

摩擦定着方式ロックボルトの 引抜き耐力に関する基礎的考察

砂金 伸治^{1*}・真下 英人¹・Wolfgang DOLSAK²・Ugur OZBAY³

¹独立行政法人土木研究所 (〒305-8516 茨城県つくば市南原1-6)

²DYWIDAG-Systems International GmbH (Linz, Austria)

³Colorado School of Mines, Mining Engineering Department (Golden, Colorado 80401 USA)

*E-mail: n-isago@pwri.go.jp

本研究では摩擦定着方式ロックボルトのうち、スリットばね型ボルトを取り上げ、定着効果や引抜き耐力を把握するために原位置試験を硬岩地山で実施し、ボルトの引抜き時の挙動に関する基礎的なデータの収集を行うとともに、打設時点での変形メカニズムを数値解析により検討し、岩盤に付与する拘束圧の評価を実施した。また、引抜き時の挙動の把握と打設時点で得られた拘束圧の評価結果の検証を数値解析により行い、スリットばね型ボルトを含む摩擦定着方式のロックボルトを実施工に適用する場合における引抜き耐力の評価手法の確立に可能性があることを見い出した。

Key Words : *friction stabilizer bolt, pull-out test, pull-out capacity, radial pressure, in-situ test, numerical analysis*

1. はじめに

我が国のトンネルでは主として充填型のロックボルトが用いられており、これまでにロックボルトと地山との相互作用に関する知見が多数報告されている^{1)~2)}。また、海外では我が国と比較して地山の強度が高く、亀裂等の不連続面が少ない場合が多く見られることもあり、充填型のボルトに加え、摩擦定着方式のロックボルトも使用されている³⁾。後者は力学的なメカニズムとしてボルト表面と岩盤の間に生じる摩擦抵抗を期待しており、定着後の効果が発揮されるまでの過程が異なる鋼管膨張型ボルトとスリットばね型ボルトがある⁴⁾。これらを採用する利点の1つとして、充填材が不要で補強効果の発現の速効性が挙げられる。例えば鋼管膨張型ボルトは、湧水が非常に多い場合や山はねが見られる場合等で採用されている⁵⁾。また、スリットばね型ボルトはボルト孔を精度良く確保しにくい我が国での実績は少ないものの、海外では耐久性が確保される場合で使用例が多い。

現在、ロックボルトの施工後に岩盤への定着を確認する目的で引抜き試験が実施されることが多いものの、摩擦定着方式のロックボルトは、ボルト引抜き時の挙動が充填型のボルトの挙動とは異なると考えられており、引抜き耐力等の評価法で未確立な部分が残されている。この点に関して海外において種々の研究^{6)~9)}がなされてい

るが、岩盤とボルトの摩擦抵抗に関連づけるボルトが岩盤へ付与する圧力(以降、本研究では「拘束圧」と称する)の知見が限られており、充填型のボルトの場合と同一の観点での引抜き耐力等の評価とならざるを得ない。我が国でも摩擦定着方式のロックボルトを使用する実績が増えつつあることを踏まえると、ボルトの引抜き時のメカニズムを把握し、引抜き耐力の評価手法を確立しておくことが望ましいと考えられる。

本研究では、摩擦定着方式ロックボルトのうち、スリットばね型ボルトを取り上げ、初めにボルトが岩盤に挿入されている場合の原位置試験を行いデータを収集した。次にボルトを岩盤に挿入した場合の拘束圧の評価に関する数値解析、および拘束圧と引抜き耐力の関連性を把握するための数値解析を通じて、摩擦定着方式ロックボルトの挙動のメカニズムの解明のための基礎的な考察を行った。なお、本研究でスリットばね型ボルトを対象とした理由は、我が国での実績は少ないものの、原位置試験を簡便に行うことが可能であり、メカニズムに関する考察が比較的容易であると考えたことによるものである。

2. スリットばね型ボルトに関する原位置試験

本章ではスリットばね型ボルトの引抜き耐力を把握す

るために実施した原位置試験の方法と結果に関して述べる。写真-1に原位置試験に用いたボルトの外観を示す。ボルトは自穿孔タイプの断面形状がC型のものを使用し、削孔とボルトの挿入を同時に実施した。写真-2に原位置試験の状況を示す。試験では打設されたボルトの端部に手動の油圧ポンプを取り付けてボルトを引き抜き、ポンプの油圧と引抜き変位を記録した。

表-1に原位置試験に用いたボルトの諸元および実験を実施したボルト孔の削孔径を示す。削孔径 d はボルトの外径 D より0.5～2.5mmだけ小さい47.5mm、48.5mmおよび49.5mmとし、それぞれ7回、8回および8回ずつ試験を実施した。試験は花崗岩、黒雲母片麻岩を基岩とした岩盤で行い、若干脆い部分も含まれていたが、その影響が小さい地点で実施した。岩盤の Q 値は2.4～7.5、ヤング率は50GPa、ポアソン比は0.20、単位体積重量は27MN/m³であり、これらの値は近傍のボーリング結果から得た。

図-1に試験結果の例として $L=2m$ 、 $D=50mm$ のボルトを、 $d=47.5mm$ のボルト孔に挿入した場合の引抜き力と引抜き変位の関係を示す。Test1～7に示した7回分の試験結果のうち、Test-4を除いたケースで引抜き力が最大となるまで引抜き変位がほぼ線形に増加し、それ以降は除荷を行うまで、ほぼ一定値で変化した。この最大値が得られた点を引抜き耐力とするならば、引抜き耐力到達以降は引抜き力は概ね一定で変化する。ボルトの表面が岩盤の表面との付着が切れ、ボルト孔より抜け始めている状況であると考えられる。なお、 $d=48.5mm$ および49.5mmの各ケースにおいても、図-1とほぼ同様の傾向を示した。

図-2に $D=50mm$ のボルトに対し d を変化させた場合の引抜き耐力の値とその平均値を示す。図-2の結果に示したように原位置試験では同一の諸元のボルトでも引抜き耐力にばらつきが見られた。これは地山等に内含する微小な亀裂の存在や試験時にボルトやボルト孔の直線性を完全に確保出来ない影響等が想定されるためと考えられる。なお、図-1で結果を示した $L=2m$ で $D=50mm$ のボルトを $d=47.5mm$ で実験した場合の引抜き耐力の平均値は

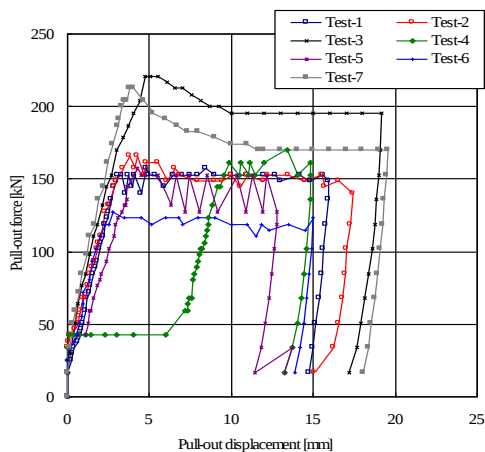


図-1 引抜き力と引抜き変位の関係($d=47.5mm$)



写真-1 原位置試験に使用したボルトの外観

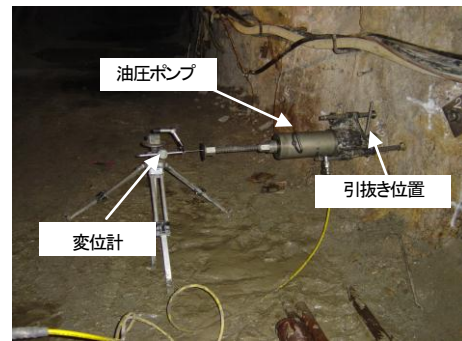


写真-2 原位置試験の状況

表-1 ボルトの諸元およびボルト孔の削孔径

長さ(L)	2.0m
外径(D)	50mm
厚さ(t)	5.0mm
スリット開口角度	60度
断面積	589.0mm ²
ヤング率	200GPa
ポアソン比	0.3
引張強度	550MPa
実施した削孔径(d)	49.5, 48.5, 47.5mm

173kNであり、ボルトの断面積である589mm²で除するとボルト端部の軸方向応力は294MPaと得られる。

3. スリットばね型ボルトの拘束圧評価

(1) 概要

原位置試験で得られた結果に基づき2次元有限差分法(解析コード：FLAC¹⁰)による数値解析を行い、スリットばね型ボルトを打設した場合において、断面内でボルトが収縮する場合の変形とボルト内に発生する圧力(応力)の関連性を検討した。以下に検討したモデルの概要と解析ケース、および解析結果に関して述べるとともに、引抜き耐力に影響を及ぼす拘束圧について、厚肉円筒理論

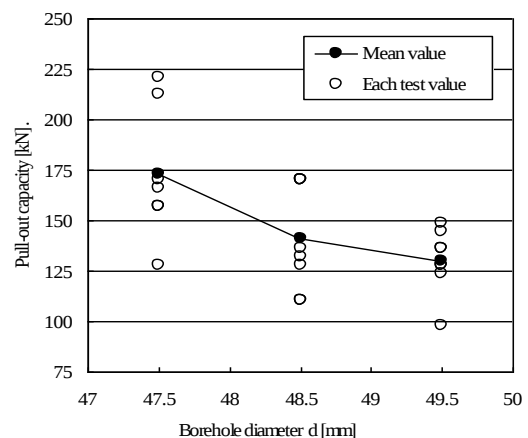


図-2 原位置試験の結果($D=50mm$)

に基づいた考え方と解析結果と比較した結果を示す。

(2) 断面モデルによる解析的検討

図-3に検討に用いたモデルの概要を示す。以降、本モデルを「断面モデル」と称する。解析では $D=50\text{mm}$ 、 $t=5.0\text{mm}$ のボルトを対象とした。解析要素は弾塑性と仮定したボルト(鋼材)、岩盤、ボルトと岩盤の相互作用を模擬するInterface要素の3つから構成される。鋼材の破壊規準は種々提案されているが、本研究ではMohr-Coulomb則とVon Mises則に従った場合の検討を実施し、解の収束性や仮定の簡便性を考えて前者を採用した。この場合、内部摩擦角は0度であり、粘着力は引張強度の1/2であると仮定できることから粘着力は表-1より275MPaとした。また、解析領域は試計算の結果、ボルト外径の5倍を確保した円形領域を考え、周囲の変位は図-3に示すように完全に固定した。この時点では削孔を模擬しているボルト孔の直径は挿入前のボルトの直径である50mmに等しく、2つの要素が密着している。

断面モデルではボルトが打設に伴って変形することでボルト内に発生する半径方向の応力を算定することが目的である。ここで、ボルトの変形のみ起因する応力を算定する場合は、図-3のモデルでボルトの周部から中心方向に変位を与えれば解析的に応力を算定することができ、その結果、この応力には岩盤の物性は影響しないことになる。ただし、実際はボルトをボルト孔に挿入すれば、ボルト自体は縮小、一方、ボルト孔は拡大し、ボルトの実際の変形量は与えた強制変位量より小さくなる。本解析ではこの現象は考慮しておらず、打設後のボルト孔とボルトの相互作用を経て、岩盤とボルトともに安定に至った時点での直径ではないことに注意を要する。また、ボルト孔に挿入した場合に発生するボルトの半径方向の応力は、ボルトの剛性が断面内で一様ではなく、表面の応力も一様とはならない。断面モデルで変位を中心方向に与えれば、主応力は接線方向と中心方向に発生し、中心方向の主応力による反力が岩盤に与えられることが考えられる。そこで、半径方向の応力値の評価は本研究では最も外周に存在する要素の中心方向への主応力の平均値とし、その値を断面モデルより得られる応力の平均値として求めることとし、ボルトへの変位は0.5mm～3.0mmで0.5mm毎で与えた。

(3) 解析結果

図-4に半径方向に発生するボルトの応力の平均値と半径方向の収縮変位の関係を示す。これよりボルトの変形に伴い発生する応力の平均値は170～390MPa程度と得られた。この値は、岩盤を剛体と仮定した場合のボルト自身の変形に起因するボルト内の半径方向の応力の平均値

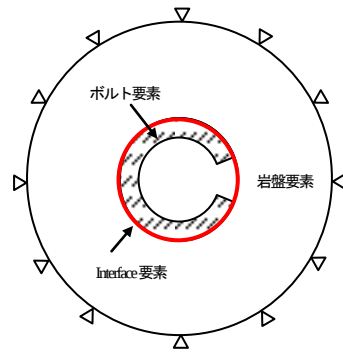


図-3 断面モデルの概要

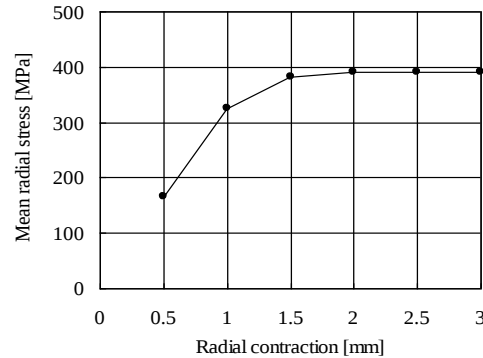


図-4 半径方向のボルト発生応力の平均値と収縮変位

であり、この値がそのまま岩盤に付与されている拘束圧とはならない。上述のようにボルト挿入時における地山の収縮、ボルト孔の拡大といった微小な変形を生じている影響があり、それを考慮した拘束圧の評価が必要であると考えられる。

(4) 厚肉円筒理論に基づく結果と解析結果の比較

前節までの値は、岩盤を剛体と仮定した場合のボルト自身の変形に起因するボルト内の半径方向の応力の平均値である。実際のボルト挿入時には、地山がボルトの周りで収縮し、ボルト孔が広がる微小変形を生じていると考えられ、その影響を考慮したうえで拘束圧が評価されるべきである。ここで、摩擦定着方式のロックボルトのうち、鋼管膨張型のロックボルトに対して、拘束圧 q とボルトを膨張させる圧力 P との間には、岩盤が弾性体であるという条件下では、次式以降の関係があるとされている⁹⁾。

$$q = \frac{k_s}{k_s + k_r} P \quad (1)$$

ここで、式(1)において、

$$k_s = \frac{E_s \cdot t^3 \cdot (2\xi a^3 + 3\pi r^3)}{3\xi a^3 r^3} \quad (2)$$

$$k_r = \frac{E_r}{1 + \nu_r} \quad (3)$$

さらに、式(2)において、

$$\xi = \int_0^{\pi/2} \cos^2 \alpha \sqrt{\sin^2 \alpha + \eta^2 \cos^2 \alpha} d\alpha \quad (4)$$

$$\eta = \frac{b}{a} \quad (5)$$

ここに、

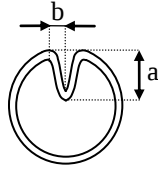
E_s, E_r : それぞれ鋼材と岩盤のヤング率

ν_r : 岩盤のポアソン比

a : 鋼管膨張型ボルトのうち膨張していない部分の長さ(右図)

b : 鋼管膨張型ボルトのうち膨張していない部分の開口幅(右図)

t : 鋼管膨張型ボルトの厚さ



ここで、式(1)～(5)の関係式をスリットばね型ボルトへ拡張させる場合、膨張されていない部分の長さ a が無限大であると仮定できることから、式(5)の η を0と出来る。これを式(2)に代入すると、式(2)が単純化され、次式(6)が得られる。

$$k_s = \frac{2E_s t^3}{3r^3} \quad (6)$$

表-1より試験に用いたボルトの諸元をもとに式(3)および式(6)より、式(1)が定量化され $q = 0.0290P$ といった関係式を得ることができる。なお、この式はボルトの諸元や岩盤のヤング率、ポアソン比の影響を受けるため、本研究で使用了岩盤やボルトに対する式である。また、 P の意味するところは、鋼管膨張型ボルトに対してはボルトを膨張させている間の圧力であることから、スリットばね型ボルトに対して適用する場合、 P はボルトを収縮させようとする間にボルト内に生じている圧力といえる。よって、図-4に示した結果より P は170～390MPaであったことから、これを本研究の関係式に代入すると、拘束圧 q は4.9～11.3MPa程度として得られる。これよりボルトおよび岩盤の諸元を同時に考慮に入れる必要があるものの、実際の現場における拘束圧の評価が事前にできる可能性があることが分かる。

4. ボルトの引抜き時挙動と拘束圧との関連性

(1) 概要

本章ではこれまでの原位置試験結果と断面モデルの結果に基づき、前章と同様に2次元有限差分法による解析を行い、引抜き時におけるスリットばね型ボルトの力学的挙動を、拘束圧との関連性を踏まえボルトの軸方向にわたって解析的に検討した結果について述べる。

(2) 軸方向モデルによる解析的検討

ボルトの引抜き時の挙動を検討するためには、引抜き力と引抜き変位の関係に加え、ボルト内に発生する応力の分布や変形の状況を把握する必要がある。図-5に用いたモデルの概要を示し、以降「軸方向モデル」と称する。解析では軸対象モデルを採用し、初めに予備解析を実施し、解析領域および境界条件を設定した。また、本モデルはボルト(鋼材)部分、岩盤部分、ボルトと岩盤の相互作用を模擬するInterface要素部分より構成されている。実際のボルトでは、先端がテーパ状であったり、ボルト端部をベアリングプレート等で岩盤表面に固定することが多いが、本解析では単純化のためにボルトを同一径の棒状とし、物性値は原位置試験と同様とした。また、ボルトの引抜きが生じている間の力学的なメカニズムを検討する観点から、ボルトの引抜きの解析上の模擬は変位を岩盤表面のボルト端部全面に均一に与える方法を採用した。

解析の対象は原位置試験と同様にボルト長 $L=2.0\text{m}$ としたものであり、解析領域として水平方向にボルト長、鉛直方向にボルト長の2倍を確保し、領域上面は鉛直方向(y方向)変位、解析領域左面でボルト部分を除いて水平方向(x方向)変位、解析領域右面(図-5中の右側境界条件B.C.)で水平方向(x方向)変位を拘束して解析を実施した。この条件下で実施する解析をケースA-1と称する。

スリットばね型ボルトの打設時に、変形が生じたボルトと岩盤は理論上完全に密着し、岩盤が相応の強度を有するならば拘束圧が生じる。ボルトと岩盤面の間には粘着力がないと仮定すると、ボルトと岩盤の相互の関係はMohr-Coulomb則を適用できると仮定した場合、式(7)により単純化できる⁹⁾。

$$F = 2\pi \cdot L \cdot q \cdot \tan(\phi + i) \quad (7)$$

ここに、 F : 引抜き耐力
 r : ボルトの外径

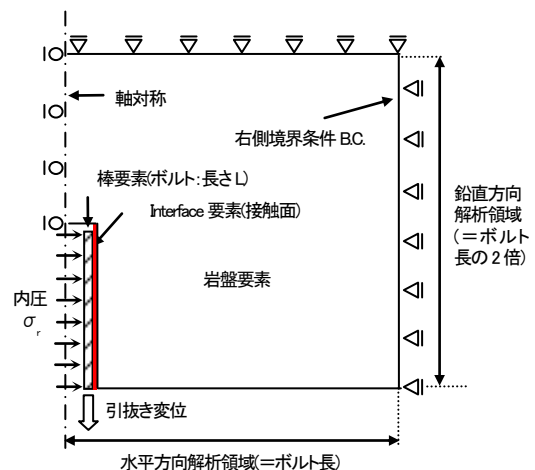


図-5 軸方向モデルの概要

L	: ボルトの有効長
q	: ボルトが岩盤に与える拘束圧
ϕ	: ボルトと岩盤間の内部摩擦角
i	: ボルト孔の粗度角

このようなモデル化を全ての場合に対して行うことに関しては検討の余地があるが、打設後のボルトの直線性が確保され、ボルトと岩盤が完全に密着している場合、また、摩擦抵抗を増加させるための方策を施していない場合等の条件下においては式(7)によって引抜き耐力が算定でき、この場合、 ϕ および q の評価が重要となる。本研究では原位置試験が実施された地点で採取した岩石のコアを用い、ボルトとの直接せん断試験を実施した結果に基づき $\phi=12$ 度を採用した。また、 i については0と仮定した。また、拘束圧 q は当初の原位置試験結果のみから算定することは困難であることが多い。本研究ではケースA-1の解析では単位量として $q=1\text{MPa}$ の場合の解析を実施した。引き続いて、岩盤は弾性体に近似できると仮定できることから、拘束圧 q に比例して引抜き耐力が得られることが予想されたため、これを確認した上で、原位置試験の結果を用いて q の整合を図ることとし、この解析をケースA-2とした。拘束圧は図-5に示すようにボルトの中心から岩盤側に向かって作用させ、その状態で引抜き試験が実施される解析を行った。

(3) 解析結果

図-6にケースA-1の結果および原位置試験のTest-1～3の結果を示す。これより拘束圧を単位量 $q=1.0\text{MPa}$ とした解析では、引抜き変位が約0.4mmの場合に引抜き力の最大値が約50kNと得られた。岩盤が弾性範囲の仮定のもとで原位置試験結果と合致させる場合、ケースA-1の拘束圧と原位置試験結果は線形の関係にあると考えられたため、ケースA-2として拘束圧 $q=3.5\text{MPa}$ として解析を実施した。図-6に解析結果を併せて示す。この場合の引抜き力の最大値は約175kNとなり、図-1の結果で示した引抜き耐力が173kN程度の場合と概ね合致した。また、引抜き耐力に達した以降の引抜き力が概ね一定になることも再現出来た。さらに、引抜き耐力に達した時点の引抜き変位は、解析結果が原位置試験結果に比較して若干小さいものの、引抜き力と引抜き変位の関係の変化や、原位置試験結果による引抜き耐力の平均値と概ね一致した。変位が小さい理由として、ボルトに切り欠き部が存在することで、引抜き変位が若干発生しやすいと考えられることや、打設時に発生すると考えられるボルト近傍の局所的な岩盤の塑性化やボルト孔の孔荒れ等の存在が考えられる。

また、断面モデルより得られた拘束圧は4.9～11.3MPa

程度であることに對し、本モデルから得られた拘束圧は $q=3.5\text{MPa}$ であり若干の差が生じた。上述までのようにボルトやボルト孔の直線性等の影響があると考えられるものの、軸方向モデルの数値解析結果は比較的精度良く、原位置試験結果および断面モデルによる解析結果とも比較的合致していると考えられる。このことは、断面モデルによる解析結果と厚肉円筒理論における摩擦定着方式のロックボルトに対する拘束圧の評価式によって得られた結果を軸方向モデルを組み合わせることで、引抜き耐力算定の評価に資する可能性があると言える。

(4) ボルトの引抜き時の挙動に関する検討

図-7にケースA-2で用いた $q=3.5\text{MPa}$ とした場合のボルトの軸方向に沿って岩盤表面からの距離で表した場合のボルトと岩盤の軸方向変位を示す。図中の凡例にボルト端部に与えた変位量を()内に示す。岩盤表面からの距離が0である地点は岩盤表面、すなわちボルト端部であり、その点の軸方向変位は引抜き変位に相当することになる。しかし、ボルトに1.0mmの変位を与えた場合、ボルト端部での変位は1.0mmを若干越え、これはボルトの軸方向に対して垂直に拘束圧を付与していることによる軸方向の弾性変形に起因するものと考えられる。図-7より引抜き変位を増加させても岩盤変位はほとんど変化がないが、ボルトの変位は増加することが分かる。また、引抜き変位が小さい場合はボルトと岩盤の変位がボルト長にわたって同一であるが、変位を増加させるにつれて、ボルトの変位だけが增加する。このボルトと岩盤の変位が見合わない理由は、ボルトが岩盤から離れ、部分的に滑り始めているためと推察される。図-7によればボルトは変位が1.5mm程度で既に引抜き耐力に達し、ボルトは完全に滑り始める、すなわち、ボルト孔から抜け出てくると考えられるが、図-7の引抜き変位が1.5mm以外の場合の軸方向変位の分布より、ボルトと岩盤の変位は一部で同一の値になっており、ボルトが岩盤と密着していることを再現していると考えられる。また、岩盤表面からの距離が0mm、すなわち岩盤の表面において、ボルトの軸方向

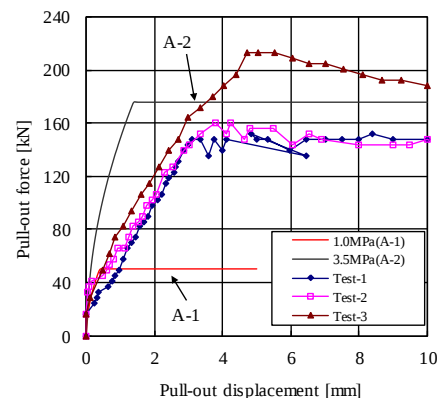


図-6 引抜き力と引抜き変位の関係($L=2.0\text{m}$)

変位と引抜き変位は一致しない。これは引抜きに伴い、ボルトが半径方向に変形していることを解析上で再現していることになる。すなわち、引抜き時の力により、ボルトが若干細くなり、引抜き中は半径方向の応力の度合いは、実際には若干低下することが考えられる。このことにより拘束圧も実際には若干ではあるが低下すると予想され、断面モデルの結果と合致しない理由のひとつと考えられるが、この断面方向の変形による応力の緩和の評価に関しては今後の課題である。

5. おわりに

本研究では摩擦定着方式のロックボルトのうちスリットばね型のボルトを取り上げ、原位置試験と数値解析を通じて、ボルトの挙動のメカニズムを検討した。その結果、ボルトの打設にともなう拘束圧を理論式およびボルトの断面方向より得られた数値解析結果から算定した値と、ボルトの軸方向より得られた数値解析による値が概ね合致する結果が得られた。このことは設計や管理に用いる引抜き耐力の評価手法の確立に一定の可能性のあることを示している。

本研究ではスリットばね型ボルトの引抜き特性を検討したが、同様のプロセスにより鋼管膨張型のロックボルトに対しても適用の可能性があると考えられる。しかし、摩擦定着方式の引抜き耐力の評価は付着のメカニズムを検証したうえで決定する必要がある。今後は、原位置におけるボルトと岩盤の密着の程度についての検証、引抜き時に生じる軸方向の変形により拘束圧等が変化するメカニズムの解明、実際に地山から土圧等を受ける場合の力学的挙動といった課題を解決する必要がある。

謝辞：本研究は筆者の一人が独立行政法人土木研究所在外研究員制度に基づく派遣中に実施されたものであり、派遣先であるColorado School of Mines, Mining Engineering Departmentの関係諸氏にはデータ提供を含め、多大なる協力を頂いた。ここに深甚なる感謝の意を表する。

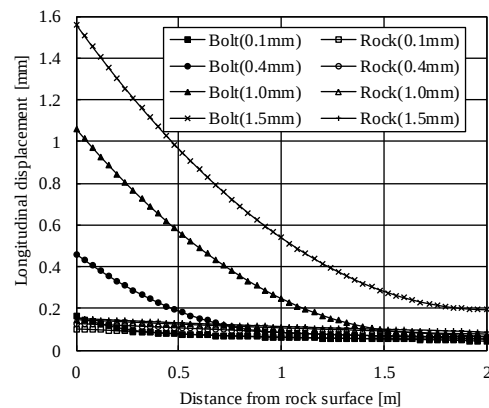


図-7 引抜き変位毎の軸方向変位と岩盤表面からの距離の関係(ケース A-2)

参考文献

- 1) 蔣宇静, 江崎哲郎, 横田康行: 軟岩地山トンネルの安定におけるロックボルトの力学的作用効果, 土木学会論文集, No.561/III-38, pp.19-31, 1997.
- 2) 土門剛, 今田徹, 西村和夫: ロックボルトによる支保内圧効果を考慮した低強度地山トンネルの簡便モデル, 土木学会論文集, No.722/III-61, pp.149-167, 2002.
- 3) Stillborg, B.: *Professional users handbook for rock bolting*, pp.29-34, 1986.
- 4) 土木学会: トンネル標準示方書 [山岳工法編]・同解説, pp. 81-82, 1996.
- 5) 殿垣内正人, 木曾伸一, 高道利光: 鋼管膨張型ボルトで亀裂性地山を掘る, トンネルと地下, pp. 545-551, vol.27, no.7, 1996.
- 6) Tomory, P.B., Grabinsky, M.W. and Curran, J.H.: Factors influencing the effectiveness of Split Set friction stabilizer bolts, *CIM Bulletin*, Vol.91, No.1018, pp. 205-214, 1998.
- 7) Thompson, A.G. and Finn, D.J.: The performance of grouted split tube rock bolt systems, *Proc. of International symposium on rock support*, Kalgoorlie, Australia, 1999.
- 8) Davis, R.L.: Split-set rock bolt analysis. *Int.J.Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, V16, pp.1-10, 1979.
- 9) Wijk, G. and Skogberg, B.: The SWELLEX rock bolting system, *14th Canadian Rock Mechanics Symposium, Canadian Institute of Mining and Metallurgy*, pp. 106-115, 1983.
- 10) Itasca Consulting Group, Inc.: *FLAC- Fast Lagrangian Analysis of Continua, Version 4.0 User's Guide*, USA, 2000.

BASIC CONSIDERATION OF PULL-OUT CAPACITY FOR FRICTION STABILIZER BOLT

Nobuharu ISAGO, Hideto MASHIMO, Wolfgang DOLSAK and Ugur OZBAY

Behavior of friction stabilizer bolts in placing and the evaluation of inner pressure acting on rock surface from the bolt is examined through in-situ pull-out test performed in hard rock condition, numerical modeling analysis with finite difference method. Tendency of pull-out capacity and the behavior of bolt in pull-out test stage are also calculated and examined on the basis of those results and the possibility of establishing evaluation method for pull-out capacity is dictated.