さく孔過程に及ぼすスラストの影響*

— 計算機によるさく岩機のさく孔過程のシミュレーション (第2報) —

大久保 誠 介¹

Effects of Thrust on Rock-Drill Performance

— Computer simulation of percussive drilling (2nd Report) —

by Seisuke OKUBO¹

1. Geo-System Engineering, The University of Tokyo, Bunkyo-ku, Tokyo 113

A drilling model was previously proposed by Okubo and Nishimatsu (1991), and a computer program which had capability to simulate continuous drilling-process was also developed by them. The model which consists of a drill-body, a piston, a rod and a bit was analyzed based on the one-dimensional stress-wave theory. A force-penetration curve with hysteresis was assumed for bit/rock interface.

In this study, comprehensive simulation for a heavy drifter of 150 kg-class was carried out. Special care was taken to clarify the effect of thrust on rock-drilling performance such as penetration rate, piston stroke, piston velocity, elastic wave in rod. Calculation was performed under more than two-thousand conditions changing thrust, bit/rock interface parameters and attenuation rate on drill/rod interface.

An appropriate thrust, F_{th-apl} , was proposed as follows;

$$F_{th-apl} \doteq A_{back} \cdot P_{back} - A_{front} \cdot P_{front},$$

where 'A' denotes effective cross-sectional area, and 'P' pressure. Subscripts 'back' and 'front' indicate back and front cylinders, respectively.

KEY WORDS : Rock, Simulation, Rock Drill, Drilling, Thrust

1. はじめに

さく岩機は19世紀に発明され、その後種々の変遷を経て今日に至っている (Stack, 1982)。長年の間空圧さく岩機が使用されてきたが、現在は油圧さく岩機が主力である。空圧・油圧さく岩機とも、細部の改良が今なお継続的に加えられ、その結果として性能が順次向上しつつあるが、多くの場合改良は試行錯誤的に行われている。さく岩機によるさく孔には、さく岩機本体のほかにはロッド、ビット、岩石の諸物性がかかわるし、幾多の作業条件が影響を及ぼすので (三上, 1986)、試作と実験を繰り返して改良をするには多大の費用と時間がかかる。そこで最近計算機シミュレーションを行いその結果を参照しつつ開発を進める気運が高まっている。例えば Lundberg (1982, 1985, 1986, 1987) は、ロッドとビットよりなる系を計算機シミュレーションにより検討した。また、高橋ら (1985, 1987) や渡辺 (1989) は、計算機シミュレーションを交えてさく岩機の挙動を検討した。

著者は既報 (大久保・西松, 1991) にて、さく岩機によるさく孔過程を計算 (シミュレート) するための計算機プログラムを提案した。このプログラムは、さく岩機のみならず、ロッド、ビット、岩石を含めてモデル化した点、さらに連続打撃のシミュレーションができる点において従来の計算機プログラムと異なってい

る。しかしながら既報は計算アルゴリズムの説明が中心であり、計算結果は一例しか掲載しなかった。

現場での経験から、スラストを適値に選ぶことは重要で、スラストが大き過ぎても小さ過ぎても、さく孔速度が低下するとともに、ロッドなどの消耗品の損耗が激しいことが知られている。スラストの及ぼす影響に関する研究は古くより行われており、例えば高岡ら (1960 a, 1960 b) は空圧さく岩機を対象として先駆的な研究を行った。Hustrulid ら (1971 a, 1971 b, 1972 a, 1972 b) は空圧さく岩機に関する一連の研究を行い、スラストについてもその後の研究に大きな影響を及ぼす考え方を示した。その後、空圧さく岩機に関する理論的検討と実験結果は Clark (1979, 1982) によりまとめられている。また、比較的最近 Pang ら (1989)、Nordlund (1989) はスラストの及ぼす影響を検討した。しかしながら、さく岩機に関する実験はセンサーの破損が多く困難であるし、解析や数値計算による検討は1打撃の場合に限られているので、スラストがさく孔過程に及ぼす影響に関しては解決すべき点が残っている。

本研究では、著者が開発した計算プログラムを使用すると連続打撃のシミュレーションが可能である点を考慮し、さく岩機本体に加えられるスラストの及ぼす影響に特に注目して数値計算により検討を進めることにした。その際、スラストの適値には、岩石へのビットの貫入特性が当然影響するものと思われたので (速水ら, 1973)、貫入特性も変化させて検討した。さらに、さく岩機本体とロッドの振動に影響を及ぼすさく岩機とロッドの接触部分の特性についても検討した (Atlas Copco, 資料番号 J11027b)。

* 1997年3月10日受付 5月30日受理
1. 正会員 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 03-3818-7492 (東大・地球システム)
キーワード: 岩石, シミュレーション, さく岩機, さく孔, スラスト

図1 さく岩機の計算モデル。 F は力、 δ は間隙、 η は粘性を表す。右寄り（岩石側）を前、左寄りを後ろと呼ぶことにする。添え字 d, p, r, rock は、それぞれさく岩機本体、ピストン、ロッド、岩石を示す。

2. 計算プログラムと計算条件

2・1 計算プログラムの概要

対象としたのは、質量 150 kg の油圧さく岩機（ドリフタ）である。図1に計算モデル（大久保・西松，1991）を示すが、これよりわかるようにモデルはさく岩機本体（シリンダ部分）、ピストン、ロッド、ビット、岩石よりなる。モデルは1次元であり、ピストン、ロッド、ビットの挙動は1次元波動方程式（Lundberg, 1982）に従うとした。なお、さく岩機本体は集中質量を持つ剛体とした。

さく岩機本体には一定のスラスト F_{th} が常時加わるとした。さく岩機とガイドシエルとの間の抵抗を粘性係数 η_g にてモデル化した。図中の F_{dp} はさく岩機本体（添え字 d）とピストン（添え字 p）間の力であり、①前室の油圧による力、②後室の油圧による力、③ピストンとさく岩機本体（シリンダ）間の相対滑りによりもたらされる粘性抵抗、④水撃効果による力の4成分よりなる。なお、さく岩機は前室常時加圧方式であるとしてモデル化した。 F_{pr} と δ_{pr} は、ピストンとロッド（添え字 r）間の力と間隙である。 F_{dr} と δ_{dr} は、さく岩機本体とロッド間の力と間隙である。 F_{rock} と δ_{rock} は、ビットと岩石（添え字 rock）間の力と間隙である。

2・2 計算条件

表1に計算で用いた標準条件を示す（大久保・西松，1991）。これは質量 150 kg 程度の油圧さく岩機で、一軸圧縮強度 200 MPa の花こう岩をさく孔したときを想定したものである。

弾性波速度 c とヤング率 E は、ピストン、ロッド、ビットを通じて共通であるとした。ピストンは長さ 2 cm ずつの区間に区切ってモデル化した。ロッドとビットも同様に分割してモデル化した。空打ちの際などにピストンの行程をある範囲内に抑制するクッション圧は弾性ばねにてモデル化したので、表1にそのばね常数 $K_{cussion}$ を示した。なお、後室圧とクッション圧に関して、打撃点より 0.5 cm 後方通過後、との記述がある。ここでいう打撃点は、理想的にさく孔が行われているときの打撃点ないし設計時の打撃点であり、図1の δ_{dr} が0のときの打撃点を指す。ピストンがロッドに衝突して急激に減速する際の水撃作用（藤井，1969）に関する3つの常数も示した。

表の下部にいくつかのばね常数を記した。既報の表1では、本体・ロッド間のばね常数が 2.5 MN/m と記載されているが、これは 25 MN/m の誤り（ミスプリント）であった。 K_{dr} と K_{pr} は、さく岩機本体とロッド間、およびピストンとロッド間に仮定したばね常数である。岩石の貫入量 δ_{rock} と貫入力 F_{rock} の関係を図2に示すように仮定し、 K_{rock} を貫入時の傾き、 K_{rock}/γ を除荷時の傾き（ばね常数）とした。なお、 γ は除荷係数である。 α はさく孔速度係数で、1分間当たりのさく孔速度 v を $\alpha \cdot \phi \cdot u_{max}$ より計算した。なお、 ϕ は毎分打撃数である。岩石への貫入量 u_{max} は（最大貫入力）/ K_{rock} より計算した。

表1 計算に用いた標準条件

弾性波速度 c	5000 m/s（各部共通）
ヤング率 E	210 GPa（各部共通）
さく岩機質量 m_d	150 kg
スラスト F_{th}	10 kN
ガイドシエルとの間の粘性係数 η_g	30 kN・s/m
ピストンの長さ	60 cm
ピストン分割数 L_p	30
1区間の長さ ΔL	2 cm（ロッド・ビットも同じ）
ピストン断面積	16.8 cm ² （一様とした）
ピストン・インピーダンス	70 kN・s/m（一様とした）
ピストン・シリンダ間の粘性係数 η_{dp}	0.2 kN・s/m
後室圧による力 F_{back}	15 kN
F_{back} が0となるとき	打撃点より 0.5cm 後方通過後（ピストン前進時）
F_{back} が加わる時	打撃点より 4cm 後方通過後（ピストン後退時）
前室圧による力 F_{front}	5 kN
クッション圧バネ常数 $K_{cussion}$	
後室側	100 kN/m
後室側作用範囲	打撃点より 4cm 以上後方
前室側	100 kN/m
前室側作用範囲	打撃点より 0.5cm 以上前方
水撃作用	
等価質量 m_{wh}	1 kg
バネ常数 K_{wh}	5 MN/m
粘性係数 η_{wh}	2 kN・s/m
ロッド長さ	300 cm
ロッド分割数	150
ロッドインピーダンス	70 kN・s/m
ビット長さ	16 cm
ビット分割数	8
ビットインピーダンス	
後部6区画	210 kN・s/m
前部2区画	350 kN・s/m
ばね常数	
本体・ロッド間 K_{dr}	25 MN/m
ピストン・ロッド間 K_{pr}	600 MN/m
ビット・岩石間 K_{rock}	600 MN/m
K_{rock}/γ	3000 MN/m
さく孔速度係数 α	0.3
減衰率 β	20 %

図2 岩石への貫入量 $|\delta_{rock}|$ と貫入力 F_{rock} 。 K_{rock} と K_{rock}/γ は、それぞれ載荷時と除荷時の傾き。 δ_{rock} は隙間が空いているとき正なので、貫入量は絶対値 $|\delta_{rock}|$ とした。

β はさく岩機本体とロッド後端の接触部における減衰率である。また、さく岩機本体とロッド後端が接触中、ロッドからさく岩機に伝わる弾性波の内 100 β % がさく岩機本体に伝わり粘性要素 η_g で熱に変わると考えた。

今回主として検討した範囲は下記のとおりである。

- F_{th} : 4~20 kN (2 kN 刻み)
- K_{rock} : 200~1,200 MN/m (100 MN/m 刻み)
- γ : 0.1, 0.2, 0.3
- β : 0.0~0.6 (0.1 刻み)

以上の組み合わせよりできる $9 \times 11 \times 3 \times 7 = 2,079$ 条件下でまず計算を行った。さらに、その後の検討において必要と判明すれば、適宜上記範囲外の計算も行った。

3. 計算結果

3・1 さく孔速度、さく岩機本体の振幅およびピストン動作

図3に、スラスト F_{th} と岩石への貫入抵抗曲線の傾き K_{rock} を変えて計算したときの(a)さく孔速度、(b)さく岩機本体の振幅、(c)ピストン速度、(d)ピストン行程、(e)打撃数を示す。 F_{th} と

図3
スラストの及ぼす影響を調べた計算結果。図中の数字は K_{rock} [MN/m]

K_{rock} 以外は標準値とした。シミュレーションは8打撃の間行い、やや不安定な最初の3打撃を除いた5打撃の平均値を示した。

図3(a)をみると、さく孔速度はスラストが10 kNまで徐々に上昇するが、その後はほぼ一定に保たれることがわかる。Clark (1979, 1982) や Bruce (1970) がまとめた空圧さく岩機を使用した実験結果でも同様の傾向がみられる。残念ながら油圧さく岩機を使用した実験結果は少ないが(渡辺, 1989), 定性的な傾向はさして変わらない。なお、実際のさく孔においてはビットの回転にも注意を払う必要がある。ビットを回転させるための所要トルクはスラストにはほぼ比例するので(渡辺, 1989), スラストが大きくなると回転トルクが不足してさく孔速度は下がってしまうことがある。図3(a)に示した結果は、ビットの回転が理想的に行われている場合に対応していると考え。

図3(b)はさく岩機本体の振幅である。ここでいう振幅とは、1打撃中にさく岩機が最も前進したときの位置座標と、最も後退したときの位置座標との差である。なお、計算機プログラムでは、さく孔深さが次第に増すことは考慮しておらず、ビットは常に同

じ岩石面(孔尻)を打撃するとしている。スラスト4 kNでの振幅は3 mm強であるがスラストが大きくなると低下し、9~10 kNで最小となる。その後さらにスラストが大きくなったときの振幅の変化は、 K_{rock} が600 MN/m以上の場合には緩慢である。一方、 K_{rock} が小さいとビットの貫入量が大きく、それにさく岩機本体が追従するので、振幅がスラストとともに大きくなる。

図3(c)はピストン速度の最大値である。正確にいうと毎回の打撃での最大値の単純平均値である。ピストン前進時の最大速度は、 K_{rock} によってほとんど左右されないで、各線がどの K_{rock} に相当するかは表示しなかった。ピストン前進時の最大速度はスラストの増加に伴ってわずかに上昇するが、スラスト4 kNと20 kNでの差は2%程度と小さい。なお、ここで示したピストン速度は絶対空間に対する値で、さく岩機本体(シリンダ)との相対速度ではない。絶対空間に対するピストン速度がスラストの増加に伴い、わずかながら増加するのはスラストによるさく岩機本体の速度の差異が原因である。すなわち、スラストが小さいと、後室の圧力が高いピストン前進時に、さく岩機本体は後ろに下がるので、絶対空間に対するピストン速度がわずかながら低下する。

同じく図3(c)に示したピストン後退時の最大速度も K_{rock} にほとんど左右されない。後退時の最大速度はスラストの小さいとき大きいことがわかる。しかしスラストが10 kN以上ではほとんど変わらない。

ピストンの動きを詳しく検討するため、図4に(a)スラスト4 kNと(b)12 kNのときのピストン速度-変位線図を示す。図に示したのはピストン重心(中央)の速度と変位であり、速度が細かく変化しているのはピストン内部の弾性波がなかなか減衰しないからである。特にスラストが4 kNのときには速度の変化が激しいことがわかる。スラスト10 kNのときの図は既報の図6を参照されたい。図の横軸の変位の原点は打撃点とした。前にも断ったように、ここでいう打撃点とは図1の δ_{dr} が0のときの打撃点である。スラスト12 kNのときには、この設計時に考えられた打撃点と実際にピストンがロッドを打撃するA点が良く一致している。他方、スラスト4 kNでは、変位がかなり大きくなってからやっとピストンがロッド後端を打撃する。これは、スラストが小さいとロッド・ビットの振動が次の打撃までに減衰せず、間隙 δ_{dr} が0でない状態でピストンがロッドを打撃するからである。A点以降ピストン速度は急激に減少し図4のB点に至る。B点よりC点まで曲線は上がっているがこれは後室における水撃現象のためである。その後、前室圧によりピストンは後退しD点に至り、この点で後室に圧力が加わる。D点はスラスト4 kNと12 kNでさほど変わらない。したがって、前室圧により加速

図4 スラスト(a)4 kNと(b)12 kNのときのピストン速度 $\dot{u}_p$ と変位 u_p

図5 さく岩機本体の変位 u_d 、ピストン重心の変位 u_p 、ピストン速度 $\dot{u}_p$ 、ピストンに加わる力 F_{dp} 、ロッド中央での力 F_r 、岩石への貫入力 F_{rock} 。後室に圧力が加わった瞬間を時刻0とした、1打撃間隔における各値の経時変化。シミュレーションにおける時刻間 Δt は $4\mu s$ なので、4 msが1,000回の計算に当たる。

される区間の長い、スラスト4 kNのほうが最大後退速度は大きくなるし、図3(d)に示すようにピストン行程も大きくなる。D点を過ぎた後、後室圧によりピストンは加速される。ピストン行程はスラストが小さい方が長い、設計時の打撃点の手前で後室圧は加わらなくなるし、打撃点を少し過ぎるとピストンの加速を阻止するクッション圧が加わり始めるので、前進時のピストン速度の最大値はスラストによりほとんど変化しないと解釈できる。

図3(e)に示した毎分の打撃数は、図3(d)のピストン行程と図3(c)のピストン速度の兼ね合いで決まる。スラストが小さいときは、ピストン行程が長くなることの影響が大きく、若干打撃数が低い。打撃数もほかの数値と同様にスラストがある程度大きくなると変化が小さくなる。

3・2 1打撃の間の変位、速度、力の経時変化

打撃ごとの時間間隔は30 ms弱であるが、この時間間隔におけるさく岩機の挙動を検討してみる。図5に、スラストが(a)4 kN、(b)8 kN、(c)12 kNのときのさく岩機本体の変位 u_d 、ピストン重心の変位 u_p 、ピストン速度 $\dot{u}_p$ 、ピストンに加わる力 F_{dp} 、ロッド中央での力 F_r 、岩石への貫入力 F_{rock} を示す。これらの結果は8打撃行ったシミュレーションの8打撃目であり、横軸の原点は後室圧が加わった瞬間とした。スラスト以外は標準値を用いた。スラスト10 kNのときの結果は既報（大久保ら、1991）に示した。

まず、図5(a)の結果を検討する。時刻0で後室圧が加わり F_{dp} は最初12 kN程度となる。後室と前室より加わる力の差($F_{back} - F_{front}$) = 10 kNより F_{dp} が大きいのは、時刻0ではピストンは後退しており、正方向に粘性抵抗が働くからである。その後14.5 msまで F_{dp} は少しずつ低下するが、これはピストンが次第に加速され粘性抵抗が、負方向に働くようになるためである。後室に圧力が加わっている時刻14.5 msまでの間、 F_{dp} は F_{th} より常に大きく、したがってさく岩機本体は後退し続ける。そのため、さく岩機本体とロッド間の間隙 δ_{dr} が広がり、ビットが岩石に押し付けられることがないので、ロッド中の弾性波 F_r がなかなか減衰しない。

14.5 msで後室圧力は0となるので F_{dp} は急減する。16 msのときピストンはロッドを打撃し、ピストン速度がほぼ0となる。

この直後 F_{dp} がしばらくの間大きくなるのは、ピストン速度の激変によりもたらされる水撃効果のためである。ロッド長さは300 cmであるので、ピストンにより打撃されたあと0.6 ms後に第1波はビット先端に到達するが、ビットと岩石間に間隙があるのでただちに岩石への貫入が起こることはない。弾性波がロッド中を何回か往復し18.5 msになってやっと貫入力 F_{rock} が上昇するが、ロッド中を何往復かする内に弾性波は減衰するので、貫入力は小さめとなる。

図5(b)に示したスラスト8 kNの結果をみると、さく岩機本体の振幅がスラスト4 kNのときに比べて3分の1となっていることがわかる。 F_{dp} は時刻0ではやはり12 kNでありスラストより大きい、ピストンがロッドを打撃する直前には8 kN程度とスラストと釣り合うまでに低下する。そのため、この期間におけるさく岩機の後退はスラスト4 kNの場合に比べてずっと小さくなる。15 msでピストンはロッドを打撃するが、この時刻までにロッド中の弾性波はかなり小さくなり、ビット先端と岩石の間の隙間もかなり小さくなっている。よって、第1波がビットに伝わったとき、岩石への貫入が生ずる。そのため、貫入力は0.6 MNとやや大きくなる。

図5(c)はスラスト12 kNのときで、スラスト10 kNのときとの差は小さい。この場合、 F_{dp} はスラストより常に大きいので、まだ後室に圧力が加わっている時刻8 ms付近よりさく岩機は前進を開始し、ビットは岩石に押し付けられ、ロッド中の弾性波はほぼ完全に減衰する。ピストンがロッドを打撃して発生した第1波がビットに到着した直後に岩石への貫入が起こり、貫入力は若干であるがスラスト8 kNのときより大きくなる。

図5(b)と図5(c)を比較すると、両者に示したスラスト8 kNと12 kNとの差は比較的小さいともいえるが、スラスト8 kNでは計算条件をわずかに変えると計算結果が大きく変わる場合がある。同様のことはスラスト4 kNと6 kNでもいえる。しかしスラストが10 kNを超えると、計算条件の変化に対して鈍感になる。この事情は、図3の(d)や(e)からもうかがうことができる。

3・3 岩石へのビット貫入抵抗の及ぼす影響

図6にさく孔速度と岩石への貫入抵抗曲線の傾き K_{rock} の関係を示す。あらかじめ予測できるように、 K_{rock} が大きくなるとさ

図6 さく孔速度に及ぼす岩石への貫入抵抗曲線の傾きの影響。図中の数字は F_{th} [kN]

図7 さく孔速度に及ぼす減衰率 β の影響。図中の数字は F_{th} [kN]

図8 減衰率 β を (a) 0.0 と (b) 0.4 としたときのさく岩機ロッド中央での力の経時変化。図5と同様に、後室に圧力が加わった瞬間を時刻0とした。

く孔速度は遅くなることがこの図よりわかる。前掲の図3からもわかることであるが、 K_{rock} の値にかかわらず、スラストが 10 kN を超えると曲線がほとんど重なり、さく孔速度はスラストによらなくなる。また、除荷時の傾きを K_{rock}/γ (図2参照) として、除荷係数 γ を 0.1 から 0.3 の範囲で変えてもスラスト 10 kN 以上ではさく孔速度をはじめとする諸特性がさほど変化しない。この理由について考えてみると、現在の仮定ではビットより岩石に加わったエネルギー (仕事量) の内 $100(1-\gamma)\%$ が岩石に吸収され、残りの $100\gamma\%$ だけがビットに戻される。したがって Lundberg (1982) が仮定したように $\gamma = 0.1$ とすれば 90 % のエネルギーが岩石に吸収されるし、実験結果に基づいて既報で仮定したように $\gamma = 0.2$ としても 80 % のエネルギーが岩石に吸収される。 γ が一定であれば K_{rock} の値によらず一定の割合でエネルギーの損失 (岩石に吸収されるエネルギー) が生じる。その損失の割合は現実的な γ の値を仮定すると相当に大きく、そのため K_{rock} の値によらずロッド中の弾性波は比較的早期に減衰し、さく岩機本体の振動も小さい。よって、考えている計算範囲内では K_{rock} によりさく孔過程はさほど変化しないものと思われた。現実的ではないが念のため $\gamma = 1.0$ として計算をしたところ、ロッド中の弾性波の減衰が著しく遅れることがわかった。

3・4 減衰率 β の及ぼす影響

ロッド後端とさく岩機本体の接触部での減衰率 β についてまず考えてみる。既報では $\beta = 0.2$ として計算した。すなわち、ロッド後端がさく岩機本体に接触している場合、ロッドを伝わってきた反射波のうち 20 % がさく岩機本体に吸収されるとした。

図7に、さく孔速度に及ぼす β の影響を示す。スラストが 8 kN 以下では、毎回の打撃の再現性が良くないので屈曲した特性を示しているが、 β の増加に伴ってさく孔速度が上昇し、みであることがわかる。スラストが 10 kN と 12 kN では β が 0 のときのみさく孔速度がやや小さいが、 β が 0.1 以上ではさく孔速度はほぼ一定となる。スラストが 14 kN 以上では β がさく孔速度に及ぼす影響は小さい。

図8に、減衰率 $\beta = 0$ と $\beta = 0.4$ としたときのさく岩機ロッド中央での力の経時変化を示す。これよりわかるように、 $\beta = 0$ のときには、当然ながらロッド中の弾性波がなかなか減衰しないことがわかる。その結果、さく岩機本体の振動が激しくなり、打撃点が毎回の打撃ごとに変わり、安定したさく孔が実現できなくなる。既報で述べたように $\beta = 0.2$ の場合にはロッド中の弾性波は、ピストンとロッドの打撃後 10 ms 程度ではほぼ減衰する。打撃間隔は 30 ms 弱の場合を考えているので、次の打撃までにはロッドの振動は収まっており、安定したさく孔が実現できると考えて

良からう。図8には β が 0.4 のときも示した。確かに β が 0.2 のときよりロッド中の弾性波の減衰は速やかであるが、反射波の 40 % をさく岩機本体が受け持つことになってしまうので、初期の大きな反射波の影響を受けてさく岩機本体の振幅が大きくなってしまふ。油圧ダンパーを導入してロッドの弾性波の減衰を早める試みがなされているが、 β には適値があり今回の計算結果から判断する限り β の適値は 0.2 前後であった。なお、毎分の打撃速度をあげてさく孔速度を上昇させたさく岩機では、ロッドの振動の減衰がより重要になり、積極的に油圧ダンパを設けることが望ましい場合が多いと考える。

4. 考 察

4・1 ロッド/ビットと孔壁との摩擦力に関する考察

さく岩機のロッドおよびビットは、孔壁と直接接触することがあるし、さらに孔内には切り屑 (cuttings) が存在するので、ロッドとビットにはかなりの摩擦力が働くと考えられるが、ここまでは摩擦力を考慮してこなかった。ビットとロッドでの摩擦力は、適切なスラストを選定するときに影響を及ぼす可能性がある。例えば、スラストを 10 kN 加えたとき、もし摩擦力が 1 kN であるとしたら、実効スラストは 9 kN となるのかどうかを検討しておく必要がある。そこで計算機プログラムを若干変更して、摩擦力を考慮した計算を行うことにした。

図9のようなロッドの一部を考える。既報と同じ記号を使うこととして、 $P_{now}(i)$ を、正方向に進む弾性波の区間 i における力の区間平均値、 $N_{now}(i)$ を負の方向に進む弾性波のそれとする。また添え字に old をつけると 1 時間刻み Δt だけ前の時刻の値とする。

摩擦力 (外力) が働かない場合の仕切り i における変位速度は次式により与えられる。

$$\dot{u}_i = (-P_{old}(i) + N_{old}(i+1))/Z_i \quad \dots\dots\dots (1)$$

変位速度と逆方向に一定の摩擦力 F_{fric} が働くものとするとき次式が成り立つ。

$$P_{now}(i+1) = P_{old}(i) - 0.5F_{fric} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$N_{now}(i) = N_{old}(i+1) + 0.5F_{fric} \quad \dots\dots\dots (3)$$

図9 ロッドのモデル

摩擦力が働いたときの仕切り i の変位速度は次式となる。

$$\dot{u}_i = (-P_{\text{old}}(i) + N_{\text{old}}(i+1) + 0.5F_{\text{fric}})/Z_i \dots\dots\dots (4)$$

なお、この式より計算した変位速度が(1)式で計算した変位速度と異なる符号である場合には、仕切りの変位速度が丁度 0 となるように、(4)式を用いて F_{fric} を決める。

スラストを 10 kN とし、摩擦力が 1 kN, 2 kN, 3 kN のときの計算を行った。なお、摩擦力はロッドの中央に加わるとした。おのおのの摩擦力での変位速度は、67.18, 66.99, 66.59 cm/min であった。摩擦力を考慮しないときの変位速度 67.16 cm/min に比べてほとんど変化のないことがわかる。ロッドが前後に振動すると、摩擦力は前後ほぼ均等に加わるので、かなり大きな摩擦力 3 kN が加わるとしても、変位速度に与える影響はわずか 1% 程度であった。なお、摩擦力が加わるとロッド中の弾性波の減衰は若干速くなった。摩擦力を 1 kN とし、スラストを 4, 6, 8 kN と変えて計算を行った。その結果、摩擦力が変位速度に及ぼす影響は小さいことがわかった。ピストン行程、ピストン速度などにも摩擦力は大きな影響を及ぼさない。摩擦力が及ぼす影響はおそらくロッド中の弾性波の減衰を若干ではあるが促進することであろう。この観点からは、摩擦力はロッドの寿命を伸ばす方向に作用しているといえる。

4・2 スラストの適値に関する考察

Hustrulid ら (1971 a) の提案した考え方は、その後の研究に大きな影響を与えたので概観しておく。ピストンとロッドが衝突しその際授受される運動量を Hustrulid らにならって $M \cdot v$ と書くことにする。なお、この運動量 $M \cdot v$ は第 1 波 (Incident Wave) に関するものだけである。打撃間隔を Δt [s] とし運動量の釣り合いを考えれば、必要な最小スラスト $F_{\text{th-min}}$ は $2M \cdot v / \Delta t$ で与えられると Hustrulid らは考えた。さらにピストンの形状と岩石の貫入抵抗の相違を考慮するための補正係数 b を導入し、次式を提案した。

$$F_{\text{th-min}} = 2M \cdot v(1 + b)/\Delta t \dots\dots\dots (5)$$

補正係数 b は通常 0~0.2 である。

本研究での計算結果によれば対象とした質量 150 kg の油圧さく岩機の適性スラストは約 10 kN であった。実際のさく孔においても同程度のスラストが選定されることが多い。参考までに、(1)式より、標準条件下での $F_{\text{th-min}}$ を計算してみると 6.6 kN となる。なお、 b は 0.1 とし、 $M \cdot v$ は (ピストン質量)・(最大ピストン速度)とした。必要な最小スラストとしては妥当な値といえるかもしれないが、(1)式は推力の適正値を与える訳ではない。

さく岩機本体に加わる力は、 F_{th} , F_{dp} , F_{dr} および粘性係数 η_g による力であることが図 1 よりわかる。 F_{dr} は短時間しか働かないし、 η_g は受動的な力しか発生しない。したがって第 1 次近似としては $F_{\text{th}} > F_{\text{dp}}$ が常に満たされていれば、さく岩機本体には常に前方 (岩盤方向) に進もうとするはずである。計算結果によれば、この条件が満たされているときにはおおむね良好なさく孔過程が実現できていた。そこで不等式を常に満たす最小のスラストを適値 $F_{\text{th-apl}}$ として選ぶことにする。これを式で書けば次のようになる。

$$F_{\text{th-apl}} = F_{\text{dp-max}} = (F_{\text{back}} - F_{\text{front}})_{\text{max}} \dots\dots\dots (6)$$

また、近似的に次式が成り立つと考える。

$$F_{\text{th-apl}} \div A_{\text{back}} \cdot P_{\text{back}} - A_{\text{front}} \cdot P_{\text{front}} \dots\dots\dots (7)$$

A_{front} と A_{back} は前室と後室の受圧面積である。 P_{front} と P_{back} は前室と後室への供給圧力である。

5. ま と め

今回行った計算結果をまとめてみると次のことがいえる。

1. スラストが小さいと、さく岩機本体が大きく振動し、ロッド中の弾性波はいつまでも残る。その結果、さく孔過程は不安定となりさく孔速度が下がる。スラストがある程度大きくなるとさく孔過程は安定する。このさく孔過程が安定する条件は、スラストによりさく岩機が常に前方に押されていることだと考えて、推奨するスラストの大きさを(7)式のように提案した。

2. ビットの岩石への貫入抵抗特性は、さく孔過程が安定する推力の値にさほど影響を及ぼさないとの計算結果を得た。

3. さく岩機本体とロッド後端が衝突したときのエネルギーの減衰率 β の適値は 0.2 であった。 β はロッド中の弾性波の減衰とかわりを持ち、さく孔速度の上昇を狙って毎分打撃数を上げた機種では、 β の値の選択はより重要と思われる。

4. ロッド/ビットと孔壁との間の摩擦力は、さほどさく孔過程には影響しないことがわかった。

今後の地下開発においてもさく岩機械は重要な位置を占めると思われるが、さく岩機の開発には計算機シミュレーションが次第に重要になると考える。今回仮定した計算モデルは比較的簡単なものであり、今後改良の余地が大いにあるが、その 1 つとしてビットの岩石への貫入特性の精密化をあげておきたい。貫入特性に関する最近の研究は少なく、現在の主流であるボタンビットの貫入特性に関する知見が不足している。困難ではあるが実験を交えた研究が今後必要である。

謝辞 研究を進めるに当たり、古河機械金属(株)吉井工場大田彰則氏、小泉匡弘氏のご助言をいただいた。東京大学工学系研究科助教福井勝則氏には、原稿の不備な点を指摘していただいた。また、データ整理には、東京大学工学系研究科技官齊藤貴英氏の労をわずらわした。各位に謝意を表する。

引用文献

- Atlas Copco : 全油圧さく岩機, 資料番号 J11027b, p. 8-9
 Bruce, W. E. (1970) : Min. Engg, November, p. 62-64
 Clark, G. B. (1982) : Principles of Rock Drilling, Colorado School of Mines Quarterly, Vol. 74, No. 2
 Clark, G. B. (1982) : Principles of Rock Drilling and Bit Wear (Part 1), Colorado School of Mines Quarterly, Vol. 77, No. 1
 藤井澄二 (1969) : 機械力学 (応用力学講座 6), p. 130-133, 共立出版 (東京)
 速水博秀・高岡三郎・三沢茂夫 (1973) : 日鉱誌, Vol. 89, p. 693-644
 Hustrulid, W. A. and Fairhurst, C. (1971a) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 8, p. 311-333
 Hustrulid, W. A. and Fairhurst, C. (1971b) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 8, p. 335-356
 Hustrulid, W. A. and Fairhurst, C. (1972a) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 9, p. 417-429
 Hustrulid, W. A. and Fairhurst, C. (1972b) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 9, p. 431-449
 Lundberg, B. (1982) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 19, p. 229-239
 Lundberg, B. (1985) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 22, p. 237-249
 Lundberg, B. and Karlsson, L. G. (1986) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 23, p. 281-287
 Lundberg, B. (1987) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 24, p. 213-222
 三上芳一 (1986) : さく岩機のスリーブ発熱に関する研究, 東京大学博士論文
 Nordlund, E. (1989) : Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 26, p. 51-59
 大久保誠介・西松裕一 (1991) : 資源と素材, Vol. 107, p. 209-214
 大久保誠介・西松裕一・秋山政雄・辰巳 哲 (1992) : 資源と素材, Vol. 108, p. 134-140
 Pang, S. S. and Goldsmith, W. (1989) : Rock Mechanics, Vol. 22, p. 205-229
 Stack, Barbara (1982) : Handbook of Mining and Tunnelling Machinery, p. 7-94, John Wiley and Sons (New York)
 高橋義雄他 (1985) : 日鉱誌, Vol. 101, p. 465-470
 高橋義雄他 (1987) : 日鉱誌, Vol. 103, p. 377-381
 高岡三郎・速水博秀・三沢茂夫 (1960) : 採鉱と保安, Vol. 6, No. 2, p. 1-8
 高岡三郎・速水博秀・三沢茂夫 (1960) : 採鉱と保安, Vol. 6, No. 12, p. 12-18
 渡辺英志 (1989) : 油圧さく岩機および油圧ブレーカの特性と効率に関する研究, 東京大学博士論文