長尺さく孔におけるロッド応力の減衰*

福井 勝則¹ 阿部 裕之² 小泉 匡弘³
友 定 英 貴² 大久保 誠介⁴

Attenuation of Rod Stress in Percussive Long-Hole Drilling

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

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

In this study, a series of percussive long-hole drilling tests using Inada granite was carried out to examine the effect of hole length on drilling performance. Special care was taken to clarify the attenuation of elastic wave at a sleeve coupling which connects the two rods. The main results are summarized as follows;

- 1) The experimental results show that penetration rate decreases and rod stress attenuates with increase of hole length or number of sleeve couplings to pass through.
- 2) Numerical simulation using the spring model proposed by Okubo et al. indicates that calculated results of elastic-wave amplitude and length agree well with experimental results.
- 3) Penetration rate was found to be proportional to transmitted energy into the rock. Specific energy in the percussive drilling test is considerably lower than that in the static penetration test.

KEY WORDS: Rock Drill, Long-Hole Drilling, Elastic Wave, Rod, Sleeve Coupling, Rod Joint

1. はじめに

長孔発破により岩盤掘削（破砕）の効率が良くなることは古くから知られている¹⁾。また、最近になってトンネルや坑道の切羽前方探査として、さく岩機による50 m程度の長尺さく孔探査（ノンコア先進ボーリング）がその簡便性から多く用いられるようになってきた²⁻⁸⁾。今後もさく岩機本体の発展に伴い、ますます長尺さく孔が重用されることが予測される。

さく孔深さの増加に従い、さく孔速度が減少することから¹⁾、この原因を追及する先駆的な研究が1950年代に高岡ら^{1,9)}によってなされた。その結果、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）が弾性波減衰の主因であることが判明した¹⁾。引き続き高岡ら⁹⁾は室内実験によりスリーブを通過する弾性波の測定を行い、スリーブの特性を種々検討した。その後も、スリーブに関する多くの実験的研究が行われ¹⁰⁻¹⁸⁾、スリーブでは①インピーダンスの変化による弾性波の反射や波高の減衰、②弾性波が通過する際のスリーブの揺動、③おねじとめねじ間の相互摩擦によるエネルギーの消費、が生じてい

ることが明らかになった¹³⁾。①を考慮したモデルの例としてCIモデル¹⁴⁾が挙げられる。②を考慮したモデルとしてRMモデル¹³⁾が挙げられる。③に関して三上¹¹⁾は、スリーブでの摩擦はさく孔速度の減少だけでなく、発熱によってねじ部の破損に繋がると指摘している。さらに、①から③をすべて考慮するためにばね、ダッシュポット、スライダーを組み合わせたモデルも提案されている^{10,15,17)}。

このように、長年にわたって長尺さく孔に関する研究が進められてきた。しかしながら、実験室における実験は、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打撃のみである場合がほとんどである。実際の現場においてさく孔速度を計測した結果もいくつか報告されているが^{3,6-8)}、相手の岩盤条件が変化しやすい上に、さく岩機に供給する油圧、ビット摩擦の程度などの諸条件を整えることが困難である。よって、基礎的な測定結果が決定的に不足しているのが現状といえる。

本研究では、以上の背景から長尺におけるさく孔特性を明らかにするために、工場内に設けられた実験場で長尺さく孔実験を行い、原位置では困難なロッドの応力などの測定を行うことにした。本論文の特徴としては、下記の点が挙げられる。

- 1) 十分に管理された条件下で、さく岩機による長尺さく孔実験を行う。
- 2) さく孔中のロッド応力を連続的に測定する方法を検討し、これまでにない高い精度のデータを得る。
- 3) ロッド数の増加に伴う、さく孔速度、ロッド応力および岩盤への伝達エネルギーの変化を把握する。

*2006年9月20日受付 2007年4月6日受理 平成18年度春季大会および秋季大会にて一部発表

1. 普通会員 工博 東京大学准教授 工学系研究科 地球システム工学専攻
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. 普通会員 工博 東京大学教授 工学系研究科 地球システム工学専攻
【著者連絡先】FAX: 03-5841-7035 (東大・地球システム)

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

キーワード: さく岩機, 長尺さく孔, 弾性波, ロッド, スリーブ, ロッドジョイント

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: 40,412 kg/s
Bit	Nominal diameter: 64 mm Number of buttons: 10
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

Fig. 1 Photo of the long-hole drilling test.

Fig. 2 Assembly of long-hole drilling apparatus.

2. 実験方法

稲田花崗岩を用いた長尺さく孔実験の全景を Fig. 1 に、さく岩機からビットまでのアセンブリを Fig. 2 に、さらに使用した機器の諸元を Table 1 に示す。さく岩機は、前室常時加圧方式の古河ロックドリル製油圧さく岩機 (型式 HD-210) を用いた。ロッドは長さ 3.66 m の丸ロッド (外径 39 mm, 内径 14.5 mm)、スリーブは呼び径 38 mm の台形ねじ式を使用した。ロッドの横方向のたわみを制限するために、Fig. 1 および Fig. 2 に示すごとく、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ロッドを配置した。軸方向のアライメントを確保出来るように花崗岩ブロックにビットを目視で配置した後、花崗岩を数 cm さく孔し、この中にビットをいれてさく孔することによって、軸方向のアライメントを確保した。

今回使用したさく岩機には、Fig. 2 に示すダンピングピストンとプッシングピストンと呼ぶ 2 つのピストンからなるダンパーが備わっている。ダンパーに油圧 (ダンパー圧) を加えて、プッシングピストンでシャンクロッドを押すことにより、ロッドに加わるスラスト (推力) をできるだけ一定に保つことが可能となる。また、岩石からの反射波がロッドを伝わってシャンクロッドに戻ってきた際には、ダンピングピストンで反射波を吸収するため、さく岩機本体の振動も軽減される特徴を有する。

ロッド長は 1 本 (3.66 m) から 10 本 (36.6 m) までの 10 条件、平均ダンパー圧は 10 MPa と 12 MPa の 2 条件とし、都合 20 条件で実験を行った。

測定項目および測定方法は次の通りである。

① ロッド応力 Fig. 2 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 : ビットとの接合部から 50 cm) の 2 個所に、歪ゲージ (共和電業製 KFG-2-120-D16 鋼用クロスゲージ) を貼り、さく孔時のロッドの歪を測定した。なお、ロッド 1 本の場合の測定は 1 箇所 (歪ゲージ 1) のみとし、ロッドが 3 本以上の場合の測定は歪みゲージを貼った 2 本のロッドの間にロッドを追加した。

ロッドの曲げ応力を打ち消すために、1 箇所当り 2 枚の歪ゲージを対向する位置に貼った。また、試行錯誤の結果、ゲージ端子は使用せずに、歪ゲージを導線に直付けし、歪ゲージに近い部分の導線はロッドに瞬間接着剤で固定することにした。打撃中はロッドが回転するため、実験前に導線をロッドに 30 回程度巻きつけた。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は 25 s 程度であるが、今回の計測では、十分な余裕を見込んで、計測時間は原則として 10 s とした。

大久保ら¹⁸⁾では雑音防止のため、ゲージファクターの大きい半導体歪ゲージを用いたが、原位置試験を実施した箇所の雑音レベルが比較的小さかったので、今回は耐久性に優れる普通ゲージを用いた。また、歪ゲージの代わりに加速度計を使用する方法もあるが壊れやすいので、今回は採用しなかった。

② 打撃圧、回転圧、ダンパー圧 比較的周波数応答性の良いフラッシュダイヤモンド型圧力計 (東京測器研究所製 PWF-50MPa) によって、さく孔中の油圧の測定を行った。

③ さく岩機の変位 レーザ式変位計 (OMRON 製 3Z4M-S22) により、さく岩機後部の変位を測定した。さく岩機の変位を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、その他は 10 kHz とした。

Fig.3 Decrease of penetration rate with number of rods.

Fig.5 Dependency of interval of blow on number of rods.

Fig.4 Measured rod stress changes with time.

実験中のさく孔条件は下記の通りとした。

- ① スラスト（推力） 打撃圧に見合った値として、スラストがおよそ 8 kN となるようにスラスト用シリンダの油圧を調整した。
- ② 打撃圧 平均打撃圧を 15 MPa に調整した。なお、さく孔探査を想定した実験のため、打撃圧は通常より低くした。
- ③ 回転速度 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。
- ④ ダンパー圧 スラストとダンパーの推力がほぼバランスする値として、平均ダンパー圧を 10 MPa あるいは 12 MPa とした。

3. ロッド応力等の実験結果

ロッド本数の増加によるさく孔速度の低下を Fig. 3 に示す。この図からわかるように、ダンパー圧が 10 MPa と 12 MPa の時の差は小さかった。ロッド 1 本でのさく孔速度は 2.1 cm/s であったが、ロッド本数が増加するとさく孔速度は次第に低下していき、ロッド 10 本では 0.72 cm/s とロッド 1 本の時の約 1/3 となった。

ロッド応力の経時変化の一例として、ロッド 10 本、ダンパー圧 12 MPa における測定結果を Fig. 4 に示す。なお、歪ゲージから測定した歪を応力に換算する際に用いたヤング率は 205.8 GPa である。Fig. 4 の上部は歪ゲージ 1、下部は歪ゲージ 2 での観測結果であり、引張応力を正として表示した。ピストンがシャンク

Fig.6 Rod stress A measured by strain gage 1 (Damper pressure: 12 MPa).

ロッド後端を打撃することによって発生した入射波は、歪ゲージ 1 に到達し A1 波となり、歪ゲージ 2 に到達すると B1 波となる。B1 波がビット先端で反射してくると、まず歪ゲージ 2 では C1 波となり、それが伝播すると歪ゲージ 1 では D1 波となる。D1 波のさく岩機での反射は、歪ゲージ 1 では D1 波に埋もれて確認することができないが、反射波が歪ゲージ 2 に到達して E1 波となる。D1 波に比べ E1 波の波高はロッド中を伝播することによる減衰よりもさらに小さくなっていることから、ダンパーによって弾性波エネルギーが吸収されたことがわかる。

Fig. 4 の上部の図からわかるように、A1, A2, A3, A4 のようにほぼ一定の打撃間隔で、ピストンはシャンクロッド後端を打撃する。50 打撃における平均打撃間隔を Fig. 5 に示す。ロッド 1 本における打撃間隔が 17 ms であるのに対して、ロッド 2 本では 18.2 ms に増加することが特に目立つ。ロッド 3 ～ 5 本における打撃間隔は不規則に多少変動するが、ロッド 6 本目以降になると安定して 17.8 ms 前後であった。ロッド 1 本の場合には、ピストンが後退しはじめる以前に、岩石からの反射波がさく岩機まで戻ってきてピストンを打撃する。よって、ピストンは反射波により加速され比較的速い速度で後退するので、打撃間隔が短くなる。これに対して、ロッド 2 本目以降の場合、打撃による反射波がさく岩機に戻ってきた際には、すでにピストンが後方に下がっているため、反射波はピストンには伝わらず、ダンピングピストンで受けることとなる。これはダンパー圧の測定結果にも表れており、ロッド 1 本に比べ 2 本目以降では、反射波を受けた際のダンパー圧がより高くなった。

Fig. 7 Rod stress B measured by strain gage 2 (Damper pressure: 12 MPa).

Fig. 9 Rod stress C measured by strain gage 2 (Damper pressure: 12 MPa).

Fig. 8 Variation of rod stress C measured by strain gage 2 (Damper pressure: 12 MPa; Number of rods: 2).

Fig. 10 Decrease of transmitted wave energy with number of rods.

Fig. 6 にピストンによる打撃で発生した A 波 (Fig. 4 の A1 波等) の拡大図を示した。縦軸のロッド応力は 50 打撃の平均値であり、横軸の原点はロッド応力が変化しはじめた時点とした。ロッドが 1, 2, 10 本の場合を示したが、どの場合にもロッド応力は正弦波状であり、0.15 ms 強で最小応力 (圧縮応力が最大) に達した。ロッド 1 本に比べてロッド 2 本の場合、わずかに最小応力が大きい (圧縮応力が小さい) が、2 本目以降の最小応力の変化は認められなかった。ピストンとシャンクロッドが理想的な弾性衝突をした場合には、弾性波の波長はピストン長の 2 倍の 1,200 mm の矩形波となり、弾性波速度を 5,090 m/s とすると、継続時間 0.24 ms の矩形波となるはずである。他方、観測された波形は正弦波状に立ち上がり、最小応力に達した後、0.3 ms 強でロッド応力が 0 近くなった。この測定結果から、ロッドとシャンクロッド間の衝突は理想的な弾性衝突からかなり外れているといえる。

Fig. 7 は歪ゲージ 2 で測定した B 波 (Fig. 4 の B1 波等) を示す。Fig. 6 と同様に、縦軸は 50 打撃の平均値である。従来から指摘されているように、ロッド応力はロッドを伝播する際やスリーブを通過する際に減衰するため、ロッド本数の増加に伴い、応力の変化速度や波高は徐々に減少し、波長は長くなった。なお、この点に関しては第 5 章で検討する。

Fig. 6 と Fig. 7 に示した岩石への入射波の測定結果のばらつきは比較的小さかったが、岩石からの反射波である C 波 (Fig. 4 の C1 波等) のばらつきはかなり大きかった。Fig. 8 にダンパー圧 12 MPa、ロッド 2 本の条件下で、歪ゲージ 2 で測定した C 波を 10 打撃分示す。C 波は 0.1 ms 前後で最大となるが、この時の応

力は 10 MPa ~ 120 MPa と大きくばらついた。ロッド応力が最大 (引張応力) となった後、応力は次第に減少し 0.25 ms 前後で最小値 (圧縮応力 70 MPa ~ 130 MPa) となった。ロッド応力の最大値 (引張応力) が大きいと、最小値も大きく (圧縮応力が小さく) なる傾向が若干みられた。ロッド応力が最小 (圧縮応力が最大) 値をとった後のばらつきは比較的小さかった。ビットへの入射波のばらつきと比較して、ビットからの反射波がばらつく原因は、ビットの岩盤への貫入特性 (荷重-貫入量曲線) がばらつくためといえる。ビットへの入射波と反射波から荷重-貫入量曲線を求めることは理論的には可能であるが¹⁹⁾、ビット形状の正確な見積もりなど検討課題が残っているため、今後の課題とする。

Fig. 9 には、ロッドが 2 ~ 10 本における、歪ゲージ 2 で計測した C 波 (Fig. 5 の C1 波等) の 50 打撃分の平均値を示す。ロッド 2 本の場合には、まず約 70 MPa の最大引張応力が作用し、その後ロッド応力は減少して約 120 MPa の圧縮応力となる。ロッド本数 4 本以上では、比較的小さな最大引張応力となった後に、ロッド応力は減少していきやがて圧縮応力となる。この場合の圧縮応力の絶対値は、ロッド 2 本の場合より若干大きかった。

4. エネルギーとさく孔速度

前章ではロッド応力に関して述べてきたが、次にエネルギーに関して検討してみる。ロッド応力の 2 乗を時間積分することにより 1 打撃あたりエネルギーを求めることができる¹⁶⁾。Fig. 6 (A 波), Fig. 7 (B 波), Fig. 9 (C 波) に示した結果を時間積分して

Fig.11 Decrease of penetration rate and energy with number of rods.

Fig.12 Comparison between rod stresses A and B (Damper pressure: 12 MPa; number of rods: 10).

求めた1打撃あたりのエネルギーをFig. 10に示す。図にはダンパー圧10 MPaと12 MPaの結果を示したが、両者の差はほとんど見られなかった。さく岩機に近い歪ゲージ1で測定した入射波であるA波より求めたエネルギーは、ロッド1本の場合に215 Jと大きい、ロッド2本以降の変化は小さく170 J～190 Jの範囲内であった。ロッドを伝播した後の入射波であるB波のエネルギーは、ロッド2本で150 Jであったのが、ロッド本数の増加に従い徐々に減少していき、ロッド10本では90 Jとなった。ビットからの反射波であるC波のエネルギーは、60 J前後でロッド本数の影響は見られなかった。

ロッド1本の場合には、第2章で述べたように歪ゲージ2での測定を行っていないため、ロッド2本(ダンパー圧12 MPa)の結果を基準値として正規化した、さく孔速度、B波のエネルギーおよび岩石に伝達されたエネルギー(B波とC波のエネルギーの差)の関係をFig. 11に示す。図に示した結果では、ロッド本数の増大によるB波のエネルギーの減少よりも、さく孔速度の減少の方が大きかった。一方、さく孔速度と岩石に伝達されたエネルギーとは、ほぼ同様に、ロッド本数の増加に伴って減少した。両者の減衰は、ロッド1本(スリーブ1個)あたり約10%であった。

Fig.13 Model of coupling sleeve used in numerical calculation¹⁸⁾.

岩盤に伝達されたエネルギーを掘削体積で除して掘削体積比エネルギー²⁰⁾を求めると、70 MPa～100 MPaとなった。稲田花崗岩の一軸圧縮強度は200 MPa程度であることから²¹⁾、掘削能係数²²⁾(＝一軸圧縮強度/掘削体積比エネルギー)は2～3となる。大久保²³⁾はさく岩機のボタンビットを用いた静的貫入試験を行い、三城目安山岩(一軸圧縮強度:83 MPa)と新治砂岩(一軸圧縮強度:279 MPa)の掘削体積比エネルギーを求めており、それぞれ40 MPa～60 MPa、300 MPaであった。掘削能係数に換算すると、三城目安山岩と新治砂岩でそれぞれ1.3～2、0.9となる。岩石の種類が異なるので一概に言えないが、塑性変形の生じやすい静的貫入試験に比べて、瞬間的に岩石片の飛び散るさく孔(動的試験)では掘削能係数が大きく、よってエネルギー効率がよいとの結果は妥当といえよう。

5. スリーブにおけるロッド応力(弾性波)の減衰

ロッド10本の時のA波とB波とをFig. 12に示す。10本のロッドと9個のスリーブを通過することにより、波高は減少し、波長が長くなる傾向が見られた。弾性波の減衰はロッドを伝播する間にも生じるが、通常はスリーブでの減衰が大部分であるとして、本章では過去に提案されたスリーブの計算モデルについて簡単に述べた後に、選定した計算モデルを用いて測定結果の説明を試みる。

スリーブにおける弾性波の伝播特性に関するモデルは過去にいくつか提案されており^{10,14,15)}、大久保¹⁸⁾が主だったモデルを紹介している。そこに紹介されている断面積によるインピーダンスの変化を考慮したモデル(CIモデル)¹⁴⁾ではFig. 10の波長の伸長は表現することができないし、スリーブを集中荷重としたモデル(RMモデル)でも実験結果をよく再現するとは言えない¹⁸⁾。また、速水のダッシュポットを直列に配したモデル¹⁰⁾では静的な力によって際限なく変形してしまうことから、連続さく孔には適用し難い¹⁸⁾。そこで、Fig. 13に示す大久保^{17,18)}の提案したばねモデルにより、Fig. 12の結果を検討してみることにする。Fig. 13のモデルは、ロッドとロッドの突き合わせ部分はびたりと密着しているわけではないとして、それを表現するためにロッド端面の間にばねを挿入したモデルである。ロッド端面での弾性波の透過・反射を考慮し、ロッド端面の変位とばねの変形から、Fig. 13の入射波 P_1 と透過波 P_2 の関係は次式となる¹⁸⁾。

$$\frac{2k}{Z} \frac{dP_2}{dt} = P_1 - P_2 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 k はばね定数、 Z はロッドのインピーダンス(40,412 kg/s)である。Fig. 12のA波が、式(1)で表されるスリーブモデル9個を伝播した後のロッド応力の計算結果をFig. 12に示す。ただし、ばね定数 k はロッドの最小応力(圧縮応力の最大値)が一致するように求め、490 MN/mとした。Fig. 12では最小応力となるまでの波形はほぼ実際の結果を再現しており、最小応力となるまでの波長の変化を的確に表現していることがわかる。しかしながら、最小応力となった後、計算結果は実際に比べ、応力の変

Fig.14 Attenuation of calculated rod stress with number of rods.

化がやや緩慢であった。

Fig. 14 には、Fig. 12 の A 波（歪ゲージ 1）を入射波として、これが歪ゲージ 2 に到達した時のロッド応力（B 波）の計算結果を示す。ロッド本数の増加に従い、波高の増大と、波長の伸長が表現されている。Fig. 7 の計測結果と計算結果とを比較してみると、少なくとも定性的には両者は一致しているといえよう。

ある程度定量的に計算結果と測定結果とを比較するために、Fig. 14 に示した計算結果から求めた最小応力の絶対値（圧縮応力の最大値）と弾性波エネルギーを Fig. 15 に示した。同図には、ダンパー圧 12 MPa での B 波の測定結果から求めた値も示した。図では計算結果はほぼ実験結果を再現しているといえよう。

以上より、Fig. 13 のばねモデルは、Fig. 12 に示したように最小応力以降の変化がやや緩慢な点を除いて、波形をよく再現するとともに、最小応力およびエネルギーの減衰をもほぼ表現できることがわかった。

大久保ら¹⁸⁾では本論文と同一のスリーブおよびロッドを用いて室内打撃実験を行い、スリーブ通過前後の弾性波を測定し、その結果からばね定数を求め、 $k = 710 \text{ MN/m}$ と報告している。その際、スリーブは 200 Nm のトルクで締め付けを行い、ロッド端面同士は強固に密着した状況であったが、数 10 Nm のトルクで締め付けた場合には、ロッド端面同士の密着度合いは低い状況であったと報告している¹⁸⁾。三上¹¹⁾は、圧縮波が通過するとスリーブ・ロッド間は締まり（大きなトルクで締め付けられたことと同じ）、引張波が通過するとスリーブ・ロッド間は緩むと報告している。さく孔中のロッド応力は Fig. 4 に示したように圧縮応力が主体であるが、引張応力も作用していることから、スリーブ・ロッド間は締まりと緩みを繰り返しているのではないかと推定できる。そのため、室内打撃実験でしっかり締められたスリーブの減衰に比べ、実機のスリーブの k が小さくなり、その結果として減衰が大きくなった可能性がある。

6. ま と め

本論文では、これまでの報告例が少ない実機を用いた長尺さく孔実験を行った。その際に問題となったのが、ロッド応力の正確な測定である。大きな加速度が加わる上に、回転するロッドの応力を測定することは困難と思われたが、試行錯誤を重ねた上で、歪ゲージをロッドに貼り付けその導線を長くしてロッドに予め巻きつけていく方法を採用した。この方法で計測したロッド応力は、検討の結果、信頼性のあるものと判断した。

さく孔速度はロッド数の増大に伴って低下したが、減衰はロッド

Fig.15 Decrease of peak stress and energy with number of rods (Damper pressure: 12 MPa). Experimental and calculated results are compared.

ド 1 本（スリーブ 1 個）当りおよそ 10 % であった。このさく孔速度と、ビットへの入射波のエネルギーから、ビットからの反射波のそれを引いて求めた岩盤に伝達されたエネルギーとは良い相関を有することがわかった。これに対して、さく孔速度とビットへの入射波のエネルギーの相関は良好とはいえなかった。

スリーブにおいては、ロッドとロッドとの端部が付き合わされているが、この端部を一つの線形ばねでモデル化して数値計算を試みた。計算結果と測定結果とを比較・検討した結果、計算結果をスリーブ通過に伴う弾性波の波高の減衰や波長の増大を比較的良く再現することがわかった。

さく岩機には大きな加速度が加わるので測定が困難な上に、設定できる条件が多いため、解明されずに残されている課題が多い機械といえる。今回の設定では、打撃圧をやや低めに設定したので、できる限り早期に標準的な打撃圧における実験を行う必要があると考えている。スリーブを通過する際の弾性波の減衰特性は、長尺さく孔における正確なさく孔速度の見積もり、長尺さく孔探査の進展をもたらすのみならず、最終的にはスリーブの改良、効率的なピストン形状、最適なさく孔条件の解明に役立つものと考えている。

References

- 1) S. Takaoka, H. Hayamizu and S. Misawa: Saiko-to-Hoan, **2**(1956), No.5, 1-7.
- 2) H. Schunnesson: Tunnelling and Underground Space Technology, **11**(1996), 345-351.
- 3) H. Schunnesson: Int. J. Rock Mech. Sci., **35**(1998), 711-725.
- 4) T. Yamamoto, S. Shirasagi, S. Yamamoto, Y. Mito and K. Aoki: Tunnelling and Underground Space Technology, **18**(2003), 213-221.
- 5) T. Kimura, M. Yamashita and S. Nishiyama: J. Soc. Mat., **52**(2003), 494-499.
- 6) Z. Q. Yue, C. F. Lee, K. T. Law and L. G. Tham: Int. J. Rock Mech. Sci., **41**(2004), 573-612.
- 7) K. Fukui, S. Okubo and M. Yamashita: Journal of MMIJ, **120**(2004), 146-151.
- 8) M. Yamashita, K. Fukui and S. Okubo: Journal of MMIJ, **120**(2004), 508-514.
- 9) S. Takaoka, H. Hayamizu and S. Misawa: Nihon-Kogyokai-shi, **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) A. Teale: Int. J. Rock Mech. Sci., **2**(1965), 57-73.
- 21) S. Okubo, A. Ota, M. Akiyama, K. Fukui and Y. Nishimatsu: Journal of MMIJ, **113**(1997), 325-332.
- 22) Y. Nishimatsu: Proc. Fall Meeting of MMIJ[L], (2004), pp.1-4.
- 23) S. Okubo, A. Ota, T. Matsuda, K. Fukui and M. Akiyama: Journal of MMIJ, **113**(1997), 663-668.