

(31) 不連続性岩盤の三次元掘削解析の実岩盤への適用

清水建設(株)技術研究所 正会員 ○ 多田浩幸

清水建設(株)技術研究所 正会員 石塚与志雄

清水建設(株)技術開発本部 正会員 熊坂博夫

埼玉大学工学部 正会員 山辺 正

埼玉大学工学部 正会員 小田匡寛

埼玉大学大学院 学生員 前川恵輔

Application of Elastic Stress and Strain by Means of Crack Tensor Analysis for Jointed Rock Masses

Hiroyuki TADA, Yoshio ISHIZUKA, Hiroo KUMASAKA, Shimizu Corporation
Tadashi YAMABE, Masanobu ODA, Keisuke MAEKAWA, Saitama University

Abstract

In order to provide an approach for estimating the elastic behaviour of jointed rock masses, Oda has formulated an elastic stress-strain relation in terms of crack tensors. In this study, we newly take into account a joint stiffness ratio (i.e., normal stiffness to shear stiffness) and try to apply finite element analyses incorporated the elastic stress-strain relation to actual rock masses. The change of the convergence with excavation advance and the stress concentration around tunnel are solved by three-dimensional excavation analyses of an intersecting tunnel, with the following conclusions: 1) The choice of a large value about the stiffness ratio presents the good agreement between the calculation and the field measurement. 2) The stiffness ratio entirely controls the pattern of the stress concentration.

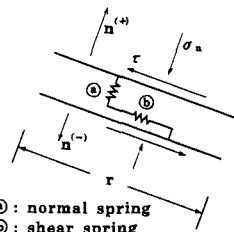
1. はじめに

岩盤には断層・層理・節理といった多くの地質不連続面(クラックと総称する)が存在し、岩盤の力学的挙動に大きな影響を与えている。Oda¹⁾はこの様な不連続性岩盤の弾性挙動を予測する解析手法として、クラックテンソルの概念を適用した応力変形解析を提案している。この解析では、クラックの力学的性質を表すパラメータにクラックの垂直剛性とせん断剛性を用いている。従来、この剛性に関しては垂直剛性とせん断剛性を等しいと仮定していた。ところが、Bandisら²⁾はクラックの垂直剛性はせん断剛性よりも大きく、それらの剛性比(せん断剛性に対する垂直剛性の比)は垂直応力に依存すると報告している。Odaら^{3), 4)}はこの報告に着目し、新たにクラックの剛性比 R を本解析に取り入れた数値実験を行い、Gazievら⁵⁾の石膏モデルによる実験と比較している。その結果、 $R=1$ とした従来の解析よりも、 $R>1$ とした解析の方がGazievらの実験結果に良く調和することが確認された。著者らは、このクラックの剛性比 R を考慮した研究をさらに進め、本解析を実岩盤に適用している。ここでは、分岐を有するトンネルの三次元掘削解析を実施し、解析結果と現場計測との比較およびトンネル周辺の応力集中について論じている。

2. 解析手法

2. 1 不連続性岩盤の応力変形解析

クラックテンソルの概念では、 M 個のクラックは統計的に均一とみなせる岩盤領域(体積 $=V$)に任意に分布していると仮定され、 k 番目のクラックは面積 $S^{(k)}$ の広がりを持ち、その大きさはクラックを円置き換えた時の直径 $r^{(k)}=2(S^{(k)}/\pi)^{1/2}$ で表され、その方向はクラックの主面に立てた単位法線ベクトル $n^{(k)}$ で表される。個々のクラックについては、Fig. 1に



①: normal spring
②: shear spring
Fig.1 Parallel planer plates and spring model for a crack

示すような2つのスプリングで連結された平行板でモデル化される。クラックに作用する垂直応力 σ_n とせん断応力 τ はその剛性が K_n および K_s で表される垂直方向のスプリング③とせん断方向のスプリング④によって伝達される。本来、クラックの剛性はその大きさ r と垂直応力 σ_n に依存している。ここでは、応力依存性を省略できる比較的高い応力レベルを解析対象とし、クラックの垂直剛性 K_n とせん断剛性 K_s を式(1)、(2)で近似する。 k_n と k_s はクラックの剛性に関する無次元パラメータで、 E は岩石基質部のヤング率に等しい。

$$K_n = k_n \frac{E}{r} \quad (1) \quad K_s = k_s \frac{E}{r} \quad (2)$$

けて弾性変形する時、発生する巨視的なひずみ ε_{ij} は岩石基質部の弾性ひずみとクラックに生じる付加的な弾性ひずみの和で表され、それらの間には式(3)の関係が成立する。ここで、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタ記号、 ν は岩石基質部のポアソン比である。 F_{ijk} 、 F_{ijkl} は式(4)、(5)で定義される2階および4階のクラックテンソルであり、クラックの幾何学的性質を定量的に表している。 $n_i^{(k)}$ は単位法線ベクトル $\mathbf{n}^{(k)}$ の基準軸 x_i ($i=1, 2, 3$)への成分を示している。 k_n と k_s に関しては、クラックの形状を開口した楕円と仮定することで、 $k_n=k_s=2/\pi \approx 2/3$ の弾性解が得られている。

$$F_{ij} = \frac{1}{V} \sum_{k=1}^M S^{(k)} r^{(k)} n_i^{(k)} n_j^{(k)} \quad (4)$$

$$F_{ijkl} = \frac{1}{V} \sum_{k=1}^M S^{(k)} r^{(k)} n_i^{(k)} n_j^{(k)} n_l^{(k)} n_m^{(k)} \quad (5)$$

$$R = \frac{K_n}{K_s} = \frac{k_n}{k_s} \quad (6)$$

式(3)はクラックの幾何学的性質と力学的性質を取り入れた不連続性岩盤の構成式である。本解析はこの構成式を三次元有限要素プログラムに組み込んでいる。

2.2 クラックの剛性比

Bandisらは4種類の岩石のクラックについて、式(8)で定義されるクラックの剛性比 R を、垂直応力 σ_n をパラメータとしてFig. 2のように求めている。それによると、 K_n は K_s より大きく、 R は σ_n に大きく依存している。また、 σ_n がある応力レベルになると、 R は10~20に近づくことがわかる。

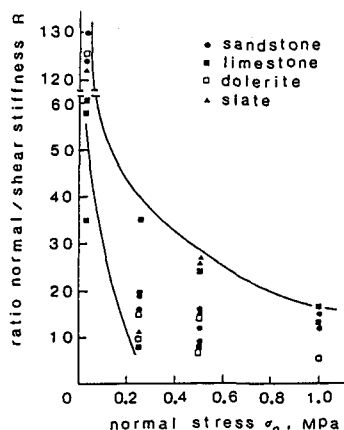


Fig.2 Dependence of stiffness ratio R on normal stress σ_n . (Bandis Lumsden and Barton, 1981)

3. 分岐を有するトンネルの三次元掘削解析

クラックが卓越した不連続岩盤中に、Fig. 3に示す形状の分岐を有するトンネルが土被り180m地点に掘削された。掘削過程は同図に示す7つのステージ①~⑦に分割され、2つの鉛直断面AA'とBB'において、ステージ③~⑦に掘削が進む間の内空変位と天端沈下が計測された。実岩盤の調査・試験結果から本解析に必要なパラメータを決定し、分岐を有するトンネルの三次元掘削解析を実施した⁹⁾。

3.1 実岩盤のクラックテンソル

現場で行われる一般的な地質調査から実岩盤のクラックテンソル F_{ij} 、 F_{ijkl} の決定方法を示す。当岩盤のクラックは、Fig. 4の本トンネルのクラックトレース図に示すように調査域全体に分布しており、Fig. 5のBB'断面における切羽のクラックトレース図からわかるように異方性がかなり強い。簡単のために、

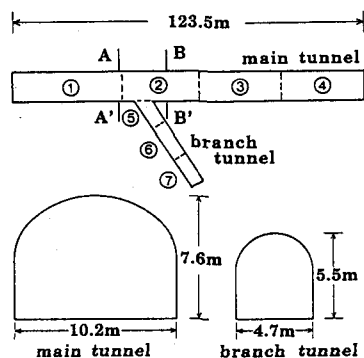


Fig.3 Dimension of tunnel and successive stages ① to ⑦ of excavation

クラックを {1}, {2} の2つのグループに分類する。グループ {1} のクラックはFig. 4から三次元的に1個のクラックと判別できるものである。一方、グループ {2} のクラックはグループ {1} のクラックよりも寸法が小さく、Fig. 5に見られるような二次元断面上で観察されるクラック（グループ {1} のクラックトレースを除く）である。以下の手順で、 F_{ij} , F_{ijk1} を求める。

- I. Fig. 4から得られる個々のクラックの $n^{(k)}$, $S^{(k)}$ を式(4)と式(5)に代入してグループ {1} のクラックテンソル $F_{ij}^{(1)}$, $F_{ijk1}^{(1)}$ を計算する。(V=3,457m³)
- II. グループ {2} のクラックはその数が多いことより、Fig. 5を含む19の切羽のトレース図から統計的な関係⁷⁾を用いて間接的に $F_{ij}^{(2)}$, $F_{ijk1}^{(2)}$ を求める。
- III. 求められた $F_{ij}^{(1)}$, $F_{ijk1}^{(1)}$ と $F_{ij}^{(2)}$, $F_{ijk1}^{(2)}$ を加算し、当実岩盤の F_{ij} , F_{ijk1} を式(7)のように決定する。なお、基準軸 x_1 は本トンネルの長軸方向に x_2 、鉛直上方を x_3 とした右手系である。

$$F_{ij} = \begin{bmatrix} 14.2 & 4.0 & 6.0 \\ & 2.7 & 1.8 \\ \text{sym.} & & 2.9 \end{bmatrix}$$

$$F_{ijk1} = \begin{bmatrix} 10.42 & 1.71 & 2.04 & 1.25 & 4.33 & 3.03 \\ & 0.67 & 0.29 & 0.18 & 0.65 & 0.39 \\ & & 0.60 & 0.33 & 1.06 & 0.60 \\ & & & 0.29 & 0.60 & 0.65 \\ \text{sym.} & & & & 2.04 & 1.25 \\ & & & & & 1.71 \end{bmatrix} \quad (7)$$

3. 2 解析モデルと入力パラメータ

解析領域はFig. 6に示す通りで、内部に分岐を有するトンネルを含むように要素を分割した。初期応力は解析領域各部で土被り圧相当の等方応力状態とし、本トンネル天端で4.8MPaとなるように設定した。解析領域の上面と4つの側面は応力境界とし、底面の境界は鉛直変位を拘束した。計算は掘削過程(Fig. 3)に従い、ステージ①～⑦の順に分割して行った。岩石基質部に関するパラメータは岩石・岩盤試験からヤング率 $E=19.5\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.21$ 、単位体積重量を 26.6kN/m^3 とした。クラックの幾何学的性質を表すパラメータのクラックテンソル F_{ij} , F_{ijk1} は実岩盤から決定された式(7)を用いる。クラックの剛性に関しては有効な情報がないため、 k_n は弾性解である $k_n=2/3$ を用い、剛性比 R については従来の $R=1$ とBandisらの実験結果を参考にして試験的に $R=10$ の2つを採用した。

3. 3 解析結果と現場計測との比較

Fig. 7とFig. 8はそれぞれAA'断面とBB'断面でのステージ③～⑦の天端沈下の計測値(実線)と計算値(破線)を比較している。また、Fig. 9とFig. 10は同様に横方向の内空変位の比較を示している。Fig. 7について、ステージ③～⑦を通して、 $R=10$ とした計算は $R=1$ とした計算よりも計測値に近く、ステージ④と⑦で

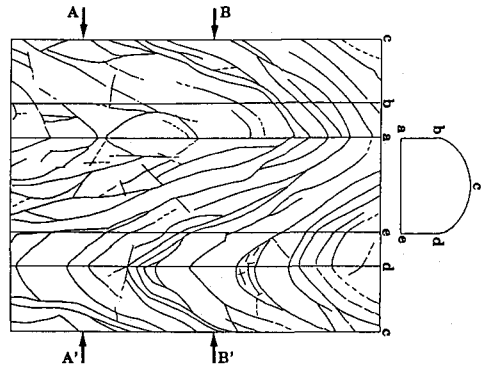


Fig. 4 Joint trace map for group(1) in the main tunnel

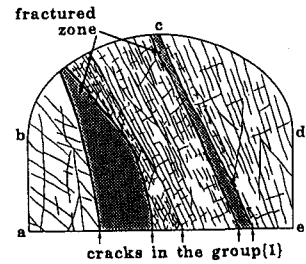


Fig. 5 Joint trace map of tunnel face at BB'-section

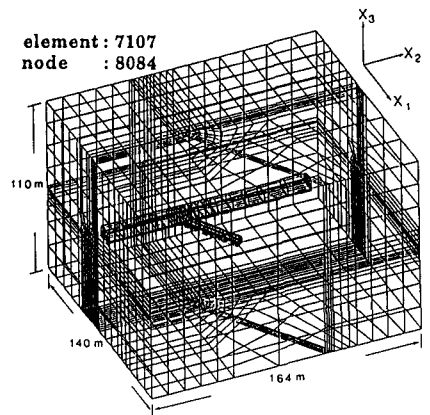


Fig. 6 Three-dimensional finite element mesh and reference axes x_1 , x_2 and x_3

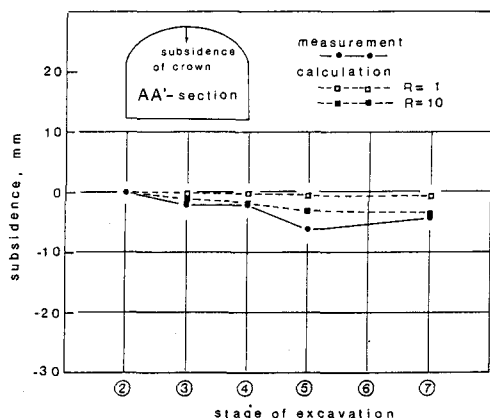


Fig.7 Field measurement and calculations on subsidence of top crown at AA'-section

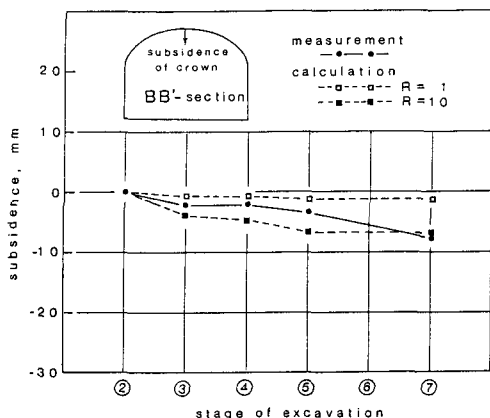


Fig.8 Field measurement and calculations on subsidence of top crown at BB'-section

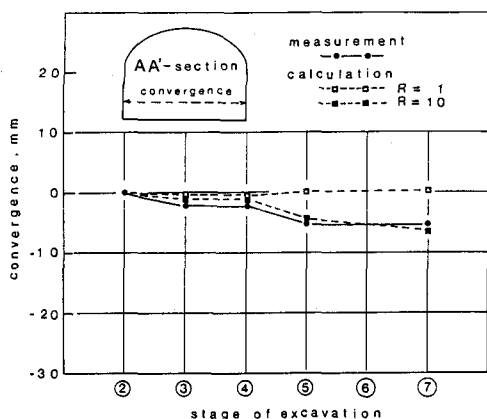


Fig.9 Field measurement and calculations on convergence between side walls at AA'-section

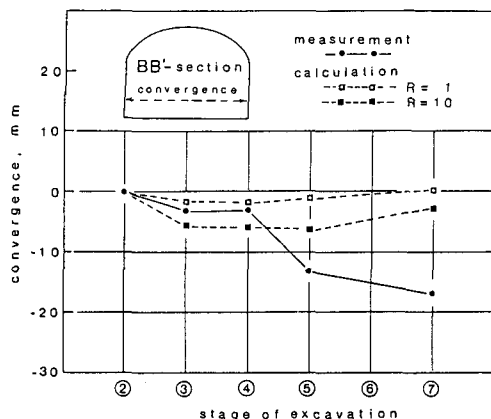


Fig.10 Field measurement and calculations on convergence between side walls at BB'-section

は計測値に一致している。Fig. 8について、分岐トンネルの掘削前後に関わらず、 $R = 1$ の場合は計測値よりも沈下量が小さく、逆に $R = 10$ の場合は計測値よりも大きな値となり、ステージ⑦においてのみ計測値に一致している。Fig. 9について、ステージ③～⑦を通して、 $R = 10$ の場合は $R = 1$ の場合よりも計測値に近く、特に、ステージ⑤～⑦の $R = 1$ の場合では説明できない分岐トンネル掘削に伴う内空変位の変化を良く捉えている。Fig. 10について、ステージ③～⑦を通して、計算は R の選択によらず計測値と良い一致が見られない。特に、ステージ⑤～⑦の大きな計測値は本解析とはかけ離れている。Fig. 7～Fig. 10について整理すると、次のようなことが言える。1) AA'断面において、 $R = 10$ の場合は $R = 1$ の場合より計測値と良く調和している。2) $k_n = 2/3$ (弾性解) と $R = 10$ の計算は計測値の絶対値においても良く一致しているが、 k_n と R の値は試験的に用いた値であり、適切なクラックの剛性値を現場および室内試験から求める方法が今後必要である。3) BB'断面において、計算は計測値と一致しなかった。これは、計測断面近くにある破碎帯 (Fig. 5) による影響で、特に Fig. 10 のステージ⑤以後の計測値の急激な変化は破碎帯に大きな変位が生じたためと考えられる。この様な破碎帯の場合には、もはやクラックテンソルの適用から外れた不連続面であるので、これを解決するためには破碎帯をジョイント要素などで置き換えて解析する必要がある。

3. 4 本トンネル周辺の応力集中

Fig. 11はステージ③終了時の計算結果によるBB'断面での最大せん断応力の分布を示している。Fig. 11-(a)はクラックを含まない等方弾性解析の場合である。一方、Fig. 11-(b), Fig. 11-(c)はそれぞれ $R = 1$,

$R = 10$ としたクラックの異方性が考慮された本解析の場合である。これより、次のような点に注目できる。1) 等方の場合よりも異方の場合の方が応力集中が激しい。最大せん断応力はFig. 11-(c)の左側壁下部で5.5MPa以上の値に達しているが、Fig. 11-(a)では最大3.5~4.5MPaである。2) 応力集中の分布パターンは R によって明確に変わる。Fig. 11-(a)の場合と比較すると、 $R = 1$ としたFig. 11-(b)では、クラックの存在により付加された応力集中がクラックの卓越方向と平行に発達している。一方、 $R = 10$ のFig. 11-(c)の場合には、トンネル周辺に4つの高い応力部が生じている。この傾向は、Gazievらの実験から得られた応力分布に見られるクラックの卓越方向とそれに垂直な方向の2つの応力の流れに良く似ている。3) R の相違によりトンネル周辺の応力分布が変わることは、ロックボルトなどの支保工を有効に設計するための良いアドバイスを与える。

4. まとめ

本研究では、クラックテンソルを用いた応力変形解析に新たにクラックの剛性比 R の概念を導入し、この解析を分岐を有するトンネルの三次元掘削問題に適用した。この結果、以下のような知見が得られた。

- 1) $R = 10$ とした計算結果は $R = 1$ とするよりも実岩盤の変位挙動をよく説明した。このことは、クラックの垂直剛性がせん断剛性よりも大きいことを示したBandisらの実験結果に調和しており、実岩盤のクラックにおいても応力レベルに応じた適切な R を選ぶことが重要であることを示している。
- 2) $R = 1$ とした計算結果では、本トンネル周辺の応力集中はクラックの卓越方向のみに制限されるが、 $R = 10$ とすると応力集中はクラックの卓越方向とそれに垂直な2つ方向に生じる。これより、 R は巨視的な応力集中の分布パターンに大きな影響を及ぼす重要なパラメータであることがわかった。

最後に、本解析の精度をさらに向上させるためには、実岩盤のクラックの適切な剛性値を決定する研究が必要である。

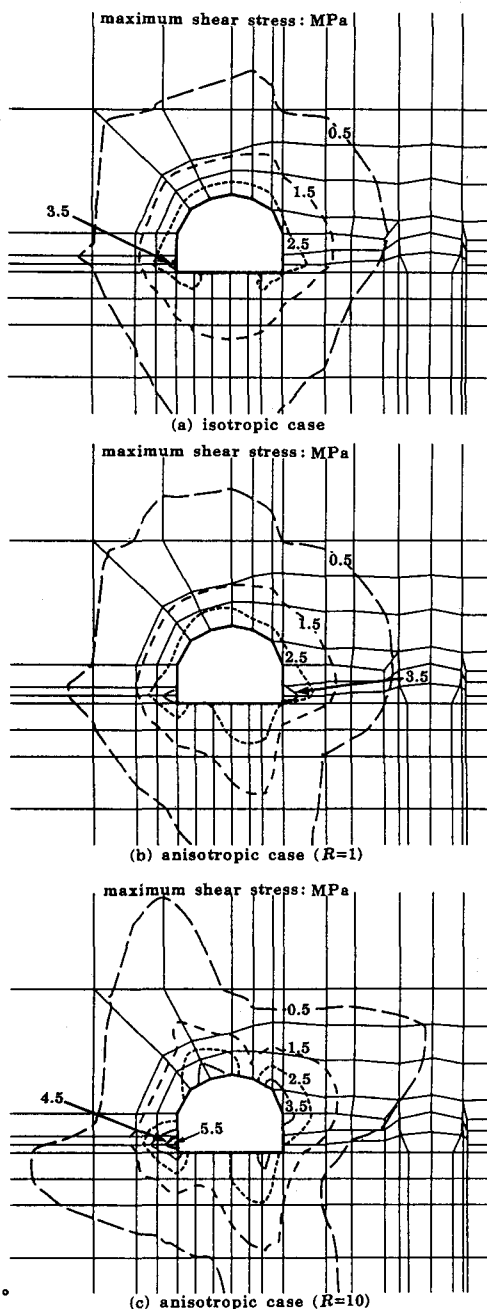


Fig.11 Distribution of maximum shear stress along BB'-section

参考文献

- 1) Oda, M. (1988): Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 25 (2), pp. 59-69.
- 2) Bandis, S. C., Lumsden, A. C. and Barton, N. R. (1981): Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 18, pp. 1-21.
- 3) 木村, 他 (1991): 土木学会第46回年次学術講演概要集III, pp. 556-557.
- 4) Oda, M. et al. (1991): Rock Mech. Rock Engng, (To appear).
- 5) Gaziev, E. G. and Erlikhman, S. A. (1971): Symposium Soc. Internat. Mécanique des Roches (Nancy) II-1.
- 6) Yamabe, T. et al. (1991): Proce. of IACMAG, Australia.
- 7) Oda, M. (1988): Canadian Geotech. J. 25, pp. 440-447.