

# トンネル掘削における岩盤内の 圧縮気体の影響とその対策

足立紀尚\*・田村 武\*\*・土居則夫\*\*\*

Boyle の法則を考慮しながら、高圧ガスを含む岩盤の力学モデルを提案するとともに、そのような地山における非排気条件でのトンネル掘削に伴う変形、応力、ガス圧の変化を求める数値シミュレーションを行った。そして弾塑性有限要素解析の結果から、トンネル内径変位に与える地山のガス圧の影響が著しいことと、その対策工として適切な薬液注入が効果的であることが明らかになった。

**Keywords** : boyle's law, pressured-gas, tunnel, grouting, finite element method

## 1. はじめに

新潟県松代町に建設が進められている全長 9116.5 m 北越北線鍋立山トンネルは昭和 48 年に着工されたが、昭和 55 年に未掘削区間 645 m を残していったん工事が中断された。その後、昭和 57 年に工事が再開され、着工以来 19 年を経た平成 4 年 11 月ようやく導坑の貫通をみた。よく知られているように、工事が難行した主たる原因は地山の異常な膨張性にある。泥岩、砂岩、凝灰岩の互層からなるこの地山の膨張性について多くの議論が行われてきたが、最近まで決定的な結論を得るには至らなかった。ところが、現場での測定によれば地山内に 17 kgf/cm<sup>2</sup> 程度の圧力をもつ気体が存在することが明らかにされ、この気体と地山との相互作用が膨張性の一つの原因と考えられるようになってきた。池田、小川<sup>1)</sup>はこの材料的メカニズムを解明するために種々の室内実験を行い、岩体内の圧縮気体がせん断強度を下げ、多大の膨張をもたらすことを検証した。

ところで、これまでのトンネル工学でこのような性質の地山が研究対象とされたことはなく、トンネル掘削による地山の挙動の解析方法や、安全かつ効率的なトンネル掘削を遂行するための有効な手立ては未だ確立されていない。また、土質力学の分野を顧みても構造骨格とその周囲にある圧縮気体の相互作用に関する研究はほとんどない。そのような状況のもと、圧縮気体を有する岩盤の力学モデルを模索し、それをもとにトンネル掘削時の地山挙動を予測することは理論的に興味深い問題であるばかりでなく、トンネル工学上きわめて有用な課題である。本研究はそのための基礎的考察を目的としている。

ここでは気体が岩盤内を流動しない条件のもとで簡単な力学モデルを提案し、これに基づく軸対称領域の変形解析を行う。そのあと応力および気体圧分布の数値解析を通して、トンネル掘削に及ぼす岩盤内に圧縮気体の影響を検討するとともに、トンネル周辺領域の薬液注入の効果について議論を行う。

## 2. 地山における代表的な実測データ

このトンネル現場においては、種々の測定が実施されている。トンネル変位、気体圧、密度、含水比、透気係数等である。詳細については他の文献<sup>1)</sup>に委ねるが、ここでは、以下の考察でもっとも興味ある密度分布のこのについて述べておく。

図一は、トンネル側壁から地山に向かって測定した密度  $\rho$ 、含水比  $w$ 、間隙比  $e$  の分布である。もっとも特徴的なことは、トンネル側壁から 7~9 m 付近で密度がやや高く、また含水比と間隙比の小さい領域が存在するようにみえることである。初等的な塑性論に従えば、一般にトンネル周辺の領域は塑性状態になり、ある距離のところで弾性領域になることから、7~9 m 付近に弾塑性境界があると考えられる。このことは、以下で説明するモデルによる解析を通して地山全体の平均的な力学量の推定に大きな意義を有する。

## 3. 圧縮気体を含む岩盤のモデル化

これまでに圧密理論などを中心として、土粒子が作る構造骨格の内部の間隙に流体を含む材料のモデル化が幅広く研究されてきた。とくに飽和粘土の場合には、土粒子や間隙水はほぼ非圧縮性と見なせるという前提のもとにいわゆる Terzaghi の有効応力の原理が成立し、理論的にも実験的にも大きな枠組みを構成してきた。すなわち、全応力から間隙水圧を差し引いた量を有効応力とすると、構造骨格の変形は有効応力に支配される一方、

\* 正会員 工博 ph.D. 京都大学教授 工学部交通土木工学科

(〒606 京都市左京区吉田本町)

\*\* 正会員 工博 京都大学助教授 工学部交通土木工学科

\*\*\* 正会員 清水建設(元日本鉄道建設公団理事)

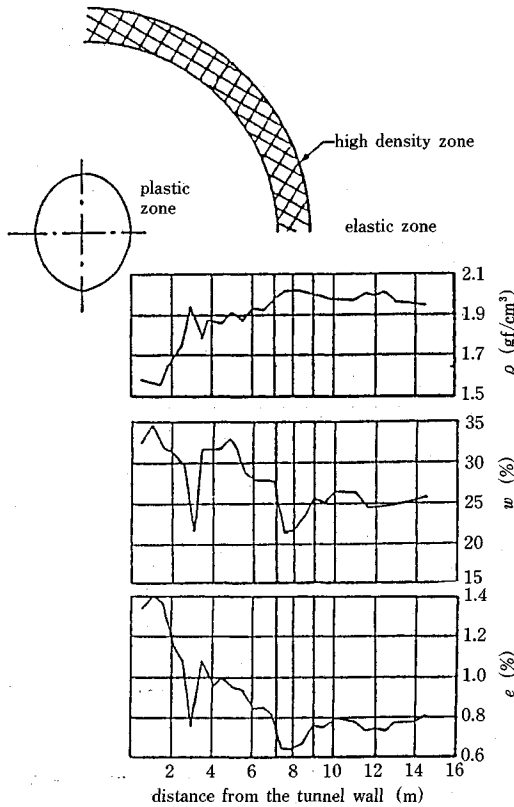


Fig.1 High density zone observed at the Nabetachi-yama tunnel.

間隙水圧はそのときどきの体積ひずみを保持するための内部応力として決定される。この有効応力の原理をもとに圧密理論や構成式の研究が進められてきた。しかし、硬岩のように構造骨格の剛性と比べて、間隙水の剛性があまり大きくない場合には、全応力から間隙水圧を差し引いた量が構造骨格の変形を支配する量とはなりえず、その「有効性」を失うことになる。石原<sup>2)</sup>、岡<sup>3)</sup>はそのような場合についても有効応力の定義とその意義について議論している。

ところで、構造骨格の剛性と比べて気体の剛性は小さい。さらにたとえば、岩盤自体の変形量が微小であるとしても、その大半が気体の膨張（圧縮）に起因するのであれば、気体は大きな変形を有することになる。したがって、いわゆる Boyle の法則を加味したモデル化が必要になると思われる。構造骨格と気体からなる混合体の一般論は種々のタイプのものが考えられる。当初、Biot の理論<sup>4)</sup>に立脚するモデル<sup>5)</sup>も考えられたが、それに必要な材料定数の物理的意味が必ずしも明確ではなかった。そこで、ここではそれらの物理的意味が分かりやすいという観点からもっとも単純と思われる以下のようなモデル<sup>6)</sup>を採用した。

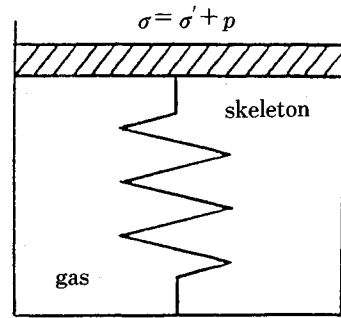


Fig.2 A model for the rock mass with trapped gas.

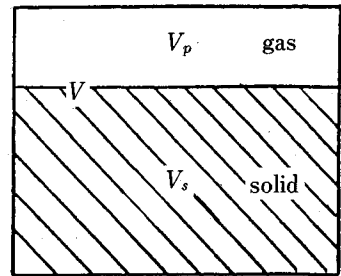


Fig.3 Element separated into the two phases.

1. 透気係数が十分に小さく、気体は岩盤内を流れないものとする。また、理想気体の等温変化のように、その体積と圧力は Boyle の法則に従う。
2. Terzaghi の圧密モデルのように、全応力は骨格の有効応力  $\sigma'$  と気体圧  $p$  に分けることができる。
3. 骨格の変形は有効応力に支配される。
4. 岩盤を構成する土粒子実質部は非圧縮性である。
5. 間隙水の効果はないものとする。

すなわち、図-2 のようなバネ-気体系を考える。ここでバネは岩盤の構造骨格に、また、その周りを埋める気体は岩盤内の圧縮気体にそれぞれ相当している。さて、仮定 2 より

$$\sigma = \sigma' + p \dots \dots \dots (1)$$

が成立する。なお、応力とひずみはすべて圧縮を正と定める。式 (1) の形は有効応力の原理と同じであるが、流体相（圧縮気体）は体積変化を許す。また、図-3 のように、全体積  $V$  は、気体部分  $V_p$  と岩盤構成粒子の実質部分  $V_s$  に分けると、仮定 1, 4 により

$$pV_p = p_0V_{p0} \dots \dots \dots (2)$$

が成立する。ここに  $p_0, V_{p0}$  はそれぞれ、 $p, V_p$  の初期値である。式 (2) を以下のように変形する。

$$\begin{aligned} \frac{p}{p_0} &= \frac{V_{p0}}{V_p} = \frac{V_{p0}}{V_{p0} + (V - V_0)} \\ &= \frac{V_{p0}/V_0}{V_{p0}/V_0 + (V/V_0 - 1)} = \frac{n_0}{n_0 - \epsilon_v} \dots \dots \dots (3) \end{aligned}$$

すなわち  $n_0$  を間隙率の初期値、 $\epsilon_v$  を圧縮ひずみとする

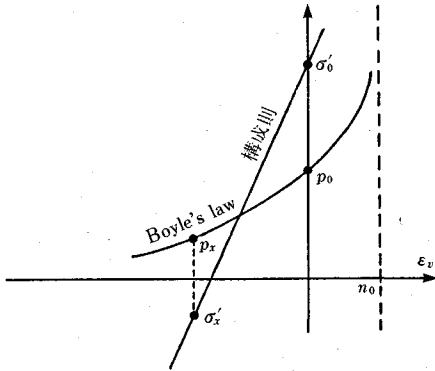


Fig.4 A simple simulation of tunnel excavation (relatively low initial gas pressure).

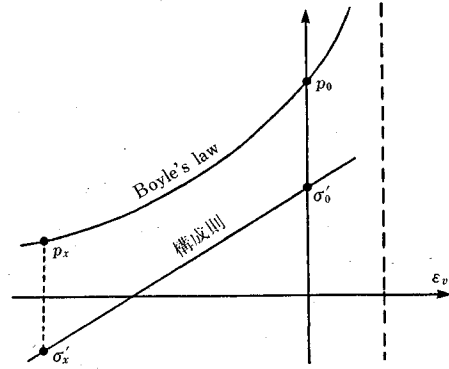


Fig.5 A simple simulation of tunnel excavation (relatively high initial gas pressure).

とき,

$$p = \frac{n_0}{n_0 - \epsilon_v} p_0 \dots \dots \dots (4)$$

を得る。これは、気体が岩盤内に閉じこめられたまま移動しない(「非排気」条件の場合、岩盤の体積ひずみ増分から気体圧を定める式である。なお、地山には一般に初期応力が存在する。したがって、トンネル掘削など境界条件の変化によって生じる応力の変化は応力の増分であり、これに伴うひずみの変化はひずみ増分であるが、これらの増分であることを示すためにとくに記号を用いない。ただし以下において、種々の物理量の初期値には記号「0」を付し、また、掘削の各段階での諸量の時間変化率(速度)には記号「 $\dot{\quad}$ 」をそれぞれ付することに

する。つきに、このようなモデルのもとで、簡単な一次元的掘削のシミュレーションを行ってみる。図-4において、縦軸は、気体圧  $p$ 、有効応力  $\sigma'$  を、また、横軸は体積(圧縮)ひずみ  $\epsilon_v$  をそれぞれ意味する。掘削前の初期状態において、体積ひずみ増分  $\epsilon_v$  は0、気体圧は  $p_0$ 、また有効応力は  $\sigma'_0$  である。 $p_0$  と  $\sigma'_0$  の和が初期の全応力である。図-3から明らかなように、体積ひずみは破線で示す  $n_0$  より大きくなることはできない(このとき気体部分の体積  $V_p$  は0となり、気体圧は無限大となる)。体積ひずみの変化につれて、気体圧は双曲線状のBoyleの法則(式(4))に従って、また、有効応力は直線的な【構成則】にしたがって変化する。掘削するというを全応力をゼロにするということに考えると、気体圧と有効応力の和が0になるところでつりあうことになる。たとえば、図-4のような構造骨格の構成則の場合には、掘削後のつりあいは点  $X(\sigma'_x, p_x)$  で満たされることになる。図-4は比較的初期の気体圧が小さく、有効応力が大きい場合を表わしているが、一方、図-5は、同じ全応力のもとで、比較的初期の気体圧が大きく、有効応力小さい場合に相当している。有効応力が小

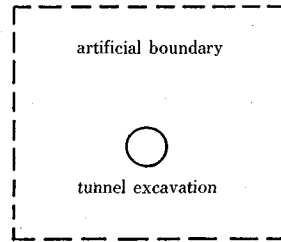
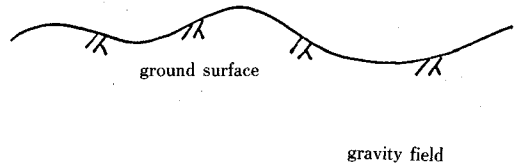


Fig.6 A cross section of tunnelling site and conventional boundary conditions for numerical analysis.

さいとき、岩盤の構造骨格の剛性が小さくなるとすれば、同じ全応力のもとでは、図-4の場合と比べて初期の気体圧の大きい図-5の方が掘削後大きく膨張したところでつりあうことになる。このことから上述した簡単なモデルは、岩盤内の圧縮気体の効果を表現するのに十分な役割を果たせるものと考えられる。

#### 4. トンネル掘削の問題設定

本来、トンネルの掘削は図-6に示すように重力場での壁面土圧の除荷問題としてとらえることができる。しかし、このような問題を解析する場合、トンネル壁面以外の境界条件の設定が困難となる場合が多い。たとえば十分深いところに位置するトンネルでは地表面まで含む領域を対象としなければならないし、また、トンネル下方や左右の全領域、さらには3次元効果も考慮しなければならない。有限要素法などの数値解析を用いる場合には適当な範囲で領域を区切り、そこで仮想的な境界条件を定めることになる。ところがその定め方に数値解が依

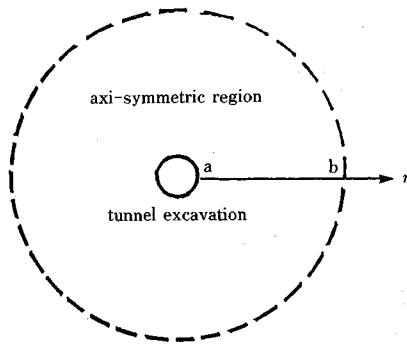


Fig.7 A axi-symmetric region for the following simulations.

存するため、得られた解自体に一般性をもたせることができなくなる。しかるに本研究のように、岩盤内の圧縮気体という特定の力学的要素が掘削過程にどのような影響を与えるかを考察するには、むしろ重力の効果を除去して、より簡単な境界値問題として比較検討するほうが明確な結果を得ることができる。そこで、ここでは図-7に示すように、トンネル掘削を平面ひずみ軸対称領域の除荷問題として解析し、岩盤内の圧縮気体の効果を検討することにする。

トンネル半径を  $r=a$ 、領域の仮想的な外径をそれぞれ  $r=b$  とする。  $r=b$  では (半径方向外向きの) 変位  $u_r$  が無いものと仮定する。トンネル掘削前には一様な等方有効応力  $\sigma'_r = \sigma'_\theta$  と圧縮気体の圧力  $p_0$  が生じているものとする。ここに、  $\sigma'_r$  は半径方向の有効 (圧縮) 応力、そして  $\sigma'_\theta$  は円周方向の有効応力であり、トンネル掘削が進むと、一般に  $\sigma'_r \leq \sigma'_\theta$  となる。掘削はトンネル壁面での全応力  $\sigma_{r0} = \sigma'_r + p_0$  を解放 (除荷) することでモデル化する。

応力  $\sigma'_r$ 、  $\sigma'_\theta$  および圧力  $p$  の変化率  $\dot{\sigma}'_r$ 、  $\dot{\sigma}'_\theta$ 、  $\dot{p}$  による半径方向の (増分形の) つりあい式は

$$\frac{d\dot{\sigma}'_r}{dr} + \frac{\dot{\sigma}'_r - \dot{\sigma}'_\theta}{r} + \frac{d\dot{p}}{dr} = 0 \quad (5)$$

となる。これに弾性体の応力 (変化率) - ひずみ (変化率) 関係:

$$\dot{\sigma}'_r = (\lambda + 2\mu)\dot{\epsilon}_r + \lambda\dot{\epsilon}_\theta \quad (6)$$

$$\dot{\sigma}'_\theta = \lambda\dot{\epsilon}_r + (\lambda + 2\mu)\dot{\epsilon}_\theta \quad (7)$$

と、変位 (増分) - ひずみ (増分) 関係:

$$\dot{\epsilon}_r = -\frac{d\dot{u}_r}{dr} \quad (8)$$

$$\dot{\epsilon}_\theta = \frac{\dot{u}_r}{r} \quad (9)$$

を代入すると、つりあい式は以下のようになる。

$$-(\lambda + 2\mu)\left(\frac{d\dot{\epsilon}_v}{dr}\right) + \frac{d\dot{p}}{dr} = 0 \quad (10)$$

ここで

$$\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_r + \dot{\epsilon}_\theta \quad (11)$$

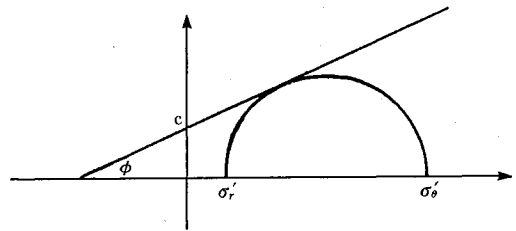


Fig.8 Mohr-Coulomb yield criterion

は体積ひずみの変化率であり、また、  $\lambda$ 、  $\mu$  は Lamé 定数である。ところで 2、で述べたように気体の圧力は体積ひずみ  $\epsilon_v$  の関数であるから、その関係を時間で微分したものを式 (10) の右辺第 2 項に代入するとつりあい式は、結局、

$$\frac{d\dot{\epsilon}_v}{dr} = 0 \quad (12)$$

という形に帰着する。つまり、領域全体で体積ひずみの変化率  $\dot{\epsilon}_v$  あるいは気体圧の変化率  $\dot{p}$  が半径方向に一様となってしまふことになる。したがって、初期に一様な気体圧分布を仮定すれば、トンネル掘削後もたえず一様分布となる。むしろ、これは軸対称問題と考へたことの一つの結果ではあるが、あまり実際のでない。すなわち、気体圧はトンネル周辺で小さくなり、また、トンネルから離れると掘削前の初期値に漸近することが観測されている。このことから、岩盤の構造骨格を弾性体としてモデル化することは適当ではないと考えられる。したがって、ここでは構造骨格を Mohr-Coulomb の降伏規準に従う弾塑性体としてモデル化することにする。気体圧の大きさは骨格に作用する (平均) 有効応力を減減させることから、高圧気体の存在は弾塑性体の塑性変形を惹起するような影響をもつことになる。

### 5. 軸対称平面ひずみ弾塑性解析

降伏条件として図-8に示すような Mohr-Coulomb の規準:

$$f = -(1 - \sin\phi)\sigma'_r + (1 + \sin\phi)\sigma'_\theta - 2c \cos\phi (= 0) \quad (13)$$

を用いる。ここに  $c$ 、  $\phi$  はそれぞれ (構造骨格の) 粘着力および内部摩擦角である。関連流れ則を適用すると 2 つの塑性ひずみ増分  $d\dot{\epsilon}_r^p$ 、  $d\dot{\epsilon}_\theta^p$  は正の未知パラメータ  $\Lambda$  を介して以下のように表現できる。

$$\dot{\epsilon}_r^p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma'_r} = -\Lambda(1 + \sin\phi) \quad (14)$$

$$\dot{\epsilon}_\theta^p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma'_\theta} = \Lambda(1 - \sin\phi) \quad (15)$$

ここでは降伏しても降伏曲面の形状や大きさが変わらないという仮定、すなわち理想塑性の条件:

Table 1 Conditions of finite element analysis.

内径 $a$	3m
外径 $b$	30m
境界条件	外径の境界で変位を拘束 内径の境界で全応力ゼロ
初期応力	30kgf/cm <sup>2</sup>
内部摩擦角	30°
ヤング率	2000kgf/cm <sup>2</sup>
ポアソン比	0.333

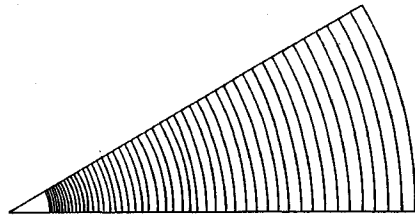


Fig.9 Finite element divisions.

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_r} \dot{\sigma}_r + \frac{\partial f}{\partial \sigma_\theta} \dot{\sigma}_\theta = 0 \quad (16)$$

が成立するものとする。応力増分  $\dot{\sigma}_r$ ,  $\dot{\sigma}_\theta$  はひずみ増分の弾性成分  $\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_r^p$ ,  $\dot{\epsilon}_\theta - \dot{\epsilon}_\theta^p$  を用いて

$$\dot{\sigma}_r = (\lambda + 2\mu)(\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_r^p) + \lambda(\dot{\epsilon}_\theta - \dot{\epsilon}_\theta^p) \quad (17)$$

$$\dot{\sigma}_\theta = \lambda(\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_r^p) + (\lambda + 2\mu)(\dot{\epsilon}_\theta - \dot{\epsilon}_\theta^p) \quad (18)$$

と書かれる。式 (16) に式 (17), (18) さらに式 (14), (15) を代入するとパラメータ  $A$  が求められる。

$$A = \frac{A_1 d \dot{\epsilon}_r + A_2 d \dot{\epsilon}_\theta}{B} \quad (19)$$

ここに、

$$A_1 = -(\lambda + 2\mu)(1 + \sin\phi) + \lambda(1 - \sin\phi) \quad (20)$$

$$A_2 = -\lambda(1 + \sin\phi) + (\lambda + 2\mu)(1 - \sin\phi) \quad (21)$$

$$B = 4\mu + 4(\lambda + \mu)\sin^2\phi \quad (22)$$

である。これを再び式 (17), (18) に代入すれば、有効応力の増分と全ひずみ増分の関係が得られる。

$$\begin{pmatrix} \dot{\sigma}_r \\ \dot{\sigma}_\theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda + 2\mu - \frac{A_1 A_1}{B} & \lambda - \frac{A_1 A_2}{B} \\ \lambda - \frac{A_2 A_1}{B} & \lambda + 2\mu - \frac{A_2 A_2}{B} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_r \\ \dot{\epsilon}_\theta \end{pmatrix} \quad (23)$$

さて、全応力の変化は、有効応力と気体圧の両者の変化の和である。

$$\dot{\sigma}_r = \dot{\sigma}_r + \dot{p} \quad (24)$$

$$\dot{\sigma}_\theta = \dot{\sigma}_\theta + \dot{p} \quad (25)$$

一方、「非排気」の条件である式 (4) の両辺の増分をとると、

$$\dot{p} = \frac{n_0 \dot{p}_0}{(n_0 - \epsilon_v)^2} \dot{\epsilon}_v \quad (26)$$

となるが、式 (11) に注意すれば、式 (23) より、全応力増分と全ひずみ増分の関係として次式を得る。

$$\begin{pmatrix} \dot{\sigma}_r \\ \dot{\sigma}_\theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda + 2\mu - \frac{A_1 A_1}{B} + d_p & \lambda - \frac{A_1 A_2}{B} + d_p \\ \lambda - \frac{A_2 A_1}{B} + d_p & \lambda + 2\mu - \frac{A_2 A_2}{B} + d_p \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_r \\ \dot{\epsilon}_\theta \end{pmatrix} \quad (27)$$

ここで、

$$d_p = \frac{n_0 \dot{p}_0}{(n_0 - \epsilon_v)^2} \quad (28)$$

である。以上のことから、ここで用いるモデルによれば、圧縮気体を有する岩盤の「非排気」状態における弾塑性応力—ひずみ関係は、弾性定数  $\lambda$ ,  $\mu$ , Mohr-Coulomb の降伏条件の定数  $c$ ,  $\phi$  のほかに、岩盤の初期間隙率  $n_0$  と初期の気体圧  $p_0$  により決定されることがわかる。なお、全ひずみ増分が計算されたあと、気体圧の値  $p$  は式 (4) から求めるか、あるいは式 (26) からその増分を求めればよい。ここでは、軸対称平面ひずみ条件を仮定しているが、一般的な条件のもとでもまったく同様にして応力—ひずみ関係を定めることができる。

### 6. 注入のモデル化

トンネル掘削時に地山の膨張抑止や止水の目的でしばしば薬液注入が実施される。注入の前後における地山材料の物性値について詳しい研究はないが、透水（透気）係数を小さくする効果のほかに、せん断強度や剛性を大きくする作用があるものと考えられる。ここでは気体の流れを考慮にいれていないため、透気係数の変化は結果に相違を及ぼさない。むしろ、地山の膨張変位を小さくするのが注入の目的であって、注入の効果を塑性域の縮小という立場でとらえることにした。とりわけ、粘着力  $c$  の値のみを増加させるという方法で注入をモデル化した。変位を抑制するには剛性の大きさを変化させるという方法も考えられるが、もっとも簡単に比較検討することを主旨として剛性は不変とした。

### 7. 解析結果と考察

表—1 に有限要素法で用いた解析条件を示す。初期全応力は地山材料の単位体積重量に土被りを乗じた値とするが、軸対称条件を仮定しているので全領域で一様とする。図—9 に示すように領域は半径方向に 50 個の 1 次（線形）要素に分割した。トンネルに近い部分はより細かくするように配慮した。トンネル掘削は、トンネル壁面の作用している全応力を 200 ステップで除荷することで模擬した。従来の弾塑性解析と異なり、地山が弾性状態であっても、内部の気体为非線形の挙動をするため、除荷開始の当初の段階から荷重を分割しなければならぬ。ステップ数を多くすると変位は大きくなるが、図—

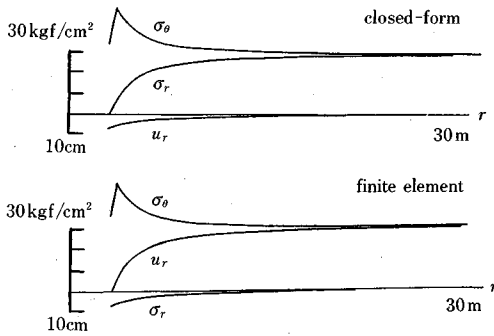


Fig. 10 Comparison between the closed-form solution and the finite element analysis ( $c=10\text{kgf/cm}^2$ )

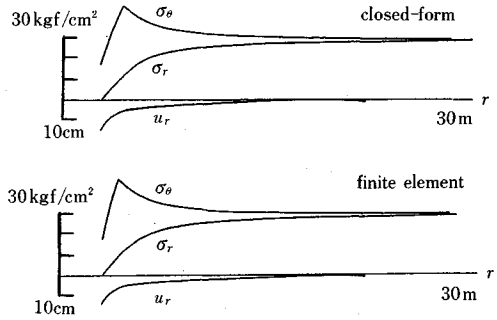


Fig. 11 Comparison between the closed-form solution and the finite element analysis ( $c=5\text{kgf/cm}^2$ )

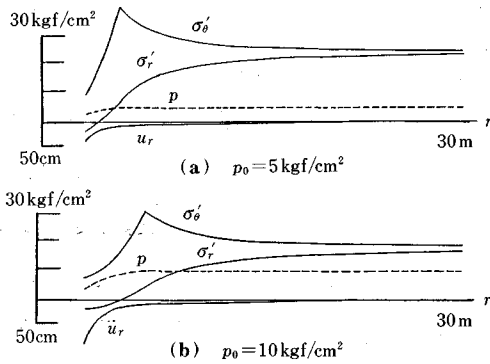


Fig. 12 Results of the finite element analysis

9の分割に対しては200ステップ程度でほぼ収束することを確認した。なお、領域の外径において変位を固定しているが、外径の大きさをより大きくしても結果にほとんど影響がないことから、この境界条件で十分と思われる。

気体に圧力が存在しない場合、すなわち $p_0=0$ の場合には容易に解析解を求めることができる。有限要素法における要素分割や除荷のステップ数などによる精度を検討するため、このような解析解と数値解を比較した。図—10, 11は、 $\phi=30^\circ$ 、 $c=10\text{kgf/cm}^2$ および $5\text{kgf/cm}^2$ の場合におけるトンネル掘削後の応力 $\sigma_r$ と $\sigma_\theta$ の半径方向の分布としてそれぞれ示したものである。 $\sigma_\theta$ の尖っている箇所が弾塑性境界である。これらより数値計算による弾塑性境界の位置やそれぞれの量の値などは十分な精度で求められていると判断される。

図—12 (a), (b)は、 $c=5\text{kgf/cm}^2$ の場合の有効応力 $\sigma'_r$ 、 $\sigma'_\theta$ 、気体圧 $p$ (破線)および変位 $u_r$ の分布を、初期気体圧 $p_0=5\text{kgf/cm}^2$ 、 $10\text{kgf/cm}^2$ の場合について示している。なお、初期間隙率 $n_0$ は0.3である。これらの図からわかるように、弾性域では一様な大きさである気体圧が、塑性域でトンネル壁に向かって減少していることがわかる。トンネル壁面で放射方向の有効応力 $\sigma'_r$

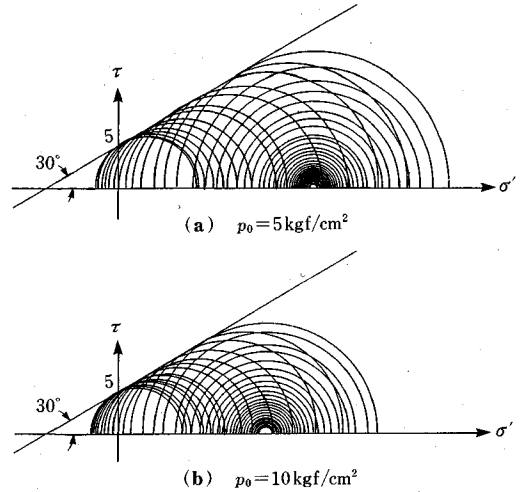


Fig. 13 Mohr's stress circles for all elements

は負になっているが、ここで全応力 $\sigma_r$ が0になることと、気体圧 $p$ が正であることからの帰結である。

図—13は、図—12のそれぞれの場合における、各要素の有効応力のMohrの応力円を示す。トンネル壁に近い塑性状態の要素ではMohrの応力円がMohr-Coulombの降伏規準を表わす直線に接している。一方、トンネル壁から十分離れた領域の要素では初期の等方的な応力状態を保持している。また、これらの図から気体圧の高い場合ほど、降伏している要素が多いことがわかる。

また、図—14 (a)は、 $n_0=0.3$ の場合のトンネル内径における変位 $u_r$ について全体をまとめたものである。横軸は初期の気体圧 $p_0$ であるが、粘着力の大きさによって、その影響が著しく異なることがわかる。とくに、粘着力が小さい場合、トンネル壁面での膨張は急激に増加する。ここで、粘着力 $c$ が小さい場合、トンネル半径の大きさ(3m)を越える過大な変形量が示されている。むしろ、あくまでモデルによる数値解析結果であり、こ

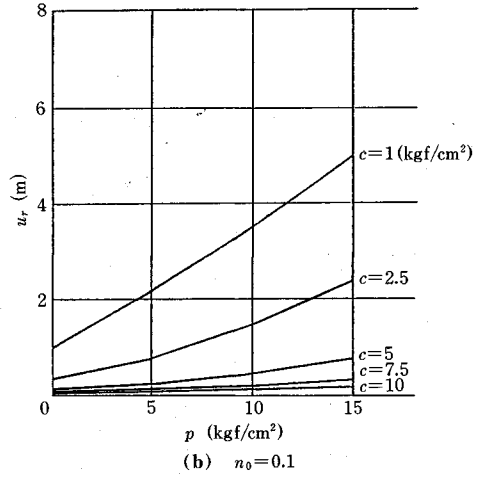
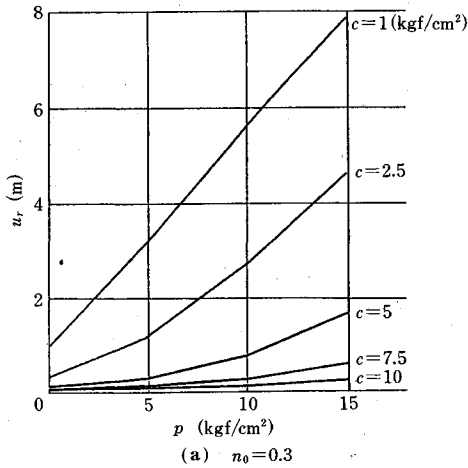


Fig.14 Relations between the tunnel deformation and the initial gas pressure

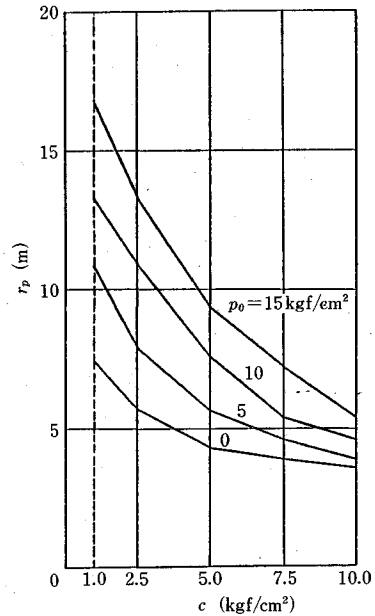
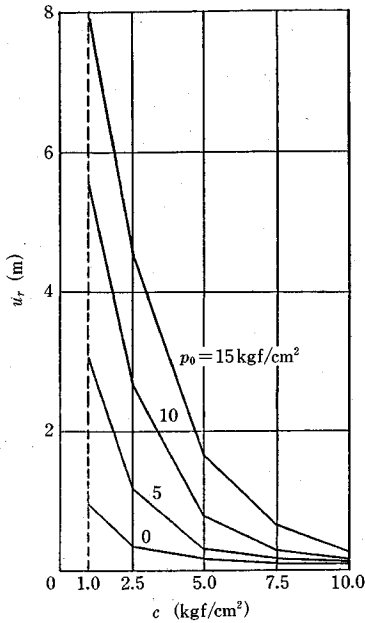


Fig.15 Relations between the tunnel deformation and the cohesion.

Fig.16 Relations between the radius of plastic zone and the cohesion.

の値をそのまま地山に当てはめることには注意しなければならないが、かなりの変位が生じる可能性を示唆している。

図-14 (b) は  $n_0=0.1$  の場合の結果であるが、気体の存在する体積の大きい場合 (a) の方が、その影響が大きいことがわかる。地山の試料から求められた間隙率は 0.3 よりも大きい、不飽和ながら間隙水が存在するので、気体部分の間隙率は 0.3 あるいはそれより小さいと思われる。しかし以下では、間隙水の部分にも気体の一部があると想定して  $n_0=0.3$  の場合を中心に考察する。

粘着力  $c$  の影響をより明確に捉えるために、図-15 は横軸に粘着力をとって、図-14 (a) を描きなおしたものである。この図からも粘着力  $c$  の小さい範囲でトンネル壁面の押しだし量が急増することがわかる。いいかえるなら、小さな粘着力をわずかも改良することで膨張量を大きく抑止できることを示している。

図-16 は弾塑性境界の位置 ( $r=r_p$ ) と粘着力の大きさの関係調べたものである。図-1 で示したように、現場での実測から弾塑性境界の位置 (トンネル壁から 7~9 m, すなわち  $r=10\sim12$  m) がわかっている。種々の

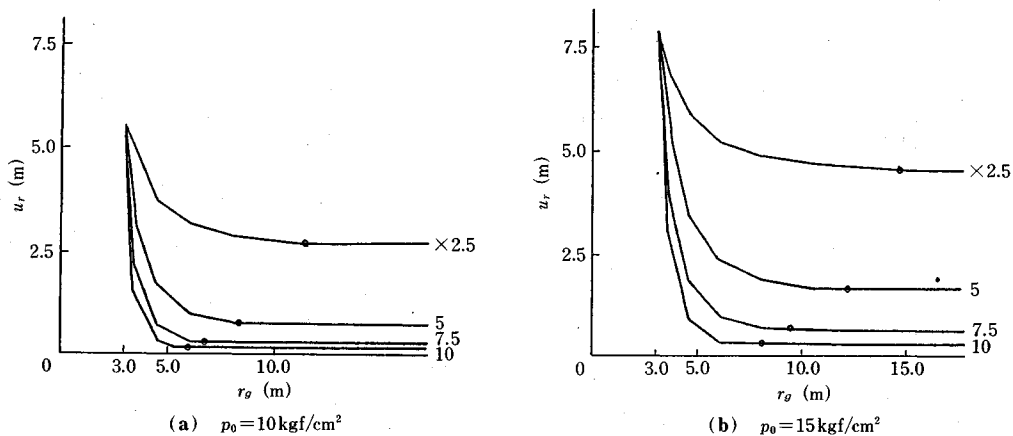


Fig.17 Relations between the tunnel deformation and the radius of grouting zone

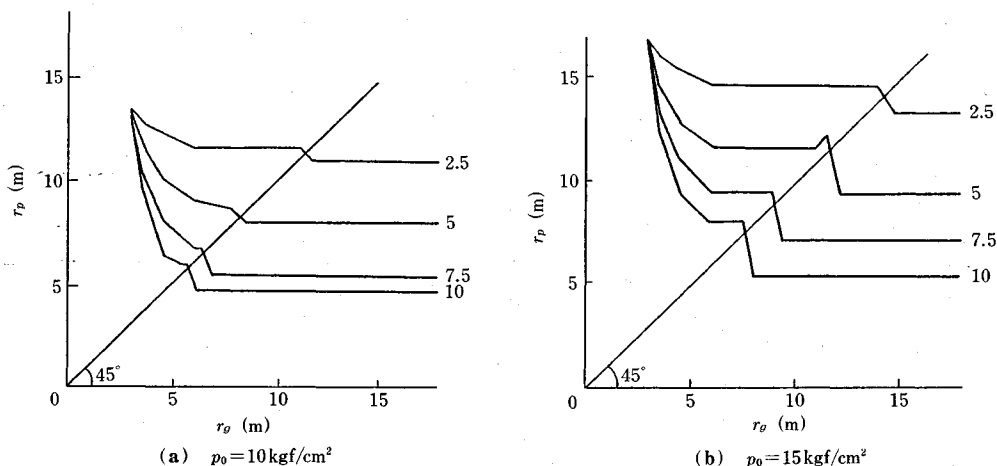


Fig.18 Relations between the radius of plastic zone and the radius of grouting zone

仮定のもとではあるが、初期の気体圧を 15 kgf/cm<sup>2</sup> とすると、粘着力  $c$  の大きさが 3~4 kgf/cm<sup>2</sup> 程度とこの図から推定できることになる。

図-17 は地山の粘着力を 1 kgf/cm<sup>2</sup> と仮定した場合の注入効果の予測を (a)  $p_0 = 10$  および (b)  $p_0 = 15$  kgf/cm<sup>2</sup> の場合についてそれぞれ示したものである。横軸は注入領域 (半径  $r_g$ ) を、縦軸はトンネル壁面の変位 ( $u_r$ ) である。ここでは、先述したように薬液注入により粘着力のみが上昇するものと仮定している。ここでは 2.5 倍、5 倍、7.5 倍および 10 倍の場合について検討した。図中の○印は、注入半径が徐々に大きくしていったとき、地山全体の粘着力を大きくした場合の結果に帰着したことを表わしている。すなわち、弾塑性域での粘着力の大きさは結果になにも影響を与えないことから、ある程度の範囲のみ注入すれば、地山全体の粘着力を大きくした場合と同じ結果となる。

図-18 は、図-17 の場合に対応させて、注入半径 ( $r_g$ )

と弾塑性境界 ( $r_p$ ) の関係を示したものである。なお、あとで例示するように、粘着力の大きい領域 (注入域) をトンネル周辺に設けた場合、注入域とその外部の地山域の両者でそれぞれ弾塑性境界をもつことが生じ得る。図-18 においては、もっとも外側にある塑性域までの長さをもって塑性半径としている。そのため図-18 (b) のように注入域を大きくしているにもかかわらず、塑性半径が拡大することもある。なお、図中の 45° の直線は  $r_p = r_g$  に相当する。この直線を越えて注入することは、弾塑性域の粘着力を増大させることとなり、工学的にもはや意味がない。図-17, 18 からわかるように、注入域の大きさが小さい部分での変位抑制効果や塑性化抑制効果が著しい。したがって、適度な範囲の注入工法がひとつの有効な対策として妥当と考えられる。

図-19 は、注入を行ったとき、注入域とその外部にある地山の両者で 2 点の弾塑性境界をもつ例を示したものである。(注入半径 6 m (注入域の幅 3 m), 注入によ



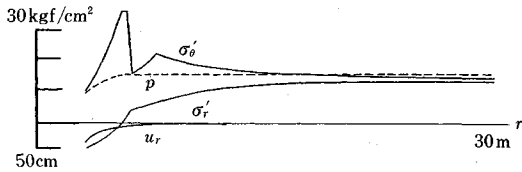


Fig.19 An example of two elastic-plastic boundaries.

る粘着力の改良率 10 倍, 気体圧 15 kgf/cm<sup>2</sup>.)

## 8. ま と め

岩盤内に高圧の圧縮気体が存在するような地山のトンネル掘削時の挙動を解析し, 地山の膨張を軽減しながらトンネル掘削を安全かつ効率的に行うための薬液注入の効果を評価するために簡単なモデルを提案しながら基礎的な検討を行った。このモデルを用いて行った軸対称平面ひずみ条件下での数値解析を通して以下のことがあきらかとなった。

1) 圧縮気体を含む岩盤を表現するために用いた力学モデルは簡単なものであったが, 地山の挙動を表現するには十分であると考えられる。

2) 岩盤の構造骨格を弾性体で表現した場合, 気体圧の分布は一樣となり実測データと符号しない。また, 弾性状態では圧縮気体の圧縮(膨張)剛性が, 岩盤の構造骨格の剛性よりもかなり小さくなり, 圧縮気体の影響はほとんど現れなくなる。したがって, 構造骨格については弾塑性体を適用すべきである。

3) 圧縮気体は地山の初期有効応力を小さくするため, トンネル周辺領域で塑性域を発生させる。その結果, トンネル壁面での膨張量は気体圧とともに急増する。

4) 地山の構造骨格の粘着力の大きさは, トンネル掘

削時の変形挙動に大きな影響を与える。ここで用いたモデルによる解析結果から, 地山全体の粘着力を推定することができる。

5) 気体圧が大きくてトンネル掘削時に地山不安定な場合, 注入などにより粘着力を改良することが効果的である。

本研究は基礎的考察を目的としていることから, 実際のトンネルと比べてかなりの単純化した境界値問題として検討を行った。また, 用いた力学定数も室内試験を通して得られたものではなく, 標準的な値をケーススタディ的に用いた。今後, 本研究の結果を踏まえながら, 重力場での挙動, 切り羽の 3 次元的效果, 掘削後の圧縮気体の岩盤内での透気現象などについて考察を加え, より実際的な状況のもとでのトンネル掘削に対して総合的な検討を行う予定である。

## 参 考 文 献

- 1) 池田俊雄・小川 正二: 軟岩の変形・破壊に関する基礎的研究, 長岡技術科学大学, 1989.
- 2) 石原研而: 土質力学の基礎, 鹿島出版会, 1976.
- 3) 岡二三生: 2 相混合体からみた有効応力の定義について, 土木学会論文報告集, 第 299 号, pp. 59~64, 1980.
- 4) Biot, M.A.: General Theory of Three Dimensional Consolidation, Journ. Appl. Phys., vol.12, pp.155~164, 1941.
- 5) 田村武・足立紀尚・土居則夫: トンネル掘削における岩盤内の圧縮気体の影響, 第 44 回土木学会年次学術講演会講演概要集第 3 部門, pp. 222~223, 1989.
- 6) 田村武・足立紀尚・土居則夫: トンネル掘削における岩盤内の圧縮気体の影響(その 2), 第 45 回土木学会年次学術講演会講演概要集第 3 部門, pp. 576~577, 1990. (1991. 5. 2 受付)

## INFLUENCES OF HIGH-PRESSURED GAS IN TUNNEL GROUND AND ITS COUNTERMEASURES

Toshihisa ADACHI, Takeshi TAMURA and Norio DOI

Nabetachi-yama tunnel under construction in Niigata Prefecture is being paid much attention to, since the ground surrounding the tunnel is proved to contain high-pressured gas which is supposed to be a main cause of a considerable amount of deformation during the tunnel excavation. However the interaction between the rock skeleton and the contained gas was hardly clarified so far. The aims of the present paper are to make a simple mechanical model for such a rock mass under the gas-trapped condition, to simulate the tunnel deformation by an axi-symmetric finite element analysis and finally to investigate effective countermeasures against a large amount of deformation.