

# 二次元モデルによる静的破碎工法の破碎設計

野間達也<sup>1</sup>・松木浩二<sup>2</sup>

<sup>1</sup>正会員 博士(工) 株式会社フジタ 技術センター技術研究所土木研究部(〒243-0125厚木市小野2025-1)

<sup>2</sup>正会員 工博 東北大学大学院教授 工学研究科地球工学専攻(〒980-8579仙台市青葉区荒巻字青葉01)

市街地近郊、あるいは重要構造物近傍において硬岩を掘削する事例が増加しており、発破が制限される場合が多い。このため、各種の岩盤の静的破碎工法が開発されており、筆者らもゴムチューブを主体とした静的破碎工法の開発に取り組んできた。しかし、静的破碎工法の一般的な問題として、破碎設計法が確立されていないことがある。本報では、筆者らが開発した破碎工法に基づき、発生するき裂進展について注目し、割岩孔間隔、割岩孔と自由面の距離(最小抵抗線)をパラメータとした破碎設計法の開発について述べる。手法としては、二次元境界要素法を用いてき裂先端の応力拡大係数を解析し、線形破壊力学に基づいて岩盤の破碎に必要な力と最小抵抗線・割岩孔間隔を求ることにより破碎設計法を構築している。

**Key Words :** non-blasting, mechanical excavation, BEM, stress intensity factor, design of borehole layouts

## 1. はじめに

都市域拡張に伴い、住居近傍における岩盤掘削施工が増加している。このような場合、大きな振動・騒音を伴う発破工法の採用が制限される傾向にある。このため、種々の岩盤の静的破碎工法が開発されてきたが、安全面や装置が大掛かりになるなどの問題点を有している。

筆者らは、この問題に対処するため、ゴムチューブを主体とした割岩機(以下アクアスプリッターと称す)の開発に取り組み、その基本的な破碎機構を求め、また実施工にも取り組み、その有効性を確認している<sup>1), 2)</sup>。

しかしながら、静的破碎工法全体の問題として、破碎設計法が確立されていないことが挙げられる。静的破碎工法は、発破工法と比較して破碎エネルギーが格段に小さいため、既存あるいは人工的に形成した自由面を有効に利用し岩盤を破碎する。この際、破碎に関するパラメータとして、破碎能力に応じた自由面と割岩孔との距離(最小抵抗線)、および割岩孔間隔がある。現在のところ、穿孔パターンを決めているこれらの最小抵抗線および割岩孔間隔は経験により決定される場合が多く、必ずしも最適にはなっていないと考えられる。

既往の静的破碎工法についての研究においては、き裂の初生やその進展についての考察は見られるも

のの<sup>3), 4)</sup>、最小抵抗線および割岩孔間隔をパラメータとした破碎設計法についての研究は見られない。従って、この破碎設計法が確立すれば、実施工においても最適な穿孔パターンを選定でき、より経済的な施工が可能となる。

本報では、アクアスプリッターにより発生するき裂進展について注目し、二次元境界要素法を用いてき裂先端の応力拡大係数を解析し、線形破壊力学に基づいて岩盤の破碎に必要な力と最小抵抗線・割岩孔間隔の関係を求ることにより破碎設計法の開発を試みた<sup>5)</sup>。ここで、線形破壊力学では、き裂先端の塑性域大きさがき裂の長さに比べて十分小さな場合(小規模降伏)を仮定している<sup>6)</sup>。これに対して、最近の研究では、代表的なぜい性材料である岩石でも、き裂進展に先立ち形成される破壊プロセスゾーンと呼ばれる非弾性領域は無視できない大きさとなっており、引張軟化モデルが適用される<sup>7)</sup>。しかし、き裂進展抵抗に注目すれば、き裂がある程度進展した後に岩石固有の一定値が得られることが知られている<sup>8)</sup>。一方、割岩工法では、き裂寸法が大きいため、多くの岩石で一定値に達するき裂生長量が期待される。従って、岩石の破壊韌性値としてこの一定値を用いればよい。なお、割岩工法の対象となる岩盤は不連続面が少なく、均質な岩盤であることが多

い。これは、掘削対象となる岩盤に不連続面が卓越した場合、割岩作業の必要が無く、ブレーカ等の使用により容易に掘削可能となるためである。

## 2. アクアスプリッター

Fig. 1 にアクアスプリッターの構造図を示す。アクアスプリッターは高耐圧ゴムチューブ、プロテクトラバー、鋼製載荷板により構成されている。

施工時には、まず穿孔したボアホールにアクアスプリッターを挿入する。ここで、圧力源となる油圧ユニットには、最大10本のアクアスプリッターを接続可能としている。次に、油圧ユニットより高耐圧ゴムチューブに圧力を載荷することにより、高耐圧ゴムチューブおよび円形の高耐圧ゴムチューブを囲む正方形のプロテクトラバーが膨張し、4個の三日月形の鋼製載荷板に圧力が伝達される。

Fig. 2 は、アクアスプリッターへの載荷時の状況を有限要素解析した結果に基づき、圧力が作用することによる高耐圧ゴムチューブ、プロテクトラバー、鋼製載荷板の変位、ならびに岩盤中に発生する主応力を模式的に示したものである<sup>1)</sup>。90度間隔に配置した鋼製載荷板の頂点付近などに圧縮応力が作用することにより、結果的に載荷板間に引張応力が生じ、この引張応力により破碎対象物にき裂が発生する。これまでの研究により、高耐圧ゴムチューブに内圧 $p$ を作用させると、図に示したように、鋼製載荷板の頂点のある範囲において $4p$ 、載荷板間のプロテクトラバーが割岩孔壁に接する部分のある範囲に $p$ の分布応力が作用することが明らかとなっている。この圧力が加わる範囲は、孔壁に作用する圧力を圧力測定フィルムで計測し、フィルム上の圧力痕跡から求めてある<sup>1)</sup>。これより、割岩孔壁に作用する表面力の定量的な扱いが可能となり、数値解析における境界条件が与えられる。なお、高耐圧ゴムチューブの最大使用圧力は50MPa以上確保されているものの、転用回数等を考慮に入れると35MPa程度にとどめておくほうが経済的な施工となる。従って、破碎設計法を構築するにあたり、これを考慮に入れる必要がある。

## 3. 破碎設計のための二次元境界要素解析

### (1) 解析モデル

解析手法としては、線形破壊力学を扱うにあたり、精度および効率性に優れた二次元平面ひずみ条件における弾性境界要素法を用いた。

用いた解析モデルをFig. 3に示す。図中におけるDは割岩孔径（施工時の穿孔径は58mm）であり、Wは最小抵抗線、Hが孔間隔に相当する。また、 $a$ はき裂長さであり、各き裂長さに対する応力拡大係数を求めた。なお、本モデルは割岩孔中心および孔間隔の中心で対称となるため、図のよう

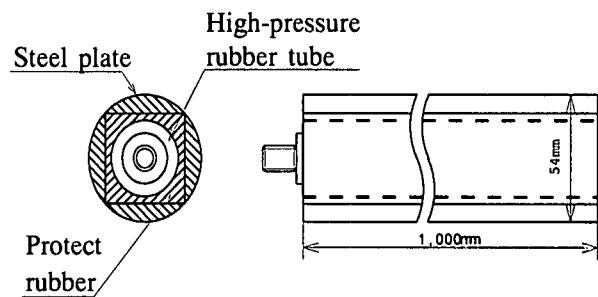


Fig. 1 Schematic diagram of Aqua-Splitter.

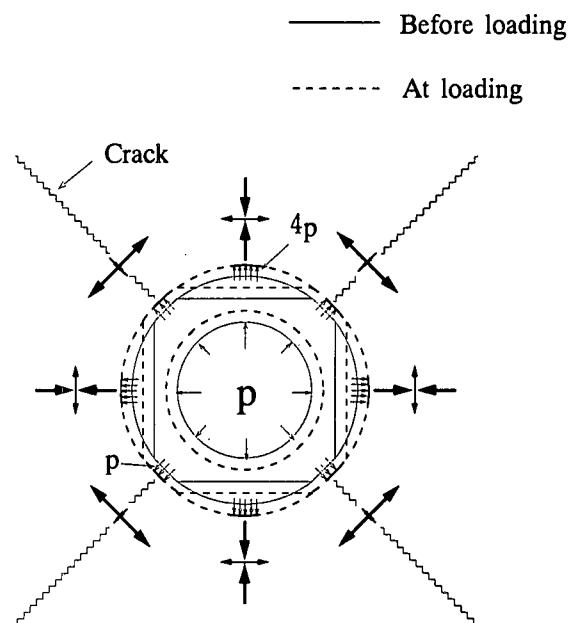


Fig. 2 Boundary conditions in a borehole and induced tensile stresses for fracturing rock mass.

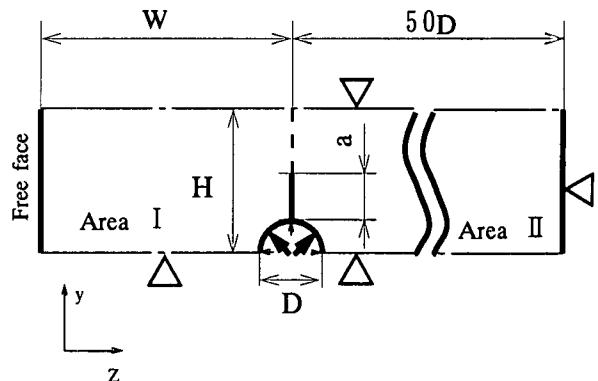


Fig. 3 The model and geometrical parameters for 2-dimensional analysis.

な対称モデルとなる。

ここで、全ての寸法をDで無次元化し、自由面と反対方向の境界を割岩孔の中心から50Dの点とした。これは、自由面と反対側の面はなるべく載荷点より遠方にした方が半無限体に対する精度の高い結果が得られるためである。このため、このモデルはき裂面に対して非対称となった。従って、図に示すように、き裂を含む面で2つに分割し（領域I、領域II）、領域分割法を用いて解析を行った<sup>9)</sup>。

割岩孔壁には、前述のように載荷板頂点近傍に4p、載荷板間にpに相当する表面力を与えた。また、図中における△は変位固定を示しており、自由面の反対側および対称面の垂直な方向の変位を固定した。なお、初期地圧の影響については、実際の掘削時にはトンネル切羽を人工的な自由面によりブロック状に分割するため<sup>9)</sup>、考慮に入れる必要はない。

Fig. 4に解析に用いた要素分割例を示す。ただし、同上図のZ方向、Y方向の縮尺は1:6.7であり、下図に示した割岩孔近傍の拡大図の縮尺は1:1である。き裂の応力拡大係数を精度良く評価するために、解析全般を2次要素で行うとともに、き裂先端付近の要素分割を細かくした。さらに、き裂の最前縁の要素には変位型の特異要素を用いた。線形破壊力学によれば、均質弾性体では、変位はき裂先端からの距離rに対して1/2乗の特異性を有する。このような特異性を表すために、変位型特異要素ではき裂縁に相対する2個の中間節点を1/4だけき裂縁方向にずらすことにより表現する<sup>9), 10)</sup>。

本解析では、実際の施工を反映させ、孔間隔の半分に相当するH/Dを3.5, 5, 10と設定し、最小抵抗線W/Hに対しても0.5, 1, 2となる場合の各き裂長さに対する応力拡大係数を求めた。なお、き裂長さは、Hで無次元化し、a/Hが0.1間隔でき裂が進展した場合における応力拡大係数を求めた。解析に用いた物性値としては、静的破碎施工の対象となることの多い花崗岩を意識して、ヤング率E=39.2GPa、ボアソン比ν=0.2とした。

## (2) 応力拡大係数の決定方法

設計法を構築する際に重要なことは、発生するき裂が割岩孔間で連結可能かどうかに注目することである。このため、通常はき裂開口型であるモードIの応力拡大係数 $K_I$ を求め、掘削の対象となる岩石の固有値である破壊韌性値 $K_{Ic}$ に対して

$$K_I \geq K_{Ic} \quad (1)$$

となるような $K_I$ の値が得られれば、き裂は進展するものと考える。しかし、本モデルでは、前述したように荷重条件が非対称であり、き裂の進展時にはモードIのみならず面内せん断型であるモードIIの変形も発生する可能性がある。

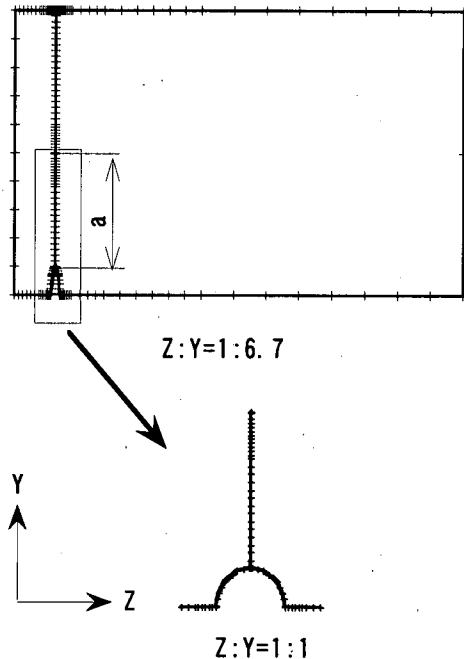


Fig. 4 Example of mesh diagram in 2-D analysis  
(H/D=5, W/H=1, a/H=0.4)

る。これは、例えば割岩孔を極端に自由面に近く穿孔した場合、発生するき裂は割岩孔間で連結するのではなく、き裂が割岩孔間の自由面方向に進展し、最終的に自由面に到達するような場合が考えられることを意味している。このことより、本解析では $K_I$ ,  $K_{II}$ の両者を求めるにした。

応力拡大係数は、解析結果より得られる変位に注目し、開口変位 $\Delta u_2$ および相対的な面内せん断変位 $\Delta u_1$ を用いて変位外挿法により求めた<sup>9)</sup>。変位外挿法では、応力拡大係数を次式により求める。

$$K_I = \frac{G}{\kappa+1} \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \Delta u_2 \quad (2)$$

$$K_{II} = \frac{G}{\kappa+1} \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \Delta u_1 \quad (3)$$

ここで、

G:せん断剛性率

$\kappa:3\sim4\nu$  (平面ひずみ)

r:き裂先端からの距離

である。

Fig. 5, 6に、H/D=5, W/H=1, a/H=0.4のケースで内圧19.6MPaを載荷した場合の解析結果より応力拡大係数を求めた例を示す。き裂先端からの各距離における式(2), (3)の右辺の値を最小二乗法を用いて外挿し、き裂先端における応力拡大係数を決定した。ここで、き裂先端に

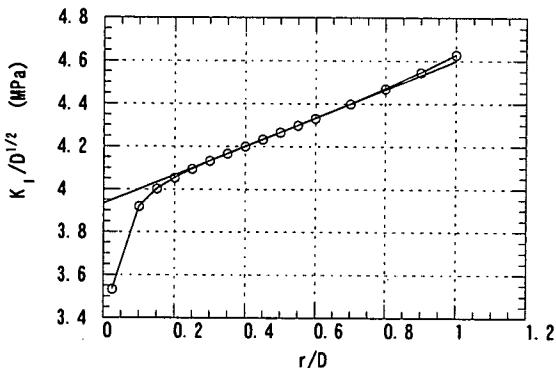


Fig. 5 Determination of  $K_I$  from crack opening displacements in 2-D analysis ( $H/D=5$ ,  $W/H=1$ ,  $a/H=0.4$ ).

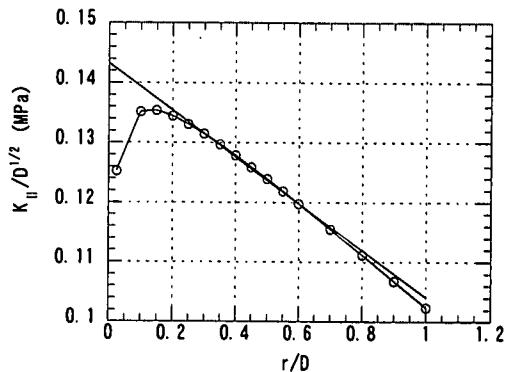


Fig. 6 Determination of  $K_{II}$  from relative shear displacement in 2-D analysis ( $H/D=5$ ,  $W/H=1$ ,  $a/H=0.4$ ).

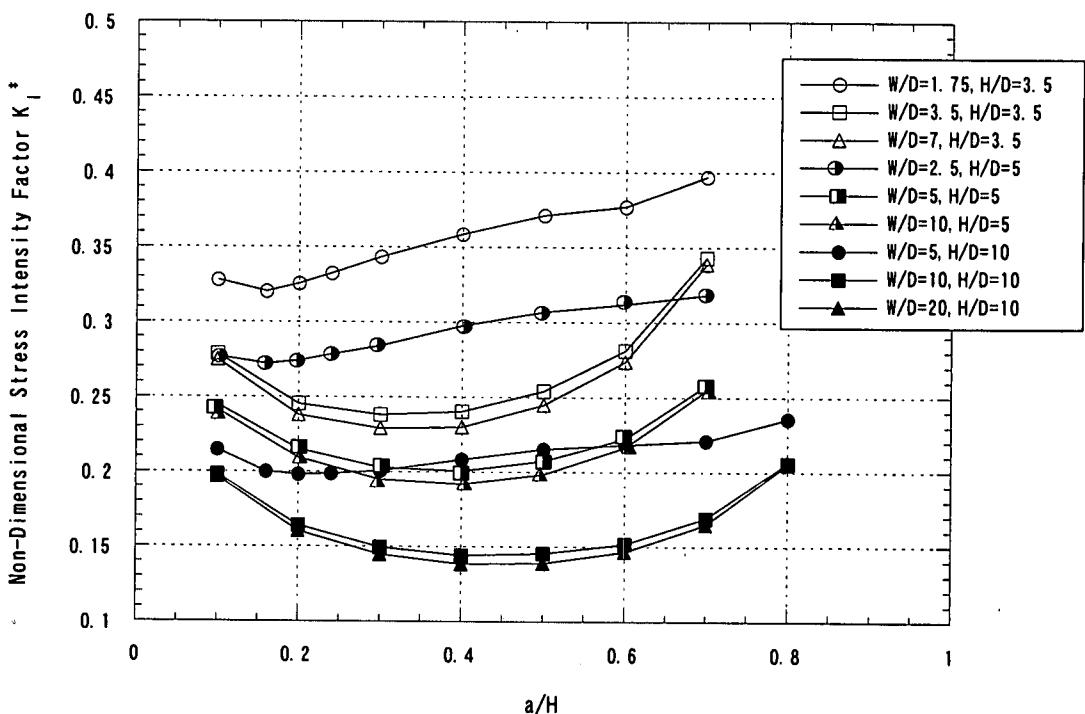


Fig. 7 The relationship between non-dimensional stress intensity factor  $K_I^*$  and non-dimensional crack length  $a/H$  for various borehole layouts.

特異要素を用いた場合でも、 $r$ が小さい範囲では全体の傾向からはずれてくる<sup>9)</sup>が、本研究では、応力拡大係数が既知の場合について予備計算を行い、応力拡大係数が1.2%以内の精度で得られることを確認している<sup>10)</sup>。

なお、応力拡大係数は次式により無次元化した。

$$K_I^* = K_I / (p \sqrt{D}) \quad (4)$$

$$K_{II}^* = K_{II} / (p \sqrt{D}) \quad (5)$$

ここで、

$K^*$ : 無次元応力拡大係数

$p$ : 高耐圧ゴムチューブに作用させる内圧である。

### (3) 解析結果

#### a) モードIについての解析結果

Fig. 7に、モードIについての種々のH, Wに対する無次

元応力拡大係数と無次元き裂長さ ( $a/H$ ) との関係を示す。図からわかるように、各ケースともあるき裂長さにおいて無次元応力拡大係数が最小となる。このことは、無次元応力拡大係数が最小になるまではき裂は安定に成長(圧力を増加してはじめてき裂は成長)するが、それ以降は不安定にき裂が成長することを意味する。このため、それぞれのケースについて、解析結果を6次の多項式で表される曲線で近似し、Newton-Raphson法により最小値を同定し、無次元応力拡大係数の最小値とそれに対応する  $a/H$  を求めた。Table 1にこの結果を示すとともに、Fig. 8に各ケースにおける最小無次元応力拡大係数とそれを与える  $a/H$  との関係を示す。

これらの図・表より、き裂が式(1)に従って進展すると仮定すると、以下のことがわかる。

- (1) 無次元応力拡大係数の最小値は、割岩孔間隔  $H$ 、および最小抵抗線  $W$  に依存している。
- (2)  $W/H=0.5$  のように最小抵抗線が小さい場合、無次元応力拡大係数の最小値は大きく、またそれに対応する  $a/H$  は小さい。このことから、割岩孔と自由面の距離が短い場合、き裂を連結させるのに要する圧力は小さく、初生したき裂は短い距離だけ安定成長した後不安定成長に移行すると考えられる。
- (3)  $W/H \geq 1$  の場合、無次元応力拡大係数の最小値は、最小抵抗線よりも孔間隔に依存し、孔間隔が大きいほど小さい。無次元応力拡大係数の最小値における  $a/H$  は、0.3~0.45 の範囲内にある。これより、 $W/H \geq 1$  の場合は、き裂を成長させるために大きな内圧增加が必要であり、応力拡大係数の最小値に相当するあるき裂長さまで成長させてはじめてき裂は不安定に成長するものと考えられる。

#### b) モードIIについての解析結果

Fig. 9に、モードIIについての種々の  $H$ 、 $W$  に対する無次元応力拡大係数と無次元き裂長さ ( $a/H$ ) との関係を示す。

図からわかるように、 $W/H \geq 0.5$  の場合、き裂がある程度進展すると無次元応力拡大係数が大きくなり、モードIの無次元応力拡大係数と比較して無視できない大きさになっている。ここで、モードIIが無視できないほど大きい場合には、元のき裂から折れ曲がってき裂が成長することが知られている。すなわち、最小抵抗線が短い場合、き裂は孔間を連結する方向に成長するのではなく、自由面方向に斜めに進展しやすいことを意味している。このため、最小抵抗線が短い場合にはモードIとモードIIの混合モードとなり、単純に(I)式は適用できない。従って、このような場合、き裂を自由面方向へ傾けたようなモデルを作成し、解析を行う必要がある。

$W/H \geq 1$  の場合には、き裂が進展してもモードIIの無次元応力拡大係数は大きくなない。従ってa)で行った解析結果が適用可能なものと考えられる。

Table 1 The minimum non-dimensional stress intensity factor  $K_{I,\min}^*$  and the non-dimensional crack length  $a/H$  at which the non-dimensional stress intensity factor is minimum.

H/D	W/H	Minimum non-dimensional stress intensity factor $K_{I,\min}^*$	$a/H$ minimum
3.5	0.5	0.320	0.146
	1	0.238	0.330
	2	0.228	0.344
	0.5	0.272	0.156
	1	0.200	0.373
	2	0.192	0.383
10	0.5	0.198	0.216
	1	0.144	0.435
	2	0.138	0.445

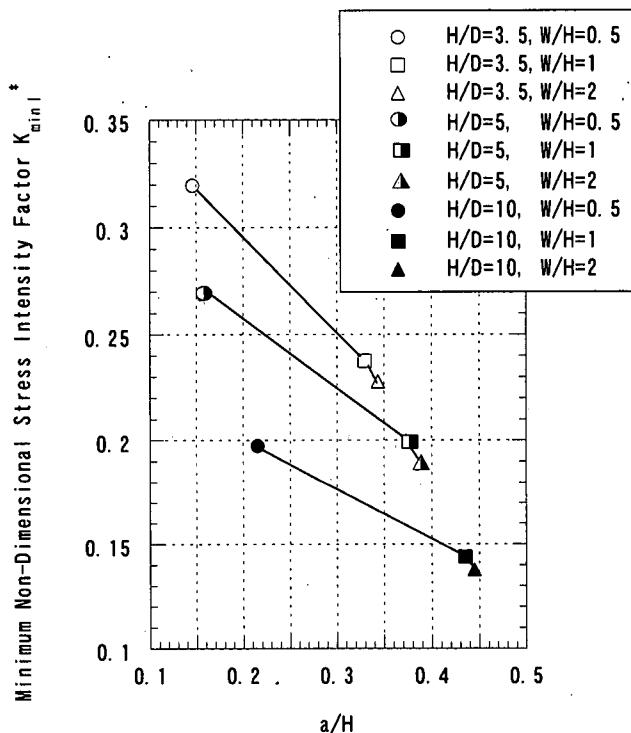


Fig. 8 The relationship between the minimum non-dimensional stress intensity factor  $K_{I,\min}^*$  and the non-dimensional crack length  $a/H$  at which non-dimensional stress intensity factor is minimum.

現実に岩盤を破碎する際には、4. で述べるように施工効率を考慮に入れるとある程度の最小抵抗線距離を確保す

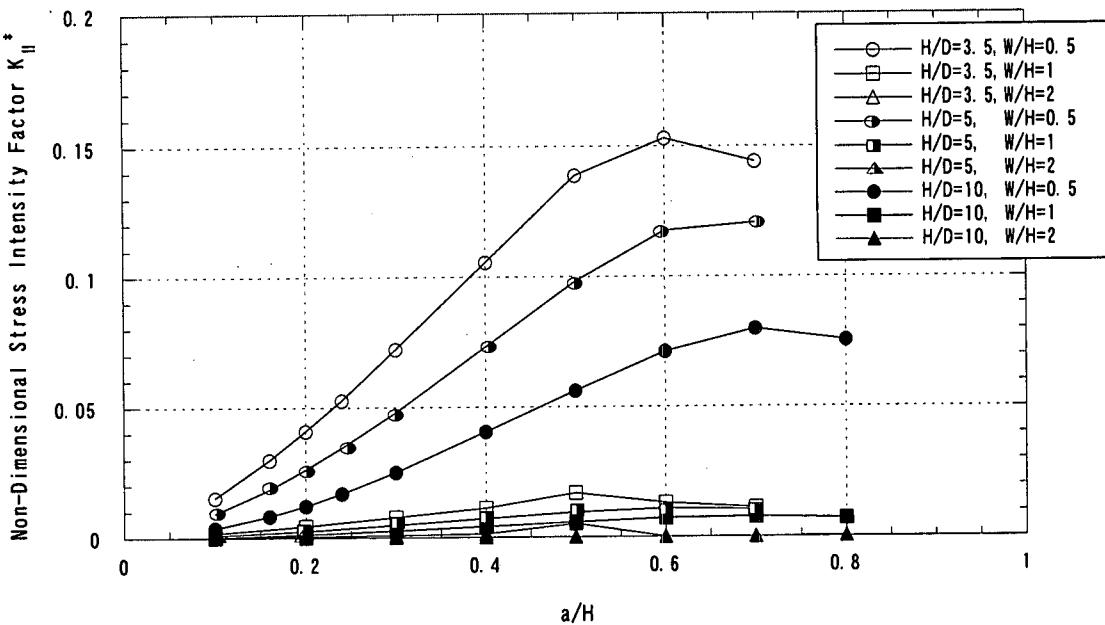


Fig. 9 The relationship between non-dimensional stress intensity factor  $K_{II}^*$  and non-dimensional crack length  $a/H$  for various borehole layouts.

る必要があり、 $W/H \geq 1$ の場合がほとんどである。従って、実際の施工時にはモードⅡの影響を考慮に入れる必要性は小さい。

#### 4. 破碎設計法

3. で述べたように、ある程度最小抵抗線が確保されているならば、き裂進展はモードⅠに支配され、またき裂の進展に伴いモードⅠにおける無次元応力拡大係数の最小値が存在することが明らかとなった。すなわち、Fig. 7 で示されるように、ある程度最小抵抗線が確保されているならば、アクアスプリッターの内圧を徐々に増大させることにより（実施工では1MPa/s程度）き裂は安定的に成長し、無次元応力拡大係数の最小値に対応する圧力まで達したならばそれ以後は不安定にき裂が成長するため、それ以上の内圧の増加は不要となる。これより、掘削の対象となる岩盤の破壊靭性値 $K_{Ic}$ が求まっているならば、次のように破碎に要する内圧 $p_c$ を決定できる。すなわち、き裂の不安定成長を起こさせる条件は、

$$K_{I\min} = K_{Ic} \quad (6)$$

であるから、

$$K_{I\min}^* = A_{\min}(W/H, H/D) \quad (7)$$

とおくと、き裂の不安定成長に要する内圧 $p_c$ は、

$$p_c \sqrt{D} / K_{Ic} = 1 / A_{\min}(W/H, H/D) \quad (8)$$

である。ここで、き裂の不安定成長に要する無次元内圧を $p_c^*$ とおくと、

$$p_c^* = p_c \sqrt{D} / K_{Ic} \quad (9)$$

という関係となる。

これまでの結果に基づき、Fig. 10に無次元内圧 $p_c^*$ と $H/D$ および $W/H$ の関係を示す。図中に挿入した近似曲線は、 $H/D=0.5$ で2つの割岩孔が接してしまうため無次元内圧が0となることを考慮して、

$$p_c^* = A(H/D - 0.5)^n \quad (10)$$

と近似した結果である。

この図より、最小抵抗線 $W$ が同じ場合、割岩孔間隔 $H$ が広がると、岩盤をアクアスプリッターに作用させる内圧を増

加する必要があり、また最小抵抗線の増加とともに必要な内圧も増加する。ただし、最小抵抗線が $W/H=1$ より大きくなると、最小抵抗線の影響はあまり認められない。

ここで、施工時の常用最大圧力を設定し、割岩口径Dと対象岩盤の破壊韌性値 $K_{Ic}$ とを与えてやれば、式(9)より無次元内圧 $p_c^*$ が求まる。この $p_c^*$ とFig. 10より、与えられた最小抵抗線に対する最大の割岩孔間隔を決定でき、適切な破碎設計を行うことが可能となる。

次に、割岩孔の穿孔パターンは、割岩により生じる破碎されたブロックの形状により分類される。このため、ここでは破碎されるブロック形状の影響について考えてみる。ブロックの形状は、 $W/H$ で分類できる。Fig. 3において、 $W/H=0.5$ は自由面が長辺となる長方形(Case A)であり、 $W/H=1$ は正方形(Case B)、 $W/H=2$ は自由面が短辺となる長方形(Case C)である。Fig. 11に、 $D^2$ により無次元化した各ブロックの面積(割岩孔の面積は無視しここでは $HW/D^2$ とする)を $W/H$ で分類したものと、無次元内圧 $p_c^*$ との関係を示す。これより、同一の無次元面積でも、ブロックの形状により無次元内圧が異なり、 $A < C < B$ という関係にあることがわかる。従って、同一面積のブロックを破碎するには、長方形、それも自由面を長辺とした長方形とする穿孔パターンが最も小さな圧力ですみ、正方形とすると最も大きな圧力が必要となるものといえる。ただし、実際の施工では以下に述べる理由により、Case Cとなるような穿孔パターンが最適なものとなる。

①3. で述べたモードⅡの検討結果より、最小抵抗線が短い場合、き裂は自由面に向かってしまう恐れがある。

②最小抵抗線が短いと、孔間隔は広く取れるが、同一面積で比較すると割岩回数が増加する。この増加は、トンネル掘削などの場合、逆に施工性の効率悪化につながる。

Fig. 10からわかるように、最小抵抗線がある程度以上になると無次元内圧 $p_c^*$ が最小抵抗線に依存しない傾向になる。従って、Case Cを採用した場合、最小抵抗線をさらに大きくした方が割岩孔当たりの掘削量が大きくなるという意味で施工性が向上すると考えられる。しかし、実際の施工では、大きなブロックとして破碎しても二次破碎の効率上得策とはいえない。二次破碎の効率を考慮すると、最小抵抗線は70~80cm以下にとどめるべきであり、この最小抵抗線における最大の孔間隔を求めるのが最も効率的な穿孔パターンとなる。

最後に、具体的な破碎設計について考えてみる。ここでは、代表的な花崗岩である稻田花崗岩の破碎を想定し、破壊韌性値を $2.32 \text{ MPam}^{1/2}$ とする<sup>8)</sup>。なお、破碎設計を行ふうえで安全率について考慮する必要があるが、本報では解析対象を二次元モデルとしているため、完全に現実的なものではない。次報で三次元解析について報告したうえで、安全率を考慮に入れた破碎設計について述べる予定であり、本報では安全率については割愛する。上述したように、ア

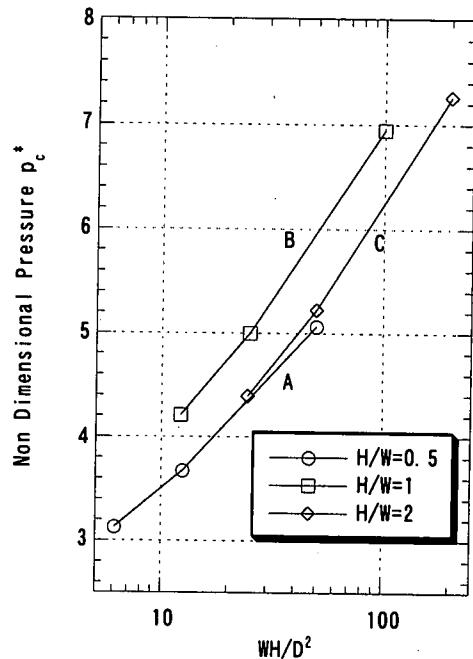


Fig. 10 The relationship between non-dimensional pressure  $p_c^*$  and an interval of borehole  $H/D$ .

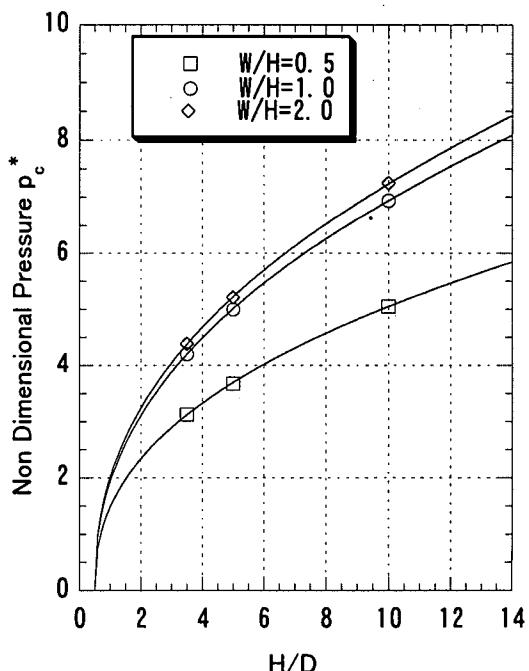


Fig. 11 The relationship between non-dimensional pressure  $p_c^*$  and non-dimensional block area  $HW/D^2$ .

クアスプリッターに加える最大常用圧力は、転用回数を考慮し、35MPa程度が最も経済的である。また、すでに述べたように最小抵抗線は70~80cm以下が適当である。従って、設計に対して求めるべきパラメータは、主として割岩孔間隔となる。

上記した破壊靭性値 $2.32 \text{ MPam}^{1/2}$ 、内圧35MPaおよび割岩孔径0.058mを式(8)に代入することより、無次元圧力 $p_c^* = 3.63$ となる。この値とFig. 10より、H/Dの値は2.5程度となり、孔間隔2Hは5D、ほぼ30cm以下とすればよいことが分かる。なお、内圧として最大内圧50MPaを用いれば、孔間隔2Hを10D、58cmまで広げることができる。

同様の計算を、荻野凝灰岩（破壊靭性値1.05MPam<sup>1/2</sup>）に対して行うと、最大常用圧力に対する最大孔間隔は約1.3mとなり、破碎対象の岩盤の破壊靭性値に孔間隔が大きく影響されることが分かる。

以上の手順を行うことにより、破碎対象となる岩盤の破壊靭性値 $K_{Ic}$ が求まっているならば、合理的な破碎設計を行うことが可能である。

## 5. 結論

静的破碎工法における破碎設計法を構築するために、クアスプリッターにより発生するき裂進展について注目し、二次元境界要素法を用いてき裂先端の応力拡大係数を解析し、線形破壊力学に基づいて岩盤の破碎に必要な力と最小抵抗線・割岩孔間隔の関係とを求めた。以下に結果を示す。

- 1) モードⅠに注目した場合、き裂の進展に伴う無次元応力拡大係数の最小値が存在し、この最小値は割岩孔間隔および最小抵抗線に依存する。
- 2) 最小抵抗線がある程度確保されているならば、モードⅡの効果は小さく、1)の結果がほぼ適用できる。
- 3) 無次元応力拡大係数の最小値より、対象となる岩盤の破壊靭性値 $K_{Ic}$ が求まっているならば、合理的な破碎設計を行うことが可能である。

本研究の手法は、静的破碎工法のなかでも、静的破碎剤など、内圧を均等に加えることにより破碎する工法に対しても、境界条件を変更するのみで適用可能なものと考えられる。

なお、前述したように今回の解析は二次元モデルを対象としたが、実際は三次元であり、三次元的な影響を考える必要がある。特に、き裂の形状は割岩孔の深さ方向に対して均一ではなく、変化するものと考えられ、このことを考慮した解析が必要であり、これについては次報で述べる予

定である。

## 参考文献

- 1) 野間達也、村山秀幸、門田俊一、上田滋夫：液圧を用いた岩盤コンクリートの静的破碎工法の開発、土木学会論文集、第427号、pp. 203~211、1991。
- 2) 野間達也、土屋敏郎、波田光敬：新しい自由面形成と割岩方法による硬岩トンネルの機械化掘削、土木学会論文集、第567号、pp. 81~90、1997。
- 3) 金子勝比古、西田稔、稻葉力、山内清：形状記憶合金を圧力源とした岩石静的破碎器に関する研究、資源・素材学会誌、第13巻、pp. 33~38、1991。
- 4) 稲田善紀、野原浩一、上原健、松本喬、岡本将昭、宮村長生：油圧式岩盤破碎機による岩盤の破碎に関する基礎的研究、土木学会論文集、第568号、pp. 249~258、1997。
- 5) 野間達也、松木浩二：岩盤の静的破碎工法における設計法の開発、第10回岩の力学国内シンポジウム講演論文集、pp. 299~304、1998。
- 6) 岡村弘之：線形破壊力学入門、培風館、1976。
- 7) 例えは、佐藤一志、橋田俊之、高橋秀明：き裂進展開始破壊靭性を有する花こう岩の引張軟化曲線の決定と破壊評価に関する研究、日本機械学会論文集（A編）、62巻、603号、pp. 2541~2546、1996。
- 8) Matsuki, K., Hasibuan, S. S. and Takahashi, H.: Specimen Size Requirements for Determining the Inherent Fracture Toughness of Rocks According to the ISRM Suggested Methods, Int. J. Rock Mech. & Geomech. Abstr., vol. 28, pp. 365~374, 1991.
- 9) 結城良治、木須博行：境界要素法による弾性解析、培風館、1987。
- 10) Matsuki, K., Matsune, S. and Takahashi, H.: Boundary Element Analysis for Standard Specimen Configurations in the ISRM Suggested Methods for Determining Fracture of Rock, Int. J. Rock Mech. & Geomech. Abstr., vol. 28, pp. 355~363, 1991.
- 11) 野間達也：液圧膨張式割岩工法を用いた硬岩トンネルの静的掘削法に関する研究、東北大学博士学位論文、1999。

(1998. 10. 21 受付)

STUDY OF FRACTURING DESIGN FOR STATIC ROCK FRACTURING METHOD  
USING 2-DIMENSIONAL BOUNDARY ELEMENT METHOD

Tatsuya NOMA and Koji MATSUKI

Recently, several static rock fracturing (non-blasting) methods have been developed because of the increase of rock excavations near residential area. However, these methods lack methodology for fracturing design; how to design line of least resistance and spacing of fracturing holes according to the capacity of the fracturing system.

In this paper, stress intensity factor ( $K_I$ ) of a fracture produced by our Aqua-splitter was calculated using a two-dimensional boundary element method.

The results showed that the most appropriate layout of boreholes can be determined from the minimum stress intensity factor of the fracture if fracture toughness of rock mass is known.