

# 超音速火焰ジェットによる岩石の 削孔と切削に関する研究

## STUDIES ON BORING AND CUTTING OF ROCKS BY SUPERSONIC JET FLAMES

外尾善次郎\*

By Zenjiro Hokao

### 1. ま え が き

ロケット工学の進歩に伴い、ロケットジェットを平和産業に利用しようとする試みは、とくに米ソ両国において試みられ、最近いろいろな工学上の分野で利用はじめられている。

アメリカでは<sup>1)</sup>、すでに1947年に鉄鉱石(タコナイト)のロケットジェットによる削孔に成功し、1956年度には20台のジェット削孔機を用い9in径のボアホールを総延長50万ft削孔し500万tの鉄鉱石の採掘を行なっている。軍事目的に使用するロケットと異なると、鉱業や採石業方面で利用するロケットは、ロケットから噴射される超音速の高温火焰ジェット自体を利用するもので、火焰ジェットによる岩石の熱破砕を行なわせるものである。さらに最近ではロケットバーナを利用して建築用材として利用する花こう岩の切削(切り出し)を行なっており好ましい実績をあげている。

ソ連でも<sup>8)~12)</sup>、露天採掘場における鉄鉱石の採掘時におけるボアホールの削孔をはじめ(孔径250~300mm, 深さ10~15m)、花こう岩建築用材の切削と加工、さらに最近では鉄筋コンクリートの切断<sup>13)</sup>などへの利用研究をはじめており、発破をかけないで岩石や鉄筋コンクリートを破壊ないしは切断してゆこうと試みている。なお海底下岩盤の削孔(水中削孔)にも利用でき、その効果が大きく期待されている。

筆者は、数年前よりケロシンと酸素を燃料としたもの、および圧縮空気とベンゼンを燃料としたロケット火焰ジェットの噴射機(以下サーモドリルと呼ぶ)を試作し、岩石や鉄筋コンクリートの削孔と切削の試験を実施しており、ほぼ実用機として使用しうる状態になった。

岩石の削孔には、従来、削岩機が使用されているが、

孔径の大きいボアホールを削孔する場合や、非常に堅い岩石(たとえば圧縮強度で2000kg/cm<sup>2</sup>以上)を削孔する場合等には、削孔速度は著しく低下する。

岩質にもよるが、火焰ジェットを利用した場合には、大孔径(200~300mm)のボアホール削孔も容易にでき、とくに堅い岩石による削孔能率の低下がみとめられないという特色もあって、今後の利用に大きな期待がもてる。また鉄筋コンクリートの切断や水中削孔等への利用は、今後の土木工事業や大陸棚開発にも応用してゆくことのできるものであろう。

岩石を破壊するのに発破を用いず切削してゆくことができるということは、立地条件上発破をかけられない土木工事の場合にその利用価値が高く、またわが国の土木工事の大規模化に伴い、多量の岩盤破砕を必要とする場合、300mm径程度のボアホールの削孔と、さらにボアホール孔底を500mm径へ拡大して発破効果を飛躍的に向上させることのできる火焰ジェット削孔は、今後の新しい岩盤破砕の方法として注目してよからう。

また岩石は一般に加熱することによって著しくその強度を低下させる特性があり<sup>14), 15)</sup>、また物理特性の変化<sup>16)</sup>をきたしてサーモドリル削孔上好ましい状態となる。岩石加熱によってその強度が著しく低下する特性を利用すれば、非常に堅い岩石を対称とした新しいトンネルマシンの開発の可能性も生じてくる。すなわち、火焰ジェットで岩石の強度を低下させ(たとえば花こう岩では常温圧縮強度2000kg/cm<sup>2</sup>のものでも、500°Cに加熱すれば500kg/cm<sup>2</sup>程度に低下する)、そのあとで機械切削してゆけばその能率は著しく向上するはずである。

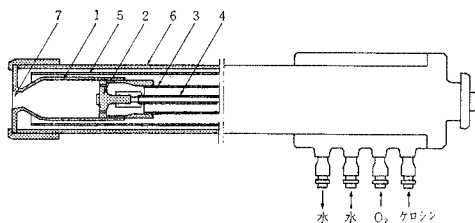
以下述べる報告は、石英粗面岩と花こう岩を対称としたサーモドリルによる削孔と切削に関する試験結果で、今後わが国で火焰ジェットを利用してゆく場合の、サーモドリルの設計、性能の向上および使用上の基礎となる諸関係を明らかにしたものである。

\* 正会員 東京大学助教授 工学部資源開発工学科

## 2. 試作サーモドリルの構造とジェットの特性

### (1) 構 造

試作したサーモドリル X 325 型の構造を 図-1 に示している。サーモドリルは基本的には飛しょうロケットと同じ設計基礎によるもので、主要部は燃焼室 (1)、その先端のノズル部 (7)、燃焼室内にケロシンと酸素を噴射供給するインジェクタ (2) からなり、これに酸



1: 熱焼室, 2: インジェクタ, 3: 酸素チューブ,  
4: ケロシンチューブ, 5: 冷却水用導管,  
6: サーマドリル外筒, 7: ノズル

図-1 X 325 型サーモドリルの構造

素を供給するチューブ (3)、ケロシンを供給するチューブ (4)、さらに燃焼室を冷却する水冷用導管 (5) が付いている。冷却水は循環方式とし燃焼室を冷却した水は、サーモドリル後部から排出するようになっている。酸素は酸ポンベから約  $15 \text{ kg/cm}^2$  程度の圧力で供給し、またケロシンは特別のケロシンタンクから  $8 \sim 10 \text{ kg/cm}^2$  の圧力で供給する。

インジェクタには中央部にケロシン噴出孔 3 個、その外周に酸素噴出孔 6 個を配し、3 個のケロシン孔から噴出するケロシンは、6 個のうちの 3 個の酸素孔から噴出する酸素流と衝突するようになっている。インジェクタから噴出された燃料 (酸素とケロシン) は、相互に衝突して霧状となり点火によって爆燃し、高温度の超音速火焰ジェットを形成し、ノズルから噴射される。その噴射状況は 図-2 に示している。サーモドリルの設計技術特

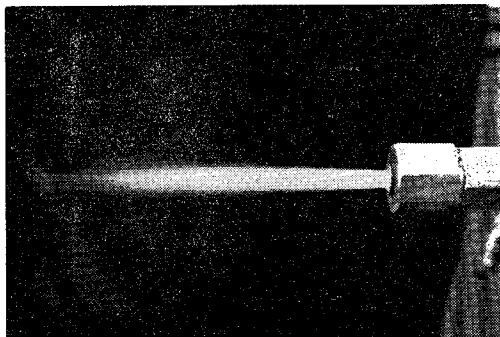


図-2 火焰ジェットの外觀

性はつぎのとおりである。

### X 325 型サーモドリル技術特性 (設計値)

燃焼室内径 (mm)	15
ノズル出口径 (mm)	6.6
燃焼室内温度 ( $^{\circ}\text{K}$ )	3200
火焰ジェットの速度 (m/sec)	1700
供給酸素量 (l/min)	350~400
供給ケロシン量 (l/min)	0.15~0.2
インジェクタ	
酸素噴出孔 (孔径 mm)	6 個 (1.0)
ケロシン噴出孔 (孔径 mm)	3 個 (0.4)
全 長 (mm)	1500
全 重 量 (kg)	7

### (2) 火焰ジェットの特性

サーモドリルの設計基礎は、前述のように基本的にはロケットとの場合と同じであるが、使用上の安全性を考慮に入れて燃焼室内圧力を設計値として  $5 \text{ kg/cm}^2$  におさえている。ジェットの外觀は 図-2 に示しているが、超音速ガス流であるためノズル出口端で衝撃波が発生し、それが火焰ジェットガス境界層で反射して、菱形の模様は火焰ジェット内部にみられる。

さて、運転使用条件 (供給酸素量、ケロシン量) を変えることによって、発生する火焰ジェットの特性 (圧力、温度、速度等) は変化し岩石破碎効果にも変化が生ずる。また、これら特性のジェット流れ方向での分布を測定しておかないと、岩石破碎を行なう場合の最適使用条件を把握することはできない。また試作機が設計値を十分満足しているかどうかをチェックするためにも、測定が必要である。つぎにその測定結果を述べる。

#### a) 圧 力

水冷銅管を用いた特殊ピトー管を利用して全圧測定を行なった (図-3)。その結果を 図-4 に示す。噴射条件 (図-6 に示す) によって異なるが、ノズル出口端から  $2 \sim 3 \text{ cm}$  以上の距離になると、全圧は急激に低下し  $10 \text{ cm}$  程度離れると最大圧の半分程度に低下する。これは

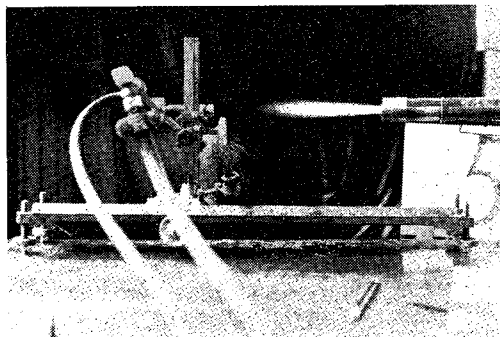


図-3 ジェット全圧の測定

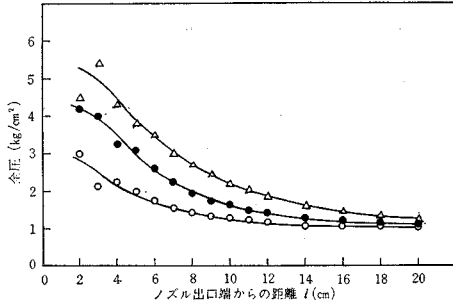


図-4 全圧分布 (ジェット中心軸上)

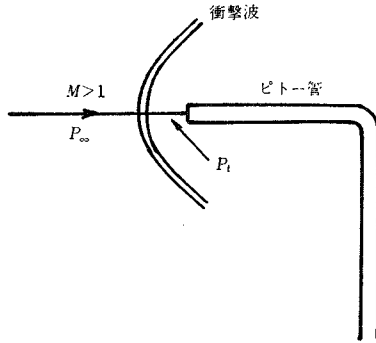


図-5 ピトー管先端に生ずる垂直衝撃波

ジェット中心軸上の全圧であるが、岩石破碎の場合にはできるだけ全圧の高い所を岩石面に当てたほうが好ましいことはいうまでもないことである。測定の場合ピトー管を超音速ガス流の中にそう入すると、ピトー管先端に垂直衝撃波が発生し(図-5)、ピトー管で測定される全圧の読みは、よどみ点圧(貯気槽圧)とはならないため、つぎの式で測定値を換算する必要がある。

$$\frac{P_{\infty}}{P_t} = \left( \frac{2\kappa}{\kappa+1} M^2 - \frac{\kappa-1}{\kappa+1} \right)^{\frac{1}{\kappa-1}} \left( \frac{1 + \frac{\kappa-1}{2} M^2}{\frac{\kappa+1}{2} M^2} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \dots\dots\dots(1)$$

ここで、

- $P_{\infty}$ : 衝撃波前のよどみ点圧
- $P_t$ : 衝撃波後の全圧, すなわちピトー管に読みとられる全圧値
- $\kappa$ : ガスの比熱比
- $M$ : ジェットガス流の局所マッハ数 (衝撃波前)

図-4 は式(1)で換算して求めたものである。設計データより  $\kappa=1.235$  としている。

静圧測定には、同じく水冷式銅管を使用した静圧用ピトー管を用い、その測定結果は図-6のとおりである。

**b) 局所マッハ数**

局所マッハ数は、全圧ピトー管による測定値  $P_t$  と静圧  $P_s$  がわかれば、つぎの式から求めることができる。

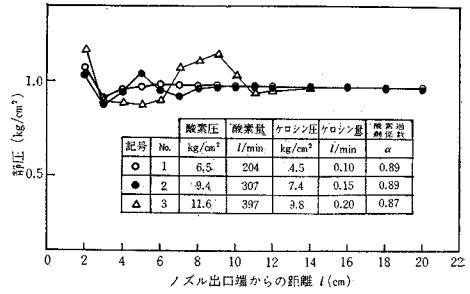


図-6 静圧分布 (ジェット中心軸上)

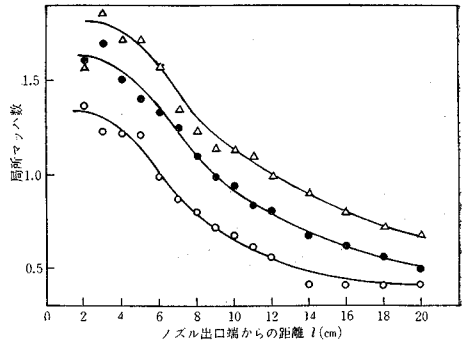


図-7 局所マッハ数分布

$$\frac{P_s}{P_t} = \frac{\left( \frac{2\kappa}{\kappa+1} M^2 - \frac{\kappa-1}{\kappa+1} \right)^{\frac{1}{\kappa-1}}}{\left( \frac{\kappa+1}{2} M^2 \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}}} \dots\dots\dots(2)$$

局所マッハ数のノズル出口端からの距離による変化を図-7に示している。

**c) 速度**

火焔ジェットの速度は、局所マッハ数がわかれば次式で求めることができる。

$$\left( \frac{v}{a_0} \right)^2 = \frac{2}{\left( \frac{2}{M^2} \right) + (\kappa-1)} \dots\dots\dots(3)$$

- $v$ : 速度
- $a_0$ : 局所音速

図-8に示すのが中心軸上における速度分布である。

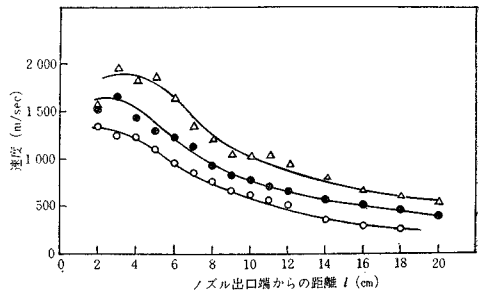


図-8 速度分布

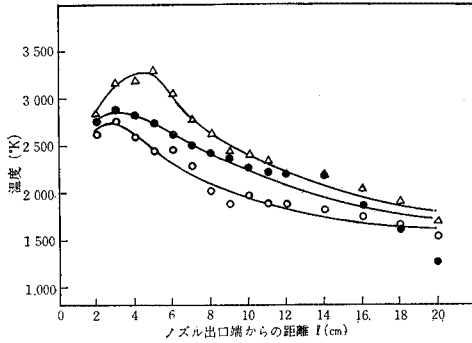


図-9 温度分布

噴射条件によって異なるが、ノズル出口端からの距離  $l$  が 2~3 cm のところで 1300~2000 m/sec で、10 cm 程度離れると 500~1000 m/sec 程度に減少する。

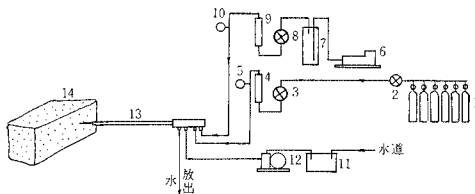
d) 温度

温度の測定には特殊な高温度輻射計を用いた。その測定結果を 図-9 に示す。条件 No. 3 では  $l$  が 5 cm 程度のところで最大値を示し約 3300°K, No. 2, No. 1 の条件の時は  $l=3$  cm 程度で最大値 2900°K, 2800°K 程度である。 $l=10$  cm になると 2500~2000°K 程度に低下する。

3. 岩石の削孔試験

(1) 試験装置および方法

サーモドリル削孔試験装置は 図-10 に示すように、酸素供給装置、ケロシン供給装置および冷却水の供給装置からなる。減圧弁 (2) を介し酸素ボンベから出た酸素ガスは調節弁 (3) の調節に応じ所要量がサーモドリルへ供給される。ケロシンは、ケロシントank内に貯えられており、コンプレッサーからの圧力で圧送される。冷却水は水タンク内の貯水を送水ポンプで送る。酸素およびケロシンの流量はそれぞれの流量計 (4, 9) で測定し、圧力はそれぞれの圧力計 (5, 10) で読む。酸素およびケロシンの調節弁を制御することによって、それぞれの流量を変え、削孔条件と削孔速度との関係を探る。



1: 酸素ボンベ, 2: 減圧弁, 3: 調節弁, 4: 流量計, 5: 圧力計, 6: コンプレッサ, 7: ケロシントank, 8: 調節弁, 9: 流量計, 10: 圧力計, 11: 水タンク, 12: 送水ポンプ, 13: サーモドリル, 14: 岩石ブロック

図-10 サーモドリル削孔試験装置

(2) 酸素過剰係数と削孔速度との関係

酸素とケロシンを用いて超音速火焰ジェットを発生させる場合、1 kg のケロシンが完全燃焼するのに要する酸素の量 ( $Y_0$ ) はつぎの式で求まる。

$$Y_0 = \frac{8}{3} C + 8 H \text{ (kg/kg)}$$

$C$  はケロシン 1 kg 中の炭素エレメントの量で  $C=0.865$  (kg/kg),  $H$  はケロシン 1 kg 中の水素エレメントの量で  $H=0.135$  (kg/kg) である。したがって  $Y_0=3.38$  (kg/kg) となる。すなわち 1 kg のケロシン量に対して約 3.4 kg の酸素を必要とする。いま、実際に供給した酸素量を  $Y$  (kg/kg) とすると  $\alpha=Y/Y_0$  が酸素過剰係数となる。 $\alpha=1$  の時が完全燃焼で  $\alpha < 1$  の時が不完全燃焼,  $\alpha > 1$  の場合は未燃酸素が残ることになる。

超音速火焰ジェットを発生させる場合、酸素とケロシンを使用する場合の酸素過剰係数については、ゴルパエフ<sup>17)</sup>の研究がある。ゴルパエフの理論研究によれば、 $\alpha=0.8\sim 0.9$  の場合が火焰ジェットの温度(ノズル出口での温度)が最高で、またノズル出口でのジェットの速度は、 $\alpha=0.7\sim 0.8$  の場合が最高となっている。サーモドリル削孔の場合に、最高の削孔速度を期待できるのは、ジェットの温度が最高で、かつ速度が最大の所のはずである(ただし同じ熱特性を有する岩石に対する場合)。

試作したサーモドリルの最適作動条件を求めるために、供給ケロシン量を一定にして供給酸素量を変え、すなわち酸素過剰係数を変え削孔速度がいかに変化するかを求めた。岩石として石英粗面岩(足尾)、花こう岩(足尾)、花こう岩(稲田)の3種類のものを用い、その試験結果を 図-11, 12, 13 に示している。これら岩石の強度は、常温圧縮強度(試験片の大きさ 22 mmφ, 高さ 50 mm)で、石英粗面岩 3250 kg/cm<sup>2</sup>, 花こう岩(足尾) 1490 kg/cm<sup>2</sup>, 花こう岩(稲田) 2190 kg/cm<sup>2</sup>, 引張圧裂強度でそれぞれ 87 kg/cm<sup>2</sup>, 46 kg/cm<sup>2</sup>, 97 kg/cm<sup>2</sup> のも

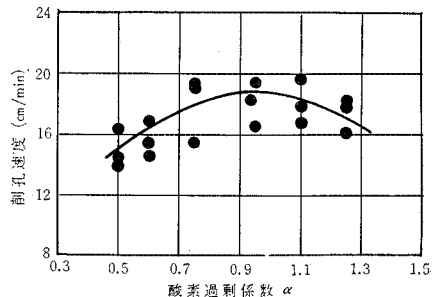


図-11 酸素過剰係数と削孔速度との関係  
ケロシン量一定 (0.15 l/min), 酸素量 180~380 l/min, 石英粗面岩, 削孔径 70~90 mm

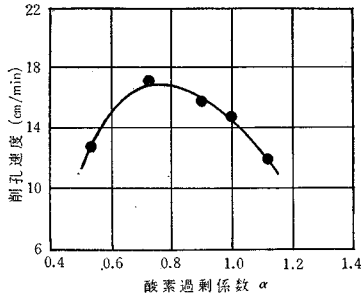


図-12 酸素過剰係数と削孔速度との関係  
ケロシン量一定 (0.21 l/min), 花  
こう岩 (足尾), 孔径 70 mm

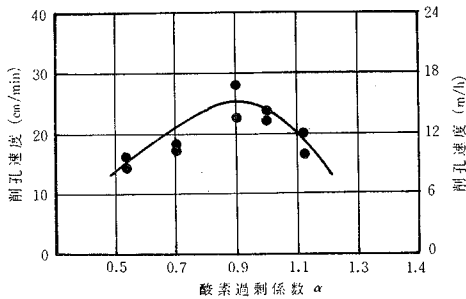


図-13 酸素過剰係数と削孔速度との関係  
花こう岩 (稻田), ケロシン量一  
定 (0.21 l/min), 孔径 60~70 mm

のである。

図-11 によれば石英粗面岩の非常に硬い岩石に対し、最高削孔速度約 20 cm/min (削孔径 70~90 mm) であり、 $\alpha=0.9$  前後の時が最も好ましい。普通の削岩機の場合の約 2 倍の能率である。

花こう岩 (足尾) では  $\alpha=0.7\sim0.8$  の時に削孔速度が最大で 17 cm/min 程度であり (図-12), 花こう岩 (稻田) では  $\alpha=0.9$  前後で最大削孔速度約 28 cm/min を示している。削孔後の孔の形状は削岩機によるものとほとんど変わらず滑らかな孔壁面を有し、孔底断面は放物線状にとがっている (図-14 (a), (b))。花こう岩や石英粗面岩はよく熱砕碎するため、孔壁面の岩石が熱変質を受けることはほとんどない。

(3) 供給酸素量と削孔速度との関係

岩石を熱削孔する場合の削孔速度は、サーモドリルからポアホール孔底へ与えられる熱量  $q$  (kcal/m<sup>2</sup>·h) に依存することは当然であり、削孔速度  $V$  は  $q$  の関数とみなすことができる。すなわち

$$V=f(q) \dots \dots \dots (4)$$

さて、一方、この熱量  $q$  は、火焰ジェットの回復温度を  $T_r$ , 岩石面の温度を  $T_w$  とすれば、つぎのように表わすことができる。

$$q=h(T_r-T_w) \dots \dots \dots (5)$$

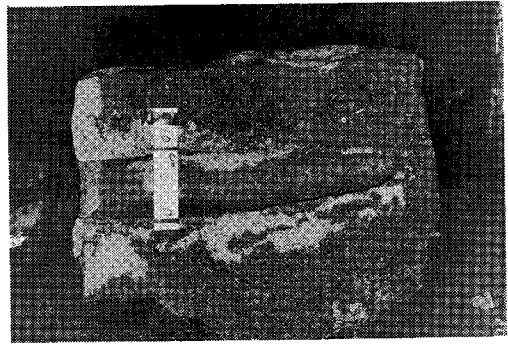


図-14 (a) 削孔した孔の断面  
(石英粗面岩)

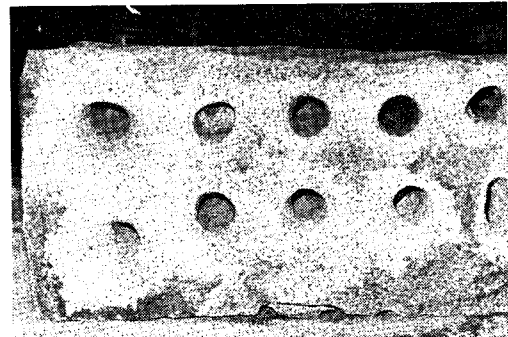


図-14 (b) 削孔後の状況  
(花こう岩-稻田)

$h$  はこの場合の熱伝達係数である。

グフマンとイリュエヒン<sup>18)</sup>によれば、この  $h$  はつぎのように表わすことができる。

$$h = \frac{0.0174}{R_e^{0.18}} c_p r v \left( \frac{T_0}{T_j} \right)^{0.3} \dots \dots \dots (6)$$

ここで、 $T_0$ : 火焰ジェット (以下ガスと呼ぶ) のよどみ点温度

$T_j$ : 岩石表面に当るガスの温度 (°C)

$R_e$ : レイノルズ数

$r$ : ガス比重 (kg/m<sup>3</sup>)

$c_p$ : ガスの定圧比熱 (kcal/kg·°C)

$v$ : ガスの速度 (m/sec)

またサーモドリル削孔の場合には

$$r v = \frac{G}{F} \text{ (g/cm}^2 \cdot \text{sec)} \dots \dots \dots (7)$$

$G$ : 供給する燃料の量 (g/sec)

$F$ : ポアホール孔底の面積 (cm<sup>2</sup>)

とおくことができる。

したがって、式 (4), (5), (6) から削孔速度  $V$  は熱伝達係数  $h$  の関数、すなわち  $V=f(h)$  で、また  $h=f(rv)$  であるから、 $V=f(rv)$ , さらに  $V=f(G)$  とみなすことができる。すなわち、削孔速度は供給する燃料の量に依存することになる。したがって酸素過剰係数  $\alpha$  を一定にして供給酸素量を変えれば、削孔速度は

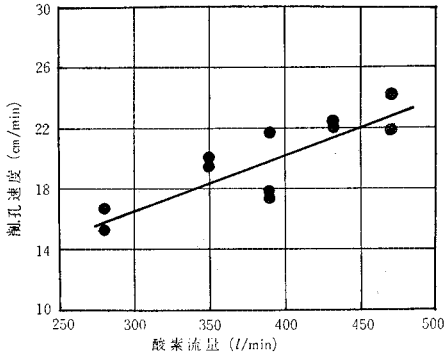


図-15 供給酸素量と削孔速度との関係  
酸素過剰係数  $\alpha=0.8$ , 石英粗面  
岩(足尾), 孔径 70~90 mm

変化するはずである。

さて、図-15 に供給酸素量を増加させた場合の、削孔速度の増加に関する試験結果を示している。この場合  $\alpha=0.8$  (一定) とし、酸素量を 280 l/min から 470 l/min へ漸増させ、それに伴ってケロシン量も 0.15 l/min から 0.26 l/min へ漸増させたものである。酸素量 280 l/min の場合の削孔速度は 15 cm/min 程度のものであるが、酸素量を 470 l/min に増加させると 23 cm/min 程度の削孔速度へ直線的に増加している。

これより、削孔速度をなおいっそう速めるためには、より以上の供給酸素量にすればよいことが予測できるが、試作機ではケロシンの圧送に用いているコンプレッサーの圧力に限度があり、0.26 l/min 以上のケロシンを供給することは不可能であった。したがって、酸素量も 470 l/min 以上に増加させることができなかつた。しかしケロシンタンクの耐圧性を 20 kg/cm<sup>2</sup> 程度へ上げ、高压  $H_2$  ガスで圧送する方式でより以上のケロシンを供給できるようにすれば、さらに削孔速度は向上するものと期待することができる。

#### (4) ノズル端とボアホール孔底との距離が削孔速度におよぼす影響

火焰ジェットの特性格定結果からわかるように、ノズル端から離れるにしたがって、ジェット中心軸上の温度、圧力、速度は次第に低下してゆく。したがって、削孔時に孔底とノズル端との距離をどの程度にとるかによって、削孔速度は変化するはずである。サーモドリルの先端に水冷銅管を探針として出し、その長さを調節することによって、削孔時の孔底とノズル端との距離を調節し削孔速度の変化を測定した。

測定結果を図-16 に示している。ノズル出口端から孔底までの距離が増加するにつれて削孔速度は次第に減少し、100 mm の距離に保った場合は、10~20 mm の距離に保った場合の約 1/2 の削孔速度に低下する。使用

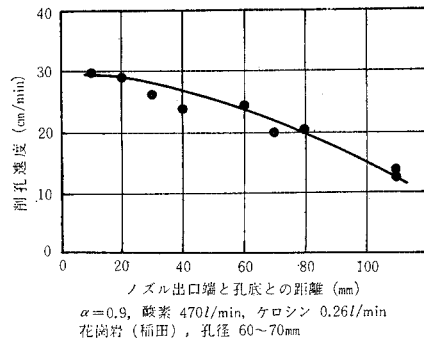


図-16 ノズル出口端から孔底までの距離と削孔速度との関係

した岩石は花こう岩(稲田)で、酸素過剰係数  $\alpha=0.9$  (供給酸素量 470 l/min, ケロシン量 0.26 l/min) である。

## 4. 岩石の切削試験

火焰ジェットを岩石表面に噴射して熱破碎し、その岩石を切削ないしは切断してゆくことができれば、その利用価値はきわめて高い。火焰ジェットによる岩石切削の場合のサーモドリルの使用条件を明らかにするために、切削速度に影響をおよぼすジェット噴射方向と岩石表面とのなす角度、および供給酸素量についての理論考察と実験を行ない、これらの要素によって切削速度がどのように変化するかを明らかにし、サーモドリルによる岩石切削時の条件を求めた。

### (1) ジェット衝突角と切削速度との関係

#### a) 理論考察

記号

$S_t$ : スタントン数

$h_f$ : 伝熱エンタルピー係数

$\rho$ : ガスの密度

$v$ : ガスの速度

$g$ : 重力加速度

$R_e$ : レイノルズ数,  $R_e = vl \rho / \mu$

$P_r$ : プラントル数,  $P_r = gc_p \mu / \lambda$

$f$ : 局所摩擦係数

$\mu$ : 粘性係数

$\lambda$ : 熱伝導率

$l$ : 長さ

イタリックス

$\infty$ : 斜め衝撃波前

$j$ : 斜め衝撃波後

0: よどみ点

さて、超音速の火焰ジェット(ガス)を岩石表面にあ

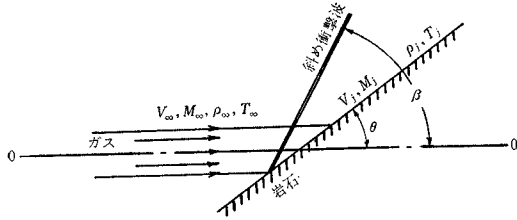


図-17 斜め衝撃波

る角度で当てると、図-17 に示すような斜め衝撃波が発生する<sup>19)~21)</sup>。この衝撃波の発生状況によって、岩石表面への熱伝達その他が大きく変化するであろうということは、超音速ジェット理論上から十分予測できることである。

岩石表面とガス流中心軸(0-0)とのなす角  $\theta$  (以下衝突角と呼ぶ) が  $90^\circ$  以下のときは、前述のように中心軸と  $\beta$  の角度をなす方向に斜め衝撃波が発生し、この場合岩石面に当るガスの温度、圧力、速度等のパラメーターが変化する。しかも衝撃波の発生によって変化するガスパラメーターの変化の度合は、 $\theta$  の大きさに左右される。 $\theta$  がある限界をこえると、衝撃波のうしろでは亜音速流となり、ガスと岩石面間の熱交換は悪くなる。一方、 $\theta$  が減少するとガス流からの岩石面への熱流密度が減少する。この熱流速度は衝突角  $\theta$  の  $\sin$  に比例するからである。したがってガス流と岩石面との衝突角  $\theta$  には最適値が存在するはずである。もちろん衝突角  $\theta$  は  $q \sin \theta$  が最大値になる場合が最適値ということになる。岩石を切削してゆく場合には、この  $q \sin \theta$  が最大になるような  $\theta$  の値で切削してゆく必要がある。

さてガスから岩石面への熱伝達は(主として対流伝熱) 前述の式(5)のようになる。

$$q = h(T_r - T_w) \dots \dots \dots (5)$$

さて解析には、つぎのスタントン数  $S_t$  という無次元パラメーターを利用する。

$$S_t = \frac{h_i}{\rho_j v_j} \dots \dots \dots (8)$$

また、

$$q = h_i g c_p (T_r - T_w) = h(T_r - T_w) \dots \dots \dots (9)$$

スタントン数  $S_t$  はまた、レイノルズ数  $Re$ 、プランド数  $Pr$  とつぎの関係がある。

$$S_t = \frac{af}{2 Pr^{2/3}} \dots \dots \dots (10)$$

$a$  は定数で  $a \approx 1$ 。

乱流の場合には

$$f = 0.0592 Re^{-0.2} \dots \dots \dots (11)$$

したがって

$$S_t = \frac{0.0296}{Pr^{2/3} Re^{0.2}} \dots \dots \dots (12)$$

式(8)、(9)から

$$h = c_p g \rho_j v_j S_t \dots \dots \dots (13)$$

したがって式(5)から

$$q = c_p g \rho_j v_j S_t (T_r - T_w) \dots \dots \dots (14)$$

また超音速ジェットでは<sup>22), 23)</sup>

$$\frac{T_r}{T_j} = 1 + \frac{\kappa - 1}{2} r M_j^2 \dots \dots \dots (15)$$

$r$  は回復係数とよばれるもので、乱流の場合は  $r = \sqrt[3]{Pr}$  である<sup>24)</sup>。式(15)から

$$T_r - T_w = T_j \left( 1 + \frac{\kappa - 1}{2} r M_j^2 \right) - T_w$$

よって式(14)から

$$q = c_p g \rho_j v_j S_t \left[ T_j \left( 1 + \frac{\kappa - 1}{2} r M_j^2 \right) - T_w \right] \dots \dots \dots (16)$$

式(16)の中に  $\theta$  と  $\beta$  を関数とした関係式を代入し、 $q$  を  $\theta$  と  $\beta$  の関係式として表わしてみる。この場合斜め衝撃波に関する超音速ジェット理論上からの、つぎの諸関係式を利用する<sup>25)</sup>。

$$\rho_j = \rho_\infty \frac{\tan \beta}{\tan(\beta - \theta)} \dots \dots \dots (17)$$

$$v_j = v_\infty \frac{\cos \beta}{\cos(\beta - \theta)} \dots \dots \dots (18)$$

$$Re = \frac{v_j l \rho_j}{\mu_j} \dots \dots \dots (19)$$

$$\mu_j = \mu_0 (T_j / T_0)^\kappa \dots \dots \dots (20)$$

$$T_j = T_\infty \left( \frac{\kappa - 1}{\kappa + 1} \right)^2 \left( \frac{2\kappa}{\kappa - 1} M_\infty^2 \sin^2 \beta - 1 \right) \times \left( \frac{2}{\kappa - 1} \cdot \frac{1}{M_\infty^2 \sin^2 \beta} + 1 \right) \dots \dots \dots (21)$$

これらの諸式を利用して式(16)を書きなおすとつぎのようになる。まず式(12)から

$$S_t = \frac{0.0296}{Pr^{2/3} Re^{0.2}} = \frac{0.0296}{Pr^{2/3} \left( \frac{v_j l \rho_j}{\mu_j} \right)^{0.2}}$$

この式に式(17)、(18)、(20)を代入して

$$S_t = \frac{0.0296}{Pr^{2/3} \left\{ \frac{v_\infty \cos \beta}{\cos(\beta - \theta)} \cdot l \cdot \frac{\rho_\infty \tan \beta}{\tan(\beta - \theta)} \right\}^{0.2}} \cdot \mu_0^{0.2} \left( \frac{T_j}{T_0} \right)^{0.2\kappa} = \frac{0.0296 \mu_0^{0.2} \left\{ \frac{T_\infty}{T_0} \left( \frac{\kappa - 1}{\kappa + 1} \right)^2 \right\}^{0.2\kappa} \xi^{0.2\kappa}}{Pr^{2/3} (v_\infty l \rho_\infty)^{0.2} \left\{ \frac{\sin \beta}{\sin(\beta - \theta)} \right\}^{0.2}} \dots \dots \dots (22)$$

ただし

$$\xi = \left( \frac{2\kappa}{\kappa - 1} M_\infty^2 \sin^2 \beta - 1 \right) \left( \frac{2}{\kappa - 1} \cdot \frac{1}{M_\infty^2 \sin^2 \beta} + 1 \right) \dots \dots \dots (23)$$

いま、さらに

$$\zeta = \frac{0.0296 \mu_0^{0.2} \left\{ \frac{T_\infty}{T_0} \left( \frac{\kappa-1}{\kappa+1} \right)^2 \right\}^{0.2\kappa}}{P_r^{2/3} (v_\infty / \rho_\infty)^{0.2}} \dots\dots (24)$$

とおくと

$$S_t = \zeta \frac{\xi^{0.2\kappa}}{\left\{ \frac{\sin \beta}{\sin(\beta-\theta)} \right\}^{0.2}} \dots\dots (25)$$

となる。式 (16) から

$$\begin{aligned} q &= c_p g \rho_j v_j S_t T_j \left( 1 + \frac{\kappa-1}{2} r M_j^2 - \frac{T_w}{T_j} \right) \\ &= c_p g \rho_\infty \frac{\tan \beta}{\tan(\beta-\theta)} \cdot v_\infty \frac{\cos \beta}{\cos(\beta-\theta)} \\ &\quad \times \zeta \cdot \frac{\xi^{0.2\kappa}}{\left\{ \frac{\sin \beta}{\sin(\beta-\theta)} \right\}^{0.2}} \\ &\quad \times T_j \left( 1 + \frac{\kappa-1}{2} r M_j^2 - \frac{T_w}{T_j} \right) \end{aligned}$$

式 (21) より

$$T_j = T_\infty \left( \frac{\kappa-1}{\kappa+1} \right)^2 \xi$$

であるから、上式に代入して整理するとつぎのようになる。

$$\begin{aligned} q &= c_p g \rho_\infty v_\infty \zeta T_\infty \left( \frac{\kappa-1}{\kappa+1} \right)^2 \left[ \frac{\sin \beta}{\sin(\beta-\theta)} \right]^{-0.8} \xi^{1+0.2\kappa} \\ &\quad \times \left( 1 + \frac{\kappa-1}{2} r M_j^2 - \frac{T_w}{T_j} \right) \end{aligned}$$

いま

$$A = c_p g \rho_\infty v_\infty \zeta T_\infty \left( \frac{\kappa-1}{\kappa+1} \right)^2 \dots\dots (26)$$

とおくと、結局、求める  $q$  はつぎのようになる。

$$\begin{aligned} q &= A \left\{ \frac{\sin \beta}{\sin(\beta-\theta)} \right\}^{0.8} \left( 1 + \frac{\kappa-1}{2} r M_j^2 - \frac{T_w}{T_j} \right) \\ &\quad \times \left\{ \left( \frac{2\kappa}{\kappa-1} M_\infty^2 \sin^2 \beta - 1 \right) \right. \\ &\quad \left. \times \left( \frac{2}{\kappa-1} \cdot \frac{1}{M_\infty^2 \sin^2 \beta} + 1 \right) \right\}^{1+0.2\kappa} \dots\dots (27) \end{aligned}$$

さて、上述したように式 (27) から  $q \sin \theta$  を最大にする  $\theta$  の値を求めればよい。式 (27) の中の  $A$  は  $\theta$  と  $\beta$  を含まないので左辺に移し  $q \sin \theta / A$  を最大にする  $\theta$  を求めてよい。しかし式 (27) から直接  $q \sin \theta / A$  を最大にする  $\theta$  を求めることは容易でないので、具体的な数値計算を行なって求めた。

なお、衝突角  $\theta$  と斜め衝撃波の角度  $\beta$  との間には、つぎの関係式があるので<sup>26)</sup>、具体的計算にはこれらの式を利用した。

$$\tan \theta = 2 \cot \beta \frac{M_\infty^2 \sin^2 \beta - 1}{M_\infty^2 (\kappa + \cos 2\beta + 2)} \dots\dots (28)$$

$$\begin{aligned} M_j^2 &= \frac{1}{\sin^2(\beta-\theta)} \cdot \frac{1 + \frac{\kappa-1}{2} M_\infty^2 \sin^2 \beta}{\kappa M_\infty^2 \sin^2 \beta - \frac{\kappa-1}{2}} \\ &\dots\dots (29) \end{aligned}$$

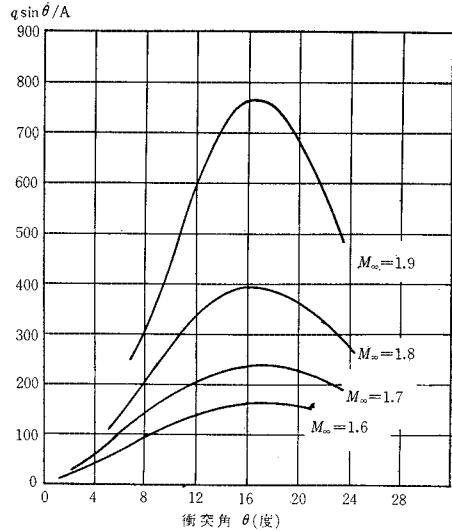


図-18  $q \sin \theta / A$  と  $\theta$  との関係

まず式 (28), (29) から、それぞれのマッハ数 ( $M_\infty$ ) に対する  $\theta$  と  $\beta$  との関係を求め、その関係を利用して式 (27) から  $q \sin \theta / A$  と  $\theta$  との関係を求めた。その結果を図-18 に示している。この場合ガスの温度  $T_\infty = 3000^\circ\text{K}$  とし、比熱比  $K=1.235$  (設計値) としている。

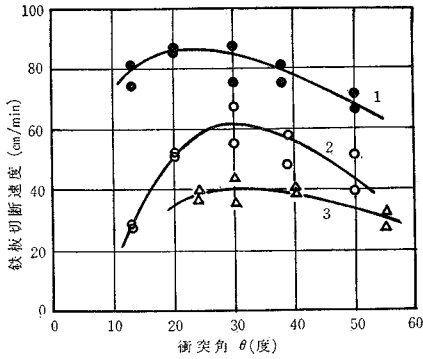
図-18 によると、局所マッハ数  $M_\infty=1.6$  の場合には  $\theta=16\sim 20^\circ$  の時に  $q \sin \theta / A$  は最大で、 $M_\infty=1.7$  のときもほぼ同じ、 $M_\infty=1.8\sim 1.9$  の場合は  $\theta=16\sim 17^\circ$  程度がよいことになる。

b) 鉄板切断による予備試験

岩石について切削試験を行なう前に、試験が容易である鉄板の切断試験を実施した。理論的に考察したことは、鉄板切断の場合にもほぼ当てはまるものと考えたからである。鉄板を水平におき、ジェットの高射角度をいろいろに変え、切断速度の変化を測定した。

図-19 にその結果を示している。鉄板には 4 mm 厚さのものと 9 mm 厚さのものを、図-19 の曲線 1 はジェットの噴射方向に切断していった場合、曲線 2 はジェットの噴射方向と逆の方向に切断していった場合 (いずれも 4 mm 厚さ)、曲線 3 は 9 mm 厚さのものをジェット噴射方向に切断していった場合の結果である。ジェット噴射方向に切断していった場合の最大切断速度は、約 90 cm/min で、衝突角は約  $20^\circ$  前後で最大値を示している。岩石の場合にはジェットは岩石面に当たったのち、その岩石面に沿って流れるが、鉄板の場合には鉄板を切断するまでは鉄板に沿って流れても、切断されるとジェットは鉄板を貫通し、ジェットを鉄板の新しい面へ移動させると再びその鉄板に沿って流れ、その部分を溶かしてゆく。ジェットの噴射方向と切断方向とが逆の





酸素量 360 l/min, ケロシン量 0.18 l/min, 酸素過剰係数  $\alpha=1.1$   
 1—4 mm 鉄板 (噴射方向と切断方向は同じ)  
 2—4 mm 鉄板 (逆), 3—9 mm 鉄板 (同じ)  
**図—19 鉄板の切断速度と衝突角との関係**

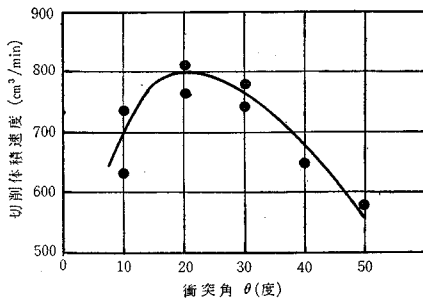
場合には、ジェットはたえず新しい鉄板面上に噴射されることになるが、噴射方向に切断してゆく場合には、溶断される部分はジェットであらかじめ予熱されている状態であるため、それだけ切断速度は早くなる。鉄板の厚さが 9 mm 程度になると、表面が溶けはじめてから完全にその部分が溶断されるまでである時間がかかり、その過程では理論解析の結果は適用されなくなる。衝突角が 30° 前のときに切断速度が最大になるのはそのためである。

この試験ではノズル先端と鉄板との距離を 2 cm (一定) に保っている。なお噴射条件は、酸素量 430 l/min,  $\alpha=1.1$  とした。岩石の場合と異なり、鉄板の場合には、酸素過剰係数を 1 以上にした場合、すなわち未燃酸素が存在する場合の方が、鉄板とその未燃酸素が反応して反応熱を発生するため、 $\alpha < 1$  以下の場合よりも切断速度が大きくなるからである。

c) 花こう岩の切削

花こう岩 (稲田) の切削試験結果は 図—20 に示している。

ジェットの衝突角  $\theta=20^\circ$  前後の場合に体積切削速度

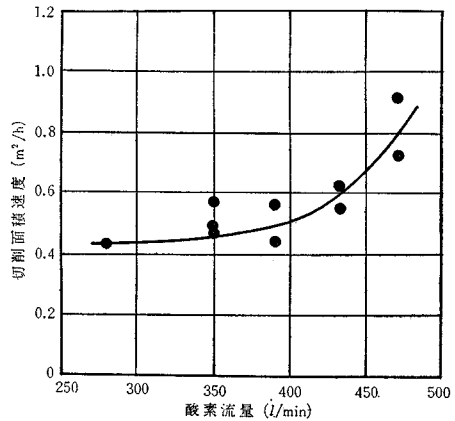


**図—20 花こう岩 (稲田) の切削体積速度と衝突角との関係**  
 酸素量 470 l/min, ケロシン量 0.26 l/min, 酸素過剰係数  $\alpha=0.8$

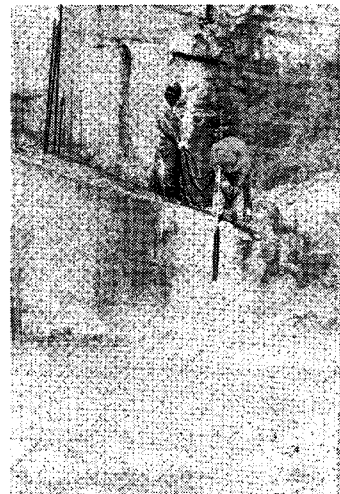
は最大で約 800 cm<sup>3</sup>/min である。理論考察とよく一致する。切削幅はこの場合 4 cm であった。なおジェットの噴射方向と切削方向は逆としている。岩石切削の場合には、熱破碎した岩石片が飛散し、ジェット噴射方向へ切削してゆくと、その赤熱破片がジェット本体の方へ、すなわち作業の方へ飛散してきて非常に作業がやりにくい。

噴射方向と逆の方向へ切削してゆく場合には、赤熱岩石片はジェット噴射方向、すなわち作業員の方向とは逆の方向へ飛散するため作業が容易である。

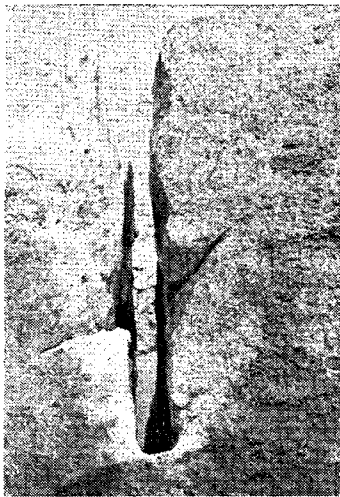
なお、削孔の時に検討したように、供給する酸素量を増加させることによって、やはり切削速度も増加するはずであるが、その結果を 図—21 に示している。この場合、酸素過剰係数  $\alpha=0.8$  としているが、酸素量 280 l/min の場合切削面積速度が 0.45 m<sup>2</sup>/h であるのに対し、酸素量を 470 l/min とすると、約 0.8~0.9 m<sup>2</sup>/h と切削速度は倍増する。



**図—21 供給酸素量と切削面積速度との関係,  $\alpha=0.8$**



**図—22 採石現場における切削試験**



図—23 花こう岩（稲田）切削後の状況

図—22、図—23 は稲田の花こう岩採石場で現物試験した時の状況で、図—23 に示すように岩盤の切削が可能である。

## 5. ま と め

(1) 超音速のロケット ジェットを利用したサーモドリルを試作して、その火焰ジェットの特性を測定し設計値が十分満足されていることをチェックした。ジェット中心軸上の圧力、速度、温度等の分布を測定した結果から、ノズル出口端からの距離に応じて、これらの値がいかに変化するかを知ることができる。

(2) 石英粗面岩と花こう岩に対する削孔に関して

① 削孔速度は酸素過剰係数  $\alpha$  に関係し、 $\alpha=0.7\sim 0.9$  の場合が削孔速度が最大となる。石英粗面岩の削孔速度は最大 24 cm/min 程度（削孔径 70~90 mm）、花こう岩（足尾）19 cm/min、花こう岩（稲田）29 cm/min 程度（削孔径 60~70 mm）である。

②  $\alpha$ （最適値）一定の場合には、供給する酸素量の増加につれて、削孔速度は増加する。石英粗面岩では酸素量 470 l/min のとき（ $\alpha=0.8$ ）24 cm/min 程度となる。

③ 削孔中のノズル出口端と孔底との距離が増加するにつれて、削孔速度は次第に減少する。距離が 100 mm 程度になると 20 mm 程度の時の約半分の速度に低下する。ノズル出口端は孔底に 20~30 mm 程度に近づけたほうがよい。

(3) 切削に関して

① ジェットと岩石表面との衝突角  $\theta$  は、 $20^\circ$  前後の場合に切削速度は最大となる。 $\theta$  をたえず岩石面に対して  $20^\circ$  前後になるようにして切削してゆけば、最大の切

削速度を期待できる。

② 切断速度は供給する酸素量の増加につれて増加する。280 l/min の酸素量の時に  $0.45 \text{ m}^2/\text{h}$  程度のものが、480 l/min になると  $0.8\sim 0.9 \text{ m}^2/\text{h}$  程度へ増加する。なおサーモドリルの改良によって、これ以上の能率をあげることも可能であろう。

謝 辞：この研究に対してご指導頂いた東大伊木教授、実験や整理に協力された東大助手大村君、技術員原君に感謝の意を表わすとともに、足尾鉱業所での実験の便宜をはかってもらった古河鉱業足尾鉱業所の高松所長、さらにサーモドリルの製作に便宜と援助を受けた古河鉱業の伊勢田部長、三上、港谷、加畑の諸氏、および古河さく岩機販売の田中、山喜多の諸氏に心から感謝の意を表したい。また使用した岩石の岩石学的内容について東大武内助教教授に有益なご指示を受けた。謝意を表したいと思います。

## 参 考 文 献

- 1) Job, F.R. : "Application of the Rocket Jet to Mining and Quarring", Jet Propulsion. April, 1957, p. 392-397.
- 2) Antonides, L.E. : "Jet Piercing—the Miner's Rocket", E & MJ. Vol. 159, No. 7, 1958, p. 103-106.
- 3) Boynton, D.R. : "Blast Hole Production with the Air-Fuel Jet Burner", C.I.M. Bulletin, Vol. 57, No. 629, 1964, p. 927-930.
- 4) Short, J.F. : "Jet Piercing and Chambering for Improved Open-Pit Operations", C.I.M. Bulletin, October, 1965, p. 729-731.
- 5) Henderson, B. : "How Heavier Drilling and Blasting", E & MJ. Vol. 163, No. 1, 1962, p. 80-84.
- 6) Thomte, W.L. : "Research and New Development at Erie", 25th Annual Mining Symposium, 1964, p. 79-80.
- 7) Short, J.F. : "Jet Piercing Compliments Modern Blast Furnace Production", C.M.J. May, 1963, p. 50-52.
- 8) Шнапир, Я.И. : "Исследование Форсированного огневого бурения на Алтын-Топканском и Криворожском карьерах", Новые Методы Бурения, ВНИИБТ, 1963, Москва, p. 40-53.
- 9) Москалев, А.Н., Танцура, Б.А, Милов, Б.И., Дорошенко, Б.И., Ванман, С.З. : "Исследование работы огнеструйных горелок станков СБО-1", Изв. вуз. Горный журнал, No. 5, 1969, p. 78-82.
- 10) Шнапир, Я.И., Полхов, Г.Л. : "Возможности повышения эффективности термического бурения взрывных скважин", Горный журнал, No. 8, 1966, p. 33-37.
- 11) Дмитриев, А.П., Дербяев, Л.С., Капустин, А.А., Кузьяев, Л.С., Добровольский, Г.Н. : "Бурение скважин воздушными термобурами", Горный журнал, No. 1, 1965, p. 44-45.
- 12) Голпаев, И.П., Полевичек, Е.П., Поиов, Н.Н., Серогодский, А.В. : "Двухкаскадный воздушный термобур для бескислородного бурения скальных пород", Пахтное Строительство, No. 11, 1962, p. 4-6.

- 13) Бричкин, А.В., Перевергун, В.В., Генбач, А.Н. : “Обработка крепких горных пород, бетон и железобетона высокотемпературной сверхзвуковой газовой струей”, Изв. вуз. Горный журнал. No. 6, 1961, p. 61-67.
- 14) 外尾善次郎・高島啓行：高温度における岩石強度に関する研究—岩石の熱破壊工法の基礎研究—日鉱誌, Vol. 84, No. 964, p. 13-18.
- 15) 外尾善次郎・大村昭士・高島啓行：高温度および氷点下温度における岩石の強度に関する研究, 日鉱誌, Vol. 85, No. 980, 1969, p. 1-6.
- 16) 外尾善次郎・大村昭士：岩石の高温度特性, 日鉱誌, Vol. 85, No. 977, 1969, p. 7-12.
- 17) Голдаев, И.Н. : “Теоретические исследования параметров газа Кислородно-керосиновых горелок, предназначенных для термической разработки крепких горных пород.”, Изв. вуз. Горный журнал. No. 9, 1965, p. 60-67.
- 18) Бричкин, А.В., Сюндков, У.М. : “Влияние расхода топлива на производительность бурения одноопловыми горелками.”, Изв. вуз. Горный журнал, No. 9, 1965, p. 51-55.
- 19) 玉本章夫：流体力学 II-圧縮性流体および粘性流体の力学, p. 119-124, 共立出版社, 昭 42 年.
- 20) リーブマン, ロシュコ, 玉田訳：気体力学 普及版 (物理学叢書 15), p. 95-120, 吉岡書店, 昭 42 年.
- 21) Sutton, G.P. : Rocket propulsion element, p. 112, 1967, John Wiley & Sons Inc.
- 22) 文献 20) の p. 61.
- 23) 文献 21) の p. 41.
- 24) Бричкин, А.В., Беленко, Н.П. : Характер теплообмена при термичеком бурении горных пород. Изв. вуз. Горный журнал, No. 5, 1961, p. 84-93.
- 25) 文献 20) の p. 98.
- 26) 文献 20) の p. 99.

(1970. 1. 31・受付)