長尺さく孔におけるボタンビットの貫入特性*

福井 勝則¹   阿部 裕之²   小泉 匡弘³
友 定 英 貴⁴   大久保 誠介⁵

Force-Penetration Curves with a Worn Button Bit in the Percussive Long-Hole Drilling

by Katsunori FUKUI^{a*}, Hiroyuki ABE^b, Masahiro KOIZUMI^b,
Hideki TOMOSADA^b and Seisuke OKUBO^a

a. Department of Systems Innovation, The University of Tokyo, Bunkyo-ku, Tokyo 113-8656,
Japan (*Corresponding author E-mail: fukui@sys.t.u-tokyo.ac.jp)
b. Furukawa Rock Drill Co., Ltd., Yoshii Works

A force-penetration relationship is considered to be closely related to the deformation and fracture mechanism at the bit-rock interface. In this study, a series of percussive long-hole drilling tests using Inada granite were carried out to examine the effects of hole length on drilling performance. Stress wave was measured by a pair of strain gauges, and then force-penetration curve of a button bit was calculated by the measured stress wave. The main results are summarized as follows:

- 1) It can be said that characteristic impedance of hard metal chips has negligible effect on the calculated force-penetration curve, but characteristic impedance of the bit and travelling time from strain gauges to the bit have considerable effect.
- 2) With increase of hole length, the energy transmitted to the rock decreases, damage around the bottom of the hole decreases, and then the variation in slope of each force-penetration curve decreases.
- 3) Average advance per blow of rock drill can be expressed by following equations:
(Average advance per blow of rock drill)
= $0.26 \times$ (Maximum penetration)
= $0.51 \times$ (Final penetration).

KEY WORDS: Rock Drill, Force-Penetration Curve, Long-Hole Drilling, Button Bit, Sleeve Coupling

1. はじめに

さく岩機がより強力になったことから、50 m 程度の長尺さく孔が可能となり、切羽前方探査にも応用されている¹⁻⁷⁾。よく知られているように、さく孔深さが増加すると、ロッドとロッドを接続するスリーブ式ロッド継ぎ手（以下、スリーブと称する）を多数使用することとなる。スリーブでは弾性波が減衰するため、さく孔深さが増加すると、ビットに到達するエネルギーが減少し、さく孔速度が低下する⁸⁾。スリーブに関しては、高岡ら^{8,9)}をはじめとする先駆的な研究¹⁰⁻¹⁸⁾がみられるが、その研究のほとんどは、ロッド2本を1個のスリーブで連結した装置を用い、しかも加えるのは1打撃のみである。実際の現場においてさく孔速度

を計測した結果はいくつか報告されているが^{2,5-7)}、岩盤条件が変化しやすい上に、さく岩機に供給する油圧、ビット摩耗の程度などの諸条件を整えることが困難であり、実さく孔に近い条件下での測定結果が不足しているのが現状である。

ビットの貫入特性として、一文字やクロスビットに関して古くから研究されているが、現在で主流となっているボタンビットに関する研究は少ない。大久保ら¹⁹⁾は、1つのボタンチップによる衝撃および静的貫入特性を検討し、衝撃貫入試験の方が静的貫入試験に比べ、貫入抵抗曲線（荷重-貫入量曲線）の傾きは20%ほど大きい、その他の特性は両者に差があまりないことを示した。大久保ら²⁰⁾は、これを受けて実験が困難な衝撃貫入試験の代わりに静的貫入試験を実施し、ビット摩耗によるさく孔特性を検討した。大久保ら²¹⁾は、亀裂の連結などの複雑な現象を伴うボタンチップの刃物間隔の影響を調べた。このようにボタンビットの貫入特性に関する研究はいくつかあるものの、知見は依然として少なく、特に連続して打撃が加えられる実さく孔での貫入特性に関する測定結果は不足しているのが現状である。

福井ら²²⁾は、工場内に設けられた実験場で、ボタンビットを使用した長尺さく孔実験（連続打撃実験）を実施し、岩盤で消費

*2008年7月18日受付 10月11日受理

1. 普通会員 工博 東京大学准教授 工学系研究科 システム創成学専攻

2. 古河ロックドリル(株) 吉井工場

3. 普通会員 古河ロックドリル(株) 吉井工場

4. 古河ロックドリル(株) 吉井工場

5. 普通会員 工博 東京大学教授 工学系研究科 システム創成学専攻

[著者連絡先] FAX: 03-5841-7035 (東大・システム創成)

E-mail: fukui@sys.t.u-tokyo.ac.jp

キーワード: さく岩機, 貫入抵抗曲線, 長尺さく孔, ボタンビット, スリーブ

Fig.1 Decrease of penetration rate and energy with number of rods²²⁾.

Fig.2 Test site photo for long-hole drilling.

Fig.3 Assembly of the long-hole drilling apparatus.

されたエネルギーを求め、Fig. 1に示すように、ロッド本数の増加による岩盤で消費されるエネルギーと、さく孔速度はほぼ比例して減少するので、掘削体積比エネルギー（単位体積の岩石を掘削するのに要するエネルギー）はほぼ一定であることを示した。しかしながら、さく岩機の設計の際や、さく孔の計算機シミュレーションで、最も重要な岩石へのビット貫入特性は今後の課題としたので、本論文ではこれを中心に検討することとした。

本論文では、まず、実さく孔で貫入抵抗曲線を推定する際に、影響を与える要因を検討する。次に、さく孔深さが増加した際の貫入抵抗曲線の変化に関して検討することとする。本論文の特徴としては、一打撃試験ではなく、連続打撃をしたときのビット貫入特性を比較的簡単に求める方法を探究するとともに、実さく孔に近い工場実験での測定結果から妥当な貫入特性を得たことといえる。

2. 実験方法

実験方法の詳細に関しては福井ら²²⁾を参照していただきたいが、概略を以下に示す。

稲田花崗岩を用いた長尺さく孔実験の全景をFig. 2に、さく岩機からビットまでのアセンブリーをFig. 3に、使用した機器の諸元をTable 1に示す。ロッドは長さ3.66 mの丸ロッド（外径39 mm，内径14.5 mm），スリーブは台形ねじ式の呼び径38 mmを使用した。ロッドの横方向のたわみを制限するため、Fig. 2およびFig. 3に示すように複数の稲田花崗岩のブロックに穿った孔（直径64 mm）にロッドを通した。なお、花崗岩ブロックの間隔はロッド長と等しくし、各ブロックの間にスリーブが位置するように花崗岩ブロックを配置した。使用したビットの写真をFig. 4に示すが、ビット（呼び径64 mm）には10個の超硬チップが埋め込まれており、内訳はフェイスチップ（直径9 mm）が4個、サイドチップ（直径11 mm）が6個である。ビットは現場で使用したものでかなり摩耗が進んでおり、フェイスチップのハイトロス²⁰⁾（さく孔方向の摩耗量）は0.5 mm，サイドチップのゲージロス²⁰⁾

Table 1 Specifications of the long-hole drilling apparatus.

Rock	Inada Granite
Rock drill	HD210 (Furukawa Rock Drill Co.)
Piston	Length: 600 mm Mass: 6.08 kg
Rod	Length: 3.66 m (Round section) External diameter: 39 mm Inner hole diameter: 14.5 mm Characteristic impedance: 41,013 kg/s Density: 7,800 kg/m ³ Elastic wave velocity: 5,090 m/s
Bit	Nominal diameter: 64 mm Number of face chips: 4 Number of side chips: 6 Diameter of face chips: 9 mm Diameter of side chips: 11 mm Height loss of face chips: 0.5 mm Gauge loss of side chips: 0.75 mm
Coupling sleeve	Screw type: Trapezoidal screw Length: 191 mm Nominal diameter: 38 mm Mass: 1.917 kg
Percussive pressure	15 MPa (Max. 17.5 MPa)
Stroke of piston	Short mode
Rotational speed of rod	142 rpm
Damper pressure	10 MPa or 12 MPa

（径方向の摩耗量）は0.75 mmであった。ビット付近のロッドおよびビットの音響インピーダンス（以下、インピーダンスと称する）をFig. 5に示す。ロッドのインピーダンスは41,013 kg/sであるが、ビット（長さ12 cm）はロッドより断面が大きく、 8×10^4 - 11×10^4 kg/sである。

ロッド応力はFig. 3に示すように、シャンクロッドの前方（歪ゲージ#1：シャンクロッドとの接合部から50 cm）とビットの手前（歪ゲージ#2：ビット先端から321 cm）の2個所に、歪ゲージを貼り、さく孔時のロッドの歪から換算した。なお、ロッドが3本以上の場合の測定は歪ゲージを貼った2本のロッドの間に通常のロッドを追加した。さく孔中はロッドが回転するため、実験前に歪ゲージと連結させた導線をロッドに30回程度巻きつけた。

Fig.4 Worn button bit.

ロッドの回転速度は 142 rpm であるため、導線が 30 回巻き戻され次いで 30 回巻き付くまでの時間である 25 s 程度の実験が可能である。さく岩機後部の変位をレーザ式変位計 (OMRON 製 3Z4M-S22) により測定し、さく岩機の変位をさく孔時間で除することによってさく孔速度を求めた。各データは記録計 (日置電機製 8826) により取り込んだが、サンプリング周波数はロッド応力では 1 MHz とし、記憶容量の制限で計測時間は 1 s とした。その他の計測項目は 10 kHz とし、同一条件での計測時間は 10 s とした。

さく孔条件として、打撃圧に見合うようにスラスト用シリンダの油圧を調整し、スラスト (推力) を 8 kN とした。さく孔探査を想定した実験のため、打撃圧は通常より若干低くし、15 MPa に調整した。1 分間のロッドの回転数が 142 回となるように回転用油圧モータへの供給油量を調整した。1 分間の打撃数は 3,300 回程度であったので、1 打撃あたりロッドは約 15 度回転する。スラストとダンパーの推力がほぼバランスするようにダンパー圧を 10 MPa あるいは 12 MPa とした。

ロッド部分の全長は 2 本 (7.32 m) から 10 本 (36.6 m) までの 9 条件、ダンパー圧は 10 MPa と 12 MPa の 2 条件とし、都合 18 条件で実験を行った。なお、ダンパー圧を 2 通りに変化させたが、結果はほとんど同じであったため、ダンパー圧 12 MPa の結果に関してのみ本論文では述べることにする。

3. 貫入抵抗曲線 (荷重-貫入量曲線) の推定方法

Fig. 3 に示す歪ゲージ #2 を通過した入射波と反射波からビットの貫入抵抗曲線を求める方法を述べるが、詳細は文献^{19,23)}を参照されたい。

ロッドおよびビットを 5.09 mm (弾性波速度を 5.09 km/s とし、ロッドの歪のサンプリング間隔である 1 μs 間に弾性波が伝搬する距離) ごとに等間隔に分割し、各要素の平均インピーダンスを $Z(i)$ とする。歪ゲージからビット先端まで Fig. 3 に示したように 321 cm であるので、630 要素に分割した。各要素の境界での反射率 R 、透過率 T は次式で表される。

$$R_p(i) = \frac{Z(i+1) - Z(i)}{Z(i) + Z(i+1)} \quad (1a)$$

$$R_n(i) = \frac{Z(i) - Z(i+1)}{Z(i) + Z(i+1)} \quad (1b)$$

$$T_p(i) = \frac{2Z(i+1)}{Z(i) + Z(i+1)} \quad (1c)$$

$$T_n(i) = \frac{2Z(i)}{Z(i) + Z(i+1)} \quad (1d)$$

Fig.5 Characteristic impedance of the long-hole drilling tools.

時刻 t における要素 i での正方向 (ビットへの入射) と負方向 (ビットからの反射) の弾性波の大きさを力の単位で表現し、それぞれ $p(t, i)$, $n(t, i)$ とし、引張を正とする。時刻 t での p と n は時刻 $t - \Delta t$ での p と n によって次式で表すことができる。ただし、 Δt は 1 要素を伝搬する弾性波の所要時間 1 μs である。

$$p(t, i+1) = T_p(i)p(t - \Delta t, i) + R_n(i)n(t - \Delta t, i+1) \quad (2a)$$

$$n(t, i) = R_p(i)p(t - \Delta t, i) + T_n(i)n(t - \Delta t, i+1) \quad (2b)$$

両式を変形すると次式となる。

$$p(t, i) = \frac{1}{T_n(i-1)} p(t - \Delta t, i-1) + \frac{R_n(i-1)}{T_n(i-1)} n(t, i-1) \quad (3a)$$

$$n(t, i) = -\frac{R_p(i-1)}{T_n(i-1)} p(t, i-1) + \frac{1}{T_n(i-1)} n(t + \Delta t, i-1) \quad (3b)$$

歪ゲージ #2 の位置での $p(t - \Delta t)$ および $n(t)$ を用いれば、式 (3a) からビット側の隣接要素の $p(t)$ の経時変化が求まり、同様にビット側の隣接要素の $n(t)$ が求まる。これをビット先端まで繰り返していけば、任意の位置での p , n の経時変化を求めることができる。

ビットの岩石への貫入抵抗曲線はビット最先端の位置 L での p , n の経時変化から次式で計算できる。

$$F(t) = -p(t - \Delta t, L) - n(t, L) \quad (4a)$$

$$u(t) = \frac{1}{Z(L)} \int_0^t \{-p(t - \Delta t, L) + n(t, L)\} dt \quad (4b)$$

ただし、 $F(t)$ はビットによる荷重で圧縮を正とし、 $u(t)$ はビットの岩盤への貫入量である。

歪ゲージはロッドの歪を測定するため、歪にロッドのヤング率と断面積を掛けるとその位置での力が求まる。すなわち、歪ゲージは貼り付けた位置での力 $p + n$ を間接的に測定していることになるので、 p と n が混在した場合には、 p と n を区別することはできない。しかしながら、ビット先端から歪ゲージまでの距離の 2 倍に比べ、弾性波の波長の方が短ければ、入射波 p と反射波 n は混在しないため、区別することができる。事例としてロッド 8 本の際の波形を Fig. 6 に示す。図に示すように、さく岩機の打撃によってロッドを伝わってきた波が、歪ゲージ #2 でまず入射波として現れ、これが p に対応する。次にビットで岩石をさく孔した後、反射波 n となる。反射波の周期は 1 ms (波長で 5 m) 弱であるので、ビット先端から 2.5 m 以上離れたところに歪ゲージを貼れば、両者を容易に分離することができる。本研究では、 p の立ち上がりの 0.1 ms 前から 1.26 ms 間を入射波 p とし、その後の

Fig. 6 Elastic wave measured with strain gage #2.

Fig. 7 Effect of characteristic impedance of bit on force-penetration curves (Number of rods: 8).

1.26 ms 間を反射波 n とし、それ以外の区間は 0 とすることとした。なお、式 (4) による計算は入射波がビット先端に到達してからとし、ビット内での反射がみられたので、1.26 ms より若干長めの 1.3 ms の間の計算を行った。6. で述べる最終貫入量とは 1.3 ms 後の貫入量とした。

4. 貫入抵抗曲線に影響を与える要因

4・1 標準条件

式 (1), (3), (4) を用いて貫入抵抗曲線を求める際に、設定条件により得られる結果が変化するため、様々な条件を検討し、最も妥当であると考えられる条件を標準条件とすることとした。以下では、標準条件を変化させた場合の検討を行い、貫入抵抗曲線への影響を検討する。

標準条件は、3. で述べたように、歪ゲージ #2 からビット先端までの 321 cm を 5.09 mm の等間隔で 630 要素に分割し、各要素のインピーダンスは Fig. 5 に示した値を用いた。また、ビット先端の超硬チップおよび、ビットと先頭ロッドとのねじによる接合部の影響は無視することとした。今回の実験でスラストは 8 kN としたが、これを弾性波理論でいえば p と n の時間平均値がともに 4 kN であることを意味する。 p と n は時間的に変動するが、歪ゲージで観測した弾性波には、スラストに基づく成分も含まれている。

Fig. 6 に示した p , n から標準条件により貫入抵抗曲線を求めた結果を Fig. 7 に太線で示す。図では若干、下に凸の傾向で抵抗曲線は立ち上がり、100 kN を超えてからほぼ直線的になり、200 kN を超えてから再度下に凸となり、280 kN のピーク荷重を取った後、100 kN までほぼ直線的に荷重は減少し、その後、下に凸

となっている。

大久保ら²⁰⁾ は今回と同様の呼び径の摩耗したボタンビットを用い、静的に載荷した際の貫入抵抗曲線を求めている。貫入抵抗曲線は最初若干下に凸となるが、その後はほぼ直線的に荷重と貫入量は増大し、ピーク荷重を迎えた後、ほぼ直線的に荷重と貫入量とも減少し、荷重が低下すると下に凸の傾向がみられる。その結果と今回の結果は定性的にほぼ一致していることから、標準条件下における貫入抵抗曲線は正しく求められていると考える。

4・2 ビットのインピーダンスの影響

ビットのインピーダンスがロッドと同じ 41,013 kg/s であるとして求めた貫入抵抗曲線を Fig. 7 に細線で示した。この場合、ビット先端まで透過率は 1、反射率は 0 とした場合に相当し、歪ゲージ #2 で得られた p の経時変化を 0.63 ms 遅らせればビット先端の p の経時変化となり、 n の経時変化を 0.63 ms 進めればビット先端の n となるため、式 (3) の計算は不要となる。Fig. 7 の細線では最初、荷重が増加しているにもかかわらず、貫入量が後退しており、荷重が 30 kN となってようやく直線的に増加する。220 kN 以降は貫入量の変化はなくなり、荷重だけが上昇し、最大荷重 250 kN を迎えた後、若干下に凸の曲線を描きながら、荷重および貫入量が減少している。また、載荷と除荷の曲線が交差しており、誤差を含むと考えられる結果となった。Fig. 7 をみる限り、インピーダンスを正しく評価して計算することは重要であることがわかる。しかしながら、50 kN から 200 kN までをみた場合には、太線と細線の傾きはほぼ同じであり、貫入抵抗の傾きのみに着目した検討をするのであれば、必ずしもインピーダンスを正確に評価する必要はないことがわかる。そのため、簡易的に評価する上でこのような手法も重要であると考え。なお、他のさく孔結果でもほぼ同様の結果となった。

4・3 超硬チップの影響

標準条件では超硬チップのインピーダンスは考慮しなかった。Fig. 4 からわかるようにビット先端には超硬チップが突出しているので、先端の要素は超硬チップのみを考慮してモデル化した。超硬チップはビット本体に圧入されているので、先端のひとつ手前の要素は、超硬チップとビット構成金属の両者を考慮してインピーダンスを求めた。超硬チップの物性値¹⁹⁾ を Table 2 に示すが、標準条件のインピーダンスが先端要素 86,753 kg/s、次の要素

Table 2 Specifications of hard metal chips¹⁹⁾.

Density	14,500 kg/m ³
Young's Modulus	590 GPa
Elastic wave velocity	6,380 m/s

Fig. 8 Effect of characteristic impedance of hard metal chips on force-penetration curves (Number of rods: 2).

Fig.9 Effect of travelling time from strain gage #2 to top of bit on force-penetration curves (Number of rods: 2).

Fig.10 Effect of spring constant on force-penetration curves (Number of rods: 9).

110,207 kg/sであるのに対して、超硬チップを考慮した場合、先端要素 72,657 kg/s、次の要素 151,695 kg/s となった。計算の結果、標準条件と超硬チップを考慮した場合とで、図で区別できないほど一致した。念のために、先端要素のインピーダンスが計算結果に与える影響を調べるために、先端要素のインピーダンスを標準条件の約3倍、1/3倍に相当する 300,000 kg/s と 30,000 kg/s の2条件で計算したところ、Fig. 8 (ロッド2本の2打撃目) に示す結果を得た。このように大きくインピーダンスを変化させてようやく図でわかる程度であり、超硬チップのインピーダンスの影響は小さい。

3. で述べた手法では要素内の弾性波速度が一定であるとして計算を行うが、ビットに比べ超硬チップの弾性波速度は25%程度速い。要素の区間長をどのように扱うかは難しいため、今回は超硬チップのインピーダンスは考慮しないこととした。

4・4 歪ゲージからビット先端までの弾性波の到達時間の影響

歪ゲージからビット先端までの距離を 321 cm、弾性波速度を 5.09 km/s として、弾性波の伝搬が理想的な一次元の波動伝搬であるとして、標準条件では弾性波の到達時間は 0.63 ms とした。しかしながら、理想的な一次元の波動ではなく、弾性波の到達に若干の時間のずれが生じている可能性が考えられる。ここでは弾性波の到達時間を変化させた場合の貫入抵抗曲線を求めて、その影響を調べることにした。条件としては、ビットのインピーダンスは Fig. 5 とし、ロッドの要素数(長さ)を変化させ、弾性波の到達時間をパラメータとした。

ロッド2本の2打撃目の結果を Fig. 9 (a) に示す。弾性波の到達時間が 0.62 ms の場合には、最初荷重が 40 kN 程度あるが、0.63 ms 以上はほぼ 0 から立ち上がっている。弾性波の到達時間が長

くなると、貫入量が減少し、貫入抵抗曲線の傾きが大きくなる傾向がある。この図からは、0.63 ms、0.64 ms、0.65 ms のどれが適切なかの判断は難しい。

ロッド2本の1打撃目の結果を Fig. 9 (b) に示す。弾性波の到達時間が 0.65 ms では貫入量が 0.3 mm まで荷重が -50 kN と負(引張力)であり、誤差が大きいと考えられる。弾性波の到達時間が 0.64 ms では、貫入量が 0.4 mm まで荷重がほぼ 0 であり、0.63 ms では荷重はわずかに正の値となっている。0.63 ms と 0.64 ms のどちらが妥当かの判断は難しく、今回は弾性波速度から求めた 0.63 ms を採用することとした。

4・5 ビットと先頭ロッドの接合の影響

ビットと先頭ロッドは、ビット側がめねじで台形ねじ式のねじ接合である。スリーブのように剛性が小さいと、弾性波伝搬が遅れ、波高は小さくなり、波長が伸びる現象がみられる¹⁸⁾。大久保ら¹⁸⁾にならい、ビットと先頭ロッドの接合をばねでモデル化し検討することとした。貫入抵抗曲線の傾きが大きい場合に、接合部の影響を受けやすいと考えられるため、最も貫入抵抗曲線の傾きが大きかった打撃(ロッド9本の32打撃目)を検討することとし、Fig. 10 に計算結果を示す。ばねを考慮しない場合と、ばね定数が 100 GN/m の結果は同じであった。ばね定数が小さくなると荷重は同じであるが、貫入量が小さくなる傾向がみられる。

3. で述べた今回の計算では、歪ゲージ#2の計測結果から、ビット側の p 、 n の経時変化を順に求めていく。歪ゲージ#2側のねじ直前の要素の p 、 n から、ばねの荷重が定まり、ばね定数を仮定するとばねの縮みが求まる。その微分値である変位速度からビット側のねじ直後の要素の p 、 n が求まる¹⁸⁾。ばねに作用する荷重はねじ直前の要素の p 、 n で決まるので、インピーダンスが同じであれば、ビット先端での荷重はばねの変形によらず同じとなる。Fig. 5 に示した程度のインピーダンスの変化では、Fig. 10 に示した荷重はほとんど変化しなかった。他方、ねじでの縮み量だけビット先端の貫入量が小さくなる。このため、ビットと先頭ロッドのねじをばねでモデル化しても、荷重に応じて変位が小さくなるだけである。スリーブのばね定数は弾性波の減衰から既報²²⁾では 490 MN/m と見積もった。ビットと先頭ロッドの接合はスリーブに比べ剛性は高いものと考えられる。ばね定数を 2 GN/m とした場合、Fig. 10 では貫入量 0.17 mm 以降で荷重の増減が激しくなっており、不自然な結果となっており、ばね定数は 2 GN/m より大きいのではないかと推測されるが、今回の結果からはばね定数を見積もることは困難であるため、標準条件では無視することとした。

Fig.11 Elastic wave measured with strain gage #2 (Number of rods: 2).

Fig.12 Calculated force by measured stress wave (Number of rods: 2).

Fig.13 Calculated penetration by measured stress wave (Number of rods: 2).

Fig.14 Force-penetration curves (Number of rods: 2).

5. 貫入抵抗曲線

ロッド2本の p をFig. 11 (a)に示す。既報¹⁹⁾で示したように、 p のばらつきはほとんどないため、1例(8打撃目)を示した。図で p はほぼ半周期(0.4ms)の正弦波状である。ロッド2本の n をFig. 11 (b)に示す。既報¹⁹⁾で述べたように n のばらつきは大きいため、2打撃目と8打撃目を実線で示した。2打撃目(細線)では0.1 msから引張力が作用し始め、0.15 msからほぼ直線的に引張力が増大し、0.25 msで125 kNの最大値を取った後、急激に引張力が低下し、0.35 ms付近で圧縮力になる。その後も圧縮力は増大し、0.4 msで最大圧縮力125 kNとなる。他方、8打撃目(太線)では0.2 msまでほとんど引張力が作用せず、0.2 msから徐々に圧縮力が増加し、0.25 ms以降は直線的に圧縮力が増大し、0.37 ms付近で最大圧縮力となり、その後、圧縮力は減少した。ロッド

2本で得られた50打撃の n は、2打撃目と8打撃目の間にすべて入っていた。すなわち、0.1 msまでと0.4 ms以降はほぼ同じであり、破線で0.1 msから0.4 msの間の形状を模式的に2事例を示したが、0.1 ms以降では最初、引張力が作用し、最大引張力を迎えた後、圧縮力が徐々に増加し、最大圧縮力となる。このようにロッド2本では2打撃目と8打撃目の間に結果が入るため、以下ではこの2打撃(2打撃目、8打撃目)の結果について述べる。

ビット荷重の経時変化をFig. 12に示す。Fig. 11 (b)の n で最初に引張力が発生していない8打撃目(太線)では0.25 msから急激に荷重が増加し、0.4 msで最大値360 kNとなり、その後0.5 msまで急激に荷重が減少し、それ以降の変化は小さくなる。最初に引張力が作用した2打撃目(細線)では0.25 msを過ぎても荷重はさほど増大せず、0.35 msとなってようやく荷重が急激に増大し始め、0.45 msで最大荷重300 kNとなった後、急激に荷重が低下し、0.5 ms以降は8打撃目とほぼ同じ挙動となる。他の打撃では0.25 msまでと0.5 ms以降はほぼFig. 12と同じであり、0.25 msから0.5 msまでは2打撃目と8打撃目との間に入っており、 n に引張力が作用すると、2打撃目のように荷重が急激に立ち上がる時刻が遅くなり、2打撃目に比べ最大荷重が大きくなる。

ビット貫入量の経時変化をFig. 13に示す。 n で引張力が発生していない8打撃目(太線)では0.25 msから急激に貫入量が増加し、0.4 msで最大貫入量0.6 mmとなった後、ゆるやかに貫入量は減少し、0.8 ms以降は0.23 mmとほぼ一定となった。引張力が作用した2打撃目(細線)では0.25 msまではほぼ8打撃目と同じであるが、それ以降、貫入量の増大が大きく、0.45 msで最大貫入量1.2 mmとなり、0.8 ms以降は0.9 mmとほぼ一定となった。他の打撃は、2打撃目と8打撃目との間に入っており、 n で引張力が大きいほど、貫入量が増大する傾向となった。

Fig.15 Elastic wave measured with strain gage #2 (Number of rods: 9).

Fig.16 Force-penetration curves (Number of rods: 9).

貫入抵抗曲線を Fig. 14 に示す。8 打撃目（太線）では荷重が 100 kN 以下では貫入抵抗曲線が多少波打っているが、ピーク荷重付近となるまではほぼ直線的になっており、ピーク荷重を過ぎると、100 kN 程度まで荷重が低下する間は、若干下に凸の傾向がみられている。この波打つ現象は、Fig. 12 の経時変化でもみられており、 p および n に周期 0.03 ms 程度の小さな振幅の波が重なっている影響で、これはピストンの断面形状が一定でないことに起因している。他の打撃は、 n で引張力が大きくなるほど、2 打撃目のように最初、荷重が 50 kN 程度まで貫入抵抗曲線が小さくなり、そこから急激に荷重が大きくなる傾向がみられる。

次のロッド 9 本の場合について述べる。 p のばらつきはほとんどないため、1 例を Fig.15 (a) に示した。歪ゲージ #2 に到達するまでにスリーブを多く通過するため、ロッド 2 本の場合に比べ、波高が減衰し波長が伸びている。ロッド 2 本のときにみられた 0.03 ms の小さな波打ちも減衰して消滅している。Fig. 15 (b) に n の経時変化を示すが、 n のばらつきは大きいため、最も極端な 2 事例 (19 打撃目と 32 打撃目) を図に示した。19 打撃目（細線）では 0.1 ms 以降徐々に引張力が作用し始め、0.25 ms で最大引張力 40 kN となった後、急激に引張力が低下し、0.32 ms 付近で圧縮力に転じ、その後も圧縮力は増大し、0.4 ms で最大圧縮応力 130 kN となる。その後は徐々に圧縮力が減少していく。他方、32 打撃目（太線）では 0.2 ms までほとんど引張力が作用せず、0.2 ms から徐々に圧縮力が増加し、0.25 ms 以降は直線的に圧縮力が増大し、0.37 ms 付近で最大圧縮力となり、その後、圧縮力は減少した。ロッド 9 本の場合に得られた 50 打撃の n は、19 打撃目と 32 打撃目の間に入っていた。ロッド 2 本の場合と同様に、0.1 ms までと 0.4 ms 以降はほぼ同じであり、0.1 ms から 0.4 ms の間の形状が中間的となっていた。

Table 3 Results of long-hole drilling.

Number of rods	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Penetration rate (cm/s)	1.59	1.43	1.24	1.25	0.90	0.90	0.93	0.70	0.74
Energy transmitted to rock (J)	94	73	78	67	54	47	41	29	26
Maximum force (kN)	298	342	341	293	297	312	281	281	284
Slope of force-penetration curves									
Loading (kN/mm)	421	586	498	428	506	585	591	640	790
Unloading (kN/mm)	1630	1290	1530	1420	1800	1430	1760	1480	1730
Maximum penetration (mm)	1.00	0.88	0.85	0.88	0.70	0.59	0.58	0.50	0.71
Final penetration (mm)	0.60	0.49	0.47	0.39	0.29	0.28	0.33	0.16	0.32

貫入抵抗曲線を Fig. 16 に示す。32 打撃目（太線）では最初から 280 kN のピーク荷重となるまでほぼ直線的に増加し、その後 200 kN まで載荷曲線とほぼ同じように除荷され、その後ほぼ直線的に荷重と貫入量が低下している。19 打撃目では 80 kN までの傾きは小さく、その後 200 kN まではほぼ直線的になり、200 kN 以降では下に凸の傾向となり、300 kN のピーク荷重となった。その後、直線的に荷重が減少した。他の打撃では 19 打撃目と 32 打撃目の中間的で n の引張力が大きいほど 100 kN まで貫入抵抗曲線の傾きが小さく、貫入量が大きくなる。

ロッド本数が増加すると貫入抵抗曲線には、1) 打撃ごとのばらつきが減少する、2) 荷重が小さいときの貫入量が小さくなる、の特徴がみられた。

さく孔実験で得られたロッド本数ごとの 50 打撃の平均値を Table 3 に示す。表には、さく岩機の変位から求めたさく孔速度と、入射波 p と反射波 n のエネルギーの差から求めた、1 打撃当たりの岩盤が吸収したエネルギーの平均値を示した。ロッド本数が増えると、入射波のエネルギーが減少するため、岩盤が吸収するエネルギーおよびさく孔速度は減少するが、最大荷重はばらつきがみられるもののさほど変化していないことがわかる。

6. 考 察

6・1 貫入抵抗曲線の傾き

貫入抵抗曲線においてピーク荷重の 30% とピーク荷重の傾きを求めた結果を Table 3 および Fig. 17 に示す。図ではばらつきはみられるもののロッド本数の増加に従い、貫入抵抗曲線の傾きが増大している。

詳細に検討するため、打撃ごとの貫入抵抗曲線の傾きの変化を Fig. 18 に示す。▲で示したロッド 2 本では、極大値が 600-700 kN/mm であり、極大値を取った次の打撃では、貫入抵抗曲線の傾きが小さくなっている。他方、ロッド 9 本では、600-800 kN/mm の間にあり、ロッド 2 本に比べ変動が小さい。ロッド 2 本で貫入抵抗曲線の傾きが大きくばらついているのは、孔底の岩石強

Fig. 17 Slope of force-penetration curves with number of rods.

Fig. 18 Fluctuation in slope of force-penetration.

度が大きくばらついていることが原因と考えられる。すなわち、前打撃によって孔底に多数の亀裂が入るなどの損傷を受けた場合に、貫入抵抗曲線の傾きが小さくなることが考えられる²⁴⁾。ロッド本数の増加により、スリーブでの弾性波の減衰で、ビットに到達するエネルギーが少なくなるため、打撃の影響による損傷は少なくなることが考えられる。このように考えると、損傷を受けていない花崗岩の貫入抵抗曲線の傾きは、今回使用した摩耗したビットでは 600-700 kN/mm であり、孔底の損傷の度合いに応じて貫入抵抗曲線の傾きが変化したものと考えられることができる。

Table 4 に大久保ら^{19,20)}で得られた貫入抵抗曲線の傾きを示す。Table 4(a) は直径 14 mm の 1 チップでの衝撃貫入試験結果^{19,20)}で、新治砂岩は三城目安山岩に比べ、一軸圧縮強度および貫入抵抗曲線の傾きは 3 倍強である。Table 4 (b) は新品および摩耗したビットを用いた静的貫入試験結果²⁰⁾で、両ビットとも貫入抵抗曲線の傾き（載荷段階）は三城目安山岩に比べ新治砂岩では 3 倍強である。このように Table 4 (a), (b) とも新治砂岩は三城目安山岩の 3 倍強程度となった。稲田花崗岩は新治砂岩に比べ、一軸圧縮強度、ヤング率は 10-20% 程度小さく、貫入抵抗曲線の傾きもほぼ同じように 10% 程度小さい。稲田花崗岩の静的貫入試験結果は実施していないが、このような関係が成り立つとすると、稲田花崗岩の貫入抵抗曲線の傾き（載荷段階）は新品ビットで 430 kN/mm、摩耗ビットで 530 kN/mm となる。1 チップでの動的試験では静的試験に比べ貫入抵抗曲線の傾きは 20% 程度増加すること²⁰⁾から、動的試験では新品ビットで 520 kN/mm、摩耗ビットで 640 kN/mm と推定される。今回の結果から 600-700 kN/mm と推定したが、摩耗ビットはその範囲に入っており、このことから今回得られた貫入抵抗曲線は妥当であると考えられる。

除荷時の貫入抵抗曲線の傾き（荷重 100 kN と 200 kN の間での傾き）を Table 3 に示す。ばらつきが大きいですが、ロッド本数の増

Table 4 Slope of force-penetration curves.

(a) Impact penetration test with a chip bit^{19, 20)}

Rock	Uniaxial compressive strength (MPa)	Young's Modulus (GPa)	Slope of force-penetration curves (kN/mm)	
			Loading	Unloading
Sanjome andesite	72.4	10.1	33	72
Niiharu sandstone	279	69.8	120	248
Inada granite	223	62.5	106	223

(b) Static penetration test with a worn button bit²⁰⁾

Rock	Bit	Nominal diameter (mm)	height loss (mm)	gauge loss (mm)	Slope of force-penetration curves (kN/mm)	
					Loading	Unloading
Sanjome andesite	New	76	0	0	140	620
	Worn	76	0.64	0.15	170	600
Niiharu sandstone	New	64	0	0	480	890
	Worn	64	0.71	0.65	600	970

加による変化はみられず、平均値は 1560 kN/mm であった。載荷時と同様に、Table 4 に示す新治砂岩の除荷時の傾きより今回の結果を推定すると 1000 kN/mm となり、1560 kN/mm に比べ、小さい値となった。

Table 4 (a) に示した 1 チップでの衝撃貫入試験結果を見ると、除荷時の貫入抵抗曲線の傾きは載荷時の傾きの約 2 倍で、載荷時と同様にほぼ一軸圧縮強度に比例しており、三城目安山岩と新治砂岩の差は大きい。しかしながら、Table 4 (b) に示した摩耗したボタンビットの場合を見ると、除荷時における両岩石の傾きの差は小さい。除荷時の貫入抵抗曲線の傾きは、ビットへの岩石の反発を表すことから、孔底の岩石強度あるいはヤング率と関連性が強いと考えられるが、チップが複数個あるボタンビットの場合にはより複雑な挙動を示しているためといえる。この除荷時の貫入抵抗曲線の傾きに関する詳しい検討は今後の課題としたい。

6・2 ビットの最大貫入量と最終貫入量

さく孔中のさく岩機の変位の経時変化を Fig. 19 に示す。図では大局的にほぼ直線的にさく岩機の変位が増加していることがわかる。しかしながら、ロッドが 4, 6, 8, 9 本で曲線が小さく波打っているが、これはピストンの前進・後退とほぼ同期したさく岩機の前後動である。すなわち、1 打撃ごとにさく岩機は前進後退を繰り返しながら、平均的には前進していくといえる。

さく岩機では Fig. 4 のようなボタンビットにより孔底の一部を掘削し、ビットを回転させながら、孔底の全面を掘削していくため、1 打撃あたりのビット貫入量の積算に比べ、さく孔長は小さくなるが、その関係については不明な点が多い。しかしながら、この比は計算機シミュレーションでさく孔速度を求める際や、さく岩機やビットの設計に際して必要な数値である。

1 打撃ごとの貫入抵抗曲線の貫入量を検討することにする。各条件の最大貫入量および最終貫入量の 50 打撃の平均を Table 3 に示す。最大貫入量および最終貫入量と、1 打撃あたりのさく岩機の変位の関係を Fig. 20 に示す。図では、原点を通るとして最小二乗法で近似した直線も示した。最大貫入量に対してさく岩機の変位は 26% である。この値は、大久保・西松²⁵⁾がさく岩に関するシミュレータを提案した際に仮定した 30% とほぼ一致している。他方、最終貫入量に対してさく岩機の変位は 51% である。最終貫入量は、最大貫入量から、岩石がビットを押し戻した変位が引かれたものであり、打撃によって岩石が掘削された貫入量を表す。さく岩機ではビットを回転させて孔底を掘削していくが、

Fig.19 Advance of the rock drill.

Fig.20 Penetrations of the bit against advance rate of the rock drill.

今回の結果では平均的にみて、2回の打撃で孔底全面を掘削していることになる。過去に報告例が見当たらない重要な関係と考えて式の形でまとめると次のようになる。

$$\begin{aligned} (\text{一打撃あたりの平均さく孔長}) &= 0.26 \times (\text{最大貫入量}) \cdots (5) \\ &= 0.51 \times (\text{最終貫入量}) \end{aligned}$$

7. まとめおよび今後の課題

本研究ではLundberg²³⁾が提案した手法を用い、ロッドに貼り付けた歪ゲージで測定した弾性波から岩石へのビットの貫入抵抗曲線を求めた。その際、実さく孔で貫入抵抗曲線を推定する際の影響を与える要因を検討した。その結果、ビットのインピーダンスを考慮する必要があること、ビット先端の超硬チップの影響は軽微であることを指摘した。歪ゲージからビット先端までの弾性波の到達時間およびビットと先頭ロッドの接合の影響に関しては、今回の結果からは判断がつかなかった。例えば、ビットを岩石に押しつけず、ビットを自由端にしたまま、打撃を行うとこれらの点を評価することが可能であるので、今後同様の実験を行う際にはこれを実施する予定である。

貫入抵抗曲線を求めた結果、ロッド本数が多くなると、入射波のエネルギーが減少するため、岩盤が吸収するエネルギーおよびさく孔速度は減少するが、最大荷重はさほど変化していないことを示した。またロッド本数の増加に従い、載荷時の貫入抵抗曲線の傾きが増大していることを示した。これはロッド本数が少ないと、打撃エネルギーが大きくなり、前回の打撃で孔底には多数の亀裂が入るなどの損傷を受けやすいためである。

さく岩機のシミュレータでは最大貫入量と1打撃あたりのさく孔長の比が重要なパラメータとなるが、これが26%であったことを示し、また最終貫入量と1打撃あたりのさく孔長の比は51%であったことを示した。

本研究によってロッドに歪ゲージを添付することによって、実さく孔で貫入抵抗曲線を求めることが可能であることを示した。

その際の条件としてはロッド2本でFig. 3のようなアセンブリーで実験を行えば、 p と n の分離が可能となる。従来衝撃貫入試験が技術的に難しいとして、著者らは静的貫入試験を実施してきたが、静的貫入試験は1打撃ごとに岩石を15度ずつ回転させながら載荷していくため、非常に手間のかかる実験であった²⁰⁾。今回の手法によれば、データ整理は静的に比べ面倒であるが、短時間で多くの実験を行うことが可能となり、ビット摩耗、ビット配列、ビット材質の影響など未解決の問題を今後検討していくつもりである。

References

- 1) H. Schunnesson: Tunnelling and Underground Space Technology, **11** (1996), 345-351.
- 2) H. Schunnesson: Int. J. Rock Mech. Sci., **35** (1998), 711-725.
- 3) T. Yamamoto, S. Shirasagi, S. Yamamoto, Y. Mito and K. Aoki: Tunnelling and Underground Space Technology, **18** (2003), 213-221.
- 4) T. Kimura, M. Yamashita and S. Nishiyama: J. Soc. Mat., **52** (2003), 494-499.
- 5) Z. Q. Yue, C. F. Lee, K. T. Law and L. G. Tham: Int. J. Rock Mech. Sci., **41** (2004), 573-612.
- 6) K. Fukui, S. Okubo and M. Yamashita: Journal of MMIJ, **120** (2004), 146-151.
- 7) M. Yamashita, K. Fukui and S. Okubo: Journal of MMIJ, **120** (2004), 508-514.
- 8) S. Takaoka, H. Hayamizu and S. Misawa: Saiko-to-Hoan, **2** (1956), No.5, 1-7.
- 9) S. Takaoka, H. Hayamizu and S. Misawa: Journal of MMIJ, **74** (1958), 7-12.
- 10) H. Hayamizu: Saiko-to-Hoan, **20** (1974), 225-233.
- 11) Y. Mikami: Studies on sleeve heating of rock drill, Doctoral Thesis of the University of Tokyo, (1986).
- 12) E. Nordlund and B. Lundberg: Int. J. Impact Engng., **4** (1986), 127-144.
- 13) R. Beccu and B. Lundberg: Int. J. Impact Engng., **6** (1987), 157-173.
- 14) B. Lundberg: Int. J. Rock Mech. Sci. & Geomech. Abstr., **24** (1987), 213-222.
- 15) B. Lundberg, R. Beccu and A. Nilsson: Int. J. Impact Engng., **8** (1989), 303-313.
- 16) R. Beccu and B. Lundberg: Int. J. Impact Engng., **9** (1990), 277-287.
- 17) S. Okubo, A. Ota and M. Akiyama: Journal of MMIJ, **111** (1994), 895-901.
- 18) S. Okubo, A. Ota and K. Fukui: Journal of MMIJ, **111** (1995), 301-308.
- 19) S. Okubo, Y. Nishimatsu, M. Akiyama and T. Tatsumi: Journal of MMIJ, **108** (1992), 134-140.
- 20) S. Okubo, A. Ota, T. Matsuda, K. Fukui and M. Akiyama: Journal of MMIJ, **113** (1997), 663-668.
- 21) S. Okubo, K. Fukui and A. Ota: Journal of MMIJ, **115** (1999), 661-667.
- 22) K. Fukui, H. Abe, M. Koizumi, H. Tomosada and S. Okubo: Journal of MMIJ, **123** (2007), 152-157.
- 23) B. Lundberg: Int. J. Rock Mech. Sci. & Geomech. Abstr., **19** (1982), 229-239.
- 24) D. F. Howarth and E. J. Bridge: Int. J. Rock Mech. Sci. & Geomech. Abstr., **25** (1988), 39-43.
- 25) S. Okubo and Y. Nishimatsu: Journal of MMIJ, **107** (1991), 209-214.