円錐孔底ひずみ法の応力測定精度*

坂口 清敏¹ 尾原 祐三²
中山 智晴³ 菅原 勝彦⁴

Accuracy of Rock Stress Measurement by means of Conical-ended Borehole Technique

by Kiyotoshi SAKAGUCHI¹, Yuzo OBARA², Tomoharu NAKAYAMA² and Katsuhiko SUGAWARA²

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

The conical-ended borehole technique is presented to measure the three dimensional state of stress in a rock mass with a high accuracy and low costs by the stress relief method, and the optimum shape of the bottom surface is discussed as well as the gauge arrangement. It is shown how the stress tensor can be determined from the strains on the conical bottom surface of a single borehole, and how the error of stress determined can be evaluated theoretically. The sensitivity and the practicality of the present method are discussed, comparing the conventional methods of in situ stress measurement.

The axisymmetrical arrangement of cross gauges on a measuring circle with equal spaces of rotating angle, shown in Fig. 5, is suggested and the sensitivity of the present method is clarified to depend on the vertical angle: ω of the conical bottom surface, the radius: r_0 of the measuring circle, the number: n of the strain gauges, and the Poisson's ratio: ν of rock. The smaller the vertical angle, the higher the accuracy in the stress tensor determination. Simultaneously, the accuracy improves with increase of r_0 and n . From such an analysis of the sensitivity and the subsequent discussion on the measuring procedure in practice, the conical bottom of $\omega = 60$ degrees and the measuring circle of r_0 equals to a half of the borehole radius are concluded to be convenient for the over-coring operation having a diameter equals to that of the conical-ended borehole. The observation equation to be used in practice is presented, and from the time and the costs involved it is concluded that the present method is a promising method.

KEY WORDS: Rock Stress Measurement, Stress Relief Method, Conical-ended Borehole Technique, Accuracy of Rock Stress Determination

1. 緒 言

岩盤応力の有力な測定原理の1つに応力解放法がある。応力解放法は最も信頼性のある測定原理であると考えられ、古くから初期応力の測定に用いられてきた。また、最近では、地下発電所などの地下空洞の施工管理や安定性評価のための2次応力測定にも用いられつつある¹⁾。しかし、応力解放法による岩盤応力の測定は莫大な費用を必要とする。このために、低コストの測定方法の開発が望まれている。低コストの測定方法を開発するには、新しい測定原理を研究することも重要であるが、現状では従来の方法の改良が現実的であると考え、筆者らは応力解放法の改良を種々試みてきた。その成果の1つが16素子球面孔底ひずみ法²⁾である。

応力解放法は、ボアホールの直径の変化を測定する方法(孔径変化法)、孔壁のひずみを測定する方法(孔壁ひずみ法)、孔底面のひずみを測定する方法(孔底ひずみ法)などに分類される。

そして、これらの方法の多くは、ひずみや変位を測定するセンサが設置されるパイロット孔に比較して大口径のオーバーコアリングによって応力解放を行う。しかし、大口径のオーバーコアリングはコストが高く経済的でない。また、大口径のオーバーコアリングによると、パイロットボーリング、センサの設置などに際してセンタリングガイドの搬入・搬出が必要となるために、測定操作が複雑である。これに対して、初期の平面孔底ひずみ法のように、応力解放をパイロット孔と同一径のコアボーリングで行う方法はコストを低減できるだけでなく、測定操作が簡単であり、測定の迅速性という点でも優れている。しかし、この方法は原理的に孔底ひずみ法にしか適用できない。このような事情を考慮して、筆者らは低コストの応力測定法を得るには孔底ひずみ法の改良が最も有望であると判断し、応力解放をパイロット孔と同一径のコアボーリングによって行え、かつ、1つの孔底面における1組のひずみ測定から3次元初期応力を完全に決定できるような高精度孔底ひずみ法について理論的ならびに実験的検討を進めてきた。

最近、小林ら³⁾⁴⁾は孔底を円錐形に加工する円錐孔底ひずみ法を提案している。この方法は、直径56mmのパイロット孔の底を頂角が60度の円錐形に加工し、円錐面上の直径33mmの円に沿って軸対称に配置された6個の測点でそれぞれ2方向のひずみを測定する方法であり、1つの孔底面における1組のひずみ測定から

* 1991年10月14日受付 1992年3月6日受理

1. 正会員 熊本大学大学院自然科学研究科
2. 正会員 工博 熊本大学助教授 工学部材料開発工学科
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, 円錐孔底ひずみ法, 岩盤応力測定精度

Fig. 1 Strains to be measured and co-ordinates, (a) strains on a conical bottom surface, (b) a section of conical bottom, (c) strains on a hemispherical bottom surface.

3次元初期応力を完全に決定できる。従って、小林らの方法は、16素子球面孔底ひずみ法²⁾と同様に、有望な応力測定法であると考えられる。

そこで、本論文では、小林らの提案した円錐孔底ひずみ法と16素子球面孔底ひずみ法の応力測定精度を比較するとともに、円錐孔底ひずみ法の測定精度をさらに向上させるために、最適な孔底形状と測点配置について、有限要素法解析に基づき理論的検討を加える。また、測定技術上の問題を含めて、応力解放法的小型化・高精度化の可能性について論ずる。

2. 応力測定理論

はじめに、弾性理論に基づき、孔底ひずみと岩盤応力の関係式を誘導する。ただし、岩盤は均質等方弾性体であるとする。また、岩盤中のパイロット孔（半径 R ）の底は、Fig.1(a)に示すように、先端部分に丸みのある円錐形であるとし、Fig.1(b)の断面図に示すように先端部分は半径 R_1 の球面であるとする。すなわち、半径 r が $R_0 \leq r \leq R$ の範囲は頂角が ω の円錐面であり、 $0 \leq r \leq R_0$ の範囲は半径 $R_1 = R_0 \sec(\omega/2)$ の球面であるとする。従って、先端に丸みのある円錐孔底の奥行き D は $D = R \cot(\omega/2) + R_0 \sec(\omega/2) \{1 - \csc(\omega/2)\}$ で与えられる。なお、先端の球面部分の半径 R_0 （あるいは R_1 ）をどの程度まで小さく、かつ、精密に加工できるかという問題については切削技術面からの検討が必要であると考えられる。

さて、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Fig.1(a)に示すように定め、円柱座標系の変位成分を u_r, u_θ, u_z 、球座標系の変位成分を u_ρ, u_θ, u_ϕ と表記する。また、球座標系の直ひずみ成分を $\varepsilon_\rho, \varepsilon_\theta, \varepsilon_\phi$ と表記する。また、パイロット孔が作られる以前に岩盤に作用していた初期応力を、直角座標系 (x, y, z) の応力成分によって、

$$\{\sigma\} = \{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{yz}, \tau_{zx}, \tau_{xy}\}^T \quad \dots\dots\dots (1)$$

と定義する。

孔底ひずみは円錐面上で測定されるものとし、Fig.1(a)に示すように、半径 r_0 の円周上の測点Mで周方向のひずみ ε_θ と稜線方向のひずみ $\varepsilon_m (= \varepsilon_\rho)$ が測定されるものと仮定する。なお、 r_0 は測点半径、 r_0/R は無次元測点半径と呼ばれる。ところで、16素子球面孔底ひずみ法では、Fig.1(c)のように、周方向のひずみ ε_θ と天頂角方向のひずみ $\varepsilon_m (= \varepsilon_\phi)$ が測定される。

変位・ひずみ関係、および変位成分に関する座標変換公式によると、それぞれ、式(2)および式(3)が得られる。

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{\rho \sin \phi} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{u_\rho}{\rho} + \frac{u_\phi}{\rho} \cot \phi, \quad \varepsilon_m = \varepsilon_\rho = \frac{\partial u_\rho}{\partial \rho} \quad \dots (2)$$

$$\begin{Bmatrix} u_\rho \\ u_\theta \\ u_\phi \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin \phi & 0 & \cos \phi \\ 0 & 1 & 0 \\ \cos \phi & 0 & -\sin \phi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_r \\ u_\theta \\ u_z \end{Bmatrix} \quad \dots\dots\dots (3)$$

また、弾性理論によると、式(3)の円柱座標系の変位成分は、対称性を考慮に入れて、つぎのように与えられる²⁾。

$$\begin{Bmatrix} u_r \\ u_\theta \\ u_z \end{Bmatrix} = \frac{R}{E} \begin{bmatrix} S_0 + S_2 \cos 2\theta & S_0 - S_2 \cos 2\theta & P_0 \\ T_2 \sin 2\theta & -T_2 \sin 2\theta & 0 \\ U_0 + U_2 \cos 2\theta & U_0 - U_2 \cos 2\theta & W_0 \\ R_1 \sin \theta & R_1 \cos \theta & 2S_2 \sin 2\theta \\ -Q_1 \cos \theta & Q_1 \sin \theta & -2T_2 \cos 2\theta \\ V_1 \sin \theta & V_1 \cos \theta & 2U_2 \sin 2\theta \end{bmatrix} \cdot \{\sigma\} \quad \dots\dots (4)$$

ここに、 E は岩盤のヤング率、 $S_0, S_2, \dots, U_2$ はポアソン比 ν および無次元比 r/R および z/R の関数であり、変位係数と呼ばれる。従って、式(2)に式(3)、式(4)を順次代入して整理すると、つぎのように孔底ひずみと初期応力の関係式が得られる。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} + A_{12} \cos 2\theta & A_{11} - A_{12} \cos 2\theta & C_1 \\ A_{21} + A_{22} \cos 2\theta & A_{21} - A_{22} \cos 2\theta & C_2 \\ D_1 \sin \theta & D_1 \cos \theta & 2A_{12} \sin 2\theta \\ D_2 \sin \theta & D_2 \cos \theta & 2A_{22} \sin 2\theta \end{bmatrix} \cdot \frac{\{\sigma\}}{E} \quad \dots\dots (5)$$

ここに、

$$\begin{aligned} A_{11} &= \frac{R}{\rho \sin \phi} S_0, \\ A_{12} &= \frac{R}{\rho \sin \phi} (2T_2 + S_2), \\ A_{21} &= R \left(\frac{\partial S_0}{\partial \rho} \sin \phi + \frac{\partial U_0}{\partial \rho} \cos \phi \right), \\ A_{22} &= R \left(\frac{\partial S_2}{\partial \rho} \sin \phi + \frac{\partial U_2}{\partial \rho} \cos \phi \right), \\ C_1 &= \frac{R}{\rho \sin \phi} P_0, \\ C_2 &= R \left(\frac{\partial P_0}{\partial \rho} \sin \phi + \frac{\partial W_0}{\partial \rho} \cos \phi \right), \end{aligned}$$

$$D_1 = \frac{R}{\rho \sin \phi} (Q_1 + R_1),$$

$$D_2 = R \left(\frac{\partial R_1}{\partial \rho} \sin \phi + \frac{\partial V_1}{\partial \rho} \cos \phi \right) \dots\dots\dots (6)$$

である。式中の A_{11} , A_{12} , $\dots$, D_2 はひずみ感度係数と呼ばれ、ポアソン比 ν および無次元測点半径 r_0/R の関数である。

なお、式(5)は球面孔底ひずみ法における孔底ひずみと初期応力の関係式²⁾と完全に同じ表現の式となっている。ただし、円錐孔底ひずみ法と球面孔底ひずみ法では、孔底形状が相違するために、変位係数とひずみ感度係数の関係式は異なる。言い換えれば、円錐孔底ひずみ法と球面孔底ひずみ法はひずみ感度係数の値が異なるだけである。

つぎに、初期応力の観測方程式を誘導する。このために、Fig. 1(a)に破線で示すように円錐面上に半径 $r=r_0$ の円を描き、これを測点円と呼ぶ。また、測点円上に軸対称に等間隔に測点を配置することにする。なお、小林らは測点円の半径を $r_0=0.589R$ とし、回転角 $\theta^*=60$ 度で6個の測点を配置した。また、16要素球面孔底ひずみ法では、 $r_0=0.766R$, $\theta^*=45$ 度で8個の測点が設けられている (Fig. 5 参照)。

各測点において周方向と稜線方向のひずみが同時に測定され、合計 n 個の孔底ひずみが得られるとすると、これらの孔底ひずみと初期応力の関係は式(5)に従って求められる。従って、孔底ひずみの測定値を

$$\{\beta\} = \{\beta_1, \beta_2, \dots, \beta_n\} \dots\dots\dots (7)$$

とすると、初期応力 $\{\sigma\}$ の観測方程式はつぎのようにマトリックス表示できる。

$$[A] \cdot \{\sigma\} = E \cdot \{\beta\} \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 $[A]$ は $n \times 6$ の係数マトリックスであり、その成分は式(5)により計算される。

以上に示されたように、観測方程式：式(8)を書き下すためには、任意の測点におけるひずみ感度係数が必要である。また、ひずみ感度係数を式(6)によって計算するものとする、任意点の変位係数が必要となる。本研究では、変位係数の解析に回転体非軸対称荷重問題に対する有限要素法⁵⁾を用いた。ここでは、解析された変位係数は省略し、解析モデルを Fig. 2 に例示するに止める。これは $\omega=60$ 度の場合である。要素数は1,671、節点数は913であり、モデルの外半径は $20R$ である。

つぎに、初期応力 $\{\sigma\}$ の最確値 $\{\sigma^*\}$ およびその6つの成分の分散 $\{\xi_\sigma^2\} = \{\xi_1^2, \xi_2^2, \xi_3^2, \xi_4^2, \xi_5^2, \xi_6^2\}$ の評価方法について述べる。最確値 $\{\sigma^*\}$ は最小二乗法によって求められる。すなわち、つぎの正規化された観測方程式を解いて与えられる。

$$[B] \cdot \{\sigma\} = E \cdot \{\beta^*\} \dots\dots\dots (9)$$

ここに、 $[B] = [A]^T \cdot [A]$, $\{\beta^*\} = [A]^T \cdot \{\beta\}$ である。従って、 $[B]$ の逆マトリックスを $[C]$ とすると、

$$\{\sigma^*\} = E \cdot [C] \cdot \{\beta^*\} \dots\dots\dots (10)$$

である。また、6つの応力成分の分散 $\{\xi_\sigma^2\}$ は、測定値 β_i の分散を ξ_m^2 とすると、最小二乗法の性質により、

$$\xi_i^2 = c_{ii} \cdot E^2 \cdot \xi_m^2 \dots\dots\dots (11)$$

で与えられる⁶⁾。ここに、 c_{ii} はマトリックス $[C]$ の対角成分である。

式(11)は各応力成分の分散がマトリックス $[C]$ の対応する対角成分に比例することを示している。従って、孔底ひずみの測定において、測定値の分散 ξ_m^2 が一定であると仮定すると、応力測定精度は c_{ii} の最大値 $c_{\max}$ の大きさから分析できると考えられる。すなわち、 $c_{\max}$ の値が小さいほど初期応力の測定精度は高いと考えられる。そこで、本論文では、マトリックス $[C]$ を具体的に計

Fig. 2 An example of finite element mesh.

算して、その対角成分を比較する方法を採用して、応力測定精度に対する孔底形状および測点配置の影響を分析する。

3. ひずみ感度係数

ひずみ感度係数は孔底形状、測点半径およびポアソン比に依存すると考えられる。とくに、円錐の頂角 ω と先端の球面部分の半径 R_0 (あるいは R_1) の影響が大きいと考えられる。そこで、 ω と r_0/R の値を種々にとり、それぞれひずみ感度係数を求め、これらを球面孔底におけるひずみ感度係数²⁾と比較・分析する。

はじめに、 $R_0=R_1=0$ の場合、すなわち、円錐孔底の先端に丸みがなく、尖っている場合のひずみ感度係数を Fig. 3 に示す。これらはポアソン比 $\nu=0.25$ の場合のひずみ感度係数であり、頂角 ω が50度、60度、70度、80度、90度、100度および110度の7ケースのひずみ感度係数(実曲線)が球面孔底におけるひずみ感度係数(破曲線)と比較されている。なお、図の横軸は無次元測点半径 r_0/R であり、上段の4つの図の縦軸 A_{11} , A_{12} , C_1 および D_1 は ϵ_θ に関するひずみ感度係数、下段の図の A_{21} , A_{22} , C_2 および D_2 は稜線方向のひずみ ϵ_m に関するひずみ感度係数である。

Fig. 3 より円錐孔底におけるひずみ感度係数の特徴をまとめるとつぎのようである。まず、上段の4つの図によると、 A_{11} は r_0/R が大きいほど値が小さく、頂角 ω による変化は比較的に少ない。 A_{12} の絶対値は r_0/R と ω の増加に伴って相当に減少する。 C_1 の値は r_0/R によってあまり変化しないが、 ω が大きいほど絶対値が大きくなっている。 D_1 は最も絶対値が小さく、かつ、 r_0/R と ω の影響も少ない。また、これらの ϵ_θ に関する4つのひずみ感度係数のうち、絶対値が最も大きいひずみ感度係数は球面孔底の場合と同様に A_{12} であるが、これは頂角 ω が小さく、かつ、 r_0/R が小さい場合に最も大きな負の値をとる。上述の特徴は頂角 ω が無次元測点半径 r_0/R とともに ϵ_θ に関するひずみ感度係数を支配する重要な幾何パラメータであることを明白に示している。

つぎに、下段の4つの図によると、 A_{21} および A_{22} は球面孔底の場合と同様に r_0/R が大きくなるほど値が減少する。ただし、

Fig. 3 Strain coefficients on the conical bottom surface (solid curves) depending upon the vertical angle ω of conical surface, in the case of $R_0 = R_1 = 0$ and $\nu = 0.25$, and the strain coefficients on the hemispherical bottom surface (broken curves).

ω が大きいほど値が大きくなる。反対に、 C_2 は r_0/R が大きくなるほど値が増加し、 ω が大きいほど値が小さくなる。 D_2 は ϵ_m に関するひずみ感度係数のうち、最も値の大きいひずみ感度係数であるが、 r_0/R との関係は ω によって相当に変化する。たとえば、 $r_0/R \leq 0.85$ の範囲についてみると、 $\omega \geq 80^\circ$ の場合には、 r_0/R の値の増加とともに D_2 は増加するが、 $\omega \leq 70^\circ$ の場合には反対に減少している。これらの特徴は頂角 ω が ϵ_θ に関するひずみ感度係数よりも ϵ_m に関するひずみ感度係数に大きな影響を及ぼすことを示している。

つぎに、 $\omega = 60^\circ$ のケースを例にとり、 $R_0 = 0.32R$ の場合、すなわち、先端が半径 $R_1 = 0.37R$ の球面をなす場合のひずみ感度係数を先端が尖っている場合($R_0 = R_1 = 0$)のそれと比較して示すとFig. 4のようである。左図は ϵ_θ に関するひずみ感度係数、右図は ϵ_m に関するひずみ感度係数であり、どちらも $\nu = 0.25$ の場合である。同図より、先端部分に丸みがある場合のひずみ感度係

Fig. 4 Comparison of strain coefficients in the cases of $R_0 = 0$ and $R_0 = 0.32R$.

数(白丸)が先端が尖っている場合のひずみ感度係数(実曲線)と一致する範囲は $r_0/R \geq 0.47$ であると判読できる。両者が一致する範囲を R_0 を用いて表すと $r_0 \geq 1.5 R_0$ である。なお、厳密には、この範囲で両者の差は0.005以下である。紙面の都合で省略するが、このような良好な一致は ω の異なるケースについても同様の範囲で認められている。従って、先端の球面半径が $R_1 \leq 0.37R$ の範囲であれば、 $r_0 \geq 0.47R$ の円錐面上のひずみ感度係数に対して先端部分の曲率半径の影響は無視できるものと考えられる。言い換えると、幾何学的条件を $R_1 \leq 0.37R$ 、 $r_0 \geq 0.47R$ の範囲に限定するならば、ひずみ感度係数としてFig. 3に示した $R_0 = R_1 = 0$ の場合の解析結果を用いることができると考えられる。

4. 応力測定精度の分析

マトリックス $[C]$ の対角成分 c_{ii} を用いて、応力測定精度を具体的に分析する。このために、16素子球面孔底ひずみ法を参考にして、Fig. 5に示すような軸対称な測点配置を採用する。すなわち、8つの測点を半径 r_0 の測点円上に回転角 $\theta^* = 45^\circ$ で等間隔に配し、8つの ϵ_θ と8つの ϵ_m を測定する場合について検討する。従って、合計16個の観測方程式が得られる場合である。

Fig. 3のひずみ感度係数($\nu = 0.25$)を用いた解析から、対角成分 c_{ii} と無次元測点半径 r_0/R の関係を片対数紙上にまとめるとFig. 6のようである。なお、測点を対称的に配置しているので、応力成分 σ_x の分散に対応する対角成分 c_{11} は応力成分 σ_y のそれに対応する対角成分 c_{22} に等しく、応力成分 τ_{yz} に対応する対角成分 c_{44} は応力成分 τ_{zx} に対応する対角成分 c_{55} に等しい。

まず、対角成分 $c_{11} = c_{22}$ は ω が大きくなると値が増大する。とくに、 r_0/R が小さい範囲で値が大きい。従って、 σ_x および σ_y の測定精度の向上には頂角 ω を小さくしなければならないと言える。

Fig. 5 Axisymmetrical arrangement of cross gauges along a measuring circle of radius r_0 , with equal spaces of rotating angle $\theta^* = 45$ degrees.

つぎに、対角成分 $c_{44} = c_{55}$ は、おおよそ0.1前後の値をとり、 r_0/R および ω を変化させてもあまり値が変わらない。また、対角成分 c_{66} は ω の影響をあまり受けないで、常に最も値の小さい対角成分である。従って、円錐孔底ひずみ法によると、せん断応力成分はかなり精度良く決定できると考えられる。つぎに、応力成分 σ_z に対応する対角成分 c_{33} は $r_0/R \leq 0.9$ の範囲において最も値の大きい対角成分となっている。従って、この範囲で c_{33} は $c_{\max}$ である。これより、円錐孔底ひずみ法においても、球面孔底ひずみ法の場合と同様に、 σ_z の測定精度が他と比べて常に低いと結論できる。また、対角成分 c_{33} の値は r_0/R を大きくするほど小さくなり、かつ、頂角 ω を小さくするほど小さくできる。従って、頂角 ω を可能な限り小さくし、かつ、測点半径 r_0 を大きくすると、応力測定精度は向上することになる。

球面孔底ひずみ法と比較して、対角成分 c_{ii} の最大値 $c_{\max}$ と無次元測点半径 r_0/R の関係を示すと Fig. 7 のようである。ただし、 $\nu = 0.25$ の場合である。円錐孔底ひずみ法の7本の $c_{\max}$ 曲線(実曲線)と球面孔底ひずみ法の $c_{\max}$ 曲線(破曲線)はそれぞれ交点を2つずつもち、 $r_0/R = 0.8$ の前後では常に破曲線は実曲線の下を通る。従って、この範囲にある測点半径を採用すると、球面孔底ひずみ法の方が円錐孔底ひずみ法より高精度な方法となる。一方、 r_0/R を小さくすると、破曲線は実曲線より上位にくる。従って、この場合には円錐孔底ひずみ法の方が相対的に高い精度を与えられとされる。この結果はパイロット孔と同一径のコアボーリングによって応力解放を達成するために、測点半径の小さい高精度孔底ひずみ法を作ろうとすると、球面孔底ひずみ法より円錐孔底ひずみ法の方が有利であることを示している。

5. 考 察

前章までの理論的検討によると、円錐孔底ひずみ法は小型・高精度の孔底ひずみ法を作る上で、球面孔底ひずみ法より有利であると考えられる。しかし、具体的な測定方法を確立するには、孔底の加工、ゲージの製作などを含め測定技術上の多くの問題を解

Fig. 6 Changes of the diagonal elements c_{ii} with the radius r_0 of a measuring circle, depending upon the vertical angle ω of the conical surface.

Fig. 7 Comparison of the maximum value $c_{\max}$ of c_{ii} .

Fig. 8 Increment of strain coefficient with gauge length l .

Table 1 Strain coefficients on the conical bottom at $r_0/R = 0.5$.

Poisson's ratio: ν	A_{11}	A_{12}	A_{21}	A_{22}	C_1	C_2	D_1	D_2
0.10	1.002	-1.762	0.109	0.343	-0.155	0.655	0.082	1.524
0.20	1.000	-1.752	0.022	0.365	-0.263	0.641	0.095	1.627
0.25	0.999	-1.733	-0.021	0.373	-0.317	0.636	0.101	1.673
0.30	0.997	-1.704	-0.065	0.380	-0.371	0.632	0.108	1.716
0.40	0.989	-1.611	-0.154	0.386	-0.481	0.630	0.123	1.787

決する必要があると考えられる。そこで、本章では、測定技術上の問題点を考慮に入れつつ、円錐孔底ひずみ法の小型化・高精度化の可能性について考察する。

円錐面の頂角 ω は小さい方が理論精度は向上する。しかし、 ω をどんどん小さくすると最後は孔壁ひずみ法と同じことで、大口径のオーバーコアリングが不可欠となる。従って、 ω として適当な角度を選択しなければならない。すでに、小林らは特殊なダイヤモンドビットを用いて $\omega = 60$ 度の円錐孔底の加工に成功しているから、 ω を 60 度に固定して考察を進めることにしよう。

パイロット孔と同一径のコアボーリングによって応力解放を行

Table 2 Comparison of the conical-ended borehole method with the hemispherical-ended borehole method.

Method	Normalized radius of measuring circle: r_0/R	Number of strains to be measured: n	The poisson's ratio of rock: ν	The maximum value of c_{ij} : $c_{\max}$	Remarks
Strain measurements on the conical bottom surface of a single borehole, in the case of the vertical angle $\omega = 60$ degrees.	0.589	12	1/6 1/3	0.378 0.467	Presented by Kobayashi et al. ³⁾
	0.50	16	1/6 1/4 1/3	0.291 0.316 0.360	Proposed
	0.50	24	1/6 1/4 1/3	0.167 0.211 0.240	Proposed
Strain measurements on the hemispherical bottom surface of a single borehole.	0.766	16	1/6 1/4 1/3	0.127 0.133 0.148	Presented by Sugawara et al. ²⁾

うには、コアビットを薄肉なものとし、かつ、測点半径 r_0 をできるだけ小さくする必要があると考えられる。しかし、 r_0 を小さくすると理論精度は Fig. 7 に示されたようにゆるやかではあるが低下する。また、先端部分が尖っている孔底の加工は特殊なダイヤモンドビットを用いても至難であると考えられるので、先端部分にある程度の丸みを許容する必要があると考えられる。このことから測点半径はどこまでも小さくできない。解析によると、幾何学的条件を $R_1 \leq 0.37R$, $r_0 \geq 0.47R$ の範囲に限定すると、前章で述べたような理論精度が保障される。そこで、測点半径を $r_0 = 0.5R$ に設定してみることにする。 $r_0 = 0.5R$ におけるひずみ感度係数は Table 1 に示すようである。

ひずみ感度係数はひずみゲージの長さ方向に変化するから、厳密には、ゲージの長さ l を考慮に入れる必要がある。すなわち、式(5)のひずみ ϵ_θ および ϵ_m をゲージによって測定される長さ方向の平均ひずみ、右辺の θ をゲージ中心点の回転角であると定義し、ゲージの長さ l の関数としてひずみ感度係数を求める必要がある。このようにして求めたひずみ感度係数と Table 1 のゲージ中心点のひずみ感度係数との差、すなわち、 l によるひずみ感度係数の変化は、Fig. 8 に示すようであり、無次元ゲージ長さ l/R の増加とともに増大する⁷⁾。ただし、ひずみ感度係数 A_{11} および C_1 はゲージの長さによって値が変化しないので図示していない。 l の影響を最も強く受けるひずみ感度係数は A_{12} である。Table 1 のひずみ感度係数 A_{12} を基準値として、 A_{12} の増分を百分率で示すと、 $l/R = 0.1$ のとき 0.7%, $l/R = 0.15$ のとき 1.5%, $l/R = 0.2$ のとき 2.6% である。仮に、パイロット孔の半径を $R = 38\text{mm}$ 、ゲージの長さを $l = 5\text{mm}$ とすると、上記の値は 1.2% となる。このようにゲージの長さの影響は $l/R \leq 0.2$ の範囲であればあまり大きくないので、Table 1 のひずみ感度係数を用いて考察を進めることにする。

小林らは $r_0 = 0.589R$ を採用しているから、 $r_0 = 0.5R$ として、小林らの方法と同程度の理論精度を得ようとすると、当然に、ゲージの数を増やす必要がある。そこで、測点半径を $r_0 = 0.5R$ とし、回転角 $\theta^* = 45$ 度で 8 個のクロスゲージを用いる方法 ($n = 16$)、および $\theta^* = 30$ 度で 12 個のクロスゲージを用いる方法 ($n = 24$) を例にとり、小林らの円錐孔底ひずみ法 ($n = 12$) および 16 要素球面孔底ひずみ法 ($n = 16$) と、 $c_{\max}$ の値を比較してみると Table 2 のようである。 n の増加とともに $c_{\max}$ の値は減少するので、 $n = 16$ とすると、小林らの円錐孔底ひずみ法より $c_{\max}$ の値を小さくできる。また、 $n = 24$ とすると、16 要素球面孔底ひずみ法のそれにかかなり近い小さな値が得られる。従って、測点半径の減少に応じて測定する孔底ひずみの数 n を増加させることが技術的に可能であ

れば、既往の方法に比べて精度面で見劣りしない新しい孔底ひずみ法が開発できるものと考えられる。

なお、ボーリング径とゲージの長さの選定、ゲージ貼付方法、オーバークォリングの方法など、測定技術面からの検討は紙面の都合で省略したが、本方法の有効性はすでに現場適用試験によって検証されている。その内容は次報で詳論する。

6. 結 言

応力解放法によって円錐孔底面のひずみを測定し、これより初期応力を決定する円錐孔底ひずみ法の理論について詳論するとともに、最小二乗法に基づき、本方法の理論的な応力測定精度を分析し、応力解放法的小型化・高精度化の可能性について考察した。

具体的には、有限要素法によって、円錐孔底におけるひずみ感度係数と円錐面の頂角、先端部分の曲率半径、測点半径および岩盤のポアソン比の関係を明らかにし、円錐孔底ひずみ法が球面孔底ひずみ法と同様にポアホール軸方向の直応力成分に関して感度が良くないことを確認した。また、同一径のコアボーリングによって応力解放が達成できるような円錐孔底ひずみ法の開発に関して、技術的問題を含めた分析を行い、測点半径の減少に応じて測定する孔底ひずみの数を増加させることが技術的に可能であれば、既往の方法に比べて精度面でも見劣りしないような低コストの応力測定法の開発が可能であるとの結論を得た。

参 考 文 献

- 1) Obara, Y. and Sugawara, K.: Field stress measurements in jointed rock, Proc. of Int. Conf. on Mech. of Jointed and Faulted Rock, Vienna, pp. 827~834, (1990)
- 2) Sugawara, K. and Obara, Y.: Measurement of In-situ Rock Stress by Hemispherical-ended Borehole Technique, Min. Sci. and Tech., Vol. 3, pp. 287~300, (1986)
- 3) Kobayashi, S., Nishimura, N. and Matsumoto, K.: Displacements and strains around a non-flat-end borehole, Proc. of 2nd Int. Symp. on Field Measurements in Geomech., Kobe, Vol. 2, pp. 1079~1084, (1987)
- 4) 小林昭一・吉川 太・打田靖夫: 円錐形状孔底ひずみゲージによる原位置応力測定, 第 8 回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp. 279~284, (1990)
- 5) 岡 行俊・平松良雄・斉藤敏明・菅原勝彦: 岩盤応力決定のためのポアホール底面ひずみ測定による応力解放法の研究 (第 1 報), 日本鉱業会誌, 92 [1055], 1~6, (1976)
- 6) 菅原勝彦・尾原祐三・岡村 宏・王道南: 球面孔底ひずみ測定による 3 次元岩盤応力の決定, 日本鉱業会誌, 101 [1167], 277~282, (1985)
- 7) 坂口清敏・広川隆男・尾原祐三・菅原勝彦: 円錐孔底ひずみ法による岩盤応力測定 (その 1), 資源・素材学会平成 3 年度春季大会研究・業績発表講演要旨集, pp. 13~14, (1991)