Table 1には、Fig. 1(b)および(c)に示す2通りのオーバーコアリング、すなわち、外径146mmと180mmの場合について、ポアソン比 $\nu = 0.2$ における $L/R = -\infty, 0, 2$ および4の4ケースのひずみ感度係数がまとめられている。ひずみ感度係数の絶対値はそれぞれ L/R の増加に伴って減少する。

また、 $D_1(L/R)$ は L/R の値にかかわらずほぼ零である。

4. 原位置試験による検討

上述したオーバーコアリング中の球面孔底ひずみ変化を用いる岩盤応力決定法を今市地下発電所（東京電力(株)）で実施した原位置試験結果に適用し、その実用性を検討する。

今市地下発電所空洞は、空洞側壁の応力集中を最小にするために、岩盤初期応力の最小主応力方向の水平投影に空洞軸を一致させている。空洞横断面は、Fig. 3に示すように馬蹄形であり、周辺岩盤は角礫岩、珪質砂岩および砂岩と粘板岩の互層からなる。球面16素子モールドゲージを用いた原位置試験は、図中に示すように完成した空洞の内部から側壁に垂直な方向に1本のパイロットボアホールを穿ち、これを用いて珪質砂岩中で合計8回実施された。これらの試験結果については、すでに、境界要素法による発電所空洞まわりの3次元応力解析結果との比較などが行われ、測定の再現性ならびに合理性が確かめられている⁶⁾⁷⁾。なお、オーバーコアリングの外径は146mmである。

さて、連続ひずみ測定例を示すとFig. 4(a)の実線のようにである⁶⁾⁸⁾。この測定は壁面から8.4mの地点で行われたものであり、ゲージの配置と直角座標系 (x, y, z) はFig. 4(b)に示すようである。同図の横軸はオーバーコアリングの先端位置である。オーバーコアリングの先端が孔底に近づくとき応力集中の影響が生じる。その後応力解放過程に入ると、孔底ひずみは急激に変化する。このとき、 ε_θ^* は比較的になめらかな曲線を描き、わずかな引張ひずみを履歴した後それぞれ安定したひずみ量 $\varepsilon_\theta^*(+\infty, \theta)$ に収束する。しかし、 ε_ϕ^* は $L/R = 0$ の付近で、一旦急激な引張ひずみのピークをとった後、安定したひずみ量 $\varepsilon_\phi^*(+\infty, \theta)$ に漸近する。

Fig. 3 Cross section of in situ test.

Fig. 4 Strain changes during overcoring, (a) Measured strain versus distance L between the top of overcoring and the location of strain measurement, (b) Strain gauge arrangement on the hemispherical bottom surface of a borehole.

さて、Fig. 4 (a)の測定値を用いた岩盤応力の算定結果をTable 2に示す。同表のケースAは式(9)を用いた従来の岩盤応力決定法であり、ケースBは応力解放過程の $L/R=0, 2, 4$ のそれぞれの場合における測定ひずみを式(7)に代入して算定する岩盤応力決定法である。さらに、ケースCは $L/R=0, 2, +\infty$ および4のすべての測定ひずみデータを式(7)に代入して算定する岩盤応力決定法である。観測方程式の数は、ケースAおよびBで16、ケースCでは64である。また、主方向は各ケースのそれを下半球シュミットネットに投影し、表の最下欄に示しており、座標軸はFig. 3およびFig. 4 (b)のそれらに対応している。なお、解析に用いた岩盤のヤング率およびポアソン比はそれぞれ54.8 GPaおよび0.2である。応力成分の最確値はケースBの $L/R=0$ の場合を除いて大きな

Table 2 Rock stress tensor determination.

Case A : Conventional stress tensor determination.	Case B : Stress tensor determination by analysis with strains measured at each stage during overcoring.				Case C : Stress tensor determination with all strains at 4 stages during overcoring.
Observation equation : Equation (9)	Equation (7)				Equation (7)
Number of equation : $n=16$	$n=16$				$n=16 \times 4 \text{ stages} = 64$
	$L/R = +\infty$	$L/R = 0$	$L/R = 2$	$L/R = 4$	$L/R = 0, 2, 4, +\infty$
Stress components and standard deviations determined on xyz co-ordinates (Fig.4(b)) in MPa :					
σ_{xx}	-7.83 ± 0.22	-6.87 ± 0.60	-7.55 ± 0.24	-7.59 ± 0.21	-7.54 ± 0.12
σ_{yy}	-8.81 ± 0.22	-9.67 ± 0.60	-8.84 ± 0.24	-8.64 ± 0.21	-8.76 ± 0.12
σ_{zz}	-2.12 ± 0.29	-1.63 ± 1.04	-3.40 ± 0.36	-2.69 ± 0.29	-2.62 ± 0.16
τ_{yz}	-4.82 ± 0.16	-4.72 ± 0.23	-4.95 ± 0.19	-4.83 ± 0.17	-4.83 ± 0.08
τ_{xz}	-2.46 ± 0.16	-2.33 ± 0.23	-2.59 ± 0.19	-2.53 ± 0.17	-2.48 ± 0.08
τ_{xy}	-2.72 ± 0.13	-2.75 ± 0.37	-2.79 ± 0.15	-2.58 ± 0.13	-2.70 ± 0.07
Variance of measured strains :					
ξ_θ^2	27.0×10^{-6}	35.9×10^{-6}	30.5×10^{-6}	27.3×10^{-6}	27.2×10^{-6}
Principal stresses in MPa :					
σ_1	0.52 ± 0.27	0.69 ± 0.89	0.36 ± 0.32	0.14 ± 0.27	0.16 ± 0.15
σ_2	-5.72 ± 0.21	-5.21 ± 0.57	-5.48 ± 0.23	-5.62 ± 0.20	-5.53 ± 0.11
σ_3	-13.55 ± 0.22	-13.65 ± 0.54	-13.95 ± 0.25	-13.44 ± 0.22	-13.54 ± 0.12
Principal directions (Azimuth / Dip) in degree :					
σ_1	16.3 / 63.6	20.9 / 66.1	16.0 / 60.9	17.5 / 62.2	16.5 / 62.6
σ_2	122.2 / 7.8	118.6 / 3.4	120.6 / 8.0	121.6 / 7.3	121.1 / 7.5
σ_3	215.9 / 25.1	210.1 / 23.6	214.8 / 27.7	215.3 / 26.7	214.9 / 26.2

Principal directions on lower hemispherical stereographic projection :

Remarks : Test site : Imaichi underground power house; Rock mass : Siliceous fine-grained sandstone of $E=54.8$ GPa and $\nu=0.2$.

差は見られない。ケースAとBの応力の標準偏差では、 L/R が0, 2, 4, $+\infty$ の順に小さくなり、オーバーコアリングが進むに従って決定される応力成分の精度が高くなると言える。一方、すべての測定ひずみを用いて決定したケースCでは標準偏差が最も小さく、決定された応力の精度はこのケースで最も高い。

決定された応力は、 z 軸（ボーリング軸）に直交する面内の直応力についてみると、 σ_y が σ_x に比較してわずかに大きく、 σ_z はそれらの約1/4である。空洞長軸が初期応力の最小主応力を含む鉛直断面内にあり、また、測定ボーリングが空洞側壁に垂直であることを考慮すると妥当な結果であると言える。

主応力についてみると、それらの方向および最小主応力 σ_3 の最確値はすべてのケースでほぼ等しく、最大主応力の標準偏差⁹⁾がほかの主応力のそれに比較して最も大きい。球面孔底ひずみに最も大きな影響を与える応力成分は最小主応力であるため、応力解放過程の球面孔底ひずみを用いても最小主応力は比較的正確に決定されることがわかる。各ケースの主応力の標準偏差を比較すると、ケースCで最も小さい。したがって、ケースCで決定された応力の精度はケースAおよびBのそれに比較して高いと考えられる。従来の方を用いて決定された岩盤応力は、工学的に十分な精度を有しているが¹⁾、前述したように、応力解放過程の連続ひずみデータを利用した方法に従うならば、より高精度の岩盤応力の決定が可能である。以下では、ケースCで決定された応力を本原位置での3次元岩盤応力と見なすことにする。

Table 2の岩盤応力に基づき各段階の理論孔底ひずみを求め、これらを測定ひずみと比較するとFig.5に示すようである。横軸はFig.4(b)に示す回転角 θ であり、実線が理論孔底ひずみ曲線、黒丸が測定ひずみである。測定ひずみは理論孔底ひずみ曲線と良好な一致を示している。したがって、岩盤は巨視的に等方均質な弾性体と見なせる。 ε_θ は常に π を周期とする正弦波形を描くが、 $L/R=0$ の場合の振幅だけが $L/R \geq 2$ の場合のそれらに比較して小さい。一方、 ε_ϕ の分布は4つのケースで違いがわずかである。すなわち、 ε_θ については $L/R=2$ の段階で $L/R=+\infty$ におけるひずみ（最終ひずみ）に近いひずみ量が測定されている。この事実から、近似的には $L/R=2$ の段階の測定ひずみを最終ひずみと

Fig. 5 Comparison between measured strains and strain distributions calculated theoretically from the most probable stress tensor determined at each stage during overcoring.

して、これらを式(9)に代入する解法が採用できることを示唆している。

なお、理論孔底ひずみと測定値の差、すなわち、残差 e_1 をFig. 5から求めてみるとFig.6のようなものである。(a)は場所による残差分布であり、(b)は正規確率紙を用いた残差の累積分布である。残差の大きさは L/R の増加とともに減少する傾向にある。また、残差は正規確率紙上でほぼ直線的に分布している。したがって、測定誤差は正規分布に従う確率変数であり、式(10)～式(11)による誤差推定の方法は妥当と考えられる。

以上のように、応力解放過程の連続ひずみデータを利用した岩盤応力決定法を用いると、決定される応力の精度を高めるだけでなく、測定の良・不良の判断を比較的容易に行うことができ、求めた応力の信頼性の確認が可能となる。したがって、本方法は、弾性定数の決定およびクラックの発生に伴う非線形挙動の確認のために実施される較正試験²⁾とともに、球面孔底ひずみ法において重要な手続きであると言える。

Fig. 6 Residuals between measured and theoretical strains in Fig. 5, (a) Residuals distributions at four stages during overcoring, (b) Cumulative distribution of residuals plotted on a normal probability paper.

5. ボーリング方向の選定に関する考察

2. の岩盤応力決定法では岩盤を均質等方弾性体であると仮定した。したがって、岩盤が異方性であったり、非線形弾性を示す場合、あるいは岩盤が線形弾性を示す場合であっても、球面孔底に破壊が生じるような岩盤応力状態への本方法の適用には当然に問題がある。とくに引張破壊は比較的に低い岩盤応力状態であっても発生することがあるので、球面孔底ひずみ法の適用に際して注意を要すると考えられる。

Fig. 4 のように、応力解放の途中で ε_ϕ は一見引張ひずみとなることがある。したがって、その大きさによっては ϕ 方向に引張応力が一時的に発生し、このような引張応力が引張強度を超えるならば引張亀裂が発生すると考えられる。また、ひずみゲージを横切って引張亀裂が発生した場合には測定ひずみは引張亀裂の開口量だけ大きくなり、岩盤応力は過大に評価されることになる。したがって、応力測定精度を向上させるには、破壊の起こりにくいボーリング方向を何らかの方法で推定し、球面孔底ひずみ法を再適用する必要性が生じる。そこで、つぎに引張破壊の起こりにくいボーリング方向について検討する。

球面孔底における引張応力の発生は岩盤応力と応力測定孔の方向に関係する。任意の応力測定孔と岩盤主応力との幾何学的関係を Fig. 7 に示すように定め、応力測定孔の方向を方位角 ξ , η を用いて表示する。球面孔底ひずみ ε_θ および ε_ϕ を既知とすると、 θ 方向および ϕ 方向の直応力 σ_θ および σ_ϕ は、

$$\begin{Bmatrix} \sigma_\theta \\ \sigma_\phi \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_\phi \end{Bmatrix} \dots\dots\dots (16)$$

で与えられる。したがって、3. のひずみ感度係数を式(4)および式(5)に代入すると、 $\phi = 130^\circ$ の測点における ε_θ および ε_ϕ が求まる。そこで、これらを式(16)に代入して測点における σ_θ および σ_ϕ を求め、これらによって孔底に貼付されたひずみゲージ近傍の引張破壊について調べてみる。

任意の岩盤応力のもとで、任意の方向に測定のためのボアホールが作孔され、オーバーコアリングが行われるとき、孔底に発生する σ_θ および σ_ϕ のうち引張応力の最大値を解析し、これが引張強度 S_t に達する場合の岩盤応力を求めた。なお、式(16)に代入して求まる σ_θ および σ_ϕ は多くの場合主応力と一致しない。この場合引張応力の最大値は主応力のそれに比較して小さくなり、 σ_θ および σ_ϕ を用いた解析は主応力を用いる場合より安全側の評価を与えることとなる。オーバーコアリングの進行が $L/R \geq 2$ では、すでに応力解放のほとんど完了していると考えられるので、解析は $L/R = -\infty$ および 0 のときのケース 1 およびケース 2 とし、Fig. 8(a) および (b) に示した。同図は、岩盤応力の 1 次の不変量を $I_1 = -nS_t$ で表わし、この点を含む π 平面上に求めた岩盤応力を描いたもので、その形状は三角形あるいは変形六角形となる。以下では、この曲面を限界曲面と呼

Fig. 7 Drilled direction of borehole for measurement in the co-ordinate system of which axes are chosen in principal stress directions.

ぶことにする。また、理解を助けるために、 $\sigma_2 = \sigma_3$ を含むレンドリック面および (σ_1, σ_3) 空間における限界曲面をそれぞれ Fig. 8(c) および (d) に示す。ただし、図中の J_2 は偏差応力の 2 次の不変量である。また、球面孔底ひずみ法は硬い岩盤を対象としている。一般に硬岩の 1 軸圧縮強度は、 S_t の 10~30 倍となることが知られており¹⁰⁾、圧縮破壊の規準は Fig. 8 に示すケース 1 のかなり外側に位置することになる。したがって、圧縮破壊についての検討もここでは省略した。

岩盤応力が限界曲面の内部に存在するときには、ボアホールをどの方向に作孔しても、孔底には S_t を越える引張応力は発生しない。したがって、球面孔底ひずみ法を用いる場合、問題なく適用が可能である。ケース 1 において、 $I_1 \geq -S_t$ の場合、限界曲面は正三角形であり、岩盤応力の 3 主応力がすべて圧縮応力であるならば発生する引張応力は S_t 以下である。しかし、(c) および (d) に示すように、岩盤応力状態が $0 > \sigma_2 = \sigma_3 > \sigma_1$ において $I_1 < -1.8 S_t$ となると、 S_t 以上の引張応力が発生し、さらに、 $I_1 < -3.2 S_t$ では、 $0 > \sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ の場合にも S_t の引張応力が発生し、 π 平面における三角形の限界曲面は I_1 の減少とともに変形した六角形に変化する。一方、ケース 2 では、 I_1 が大きい場合はケース 1 と同様であるが、 $0 > \sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ の場合、 $I_1 < -2.4 S_t$ になると π 平面の限界曲面は変形した六角形となる。また、ケース 1 に比較して、 I_1 の減少に対して π 平面での限界曲面の広がる程度が小さい。したがって、測定の際、岩盤応力によっては孔底を作成したとき、孔底に引張応力が発生していなくても、応力解放過程において S_t 以上の引張応力を履歴する可能性がある。

さて、前章で決定した岩盤応力を π 平面上にプロットすると Fig. 9 の黒丸のようである。なお、珪質砂岩の圧裂試験から求めた引張強度 S_t は 5 MPa であった。したがって、この値を用いると定数は $n (= -I_1/S_t) = 3.78$ となる。図中にはこのときの限界曲面も併せて描いている。決定された岩盤応力は限界曲面の外側に存在しており、孔底に S_t を越える引張応力が発生するボアホー

Fig. 8 Critical surface of stress state in the case that the value of stress induced at every measuring point on the hemispherical bottom surface of a borehole is smaller than the tensile strength S_t of rock, when the borehole for measurement is drilled in arbitrary direction, (a) On the π plane in Case 1, (b) On the π plane in Case 2, (c) On the Rendic plane in both case, (d) On σ_1 - σ_3 plane in both case.

Fig. 10 Contour of $\sigma_{\theta \max}/S_t$ and $\sigma_{\phi \max}/S_t$ induced on the hemispherical borehole bottom of a borehole at two stages during overcoring on the lower hemispherical stereographic projection, (a) Stage of $L/R = -\infty$, (b) Stage of $L/R = 0$.

ルの方向が存在していると考えられる。

球面孔底ひずみの測点に発生する σ_{θ} および σ_{ϕ} は岩盤応力 σ^{∞} を既知とすると式(4)と式(10)から求められる。このようにして求めた σ_{θ} および σ_{ϕ} について、最大値 $\sigma_{\theta \max}$ および $\sigma_{\phi \max}$ と測定孔の方向との関係を例示すると Fig. 10 のようである。同図は主応力軸を基準とした下半球シュミットネット投影によっており、測定孔軸の極に値を表示して描いた $\sigma_{\theta \max}/S_t$ および $\sigma_{\phi \max}/S_t$ の等値線図である。なお、岩盤応力 σ^{∞} としては Table 2 のケース C のそれを用い、原位置での測定孔軸の極を黒丸で示した。また、対称性から等面積投影図の 1/4 を描いている。

Fig. 10 では、薄墨を付した $\sigma_{\theta \max}/S_t \geq 1$ 領域が初期状態においても、また、 $L/R = 0$ の段階においても η の小さい範囲に偏在している。したがって、最大主応力 σ_1^{∞} に直交する面内に測定孔を設けると σ_{θ} に起因する引張破壊が生じると予想できる。一方、 $\sigma_{\phi \max}/S_t \geq 1$ の領域は初期状態で存在していたものが

$L/R = 0$ の段階では無くなり、初期状態では中間主応力 σ_2^{∞} に直交し、 σ_1^{∞} および σ_3^{∞} にそれぞれ 45 度をなす方向で $\sigma_{\phi \max}$ が最大となっている。また、 $L/R = 0$ の段階では孔軸が σ_1^{∞} 軸と一致するとき $\sigma_{\phi \max}$ が最も大きい。したがって、 σ_{ϕ} に関しては測定孔軸を現在のそれ（黒丸）より σ_1^{∞} の方向に若干近づけたほうが引張破壊の影響を最小化できると予想できる。

オーバーコアリングの途中で孔底に局部的引張破壊が生じた場合でも、破壊前の測定ひずみを用いて岩盤応力が正確に決定できれば問題はない。これを実行するにはどの段階で破壊が発生したかを判定する必要がある。このためには、Table 2 のように各段階の測定ひずみを独立的に用いてそれぞれ岩盤応力を決定し、これらと比較するという方法も採用できると考えられる。一方、局部的な引張亀裂の確認方法としては回収コアを用いたモールドゲージの感度校正試験が提案されている²⁾。これによって引張亀裂の影響を受けた測定値を除外した岩盤応力が決定できる。この岩盤応力に基づいて上記の手続きにより引張破壊の起こりにくいボーリング方向の選定が可能と考えられる。

6. 結 言

球面孔底ひずみ法における岩盤応力決定の信頼性向上を目的として、球面 16 要素モールドゲージを用いた連続ひずみ測定によって得られるオーバーコアリング中の孔底ひずみの活用を検討し、応力解放過程の 4 つの段階の測定ひずみを測定値とする岩盤応力決定法を提案し、このためのひずみ感度係数を与えた。また、オーバーコアリング中に遭遇する孔底の破壊、とくに局部的な引張破壊の検出とその影響の除去、提案した岩盤応力決定法を利用する方法などを検討した。そして、局部的な引張破壊が生じた場合にはその影響を受けた測定値を除外して岩盤応力を決定し、この岩盤応力に基づいて破壊の生じにくいボーリング方向を推定し、つぎにこの方向にボアホールを穿ち球面孔底ひずみ測定を実施し、先に決定した岩盤応力の信頼性を吟味すべきであると論じ、このための手続きを具体的に説明した。

参 考 文 献

- 菅原勝彦・尾原祐三・岡村 宏・王遺南：日本鉱業会誌，101 [1167]，277-282，(1985)
- 菅原勝彦・尾原祐三・岡村 宏・青木俊朗：日本鉱業会誌，102 [1182]，463-468，(1986)
- 近藤良夫・舟阪 渡：技術者のための統計的方法，578-588，(1967)，共立出版（東京）
- Sugawara, K. & Obara, Y.: J. of Mining Science and Technology, 3, 287-300, (1986)
- Kobayashi, S., Nishimura, N. & Matsumoto, K.: Proc. of 2nd Int. Symp. on Field Measurements in Geomech., 2, 1077-1084, (1988)
- Sugawara, K., Kaneko, K., Obara, Y. & Okamura, H.: Proc. of Int. Symp. on Large Rock Cavern, 2, 1039-1050, (1986)
- Sugawara, K., Obara, Y., Akimoto, M. & Aoki, T.: Proc. Int. Symp. Eng. Complex Rock Formations, 135-141, (1986)
- Sugawara, K., Obara, Y., Kaneko, K. & Aoki, T.: Proc. of Int. Symp. on Rock Stress and Rock Stress Measurements, 207-216, (1986)
- 石田 毅・金川 忠・日比野 敏：電力中央研究所研究報告，No. 382025, (1981)
- 三木幸蔵：岩盤力学入門，202-204，(1986)，鹿島出版会（東京）