

小孔径埋設ひずみ法による初期応力測定の実証 —大深度地下の岩盤応力を地上から測定する—

川久保 昌平^{*1}・板場 智史^{*2}・長谷 和則^{*3}・大西 正臣^{*4}

地下深部の岩盤初期応力を 3 次元的に測定する方法にオーバーコアリング法があり、円錐孔底ひずみ法および埋設ひずみ法が基準化されている。後者はひずみ計を孔内埋設後、200mm を超える大孔径でオーバーコアリングを行うため、作業に多大な労力とコストを要していた。また、オーバーコアリング法は通常トンネル坑内で行うもので、特に大孔径ボーリングを伴う埋設ひずみ法は地上からの測定は困難である。本研究は埋設ひずみ法を小孔径化し、地上ボーリングによる測定を可能とする手法を開発したものである。論文前半では測定理論を提示し、後半では従来解析法との比較および原位置における実証試験結果を示す。

キーワード： 深部岩盤、初期応力測定、オーバーコアリング法、小孔径ボーリング、弾性理論

1. はじめに

地下深部の岩盤において空洞および坑道を掘削する場合、周辺岩盤の緩みを最小限に抑制するためのレイアウト設計や安定性検討を行うため、初期応力の把握が必要となる。これまで国内で適用されてきた初期応力測定法には、オーバーコアリング法（円錐孔底ひずみ法、埋設ひずみ法）、水圧破砕法等がある^{1)~3)}。現在、大深度岩盤掘削の現場は数少ないことや、実施には少なからぬコストを要することから、これらの測定が行われることも数少なくなっており、技術継承が危うくなっている。しかし、我国では将来的に原子力分野における地層処分事業を控えていることやリニアコライダー誘致の可能性もある等、初期応力測定技術は今後も必要な技術である。

初期応力測定のうちオーバーコアリング法は、地下に掘削された横坑内に水平ボーリングを行い、孔内に特殊なひずみ計を設置して 3 次元応力を把握するものである。しかし、同方法は地上ボーリングにより測定することは一般には困難である。一方、水圧破砕法では地上からのボーリングによる測定が可能であるが、測定原理は 2 次元理論であるため、得られる初期応力は 2 次元成分までとなる。

また、測定を行う上で制約もある。円錐孔底ひずみ法では通常の調査ボーリング孔径で測定が可能であるが、特殊ひずみ計を接着剤により孔底に固定するため、湧水のある場合や多孔質軟岩には不向きである。埋設ひずみ法はグラウトにより特殊ひずみ計を設置するため少量の湧水に耐えられるものの、グラウト硬化後に

200mm を超える大孔径でオーバーコアリングするため多大な労力を要する。さらに両者は、ひずみ感度試験を実施することが必要となる。

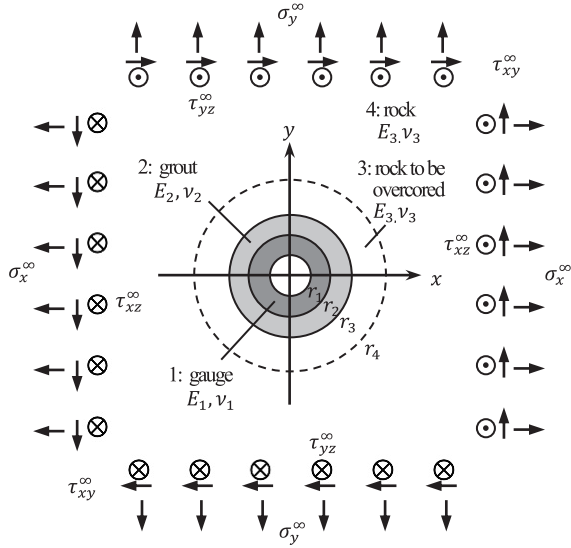
このように各測定には一長一短があり、現場条件や予算に応じて測定手法を使い分けてきた。著者らは今後のニーズを踏まえ、3 次元初期応力を地上ボーリングにより測定する技術が必要になると考える。そこで、本研究ではオーバーコアリング法の長所である 3 次元測定という利点に着目しつつ、短所である地上測定が困難な面を克服することで、低コストで省力化が可能な技術を開発することを目指した。測定手法としては、ひずみ計設置の制約条件が少ない埋設ひずみ法に着目し、これを小孔径化することで地上からのボーリングを可能とさせることとした。

2. 二次元弾性論による解析の基礎

2. 1 埋設ひずみ法の測定原理と解析モデル

埋設ひずみ法では金属製中空円筒状のひずみ計をボーリング孔の所定深度にグラウト設置する³⁾。ひずみ計はグラウト硬化後オーバーコア回収を実施し、その際に応力解放されたひずみを測定する。初期応力は別途行う感度試験または理論解により関係付けられた構成則から推定される。解析モデルは図-1 に示すように、内側よりひずみ計、グラウト層（接着層）および岩盤の 3 層となる。 $E_j, \nu_j (j=1\sim3)$ は各層のヤング率およびポアソン比である。作用する初期応力は無限遠方において一様であり、面内成分の直応力を $\sigma_x^\infty, \sigma_y^\infty$ 、せん断応力を τ_{xy}^∞ とする。面外のせん断応力成分は $\tau_{yz}^\infty, \tau_{xz}^\infty$ とする。本研究

*1 原子力部 *2 産業技術総合研究所 *3 住鉱資源開発株式会社 *4 株式会社マコメ研究所



図－１ ひずみ計設置後のモデル

では同モデルを平面ひずみ状態として扱い，軸方向成分 σ_z^∞ は後述の連成問題で扱う．

2.2 複素応力関数

解析には弾性論に基づく古典的な Muskhelishvili 流の複素関数法を用いる．まず，各領域における複素応力関数は次の形式で定義することができる^{4), 5)}．

$$\left. \begin{aligned} \varphi_j(z) &= a_3^{(j)} z^3 + a_1^{(j)} z + a_{-1}^{(j)} z^{-1} \\ \psi_j(z) &= k^{(j)} \log z + b_2^{(j)} z^2 + b_{-2}^{(j)} z^{-2} \\ \chi_j(z) &= c_1^{(j)} z + c_{-1}^{(j)} z^{-1} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここに， $z = x + iy = re^{i\theta}$ (i : 虚数単位， θ : x 軸から反時計周りの角度) で，後述する軸方向座標としての z とは区別する． $\varphi_j(z), \psi_j(z)$ は面内問題， $\chi_j(z)$ は面外問題に対する関数， $a_n^{(j)}, k^{(j)}, b_n^{(j)}$ および $c_n^{(j)} (n = -2 \sim 3)$ は複素定数である．上下添字は領域を示す．

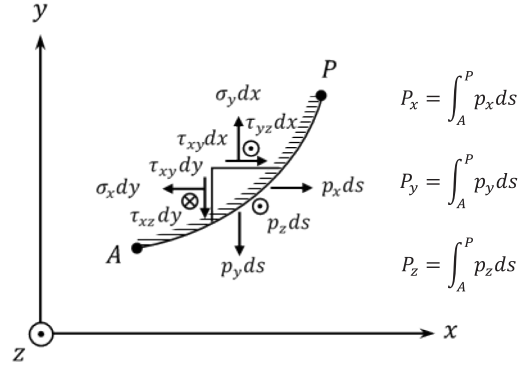
2.3 応力・変位・合応力の式

応力 $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{yz}, \tau_{xz}, \tau_{xy}$ ，変位 u_x, u_y, u_z および合応力 P_x, P_y, P_z は複素応力関数を用い式 (2)~(4) で与えられる． $Re[\], Im[\]$ は実部および虚部， $'$ は z に関する 1 階および 2 階微分， $\bar{}$ は共役を示す．領域を示す添字は省く．

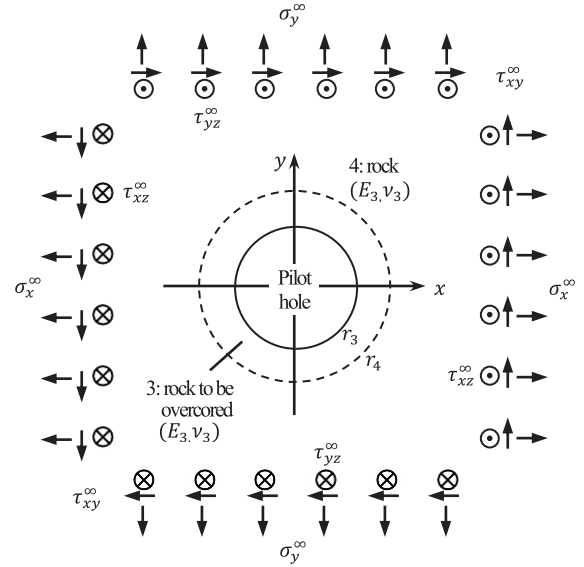
$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= 2Re[\varphi'(z)] - Re[\bar{z}\varphi''(z) + \psi''(z)] \\ \sigma_y &= 2Re[\varphi'(z)] + Re[\bar{z}\varphi''(z) + \psi''(z)] \\ \tau_{yz} &= -Im[\chi'(z)], \quad \tau_{xz} = Re[\chi'(z)] \\ \tau_{xy} &= Im[\bar{z}\varphi''(z) + \psi''(z)] \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} u_x - i u_y &= \frac{1}{2G} [\kappa \overline{\varphi(z)} - \{\bar{z}\varphi'(z) + \psi'(z)\}] \\ u_z &= \frac{1}{G} [\chi(z)], \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)}, \quad \kappa = 3 - 4\nu \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \mp(P_y + i P_x) &= \overline{\varphi(z)} + \bar{z}\varphi'(z) + \psi'(z) \\ P_z &= \pm Im[\chi(z)] \end{aligned} \right\} \quad (4)$$



図－２ 合応力の定義



図－３ パイロット孔削孔時のモデル

合応力とは図－２に示すある領域において，右側が左側に及ぼす応力成分を線積分したものである．平面ひずみ状態では軸方向応力 σ_z は次式となる．

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (5)$$

3. 三次元解析理論

平面ひずみモデルを面内・面外問題および面内と軸方向の連成問題として扱うことで 3 次元解析を行う．

3.1 面内・面外問題

(1) オーバーコアリング境界条件

図－３にひずみ計埋設のためのパイロット孔削孔時のモデルを示す．この段階における複素応力関数を $\varphi_4(z), \psi_4(z)$ および $\chi_4(z)$ とする．このとき無限遠 ($z \rightarrow \infty$) において応力は一定となる条件として式 (1), (2) を適用すると，複素定数が式 (6) で得られる⁴⁾．これ以外の定数は 0 である．

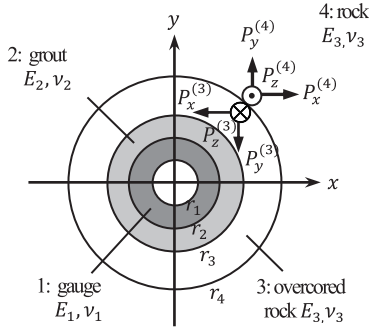


図-4 オーバーコアリング境界での合応力の釣り合い

$$\left. \begin{aligned} a_1^{(4)} &= (\sigma_x^\infty + \sigma_y^\infty)/4 \\ a_{-1}^{(4)} &= r_3^2(\sigma_x^\infty - \sigma_y^\infty)/2 + i r_3^2 \tau_{xy}^\infty \\ k^{(4)} &= -r_3^2(\sigma_x^\infty + \sigma_y^\infty)/2 \\ b_2^{(4)} &= (\sigma_y^\infty - \sigma_x^\infty)/4 + i \tau_{xy}^\infty/2 \\ b_{-2}^{(4)} &= r_3^4(\sigma_y^\infty - \sigma_x^\infty)/4 - i r_3^4 \tau_{xy}^\infty/2 \\ c_1^{(4)} &= \tau_{xz}^\infty - i \tau_{yz}^\infty, \quad c_{-1}^{(4)} = r_3^2(\tau_{xz}^\infty + i \tau_{yz}^\infty) \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

パイロット孔削孔後、ひずみ計は所定深度に挿入され、岩盤との間はセメントミルクによってグラウト充填される。この時点ではひずみ計は無応力状態である。グラウト硬化後、 $r = r_4$ でオーバーコアリングを行うと、この境界上の応力が解放される。つまり、オーバーコアリング前に作用していたものと反対方向の合応力が作用し、その結果 $r = r_4$ 上での表面応力が 0 となる。この境界条件を式で表すと以下となる (図-4)。

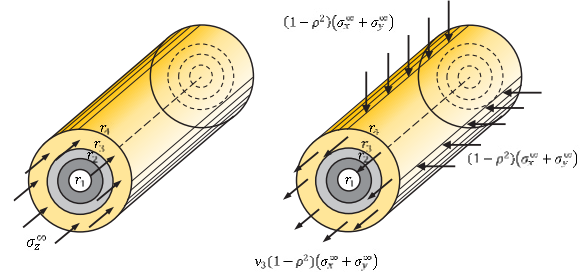
$$\left. \begin{aligned} P_y^{(4)} + iP_x^{(4)} - P_y^{(3)} - iP_x^{(3)} \Big|_{r=r_4} &= 0 \\ P_z^{(4)} - P_z^{(3)} \Big|_{r=r_4} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式(1),(4)を上式に適用すると、最終的に次の関係式群(8)が導出される。なお、 $\cdot$ は実部を示す。

$$\left. \begin{aligned} a_{-1}^{(4)} + 2b_{-2}^{(4)}r_4^{-2} - \bar{a}_3^{(3)}r_4^4 + a_{-1}^{(3)} + 2b_{-2}^{(3)}r_4^{-2} &= 0 \\ 2a_1^{(4)}r_4^2 + k^{(4)} + 2a_1^{(3)\cdot}r_4^2 + k^{(3)} &= 0 \\ \bar{a}_{-1}^{(4)} + 2b_2^{(4)}r_4^2 + 3a_3^{(3)}r_4^4 + \bar{a}_{-1}^{(3)} + 2b_2^{(3)}r_4^2 &= 0 \\ c_{-1}^{(4)} - \bar{c}_1^{(4)}r_4^2 + c_{-1}^{(3)} - \bar{c}_1^{(3)}r_4^2 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

(2) 接合境界条件

次に接合部における境界条件を考える。オーバーコアリングで採取されたコア内部では $r = r_3, r_2$ において、合応力の作用・反作用および変位の連続条件が成立する。これを式で表すと式(9),(10)となる。



(a) 孔軸方向応力 (b) 面内応力によるポアソン効果

図-5 連成問題の重ね合わせ

$$\left. \begin{aligned} P_y^{(3)} + iP_x^{(3)} + P_y^{(2)} + iP_x^{(2)} &= 0 \Big|_{r=r_3} \\ P_z^{(3)} + P_z^{(2)} &= 0 \Big|_{r=r_3} \\ u_x^{(3)} - iu_y^{(3)} - u_x^{(2)} + iu_y^{(2)} &= 0 \Big|_{r=r_3} \\ u_z^{(3)} - u_z^{(2)} &= 0 \Big|_{r=r_3} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$\left. \begin{aligned} P_y^{(2)} + iP_x^{(2)} + P_y^{(1)} + iP_x^{(1)} &= 0 \Big|_{r=r_2} \\ P_z^{(2)} + P_z^{(1)} &= 0 \Big|_{r=r_2} \\ u_x^{(2)} - iu_y^{(2)} - u_x^{(1)} + iu_y^{(1)} &= 0 \Big|_{r=r_2} \\ u_z^{(2)} - u_z^{(1)} &= 0 \Big|_{r=r_2} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

式(1),(3),(4)を式(8),(9)に適用すると、最終的に次の関係式群(11)~(14)が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{a}_3^{(3)}r_3^4 - a_{-1}^{(3)} - 2b_{-2}^{(3)}r_3^{-2} \\ - \bar{a}_3^{(2)}r_3^4 + a_{-1}^{(2)} + 2b_{-2}^{(2)}r_3^{-2} &= 0 \\ 2a_1^{(3)\cdot} + k^{(3)}r_3^{-2} - 2a_1^{(2)\cdot} - k^{(2)}r_3^{-2} &= 0 \\ 3a_3^{(3)}r_3^4 + \bar{a}_{-1}^{(3)} + 2b_2^{(3)}r_3^2 \\ - 3a_3^{(2)}r_3^4 - \bar{a}_{-1}^{(2)} - 2b_2^{(2)}r_3^2 &= 0 \\ c_{-1}^{(3)} - \bar{c}_1^{(3)}r_3^2 - c_{-1}^{(2)} + \bar{c}_1^{(2)}r_3^2 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

$$\left. \begin{aligned} G_2(\kappa_3 \bar{a}_3^{(3)}r_3^4 + a_{-1}^{(3)} + 2b_{-2}^{(3)}r_3^{-2}) \\ - G_3(\kappa_2 \bar{a}_3^{(2)}r_3^4 + a_{-1}^{(2)} + 2b_{-2}^{(2)}r_3^{-2}) &= 0 \\ G_2(\kappa_3 \bar{a}_1^{(3)} - a_1^{(3)} - k^{(3)}r_3^{-2}) \\ - G_3(\kappa_2 \bar{a}_1^{(2)} - a_1^{(2)} - k^{(2)}r_3^{-2}) &= 0 \\ G_2(3a_3^{(3)}r_3^4 - \kappa_3 \bar{a}_{-1}^{(3)} + 2b_2^{(3)}r_3^2) \\ - G_3(3a_3^{(2)}r_3^4 - \kappa_2 \bar{a}_{-1}^{(2)} + 2b_2^{(2)}r_3^2) &= 0 \\ G_2(c_{-1}^{(3)} + \bar{c}_1^{(3)}r_3^2) - G_3(c_{-1}^{(2)} + \bar{c}_1^{(2)}r_3^2) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

$$\left. \begin{aligned} \bar{a}_3^{(2)}r_2^4 - a_{-1}^{(2)} - 2b_{-2}^{(2)}r_2^{-2} \\ - \bar{a}_3^{(1)}r_2^4 + a_{-1}^{(1)} + 2b_{-2}^{(1)}r_2^{-2} &= 0 \\ 2a_1^{(2)\cdot} + k^{(2)}r_2^{-2} - 2a_1^{(1)\cdot} - k^{(1)}r_2^{-2} &= 0 \\ 3a_3^{(2)}r_2^4 + \bar{a}_{-1}^{(2)} + 2b_2^{(2)}r_2^2 \\ - 3a_3^{(1)}r_2^4 - \bar{a}_{-1}^{(1)} - 2b_2^{(1)}r_2^2 &= 0 \\ c_{-1}^{(2)} - \bar{c}_1^{(2)}r_2^2 - c_{-1}^{(1)} + \bar{c}_1^{(1)}r_2^2 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$\left. \begin{aligned} G_1 \left(\kappa_2 \bar{a}_3^{(2)} r_2^4 + a_{-1}^{(2)} + 2b_{-2}^{(2)} r_2^{-2} \right) \\ - G_2 \left(\kappa_1 \bar{a}_3^{(1)} r_2^4 + a_{-1}^{(1)} + 2b_{-2}^{(1)} r_2^{-2} \right) = 0 \\ G_1 \left(\kappa_2 \bar{a}_1^{(2)} - a_1^{(2)} - k^{(2)} r_2^{-2} \right) \\ - G_2 \left(\kappa_1 \bar{a}_1^{(1)} - a_1^{(1)} - k^{(1)} r_2^{-2} \right) = 0 \\ G_1 \left(3a_3^{(2)} r_2^4 - \kappa_3 \bar{a}_{-1}^{(2)} + 2b_2^{(2)} r_2^2 \right) \\ - G_2 \left(3a_3^{(1)} r_2^4 - \kappa_1 \bar{a}_{-1}^{(1)} + 2b_2^{(1)} r_2^2 \right) = 0 \\ G_1 \left(c_{-1}^{(2)} + \bar{c}_1^{(2)} r_2^2 \right) - G_2 \left(c_{-1}^{(1)} + \bar{c}_1^{(1)} r_2^2 \right) = 0 \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

(3) 内空境界

ひずみ計の内空境界 ($r = r_1$) においては、合応力が 0 となる次の条件式が成り立つ。

$$P_y^{(1)} + i P_x^{(1)} = 0 \Big|_{r=r_1}, \quad P_z^{(1)} = 0 \Big|_{r=r_1} \quad (15)$$

上式に式(1),(4)を適用すると次の関係式群(16)が導かれる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{a}_3^{(1)} r_1^4 - a_{-1}^{(1)} - 2b_{-2}^{(1)} r_1^{-2} = 0, \quad 2a_1^{(1)} r_1^2 + k^{(1)} = 0 \\ 3a_3^{(1)} r_1^4 + \bar{a}_{-1}^{(1)} + 2b_2^{(1)} r_1^2 = 0, \quad c_1^{(1)} r_1^2 - \bar{c}_{-1}^{(1)} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

(4) 複素定数の決定

以上より式(8),(11)~(14)および式(16)が関係式群として導かれた。式数は面内問題で 18、面外問題で 6 となり、未知定数の数はこれと一致するから、式(1)における全ての複素定数を決定することができる。

3.2 面内と軸方向応力の連成問題

(1) 軸方向応力

$r = r_4$ でオーバーコアすると、軸方向に σ_z^∞ が初期と逆方向に作用する (図-5 (a))。側面には中空部を除いた面積分を考慮した $(1 - \rho^2)(\sigma_x^\infty + \sigma_y^\infty)$ が作用し、これにポアソン比を乗じた分が軸方向に連成分として作用する (図-5 (b))。よって、軸方向応力は図-5 (a)、(b)を重ね合せた以下となる⁶⁾。

$$-\sigma_z^\infty + \nu_3(1 - \rho^2)(\sigma_x^\infty + \sigma_y^\infty), \quad \rho = r_3/r_4 \quad (17)$$

軸方向応力はオーバーコア後、面積比に応じて各領域に配分される。これらを $\sigma_z^{(1)}, \sigma_z^{(2)}, \sigma_z^{(3)}$ とし、領域内で一定であるとする、力の釣合いは次式となる。

$$\begin{aligned} & -\sigma_z^\infty + \nu_3(1 - \rho^2)(\sigma_x^\infty + \sigma_y^\infty) \\ & = \sigma_z^{(3)} + \frac{r_3^2 - r_2^2}{r_4^2 - r_3^2} \sigma_z^{(2)} + \frac{r_2^2 - r_1^2}{r_4^2 - r_3^2} \sigma_z^{(1)} \end{aligned} \quad (18)$$

(2) 軸方向変位の連続条件

孔軸方向応力によって生じる孔軸方向変位 $u_z^{(i)} (i = 1 \sim 3)$ の連続条件を整理する。オーバーコアリン

グされたコアにおいて、孔軸方向応力により生じる内部応力を付録の図-Aに示す。各領域の内外境界 r_2, r_3 には内外圧 p_2, p_3 が作用し、その結果生じる応力成分は式(A2), (A3)となる。これを以下の構成則(19)に代入すると、式(20)が得られる。

$$\varepsilon_z^{(j)} = \frac{1}{E_j} \left\{ \sigma_z^{(j)} - \nu_j (\sigma_x^{(j)} + \sigma_y^{(j)}) \right\} \quad (19)$$

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_z^{(3)} &= \frac{1}{E_3} \left(\sigma_z^{(3)} + 2\nu_3 \frac{r_3^2 p_3}{r_4^2 - r_3^2} \right) \\ \varepsilon_z^{(2)} &= \frac{1}{E_2} \left(\sigma_z^{(2)} - 2\nu_2 \frac{r_3^2 p_3 - r_2^2 p_2}{r_3^2 - r_2^2} \right) \\ \varepsilon_z^{(1)} &= \frac{1}{E_1} \left(\sigma_z^{(1)} - 2\nu_1 \frac{r_2^2 p_2}{r_2^2 - r_1^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

これを z で積分すると、 $u_z^{(i)}$ が次式として得られる。ここで、本モデルにおいては軸対象変形であるため、剛体回転および移動に関する積分定数は無視する。

$$\left. \begin{aligned} u_z^{(3)} &= \frac{z}{E_3} \left(\sigma_z^{(3)} + 2\nu_3 \frac{r_3^2 p_3}{r_4^2 - r_3^2} \right) \\ u_z^{(2)} &= \frac{z}{E_2} \left(\sigma_z^{(2)} - 2\nu_2 \frac{r_3^2 p_3 - r_2^2 p_2}{r_3^2 - r_2^2} \right) \\ u_z^{(1)} &= \frac{z}{E_1} \left(\sigma_z^{(1)} - 2\nu_1 \frac{r_2^2 p_2}{r_2^2 - r_1^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

$r = r_2, r_3$ における変位の連続条件が次式で成り立つ。

$$u_z^{(3)} - u_z^{(2)} = 0 \Big|_{r=r_3}, \quad u_z^{(2)} - u_z^{(1)} = 0 \Big|_{r=r_2} \quad (22)$$

式(15)を上式に適用すると、次式が導かれる。

$$\left. \begin{aligned} & \left\{ \frac{\nu_3}{E_3(r_4^2 - r_3^2)} + \frac{\nu_2}{E_2(r_3^2 - r_2^2)} \right\} r_3^2 p_3 - \frac{\nu_2 r_2^2}{E_2(r_3^2 - r_2^2)} p_2 \\ & + \frac{\sigma_z^{(3)}}{2E_3} - \frac{\sigma_z^{(2)}}{2E_2} = 0, \quad -\frac{\nu_2 r_3^2 p_3}{E_2(r_3^2 - r_2^2)} + \\ & \left\{ \frac{\nu_2}{E_2(r_3^2 - r_2^2)} + \frac{\nu_1}{E_1(r_2^2 - r_1^2)} \right\} r_2^2 p_2 + \frac{\sigma_z^{(2)}}{2E_2} - \frac{\sigma_z^{(1)}}{2E_1} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

(3) 面内変位の連続条件

次に面内変位の連続条件を考える。 $r = r_2, r_3$ における変位の連続条件式は以下となる。

$$u_r^{(3)} - u_r^{(2)} = 0 \Big|_{r=r_3}, \quad u_r^{(2)} = u_r^{(1)} = 0 \Big|_{r=r_2} \quad (24)$$

これに式(A6)を適用すると、次の関係式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} & E_2 \left\{ \frac{-r_3^2 - r_4^2 + \nu_3(r_3^2 - r_4^2)}{r_4^2 - r_3^2} p_3 - \nu_3 \sigma_z^{(3)} \right\} - E_3 \cdot \\ & \left\{ \frac{r_3^2 + r_2^2 - \nu_2(r_3^2 - r_2^2)}{r_3^2 - r_2^2} p_3 - \frac{2r_2^2 p_2}{r_3^2 - r_2^2} - \nu_2 \sigma_z^{(2)} \right\} = 0 \\ & E_1 \left\{ \frac{2r_3^2 p_3}{r_3^2 - r_2^2} - \frac{r_2^2 + r_3^2 - \nu_2(r_2^2 - r_3^2)}{r_3^2 - r_2^2} p_2 - \nu_2 \sigma_z^{(2)} \right\} \\ & - E_2 \left\{ \frac{r_2^2 + r_1^2 - \nu_1(r_2^2 - r_1^2)}{r_2^2 - r_1^2} p_2 - \nu_1 \sigma_z^{(1)} \right\} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

(4) 内外圧および軸方向応力の決定と重ね合わせ

式(18),(23),(25)を連立させることにより、 $p_3, p_2, \sigma_z^{(i)}$ および $\tilde{\varphi}_i(z), \tilde{\psi}_i(z)$ を決定することができる。3次元解析を行うには、面内および連成問題を重ね合わせた以下の式(26)による複素応力関数 $\Phi_i(z), \Psi_i(z)$ を式(1)における $\varphi_i(z), \psi_i(z)$ と代替すればよい。面外問題における複素応力関数は不変である。

$$\Phi_i(z) = \varphi_i(z) + \tilde{\varphi}_i(z), \quad \Psi_i(z) = \psi_i(z) + \tilde{\psi}_i(z) \quad (26)$$

3.3 逆解析理論

測定で得られた解放ひずみ $\varepsilon_1^{(1)} \sim \varepsilon_N^{(1)}$ (N : ゲージ数) から、以下の測定方程式により初期応力成分を逆解析する。

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1^{(1)} \\ \varepsilon_2^{(1)} \\ \vdots \\ \varepsilon_i^{(1)} \\ \vdots \\ \varepsilon_N^{(1)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} & a_{16} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} & a_{26} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \ddots & \vdots & \vdots \\ a_{i1} & a_{i2} & a_{i3} & a_{i4} & a_{i5} & a_{i6} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \ddots & \vdots & \vdots \\ a_{N1} & a_{N2} & a_{N3} & a_{N4} & a_{N5} & a_{N6} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x^\infty \\ \sigma_y^\infty \\ \sigma_z^\infty \\ \tau_{yz}^\infty \\ \tau_{xz}^\infty \\ \tau_{xy}^\infty \end{bmatrix} \quad (27)$$

ここに、 a_{ij} はひずみ感度係数(単位の初期応力が作用したときのひずみ)である。 $\varepsilon_1^{(1)} \sim \varepsilon_N^{(1)}$ には付録の式(A7)を適宜組合せて用いる。式(27)に最小二乗法を適用すれば、初期応力の最確値が求められる。

4. 数値計算および妥当性確認

4.1 平島理論との比較

平島らは中実型および中空型ひずみ計による測定理論を導出し、幾つかの数値計算例を示している^{6), 7)}。ここでは中実型に対し、平島理論と本研究で導出した厳密解による計算結果の比較を行った。なお、平島らはグラウト層を無視しているため、本解による計算では $r_1 \rightarrow 0$ に縮退した。

(1) 面内・面外問題の影響係数

平島理論では初期応力と領域1の応力の関係を次式で定義している⁶⁾。

$$\begin{bmatrix} \sigma_x^\infty \\ \sigma_y^\infty \\ \tau_{yz}^\infty \\ \tau_{xz}^\infty \\ \tau_{xy}^\infty \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_A & I_B & 0 & 0 & 0 \\ I_B & I_A & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & I_C & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_C & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & I_A - I_B \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x^{(1)} \\ \sigma_y^{(1)} \\ \tau_{yz}^{(1)} \\ \tau_{xz}^{(1)} \\ \tau_{xy}^{(1)} \end{bmatrix} \quad (28)$$

ここに、 I_A, I_B, I_C は応力影響係数で、図-6および図-7に両理論による I_A, I_B を示す。両図において本解と平島の値は一致している。

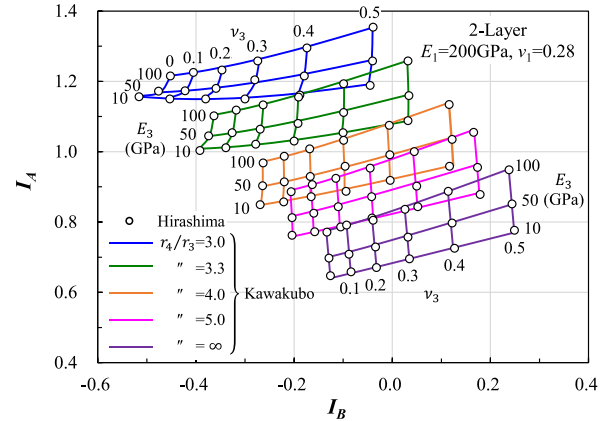


図-6 オーバーコア径比による応力影響係数 I_A, I_B

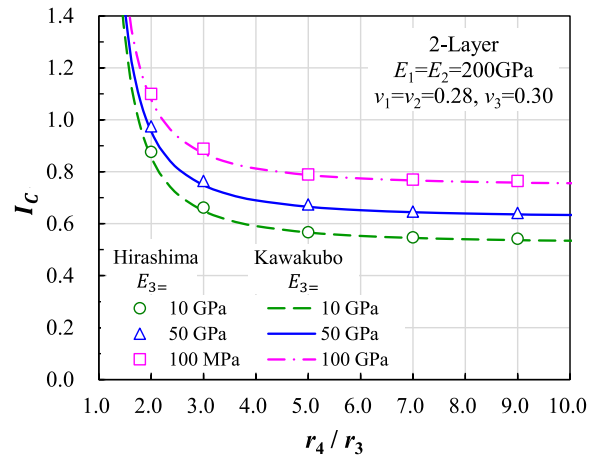


図-7 応力影響係数 I_C

(2) 連成問題の応力影響係数

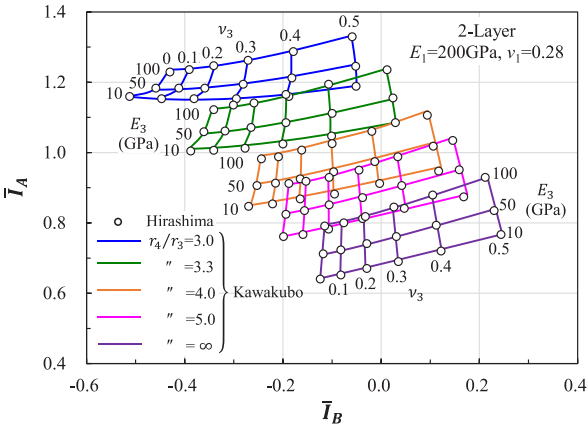
平島理論では連成を考慮した場合の初期応力とひずみ計応力の関係を次式で定義している⁶⁾。

$$\begin{bmatrix} \sigma_x^\infty \\ \sigma_y^\infty \\ \sigma_z^\infty \\ \tau_{xy}^\infty \\ \tau_{xz}^\infty \\ \tau_{yz}^\infty \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{I}_A & \bar{I}_B & \bar{I}_{xz} & 0 & 0 & 0 \\ \bar{I}_B & \bar{I}_A & \bar{I}_{yz} & 0 & 0 & 0 \\ \bar{I}_{xz} & \bar{I}_{yz} & \bar{I}_{zz} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \bar{I}_A - \bar{I}_B & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{I}_C & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \bar{I}_C \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_x^{(1)} \\ \sigma_y^{(1)} \\ \sigma_z^{(1)} \\ \tau_{xy}^{(1)} \\ \tau_{xz}^{(1)} \\ \tau_{yz}^{(1)} \end{bmatrix} \quad (29)$$

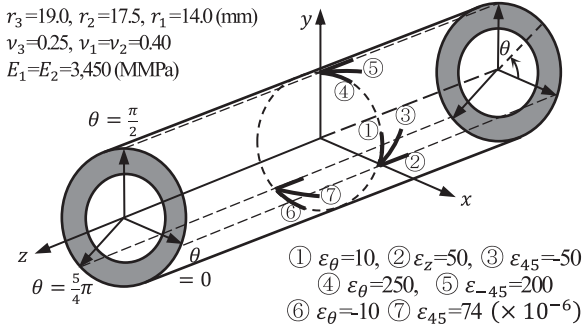
ここに、 $\bar{I}_A, \bar{I}_B, \bar{I}_C, \dots, \bar{I}_{yz}$ は連成を考慮した応力影響係数で、これらのうち図-8に両理論による $\bar{I}_B$ を示す。両者の値はほぼ一致しているほか、 v_3 が v_1 と離れる程、 I_B は図-6の $\bar{I}_B$ と相違が生じてくるのがわかる。

4.2 Duncan らの理論との比較

Duncan らはオーバーコア径 r_4 を ∞ とし、かつ接着層を無視した2層モデルにおいて、解放ひずみから初期応力を逆解析している⁸⁾。その結果と著者らによるものを比較したものを表-1に示す。図-9はひずみ計配置および測定諸元である^{7), 8)}。本解析ではDuncan らの計算



図－8 連成を考慮した面内応力影響係数



図－9 Duncan and Pender のひずみ計配置

表－1 逆解析結果の比較

r_4/r_3	$E_1/E_3 = 0.05$					
	Leeman	Pender	Kawakubo			
	∞	∞	∞	10	5	3
σ_x^∞	7.4	7.0	7.0	7.0	7.0	7.1
σ_y^∞	3.0	2.5	2.5	2.5	2.5	2.4
σ_z^∞	6.1	5.8	5.8	5.8	5.7	5.6
τ_{yz}^∞	-1.8	-1.8	-1.8	-1.8	-1.8	-1.8
τ_{xz}^∞	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
τ_{xy}^∞	2.6	2.6	2.6	2.7	2.7	2.7

条件に合わせるため、各パラメータを縮退させた上で、 $r_4/r_3=\infty$ だけでなく $r_4/r_3 = 10, 5, 3$ の場合も計算に加えた。

$r_4/r_3=\infty$ の場合では、本解による値は Pender によるものと等しい。Leeman による値がこれらと若干異なるのは、ひずみゲージを岩盤側に接着しているためと思われる。本解で $r_4/r_3 = 10, 5, 3$ とした場合には直応力成分がわずかに小さくなっており、 r_4 を有限にさせた影響が見られる。

4.3 オーバーコアリング径およびグラウト層厚の影響

従来理論では、オーバーコアリング径を無限大としたり、グラウト層（接着層）を無視したりすることがよく

見られ、それらの影響が厳密な理論に基づいて検討されているとはいえない。ここでは、これらを数値計算結果に基づき定量的に検証する。

(1) オーバーコアリング径の影響

図－9 の中空ひずみ計を対象に、パラメータを r_4/r_3 として $r = r_2$ における $\varepsilon_1 \sim \varepsilon_7$ のひずみを計算したものを図－10 に示す。図より $r_4/r_3 < 10$ では $\varepsilon_4, \varepsilon_6$ を除くひずみはパラメータとともに増加し、その後 $r_4/r_3 > 30$ でほぼ一定となる。これは r_3 近傍ではパイロット孔削孔による応力再配分が生じているためであり、現状の埋設ひずみ法ではこれを避けるため、 $r_4/r_3=5$ 程度としている。しかし、一定の応力場でオーバーコアリングするには、 r_4/r_3 をもう少し大きくとる必要があるといえる。

(2) グラウト層厚の影響

グラウト層厚に関するパラメータを $t = (r_3 - r_2)/r_3$ として、 $r = r_2$ における $\varepsilon_1 \sim \varepsilon_7$ を図－11 にまとめた。(a) は $r_4 = \infty$ の場合で、グラウト層が極めて薄くなければ ($t < 0.3$) ひずみの変化はほとんど見られず、層厚の影響はあまりないといえる。一方、(b) は $r_4 = 58 \text{ mm}$ でのオーバーコアリングの場合で、ひずみの変化が大きいことがわかる。これらより、小孔径でオーバーコアリングを行う場合には、グラウト層厚を考慮に入れた解析が不可欠といえる。

5. 基礎的実証試験

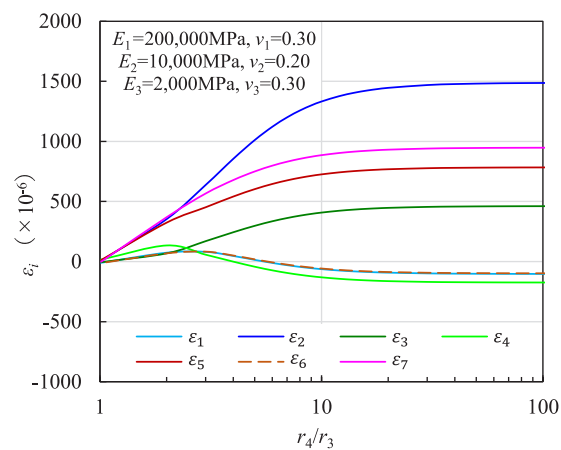
本研究では以下を目的として原位置測定を実施した。

- 1) 本解析法の妥当性を概略把握する
- 2) 本研究グループの所有する機器を用い、地上からの埋設ひずみ法の実現可能性を検証する
- 3) 小孔径オーバーコアリングによるコアの品質（コアの割れや偏心量）を確認する

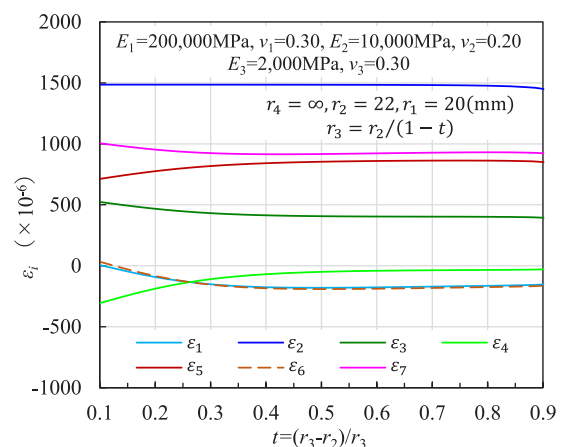
5.1 ひずみ計とひずみ感度試験

今回の原位置測定では $N=8$ （水平・斜め各4成分）の高精度ひずみ計を内蔵する外径 22mm の測定プローブを用いた¹⁰⁾。プローブには電源およびデータロガーが格納されている。各半径および物性値を表－2 に示す。物性値は室内試験結果によって求めた。図－12 にはプローブの模式的構造を示す。表－3 はひずみの算定式である。

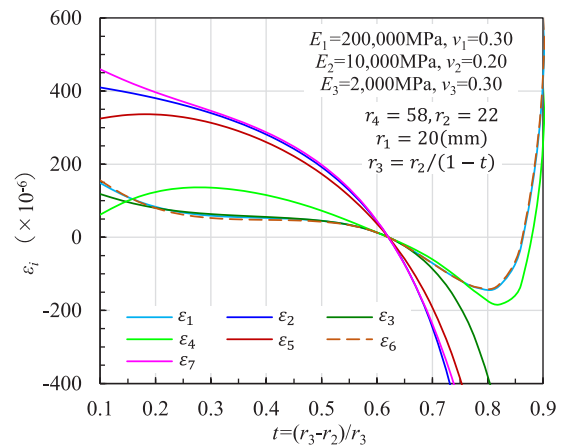
原位置測定に先立ち、プローブ単独による水压感度試験を行った。ひずみ計の値（変位を変位計長さで除した値）はそれ自体の剛性等により、理論値とは異なった値



図－10 オーバーコアリング径によるひずみの変化



(a) $r_4=\infty$ の場合



(b) $r_4=58$ mm の場合

図－11 オーバーコアリング径によるひずみの変化

表－2 測定諸元

i	4	3	2	1	単位
r_i	35	23	11	9	mm
ν_i	0.24	0.24	0.30	0.29	—
E_i	3,100	3,100	12,500	193,000	MPa

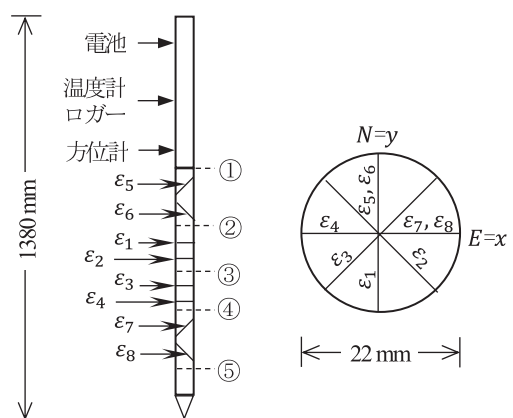
を示す。そのため、感度試験で理論値に対する実測値の比（特性値 γ_{ij} ）を求め、それを式(29)の a_{ij} に乗じた（表－4）。

表－3 ひずみ理論式

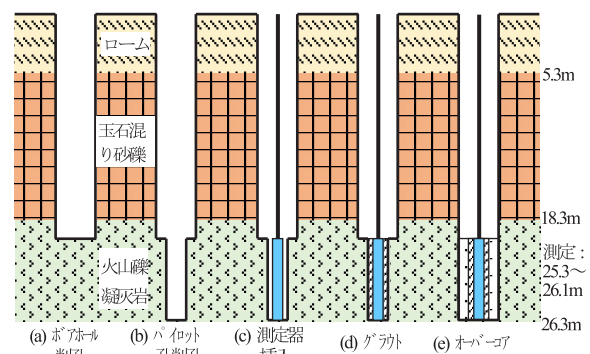
	方位	ひずみ算定式
ε_1	N0°E	$\varepsilon_r _{\theta=\pi/2}$
ε_2	N135°E	$\varepsilon_r _{\theta=-\pi/4}$
ε_3	N45°E	$\varepsilon_r _{\theta=\pi/4}$
ε_4	N90°E	$\varepsilon_r _{\theta=0}$
ε_5	N0°E	$(\varepsilon_r + \varepsilon_z - \gamma_{rz})/2 _{\theta=\pi/2}$
ε_6	N0°E	$(\varepsilon_r + \varepsilon_z + \gamma_{rz})/2 _{\theta=\pi/2}$
ε_7	N90°E	$(\varepsilon_r + \varepsilon_z - \gamma_{rz})/2 _{\theta=0}$
ε_8	N90°E	$(\varepsilon_r + \varepsilon_z + \gamma_{rz})/2 _{\theta=0}$

表－4 特性値 γ_i

γ_1	γ_2	γ_3	γ_4	γ_5	γ_6	γ_7	γ_8
3.88	2.99	4.44	1.84	7.29	8.94	10.62	9.45



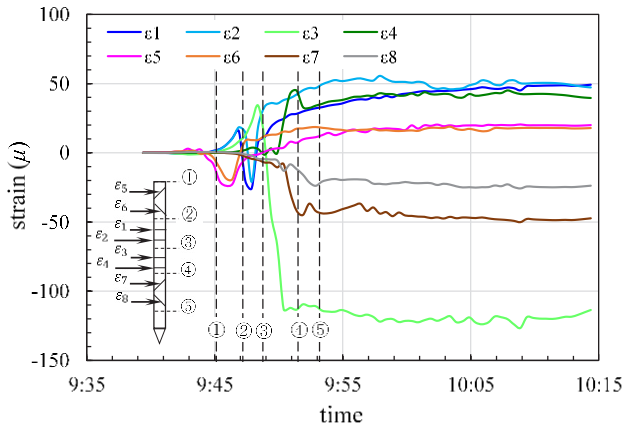
図－12 小孔径高精度ひずみ計の模式図



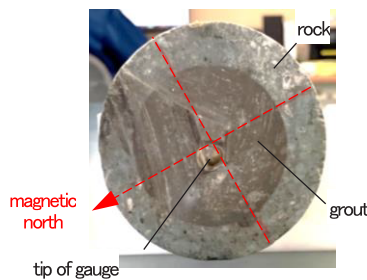
図－13 埋設ひずみ法による作業手順および地質層序

5.2 原位置測定の手順

測定は凝灰岩（大谷石）の分布する宇都宮市内の川崎地質（大谷）地下資源研究所敷地内で実施した。現地での作業手順および地質層序を図－13に示す。ボーリングは鉛直方向に18m付近まで孔径86mmで実施し、その後パイロット孔を26.1mまで孔径46mmで削孔した。深度25.3～26.1mの採取コアに亀裂がないことを確認し、これを測定区間とした。スライムを入念に排除後、図－12に示す①～⑤が測定区間となるようにプローブ



図－14 オーバーコアリングに伴うひずみ変化



図－15 回収コア

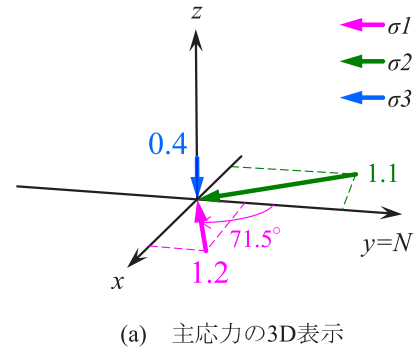
を降下した。孔壁との隙間はグラウト充填し、十分硬化した1週間後に孔径86mmで深度24.8～26.3m区間をオーバーコアリングによりプローブごと回収した。

5.3 測定および応力解析結果

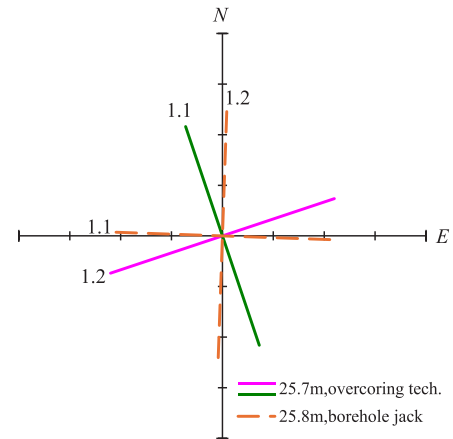
図－14にオーバーコアリングに伴うひずみ変化を示す。 ε_3 の挙動は不安定であったがその他は正常であり、ボーリングビットがひずみ計を通過して十分時間経過後の値を解放ひずみとした。図－15は回収コアの底面で、ひずみ計の採取コアに対する偏心量は1mm以下であった。図－16に初期応力解析結果を示す。(b)には比較のため実施したボアホールジャッキ法^{(11), (12)}による結果を併記した。(a), (b)より本測定による主応力は1.1～1.2MPa, 最大主応力方向は真北より時計周りに71.5°, 鉛直方向応力 σ_z^∞ は0.4MPaと得られた。(b)のボアホールジャッキ法による主応力は1.1～1.2MPa, 最大主応力方向は真北より時計周りに2°と得られた。

5.4 考察

今回の検討を行った地点の測定深度は浅く、両手法で得られた応力は1MPa程度と低い応力レベルであったが、極めて近い値となった。主応力方向については、応力が等方応力状態に近くなったことから顕著な方向性がなく、見掛け上大きな差が出ている結果となったものと考え



(a) 主応力の3D表示



(b) 2次元主応力の比較 (xy 面表示)

図－16 初期応力解析結果

えられる。 σ_z^∞ は土被り圧として想定される0.46MPaと同程度となった。

6. 結論

6.1 成果

(1) 理論解析法

本研究で導出した厳密解を初期応力測定における逆解析に用いるに当たり、その妥当性を従来の研究結果と比較した。その結果、以下の成果を得た。

- ・ 平島らの面内問題および連成問題に対する応力影響係数と本理論による順解析値は一致した。
- ・ Duncanらの $r_4 \rightarrow \infty$ とした初期応力の解析値と本理論による逆解析値は一致した。
- ・ オーバーコアリング径およびグラウト層の影響は無視できず、それらを考慮に入れた本解析法が不可欠であることを確認した。

上記2項目目までの成果により、本解析手法は妥当なものと結論付ける。その他、本解析法ではひずみ感度係数が算定できるため、採取コアによるひずみ感度試験が必須ではないことが示唆される。今回実施したプローブのみによる水压感度試験はひずみ特性値を求めるためのものであり、一度実施すれば測定毎に行う必要はない。

(2) 基礎的実証試験

5 章冒頭で挙げた当初目的に対し、1) では他の試験結果とほぼ整合していることや σ_z° が土被り圧に近いことから、2 次元解析結果は概ね妥当と判断する。2) においては、今回は普通工法によるボーリングツール類を準備し、パイロット孔の削孔、孔洗浄、グラウチングおよびプローブのパイロット孔中心への埋設を支障なく行うことができた。3) ではオーバーコアリング時のコア割れおよび偏心が危惧されたが、掘進速度、ひずみ計のセンタリングに細心の注意を払うことでこれらを極力回避し、高品質なコアを回収することができた。

6.2 今後の課題

本研究で用いた高精度ひずみ計では、2 点間変位を測定長で除したものをひずみとしている。本解析では、これを構成則より得られるひずみ理論値（式(A7)）に対応させて解析したが、面外せん断ひずみの感度が小さく σ_3° の傾斜角がほぼ鉛直となった。ひずみ理論値としては、式による変位を測定長で除したものをを用いた場合とでひずみ感度を比較することが必要かも知れない。また、今後は深い深度で実施していくことが必要だが、深くなるに従いオーバーコアリング時の偏心量が大きくなることが懸念される。この場合に備え、偏心に対するひずみの補正理論を構築していくことも課題となる。

謝辞

川崎地質株式会社に加藤猛士氏、藤原盛光氏および大泉涼氏には、原位置試験用地の提供、試験孔掘削および比較試験実施において御尽力頂いた。ここに深く謝意を表する次第である。

6.3 あとがき

技術継承とは将来必要な技術を選別し、適切な改良を加えて次世代に伝えていくことである。一度途絶えた技術を再興することは困難である。本研究では埋設ひずみ法を次世代に継承すべく、解析理論を中心に測定法の改良を行った。当研究チームとしては、残された課題に継続して取り組んでいく所存である。

なお、本論文は「第 16 回岩の力学国内シンポジウム講演集」に投稿した内容に、解の導出過程等を加筆したものである。

付録 境界条件、連成問題およびひずみ理論式

A.1 面内と軸方向応力の連成問題

軸方向応力 $\sigma_z^{(j)}$ が作用することにより、コアに内圧 p_2, p_3 が生じる（図 - A）。これらを解析するには、内外圧を受けるリング領域 j の応力関数を次式で定義する。

$$\left. \begin{aligned} \tilde{\varphi}_j(z) &= \tilde{a}^{(j)}z, & \tilde{\psi}_j(z) &= \tilde{k}^{(j)} \log z \\ \tilde{a}^{(j)} &= \frac{r_{j+1}^2 p_{j+1} - r_j^2 p_j}{2(r_{j+1}^2 - r_j^2)}, & \tilde{k}^{(j)} &= \frac{r_j^2 r_{j+1}^2 (p_j - p_{j+1})}{r_{j+1}^2 - r_j^2} \end{aligned} \right\} \quad (A1)$$

即ち、図 - A (b) では p_3 を、(c) では p_3, p_2 を、(d) では p_2 をそれぞれ作用させればよい。また、式(2), (A1) より次式が得られる。

$$\sigma_x^{(j)} + \sigma_y^{(j)} = 2 \frac{r_{j+1}^2 p_{j+1} - r_j^2 p_j}{r_{j+1}^2 - r_j^2} \quad (A2)$$

一方、孔軸方向応力によって生じる各領域の面内応力を極座標で表すと、

$$\sigma_r^{(i)} = 2\tilde{a}_1^{(i)} + \tilde{k}^{(i)}r^{-2}, \quad \sigma_\theta^{(i)} = 2\tilde{a}_1^{(i)} - \tilde{k}^{(i)}r^{-2} \quad (A3)$$

となり、最終的に次式となる。

$$\sigma_r^{(j)}, \sigma_\theta^{(j)} = \frac{r_{j+1}^2 \left\{ 1 + \left(\frac{r_j}{r} \right)^2 \right\} p_{j+1} - r_j^2 \left\{ 1 + \left(\frac{r_{j+1}}{r} \right)^2 \right\} p_j}{r_{j+1}^2 - r_j^2} \quad (A4)$$

また、構成則

$$\varepsilon_r^{(j)} = \frac{1}{E_j} \left\{ \sigma_r^{(j)} - \nu_j (\sigma_\theta^{(j)} + \sigma_z^{(j)}) \right\} \quad (A5)$$

に式(A4)を代入し、それを r で積分すれば極座標変位が次式として得られる。

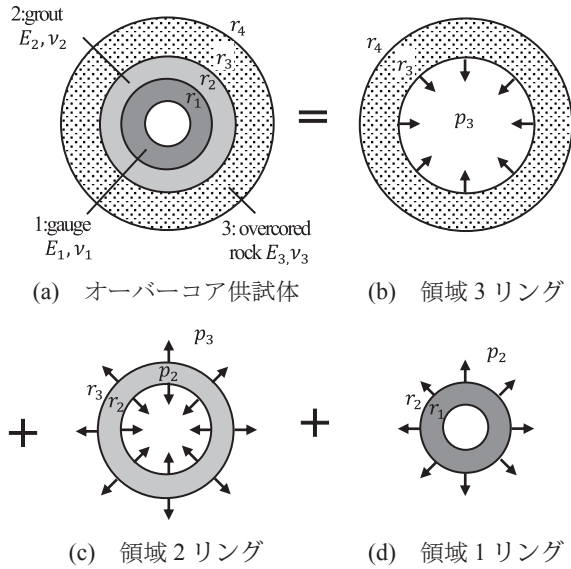
$$\left. \begin{aligned} E_j \frac{u_r^{(j)}}{r} &= \frac{r_{j+1}^2 p_{j+1}}{r_{j+1}^2 - r_j^2} \left[1 + \left(\frac{r_j}{r} \right)^2 - \nu_j \left\{ 1 - \left(\frac{r_j}{r} \right)^2 \right\} \right] \\ &- \frac{r_j^2 p_j}{r_{j+1}^2 - r_j^2} \left[1 + \left(\frac{r_{j+1}}{r} \right)^2 - \nu_j \left\{ 1 - \left(\frac{r_{j+1}}{r} \right)^2 \right\} \right] - \nu_j \sigma_z^{(j)} \end{aligned} \right\} \quad (A6)$$

A.2 ひずみ理論式

式(A4)および構成則からひずみ成分は式(A7)となる。

$$\left. \begin{aligned} E\varepsilon_r &= -2\{2a_{-1}'r^{-2} + b_2' + 3b_{-2}'r^{-4} + \nu(6a_3'r^2 + b_2' \\ &\quad + 3b_{-2}'r^{-4})\} \cos 2\theta - 2\{2a_{-1}'r^{-2} - b_2' + 3b_{-2}'r^{-4} \\ &\quad - \nu(6a_3'r^2 + b_2' - 3b_{-2}'r^{-4})\} \sin 2\theta + 2a_1' + kr^{-2} \\ &\quad - \nu(2a_1' - kr^{-2} + \sigma_z) \\ E\varepsilon_\theta &= 2\{6a_3'r^2 + b_2' + 3b_{-2}'r^{-4} + \nu(2a_{-1}'r^{-2} + b_2' \\ &\quad + 3b_{-2}'r^{-4})\} \cos 2\theta - 2\{6a_3'r^2 + b_2' - 3b_{-2}'r^{-4} \\ &\quad - \nu(2a_{-1}'r^{-2} - b_2' + 3b_{-2}'r^{-4})\} \sin 2\theta + 2a_1' - kr^{-2} \\ &\quad - \nu(2a_1' + kr^{-2} + \sigma_z) \\ E\varepsilon_z &= \sigma_z - 4\nu\{(3a_3'r^2 - a_{-1}'r^{-2}) \cos 2\theta \\ &\quad - (3a_3'r^2 + a_{-1}'r^{-2}) \sin 2\theta + a_1'\} \\ G\gamma_{r\theta} &= 2(3a_3'r^2 + b_2' + a_{-1}'r^{-2} + 3b_{-2}'r^{-4}) \cos 2\theta \\ &\quad + 2(3a_3'r^2 + b_2' - a_{-1}'r^{-2} - 3b_{-2}'r^{-4}) \sin 2\theta \\ G\gamma_{\theta z} &= (-c_1' + c_{-1}'r^{-2}) \cos \theta - (c_1' + c_{-1}'r^{-2}) \sin \theta \\ G\gamma_{rz} &= (c_1' - c_{-1}'r^{-2}) \cos \theta - (c_1' + c_{-1}'r^{-2}) \sin \theta \end{aligned} \right\} \quad (A7)$$

ここに、 r, θ は極座標で ' は虚部を示す。領域を示す上下添字は省略する。



図－A 内圧問題の重ね合わせ

参 考 文 献

- 1) 地盤工学会：地盤調査の方法と解説，第10編 第10章 初期地圧の測定，pp. 948-980，丸善，2013. 3.
- 2) ベルナル・アマデイ，オーヴ・ステファンソン：岩盤応力とその測定，京都大学学術出版会，pp. 119-359，2012.
- 3) 金川忠，日比野敏，石田毅：オーバーコアリング法による3次元地圧計測法—埋設型8成分ゲージの開発—，電力中央研究所報告 研究報告：385033，1986. 3.
- 4) 森口繁一：2次元弾性論，pp. 41-51，岩波書店，1957.
- 5) Muskhelishvili, N.I. : Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity, Springer, 763p, 1977.
- 6) 平島健一，佐久間彰三，菊池慎二，松田武：柱状埋設型計測装置を用いた地山応力測定結果に及ぼす接着層，すべりおよびオーバーコアリング径の影響の理論解析，土木学会論文集，第424号／III-14，pp. 207-216，1990.
- 7) 菊池慎二，佐久間彰三，平島健一，松田武：三次元地山応力測定のための中空埋設型計測装置の理論解析，土木学会論文集，第430号／III-15，pp. 143-152，1991.
- 8) Duncan Fama, M.E. and Pender, M.J. : Analysis of the hollow inclusion technique for measuring in situ rock stress, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geotech. Abstr., Vol. 17, pp. 137-146, 1980.
- 9) 川久保昌平，板場智史：第78回JSCE年次学術講演会，III-04，2023.
- 10) 川久保昌平，板場智史，長谷和則，大西正臣：第79回土木学会年次学術講演会，III-294，2024.
- 11) 川久保昌平・村上祐治・長澤寛和・谷和夫：ボアホールジャッキ試験による新たな岩盤初期応力の評価理論の提案，土木学会論文集C，76巻，3号，pp. 285-294，2020.
- 12) 川久保昌平：第77回JSCE年次学術講演会，III-03，2022.

Theory and verification of small-diameter initial stress measurement by overcoring technique using multi-axial strain gauge - Measuring three-dimensional stresses of rock mass from the ground -

Shohei KAWAKUBO, Satoshi ITABA, Kazunori HASE and Masaomi ONISHI

The overcoring technique is a method used for measuring three-dimensional initial stresses in deep underground rock masses. Two methods used for the measurement of initial stress—measurement by compact conical-ended borehole overcoring and by a multi-axial strain gauge—have been standardized by the Japan Geotechnical Society. However, the latter method requires substantial labor and cost because it needs a large overcoring diameter of more than 200 mm after the multi-axial strain gauge is buried in the pilot hole and because grouts must be left to harden. In addition, this method usually involves horizontal drilling into the tunnel wall, which is difficult to perform from the ground because the hole has a large diameter. In this study, the theory underlying a small-diameter overcoring technique was developed for the aforementioned method to reduce the labor and cost involved in using the method and to enable the measurement of three-dimensional initial stresses during ground drilling. The first half of the manuscript explains the measurement theory for a three-layer cylindrical model using the classical elastic theory. The second half presents a verification of this theory by comparing its results with conventional results and through an in situ test.