

非部地殻剝削の直能率化に関する基礎的研究

— 抗変状泥堆積技術と製岩用FDCビットの最先研究 —

唐 澤 廣 和

①

# 深部地殻掘削の高能率化に関する基礎的研究

—坑底状況推定技術と硬岩用PDCビットの開発研究—

唐澤 廣 和

# 目 次

Synopsis .....	v
----------------	---

## 第1章 緒 論

1.1 緒 言 .....	1
1.2 従来の研究 .....	6
1.2.1 坑底状況推定技術の研究 .....	6
1.2.2 PDCビットの研究 .....	8
1.3 本研究の目的 .....	9
参考文献 .....	11

## 第2章 岩石強度と刃先摩耗の推定方法

2.1 緒 言 .....	22
2.2 ツースビットによる推定方法の開発 .....	25
2.2.1 実験用機材および実験方法 .....	25
(1) 実験用ビットおよび供試岩石 .....	25
(2) 実験装置 .....	26
(3) 実験方法 .....	27
2.2.2 岩石掘削におけるエネルギー .....	28
2.2.3 実験結果の整理方法 .....	30
2.2.4 実験結果 .....	33
(1) 岩石の掘削特性に及ぼす刃先摩耗の影響 .....	33
(2) 岩石の掘削特性に及ぼすビット回転数とビット径の影響 .....	36
2.2.5 岩石強度の推定方法 .....	38
2.2.6 刃先摩耗の推定方法 .....	40
2.2.7 本節の総括 .....	42
2.3 推定方法のインサートビットへの適用性 .....	44
2.3.1 実験用機材および実験方法 .....	44
(1) 実験用ビットおよび供試岩石 .....	44
(2) 実験方法 .....	45
2.3.2 実験結果 .....	46
(1) 岩石の掘削特性に及ぼす刃先摩耗の影響 .....	46
(2) 岩石の掘削特性に及ぼすベアリング摩耗の影響 .....	47

(3) 岩石の掘削特性に及ぼすビット径の影響	49
2.3.3 岩石強度の推定方法の適用性	50
2.3.4 刃先摩耗の推定方法の適用性	50
2.3.5 簡便な刃先摩耗の推定方法	51
2.3.6 本節の総括	53
2.4 結 言	54
参考文献	57

### 第3章 硬岩用PDCビットの開発

3.1 結 言	94
3.2 室内実験による設計データの収集	96
3.2.1 実験用機材および実験方法	96
(1) PDC刃先	96
(2) 実験用ビット	96
a) 直線切削実験	96
b) 回転掘削実験	97
c) 耐久試験	98
(3) 実験装置および実験方法	98
a) 直線切削実験	98
b) 回転掘削実験	99
c) 耐久試験	99
3.2.2 実験結果および考察	100
(1) 直線切削実験	100
(2) 回転掘削実験	101
(3) 耐久試験	102
(4) 最適レーキ角	104
3.2.3 本節の総括	105
3.3 青葉花崗岩採石場における掘削実験	106
3.3.1 実験現場、実験用機材および実験方法	106
(1) 実験現場	106
(2) 実験用ビット	106
(3) 実験装置および実験方法	107
3.3.2 実験結果	108
(1) コア観察結果	108
(2) 耐久試験結果	109



(3) コア回収率と品質 .....	110
3.3.3 掘削コストの試算 .....	111
3.3.4 本節の総括 .....	112
3.4 高温岩体実験場 HDR-2 井における掘削実験 .....	113
3.4.1 実験現場, 実験用機材および実験方法 .....	113
(1) 実験現場 .....	113
(2) 実験用ビット .....	113
(3) 実験装置 .....	114
(4) 実験方法 .....	115
3.4.2 実験結果 .....	116
3.4.3 本節の総括 .....	117
3.5 高温岩体実験場 HDR-3 井における掘削実験 .....	118
3.5.1 実験用機材および実験方法 .....	118
(1) 実験坑井および実験用ビット .....	118
(2) 実験装置 .....	119
(3) 実験方法 .....	119
3.5.2 実験結果 .....	120
(1) コア観察結果 .....	120
(2) 改良型ビット No. 1 .....	121
(3) 改良型ビット No. 2 および従来型ビット No. 1 .....	122
(4) HDR-2 井と HDR-3 井における従来型ビットの性能比較 .....	123
(5) 改良型ビット No. 2 とダイヤモンドビットの性能比較 .....	123
3.5.3 本節の総括 .....	124
3.6 硬岩用 PDC ビットの設計指針 .....	125
3.6.1 設計要素 .....	125
3.6.2 設計指針 .....	125
(1) 刃先数 .....	125
(2) レーキ角および刃先間隔 .....	126
(3) ビット本体形状 .....	129
(4) 刃先配列 .....	130
3.6.3 設計例 .....	131
3.6.4 本節の総括 .....	131
3.7 結 言 .....	132
参考文献 .....	136

#### 第4章 結 論

4.1 本研究の総括 .....	193
4.2 研究成果の応用と今後の課題 .....	197
謝 辞 .....	200

## Studies on Improving the Drilling Efficiency for Deep Wells

—Techniques for estimating downhole conditions and  
for improving PDC bit design for hard rock drilling—

### Synopsis

Recently, the number of oil and geothermal wells drilled below 3000 m has increased. The drilling of these deep wells entails not only increasingly complex operations but also increased cost due to higher formation temperatures and higher formation hardness at increasing depths. A number of techniques have been devised for drilling such wells more efficiently.

This study investigated results of actual deep well drilling in order to identify the problems that need to be solved in deep well drilling. In addition, the application range of drill bits was estimated in relation to formation strength and formation temperature. On the basis of these investigations, two challenges were identified. One is the development of techniques for estimating downhole conditions (e.g., the rock strength and the tooth dullness for roller cone bits) and the other is the development of polycrystalline diamond compact (PDC) bits for hard rock drilling.

In the former study, techniques were proposed for estimating rock strength and tooth dullness based on the results of rock drilling tests using milled tooth bits with different tooth wear conditions. Also, the applicability of techniques proposed for insert bits was investigated. In the latter study, basic research was conducted in the laboratory in order to obtain the data needed to design PDC bits for hard rock drilling. PDC core bits were designed and fabricated based on the results of these laboratory tests, and the performance of these bits was evaluated in a granite quarry and in geothermal wells. Finally, guidelines were proposed for designing PDC bits for hard rock drilling. The main results obtained from this research can be summarized as follows.

Based on the results obtained from drilling tests using milled tooth bits, information related to rock strength was investigated. The results clarified that the information connected with the axial energy and rotary energy is closely related to the rock strength. Thus, the drillability strength of rock  $D_s$  was defined as  $D_s = a_p / 1000 a_r^2 = 64 N T_e^2 / 1000 F_e u d^3$ , where  $a_p$  is the slope of the primary performance line for bit weight,  $a_r$  is the slope of the primary performance line for torque,  $N$  is the rotary speed,  $T_e$  is the effective torque,  $F_e$  is the effective weight,  $u$  is the penetration rate, and  $d$  is the bit diameter. An approach for estimating tooth dullness, given  $D_s$ , was also investigated. It was found that tooth dullness can be estimated based on the relations between  $D_s$  and  $I_p$ ,  $D_s$  and  $F_c/d$ ,  $D_s$  and  $S_p$ ,  $D_s$  and  $8T_e/d^2$ , where  $I_p$  is the penetration strength of rock,  $F_c$  is the threshold weight,  $S_p$  is the specific energy calculated from the effective rotary energy, and  $T_e$  is the threshold torque.

The possibility of applying the proposed techniques to the problem of estimating rock strength

and tooth dullness with an insert bit was investigated. The results clarified that the techniques for estimating both rock strength and tooth dullness obtained from the milled tooth bits are applicable to insert bits. Furthermore, a different approach of estimating tooth dullness was investigated. This investigation revealed that tooth dullness can be estimated from the dimensionless effective torque  $T_{ed}$  expressed by  $T_{ed} = a_p/a_T = a_{FT} - 8T_d/F_d$ , where  $a_{FT}$  is the slope of the primary performance line for bit weight and torque.

In the study on the development of PDC bits, rock cutting, drilling and durability tests were first carried out to obtain the data necessary for designing PDC bits for hard rock drilling. The results indicated that cutting forces are minimized at a rake angle of -10-deg within the range of -10 to -40-deg, and that backrake and siderake angles of -10 or -15-deg provide the optimum penetration rate and cutter strength. In addition, it was clarified that a -5-deg backrake and siderake angle is not preferable for granite drilling, since the bit weight and torque of the -5-deg rake angle were higher than those of the -10-deg rake angle necessary to maintain a constant penetration rate. Furthermore, the results revealed that eight cutters each 13.3 mm-dia are sufficient when drilling granite in the case of a core bit with a 98 mm o. d. and 66 mm i. d.

Next, PDC core bits with a small diameter were designed and fabricated based on the results of laboratory tests, and the performance of these bits was evaluated in a granite quarry to determine the suitability of PDC bits for hard rock drilling in the field. The length drilled by PDC core bits was more than twice that of a surface-set diamond core bit, which is commonly used for hard rock coring.

The performance of large-diameter PDC core bits was then evaluated by drilling tests in two geothermal wells drilled at the Hot Dry Rock test site located in Hijiori in Yamagata prefecture. The tests were conducted by spot coring at a depth of about 1600 to 1900 m. The formation encountered was granodiorite and the formation temperature was about 250 deg-C. The test core bits successfully drilled geothermal wells, and their penetration rate and bore length were larger than those of surface-set diamond core bits.

Finally, guidelines for designing PDC bits for hard rock drilling were proposed based on the results of this research. Design concepts of PDC bits for hard rock drilling were discussed with respect to the number of cutters set on the bit body, the rake angle, the configuration of the bit body and the cutter arrangement.

## 第1章 緒 論

### 1.1 緒 言

石油、ガス、地熱などのエネルギー資源や地下水などを採取するには、坑井の掘削が不可欠である。また、石炭や金属資源の探査、トンネル構築のための先進調査、ダムサイトの地盤改良、各種構造物建設のための地盤調査、地震観測などにおいても多くの坑井が掘削されている。石油掘削に代表されるように、坑井を掘削することは今日の社会生活を維持していく上で必須なものとなっている。

これらの坑井の掘削では、その目的や規模などに応じていろいろな掘削方式が採用されている。図 1-1 は代表的な掘削方式を示したものである。ロータリ（回転）方式は最も普及している掘削方式で、深度 2000~6000m 程度まで達する石油や地熱井などはこの方式で掘削されている。この方式はビットへの回転伝達機構などの相違によって、さらに4つのものに分類される。ターンテーブルとトップドライブ方式は、それぞれチェーンで回転を与えられたテーブルと油圧モータによりビットの回転を行うものである。トップドライブは最近導入されつつあるもので、現時点ではターンテーブルが主流である。トップドライブはターンテーブルに比べて作業性がよいことや揚降管中の泥水循環が容易であるなどの利点を持っている。ダウンホールモータは掘削流体（泥水）を利用してビットに回転を与える装置で、坑内のビット直上に取り付けて使用される。この装置は一般に、坑井の傾斜・方位角を制御するときに用いられる。ダウンホールモータには、ステータとロータからなるポジティブディスプレイメントモータと、タービンからなるターボドリルの2種がある。前者は比較的低速（約 100~500rpm）で、後者は高速（約 600~1000rpm）で回転する。また、前者はステータとロータがエラストマ製のため、後者に比べて耐熱温度が低い（約 150℃）。我が国ではポジティブディスプレイメントモータの使用が多い。スピンドル方



式では、原動機からベベルギヤを介して回転するスピンドルに、掘管をチャックで固定してビットに回転を与える<sup>1)</sup>。この方式はコアリングに適したものである。

パーカッション（衝撃）方式は、原理的にはビットを一定の高さに引き上げた後、自然落下させて地層を破壊し掘進するものである<sup>2)</sup>。綱掘り、上総掘り（かずさぼり）いずれも明治、大正、昭和初期に盛んに用いられたもので、ロータリ方式の発達とともに次第に姿を消したといわれる<sup>2)</sup>。ロータリ・パーカッション方式は上記2つの掘削方式を併用したものである。例えばドリフタは電動モータでビットに回転を与えると同時に、油圧あるいは空圧で打撃を加えて岩盤をせん孔する。台車（ジャンボ）に搭載されたこの装置はトンネル工事などで発破孔やロックボルト孔の掘削に多用されている。

図1-2に、ロータリ掘削方式に用いられている主なビットを示す。(a)のローラコーンビットは坑井の掘削に最も普及しているもので、3つのコーンを有するスリーコーンビットが一般的である。このビットには刃先が鋼製のミルドーツタイプと、図に示した刃先が超硬合金製のインサートタイプとがある。大深度坑井の掘削では耐摩耗性に優れたインサートタイプが主流である。このビットによる岩石の破壊は、ビットに荷重と回転を与えるとそれぞれのコーンが自転し、コーン上の刃先が岩石中に圧入されることにより行われる。このように、このビットはコーンが自転できるようにベアリング機構を内蔵しているため、一般にベアリング内に潤滑用グリースが充填され、グリース密封用オーリングシールが装着される。また、ビット内外圧の均衡のためダイヤフラムも装備されることが多い。シールおよびダイヤフラムのいずれもエラストマ製（ニトリルゴム：NBR, HNBR）のため、このビットの耐熱温度は150～190℃程度といわれている<sup>3)</sup>。このビットは専らノンコアボーリングに用いられており、コアリングに使用されることはほとんどない。(b)に示すPDC (Polycrystalline Diamond Compact) ビットは多結晶構造の焼結ダイヤモンドを刃先とするビットで、切削作用によって岩石を掘削する。この刃先は真空中で約850℃の耐熱温度を有しており<sup>4)</sup>、一般的にはビット製作プロセスを考慮して耐熱温度を約700℃と評価している。このビットは刃先が焼結体で衝撃にやや弱いいため、専ら石油井などの軟岩～



中硬岩の掘削に用いられている。(c)のダイヤモンドビットは、マトリックス表面に天然の単結晶ダイヤモンドを多数植え込んだサーフェセットタイプである。このビットには人造の単結晶ダイヤモンドをマトリックス中に分散させたインブリグネィテッドタイプもある。いずれのビットも中硬岩以上のコアリングに多用されている。ダイヤモンドの耐熱温度は品質などにもよるが、真空中で 800~1250℃、空气中で 500~900℃程度といわれる<sup>6)</sup>。PDCビットと同様に、このビットも切削作用によって岩石を掘削する。PDCおよびダイヤモンドビットはローラコーンビットのように可動部がないので、これを強調するため一般用語ではないがソリッドビットと称されることもある。石油井の掘削ではPDCビットも比較的多く使用されているものの、上記のように今日の大深度坑井のかなりの部分はローラコーンビットを用いて掘削されているので、以下、このビットの掘削実績を検討する。また、この検討では、将来の大深度坑井の掘削に不可欠な技術開発課題についても述べる。

はじめに地熱井の掘削実績を2、3述べる。番場ら<sup>6)</sup>は秋田県北部八幡平の澄川地区の坑井掘削(深度約 1500~2500m)に用いられたローラコーンビットのコスト解析を行い、地層温度(static temperature)が 200℃を越えるとビット寿命が低下し始め、特に 280℃以上になると掘削コストが著しく上昇すると報告している。また、彼らは高温の地熱井ではビットを降管して掘削を開始する前にシールの劣化が始まっていると述べている。斎藤<sup>7)</sup>は、岩手県葛根田地区の深度約 2800m の坑井掘削に用いたローラコーンビット 30 個の分解調査を行い、ビットの寿命と密接に関連するベアリングシールの寿命が、地層温度 300℃程度で 30~40 時間、350℃程度で 20~30 時間、400℃以上では 10 時間以下と推定している。また、彼は地層温度が約 300℃に達しても掘削中の坑底温度は泥水循環による冷却によって 100℃以下であるという興味深いデータを示した。現在、我が国において最も深い地熱井は葛根田地区に掘削された WD-1A 井で、深度 3729m、地層温度約 500℃に達している<sup>7)</sup>。この坑井は深部地熱資源調査のために特別に掘削されたもので、掘削に際しては強力な泥水冷却設備とトップドライブが採用され、降管中も泥水の循環を行って掘削工具や

坑内温度の上昇を防止した。しかし、このような坑内冷却を十分行った場合でも、地層温度が約 400℃以上になるとローラコーンビットの著しい寿命低下が生じた（この坑井掘削に従事した技術者の情報による）。なお、彼らは、非常に高温の岩石は泥水による急激な冷却によって熱応力が生じるため掘削しやすくなるという見解を持っている。

我が国における最も深い石油井は 1992 年に新潟県で掘削された基礎試錐「三島」で、深度 6300m に達している<sup>9)</sup>。同じく新潟県で掘削された基礎試錐「新潟平野」の深度は 6000m<sup>9)</sup>、基礎試錐「東頭城」の深度と地層温度は 6004m と 212℃である<sup>10)</sup>。猪岡<sup>10)</sup>は基礎試錐「東頭城」の掘削深度付近ではエラストマシールを有するローラコーンビットの寿命が低下し、平均で約 25 時間と報告している。深度 6000m の掘削を経験した猪岡と田村<sup>9)</sup>は、将来の大深度坑井の掘削技術開発課題を挙げている。主な課題は以下のようにまとめられる。

- (1) 鉛直坑井掘削技術。これは、孔曲がりが発生するとケーシングの摩耗が促進されるとともに、トルク・ドラッグの増大によって掘進や揚降管が困難になる一方、孔曲がりを抑制しようとするとはビットに適正な荷重を与えられず掘削能率が低下するなどの理由による。
- (2) ビット、MWD (Measurement While Drilling) システム、電気検層機器など的高耐熱化。
- (3) ビット寿命、坑底温度などの坑内状況のリアルタイム把握技術。
- (4) 掘削リグの自動化（人力の限界性、作業員負担の軽減、ヒューマンエラー防止）。
- (5) より高度な掘削技術と高精度機器の開発。

地熱井の掘削ではこれらの他に逸泥対策技術の開発も望まれている<sup>11)</sup>。我が国において将来予定されている超深部陸上学術ボーリングの掘削技術の検討においても、(1)、(2) が今後の課題として取り上げられている<sup>12)</sup>。中村<sup>12)</sup>は、この他に揚降管作業時間の短縮、耐熱掘削泥水、ビットの掘進率と耐久性の向上、ケーシング摩耗の防止およびセメンチング技術なども課題であるとしている。また、彼は基礎試錐「東頭城」で記録した地層温度 212℃が、現状の石油井掘削技術の実用では限界温度に近いと述べている。新妻<sup>13)</sup>によれば、日

本列島下の海洋プレート沈み込みの実体を解明することを目標とする学術ボーリングでは深度 10km (最大 15km) 程度の掘削が必要であり、地層温度は 400℃程度になると推定されている。なお、世界における学術ボーリングでは、ドイツの K T B (Kontinentales Tiefbohrprogramm) が深度 9101m、地層温度約 275℃、旧ソ連のコラ半島 SG-3 井が深度 12261m、地層温度約 250℃と報告されている<sup>12,14,15)</sup>。

以上の検討からわかるように、地熱井と石油井では地層温度に關しての掘削限界が相違するが、これは泥水冷却設備の有無や能力、掘削深度、泥水性状、地温勾配などに影響されているものと考えられる。これらの掘削実績を総合的に勘案すると、ローラコーンビットの適用範囲は地層温度で 250℃程度、坑内冷却を十分行うなどの改良を加えた場合でも実用的な適用限界は 350℃程度までと推定される (図 1-3)。1909 年に誕生したといわれるこのビットは長年に渡って改良が施されてきており、近い将来において大幅な性能の向上は困難であると思われる。なお、図 1-3 は岩石強度 (一軸圧縮強度) と地層温度をパラメータにとったときの、ローラコーン、ダイヤモンド、PDC の各ビットの深部地殻掘削における推定適用範囲を模式的に示したものである。ダイヤモンドビットの場合には、ダイヤモンドの耐熱温度付近までの高温地層に適用できると考えられる。切削型のビットは刃先と岩石間の摩擦抵抗によって生じる摩擦熱が刃先劣化の原因となる可能性があるが、上記のように泥水循環により掘削中の坑底温度はある程度の低下が見込めるので、大きな問題にはならないと考える。大深度坑井の掘削にこのビットを用いるときの問題は、通常のロータリ掘削では適正な回転数を与えられないため、掘削能率が悪い点である。ただし、このビットはターボドリルと組み合わせることによって大深度、高温地層の掘削に適用できる可能性がある。また、このビットの特徴として、高価であることと、改良の余地が少ないことも挙げられる。PDC ビットの適用地層温度をダイヤモンドビットより若干小さく推定したのは、刃先とビット本体とのろう付けに用いられる材料 (銀ろう) の強度を勘案したためである。この材料の接着強度は温度 400℃で 15kgf/mm<sup>2</sup>、500℃で 7kgf/mm<sup>2</sup> である。直径が 13.3mm の刃先の場合、500℃の接着強度は約 1000kgf である (温度が低下する

と、接着強度は回復する)。一般にこの刃先は1刃当たりの耐荷重が200kgf(1.96kN)程度といわれており、また、泥水循環により坑底は冷却されるので、ろう付け強度は問題にならないと考えられるが、実際の掘削では刃先に衝撃力が加わるため、上記のように若干小さく推定した。地層が硬質化する大深度坑井の掘削にこのビットを用いるための大きな課題は、硬岩の掘削に適用できるビットの開発である。ダイヤモンドビットと同様にこのビットも高価である。しかし、このビットの開発の歴史は他のビットに比べて新しく、より性能に優れた刃先の開発が期待できるなどビットとしての発展性を持っている。

## 1.2 従来の研究

### 1.2.1 坑底状況推定技術の研究

石油、地熱開発総投資額に占める坑井掘削費の割合は、石油の場合が25~50%、地熱の場合が40~60%程度といわれている<sup>11,16)</sup>。掘削費低減のため、従来から様々な分野で多大な努力が払われてきている。大きな分野としては、掘削能率の向上が挙げられる。この分野の研究としては、ビットの岩石掘削特性の把握といった基礎的なものから、ビットをはじめとする各種工具の開発改良がある。また、掘削技術の高度化も大きな分野であろう。例えば、坑井の傾斜・方位角制御に不可欠なダウンホールモータ、MWDシステム、半自動あるいは自動パイプハンドリングシステム、KTBの自動鉛直掘進技術<sup>17)</sup>、電気検層機器などの開発改良が挙げられる。以下では、ビットの岩石掘削特性を検討した基礎的研究などについて概観する。

ローラコーンビットの岩石の掘削特性に及ぼすビット荷重や回転数などの影響は、主として1950~1960年代に詳細に調べられた<sup>17-24)</sup>(これは石油開発の趨勢と密接に関連していると考えられる)。ビットの刃先摩耗が掘進率に及ぼす影響を調べたものとしては、Cunningham<sup>25)</sup>やBingham<sup>26)</sup>の研究が挙げられる。また、掘進率に及ぼす泥水圧、地圧、間

隙水圧の影響を検討した研究例としては、Maurer<sup>27)</sup>と三澤ら<sup>28)</sup>のものがある。Maurer<sup>29)</sup>はローラコーンビットのビット荷重、トルクおよび掘進率に関する理論的な検討も行っている。岩石の掘削に関してエネルギーの観点から研究を行った例としては、Teale<sup>30)</sup>、西松<sup>31)</sup>のものが挙げられる。実際のビットによる実験に並行して単一の刃先を取り付けたビット（インデンター）による岩石への静的、動的圧入実験も行われてきている。具体的には、Hartman<sup>32)</sup>、Paul and Sikarskie<sup>33)</sup>、Dutta<sup>34)</sup>、佐々木ら<sup>35)</sup>、西松<sup>36)</sup>、大久保ら<sup>37)</sup>、厨川ら<sup>38,39)</sup>、速水<sup>40)</sup>の研究などがある。これらの研究は、ローラコーンビットの岩石掘削特性や、鉱山・土木分野における打撃掘削特性の基礎研究として位置づけられる。また、龔ら<sup>41-45)</sup>は全断面トンネル掘進機などに用いられるディスクカッタによる岩石の円周軌道切削を行い、カッタに作用する切削抵抗を詳細に調べた。大久保<sup>46)</sup>は、従来のディスクカッタに関する研究結果を広く調べ、カッタに作用する切削抵抗についてまとめるとともにその活用方法を考察した。

ローラコーンビットの刃先摩耗状態や、坑底における岩石強度を推定する技術も検討されてきている。Bingham<sup>36,47)</sup>はビット荷重と掘進率から、また、Burgess and Lesso Jr.<sup>48)</sup>はビット荷重、トルク、掘進率から刃先摩耗状態と岩石強度を推定する方法を提案した。また、Wolcott and Bordelon<sup>49)</sup>、Hoberock and Bracher<sup>50)</sup>は岩石強度を推定する方法を報告している。これらの他に、佐藤ら<sup>51)</sup>は、ビット荷重やトルクの波形解析からローラコーンビットの刃先摩耗状態を推定する技術を提案している。

従来の掘削方法と異なる新しい技術も提案されている。ローリーら<sup>16)</sup>は流体（泥水）駆動パーカッション装置と2重管方式の掘管(dual wall pipe)を用いた高能率掘削法の検討を行っている。また、Pixton et al.<sup>52)</sup>は、掘削能率向上のためウォータージェットとPDCビットによる併用掘削技術を開発中である。さらに、最近では従来の掘管に代わるコイルチュービング（屈曲可能な鋼管）を用いた掘削法も着目されている<sup>16)</sup>。



### 1.2.2 PDCビットの研究

PDCビットに関する基礎的な研究としては、レーキ（すくい）角についての研究が比較的多い。Walker et al.<sup>53)</sup>はPDC刃先による切削実験を高圧下で行い、レーキ角が岩石の切削抵抗に及ぼす影響を検討した。Hibbs Jr. and Flom<sup>54)</sup>も岩石に対する切削実験を行い、切削抵抗が最小となるレーキ角を明らかにしている。Hoover and Middleton<sup>55)</sup>はレーキ角を $-20^{\circ}$ と $-25^{\circ}$ に設定したPDCビットによる掘削実験を行い、刃先強度や掘進率に及ぼすレーキ角の影響を検討した。また、Hough Jr.<sup>56)</sup>は小口径PDCビットの掘削実験結果から岩石掘削における最適レーキ角を評価した。Hough Jr. et al.<sup>57)</sup>など、このビットの寿命を予測するモデルの提案も見られる。また、Glowka<sup>58)</sup>は適切なビットデザインを行うため、単一刃先のデータからビット全体の荷重やトルクおよび刃先の摩耗などを予測できるコンピュータコードを開発した。さらに、比較的最近、このビットの“whirl”問題（ビットが回転軸で円滑に回転しない現象）が取り上げられ、この問題を解決するための対策も検討されている<sup>59)</sup>。

PDCビットの石油井掘削などにおける成績やコストに関する研究報告も見られる<sup>60-62)</sup>。また、新しいビットの開発として、佐藤・田中<sup>63)</sup>の細棒型焼結ダイヤモンドを用いた研究が挙げられる。PDC刃先自体の性能向上も図られている。例えば、Akaishi et al.<sup>64)</sup>は材質や製造プロセスの改良によって高硬度、高耐熱性のPDC刃先を開発している。また、Mensa-Wilmot<sup>65)</sup>は、構造上の改良によって刃先の耐久性能の向上を図っている。

岩石切削に関する理論的な検討としては、西松の切削理論式<sup>66)</sup>が挙げられる。また、切削抵抗に及ぼす刃先摩耗の影響が、速水ら<sup>67)</sup>の実験、理論的な検討により明らかにされている。



### 1.3 本研究の目的

現在の掘削技術は長年に及ぶ地道な開発改良によって徐々に確立されたもので、この技術のさらなる改良は容易ではない。これは、各種の掘削機器に使用される材料や部品の耐熱性・耐久性などに限りがあることに加え、田中<sup>60)</sup>が指摘しているように、地下の状態(地質、構造、地下流体、温度、圧力)が地域により異なること、地下の状態が地表資料のみでは推測できないこと、地下の状態は立体的に複雑・多様なこと、地下の現象の解釈・対処の仕方には経験工学的な面が多分にあること、などに由来していると考えられる。基礎試験「新潟平野」を掘削した田村<sup>61)</sup>は、坑井深度が増大するのに従って、人間の経験や勘では対処できない面が現れてくると述べている。この多くは、掘削技術者が坑内状況を正確に把握できていないことに起因していると考えられる。坑内状況が正確に把握できてこそ、真の意味での坑井掘削の制御が可能になると思われる。1.1 の大深度坑井の掘削技術開発課題にも取り上げられているように、坑内状況のリアルタイム把握技術は深部地殻掘削において重要な開発課題の1つであると考えられる。この技術は深部地殻掘削のみならず、より浅部の坑井掘削においても有用であろう。また、この技術は将来における坑井掘削自動化の根幹になる技術であると考えられる。図 1-4 は、MWDシステムおよび地表計測装置から得られた掘削データを基に、坑底状況(岩石強度、ビットの刃先摩耗状態)を含めた坑内状況をリアルタイムで把握し、坑井掘削をより高度に制御する将来の掘削システム概念図である。

掘削工具の基本であるビットの掘削能率、耐久性、耐熱性の向上も重要であろう。1.1 で述べたように、PDCビットは高温地層に適用できるとともに、今後の発展が期待できるものである。また、今後いっそう過酷な条件下での坑井掘削が必要になると考えられるので、このような坑井掘削では代替え可能な複数の工具や技術を準備しておくことが肝要であると思われる。

1.1 で述べたように、深部地殻を効率的かつ経済的に掘削するためにはいくつかの課題

が残されている。本研究では上記背景に基づいてこれらの課題のうち、坑内状況のリアルタイム把握技術とPDCビットの性能向上を取り上げることにする。本研究の目的は、坑内状況の把握技術の基本となる、(1)坑底における岩石強度とビット（ローラコーンビット）の刃先摩耗状態を推定する方法を開発することと、(2)PDCビットの適用範囲を拡大し硬岩も掘削可能なビットを開発することである。本論文では、(1)については室内の基礎的研究結果を、また、(2)についてはコアビットの開発結果を述べる。図1-5に、(1)、(2)の研究およびその後実施している研究成果の将来における適用想定図を示した。

本論文は4章からなる。第1章では、深部地殻掘削における本研究の位置づけ、従来の研究概要および本研究の目的を述べる。

第2章では、まず、岩石強度とビットの刃先摩耗状態の推定方法を開発するために実施した、刃先摩耗状態の異なるミルドーツースビットの掘削実験結果を述べる。また、実験結果の解析から見出した岩石強度と刃先摩耗状態の推定方法を提案する。次に、ミルドーツースビットで開発したこれらの推定方法が、インサートビットにも適用できるかどうかを確認する。さらに、ーツースビットで開発した刃先摩耗状態の推定方法と異なる、簡便な刃先摩耗状態の推定方法も提案する。

第3章では、硬岩用PDCビットの開発のために実施した室内および現場掘削実験結果について述べる。本章は5節からなり、第1節では硬岩用PDCビットの設計に必要な基礎データを収集するために行った室内における直線切削実験、回転掘削実験および耐久試験結果を述べる。第2節では、これらの実験結果に基づいて製作した外径98.43mmのPDCコアビットによる花崗岩採石場における掘削実験結果を述べる。第3節および第4節では、PDCビットの実際の地熱井掘削への適用性を評価することを目的に実施した、外径215.1mmのPDCコアビットによる肘折高温岩体実験場における掘削実験結果を述べる。第5節では、室内および現場実験の総括として、硬岩用PDCビットの設計指針の試案を提案する。

第4章では、本研究の総括を行うとともに、研究成果の応用と今後の課題を述べる。

## 参考文献

- 1) 松尾圭二, 中村昭一(1977): 地熱井はどのようにして掘削されるか(シリーズ No. 2), 地熱エネルギー, Vol. 2, No. 4, p. 61-74
- 2) 松尾圭二, 中村昭一(1977): 地熱井はどのようにして掘削されるか(シリーズ No. 1), 地熱エネルギー, Vol. 2, No. 3, p. 54-62
- 3) 斎藤清次(1996): 高温度地熱井でのビットの耐久性の研究, 地熱, Vol. 33, p. 83-97
- 4) 矢津修示(1986): PDC (焼結ダイヤモンド) の製法, 特性および用途, 石油技術協会誌, Vol. 50, p. 245-255
- 5) IO, B. ナイジチ, B. II. ウマンスキー, И. A. ラフリネンコ共著(藤田英一監訳/細見 暁, 足立芳寛共訳)(1992): ダイヤモンドの接着技術, オーム社, p. 88
- 6) 番場光隆, 北尾浩治, 木原 靖, 満田信一(1991): 地熱井掘削におけるビット及びツールズのコスト解析—澄川地区における実績から—, 地熱, Vol. 28, p. 201-215
- 7) Saito, S., Sakuma, S., and Uchida, T. (1996): Trajectory Correction and Borehole Dynamic Temperature Survey Experiments at Formation Temperature above 350°C in NEDO WD-1A Well, Kakkonda, Japan, Proc. of 8th International Symposium on the Observation of the Continental Crust Through Drilling, February 26-28, Tsukuba, Japan, p. 322-327
- 8) 石油技術協会誌(1992): 坑井掘削状況, Vol. 57, p. 519
- 9) 田村敏郎(1991): 基礎試錐「新潟平野」の実績と将来の展望, 石油技術協会誌, Vol. 56, p. 408-421
- 10) 猪岡春喜(1991): 基礎試錐「東頸城」の実績と今後の課題, 石油技術協会誌, Vol. 56, p. 422-436
- 11) 手塚 登, 横井弘明, 脇谷 豊(1990): 掘削技術に関する研究開発の現状と展望, 石油技術協会誌, Vol. 55, p. 153-167

- 12) 中村 元(1991): 超深部陸上學術ボーリングへのアプローチ, 石油技術協会誌, Vol. 56, p. 437-448
- 13) 新妻信明(1991): 日本の学術ボーリングとその学問的背景, 石油技術協会誌, Vol. 56, p. 400-407
- 14) Emmermann, R. (1996): The German Continental Deep Drilling Program (KTB) Overview and Major Results, Proc. of 8th International Symposium on the Observation of the Continental Crust Through Drilling, February 26-28, Tsukuba, Japan, p. 3
- 15) Khakhaev, B. N., Lipilin, A. V., Mazur, V. B., Militenko, N. V., and Pevzner, L. A. (1996): Superdeep Drilling in Russia. Progress and Outlooks, Proc. of 8th International Symposium on the Observation of the Continental Crust Through Drilling, February 26-28, Tsukuba, Japan, p. 4-10
- 16) ジョン・ローリー, 斎藤清次, ロイ・ロング(1997): 地熱井掘削コスト軽減のための新掘削システムの提案, 地熱, Vol. 34, p. 331-346
- 17) Bingham, M. G. (1964): How to Make the R/N-W/D Chart and What It Means, The Oil and Gas J., Vol. 62, No. 45, p. 212-214, 216-217
- 18) Eckel, J. R. (1954): How Mud Properties Affect Drilling Rate, The Oil and Gas J., Vol. 52, No. 49, p. 131-132, 134, 136
- 19) Moore, P. L. (1958): How Drilling Rate Is Affected by Bit Weight and Rotary Speed, The Oil and Gas J., Vol. 56, No. 40, p. 145-149
- 20) Gatlin, C. (1957): How Rotary Speed and Bit Weight Affect Rotary Drilling Rate, The Oil and Gas J., Vol. 55, No. 20, p. 193, 195-196, 198
- 21) Van Lingen, N. H. (1962): Bottom Scavenging- A Major Factor Governing Penetration Rates at Depth, J. of Petroleum Technology, Vol. 14, p. 187-196
- 22) 藤井清光(1968): ロータリービットの掘さく作用に関する研究 (第1報), 石油技術協会誌, Vol. 33, p. 163-168

- 23) 田中彰一, 佐藤光夫(1975): スタンプ圧入法による岩石の機械的性質の測定とそれの岩石の掘さく性との関係, 石油技術協会誌, Vol. 40, p. 90-98
- 24) 中山好弘(1964): ビット掘鑿に関する実験的研究 (ビット荷重と掘進率の関係について), 石油技術協会誌, Vol. 29, p. 275-283
- 25) Cunningham, R. A. (1960): How High Rotary Speed Shortens Bit Life, Increase Drilling Costs, The Oil and Gas J., Vol. 58, No. 28, p. 91-96
- 26) Bingham, M. G. (1964): What You Should Know about Bit Design and Performance, The Oil and Gas J., Vol. 62, No. 47, p. 77-78, 80, 82, 85, 88-89
- 27) Maurer, W. C. (1965): Bit-Tooth Penetration Under Simulated Borehole Condition, J. of Petroleum Technology, Vol. 17, p. 1433-1442
- 28) 三澤茂夫, 盛田耕二, 唐澤廣和, 速水博秀(1986): 高温岩石の掘削特性及び地熱井掘削用ビットの性能評価に関する研究 (第2報), 採鉱と保安, vol. 32, p. 57-77
- 29) Maurer, W. C. (1962): The "Perfect-Cleaning" Theory of Rotary Drilling, J. of Petroleum Technology, Vol. 14, p. 1270-1274
- 30) Teale, R. (1965): The Concept of Specific Energy in Rock Drilling, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 2, p. 57-73
- 31) 西松裕一(1972): 掘削方法とその評価方法について, 日本鉱業会昭和47年度合同秋季大会分科研究会資料[L-5], p. 1-4
- 32) Hartman, H. L. (1959): Basic Studies of Percussion Drilling, Mining Engineering, Vol. 11, p. 68-75
- 33) Paul, B., and Sikarskie, D. L. (1965): A Preliminary Theory of Static Penetration by A Rigid Wedge into A Brittle Material, Trans. Society of Mining Engineers, Vol. 232, p. 372-383
- 34) Dutta, P. K. (1972): A Theory of Percussive Drill Bit Penetration, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 9, p. 543-567

- 35) 佐々木和郎, 山門憲雄, 塩原善一(1958): 岩石に対するビットの圧入に関する研究, 日本鉱業会誌, Vol. 74, p. 989-995
- 36) 西松祐一(1972): 歯車形ローラカッタに関する基礎的研究, 日本鉱業会誌, Vol. 88, p. 197-201
- 37) 大久保誠介, 西松祐一, 秋山政雄, 辰巳 哲(1992): 衝撃貫入試験法の開発と試験結果, 資源・素材学会誌, Vol. 108, p. 134-140
- 38) 厨川道雄, 三澤茂夫, 連水博秀(1976): カッタと岩石間に作用する荷重分布の光弾性および有限要素解析, 日本鉱業会誌, Vol. 92, p. 669-674
- 39) 厨川道雄, 連水博秀, 三澤茂夫(1976): くさび形ビット圧入による岩石破壊について, 日本鉱業会誌, Vol. 92, p. 797-802
- 40) 連水博秀(1975): 打撃せん孔の機械力学的研究, 公害資源研究所報告第7号, p. 1-146
- 41) 髙 放鳴, 佐藤一彦, 浅井秀明(1992): 円周軌道切削における岩石の切削抵抗, 資源・素材学会誌, Vol. 108, p. 557-562
- 42) 髙 放鳴, 佐藤一彦, 浅井秀明(1992): 円周軌道切削における最適切削条件および最大切削抵抗, 資源・素材学会誌, Vol. 108, p. 849-854
- 43) 髙 放鳴, 佐藤一彦, 内海千尋(1994): TBMゲージカッタに作用する切削抵抗, 資源と素材, Vol. 110, p. 277-282
- 44) 髙 放鳴, 佐藤一彦, 内海千尋(1994): TBMゲージカッタに作用する切削抵抗の抑制方法について, 資源と素材, Vol. 110, p. 851-856
- 45) 髙 放鳴, 佐藤一彦, 浅井秀明(1994): ディスクカッタが受ける6成分の外力と軸受荷重, 資源と素材, Vol. 110, p. 1133-1138
- 46) 大久保誠介(1990): トンネル掘進機の適用性とエキスパートシステム, 資源・素材学会誌, Vol. 106, p. 341-345
- 47) Bingham, M. G. (1964): How Rock Properties Are Related to Drilling, The Oil and Gas J., Vol. 62, No. 50, p. 94, 96-98, 101



- 48) Burgess, T.M., and Lesso, Jr., W.G. (1985): Measuring the Wear of Milled Tooth Bits Using MWD Torque and Weight-on-Bit, SPE/IADC 13475, Paper presented at the SPE/IADC 1985 Drilling Conference, New Orleans, LA, March 6-8, p.453-462
- 49) Wolcott, D.S., and Bordelon, D.R. (1993): Lithology Determination Using Downhole Bit Mechanics Data, SPE 26492, Paper presented at the 68th ATCE of the SPE, Houston, Texas, Oct. 3-6, p. 769-778
- 50) Hoberock, L.L., and Bratcher, G.J. (1996): A New Approach for Determining In-Situ Rock Strength While Drilling, J. of Energy Resources and Technology, Vol.118, p.249-255
- 51) 佐藤光夫, 長縄成実, 田中彰一(1990): ローラコーンビットによるビット荷重とトルクの振動特性に関する基礎的研究, 石油技術協会誌, Vol.55, p.97-109
- 52) Pixton, D.S., Hall, D.R., Summers, D.A., and Gertsch, R.E. (1997): Development of A Jet-Assisted Polycrystalline Diamond Drill Bit, DOE/EE-0139, Proc. of Geothermal Program XV, San Francisco, California, March 24-26, p.5-59 - 5-66
- 53) Walker, B.H., Evans, S.T., Fielder, C.M., and Appl, F.C. (1980): Field and Laboratory Applications of Bits with Synthetic Formed Diamond Cutters, Paper presented at ASME, Energy Sources Technology Conference, New Orleans, LA, February 3-7, p.1-8
- 54) Hibbs, Jr., L.E., and Flom, D.G. (1978): Diamond Compact Cutter Studies for Geothermal Bit Design, J. of Pressure Vessel Technology, Vol.100, p.406-416
- 55) Hoover, E.R., and Middleton, J.N. (1981): Laboratory Evaluation of PDC Drill Bits Under High-Speed and High-Wear Conditions, J. of Petroleum Technology, Vol.33, p.2316-2321
- 56) Hough, Jr., C.L. (1986): The Effect of Back Rake Angle on the Performance of Small-Diameter Polycrystalline Diamond Rock Bits: ANOVA Tests, J. of Energy

Resources Technology, Vol.108, p.305-309

- 57) Hough, Jr., C.L., Das, B., and Rozgonyi, T.G.(1986): Life Models for Small-Diameter Polycrystalline Diamond Compact Bits in Hard Abrasive Media, J. of Energy Resources Technology, Vol.108, p.310-314
- 58) Glowka, D.A. (1986): The Use of Single-Cutter Data in the Analysis of PDC Bit Design, SPE 15619, Paper presented at the 61st ATCE of SPE, New Orleans, LA, October 5-8, p.1-20
- 59) Weaver, G.E., and Clayton, R.I.(1993): A New Cutting Structure Improves Bit Stabilization and Extends Application Into Harder Rock Types, SPE/IADC 25734, Paper presented at the 1993 SPE/IADC Drilling Conference, Amsterdam, February 23-25, p.537-548
- 60) Atokins, B.C. (1982): Drilling Application Successes Using STRATAPAX Blank Bits in Mining and Construction, Paper presented at Australian Drilling Association Symposium, Newcastle, N.S.W., January 18-20, p.1-18
- 61) Pain, D.D., and Schieck, B.E. (1985): Evolution of Polycrystalline Diamond Compact Bit Designs for Rocky Mountain Drilling, J. of Petroleum Technology, Vol.37, p.1213-1219
- 62) Balkenbush, R.J., and Onisko, J.E. (1985): Application of Polycrystalline Diamond Compact Bits in the Kuparuk River Field, Alaska, J. of Petroleum Technology, Vol.37, p.1220-1224
- 63) 佐藤光夫, 田中彰一(1989): 人工合成ダイヤモンド製細棒植込み型ビットの基本的性能に関する研究, 石油技術協会誌, Vol.54, p.240-253
- 64) Akaishi, M., Yamaoka, S., Ueda, F., and Ohashi, T.(1996): Synthesis of Polycrystalline Diamond Compact with Magnesium Carbonate and Its Physical Properties, Diamond and Related Materials 5, p.2-7

- 65) Mensa-Wilmot, G. (1997): Twin Edge Cutter (TEC) - Enhancing PDC Bit Development and Performance, SPE/IADC 37637, Paper presented at the 1997 SPE/IADC Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, March 4-6, p.529-539
- 66) Nishimatsu, Y. (1972): The Mechanics of Rock Cutting, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol.9, p.261-270
- 67) 速水博秀, 三澤茂夫, 厨川道雄, 高岡三郎(1975): 岩石切削における摩擦抵抗の影響, 日本鉱業会誌, Vol.91, p.55-59
- 68) 田中彰一(1993): 地熱井の掘削技術の動向, 地熱, Vol.30, p.75-84
- 69) 唐澤廣和(1997): 坑底状況のリアルタイム推定技術, N I R E ニュース, No.1, p.2-5

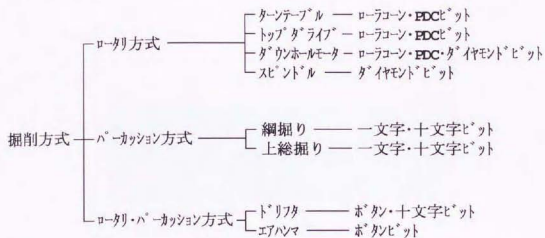


図 1-1 坑井の掘削方式



図 1-2 ロータリ掘削方式に用いられる主なビット  
((c) ノートンカタログより引用)

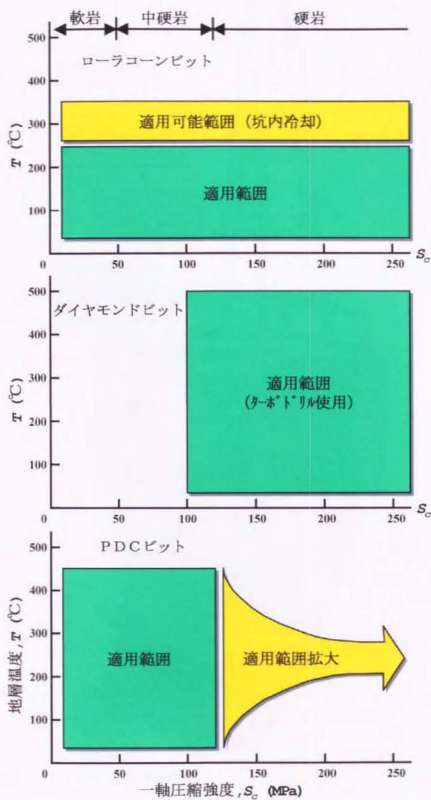


図 1-3 深部地殻掘削におけるロータリ掘削用ビットの適用範囲

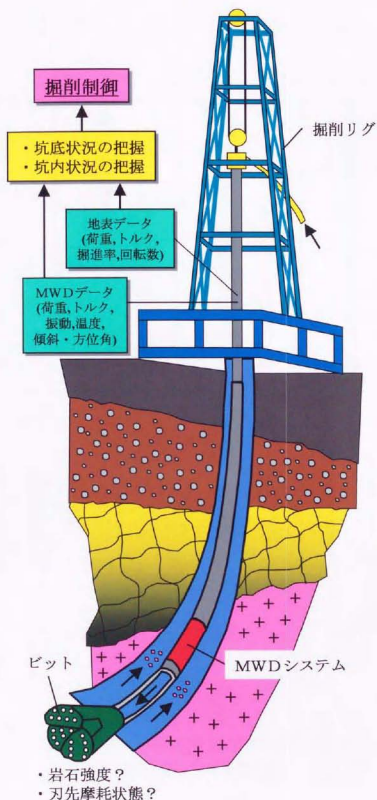


図 1-4 坑内状況のリアルタイム把握による  
坑井掘削の制御システム概念図<sup>(69)</sup>



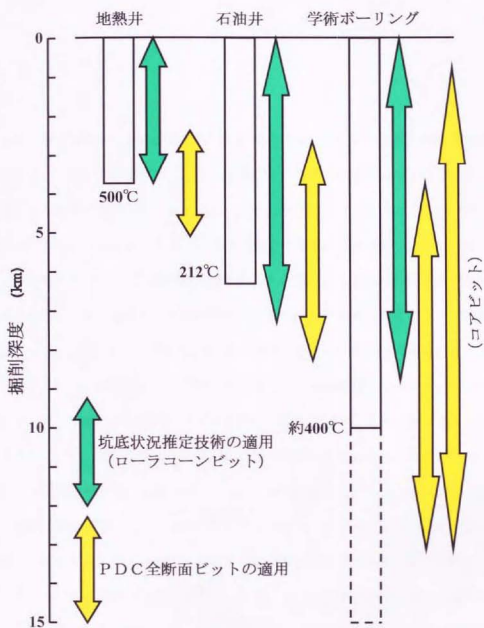


図 1-5 坑底状況推定技術と硬岩用 PDC ビットの  
深部地殻掘削への適用想定図

## 第2章 岩石強度と刃先摩耗の推定方法

### 2.1 緒言

地熱および石油開発などの分野における坑井掘削は、一般に、地表の掘削装置に装備された荷重計などにより計測されたビット荷重、トルク<sup>a)</sup>、掘進率、ビット回転数、掘削流体流量などを監視しながら行われている。しかし、これらの坑井深度は一般に2000～6000m程度に達するため、ドリルストリング<sup>b)</sup>が坑壁と接触する場合があります、特に地表で計測されたビット荷重やトルクは坑底の値と異なることが多い。この傾向は傾斜井の掘削において顕著である。これに加えて、現在の技術では坑底における岩石強度やビットの摩耗状態を把握できないため、坑井の掘削は技術者の経験に頼っているのが現状である。このように、坑底状況を含めた坑内状況を正確に把握することが困難なため、ビットの脱落やドリルストリングの切断などの坑内トラブルが生じる場合があります、その回復に多大な時間と費用を費やしている。坑井の掘削中に坑底の状況が把握できるようになれば、的確な掘削の制御、すなわち地層に適した掘削条件の設定、地層に適したビットの選択および適正なビットの交換などが可能となり、掘削能率の向上や坑内トラブルの予防、ひいては工期短縮とコスト削減に寄与する。一般に、深度が増加するほど坑井の掘削作業が困難になるとともに、コストが指数関数的に増加する<sup>1)</sup>。したがって、効率的かつ経済的な掘削が特に重要視される大深度坑井の場合には、岩石強度やビットの摩耗状態を推定できる技術の開発はきわめて重要な課題であると考えられる。岩石強度や刃先摩耗状態の推定技術は坑井の掘削分野に限らず、岩盤掘進のように適切な施工管理が要求される土木分野においても重

a) 現在普及している掘削装置では、一般にドリルストリングを回転させるテーブルチェーンの張力を圧力に変換したものをトルクとして表示している。

b) 地表からビットに回転を伝えるためのケリー、掘管、ドリルカラー、ビットの総称。

要視されている。例えば、福井ら<sup>2)</sup>は全断面トンネル掘進機(TBM)の掘削抵抗を利用して岩盤強度の推定を行っている。

上記のように、特に傾斜井の掘削を的確に制御するには、坑底における掘削・傾斜データ(ビット荷重、トルク、傾斜角、方位角など)の取得が必要である。最近、MWD(Measurement While Drilling)技術の進歩によってビット直上の掘削・傾斜データがリアルタイムで計測できるようになり<sup>3-5)</sup>、石油井の掘削、特に水平掘削ではこのシステムが不可欠なものとなっている。我が国においても、地熱井の掘削に適用可能な耐熱型のMWDシステムの開発研究が実施されている<sup>6)</sup>。

坑井の掘削中に坑底の岩石強度やビットの摩耗状態を推定する技術の開発は、一般に大深度まで掘削される石油井の場合には古くからの課題であった。1964年にBingham<sup>7,8)</sup>はローラコーンビットのビット荷重と掘進率との関係から、岩石強度と刃先摩耗状態を推定する方法を提案した。なお、理由については不明であるが、この方法は現在使用されていない。また、Burgess and Lesso Jr.<sup>9)</sup>はツースビットで軟岩を掘削する場合について、ビット荷重、トルクおよび掘進率から岩石強度と刃先摩耗状態を推定する方法を提案した。Wolcott and Bordelon<sup>10)</sup>、Hoerock and Bratcher<sup>11)</sup>は、それぞれ異なった方法により、ローラコーンビットの掘削データから岩石強度を推定する技術を報告しているが、これらの方法では刃先の摩耗は考慮されていない。このように、現状では岩石強度と刃先摩耗状態の両者を推定できる実用的な技術が確立しているとはいえない。両者を容易に推定するには、以下に示すように、岩石強度のみに依存する情報Aと、刃先摩耗状態のみに依存する情報Bの両者、あるいはいずれかの情報を見出す必要があると考えられる。

	A	B
岩石強度	○	—
刃先摩耗状態	—	○

そこで、掘削工具として坑井の掘削に広く用いられているローラコーンビットを選び、刃先摩耗状態を変えて掘削実験を行い、実験から得られる掘進率、ビット荷重およびトル

クを基に情報AとBの両者あるいはいずれかを見出すことにした。本章では、先ずローラコーンビットのうちツースビットについて情報Aを見出すとともに、これに基づく刃先摩耗状態の推定方法について述べる<sup>12)</sup>。次に、ツースビットとともに坑井の掘削に普及しているインサートビットに上記2つの推定方法が適用できるかどうかについて確認するとともに、ツースおよびインサートビットの実験結果に基づいて見出した情報Bを提案する<sup>13)</sup>。新品のローラコーンビットの岩石掘削特性（ビット荷重と掘進率との関係）については数多くの研究が行われてきているが、摩耗したビットのそれを究明した研究は比較的小さい。特に、摩耗したビットのトルクと掘進率との関係を検討した研究例はほとんど見当たらない。本章では、岩石の掘削特性に及ぼす刃先摩耗状態の影響についても広く検討したので、その結果についても述べる。

#### —本章で用いた主な記号—

$F$	: ビット荷重	[kN]
$F_c$	: しきい荷重	[kN]
$F_e$	: 有効荷重	[kN]
$T$	: トルク	[kN・m]
$T_c$	: しきいトルク	[kN・m]
$T_e$	: 有効トルク	[kN・m]
$u$	: 掘進率	[m/min]
$N$	: ビット回転数	[rpm]
$d$	: ビット(直)径	[m]
$a_F$	: ビット荷重の第1次作用線の傾き	[m <sup>2</sup> /kN]
$a_T$	: トルクの第1次作用線の傾き	[m <sup>2</sup> /kN]
$S_c$	: 岩石の一軸圧縮強度	[MPa]

$D_s$ : 岩石の掘削強度	[MPa]
$I_s$ : 岩石の貫入強度	[MPa]
$S_e$ : 回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー	[MPa]
$\alpha_{FT}$ : ビット荷重・トルクの第1次作用線の傾き	[-]
$T_{ed}$ : 無次元有効トルク	[-]
$TW$ : 刃先高さの減少割合	[-]

## 2.2 ツースビットによる推定方法の開発

### 2.2.1 実験用機材および実験方法

#### (1) 実験用ビットおよび供試岩石

図 2-1 に、掘削実験に用いた直径が 98.43mm (3-7/8in.) のツースビットを示す。これらのビットは中硬岩用 ((株)セキサク製 MS 型) のもので、International Association of Drilling Contractors (IADC) のコード<sup>(4)</sup> で 2-2-1-S に分類される。各ビットの刃先高さは、新品 (T0 または NEW)、4/8 摩耗 (T4)、7/8 摩耗 (T7) の 3 段階に変えてある。それぞれのビットに付した括弧内の記号は、IADC の刃先摩耗状態を表すダルコードで、以後、それぞれのビットを T0、T4、T7 ビットと呼ぶ。なお、T4 と T7 ビットは T0 ビットの刃先に機械加工を施し、人為的に摩耗幅を設けたものである。上記セキサク MS 型ビットの刃先配列の模式図を図 2-2 に示す。図からわかるように、このビットは 3 個のコーンを持っており、第 1 コーンは 3 列、第 2、3 コーンは 2 列の刃先から構成されている。また、ビットの断面形状の模式図を、T0 ビットの第 1 コーンを例にとって図 2-3 に示す。図に示すように、このビットの場合、各コーンの回転軸はビットの回転軸より 55° 傾斜している。各コーンのいずれの刃列にかかわらず、刃先角は 40° 一定である。このビットのベアリング形式はジャーナルタイプで潤滑用のグリースは充填されているが、グリース密封

用のシールは装着されていない。なお、図中に示した  $L$  と  $W$  は、それぞれ刃先のゲージ長および摩耗幅を表す。表 2-1 は各ビットのゲージ長  $L$  および摩耗幅  $W$  を、各コーンおよび刃列ごとに示したものである。

図 2-4 は、岩石の掘削特性に及ぼすビット径の影響を検討するために用いた直径が 142.88mm (5-5/8in.) のツースビットである。このビットは上記直径が 98.43mm のビットと同型で、刃先は新品の状態とした。表 2-2 に、このビットのゲージ長  $L$  および摩耗幅  $W$  を示す。表 2-1 と表 2-2 との比較から明らかなように、98.43mm ビットの第 2、3 コーンの刃列は 2 列であるのに対し、このビットの場合は 3 列である。また、図 2-1 の T0 ビットと図 2-4 との比較より、T0 ビットの第 1 コーン、第 1 列の刃先には切り欠きがないのに対し、142.88mm ビットの場合には切り欠きがあることがわかる。このように、同型のビットでもビット径が異なるとデザインが変わる場合があり、完全な相似則が成り立っていないことがわかる。

掘削実験に用いた岩石は、大谷凝灰岩、来待砂岩、三城目安山岩 (A)、(B) および新小松安山岩である。各岩石の機械的性質は、実験に用いた岩石試料の掘削方向に対して平行と垂直な両方向より、圧縮および圧裂引張試験用の試験片をそれぞれ約 5 個ずつ採取して求めた (表 2-3)。

## (2) 実験装置

本実験で用いた掘削試験装置の概念図を図 2-5 に示す。この装置による岩石の掘削は、45kW の直流モータを用い、減速機、ヘリカルギヤおよびロッドを介してビットに回転を与えると同時に、2 式の油圧ラムによってビットに荷重を加えて行う。岩石の掘削中に生じる切屑は、泥水ポンプにより送られた掘削流体がスライバールや掘削ロッドを通してビット先端から噴射されて排除される。切屑を含んだ掘削流体はロッドと孔壁との間を通して泥水タンクに戻り、スクリーンによって切屑を除去した後、再循環される。本装置の仕様は、ビット荷重が最大 294kN、トルクが最大 2.94kN・m、掘削流体流量が最大 0.12m<sup>3</sup>/min であ



る。

実験の際は、装置に装備されたロードセル、トルクメータ、変位計、回転計、流量計および圧力計により、それぞれビット荷重、岩石の掘削に要するトルク、掘進率を求めるための変位、ビット回転数、掘削流体流量および掘削流体吐出圧が計測される。これらの計測信号は、分解能が12bitのA/Dコンバータを用いてコンピュータに取り込んで解析される。本実験ではA/D変換速度を2kHz一定とし、変換されたデジタル信号を平均してデータを求めた。デジタル信号の原波形の例として、T0ビットを用いて来待砂岩と三城目安山岩(A)をビット回転数50rpmで掘削したときに得られたビット荷重とトルクを、それぞれ図2-6(a), (b)に示す。なお、図2-5よりわかるように、本装置では、ロードセルより下方にあるロッドなどの重量がロードセルによって計測できない。そこで、あらかじめこの重量を測定し、ロードセルによって計測された荷重にこの重量を加えてビット荷重を求めた。

### (3) 実験方法

直径が98.43mmの各ビットを用いた掘削実験は、大谷凝灰岩、来待砂岩、三城目安山岩(A)および新小松安山岩に対して行った。実験の際は、ビット回転数を50rpm一定とし、ビット荷重を約8~60kNの範囲で変化させた。また、岩石の掘削特性に及ぼすビット回転数の影響を調べるため、大谷凝灰岩を除く各岩石に対しては、ビット回転数が100rpmについても50rpmの場合と同様の実験を行った。実験に用いた掘削流体は清水で、流量は0.11m<sup>3</sup>/min一定とした。

前記ビット径の影響は、T0ビットと直径が142.88mmの新品ビットを用い、三城目安山岩(B)を掘削して検討した。泥水ポンプ容量の制約のためビット回転数は25rpmとし、他の実験条件は上記実験と同一とした。なお、実験中、ビットのベアリングや刃先状態について検査を行い、実験に伴うベアリングの異常や刃先摩耗の進展がほとんどないことを確認した。



## 2.2.2 岩石掘削におけるエネルギー

岩石の掘削に関するデータが、エネルギーの観点から検討される場合がある。これは、掘削に要するエネルギーが掘削方法の評価の指標として有効である<sup>15)</sup>などの理由による。本節でもエネルギーの観点から岩石強度や刃先摩耗状態の推定方法を検討するので、西松<sup>15)</sup>の考察を引用しながら、岩石掘削におけるエネルギーについて再度、整理してみる。

図 2-7 は、岩石掘削におけるエネルギーの流れを一般的に示したものである。動力源から掘削機械に供給されたエネルギーは、先ず掘削機械内で所要のエネルギーに変換されて掘削工具に伝えられる。次に、掘削工具のエネルギーは岩石へ伝達され、最後に岩石の破壊に必要なエネルギーとして消費される。図中の  $\eta_0 \sim \eta_3$  は、各要素間のエネルギーの伝達効率を表している。

本節では掘削工具以下のエネルギーを解析の対象としているので、掘削工具のエネルギーがどのように消費されるかについて検討しよう。西松<sup>16)</sup>は、このエネルギーが

- (1) 岩石、特に刃先付近の岩石中にひずみを生じさせるための仕事
- (2) 切屑の発生により出現した新しい自由面の表面エネルギー
- (3) 切屑の運動エネルギー
- (4) 工具と岩石との間の摩擦損失

として消費されるとしている。ローラコーンビットの場合には、これらの他に、(5) ベアリング部の摩擦損失としても消費される<sup>17)</sup>。図 2-7 に示したように、(1)～(5)の各エネルギーは掘削工具以下の各要素で消費されと考えられる（図中の番号は筆者が加筆した）。ただし、西松<sup>15)</sup>も指摘しているように、岩石の破壊に必要なエネルギーの考え方によってこの分類は変わる。掘削工具と切屑間のエネルギー伝達効率  $\eta_2$ 、 $\eta_3$  を正確に知ることは困難であるが、岩石の破壊に真に必要なエネルギー、すなわち(2)のエネルギーは、西松<sup>16)</sup>の試算によると掘削工具のその 0.02%、また Hughes<sup>18)</sup>によると 0.1%オーダーで、非常に小さいと報告されている。

さて、実際に掘削工具に与えられる1分間当たりのエネルギー $E$  (kN・m)は、ビット荷重を $F$  (kN)、掘進率を $u$  (m/min)、ビット回転数を $N$  (rpm)、トルクを $T$  (kN・m)とおくと、次式<sup>18)</sup>より求めることができる。

$$E = Fu + 2\pi NT \quad \dots\dots\dots (2-1)$$

(2-1)式右辺の第1項と第2項は、それぞれ1分間当たりの掘削方向と回転方向のエネルギーである。(2-1)式より、ビット1回転当たりのエネルギーは次式で表される。

$$\frac{E}{N} = \frac{Fu}{N} + 2\pi T \quad \dots\dots\dots (2-2)$$

単位体積の岩石を掘削するのに要するエネルギー、すなわち比エネルギー (西松<sup>15)</sup>は掘削体積比エネルギーと名付けた)は、第1項と第2項も含めて(2-1)、(2-2)式のいずれから求めても同じ値となり、次式のように表される。

$$\frac{E}{Au} = \frac{F}{A} + \frac{2\pi NT}{Au} \quad \dots\dots\dots (2-3)$$

ここで、 $A$ は掘削孔の断面積( $\text{m}^2$ )である。実際に比エネルギーを求める際は、 $A$ の代わりにビット断面積が用いられる。すなわち、

$$\frac{E}{(\pi/4)d^2u} = \frac{F}{(\pi/4)d^2} + \frac{2\pi NT}{(\pi/4)d^2u} \quad \dots\dots\dots (2-4)$$

ここで、 $d$ はビット径(m)である。なお、比エネルギーを求めるとき、(4)式右辺第1項は第2項に比べて一般に非常に小さい<sup>17,19)</sup>ため通常無視されており、第2項の回転方向の比エネルギーを単に比エネルギーという場合が多い。 $E$ を正確に求めるには、掘削工具での $F$ 、 $u$ 、 $N$ および $T$ を知る必要がある。実験装置の構造上、本実験で測定した $F$ 、 $u$ および $N$ はビットでのデータと見なして差し支えないが、 $T$ には実験装置のヘリカルギヤなどで消費されるものが含まれている。このため、あらかじめこの値(本実験の場合、約0.02 ~ 0.03kN・m)を測定し、実験中に測定した $T$ より差し引いた。したがって、本節に示す $T$ はビットでのデータと見なし得る。

### 2.2.3 実験結果の整理方法

掘削実験から得られたデータの解析に当たっては、従来の研究結果についてある程度把握しておく必要がある。このため、従来からよく研究されている、ローラコーンビットのビット荷重と掘進率との関係<sup>20-27)</sup>を調べた。

図 2-8(a)は、Edwards<sup>20)</sup>が示した、ビット回転数が一定のときのビット荷重と掘進率との関係である。ビット荷重が破線  $a$  と  $b$  の範囲内では両者は直線的な関係を示す。彼は、この直線と横軸との交点  $c$  のビット荷重を、刃先が岩石へ貫入するのに要するしきい荷重 (threshold weight) であるとしている。また、破線  $b$  以上のビット荷重における掘進率の低下は、掘削流体による切屑除去の不完全さによると説明している。一方、Bingham<sup>27)</sup>は、図 2-8(b)の実線で示すように、単位ビット径当たりのビット荷重とビット 1 回転当たりの掘削長との関係はべき乗で近似できるとし、また破線で示すように、荷重がある程度大きい範囲では単に直線で近似できるとしている。さらに、1 点鎖線で示すように、彼は荷重の小さい範囲も別の直線で近似しており<sup>28)</sup>、両直線をそれぞれ primary performance line, secondary performance line と呼んでいる (藤井<sup>29)</sup>は前者を第 1 次作用線、後者を第 2 次作用線と訳した)。藤井も指摘しているように、実用的には第 1 次作用線の方が重要である。

上記研究結果<sup>20-27)</sup>から、ビット荷重と掘進率との関係は直線的なものと、曲線的なものがあるものの、ある荷重範囲内では直線的な傾向を示すことがわかった。また、岩石の掘削特性を表すパラメータとして、Edwards<sup>20)</sup>のようにビット荷重  $F$  と掘進率  $u$  を用いる場合と、Bingham<sup>27)</sup>のように単位ビット径当たりのビット荷重  $F/d$  とビット 1 回転当たりの掘削長  $u/N$  を用いる場合があることがわかった。Bingham<sup>30)</sup>は  $u$  の代わりに  $u/N$  を用いる利点を次のように述べた (図 2-9)。(a) 図に示したように、同一のローラコーンビットおよび岩石を用いた掘削実験でビット回転数を 20, 50, 100rpm に変えると、 $F/d$  と  $u$  との関係ではそれぞれ O-C, O-B, O-A の異なった曲線が得られる。一方、(b) 図に示した



ように縦軸に  $u/N$  をとってこの結果を整理すると、(a)図に示した 0-C, 0-B, 0-A の各曲線が 0-A まで同一の曲線で表される。このように、 $u/N$  を用いることにより、ビット回転数の異なる実験結果を同一の第 1 次作用線で表すことができるので、 $u/N$  は  $u$  より一般的であるとしている。また、上記  $u/N$  の場合と同様に、Bingham<sup>17)</sup> は横軸に  $F/d$  をとることによって、直径の異なる同型のローラコーンビットにより得られた実験結果が同一の第 1 次作用線で近似できると報告している。彼は、従来の  $u-F$  プロットに代わる新しい  $u/N-F/d$  プロットが石油や鉱山産業から得られるデータを評価する際の指標になると述べている<sup>20)</sup>。Bingham<sup>17)</sup> と同様に、Maurer<sup>21)</sup> も  $F/d$  が一定であれば、ビット径が変わっても掘進率は変化しないことを報告している。

以上の検討結果に基づき、本節では岩石の掘削特性を表すパラメータとして  $u/N$  と  $F/d$  を用いる。トルク  $T$  を用いて岩石の掘削特性を表す場合は、ビット荷重  $F$  の場合と同様に、 $T$  にビット径  $d$  の項を含める必要がある。ビット荷重と掘進率との関係の場合と異なり、トルクに関する実験データが比較的少ないため、 $d$  の項を含んだ  $T$  がどのように表されるかについて理論式を用いて検討する。

Warren<sup>17)</sup> は、岩石の掘削に要するエネルギーを次式で表している（記号や単位は本章のそれらに統一した）。

$$(1/\eta)AE_s'u = Fu + 2\pi NT \quad \dots\dots\dots (2-5)$$

ここで、 $\eta$  は岩石の掘削に直接寄与しないエネルギー損失を考慮するための係数、 $A$  は掘削孔の断面積 ( $\text{m}^2$ )、 $u$  は掘進率 ( $\text{m/min}$ )、 $F$  はビット荷重 ( $\text{kN}$ )、 $N$  はビット回転数 ( $\text{rpm}$ )、 $T$  はトルク ( $\text{kN}\cdot\text{m}$ ) である。岩石の比エネルギー  $E_s'$  ( $\text{kN/m}^3$ ) は単位体積の岩石を破壊するのに要する最小エネルギーで、(2-3) 式で定義される比エネルギーあるいは掘削体積比エネルギーと定義が異なる。Warren は  $E_s'$  が岩石の基本的な性質であると考えられると述べている。なお、 $E_s'$  は西松<sup>10)</sup> が指摘した、岩石の破壊に真に必要なエネルギー、すなわち、切屑の発生により出現した新しい自由面の表面エネルギーと密接な関係があると考えられる。2.2.2 で述べたように、一般に(2-5)式右辺の第 1 項は第 2 項に比べて非常に小

さい。そこで、第1項を無視し、掘削孔の断面積  $A$  の代わりにビット断面積  $(\pi/4) d^2$  を用いて整理すると、(2-5)式は次式で書き直せる。

$$\frac{u}{N} = \left( \frac{\eta}{E_s'} \right) \left( \frac{2\pi T}{(\pi/4)d^2} \right) = \left( \frac{\eta}{E_s'} \right) \left( \frac{8T}{d^2} \right) \quad \dots\dots\dots (2-6)$$

(2-6)式は掘削方向のエネルギーを無視して得られたものであるが、実際に、トルクと掘進率との関係を表す理論式として(2-6)式と同様な理論式が Maurer<sup>31)</sup>から提案されている。すなわち、

$$u = \left( \frac{V_c}{E_c} \right) \left( \frac{2\pi NT}{(\pi/4)d^2} \right) \quad \dots\dots\dots (2-7)$$

ここで、 $V_c$ と $E_c$ は、それぞれ単一破壊溝(クレータ)の体積と、単一破壊溝が形成される間に岩石に伝達されたエネルギーである。(2-7)式は次式のように書き直せる。

$$\frac{u}{N} = \left( \frac{V_c}{E_c} \right) \left( \frac{2\pi T}{(\pi/4)d^2} \right) = \left( \frac{V_c}{E_c} \right) \left( \frac{8T}{d^2} \right) \quad \dots\dots\dots (2-8)$$

Warren が用いた  $\eta$  は掘削全体の効率であり、(2-6)式中の  $\eta/E_s'$  と(2-8)式中の  $V_c/E_c$  は厳密には異なるが、概念的には同じパラメータであると見ることができる。

(2-6)式の変形より、(2-6)式中の  $\eta/E_s'$  の逆数、すなわち  $E_s'/\eta$  は(2-4)式に示した回転方向の比エネルギー  $(2\pi NT/(\pi/4)d^2 u)$  に等しいことがわかる。ローラコーンビットで岩石を掘削したときに得られる回転方向の比エネルギーの最小値は、掘削した岩石の一軸圧縮強度と大雑把に一致することが既に報告されており<sup>19)</sup>、実際に圧縮強度の推定<sup>13)</sup>や掘削方法の評価の指標<sup>15)</sup>として使用されている。(2-6)式とこの事実を考慮すると、 $u/N \cdot 8T/d^2$  プロットが  $u-T$  プロットに比べて一般的で、かつ有用であることがわかる。したがって、本節では岩石の掘削特性を表すパラメータとして上記  $u/N$ 、 $F/d$  に加え、単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりの回転方向のエネルギー  $8T/d^2$  を用いる。



## 2.2.4 実験結果

### (1) 岩石の掘削特性に及ぼす刃先摩耗の影響

本目では上記従来の研究結果を参考にして、刃先摩耗状態の異なるビットによる掘削実験から得られたデータを解析し、岩石の掘削特性に及ぼす刃先摩耗状態の影響を検討する。

図 2-10 (a) に、来待砂岩をビット回転数 50rpm で掘削したときの、単位ビット径当たりのビット荷重  $F/d$  とビット 1 回転当たりの掘削長  $u/N$  との関係を、刃先摩耗状態をパラメータとして示す。図中の実線は、最小 2 乗法により近似した第 1 次作用線である。近似に当たっては、第 1 次作用線から第 2 次作用線への変化点付近のデータを除くことを原則とした。図中の 1 点鎖線で示すデータは張り付き（ビット全体あるいは刃先間に切屑が付着する現象）の影響を受けたもので、正常な掘削ではないため近似から除いた。図より、直線の傾きは刃先摩耗状態が変わってもほとんど変化しない一方、直線と横軸との交点における横軸の値  $F_c/d$  は刃先摩耗の進展につれて増大することがわかる。大谷凝灰岩の掘削においても、来待砂岩の場合とほぼ同様の結果が得られた。刃先の摩耗幅を変えた一文字ビットによる軟岩に対する圧入実験<sup>32)</sup>でも同様の結果が得られており、実際のビットにおいても基礎的な圧入実験結果が成立することが明らかである。

図 2-10 (b) は、図 2-10 (a) と同一の実験から得られた単位ビット断面積当たり・ビット 1 回転当たりの回転方向のエネルギー  $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係である。図中の実線は図 2-10 (a) の実線に対応するデータを用いて直線近似したもので、 $8T_c/d^2$  はこの直線と横軸との交点における横軸の値である。(a)、(b) 両図を比較すると、強い直線相関を示すこと、直線の傾きに及ぼす刃先摩耗状態の影響が小さいこと、 $F_c/d$ 、 $8T_c/d^2$  とともに刃先摩耗の進展につれて増大すること、張り付きの影響が同様に現れることなど、共通点の多いことがわかる。ただし、刃先摩耗状態による  $F_c/d$  の変化の方が  $8T_c/d^2$  のそれよりも大きい点が異なっている。このような結果は大谷凝灰岩においても共通していた。なお、

便宜的に、図 2-10 (a) の関係における直線をビット荷重の第 1 次作用線、図 2-10 (b) の関係における直線をトルクの第 1 次作用線と名付け、それぞれの直線の傾きを  $a_F$  と  $a_T$  で表す。また、 $F_c$  と  $T_c$  は、(a)、(b) 両図の関係において横軸にそれぞれ  $F$  と  $T$  をとったときの、ビット荷重とトルクの第 1 次作用線に相当する直線と横軸との交点の荷重とトルクで、それぞれしきい荷重、しきいトルクと名付ける。

図 2-11 (a)、(b) は、それぞれ図 2-10 (a)、(b) と同じ関係を、新小松安山岩のビット回転数が 50rpm の場合について示したものである。両図よりわかるように、ビット荷重とトルクの第 1 次作用線は、大谷凝灰岩や来待砂岩の場合と同様に強い相関を示す。また、刃先摩耗の進展に伴う  $a_F$  の減少割合の方が  $a_T$  のそれより大きいものの、 $a_F$  と  $a_T$  は刃先摩耗の進展につれて小さくなっており、上述の大谷凝灰岩や来待砂岩と異なる傾向を示す。さらに、 $F_c/d$  や  $8T_c/d^2$  と刃先摩耗状態との間には、大谷凝灰岩や来待砂岩のような規則的な関係が認められない。三城目安山岩 (A) の掘削においても新小松安山岩と同様な結果が得られた。

ビット回転数が 100rpm の場合も、上述のビット回転数が 50rpm の場合と同様の結果を示した。表 2-4 と表 2-5 は、それぞれ 50rpm と 100rpm におけるビットごとの  $a_F$ 、 $F_c/d$ 、 $a_T$  および  $8T_c/d^2$  をまとめて示したものである。表中、 $8T_c/d^2$  が 0 のデータは、最小 2 乗法による近似の際、 $8T_c/d^2$  がわずかに負となったため、原点を強制通過させて求めたものである。図 2-10 よりわかるように、ビット荷重とトルクの第 1 次作用線では、 $u/N=0$  のとき  $F/d=F_c/d$ 、 $8T/d^2=8T_c/d^2$  が成立する。したがって、これらの結果を表す関係式として次式が得られる。

$$\frac{u}{N} = a_F \frac{F - F_c}{d} \quad \dots\dots\dots (2-9)$$

$$\frac{u}{N} = a_T \frac{8(T - T_c)}{d^2} \quad \dots\dots\dots (2-10)$$

両式より明らかなように、ビット荷重とトルクの第 1 次作用線を対象とすると、 $F_c$  と

$T_e$ は岩石の掘削が行える最小のビット荷重とトルクを表している。換言すれば、 $F_e$ と $T_e$ は岩石の掘削に対して何の仕事もしていないことになる。しかし、図 2-10 の T7 ビット例から明らかなように、 $F_e$ と $T_e$ の値より小さなビット荷重とトルクでも実際には多少の掘削が行われる場合があり、 $F_e$ と $T_e$ が持っている上記物理的意味は厳密なものではない。しかし、 $F_e$ と $T_e$ が刃先摩耗状態の推定に有効な情報であることは図 2-10 より容易に推測できる。一方、 $(F-F_e)$ と $(T-T_e)$ は岩石の掘削に対して仕事をしているので、岩石の掘削について考察する際は重要な変数である。そこで $(F-F_e)$ を $F_e$ 、 $(T-T_e)$ を $T_e$ とおいて(2-9)、(2-10)式をそれぞれ次式のように書き直す。

$$\frac{u}{N} = a_f \frac{F_e}{d} \dots\dots\dots (2-11)$$

$$\frac{u}{N} = a_T \frac{8T_e}{d^2} \dots\dots\dots (2-12)$$

Maurer<sup>31)</sup>は単一の刃先が岩石に貫入するのに要する、 $F_e$ に準ずる力を effective force と呼んでいるので、ここでは $F_e$ を有効荷重、 $T_e$ を有効トルクと呼ぶことにする。さらに、(2-1)～(2-4)式の $F$ と $T$ に $F_e$ と $T_e$ をそれぞれ代入し、(2-1)～(2-4)式をそれぞれ次式のように書き直す。

$$E_e = F_e u + 2\pi N T_e \dots\dots\dots (2-13)$$

$$\frac{E_e}{N} = \frac{F_e u}{N} + 2\pi T_e \dots\dots\dots (2-14)$$

$$\frac{E_e}{Au} = \frac{F_e}{A} + \frac{2\pi N T_e}{Au} \dots\dots\dots (2-15)$$

$$\frac{E_e}{(\pi/4)d^2 u} = \frac{F_e}{(\pi/4)d^2} + \frac{2\pi N T_e}{(\pi/4)d^2 u} \dots\dots\dots (2-16)$$

上記 $F_e$ と $T_e$ の場合に倣い、 $E_e$ を1分間当たりの有効エネルギー、 $E_e/N$ をビット1回転当たりの有効エネルギー、 $E_e/Au$ および $E_e/(\pi/4)d^2 u$ を有効エネルギーより求め

た比エネルギーと呼ぶ。本来ならば、ここで  $E_p/E$  と図 2-7 に示した  $\eta_2$  との関連を検討すべきであろう。これを厳密に検討するには、岩石に伝達されるエネルギーを明確に定義すること、例えば 2.2.2 に示した (4) や (5) のエネルギーについて定量化することが必要であるが、これらのことは必ずしも容易なことではない。しかし、ビット荷重とトルクの第 1 次作用線を対象としたとき、概念的には  $E_p/E$  が  $\eta_2$  を表していると考えられることもできると思われる。岩石強度や刃先摩耗状態とも密接に関連していると考えられる  $\eta_2$  や  $\eta_3$  を解明することは、岩石掘削の本質を解明することに繋がる重要な検討課題であると思われる。

## (2) 岩石の掘削特性に及ぼすビット回転数とビット径の影響

ビット回転数が 50rpm の  $a_F$  と  $a_T$  (表 2-4) を 1 とすると、100rpm の  $a_F$  と  $a_T$  (表 2-5) はそれぞれ 0.77~0.97, 0.80~1.04 の範囲にあり、両回転数の  $a_F$  と  $a_T$  のいずれにおいても大きな差はない。しかし、新小松安山岩の T7 ビットの  $a_T$  を除くと、100rpm の  $a_F$  と  $a_T$  は 50rpm のそれらに比べて多少小さい。ビット荷重を一定としたときの、ビット回転数が掘進率に及ぼす影響を検討した従来の研究結果<sup>20, 23, 30, 33)</sup>を見ると、回転数と掘進率が比例関係を示すもの<sup>20, 30)</sup>と、ビット回転数の増加に従い掘進率は低下の傾向を示すもの<sup>20, 23, 33)</sup>がある。本実験結果は後者の研究結果とほぼ一致している。藤井<sup>33)</sup>の研究結果によれば、ビット回転数の増加に従い掘進率は低下の傾向を示すものの、本実験の範囲内では両者の間にほぼ直線的な関係が成立している。この結果は、ビット回転数が 50~100rpm の範囲において、ビット荷重が一定のときの  $u/N$  は 50rpm と 100rpm のその間に入ると換言できる。さらに、この研究<sup>33)</sup>では、ビット荷重が一定のときのトルクはビット回転数の影響をほとんど受けないことも明らかにしている。これらの結果を考慮すると、少なくとも本実験の範囲内では、所定のビット回転数での  $a_F$  と  $a_T$  が直接、他のビット回転数での目安になることがわかる。

藤井<sup>20)</sup>は、 $u$  の代わりに  $u/N$  を用いた Bingham の一連の研究 (参考文献 7), 8), 27),

28), 30) など, 1964 年 11 月 2 日～1965 年 3 月 29 日の The Oil and Gas J. に掲載された) を, 一般性を持った優れた研究であると評価した。本実験結果からも  $u/N$  を用いる有用性が確認された。

直径が 98.43mm の T0 ビットと直径が 142.88mm の新品ビットにより三城目安山岩 (B) を掘削したときの  $F/d$  と  $u/N$ ,  $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係を, それぞれ図 2-12(a), (b) に示す。両図より, 2つのビットの  $a_F$ ,  $F_c/d$ ,  $a_T$ ,  $8T_c/d^2$  に大きな差はないものの, 例えば T0 ビットの  $a_F$  や  $a_T$  が 142.88mm ビットのそれらに比べて小さいことがわかる。このように, Bingham<sup>7)</sup> の実験結果や理論式(2-6) と異なり, 同型のビットでもビット径が異なると, 同一の第 1 次作用線で近似できない場合のあることがわかる。これは, 2.2.1 の(1)で述べたように, 同型のビットでもビット径が異なると刃先配列などのデザインが変わる場合があり, 完全な相似則が成り立っていないことによると考えられる。実際に, Bingham<sup>30)</sup> が提案した, Buckingham の  $\pi$  定理に基づく無次元パラメータ,  $u/Nd$ ,  $F/d^2S$  ( $S$  は岩石強度) を用いて本実験結果を整理したとしても, 両パラメータ中の  $d$  は消去できるとともに  $S$  は一定であるため図 2-12(a) に示した結果と同様な傾向が得られる。 $F/d^2S$  より,  $8T/d^3S$  も無次元パラメータとして追加できる。 $u/Nd$  と  $F/d^2S$  との関係と同様に,  $u/Nd$  と  $8T/d^3S$  との関係を求めたとしても, 図 2-12(b) に示した傾向は変わらない。

上記無次元パラメータや理論式(2-6) から,  $F/d$  と  $8T/d^2$  はそれぞれ  $F$  と  $T$  の一般的表現といえる。ただし, 本実験結果より明らかなように,  $F/d$  や  $8T/d^2$  が一定のときの  $u/N$  はビット径が変わると多少異なる場合がある。上記のように, これはビットごとに採用されるデザインの相違によるものと考えられる。したがって, 所定のビット径で得られた  $F/d$  と  $u/N$ ,  $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係から直径の異なるビットの岩石掘削特性を把握する際は, これらの関係を目安として見るべきであると考えられる。

## 2.2.5 岩石強度の推定方法

掘進率、ビット荷重およびトルクの3者の関係において、岩石強度のみに依存する情報が明らかとなっている訳ではない。このため、まず、どのような相関を調べることにによってこの情報が得られるかについて見当を付けることにした。具体的には、 $u/N = b(F_e/d)^m(8T_e/d^2)^n$ なる関数 ( $b$ :比例定数)に基づいて、所定の岩石を掘削したときの T0, T4, T7 ビットすべての  $u/N$ ,  $F_e/d$ ,  $8T_e/d^2$  について対数を求めた後、 $\log(u/N)$ を目的変数、 $\log(F_e/d)$ と  $\log(8T_e/d^2)$ を説明変数とする重回帰分析を行い、ビットの刃先摩耗状態の影響が小さく、かついずれの岩石にも当てはまりそうな  $m$ と  $n$ を探した。上記関数を用いたのは、以下に示すように、(2-11)、(2-12)式を変形した(2-17)式より(2-18)式が得られるためである。

$$\left(\frac{u}{N}\right)^k = \left(\frac{u}{N}\right)^{k-1} \left(\frac{u}{N}\right) = \left(\frac{a_F F_e}{d}\right)^{k-1} \left(\frac{u}{N}\right) = \left(\frac{a_F 8T_e}{d^2}\right)^k \dots\dots\dots (2-17)$$

$$\frac{u}{N} = a_F^{1-k} a_T^k \left(\frac{F_e}{d}\right)^{1-k} \left(\frac{8T_e}{d^2}\right)^k \dots\dots\dots (2-18)$$

前記のように、大谷凝灰岩と来待砂岩では  $a_F$ と  $a_T$ に及ぼす刃先摩耗状態の影響が小さいため、三城目安山岩(A)と新小松安山岩についてビット回転数ごとに  $m$ と  $n$ を求めた。その結果、 $m$ ,  $n$ および相関係数として、それぞれ0.7~1.4, 1.7~2.5および0.986~0.996を得た。 $m$ と  $n$ の平均はそれぞれ1.1と2.1であるので、簡単のため  $m$ として1,  $n$ として2を採用した。重回帰分析に用いた関数と(2-18)式との比較からわかるように、 $m=1$ と  $n=2$ は  $k=2$ の場合で、(2-18)式を満たしている。上記のように、大谷凝灰岩や来待砂岩では刃先摩耗状態による  $a_F$ と  $a_T$ の変化が小さいので、 $k=2$ のときの(2-18)式中の係数  $a_F^{1-k} a_T^k$ は、両岩石でも刃先摩耗状態の影響が小さいと推測できる。したがって、(2-18)式中の  $k$ に2を代入して整理すると、



$$\left(\frac{8T_e}{d^2}\right)^2 = \left(\frac{a_F}{a_T}\right) \left(\frac{F_e u}{Nd}\right) \dots\dots\dots (2-19)$$

が得られる。前記のように、 $8T_e/d^2$  は  $2\pi T_e/(\pi/4)d^2$  より得られたものである。

以上の検討により、単位ビット径当たり・ビット1回転当たりの掘削方向の有効エネルギー  $F_e u/Nd$  と、単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりの回転方向の有効エネルギーの2乗  $(8T_e/d^2)^2$  との関係は刃先摩耗状態の影響が小さい情報であるとの見通しを得た。そこで、両者の関係が実際に岩石強度を表す情報であるどうかを次に調べた。ビット回転数が 50rpm の場合を図 2-13(a) に、また、ビット回転数が 100rpm の場合を図 2-13(b) に示す。図中の白抜きは凡例は大谷凝灰岩と三城目安山岩(A)の場合で、黒塗りの凡例は来待砂岩と新小松安山岩の場合である。両図から明らかに、いずれの岩石においても、 $F_e u/Nd$  と  $(8T_e/d^2)^2$  との関係に及ぼす刃先摩耗状態の影響は小さい。また、 $F_e u/Nd$  が一定のときの  $(8T_e/d^2)^2$  は、一軸圧縮強度のような岩石強度の増加につれて増加の傾向を示す。さらに、両図の比較より、大谷凝灰岩を除くいずれの岩石でも  $F_e u/Nd$  と  $(8T_e/d^2)^2$  との関係はほぼ同じ値を示し、両者の関係に及ぼすビット回転数の影響は小さいことがわかる。

(2-19) 式中の係数  $a_F/a_T$  はビットや岩石によって決まる定数であることから、 $F_e u/Nd$  と  $(8T_e/d^2)^2$  との間には比例関係が成立することがわかる。実験結果から明らかに、この係数は刃先摩耗状態の影響の小さい、岩石強度を強く反映した情報であるので、この係数または  $(8T_e/d^2)^2/(F_e u/Nd)$  が岩石強度を表す指標になることがわかる。実際に、2.1 に示した記号の単位を基に両者の単位を求めると  $\text{kN/m}^2$  が得られ、両者の次元は応力の次元と正しく一致する。一軸圧縮強度のような岩石強度を表す単位として  $\text{MPa}$  が一般に用いられているので、両者の単位  $\text{kN/m}^2$  を  $\text{MPa}$  に換算したものを岩石の掘削強度  $D_s(\text{MPa})$  と表す。すなわち、

$$D_s = \frac{a_F}{1000a_T^2} \dots\dots\dots (2-20)$$

$$D_s = \frac{64NT_e^2}{1000F_s u d^3} \dots\dots\dots (2-21)$$

$D_s$ をこのように名付けたのは、Van Lingen<sup>21)</sup>や Maurer<sup>20)</sup>がビットで岩石を掘削したときの岩石強度を、それぞれ“rock drilling strength”, “drillability strength of rock”と呼んでいるためで、 $D_s$ には単に岩石の強度特性のみならず、ビットの掘削特性の影響も含まれる。ここで、ビットの掘削特性とは、刃先の配列や形状などビット固有の特性によって影響される岩石の掘削特性を指す。

標準化された岩石の強度試験より得られる一軸圧縮強度のような岩石強度と $D_s$ とを関連付けることは、 $D_s$ の値から普遍性のある岩石強度を知り得るという意味で、重要であると思われる。そこで、岩石の一軸圧縮強度 $S_c$ と $D_s$ との関係を求めた(図2-14)。参考として、T0 ビットと直径 142.88mm の新品ビットによる三城目安山岩(B)に対する実験結果についても×印で記載した(142.88mm ビットのデータは $D_s$ が約 55MPa)。岩石強度として $S_c$ を選んだ理由は、岩石掘削に関するデータが $S_c$ やせん断強度と関連付けられることが多い<sup>8, 15, 19, 34)</sup>ことと、 $S_c$ が一般的に測定される岩石強度であることによる。図において、 $S_c$ が約 60~100MPa の範囲のデータが得られていないため断言はできないものの、 $S_c$ と $D_s$ との間には比較的よい相関性があるように思われる。今後、さらにデータを集め、 $S_c$ と $D_s$ との関係を明確にしていきたい。

## 2.2.6 刃先摩耗の推定方法

前項と同様な重回帰分析により、ビットの刃先摩耗状態のみに依存する情報を検討したが、岩石の掘削強度 $D_s$ のような情報は見出せなかった。このため、 $D_s$ に基づいて刃先摩耗状態の推定方法を検討することにした。この検討は、 $D_s$ とビット荷重やトルクの第1次作用線の傾き $a_F$ (または(2-11)式より得られる $d u / N F_e$ )、 $a_T$ (または(2-12)式より得られる $d^2 u / 8 N T_e$ )などとの関係を求めることを基本としている。しかし、両

者の単位  $\text{m}^2/\text{kN}$  からわかるように、両者の逆数は応力の次元を持っている。そこで、 $D_s$  と同じ単位となるように換算した両者の逆数を、それぞれ岩石の貫入強度  $I_s$  (MPa)、回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー  $S_e$  (MPa) と表す。すなわち、

$$I_s = \frac{1}{1000a_F} = \frac{NF_e}{1000du} \quad \dots\dots\dots (2-22)$$

$$S_e = \frac{1}{1000a_T} = \frac{8NT_e}{1000d^2u} \quad \dots\dots\dots (2-23)$$

$I_s$  を岩石の貫入強度と名付けたのは、圧入実験で  $I_s$  に相当するものが貫入剛性<sup>30)</sup>と呼ばれているためである。(2-20)～(2-23)式より、 $D_s$ 、 $I_s$ 、 $S_e$ の間には次式で示す関係が成立することがわかる。

$$D_s = \frac{S_e^2}{I_s} \quad \dots\dots\dots (2-24)$$

図 2-15(a)は、 $D_s$  と  $I_s$  との関係を、刃先摩耗状態をパラメータにとって示したものである。図中のそれぞれの直線は、ビット回転数が 50rpm と 100rpm のデータを近似して求めた。図 2-14 の場合と同様に、T0 ビットと直径 142.88mm の新品ビットのデータを参考として記載した。図において、 $D_s$  が約 40MPa 以下ではビットによる  $I_s$  の相違が明瞭に認められない（特に、T0 と T4 ビット）ものの、 $D_s$  が約 40MPa 以上ではそれが明瞭に認められる。このことから、 $D_s$  が約 40MPa 以上になると、 $D_s$  と  $I_s$  との関係を把握することにより、刃先摩耗状態を定量的に推定できることがわかる。図 2-15(b)は、単位ビット径当たりのしきい荷重  $F_c/d$  について図 2-15(a)と同様な関係を求めたものである。図より、 $D_s$  が約 60～100MPa の範囲では刃先摩耗状態と  $F_c/d$  との間に明瞭な関係が認められないことと、 $D_s$  が約 40MPa 以下では刃先摩耗が進展するほど  $F_c/d$  が増大することがわかる。これらの結果より、刃先摩耗状態の推定は、 $D_s$  が約 40MPa 以下では  $F_c/d$  に、また、 $D_s$  が約 40MPa 以上では  $I_s$  に着目することにより可能であることがわかる。前記圧入実験

<sup>30)</sup>において、塑性的な性質の強い軟岩では岩石の破壊が緩やかに、また、脆性的な性質の

強い硬岩では岩石の破壊が急激に生じることが報告されている。本実験結果において  $D_s$  が約 40MPa 以下の岩石とそれ以上の岩石で刃先摩耗状態の推定方法が異なるのは、上記のように、岩石の持つ性質の相違によって岩石の破壊様式が異なるためと考えられる。

図 2-16(a), (b) に、それぞれ刃先摩耗状態をパラメータとする  $D_s$  と  $S_e$  との関係と、 $D_s$  と単位ビット断面積当たり・ビット 1 回転当たりのしきいエネルギー  $8 T_c / d^2$  との関係を示す。図 2-16(a) と図 2-15(a), 図 2-16(b) と図 2-15(b) との比較より、 $D_s$  と  $S_e$ 、 $D_s$  と  $8 T_c / d^2$  との関係は、上記  $D_s$  と  $I_s$ 、 $D_s$  と  $F_c / d$  との関係とほぼ同様の傾向を示すことがわかる。ただし、刃先摩耗状態による  $I_s$  の変化の方が  $S_e$  のそれに比べて大きく、また、 $D_s$  が約 40MPa 以下において T0 と T4 ビットの  $F_c / d$  の差が  $8 T_c / d^2$  の場合に比べて大きい。

以上の結果から、刃先摩耗状態の定量的な推定は、比較的軟質な岩石では  $D_s$  と  $F_c / d$  や  $8 T_c / d^2$  との関係、また、比較的硬質な岩石では  $D_s$  と  $I_s$  や  $S_e$  との関係を把握することにより可能であることがわかる。ただし、実際の坑井掘削における刃先摩耗状態の推定は、できるだけ正確なものとなるよう、これら情報を総合的に判断して行うべきであると考える。

## 2.2.7 本節の総括

ローラーコーンビットの一種であるツースビットを用いて岩石を掘削するときに得られる掘進率、ビット荷重およびトルクを基に、岩石強度およびビットの刃先摩耗状態を推定する方法を見出すことを目的に、刃先摩耗状態の異なるビットを用いて各種岩石に対して掘削実験を行った。その結果、次のことが明らかとなった。

(1) 単位ビット径当たりのビット荷重  $F / d$  とビット 1 回転当たりの掘削長  $u / N$  との関係は、岩石の種類やビットの刃先摩耗状態にかかわらず  $F / d$  がある程度大きい範囲では直線と近似できる。また、これに対応する、単位ビット断面積当たり・ビット 1 回転当

たりの回転方向のエネルギー $8T/d^2$ と $u/N$ との間にも直線関係が成立する。

(2) 単位ビット径当たり・ビット1回転当たりの掘削方向の有効エネルギー $F_g u/Nd$ と、単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりの回転方向の有効エネルギーの2乗 $(8T_g/d^2)^2$ との関係は、刃先摩耗状態の影響が小さい、岩石強度を強く反映した情報である。両者の関係式より得られる岩石強度を表す指標、すなわち岩石の掘削強度 $D_g$ (MPa)は次式で与えられる。

$$D_g = \frac{a_F}{1000a_T} = \frac{64NT_g^2}{1000F_g u d^3}$$

ここで、 $a_F$ と $a_T$ は、それぞれ上記 $F/d$ と $u/N$ 、 $8T/d^2$ と $u/N$ との関係における直線の傾きである。

(3) ビットの刃先摩耗状態は、 $D_g$ と岩石の貫入強度 $I_g$ 、 $D_g$ と単位ビット径当たりのしきい荷重 $F_c/d$ 、 $D_g$ と回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー $S_g$ 、 $D_g$ と単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりのしきいエネルギー $8T_g/d^2$ との関係を把握することにより推定できる。

(4)  $u/N$ 、 $F/d$ および $8T/d^2$ は、それぞれ $u$ 、 $F$ および $T$ の一般形である。ただし、ビット荷重が一定のときの掘進率はビット回転数の増加につれて減少の傾向を示す場合があることや、実際のビットでは同型のものでもデザインが変わる場合があるため、 $u/N$ 、 $F/d$ 、 $8T/d^2$ のいずれも目安として見るべきものと考えらる。

本節で実施した室内における基礎的実験により、岩石強度とビットの刃先摩耗状態を推定する方法が見出された。当然のことながら、両者の推定方法としては坑井の掘削において広く適用できるものが望ましい。このため、次節では主として、ツースビットとともに坑井の掘削に普及しているインサートビットにも推定方法が適用できるかどうかについて確認する。

## 2.3 推定方法のインサートビットへの適用性

### 2.3.1 実験用機材および実験方法

#### (1) 実験用ビットおよび供試岩石

図 2-17 に、ツースビットで得られた推定方法がインサートビットへ適用できるかどうかを確認するために用いた直径が 101.6mm(4in.) のビットを示す。これらのビットは中硬岩用（株）セキサク製 V3F 型）で、IADC コードで 5-3-7-X に分類される。各ビットの刃先摩耗状態は新品、刃先高さが 2/8 摩耗、刃先高さが 4/8 摩耗とし、ベアリング摩耗状態はすべて新品の状態とした。以後、IADC のダルコードに従ってそれぞれのビットを T0, T2, T4 ビットと略記する。なお、前節で用いた直径が 98.43mm(3-7/8in.) のツースビットでは刃先摩耗状態を T0, T4, T7 としたのに対し、本節のインサートビットでは T0, T2, T4 とした。これは、耐摩耗性に優れる超硬合金製の刃先を有するインサートビットの場合、刃先摩耗の進展は一般に T4～T5 までで、それ以上の摩耗は希なことによる。また、ツースビットとインサートビットの主な相違点は、前者の刃先形状がくさび型であるのに対して後者のそれがチゼル型である点と、前者がベアリング内にグリース密封用シールを有しないのに対して後者がそれを有する点である。

一般に、刃先の摩耗の進展につれてベアリングの摩耗も進展するため、本節では岩石の掘削特性に及ぼすベアリング摩耗の影響も検討することにした。このため、実験には、刃先摩耗状態を含めたビット形状が T4 ビットと同一で、ベアリングが 5/8 摩耗した状態（IADC のダルコードで B5）のビットも用いた。以下、このビットを T4B5 ビットと呼ぶ。ベアリングの摩耗状態の評価は必ずしも厳密なものではないが、ベアリング内にシールを有するビットの場合、B5 の摩耗状態とは一般に、シールが有効に働かないような遊びがベアリングに生じている状態を指す。

岩石の掘削特性に及ぼすビット径の影響は、上記 T0 ビットと、このビットと同型で、



刃先およびベアリングが新品の直径127mm(5in.)と142.88mm(5-5/8in.)のビットを用いて検討した(図2-18)。表2-6に、これらのビットに取り付けられている刃先数を、コーンおよび刃列ごとに示す。表より、ツースビットの場合にはビット径が変わると第2、第3コーンの刃列数が変化したのに対し(表2-1、表2-2)、インサートビットの場合にはビット径が変わっても各コーンの刃列数は変わらないことがわかる。しかし、各ビットの刃先の総数は多少異なっており、ツースビットの場合と同様にインサートビットでも完全な相似則が成り立っていないことがわかる。

掘削実験に用いた岩石は、来待砂岩(A)と(B)、三城目安山岩、新小松安山岩および沢入花崗岩(A)と(B)である。これら岩石の機械的性質は、前節の場合と同様な方法により求めた(表2-7)。

## (2) 実験方法

岩石の掘削特性に及ぼす刃先摩耗状態の影響は、T0、T2、T4ビットを用い、ビット荷重をいろいろ変えて来待砂岩(A)、三城目安山岩、新小松安山岩および沢入花崗岩(A)を掘削して検討した。ビット回転数と掘削流体(清水)流量は、それぞれ50rpmと0.11m<sup>3</sup>/min一定とした。

岩石の掘削特性に及ぼすベアリング摩耗状態の影響は、T4とT4B5ビットにより来待砂岩(B)と新小松安山岩を掘削して検討した。ただし、新小松安山岩に対する実験は、T4ビットのデータが上記実験で得られたため、T4B5ビットのみを用いて行った。前記ビット径の異なるインサートビットによる掘削実験は、沢入花崗岩(B)に対して行った。これら実験におけるビット回転数や掘削流体条件は、上記実験と同一とした。

実験装置およびデータの計測方法は、前節の場合と同一である。また、前節の場合と同様に、実験中にビットのベアリングや刃先状態について検査を行い、実験に伴うベアリングの異常や刃先摩耗の進展がほとんどないことを確認した。

### 2.3.2 実験結果

#### (1) 岩石の掘削特性に及ぼす刃先摩耗の影響

刃先摩耗状態の異なるインサートビットによるそれぞれの岩石に対する実験結果の一例として、沢入花崗岩(A)の $F/d$ と $u/N$ との関係を、刃先摩耗状態をパラメータにとつて図2-19(a)に示す。図2-19(b)は、図2-19(a)と同一の実験から得られた $8T/d^2$ と $u/N$ との関係である。(a)、(b)両図に示したビット荷重とトルクの第1次作用線は、前節の場合と同様に、この作用線に属するデータを選び出した後、最小2乗法による近似を行った。両図中のT0ビットのデータのうち▲印で示したものは、後述のようにベアリングシールにおける摩擦損失の変動の影響が大きいため近似から除いた。図2-19(a)、(b)に示した沢入花崗岩(A)の場合と同様に、来待砂岩(A)、三城目安山岩および新小松安山岩についても $F/d$ と $u/N$ 、 $8T/d^2$ と $u/N$ との関係を求めた。この際、掘削流体の不足による切屑除去の不完全さの影響を受けたデータと、シールにおける摩擦損失の変動の影響を大きく受けたものは、近似より除いた。このようにして求めた各ビットの $a_F$ 、 $F_c/d$ 、 $a_T$ および $8T_c/d^2$ を、表2-8にまとめて示す。表よりわかるように、来待砂岩(A)ではいずれのビットの $a_F$ と $a_T$ もほぼ同じ値を示す。一方、他の岩石ではT0とT2ビットの $a_F$ 、 $a_T$ いずれもほぼ同じであるものの、T4ビットのそれらが他のビットに比べて小さい値を示す。ただし、刃先摩耗状態がT0あるいはT2からT4へ変化したとき、 $a_F$ の減少割合が $a_T$ のそれに比べて大きい。本節のT0とT4のインサートビットの実験結果と、前節のT0とT4のツースビットのものを比較した結果、来待砂岩のような軟岩では $a_F$ と $a_T$ に及ぼす刃先摩耗状態の影響が小さいこと、三城目安山岩のような中硬岩では刃先摩耗の進展につれて $a_F$ と $a_T$ が減少すること、刃先摩耗の進展に伴う $a_F$ の減少割合が $a_T$ のそれに比べて大きいことなど、ほぼ同様の傾向を示すことがわかった。

## (2) 岩石の掘削特性に及ぼすベアリング摩耗の影響

図 2-20 (a), (b) は、それぞれ T4 と T4B5 ビットにより来待砂岩 (B) と新小松安山岩を掘削したときの  $F/d$  と  $u/N$ ,  $8T_c/d^2$  と  $u/N$  の関係である。なお、図の凡例において T4 ビットを T4B0 と表記した。両図よりわかるように、いずれの岩石においても 2 つのビットの  $a_p$ ,  $a_{p1}$  いずれもほぼ同じ値を示す。また、来待砂岩 (B) では T4 ビットの  $F_c/d$  が T4B5 ビットのそれより大きいものの、新小松安山岩では両ビットの  $F_c/d$  がほぼ同じ値である。さらに、いずれの岩石においても T4 ビットの  $8T_c/d^2$  が T4B5 のそれに比べてかなり大きい。なお、新小松安山岩において  $F/d$  がほぼ一定のとき、2 つのビットの  $u/N$  に 0.0002m 程度の差がある場合がある。T0 ビットで新小松安山岩を掘削したときのデータの一部にも、 $F/d$  がほぼ一定のときの  $u/N$  に同程度の差が認められた。したがって、2 つのビットにおける  $u/N$  の多少の相違は、岩石の多少の不均質さの影響と考えられる。

以上のように、ベアリングの摩耗状態が変わると、特に  $8T_c/d^2$  が大きく変化することとがわかった。新小松安山岩の掘削において、所定の  $u/N$  を得るのに要する  $F/d$  が T4 ビットと T4B5 ビットでほとんど変わらないことから、このような  $8T_c/d^2$  の大きな相違は、切削除去の不完全さや岩石の不均質さでは説明できず、ビットによるものであると推定できる。2 つのビットの構造上の相違はベアリングの摩耗状態のみであるので、 $8T_c/d^2$  の相違はベアリングにおける摩擦損失の相違に起因していると推定される。ベアリングの摩擦損失として、(1) ジャーナルとコーンの金属接触によるものと、(2) ベアリングシールとジャーナルあるいはコーンとの接触によるものが挙げられる。Warren<sup>17)</sup> によれば、(1) の摩擦損失はしきい値として含まれることはない。したがって、上記  $8T_c/d^2$  の相違は、(2) の摩擦損失の相違に起因していると推定できる。

岩石の掘削特性を評価するとき、ベアリングシールの摩擦損失は本質的に除くべきものである。したがって、上記実験結果より、少なくとも B5 程度までのベアリング摩耗は、岩石の掘削特性にほとんど影響を与えないことがわかる。ただし、本実験で用いた T4 ビ

ットのようにシールの摩擦損失が大きい場合は、来待砂岩(B)の  $F_c/d$  には影響を与える。しかし、図 2-20 と表 2-8 の  $F_c/d$  や  $8T_c/d^2$  の値を総合的に勘案すると、来待砂岩(A)、(B)の T4 ビット以外の  $F_c/d$  や、他の岩石の  $F_c/d$  に及ぼすシールの摩擦損失の影響はほとんどないか、小さいと推定される。このように、T4 ビットのシールの摩擦損失は来待砂岩の  $F_c/d$  に影響を与えるのに対し、他の岩石のそれにほとんど影響を与えない。これは、来待砂岩のような軟岩では、岩石の破壊溝における刃先の拘束力がシールの抵抗に打ち勝てないためにコーンの回転数が減少して掘進率が低下するのに対し、中硬岩以上の岩石では刃先が破壊溝で拘束され、コーンが正常に回転して掘進率が低下しないためと推測される。

前記のように、例えば図 2-19 において直線近似から一部のデータを除いたのは、しきい値として扱えないシールの摩擦損失の変動が含まれているためである。この変動は  $F/d$  と  $u/N$ 、 $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係のみでは判断しにくい場合があるため、 $F/d$  と  $8T/d^2$  との関係も考慮して判断した。一例として、岩石強度が大きく異なる来待砂岩(A)と沢入花崗岩(A)を T0 ビットで掘削したときの  $F/d$  と  $8T/d^2$  との関係を図 2-21 に示す。図より、両者の関係は岩石強度の影響の小さい情報であるとともに、ビット荷重あるいはトルクの第 1 次作用線に対応するデータが直線関係を示すことが明らかである。沢入花崗岩(A)の▲印のデータは図 2-19 の▲印のものに対応しており、直線から明瞭に離れ、シールの摩擦損失が大きいことがわかる。なお、図 2-21 に示すような  $F/d$  と  $8T/d^2$  との関係における直線を便宜的にビット荷重・トルクの第 1 次作用線と名付け、この直線の傾きを  $a_{FT}$  と表す。後述のように、 $a_{FT}$  は刃先摩耗状態の推定に有効な情報である。ビット荷重の第 1 次作用線の傾き  $a_F$  およびトルクの第 1 次作用線の傾き  $a_T$  と、 $a_{FT}$  との関係を明らかにしておく。

(2-9)、(2-10)式より、 $F/d$  と  $8T/d^2$  との関係は、

$$\left(\frac{8T}{d^2}\right) = \left(\frac{a_F}{a_T}\right)\left(\frac{F}{d}\right) + \left(\frac{8T_c}{d^2} - \left(\frac{a_F}{a_T}\right)\left(\frac{F_c}{d}\right)\right) \dots\dots\dots (2-25)$$

で表される。(2-25)式から、図 2-21 に示したような  $F/d$  と  $8T/d^2$  との関係における直線の傾き  $a_{FT}$  は  $a_F/a_T$  に等しいことがわかる。また、これに加え、(2-11)、(2-12)式から次式が求まる。

$$\frac{8T_e/d^2}{F_e/d} = \frac{8T_e}{F_e d} = \frac{a_F}{a_T} = a_{FT} \quad \dots\dots\dots (2-26)$$

### (3) 岩石の掘削特性に及ぼすビット径の影響

図 2-22(a), (b)は、直径が 101.6mm, 127mm, 142.88mm の新品ビットにより沢入花崗岩(B)を掘削したときの実験結果である。両図より、101.6mm ビットの  $8T_e/d^2$  が他のビットより大きいことを除いて、 $a_F$ ,  $F_e/d$ ,  $a_T$ ,  $8T_e/d^2$  のいずれもほぼ同じ値を示すことがわかる。ただし、ビットによる  $a_F$  の相違はほとんどないのに対し、127mm と 142.88mm ビットの  $a_T$  は 101.6mm ビットのそれに比べてそれぞれ約 12% と 21% 大きく、 $a_T$  の相違の方が  $a_F$  の相違より大きい。このような相違は、前記のような刃先数など、ビット径ごとに採用されるデザインに由来しているものと考えられる。101.6mm ビットの  $8T_e/d^2$  が大きいのはシールの摩擦損失の影響によると推定される。それぞれのビットの  $T_e$  は約 0.11~0.13kN・m で、このトルクの大部分がシールの摩擦損失であると仮定すると、ビット径にかかわらずシールにおいてほぼ同程度の摩擦損失が生じていることになる。

前節における検討からわかるように、 $F/d$  と  $8T/d^2$  はそれぞれ  $F$  と  $T$  の一般形である。しかし、実際のビットでは、同型のものでも直径が異なると刃先配列や刃先数などのデザインが変わる場合があるため、 $F/d$  と  $8T/d^2$  を用いても岩石の掘削特性に及ぼすビット径の影響を完全には除き得ない。したがって、ツースビットの場合と同様に、 $F/d$  と  $u/N$ ,  $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係は目安として見るべきである。

### 2.3.3 岩石強度の推定方法の適用性

前述のように、刃先摩耗状態の異なるインサートビットとツースビットの実験結果がほぼ同様の傾向を示すことが明らかとなったため、ツースビットの場合と同様にインサートビットについて、単位ビット径当たり・ビット1回転当たりの掘削方向の有効エネルギー  $F_e u / N d$  と、単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりの回転方向の有効エネルギーの2乗  $(8 T_e / d^2)^2$  との関係求めた。図 2-23 (a)に來待砂岩(A)と新小松安山岩の場合を、また、図 2-23 (b)に三城目安山岩と沢入花崗岩(A)の場合を示す。図より、両者の関係は刃先摩耗状態の影響が小さい、岩石強度を強く反映した情報であることがわかる。したがって、前節のツースビットで得られた岩石強度の推定方法がインサートビットにも適用できることが明らかである。

前節の場合と同様に、(2-20)式に従って岩石の掘削強度  $D_s$  を求め、岩石の一軸圧縮強度  $S_c$  との関係調べた (図 2-24)。参考として、図には T4 と T4B5 ビットの來待砂岩(B)のデータと、直径の異なる新品ビットの沢入花崗岩(B)のものも記載した。図より、インサートビットの  $D_s$  は  $S_c$  とよい相関関係を示すことがわかる。なお、沢入花崗岩(B)において127mmと142.88mmビットの  $D_s$  は101.6mmビットのそれに比べてそれぞれ約24%と36%小さい。この相違は基本的には上記  $a_T$  の相違によるもので、(2-20)式からわかるように  $D_s$  が  $a_T^2$  の項を含むために生じている。このように、同型のビットでもビット径が変わると、この程度の  $D_s$  の相違があることは念頭におく必要がある。

### 2.3.4 刃先摩耗の推定方法の適用性

ツースビットの場合と同様に、インサートビットについて  $D_s$  と岩石の貫入強度  $I_s$  との関係と、 $D_s$  と回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー  $S_e$  との関係調べた (図 2-25 (a), (b))。図中の直線は、來待砂岩(A)、三城目安山岩、新小松安山岩および沢入花



崗岩(A)のデータをビットごとに近似して求めたものである。来待砂岩(B)や沢入花崗岩(B)のデータは参考としてプロットした。+印のデータはT4ビットの来待砂岩(B)のもの、また、▲印のデータはT0ビットの沢入花崗岩(B)のものである。両図より、 $D_s$ と $I_{ss}$ 、 $D_s$ と $S_e$ のいずれの関係においても、刃先摩耗状態を定量的に推定できることがわかる。ただし、いずれの関係においてもT0とT2ビットの相違が小さく、また、刃先摩耗状態による $I_{ss}$ の変化の方が $S_e$ の場合に比べて大きい。なお、刃先が新品の127mmと142.88mmビットのデータが、T0ビットの直線から離れている。前節のツースビットの場合には、ビット径が変わってもこのような現象は生じなかった。このように、所定のビット径で得られたデータが直径の異なる同型のビットに単純に適用できない場合があるので、ビット径が変わった際はあらかじめビットの掘削特性を確認することが重要であると考ええる。

単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりのしきいエネルギー $8T_c/d^2$ にはシールの摩擦損失が含まれていることが明らかとなったため、単位ビット径当たりのしきい荷重 $F_c/d$ についてのみ $D_s$ との関係を求めた(図2-26)。この図では、シールにおける摩擦損失の影響のあるT4ビットの来待砂岩(A)、(B)のデータの代わりにT4B5ビットのデータを用いるとともに、沢入花崗岩(B)のデータは除いた。図から明らかなように、いずれのビットも $D_s$ が増加するにつれて $F_c/d$ が増加の傾向を示す。また、 $D_s$ が約100MPa以上になるとT2やT4ビットの $F_c/d$ がT0ビットのそれに比べて大きい傾向を示す。

以上の結果から、シールの摩擦損失を含む $8T_c/d^2$ の場合を除き、ツースビットの場合と同様に $D_s$ と $I_{ss}$ 、 $D_s$ と $S_e$ および $D_s$ と $F_c/d$ との関係を把握することにより、インサートビットの刃先摩耗状態を推定できることが明らかとなった。

### 2.3.5 簡便な刃先摩耗の推定方法

図2-25より、 $D_s$ と $I_{ss}$ 、 $D_s$ と $S_e$ との関係における直線の傾きは、T0とT2ビットではほとんど差がないものの、刃先摩耗が進展すると増加することがわかる。前節のツース

ビットでも、刃先摩耗の進展につれて2つの関係における直線の傾きが増大した。つまり、この直線の傾きは岩石強度の影響の小さい、刃先摩耗状態を強く反映した情報であると見ることができ、2.1 で指摘した刃先摩耗状態のみに依存する情報Bが見出された。本項では、この直線の傾きを表すような簡便な情報を検討する。

図2-25(a)の直線の傾きを  $b_1$ 、直線と横軸との交点の  $D_s$  を  $c_1$  とおくと、直線は

$$I_s = b_1(D_s - c_1) \quad \dots\dots\dots (2-27)$$

で表される。同様に、図2-25(b)の直線の傾きを  $b_2$ 、直線と横軸との交点の  $D_s$  を  $c_2$  とおくと、直線は次式で表される。

$$S_e = b_2(D_s - c_2) \quad \dots\dots\dots (2-28)$$

ここで、図2-25よりわかるように、 $c_1$ 、 $c_2$ は比較的小さいので両者を無視し、(2-27)、(2-28)式中の  $D_s$  に(2-24)式を代入して整理すると、 $b_1$  と  $b_2$  はそれぞれ次式のように表される。

$$b_1 = \left( \frac{I_s}{S_e} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (2-29)$$

$$b_2 = \frac{I_s}{S_e} \quad \dots\dots\dots (2-30)$$

さらに、(2-29)、(2-30)式中の  $I_s$ 、 $S_e$ にそれぞれ(2-22)、(2-23)式を代入して整理すると、両式はそれぞれ次式のように表される。

$$b_1 = \left( \frac{a_T}{a_F} \right)^2 = \left( \frac{F_e d}{8T_e} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (2-31)$$

$$b_2 = \frac{a_T}{a_F} = \frac{F_e d}{8T_e} \quad \dots\dots\dots (2-32)$$

(2-26)式より、 $c_1$ 、 $c_2$ を無視したときの  $b_1$  と  $b_2$  は、それぞれビット荷重・トルクの第1次作用線の傾きの逆数の2乗  $1/a_{FT}^2$  と、その逆数  $1/a_{FT}$  に等しいことがわかる。

以上の検討から、例えば  $a_T/a_F$ 、 $1/a_{FT}$ 、 $F_e d/8T_e$  は刃先摩耗状態の推定に有効

な情報であるとの見通しを得た。ここで、 $T/Fd$ が無次元トルクと呼ばれているため<sup>9,10)</sup>、

$a_F/a_T$ ,  $a_{FT}$ ,  $8T_e/F_e d$ を無次元有効トルク  $T_{ed}$ と表す。すなわち、

$$T_{ed} = \frac{a_F}{a_T} = a_{FT} = \frac{8T_e}{F_e d} \dots\dots\dots (2-33)$$

図2-27(a)に、刃先摩耗の進展に伴う刃先高さの減少割合  $TW$ と  $T_{ed}$ との関係を示す。

$TW$ は刃先が新品のときが0/8で、完全に摩耗したときが8/8である。図より明らかなように、 $T_{ed}$ は刃先摩耗状態にかかわらず岩石強度の影響の小さい情報である。また、来待砂岩のような軟岩では  $T_0$ と  $T_2$ の刃先摩耗状態を区別することはできないものの、 $T_{ed}$ は刃先摩耗状態の推定に有効な情報である。インサートビットの場合と同様に、前節のツースビットについても  $TW$ と  $T_{ed}$ との関係を求めた(図2-27(b))。図から、 $T_0$ ビットの大谷凝灰岩と来待砂岩の場合を除き、ツースビットにおいても  $T_{ed}$ は刃先摩耗状態の推定に有効な情報であることが明らかである。インサートおよびツースビットについて  $TW$ と  $T_{ed}^2$ との関係を調べた結果、刃先摩耗の進展に伴う  $T_{ed}$ の減少割合が  $T_{ed}^2$ のそれより多少小さいものの、この関係は上記  $T_{ed}$ の場合とほぼ同一の傾向を示すことがわかった。

以上の検討から、刃先摩耗の進展が比較的小さいビットで大谷凝灰岩や来待砂岩のような軟岩を掘削している場合を除き、 $T_{ed}$ あるいは  $T_{ed}^2$ を把握することにより、刃先摩耗状態を定量的に推定できることが明らかである。 $T_{ed}$ あるいは  $T_{ed}^2$ は  $F/d$ と  $8T/d^2$ との関係より容易に求めることができるので、この推定方法は簡便なものといえる。当然のことながら、 $T_{ed}$ あるいは  $T_{ed}^2$ に加え、前項に示した刃先摩耗状態の推定方法を用いることにより、いっそう正確な刃先摩耗の推定が可能になると考えられる。

## 2.3.6 本節の総括

前節のツースビットで得られた岩石強度と刃先摩耗状態の推定方法がインサートビット

にも適用できるかどうかを確認するため、刃先摩耗状態の異なるインサートビットによる掘削実験を行った。また、ベアリング摩耗状態とビット径が岩石の掘削特性に及ぼす影響を検討するための掘削実験も行った。実験から得られた主な結果を以下に示す。

(1) 単位ビット径当たり・ビット1回転当たりの掘削方向の有効エネルギー  $F_g u / N d$  と、単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりの回転方向の有効エネルギーの2乗  $(8 T_g / d^2)^2$  との関係は、刃先摩耗状態の影響が小さい、岩石強度を強く反映した情報である。

(2) 上記関係より求まる、岩石強度を表す指標、すなわち岩石の掘削強度  $D_g$  と岩石の貫入強度  $I_g$ 、 $D_g$  と回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー  $S_g$ 、 $D_g$  と単位ビット径当たりのしきい荷重  $F_g / d$  との関係を把握することは、刃先摩耗状態の推定に有効である。

(3) 無次元有効トルク  $T_{g,d}$  あるいは  $T_{g,d}^2$  を把握することにより、刃先摩耗状態を簡単に推定できる。

(4)  $F/d$  および  $8 T / d^2$  が一定のときの  $u/N$  は、同型のビットでも直径が変わると多少異なる。これは刃先配列や刃先数などのビットデザインに関して完全な相似則が成り立っていないためと考えられる。したがって、ツースビットの場合と同様に、 $F/d$  および  $8 T / d^2$  は目安として見るべきである。

(5) B5 程度までのベアリング摩耗は、岩石の掘削特性にほとんど影響を与えない。

(1)、(2)の結果より、ツースビットで得られた岩石強度と刃先摩耗状態の推定方法は、インサートビットにも適用できることが確認された。

## 2.4 結 言

本章では、ローラコーンビットにより坑井を掘削しているときに得られる掘進率  $u$ 、ビット荷重  $F$  およびトルク  $T$  から、坑底における岩石強度やビットの刃先摩耗状態をリアル

タイムで推定する方法の開発を目的に、先ず刃先摩耗状態の異なるツースビットによる掘削実験を数種類の岩石に対して行った。実験結果の解析に当たっては、はじめに従来の研究結果を調べ、実験結果の整理方法などを検討した。その結果、 $u$ 、 $F$ 、 $T$ 、ビット回転数 $N$ およびビット径 $d$ から構成される掘削パラメータ、すなわちビット1回転当たりの掘削長 $u/N$ 、単位ビット径当たりのビット荷重 $F/d$ 、単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりの回転方向のエネルギー $8T_e/d^2$ が、岩石の掘削特性を表す一般的な表現であることがわかった。そこで、これらのパラメータを用いて実験結果を解析し、岩石強度を表す情報を検討したところ、掘削方向と回転方向のエネルギーに関する情報が、刃先摩耗状態の影響の小さい、岩石強度を強く反映したものであることが見出された。さらに、この岩石強度を表す情報、すなわち岩石の掘削強度 $D_s$ に基づいて刃先摩耗状態を推定する方法を検討した結果、 $D_s$ と $I_s$ 、 $D_s$ と $S_e$ 、 $D_s$ と $F_e/d$ 、 $D_s$ と $8T_e/d^2$ との関係から刃先摩耗状態を推定できることがわかった。ここで、 $I_s$ は岩石の貫入強度、 $S_e$ は回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー、 $F_e/d$ は単位ビット径当たりのしきい荷重、 $8T_e/d^2$ は単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりのしきいエネルギーである。

次いで、ツースビットとともに坑井の掘削に普及しているインサートビットにも上記岩石強度と刃先摩耗状態の推定方法が適用できるかどうかを確認するため、刃先摩耗状態の異なるインサートビットによる掘削実験を行った。インサートビットの実験結果は上記ツースビットの実験結果と同様な傾向を示すことがわかったため、インサートビットで得られた結果をツースビットの場合と同様な方法で整理した。その結果、ツースビットで得られた岩石強度と刃先摩耗状態の推定方法は、インサートビットにも適用できることが確認された。さらに、上記方法と異なる刃先摩耗状態の推定方法を検討したところ、ツース、インサートビットのいずれの場合でも無次元有効トルク $T_{ed} (= a_F/a_T = a_{FT} = 8T_e/F_e d)$ を把握することにより、より簡便に刃先摩耗状態を推定できることがわかった。インサートビットによる実験では、岩石の掘削特性に及ぼすベアリング摩耗状態の影響も

検討した。この検討により、B5 程度までのベアリング摩耗は岩石の掘削特性にほとんど影響を与えないことが判明した。

上記研究では、岩石の掘削特性に及ぼすビット回転数やビット径の影響も調べた。本章に示した理論的な検討から明らかのように、 $u/N$ 、 $F/d$ 、 $8T/d^2$  はそれぞれ  $u$ 、 $F$ 、 $T$  の一般形であり、本実験結果からもその有用性が確認された。ただし、完全に理論通りの実験結果は得られなかった。これは、ビット回転数が増加すると切屑のリカッティングが生じる確率が高くなることや、ビットが同型でも直径が異なるとデザインが異なるなどの理由によると考えられる。したがって、所定のビット回転数とビット径から得られた  $F/d$  と  $u/N$ 、 $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係は、他のビット回転数やビット径では目安として見るべきである。

本研究では、室内における基礎的な実験により、従来推定が困難であった岩石強度とビットの刃先摩耗状態を推定する方法を提案した。また、従来工学的な利用価値が明確でなかった無次元トルク ( $T/Fd$ ) に類似する情報、すなわち無次元有効トルク  $T_{ed}$  が刃先摩耗状態の推定に有効な情報であることを実験結果に基づいて指摘した。現場での経験的なものであるが、無次元トルクとはほぼ同じ概念のパラメータ  $T/F$  が刃先の摩耗につれて減少するため、 $T/F$  のログの変化状況から、刃先摩耗状態を定性的に推定できる場合のあることが報告されている<sup>36)</sup>。本研究により、実験的にこの経験を補強することができ、また、刃先摩耗状態の推定への適用という、無次元トルクの工学的利用の可能性を示すことができた。今後、本研究で明らかにした岩石強度と刃先摩耗状態の推定方法が実際の現場に適用できるかどうかを確認する必要があるが、少なくとも本研究結果の一部は現場での経験と矛盾しないことから、現場に適用できる可能性は十分あると考えられる。また、今後の課題として、上記方法によって岩石強度や刃先摩耗状態が推定できるメカニズムを解明することが挙げられる。さらに、例えば、掘進率、ビット荷重およびトルクの1組のデータから岩石強度と刃先摩耗状態を把握できる簡便な推定方法の開発も必要である。



## 参考文献

- 1) Kelsey, J.R., and Carson, C.C. (1987): Geothermal Drilling, Geothermal Science and Technology, Vol.1, p.39-61
- 2) 福井勝則, 大久保誠介, 本間直樹(1996): TBMの掘削抵抗を利用した岩盤強度の推定, 資源と素材, Vol.112, p.303-308
- 3) Desbrandes, R. (1988): Status Report: MWD Technology Part 1, Petroleum Engineer International, Vol.60, September, p.27-30, 32, 33
- 4) Desbrandes, R. (1988): Status Report: MWD Technology Part 2, Petroleum Engineer International, Vol.60, October, p.48, 51-54
- 5) Desbrandes, R. (1988): Status Report: MWD Technology Part 3, Petroleum Engineer International, Vol.60, November, p.42-44, 46, 48, 51
- 6) 新エネルギー・産業技術総合開発機構(1995): 平成6年度地熱井掘削時坑底情報検知システムの開発成果報告書, p.6
- 7) Bingham, M.G. (1964): What You Should Know about Bit Design and Performance, The Oil and Gas J., Vol.62, No.47, p.77-78, 80, 82, 85, 88-89
- 8) Bingham, M.G. (1964): How Rock Properties Are Related to Drilling, The Oil and Gas J., Vol.62, No.50, p.94, 96-98, 101
- 9) Burgess, T.M., and Lesso, Jr., W.G. (1985): Measuring the Wear of Milled Tooth Bits Using MWD Torque and Weight-on-Bit, SPE/IADC 13475, Paper presented at the 1985 SPE/IADC Drilling Conference, New Orleans, LA, March 6-8, p.453-462
- 10) Wolcott, D.S., and Bordelon, D.R. (1993): Lithology Determination Using Downhole Bit Mechanics Data, SPE 26492, Paper presented at the 68th ATCE of the SPE, Houston, Texas, October 3-6, p.769-778
- 11) Hoberock, L.L., and Bratcher, G.J. (1996): A New Approach for Determining In-

- Situ Rock Strength, J. of Energy Resources and Technology, Vol.118, p.249-255
- 12) 唐澤廣和, 大野哲二, 小杉昌幸(1996): ツースビットによる岩石強度と刃先摩耗の推定方法, 資源と素材, Vol.112, p.623-630
- 13) 唐澤廣和, 大野哲二, 小杉昌幸(1996): 岩石強度と刃先摩耗の推定方法のインサートビットへの適用性, 資源と素材, Vol.112, p.688-694
- 14) McGehee, D.Y., Dahlem, J.S., Gieck, J.C., Kost, B., Lafuze, D., Reinsvold, C.H., and Steinke, S.C.(1992): The IADC Roller Bit Classification System, IADC/SPE 23937, Paper presented at the 1992 IADC/SPE Drilling Conference, New Orleans, LA, February. 18-21, p.801-814
- 15) 西松裕一(1972): 掘削方法とその評価方法について, 日本鉱業会昭和 47 年度合同秋季大会分科研究会資料[L-5], p.1-4
- 16) 西松裕一(1971): 掘削機械の刃物速度に関連する 2, 3 の問題について, 日本鉱業会誌, Vol.87, p.65-74
- 17) Warren, T.M.(1984): Factors Affecting Torque for a Roller Cone Bit, J. of Petroleum Technology, Vol.36, p.1500-1508
- 18) Hughes, H.M.(1972): Some Aspects of Rock Machining, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol.9, p.205-211
- 19) Teale, R.(1965): The Concept of Specific Energy in Rock Drilling, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol.2, p.57-73
- 20) Cunningham, R.A.(1960): How High Rotary Speed Shortens Bit Life, Increase Drilling Costs, The Oil and Gas J., Vol.58, No.28, p.91-96
- 21) Van Lingen, N.H.(1962): Bottom Scavenging- A Major Factor Governing Penetration Rates at Depth, J. of Petroleum Technology, Vol.14, p.187-196
- 22) Edwards, J.H.(1964): Engineered Drilling Operations, World Oil, Vol.158, No.6, p.87-92

- 23) Gatlin, C. (1957): How Rotary Speed and Bit Weight Affect Rotary Drilling Rate, The Oil and Gas J., Vol. 55, No. 20, p. 193, 195-196, 198
- 24) Wardroup, W. R., and Cannon, G. E. (1956): How to Increase Your Drilling Rates, The Oil and Gas J., Vol. 54, No. 52, p. 204-206, 208-209
- 25) P. L. (1958): How Drilling Rate Is Affected by Bit Weight and Rotary Speed, The Oil and Gas J., Vol. 56, No. 40, p. 145-149
- 26) Eckel, J. R. (1954): How Mud Properties Affect Drilling Rate, The Oil and Gas J., Vol. 52, No. 49, p. 131-132, 134, 136
- 27) Bingham, M. G. (1964): How to Interpret Drilling in the Performance Region, The Oil and Gas J., Vol. 62, No. 46, p. 173, 176, 179
- 28) Bingham, M. G. (1964): How to Locate Performance Line When Drilling Response Is Low, The Oil and Gas J., Vol. 62, No. 48, p. 78-79
- 29) 藤井清光(1965): 最近の掘進率に関する研究, 石油技術協会誌, Vol. 30, p. 357-361
- 30) Bingham, M. G. (1964): How to Make the R/N-W/D Chart and What It Means, The Oil and Gas J., Vol. 62, No. 45, p. 212-214, 216-217
- 31) Maurer, W. C. (1962): The "Perfect-Cleaning" Theory of Rotary Drilling, J. of Petroleum Technology, Vol. 14, p. 1270-1274
- 32) 佐々木和郎, 山門憲雄, 戸辺雅行(1961): 岩石に対するビットの静的圧入抵抗に関する研究, 採鉱と保安, Vol. 7, No. 7, p. 1-9
- 33) 藤井清光(1968): ロータリービットの掘さく作用に関する研究 (第1報), 石油技術協会誌, Vol. 33, p. 163-168
- 34) 野川道夫, 速水博秀, 三澤茂夫(1976): くさび形ビット圧入による岩石破壊について, 日本鉱業協会誌, Vol. 92, p. 797-802
- 35) 後藤英一, 川上 純, 福井勝則, 大久保誠介, 八重田義博, 今藤久夫, 高城信彦(1993): 海底岩盤への砕岩棒の貫入特性, 資源と素材, Vol. 109, p. 139-145

36) 藤井清光(1970)：ドリルロガーによる掘さく作業の改善，石油技術協会誌，Vol.35，

p. 427-428

表 2-1 各ビットのゲージ長  $L$  および摩耗幅  $W$ 

Bit	Cone Number		No.1 Row	No.2 Row	No.3 Row
T0	1	L(mm)	10.0	6.0	4.5
		W(mm)	1.5	1.5	1.5
	2	L(mm)	6.0	14.0	----
		B(mm)	1.5	1.5	----
	3	L(mm)	6.0	7.5	----
		W(mm)	1.5	1.5	----
T4	1	L(mm)	12.0	6.5	7.0
		W(mm)	3.0	4.0	3.5
	2	L(mm)	6.0	15.0	----
		W(mm)	3.0	3.5	----
	3	L(mm)	6.5	8.5	----
		W(mm)	3.0	3.5	----
T7	1	L(mm)	10.0	7.5	9.0
		W(mm)	6.0	6.5	6.5
	2	L(mm)	7.0	16.5	----
		W(mm)	6.0	6.0	----
	3	L(mm)	7.5	10.0	----
		W(mm)	6.5	6.0	----

表 2-2 直径 142.88mm ビットのゲージ長  $L$  および摩耗幅  $W$ 

	Cone Number		No.1 Row	No.2 Row	No.3 Row
1		L(mm)	21.0	5.0	12.0
		W(mm)	1.5	1.5	1.5
2		L(mm)	10.0	5.0	5.0
		W(mm)	1.5	1.5	1.5
3		L(mm)	6.0	5.0	5.0
		W(mm)	1.5	1.5	1.5

表 2-3 供試岩石の機械的性質

Rock	$S_c$ (MPa)	$S_t$ (MPa)	$E_v$ (GPa)	$\nu$
Ooya Tuff	14.0	1.54	4.25	0.246
Kimachi Sandstone	44.9	4.21	7.07	0.256
Sanjome Andesite(A)	118	9.06	16.6	0.208
Sanjome Andesite(B)	112	9.49	16.1	0.213
Shinkomatsu Andesite	113	7.67	21.6	0.282

$S_c$  : Uniaxial Compressive Strength,  $S_t$  : Tensile Strength,

$E_v$  : Young's Modulus,  $\nu$  : Poisson's Ratio



表 2-4 ビット回転数が 50rpm のときの  $a_F$ ,  $F_c/d$ ,  $a_T$  および  $8T_c/d^2$

Rock		Bit Weight		Torque	
		$a_F$ ( $\times 10^{-6} \text{m}^2/\text{kN}$ )	$F_c/d$ ( $\text{kN/m}$ )	$a_T$ ( $\times 10^{-6} \text{m}^2/\text{kN}$ )	$8T_c/d^2$ ( $\text{kN/m}$ )
Ooya	T0	29.8	4	48.2	0
	T4	27.9	30	45.3	0
	T7	31.6	133	54.8	35.9
Kimachi	T0	17.5	22	29.6	1.2
	T4	18.0	77	28.8	6.4
	T7	16.1	159	32.3	37.7
Sanjome(A)	T0	9.0	97	12.1	15.9
	T4	5.8	108	9.0	8.5
	T7	3.5	102	6.8	3.9
Shinkomatsu	T0	7.6	124	9.6	20.9
	T4	5.4	153	8.3	23.8
	T7	2.9	108	5.5	5.8

表 2-5 ビット回転数が 100rpm のときの  $a_F$ ,  $F_c/d$ ,  $a_T$  および  $8T_c/d^2$

Rock		Bit Weight		Torque	
		$a_F$ ( $\times 10^{-6} \text{m}^2/\text{kN}$ )	$F_c/d$ ( $\text{kN/m}$ )	$a_T$ ( $\times 10^{-6} \text{m}^2/\text{kN}$ )	$8T_c/d^2$ ( $\text{kN/m}$ )
Kimachi	T0	16.2	28	25.5	1.7
	T4	15.6	78	23.7	6.5
	T7	12.9	156	26.5	39.1
Sanjome(A)	T0	8.0	89	10.4	7.2
	T4	5.1	102	7.2	0
	T7	2.7	72	5.5	0
Shinkomatsu	T0	6.9	105	8.5	18.6
	T4	4.6	124	6.6	24.9
	T7	2.8	121	5.7	23.8

表 2-6 直径の異なるインサートビットの刃先数

Bit Dia.	Cone Number	No.1 Row	No.2 Row	No.3 Row	No. of Teeth	Total
101.6mm (4in.)	1	14	9	1	24	75
	2	13	11	3	27	
	3	9	9	6	24	
127mm (5in.)	1	16	9	1	26	77
	2	13	11	3	27	
	3	9	9	6	24	
142.88mm (5-5/8in.)	1	16	9	1	26	79
	2	14	12	3	29	
	3	9	9	6	24	

表 2-7 供試岩石の機械的性質（インサートビット）

Rock	$S_c$ (MPa)	$S_t$ (MPa)	$E_v$ (GPa)	$\nu$
Kimachi Sandstone(A)	44.4	3.64	7.60	0.283
Kimachi Sandstone(B)	51.4	4.52	9.76	0.262
Sanjome Andesite	103	8.17	15.6	0.228
Shinkomatsu Andesite	182	8.91	21.9	0.284
Sori Granite(A)	171	8.53	52.2	0.302
Sori Granite(B)	188	10.0	55.8	0.310

$S_c$  : Uniaxial Compressive Strength,  $S_t$  : Tensile Strength,

$E_v$  : Young's Modulus,  $\nu$  : Poisson's Ratio

表 2-8 インサートビットの  $a_F$ ,  $F_c/d$ ,  $a_T$  および  $8T_c/d^2$  の値

Rock		Bit Weight		Torque	
		$a_F$ ( $\times 10^{-6} \text{m}^2/\text{kN}$ )	$F_c/d$ ( $\text{kN/m}$ )	$a_T$ ( $\times 10^{-6} \text{m}^2/\text{kN}$ )	$8T_c/d^2$ ( $\text{kN/m}$ )
Kimachi(A)	T0	9.4	7	14.6	26
	T2	9.0	0	14.2	0
	T4	8.2	154	15.1	98
Sanjome	T0	7.7	84	10.6	40
	T2	7.3	108	11.1	40
	T4	4.0	72	7.5	27
Shinkomatsu	T0	4.3	116	6.1	54
	T2	4.4	187	6.4	46
	T4	2.4	215	4.3	91
Sori(A)	T0	4.4	161	6.1	71
	T2	4.2	237	6.1	57
	T4	2.5	237	4.6	92



図 2-1 掘削実験に用いた直径 98.43mm のツースピット (左 : T7, 中央 : T4, 右 : T0)

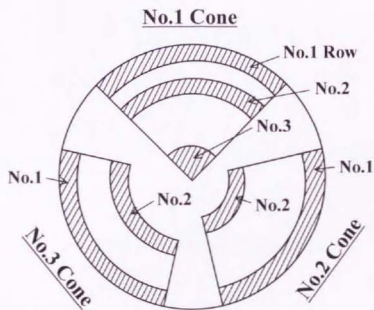


図 2-2 刃先配列の模式図



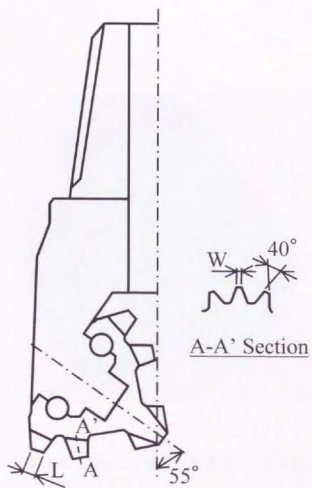


図 2-3 ビット断面形状の模式図



図 2-4 直径 142.88mm の新品ツースビット

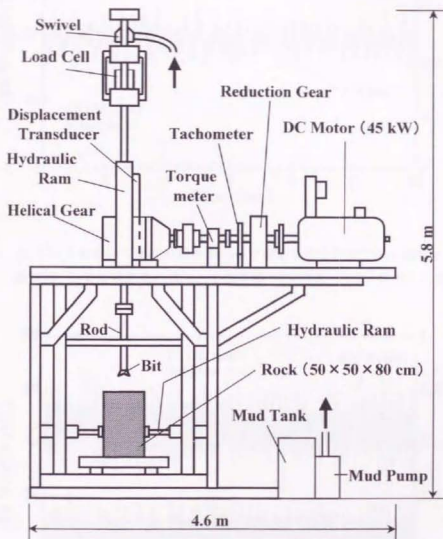


図 2-5 掘削試験装置の概念図

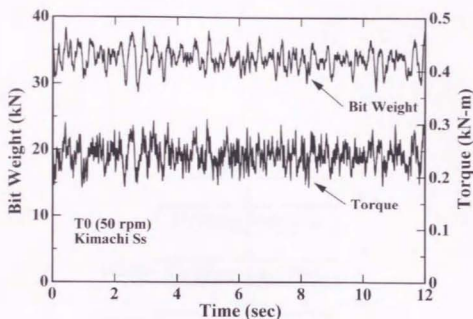


図 2-6 (a) T0 ビットを用いて来待砂岩を 50rpm で掘削したときのビット荷重とトルク  
 の原波形 (A/D 変換速度 : 2kHz, 平均荷重 : 33.8kN, 平均トルク : 0.240kN・m)

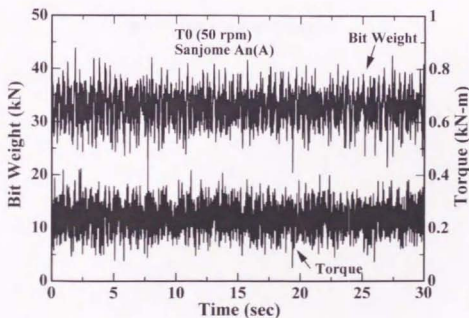


図 2-6 (b) T0 ビットを用いて三城目安山岩 (A) を 50rpm で掘削したと  
 きのビット荷重とトルクの前波形 (A/D 変換速度 : 2kHz,  
 平均荷重 : 33.1kN, 平均トルク : 0.235kN・m)

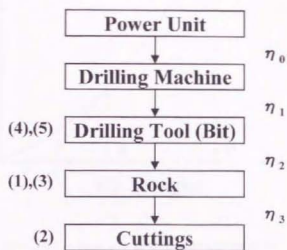


図 2-7 掘削エネルギーの流れ<sup>15)</sup>



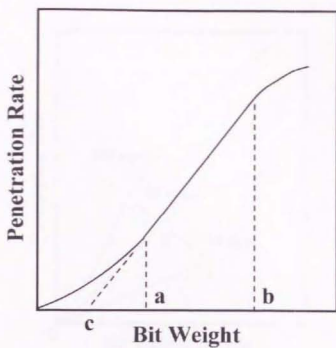


図 2-8(a) ビット荷重と掘進率との関係<sup>23)</sup>

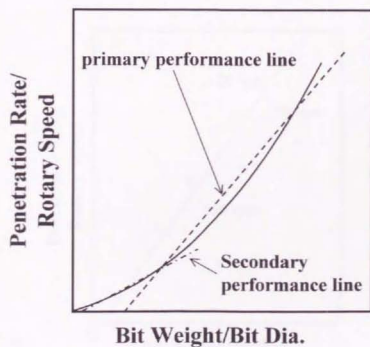


図 2-8(b) 単位ビット径当たりのビット荷重とビット1回転当たりの掘削長との関係<sup>27)</sup>

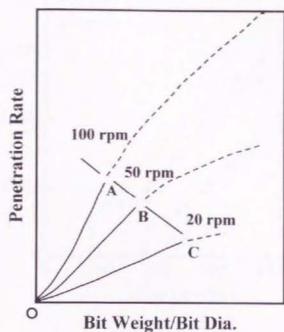


図 2-9(a) 単位ビット径当たりのビット荷重と掘進率との関係<sup>30)</sup>

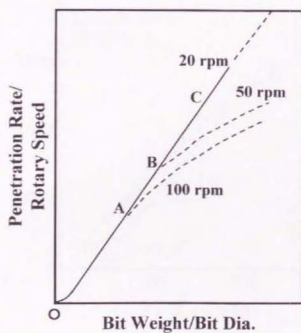


図 2-9(b) 単位ビット径当たりのビット荷重とビット 1 回転当たりの掘削長との関係<sup>30)</sup>

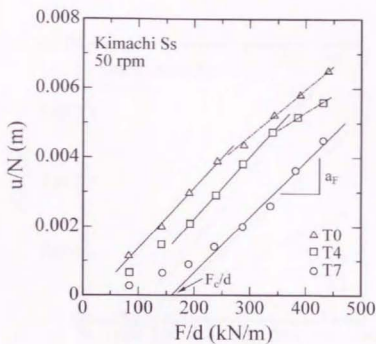


図 2-10 (a) 単位ビット径当たりのビット荷重  $F/d$  とビット 1 回転当たりの掘削長  $u/N$  との関係 (来待砂岩)

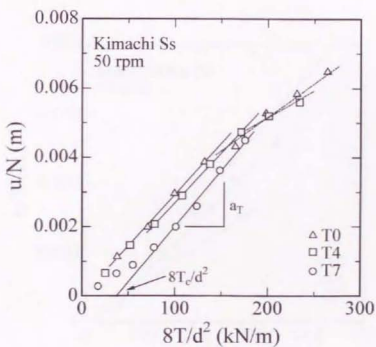


図 2-10 (b) 単位ビット断面積当たり・ビット 1 回転当たりの回転方向のエネルギー  $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係 (来待砂岩)

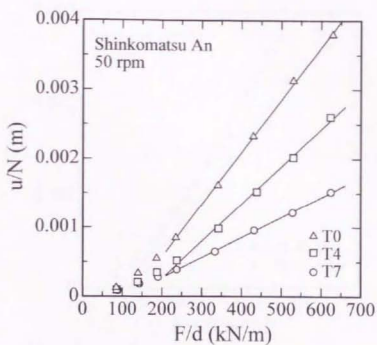


図 2-11 (a)  $F/d$  と  $u/N$  の関係 (新小松安山岩)

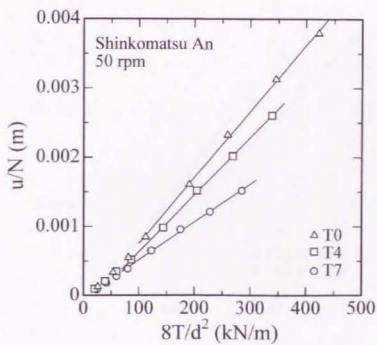


図 2-11 (b)  $8T/d^2$  と  $u/N$  の関係 (新小松安山岩)

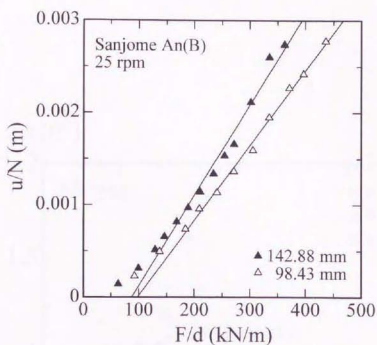


図 2-12(a)  $F/d$  と  $u/N$  との関係に及ぼすビット径の影響

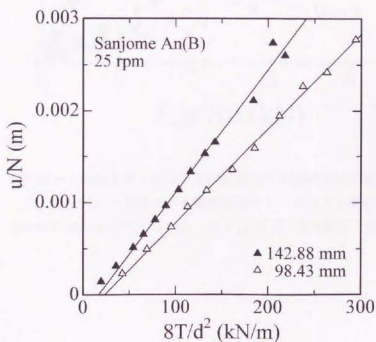


図 2-12(b)  $8T/d^2$  と  $u/N$  の関係に及ぼすビット径の影響



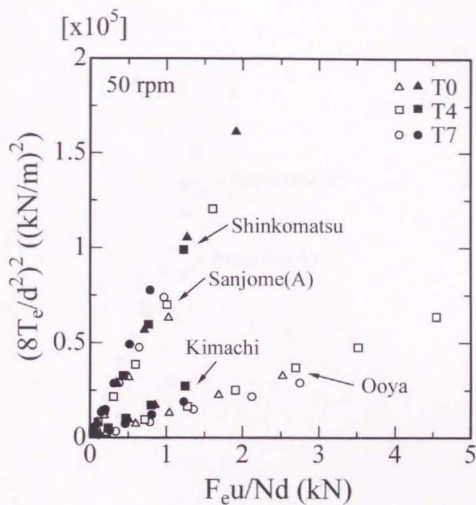


図 2-13(a) 単位ビット径当たり・ビット 1 回転当たりの掘削方向の有効エネルギー ( $F_e u / Nd$ ) と単位ビット断面積当たり・ビット 1 回転当たりの回転方向の有効エネルギーの 2 乗 ( $(8 T_e / d^2)^2$ ) との関係 (50rpm)

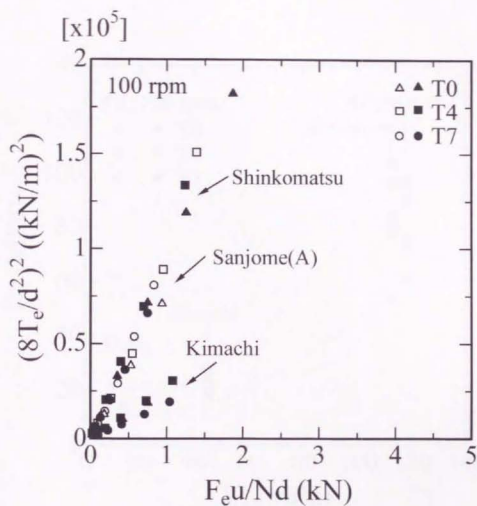


図 2-13(b)  $F_e u/Nd$  と  $(8T_e/d^2)^2$  との関係 (100rpm)

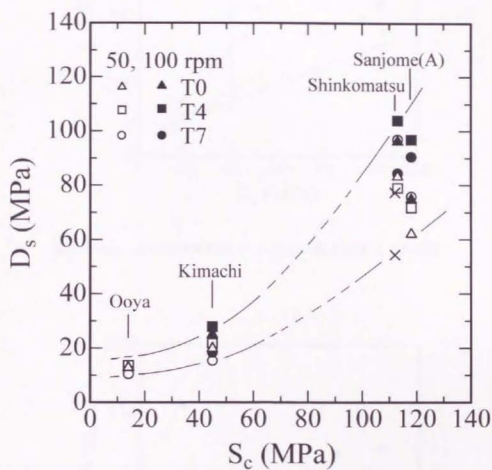


図 2-14 岩石の一軸圧縮強度  $S_c$  と岩石の掘削強度  $D_s$  との関係

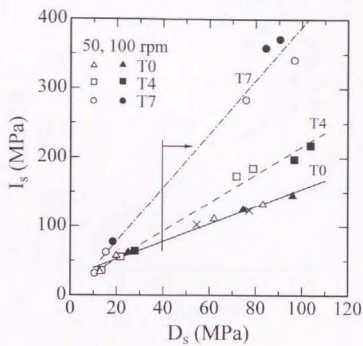


図 2-15(a) 岩石の掘削強度  $D_s$  と岩石の貫入強度  $I_s$  との関係

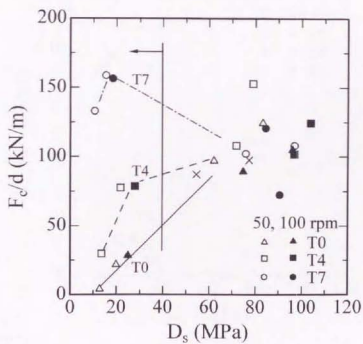


図 2-15(b)  $D_s$  と単位ビット径当たりのしきい荷重  $F_c/d$  との関係

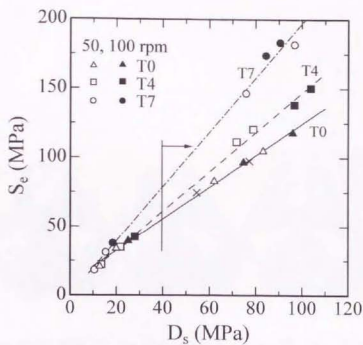


図 2-16(a)  $D_s$  と回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー  $S_e$  との関係

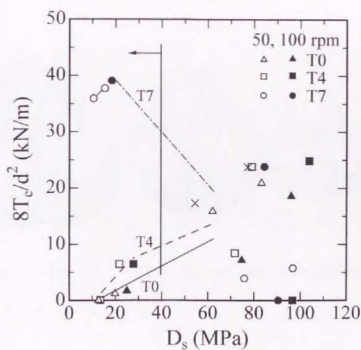


図 2-16(b)  $D_s$  と単位ビット断面積当たり・ビット 1 回転当たりのしきいエネルギー  $8T_c/d^2$  との関係



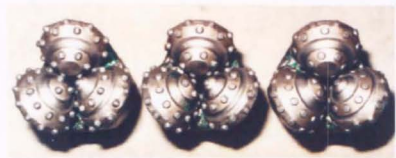


図 2-17 掘削実験に用いた直径 101.6mm のインサートビット (左 : T0, 中央 : T2, 右 : T4)



図 2-18 直径の異なる新品インサートビット (左 : 142.8mm, 中央 : 127mm, 右 : 98.43mm)

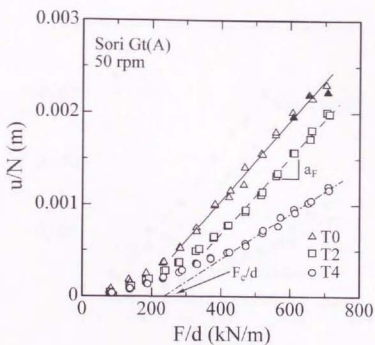


図 2-19(a)  $F/d$  と  $u/N$  との関係 (沢入花崗岩 (A), インサートビット)

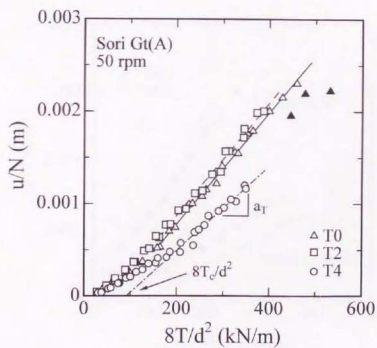


図 2-19(b)  $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係 (沢入花崗岩 (A), インサートビット)

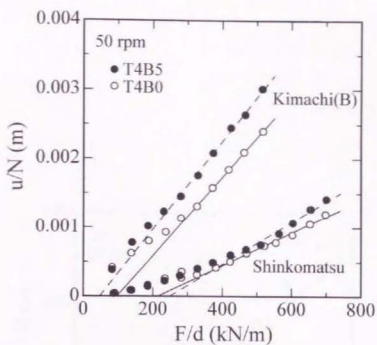


図 2-20 (a)  $F/d$  と  $u/N$  との関係に及ぼすベアリング摩耗の影響

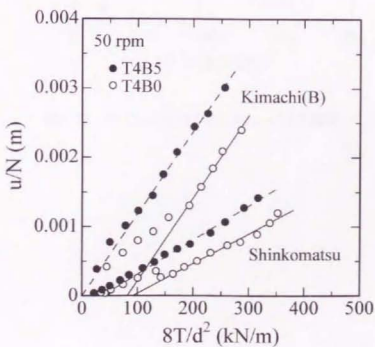


図 2-20 (b)  $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係に及ぼすベアリング摩耗の影響

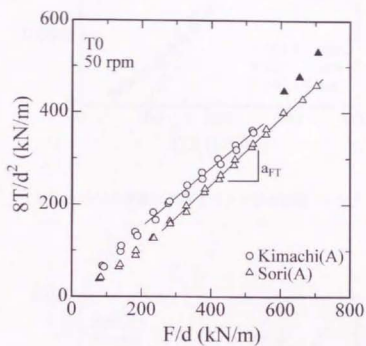


図 2-21 T0 ビットの  $F/d$  と  $8T/d^2$  との関係

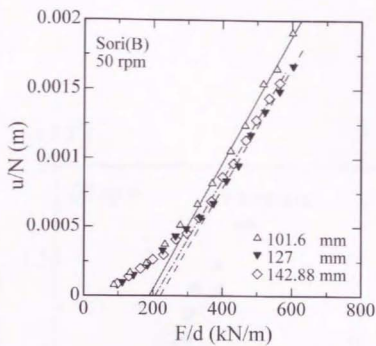


図 2-22 (a)  $F/d$  と  $u/N$  との関係に及ぼすビット径の影響 (インサートビット)

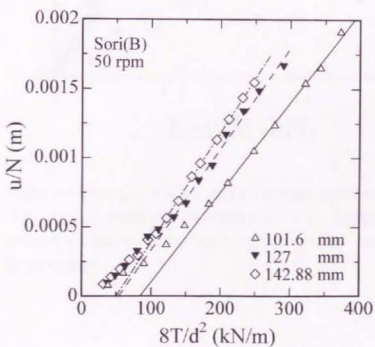


図 2-22 (b)  $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係に及ぼすビット径の影響 (インサートビット)

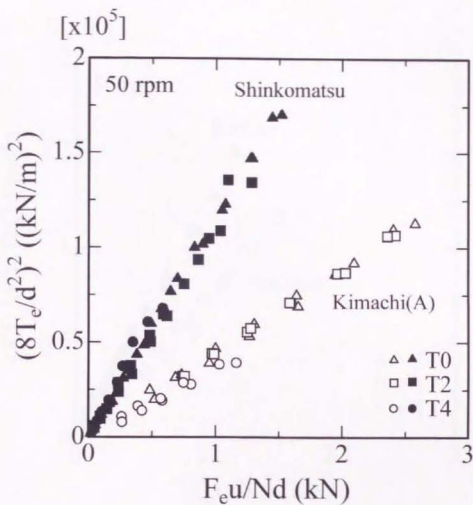


図 2-23 (a) 単位ビット径当たり・ビット 1 回転当たりの掘削方向の有効エネルギー ( $F_e u / Nd$ ) と単位ビット断面積当たり・ビット 1 回転当たりの回転方向の有効エネルギーの 2 乗 ( $(8 T_e / d^2)^2$ ) との関係 (来待砂岩 (A), 新小松安山岩)



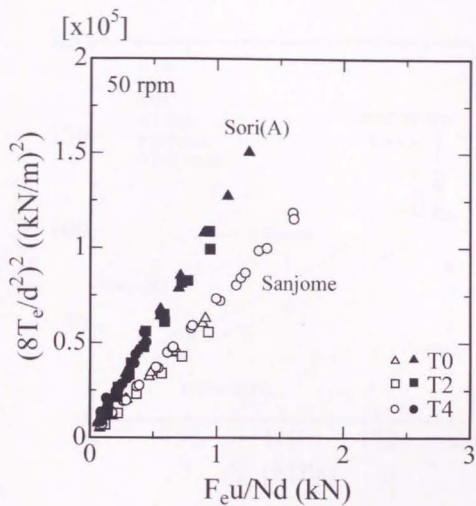


図 2-23(b)  $F_{eu}/Nd$  と  $(8T_e/d^2)^2$  との関係 (三城目安山岩, 沢入花崗岩(A))

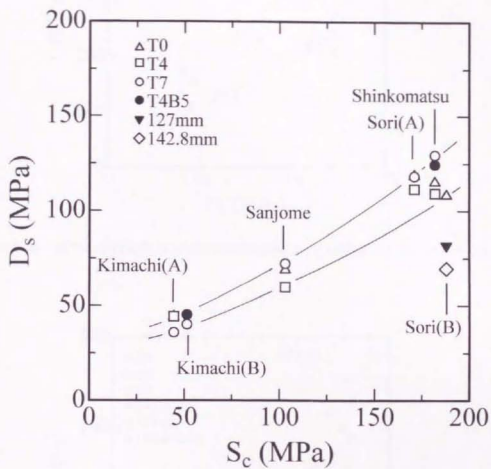


図 2-24 岩石の一軸圧縮強度  $S_c$  と岩石の掘削強度  $D_s$  との関係 (インサートビット)

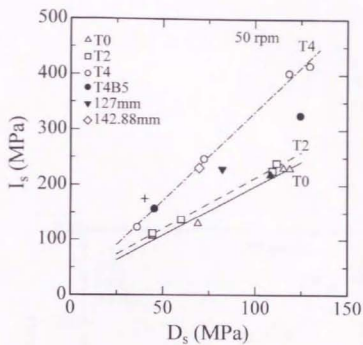


図 2-25 (a) 岩石の掘削強度  $D_s$  と岩石の貫入強度  $I_s$  との関係 (インサートビット)

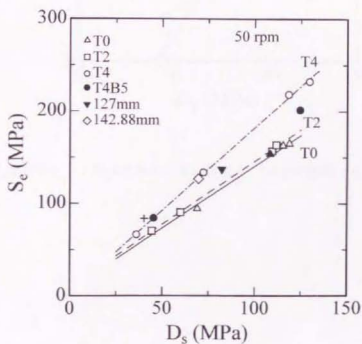


図 2-25 (b)  $D_s$  と回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー  $S_e$  との関係 (インサートビット)

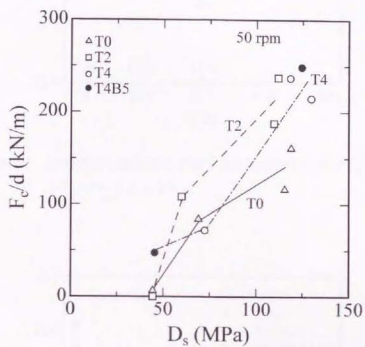


図 2-26  $D_s$  と単位ビット径当たりのしきい荷重  $F_c/d$  との関係 (インサートビット)

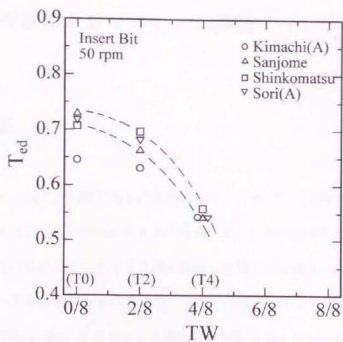


図 2-27 (a) 刃先高さの減少割合  $TW$  と無次元有効トルク  $T_{ed}$  との関係  
(インサートビット)

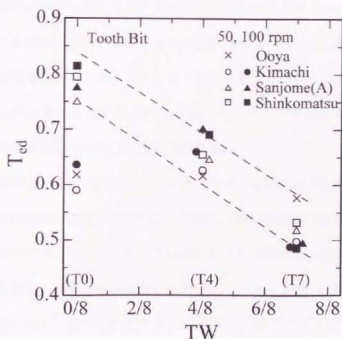


図 2-27 (b)  $TW$  と  $T_{ed}$  との関係 (ツースビット)

### 第3章 硬岩用PDCビットの開発

#### 3.1 緒言

岩盤掘削ビット用の新素材である多結晶体のダイヤモンド、すなわち Polycrystalline Diamond Compact (PDC) 刃先は 1976 年に米国において実用化された<sup>1)</sup>。図 3-1 に示すように、この刃先は多結晶ダイヤモンド層と超硬合金層とから構成されており、ダイヤモンド層は約 700°C の耐熱温度を有している。一般的に用いられている刃先の形状は、直径が 13.3mm、厚さが約 3.5mm、ダイヤモンド層の厚さが約 0.5mm のものである。この刃先は主として人造ダイヤモンド粉末（粒径：10  $\mu\text{m}$  オーダ）とタングステンカーバイド・コバルト粉末を材料とし、それらを圧力 5~6 GPa、温度 1300~1500°C 程度の超高压・高温下で焼結製造したものである<sup>2,3)</sup>。PDC 刃先を取り付けたビット（PDC ビット）は、刃先の直径が従来のダイヤモンドビットに用いられている単結晶ダイヤモンドのそれ（約 3mm 以下）に比べて非常に大きいため、ビット 1 回転当たりの岩石の掘削体積が大きく、低速回転で大きな掘進率を得ることができるという利点を持っている。また、多結晶構造のダイヤモンド粒子の自生作用（self-sharpening）により、単結晶ダイヤモンドに比べて摩耗による掘進率の低下が小さいなどの利点がある。

以上のような利点を有する PDC ビットは、まず、石油井のような軟〜中硬岩の掘削に導入された。その結果、砂岩や頁岩のような軟質な岩石を掘削する場合、このビットの掘進率と耐久性はローラコーンビットのそれらに比べて 2 倍以上に達するとともに、掘削コストに関しても有利であることが実証された<sup>4,6)</sup>。このように、PDC ビットは比較的軟質な岩石の掘削において優れた性能が得られるため、1980 年代の初めより石油井の掘削に急速に普及した<sup>7)</sup>。今日の石油井掘削において、このビットはローラコーンビットとともに不可欠なものとなっている。しかし、PDC ビットを用いて硬質な岩石を掘削すると



刃先が大きく欠損するため、このビットの適用範囲は中硬岩までで硬岩の掘削には適用できないと考えられてきている<sup>8)</sup>。

PDCビットはローラコーンビットのように可動部がなく構造が単純で、耐熱温度も高い。ダイヤモンドビットも耐熱温度は高いが、地熱井などの掘削に用いられている大型の装置ではこのビットに適正な回転数を与えるのが困難なため掘削能力が悪い。このように、従来のローラコーンビットが適用できない、温度が約 350℃以上に達する高温地層を掘削する工具としては、現状のものの中ではPDCビットが最も適していると考えられる。一般に、坑井深度が増大すると、地層温度が高くなるとともに地層が硬質化する。したがって、PDCビットをこのような地層に適用するには、硬岩掘削における能力と耐久性を向上させなければならない。

本研究は上記背景を基に、PDCビットの適用範囲を拡大し、地熱井などの高温・硬岩掘削に適用できるPDCビットの開発を目的に開始された。PDCビットの性能は、刃先材質、デザイン（刃先配列、刃先数、レーキ角など）、掘削条件（荷重、回転数、岩種など）によって大きな影響を受ける。硬岩を対象としたPDCビットに関する研究がきわめて少ないため、この研究では、まず、室内において岩石の直線切削実験、回転掘削実験実験および耐久試験を行い、PDCビットの性能に及ぼす刃先の材質、構造、レーキ角、刃先数などの影響を検討した<sup>9-14)</sup>。これらの室内実験結果から、PDCビットが花崗岩のような硬質で磨耗性の著しい岩石にも適用できる見通しが得られたため、次にPDCビットによる現場掘削実験に着手した。坑井の掘削コストはきわめて大きいゆえに、これに用いる機材は高い信頼性が求められる。そこで、花崗岩採石場で小規模な現場掘削実験を行い、フィールドにおけるPDCビットの硬岩掘削への適用性を基礎的に検討した<sup>15,16)</sup>。この実験においてPDCビットは硬岩の掘削に用いられている従来のダイヤモンドビット以上の性能を示すとともに、実際の地熱井における実験の機会を得たため、実規模ビットによる現場実験を行った<sup>17-20)</sup>。

本章では、まず、PDCビットの性能に及ぼすレーキ角、刃先構造および刃先数を検討

した室内実験結果について述べる。次いで、この実験結果に基づいて設計・製作したPDCビットによる花崗岩採石場および実際の地熱井で実施した掘削実験結果を述べる。最後に、硬岩を対象としたPDCビットの研究がほとんどないため、これらの実験結果に基づく硬岩用PDCビットの設計指針の試案<sup>24)</sup>を提案する。

## 3.2 室内実験による設計データの収集

### 3.2.1 実験用機材および実験方法

#### (1) PDC刃先

現在、PDC刃先としては3社の製品が入手可能である。当然のことながら、硬岩用のPDCビットの開発では、硬岩を掘削したときにダイヤモンド層の欠損が小さい、強度に優れた刃先が不可欠である。そこで、3社の製品（直径13.3mm）を用いて実験用ビットを製作し、安山岩類や花崗岩に対して直線切削実験を行った結果、花崗岩のような硬岩を切削したとき、製品によって刃先強度が異なることがわかった<sup>9)</sup>。このため、本章における実験では、上記実験において刃先強度の点で最も優れた性能を示した製品（以下、市販刃先という）と、刃先材質がこの製品と同等で構造の異なる新型刃先<sup>24)</sup>を用いることにした。図3-2に、新型刃先の構造を示す。この刃先は、厚さが0.2~0.3mmの超硬合金層でダイヤモンド層の大部分を被覆することによって、ダイヤモンド層の欠損を防止するという狙いから考案されたものである。この刃先先端部の直径は13.3mmであるため、以下ではこの寸法を直径13.3mmと表す。

#### (2) 実験用ビット

a) 直線切削実験 図3-3に、直径が13.3mmの単一の市販刃先を取り付けた直線切削実験用のビットを示す。ビットのレーキ角（すくい角）は、 $-10^{\circ}$ 、 $-15^{\circ}$ 、 $-20^{\circ}$ 、 $-25^{\circ}$ 、

-30° および -40° とした。なお、レーキ角が -10°、-15°、-20° および -25° のビットのクリアランス角(逃げ角)はそれぞれレーキ角の絶対値と同じであるが、レーキ角が -30° と -40° のビットのクリアランス角は 10° に設定した。これは、予備実験においてレーキ角 -30°、クリアランス角 30° のビットと、レーキ角 -40°、クリアランス角 40° のビットは岩石の切削を開始するのとはほとんど同時に刃先に欠損が生じたためである。この刃先の欠損は、レーキ角が約 -30° 以下<sup>9)</sup>の場合においてクリアランス角をレーキ角の絶対値とほぼ同じ値に設定すると、水平方向の力に対し、超硬合金層で支持されていないダイヤモンド層先端部の体積が増加する結果、水平方向の力に対する刃先端部の強度が低下することによって生ずるものと考えられる。したがって、ダイヤモンド層先端部を背面から支える超硬合金層の体積を減らさないために、レーキ角が -30° と -40° のビットはクリアランス角を 10° とした。

b) 回転掘削実験 市販および新型刃先を用いて製作した回転掘削実験用コアビットを図 3-4 に示す。ビットの外径および内径はそれぞれ 98.43 と 66.0mm で、外径側に 6 個、内径側に 6 個、合計 12 個の刃先(直径 13.3mm)をろう付けによりビット本体に取り付けた。図に示すように、レーキ角には、ビット進行方向と回転方向に対する刃先の傾きを表すバックレーキ角とサイドレーキ角とがある。市販および新型刃先ビットともバックレーキ角とサイドレーキ角は同一であり、その値は -10°、-15°、-20° とした。2 つのレーキ角を等しく設定したのは、バックレーキ角とサイドレーキ角を -20° ~ -40° の範囲で変化させた回転掘削実験において、バックレーキ角が掘進率に及ぼす影響と、サイドレーキ角が掘進率に及ぼす影響がほぼ同じであったことによる<sup>10)</sup>。表 3-1 に、図 3-4 と同様の形状のコアビット(外径 66.0mm、内径 33.0mm、刃先数 6 個)を用いて一軸圧縮強度 85MPa の三城目安山岩を回転数 50、80、110rpm で掘削したときの掘進率を示す。表中の数値は、実験データを補間してビット荷重が 5.9kN のときの値を求めたものである。表より、例え

<sup>9)</sup> レーキ角の大小はその絶対値を用いて表現する。

ばバックレーキ角 $-20^{\circ}$ 、サイドレーキ角 $-40^{\circ}$ のビットの掘進率は、バックレーキ角 $-40^{\circ}$ 、サイドレーキ角 $-20^{\circ}$ のビットのそれとほぼ同じであることがわかる。また、バックレーキ角 $-20^{\circ}$ 、サイドレーキ角 $-20^{\circ}$ のビットの掘進率が他のビットに比べて大きいことが明らかである。このように、2つのレーキ角を $-20^{\circ}$ 以下に設定することによりビット性能はさらに向上すると推察されたため、本実験ではレーキ角を上記のように設定した。

c) 耐久試験 上記コアビットを用いた掘削実験により、レーキ角が $-15^{\circ}$ 以下のビットが掘進率や刃先強度に優れ、また、新型刃先は市販刃先に比べて優れた性能を有することが明らかとなった。このため、新型刃先を用いて刃先数が12個で、バックレーキ角およびサイドレーキ角が表3-2のNo.1~3に示すコアビットを新規に製作し、耐久性に及ぼすレーキ角の影響を検討した。

さらに、刃先数と耐久性との関係を検討するため、表3-2のNo.4に示すレーキ角を有する刃先数が8個の新型刃先コアビット（内径側4個、外径側4個）を製作した。このビットの耐久性は、表3-2のNo.2ビットの耐久性と比較して評価した。耐久試験用コアビットの形状は、一部レーキ角や刃先数は異なるが、掘削実験用のものと同一である。

### (3) 実験装置および実験方法

a) 直線切削実験 切削実験装置は、切削深さが所定の値になるように固定したビットに対して、油圧ラムにより岩石を移動させて切削を行う方式のものである（図3-5）。本実験における切削深さの設定は、あらかじめ平滑用ビットにより岩石表面を平坦に仕上げた後、刃先が岩石表面に接した変位を基準にして行った。ビットに作用する力は、水晶圧電素子を用いたスイス KISTLER 社製 9067A-4 型をセンサとする三分力切削動力計により測定した。実験の際は、三分力および切削速度を求めるための変位をデータレコーダに記録した。データの解析は、サンプリング速度を10kHzに設定したA/Dコンバータによりデータレコーダの再生信号をデジタル化し、コンピュータに取り込んで行った。本節に示す

主分力および背分力<sup>b)</sup>はデジタル信号を平均して求めたものである。

実験では、切削速度、切削深さをそれぞれ 5m/min, 0.5mm 一定とし、レーキ角の異なるビットを用いて秋吉大理石、三城目安山岩、新小松安山岩および沢入花崗岩を切削した。

表 3-3 に、これら岩石の機械的性質を示す。表中、上段の数値は切削実験に用いた岩石の値であり、下段の括弧内の数値は以下に述べる掘削実験および耐久試験に用いた岩石の値である。

b) 回転掘削実験 掘削実験は、前節の図 2-5 に示した装置を用いて実施した。データの計測および解析方法は、2.2.1 の (2) に述べた方法と同一とした。ただし、本実験では A/D コンバータのサンプリング速度を 100Hz に設定した。

レーキ角の異なる市販および新型刃先コアビットによる掘削実験は、三城目安山岩、新小松安山岩および沢入花崗岩に対して実施した。実験では各ビット 1 個により上記 3 種類の岩石を掘削したが、データに及ぼす刃先摩耗の影響を小さくするため、強度あるいは研磨性の小さい岩石順、すなわち三城目安山岩、新小松安山岩、沢入花崗岩の順に行った。実験はビット回転数を一定とし、ビット荷重を約 4~15kN の範囲で変化させて行った。また、ビット回転数は、それぞれの岩石について 50, 80, 110rpm の 3 段階に変化させた。掘削流体は清水で流量は 0.09m<sup>3</sup>/min 一定とした。

c) 耐久試験 レーキ角および刃先数の異なる新型刃先コアビットの耐久性は、沢入花崗岩を約 12m 掘削することにより評価した。試験ではビット回転数を 50rpm 一定とし、掘進率が約 5cm/min 一定になるようにビット荷重を調整した。掘削流体条件は掘削実験の場合と同一である。

試験に用いた装置は掘削実験の場合と同一である。試験の際は、装置の指示計に表示されるビット荷重、トルク、変位などを、原則として 2 分ごとに目視により読みとってデータとした。

<sup>b)</sup> 主分力および背分力は、それぞれビットに作用する水平方向と垂直方向の力。



### 3.2.2 実験結果および考察

#### (1) 直線切削実験

図 3-6(a), (b)に、それぞれレーキ角と主分力  $F_h$ 、レーキ角と背分力  $F_v$  との関係を示す。主分力と背分力は、岩種にかかわらずレーキ角が小さくなるにつれて減少の傾向を示す。沢入花崗岩の場合は、 $-15^\circ$  のレーキ角が $-10^\circ$  のレーキ角より若干、主分力および背分力が小さいものの、全般的にはレーキ角が $-10^\circ$  で2つの分力がほぼ最小となっている。なお、クリアランス角を  $10^\circ$  としたレーキ角が $-30^\circ$  と $-40^\circ$  のビットは、レーキ角が $-25^\circ$  以下のビットと比較して主分力および背分力が大きい。これは、レーキ角 $-10^\circ$ 、クリアランス角  $10^\circ$  のビットの主分力および背分力が小さいことを勘案すれば、クリアランス角を小さくした影響ではなく、レーキ角が大きくなったことに起因するものとみなし得る。

以上のように所定の切削深さを得るのに要する背分力は、小さいレーキ角の方が小さい。これは背分力を同一とすれば、レーキ角が小さいビットほど切削深さが大きくなることを示している。背分力は実際のビットでは荷重に相当すると考えられるので、実験範囲内のバックレーキ角を有するビットで岩石を掘削する場合、ビット荷重が一定のときの掘進率はバックレーキ角が小さくなるほど大きくなると推定される。

レーキ角が $-25^\circ$  のビットは秋吉大理石を除いて、ダイヤモンド層に欠損が生じたため、データを得ることができなかった。しかし、クリアランス角を  $10^\circ$  としたレーキ角が $-30^\circ$  と $-40^\circ$  のビットは、ダイヤモンド層に欠損が認められず良好な刃先状態を示した。前述のように、予備実験においてレーキ角 $-30^\circ$ 、クリアランス角  $30^\circ$  と、レーキ角 $-40^\circ$ 、クリアランス角  $40^\circ$  のビットはダイヤモンド層に欠損が生じた。これらのことから、レーキ角が $-25^\circ$  以上のビットは主分力および背分力が大きくなるばかりでなく、クリアランス角を小さく設定しなければ刃先強度も低下することがわかる。



## (2) 回転掘削実験

ビット回転数を变化させた市販および新型刃先コアビットによる掘削実験では、いずれの回転数においても掘進率に及ぼすレーキ角の影響はほぼ同様な傾向を示した。そこで、ビット回転数が 50 rpm の場合を例にとり、掘削実験結果を示す。

図 3-7(a), (b), (c) は、それぞれ市販刃先コアビットによる三城目安山岩、新小松安山岩および沢入花崗岩の実験結果である。また、図 3-8(a), (b), (c) に、それぞれ新型刃先コアビットにより上記岩石類を掘削したときの実験結果を示す。図 3-7、図 3-8 中の -10°、-15°、-20° は、それぞれバックレーキ角およびサイドレーキ角が -10°、-15°、-20° のビットを表す。市販刃先コアビットの場合（図 3-7）、レーキ角と掘進率との関係に規則性は認められないが、ビット荷重が一定のときの掘進率は、レーキ角 -10° のビットが -15° や -20° のビットに比べて大きい傾向を示す。新型刃先コアビットの場合（図 3-8）、安山岩類ではレーキ角 -10° と -15° のビットが -20° のビットに比べて掘進率が大きく、花崗岩では -15° のビットの掘進率が最も大きい。

前述のように、直線切削実験結果からは、同一ビット荷重下ではバックレーキ角が小さくなるほど掘進率が大きくなることが推測された。しかし、掘削実験においてはレーキ角と掘進率との明瞭な関係は得られなかった。これは、掘進率がレーキ角のみによって左右されるのではなくこの他に、PDC 刃先の状態、すなわち、ダイヤモンド層の欠損あるいは摩耗幅の大小や、岩石と接触する部分のダイヤモンド粒子の摩耗状態など複数の要因に影響されるためと考えられる。切削タイプのビットは、刃先の摩耗幅が大きくなると所定の切削深さを得るのに要する切削抵抗が大きくなることが一般に知られている<sup>23)</sup>。ダイヤモンド粒子の自生作用がある PDC ビットの場合、掘進率は摩耗幅などの他に、岩石と直接接する部分のダイヤモンド粒子の鋭利さにも影響されることが推測される。

さらに、図 3-7、図 3-8 から明らかなように、市販刃先コアビットと新型刃先コアビットの掘進率は三城目安山岩ではほぼ同じである。しかし、新小松安山岩や沢入花崗岩

では、レーキ角 $-10^{\circ}$  や $-15^{\circ}$  の新型刃先コアビットの方が同一レーキ角の市販刃先コアビットに比べて掘進率が大きく、硬岩の掘削において新型刃先は市販刃先に比べて優れた性能を示す。これは、以下に述べるように新型刃先が市販刃先と比較してダイヤモンド層の欠損が小さいことによると考えられる。

図 3-9 と図 3-10 は、それぞれ3種類の岩石を掘削した後(総掘削長は約 5m)の市販および新型刃先コアビットの刃先状態を示したものである。図中の A, B, C は、それぞれバックレーキ角およびサイドレーキ角が $-10^{\circ}$  ,  $-15^{\circ}$  ,  $-20^{\circ}$  のビットの代表的な一例である。掘削実験後のすべての刃先を観察した結果、市販刃先はレーキ角が小さくなるに従ってダイヤモンド層の欠損が小さくなる、すなわち刃先強度が大きくなることが明らかとなった。新型刃先の場合、レーキ角が $-10^{\circ}$  と $-15^{\circ}$  のビットの刃先にダイヤモンド層の欠損がほとんど生じなかったため両者に明瞭な相違は認められなかったが、 $-15^{\circ}$  の方がダイヤモンド層の微細な欠損や摩耗がやや多く、市販刃先の場合と同様に小さいレーキ角の方が刃先強度に関して優れている傾向を示した。また、図 3-9、図 3-10 から、新型刃先は市販刃先に比べてダイヤモンド層の欠損が少なく、新型刃先の方が強度に優れていることがわかる。

### (3) 耐久試験

バックレーキ角およびサイドレーキ角が $-5^{\circ}$  ,  $-10^{\circ}$  ,  $-15^{\circ}$  で、刃先数が 12 個の新型刃先コアビットによる沢入花崗岩に対する耐久試験結果を、それぞれ図 3-11~図 3-13 に示す。また、図 3-14 に、バックレーキ角およびサイドレーキ角が $-10^{\circ}$  , 刃先数が 8 個の新型刃先コアビットによる沢入花崗岩に対する耐久試験結果を示す。

図 3-11~図 3-13 より、ほぼ同一の掘進率で花崗岩を約 12m 掘削したときに要するビット荷重とトルクは、レーキ角が $-10^{\circ}$  ,  $-15^{\circ}$  ,  $-5^{\circ}$  のビットの順に大きいことが明らかである。特に、 $-5^{\circ}$  のビットの荷重とトルクは $-10^{\circ}$  のビットのそれらに比べてかなり大きい。大きなビット荷重は、刃先と岩石との間の摩擦抵抗によって生じる摩擦熱を

増大させ、PDC刃先の熱的劣化を促進させる可能性があると同時に、ダイヤモンド層の欠損の原因となることから、 $-5^{\circ}$ のバックレーキ角およびサイドレーキ角は花崗岩の掘削において適切ではないと思われる。

耐久試験後に行った各ビットの刃先状態の観察では、レーキ角 $-15^{\circ}$ のビットが $-5^{\circ}$ や $-10^{\circ}$ のビットよりダイヤモンド層の欠損や摩耗が少ない傾向が認められたが、刃先強度に及ぼすレーキ角の影響を明瞭に把握するまでには至らなかった。また、この観察から、いずれのビットも一部の刃先に比較的大きなダイヤモンド層の欠損や摩耗が認められるものの良好な状態を示す刃先も多く、ビット寿命の限界に達するまでには、まだかなりの長さの花崗岩掘削が可能であることが推測された。

耐久試験ではレーキ角と刃先強度との明瞭な関係は把握できなかったものの、ほぼ同一の掘進率を得るためのビット荷重やトルクを考慮すれば、レーキ角が $-10^{\circ}$ あるいは $-15^{\circ}$ のビットが $-5^{\circ}$ のビットよりビット寿命が大きいと推測できる。しかし、レーキ角が $-10^{\circ}$ と $-15^{\circ}$ のビットのいずれがビット寿命の点で優れているかは確認できなかった。

レーキ角が $-10^{\circ}$ で刃先数が8個の新型刃先コアビットは、同じレーキ角を有する刃先数が12個の新型刃先コアビットと比較して、小さいビット荷重とトルクでほぼ同じ掘進率が得られる(図3-14、図3-12)。刃先数8個のビットの荷重が小さいのは、小さな荷重でもこのビットは1刃当たりの荷重が減らないため、刃先の岩石への貫入深さが刃先数12個のビットの場合とほぼ同一になることに起因するものと考えられる。また、このビットのトルクが小さいのはビット荷重が小さいためと考えられる。刃先強度に関しては、両ビットに大きな相違は認められなかった。本耐久試験により、花崗岩のような硬岩の掘削において、刃先数が8個のコアビットも十分な性能を有することが明らかとなった。しかし、刃先数が8個と12個のコアビットとも、耐久試験においてビット寿命に達しなかったため、いずれのビットが経済的に有利であるかは確認できなかった。

#### (4) 最適レーキ角

(1)～(3)の切削実験、掘削実験および耐久試験結果から明らかのように、レーキ角は刃先強度や掘進率に大きな影響を与える。Wood and Cazenave<sup>25)</sup>の報告からもわかるように、刃先の大きな欠損はPDCビットの耐久性を著しく低下させる。したがって、耐久性に優れたPDCビットを開発する上で、的確なレーキ角の設定はきわめて重要な要素であると考ええる。

従来の研究結果<sup>24-26)</sup>を見ると、優れた性能(刃先強度、掘進率、切削抵抗)が得られるバックレーキ角は $-5^{\circ}$ ～ $-25^{\circ}$ の範囲にある。Walker et al.<sup>24)</sup>は頁岩の切削において $-5^{\circ}$ のバックレーキ角が最も切削抵抗が小さいと報告している。Hoover and Middleton<sup>25)</sup>は、刃先強度に関して、砂岩の掘削では $-20^{\circ}$ のバックレーキ角が $-25^{\circ}$ より優れており、花崗岩の掘削では $-25^{\circ}$ のバックレーキ角が $-20^{\circ}$ より優れていると述べている。Hibbs Jr. and Flom<sup>26)</sup>は、大理石の切削ではバックレーキ角が約 $-10^{\circ}$ ～ $-15^{\circ}$ で切削抵抗が最小になると報告している。Feenstra<sup>27)</sup>と Hough Jr.<sup>28)</sup>は、岩石の掘削においてそれぞれ $-15^{\circ}$ と $-20^{\circ}$ のバックレーキ角が適していると述べている。このように、最適なバックレーキ角にはばらつきが認められる。この一因として、岩種による影響が挙げられる。また、前記のように、PDCビットの場合には掘進率が、レーキ角のみならずダイヤモンド層の欠損や摩耗状態に加え、岩石と接触する部分のダイヤモンド粒子の鋭利さの影響を受けるためと考えられる。

本研究の切削実験では、レーキ角が $-10^{\circ}$ ～ $-40^{\circ}$ の範囲において岩種にかかわらず $-10^{\circ}$ で切削抵抗がほぼ最小となった。また、掘削実験では、 $-10^{\circ}$ あるいは $-15^{\circ}$ のバックレーキ角およびサイドレーキ角が掘進率や刃先強度に関して優れていた。さらに、耐久試験においてほぼ同一の掘進率を得るのに要するビット荷重やトルクは、2つのレーキ角が $-10^{\circ}$ のビットが $-15^{\circ}$ や $-5^{\circ}$ のビットに比べて小さかった。ただし、前記のように、この試験では刃先強度に及ぼすレーキ角の影響を明瞭に把握するまでには至らなかった。

掘削実験および耐久試験用コアビットはバックレーキ角とサイドレーキ角を同じ値で変化させており、本実験結果はビット性能とバックレーキ角のみの関係を示すものではない。しかし、従来の研究結果ならびに本研究結果を総合的に勘案すると、PDCビットのバックレーキ角は、従来のPDCビットに採用されている $-15^{\circ}$ あるいは $-20^{\circ}$ より $-10^{\circ}$ あるいは $-15^{\circ}$ の方がビット性能の点で優れていると推測される。

### 3.2.3 本節の総括

PDCビットの性能に及ぼすレーキ角や刃先数の影響および新型刃先の性能を検討することを目的に、市販あるいは新型刃先を用いたレーキ角の異なる実験用ビットにより各種岩石に対して直線切削実験、回転掘削実験および耐久試験を実施した。その結果、以下のことが明らかとなった。

(1) レーキ角が $-10^{\circ} \sim -40^{\circ}$ の範囲では、岩種にかかわらずレーキ角が小さくなるに従って主分力および背分力は減少する。また、レーキ角が $-25^{\circ}$ 以上になると、クリアランス角を小さく設定しなければ刃先強度が低下し、ダイヤモンド層が欠損しやすくなる。

(2) バックレーキ角およびサイドレーキ角が $-10^{\circ} \sim -20^{\circ}$ の範囲において、掘進率および刃先強度の点で、市販刃先は $-10^{\circ}$ が優れ、新型刃先は $-10^{\circ}$ あるいは $-15^{\circ}$ が優れている。花崗岩の掘削において、バックレーキ角およびサイドレーキ角が $-5^{\circ}$ のビットは、 $-10^{\circ}$ のビットに比べて同一掘進率を得るのに要するビット荷重やトルクがかなり大きい。

(3) 花崗岩のような硬岩の掘削において、新型刃先は市販刃先よりも掘進率および刃先強度の点で優れている。

(4) 外径98mm、内径66mm程度のコアビットの場合、直径が13.3mmの刃先8個でも硬岩の掘削において十分な性能が得られる。

花崗岩に対する耐久試験では、いずれのビットも掘削長が12mの時点ではビット寿命に達しなかった。この性能を大雑把に評価するため、硬岩の掘削に用いられてきている従来



のサーフェースセットやインブリグネイテッドダイヤモンドコアビットについて、花崗岩を掘削したときの実績を、2, 3の施工業者やビットメーカに聞き取り調査してみた。その結果、ビット寿命は10~50m程度、掘進率は2~3cm/min程度であるとの回答を得た。ビット寿命に大きな幅があるのは、ビットの性能が地層や掘削条件などに大きく影響されるためと考えられる。

本実験結果と上記現場実績とを単純に比較することはできないが、本研究により少なくとも室内実験的にはPDCビットが花崗岩のような硬岩の掘削においても優れた性能を有していることが確認された。

次節では、PDCビットの現場における硬岩掘削への適用性を検討することを目的に実施した花崗岩採石場における掘削実験結果を述べる。

### 3.3 青葉花崗岩採石場における掘削実験

#### 3.3.1 実験現場、実験用機材および実験方法

##### (1) 実験現場

実験を行った青葉花崗岩採石場は福島県相馬郡飯館村に位置する。本採石場で採取されている岩石は、石英、カリ長石、斜長石、黒雲母を主成分とし、緑れん石などを副成分とする完品質・中粒(0.5~5.0mm)の黒雲母花崗岩である。後述のように、本採石場で採取したコアを用いて岩石の一軸圧縮強度と圧裂引張強度を測定した結果、新鮮なところでは一軸圧縮強度で約200~260MPaの値を示した。

##### (2) 実験用ビット

図3-15に、実験に用いた外径98.43mm、内径66.0mmのサーフェースセットダイヤモンドコアビット、市販刃先PDCコアビットおよび新型刃先PDCコアビットを示す。ダイ



ヤモンドビットの製作には、合計 40 カラットのダイヤモンドを使用した。市販および新  
型刃先ビットは、直径が 13.3mm の刃先を 12 個用いて製作した。2 つのビットの形状は、  
ネジ部などを除いて前節の室内実験に用いたビット (図 3-4) と同一とした。前節の実験  
結果に基づき、2 つのビットともバックレーキ角とサイドレーキ角は $-10^\circ$  に設定した。

### (3) 実験装置および実験方法

実験装置は、スピンドル型ボーリングマシン、泥水ポンプ、泥水タンク、流量計などが  
ら構成される。図 3-16 にボーリングマシン (YBM 製 YBM-4 型) を示す。この装置は、18.5kW  
の電動モータを動力源とし、ビット荷重が最大 98kN、ビット回転数が 50~526rpm (6 段  
切替え) の能力を持っている。荷重負荷用の油圧ラムのシリンダ長は 50cm である。泥水  
ポンプとタンクの容量はそれぞれ 0.12m<sup>3</sup>/min、5m<sup>3</sup>である。

図 3-17 に示すように、コアビットによる掘削実験時の編成は、コアリフタ<sup>a)</sup>を装備し  
たコアビットより順にダイヤモンドドリマ<sup>d)</sup>、シングルタイプコアチューブ、コアパレル  
ヘッド、HQ サイズのワイヤラインロッドから成っている。コアチューブは孔井の深さに  
応じて、長さが 200~2000mm のものを使い分けた。

本実験では主としてビットの耐久試験を実施したが、耐久試験開始時のビット荷重の目  
安を付けるため、はじめにビット荷重と掘進率との関係を求めた (以下、この試験を特性  
試験と呼ぶ)。耐久試験はこの結果に基づき、掘進率が約 5cm/min 一定となるようにビッ  
ト荷重を調整して行った。耐久試験時のビット回転数は、後述の理由からサーフェースセ  
ットダイヤモンドコアビットの場合が 200rpm、PDC コアビットの場合が 50rpm とした。  
掘削流体は清水で、流量は 0.09m<sup>3</sup>/min 一定とした。実験中のビット荷重は、油圧ラムの  
ゲージから読みとった圧力とシリンダ面積を乗じた値に、ロッドおよびコアパレルの重量

<sup>a)</sup> コアチューブ内に収納されたコアを地表に回収するとき、この器具によってコアが切断される。

<sup>d)</sup> 刃先の摩耗によりビット径が小さくなった場合でも孔径が小さくならないようにするための工具。本  
実験では主としてビットを円滑に回転させるためのスタビライザとして用いた。

を加えて求めた。掘進率は、原則としてシリンダ長(50cm)の掘削に要した時間を計測して求めた。

サーフェスセットダイヤモンドビットの使用に際しての適正周速は 50~160m/min と いわれている ((株)ノートン, カタログ) ので, 本実験では周速で約 63m/min に相当する 200rpm を選んだ。図 3-18 に前節の実験結果の一例を示す。この結果は, バックレーキ角 およびサイドレーキ角が $-15^{\circ}$  の市販刃先ビットにより沢入花崗岩を掘削したときのビット 荷重と掘進率との関係を, ビット回転数をパラメータにとって示したものである。図から 明らかなように, 掘進率はビット回転数に比例して増加せず, 回転数の増加に伴う掘進 率の増加は小さい。花崗岩の場合, 他のビットでも同様の傾向を示した。これらの結果と, 従来このビットの使用に際しては硬質な岩石ほど小さな回転数が推奨されている<sup>9)</sup>ことを 考慮して, PDCビットの回転数は 50rpm とした。なお, 上記実験は回転数の小さい順か ら行ったので, 上記傾向には回転数のみならず刃先摩耗の影響も含まれていると考えられ る。しかし, 筆者らが実施した外径 66.0mm の PDCコアビットによる沢入花崗岩に対す る室内実験<sup>10)</sup>において, 回転数を 200rpm に増加させると大きなビット振動が生じたこと から, このビットの適正回転数はダイヤモンドビットに比べてかなり小さいことは確かだ る(PDCビットの振動は, ダイヤモンドビットに比べて刃先数が非常に少ないために 生じたと考えられる)。

### 3.3.2 実験結果

#### (1) コア観察結果

図 3-19 は, それぞれのビットによる特性および耐久試験から採取されたコアの状況を 示したものである。図中の●印は, 一軸圧縮および圧裂引張試験用の試験片を採取した位 置を表す。各位置からは, 2つの試験用の試験片を原則として2個ずつ採取した。図に記 載した数値は測定結果の平均値である。図に示すように, 第2孔井は他の孔井に比べて破

砕帯、砂層および天然き裂が多く、また、一軸圧縮強度も小さい傾向を示す。一方、第1、第3～第6孔井は破砕帯や天然き裂が少なく全般的にコアが新鮮で、一部のデータを除いて一軸圧縮強度も約200～260MPaの値を示す。

表3-4は、それぞれのビットにより、特性および耐久試験を行った孔井および深さを示したものである。上記コア観察および岩石物性試験結果からわかるように、第2孔井は他の孔井と地層状態が異なるため、この孔井で実験を行ったサーフェスセットダイヤモンドコアビット No. 2 については以下に示す試験結果から除いた。また、第2孔井を除く孔井では地層状態の変化が小さいので、地層状態は同一と仮定して試験結果を示す。

## (2) 耐久試験結果

ダイヤモンドビット No. 1 による耐久試験結果を図3-20に示す。なお、図に示した掘削長には特性試験時のものも加えてある。このビットによる耐久試験は、掘削長が約8m付近からビット荷重を約25kNまで増加させたものの掘進率が低下の傾向を示し、ビット寿命の限界に近いという判断から掘削長が約10mの時点で中止した。図3-21および図3-22は、それぞれ市販刃先と新型刃先PDCビットによる耐久試験結果である。図から明らかに、約5cm/min一定の掘進率で、市販刃先ビットは約24m、新型刃先ビットは約27mの掘削長が得られた。PDCビットの試験終盤におけるビット荷重は約20～30kNで、ダイヤモンドビットのそれ約25kNと同程度である。2つのPDCビットはいずれもビット寿命に達しなかったが、実験日数の制約から試験を中止した。表3-5に本耐久試験結果のまとめを示す。表中、括弧内の数値は、現場実験後に実施した青葉花崗岩に対する室内耐久試験の掘削長を加えたものである。表より、平均掘進率が4.5～6.3cm/minの範囲において、2つのPDCビットは、硬岩の掘削に用いられている従来のダイヤモンドビットに比べて掘削長で2倍以上の成績が得られることがわかる。したがって、開発した2つのPDCビットは、フィールドにおいても花崗岩のような硬岩の掘削に十分適用できることが実証された。また、PDCビットはき裂の多い不均質地層の掘削には適さないといわれて

いるが、本ビットにより破砕帯などを掘削しても刃先の大きな欠損などの問題は生じなかった。

現場での耐久試験後に撮影した市販刃先および新型刃先ビットの刃先状態を、それぞれ図 3-23 と図 3-24 に示す。両図の比較より、新型刃先の欠損や摩耗は市販刃先に比べて小さいことが明らかである。刃先材質が同一の両ビットの刃先摩耗状態が相違する主な原因は、全面的にダイヤモンド層が露出している市販刃先に対し、ダイヤモンド層の大部分を超硬合金で保護した新型刃先の構造によるものと思われる。図 2-23 に示す市販刃先 No. 2, 3, 9, 11 と、図 2-24 に示す新型刃先 No. 4, 12 には比較的大きな欠損や摩耗が認められる。市販刃先 No. 2 を除いて、いずれの刃先も実験開始後間もなくダイヤモンド層に欠損が生じたものである。この欠損の一因として、ビット本体からの刃先突き出し高さが一定でないなど、ビット製作の不備が挙げられる。このように、精度よく、かつ的確に製作されないとこのビットの性能が十分発揮できない可能性があるので、ビットの製作に当たっては、作業工程の管理を的確に行うことが重要であると考ええる。

### (3) コア回収率と品質

コアの回収作業すなわちコアリングでは、地質、構造、物性調査などの観点から、高い回収率と品質（コア表面の円滑さ、コアリングによって人為的に生じるき裂の有無）が要求される。図 3-25 に一例を示すように、市販刃先および新型刃先 PDC コアビットにより回収されたコアには人為的なき裂は生じていなかった。また、PDC ビットにより回収されたコアの表面は、ダイヤモンドビットで回収したコアと同様に円滑であった。さらに、一部の砂層などを除き、PDC ビットのコア回収率はほぼ 100% であった。したがって、PDC ビットをコアリングに実用しても問題のないことが明らかとなった。

### 3.3.3 掘削コストの試算

本実験ではダイヤモンドビットについても耐久性能が把握できたので、本項ではダイヤモンドビットおよびPDCビットの掘削コストの試算を行い、PDCビットの実用化の可能性や開発課題を検討する。

掘削コストは次式<sup>29)</sup>により求めることができる。

$$C_t = \frac{B + C_r(t + T_r)}{F} \dots\dots\dots (3-1)$$

ここで、 $C_t$ は掘削コスト(円/m)、 $B$ はビットコスト(円)、 $C_r$ はリグコスト(円/h)、 $t$ は掘削時間(h)、 $T_r$ は揚降管時間(h)、 $F$ はビット1個当たりの掘削長(m)である。試算に当たっては、揚降管速度を250m/h、リグコストを50,000円/h、掘進率を5cm/min(3m/h)と仮定した。なお、揚降管速度は数10～数100m/h程度といわれているので、本試算では中間的な値を用いた。また、リグコストとしては2000m級のHQサイズのコアリングが可能な規模のものを採用した。ビットコストは、ダイヤモンドビットの場合がリセット価格<sup>2)</sup>、PDCビットの場合がビット製作費とした。ビットの掘削長は、ダイヤモンドビットが12m、市販刃先ビットが25m、新型刃先ビットが32mとした。

図3-26に計算結果を示す。図から、PDCビットの掘削コストはダイヤモンドビットのそれに比べて深度が約250mまでは大きいものの、それ以深では小さくなるのがわかる。また、市販と新型刃先ビットでは新型刃先の方が若干掘削コストが小さい。

本実験において耐久性が把握できたダイヤモンドビットは1個で、この結果のみからダイヤモンドビットの性能を判断することは妥当ではない。また、揚降管速度やリグコストも現場によって大きく変化する。したがって、本試算結果は大雑把な目安として見るべき

<sup>2)</sup> サーフェースセットダイヤモンドビットが摩耗して使用できなくなると、ビットからダイヤモンドを回収し、摩耗量分のダイヤモンドを補充してビットを再製作する。リセット価格とは、ダイヤモンド回収料、補充ダイヤモンド価格(本ビットの場合、推定ダイヤモンド摩耗量7%)、ビット加工料の合計を指す。

であろう。本試算結果は、PDCビットの実用化には、硬岩掘削における性能をいっそう向上させる必要があることと、特にビットコストの低減が不可欠であることを示唆していると考えられる。

### 3.3.4 本節の総括

本節では、フィールドにおけるPDCビットの硬岩掘削への適用性を検討するため、室内実験結果に基づいて製作した外径 98.43mm、内径 66.0mm の市販および新型刃先コアビット各1個と、同径のサーフェースセットダイヤモンドコアビット2個を用いて花崗岩採石場において耐久試験を実施した。主な結果を以下に示す。

(1) 市販および新型刃先ビットとも、サーフェースセットダイヤモンドビットに比べて掘削長で2倍以上の性能を示した。また、岩石が不均質な破砕帯などを掘削しても刃先の欠損は生じなかった。

(2) 耐久試験後の新型刃先ビットは市販刃先ビットに比べて刃先の欠損や摩耗が小さく、新型刃先の方が刃先強度の点で優れていた。

(3) 市販および新型刃先ビットのいずれにおいても、ダイヤモンドビットと同等のコア回収率と品質が得られた。

(4) PDCおよびダイヤモンドビットの掘削コストの試算から、PDCビットの実用化には、特にビットコストの低減が必要であることが示唆された。

本現場実験により、市販および新型刃先ビットのいずれも、フィールドにおける花崗岩のような硬岩の掘削に十分適用できることが確認された。

次節では、PDCビットの地熱井掘削への適用性を検討するために実施した、実際の地熱井における大口径PDCコアビットによる実験結果を述べる。



### 3.4 高温岩体実験場 HDR-2 井における掘削実験

#### 3.4.1 実験現場, 実験用機材および実験方法

##### (1) 実験現場

掘削実験は, 新エネルギー・産業技術総合開発機構の肘折高温岩体実験場に掘削された HDR-2 井の深度 (坑井掘削長) 約 1900m のところで行った。この実験場は山形県新庄市から南西に約 30km 離れた標高 400m の肘折カルデラ南端に位置している。このカルデラは比較的新しい火山活動によって形成された直径 3~4km の規模のものである。HDR-2 井付近の地層は約 1450m 以浅が凝灰岩, 安山岩および玄武岩質安山岩などの互層で, それ以深が基盤の花崗閃緑岩である。本坑井の深度 1900m 付近の地層温度(static temperature)は約 260°C<sup>30)</sup>である。本坑井近傍の HDR-1 井の深度約 1645m から採取されたコア (花崗閃緑岩) の一軸圧縮強度は, 約 100~130MPa と報告されている<sup>31)</sup>。

HDR-2 井の最終口径は 215.9mm (8-1/2in.) で, この区間は一部のコアリング箇所を除いてローラコーンビットにより掘削された (このようなコアリングはスポットコアリングと呼ばれる)。以下に示す PDC コアビットによる掘削実験は, 本坑井が予定深度に達した後に実施した。

##### (2) 実験用ビット

本実験場における掘削実験のために製作した PDC コアビットの写真を図 3-27 に示す。このビットの外径は 215.1mm (8-15/32in.)<sup>32)</sup>, 内径は 101.6mm (4in.) である。図 3-28 に, このビットの詳細図を示す。ビットには直径が 13.3mm の新型刃先を合計 57 個取り付けられている (刃先数をこのように決めた根拠については後述する)。刃先のバックレーキ角とサ

<sup>32)</sup> スポットコアリング用ビットの口径は, 掘削に用いたビットの摩耗による坑井径の減少を考慮して若干小さくすることが多い。

イドレーキ角は $-10^{\circ}$ とした。ビット本体には直径12mmの半円状のウオータウェイがビット外径側に9個、ビット内径側に6個、また、幅45mmのジャンクスロット<sup>e)</sup>がビット外径側に3箇所設けてある。さらに、ビット径の摩耗を防ぐために、ビットの内外径側に合計65カラットの天然ダイヤモンド粒を埋め込んである。

このビットの刃先数は、3.2で述べた刃先数が8個の新型刃先コアビット(外径98.43mm、内径66.0mm)を基準にして決めた。すなわち、本ビットの掘削断面積は外径98.43mmビットのその6.74倍であることを考慮し、両ビットの単位掘削断面積当たりの刃先数がほぼ同一となるようにした。計算上、本ビットの刃先数は54個となるが、さらに3個の刃先を追加して57個とした。215mm程度の大口径ビットの刃先数を100mm程度の小口径ビットの刃先数を基準として単純に算定することの是非については検討の余地があると思われるが、地熱井掘削用PDCビットの設計経験がほとんどないので、上記方法によって刃先数を定めた。

### (3) 実験装置

掘削リグはロータリ(ターンテーブル)型で、直径が4-1/2in. 掘管(ドリルパイプ)使用で5000m級のものである(図3-29)。装置の主な仕様を以下に示す。

#### ・ドローワークス<sup>b)</sup>

型式 : National T-130

吊荷重 : 最大2300kN

動力 : エンジン418kW/1000rpm×4台

#### ・泥水ポンプ

型式 : 大原鉄工所 OH-850

動力 : エンジン373kW/900rpm×2台

<sup>e)</sup> 坑底にある金属片を除去するための通路。

<sup>b)</sup> ロータリ型掘削リグの心臓部で、ドリルストリングの揚降や回転を行う装置。

掘削実験時の坑内編成は以下のとおりである。

8-15/32in. PDCコアビット×6-3/4in. コアバレル×6-1/2in. 非磁性ドリルカラー<sup>1)</sup>×スリーブスタビライザ×6-1/2in. ドリルカラー(2本)×スリーブスタビライザ×6-1/2in. ドリルカラー(6本)×ウイングスタビライザ×6-1/2in. ドリルカラー(9本)×フレックスジョイント×ドリリングジャヤー<sup>2)</sup>×5in. ヘビーウェイトドリルパイプ(8本)×5 in. ドリルパイプ。

なお、本実験に用いたコアバレルはクリステン社製 250P 型で、有効長 9.1m のダブルチューブタイプのものである。

#### (4) 実験方法

実験に先立ち、花崗岩採石場における掘削実験結果を基に、本PDCビットの回転数と最大荷重を決めた。すなわち、ビット回転数については、外径 98.43mm のPDCコアビットが 50rpm の回転数で優れた成績を示したため、このビットの最大周速と本ビットのそれとがほぼ一致するように定めた。その値は 23rpm であるが、実際の実験は装置の最小許容回転数 27rpm で行った。ビット荷重については、表 3-5 に示したように、外径 98.43mm の新型刃先PDCコアビットは最大 29.1kN (1 刃当たり約 2.4kN) の荷重を加えたので、これに本ビットの刃先数を乗じて得られた 140kN を最大値に設定した。掘進率については現場において適宜判断することにしたが、過去に HDR-1 井で実施された本PDCビットと同径のサーフェースセットダイヤモンドコアビットによるコアリング結果 0.5~0.7cm/min より大きな値を念頭においた。

実験では原則として 10 分ごとにビット荷重と掘進率を計測した。ビット荷重は掘削リグに装備された荷重計から読みとり、また、掘進率は掘管(正確にはクリー)の変位を測定して求めた。実験時の掘削流体は比重 1.04、ファネル粘性 33sec のベントナイト泥水

<sup>1)</sup> ビットに荷重を与えるための鋼管。

<sup>2)</sup> 坑内で掘管などが抑留されたとき、この装置により振動を与えてその回復を図る。

で、流量は約  $1\text{m}^3/\text{min}$  一定であった。

### 3.4.2 実験結果

掘削実験結果を図 3-30 に示す。図に示すように、掘削にともなって刃先に欠損あるいは摩耗が生じ掘進率が徐々に減少するので、ビット荷重を増加させて掘進率を約  $1.5\sim 2\text{cm}/\text{min}$  一定に保つようにした。掘削実験は掘削長が約  $5\text{m}$  に達した時点で、ビット荷重を増加させても掘進率が低下の傾向を示したことから実験時間の制約から中止した。

図 3-31 は、PDCビットにより回収されたコアサンプルである。図に示すように、掘削実験を行った個所の地層にはき裂や破砕部が存在しており、ビットがこれらの部分を掘削するとき刃先は大きな衝撃を受けるものと思われる。しかし、掘削終了後の刃先に欠損および摩耗は認められるものの、特にき裂や破砕部を掘削して生じたと考えられる著しい欠損はなかった。花崗岩採石場における掘削実験の場合と同様に、今回開発したPDCビットは比較的硬質で、き裂を含む不均質な地層を掘削できることがわかった。

表 3-6 に、PDCビットによる掘削実験結果のまとめを示す。表からわかるように、コア回収率は 91%に達し、本実験で用いたような大口径ビットによるコア回収率としては非常によい成績が得られた。HDR-2 井では深度  $1643\sim 1850\text{m}$  の区間において、本PDCビットと同径のサーフェスセットダイヤモンドコアビット 7 個を用いて定方位コアリング<sup>k)</sup>が実施された。このときの掘進率は  $0.55\sim 1.10\text{cm}/\text{min}$  ( $0.33\sim 0.66\text{m}/\text{h}$ ) で、掘削長は  $0.7\sim 1.3\text{m}$  であった。表 3-6 からわかるように、新型刃先PDCコアビットの掘削成績はこれらのビットに比べてかなり優れている。ただし、新型刃先PDCコアビットによる実験は普通コアリングで行われたので、両タイプのビットの掘削成績を単純に比較することは

<sup>k)</sup> 原位置における方位・傾斜が明らかなコアを採取するコアリング方法。本実験場で採用された方法はコアリング中に切削刃（スクライブナイフ）でコア表面に溝（スクライブマーク）を付けるとともに、ナイフの方位・傾斜を測定するものである。

必ずしも適切ではない。

図 3-32 は、掘削実験後に撮影した PDC ビットの刃先状態である。刃先の摩耗状態はおおよそ 60% 程度である。刃先摩耗状態の観察から、ビットの外径側に取り付けられた刃先は、内径側の刃先に比べて刃先の欠損や摩耗が大きいことが明らかとなった。この原因は、本ビットの外径側に設けたジャンクスロットの面積が大きいために、外径側の刃先数が内径側の刃先数より少ないことにありと考えられる。掘削実験中に掘削流体の大きな圧力上昇が認められなかったことから、今回製作したビットはジャンクスロットやウオータウェイの面積にかなり余裕のあることが推測される。したがって、ビットのジャンクスロットなどの面積を減少させ、外径側の刃先の個数を増加させることにより、ビットの性能をさらに向上させることができると考えられる。

### 3.4.3 本節の総括

本節では、PDC ビットの実際の地熱井掘削への適用性を検討するため、高温岩体実験場に掘削された HDR-2 井において大口径コアビットを用いて掘削実験を行った。主な実験結果は以下のとおりである。

- (1) 外径 215.1mm、内径 101.6mm の新型刃先 PDC コアビットは、深度が約 1900m、地層温度が約 260℃ に達する比較的硬質な基盤岩（花崗閃緑岩）の掘削において、平均掘進率 1.36cm/min (0.82m/h)、掘削長 4.9m の成績を示した。これらの成績は、HDR-2 井で用いられたサーフフェースセットダイヤモンドコアビットに比べて優れている。
- (2) き裂や破砕部を掘削して生じたと考えられる PDC 刃先の著しい欠損は認められなかった。したがって、今回開発した PDC ビットは、比較的硬質で、き裂を含む不均質な地層の掘削に適用できることが明らかとなった。
- (3) PDC ビットのコア回収率は 91% で非常に高い回収率を示した。
- (4) 今回製作した PDC ビットは外径側に取り付ける刃先数などに関して改良の余地

がある。

本現場実験により、PDCビットが実際の地熱井掘削に適用できることが確認できた。地熱井における掘削実験は今回が初めてのため、実験中の掘進率の設定がやや大きく、ビット荷重を急速に増加させ過ぎたきらいがある。適切な掘進率の設定は今後の課題である。本掘削実験においてPDCビットのコア採取の能率と長さがダイヤモンドビットに比べて優れていることがわかったため、HDR-2 井に引き続いて掘削された HDR-3 井ではPDCビットによるコアリングを5回行った。次節ではこれらの実験結果を述べる。

### 3.5 高温岩体実験場 HDR-3 井における掘削実験

#### 3.5.1 実験用機材および実験方法

##### (1) 実験坑井および実験用ビット

HDR-3 井は前節の実験を行った HDR-2 井の近傍に掘削された坑井で、両坑井間の水平距離は 1800m レベルで約 80m である。HDR-2 井と同様に、本坑井も最終口径が 215.9mm (8-1/2in.) で、掘削実験はこの区間内の深度 (坑井掘削長) 1627~1907m で行った。実験箇所地層は基盤の花崗閃緑岩で、地層温度は約 240~260℃<sup>32)</sup> である。

図 3-33 は、本坑井での掘削実験に用いた外径 215.1mm (8-15/32in.)、内径 101.6mm (4in.) の新型刃先 PDC コアビットである。写真、前方左側のビットは HDR-2 井での実験に用いたビットで、他の 3 個が本坑井の実験に用いたものである。前方右側のビットは HDR-2 井で用いたビットと同一形状である (以下、従来型と呼ぶ)。後方 2 個のビットは、従来型ビットの刃先数を増やしたものである (改良型 No. 1, No. 2 と呼ぶ)。前節で述べたように、HDR-2 井で用いた従来型ビットでは外径側の刃先の欠損や摩耗が内径側のものに比べて大きく、また、ジャンクスロット幅を小さくしても実験に支障のないことが推測された。そこで、図 3-34 に示すように、改良型ビットではジャンクスロット幅を約 1/2 に減少させ



て外径側の刃先数を6個増やした(合計63個)。改良型ビットはジャンクスロット幅と刃先数を除き、従来型ビットと同一形状とした。

## (2) 実験装置

掘削実験に用いたリグは一般に NM-2000 と呼ばれているロータリ型のものである(図 3-35)。本リグの主な仕様を以下に示す。

### ・ドローワークス

型式 : 新潟鉄工所 NM-2000

吊荷重 : 最大 1765kN

動力 : エンジン 305kW×2 台

### ・泥水ポンプ

型式 : National 8-P-80×2 台

動力 : エンジン 662kW×2 台

坑内編成は以下のとおりである。

8-15/32in. PDC コアビット×7in. コアバレル×6-1/2in. 非磁性ドリルカラー×8-1/2in. スタビライザ×6-1/2in. ドリルカラー(2 本)×8-1/2in. スタビライザ×6-1/2 in. ドリルカラー(6 本)×8-1/2in. スタビライザ×6-1/2in. ドリルカラー(5 本)×フレックスジョイント×ドリリングジャー×6-1/2in. ドリルカラー(2 本)×5in. ドリルパイプ。

上記コアバレルは、新エネルギー・産業技術総合開発機構が定方位コアリング用に特注した有効長約 5.6m のダブルチューブタイプのものである。

## (3) 実験方法

本坑井における掘削実験条件は HDR-2 井の場合とほぼ同様に、ビット回転数が 20~30rpm、ビット荷重が最大 98kN、掘削流体流量が約 1m<sup>3</sup>/min とした。掘削流体はベントナイト泥水で、比重が 1.01~1.08、ファネル粘性 27~42sec である。HDR-2 井の場合より最大ビット

荷重が小さいのは、坑内編成上（ドリリングジャー）の都合による。実験1回当たりの掘削長はコアバレルの有効長を考慮して最大 5m とした。ビット荷重と掘進率の測定は原則として10分ごとに行った。

本坑井の実験では掘進率とビット荷重の増加速度をHDR-2井の場合より小さく設定した。HDR-2井の実験では掘進率を約 1.5~2cm/min と定め、掘進率がこの値より低下すると直ちにビット荷重を増加させて設定値を保持するようにした。しかし、実験終盤では刃先の摩耗、特にビット外径側の刃先の摩耗が大きくなり、ビット荷重を約 120kN まで増大させても掘進率は減少の傾向を示した。ビット外径側の比較的大きな刃先摩耗の原因として、ビット外径側の刃先数が内径側のものに比べて少ないというデザイン上の問題のみならず、過大な掘進率の設定あるいはビット荷重の急激な増加に起因する刃先の欠損が考えられる。このため、本坑井の実験では掘進率を約 1cm/min に設定するとともに、急速なビット荷重の増加を避けるよう、掘進率の変化状況を注意深く監視しながら適宜ビット荷重を増加させた。

本坑井では深度 1627~1907m の区間で合計 8 回のスポットコアリングが行われた。表 3-7 に示すように、このうち 5 回が PDC ビットによるもので、他はサーフェースセットダイヤモンドビットによるものである。参考として表に記載した 4 回目のビットは、ダイヤモンドビットの中で最も優れた成績を示したものである。ダイヤモンドビットの外径は PDC ビットと同じである。コアリング方法は 1 回を除いてすべて低方位コアリングである。

### 3.5.2 実験結果

#### (1) コア観察結果

図 3-36 に、表 3-6 に示したコアリングによって採取されたコアの状況を示す。参考として、図には HDR-2 井において従来型ビットにより採取されたコアの状況も記載した。No. 2

～No. 8 のコアの方が HDR-2 井のコアより多少き裂が多いものの大きな差はない。また、岩質的にも顕著な変化はなかった。

このように、両坑井においてき裂状況や岩質に大きな相違がないことと、実験を行った深度も大きく相違しないことから、本項で実験結果を比較する際は、地層状態および実験条件は同じと仮定する。

## (2) 改良型ビット No. 1

本坑井における改良型ビット No. 1 による掘削実験の目的は、HDR-2 井において実験を行った従来型ビットと本ビットの掘削性能を比較し、改良の効果を確認することである。このため、できるだけ実験条件が同一となるよう、このビットによる実験は従来型ビットの場合と同様に普通コアリングにより行った。

図 3-37 に、深度 1627m から実験を行った本ビットの結果を示す。実験は掘削開始から掘削長約 40cm まで順調に進んだものの、それ以降は掘進率が急激に低下したため比較的短時間のうちにビット荷重を最大 98kN まで増加させた。しかし、ビット荷重に見合った掘進率の向上は認められなかった。掘削長が 2.34m に達した時点で掘進率が小さいため実験を中止した。本ビットの平均掘進率および掘削長は 0.71cm/min (0.43m/h) と 2.34m で、これらの値は HDR-2 井の従来型ビットの成績に比べて約 1/2 である。

実験終了後の改良型ビット No. 1 を図 3-38 に示す。図から明らかなように、刃先の欠損や摩耗はほとんど認められず新品に近い状態であった。一方、回収したコアの表面には、コアキャッチャ<sup>k)</sup>の装着不良のために生じたコアキャッチャによるかなり深い引っ掻き溝が多数認められた。このようなビットと回収コアの状況から、このビットが小さい掘進率を示した原因は、掘削リグの荷重計に表示されるビット荷重の大部分がコアとコアキャッチャとの間の摩擦抵抗として費やされ、ビットに十分な荷重が加わらなかったことにある

<sup>k)</sup> コアリフタと同義語。石油産業などではこの用語を用いる。

と判断される。

改良型ビット No. 1 の性能はコアキャッチャの装着不良により正確に把握できなかったため、本実験結果から改良の効果を検討することはできなかった。

### (3) 改良型ビット No. 2 および従来型ビット No. 1

改良型ビット No. 2 および従来型ビット No. 1 はそれぞれ 1 回（掘削長約 5m）の掘削実験を行った後もまだ掘削が十分可能な状態であったため、さらに両ビットによりそれぞれ 1 回の掘削実験を実施した。改良型ビット No. 2 および従来型ビット No. 1 による実験結果を、それぞれ図 3-39 と図 3-40 に示す。改良型と従来型ビットの総掘削長はそれぞれ 10.0m と 9.32m である。また、両ビットの平均掘進率はそれぞれ 0.85cm/min (0.51m/h) と 0.73cm/min (0.44m/h) で、改良型の方が従来型に比べて若干、大きな掘進率を示した。従来型ビットは前後半 2 回の実験とも終盤にコア詰りに起因すると考えられる掘進率の減少が認められた。2 つのビットによる掘削実験ではビット荷重の増加割合が多少異なっていることと、コア詰りの影響を定量的に把握することが困難なため正確な性能の比較は行えないが、両者に性能上の大きな相違はないと思われる。これらの実験において、従来型ビットの刃先数を増やした改良型ビットに掘削性能の向上は認められなかった。

図 3-41 と図 3-42 に、それぞれ実験終了後に撮影した改良型ビット No. 2 と従来型ビットを示す。図 3-41 からわかるように、改良型ビットは前半の実験において外径側の刃先が 5 個、後半の実験において外径側の刃先が 9 個（合計 14 個）脱落した。脱落した刃先を除いて 2 つのビットの刃先摩耗状態を観察した結果、刃先の摩耗および欠損程度は改良型が約 40%、従来型が約 50% と推定された。改良型ビットの刃先脱落数はかなり多く、また、刃先の脱落がビット外径側に偏っていることから、刃先の脱落は掘進率やビットの摩耗状態に大きな影響を及ぼしたと推定される。

前記コアキャッチャの装着不良や刃先の脱落から、本実験では改良型ビットの掘削性能を正確に把握するまでには至らなかった。なお、上記改良型ビットの刃先の脱落は、他の

ビットに刃先の脱落がほとんど生じていないことから、刃先のろう付け作業の不備によるものと判断される。改良型ビット No. 2 の刃先の脱落はコア採取という観点からはほとんど問題にならなかったが、信頼性のある PDC ビットを開発していく上で貴重な教訓となった。

#### (4) HDR-2 井と HDR-3 井における従来型ビットの性能比較

図 3-43 は、HDR-2 井と HDR-3 井において実施した従来型ビットによる掘削実験結果を比較したものである (HDR-3 井の結果は 2 回の実験のうち前半のみを示した)。図から明らかに、HDR-3 井の結果は HDR-2 井の結果に比べ、掘進率で約 2/3、ビット荷重で 1/2 程度の値を示す。2 つのビットの掘削長はほぼ同じであるにもかかわらず、HDR-3 井における前半の実験終了時の従来型ビットは、HDR-2 井の従来型ビットより摩耗がかなり少ない状態であった。したがって、今回のようなビット荷重の加え方は HDR-2 井の場合に比べて多少の掘進率の低下はあるものの、ビット寿命の点で有利であることが明らかである。

#### (5) 改良型ビット No. 2 とダイヤモンドビットの性能比較

図 3-44 は、改良型ビット No. 2 による前半の実験結果と、サーフェースセットダイヤモンドビットによる 4 回目のコアリング結果とを比較したものである。改良型ビットはダイヤモンドビットより掘進率が約 2 倍大きく、また、ほぼ同じ長さの花崗閃緑岩を掘削するのに要するビット荷重も小さい。

当実験場ではダイヤモンドビットによるコアリングが比較的多く実施されてきている。例えば、HDR-1 井の 3 回のコアリング成績は、平均掘進率 0.51~0.68cm/min(0.31~0.41m/h)、掘削長 1.9~2.8m である。また、図 3-44 に示したように、HDR-3 井で最も優れた成績が得られたダイヤモンドビットは掘進率 0.60cm/min(0.36m/h)、掘削長 4.74m である。一方、改良型ビット No. 2 と従来型ビットは掘進率 0.73~0.85cm/min(0.44~0.51m/h)、

掘削長 9.32~10.0m である。また、HDR-2 井の従来型ビットは掘進率 1.36cm/min (0.82m/h)、掘削長 4.9m である。ダイヤモンドビットの成績にはビットの性能以外の要因による影響が含まれている可能性があるので単純な比較はできないものの、PDC ビットがダイヤモンドビットより掘進率と掘削長に関して優れた性能を発揮すると判断して差し支えないと思われる。

最後に、本実験場における掘削実験のまとめとして、HDR-2 および HDR-3 井で実施した PDC ビットによるコアリング成績を表 3-8 に示す。表より、PDC ビットのコア回収率はダイヤモンドビットのそれと遜色ないことがわかる。

### 3.5.3 本節の総括

PDC ビットの地熱井掘削への適用性および改良点の検討を目的に、3.4 に述べた HDR-2 井の実験に引き続いて、外径 215.1mm の新型刃先 PDC コアビットによる合計 5 回の掘削実験を HDR-3 井において実施した。その結果、以下のことが明らかとなった。

(1) 改良型と従来型 PDC ビットは、掘進率 0.73~0.85cm/min (0.44~0.51m/h)、掘削長 9.32~10.0m の成績を示した。この成績は、従来から硬岩のコアリングに用いられているダイヤモンドビットより優れている。また、PDC ビットのコア回収率は 90%前後であった。

(2) 本実験場に賦存する花崗閃緑岩のような岩石を PDC コアビットで掘削する場合、コア採取能率やビット寿命の観点から、掘進率は 1cm/min (0.6m/h) 程度が適当であると考えられる。

(3) PDC ビットの信頼性を向上させるためには、刃先のビット本体へのろう付け工程を適切に管理する必要がある。

以上、HDR-2 井の実験に引き続いて行った HDR-3 井の掘削実験から、PDC ビットは深度約 1600~1900m、地層温度約 250℃の基盤岩（花崗閃緑岩）の掘削に適用できることが



確認された。

次節では、室内、花崗岩採石場および実際の地熱井における掘削実験の総括として、これらの実験結果に基づく硬岩用PDCビットの設計指針の試案を提案する。

### 3.6 硬岩用PDCビットの設計指針

#### 3.6.1 設計要素

図 3-45 に、PDCビットの一例として全断面ビットの模式図を示す。図から、PDC全断面ビットを製作する際は、刃先の直径、個数、配列、レーキ角（バックレーキ角およびサイドレーキ角）、刃先突き出し高さ $h$ 、ビット本体形状およびアニューラス間隔 $L$ の他、ノズル、ウォータウェイおよびジャンクスロットの個数、大きさ、位置などを決めなければならないことがわかる。なお、上記要素のうちノズルは通常、全断面ビットのみに必要なものであり、また、ジャンクスロットは小口径のコアビットには設けられない。他の要素はコアビットと全断面ビット両者に共通するものである。

#### 3.6.2 設計指針

室内および現場掘削実験用ビットの製作には、硬岩掘削という観点から強度に優れたPDC刃先を実験により選んで用いた。また、刃先径としては、このビットの製作に最も普及している13.3mmを選択した。したがって、以下の設計指針の検討に当たっては、PDC刃先として強度に優れていることと、直径が13.3mmであることを前提とする。

##### (1) 刃先数

刃先数に関する設計指針は外径98.43mm、内径66.0mmの刃先数が8個と12個のコアビ

ットの室内掘削実験結果に基づいている。この程度の外内径を有するビットの場合、ビット製作上、刃先数としては 12 個がほぼ上限である。刃先数が 8 個以下のビットについては検討を加えていないが、刃先の欠損などの可能性を考慮すると、この径のビットが硬岩の掘削で十分な性能を発揮するには 8 個程度の刃先が必要であると考えられる。

3.4 で述べたように、実際の地熱井における掘削実験に用いた外径 215.1mm のコアビットの刃先数は、上記刃先数が 8 個のビットを基準に選び、このビットの単位掘削断面積当たりの刃先数が基準ビットのそれにほぼ一致するように決めたものである。基準ビットのような小口径コアビットの実験結果を基に、大口径コアビットの刃先数を決めることは是非はビット設計時には不明であったが、地熱井における掘削実験の結果、この方法は硬岩掘削用コアビットの刃先数を決める方法としてほぼ妥当であることが明らかとなった。また、上記刃先数が 8 個と 12 個のビットを基準に選び、この方法で刃先数を決めた直径 98.43mm の全断面ビット（刃先数 18 個）も室内掘削実験で良好な成績を示した<sup>33)</sup>。したがって、任意径の PDC コアビットおよび全断面ビットの刃先数を決める指針として次式を提案する。

$$0.19 \times S \leq N \leq 0.29 \times S \quad \cdots \cdots \cdots (3-2)$$

ここで、 $N$  と  $S$  は設計ビットの刃先数と掘削断面積 ( $\text{cm}^2$ ) で、0.19 と 0.29 は上記 2 つのビットにおける掘削断面積  $1\text{cm}^2$  当たりの刃先数である。

(3-2) 式から求まる刃先数はある幅を持った値である。実際の刃先数は、岩種、ビット形状（ノズルやジャンクスロットの有無）および掘削条件などを勘案して適宜決める必要がある。

## (2) レーキ角および刃先間隔

室内実験により、 $-10^\circ$  あるいは  $-15^\circ$  のバックレーキ角とサイドレーキ角が掘進率や刃先強度に関して優れていることが明らかとなった。2 つのレーキ角のいずれが優れているか断言はできないが、3.2 の回転掘削実験を行ったビットでは  $-10^\circ$  が  $-15^\circ$  より刃先の欠

損が小さいことから、 $-10^\circ$ の方が刃先強度の点で優れていると思われる。

図 3-46 は、バックレーキ角とサイドレーキ角を有する刃先 1 個を模式的に示したものである。 $x$ 軸は掘削方向に直角で刃先すくい面中心とビット回転軸を通る軸、 $y$ 軸は $x$ 軸に直角ですくい面中心を通る軸、 $z$ 軸は $x$ 、 $y$ 軸に直角ですくい面中心を通る軸である。図からわかるように、点 P ( $x$ 軸から見たとき刃先の側面が現れる点)より左側の岩石を切削しようとする、刃先の側面が岩石と接触する現象が生じ掘削に支障をきたすことになる。このため、点 P より左側の岩石は他の刃先で切削するように刃先軌跡を重ねなければならない。刃先軌跡の重なりには図 3-47 (a), (b)に示すように、サイドレーキ角の向きが反対になるものと同一になるものがある。(a)はビットの最内端にある刃先とこれに隣接する刃先との関係であり、(b)は(a)を除くすべての刃先の関係である。図 3-47 の上図および下図はそれぞれ刃先すくい面の $x-y$ 平面と $x-z$ 平面への投影図である。図中の $|X_0|$ は刃先の側面が現れる点 P と刃先すくい面中心との距離を、また、(b)の $X_1$ は点 P より左側の岩石を刃先 B によって切削した場合の点 P と刃先 B のすくい面中心との距離を表している。(a), (b)いずれの場合でも上記現象を生じさせないための刃先間隔は図に示したものが許容限界であり、刃先軌跡の重ね合わせに制約があることがわかる。このことは刃先配列を決めるとき考慮しなければならないので、以下のようにして刃先間隔の許容最大値を求めた。なお、図 3-48 に示すように、点 P は $x$ 軸より離れているため点 P の軌跡は $x = -|X_0|$ を通らないが、この差はわずかであるので無視した。

はじめに直交座標系の座標変換を考える。図 3-49 に示すように、座標系  $0xyz$  の $y$ 軸を中心に $\alpha^\circ$ 回転し、さらに、回転後の座標系  $0x'y'z'$ の $x'$ 軸を中心に $\beta^\circ$ 回転した座標系  $0x''y''z''$ と、元の座標系  $0xyz$ との座標変換は次式で与えられる。

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha \sin \beta & \sin \alpha \cos \beta \\ 0 & \cos \beta & -\sin \beta \\ -\sin \alpha & \cos \alpha \sin \beta & \cos \alpha \cos \beta \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{pmatrix} \quad \cdots \cdots \cdots (3-3)$$

座標系  $0xyz$  はバックレーキ角およびサイドレーキ角が  $0^\circ$  で、 $x-y$ 平面が刃先すくい

面と一致し、原点がすくい面中心となる状態を、また、 $\alpha^\circ$  と  $\beta^\circ$  はそれぞれサイドレーキ角とバックレーキ角を想定している。なお、本座標系では  $\alpha$  と  $\beta$  は正である。

座標系  $0x''y''z''$  において、原点から  $-t$  (mm) の距離における刃先側面外周は刃先半径  $r$  (mm) とすると次式で表される。

$$\begin{cases} (x'')^2 + (y'')^2 = r^2 \\ z'' = -t \end{cases} \dots\dots\dots (3-4)$$

刃先間隔の許容最大値を求めるには  $z'' = -t = 0$ 、すなわち、すくい面外周の座標系  $0xyz$  の  $x-y$  平面における関数を知る必要がある。(3-3)式に  $z'' = 0$  を代入して整理すると、

$$\begin{cases} x = x'' \cos \alpha + y'' \sin \alpha \sin \beta \\ y = y'' \cos \beta \end{cases} \dots\dots\dots (3-5)$$

が得られる。この式を  $x''$  と  $y''$  について解き、(3-4) 上式に代入して得られた次式がすくい面外周の座標系  $0xyz$  の  $x-y$  平面における関数を表す。

$$Ax^2 - 2Bxy + Cy^2 = D \dots\dots\dots (3-6)$$

ここで、 $A = \cos^2 \beta$ 、 $B = \sin \alpha \sin \beta \cos \beta$ 、 $C = \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha \sin^2 \beta$ 、 $D = r^2 \cos^2 \alpha \cos^2 \beta$  である。

一方、(3-4) 上式を満足する任意の座標 ( $x''$ ,  $y''$ ) において、 $z''$  を 0 から  $-t$  に変化させると(3-3)式から、 $x$  と  $y$  の増分はそれぞれ  $-t \sin \alpha \cos \beta$  と  $t \sin \beta$  であることがわかる。したがって、図 3-46 に示した点 P は  $x$  と  $y$  の増分の比を傾きとする直線と(3-6)式との接点に他ならない。(3-6)式を  $x$  で偏微分すると、

$$\frac{\partial y}{\partial x} = \frac{Ax - By}{Bx - Cy} \dots\dots\dots (3-7)$$

が得られる。点 P の座標 ( $X_0$ ,  $Y_0$ ) における接線の傾きは上記直線の傾きに等しいので下式を得る。

$$\frac{AX_0 - BY_0}{BX_0 - CY_0} = \frac{-\sin \beta}{\sin \alpha \cos \beta} \dots\dots\dots (3-8)$$

(3-6)式の  $x$ ,  $y$  に  $X_0$ ,  $Y_0$  を代入して (3-8) 式との連立方程式を解き,  $X_0$  が負の場合をとると点 P の座標 ( $X_0$ ,  $Y_0$ ) が求まる。

$$\begin{cases} X_0 = -\sqrt{\frac{D}{A-2BF+CF^2}} & \dots\dots\dots (3-9) \\ Y_0 = FX_0 \end{cases}$$

ここで,  $F = (A - BE) / (B - CD)$ ,  $E = (-\sin \beta / \sin \alpha \cos \beta)$  である。

刃先間隔の許容最大値は図 3-47 (a) の場合が  $2|X_0|$  で, また, 図 3-47 (b) の場合は  $|X_0| + X_1$  である。 $X_1$  は (3-6) 式の  $y$  に  $Y_0$  を代入して解き,  $x$  が正の場合をとれば求まる。

$$X_1 = \frac{BY_0 + \sqrt{B^2Y_0^2 - A(CY_0^2 - D)}}{A} \quad \dots\dots\dots (3-10)$$

刃先径が 13.3mm, バックレーキ角およびサイドレーキ角が  $-10^\circ$  のとき刃先間隔の許容最大値は, 図 3-47 (a) の場合が 9.5mm, (b) の場合が 9.2mm である。しかし, 図 3-36 において点 P より右側でも点 P に近づくと, 刃先のクリアランス角が小さくなるため, 刃先間隔をこれら値としたビットが十分な性能を有しているか否かは不明である。従来製作したビットの刃先間隔は一般に 3~4mm で, 掘削性能上の問題は生じていない。したがって, 刃先間隔を上記数値の 1/2 以下程度に設定すれば問題はないと考えられる。

上記刃先間隔の検討から派生して明らかとなった点は, 例えば凹型のビットのようにビット本体が傾斜しているとき, 図 3-50 に示すように, 同一の刃先間隔 (下図の座標系で考える) でも点 P をカバーできる場合 (上図) とできない場合 (下図) があることである。上図の場合はレーキ角に定義上の曖昧さが生じるものの, 下図の場合は掘削性能に大きな支障をきたす可能性があるので, 上図のようにビット本体に沿って  $x$  軸を設定すべきであると考える。

### (3) ビット本体形状

ビットの本体形状としては, 小さな変化も含めれば無数のものが考えられる。このため,

条件を限定しない限り、実験によって最適な形状を究明することは困難であると思われる。

今のところ、ビットの本体形状は製作実績があるものの中から選択して決めざるを得ないと考える。図 3-51 に示すように、従来製作したコアビットの台金形状は、小口径のものが（正確には図に示すカーブが小さいもの）が平型で、大口径のものが楕円の一部分である。

全断面ビットについては小口径のものであるが、凹型の形状が性能に優れていた<sup>33)</sup>。楕円の曲率  $\kappa$  や傾斜角  $\theta$  については今後の検討課題である。

#### (4) 刃先配列

刃先配列は一般に、ビット本体平面図にビット回転軸を原点とする同心円を想定し、それぞれの同心円上に所要個数の刃先を配置して決められる。それぞれの同心円は刃先すくい面中心の軌跡を、また、同心円の間隔は刃先間隔を表している。

各同心円上に配置する刃先数を決める指針はビット全体に取り付ける刃先数を決める指針と基本的には同じで、各同心円上に配置される刃先の 1 刃当たりの掘削断面積がビット全体でほぼ同一になるというものである。PDCビットの場合、特定箇所の刃先に大きな欠損や摩耗が生じると、ビットの性能が大幅に低下する。このため、ビットの性能を十分に発揮させるには、刃先に大きな欠損や摩耗が生じないよう、刃先に作用する負荷をできるだけ均一にする必要がある。1 刃当たりの掘削断面積が等しい場合でも、刃先の位置によって負荷は相違する可能性がある。刃先の位置が負荷に影響する要因として、切削速度や自由面の多少などが挙げられるが、ビット全体の刃先数を決める指針がほぼ妥当であることを考慮すると、上記指針に根本的な間違いはないと考える。それぞれの刃先に作用する負荷の測定は実質上不可能なため、基本的には上記の指針でビットの製作を行い、実際の使用結果を基に、刃先の欠損や摩耗が大きくなる所の刃先数を増やすなどの改良を加えることが現実的であると思われる。従来製作したビットでは最外周や先端にある刃先の欠損や摩耗が大きい傾向を示した。

当然のことながら、それぞれの同心円上に配置する刃先数は刃先間隔によって異なる。



刃先配列の設計法としては、刃先間隔を大きくして各同心円上の刃先数を多くするものと、刃先間隔を小さくして各同心円上の刃先数を少なくするものが考えられるが、いずれの方法がビット性能に関して有利であるかは不明である。しかし、上述のように、刃先間隔は許容最大値の 1/2 程度以下に設定するのが無難であると思われる。

刃先がビット本体上で偏って配置されると、ビットが偏心運動する結果、刃先に過度の負荷を与えて欠損を生じさせ、ビットの性能が低下する可能性がある。したがって、ビットの回転が円滑になるように、刃先はできるだけバランスよく配置することが肝要であると考えられる。

### 3.6.3 設計例

以上の指針に基づいて、まだ製作経験のない直径が 215.9mm (8-1/2in.) の PDC 全断面ビットの設計を行った (図 3-52)。このビットの刃先数は 81 個で、刃先間隔は従来のビットとほぼ同じ 3~4mm である。この間隔はビット全体の刃先数を決めるのに用いた基準ビット (外径 98.43mm, 内径 66.0mm) の刃先間隔とほぼ同じため、各同心円上の刃先数は計算によらないで半径を勘案して定めた。刃先付き出し高さおよびアニュラス間隔は従来の経験を基に、それぞれ刃先径の 1/2 (6.65mm) と 1.5mm に設定した。ビット台金形状、ジャンクスロット、ウォータウェイおよびノズルはビットメーカーの設計による直径 98.43mm の全断面ビットを参考としている。

### 3.6.4 本節の総括

本節では、室内および現場掘削実験に用いたビットの設計データおよびそれらビットによる実験結果を基に、硬岩掘削用 PDC ビットの刃先数、レーキ角、刃先間隔、ビット本体形状および刃先配列に関する設計指針の試案を検討した。また、これらの指針に基

づき、直径が215.9mm (8-1/2in.)の全断面ビットの設計を行った。

設計指針の検討において、例えば刃先の位置が刃先の負荷に及ぼす影響など考慮できなかった要素が存在するため、本節で検討した設計指針は完全なものではない。しかし、硬岩掘削用PDCビットの製作は、設計の参考となる基礎データや現場での実績がきわめて少ないので、本節で提案した設計指針と石油井など比較的軟岩の掘削に用いられているPDCビットの設計データなどを総合して行うのが最善であるとする。

### 3.7 結 言

本章では、比較的軟質な岩石の掘削に限定されていたPDCビットの適用範囲を拡大し、地熱井などの硬岩を掘削できるビットの開発を目的に、室内および現場掘削実験を実施した。

硬岩用PDCビットの設計データを得るため、まず室内において直線切削実験、回転掘削実験および耐久試験を行った。切削実験では、レーキ角を $-10^{\circ}$  ～  $-40^{\circ}$  の範囲に変化させたビットを用いて数種類の岩石を切削した結果、岩種にかかわらず切削抵抗はレーキ角 $-10^{\circ}$  でほぼ最小となった。また、バックレーキ角とサイドレーキ角を $-10^{\circ}$  ～  $-20^{\circ}$  の範囲で変化した外径98.43mmの市販および新型刃先コアビットを用いて安山岩類や花崗岩を掘削したところ、 $-10^{\circ}$  あるいは $-15^{\circ}$  のバックレーキ角およびサイドレーキ角が掘削性能（掘進率や刃先強度）に優れているとともに、花崗岩のような硬岩の掘削において、新型刃先は市販刃先に比べて優れた性能を示すことが判明した。さらに、上記掘削実験用ビットと同径で2つのレーキ角を $-5^{\circ}$  ～  $-15^{\circ}$  に変えた新型刃先コアビットを用いて花崗岩に対して耐久試験を行った結果、レーキ角 $-10^{\circ}$  あるいは $-15^{\circ}$  のビットはレーキ角 $-5^{\circ}$  のビットに比べてほぼ同一の掘進率を得るのに要する荷重とトルクが小さく、耐久性に優れていることが推定された。この耐久試験では、PDCビットの性能に及ぼす刃先数の影響も検討した。その結果、外径98.43mm、内径66.0mm程度のコアビットの場合、直径が13.3mm

の刃先 8 個でも硬岩の掘削において十分な性能が得られることがわかった。

室内実験により PDC ビットが硬岩の掘削に適用できる見通しを得たため、次に花崗岩採石場および実際の地熱井において掘削実験を行った。花崗岩採石場における実験では、外径 98.43mm の市販および新型刃先コアビットと、従来から硬岩の掘削に用いられてきている同径のサーフェースセットダイヤモンドコアビットの耐久性能を評価した。平均掘進率が 4.5~6.3cm/min の範囲において、市販刃先、新型刃先およびダイヤモンドビットの掘削長はそれぞれ 23.9、27.4、10.5m で、PDC ビットはダイヤモンドビットに比べて 2 倍以上の成績を示した。また、耐久試験後の刃先摩耗状態の観察から、新型刃先は市販刃先に比べて刃先の欠損や摩耗が小さく、刃先強度の点で優れていることがわかった。さらに、この実験結果を基に掘削コストを試算したところ、PDC ビットは掘削深度が増加するとダイヤモンドビットに比べて経済的になることと、PDC ビットが広く使用されるにはビットコストの低減が必要であることが示唆された。

新エネルギー・産業技術総合開発機構の肘折高温岩体実験場に掘削された HDR-2 および HDR-3 井における掘削実験では、外径 215.1mm、内径 101.6mm の新型刃先コアビット 4 個の性能を評価した。その結果、深度約 1600~1900m、地層温度約 250℃ に達する比較的硬質な基盤の花崗閃緑岩の掘削において、PDC ビットは平均掘進率 0.73~1.36cm/min (0.44~0.82m/h)、掘削長 4.9~10.0m の成績を示した。この成績は、本実験場において使用された同径のサーフェースセットダイヤモンドコアビットの成績、掘進率 0.51~0.68cm/min (0.31~0.41m/h)、掘削長 1.9~4.7m に比べて優れていた。また、PDC ビットのコア回収率は 90%前後で、非常によい成績を示した。本実験場における掘削実験から、開発した PDC ビットは地熱井に賦存する、き裂を含む高温・硬質な岩石の掘削に適用できることが確認された。

最後に、上記室内およびフィールドにおける掘削実験の総括として、硬岩用 PDC ビットの刃先数、レーキ角、刃先間隔、ビット本体形状および刃先配列について設計指針の試案を提案した。

以上、本章に示した掘削実験結果から明らかなように、地熱井のような硬岩の掘削に適用できるPDCコアビットを開発することができた。特に、外径215.1mmのPDCコアビットは直ちに実用化が可能である。実際に、高温岩体実験場のHDR-3井の実験に用いた3個のビットのうち2個は新エネルギー・産業技術総合開発機構が製作したもので、高温岩体エネルギー開発の実験という範疇ではあるが、実用化されたと見ることができる。残念ながら、現在のところこのような大口径コアビットの需要は少ない。しかし、我が国でも計画が提案されている、深度約10km以上に達する学術ボーリング<sup>30)</sup>では、深部地殻の学術調査の観点から多量のコア採取が必要になると考える。既に地熱フィールドにおいてその性能を確認した本PDCビットはこれらのコアリングに貢献できるものとする。

花崗岩採石場で用いた小口径のコアビットも、サーフェースセットダイヤモンドコアビットと同等以上の性能が得られる可能性がある。小口径のダイヤモンドコアビットの場合、サーフェースセットタイプより、インブリグネイテッドタイプの方がビットコストがやや低廉で、一般にビット寿命が大きいいわれている。PDCビットの実用化のためには、今後このビットとの性能比較と、ビットコストの削減が必要であると考える。

PDCビットを坑井の掘削に広く用いるには、全断面ビットの開発が不可欠である。これは、コアを採取しないノンコアボーリングの方が坑井の掘削作業能率が高いため、地質調査井などを除いて、今日掘削されている坑井の多くが全断面ビットを用いて行われていることによる。本論文ではコアビットの研究についてのみ述べたが、その後に実施した全断面ビットの研究では、現在までに花崗岩に対する室内実験において、直径約140mmのビットが掘削長で約26mの性能が得られている<sup>30)</sup>。また、直径66mmの全断面ビットが花崗岩の掘削において掘削長で約50mの耐久性を示している（未公表データ）。さらに、この研究ではビットコストの低減も目指しており、本章の研究で用いたビットに比べ、1/3程度（正味削減分）のコスト削減にも見通しが得られている（特許出願中）。今後の課題としては、硬岩掘削に対するさらなる性能（掘進率と耐久性）の向上と、コストを削減したビットの信頼性の確認が必要である。また、ドリルビットは高い信頼性が要求されるので、

フィールドテストや使用実績を積み重ねる必要もある。このような検討課題を可能な限り解決していきたいと考える。

本章で述べた研究および上記全断面ビットの研究は、硬岩掘削に適用可能なPDCビットの開発という観点から、主に花崗岩類を対象として実施してきた。筆者の今日までの実験経験によると、花崗岩は比較的直径の大きい石英粒を含み、ビットの掘進率と耐久性に関して最も掘削しにくい岩石の1つである。例えば、実験で用いた花崗岩と同程度の一軸圧縮強度を有する安山岩の場合、PDCビットの掘進率と耐久性は花崗岩に比べてかなり向上するものと推測される。このビットが花崗岩のような研磨性の著しい硬岩に広く実用できるかどうかは不明であるが、花崗岩を掘削できるビットの開発を目指すことにより、花崗岩以外の中硬～硬岩を効率的に掘削できるビットが開発できる可能性は十分にあると考える。

また、このビットは刃先自体の性能とビットデザインによって掘削性能が決まるといっても過言ではない。刃先性能向上のための研究開発が我が国や米国を中心に進められており、現時点では入手できないが、従来のものに比べて耐熱温度や硬度に優れた焼結ダイヤモンドが開発されつつある<sup>36)</sup>。さらに、2つのダイヤモンド層を有する新構造の刃先も考案され、従来の刃先より耐久性に優れていることが報告されている<sup>37)</sup>。このように、高温・高圧技術の進展により今後、刃先性能のいっそうの向上が期待できるので、PDCビットはローラコーンビットのようにほぼ完成域に達しているものではなく、まだ開発段階のビットであるといえる。したがって、将来このビットは岩盤掘削用ビットとして発展することが期待できる。



## 参考文献

- 1) Offenbacher, L.A. (1979): Recent Developments in STRATAPAX Blank Bits, Paper presented at ASME Petroleum Mechanical Engineering Conference, Tulsa, Oklahoma, October 28-30, p. 1-7
- 2) 土井良彦, 矢津修示, 中井哲男(1983): 焼結ダイヤモンドの岩石切削特性について, 住友電気, No. 122, p. 100-108
- 3) 矢津修示(1986): PDC (焼結ダイヤモンド) の製法, 特性および用途, 石油技術協会誌, Vol. 50, p. 245-255
- 4) Atokins, E.C. (1982): Drilling Application Successes Using STRATAPAX Blank Bits in Mining and Construction, Paper presented at Australian Drilling Association Symposium, Newcastle, N.S.W., January 18-20, p. 1-18
- 5) Pain, D.D., and Schieck, B.E. (1985): Evolution of Polycrystalline Diamond Compact Bit Designs for Rocky Mountain Drilling, J. of Petroleum Technology, Vol. 37, p. 1213-1219
- 6) Balkenbush, R.J. and Onisko, J.E. (1985): Application of Polycrystalline Diamond Compact Bits in the Kuparuk River Field, Alaska, J. of Petroleum Technology, Vol. 37, p. 1220-1224
- 7) Rowley, J.C. (1991): Recent Polycrystalline Diamond Cutter Developments... Potential for Geothermal Drilling?, Geothermal Resources Council Bulletin, Vol. 20, p. 222-227
- 8) Wood, J., and Cazenave, R. (1981): PDC Bits Come of Age, Petroleum Engineers International, Vol. 53, No. 13, p. 183, 185-186, 188, 190, 192
- 9) 唐澤廣和, 三澤茂夫(1987): PDC刃先材による岩石切削に関する研究 (第2報), 採鉱と保安, Vol. 33, p. 625-634



- 10) 唐澤廣和, 三澤茂夫, 吉田 覚(1988): 地熱井掘削用PDCビットの試作研究, 採鉱と保安, Vol.34, p. 68-77
- 11) Karasawa, H., Misawa, S., and Rowley, J.C. (1988): Development of Polycrystalline Diamond Compact Bits for Hard Rock Drilling, Proc. of ASME/GRC Geothermal Energy Symposium, New Orleans, LA, January 10-13, p.197-203
- 12) 唐澤廣和, 三澤茂夫, 吉田 覚(1991): PDCビットの性能に及ぼすレーキ角の影響, 資源・素材学会誌, Vol.107, p. 853-858
- 13) Karasawa, H., and Misawa, S. (1992): Laboratory Testing to Design PDC Bits for Geothermal Well Drilling, ASME PED-Vol.40, Drilling Technology, p.135-141
- 14) Karasawa, H., and Misawa, S. (1992): Development of New PDC Bits for Drilling of Geothermal Wells- Part I: Laboratory Testing, J. of Energy Resources Technology, Vol.114, p. 323-331
- 15) 三澤茂夫, 唐澤廣和, 吉田 覚(1989): PDCビットによる現場掘削実験-青葉みかげ採石場における小口径PDCビットによる掘削実験-, 資源, Vol.1, p. 385-396
- 16) Karasawa, H., Misawa, S., and Yoshida, S. (1989): Design of New PDC Bits for Geothermal Well Drilling and Evaluation of Their Performance in A Granite Quarry, Proc. of the 11th New Zealand Geothermal Workshop, p. 229-234
- 17) 三澤茂夫, 唐澤廣和(1991): 新型PDCビットによる地熱井の掘削, 石油技術協会誌, Vol.56, p. 492-500
- 18) 唐澤廣和, 三澤茂夫(1991): 新型PDCビットによる地熱井の掘削 (第2報), 石油技術協会誌, Vol.58, p. 245-254
- 19) Misawa, S., and Karasawa, H. (1992): Field Testing with Small and Large Diameter PDC Core Bits to Evaluate Their Applicability to Drilling of Geothermal Wells, ASME PED-Vol.40, Drilling Technology, p.143-149
- 20) Misawa, S., and Karasawa, H. (1992): Development of New PDC Bits for Drilling of

- Geothermal Wells- Part 2: Field Testing, J. of Energy Resources Technology, Vol.114, p.332-338
- 21) 唐澤廣和, 大野哲二(1993): 地熱井掘削用PDCビットの設計指針の提案, 資源と環境, Vol.2, p.527-535
- 22) 唐澤廣和, 三澤茂夫(1984): 掘削用ビットの刃先材, 昭和59年特許願第239264号, 昭和63年特許出願公告第042071号, 平成1年特許第1492181号
- 23) 連水博秀, 三澤茂夫, 厨川道雄, 高岡三郎(1975): 岩石切削における摩擦抵抗の影響, 日本鉱業会誌, Vol.91, p.55-59
- 24) Walker, B.H., Evans, S.T., Fielder, C.M., and Appl, F.C.(1980): Field and Laboratory Applications of Bits with Synthetic Formed Diamond Cutters, Paper presented at ASME, Energy Sources Technology Conference, New Orleans, LA, February 3-7, p.1-8
- 25) Hoover, E.R., and Middleton, J.N.(1981): Laboratory Evaluation of PDC Drill Bits under High-Speed and High-Wear Conditions, J. of Petroleum Technology, Vol.33, p.2316-2321
- 26) Hibbs, Jr., L.E., and Flom, D.G.(1978): Diamond Compact Cutter Studies for Geothermal Bit Design, J. of Pressure Vessel Technology, Vol.100, p.406-416
- 27) Feenstra, R.(1988): Status of Polycrystalline-Diamond-Compact Bits: Part 1-Development, J. of Petroleum Technology, Vol.40, p.675-684
- 28) Hough, Jr., C.L.(1986): The Effect of Back Rake Angle on the Performance of Small-Diameter Polycrystalline Diamond Rock Bits: ANOVA Tests, J. of Energy Resources Technology, Vol.108, p.305-309
- 29) Moore, P.L.(1986): Drilling Practices Manual (Second Edition), PenWell Publishing Company, p.19
- 30) 新エネルギー・産業技術総合開発機構(1991): 平成3年度高温岩体発電システム技術

開発成果報告書, p. 77

- 31) 及川寧己, 山口 勉, 松永 烈, 厨川道雄(1989): 肘折高温岩体実験場 HDR-1 坑井から採取したコアの物性試験結果について, 資源, Vol.1, p.498-508
- 32) 新エネルギー・産業技術総合開発機構(1991): 平成3年度高温岩体発電システム技術開発成果報告書, p. 74
- 33) 三澤茂夫, 唐澤廣和(1991): PDC全断面ビットに関する研究, 資源, Vol.3, p.487-497
- 34) Urabe, T., Tanaka, S., Kiya, Y., and Soejima, T. (1992): Japanese Ultra-Deep Drilling and Geoscientific Experiments (JUDGE) Project: An Overview, ASME PED-Vol.40, Drilling Technology, p.89-94
- 35) 唐澤廣和, 大野哲二(1997): 硬岩掘削におけるPDCビットの耐久性能, 日本地熱学会平成9年度学術講演会講演要旨集, B26
- 36) Akaishi, M., Yamaoka, S., Ueda, F., and Ohashi, T. (1996): Synthesis of Polycrystalline Diamond Compact with Magnesium Carbonate and Its Physical Properties, Diamond and Related Materials 5, p.2-7
- 37) Mensa-Wilmot, G. (1997): Twin Edge Cutter (TEC) - Enhancing PDC Bit Development and Performance, SPE/IADC 37637, Paper presented at the 1997 SPE/IADC Drilling Conference, Amsterdam, The Netherlands, March 4-6, p.529-539

表 3-1 バックレーキ角およびサイドレーキ角が掘進率に及ぼす影響  
(B20, S20 ビットの掘進率を 1 としたときの相対掘進率を表に示す)

Bit	RPM			Mean
	50	80	110	
B20,S20	1 (18.7 cm/min)	1 (26.7 cm/min)	1 (32.7 cm/min)	1
B20,S30	0.83	0.77	0.82	0.81
B20,S40	0.58	0.55	0.58	0.57
B30,S20	0.67	0.70	0.76	0.71
B30,S30	0.60	0.61	0.61	0.61
B30,S40	0.43	0.44	0.46	0.44
B40,S20	0.54	0.51	0.48	0.51
B40,S30	0.40	0.41	0.42	0.41
B40,S40	0.27	-----	-----	0.27

B20,S20: Backrake Angle= -20-deg, Siderake Angle= -20-deg

表 3-2 耐久試験に用いた新型刃先コアビットのバックレーキ角,  
サイドレーキ角および刃先数

No.	Backrake Angle(deg.)	Siderake Angle(deg.)	No. of Cutters
1	-5	-5	12
2	-10	-10	12
3	-15	-15	12
4	-10	-10	8

表 3-3 供試岩石の機械的性質  
(上段は切削実験, 下段は掘削実験・耐久試験に用いた岩石の値である)

Rock	$S_c$ (MPa)	$S_t$ (MPa)
Akiyoshi Marble	59 (---)	4.4 (---)
Sanjome Andesite	74 (99)	4.9 (7.5)
Shinkomatsu Andesite	186 (179)	8.3 (9.9)
Sori Granite	144 (178)	7.8 (9.8)

$S_c$ : Uniaxial Compressive Strength,  $S_t$ : Tensile Strength

表 3-4 各ビットによる掘削実験を行った孔井と深さ

Bit	Borehole	Depth (m)
Surface-Set No.1	No.1	0.00- 1.00
	No.5	0.15- 9.60
Surface-Set No.2	No.2	0.00-19.45
	No.3	0.35-22.75
Conventional PDC	No.4	0.15- 1.65
	No.4	1.65-21.10
New PDC	No.6	0.35- 1.30
	No.6	2.94- 9.95

表 3-5 耐久試験結果のまとめ

Bit	Length (m)	Hours (h)	Rate (cm/min)	Weight (kN)	Speed (rpm)
Surface-Set No.1	10.5 (11.6)*	2.77	6.3	4.9-25.5	200
Conventional PDC	23.9 (25.2)*	6.70	5.9	1.8-21.9	50
New PDC	27.4 (32.2)*	10.25	4.5	1.8-29.1	50

\* The numbers in parentheses include durability tests for Aoba granite in the laboratory after the field tests.



表 3-6 HDR-2 井における掘削実験結果のまとめ

Depth In/Out:	1905.00-1909.90 m
Length Drilled:	4.90 m
Core Length:	4.45 m (Core Recovery 91%)
Rotating Hours:	6.0 h
Mean Penetration Rate:	1.36 cm/min (0.82 m/h)
Rotary Speed:	27 rpm
Bit Weight:	5.9-118 kN
Rock Drilled:	Granodiorite
Formation Temp.:	About 260-deg C (Mud Temp. at Surface: 70-80-deg C)
Drilling Fluid:	Bentonite Mud (S.G.: 1.04, F.V.: 33 sec)
Flow Rate of Mud:	1.0 m <sup>3</sup> /min
Mud Pressure:	2.1-2.7 MPa

表 3-7 HDR-3 井における実験概要

No.	Bit	Depth (m)	Method of Coring
1	Improved PDC No.1	1627.00-	Conventional Coring
2	Improved PDC No.2	1641.00-	Oriented Coring
3	Conventional PDC No.1	1716.00-	Oriented Coring
4	Surface-Set Diamond	1741.00-	Oriented Coring
6	Conventional PDC No.1 (Rerun)	1755.00-	Oriented Coring
8	Improved PDC No.2 (Rerun)	1902.00-	Oriented Coring

表 3-8 HDR-2 および HDR-3 井における掘削実験結果のまとめ

No.	Bit	Depth (m)	Length (m)	Hours (h)	Rate (m/h)	Recovery (%)	Speed (rpm)	Weight (kN)	Pressure (MPa)	Remarks
1	Improved PDC No.1	1627.00- 1629.34	2.34	5.5	0.43	88	27	2- 98	2.0-2.5	Conventional coring Faulty attachment of core catcher Wear: about 5%
2	Improved PDC No.2	1641.00- 1646.00	5.00	7.5	0.67	93	27	2- 69	2.3-3.0	Oriented coring Failure of 5 PDC's
3	Conventional PDC No.1	1716.00- 1721.04	5.04	9.0	0.56	89	27	1- 78	2.9-3.2	Oriented coring
4	Surface-Set Diamond	1741.00- 1745.74	4.74	13.17	0.36	96	33-55	1- 98	2.6-6.5	Oriented coring
6	Conventional No.1 (Rerun)	1755.00- 1759.28	4.28	12.17	0.35	96	25-30	2- 98	1.8-2.5	Oriented coring Failure of 1 PDC Wear: about 50%
8	Improved No.2 (Rerun)	1902.00- 1907.00	5.00	12.0	0.42	88	20-30	2- 98	2.0-2.8	Oriented coring Failure of 9 PDC's Wear: about 40%
---	Conventional (HDR-2)	1905.00- 1909.90	4.90	6.0	0.82	91	27	6-118	2.1-2.7	Conventional coring Wear: about 60%



図 3-1 PDC 刃先の構造

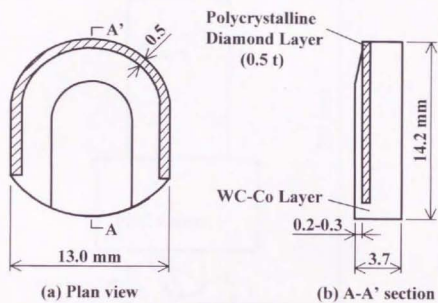


図 3-2 新型刃先の構造

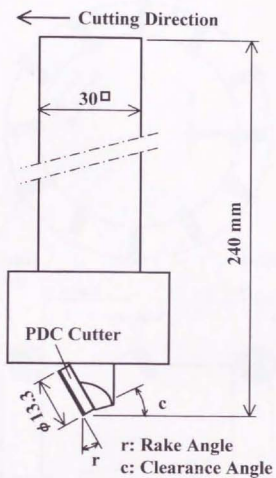


図 3-3 直線切削実験用ビット



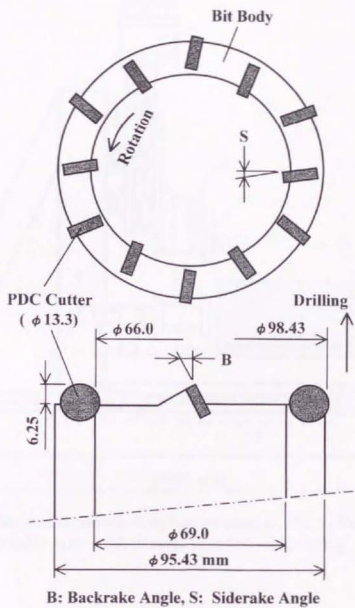
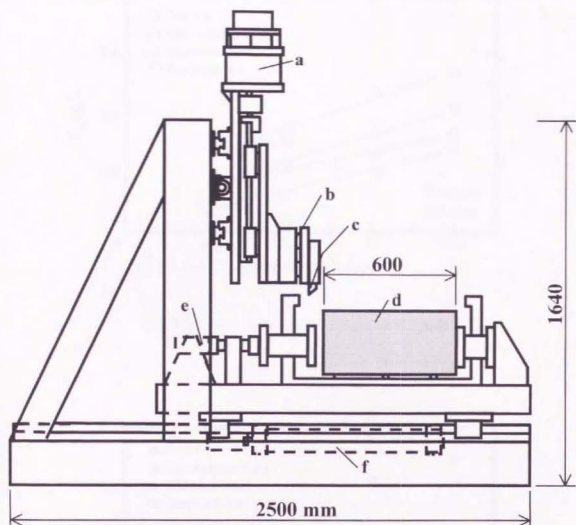


図 3-4 回転掘削実験用ビット



a: Motor, b: Piezoelectric dynamometer, c: Bit, d: Rock,  
e: Hydraulic ram, f: Hydraulic ram for rock sliding

圖 3-5 直線切削實驗裝置

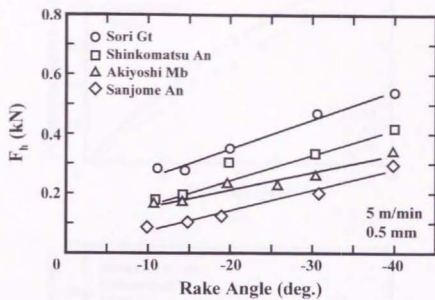


図 3-6(a) レーキ角が主分力 ( $F_h$ ) に及ぼす影響

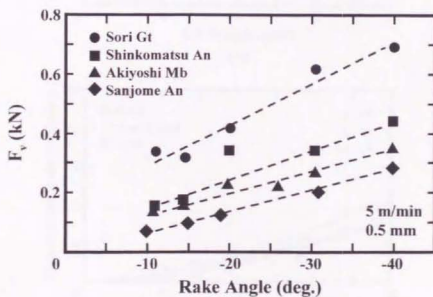


図 3-6(b) レーキ角が背分力 ( $F_v$ ) に及ぼす影響

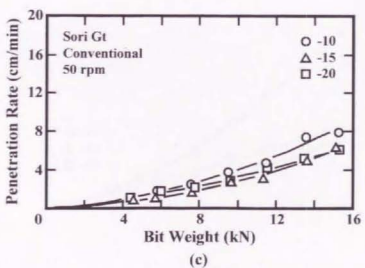
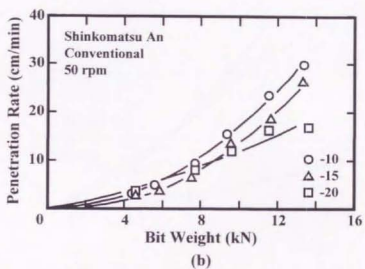
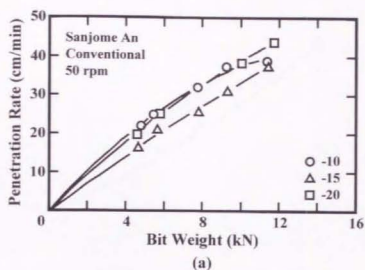


図 3-7 市販刃先コアビットによる回転掘削実験結果

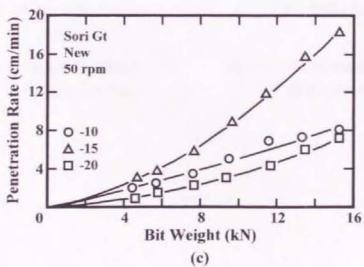
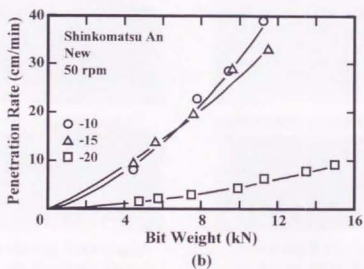
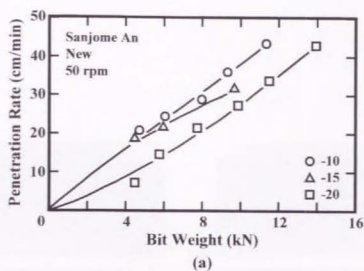


図 3-8 新型刃先コアビットによる回転掘削実験結果



A: -10-deg Rake Angles  
B: -15-deg Rake Angles  
C: -20-deg Rake Angles

図 3-9 回転掘削実験後の  
市販刃先の状態



A: -10-deg Rake Angles  
B: -15-deg Rake Angles  
C: -20-deg Rake Angles

図 3-10 回転掘削実験後の  
新型刃先の状態



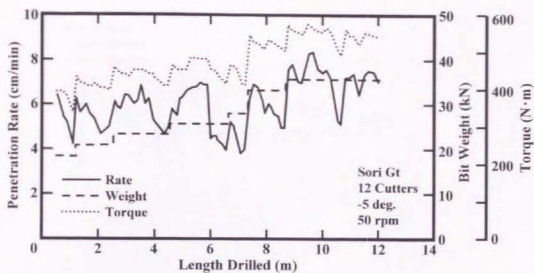


図 3-11 耐久試験結果 (表 3-2 の No. 1 ビット)

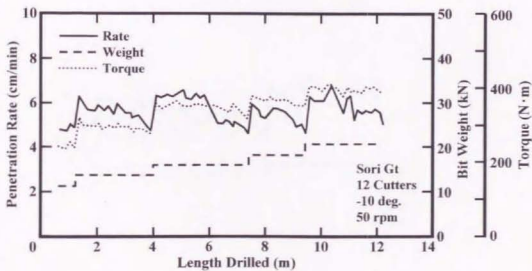


図 3-12 耐久試験結果 (表 3-2 の No. 2 ビット)

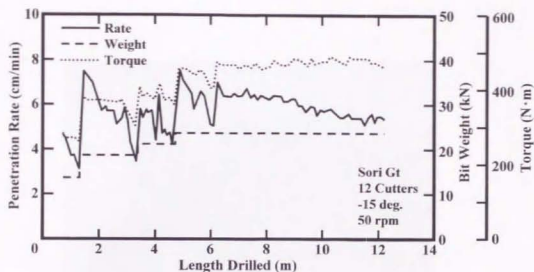


図 3-13 耐久試験結果 (表 3-2 の No. 3 ビット)

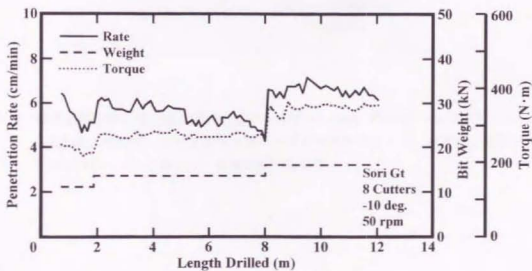


図 3-14 耐久試験結果 (表 3-2 の No. 4 ビット)



図 3-15 青葉花崗岩採石場の掘削実験に用いた外径 98.43mm，内径 66.0mm のコアビット  
 (前方左と後方左：サーフェースセットダイヤモンドビット，前方右：新型刃  
 先PDCビット，後方右：市販刃先PDCビット)



図 3-16 掘削実験に用いたスピンドル型ボーリングマシン

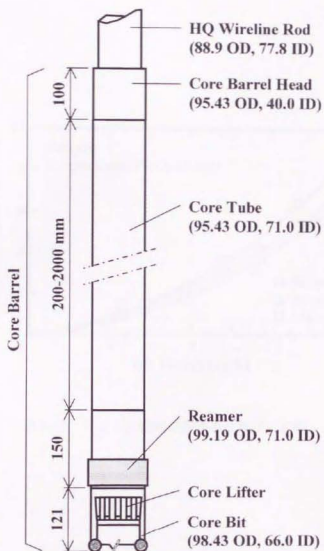


図 3-17 掘削実験時の編成

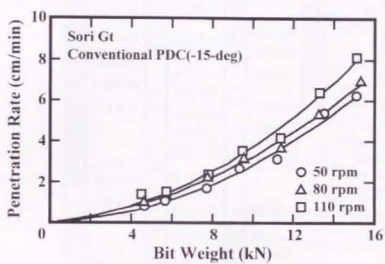


図 3-18 ビット回転数が掘進率に及ぼす影響



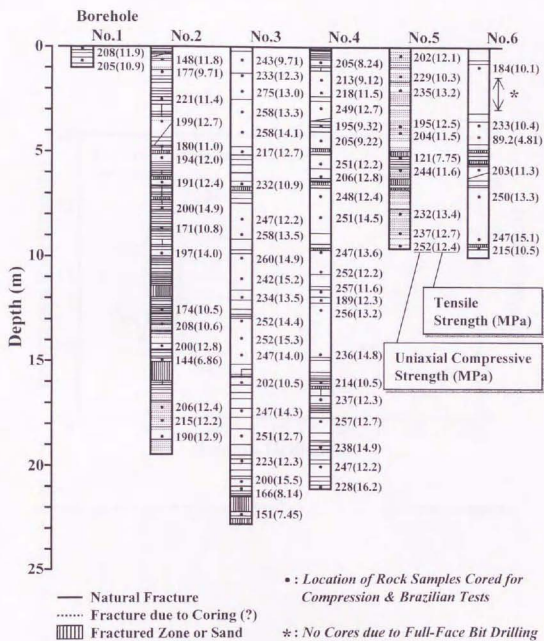


図 3-19 コア柱状図および岩石物性値

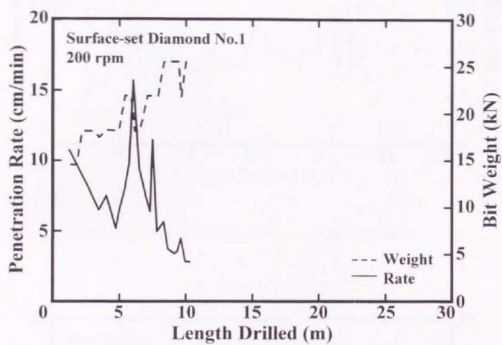


図 3-20 サーフェースセットダイヤモンドコアビット No. 1 の耐久試験結果

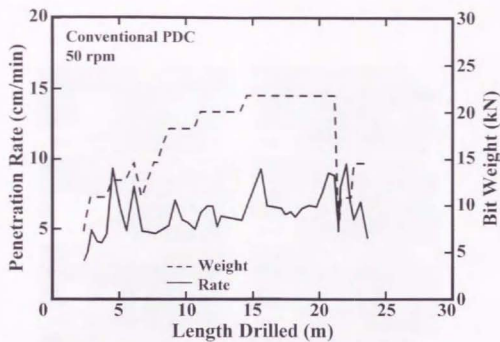


図 3-21 市販刃先PDCコアビットの耐久試験結果

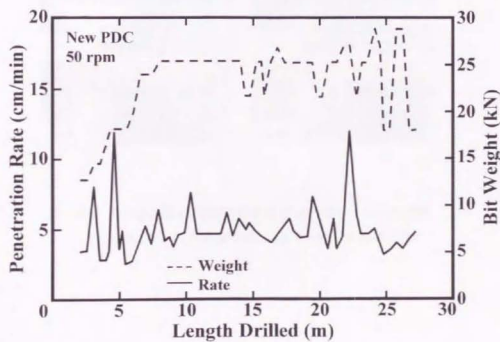


図 3-22 新型刃先PDCコアビットの耐久試験結果

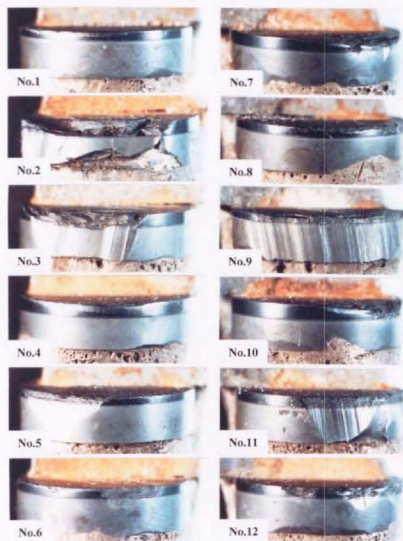


図 3-23 耐久試験後の市販刃先 PDC コアビットの刃先状態  
(No. 1～6 : 内径側刃先, No. 7～12 : 外径側刃先)



図 3-24 耐久試験後の新型刃先 PDC コアビットの刃先状態  
(No. 1～6 : 内径側刃先, No. 7～12 : 外径側刃先)



図 3-25 新型刃先PDCコアビットにより採取されたコアサンプル  
(第 4 孔井, 深さ 8.90~12.70m)



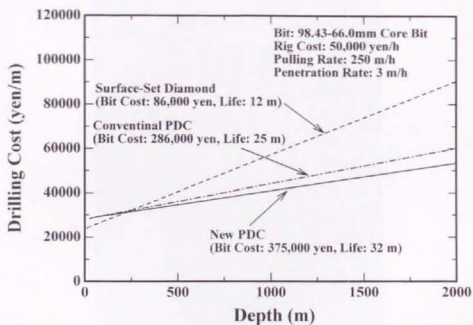


図 3-26 サーフェースセットダイヤモンドコアビット，市販刃先PDCコアビット，  
新型刃先PDCコアビットの掘削コストの比較



図 3-27 外径 215.1mm，内径 101.6mm の新型刃先 PDC コアビットの写真

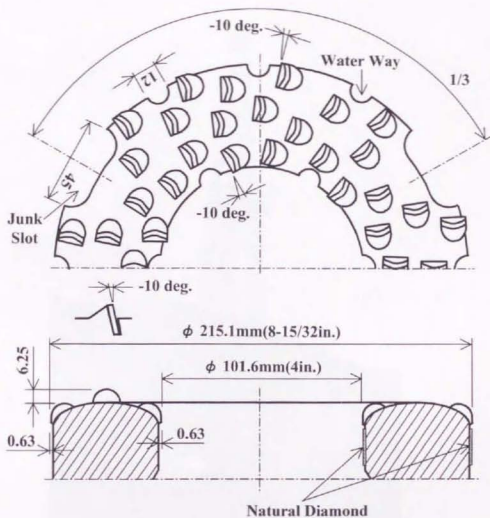


図 3-28 新型刃先 PDC コアビットの詳細図



図 3-29 HDR-2 井における掘削実験に用いたロータリ型掘削リグ

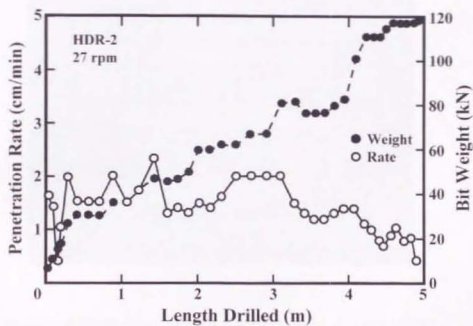


図 3-30 HDR-2 井における掘削実験結果



図 3-31 新型刃先PDCコアビットにより採取されたコアサンプル





図 3-32 掘削実験後の新型刃先PDCコアビットの刃先状態

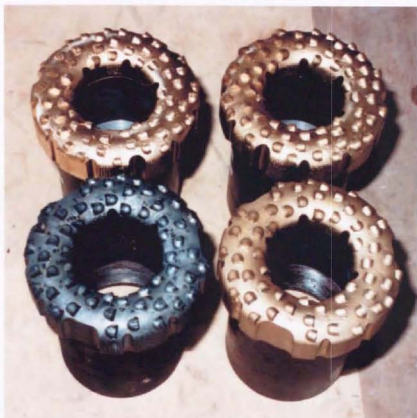


図 3-33 HDR-3 井における掘削実験に用いた外径 215.1mm, 内径 101.6mm の新型刃先 PDC コアビット (前方左は HDR-2 井における実験に用いたビット)

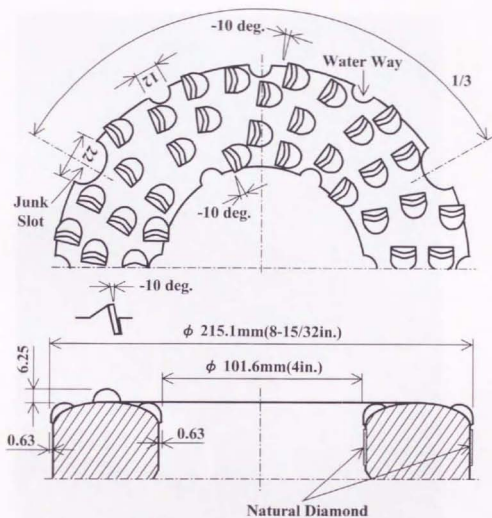


図 3-34 改良型PDCビットの詳細図

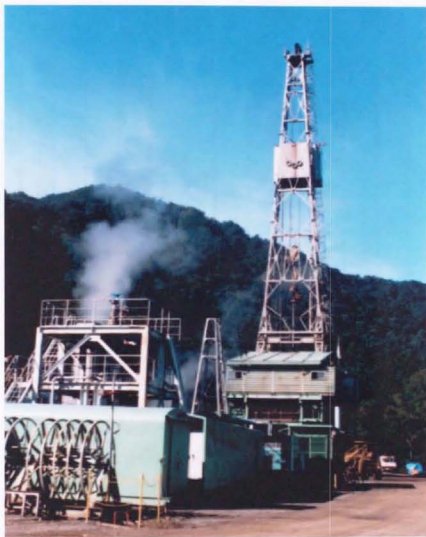


図 3-35 HDR-3 井における掘削実験に用いたロータリ型掘削リグ

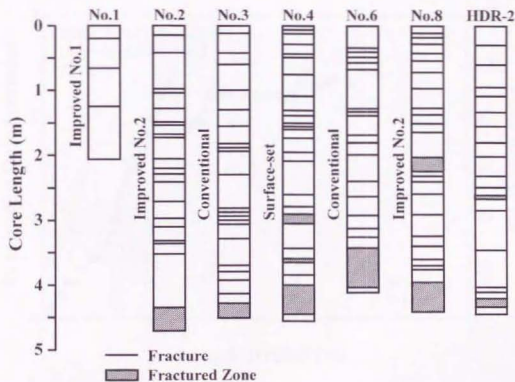


図 3-36 HDR-3 井から採取されたコアの状況

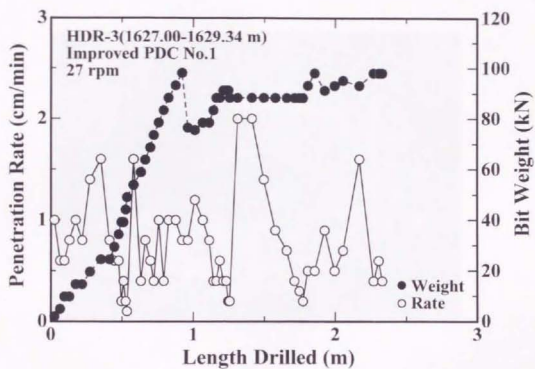


図 3-37 改良型ビット No. 1 による掘削実験結果





図 3-38 実験終了後の改良型ビット No. 1 の刃先状態

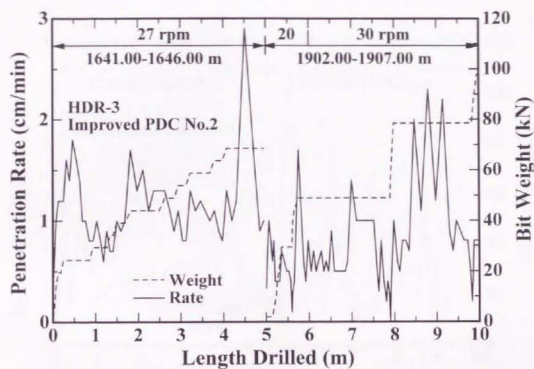


図 3-39 改良型ビット No. 2 による掘削実験結果

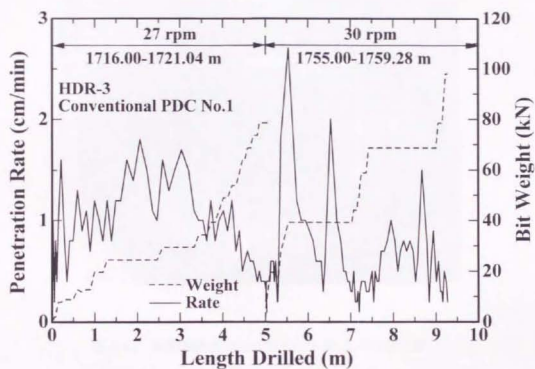


図 3-40 従来型ビットによる掘削実験結果



図 3-41 掘削実験後の改良型ビット No. 2 の刃先状態



図 3-42 掘削実験後の従来型ビットの刃先状態

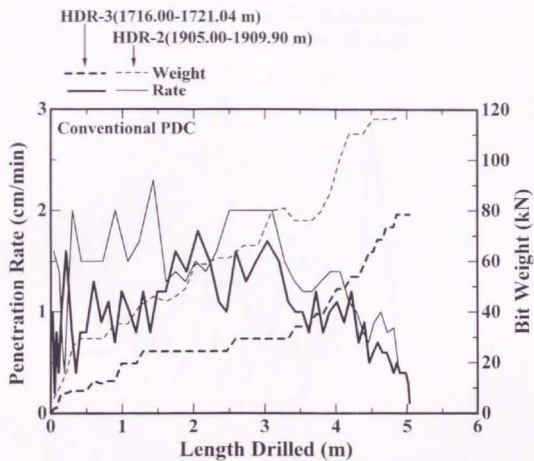


図 3-43 HDR-2 井と HDR-3 井で実験を行った従来型ビットの性能比較



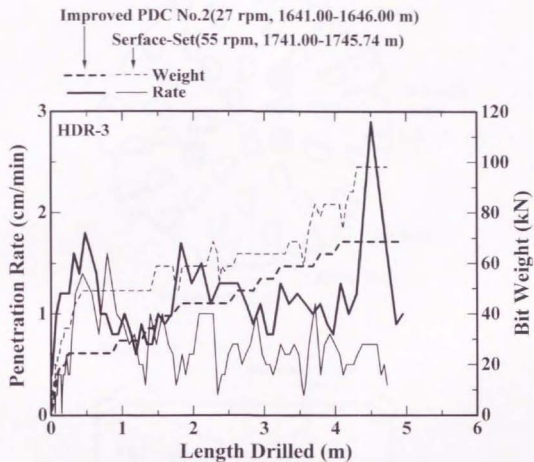


図 3-44 改良型ビット No. 2 とサーフェースセットダイヤモンドビットの性能比較

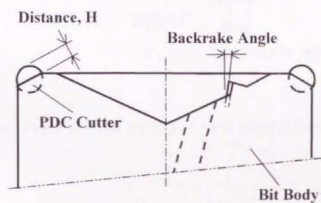
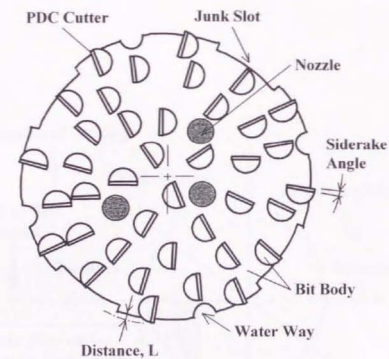


図 3-45 PDCビットの一例

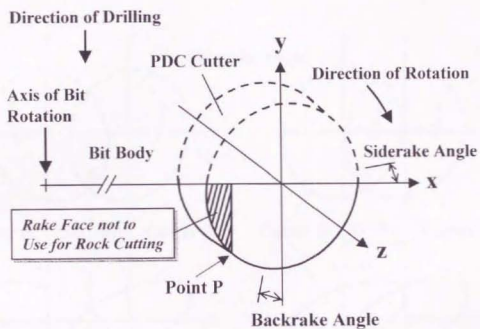


図 3-46 バックレーキ角とサイドレーキ角を有する PDC 刃先の模式図

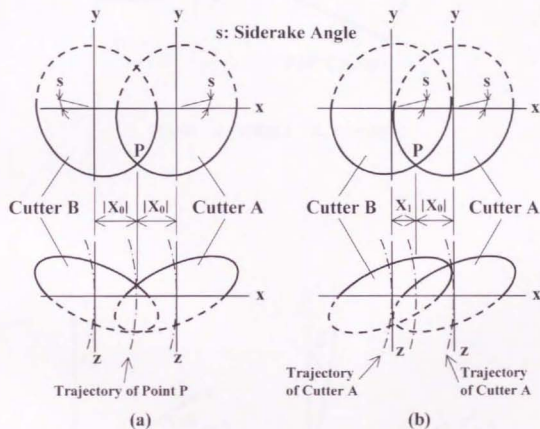


図 3-47 刃先軌跡の重なり ((a)はサイドレーキ角の向きが反対, (b)は同一)

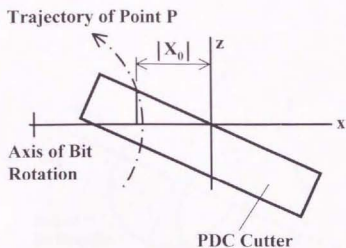


図 3-48 点 P の軌跡と  $|X_0|$  との関係

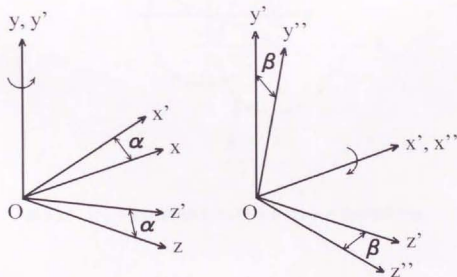


図 3-49 直交座標系  $Oxyz$  と直交座標系  $Ox''y''z''$  との関係

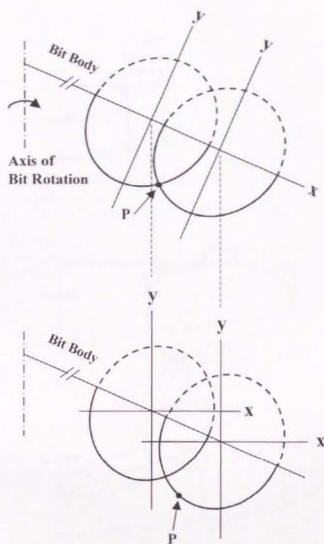
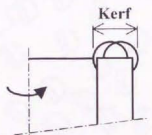
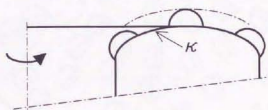


図 3-50 ビット本体が傾斜しているときのレーキ角の設定方法

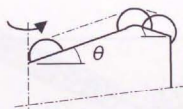




(a)



(b)



(c)

図 3-51 ビット本体の形状 ((a)小口径コアビット, (b)大口径コアビット,  
(c)全断面ビット)

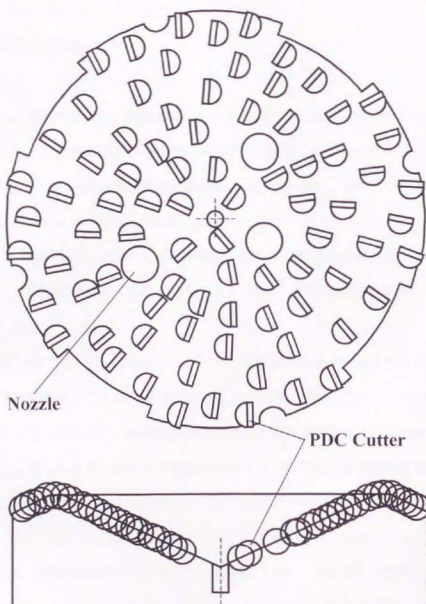


図 3-52 設計を行った 215.9mm (8-1/2in.) PDC 全断面ビット  
(刃先径 13.3mm, 刃先数 81 個)

## 第4章 結 論

### 4.1 本研究の総括

本論文では、深部地殻掘削の能率向上を図る基礎的研究として、坑底状況（岩石強度およびローラコーンビットの刃先摩耗状態）を推定する技術と硬岩用PDCビットを開発するために実施した室内および現場掘削実験結果について述べた。本研究から得られた成果は各章ごとに以下のようにまとめられる。

第1章では、地熱井や石油井などの掘削実績を調べて、深部地殻掘削における技術開発課題とロータリ掘削用ビットの適用範囲を示すとともに、深部地殻掘削技術における上記2つの研究の位置づけを論じた。

第2章の第1節では、ビット荷重、トルクおよび掘進率を基に、岩石強度およびビットの刃先摩耗状態を推定する方法の開発を目的に、刃先摩耗状態の異なるミルドツースタイプブローラコーンビットを用いて数種類の岩石に対して掘削実験を行った。本節では先ず、岩石掘削におけるエネルギーについて整理するとともに、従来の研究結果を調べて実験データの整理方法を検討した。その結果、ビット荷重 $F$ 、トルク $T$ および掘進率 $u$ の一般形はそれぞれ $F/d$ 、 $8T/d^2$ 、 $u/N$ で表されることがわかった。ここで、 $d$ と $N$ はそれぞれビット径とビット回転数である。そこで、これらのパラメータを用いて実験から得られたデータを解析した。次に、解析結果に基づいて岩石強度を表す情報を検討したところ、単位ビット径当たり・ビット1回転当たりの掘削方向の有効エネルギー $F_e u/Nd$ と、単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりの回転方向の有効エネルギーの2乗 $(8Te/d^2)^2$ との関係が、刃先摩耗状態の影響の小さい、岩石強度を強く反映した情報であることが見出された。そこで、この関係に基づいて、岩石の掘削強度 $D_s$ (MPa)を下式のように表した。

$$D_s = \frac{a_F}{1000a_T^2} = \frac{64NT_e^2}{1000F_eud^3} \dots\dots\dots (2-20, 2-21)$$

ここで、 $a_F$ はビット荷重の第1次作用線の傾き ( $\text{m}^2/\text{kN}$ )、 $a_T$ はトルクの第1次作用線の傾き ( $\text{m}^2/\text{kN}$ )、 $N$ はビット回転数 (rpm)、 $T_e$ は有効トルク ( $\text{kN}\cdot\text{m}$ )、 $F_e$ は有効荷重 ( $\text{kN}$ )、 $u$ は掘進率 ( $\text{m}/\text{min}$ )、 $d$ はビット径 ( $\text{m}$ )である。さらに、岩石の掘削強度  $D_s$ を基に、刃先摩耗状態を推定する方法を検討した。その結果、ビットの刃先摩耗状態は、 $D_s$ と岩石の貫入強度  $I_s$  (MPa)、 $D_s$ と回転方向の有効エネルギーより求めた比エネルギー  $S_e$  (MPa)、 $D_s$ と単位ビット径当たりのしきい荷重  $F_e/d$  ( $\text{kN}/\text{m}$ )、 $D_s$ と単位ビット断面積当たり・ビット1回転当たりのしきいエネルギー  $8T_e/d^2$  ( $\text{kN}/\text{m}$ )との関係を把握することにより推定できることがわかった。ここで、 $F_e$ と  $T_e$ はしきい荷重としきいトルクである。また、 $I_s$ と  $S_e$ はそれぞれ次式によって与えられる。

$$I_s = \frac{1}{1000a_F} = \frac{NF_e}{1000du} \dots\dots\dots (2-22)$$

$$S_e = \frac{1}{1000a_T} = \frac{8NT_e}{1000d^2u} \dots\dots\dots (2-23)$$

第2節では、ツースビットで開発した推定方法がインサートタイプローラコーンビットにも適用できるかどうかを確認するため、刃先摩耗状態の異なるインサートビットを用いて掘削実験を行った。ツースビットの場合と同様に実験データを解析したところ、インサートビットで得られた結果はツースビットのものと同様の傾向を示すことがわかったため、上記ツースビットと同様にこの結果を整理した。その結果、ツースビットで得られた岩石強度と刃先摩耗状態の推定方法はインサートビットにも適用できることが確認された。また、ツースおよびインサートビットの実験結果を基に、刃先摩耗状態をより簡便に推定できる方法を検討した。この検討から、次式に示す無次元有効トルク  $T_{e0}$ を把握することにより、刃先摩耗状態を簡便に推定できることがわかった。

$$T_{ed} = \frac{a_F}{a_T} = a_{FT} = \frac{8T_e}{F_e d} \dots\dots\dots (2-33)$$

ここで、 $a_{FT}$ は、ビット荷重・トルクの第1次作用線の傾きである。さらに、ベアリング摩耗状態が岩石の掘削特性に及ぼす影響を検討したところ、B5 程度までのベアリング摩耗は岩石の掘削特性にほとんど影響を与えないことが判明した。ツースおよびインサートビットによる実験では、ビット回転数やビット径が岩石の掘削特性に及ぼす影響も調べた。その結果、 $u-F$ 、 $u-T$ プロットの代わりに  $u/N-F/d$ 、 $u/N-8T/d^2$  プロットを用いることによって、岩石の掘削特性に及ぼすビット回転数やビット径の影響を概ね除き得るという有用性が確認された。ただし、本実験から得られた結果は、従来報告されている実験結果や理論式と完全には一致しなかった。これは、ビット回転数が増加すると切屑のリカッチングが生じる確率が高くなることや、ビットが同型でもビット径が異なるとデザインが異なる場合があるなどの理由によると考えられる。したがって、所定のビット回転数とビット径から得られた  $F/d$  と  $u/N$ 、 $8T/d^2$  と  $u/N$  との関係は他のビット回転数とビット径では目安として見るべきであることがわかった。

第3章では、硬岩用PDCビットを開発するために実施した室内および現場掘削実験結果を述べた。すなわち、第1節では、硬岩用PDCビットの設計データを得るための直線切削実験、回転掘削実験および耐久試験を行った。その結果、レーキ角が $4-10^\circ \sim 40^\circ$  の範囲ではレーキ角 $-10^\circ$  で切削抵抗がほぼ最小になること、バックレーキ角とサイドレーキ角が $-10^\circ \sim 20^\circ$  の範囲では掘進率および刃先強度に関して $-10^\circ$  あるいは $-15^\circ$  が優れていること、 $-5^\circ$  のバックレーキ角およびサイドレーキ角は $-10^\circ$  に比べて所定の掘進率を得るのに要するビット荷重やトルクが大きいことが明らかとなった。また、硬岩の掘削では刃先構造の異なる新型刃先は市販刃先より刃先強度や掘進率の点で優れていること、外径98mm、内径66mm程度のコアビットの場合、直径が13.3mmの刃先8個でも硬岩の掘削において十分な性能が得られることもわかった。第2節では、PDCビットのフィールドにおける硬岩掘削への適用性を検討するために、外径98.43mm、内径66.0mmのダイヤモンド

ドコアビット、新型刃先PDCコアビットおよび市販刃先PDCコアビットを用いて花崗岩採石場において耐久試験を実施した。この試験により、開発したPDCコアビットは従来から硬岩の掘削に用いられてきたダイヤモンドコアビットに比べて2倍以上の掘削長を示し、耐久性能に関して優れていることがわかった。また、新型刃先は市販刃先に比べて刃先の欠損が小さく、刃先強度に優れていることも確認できた。さらに、この結果を基に掘削コストを試算したところ、PDCビットは掘削深度が増加するとダイヤモンドビットより経済的になるとともに、このビットを広く実用化するには特にビットコストの低減が必要であることが示唆された。第3節および第4節では、PDCビットの地熱井掘削への適用性を評価するために行った肘折高温岩体実験場における掘削実験結果を述べた。本実験場に掘削されたHDR-2およびHDR-3井において外径215.1mm、内径101.6mmの新型刃先PDCコアビット4個を用いて実験を行った結果、これらのビットは深度約1600~1900m、地層温度約250℃に達する基盤の花崗閃緑岩の掘削に適用できることが実証された。また、PDCコアビットの掘削成績（掘進率と掘削長）はダイヤモンドコアビットのそれと比較しても優れていることが明らかとなった。第5節では、室内および現場掘削実験の総括として、刃先数、レーキ角、刃先間隔、ビット本体形状および刃先配列に関して硬岩用PDCビットの設計指針の試案を提案した。

第4章では本研究の総括を行うとともに、研究成果の応用と今後の課題を述べた。

以上のように、室内における基礎的な掘削実験により、坑内状況のリアルタイム把握技術の基本となる、坑底における岩石強度とローラコーンビットの刃先摩耗状態を推定する方法を提案することができた。また、室内および現場における掘削実験により、従来軟～中硬岩に制約されていたPDCビットの適用範囲を、コアビットについては硬岩まで拡大することができた。



## 4.2 研究成果の応用と今後の課題

本研究によって開発した坑底状況（岩石強度、ビットの刃先摩耗状態）の推定方法に関しては、現場に適用できるかどうかを確認することが今後の大きな課題である。しかし、2.4 で述べたように、本研究で提案したローラコーンビットの刃先摩耗状態の推定方法、すなわち無次元有効トルク ( $8 T_e / F \cdot d$ ) に類似するパラメータ  $T/F$  が、実際の坑井掘削において刃先摩耗の把握に有効であることが報告されている。したがって、本研究結果は現場での経験と矛盾しないことから、本研究で提案した岩石強度と刃先摩耗状態の推定方法は現場に適用できる可能性が十分あると考えられる。また、坑井の掘削分野のみならず、例えば全断面トンネル掘進機による岩盤掘進などでも岩石強度や刃先摩耗状態を把握する技術の開発が求められている。したがって、これらの推定方法が岩盤掘進のような土木分野にも適用できるかどうかの検討も要すると考えられる。さらに、今後の課題として、上記方法によって岩石強度や刃先摩耗状態が推定できるメカニズムを解明することも重要であると考ええる。これらに加え、例えば、掘進率、ビット荷重およびトルクの1組のデータから岩石強度と刃先摩耗状態を把握できる簡便な推定方法の開発も必要である。

以上のように、坑井掘削において図 1-4 に示したような高度な制御を実現するには、今後解決しなければならない課題も多い。これらの課題解決のために研究を継続していきたいと考える。坑井の掘削は数千 m に及ぶ地層という複雑・多様な物質を対象としており、また、地域によって地温勾配や地下流体条件などが変化する。したがって、できるだけ正確に現場データを解析するには、様々な掘削事例の解析の積み重ねも重要であると考ええる。最近、坑井掘削中に得られたビット荷重、トルクおよび掘進率などのデータは記録・保存されるようになってきているが、その解析にはほとんど手が付けられていない。今後、本研究から得られた成果を用いて現場データの解析にも着手したいと考える。

本研究で開発したPDCコアビットの課題は実用化である。このうち、外径 215.1mm、内径 101.6mm のPDCコアビットは直ちに実用化が可能である。実際に、高温岩体実験場

の HDR-3 井の実験に用いたビットは、高温岩体エネルギー開発の実験という範疇ではあるが実用的に使用された。また、我が国でも計画が提案されている学術ボーリングなどにおいては、深部地殻の学術調査の観点から多量のコア採取が必要になると考える。既に地熱フィールドにおいてその性能を確認した本 PDC ビットはこれらのコアリングに貢献できるものと考ええる。

花崗岩採石場で用いた小口径のコアビットも、ダイヤモンドコアビットと同等以上の性能が得られる可能性がある。小口径のダイヤモンドコアビットの場合、インブリグネイテッドタイプの方がサーフェスセットタイプよりコストがやや低廉で、一般にビット寿命が大きいといわれている。小口径 PDC コアビットの実用化のためには、今後このビットとの性能比較と、ビットコストの削減が必要であると考ええる。

PDC ビットを坑井の掘削に広く用いるには、全断面ビットの開発が不可欠である。本論文ではコアビットの研究についてのみ述べたが、その後に実施している全断面ビットの研究においても、花崗岩掘削時の耐久性能が着実に向上している。また、この研究では本研究で用いたビットに比べ、1/3 程度（正味削減分）のコスト削減にも見通しが得られている。しかし、それでもなお、このビットのコストはローラコーンビットに比べて高い。したがって、PDC 全断面ビットの幅広い実用化には、硬岩掘削におけるもう一段の耐久性能の向上が必要である。花崗岩のような研磨性の著しい硬質な岩石の掘削に PDC ビットが広く実用できるかどうかは不明であるが、花崗岩掘削における耐久性能の向上を目指すことにより、少なくとも安山岩類などの硬質な岩石の掘削に実用できるビットが開発される可能性は十分あると考える。今後、室内実験によって耐久性能のいっそうの向上を図るとともに、フィールドテストを実施していく予定である。

最近 CO<sub>2</sub> などの地球環境問題に対処するため、地熱エネルギーなどのクリーンな再生可能エネルギーの着実な開発が求められている。特に地熱エネルギー開発においては掘削コストの削減がその発展を左右するといっても過言ではない。また、深部地殻を学術的に調査することは、地殻構造や火山の生成過程などの解明といった地球科学に貢献するのみに

らず、資源探査や国土保全などの観点からも重要である。したがって、従来の掘削技術を革新するような新しい掘削技術の検討もきわめて重要であると考え。このような技術の開発は産官学の強い連携なくしては不可能であると考え。

坑内状況のリアルタイム把握技術といった掘削技術の高度化、掘削用機材（掘削泥水、ビット、MWDシステムなど）の耐熱性・耐久性の向上および新掘削技術の開発は、エネルギーや環境問題への対処のみならず深部地殻の学術調査などの観点からもきわめて重要な課題であると考え。また、先に述べたように、坑井の掘削は地層という複雑・多様な物質を対象としていることに加え、地温勾配や地下流体条件などが地域によって異なるため、その作業は経験工学的な面に多分に依存している。将来、このような坑井掘削技術の普遍化、体系化を図る努力も必要であろう。今後とも、これらの課題解決に可能な限り取り組みんでいきたい。

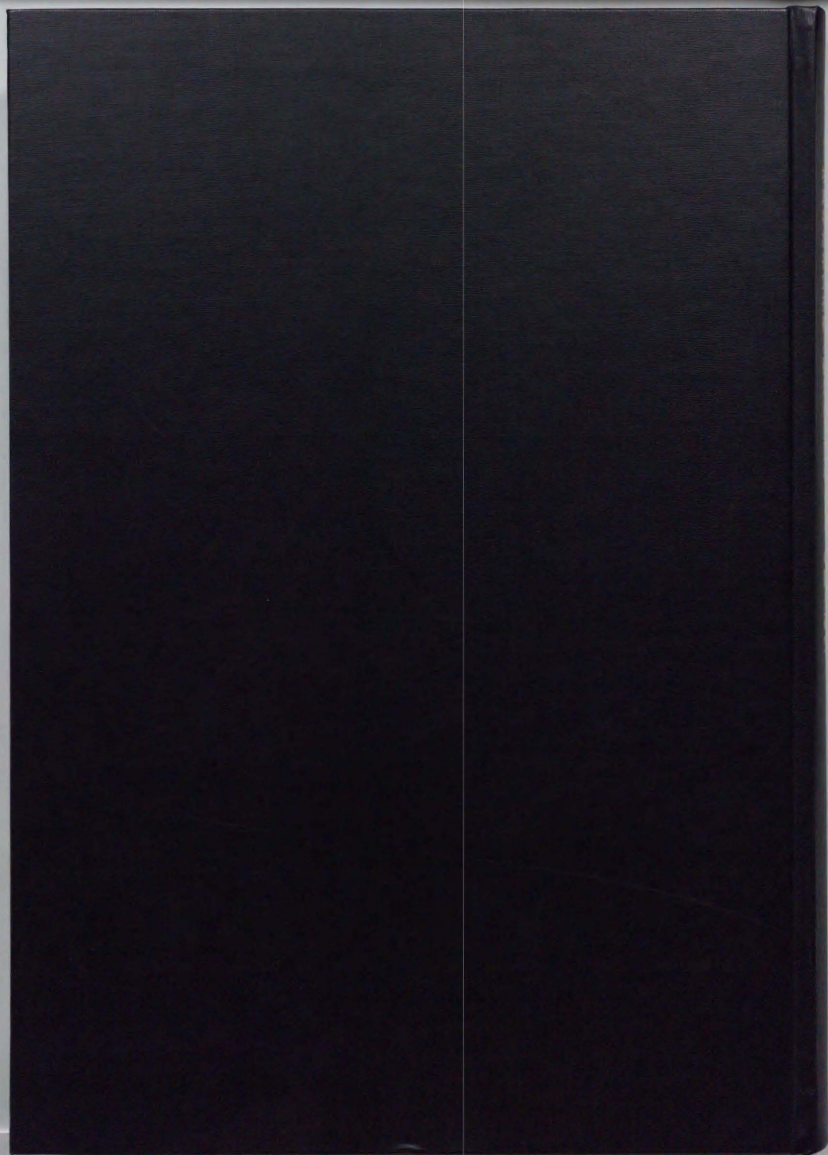
## 謝 辞

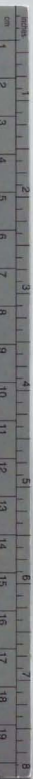
本論文を作成するにあたり、終始、懇切なご指導と励ましを賜った東京大学工学系研究科地球システム工学専攻教授大久保誠介先生に深甚なる謝意を表します。

また、本論文の作成に際し、適切かつ貴重なご教示とご助言を賜った東京大学工学系研究科地球システム工学専攻教授藤田和男先生、同工学専攻教授山富二郎先生、同工学専攻助教授増田昌敬先生ならびに同工学専攻助教授福井勝則先生に深謝いたします。

さらに、本研究を遂行するにあたり、多大なご支援をいただいた資源環境技術総合研究所厨川道雄所長、同勝山邦久地盤工学部長ならびに同小林秀男開発システム研究室長に感謝いたします。

最後に、本研究に関する実験などにご協力下さった元資源環境技術総合研究所三澤茂夫主任研究官、資源環境技術総合研究所大野哲二研究員、同小杉昌幸システム安全研究室長、元資源環境技術総合研究所吉田 寛研究員に心から感謝申し上げます。





# Kodak Color Control Patches

© Kodak, 2007 TLA Kodak

Blue	Cyan	Green	Yellow	Red	Magenta	White	3/Color	Black
[Patch 1]	[Patch 2]	[Patch 3]	[Patch 4]	[Patch 5]	[Patch 6]	[Patch 7]	[Patch 8]	[Patch 9]
[Patch 10]	[Patch 11]	[Patch 12]	[Patch 13]	[Patch 14]	[Patch 15]	[Patch 16]	[Patch 17]	[Patch 18]

## Kodak Gray Scale



© Kodak, 2007 TLA Kodak

A 1 2 3 4 5 6 M 8 9 10 11 12 13 14 15 B 17 18 19

