岩盤応力変化測定のための孔壁変位測定法 (CBDM) の開発 *

尾 原 祐 三¹ 秦 拓 也² 吉 永 徹³

Development of Cross-Sectional Borehole Deformation Method (CBDM) for Measurement of Rock Stress Change

by Yuzo OBARA^{a*}, Takuya SHIN^b, Toru YOSHINAGA^a

- a. Kumamoto University, 2-39-1 Kurokami, Kumamoto 860-8555, Japan
(Corresponding author E-mail: obara@kumamoto-u.ac.jp)
b. Chiikikagakuenkyusyo, Inc.

Knowledge of rock stress, such as initial stress, induced stress and stress change, is one of fundamental importance for designing and constructing rock structure, since the mechanical behavior of rock mass around it is affected by these stresses. In order to measure initial stress and induced stress, many methods have been suggested. On the other hand, there are a few methods for stress change around an opening under construction. Only stress in one direction in a plane perpendicular to a borehole axis is measured in most measurements of stress change. Furthermore, the instrument for the measurement has a rigidity which affects on measured results.

In this paper, a method for measurement of stress change is developed to monitor rock stress using a borehole. Two dimensional state of stress change within rock mass in a plane perpendicular to a borehole axis can be measured by this method. This method was named the Cross-sectional Borehole Deformation Method (CBDM). Firstly, the theory of the CBDM is described, and the required specification of instrument for measurement is clarified by the theory of elasticity. Secondly, the prototype instrument with the laser displacement sensor is developed, based on the analysis of the required specification. Furthermore, the influence factors on measurement result are analyzed theoretically. As a result, it made clear that the rock stress change in a plane perpendicular to the borehole axis can be measured by the CBDM.

KEY WORDS: Rock Stress Measurement, Stress Change, Cross-Sectional Borehole Deformation Method, Laser Displacement Sensor

1. 結 言

岩盤構造物の合理的な設計のためには岩盤の初期応力を精度よく測定することが重要であり、このために多くの測定法が開発されてきた。代表的な方法として、水圧破砕法¹⁾と応力解放法²⁾がある。水圧破砕法は、地上からの鉛直ボーリング孔を利用して地下深部の岩盤応力を測定することが多く、地下開発前にその深度の岩盤応力を知ることが可能である。つぎに、応力解放法は、1回の測定で3次元岩盤応力を決定することが可能であり、信頼性の高い応力測定法であると考えられる。これまで国内で行われた応力解放法による測定のはほとんどは調査坑からであったが、地表からの鉛直ボーリング孔を用いた装置の開発も行われている³⁾。

一方、岩盤構造物の建設の進行に伴い周辺岩盤の応力は変化する。応力変化の測定は構造物の設計の妥当性の検証や情報化施工のために重要であり、これらはひずみゲージ式や油圧式の土圧計や地圧計などを用いて測定されることが多い。また、地下発電所空洞の建設時には振動弦型地圧計によって応力変化が測定される例も多い⁴⁾。これらの地圧計を用いると、ボーリング孔に垂直

な断面内の1方向の応力成分のみが測定される。このように、応力変化測定では1次元的な測定が行われていることがほとんどである。

そこで本研究では、応力変化を2次元的に測定するための簡易な岩盤応力測定法を開発する。この方法は、ボーリング孔壁面の変形状態がその周辺の岩盤応力に依存していることを利用した孔壁変位測定法 (CBDM: Cross-sectional Borehole Deformation Method) である⁵⁾。本論文では、まず、CBDMの基本原理論について述べる。つぎに、孔壁変位測定のための装置の設計要件を検討し、その結果に基づいてボーリング孔に挿入した非接触型の高精度小型レーザ変位計をステッピングモータにより回転させて孔壁の断面形状を計測する方法を提案し、孔壁変位測定装置を製作する。つぎに、測定結果に影響を及ぼす要因について理論的に分析し、岩盤応力変化測定へのCBDMの適用性について検討する。

2. CBDMの基礎

2・1 測定の考え方

CBDMは、ボーリング孔軸に垂直な断面形状を高精度に測定し、その形状から測定断面内の2次元岩盤応力を決定しようとする方法である。

岩盤にボーリング孔を削孔した場合、ボーリング孔周辺岩盤に破壊が生じないと仮定すると、作用している初期応力に対応して周辺岩盤に弾性変形が生じる。ボーリング孔が初期応力のない状態において真円で削孔され、続いてボーリング完了後にボーリン

*2010年4月19日受付 2010年9月29日受理

1. 普通会員 熊本大学大学院 自然科学研究科 教授

2. 熊本大学大学院 自然科学研究科 博士前期課程 (現:(株)地域科学研究所)

3. 熊本大学 工学部 専門技術職員

[著者連絡先] FAX: 096-342-3686

E-mail: obara@kumamoto-u.ac.jp

キーワード: 岩盤応力測定, 応力変化, 孔壁変位測定法 (CBDM), レーザ変位計

Fig.1 Schematic view of cross section of a borehole drilled within rock mass, which is assumed to be infinity and elasticity.

グ孔軸に垂直な断面形状が応力によって変形すると仮定すると、その断面形状を基に弾性理論に従って面内の2次元初期応力を決定することが原理的に可能である。しかし実際には、ボーリング孔の初期の半径を測定することは不可能であるため、削孔後の断面形状から初期応力を測定することは困難である。これについては4・1に詳しく述べる。

一方、岩盤構造物の施工の進行に伴い、周辺の応力も変化する。CBDMは非接触でボーリング孔の断面形状を測定するため、1つのボーリング孔内で何回でも測定することが可能であることを利用して応力変化を測定する。具体的には、(I) 岩盤構造物の施工前あるいは施工中のある時点で、ボーリング孔軸に垂直な断面形状を測定し、それに対応する応力を評価する。つぎに、(II) 岩盤構造物の施工が進行中のある時点で、(I)で測定したボーリング孔の同位置の断面形状を再度測定し、それに対応する応力を評価する。最後に、(III) (I)および(II)で評価した応力の差を取って応力変化を評価する。

2・2 測定原理

岩盤を無限弾性体とし、この岩盤に半径 R の真円のボーリング孔が削孔されたと仮定する。このときボーリング孔軸の垂直断面を示すと Fig. 1 のようである。主方向に x - y 座標系を定め、無限遠から作用している主応力をつぎのように定義する。

$$\{\sigma\} = \{\sigma_x, \sigma_y\} \dots\dots\dots (1)$$

このとき、座標軸は主軸と一致している。それぞれの主応力に対する半径方向の変位は次式で表される⁶⁾。

$$U_R^x = -\frac{\sigma_x R}{E}(1-\nu^2)(1+2\cos 2\theta), U_R^y = -\frac{\sigma_y R}{E}(1-\nu^2)(1-2\cos 2\theta) \dots\dots (2)$$

ここに、 E 、 ν はそれぞれ岩盤のヤング率、ポアソン比である。したがって、 x 軸から θ 回転した点における半径方向変位 U_R は式(2)を重ね合わせて、次式のような楕円の方程式で表される。

$$U_R = U_R^x + U_R^y = H \{(\sigma_x + \sigma_y) + 2(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\theta\} \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 $H = -R(1-\nu^2)/E$ である。また、変形後の断面の孔壁半径 R_R は次式で表される。

$$R_R = R + U_R = R + H \{(\sigma_x + \sigma_y) + 2(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\theta\} \dots\dots\dots (4)$$

さて、ボーリング孔壁面上の n 個の点における半径方向変位および回転中心から孔壁までの距離、すなわち断面の孔壁半径を次式のように定める。

$$\begin{aligned} \{U_R\} &= \{U_{R1}, U_{R2}, \dots, U_{Ri}, \dots, U_{Rn}\} \\ \{R_R\} &= \{R_{R1}, R_{R2}, \dots, R_{Ri}, \dots, R_{Rn}\} \end{aligned} \dots\dots\dots (5)$$

測定では、 R_{Ri} がボーリング孔軸に定めた X - Y 座標系において

Fig.2 Schematic diagram of measured results and approximated ellipse by a non-linear least square method. X and Y axis are defined at a borehole, then x and y axes coincide with principal direction.

Fig. 2 の黒丸のように計測される。このとき X 軸からの回転角を Θ とすると、測定される壁面の座標は次式で表される。

$$X_i = R_{Ri} \cos \Theta_i, Y_i = R_{Ri} \sin \Theta_i \dots\dots\dots (6)$$

これらの測定値は図中の実線で示されるように、主方向に定めた x - y 座標系において、中心座標 $(0, 0)$ (X - Y 座標系では (b, d))、長軸 $2a$ 、短軸 $2c$ の楕円で近似され、次式で表される。

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{c^2} = 1 \dots\dots\dots (7)$$

X - Y 座標系から x - y 座標系への座標変換公式

$$x = (X - b)\cos \phi + (Y - d)\sin \phi, y = -(X - b)\sin \phi + (Y - d)\cos \phi \dots\dots (8)$$

を用いると、式(7)は次式で書くことができる。

$$\begin{aligned} &\frac{(X \cos \phi + Y \sin \phi - b \cos \phi - d \sin \phi)^2}{a^2} \\ &+ \frac{(-X \sin \phi + Y \cos \phi + b \sin \phi - d \cos \phi)^2}{c^2} = 1 \end{aligned} \dots\dots\dots (9)$$

ここで、回転角が異なる n 個の点で測定されたデータである式(6)を式(9)に代入して観測方程式とし、これに非線形最小二乗法⁷⁾を適用し、楕円の中心座標 (b, d) 、長軸 $2a$ 、短軸 $2c$ および角度 ϕ を求める。このとき、得られた楕円中心はボーリング孔に定めた座標系の原点と一致しない。これは装置の回転中心がボーリング孔軸と完全に一致しないからである。このため、得られた楕円中心をボーリング孔軸とみなし、作用していた主応力を以下のように評価する。

得られた長軸 ($\theta = 0^\circ$) および短軸 ($\theta = 90^\circ$) はそれぞれ a および c であるので、

$$a = R + H(3\sigma_x - \sigma_y), c = R + H(3\sigma_y - \sigma_x) \dots\dots\dots (10)$$

である。この連立方程式を解くことにより次式により主応力を求める。

$$\sigma_x = \frac{3a + c - 4R}{8H}, \sigma_y = \frac{a + 3c - 4R}{8H} \dots\dots\dots (11)$$

さらに、座標変換により X - Y 座標系における応力成分 $\{\sigma_X, \sigma_Y, \tau_{XY}\}$ が求まり、 R が決まれば初期応力を評価することができる。しかし、前述のように R を測定することはできないので、ここで評価される応力は見かけの初期応力となる。

つぎに、上記のように適当な R を仮定すると見かけの初期応力を評価することができる。そこで、ある時点 (I) の見かけの応力を $\{\sigma_X^I, \sigma_Y^I, \tau_{XY}^I\}$ とすると、時点 (II) における測定においても同じ R を用いると、見かけの応力 $\{\sigma_X^{II}, \sigma_Y^{II}, \tau_{XY}^{II}\}$ を同様に評

Table 1 Examples of initial stress state measured by overcoring method in Japan.

No	Young's modulus E , GPa	Principal stress, MPa		Reference
		σ_y	σ_x	
1	18	6.4	0	9)
2	0.8	1.08	1.07	
3	5	0.66	0.46	
4	7	4.8	4.7	
5	27	8.5	7.6	
6	16	6.2	4.6	
7	10	4.3	1.7	
8	20	5.9	3.0	
9	11	7.9	5.5	
10	56.5	4.5	3.9	10)
11	30	12.1	5.7	11)
12	30	9.1	8.4	
13	30	19.4	6.0

Fig.3 Minimum radial displacement of borehole wall calculated under initial stress states in Table 1.

値することができる。両者の算定には同じ R を用いているため、次式のように時点 (I) から時点 (II) の見かけの応力成分の差をとることにより応力変化 $\{\Delta\sigma_X, \Delta\sigma_Y, \Delta\tau_{XY}\}$ を評価することができる。

$$\Delta\sigma_X = \sigma_X^{\text{II}} - \sigma_X^{\text{I}}, \quad \Delta\sigma_Y = \sigma_Y^{\text{II}} - \sigma_Y^{\text{I}}, \quad \Delta\tau_{XY} = \tau_{XY}^{\text{II}} - \tau_{XY}^{\text{I}} \dots (12)$$

3. 孔壁変位測定装置

3・1 設計要件の検討

ボーリング孔壁面における半径方向変位を測定する方法として、測定装置をボーリング孔内に直接挿入し、内蔵されたセンサーを回転して孔壁半径の測定を行う方法を採用する。そこで、孔壁変位測定装置の寸法、測定方法および測定精度の要件について以下のように検討した。

寸法：用いるボーリング孔の直径を 76mm ($R=38\text{mm}$) とし、この空間に挿入が可能であること。これは、円錐孔底ひずみ法⁸⁾を用いた初期応力測定に用いられたボーリング孔の使用を想定している。

測定方法：ボーリング孔の断面形状を高い精度で評価するため、できるだけ多くの壁面上の点で壁面半径を測定する必要がある。したがって、回転制御が可能であり、かつ、回転ステップ角が小さいことが望ましい。また、測定センサーとしての剛性をできるだけ小さくし、いわゆる「柔らかゲージ」とするために非接触型の変位計を用いることが望ましい。

測定精度：これまでに国内において応力解放法で測定された岩盤応力状態を Table 1 に示す⁹⁻¹¹⁾。表には、測定された 3 つの主応力のうち、中間主応力 σ_y 、最小主応力 σ_x および岩盤ヤング率

Table 2 Main specification of the laser displacement sensor.

Reference distance	10 mm
Measuring range	± 1 mm
Resolution	1.0×10^{-4} mm
Light source	Visible red
	Semiconductor laser
Spot diameter	Approx. 20 μm
Linearity	± 0.25 % of F.S.
Sampling cycle	128 μsec
Ambient temperature range	0 to 50 $^{\circ}\text{C}$
Relative humidity	35 to 85 %
Weight	85 g
Size	43mm $\times$ 40mm $\times$ 18mm

Table 3 Main specification of the stepping motor.

Basic step angle	0.1 degree
Permissible torque	0.16 Nm
Permissible load of overhang	15 N
Ambient temperature range	-10 to 50 $^{\circ}\text{C}$
Weight	160 g
Size	61mm $\times$ 28mm $\times$ 28mm

Fig.4 Schematic view of prototype instrument.

を示している。岩盤ポアソン比を 0.2 と仮定して Table 1 の値を式 (3) に代入すると、主方向における半径方向変位を算定できる。このとき最小主応力方向の半径方向変位がその応力状態における最小の壁面変位となる。そこで、主方向の変位の絶対値をプロットすると Fig. 3 のようである。プロットの番号は表の番号に対応している。直径 76mm のボーリング孔を用いた場合に測定される変位の最小値は $1.8 \times 10^{-3}\text{mm}$ である。したがって、図中の破線で示した値より小さな測定精度が必要である。そこで、測定装置に要求される精度を 10^{-3}mm 以下とした。

3・2 測定装置の概要

上記の検討を基に、変位計として非接触型の高精度小型レーザ変位計を、回転装置としてステッピングモータを採用した。両者の仕様を Table 2 および 3 に示す。高精度小型レーザ変位計 (キーンエンス, LK-010) の寸法は $43 \times 40 \times 18\text{mm}$ と小型で、測定精度は $1.0 \times 10^{-4}\text{mm}$ である。一方、ステッピングモータ (オリエンタルモータ, PMU33, AH-MG7.2) はコンピューターでの制御が可能で、最小回転角は 0.1 度である。

作成した孔壁変位測定装置を Fig. 4 に示す。装置の外管はアルミニウムで、直径 70mm、長さ 670mm である。また、装置先端部にステッピングモータがあり、アクリル板で防水された測定窓から変位計のレーザが通過して孔壁に当り、反射する。測定装置の手前の部分には空気圧で制御できる装置固定用ピストンが 2 個配置されている。

Fig.5 Influence of borehole radius on estimation of initial stress and stress change; (a) distribution of displacement of borehole wall, (b) estimated initial stress, (c) estimated stress change.

CBDM の測定手順はつぎのようである。測定装置をボーリング孔内の所定の位置まで挿入し、空気圧を利用して固定する。つぎに、レーザ変位計をステッピングモータによって回転させて孔壁半径の測定を行う。変位計からのデータ収集およびモータの制御はコントロールボックスを介して、すべてパソコンで行う。

4. 測定値に影響を及ぼす要因分析

応力測定値に影響を与えるパラメータとしては、式 (3) よりボアホール半径 R 、岩盤ヤング率 E 、ポアソン比 ν であることがわかる。また、式 (7) を適用する際には、ボーリング孔の軸と装置の軸との距離が極めて小さいことを想定しているが、これが大きくなる場合には測定値に影響を与えることになる。そこで、本章では、ポアソン比の影響は少ないと考え、これを除く 3 つの要因、すなわちボアホール半径、岩盤ヤング率およびボーリング孔の軸と装置の軸の不一致について分析する。なお、分析では $\nu=0.2$ と仮定した。

4・1 ボーリング半径

$E=30\text{GPa}$ が既知で、真のボーリング半径を $R=38\text{mm}$ とし、真の主応力をつぎの 3 通りで仮定する。ケース 1: $\{\sigma^I\} = \{\sigma_x^I, \sigma_y^I\} = \{5, 10\}$, ケース 2: $\{\sigma^II\} = \{5, 15\}$, ケース 3: $\{\sigma^III\} = \{5,$

Fig.6 Influence of Young's modulus on estimation of initial stress and stress change; (a) estimated initial stress, (b) estimated stress change.

30} (単位は MPa)。非線形最小二乗法を適用する際、真のボーリング半径が測定できれば、ケース 1～3 の主応力を求めることができる。しかし、測定した半径に誤差があれば、評価値に影響を与えることは明らかである。なお、この解析では、ボーリング孔の軸と装置の軸は一致していると仮定している。

そこで、まず、 $R=38\text{mm}$ として変位を求める。つぎに、 R が異なっている場合にもこの変位が発生すると仮定して式 (4) の R_R の分布を求める。この R_R が測定値と考え、 R を 38mm と仮定して変位 U_R を求めた。変位分布の例を Fig. 5 (a) に示す。たとえば、実際の R は 37.9mm であるにも拘わらず、算定に用いる半径を 38.0mm とすると、求められる変位は 0.1mm 少なく評価されることになる。これらの変位分布を用いて作用していた主応力 σ_y と応力変化 $\Delta\sigma_y$ を評価した。それぞれの結果を Fig. 5 (b) と (c) に示す。それぞれの縦軸は評価された σ_y と $\Delta\sigma_y$ であり、横軸は真の半径 R である。また、図中の黒丸が仮定した応力状態である。

Fig. 5 (b) によると、ボーリング半径が σ_y に及ぼす影響は大きく、どの応力状態に対しても半径が 0.01mm 異なると σ_y の評価に約 4MPa の誤差が生じることがわかる。この結果は、ボーリング半径を 10^{-3}mm 以下の精度で測定する必要があることを示唆している。しかし、この測定精度を持っていたとしてもボアホール削孔後の状態から真の半径の測定は不可能であるため、CBDM では初期応力を評価することは不可能であると結論される。

一方、Fig. 5 (c) によると、真の応力変化 $\Delta\sigma_y$ は、ケース 1 から 2 へ変化した場合 5MPa 、ケース 2 から 3 へ変化した場合 15MPa 、ケース 1 から 3 へ変化した場合 20MPa であるが、評価された値は真のボーリング半径に全く影響されず、仮定した応力変化を評価できることがわかる。したがって、真のボーリング半径が既知でなくとも、CBDM によって応力変化の評価が可能であることは明らかである。

Fig.7 Definition of coordinate system.

Fig.8 Measured distribution of displacement with different coordinate of axis of instrument.

4・2 岩盤ヤング率

ケース1～3の主応力のもとで、式(3)を用いて、 R と ν が既知で $E=30\text{GPa}$ を仮定して変位分布 U_R を求める。これを測定値と考え、算定に用いた岩盤ヤング率が異なる場合に作用していた主応力 σ_y と応力変化 $\Delta\sigma_y$ を評価した。それぞれの結果をFig. 6 (a)と(b)に示す。それぞれの縦軸は評価された σ_y と $\Delta\sigma_y$ であり、横軸は算定に用いたヤング率である。また、図中の黒丸が仮定した応力状態である。

主応力および応力変化とともに、評価されるヤング率に比例して評価される。また、仮定した応力の値に応じてその変化の程度も異なっている。この傾向は、現在使用されている応力解放法による岩盤応力測定法において、岩盤ヤング率が測定結果に及ぼす影響と同様であり、本方法においても応力値を決定するためには岩盤ヤング率を正確に評価することが重要である。

4・3 ボーリングと装置の軸の不一致

2・2の測定原理は、孔壁の半径方向変位は楕円の方程式、すなわち周期が π の関数で近似されることを前提にしている。しかし、原位置でボーリングの軸と測定値の軸を完全に一致させることは不可能である。このため、両者の不一致が変位の測定結果、あるいは応力の評価結果に及ぼす影響を明らかにする必要がある。

そこでまず、Fig. 7に示すような座標系を定める。すなわち、装置の軸を原点 o' とする $X'-Y'$ 座標系、ボーリング孔軸を原点 o とし、 X' 、 Y' に平行な軸を持つ $X-Y$ 座標系である。不一致は、平行移動と回転移動の組み合わせであるが、図では簡単のために平行移動のみを考え、ボーリング孔軸の原点 o の座標が $(\Delta X, \Delta Y)$ (単位はmm)と仮定している。

いま、 ΔY は変化せず、 ΔX だけが変化する場合を仮定し、理論式(3)により変位分布の変化を求めた。この結果を示すと、Fig. 8のようである。算定においては、主応力は前述のケース2を用い、 $R=38.0\text{mm}$ 、 $E=30\text{GPa}$ とした。図の横軸は X' 軸からの回転角である。

両者の軸が完全に一致している $(\Delta X, \Delta Y) = (0,0)$ の場合、変位

Fig.9 Approximated ellipse curve by a non-linear least square method, based on the measured distribution of displacement.

Fig.10 Shape of error function of the difference between approximated distribution of displacement and measured one.

分布は π の周期である。しかし、 $\Delta X = 0.04$ となると 2π の周期に変化し、 0.1 の場合にはさらに振幅が増大し、 2π の周期をもつ分布となっている。したがって、両者の軸がわずかにずれるだけで 2π の周期を持つ楕円の方程式による非線形最小二乗法を用いても真の応力を評価することが不可能であることがわかる。

2π の周期をもつ測定データ u_M に式(9)を用いて非線形最小二乗法を適用すると、Fig. 9のように、近似値 u_A の曲線が得られる。 u_A は測定値とはまったく異なった近似を行っている。しかし、ボーリング孔軸に定められた座標系を適当に移動させながら、両者の誤差を最小化することができれば、ボーリング孔軸と装置の軸を一致させることができると考えられる。このために、以下のような非線形最適化法¹²⁾を導入した。

まず、測定された変位と非線形最小二乗法によって求められた変位の誤差関数 $f(\Delta)$ を次式で定義する。

$$f(\Delta) = \frac{\sum_{i=1}^n (u_M^i - u_A^i)^2}{n} \quad (i=1, \dots, n) \quad (21)$$

ここで、 n は測定データ数である。装置の軸がボーリング孔軸からずれた場合の誤差関数はFig. 10のようである。平面上の横軸を ΔX 、縦軸を ΔY とし、鉛直方向は誤差関数 $f(\Delta)$ の値である。誤差関数の形状は $(0,0)$ を最小値とする同心円状であり、最適解が1つの単峰性の凸型であることが明らかである。

そこで、誤差関数の特徴を生かし、非線形最適化法の探索法として黄金分割法¹²⁾を導入する。まず、適当な ΔY を与え、 $Y'=\Delta Y$ の面内で X' の最適解 ΔX を探索する。このときに黄金分割法を用いる。つぎに、得られた解を用いて、 $X'=\Delta X$ の面内で Y' の最適解 ΔY を黄金分割法により探索する。さらに、得られた最適解を新しい近似解として、 $Y'=\Delta Y$ の面内で X' の最適解を黄金分割法にて探索する。このような操作を繰り返し、それぞれの座標値を前の繰り返し計算における座標値との差が ε 以下になったと

Fig.11 Distributions of theoretical and measured displacement; (a) Case A, (b) Case B, (c) Case C.

きに解が収束したとみなし、そのときの $(\Delta X, \Delta Y)$ を最適解とする。なお、解析では $|\varepsilon| = 1.0 \times 10^{-5} \text{ mm}$ とした。また、このとき、楕円の方程式での非線形最小二乗法によって得られた結果も最確値となっている。

最後に、本解析方法の有効性を検討する。まず、 $R=38.0 \text{ mm}$ 、 $E=30 \text{ GPa}$ 、主応力は前述のケース 2: $\{\sigma\} = \{\sigma_x, \sigma_y\} = \{5, 15\}$ として孔壁変位を求める。この変位分布を理論変位と呼ぶ。つぎに、このボーリング孔にセットされた装置の軸がボーリング孔軸とは異なる 3 ケースを以下のように仮定した。

ケース A: $(\Delta X, \Delta Y) = (-0.2, 0.0)$ 、 $\phi = 0$ 度

ケース B: $(\Delta X, \Delta Y) = (0.0, -0.6)$ 、 $\phi = 0$ 度

ケース C: $(\Delta X, \Delta Y) = (0.8, 0.4)$ 、 $\phi = 15$ 度

それぞれのケースにおいて測定される変位と理論変位を Fig. 11 (a) ~ (c) に示す。どのケースも両者の軸が一致しないことで π の周期の理論変位分布が 2π の周期の測定変位となっていることがわかる。これらの測定変位に提案した解析方法を適用して得られた結果を Table 4 に示す。 ΔX および ΔY は装置の軸の座標系におけるボーリング孔軸 o の座標、 $a \sim d$ は楕円の方程式 (9) の定数、 σ_x 、 σ_y 、 ϕ は主応力および主方向である。なお、本検討ではボアホール半径とヤング率が既知であるため、真の応力、すなわち初期応力が評価される。

ΔX および ΔY は小数点以下 3 桁までを記載しているが、どのケースも理論変位の算定条件と良い一致を示している。また、楕円の方程式の定数 b 、 d の絶対値は 10^{-3} mm 以下となっており、楕円中心はボーリング孔軸とほぼ一致していることが明らかである。さらに、得られた主応力および主方向も良い一致を示してい

Table 4 Calculated results by non-linear programming.

	Case A	Case B	Case C
Geometry of approximated ellipse in mm			
ΔX	-0.200	0.000	0.800
ΔY	0.000	-0.600	0.400
a	37.999	38.000	38.000
c	37.951	37.951	37.951
b	7.4×10^{-6}	-5.4×10^{-7}	-6.9×10^{-6}
d	4.3×10^{-4}	2.0×10^{-4}	-8.2×10^{-6}
Principal stress in MPa and rotation angle in degrees			
σ_x	4.995	4.995	4.994
σ_y	14.986	14.995	14.969
ϕ	-6.8×10^{-4}	1.1×10^{-4}	15.035

る。この結果は、本解析法、すなわち非線形最小二乗法と黄金分割法を併用した非線形最適化法によって、装置とボーリング孔の軸の不一致を完全に補正し、岩盤応力を評価することができることを示している。したがって、応力変化を高精度に測定が可能であると結論される。

5. 結 言

本研究では、CBDM の基本原理および製作した孔壁変位測定装置について述べるとともに、測定結果に影響を及ぼす要因について理論的に分析し、CBDM の岩盤応力変化測定への適用性を検討した。得られた結果を以下に示す。

- 1) 2次元弾性論に従ってボーリング孔断面形状測定から得られた孔壁変位分布により、楕円の方程式を用いた非線形最小二乗法による岩盤応力評価法を構築した。
- 2) 応力評価のために必要な孔壁変位の測定法や測定精度などについて分析して装置の設計仕様を決定するとともに、その結果に基づいて非接触型高精度の孔壁変位測定装置を製作した。
- 3) 測定結果に影響を及ぼす主要な要因として、ボーリング半径、岩盤ヤング率およびボーリング孔軸と装置の軸の不一致であることを示し、それらの影響を理論的に明らかにした。特に軸の不一致については、非線形最小二乗法と黄金分割法を併用した非線形最適化法を提案し、測定では一致しない両軸を本方法により補正すること理論的に示し、CBDM によって岩盤応力変化の測定が可能であることを明らかにした。

なお、現在製作した装置を用いて室内実験と原位置試験を行っており、その分析結果は次の機会に発表する予定である。

References

- 1) T. Ito, K. Omura, K. Yamamoto, K. Ito, H. Tanaka, K. Harumi, Y. Karino: Proc. of the 42th US Rock Mech. Symp., ARMA08-249 (2008).
- 2) Y. Sugawara, Y. Obara: Int. J. of Rock Mech. Min. Sci., **36** (1999), 307-322.
- 3) K. Sakaguchi, K. Goto, H. Takeda, M. Hara, Y. Suzuki, K. Matsuki: Journal of MMIJ, **123** (2007), 68-74.
- 4) K. Kudo, T. Koyama, Y. Suzuki: Journal of Construction management and Engineering, **588**, VI-38 (1998), 37-49.
- 5) Y. Obara, T. Matsuyama, D. Taniguchi, S.S. Kang: Proc. of 3rd ARMS, 2 (2004), pp. 1141-1146.
- 6) J.C. Jaeger, N.G.W. Cook: Fundamentals of Rock Mechanics, 3rd ed., (Chapman and Hall, 1979), Chap.10.
- 7) T.R. McCalla, Trans. I. Miura, Y. Tao: Keisanki no tame no Suchi-Keisanho-Gairon, (Saiensu-sha Co. Ltd. Publishers, 1972), pp. 225-228.
- 8) Y. Obara, K. Sugawara: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **40** (2003), 1187-1203.
- 9) T. Kanagawa, S. Hibino, T. Ishida, M. Hayashi, Y. Kitahara: Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., **23** (1986), 29-39.
- 10) Y. Obara, Y. Ishiguro: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **41** (2004), 761-769.
- 11) Y. Obara, N. Nakamura, S.S. Kang, K. Kaneko: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., **37** (2000), 1211-1221.
- 12) Y. Ibaragi, M. Fukushima: FORTRAM77 Saiteki-ka Programming, Iwanami Computer Science, (Iwanami Shoten Publishers, 1991), pp. 133-140.