

プレートフラクチュアリングによる地圧測定法の提案

A PROPOSAL OF GEO-STRESS MESUREMENT TECHNIQUE BY PLATE FRACTURING

横山 幸也*・中西 昭友*

Tatsuya YOKOYAMA and Akitomo NAKANISHI

We propose "Plate Fracturing" to measure in situ stresses. The theory of this technique is similar to that of hydraulic fracturing and sleeve fracturing. By using this technique, we can create the crack in controlled direction. This means that we have no use for check up on the direction of crack. And also, assumed conditions of stress analysis are simplified. Therefore, we can improve the precision of measurements by using this technique. This paper describes outline of this technique, demonstrates stress states around the crack by Finite Element Method and results of an experiment in laboratory with a simple model.

1. まえがき

地圧は、岩石や岩盤の強度、変形性などの物性と直接的な関係はないが、原位置の岩盤の状態を示す力学的条件の1つである。たとえば、土木工学の分野において、地下空洞掘削の応力変形解析を行う場合、初期地圧の設定は必要であり、特に弾塑性モデルによって空洞の安定性を評価する場合には、初期地圧は極めて重要な要素となる。また、地球科学の分野においては、地下の応力場を知ることは、現在の広域的な地殻応力場を推定する上で極めて重要である。特に、地殻の応力変化を継続的に把握することは、地震予知ならびに防災対策の上からも重要となる。

筆者らは、ボーリング孔を用いた原位置での地圧測定法の新しい手法を提案する。この方法は、理論的には水圧破砕法やスリーブフラクチュアリング法に類似するものである。本手法の最大の特徴はボーリング孔内に生じさせる新しいき裂の方向を人為的に制御できる点にある。このため、任意の深度のボーリング孔内において、3方向以上の新たなき裂を発生させることができれば、ボーリング孔軸に直行する水平面内において2次元的な応力状態を決定することができる。従来方法では、ボーリング孔内での破砕の方向を何らかの方法で確認する必要があるが、本手法においては基本的には省略できるため、測定作業の効率化を図ることができる。

ここでは、プレートフラクチュアリング法の測定原理を述べ、本手法の実現性のチェックのために行った室内での簡単な模型実験と数値解析の結果について示し、最後に本手法の長所・短所について検討し、今後の実用化に向けての展望を述べる。

* 正会員 応用地質株式会社 コアラボ 岩盤物性部

2. 測定方法

2・1 従来の方法

岩盤の破碎を利用する方法としては、現在、水圧破碎法とスリーブフラクチュアリング（ダブルフラクチュアリング）法が実用化されている。岩盤を引張り破壊させるためには、破壊面の法線方向に対し、初期地圧と岩盤の引張り強度を加えた値以上の応力を作用させればよい。何れの方法も、この原理に基づいて、ボーリング孔内を水圧などで加圧し、孔壁を引張り破壊させて、初期地圧を求めるものである。

水圧破碎法は、もともと枯渇した油井を刺激して、石油を取り出す目的のため 1984 年頃から始められた方法である。後に、Scheidegger¹⁾は、この方法を利用して地圧を測定することの可能性を示唆した。その後、Kehle²⁾、Fairhurst³⁾、Haimson⁴⁾、などの多くの研究者による研究開発が行われ、実施されている。

スリーブフラクチュアリング法⁵⁾やダブルフラクチュアリング法⁶⁾は、柔軟なゴムスリーブを介して孔壁を加圧する方法で、き裂発生後のき裂への逸水による圧力低下を防ぐことができる。このため、一次き裂と二次き裂を発生させることが可能で、これらの情報からより精度のよい測定が可能である。この方法は、加圧時の孔壁の変形を、独立した 4 方向の変位計で計測することができるため、直接孔壁に生じたき裂の方向を観察しなくても主応力を決定することができる。

2・2 測定原理

プレートフラクチュアリング法は、ボーリング孔内に生じさせる新しいき裂の方向を人為的に制御できる点に最も大きな特徴を有する。この方法は、2 枚の剛性プレートをボーリング孔壁に方向性を持って圧着させ、剛性プレートが広がる方向に孔壁を加圧することにより、加圧方向と直交方向に定方位のき裂を発生させるものである。そのため、原理的にはき裂発生後のき裂の方位を確認する必要がなくなることに、深い深度での測定作業の効率化を図ることができる。

de la Cruz⁷⁾によると、剛性プレート載荷時のボーリング孔壁の接線応力 $\sigma_{\theta\theta}$ ($\beta \leq \theta \leq \pi/2$) は次式で与えられる (図-1)。

$$\sigma_{\theta\theta} = K(k, \beta, \theta) (F/R) \cdots \cdots \textcircled{1}$$

K : k, β, θ の関数

F : 単位長さ当りの荷重

R : ボーリング孔の半径

①式の k は剛性プレートの載荷面とボーリング孔壁との曲率の差による荷重分布の不均一を表す係数であるが、 $\theta = \pi/2$, $\beta = \pi/4$ のとき、 k の影響はほとんどなくなり、 K は一定値となる。このときの孔壁の接線応力は、

$$\sigma_{\theta}(\pi/2) = K(k, \beta, \theta) \cdot F/R \cdots \cdots \textcircled{2}$$

となり、孔壁の接線応力は剛性プレートの荷重のみに依存することになる。実際には剛性プレートを油圧ジャッキで載荷するため、油圧と剛性プレートの荷重の関係を次式で求めておけばよい。

$$F = (\gamma \cdot 2R \cdot \sin \beta) \cdot P \cdots \cdots \textcircled{3}$$

P : 剛性プレートのジャッキの油圧

γ : ジャッキシリンダーの有効面積率

剛性プレートのジャッキシリンダーやプレートの形状を適度な大きさに設計すれば、

$$\sigma_{\theta}(\pi/2) = P \cdots \cdots \textcircled{4}$$

($K \cdot \gamma \cdot 2R \cdot \sin \beta / R = 1$ となる形状)

とすることができる。すなわち、 $\theta = \pi/2$ の孔壁にはジャッキ油圧 P に等しい引張応力を発生させることができる。

次にこのボーリング孔周辺の地山に σ_1 , σ_2 (圧縮を負とする) の地圧が作用しているとすると、孔壁の接線応力は次のようになる (図-2)。

$$\sigma_{\theta\theta}^* = -\sigma_1 - \sigma_2 + 2 \cos 2(\theta - \alpha) \cdot (\sigma_1 - \sigma_2) \cdots \cdots \textcircled{5}$$

α : σ_1 と載荷軸のなす角度

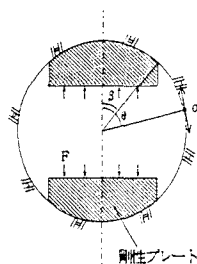


図-1 剛性プレートの載荷による接線応力

したがって図-2のa点での接線応力は④式と⑤式の和として、

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta}(\pi/2) &= P + \sigma_{\theta}^*(\pi/2) \\ &= -\sigma_1 - \sigma_2 + 2 \cos 2(\pi/2 - \alpha) \cdot (\sigma_1 - \sigma_2) + P \\ &\dots\dots\dots ⑥\end{aligned}$$

とあらわされる。岩の引張り強度を σ_t とすると、a点に引張りき裂が発生する条件は次式ようになる。

$$\begin{aligned}\sigma_t = \sigma_{\theta}(\pi/2) \\ = -\sigma_1 - \sigma_2 + 2 \cos 2(\pi/2 - \alpha) \cdot (\sigma_1 - \sigma_2) + P \dots\dots\dots ⑦\end{aligned}$$

き裂のない箇所でくり返し载荷を行った場合には、図-3のような圧力～変位曲線が得られるものと期待される。水圧破碎と同じ解釈をすると、この図の P_0 はa地点にき裂が発生しはじめる圧力、 P' はき裂が再開する圧力と考えられる。したがって、⑦式より、

$$\begin{aligned}\sigma_t &= -\sigma_1 - \sigma_2 + 2 \cos 2\alpha \cdot (\sigma_1 - \sigma_2) + P_0 \\ 0 &= -\sigma_1 - \sigma_2 + 2 \cos 2\alpha \cdot (\sigma_1 - \sigma_2) + P' \dots\dots\dots ⑧\end{aligned}$$

となり、载荷方向を変えて少なくとも3つの P' を求めることで面内主応力の大きさと方向を決定することができる。

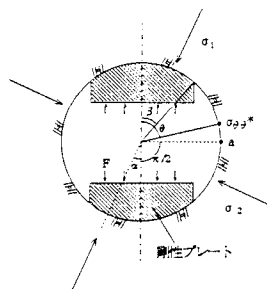


図-2 地山応力場における孔壁の接線応力

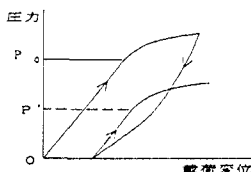


図-3 剛性プレートの圧力と変位の関係

3. 模型実験

3・1 実験方法

剛性プレートでボーリング孔の壁面に载荷したとき、ボーリング孔周辺に生じるひずみ分布と、破碎に伴う剛性プレートの変位挙動を確認するために、人工材料による模型実験を実施した。今回の実験は、模型の大きさ、装置等に制約があったため、できるだけ単純な方法を用いた。

実験に用いた供試体形状は、図-4に示したように厚さ20cm、幅・高さともに40cmの角柱の中央に直径75mmの孔のあいたものである。供試体の片側表面に、16セットのロゼットゲージを貼り供試体表面のひずみ分布を計測した。供試体材料の配合と物性値を表-1に示す。

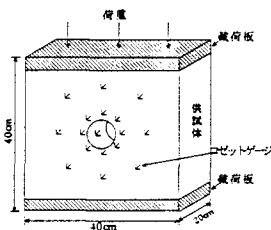


図-4 模型実験に用いた供試体形状の模式図

表-1 供試体材料の配合と物性値

材料の配合	早強セメント：無収縮剤：減水剤：水 = 9.5：5：1：4.5（重量比）						
材料の物性	密度	一軸圧縮強度	引張強度	静弾性係数	ポアソン比	P波速度	S波速度
	1.9g/cm ³	300kgf/cm ²	35kgf/cm ²	100000kgf/cm ²	0.25	3.4km/sec	1.7km/sec

模型実験は、剛性サーボ試験機に供試体をセットし、上下方向に一定の応力を維持した状態で、孔内にグットマンジャッキを挿入して上下方向に载荷した。表-2にグットマンジャッキの主な仕様を示す。このグットマンジャッキは、ほぼ④式が成り立つように設計されているため、油圧が剛性プレートの载荷軸と90°をなす孔壁の接線方向に発生する応力とみなすことができる。

表-2 破碎装置の主な仕様

最大加圧力	650 kgf/cm ²
適用孔径	NX(φ76.2mm)
ジャッキストローク	12.7mm(69.9～82.6)
変位計	±3.81mm(2台)
分解能	1/1000mm
载荷部	長さ204mm 弧の角度90°

実験では、供試体に5kgf/cm²の一定荷重を载荷した状態で、グットマンジャッキにより孔内の上下方向に、10kgf/cm²、20kgf/cm²、40kgf/cm²、60kgf/cm²および40kgf/cm²の繰返し载荷を行った。その間2kgf/cm²ピッチで、供試体のひずみ、グットマンジャッキの载荷プレートの変位、载荷装置の油圧の計測を行った。

3・2 実験結果

供試体の上下に一軸載荷したときの、供試体表面のひずみ分布を図-5に示す。⑤式より、図-2のa点($\theta = \pi/2$)では、

$$\sigma_{\theta}^*(\pi/2) = -\sigma_1 - \sigma_2 + 2 \cos(\pi/2 - \alpha) \cdot (\sigma_1 - \sigma_2) \cdots \cdots ⑨$$

となり、 $\alpha = 0^\circ$ 、 $\sigma_2 = 0 \text{ kgf/cm}^2$ の一軸載荷時には、

$$\sigma_{\theta}^*(\pi/2) = -3\sigma_1 \cdots \cdots ⑩$$

となる。図-5に示した載荷軸方向のひずみは平均的に 50×10^{-6} 程度であるが、孔壁の接線方向(図-2のa点に相当する位置)のひずみは約 150×10^{-6} が得られており、ほぼ実験値が理論値と合っていることが確認できた。

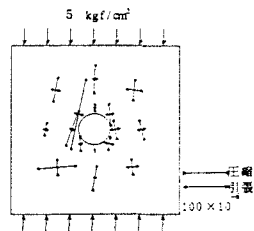


図-5 供試体の一軸載荷時の主ひずみ分布図

次に剛性プレート載荷時における、プレートの圧力と変位との関係を図-6, 7に示す。図-6にみられる低応力レベルでの立ち上りは、この直前に載荷した 20 kgf/cm^2 の先行応力の影響と思われる。図-7では、プレート圧力が 58 kgf/cm^2 のとき、孔壁の破壊が生じたものと思われるが、プレート圧力が 40 kgf/cm^2 付近でみられる折れ曲りは、図-6と同様の現象である。図-8には、このときのプレートの圧力と孔壁の接線方向のひずみ関係を示したが、プレート圧力が 58 kgf/cm^2 のとき、ひずみが急激に減少していることからこの時点で孔壁にき裂が発生したものと推測される。この後一旦除荷し、再度 40 kgf/cm^2 まで載荷したときのプレートの圧力と変位の関係を図-9に示す。図-3の模式図で示したようなき裂の再開口を表わす折れ曲りは 17 kgf/cm^2 のプレート圧力で現われた。これは⑩式に示したように一軸載荷応力の約3倍に相当している。

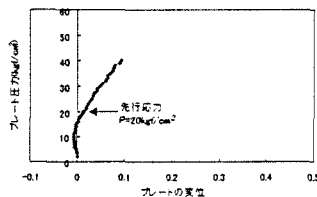


図-6 プレートの圧力-変位曲線

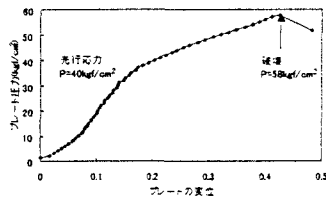


図-7 プレートの圧力-変位曲線

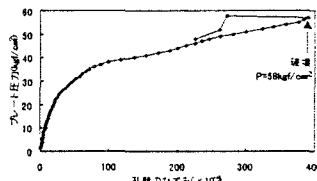


図-8 プレートの圧力と孔壁の接線方向のひずみ(プレートの載荷軸方向のひずみ)

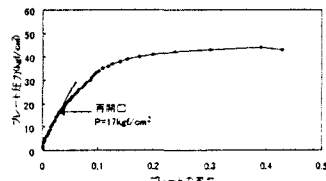


図-9 プレートの圧力-変位曲線

4. 数値解析

4・1 解析条件

プレートフラクチャリング法では、孔壁に生じるき裂は剛性プレートの載荷軸に直交する位置に生じるという前提が成り立つ必要がある。一般に、ボーリング孔軸に直交する面内において、地圧の主応力軸と剛性プレートの載荷軸の方向は一致しないため、偏圧の大きい地圧状態においては、き裂の発生位置の前提に問題が生じる。

ここでは、以上の問題に限定して、実際の測定環境を想定した条件でFEMによる簡単なチェックを行った。解析モデルを図-10に、物性値を表-3に示す。なお、剛性プレートの表面には薄いゴム(厚さ1mm)を張り付けた。地圧は $\sigma_1 = 100 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $\sigma_2 = 50 \text{ kgf/cm}^2$ 、プレート圧力は $P = 350 \text{ kgf/cm}^2$ とし、主応力軸の方向に対して剛性プレートの載荷方向を変えた5ケースの解析を行った。

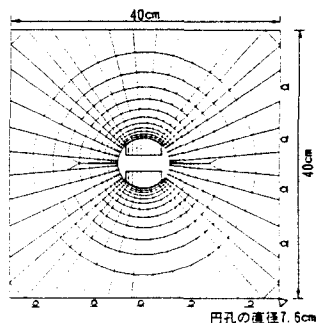


図-10 FEMメッシュ図

表-3 材料物性表

材 料	弾性係数 (kgf/cm^2)	ポアソン比
地 山	300.000	0.20
剛性プレート	2,100.000	0.17
ゴ ム	1.000	0.49

4. 2 解析結果

σ_2 の方向と剛性プレートの载荷軸の方向の交角 α を 0° 、 20° 、 45° 、 70° 、 90° としたときのそれぞれの引張り応力の分布図を図-11に示す。 $\alpha=0^\circ$ のときは、初期地圧による引張り応力集中域と、剛性プレートの载荷による引張り集中域が一致するため、 $\theta=\pi/2$ の位置にき裂が発生することが期待できる。しかし、 α が大きくなるにつれて、応力の集中域が少しずつ σ_1 の方向へずれてきており、き裂が $\theta=\pi/2$ に発生するものと仮定すると測定結果に誤差を生じる要因となる。但し、 α が 90° のときは最大引張り応力は小さくなるものの $\theta=\pi/2$ の位置に引張り応力が集中する。

以上の数値解析の結果は、条件がかなり限定されているため、厳密な議論ができないが、偏圧がそれほど著しくなければ ($\sigma_1/\sigma_2 \leq 2$)、本手法による地圧測定は実用に供することが可能であろうと考える。

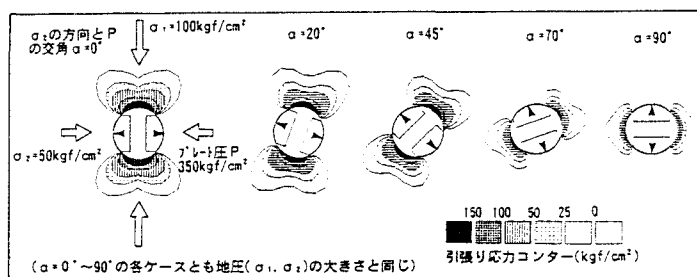


図-11 ボーリング孔軸に直交する面内での地圧 (σ_1, σ_2) 状態下における剛性プレートの载荷軸方向の変化に伴う引張り応力の集中域の分布図 ($\sigma_1=100, \sigma_2=50$, プレート圧力 $P=350\text{kgf/cm}^2$)

5. あとがき

今回提案したプレートフラクチャリング法による地圧測定法には、以下のような長所がある。

- ・原理的にシンプルであり、測定結果から直接地圧成分を知ることができる。
- ・载荷方向を定めれば、測定後別な方法でき裂の方向を確認する必要がある。
- ・測定機器のメカニズムがシンプルなため、トラブルの要因も少ない。

また、この方法を今後実用化するためには、以下の問題を解決する必要がある。

- ・き裂が剛性プレートの隅部で発生する可能性がある。この問題には、剛性プレートの形状および表面処理等の検討が必要である。
- ・様々な地圧状態のときに、どの位置に最もき裂が発生しやすいかを把握しておく必要がある。剛性プレートの载荷軸と直交する方向からのズレと、測定結果として得られるき裂再開口のプレート圧力との関係を明らかにする必要がある。

プレートフラクチャリング法は、上記のような多くの課題を残しているが、今後も測定法や装置の開発を含めて実用化に向けて研究を進めていくつもりである。

6. 参考文献

- 1) Scheidegger, A. E. : Stress in the earth crust as determined from hydraulic fracturing data, Geologie und Bauwesen, Vol.27., 1962
- 2) Kehle, R. O. : The determination of tectonic stresses through analysis of hydraulic well fracturing, J. Geophys. Res., Vol. 69, No.2, pp.259~274, 1964
- 3) Fairhurst, C. : Measurement of in situ rock stresses with particular reference to hydraulic fracturing, Rock Mechanics and Engineering Geol., Vol.2., 1964
- 4) Haimson, B. C. : The hydrofracturing stress measurement technique method and recent field results, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.15, pp.167~178, 1978
- 5) 菅原勝彦, 尾原祐三, 荒木秀朗, 石村豊: スリプフラクチャリングによる地圧測定 第7回岩の力学国内シンポジウム講演論文集 pp.181~186, 1987
- 6) S. Serata, S. Sakuma, S. Kikuchi and Y. Mizuta : Double Fracturing Method of In Situ Stress Measurement in Brittle Rock. Selected Research of Yamaguchi Rock Engineering Society. 1992-1993
- 7) De La Cruz : Modified Borehole Jack Method for Elastic Property Determination in Rocks. Rock Mechanics., 10, pp.221~239, 1978