

博士論文

油圧式削岩機を利用したトンネル切羽前方地山の  
圧縮強さと弾性波速度分布の推定に関する研究

Study on Estimation of Compressive Strength and Elastic Wave Velocity Distribution  
in the Ground Ahead of Tunnel Face Using Hydraulic Rock Drill

2019年3月

塚本 耕治

**Koji Tsukamoto**

山口大学大学院 理工学研究科



## 論文要旨

山岳トンネル工事において、切羽前方地山の状態を迅速かつ精度よく予測することは、安全で経済的な施工に必要な不可欠である。本論文では、油圧削岩機を用いてトンネル前方地山の圧縮強さと弾性波速度分布を合理的かつ精度よく推定できる調査法の開発に取り組んだ研究成果を取りまとめたものである。

「第1章 緒論」では、トンネル周辺地山における調査法の現況と問題点についてまとめ、施工者の立場で実施する調査において、施工への影響が少なくトンネル周辺の地山状態、および圧縮強さや弾性波速度などの地山物性値を定量的かつ精度よく推定できる実用的な調査法に関する研究・開発の必要性と研究の目的を明らかにした。

「第2章 削岩機を用いたトンネル切羽前方調査法に関する既往の研究」では、削岩機を用いたトンネル地質調査に関する既往の研究についてまとめた。このうち、トンネル切羽から行う調査のうち削孔検層法は、探査時間が数時間で施工への影響が少なく探査結果の信頼度が比較的高い調査法である。同じ地山を削孔する場合でも設定する打撃圧や回転圧によって削孔速度が変化し、地山状態を定量的に評価することが難しいなどの問題点を述べるとともに、支保設計に反映できる圧縮強さや弾性波速度などの地山物性に関連づけた調査法への展開について述べた。

「第3章 本研究に用いる油圧式削岩機の特徴」では、削孔検層法で使用する油圧式削岩機の作動原理、削孔機構とダンパ機構の概要、削孔速度と地山性状の関係、従来の地山評価指標である掘削体積比エネルギーの概要についてまとめた。はじめに、油圧式ドリフタの作動原理では、油圧ポンプから油圧ドリフタに作動油が流れ、ピストンと作動油の流れ制御するバルブが連動することによって油圧ドリフタの打撃が生成されること、このバルブの制御によってサージ圧が発生して打撃圧の脈動や衝撃的な振動を発生することを示した。次に、油圧式削岩機の地山評価指標の一つである掘削体積比エネルギーを切羽前方地山に適用した結果、掘削体積比エネルギーと切羽観察による切羽評価点との間に相関があること、支保パターンと対応がよいことを確認した。一方で、同じ地山を削孔した場合でも削孔速度や掘削体積比エネルギーの値が異なり、削孔速度や掘削体積比エネルギーを用いて地山の圧縮強さなどの物性値を推定することが難しいことがわかった。

「第4章 油圧式削岩機のダンピング圧変動を利用した圧縮強さの推定法」では、油圧式削岩機の打撃により生じるダンピング圧の脈動振幅を用いて地山の圧縮強さを推定する調査法の開発についてまとめた。はじめに、圧縮強さが既知である試験体の削孔実験を行い、地山の反発力を油圧ドリフタ内のダンパ装置の油圧で吸収することに着目し、ダンピング圧の脈動振幅の大きさと圧縮強さの間に相関関係があることを明らかにした。また、油圧削岩機の打撃圧を大きくして削孔する場合には、ビットから地山に与える打撃エネルギーが打撃圧に比例して増大し、地山からビットの伝わる反発エネルギーも相対的に増大するためダンピング圧の脈動振幅が大きくなる。このことからダンピング圧の脈動振幅を打撃圧で除した「正規化したダンピング圧の脈動振幅」を地山評価指標として提案した。この正規化したダンピング圧の脈動振幅は、従来の地山評価指標である掘削体積比エネルギーによる結果と比較して、圧縮強さとの相関が強いこと、打撃圧やフィード圧による影響を受け難いことなどの点を確認し、地山の圧縮強さの推定に有効であることを示した。

「第5章 油圧式削岩機の削孔振動を利用した弾性波速度分布の推定法」では、油圧削岩機が地山を削孔する際のビットの打撃振動を利用して、切羽前方地山の弾性波速度および速度層構造を求める調査法の開発についてまとめた。はじめに、事前の打撃実験により油圧ドリフタに取り付けたパイロットセンサー（加速度計）の振動からビットが地山を打撃する時刻を求められることを示した。次に、パイロットセンサーの加速度波形には、バルブの切換えで生じるサージ圧による2つの振動が発生すること、ピストンがシャンクロッドを打撃した波形は、油圧ドリフタの打撃工程との対比から最初の振動より前にあり、サージ圧による波形の振幅に比べて相対的に小さくことを確認した。トンネルの切羽に設置した受振器で計測した受振波形の相互相関によるタイムラグを求め、整列した波形をスタッキングすることで受振波形の S/N 比を向上し、初動走時の読み取り精度を向上させた。削孔位置に近い受振点の初動走時を削孔深度方向の走時曲線を用いてトモグラフィ解析を行うことにより切羽前方の弾性波速度分布を求めた。この手順により求めた切羽前方地山の弾性波速度分布は、削孔検層による掘削体積比エネルギー分布や坑内弾性波探査から求めた側壁の弾性波速度分布の結果と整合していることを確認し、地山の弾性波速度分布の予測に有効であることを示した。

「第6章 結論」は、本論文の結論であり、各章で得られた成果をまとめるとともに、各推定法の適用範囲、今後の課題についてまとめた。

## **Abstract**

With a mountain tunnel construction, predicting state of ground ahead of the tunnel face rapidly and accurately is critical in order to carry out the construction safely and economically. In this paper, I summarize research results on the development of investigation method for a rational and accurate estimation of compressive strength and elastic wave velocity distribution in the ground ahead of tunnel face using a hydraulic rock drill.

In the Chapter 1, current situations and problems with investigation methods of ground ahead of tunnel face are summarized before explaining necessity and purpose of the research and development of practical investigation method, which can be carried out by a constructor with little impact to the construction, and with which status and physical properties of ground around a tunnel such as compressive strength and seismic wave velocity can be predicted quantitatively and accurately.

In the Chapter 2, previous studies on investigation of tunnel geological conditions using a hydraulic rock drill are summarized. As one method to investigate the geological conditions of ground from a tunnel face, drill logging method taking only several hours for the investigation has a small impact on the construction while reliability of the result is comparatively high. Challenges with qualitative investigation of ground conditions with the drill logging due to the change of drilling speed by configured percussive pressure and/or rotational pressure even for the same ground are mentioned. Extending the method to the investigation of ground physical properties such as compressive strength and seismic wave velocity to use the results for support timbering design is then explained.

In the Chapter 3, operating principles of hydraulic rock drills used in the drill logging method, overview of drilling and damper mechanisms, relationship between drilling speed and ground properties, and overview of specific energy which is an existing ground evaluation index are summarized. Regarding the operating principles of hydraulic drifters, it is pointed out that percussion of hydraulic drifter or collision between a piston and a shank rod is generated by coordinated movement of two valves controlling the flow of

hydraulic fluid with movement of pistons when hydraulic fluid flows into the hydraulic drifter from hydraulic pump, and pulsation of percussive pressure and/or impulsive vibration are/is generated by surge pressure developed by the valve control. As for the results of applying specific energy, which is one of the indices of ground evaluation with a hydraulic rock drill, to ground ahead of the face, I confirmed that there is a correlation between specific energy and rock mass quality.

In the Chapter 4, development of investigation method to predict compressive strength of ground using pulsation amplitude of damping pressure generated by percussion of a hydraulic rock drill is summarized. Focusing on the fact that repulsive force of ground is absorbed by hydraulic pressure of damper in a hydraulic drifter, I carried out a drilling experiment using a specimen with known compressive strength to show that there is a correlation between pulsation amplitude of damping pressure and compressive strength. When drilling with larger percussive pressure using a hydraulic rock drill, percussive energy transmitted from the drill bit to the ground increases proportionally with the percussive pressure, and repulsive energy from the ground to the drill bit also increases causing a larger pulsation amplitude of damping pressure. I then propose "normalized damping pressure pulsation amplitude" where pulsation amplitude of damping pressure is divided by percussive pressure as an index for ground evaluation. I confirmed that the "normalized damping pressure pulsation amplitude" has better correlation with compressive strength compared with the existing ground evaluation index of specific energy and is rather unsusceptible to percussive pressure and feed pressure, and showed that the index is effective for predicting the compressive strength of ground.

In the Chapter 5, development of investigation method to obtain seismic wave velocity and velocity layer structure of ground ahead of the face using percussive vibration of drill bit during drilling of the ground by a hydraulic rock drill is summarized. First, I showed that percussion timing of ground by drill bit can be obtained with vibration of pilot sensor (accelerometer) installed to the hydraulic drifter with an advance percussion experiment. I then confirmed that there are two vibration waveforms with the pilot sensor vibration generated by surge pressure which is developed by switching of valves, and waveform of

percussion of shank rod by piston is ahead of the first vibration waveform, which was assured when comparing with percussion process of the hydraulic drifter, and is comparatively smaller than the amplitude of vibration by surge pressure. Readout accuracy with travel time has been improved by enhancing S/N ratio of received waveform by stacking arranged waveforms after obtaining time lag of the received waveforms generated by cross-correlation of the waves received by a receiver which was installed at the face of tunnel construction site. Tomographic analysis was carried out with initial travel time at vibration point near the drilling position using travel time curve toward drilling depth to obtain seismic wave velocity distribution of ground ahead of the face, which was confirmed to be consistent with specific energy distribution obtained by drill logging and seismic wave velocity distribution of side walls obtained by elastic wave exploration in tunnel so that it is effective for prediction of seismic wave velocity distribution of ground.

In the Chapter 6, the summary of research result of each chapter, and applicability and future issues of each investigation method are also described.



## 目 次

第1章 緒論.....	1
1.1 研究の背景.....	1
1.2 トンネル切羽前方調査法の現状と問題点.....	2
1.3 本研究の目的.....	6
1.3.1 油圧式削岩機のダンピング圧変動を利用した圧縮強さの推定法.....	6
1.3.2 油圧式削岩機の削孔振動を利用した弾性波速度分布の推定法.....	7
1.4 本論文の構成.....	7
参考文献.....	9
第2章 削岩機を用いたトンネル切羽前方調査法に関する既往の研究.....	11
2.1 本研究で対象とするボーリング調査.....	11
2.2 ボーリング調査の分類.....	11
2.3 削孔検層法による地山調査に関する既往の研究.....	14
2.4 ボーリングの掘削振動を利用した地山調査に関する既往の研究.....	16
2.5 まとめ.....	18
参考文献.....	19
第3章 本研究に用いる油圧式削岩機の特徴.....	23
3.1 本研究で関連する油圧式削岩機の機能と特徴.....	23
3.2 油圧式削岩機の構成と作動原理.....	23
3.3 油圧式削岩機の削孔機構.....	26
3.4 地山性状と削孔速度の関係.....	28
3.5 油圧ドリフタのダンパ装置.....	29
3.6 ダンピング圧の発生機構.....	31
3.7 掘削体積比エネルギーによる地山評価.....	32
3.8 高周波サンプリング計測による地山評価.....	34
3.8.1 Aトンネル（硬岩地山を対象）.....	35
3.8.2 Bトンネル（脆弱地山を対象）.....	36
3.9 まとめ.....	39
参考文献.....	40
第4章 油圧式削岩機のダンピング圧変動を利用した圧縮強さの推定法.....	41
4.1 概説・目的.....	41
4.2 模擬地山を用いた削孔実験.....	42

4.2.1	試験体の製作 .....	42
4.2.2	実験方法.....	43
4.2.3	油圧ドリフタによる削孔条件.....	44
4.2.4	計測装置と計測方法.....	45
4.3	削孔実験の結果 .....	46
4.3.1	ダンピング圧の脈動振幅値.....	46
4.3.2	削孔データの深度分布例.....	47
4.3.3	試験体の違いによるダンピング圧脈動の変化.....	48
4.3.4	ダンピング圧の脈動振幅による圧縮強さの評価.....	50
4.4	まとめ .....	54
	参考文献 .....	55
第5章	油圧式削岩機の削孔振動を利用した弾性波速度分布の推定法.....	57
5.1	概説と目的 .....	57
5.2	調査法の探査原理 .....	59
5.2.1	調査法のご概念 .....	59
5.2.2	ビットから受振器までの伝播時間の把握 .....	60
5.2.3	削孔振動の波形処理.....	61
5.3	地山の打撃時刻の把握 .....	64
5.3.1	発振時刻把握の目的.....	64
5.3.2	計測方法.....	64
5.3.3	計測機器.....	65
5.3.4	計測結果.....	65
5.4	現場実験 .....	66
5.4.1	実施現場の概要と目的 .....	66
5.4.2	計測手順.....	67
5.4.3	計測機器.....	69
5.4.4	削孔振動の計測 .....	70
5.4.5	油圧ドリフタの打撃工程と振動の発生.....	71
5.4.6	削孔振動の波形処理.....	72
5.5	弾性波トモグラフィ解析 .....	80
5.6	掘削体積比エネルギー分布との比較.....	81
5.7	坑内弾性波探査による弾性波速度との比較.....	82
5.8	まとめ .....	83

参考文献 .....	85
第6章 結論.....	87
6.1 まとめ .....	87
6.2 調査法の適用場面 .....	89
6.3 今後の課題 .....	90
6.4 おわりに .....	91
謝 辞.....	92



## 第1章 緒論

### 1.1 研究の背景

山岳トンネルの計画、設計、施工にあたっては、地形や地質などの地山条件（トンネル建設の対象となる自然地盤や岩盤をいう）を十分に調査する必要がある。トンネルの調査は、その目的や実施の時期により、施工前の事前調査、施工中の調査、完成後の調査に大別される。

施工前に行う事前調査は、計画しているトンネル周辺の地形や地質および地下水などの状況を把握することを目的として行われる。おもな調査法には、資料調査、空中写真による地形調査、地表踏査、地表からのボーリング調査、地表からの弾性波探査や電気探査などがある[1][2]。

近年、トンネルは長大化し、土被り厚が大きくなる傾向にある。そのため、事前調査で行う弾性波探査やボーリング調査に基づいて予測した地山状況が実際と大きく異なり、それに伴って工事の長期化や工事費の増大が問題になっている。予測した地山状況と実際の地山状況が異なる原因として、トンネルが線状の構造物であり、技術的、経済的な理由から施工前にトンネル全線にわたる十分な地質調査を実施することが困難であること、日本の地質と地形は複雑で変化が激しいことがある。さらに、地質調査技術に技術的な限界があることや地質解釈に対する地質技術者の個人差にも原因があると指摘されている[3]。

トンネルの技術者にとって地質調査における地山予想の不確実性は、工事の大きなリスク要因になる[4],[5]。このリスクに対して十分な検討を行わないままトンネル工事を開始し、施工中に自立しない地山に遭遇してから対策を実施することがしばしば見られる。このような場合には、対策工に工費や時間を費やす事態を招くことになる。さらに、トンネル切羽からの突発湧水や切羽崩壊といった事態（写真-1.1、写真-1.2）においては坑内作業員の人命に係わる重大事故に至る場合があり、経済的な損失のみならず、人的な被害も非常に大きなものになる。前述のように事前調査から得られる情報には限界があり、このような情報に基づいてトンネルの設計を行っても事前に予測した挙動と施工中のトンネルの挙動は、一致しないことが多く、予測できない問題が発生することがある。このような場合は、施工中であっても、必要に応じた地山調査を実施することになる。地山状況や施工状況に応じて適切な調査法を選択することが重要である。



写真-1.1 湧水を伴う土砂が流出することにより切羽崩壊した事例



写真-1.2 地下水により土粒子の固結度が低下して土砂が流出した事例

施工中に行うトンネル切羽前方調査は切羽前方の地山性状を事前に把握することを目的とした調査であり、断層や破碎帯など不良地山区間を把握し対策工へ反映することができる。トンネル施工時には、坑内観察調査、トンネル坑壁の変形測定（内空変位測定、天端沈下測定など）、支保部材（吹付けコンクリート、ロックボルト、鋼製支保工）の応力測定を必要に応じて実施し、施工前に想定した地山状態と実際の地山を比較する。想定した地山状態と違いがある場合は支保設計などを変更することで、トンネルの品質を確保する対策が行われる。このように施工中の周辺地山や支保部材の挙動を迅速かつ正確に把握し、設計・施工に迅速に反映させることがトンネル施工の安全性と経済性を確保する上で重要である。

完成後の調査は、トンネルの健全度を把握することを目的とした調査であり、変状原因の推定や対策の必要性を検討するために行われ、供用後の構造物の維持管理に利用される。目視によるコンクリートのひび割れ調査や打音によるコンクリートの浮きや剥離などの変状調査をはじめ、覆工背面の空洞調査では内視鏡などによる調査も行われる[6]。近年の覆エコンクリートの剥落事故[7]や天井板の崩落事故[8]により、コンクリートの維持管理の重要性が再認識され、簡便かつ精度の高い調査技術の確立が望まれている。

## 1.2 トンネル切羽前方調査法の現状と問題点

トンネルの事前調査には限界があり、土被りが大きい場合に地表踏査で確認された断層もトンネルのルート上においては、予測される位置が大きくずれて現れることも少なくない。このようなことから調査の対象位置に近いトンネル坑内から切羽前方の地山状態を調査するトンネル切羽前方探査は地山の予測精度を向上する上で重要な役割を担っている。

日本トンネル技術協会（JTA）の合理的施工法特別委員会の報告書[9]によると、山岳トンネルにおける崩壊は崩壊した85か所のうち66か所が切羽位置で発生し、その原因は地山流出、流砂といった突然の地山状態の変化である。また、地下水の誘引が原因と考えられる崩壊は30か所で発生している。このような事故を未然に防ぐためには、トンネル切羽周辺の地山状況を正確に把握し、必要に応じて適切な対策工を事前に講じる必要がある。崩壊の原因となる不良地山を切羽前方予知技術により検知し、適切な対策工を講じることにより、経済的で安全なトンネル施工が可能になる。主なトンネル切羽前方調査法を表-1.1に示す。

表-1.1 主なトンネル切羽前方調査法

手 法	適用の実態	問題点と今後の動向	
弾性波探査	反射法	代表的な探査法にTSP法やHSP法がある。実施が容易で比較的妥当な結果が得られることから、1990年ごろに多くのトンネル現場で適用された。最近では、ゼネコン各社で独自の探査法を開発し、適用する機会が増えている。	・TSP法やHSP法では切羽付近の作業を中断する必要がある。また、探査コストも比較的高い。 ・解析者が反射面を抽出するため、熟練度によって結果に差異がある。 ・3次元のイメージング処理や3成分センサを用いた新システムが開発されている
	反射トモグラフィ法	上記の手法と異なり、トンネル周辺岩盤をトモグラフィ的に解析する技術であるが、適用事例が少ない。	・ノイズ除去等の工夫が必要と考えられるが、画期的な技術である。今後適用事例による評価が必要である。
	屈折法・トモグラフィ解析	切羽前方の地表面に地震計を設置して測定することにより精度よく弾性波速度を求めることが可能で有効な方法である。	・トンネルルート上の地表面に地震計を設置する必要があり、民間の土地になることが多いことから長期的測定が難しい場合がある。
	表面波探査	トンネル周辺の岩盤物性を求めることが可能であるが、探査距離が小さく最近の適用例は少ない。	・探査距離が短いため、地表の探査では坑口部などに限定される。 ・切羽で前方探査を行う場合は、地震計の設置や起振の作業が必要になり、安全上の問題である。
電気探査	比抵抗2次元探査	・弾性波探査との併用で深度の地質構造の把握にも用いられる。 ・地下水の有無の評価に適している。	・高度な解析技術が必要である。 ・解析技術が進展し、トンネル沿いの地質調査に用いられる場合がある。
電磁探査	TDEM法	地表から探査を行い、軟弱な粘土化帯、水分を多く含む湧水帯、破碎帯などを判別する。トンネル坑内での実施事例がある。	・土被りの大きいトンネルでは探査精度が低くなる。 ・電気や金属の影響を受けやすいことから注意する必要がある。 ・既往のボーリング結果など他の調査結果と比較しながら解釈する必要がある。
	FDEM法	探査装置がコンパクトで測定時間も2時間程度であり、トンネル坑内において切羽前方の弱部調査にFDEM探査を行った実施例がいくつかある。	・探査距離が20～30mであり、小さい。 ・高度な解析技術が必要であり、調査コストが高い。
電磁探査	水平ボーリング	最近では、地山に打撃を加えた高速掘進によりコアを迅速かつ容易にコアを採取するパーカッションワイヤーライン工法やコアを採取しないノンコアボーリングの適用が増えている。	・ノンコアボーリングではスライムによる鑑定、ボーリングの掘進速度、トルクなど情報が限定されている。また、切羽からのコアボーリングでは施工を中断する必要があり、コスト面の課題がある。
	削孔探査	油圧式ドリルを用いて地山を削孔する際に得られる削孔速度や油圧等のデータから求めた削孔エネルギーまたは削孔速度を用いて切羽前方の地山状況を探査する技術の適用が増えている。探査距離は30～50m程度である。	・最大探査距離が50m程度であり、さらなる長距離化が期待される。 ・打撃圧、フィード圧など油圧の設定値やオペレータの操作によって測定データにばらつきが発生し、探査精度が低下する場合がある。
ボーリング孔を利用した調査	速度検層	速度検層には、ボーリング孔を利用した弾性波速度を測定するもので、受振器を挿入して地表から起振するダウンホール法や発振器と受振器が一体化になったプローブを挿入するサスペンション法などがある。	・水平ボーリング孔の適用において、孔壁が自立しない場合には探査できない。 ・受振器やプローブを孔軸方向に移動させながら測定を行うため、測定時間が長くなり、調査コストが高くなる。
	孔壁撮影	孔壁の状態を画像により観察できることから断層や割れ目などの性状や方向を確認できる。	・孔壁を撮影するカメラプローブを挿入する必要があり、孔壁が自立しない脆弱な地山では適用できない。

このうち、弾性波探査は利用する弾性波の種類が直接波、屈折波、反射波、表面波によって探査法が異なる。

屈折法弾性波探査は地表付近で発生させた弾性波が地下の地層境界で屈折して地表に戻ってきた屈折波を測定し、比較的浅い地下の速度構造を求める探査法である。トンネル工事では、主に事前調査において地表でトンネル縦断方向の測線を配置し、地下のトンネルルート周辺の地山の弾性波速度を把握するために行われる。計画や設計段階における地山分類（弾性波速度や地山強度比などの定量的な因子と経験的な指標に基づいて地山を総合的に評価し分類すること）のために実施されることから、一般的に弾性波探査は屈折法を指すことが多い。

地下深部を対象にした探査では、受振点の間隔を長くする必要があるので土被りの大きいトンネルに適用すると精度が低下する。最近では、地下の断面をセルに分割し、各セルの弾性波速度を求めるトモグラフィ解析を屈折法に適用し、詳細な速度構造を把握する方法も適用されている[10]。

反射法弾性波探査は、トンネル坑内で行う発破を振源として切羽前方の断層、破碎帯などの地山変化部から反射してくる弾性波（反射波）を測定し、その位置と規模を求める探査法であり、調査距離が100～150m程度と比較的大きく、多くの現場で適用されている。切羽付近での探査作業になるため、施工を一時中断する必要があり、トンネル工事への影響が大きいこと、探査結果と実際の地山状態が一致しない場合[11]があり、探査作業の負担やコストに比べてその成果が十分に得られない場合が多い。

反射トモグラフィは反射波の走時データを入力としてトモグラフィ手法を用いて地山の速度分布を求める手法である。反射波の走時は層境界の位置と層の速度分布の両方に依存するため、両者を逐次的に求める方法や両者を未知数にして逆解析から求めることが行われる[12],[13]。

表面波探査はトンネル坑口部やトンネル切羽からの探査が実施された事例があるが、調査距離が短いことや精度面で課題が残されている。

電磁波探査は自然電流や人工的に電流を流すことにより形成される電磁応答を測定し、地山の比抵抗分布を調べる方法である。トンネル切羽から行うことができるFDEM法（周波数領域電磁探査法）[14]やTDEM法（時間領域電磁探査法）が実用化されている。切羽付近で測定を行うため工事の中断による施工への影響が大きいこと、高度な解析技術が必要であること、調査費が高いなどの問題があり、適用実績は少ない。



コアボーリング調査では、ワイヤーライン工法にロータリーパーカッションドリルを使用し、打撃を加えて掘削を高速に行い、コア採取も可能な工法が実用化されている。さらに、トンネルの装薬孔やロックボルト孔の削孔に用いられるドリルジャンボ（装薬孔やロックボルトを削孔するため、複数の削岩機を装備した削岩用移動台車をいう）の油圧式削岩機にコアをサンプルできるツールズを装備して、切羽前方地山の岩石コアを採取する調査法が開発されている[15]。コアボーリングは、一般に調査期間が長期となる場合が多く、大規模破碎帯や大量湧水などが予想される場合に実施されることが多い。

ノンコアボーリングによる“さぐり削孔“が以前より実施されてきた。さぐり削孔はドリルジャンボを用いて切羽の地山に3m程度のボーリングを行い、切羽前方の地山状態を確認する最も一般的な利用方法から、専用のボーリング機械を用いて削孔深度が300mを超える水抜きボーリングを行う方法まで幅広く適用されている。単位長さを削孔するのに要した時間から地山状態を推定するため、地山の評価が定性的になるなどの精度の面で問題があった。

このような問題点を解決するため、近年、このさぐり削孔を行うドリルジャンボに油量計、油圧計、記録装置などの計測機器を取付けてシステム化した削孔検層法[16]が開発され、多くのトンネルに適用されている。

削孔検層法は、一般に装薬孔やロックボルト孔を削孔するために用いる油圧式削岩機を用いて、トンネル切羽から前方に削孔を行い、削孔速度や戻り水の状況から前方地山の性状を予測する探査法である。これは、削孔時における削孔速度や掘削体積比エネルギーなどの応答情報から削孔位置の地山性状を評価する技術であり、岩石が硬質になるほど削孔速度が小さく（掘削体積比エネルギーは増加）、軟質になるほど削孔速度が大きく（掘削体積比エネルギーは減少）なることを利用して、切羽前方の地山性状の予測、破碎帯の出現位置の予測や大規模湧水箇所への予測に活用している。

しかし、これらの応答情報は、油圧式削岩機の打撃圧、回転圧、ビット径、削孔長、地山とロッドの摩擦などに影響されるため、掘削体積比エネルギーの大きさや変化から硬軟の程度を相対的に評価する場面に限られ、利用されているのが現状である[17]。おもに破碎帯等の位置や規模、地下空洞の有無、岩質などの地山状況の把握が主な調査内容であり、地山強度や変形係数などの地山の力学的性質を把握できない[18]。切羽前方の調査結果を設計・施工に反映させるためには、定量的に地山の物性を評価できる削孔検層技術の開発が望まれている。

### 1.3 本研究の目的

トンネル坑内から切羽前方の地山状態を把握する調査法の適用状況と今後の動向について整理した。山岳トンネルの工事において、切羽前方の断層破碎帯、帯水層、地質変化等の情報を得ることは施工の安全性およびトンネルの品質を確保し、施工の効率化を図る上で重要である。また、掘削による地山の緩みに伴う沈下を抑制する必要がある場合は、補助工法の選定、および設計が行われる。沈下量の予測には地山強度や変形特性など地山物性に関する情報が必要となることが多い。このようなことから切羽前方地山の地質状態や弾性波速度を把握するため、トンネル坑内から行う発破振動を利用した反射法弾性波探査法やトモグラフィ的解析が開発され、トンネル現場に適用されている。しかし、これらの切羽前方探査法は調査期間中に工事が中断すること、予測の精度にばらつきがあること、費用が高いことなどの問題から改善の余地がある。これに対して、油圧式削岩機を利用した削孔検層法は、装薬孔やロックボルトの削孔など施工に用いるドリルジャンボを利用できることからコストパフォーマンスが良いことや結果の信頼性が比較的高いことから有効な調査法の一つとなっている。一方で、従来の削孔検層法による地山評価は削孔速度や掘削体積比エネルギーを用いた方法であり、地山状態だけでなく、打撃圧や回転圧、フィード圧などの作動圧の圧力変化や削孔ずりの粒度の違い、削孔ずりの排出状態等によっても変化し、前方の地山状態を精度よく評価することが難しい場合があった。

このようなことから、本研究では、施工者の立場で実施する調査において、施工への影響が少なく、トンネル周辺地山の地山物性を定量的かつ精度よく推定できる調査法の開発を目的として、以下の2つの推定法について検討を行った。

#### 1.3.1 油圧式削岩機のダンピング圧変動を利用した圧縮強さの推定法

地山の圧縮強さは、地山分類や施工時の支保パターンを選定する際の重要な指標の一つである。削孔検層を行うことにより直接、精度よく推定することができれば、支保パターン選定時の有用な情報になる。トンネル施工に用いられる最近の油圧ドリフタでは、地山を打撃する際に地山から受ける反発力を吸収するダンパ装置を装備しており、地山からの反発力（反発度）の大きさがダンピング圧の変動（脈動：脈を打つように圧力が周期的に変化する現象）に反映される。このことから油圧式削岩機の打撃により生じるダンピング圧の脈動振幅（脈動が振動する幅）を用いて地山の圧縮強さを推定する調査法の開発を目的とする。

### 1.3.2 油圧式削岩機の削孔振動を利用した弾性波速度分布の推定法

弾性波速度は、地山分類を行う際の重要な指標の一つであり、トンネル切羽前方の設計・施工に反映することができる。このようなことから、油圧式削岩機がトンネル切羽前方の地山を削孔する際に発生した弾性波を利用してトンネル切羽前方地山の弾性波速度分布を推定できる調査法の開発を目的とする。

ダンピング圧の圧力変動を利用した地山の圧縮強さの推定法では古河ロックドリル（以下、FRD）の油圧ドリフタ HD210 を使用した。一方、削孔振動を利用した弾性波速度分布の推定法では油圧ドリフタ HD190 を使用した。なお、削孔する際に発生する油圧ドリフタや地山を伝播する弾性波を利用しているため、油圧ドリフタの種類や型式に関係なく適用できる。

### 1.4 本論文の構成

本論文の構成を図-1.1 に示す。

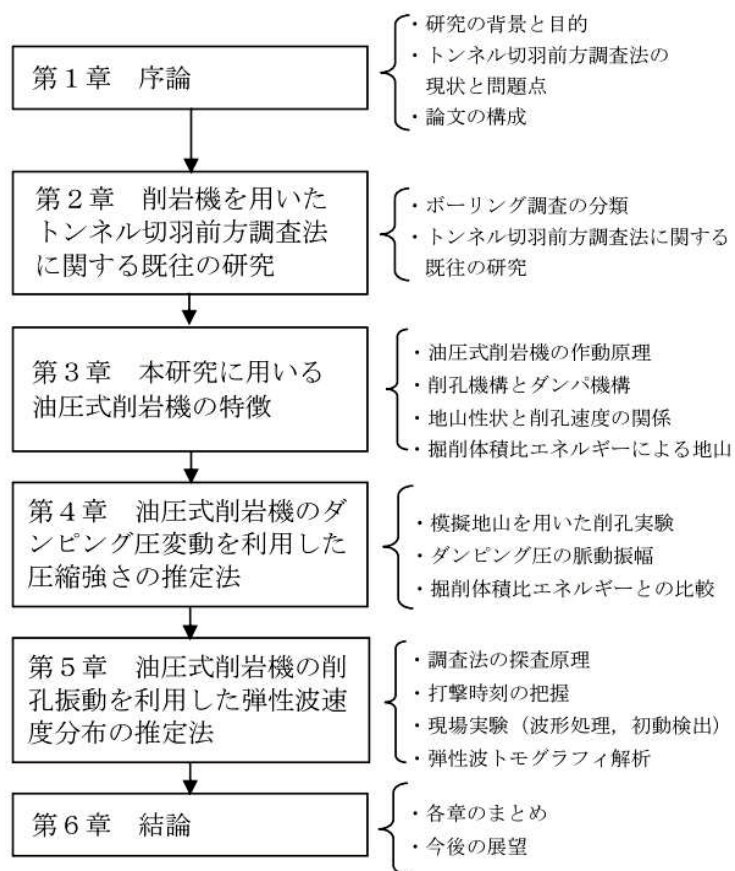


図-1.1 本論文の構成

1 章では、本研究の背景とトンネルの調査の位置づけ、トンネル切羽前方調査法の現状と課題についてまとめ、研究の目的と論文の構成について述べる。

2 章では、最初にトンネル切羽前方の地山を対象にしたボーリング調査を削孔方法により分類し、各調査法の概要を述べるとともに、長所と短所についてまとめる。ボーリング調査のうち、削孔検層法による地山調査に関する既往の研究をまとめる。

3 章では本研究で対象とする油圧式削岩機の作動原理、削孔機構とダンパ機構、地山性状と削孔速度の関係、さらに、従来の地山評価指標である掘削体積比エネルギーについてまとめる。この地山評価指標に基づいて開発した高周波サンプリング削孔検層システムの概要とその現場適用の結果例を示し、実際の地山性状との比較から従来の削孔検層法の妥当性と地山の物性値推定における問題点についてまとめる。

4 章では、山岳トンネルの削孔検層法で使用する油圧式削岩機の打撃により生じるダンピング圧の脈動振幅を用いて地山の圧縮強さを推定する調査法について述べる。圧縮強さが既知である試験体の削孔実験を行い、地山の反発力を吸収するダンピング圧の脈動振幅の大きさと圧縮強さの関係を明らかにし、従来の掘削体積比エネルギーによる推定と比較してダンピング圧の脈動振幅を利用した指標の有用性について述べる。

5 章では、山岳トンネルの削孔検層法において、ビットが岩石を直接打撃して破砕する際に発生する弾性波を切羽に設置した受振器で計測し、伝播距離と伝播時間の関係（走時曲線）から弾性波速度を直接求める地山の調査法について述べる。さらに切羽前方の速度層構造を推定する方法の妥当性について述べる。

6 章は、本論文の結論であり、各章で得られた成果をまとめる。

## 参考文献

- [1] 日本トンネル技術協会：NATM における事前調査のあり方に関する研究報告書，pp.85-132, 1983.
- [2] 土木学会：トンネル標準示方書[山岳工法]・同解説，pp.11-45, 2006.
- [3] 中川浩二，保岡哲治，北村晴夫，三木茂，藤本睦，木村恒雄：トンネル事前設計における地質調査の問題点とその評価に関する研究，土木学会論文集，No.658，IV-48，pp.33-43, 2000.
- [4] 長谷川信介，大津宏康：地質リスクからみた山岳トンネルの地質調査における留意点，土木学会論文集，F4，（建設マネジメント）特集号 土木学会建設マネジメント委員会，Vol.67，No.4，pp.169-180, 2011.
- [5] 現場技術者のための切羽前方探査技術読本，ジェオフロンテ研究会，pp.2-3, 2012.
- [6] 日本トンネル技術協会：トンネルの新しい検査手法(1)，トンネルと地下，Vol.27，No.8，pp.57 - 62, 1996.
- [7] 朝倉俊弘：トンネル覆工剥落事故と今後の保守のあり方，地質と調査，2号，pp.35 - 41, 2000.
- [8] 国土交通省トンネル天井板の落下事故に関する調査・検討委員会：トンネル天井板の落下事故に関する調査・検討委員会報告書，2013.
- [9] 日本トンネル技術協会：山岳トンネルの施工法に関する調査研究報告書，pp.589 - 592, 1990.
- [10] 三木茂，吉田幸信，井上浩一，中川浩二：トモグラフィ的弾性波探査手法によるトンネル地山調査の評価，土木学会論文集，No.707，IV-55，pp.111-124, 2002.
- [11] 湯山和利，河合尚他：切羽前方地質予知を活用したトンネルの急速施工，土木学会第50回年次学術講演会講演概要集，第6部，pp.212 - 213, 1995.
- [12] 山本拓治，白鷺卓，西岡和則，青木謙治：反射トモグラフィによるトンネル切羽前方の地質調査，土と基礎，Vol.50，7，pp.10-12, 2002.
- [13] 白鷺卓，山本拓治，西岡和則，青木謙治：反射トモグラフィ法を利用したトンネル周辺地質の予測，第11回岩の力学国内シンポジウム講演論文集，F18, 2002.
- [14] 片山辰雄，小里隆孝，加藤裕将，楠見晴重，松岡俊文：周波数領域電磁探査法の開発と河川堤防調査への適用性，地盤工学ジャーナル Vol.4，No.4，pp.331-340, 2009.
- [15] 現場技術者のための切羽前方探査技術読本，ジェオフロンテ研究会，pp.22-28, 2012.

- [16] 例えば, 青木謙治, 稲葉武史, 塩釜幸弘, 手塚康成:油圧ドリルによる削孔データを用いた岩盤評価及び切羽前方の予測技術について,第 8 回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp.67-72, 1990.
- [17] 引間亮一, 石山宏二, 塚田純一, 石井洋司:堆積軟岩地山における油圧式削岩機を用いた切羽前方探査とボーリングコアとの比較, 第 30 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.238-242, 2000.
- [18] 土木学会:トンネル標準示方書[共通編]・同解説[山岳工法編]・同解説, pp.32, 2016.

## 第2章 削岩機を用いたトンネル切羽前方調査法に関する既往の研究

### 2.1 本研究で対象とするボーリング調査

山岳トンネルを安全かつ経済的に施工するためには、切羽前方の地質変化、地山の硬軟、亀裂の状況、破砕帯の有無、風化状況、帯水状況など（以下、地山状況とする）を事前に把握することが重要である。施工中においては、切羽前方地山の圧縮強さや弾性波速度などの物性値を定量的に推定できる実用的かつ経済的な手法の技術開発が必要不可欠である。

本研究では、トンネル工事において装薬孔やロックボルト孔の穿孔に用いるドリルジャンボに搭載された油圧式削岩機を利用してトンネル切羽前方に 30m 程度のノンコアボーリング（コアを採取しないボーリング）を行い、その削孔データから地山状況を把握するボーリング調査を対象とする。はじめに、①ボーリング調査を削孔方法により分類する。次に、②地山の圧縮強さの推定については、削岩機の削孔データから切羽前方の地山状態を評価する削孔検層法に関する既往の研究について整理する。③削岩機のダンピング圧に着目した研究の現状と問題点、解決の課題を述べる。さらに、地山の弾性波速度の推定については、ボーリングの掘削振動を利用した地山調査に関する既往の研究について整理し、後方打撃型の油圧式削岩機による掘削振動を利用した研究の現状と問題点、解決の課題を述べる。

### 2.2 ボーリング調査の分類

施工中の調査は、事前調査において不確実であった部分の地山情報を修正および補完することにより精度を高め、施工時に生じる問題点の予測や確認、設計変更、施工管理に反映させることを目的として行われる。施工中においてトンネル切羽前方の地山状況を比較的精度よく把握できる調査にボーリング調査がある。油圧式削岩機を用いてトンネル切羽から行う一般的なボーリング調査には、表-2.1のように試料の採取ができるコアボーリングと迅速な調査を優先させたノンコアボーリング（削孔検層法）に大きく分けられる[1]。それぞれの概要を以下に述べる。

#### 2.2.1 コアボーリング

コアボーリングによる調査はトンネル切羽あるいはトンネル断面を拡張したボーリング基地から切羽前方（トンネル掘進方向）に水平あるいは傾斜をつけて削孔し、採取したコアや掘削ずり等で地質が確認できる。おもな工法には、コアチューブ（内管）による工法、ワイヤーライン工法、シールドリバース工法等がある。

表-2.1 トンネル切羽前方調査におけるボーリング方法による比較

調査法	コアボーリング		ノンコアボーリング (削孔検層法)
削孔方式	ロータリー	ロータリーパーカッション	ロータリーパーカッション
調査方法	専用の削岩機を用いて、できるだけ破碎しないようにコアを採取し、そのコアの観察、物理試験より、層序、岩質（地質学的、力学的）を明らかにする。	専用の削岩機を用いて、岩盤を破碎しながらコアを採取する。削孔水や湧水量などから切羽前方の地質変化、破碎帯の有無、帯水状況などを推定する。	施工に使用するドリルジャンボの削岩機を用いて、岩盤を破碎しながら掘進する。掘進速度、回転力、推力などの削孔データから切羽前方の地質変化、破碎帯の有無、帯水状況などを定量的に評価・推定する。
調査距離	通常200m以下	最大100～150m程度	通常30m程度
調査時間	5～30m/日	30～50m/日	30m/2時間
長所	コアとして実際の地中の岩石が確認できるため、岩種や地質構造が把握できる。また、ボーリング孔を利用して各種試験・検層が可能である。	打撃により岩盤を破碎するため、掘進速度が速い。ロータリー式のコアボーリングに比べて調査時間が短く、費用も安い。	測定した削孔データからすぐに評価可能。掘削単位体積あたりのエネルギーの指標を用いて地山状態（硬軟の程度）の定量的な評価が可能である。
短所	調査時間が長いことから調査費用も高く、施工サイクルへの影響が大きい。	コアは打撃の影響を受けて破碎される場合が多いため、コアボーリングに比べて、亀裂などの評価が難しい場合がある。	削孔径、作動油圧を変更すると削孔のエネルギー量も変化するため、統一的な評価が困難になる。

コアチューブによる普通工法は先端のロッドに取り付けたコアチューブ（内管）にコアを取り込み、一定の長さ（0.5～3.0m）を掘進するごとにボーリングロッドを抜管し、先端コアチューブ内のコアを採取する。ワイヤーライン工法（以下WL工法）はインナーチューブだけを回収してコアを採取できることから抜管の必要がなく、削孔効率が高く、劣悪な条件下のコア採取に有効である。また、WL工法にロータリーパーカッションドリルを使用し、打撃を加えて高速な削孔を可能にしたパーカッションワイヤーライン工法（PS-WL工法）[2],[3]がある。従来の回転と給進力で掘削するWL工法に比べて5～6倍の削孔速度が得られる。削岩機をクローラ台車に搭載した型と台車に搭載しないスキッド型があるが、前者の方が仮設や撤去が速やかであり、先進ボーリングに多く用いられている。PS-WL工法では、地山試料の採取と同時に削岩機の削孔データを計測し、その時の貫入抵抗を表すP値（30cm貫入に要する打撃回数）を求め、これを指標として地山評価を行う場合がある[4]。この試験方法は、連続打撃貫入試験と呼ばれている。柴田ら、中野ら[5]-[8]は、この



試験法を粘性土地盤や砂地盤などの自然地盤やセメント改良体に適用し、P 値と N 値とは強い相関があることを示した。一方、この P 値は、時間あたりの打撃数が一定の削岩機において単位深さ当たりの掘削に要した時間（削孔速度の逆数）で定義され、地山の評価に削孔速度を用いている点で削孔検層法の一般的な指標である「掘削体積比エネルギー」と類似している。

シールドリバース工法はケーシングパイプの役目をする外管と掘進をする内管の 2 種類の異径パイプ（管）を用いて、二重管の隙間から掘削用の循環水を送り、先端まで届いた循環水がコアとともに内管を通して掘削機の後方位置で排水しコアが採取される。1000m を超える長距離のボーリングが可能であるが、コアが軟質な場合は土砂状になり、コアの回収率が低くなる。

### 2.2.2 ノンコアボーリング

ノンコアボーリングはコアを採取しないため、コアボーリングに比べて削孔速度が速く調査時間が短くなる利点がある。おもな工法には、ナビドリル工法（ダウンホール・モーター工法）、ウェルマン工法、ロータリーパーカッションドリル工法がある。

ナビドリル工法は先端ビットを取り付けた本体部分に回転機構があり、ロッド内が回転の動力源となる水、泥水や油の経路となる。孔曲げの可能な機種があり、長距離のボーリングに適している。ウェルマン工法は水平ボーリングで二重管を採用し、内管を抜管して先端のビット交換することが可能である。裸孔にしないため、孔の状態を保持できる利点がある。ロータリーパーカッションドリル工法は、回転部と打撃部を一体化した油圧式削岩機（ロータリーパーカッションドリル）を用いて回転式削孔で、掘削が困難な礫層、転石のある地山でも高速に削孔することができる。

トンネル切羽前方の地山調査では 30～150m の先進ボーリングを行う場合があり、コアボーリングの PS-WL 工法、ノンコアボーリングのロータリーパーカッションドリル工法が比較的多く採用される。このロータリーパーカッションドリルはトンネル現場の施工に用いられ、簡易なさぐり削孔、油圧式削岩機の油圧や削孔速度などの削孔データ（機械データとも呼ぶ）を収集・分析する削孔検層法（「穴を穿つ」という意味から「穿孔」という用語と同じ意味で「削孔」という用語があり、とくに区別がなく使用されている。ここでは「削孔」を用いて「削孔検層法」と表記する）を適用する事例が増えている。

この削孔検層法は、削孔データを利用して地山性状を間接的に評価、予測することができる[1]。また、ボーリング孔を利用した調査技術には、ボーリング孔壁周辺地山の弾性波

速度や比抵抗値などの物理的性質を調査する物理検層、孔内水平載荷試験、孔壁の画像解析などがある。

削孔検層法は山岳トンネル現場のドリルジャンボに搭載する油圧式削岩機（「さく岩機」と表記されることもあるが、ここでは「削岩機」と表記する）を用いて切羽前方に向けて30～50mの長尺の削孔を行い、油圧式削岩機の削孔データの変化から削孔区間の地山性状を定量的に評価することができる。トンネル施工中に利用する探査法として、比較的よく用いられる。

### 2.3 削孔検層法による地山調査に関する既往の研究

トンネル切羽前方地山の調査には、ノンコアボーリングである“さぐり削孔”が従来から行われてきた。さぐり削孔は、トンネルの施工に用いる油圧式削岩機を用いて切羽面からボーリングを行い、ロッド1本あたりの削孔に要した時間から削孔速度を求め、削孔水の色や量、削孔水と一緒に排出される掘削ずり（岩片）の性状、湧水量とその位置などの情報をもとに切羽前方の地山状況を総合的に評価する。一般的に削孔速度は、地山が堅硬で緻密になるほど遅く、地山が軟質になるほど速くなる傾向がある。

しかし、破碎帯や軟質部では掘削ずりの排出が十分できないことでビットやロッドと周辺地山との摩擦が大きくなって削孔速度が遅くなる場合があるため、削孔水の色や掘削ずりの性状などの情報と併せて評価することが重要である。地山の変化を正確に把握するためには豊富な経験と熟練が必要であり、その評価に個人差が生じやすい[9]。

三沢ら[10]はトリコンビットを用いて回転式によるノンコアボーリングを行い、削孔速度と(推力)×(回転数)から岩石の強度を推定できることを示した。さらに、Teale[11]は、打撃によって岩盤を掘削する油圧式削岩機（ロータリー式パーカッションドリル）の削孔速度を予測する関係式を導いた。油圧式削岩機の削孔性能を評価するために導かれた式で、削孔速度と単位体積あたりの掘削に要したエネルギーの関係を示している。単位体積あたりの掘削に要したエネルギーである「掘削体積比エネルギー」は、慣例的に「破壊エネルギー」あるいは「削孔エネルギー」とも呼ばれている。

青木ら[12]は、さぐり削孔の技術を発展させ、油圧式削岩機が岩盤を削孔する際の削孔速度、給進力、トルクなどの削孔データを解析し、破壊エネルギーと地山状況（岩盤等級）の間に相関があることを見出した。さらに、破壊エネルギーの分布を把握することにより切羽前方の地質状況を予測することが可能であることを実証した。また、稲葉ら[13]は削孔検層システムをドリルジャンボに搭載し、削孔検層で得られた掘削体積比エネルギーを

用いて適切な支保パターンの選択が可能であることを示した。一方、山下ら[14]は、岩盤の破壊に要したエネルギーと打撃エネルギーの差分で表される余剰エネルギーが、打撃反力として油圧式削岩機内のダンピングピストン（岩石を打撃した際に発生する反力を減少させる緩衝機能をもつ打撃用ピストンの外周に取り付けられた円筒状のピストン）に伝達されることを利用して、ダンピング圧を地山評価の指標に用いている。また、石山ら[15]は、支保パターンの選定にニューラルネットワークによるデータ解析法を開発し、経験者とほぼ同等に地山性状が判定できることを示した。

油圧ドリフタのフィード圧が削孔に及ぼす影響について、Hustrulidら[16]は、着岩に必要な最低のフィード圧以上の荷重がビットに作用していれば、同一岩盤における削孔速度がほぼ一定となることを示した。一方、山下ら[17]は、フィード圧が所定圧力（4MPa程度）以下になると削孔速度が低下することにより掘削体積比エネルギーが急激に増加する傾向があることを示した。さらに、桑原ら[18]は、フィード圧の影響を考慮した「正規化削孔速度比」を提案し、地山の脆弱部と正規削孔速度比の変動が対応することを示した。

複数のロッドを継ぎ足しながら長尺の削孔を行う削孔検層において、福井ら[19],[20]は、削岩機による打撃エネルギーが継ぎ手部で1.5~10%程度の減衰があることを報告している。このことから複数のロッドを接続して削孔する場合やフィード圧が変動して削孔する場合には、掘削体積比エネルギーを補正して評価する必要があることを示している。

塚本ら[21],[22]は、油圧式削岩機の打撃圧、フィード圧の変動や削孔長が掘削体積比エネルギーに与える影響を考慮した指標を提案した。さらに、2kHzの高周波サンプリングで計測、評価できる削孔検層システムを用いて切羽前方調査に適用した結果、亀裂の分布や地山の性状を精度よく予測できることを示した。

山下ら[23]は、岩石ブロックを用いた削孔実験から削孔効率と岩盤特性の関係を考察した。フィード圧を一定にした場合においても、地山強度が30MPa以下の軟岩領域でエネルギー効率が著しく低下して削孔効率が悪くなる場合がある。これが1打撃あたりの削孔深さに上限があることに起因していることを指摘している。

以上、削孔検層法による地山調査の既往の研究についてまとめた。削孔検層法の地山評価では、地山の硬軟の程度に敏感に変化する削孔速度を用いた掘削体積比エネルギーが最も一般的な指標になっている。ダンパ機構のある一部の油圧ドリフタでは、ダンピング圧を地山評価の指標とした研究も行われてきたが、ダンピング圧が一定である油圧ドリフタでは、地山の硬軟によるダンピング圧の変化が見られない。しかし、ダンピング圧が一定の

場合でも削岩機の打撃により地山からの反発力によってダンピング圧が変動することが予想される（3.4「油圧ドリフタのダンパ装置」，3.5「ダンピング圧による地山評価」参照）ことから削岩機の打撃によるダンピング圧の変動幅と地山の圧縮強さの関係を検討することを解決の方針とした。

## 2.4 ボーリングの掘削振動を利用した地山調査に関する既往の研究

掘削しながら地山の弾性波速度を調べる調査法には、SWD（Seismic While Drilling）[24]がある。SWDは石油資源開発の分野において開発された技術であり、掘削中のドリルビットによる振動を地表に配置した受振器で計測し、ビット位置の把握や坑井周辺の地質構造が評価できる。SWDの探査概念図を図-2.1に示す。掘削中のドリルビットから発生する振動を地上の掘削機頂部に設置した受振器（以下、「パイロットセンサー」という）と地表の受振器で受振する。いま、ドリルビットの発振波形が図のような三角波であるとし、波形を処理すると、この2か所で計測した受振波形の相互相関から波の伝播時間の差（ $T_r$ ）を求めることができる。また、ドリルパイプの伝播時間（ $T_1$ ）は、振動がドリルパイプ中で反射を繰り返すことからパイロットセンサーの自己相関を求めることにより同定できる。これにより、ドリルビットの振源から地表の受振器に伝播する時間（ $T_2=T_r+T_1$ ）を求めると、振源から受振器までの距離が既知であることから、掘削区間ごとの弾性波速度を求めることができる。

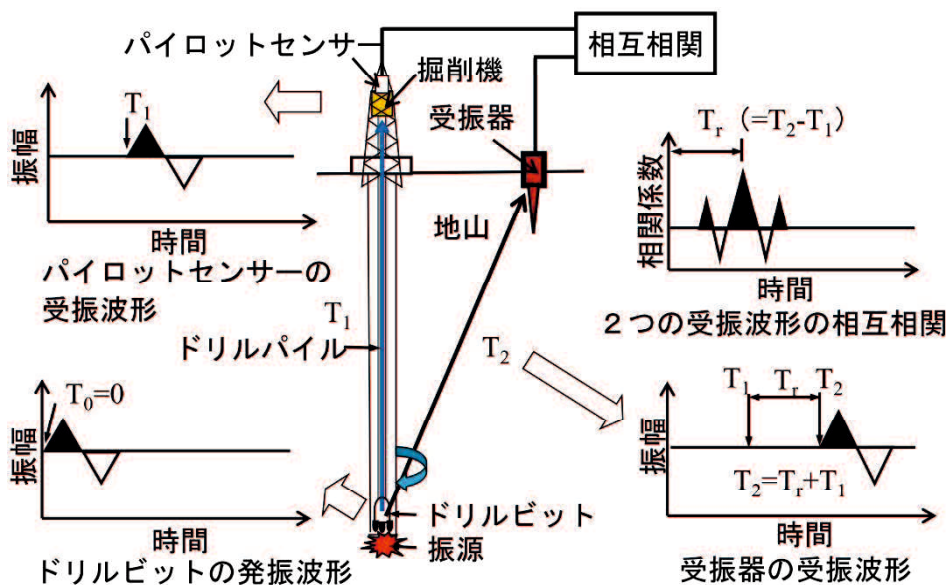


図-2.1 SWD（Seismic While Drilling）の探査原理

Rector ら[25]が削岩機に取り付けたパイロットセンサーと地表の受振器で計測した掘削振動の相互相関から地下の地質情報が得られることを示して以降、研究開発が精力的に行われ、多くの資源探査に適用されている。この調査法は掘削作業を中断することなく直接波を用いて掘削区間の弾性波速度を求め、反射波を用いて掘削位置より下方の地層境界を求められる利点がある。その一方で、鶴ら[26]は、掘削機械周辺のノイズによって高い S/N 比が得られないことやデータの品質がビットの種類や地山の硬さに依存するなどの欠点があることを指摘している。

近年、切羽前方地山の弾性波速度を評価する調査法として、SWD の技術をトンネルに応用した TSWD (Tunnel Seismic While Drilling) 法が注目されている。Brückl ら[27]は、TBM (Tunnel Boring Machine) の掘削振動をカッターヘッドに取り付けた加速度計と 100m 以上離れた後方のボアホールに設置した受振器で計測し、切羽前方の地山調査に適用している。また、山上ら[28]は、受振波形の S/N 比を向上させるために切羽の左右側壁に削孔したボアホールに受振器を設置し、トンネル現場のドリルジャンボに搭載した先端駆動型パーカッションドリル (ウォーターハンマードリル) を用いて TSWD の適用実験を行っている。さらに、横田ら[29]はウォーターハンマードリルを用いた SWD の開発を目指し、山岳トンネルの施工に用いられるパーカッションドリルへの適用性の検討を行った。その結果、パーカッションドリルの削孔振動の振幅スペクトルは、打撃間隔と系全体の卓越振動数に支配されて周波数帯域が狭いため、SWD の基本である相互相関の波形がパルス状にならないことから、パーカッションドリルの削孔振動が SWD の振源として不向きであると指摘している。

以上のようにパーカッションドリルを SWD の振源に適用する場合、後方打撃型 (トップハンマー型) のパーカッションドリルから先端駆動型のパーカッションドリルに変更しても、計測波形の S/N 比を効果的に改善できない。これは、パーカッションドリルを振源とする波形が SWD のデータ処理の基本であるパイロットセンサーと受振器で計測した波形の相互相関から伝播時間を求める方法に向かないことを示唆している。トンネルの施工に用いられる一般的な油圧式削岩機は、後方打撃型のパーカッションドリルであり、SWD のデータ処理法を適用できないと考えられる。後方打撃型の油圧式削岩機の削孔振動を利用してトンネル切羽前方地山の弾性波速度分布を求めた研究事例は、国内外において見当たらない。後方打撃型の油圧式削岩機に SWD のデータ処理法を適用できないことから、削岩機に設置したパイロットセンサーで計測した加速度波形からビットが地山を打撃する

時刻を求め、地山を打撃した振動が切羽面の受振器に伝播する時間と距離から弾性波速度を把握するようにした。さらに、調査対象の範囲を囲むように切羽面に複数の受振器を設置して左側壁と右側壁付近の2か所からの削孔による振動を計測し、得られた走時データを用いてトモグラフィ解析により対象領域の弾性波速度分布を把握する方針とした。

## 2.5 まとめ

本章をまとめると、以下のようになる。

- i. 地山評価の代表的な指標として、コアボーリングではP値が用いられ、ノンコアボーリングでは掘削体積比エネルギーが用いられており、いずれも削孔速度による影響が大きい指標となっている。
- ii. 削孔検層法において、削岩機の打撃圧、回転圧、フィード圧などの作動圧力を変更した場合やロッド本数が変化した場合には、削孔速度や掘削体積比エネルギーが変化し、地山評価の精度が低下する。
- iii. 原位置で計測された掘削体積比エネルギーには、地山性状だけでなく削孔効率による影響が含まれている。この削孔効率は、削岩機の機種や作動圧、岩種、掘削ずりの性状や排出状態など様々な要因が複雑に関係しており、完全に取り除くことは困難である。そのため、地山の評価は定性的になる傾向がある。
- iv. ボーリングしながら地山の弾性波速度を調べる調査法には、SWDがある。この技術はロータリー式（回転方式）の掘削機に適用する技術であり、トンネルの施工に用いられる一般的な油圧式削岩機であるパーカッションドリルを利用した調査に適していない。

## 参考文献

- [1] トンネル標準示方書,土木学会,pp.16-19, 2006
- [2] パーカッションワイヤーラインサンプリング工法, 建設機械, vol.43, No.2, pp.14-18, 2007.
- [3] 石垣和明, 今村大介, 北原秀介, 倉岡研一, 田中 徹, 畑尾浩司, 三木 茂:PS-WL 工法によるコア評価基準に関する検討—深成岩を対象にした場合—, 臨床工学研究所理事 長特別小委員会報告書 3, 2015.
- [4] 柴田 東, 中野義仁, 大野司郎, 木山隆二郎, 倉岡研一, 中澤博志:連続打撃貫入試験 による地盤の工学的特性評価, 第 43 回地盤工学研究発表会, pp.191-192, 2008.
- [5] 中野義仁, 柴田 東, 大野司郎, 倉岡研一:連続打撃貫入試験と各種サウディング結 果との比較, 土木学会第 63 回年次学術講演会講演概要集, pp.553-554, 2008.
- [6] 中野義仁, 倉岡研一, 大野司郎, 柴田 東, 只野信之:RPD による連続打撃動的貫入 試 験の改良体品質評価への適用, 土木学会第 64 回年次学術講演会講演概要集, III -183, pp.365-366, 2009.
- [7] 中野義仁, 柴田 東, 倉岡研一, 今村大介, 大野司郎:RPD による連続打撃動的貫入 試験の水平ボーリングへの適用, 第 45 回地盤工学研究発表会, pp.25-26, 2010.
- [8] 中野義仁, 柴田 東, 倉岡研一, 大野司郎:RPD による連続打撃動的貫入試験と傾斜 スディングへの適用, 地盤工学会誌 58 卷 8 号 631) , pp.18-21, 2010.
- [9] 井上博之, 神藤健一:さぐり削孔データでの切羽観察評価区分の推定について, 土木 学会関西支部, トンネル切羽前方探査に関するシンポジウム講演会, pp.25-29, 2000.
- [10] 三沢清扶, 桜井 孝, 高橋昭教:ノンコアボーリングによる岩石強度の推定 ,応用地 質, 第 19 卷, 2 号, pp.60-70, 1978.
- [11] Teale, R. : The concept of specific energy in rock drilling, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 2, pp.57 - 73, 1965.
- [12] 青木謙治, 稲葉武史, 塩釜幸弘, 手塚康成:油圧式削岩機による削孔データを用いた 岩盤評価及び切羽前方の予測技術について, 第 8 回岩の力学国内シンポジウム講演論 文集, pp.67-72, 1990.
- [13] 稲葉武史, 志水俊仁, 山本拓治, 宮嶋保幸:削孔検層システムによるトンネル切羽前 方地質予測, 鹿島技術研究所年報, Vol.45, pp.117-120, 1997.
- [14] 山下雅之, 石山宏二, 稲葉 力, 早坂 茂, 塚田純一:油圧式削岩機のダンピング圧を

- 利用した切羽前方探査法, トンネル工学研究論文報告集, 第 6 巻, pp.107-112, 1996.
- [15] 石山宏二, 山下雅之, 木村 哲, 岡井崇彦, 里 優: 穿孔データを指標とした利用した地山評価法へのニューラルネット適用の試み, 土木学会第 56 回年次学術講演会講演概要集, 第 3 部, pp.576-577, 2001.
- [16] Hustrulid W.A. and Fairhurst, C. : A Theoretical and Experimental Study of the Percussive Drilling of Rock. Part I-Theory of Percussive Drilling, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.8, pp.311-333, 1971.
- [17] 山下雅之, 平野 享, 石山宏二, 塚田純一, 福井勝則, 大久保誠介: 油圧さく岩機の掘削体積比エネルギーを用いた坑道周辺岩盤の特性評価に関する研究, 土木学会第 66 回年次学術講演概要集, III-109, pp.217-218, 2011.
- [18] 桑原 徹・畑 浩二・稲川雄宣・平川泰之: 変換解析システムによるノンコア削孔トンネル切羽前方予測技術, トンネル工学論文集, 第 18 巻, pp.1-10, 2008.
- [19] 福井勝則, 大久保誠介, 山下雅之: 長尺さく孔におけるさく孔深さの影響, 資源と素材, Vol.120, pp.146-151, 2004.
- [20] 福井勝則, 阿部裕之, 小泉匡弘, 友定英貴, 大久保誠介: 長尺さく孔におけるロッド応力の減衰, *Journal of MMIJ*, Vol.123, pp.152-157, 2007.
- [21] 塚本耕治, 今泉和俊: 高周波サンプリング削孔検層システムを用いたトンネル切羽前方調査, 土木学会第 66 回年次学術講演会講演概要集, VI-409, pp.817-818, 2011.
- [22] 塚本耕治, 今泉和俊: 削孔検層システムによるトンネル切羽前方の地山予測, 奥村組技術研究所年報, No.38, pp.76-79, 2012.
- [23] 山下雅之, 石山宏二, 福井勝則, 大久保誠介: さく岩機のさく孔効率と岩盤特性についての検討, 第 41 回岩盤力学に関するシンポジウム, pp.1-6, 2012.
- [24] 鶴 哲郎, 太田賢治, 小澤岳史: 掘進中のビット振動を利用する地震探査法, 石油技術協会誌, Vol.63, No.2, pp.145-157, 1996.
- [25] Rector, J. W. and Hardage, B. A. : Radiation pattern and seismic waves generated by a working roller-cone drill bit, *Geophysics*, vol.57, No.10, pp.1319-1333, 1992.
- [26] 鶴 哲郎, 小澤岳史: 人工震源を用いた SWD への試み, 物理探査学会第 95 回学術講演会講演論文集, pp.129-130, 1996.
- [27] Ewald Brückl, Werner Chwatal, Stefan Mertl, and Alexander Radinger :



Exploration Ahead of a Tunnel Face by TSWD, Geomechanik und Tunnelbau 1/(5), pp.460-465, 2008.

- [28] 山上順民, 今井 博, 青木智幸, 中原史晴 : 穿孔振動を用いたトンネル切羽前方探査法の開発, トンネル工学報告集, Vol.22, pp.157-161, 2012.
- [29] 横田俊之, 尾西恭亮, 唐澤廣和, 大野哲二, 大田彰則, 小泉匡弘 : パーカッションドリル振動の広帯域化 : 効率的な SWD 震源開発を目指して, 物理探査学会第 111 回学術講演会講演論文集, pp.213-216, 2004.



### 第3章 本研究に用いる油圧式削岩機の特徴

#### 3.1 本研究で関連する油圧式削岩機の機能と特徴

山岳トンネルの施工に用いられる後方打撃型の油圧式削岩機は、高出力化・高効率化や大孔径化を目指した研究開発が行われ、最近ではダンパ装置が標準的に装備されるようになってきている[1].

本章では、本研究に用いる油圧式削岩機の構成要素や作動原理、削孔機構、ダンパ装置などの基本的な機能と特徴、および地山性状と削孔速度の関係について述べる。また、削岩機に発生する振動と打撃の関係を作動原理に関連づける（第4章に関連する）。次に、油圧ドリフタの機種や地山性状の違いによるダンピング圧の発生機構を考察し、ダンピング圧を用いた従来の地山評価方法との違いについて述べる（第5章に関連する）。さらに、従来の油圧式削岩機を用いた削孔検層法の適用事例から課題について述べる。

#### 3.2 油圧式削岩機の構成と作動原理

油圧式削岩機は図-3.1 に示すように、油圧ドリフタ、シャンクロッド、スリーブ、ロッド、ビットから構成される。油圧ドリフタ内のピストンは、油圧によりシリンダ内を前後に移動し、シャンクロッドを打撃する。打撃によりシャンクロッドに発生した打撃力（打撃圧）、ロータからの回転力（回転圧）と削岩機の推力（フィード圧）がスリーブ、ロッドを介してビットまで伝播する。ビットの打撃力、回転力および推力を地山に作用させて、地山を破碎する。破碎した掘削ずり（岩片）は、水などによるフラッシングにより破碎位置から取り除かれ、孔外に排出される。このフラッシングが十分でないと、孔内で掘削ずりの二次破碎が発生し、削孔効率が低下すると同時にビットなどが早期に摩耗する。このうち、推力はビットを地山に着岩させて確実に打撃力を地山に与える役目があり、回転力はビットを破碎されていない位置に着岩させる役目がある。

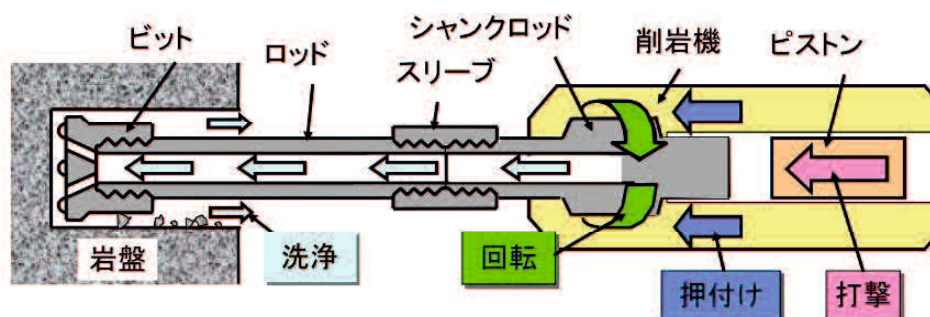


図-3.1 油圧式削岩機の構成（文献[1]）

油圧式削岩機のうち、油圧ドリフタの作動原理[2]を図-3.2に示す。打撃は、油圧ポンプからの作動油の流れによりシリンダ内を前後に移動してシャンクロッドを打撃するピストンとピストンの動きに連動して作動油の流れを制御するバルブが作動することによって生成される。油圧ポンプからシリンダに流入する高圧回路とシリンダから流出する低圧回路には、それぞれ1台のアキュムレータが取り付けられている。このアキュムレータは、油圧回路内の油圧変動（流体内を伝播する疎密な圧力波によるもので脈動と呼ばれる）を吸収し、打撃効率を高める役割を果たす。油圧ドリフタの打撃工程のうち、代表的な油圧回

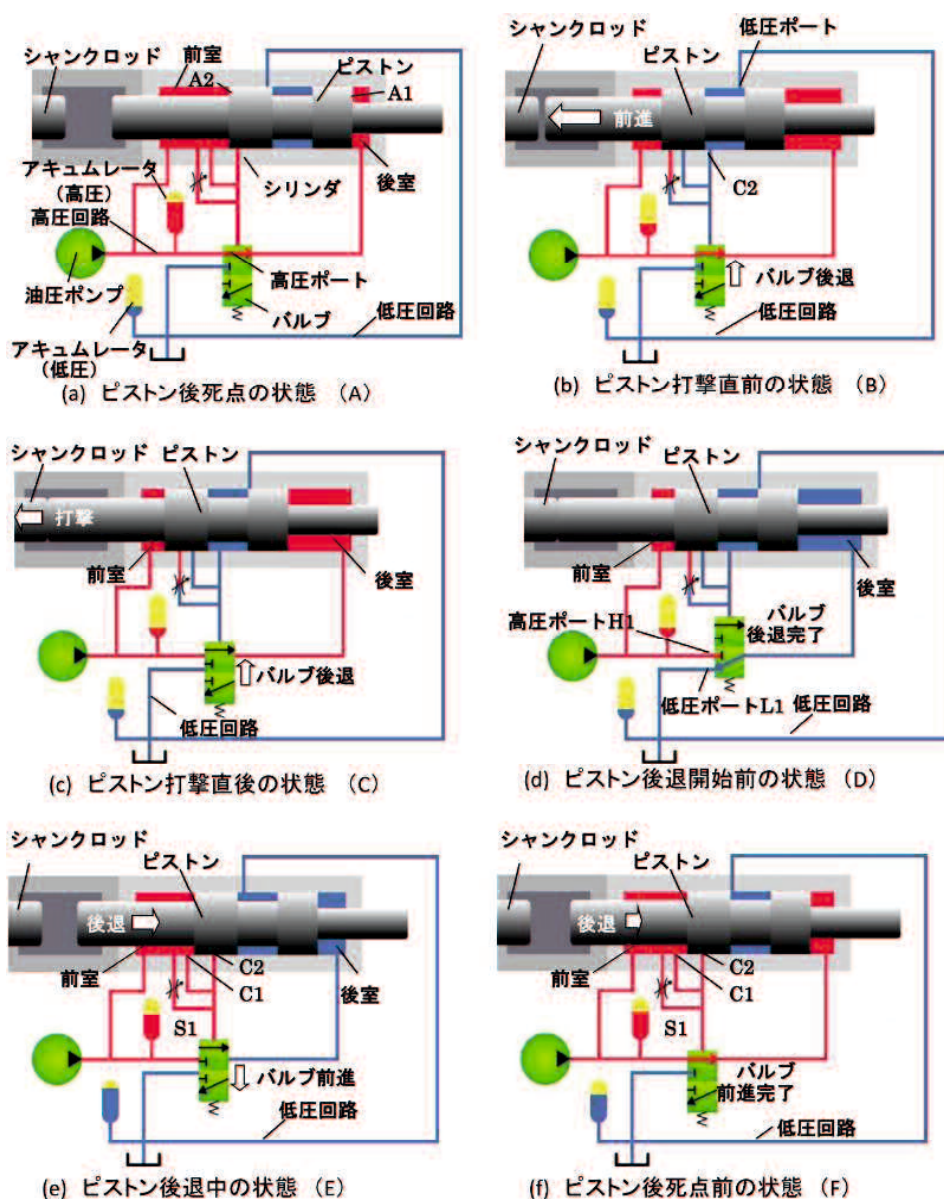


図-3.2 油圧ドリフタの作動原理 (FRD社内資料に加筆)

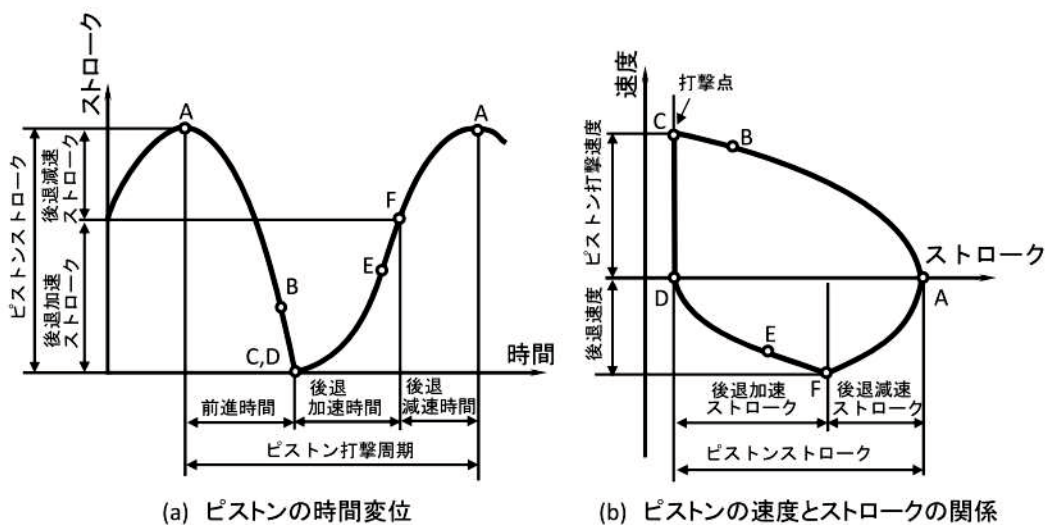


図-3.3 ピストンの時間変位および速度とストロークの関係 (文献[1]の図に加筆)

路の状態を (a) ~ (f) に示す. また, ピストンの時間変位, ピストンストロークと速度の関係を図-3.3に示す. 図中には, それぞれの油圧回路状態に対応する位置をA~Eの点で示す.

油圧ドリフタの打撃工程のうち, (a) はピストンが後死点 (ピストンに作用する力が一時的に零になる点) の状態にある. 高压回路から流入した作動油がバルブを通過してピストンの後室に流入し, 前室にも常時高压の作動油が流入する構造になっている. ピストンの受圧面積は $A1 > A2$ の関係にあるため, ピストンは徐々にシャックロッド側に前進する.

(b) はピストンが前進し, シャックロッドを打撃する直前の状態である. ピストンがバルブ切換圧導入ポートC2を低压ポートに開くため, バルブは切り換えを始める. (c) は前進したピストンがシャックロッドを打撃した状態にあり, 発生した弾性波が先端のビットに伝播する. (d) はピストンが後退し始める前の状態である. バルブが切り換えを完了し, ピストン後室は高压ポートが閉じられ低压ポートL1を通じて低压の状態にある. (e) はピストンが後退を加速した状態にある. ピストンの後退により, バルブ切換圧導入ポートのC2を閉じてC1を開くと高压油がS1に導かれるため, バルブが前方に移動し始める. (f) はピストンが後死点の直前の状態にある. バルブが前進完了すると, 後室は高压ポートを通じて高压になり, 再び (a) の状態に戻る. 打撃中は (a) ~ (f) の工程を繰り返す状態にある. なお, バルブが後退して高压回路が閉じる (b) から (c) の過程とバルブが前進して高压回路が開く (e) から (f) の過程においてサージ圧が発生し, 油圧ドリフタに衝撃的な振動が発生すると考えられる.

### 3.3 油圧式削岩機の削孔機構

山岳トンネルのドリルジャンボに搭載した油圧式削岩機（図-3.4）は、トンネルの装薬孔やロックボルトの削孔に用いられる。トンネルの施工に用いる削岩機のほとんどは、ロータリーパーカッションドリル（Rotary Percussion Drill）であり、削岩機先端のビットを地山に押し当てた状態で打撃（打つ）を加えながら、ドリルを回転して地山を削孔する（図-3.5）。

ボタンビットの先端には、図-3.6に示すような超硬合金のチップが取り付けられ、地山に弾性波（応力波）を与えることにより亀裂を発生させ、これを破砕する。チップの地山への貫入深さは、地山性状やチップの形状によって変わる。

油圧ドリフタ内のピストンがシャンクロッドを打撃することにより圧縮の弾性波がシャンクロッドに発生し、スリーブ、ロッドを介してビットに伝播する。図-3.7のように、弾性波はビットのチップから岩盤に作用し、これを破砕して岩盤内にビットが貫入する。この際、弾性波の一部は、ビット先端で反射波（反発エネルギー）として油圧ドリフタに向かって伝播する。



図-3.4 ドリルジャンボ (3 ブーム)



図-3.5 油圧式削岩機の削孔状況

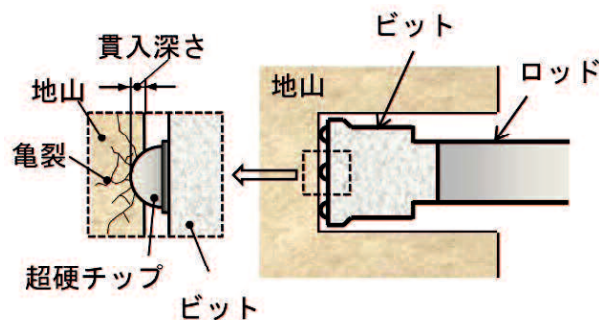


図-3.6 ビットの岩盤破砕

ビットが地山を破碎する際に、地山の破碎に消費されるエネルギー（以下、破碎エネルギーという）は、図-3.8のように貫入抵抗と最終の貫入量の関係からハッチング部分として求められる [3].

貫入抵抗と貫入量の関係は貫入抵抗曲線と呼ばれ複雑な曲線となるが、ここでは、直線で近似した[1]. 一般的に、軟質な地山の場合では、破碎エネルギーが大きく反発エネルギー

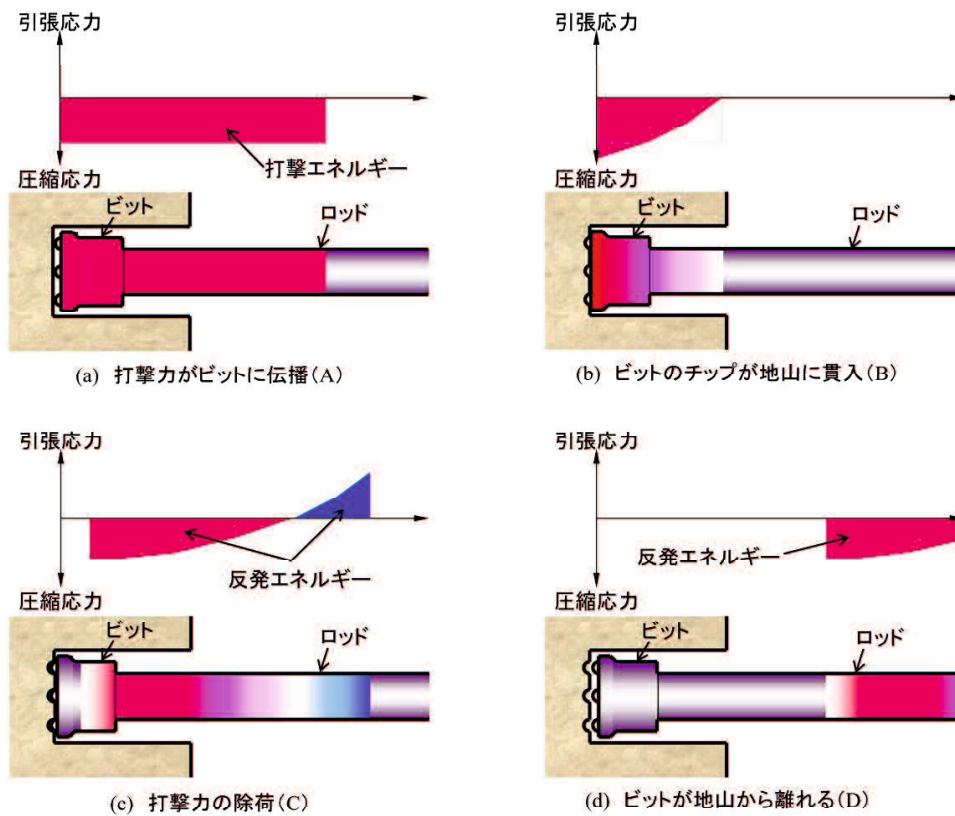


図-3.7 岩盤破碎機構 (FRD 社内資料に加筆)

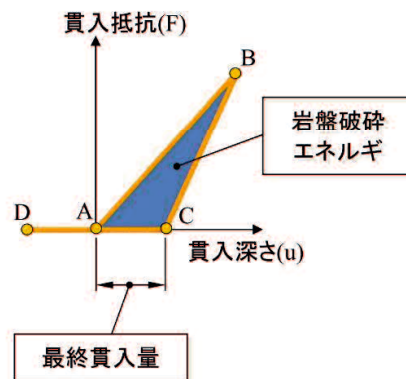


図-3.8 ビットの貫入量と破碎エネルギーの関係 (文献[1])

一が小さくなる。一方、地山が硬質な場合ほど破碎エネルギーが小さくなり、反発エネルギーが大きくなる傾向がある。

### 3.4 地山性状と削孔速度の関係

削岩機の削孔速度は地山の岩質によって大きく変化する。例えば、硬岩・中硬岩・軟岩・粘土といった岩質の違いによるビットの貫入抵抗と貫入深さの関係を図-3.9 に示す[4],[5]。削孔に費やされるエネルギーが同じであるとすると、硬質であるほど、地山の貫入抵抗が大きく貫入深さが小さくなる。逆に、軟質になるほど、地山の貫入抵抗が小さく貫入深さが大きくなる。したがって、地山が硬質になるほど削孔速度は遅くなり、地山が軟質になるほど削孔速度は速くなる傾向がある。このような特性を利用して、さぐり削孔では、削孔速度が地山状況を把握する指標として用いられてきた。このビットの貫入抵抗と貫入深さの関係から地山の破碎性（破碎のしやすさ）を推定することができる[6]-[8]。地山の破碎性を示す貫入抵抗曲線を模式的に表した図を図-3.10 に示す。例えば、地山の貫入抵抗が同じであっても破碎性の悪い地山を削孔する場合には、破碎エネルギーが小さくなる。これに対して、破碎性の良い地山を削孔する場合には、破碎に消費されるエネルギーが大きくなる。このように地山の破碎性によっても地山で消費されるエネルギー量に変化する。

また、同じ地山を削孔する場合でも打撃圧、フィード圧を大きくするほど削孔速度は速くなる傾向がある。そのため、削孔速度の指標を用いる場合はフィード圧が変化しないように削孔する必要がある。しかし、回転圧はビットやロッドと孔壁の掘削ずりによる摩擦抵抗の影響を受けて大きく変化する。特に、孔内に掘削ずりが溜まりやすい軟岩や破碎帯の場合では、回転圧が高くなる傾向がある。また、フィードと回転の油圧回路を直列に連結する場合には、フィード圧も回転圧の影響を受けて変動することになる。

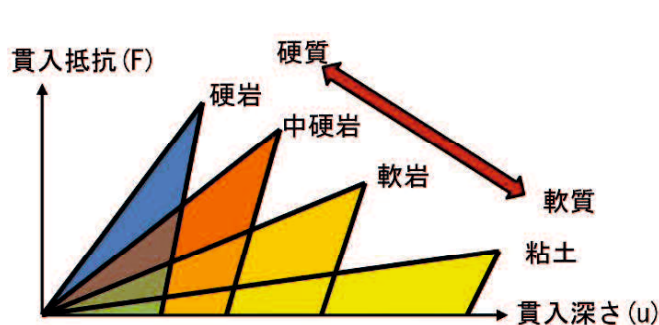


図-3.9 岩質による貫入抵抗と貫入深さの関係

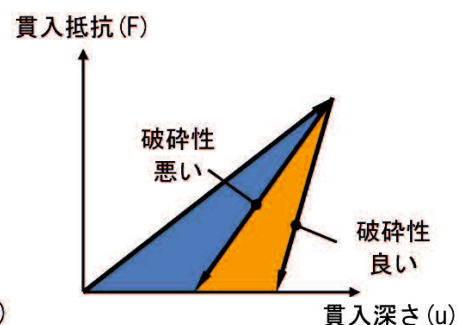


図-3.10 破碎性と貫入深さの関係



このように、回転圧、フィード圧は地山性状の影響を受けて変動するため、油圧を変化させないように削孔することは難しい。さらに、ビット径を変更すると削孔速度が変化するため、削孔速度の指標では地山性状を精度よく評価することは困難である。

### 3.5 油圧ドリフタのダンパ装置

油圧ドリフタ内のピストンがシャンクロッドを打撃した際に発生する圧縮の弾性波（打撃エネルギー）は先端のビットに伝播して地山の破碎に消費されるが、一部の弾性波は反発力として油圧ドリフタに戻る。この打撃の反発力は削岩機を後退させると同時にビットの着岩性を悪化させ、削孔効率の低下の要因となる。その低下を防ぐ目的でダンパ装置は地山からの反発力を吸収し、緩和すると同時に、フィード圧に関わらず、ビットの着岩性を改善させるために開発された[1]。

対象とした油圧ドリフタのダンパ装置の模式図を図-3.11 に示す。このダンパ装置は着岩性に優れたデュアルダンパであり、地山からの反発力を吸収するダンピングピストンと、この内側に配置して従来の推力装置よりも少し小さい推力をロッドに与えるプッシングピストンから構成される。この推力は油圧により与えられ、地山からの反発力を油圧（ダンピング圧）で吸収する。

打撃エネルギーと反発エネルギーの関係は、式(3.1)で表すことができる。

$$E_d = E - E_f - \Delta E \quad (3.1)$$

ここで、 $E_f$ は反発エネルギー、 $E$ はピストンの打撃エネルギー、 $E_f$ は破碎エネルギー、 $\Delta E$ はビットと地山の接触部やロッドの継ぎ手部など伝播経路上における損失エネルギーである。このうち、ピストンの打撃エネルギーは、式(3.2)で表すことができる。

$$E = \frac{1}{2} m_p v_p^2 \quad (3.2)$$

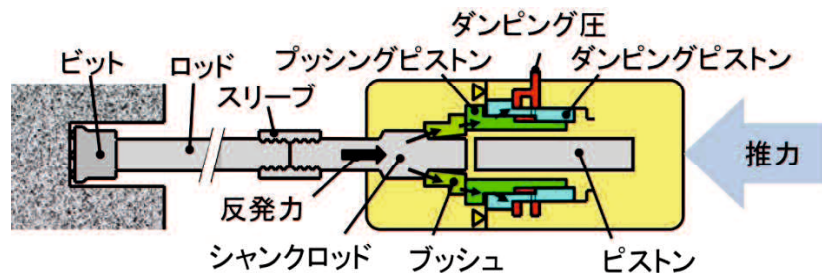


図-3.11 油圧式削岩機のダンパ装置（文献[1]の図に加筆）

ここで、 $E$ はピストンの打撃エネルギー (J),  $m_p$ はピストン質量 (kg),  $v_p$ はピストン速度 (m/s) を表す。また、ビットの打撃により地山の破碎に消費される破碎エネルギー $E_f$ は、式(3.3)で表せる。

$$E_f = \int_0^U f du \quad (3.3)$$

ここで、 $E_f$ は破碎エネルギー (J),  $f$ は貫入抵抗 (kN),  $U$ はビットの1打撃あたりの貫入量 (mm) を表す。

さらに、ビットから油圧ドリフタに伝播する反発エネルギーは、ダンピングピストンで緩衝するため、式(3.4)で表すことができる。

$$E_d = \frac{1}{2} m_d v_d^2 \quad (3.4)$$

ここで、 $E_d$ は反発エネルギー,  $m_d$ はダンピングピストンの質量 (kg),  $v_d$ はダンピングピストンの速度 (m/s) を表す。

反発エネルギーの変化は、ダンピングピストンの速度変化を生じさせ、それがダンピング圧の変動する幅（脈動振幅という）に反映される。式(3.1)～式(3.4)の関係を模式図にすると図-3.12 になる。

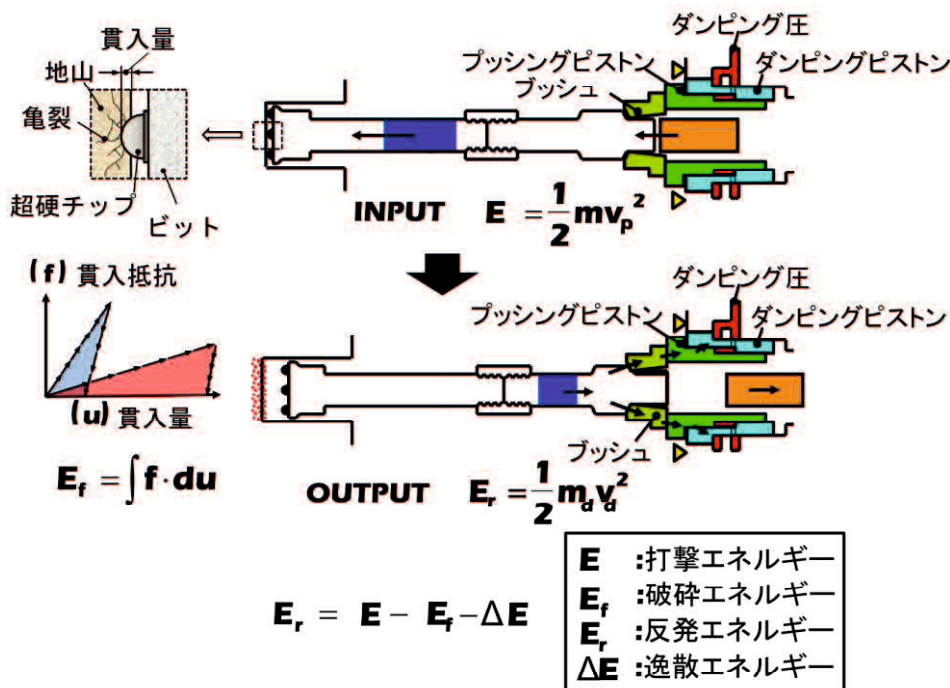


図-3.12 打撃エネルギーと反発エネルギーの関係

次節で述べるように、打撃圧が一定の場合は、打撃エネルギーも一定であるので、地山の岩質の違いが、地山の破碎エネルギーや油圧ドリフタに戻る反発エネルギー反映され、その結果、ダンピング圧の脈動振幅の大きさに反映される。言い換えると、ダンピング圧の変動の大きさから地山評価が可能であることが示唆される。

### 3.6 ダンピング圧の発生機構

ダンパ装置の機構は、岩盤やコンクリートの圧縮強さを推定するシュミットハンマーと類似しており、反発力（反発度）の大きさをダンピング圧により地山状態を推定することが可能である。油圧ドリフタのダンパ装置の代表例として、Atlas Copco 社では一定の油量を供給してダンピングする方法を、Furukawa Rock Drill 社では油圧を一定に保持してダンピングする方法を採用している。Atlas Copco 社のダンパ装置を用いた従来のダンピング圧による地山評価と Furukawa Rock Drill 社のダンパ装置を用いて新たに提案するダンピングの脈動圧による地山評価の違いを以下に述べる。

Atlas Copco 社製で採用されている一定の油量を供給してダンピングする方法では、地山が軟質の場合にダンピング圧が小さく、地山が硬質になるほどダンピング圧が大きくなる傾向を示す。このダンピング圧の変化は、ダンピングピストンの位置によっても起こり、**図-3.13** の地山が軟質な場合にはダンピングピストンが前方に移動することにより圧力が低下し、**図-3.14** の地山が硬質になる場合にはダンピングピストンが後方に移動して圧力

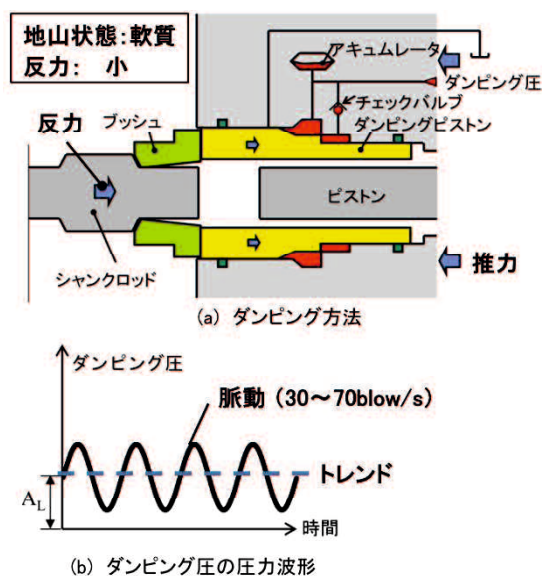


図-3.13 ダンピング油量一定の削岩機における硬質地山の場合

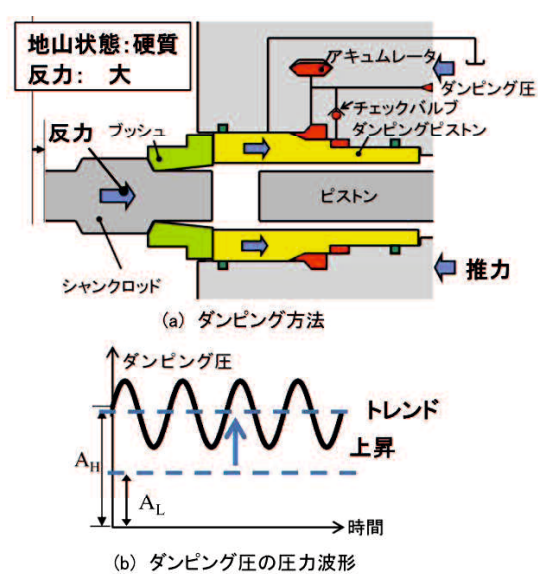


図-3.14 ダンピング油量一定の削岩機における軟質地山の場合

が高くなる変化を捉えていると推察される。

一方、Furukawa Rock Drill 社製では、ダンピングの作動圧が一定に保持されるため、削孔する地山が変化した場合でも一定の油量を供給する油圧ドリフタのようなダンピング圧の変化が生じることがなく、油圧変化のトレンドはほとんど変化しない。そのため、地山評価に従来のダンピング圧の変化による方法を用いることができない。しかし、このような場合であってもダンピング圧には、打撃の反発力によって圧力変動の脈動が発生する。ダンピング圧の脈動には、打撃による地山の応答が反映されており、地山状態を推定する上で有用な情報になる。図-3.15 の地山が軟質の場合には地山からの反発エネルギーが小さいため、それを緩衝するダンピング圧の変動振幅が小さい。図-3.16 の地山が硬質の場合には反発エネルギーが大きいため、ダンピング圧の変動振幅が大きくなると推測される。このような地山の硬軟によって変化するダンピング圧の変動を精度よく把握できれば、地山の物性評価に反映できると考えた。その検討した内容を第4章で述べる。

### 3.7 掘削体積比エネルギーによる地山評価

トンネル工事において実施する削孔検層法では、削孔速度、掘削体積比エネルギーのほか、削孔ずりの状態、湧水量などの削孔状況の観察結果を加えて総合的に検討し、地山の硬軟の程度、断層破碎帯などの位置と状態、湧水量、地山状態の評価を行う。

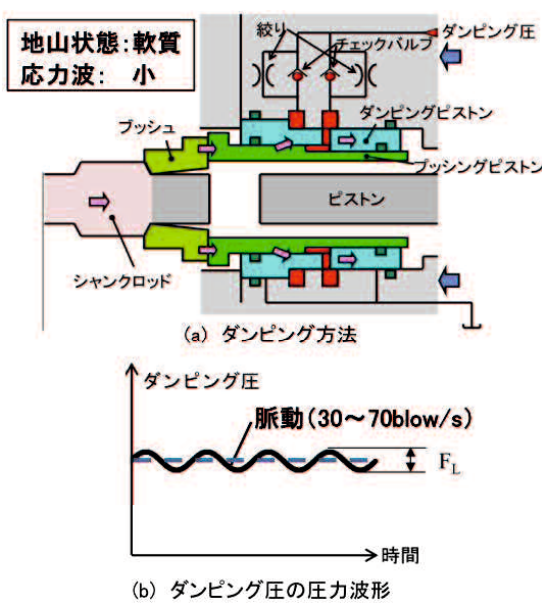


図-3.15 ダンピング圧一定の削岩機における軟質地山の場合

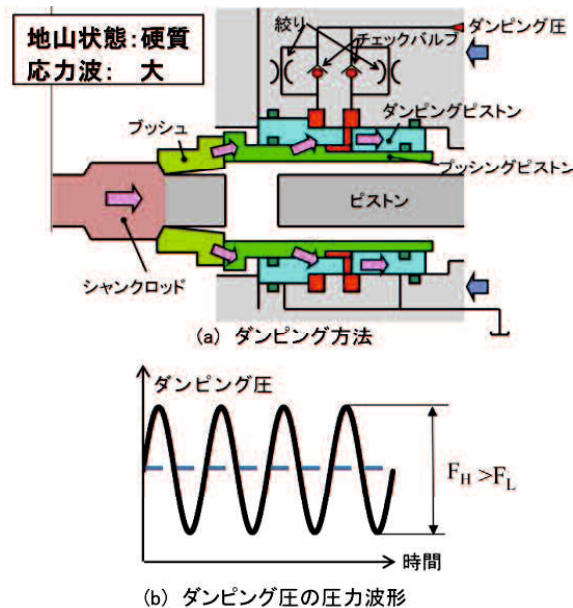


図-3.16 ダンピング圧一定の削岩機における硬質地山の場合

このうち、代表的な地山評価指標である掘削体積比エネルギー（Specific Energy）は、式(3.5)で表される。この式は掘削機械の能率を評価する指標[9]として提案されたが、掘削岩盤の強度特性によっても変化することから地山の評価にも用いられている。

$$S_E = \frac{E N}{A V} \quad (3.5)$$

ここで、 $S_E$ は掘削体積比エネルギー ( $\text{J}/\text{cm}^3$ )、 $E$ はピストンの打撃エネルギー ( $\text{J}$ )、 $N$ は打撃数 ( $\text{blow}/\text{min}$ )、 $A$ は孔断面積 ( $\text{cm}^2$ )、 $V$ は削孔速度 ( $\text{cm}/\text{min}$ ) を表す。

原位置で上記の打撃エネルギー  $E$  を直接計測することはできないが、次式から求めることができる[10]。

$$E = \left(\frac{P}{P_0}\right) E_0 \quad (3.6)$$

ここで、 $P$ は計測された打撃圧 ( $\text{MPa}$ )、 $P_0$ は定格打撃圧 ( $\text{MPa}$ )、 $E_0$ は定格打撃エネルギー ( $\text{J}$ ) を表す。

掘削体積比エネルギーは硬質な地山で大きく、軟質な地山になるほど小さくなる傾向がある。このように岩質と掘削体積比エネルギーには密接な関係がある。一方で、開口亀裂が卓越した地山や硬軟部が複雑に混在する断層破碎帯などでは、孔壁崩壊が頻発して掘削ずりの排出が困難になり、これに伴う回転圧の上昇やジャミング（ロッドが抜けられない状態）の頻発により、計測データが大きく乱れて地山評価の精度が低下する場合がある。また、削孔検層では、3m 程度のロッドを継ぎ足しながら所定の深度まで削孔するため、ロッドの継ぎ手部分において打撃エネルギーが減衰する。減衰の程度は、継ぎ手形状やねじ部の締め付け状況によって異なるが、概ね 1.5~10%であることが報告されている[11][12]。さらに、フィード圧が所定の圧力より小さく、ビットの着岩が十分でない場合には、地山へのエネルギー伝達効率が悪くなるだけでなく削孔速度そのものが低下するため、掘削体積比エネルギーが上昇し、実際よりも堅硬な地山と評価する場合がある。このように、掘削体積比エネルギーは、フィード圧の影響を大きく受けるため[13]、これを指標として地山を評価する場合にはフィード圧を一定に保つ必要がある。しかし、著しく脆弱な地山などで安定した削孔を行うためには、フィード圧を低く設定する必要があり、地山の硬軟の程度を精度よく把握することが困難な状況にある。

一方、ダンピング圧では、掘削体積比エネルギーと同様にロッドや継ぎ手部の打撃エネルギーの減衰する影響を考慮する必要があるが、ビット先端の地山からの反発力が圧力に直接反映され、回転圧の上昇やジャミングなどの影響が少ないと推察される。このことから、ダンピング圧を用いた地山の評価では、従来の掘削体積比エネルギーによる地山評価よりも精度の向上が期待できる。

### 3.8 高周波サンプリング計測による地山評価

油圧式削岩機の油圧回路に設置した油圧センサーを用いて削孔時の打撃圧、回転圧、フィード圧を計測する。また、フィードシリンダに流入する油量を流量計により計測し、流量計が発するパルス信号から削孔長を求める。削孔検層で計測される一般的なサンプリング周波数は1 Hz から 10Hz 程度である。しかし、削孔速度が速いぜい弱な地山性状を精度よく把握するため、2kHz のサンプリング周波数で計測した。計測したデータの処理方法を図-3.17 に示す。計測を開始すると、各センサーの信号を AD 変換してバッファに取り込む。バッファの削孔データをパソコンのハードディスクに記録すると同時に削孔データから地山評価の計算処理を逐次行い、削孔深度方向 1～5cm 区間ごとに打撃圧、回転圧、フィード圧、削孔速度、および掘削体積比エネルギーの平均値を計算し、パソコン画面上にリアルタイムに表示する(図-3.18)。なお、削孔検層時にロッドを繋ぐ際の削岩機の動作が削孔検層の結果に影響を与えないよう、計測担当者は計測パソコンから計測の中断、および再開の操作を行う(図-3.19)。

高周波サンプリング削孔検層システムの適用事例として、岩質が異なる 2ヶ所のトンネルに適用した結果[14]について以下に述べる。

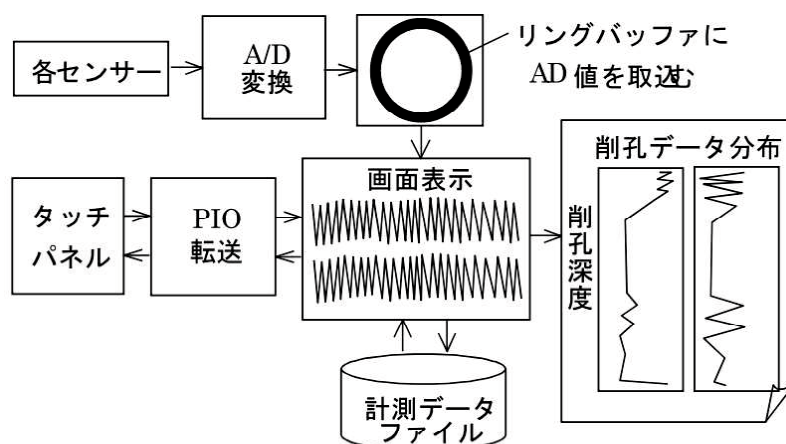


図-3.17 削孔データの計測処理方法

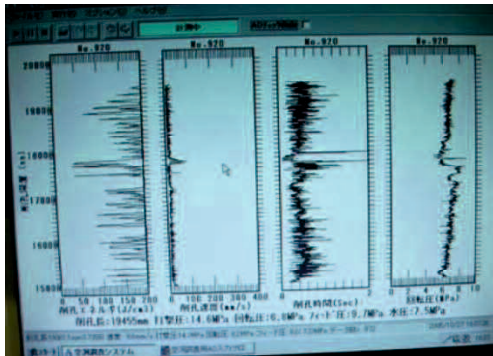


図-3.18 削孔データ処理後の表示



図-3.19 削孔データの計測状況

### 3.8.1 A トンネル（硬岩地山を対象）

削孔検層を実施したトンネルの地山は中～粗粒花崗岩( $q_u=30\sim90\text{MPa}$ )が主体であり、硬質であった。トンネル切羽面の中心（トンネル軸）の左側に0.5m、上側に0.5mあるいは1.0mの位置から全4回の削孔検層を行った。1回目が22m、2回目が30m、3回目が38m、4回目が20mの長さを削孔し、1回目と2回目で13m、2回目と3回目で9m、3回目と4回目で7.5mの長さを重複（ラップ）させた。削孔速度と掘削体積比エネルギーと設計・計画時の支保パターン、実際の地山等級を距離程について比較した結果を図-3.20に示す。なお、地山による削孔速度と掘削体積比エネルギーのトレンド変化をみるため、図中に1m区間の移動平均した結果を併記している。T.D.353m～T.D.359mの風化帯の地山では、削孔速度が10mm/s程度から20mm/s程度に上昇し、掘削体積比エネルギーが $500\text{J}/\text{cm}^3$ 程度から $300\text{J}/\text{cm}^3$ 程度に低下している。また、T.D.388.5m～T.D.391mおよびT.D.415m～T.D.416mの小規模の弱層部においては、掘削体積比エネルギーが $200\text{J}/\text{cm}^3$ 以下になり、掘削体積比エネルギーが地山状態の変化を反映していることがわかった。一方、重複した区間の掘削体積比エネルギーを比較すると、1回目と2回目の13mの区間では同様の分布を示し、両者の差が $50\text{J}/\text{cm}^3$ 程度と小さい。しかし、2回目と3回目の9m区間では掘削体積比エネルギーの分布があまり一致せず、両者の差が最大で $190\text{J}/\text{cm}^3$ と大きな結果になった。さらに、3回目と4回目の7.5m区間でも両者の差が最大で $230\text{J}/\text{cm}^3$ と大きく、この重複区間でも一致しない傾向になった。いずれも前回（2回目と3回目の場合は2回目、3回目と4回目の場合は3回目）の方が大きい値になっており、削孔長が30m以上で相対的に長いことからロッドの継ぎ手部の減衰だけでなく、削孔効率に影響を与えるロッドと周辺地山との摩擦など他の要因が大きく寄与したと推察される。このように削孔速度や掘削体積比エネルギーによる地山の評価

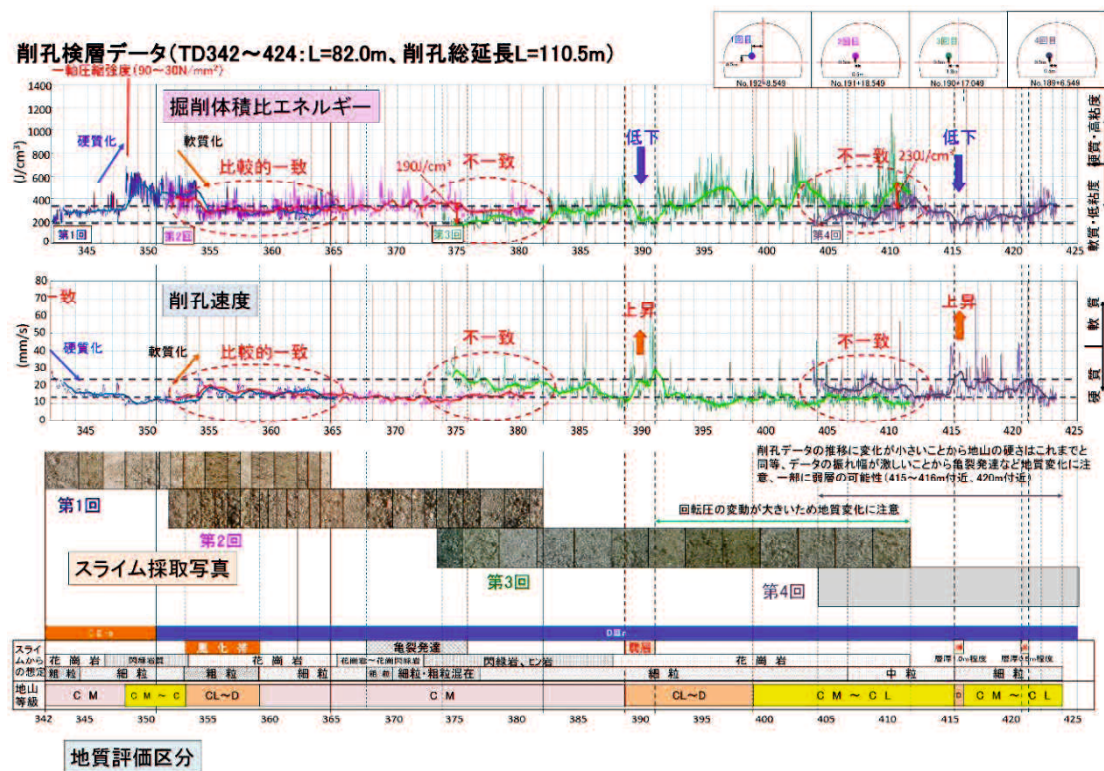


図-3.20 硬岩地山における削孔速度と掘削体積比エネルギーの比較

では、地山状態が変化する位置を比較的精度よく把握できる。一方で、同じ地山を削孔した場合でも削孔速度や掘削体積比エネルギーの値が異なることから削孔速度や掘削体積比エネルギーを用いて地山の圧縮強さなどの物性値を推定することが難しいことを示している。

このようなことから、本研究では3.5節の油圧式削岩機のダンピング圧に着目し、地山の圧縮強さを推定する方法について検討した。その内容は第4章で述べる。

### 3.8.2 Bトンネル（脆弱地山を対象）

削孔検層による掘削体積比エネルギーと施工中に観察した実際の地山状況を比較した結果を図-3.21に示す。右側の掘削体積比エネルギーの分布は、削孔深度5m付近が $400\text{J}/\text{cm}^3$ 程度から $200\text{J}/\text{cm}^3$ 程度、14.5m付近が $200\text{J}/\text{cm}^3$ 程度から $400\text{J}/\text{cm}^3$ 程度にある。また、27.5m付近では $400\text{J}/\text{cm}^3$ 程度から $800\text{J}/\text{cm}^3$ 程度になり、実際の地山状態も硬質であった。また、左側の削孔検層についても掘削体積比エネルギーの大きさと地山状態の関係は同様の結果になった。削孔深度5~17.5mの範囲は、掘削体積比エネルギーが概ね $100\sim 300\text{J}/\text{cm}^3$ であり、DIIの地山等級に相当する脆弱な地山が当初の予測された位置より切羽前方側8m程度の位置に出現すると予測した。



対策をしないで掘削すると切羽崩落が想定されたことから一旦掘削作業を中断し、鏡吹付け、長さ4mのGRP（Glass fiber Reinforced Plastic, ガラス繊維強化プラスチック）ボルトによる注入式フォアポーリングと鏡ボルトを併用した補助工法を実施しながら掘削した。地山状態が変化する位置での切羽面の状況を図-3.22に示す。この対策により切羽天端部の地山

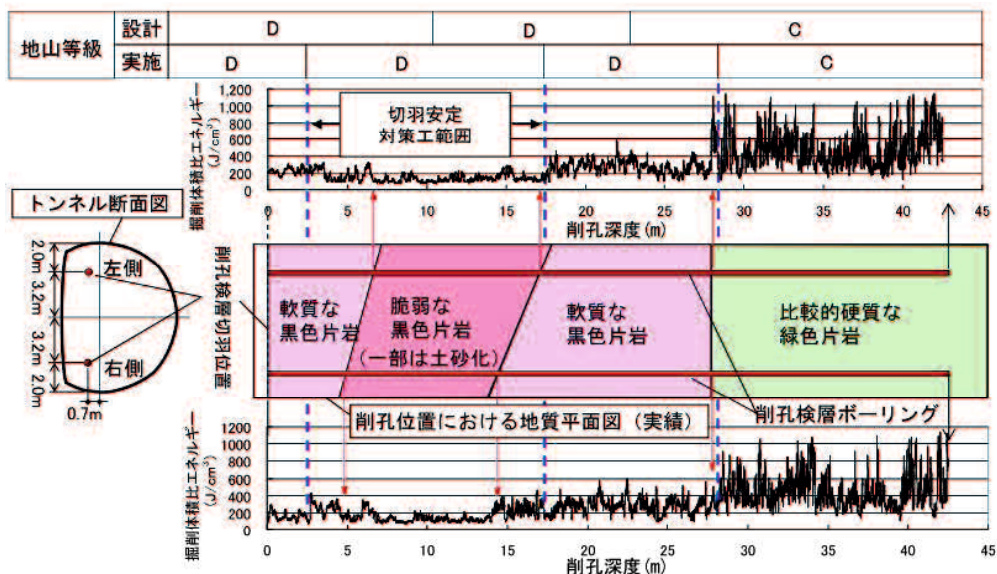


図-3.21 軟質な地山における掘削体積比エネルギー分布と施工実績との比較

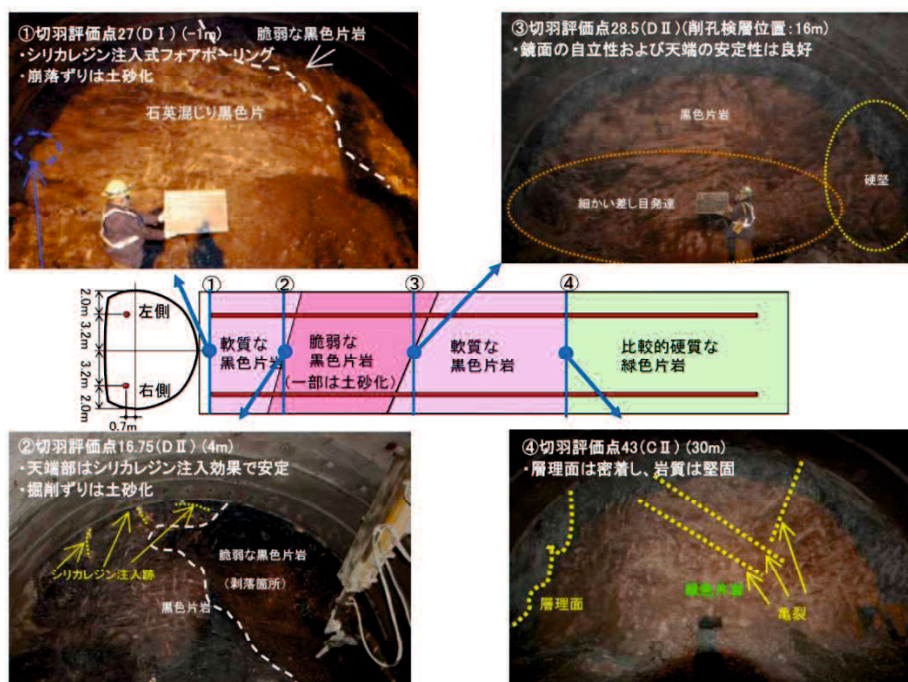


図-3.22 地山状態が変化する切羽面の状況

を安定した状態で掘削することが可能になり、6m、9m 付近で切羽の一部が崩落したが大規模な切羽崩落の危険を回避して DII 区間を施工することができた。

当該のトンネルで実施した 7 回分の削孔検層から求めた掘削体積比エネルギーを 1m 区間ごとに平均した値と切羽評価点をトンネルの距離程で比較した結果を図-3.23 に示す。切羽評価点は、トンネル切羽の観察記録から地山状態を点数化し、支保を選定する際の指標として利用される。評価点が低いほど脆弱な地山と評価し、地山等級が低く判定される。距離程 260m 付近から掘削体積比エネルギーが小さくなると切羽評価点も低くなり、距離程 310m 付近から掘削体積比エネルギーが大きくなると切羽評価点も高くなり、両者の傾向はよく一致している。

1m 区間ごとに平均した掘削体積比エネルギーと切羽評価点の関係を支保パターンごとに分けて整理した結果を図-3.24 に示す。このトンネルの支保パターンと掘削体積比エネルギーの関係は、概ね DII の場合が  $100\sim 400\text{J}/\text{cm}^3$ 、DI の場合が  $200\sim 500\text{J}/\text{cm}^3$ 、CII の場合が  $300\sim 1000\text{J}/\text{cm}^3$  の範囲にある。

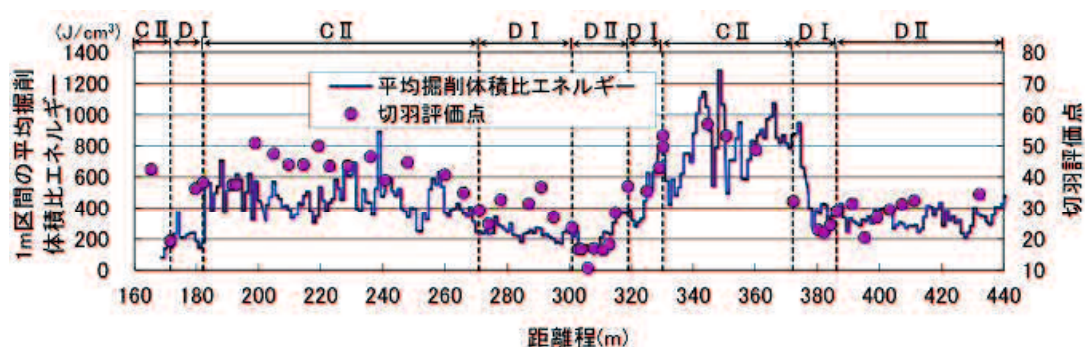


図-3.23 掘削体積比エネルギーと切羽評価点の比較

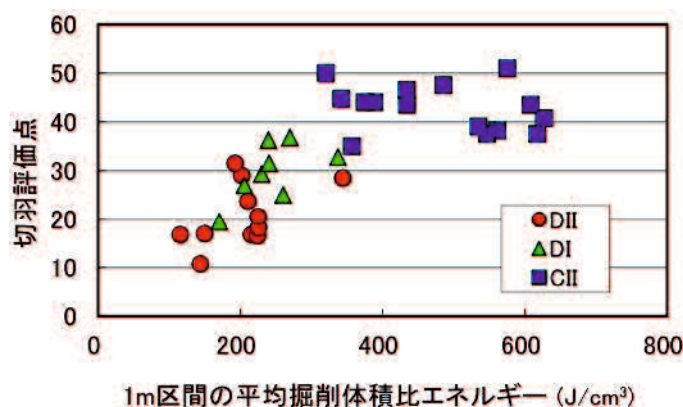


図-3.24 1m 区間平均の掘削体積比エネルギーと切羽評価点の関係

以上から、削孔検層により求めた掘削体積比エネルギーが切羽評価点と相関があること、支保パターンと対応が良いことがわかった。一方で、支保パターンに対応する掘削体積比エネルギーの範囲は重なり合っているため、掘削体積比エネルギーから支保パターンを決定することは難しいことがわかった。また、左右2本の掘削体積比エネルギー分布から地山を直線で区分したが、地山状態の変化は複雑であることから削孔したボーリング間の地山の物性分布を定量的かつ詳細に把握する必要があった。

このようなことから、本研究では油圧式削岩機の削孔振動を利用してボーリング間の地山の弾性波速度分布を推定する方法について検討した。その内容は第5章で述べる。

### 3.9 まとめ

本章のまとめを以下に示す。

- i. 油圧ドリフタの打撃は、ピストンとバルブが連動して生成される。このバルブが高圧回路を開閉する際にサージ圧が発生し、削岩機に振動が発生する。
- ii. 地山が硬質な場合では、地山の貫入抵抗が大きく破砕エネルギーが小さいため、ビットから油圧ドリフタに向かう反発エネルギーが相対的に大きくなる。逆に、地山が軟質な場合は、地山の貫入抵抗が小さく破砕エネルギーが大きいため、反発エネルギーが小さくなる。
- iii. 油圧ドリフタ内のピストンがシャンクロッドを打撃する際に発生した圧縮の弾性波は、ビットに伝播して地山の破砕に消費される。破砕に消費されない一部の弾性波が油圧ドリフタに戻り、ダンパ装置のダンピング圧で緩衝される。この緩衝によりダンピング圧に脈動が発生する。
- iv. 削孔速度や掘削体積比エネルギーによる地山の評価では、地山状態が変化する位置を比較的精度よく把握できる。一方で、同じ地山を削孔した場合でも削孔速度や掘削体積比エネルギーの値が異なることから削孔速度や掘削体積比エネルギーを用いて地山の圧縮強さなどの物性値を精度よく推定することが難しい。

## 参考文献

- [1] 小泉匡弘, 福井勝則, 羽柴公博: さく岩機の技術的変遷, トンネルと地下, Vol.47, No.1, pp.39-43, 2016.
- [2] 渡辺英志: 油圧さく岩機および油圧ブレーカの特性と効率に関する研究, 東京大学博士論文, 1989.
- [3] 大久保誠介, 大田彰則, 松田年雄, 福井勝則, 秋山政雄: 摩耗したさく岩機用ボタンビットによる静的貫入試験, 資源と素材, Vol.113, No.9, pp.663-668, 1997.
- [4] 中村吉男: ロックドリル“叩く一打つ”から見る, 道具から機械への技術的考察一, 土木技術, Vol 70, No.9, pp.14-20, 2015.
- [5] 塚本耕治: 削孔検層法によるトンネル切羽前方探査一打撃によるエネルギーを指標に用いた地山評価一, 土木技術, Vol 70, No.9, pp.27-32, 2015.
- [6] 松井紀久男, 一ノ瀬政友, 島田英樹: 丸棒貫入試験による軟岩類の力学的特性の評価, 応用地質, Vol 30, No.4, pp.28-34, 1989.
- [7] 島田英樹, 松井紀久男, 一ノ瀬政友: 丸棒圧入試験による岩石の力学的性質の評価, 資源と素材, Vol 107, No.9, pp.609-614, 1991.
- [8] 島田英樹, 松井紀久男, 一ノ瀬政友: 衝撃破碎試験による岩石の破碎性の評価, 資源と素材, Vol 108, No.5, pp.402-406, 1992.
- [9] Teale, R. : The concept of specific energy in rock drilling, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 2, pp.57 - 73, 1965.
- [10] トンネル技術者のための地盤調査と地山評価, 鹿島出版会, pp.193-200, 2017.
- [11] 福井勝則, 大久保誠介, 山下雅之: 長尺さく孔におけるさく孔深さの影響, 資源と素材, Vol.120, pp.146-151, 2004.
- [12] 福井勝則, 阿部裕之, 小泉匡弘, 友定英貴, 大久保誠介: 長尺さく孔におけるロッド応力の減衰, Journal of MMIJ, Vol.123, pp.152 -157, 2007.
- [13] 山下雅之, 平野 享, 石山宏二, 塚田純一, 福井勝則, 大久保誠介: 油圧さく岩機の掘削体積比エネルギーを用いた坑道周辺岩盤の特性評価に関する研究, 土木学会第 66 回年次学術講演概要集, III-109, pp.217-218, 2011.
- [14] 塚本耕治, 今泉和俊: 高周波サンプリング削孔検層システムを用いたトンネル切羽前方調査, 土木学会第 66 回年次学術講演会講演概要集, VI-409, pp.817-818, 2011.

## 第4章 油圧式削岩機のダンピング圧変動を利用した圧縮強さの推定法

### 4.1 概説・目的

トンネル工事に用いられる最近の油圧ドリフタには、地山を削孔する際に地山からの反発力を吸収する図-4.1のようなダンパ装置を装備している。一般的なダンパ装置は、地山からの反発を吸収する機能を持つダンピングピストンと、その内側に配置されているフィード装置の推力よりも若干小さい力でロッドを押すプッシングピストンからなる。仮にフィード装置による通常の推力が不足した場合でも、プッシングピストンが推力を補うことで、先端のビットを着岩し続けることが可能になる。これによりビットの着岩性が大幅に向上し、地山の削孔性能を向上することが可能になった。

削孔中の削岩機ではピストンが一定の油量で作動してシャンクロッドを打撃しており、ビットから地山に伝達される打撃エネルギーは一定であると想定される。打撃エネルギーのうち地山の破碎に消費されなかった一部が反発エネルギーとなる。この反発エネルギーはビット、ロッド、スリーブを伝達して削岩機側に戻り、削岩機内のシャンクロッド、ブッシュ、プッシングピストンを伝達してダンピングピストンの油圧で緩衝される。地山の硬軟によって破碎に消費されるエネルギーが変わることから反発エネルギーも変化し、その変化の大きさがダンピング圧の圧力変動として現れる。すなわち、削孔対象の地山が硬質であるほど、1打撃あたりの地山の破碎に消費されるエネルギーが小さく、反発エネルギーが大きくなることでダンピング圧の変動振幅が大きくなる。その逆に地山が軟質であると地山に消費されるエネルギーが大きくなり、反発エネルギーが小さくなることでダンピング圧の変動振幅が小さくなることを想定される。このことから、ダンピング圧の圧力変動の大きさを評価することにより地山の硬軟の程度を精度よく把握できると考えた。

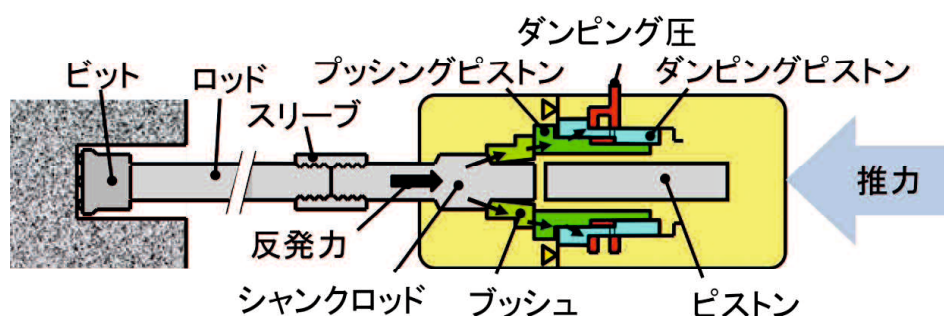


図-4.1 油圧式削岩機のダンパ装置

ダンピング圧に着目した従来の地山評価[1],[2]では、地山からの反力でダンピングピストンが移動することによるダンピング圧のトレンド変化を捉えた方法が用いられており、地山からの反発エネルギーによるダンピング圧の変動に着目した方法でなかった（3.6「ダンピング圧の発生機構」参照）。

本章では、ダンピングの作動圧が一定の Furukawa Rock Drill Co.社製油圧式削岩機 HD210 を用いて圧縮強さが既知である試験体の削孔実験を行い、このダンピング圧の脈動振幅の大きさと圧縮強さの関係を明らかにして、地山の圧縮強さを予測する方法を提案することを目的とした。また、従来の掘削体積比エネルギーによる結果と比較し、提案した指標の有用性について検討した。

## 4.2 模擬地山を用いた削孔実験

削孔実験では、セメント系固化材の種類や固化材の練り混ぜから削孔までの養生期間を変えることにより圧縮強さの異なる試験体を製作し、これらを油圧式削岩機の打撃圧、回転圧、フィード圧、ダンピング圧などの作動圧をパラメータとして、削孔時の削孔速度や油圧などの削孔データを計測した。試験体ごとに各削孔データの平均値を求め、試験体の圧縮強さとの関係について調べた。なお、削孔実験は2回に分けて実施した。

### 4.2.1 試験体の製作

試験体の製作には、2個の稲田花こう岩ブロック（100cm×100cm×100cm）を使用した。このうち、1回目の削孔実験に用いた岩石ブロック1（Test rock block 1）では、油圧式削岩機にφ127mmのビットを装着し、一面の6か所から深さ40cmの削孔を行い、図-4.2の

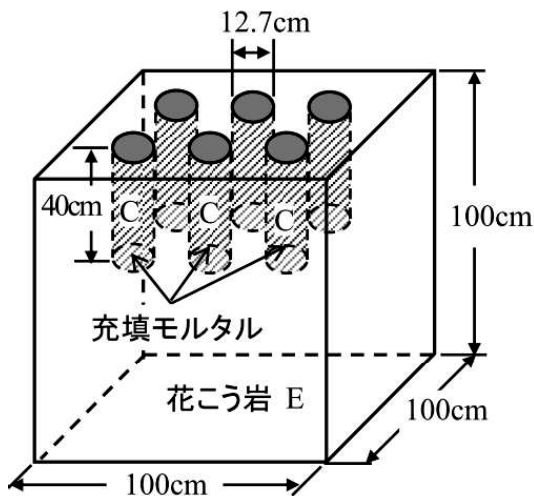


図-4.2 岩石ブロック1

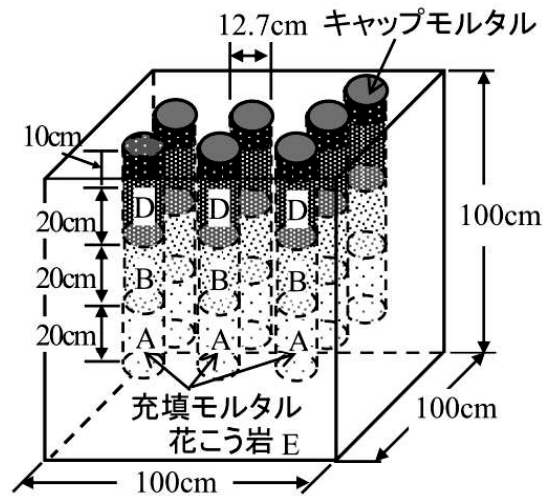


図-4.3 岩石ブロック2

ように削孔した面を上にして削孔した空孔に急結モルタル（セメント系固化材）を充填して試験体を製作した。また、2回目の削孔実験の岩石ブロック2（Test rock block 2）では、一面の7か所から深さ70cmの削孔を行った後、図-4.3のように削孔した空孔に圧縮強さの異なる3種類のモルタル（セメント系固化材）をそれぞれの充填厚さが20cmになるよう3回に分けて充填し、最上部に厚さ10cmのキャップ用モルタルを充填して試験体を製作した。

#### 4.2.2 実験方法

1回目の削孔実験では、図-4.4に示すように花こう岩ブロックを $\phi 127\text{mm}$ のビットで削孔した孔にモルタルを充填して製作した試験体Cを $\phi 65\text{mm}$ のビットを用いて80cmの深度まで再削孔した。削孔するモルタル試験体Cの圧縮強さを変化させるため、モルタル充填から1hr, 6hr, 24hrの経過時間（養生時間）後の試験体を各々C-1, C-2, C-3とした。充填したモルタルと同じ試料を用いて5本のテストピースを製作しておき、削孔実験の実施時間に合わせて一軸圧縮試験を行った。表-4.1に示すように養生時間が1hr, 6hr, 24hr後の圧縮強さは23.0MPa, 33.3MPa, 43.0MPaとなった。また、Eは花こう岩の試験体である。ボーリングにより岩石ブロックからコア試料を採取し、整形したコアの一軸圧縮試験から花こう岩の圧縮強さは187.4 MPaであった。

2回目の削孔実験では、図-4.5に示すように $\phi 65\text{mm}$ のビットにより水平方法に3種類のモルタル試験体D, B, Aと花こう岩の削孔を行った。モルタル試験体D, B, Aの一軸圧縮強さは、表-4.1に示すように65.5 MPa, 10.6MPa, 1.1 MPaであり、それぞれ、硬岩、軟岩、土砂地山に相当する。

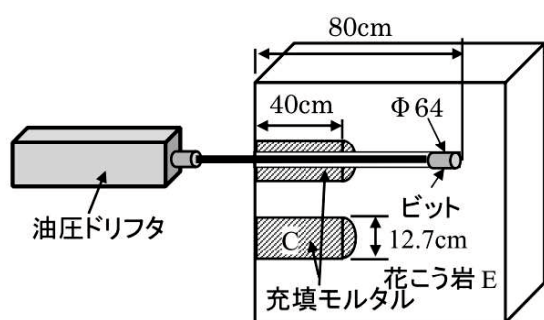


図-4.4 岩石ブロック1の削孔断面

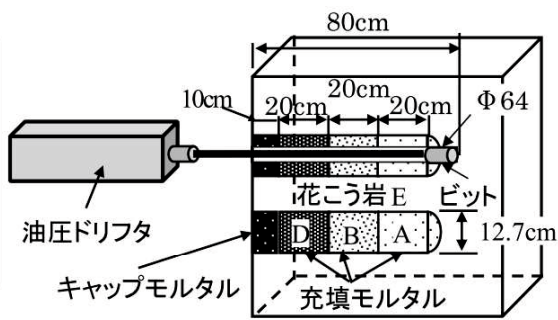


図-4.5 岩石ブロック2の削孔断面図

表-4.1 試験体の一軸圧縮強さ

種別	養生期間 (hr)	一軸圧縮強さ (MPa)						材料
		No.1	No.2	No.3	No.4	No.5	平均値	
A	672	1.08	1.09	1.04	1.06	1.12	1.1	不分離性グラウト(type1)
B	672	10.91	10.82	11.12	10.86	10.85	10.9	不分離性グラウト(type2)
C-1	1	22.11	24.10	21.63	24.24	22.95	23.0	超早硬グラウト
C-2	6	33.88	33.32	33.22	31.28	34.92	33.3	超早硬グラウト
C-3	24	43.41	43.01	44.26	41.76	43.09	43.1	超早硬グラウト
D	672	63.39	63.49	66.85	66.73	67.06	65.5	不分離性グラウト(type3)
E	-	187.23	187.64	-	-	-	187.4	花こう岩

表-4.2 削孔ケースと削岩機の油圧条件

ブロック	削孔ケース	試験体種別*	打撃圧 (MPa)	回転圧 (MPa)	フィード圧 (MPa)	ダンピング圧 (MPa)
1	S1	C-1, E	15.0	8.0	5.0	10.0
	S2	C-2, E	15.0	5.0	8.0	10.0
	S3	C-3, E	15.0	5.0	8.0	10.0
	S4	C-1, E	15.0	5.0	6.0	10.0
	S5	C-2, E	15.0	5.0	6.0	10.0
	S6	C-3, E	15.0	5.0	6.0	10.0
2	T1	D, B, A, E	13.0	6.0	5.0	8.0
	T2	D, B, A, E	14.5	6.0	4.0	6.0
	T3	D, B, A, E	14.5	6.0	5.0	8.0
	T4	D, B, A, E	14.5	6.0	6.0	8.5
	T5	D, B, A, E	16.0	6.0	4.0	6.0
	T6	D, B, A, E	16.0	6.0	5.0	8.0
	T7	D, B, A, E	16.0	6.0	6.0	8.5

\*一軸圧縮強さ: A (1.1MPa), B (10.9MPa), C-1 (23.0MPa), C-2 (33.3MPa), C-3 (43.1MPa), D (65.5MPa), E (187.4MPa)

#### 4.2.3 油圧ドリフタによる削孔条件

削孔実験の削孔ケースを表-4.2に示す。1回目の岩石ブロック1を用いた削孔実験では、試験体の圧縮強さによるダンピング圧の変動の把握を目的として、打撃圧15MPa、ダンピング圧10MPa、回転圧を5MPaに設定した。それに対し、2回目の岩石ブロック2を用いた削孔実験では、試験体の圧縮強さおよび作動圧によるダンピング圧の変動の確認を目的として、回転圧を6MPaに設定し、打撃圧を13~16MPa、ダンピング圧を6~8.5MPaに変化させた。削孔実験には、前述した山岳トンネルの施工に使用され、硬岩から軟岩地山に対して、孔曲がりや孔荒れの少ない削孔が実現できるデュアルダンパ内蔵の油圧ドリフタを用いた。油圧ドリフタのおもな仕様を表-4.3に示す。



削孔実験の状況を図-4.6 に示す。(a)はドリルジャンゴに搭載した油圧式削岩機で岩石ブロックの試験体を削孔している状況であり、(b)は実験後の岩石ブロックの状況である。

#### 4.2.4 計測装置と計測方法

削孔検層の専用計測装置[7]の計測ブロック図を図-4.7 に示す。油圧式削岩機の油圧回路に設置した油圧センサーを用いて打撃圧、回転圧、ダンピング圧、フィード圧を計測する。また、フィード装置に流出入する油量を流量センサー（ギアメーター）により計測し、

表-4.3 油圧式削岩機のおもな仕様

ドリフタ型式	FRD;HD210
打撃圧 (最大値)	17.5 MPa
打撃速度 (最大値)	2,900 ~ 3,700 bpm
回転圧 (最大値)	21.0 MPa
回転速度	0 ~ 250 rpm



(a) 削孔状況



(b) 削孔後の岩石ブロック

図-4.6 岩石ブロックの外観図

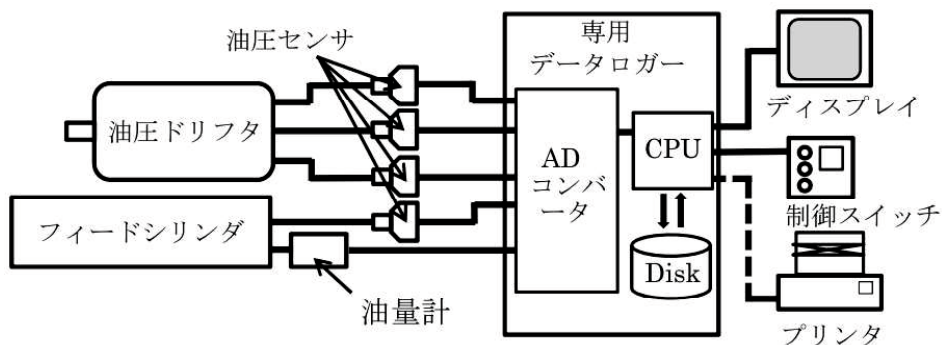


図-4.7 削孔検層専用計測システムの計測ブロック図

流量センサーのパルス信号から削孔長を求める。計測は、流量センサーの最大パルス数が約 1,000 パルス/秒であることから、計測のサンプリング周波数を 5kHz にした。計測データをハードディスクに記録すると同時に、削孔深度方向 0.5cm 区間ごとの打撃圧、回転圧、フィード圧、ダンピング圧、削孔速度および掘削体積比エネルギーの平均値を計算し、削孔深度軸上にプロットした。

### 4.3 削孔実験の結果

#### 4.3.1 ダンピング圧の脈動振幅値

掘削条件が表-4.2 に示す削孔ケース S1 の場合の削孔深度 5cm におけるダンピング圧の時刻歴波形を図-4.8 に示す。地山からの反発力によって生じるダンピング圧の脈動は、いくつもの波形が複雑に重なり合った波形になる。このようなランダム波形の大きさを表す量として、最大振幅値（対象とする時間区間内の最大値と最小値の差）やピークピーク値（peak to peak：1 周期分の波形の最大値と最小値の差）などがあり、正弦波形の場合に両者の値は同じになる。ダンピング圧の脈動振幅の最大振幅値は 0.70MPa である。一方、ピークピーク値は、ダンピング圧波形からドリフト成分を取り除いた図-4.9 の波形を用いて、波形の振幅がゼロの値を横切るとき、その 1 波の最大振幅から求められる。0.2 秒間のピークピーク値の平均値は、0.06 秒、0.11 秒および 0.17 秒付近において高周波成分の波がゼロの値を頻りに横切り、0.33MPa になる。このように、従来のピークピーク値を求める方法では、ゼロの値を横切る局所的な波形の影響を受けやすく、その値が変動する可能性がある。このようなことから、脈動振幅値を表す量として、脈動の最大振幅値を用いた。

なお、このダンピング圧の脈動振幅を削孔深度の値に変換する過程において、深度区間ごとに時間区間の最大振幅値を平均した値を用いており、対象とする時間区間内に局所的な波形が発生した場合でも、その影響が低減される。この最大振幅値の平均値の算出に用いるデータ数は、対象とする時間区間、出力する削孔深度方向の間隔および削孔速度によって決まる。1~2 打撃程度の脈動波形が入るように対象とする時間区間を 0.04 秒として、最大振幅値を求め、これを削孔深度間隔について平均した値をダンピング圧の脈動振幅とした。例えば、地山が軟質で削孔速度が 50mm/s の場合を想定すると、5mm の削孔深度間隔ごとに 2 点（0.1 秒/0.04 秒=2.5）の最大振幅値を平均した値で求めることができる。

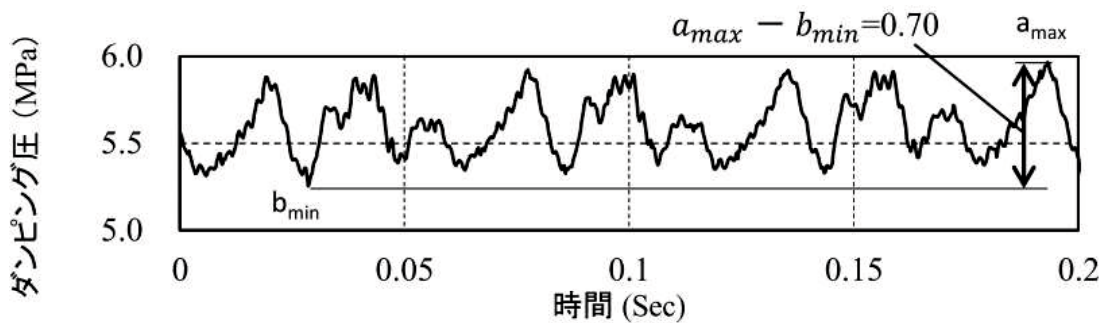


図-4.8 ダンピング圧の範囲 (削孔ケース : S1 の削孔深さ5cm)

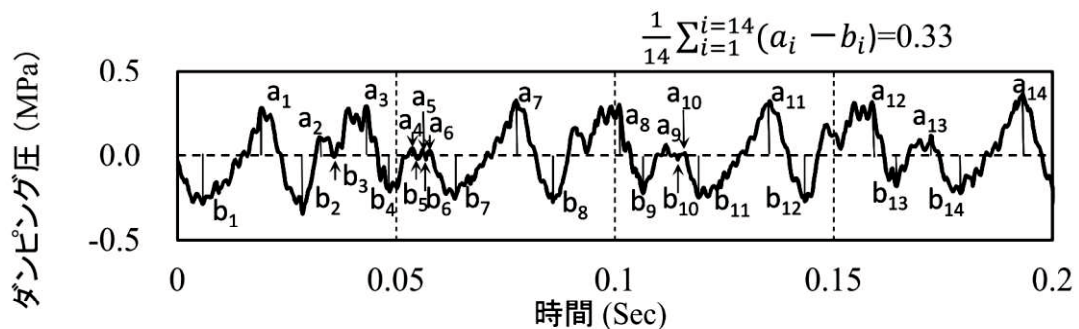


図-4.9 ダンピング圧からドリフト分を取り除いたピークピーク値  
(削孔ケース : S1の削孔深さ5cm)

#### 4.3.2 削孔データの深度分布例

削孔データから求めた打撃圧，回転圧，フィード圧，ダンピング圧，掘削体積比エネルギーおよびダンピング圧の脈動振幅の深度分布の一例として，削孔条件が T2 の結果を図-4.10 に示す．図中には，削孔したモルタル試験体 D, B, A と花こう岩試験体 E の試験体で区分した範囲を示している．(a)の打撃圧には試験体による変化が見られないが，(b)～(d)の回転圧，フィード圧，ダンピング圧の油圧には，圧縮強さの低い試験体ほど圧力がやや低下する傾向を確認できる．(e)の削孔速度をもとに求める(f)の掘削体積比エネルギー，後述する(g)のダンピング圧の脈動振幅は，圧縮強さが低い試験体ほど値が小さくなる傾向があり，(a)～(d)の作動圧の場合と比較して試験体の種別を容易に識別できることがわかった．

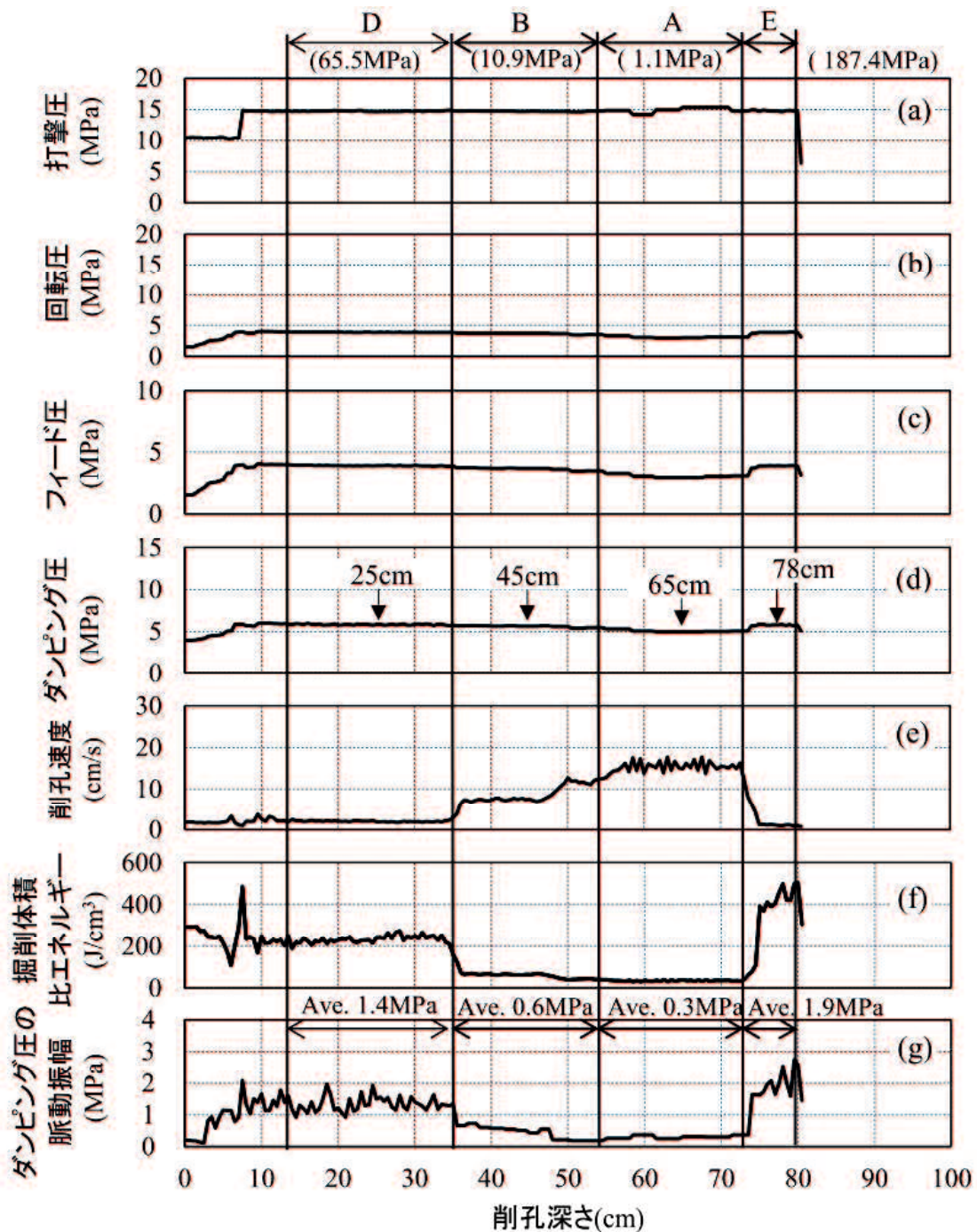


図-4.10 削孔データ深度分布の一例 (削孔ケース : T2)

#### 4.3.3 試験体の違いによるダンピング圧脈動の変化

掘削条件が表-4.2 に示す削孔ケース T2 におけるダンピング圧の時刻歴波形を図-4.11 に示す。削孔した試験体の範囲で区分している。圧縮強さが低い試験体ほど、ダンピング

圧の変動する幅である脈動振幅が小さくなっていることがわかる。削孔する試験体が D, B, A, E の位置である削孔深度が 25cm, 45cm, 65cm, 78cm における時間区間 0.04 秒間のダンピング圧波形の一例を図-4.12 に示す。削孔深度 25cm の硬岩に相当する試験体 D の脈動振幅は 1.75MPa であり、打撃の反発力によるダンピング圧の脈動波形を確認できる。試験体 B 内の削孔深度 45cm での脈動振幅は 0.75MPa であり、試験体 D の場合より小さくなる。さらに、土砂地山に相当する試験体 A の脈動振幅は、さらに 0.40MPa と小さくなり、打撃の反発力が小さくなっている。削孔位置が花こう岩である試験体 E では、削孔深度 78cm でのダンピング圧の脈動振幅は 2.30MPa と大きくなり、他の試験体と比較して最も大きな値を示す。図-4.10(g) は、削孔深度方向に 0.5cm 間隔ごとに上記と同様の手順により求めたダンピング圧の脈動振幅の分布である。この脈動振幅の結果を試験体範囲ごとの平均値を試験体 D, B, A, E の削孔した順に求めると、1.4 MPa, 0.6 MPa, 0.3 MPa, 1.9MPa と変化しており、地山の圧縮強さが小さい試験体になるほど、脈動振幅の平均値が小さくなった。地山強度が小さいほど地山からの反発力が小さくなり、この反発力を油圧で吸収するダンパ装置のダンピング圧の変動が小さくなっている。

以上から削孔位置における地山の圧縮強さに関連した地山からの反発力がダンピング圧の脈動振幅に反映されることを確認した。また、ダンピング圧の脈動振幅を用いて圧縮強さの異なる試験体の識別が可能であると判断できる。

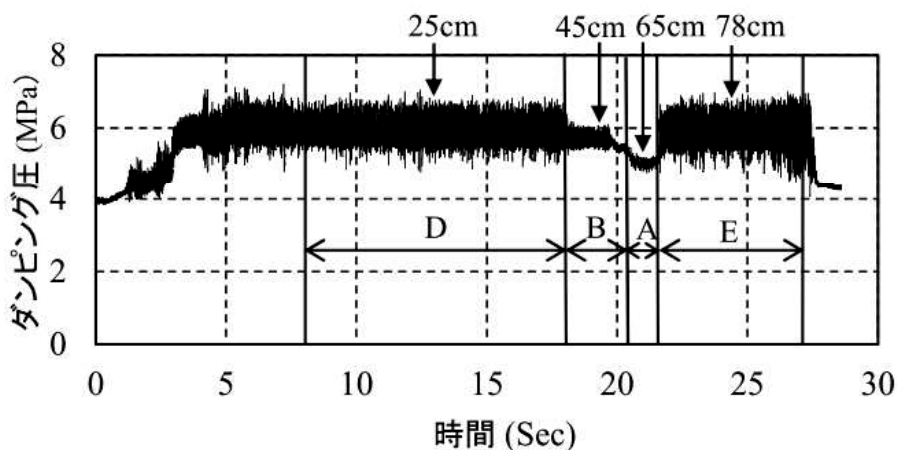


図-4.11 ダンピング圧波形 (削孔ケース : T2)

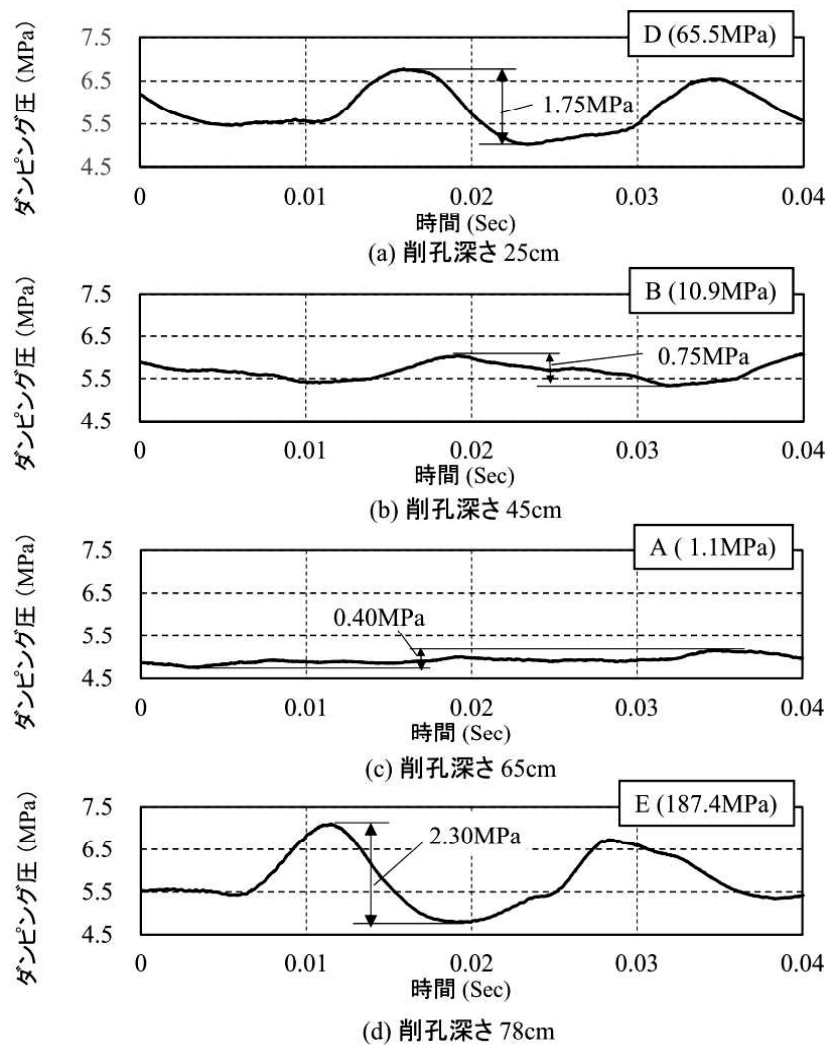


図-4.12 各削孔深度におけるダンピング圧波形の一例（削孔ケース：T2）

#### 4.3.4 ダンピング圧の脈動振幅による圧縮強さの評価

削孔データの深度分布からすべての削孔ケースについて試験体 A～E ごとの平均値を求め、打撃圧、フィード圧、ダンピング圧の脈動振幅、掘削体積比エネルギーの互いの関係について調べた。打撃圧が 15MPa におけるダンピング圧の脈動振幅と圧縮強さの関係を図-4.13 に示す。また、図中にはべき乗回帰曲線の結果を示している。両者の間には、高い相関があり、式 (4.1) のようにダンピング圧の脈動振幅を用いて圧縮強さを推定できることがわかる。

$$\sigma_c = 21.0D_p^{3.5} \quad (4.1)$$

ここで、 $\sigma_c$ ：圧縮強さ (MPa) ，  $D_p$ ：ダンピング圧の脈動振幅 (MPa) である。

打撃エネルギーと打撃圧は式 (3.2) で示したように比例関係にあり、打撃圧が 15MPa の場合、打撃エネルギーが一定であることから地山の圧縮強さが大きくなるほど地山からの反発エネルギーが大きくなり、それを吸収するダンピング圧の脈動振幅が大きくなった。

打撃圧とダンピング圧の脈動振幅の関係を図-4.14 に示す。試験体 A~E ごとの分布を把握するため、図中のプロットをグループ分けし、そのグループ間の境界を破線で区分した。打撃圧が高くなると、ダンピング圧の脈動振幅も大きくなる傾向が見られる。打撃圧が高くなるにつれて打撃エネルギーも大きくなることで、反発力（反発エネルギー）も比例して大きくなったと考えられる。このことから、ダンピング圧の脈動振幅を打撃圧で除して正規化することで、一定の打撃エネルギーにおける地山の反発力に換算できると考え、その値を地山の圧縮強さを推定する指標とした。

正規化したダンピング圧の脈動振幅と打撃圧の関係を図-4.15 に示す。正規化したダンピング圧の脈動振幅は、打撃圧に関係なく一定値をとることから、正規化したダンピング圧を指標にすると打撃圧の違いによる影響を取り除くことができる。

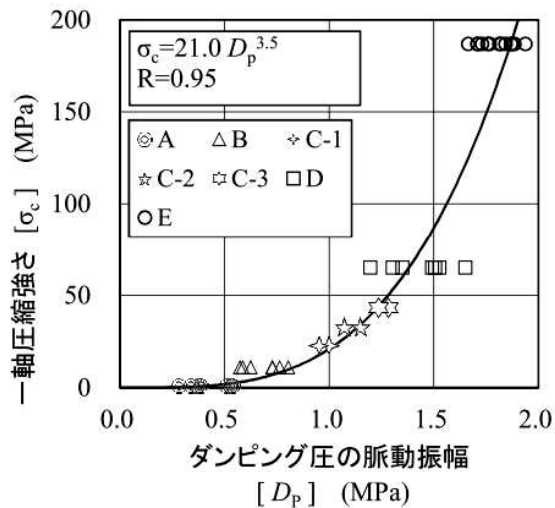


図-4.13 圧縮強さとダンピング圧の脈動振幅と一軸圧縮強さの関係

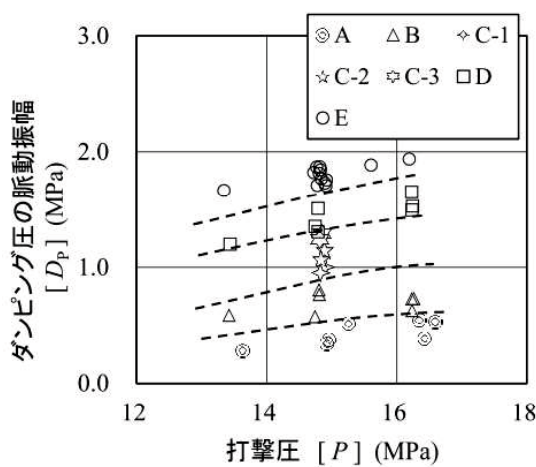


図-4.14 ダンピング圧の脈動振幅と打撃圧の関係

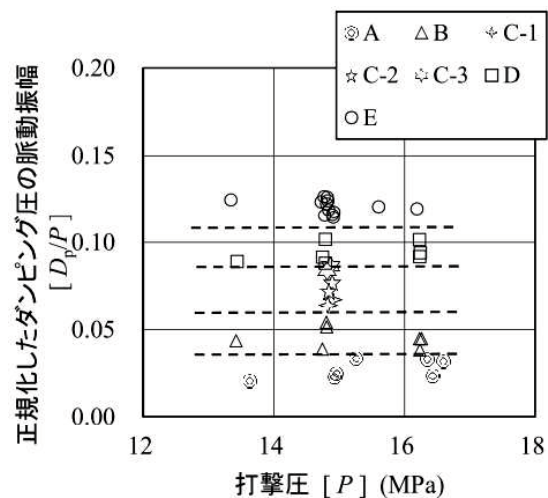


図-4.15 正規化したダンピング圧脈動振幅と打撃圧の関係

掘削体積比エネルギーとフィード圧の関係を図-4.16 に示す。図中には、各試験体 A～E の分布の境界を破線で区分している。フィード圧が小さくなると、掘削体積比エネルギーが急激に上昇する傾向が見られる。これは、同一の地山であってもフィード圧の値によって掘削体積比エネルギーが大きく変化し、地山状態を正確に評価することが困難になる。一方、正規化したダンピング圧の脈動振幅とフィード圧の関係を図-4.17 に示す。試験体 A, B, C, D, E の正規化したダンピング圧の脈動振幅は、それぞれ 0.04 以下, 0.04～0.06, 0.06～0.09, 0.09～0.11, 0.11 以上の範囲にあり、フィード圧の値に関係なく正規化したダンピング圧の脈動振幅の大きさから試験体の種別を識別できることがわかる。

圧縮強さと掘削体積比エネルギーの関係を図-4.18 に示す。また、圧縮強さと正規化したダンピング圧の脈動振幅の関係を図-4.19 に示す。図中には、べき乗近似による近似曲線の相関係数 R の値を示している。正規化したダンピング圧の脈動振幅と圧縮強さの関係は、掘削体積比エネルギーの場合と比較してデータのばらつきが小さく、また、相関係数が 0.98 であり、掘削体積比エネルギーの 0.91 やダンピング圧の脈動振幅の 0.95 よりも大きく、圧縮強さと強い相関を示した。

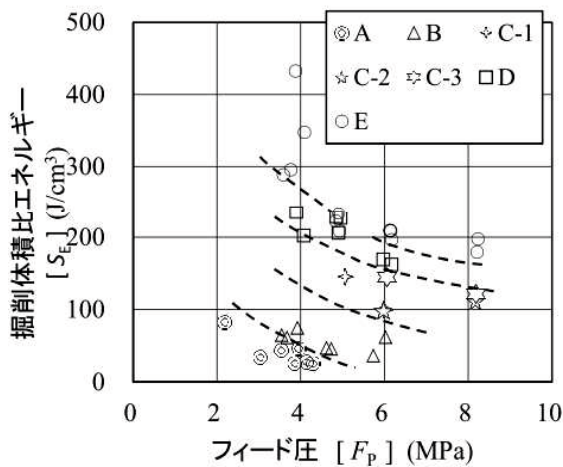


図-4.16 掘削体積比エネルギーとフィード圧の関係

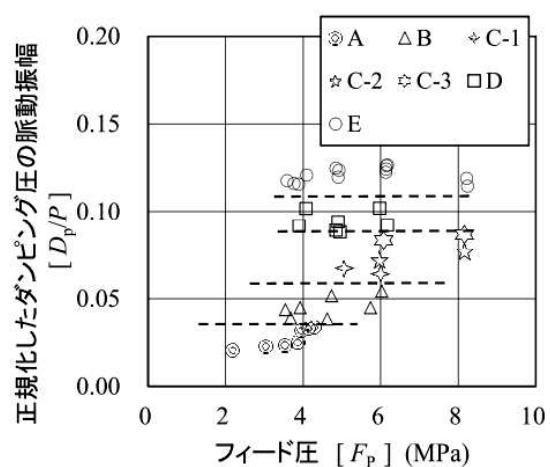


図-4.17 正規化したダンピング圧の脈動振幅とフィード圧の関係



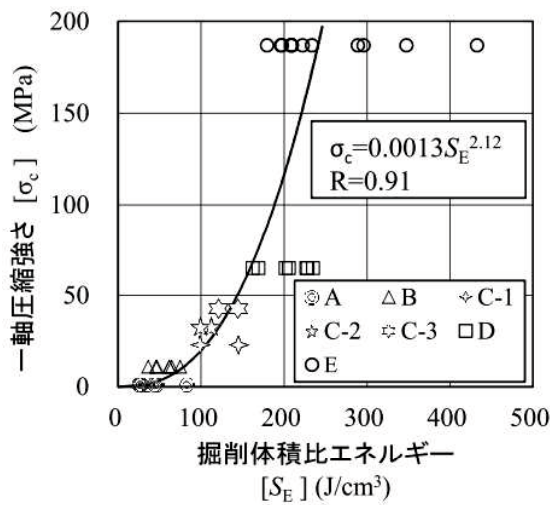


図-4.18 圧縮強さと掘削体積比エネルギーの関係

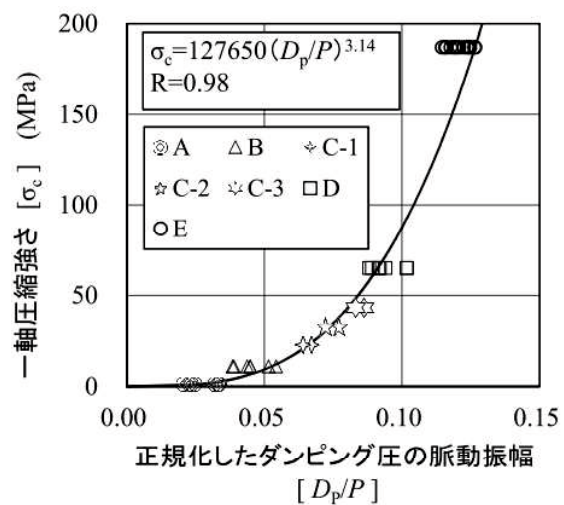


図-4.19 圧縮強さと正規化したダンピング圧の脈動振幅の関係

正規化したダンピング圧の脈動振幅が掘削体積比エネルギーよりも圧縮強さとの相関が高くなった原因を両者の評価方法の違いから考察する。削孔速度の影響が大きい掘削体積比エネルギーでは、ビット先端における掘削効率だけでなく、掘削した岩石ずりとロッドおよびロッドの周辺地山との摩擦の影響を受けたことで相関が低くなったと考えられる。一方、ビットやロッドを伝播する反発エネルギーの大きさが反映されるダンピング圧の変動振幅では、周辺地山に伝達する弾性波よりビット先端から地山に伝達する弾性波が大きく、圧縮強さとの相関が高くなったと推察される。

このことから、正規化したダンピング圧の脈動振幅はビット先端の地山性状を反映した指標であり、地山の圧縮強さは次式から求められる。

$$\sigma_c = 127650(D_p/P)^{3.14} \quad (4.2)$$

ここで、 $\sigma_c$  : 圧縮強さ (MPa) ,  $D_p$  : ダンピング圧の脈動振幅 (MPa) ,  $P$  : 打撃圧 (MPa) である。

実験で使用した油圧ドリフタはFRDのHD210であり、使用する機種を変更した場合や同じ機種でも経年変化、ロッド、ビットの摩耗などの影響により式(4.2)の係数や指数の値が変わることが想定される。そのため、現場適用にあたっては模擬試験体を用いた削孔実験を行い、係数および指数を事前に求めておく必要がある。

以上から、掘削体積比エネルギーは、フィード圧の影響を受けやすいのに対し、正規化

したダンピング圧の脈動振幅は、フィード圧の影響をあまり受けないことがわかった。このことは、削孔中にフィード圧が変化しやすい油圧式削岩機において、正規化したダンピング圧の脈動振幅は適切な地山の圧縮強さの推定法であることを示している。

#### 4.4 まとめ

油圧式削岩機を用いた削孔検層において、地山の圧縮強さを推定する際の指標を提案することを目的として圧縮強さが既知である試験体の削孔を行い、油圧ドリフタの削孔データを計測する削孔実験を行った。本章のまとめを以下に示す。

- i. 削孔する試験体の圧縮強さが低くなるほど、ダンピング圧の脈動振幅が小さくなることがわかった。また、このダンピング圧の脈動振幅は、従来の地山評価の指標である掘削体積比エネルギーよりも圧縮強さとの相関が高いことを確認した。
- ii. ダンピング圧の脈動振幅を打撃圧で除した正規化したダンピング圧の脈動振幅は、ダンピング圧の脈動振幅よりも圧縮強さとの相関がさらに高くなること、さらに、打撃圧やフィード圧の影響を受けにくい点でも優位であることを確認した。

## 参考文献

- [1] 山下雅之, 石山宏二, 稲葉 力, 早坂 茂, 塚田純一: 油圧式削岩機のダンピング圧を利用した切羽前方探査法, トンネル工学研究論文・報告集, Vol.6, pp.107-112, 1996.
- [2] 山下雅之, 石山宏二, 引間亮一, 稲葉 力, 塚田純一: 穿孔時のダンピング圧とフィード圧の比 ( $D/F^*$ ) を用いた岩盤評価の試み: 土木学会第 53 回年次学術講演会, Vol.53, No.3A, pp.840-841, 1998.
- [3] 小泉匡弘, 福井勝則, 羽柴公博: さく岩機の技術的変遷, トンネルと地下, Vol.47, No.1, pp.39-43, 2016.
- [4] 福井勝則, 大久保誠介, 山下雅之: さく孔深さの影響を考慮した長尺さく孔データと岩盤特性の関係に関する検討, 資源と素材, Vol.120, pp.146-151, 2004.
- [5] 福井勝則, 阿部裕之, 小泉匡弘, 友定英貴, 大久保誠介: 長尺さく孔におけるロッド応力の減衰, Journal of MMIJ, Vol.123, pp.152-157, 2007.
- [6] 羽柴公博, 福井勝則, 小泉匡弘: 打撃式油圧さく岩機による穿孔過程, Journal of the Mining and Materials Processing Institute of Japan, Vol.133, No.9, pp.223-229, 2017.



## 第5章 油圧式削岩機の削孔振動を利用した弾性波速度分布の推定法

### 5.1 概説と目的

事前調査の弾性波探査屈折法は地表からの調査であるため、土被りの大きいトンネルでは、掘削位置までの距離が長くなり、弾性波が十分に届かないことから地山の推定精度が低下する。このような探査精度を補完し向上するため、施工中のトンネルでは、坑内からの調査が実施される。例えば、坑内で行う掘削発破を振源として、施工サイクルに影響を及ぼさない弾性波探査を切羽の進行に合わせて随時行い、これと事前の弾性波探査屈折法の探査データとを合わせてトモグラフィ解析を行うことにより、切羽前方地山の弾性波速度分布の精度を向上させる探査[1]-[3]を行う場合がある。

一方、掘削しながらリアルタイムの地山情報を提供する調査法の一つに SWD[4]-[8]がある。この SWD は坑井掘削時の振動を利用し、ビット位置の特定や地層境界面の予測を目的として実施されている。これをトンネルに応用した調査法として、TBM (Tunnel Boring Machine) の掘削振動を利用してトンネル切羽前方探査を行う TSWD の適用が増えている[9],[10]。SWD や TSWD は回転式の削岩機に適用されており、回転打撃式の油圧式削岩機への適用は先端打撃方式の削岩機に限られている[11]。その理由の一つは、SWD と後方打撃式の油圧式削岩機における掘削振動の発生位置にあると考えられる。両者を比較するため、油圧式削岩機を下方掘削の姿勢で比較した図を図-5.1 に示す。SWD で扱う回転式掘削機の振源は孔底の1か所であり、振源からの振動がパイロットセンサーと受振器で計測されることを前提にした探査法である。一方、本研究の対象としている後方打撃式の油圧式削岩機では、孔底の振源1以外に油圧ドリフト内で発生する振源2がある。パイロットセンサーは振源1よりも振源2に近いので、計測される振動は振源2の影響を強く受けた波形になる。そのため、パイロットセンサーと受振器で計測した振動の相互相関からビットから受振器までの伝播時間を求めることが難しく、後方打撃式の油圧式削岩機では、SWD に基づく探査法を適用することができない。そのため、油圧ドリフト内で発生する振源2による振動がパイロットセンサーに伝播する時刻とビットに伝播する時刻の時間差  $T_{CD}$  を事前に求め、さらに、振源2の振動がパイロットセンサーに伝播する時刻と振源1の振動が受振器に伝播する時刻の時間差 ( $T_E - T_B$ ) から  $T_{CD}$  を引くことにより、ビットから受振器の伝播時間  $T_2$  を求める方法とした(5.2.2「ビットから受振器までの伝播時間の把握」、5.3「地山の打撃時刻の把握」参照)。

このような弾性波探査屈折法，そのトモグラフィ解析や SWD などの探査から得られる弾性波速度には，地山の硬軟，亀裂の多少，風化の程度等が反映されているため，弾性波速度を直接推定できる調査は地山状態を評価する上で有効である．ここでは，削孔時に油圧式削岩機のビットが地山を打撃することにより発生する振動（弾性波）を利用して地山区分の指標として用いられる地山の弾性波速度を推定する調査法を提案する．具体的には，山岳トンネルの施工に用いられる油圧式削岩機を対象として，削孔中のドリルビットが地山を打撃する際に発生する振動が切羽に設置した受振器に到達する伝播時間（以下，走時という）を精度よく求める方法を提案し，削孔検層時に適用することにより切羽前方地山の弾性波速度の分布を把握する調査法の開発を目的としている．

ここでは，油圧式削岩機の削孔振動を利用した新たな調査法を提案する．最初に，その調査法の概要を示すとともに，計測した波形から走時を求め，トモグラフィ解析により切羽前方地山の弾性波速度分布を推定する方法について述べる．そして，この調査法をトンネル現場での削孔検層時に適用した結果を示す．さらに，削孔検層の掘削体積比エネルギーや坑内弾性波探査による弾性波速度との比較から調査法の適用性について考察する．

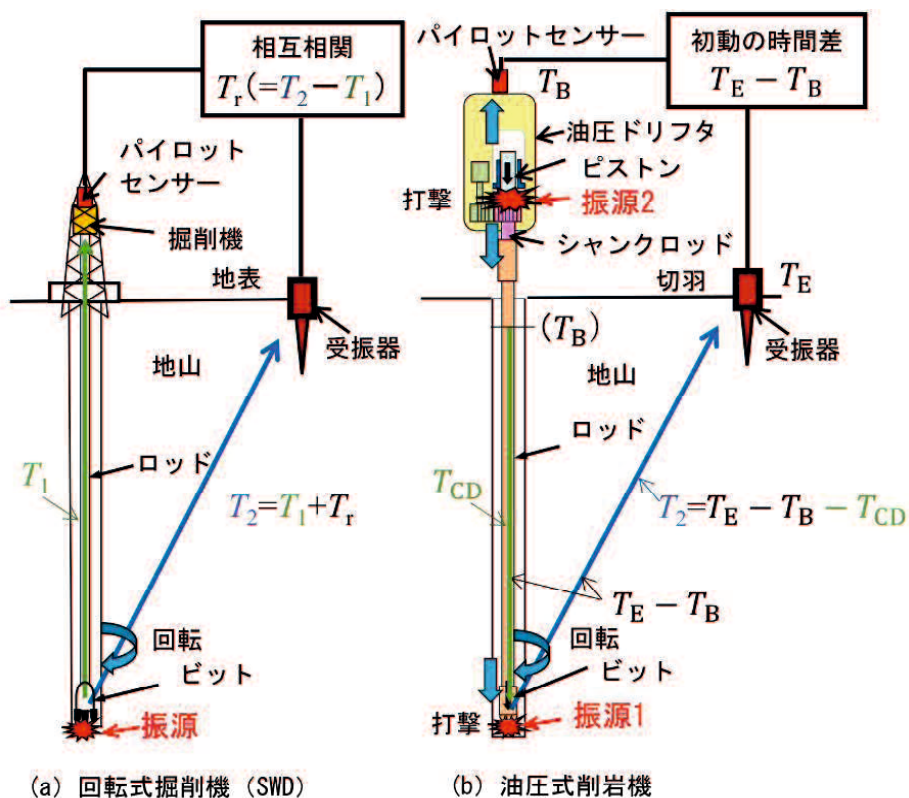


図-5.1 回転掘削機 (SWD) と後方打撃方式の油圧式削岩機の比較

## 5.2 調査法の探査原理

### 5.2.1 調査法の概念

調査法の基本的な概念図を図-5.2に、調査の流れを図-5.3に示す。図-5.2に示すように、油圧式削岩機が地山を削孔する際にドリフト内のピストンがシャンクロッドを打撃することにより発生する振動をドリフトに取り付けたパイロットセンサーにより計測し、同時に、ビットが地山を打撃する振動を切羽面に設置した複数の受振器により計測する。次に、パイロットセンサーの計測した波形を用いてビットが地山を打撃する時刻（発振時刻）を求

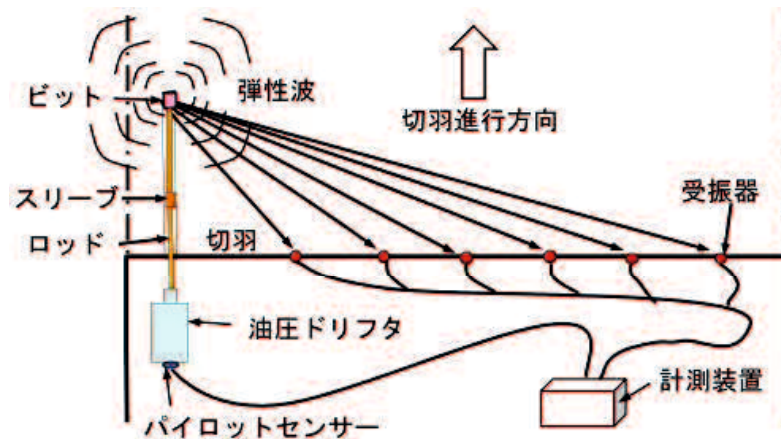


図-5.2 調査法の概念図

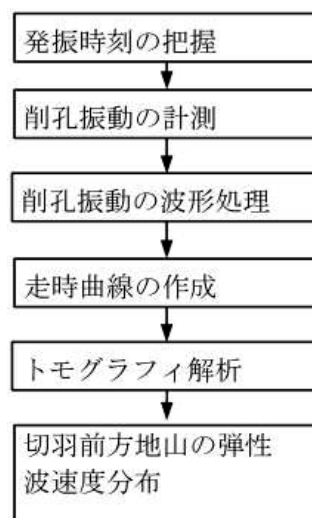


図-5.3 調査の流れ

める。また、この発振時刻を用いて波形処理を行い、波形のS/N比を向上させる。さらに、発振時刻と受振器に到達するまでの時間（走時）とビット位置のデータを用いてトモグラフィ解析を行うことにより切羽前方地山の弾性波速度分布を把握する。

### 5.2.2 ビットから受振器までの伝播時間の把握

油圧式削岩機は図-5.4のように油圧ドリフタ、シャンクロッド、ロッド、スリーブ、ビットから構成される。ドリフタ内のピストンは作動油によりシリンダ内を移動し、シャンクロッドを打撃する。シャンクロッドはスリーブを介して打撃による打撃力のほかロータからの回転力と油圧式削岩機の推力（フィード圧）をロッドに伝達し、ロッドは打撃力と回転力を前方のビットに伝達する。先端のビットが打撃力を直接、地山に加えることにより、これを破碎する。

打撃力は、ピストンがシャンクロッドを打撃した際に発生する弾性波として、スリーブ、ロッドを介してビットに伝達する。そのため、ビット、ロッド、スリーブなど接続したツールの全長とその弾性波の伝播時間を事前に把握することで、ピストンのシャンクロッドを打撃する時刻からビットが地山を打撃する時刻（発振時刻）を予測することができる。しかし、ピストンおよびシャンクロッドはドリフタ内を移動しているため、その打撃による振動を直接計測することができない。そこで、ドリフタ後部に取り付けた加速度計（パイロットセンサー）で計測した波形からピストンがシャンクロッドを打撃した時刻を求め、この時刻をもとにビットが地山を打撃する時刻（発振時刻）を求めた。具体的には、以下の方法を用いた。油圧ドリフタ内のピストンがシャンクロッドを打撃することにより発生

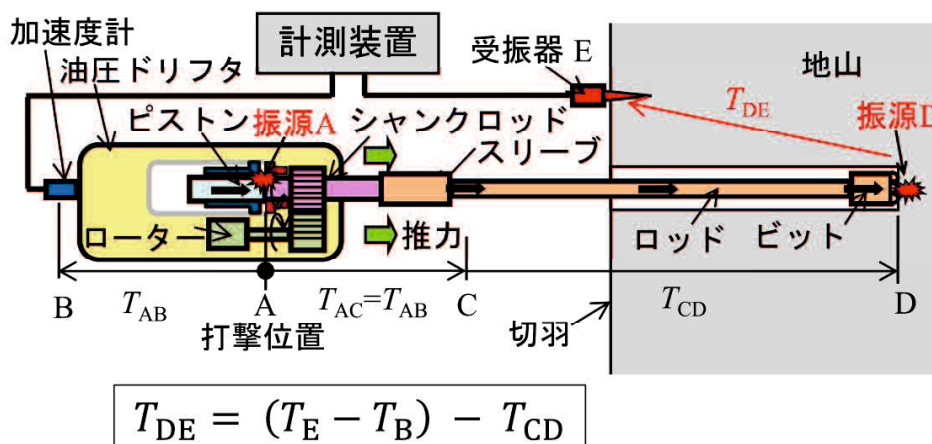


図-5.4 油圧式削岩機の打撃による波動伝播



した振動（弾性波）は、打撃位置（図-5.4のA）から油圧ドリフタを介してパイロットセンサー位置（図-5.4のB）に伝播する。一方、打撃によってシャンクロッドに発生した振動は、パイロットセンサーで計測した時刻 $T_{AB}$ にロッド上の任意の位置（図-5.4のC）まで伝播する。振動がビット先端の位置（図-5.4のD）に到達すると岩石を破砕し、地山に振動を伝える。受振器とパイロットセンサーで計測した加速度波形から求めた初動の時間差は $T_{CD}+T_{DE}$ に相当する。

これらのことから、油圧ドリフタとビットに加速度計を取り付けた状態で地山を打撃し、油圧ドリフタに発生した弾性波がパイロットセンサーとビットに到達する時間差 $T_{CD}$ を事前に把握することにより、ビットから受振器までの伝播時間 $T_{DE}$ を求めることができる。ロッドを追加した場合におけるビットから受振器までの伝播時間は、次式から求められる。

$$T_{DE} = (T_E - T_B) - T_{CD} - T_{rod} \times n \quad (5.1)$$

ここで、 $T_{DE}$ は振源Dから受振器Eの伝播時間、 $T_E$ は受振器Eの初動時刻、 $T_B$ は加速計Bの初動時刻、 $T_{CD}$ はロッド上のCから振源Dの伝播時間、 $T_{rod}$ はロッド1本あたりの伝播時間、 $n$ は追加のロッド本数である。

### 5.2.3 削孔振動の波形処理

計測した振動の波形処理の方法を図-5.5に示す。

#### (1) 打撃ごとの波形に分割

削岩機に設置したパイロットセンサーで計測した波形および切羽面の受振器で計測した波形を打撃ごとの波形に時間軸上で区分する。打撃ごとの波形は、パイロットセンサー

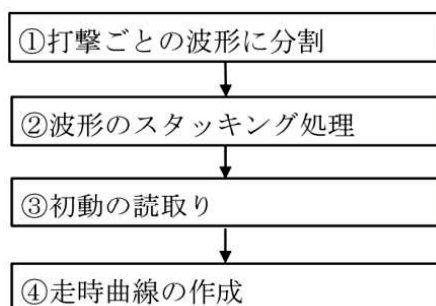


図-5.5 波形処理の方法

で計測した波形の加速度振幅がノイズと区別できる±10Gを超えた時点如初動と見なし、2msをプレトリガーの時間として20msの波形を受振器で計測した波形を含めて抽出する。パイロットセンサーで計測した波形は、ピストンがシャンクロッドを打撃した振動や打撃に伴う油圧のサージ圧による振動などの振動が油圧ドリフタ本体を伝播した波形である。そのため、打撃による波形はパルス波でなく、振幅が徐々に大きくなる形状となり、波の立ち上がりの読み取りから求めた初動には誤差が含まれる可能性がある。そこで、ビットが地山を打撃した際の発振時刻を基準としてパイロットセンサーおよび受振器の波形を整列する。

## (2) 波形のスタッキング処理

初動の時刻で整列した波形の時系列データを足し合わせる方法がスタッキング処理である。この処理により振幅は大きくなるが、ランダムノイズは打ち消し合って小さくなり、S/N比が向上する。とくに、ビットの打撃位置を発振点として弾性波は球面状に広がり、単位面積あたりのエネルギーは振源からの距離の2乗に反比例して減衰する。そのため、受振点で計測される削孔振動の振幅は削孔距離が長くなると急激に減衰してノイズとの区別が難しくなる。そのため、次の初動の読取りを精度よく行うためにスタッキング処理は、重要な処理である。また、ビットが地山を打撃する際、破碎したずりがビットと地山の間挟まり、一様な打撃ができないことがある。複数回の打撃波形をそのままスタッキング処理を行うとS/N比が低下するため、各波形間の相互相関関数を求め、相関係数の低い波形は振源として扱わない波形として除外する。各波形間の相互相関関数は式(5.2)～式(5.4)から計算することができる[12]。

$$\mu(i) = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N y_n(i) \quad (5.2)$$

$$C_k(i, j) = \frac{1}{N} \sum_{n=k+1}^N \{y_n(i) - \mu(i)\} \{y_{n-k}(j) - \mu(j)\} \quad (5.3)$$

$$R_k(i, j) = \frac{C_k(i, j)}{\sqrt{C_0(i, i)C_0(j, j)}} \quad (5.4)$$

ここで、 $y(i)$  :  $i$  打撃による波形データの値、 $N$  : データ数、 $\mu(i)$  :  $i$  打撃による波形データの平均値、 $k$  : ラグ ( $i$  打撃と  $j$  打撃の振動データ間のシフト時間)、 $C(i, j)$  :  $i$  打撃と  $j$

打撃による波形データの相互共分散関数,  $R(i,j)$  :  $i$  打撃と  $j$  打撃による波形データの相互相関関数である。

### (3) 初動の自動読み取り

スタッキング処理した波形に対し, 各波形の初動時刻を求める。削孔振動のスタッキングされた波形の初動読み取りは, 0.2m間隔で行うため, 読み取りの波形数が多く煩雑な作業になる。そのため, 初動の読み取りは数学的客観性を確保するため自動で行った。

読み取りには, 図-5.6に示すように読み取り対象範囲を2つの区間に分け, この区間分割の判断規準としてAIC[13] (赤池の情報基準) を用いた。初動読み取りの対象範囲は, 打撃による発振から波形の振幅が最大となる時間とした。ノイズと打撃による波形には局所定常AR (自己回帰) モデルを適用した。このモデルは, 非定常時系列を適当な小区間に分割すれば, それぞれの区間は定常と見なせる局所定常時系列であると仮定されている。1~ $k$ の区間と $k+1$ ~ $n$ の区間にARモデルを当てはめて求めたAICをそれぞれAIC1とAIC2とし, AIC1+AIC2の値を求める。kの位置を1~ $n$ まで変化させた際のAIC1+AIC2が最小となる場合はモデルの適合性が最も良いことを表しており, AIC1とAIC2の境界が時系列の変化位置になることから, そのkを初動と判定した。

### (4) 走時曲線の作成

油圧式削岩機内のピストンがシャンクロッドを打撃することにより発生した振動がビット先端に到達する時間は, ロッドを継ぎ足した分だけ長くなる。そのため, 油圧ドリフタおよびビットに加速度計を取り付けた状態で油圧ドリフタによる打撃を行い, 油圧ドリフタおよびロッドの伝播時間の時間差を事前に求めておく。この伝播時間差を用いて, ビットが地山を打撃した時刻を基準にした波形に整理する。受振点の波形から走時を求め, 走時曲線 (走時と削孔長の関係) の傾きから前方地山を弾性波速度に応じて区分する。

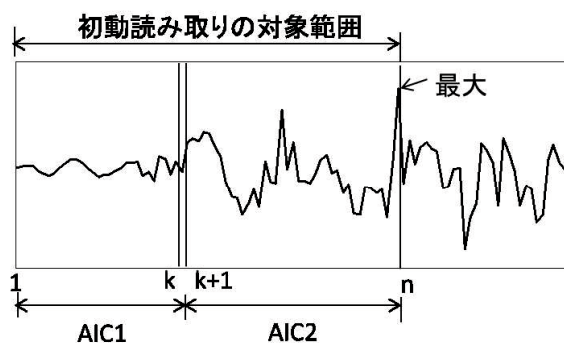


図-5.6 初動の自動読み取り範囲

### 5.3 地山の打撃時刻の把握

#### 5.3.1 発振時刻把握の目的

地山の弾性波速度を求めるためには、油圧式削岩機のビットが地山を打撃する時刻（発振時刻）を事前に把握しておく必要がある。しかし、回転するロッドや地山を打撃するビットに直接センサーを取り付けて発振時刻を計測することは難しい。そこで、ピストンがシャンクロッドを打撃した振動は、ロッドを介してビットに伝播すると同様にピストンやシャンクロッドを覆う油圧ドリフタのフレームにも伝播する。この油圧ドリフタのフレームの振動からビットが地山を打撃する時間を把握することにした。

#### 5.3.2 計測方法

計測は図-5.7のように油圧ドリフタ後部とビットに加速度計を取り付け、地山にビットを押し付けた状態で打撃を加えた際の加速度を記録する。油圧式削岩機の後部およびビットの加速度波形から初動を読み取り、伝播の時間差を求める。なお、油圧ドリフタ内の打撃位置から油圧ドリフタ後部の加速度計1までの距離は0.6mであり、長さ3.66mのロッドと長さ0.48mのシャンクロッドを使用していることから、打撃位置から前方のビットの加速度計2までの距離は4.1mになる。

2本目以降のロッドを継ぎ足す場合には、長さ3.05mのロッドが用いられることが多く、ロッド長による走時への影響を確認しておく必要がある。地山表面に受振器を設置し、0.3m離れた位置にロッドを継ぎ足して9m程度の削孔を行った。同じ削孔位置でロッド2本を接続した場合とロッド3本を接続した場合の加速度を計測した。

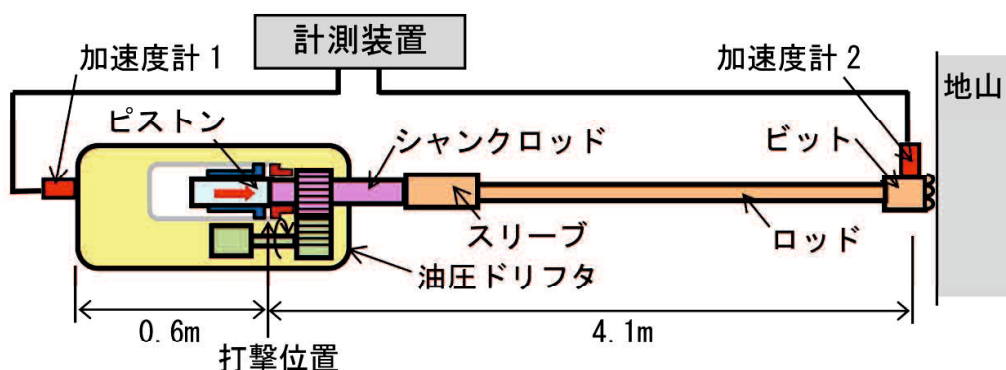


図-5.7 発振時刻を把握する計測配置

### 5.3.3 計測機器

計測に用いた主な計測機器を表-5.1に示す。伝播距離がロッド1本分3m程度になるため、伝播時間を高い感度で計測する必要があることから、24bitのA/D分解能で最大サンプリング周波数100kHzの計測装置を用いた。

### 5.3.4 計測結果

削岩機の油圧ドリフタ振動およびビット振動の波形を比較した結果を図-5.8に示す。削岩機の油圧ドリフタ後部に設置したパイロットセンサーの加速度には、大きな振幅の波形を記録している。これは、削岩機内のピストンがシャンクロッドを打撃することにより発生した振動と、その後にバルブが移動して高圧ポートが閉じられることで発生したサージ

表-5.1 主な計測機器一覧

計測機器名	主な仕様	
加速度計1 加速度計2	型式 感度 共振周波数 最大加速度	圧電型加速計 0.103 mV/G 100 kHz以上 50,000 G
計測装置	入力チャンネル数 A/D分解能 サンプリング周波数	16 ch 24 bit 100 kHz

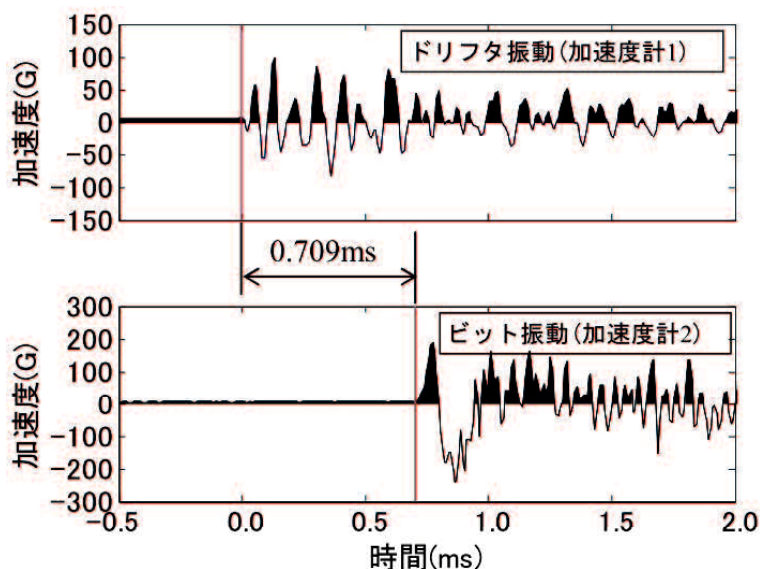


図-5.8 油圧ドリフタ振動とビット振動の関係

圧による振動が重なり合い、継続時間の長い波形になったと推察される（3.2「油圧式削岩機の構成と作動原理」参照）。

油圧ドリフタのピストンがシャンクロッドを打撃した際に発生した振動が後部に取り付けた加速度計1に到達した時刻から0.709ms後には加速度計2に到達している。この到達時刻はビットが地山を打撃する時刻と推定される。このことから各受振器で計測した波形の走時は加速度計1のパイロットセンサーで計測された波形から0.709ms後の時刻を基準して求められる。

同じ削孔長6mの位置におけるロッド2本を接続した場合とロッド3本を接続した場合の速度波形を図-5.9に示す。ロッドの継ぎ足しによって、走時に0.611msの遅れが確認できる。つまり、長さ3.05mのロッドを伝播する弾性波の伝播時間が0.611msになる。スリーブを通過する際には $7\mu\text{s}\sim 13\mu\text{s}$ [14]の時間遅れが発生することから、ロッドを伝播する弾性波速度は5.1km/sと推察される。

## 5.4 現場実験

### 5.4.1 実施現場の概要と目的

実施場所は奈良県南部の幅8.5m、延長980m、内空断面積 $65\text{m}^2$ の道路トンネルである。地質断面図を図-5.10に示す。地質は、四万十層群上部白亜系の堆積岩で、頁岩を主体として砂岩、緑色岩類、凝灰岩などが分布する。

実験は出口側の坑口から157m手前の位置で行った。事前調査の結果では、地質は赤色頁

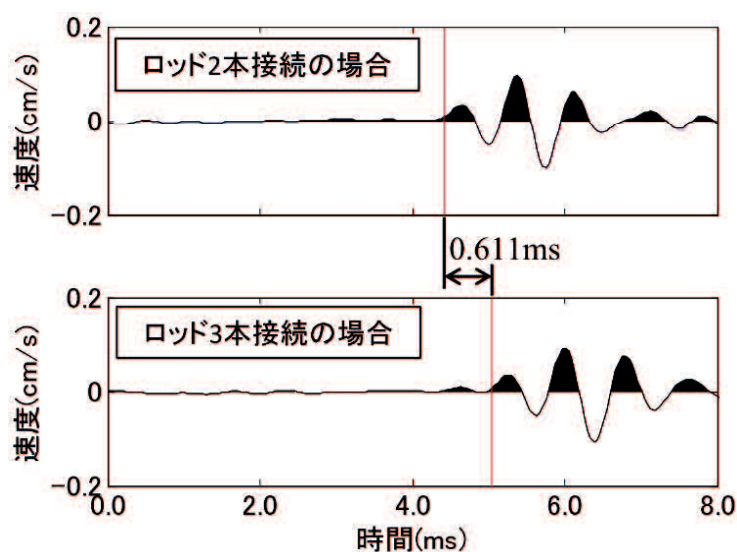


図-5.9 ロッド本数による走時差

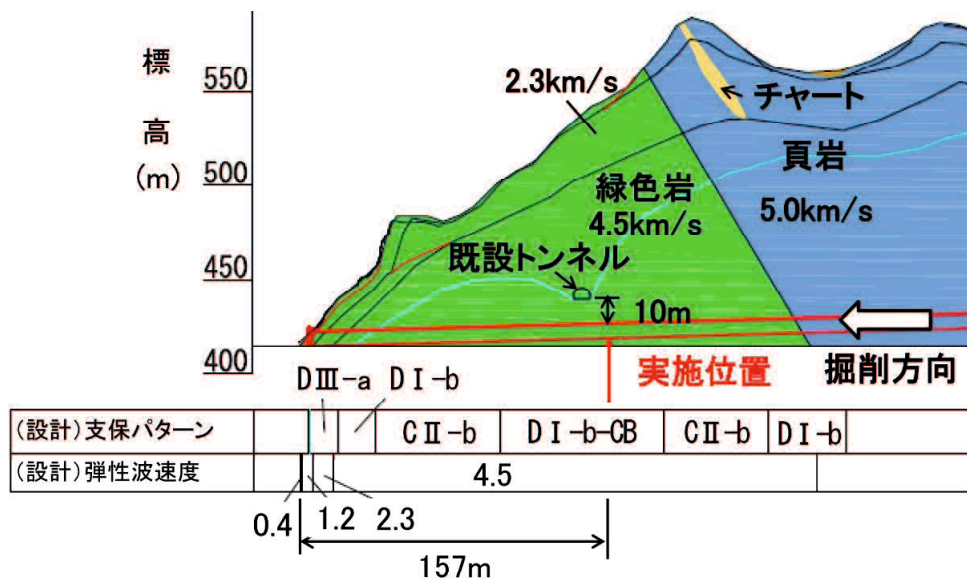


図-5.10 実験位置の地山状況

岩～チャートを伴う緑色岩が分布し、弾性波速度が4.5km/s以上の硬質な地山が続くと予想されていた。しかし、実際の地山は割れ目が発達した3.5km/s程度の低速度層であった。切羽前方15mの位置において既設トンネルと近接し、その離間距離が10mになることから、既設トンネルまでの地山状態と弾性波速度の把握を目的に実験を行った。

#### 5.4.2 計測手順

計測機器の配置を図-5.11に示す。トンネル切羽のモルタル吹付け面の7箇所（削孔位置と同じ高さで1.5m間隔）にφ55mm深さ20cmの孔を油圧式削岩機で削孔し、削孔した孔にモルタルを挿入して受振器を設置する（図-5.12(a)参照）。油圧ドリフタの後部にパイロットセンサーとなる加速度計を取り付けた（図-5.12(b)参照）。

切羽の地山状態は軟質であり、切羽前方の地下水を引水すると切羽が不安定になることが懸念されたため、左側では切羽面から1.5m手前の側壁から受振点と同じ高さで受振点1から2.5m離れた側壁から左に15°の角度で削孔検層を行った。右側も同様に切羽面から1.5m手前の側壁から右に15°の角度で削孔検層を行った。油圧式削岩機のビットが地山を打撃した際に発生する振動を切羽に設置した受振器を用いて計測録する。計測点数が増えたため、サンプリング周波数を24kHzとした。最初のロッド（先行ロッド）で削孔長が3mになると削孔作業を中断し、シャンクロッドと先行ロッドの間に長さ3.05mのロッドを継ぎ足して削孔作業を再開し、削孔長が15mになるまで繰り返して削孔を行った。

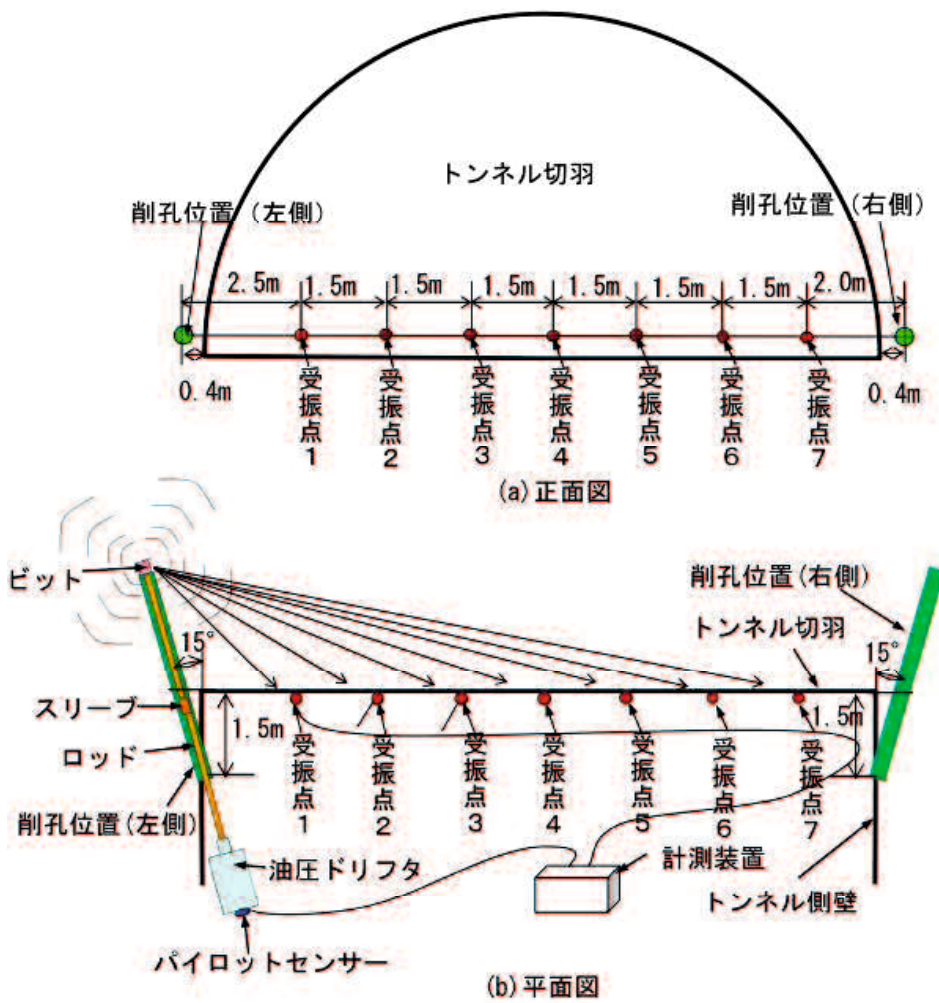


図-5.11 計測機器の配置



(a) 受振器

(b) パイロットセンサー

図-5.12 受振器およびパイロットセンサーの設置状況



### 5.4.3 計測機器

計測機器の構成を図-5.13に、計測機器の仕様を表-5.2に示す。弾性波速度を求めるためには、削孔長の情報が必要になるため、油圧式削岩機のフィードに油量計を設置して流入する油量を計測し、油圧式削岩機や切羽に設置した受振器の振動とともに削孔長の情報を計測装置に記録する。フィードシリンダに流入する油量から油圧ドリフタの位置を検出することができるため、その移動量をロッドの継ぎ足し時に積算することで削孔長を求めた。

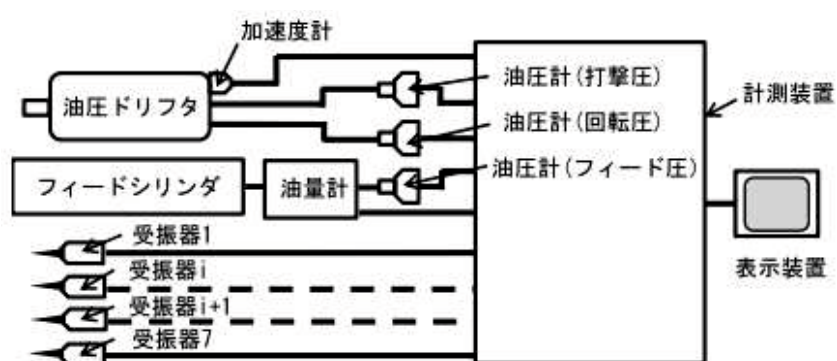


図-5.13 計測機器の構成

表-5.2 計測機器の仕様

機器名	計測項目	主な仕様
加速度計	油圧ドリフタ 振動	型 式：圧電型加速度計 出 力：0.103 mV/G 共振周波数：100kHz以上 最大加速度：50,000G
受振器	地山振動	型 式：MC型速度計 出 力：104 mV/cm/s 共振周波数：28Hz
油量計	削孔長	油量範囲：0～800/min 出 力：12V（パルス）
油圧計	打撃圧、回転圧 フィード圧	最大圧力：0～20MPa 出 力：1～5V
計測装置	-	入力チャンネル数：16ch AD分解能：24 bit 最大サンプリング周波数：100kHz

#### 5.4.4 削孔振動の計測

削孔長2m付近を削孔中の油圧式削岩機および切羽の受振点1～受振点7の受振器で計測した波形を図-5.14に示す。図中に、ピストンがシャンクロッドを打撃した振動がパイロットセンサーに到達する時刻とビットの打撃による振動が各受振点に到達した時刻を破線で示す。ビットが地山を打撃した振動が100msの間に5回確認できる。また、振源から離れた受振点ほど、時刻が遅れて到達し、振幅も小さくなっている。

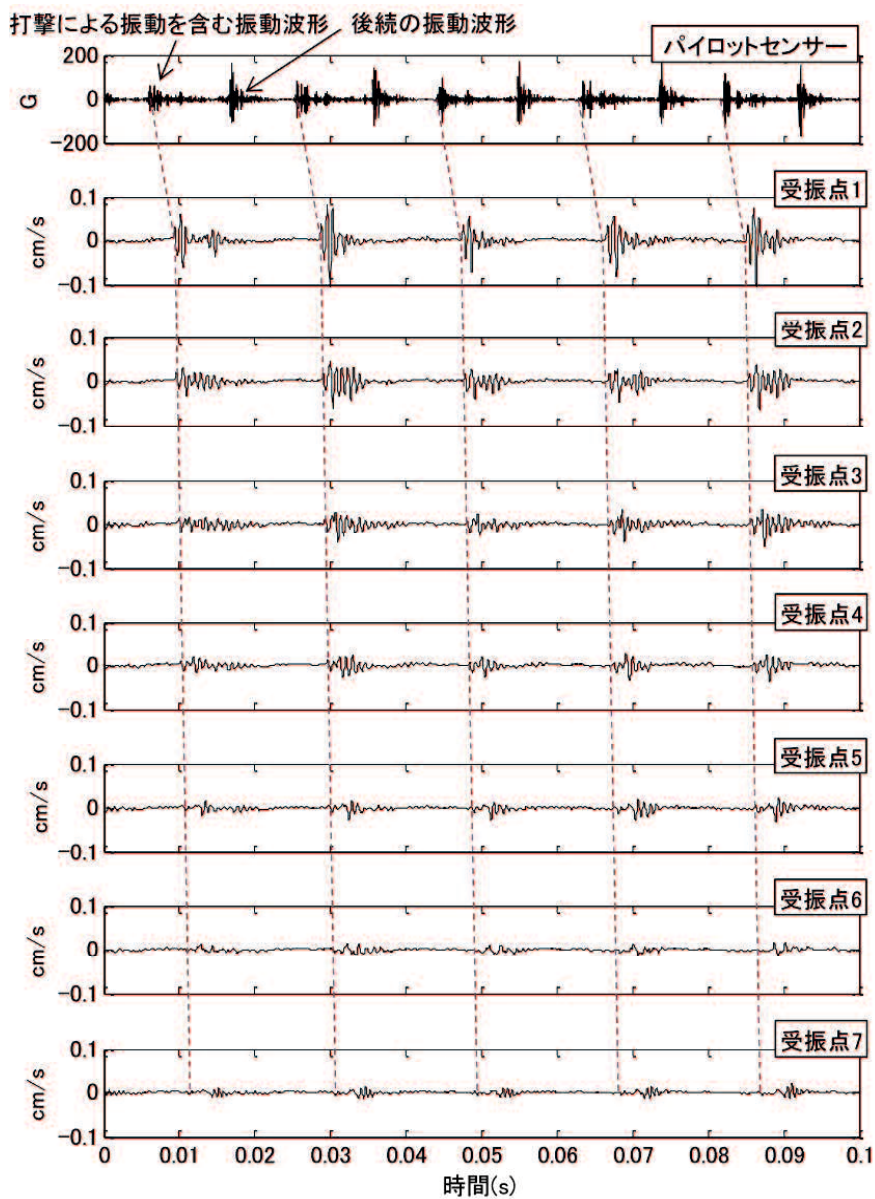


図-5.14 計測波形 (削孔長2m付近)

受振点の速度波形と比較すると、パイロットセンサーの加速度波形には、各打撃による振動を含む波形の中間付近に加速度が100Gを超える別の波形が計測されている。これらの波形は油圧ドリフタの打撃工程において発生しており、打撃工程に関連づけて打撃の時刻を読み取ることが重要である。

#### 5.4.5 油圧ドリフタの打撃工程と振動の発生

油圧ドリフタの振動が発生するタイミングをピストンのストロークと速度の関係[15]である図-5.15に再掲して説明する。最初に発生する振動は、ピストンとシャックロッドの衝突により発生する振動と衝突によりピストンの急停止によりピストンの消費油量が最大からゼロに変化することで発生したサージ圧による振動が重なり合った振動であり、CからDの工程で発生する。次に、発生する後続の振動は、ピストンとシャックロッドの衝突する時刻と次に衝突する時刻の中間付近で発生していることから、ピストンの後退加速から後退減速に切り替わる時の急激な速度変化による振動であり、Fの工程で発生する。

ピストンの打撃による時刻の読み取りでは、ピストンとシャックロッドの衝突によるサージ圧が衝突から 0.5~1ms 程度遅れてピークになることから最初の振動がピークとなる時刻より前に到達する微動の立ち上がり時刻に対応する C の時刻を読み取る必要がある。

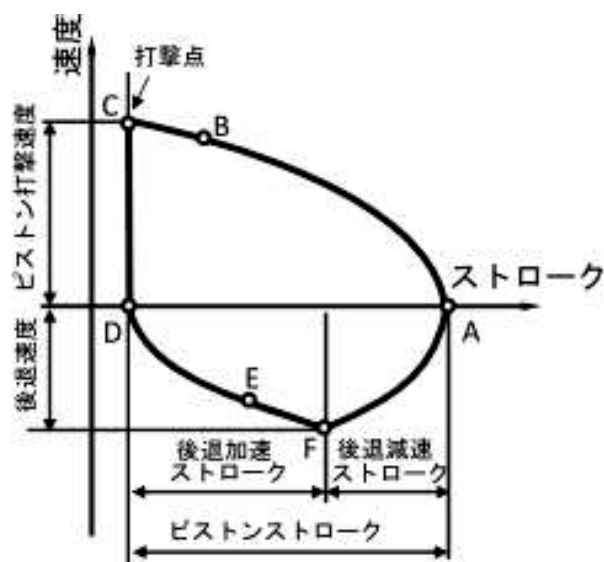


図-5.15 油圧ドリフタの作動原理

#### 5.4.6 削孔振動の波形処理

削孔振動の波形処理の手順とその結果を以下に述べる。

##### (1) 打撃ごとの波形に分割

油圧式削岩機には、削岩機内のピストンがシャンクロッドを打撃する際とピストンが後方に移動した際に大きな振動が発生する。削孔時の1秒あたりのピストンの打撃回数が50～60回であることから、連続した削孔データから打撃による波形を含む20msごとの波形に分割する。打撃による振動の最大加速度はピストンが後方に移動した際の振動の40～80%である。パイロットセンサーのトリガーレベルを最大加速度の40%以下の20%にして、ビットが地山を打撃する振動とビットが地山を打撃しない振動の初動を基準に20msの計測波形をそれぞれ抽出した後、切羽に設置した受振器の計測波形において、打撃による振動が想定される伝播時間後に観測されるか否かによって両者を識別するようにした。受振器の計測波形は地山内を伝播した波であり、P波より振幅値の大きいS波を用いて識別するようにした。岩のS波速度( $V_s$ )は、ほとんどが0.5km/s～4km/sの範囲にある[16]ことから打撃する波形を識別する方法として、図-5.16のようにS波速度の上限速度4km/sと下限速度0.5km/sに対応する到達時刻の範囲を振動の確認範囲に設定し、その範囲内に波形の最大振幅が計測される場合をビットが地山を打撃したと判定した。一方、図-5.17のように振動の確認範囲内に波形の最大振幅が計測されない場合をビットが地山を打撃していないと判定した。

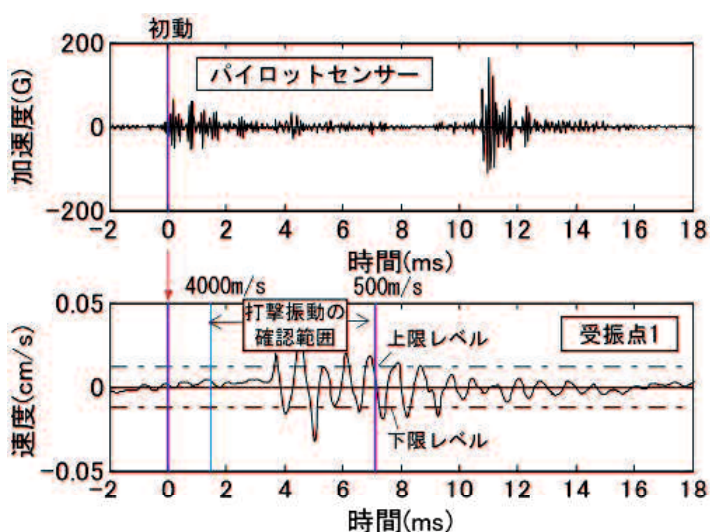


図-5.16 ビットが地山を打撃した波形

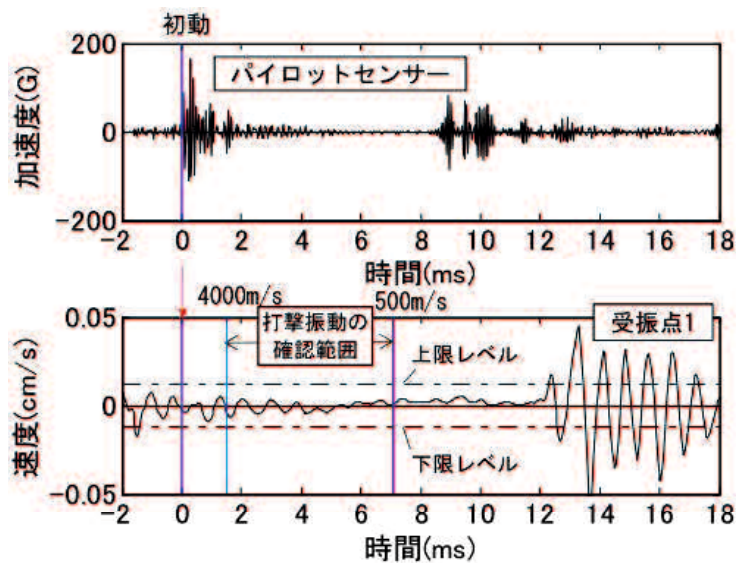


図-5.17 ビットが地山を打撃していない波形

## (2) 波形のスタッキング処理

ノイズを低減してS/N比を向上させるため、各波形の相互相関関数のラグを求め、これをもとに時間をずらして波形の振幅を加算するスタッキング処理を行う。ここでは相互相関関数の計算処理の効率性を考慮して油圧式削岩機の10打撃分の波形を対象にスタッキング処理を行い、S/N比を改善させる。10回の打撃による削孔長は2～5cm程度であり、削孔長の変化が僅かであることから走時への影響は小さい。パイロットセンサーの最大振幅の20%を閾値に設定し、これを超える時刻の2ms前（プレトリガー）から5ms間の波形を図-5.18に示す。打撃による振動に後続して、ピストンの反動による振動が確認される。打撃と反動の発振時刻の時間差や波形形状が打撃ごとに異なること、両者の振幅が同程度であることから打撃による振動を識別することが難しいことがわかった。打撃による初動部分を拡大した波形を図-5.19に示す。パイロットセンサーの波形は、削岩機のピストンがシャンクロッドを打撃する際に発生したピストンの振動やバルブの切り換えに伴うサージ圧による振動が削岩機のフレームを介してセンサーに伝わるため、波形はパルス状にならず、打撃ごとに形状が異なる波形になる。パイロットセンサーの波形から読み取った初動には、0.32msの範囲で違いがあり、最大振幅の閾値から初動を設定する場合には、走時に誤差を生じることになる。

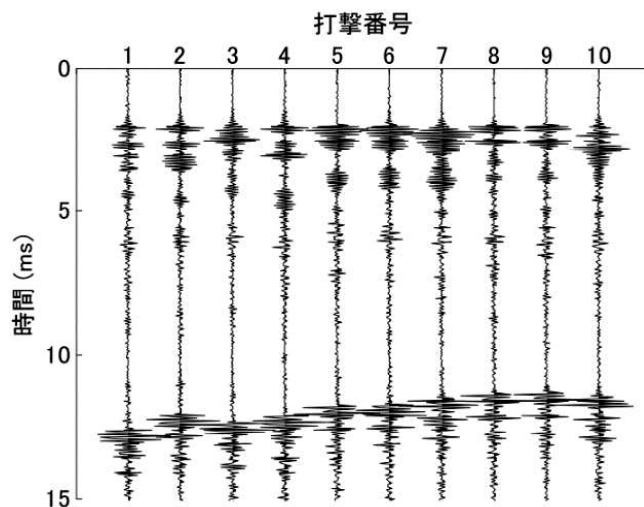


図-5.18 パイロットセンサーの波形 (10打撃分)

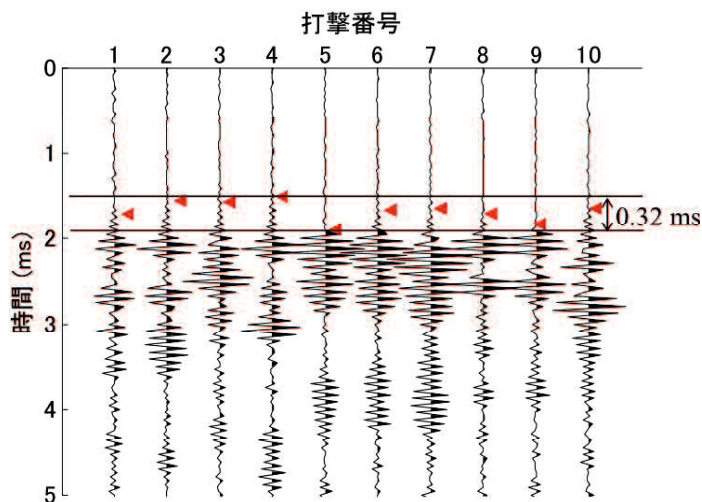


図-5.19 パイロットセンサー波形の初動付近 (◀は初動位置)

パイロットセンサーの加速度波形から求めたトリガー時刻をもとに受振点1において計測した打撃10回分の波形を図-5.20に示す。破碎したずり（岩片）がビットと岩の間に入るなどして、1回目の打撃のように後続の10ms付近に別の波形が入る場合や3回目の打撃のように波形の形状が変化する場合などのノイズが混入している。打撃による振動は押し波（P波）で始まり、地中を伝播する。そのため、受振点の波形から初動を読み取る場合は、押し波（右側）の立ち上がり時間を読み取った。なお、受振点とパイロットセンサーの波形は波形形状が異なることから、波形の相互相関解析により走時を求めるSWDの解析手法を

本調査法に適用することが難しいことがわかった. 受振点1の初動付近を拡大した波形を図-5.21に示す. パイロットセンサーの初動が同時刻でないこともあり, 走時の読み取りには0.3msの誤差を発生する. このようなノイズが混入した振動を含めてスタッキング処理を行うと, S/N比が低下することになる. そのため, 波形間の時間遅延を検出する最も簡便な相互相関関数の方法を用いた. 打撃10回分の波形について相互相関関数を計算し, 強い相関があると見なせる0.9以上の相関係数がある波形について時間をシフトさせてスタック

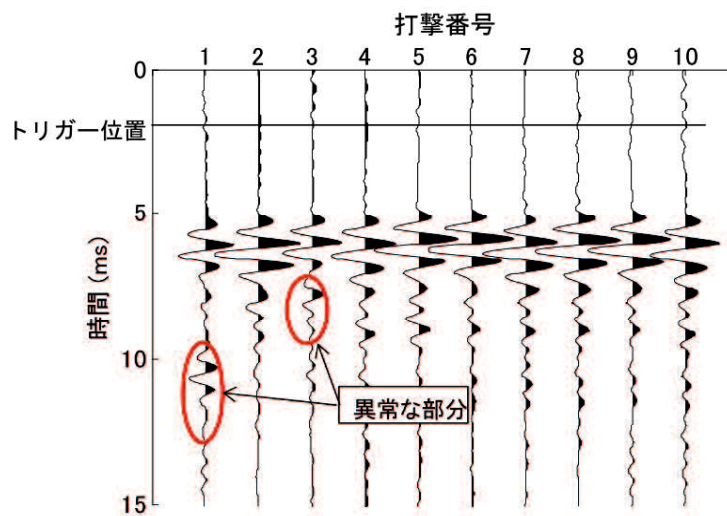


図-5.20 受振点の受振波形 (受振点1)

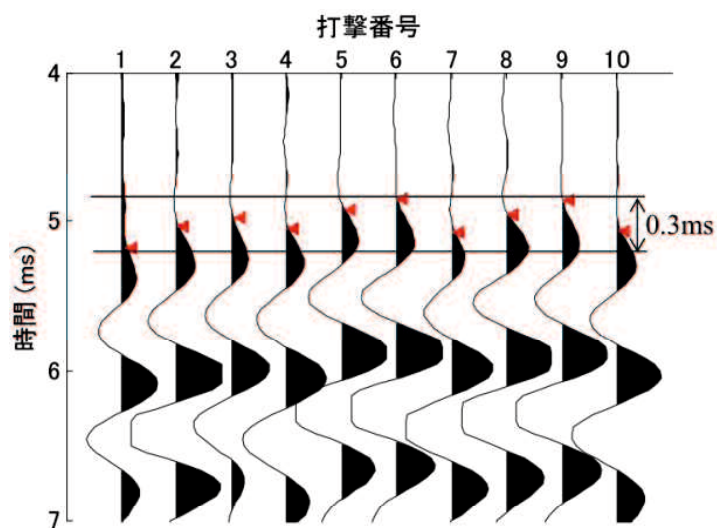


図-5.21 受振点波形の初動 (◀は初動位置)

ング処理を行い、S/N比を向上させる。通常、この処理は発振側のパイロットセンサーの波形を用いて行われるが、打撃ごとの波形形状が大きく異なる波形では難しいことから、受振点で受振した波形を用いて行った。

図-5.22には、1回～4回の打撃による波形に対して式(5.1)～式(5.3)により相関関数を求めた結果を示す。図中の縦軸に打撃回数*i*、横軸に打撃回数*j*をとり、相関関数  $R(i,j)$  を表示している。対角の4つの図は自己相関関数を表し、それ以外の図は相互相関関数を表す。各図の上には、最大相関係数を表示している。10回の打撃による波形間の相関係数を表-5.3に示す。*i*が1から10の相関係数の平均値が最も大きくなる組合せ（ここでは*i*=8）のラグを

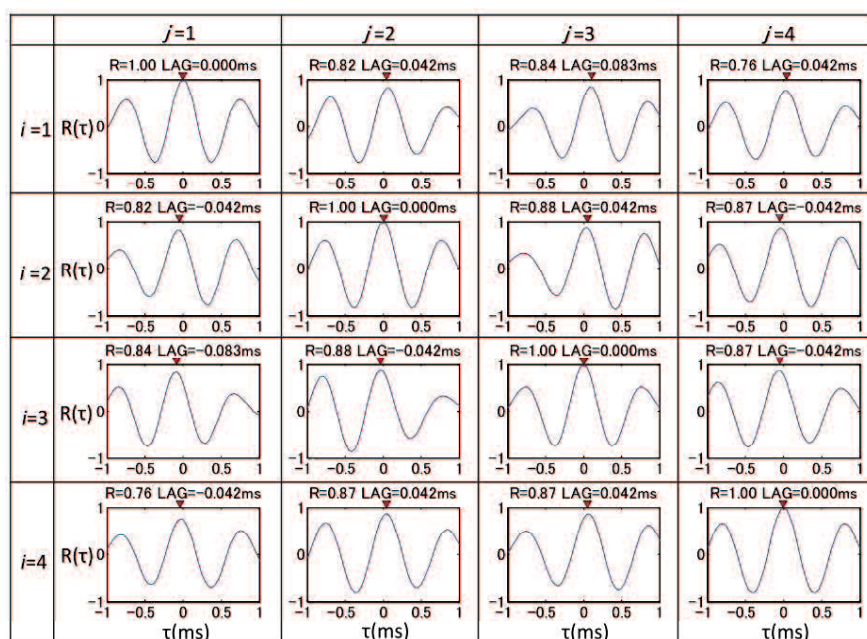


図-5.22 打撃による波形間の相関関数 ( $i=1\sim 4, j=1\sim 4$ )

表-5.3 打撃による波形間の相関係数

$i \backslash j$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	R>0.9	平均値
1	1.000	0.815	0.843	0.763	0.780	0.816	0.781	0.818	0.804	0.793	1	0.821
2	0.815	1.000	0.879	0.872	0.914	0.945	0.888	0.921	0.945	0.870	5	0.905
3	0.843	0.879	1.000	0.865	0.884	0.887	0.829	0.863	0.838	0.862	1	0.875
4	0.763	0.872	0.865	1.000	0.949	0.915	0.934	0.936	0.903	0.929	7	0.907
5	0.780	0.914	0.884	0.949	1.000	0.971	0.948	0.962	0.946	0.945	8	0.930
6	0.816	0.945	0.887	0.915	0.971	1.000	0.952	0.964	0.957	0.926	8	0.933
7	0.781	0.888	0.829	0.934	0.948	0.952	1.000	0.960	0.949	0.941	7	0.918
8	0.818	0.921	0.863	0.936	0.962	0.964	0.960	1.000	0.979	0.969	8	0.937
9	0.804	0.945	0.838	0.903	0.946	0.957	0.949	0.979	1.000	0.948	8	0.927
10	0.793	0.870	0.862	0.929	0.945	0.926	0.941	0.969	0.948	1.000	7	0.918



用いて時間をシフトさせた波形列を図-5.23に示す. 図中の右側の波形はスタッキング後の波形である.

このうち, 1回目と3回目の打撃による波形間の相関係数の平均値が0.821, 0.875で0.9より小さくなっている. 1回目の打撃による波形には10ms付近, 3回目の打撃による波形には7ms付近において他の打撃の波形に見られない振動を計測しており, この影響を受けて相関値が低下していると推察される. そこで, スタッキング処理はこの2回の打撃による波形を除外して行う. また, 油圧ドリフタの振動についても図-5.24に示すように波形の相互相関関数から求めたラグを用いて打撃波形の時間をシフトしてスタッキング処理を行う. スタッキングした波形は, 初動として検出するための波の立ち上がりが明瞭になっている.

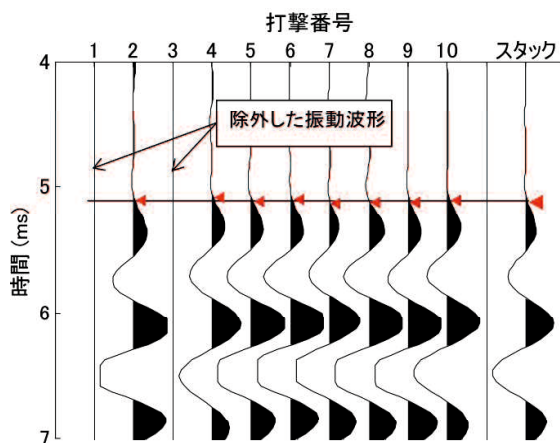


図-5.23 受振点波形のスタッキング (受振点1)

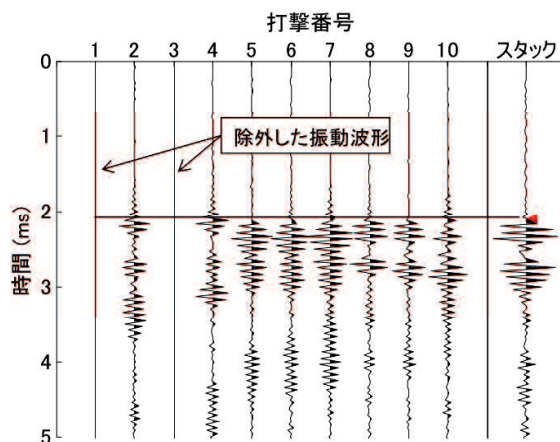


図-5.24 パイロットセンサー波形のスタッキング

### (3) 初動の自動読み取り

ビットの打撃位置を発振点として弾性波は球面状に広がり、単位面積あたりのエネルギーは振源からの距離の2乗に反比例して減衰する。そのため、受振点で計測される削孔振動の振幅値は削孔距離が長くなると急激に減衰してノイズとの区別が難しくなる。スタッキング処理によりS/N比を向上させた波形に対し、地震時の自動震源決定システム[17] などにも利用されているAIC を用いて初動時刻を自動的に読み取るようにした。

パイロットセンサーの波形から求めた初動の例を図-5.25に、受振点1の波形から求めた初動の例を図-5.26に示す。相互相関関数を用いた波形の整列とスタッキングにより、波の立ち上がり明瞭になり、AICは初動の時刻を正確に評価している。

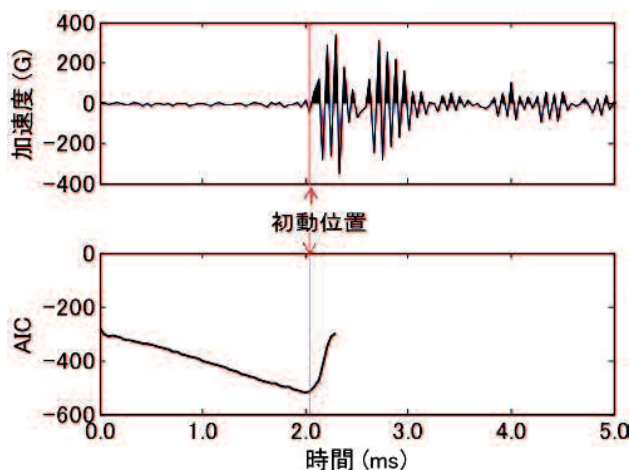


図-5.25 パイロットセンサー波形の初動検出

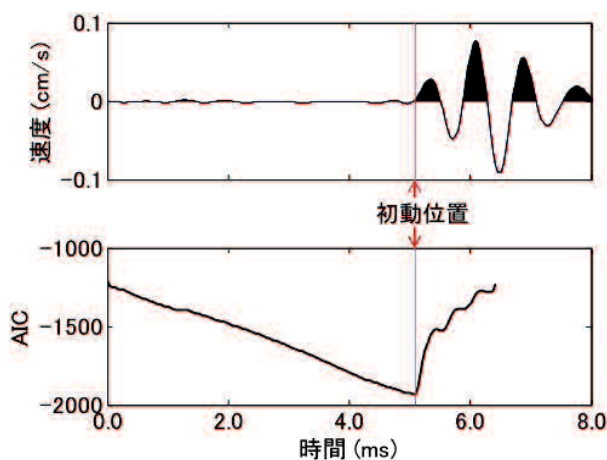


図-5.26 受振点波形の初動検出 (受振点1)

#### (4) 走時曲線の作成

パイロットセンサーおよび受振点の受振波形をスタッキング処理して、ビットが地山を打撃した発振時刻を基準にして0.2m間隔で波形を整理した受振点1, 受振点7の結果を図-5.27および図-5.28に示す。図中には、波形ごとに初動の位置（点）をピックアップし、この点を通る線を引くことにより求まる走時曲線（打撃により発生した弾性波（P波）が受振点に到達した時間と削孔長の関係を表す）を示している。削孔長0.2mにおける走時は、受振点1で0.630ms、受振点7で2.364msであり、削孔位置から離れた受振点になるほど、走時が大きくなるのがわかる。

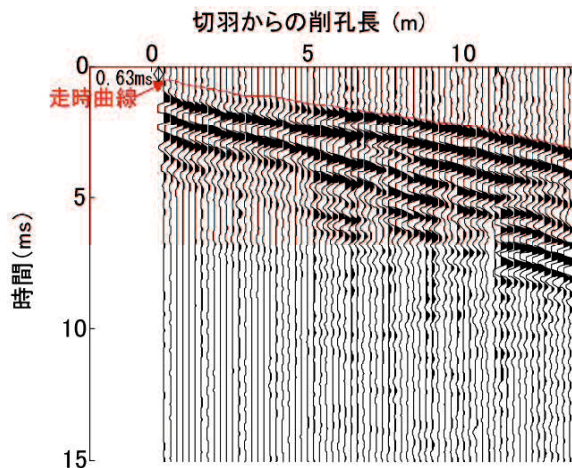


図-5.27 受振点 1 の波形と走時曲線

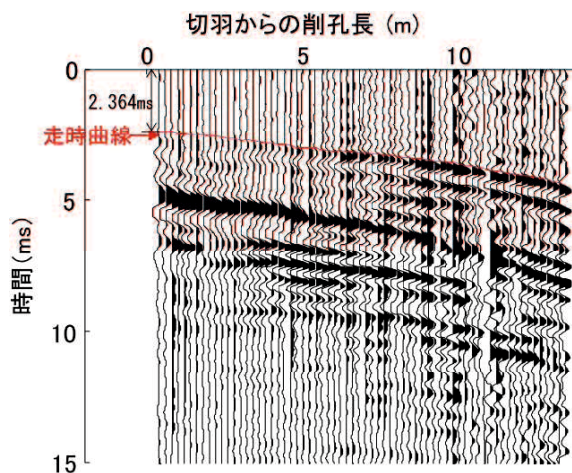


図-5.28 受振点 7 の波形と走時曲線

## 5.5 弾性波トモグラフィ解析

調査対象領域を囲むように多数の発振点と受振点から物性値を面的に得る方法の総称はトモグラフィと呼ばれる。走時データを用いて走時トモグラフィ解析を行い、切羽前方地山の弾性波速度分布を求めた。解析は、観測走時とその時点の速度分布に対して波線法によって得られる理論走時との差を最小にするように速度分布を反復修正する方法を用いた。解析条件を表-5.4に示す。解析のセルの大きさは、通常、孔間距離の1/10~1/20であることから1mとし、受振点と発振点が入るように解析領域をトンネルの断面方向に21分割、切羽前方方向に16分割した。解析には、最小2乗法を用い、繰り返し計算回数が20回に達するか、相対RMS残差が2%以下になった場合に計算を終了した。

表-5.4 解析条件

波線数	924
セル分割数	断面方向：21 切羽前方方向：16
セルサイズ	1m×1m
反復計算法	最小2乗法
収束判定誤差	2%
反復回数	20

トモグラフィ解析で求めたトンネル切羽前方の弾性波速度分布を図-5.29に示す。トモグラフィ解析では、発振点から受振点に至る波線の通過するセルに対して弾性波速度が反復修正される。そのため、発振点と受振点で囲まれる台形領域の底辺を三角形とする切羽前方の領域には波線が通過しないため解析対象外となる。図は、解析対象外部分を除いた波線が通過するセルの弾性波速度分布を示している。切羽付近では、弾性波速度が3.5km/s~4.5km/s程度の地山が分布し、切羽前方の4m付近から4km/s~5km/s程度の速度の速い硬質な地山が左から右に徐々に拡大して現れること、その地山が切羽前方に約5mの厚さで断面方向から20°の傾きで層状に分布することが予想された。

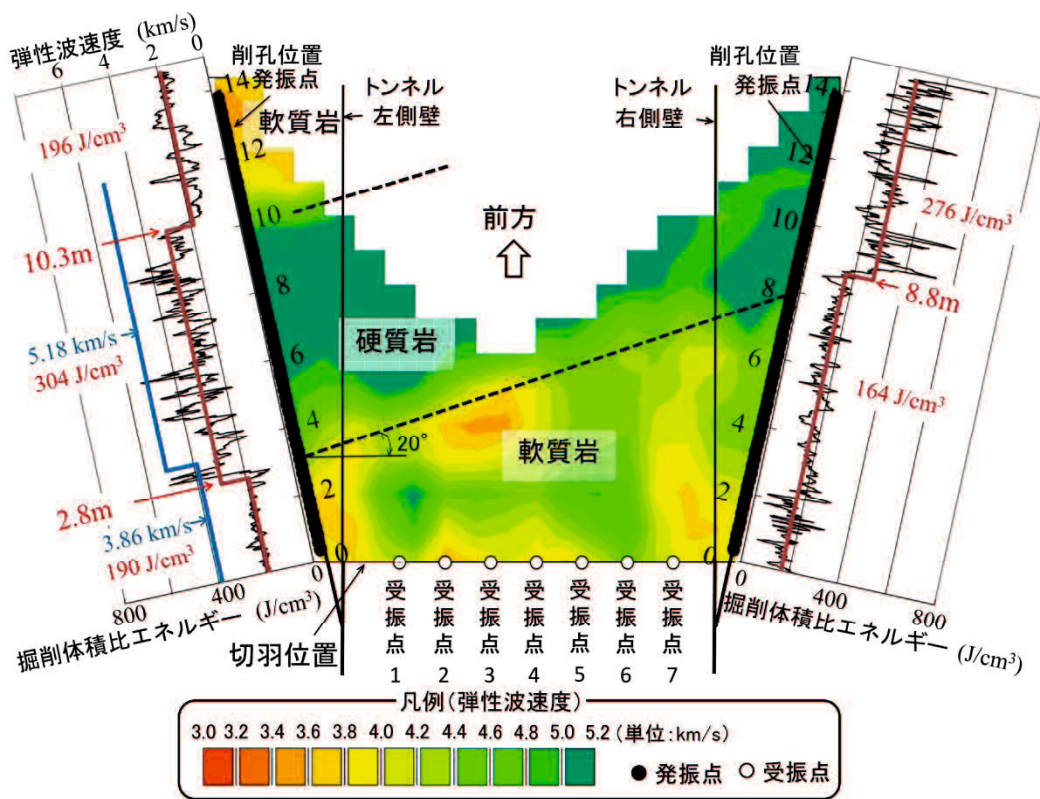


図-5.29 弾性波トモグラフィ解析の結果

## 5.6 掘削体積比エネルギー分布との比較

切羽面の左側から削孔検層した際の掘削体積比エネルギー分布を図-5.30に、切羽面の右側から削孔検層した際の掘削体積比エネルギー分布を図-5.31に示す。左側の掘削体積比エネルギーは、切羽から削孔長2.8mが200J/cm<sup>3</sup>の程度にあり、比較的軟質な地山状態にある。削孔長2.8m～10.3mでは、最大値が600J/cm<sup>3</sup>程度になり、掘削体積比エネルギーの値が大きく変動する。さらに、深さ10.3m～14.8mでは、200J/cm<sup>3</sup>程度に小さくなる。一方、右側の掘削体積比エネルギーは、切羽から深さ8.8mが50～300J/cm<sup>3</sup>の範囲にある。深さ8.8m～14.8mでは掘削体積比エネルギーの最大値が600J/cm<sup>3</sup>に増加し、その変動する幅が大きくなる。

掘削体積比エネルギーの大きさから削孔長で区分けした範囲について求めた掘削体積比エネルギーの平均値を表-5.5に示す。

左側の2.8m～10.3mと右側8.8m～14.8mは、掘削体積比エネルギーの区間平均値が304 J/cm<sup>3</sup>と276 J/cm<sup>3</sup>で、ほぼ同じである。このことから左側の深さ2.8mから右側の深さ8.8mは同じ層の境界面であり、境界が平面で連続していると仮定すると、切羽面に対して20°程

度で傾斜していると推測される。この結果は、その地山が切羽前方に5m～7m程度の厚さで断面方向から20°の傾きで層状に存在するトモグラフィの結果と整合している。

### 5.7 坑内弾性波探査による弾性波速度との比較

トンネル掘削後、削孔検層を行った切羽位置から12m区間で弾性波探査を実施した。探査は左側壁のコンクリート吹付け面から1m間隔で12か所に深さ1mのボーリング孔を削孔

表-5.5 掘削体積比エネルギーの区間平均値

左側		右側	
削孔長 (m)	区間平均 (J/cm <sup>3</sup> )	削孔長 (m)	区間平均 (J/cm <sup>3</sup> )
0～2.8	190	0～8.8	164
2.8～10.3	304	8.8～14.8	276
10.3～14.8	196		

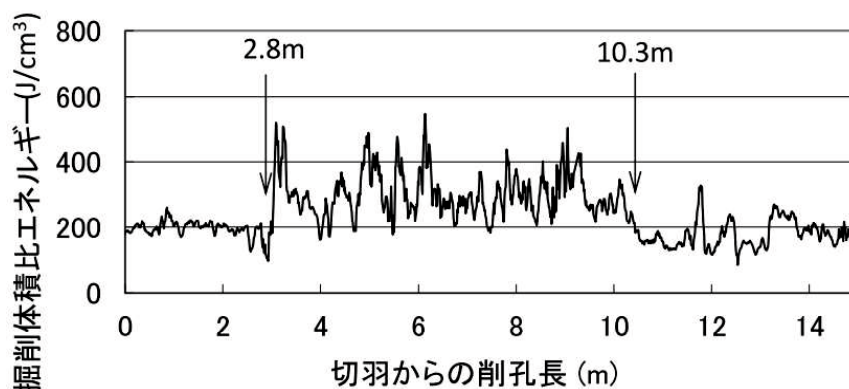


図-5.30 切羽左側の削孔における掘削体積比エネルギー分布

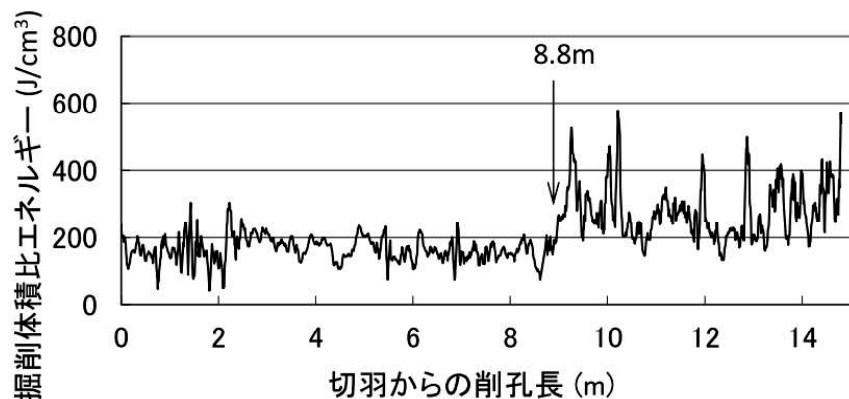


図-5.31 切羽右側の削孔における掘削体積比エネルギー分布

したのち、11か所のボーリング孔の孔底に受振器を設置して、残りの1か所から発振することにより行った。切羽位置から発振した際の計測波形の例を図-5.32に示す。計測波形の走時曲線から切羽位置から3.5mまでが3.86km/s、3.5mより前方が5.18km/sの弾性波速度の結果になった。探査測線はトンネル軸方法で削孔検層の削孔方向と異なるが、3.5m付近から5km/s程度の地山が出現する結果は、トモグラフィ解析による弾性波速度分布の結果とも整合しており、この調査法の信頼性を確認した。なお、施工中の切羽観察の結果でもトモグラフィ解析による弾性波速度分布と同様な位置から硬岩の地層を確認した。

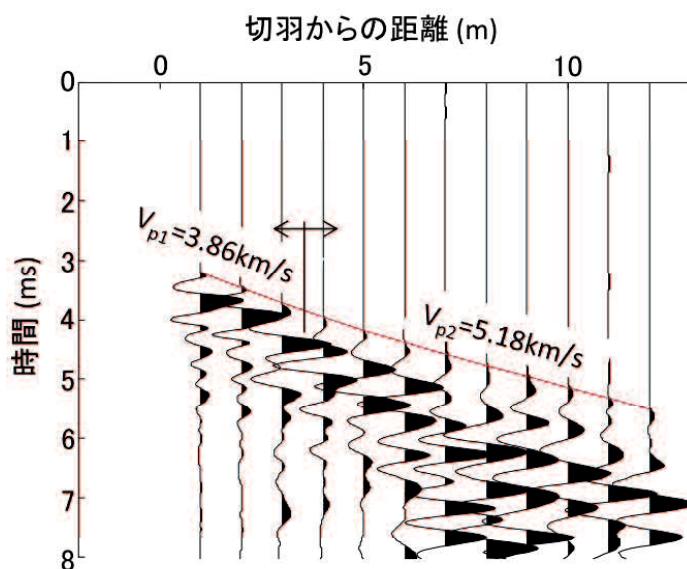


図-5.32 側壁付近の弾性波速度変化（坑内弾性波探査）

## 5.8 まとめ

油圧式削岩機の削孔に伴って発生する振動を切羽面で計測し、トンネル切羽前方地山の弾性波速度分布を推定する調査法を開発することを目的として、現場での削孔検層時に現場実験を行った。また、削孔検層の結果や掘削後に行った坑内弾性波探査の結果との比較を行い、調査法の適用性について検討した。以下の結果が得られた。

- i. 実際の工事に使用する油圧式削岩機の削孔時の削孔データと切羽面での走時からトンネル切羽前方地山の速度分布を推定できることを確認した。
- ii. 受振点の波形を利用して各打撃による波形間のラグを相互相関関数により求め、これを用いて波形を整列してスタッキングすることでS/N比が向上する。

- iii. 波形処理を含む提案した調査法は、これまでの後方打撃式によるパーカッションドリルにSWDを適用することでは困難であった削孔振動による走時を精度よく求めることが可能である。
- iv. 坑内弾性波探査より求めたトンネル側壁付近の弾性波速度と削孔振動を利用して求めた弾性波速度は概ね一致しており、提案した予測方法の妥当性を確認した。



## 参考文献

- [1] 林宏一, 斉藤秀樹:高精度屈折法地震探査の開発と適用例, 物理探査, No.51, pp.41-46, 1998.
- [2] 篠原 茂, 塚本耕治, 浜田 元: トモグラフィ的解析手法によるトンネル切羽前方の弾性波速度分布の予測, トンネル工学研究論文・報告集, 第14巻, 土木学会, pp.77-82, 2004.
- [3] 栗原啓丞, 山本拓治, 宮嶋保幸: トンネルトモグラフィによるトンネル切羽前方探査技術の開発, 鹿島技術研究所年報, 第62巻, pp.189-194, 2014.
- [4] Rector, J. W. and Marion, B. P. : The use of drill-bit energy as a downhole seismic source, *Geophysics*, vol.56, NO.6, pp.628-634, 1991.
- [5] Asanuma, H. and Niitsuma, H. : Triaxial inverse VSP uses drill-bit as a downhole seismic source, 62nd annual meeting, Society of Exploration Geophysicists, Expanded abstracts, pp.108-111, 1992.
- [6] Haldorsen, J. M., Miller, D. and Walsh, J. : Walk-away VSP using drill noise as a source, *Geophysics*, Vol.60, No.4, pp.978-997, 1991.
- [7] 小澤岳史, 鶴 哲郎: 南西アンドリュース油田における SWD 実験, 物理探査学会第92回学術講演会講演論文集, pp.309-312, 1995.
- [8] Miranda, F., Aleotti, L., Abramo, F., Poletto, F., Craglietto, A., Persoglia, S. and Rocca, F. : Impact of the seismic 'while drilling' technique on exploration wells, *First Break*, Vol.14, No.2, pp.55-68, 1996.
- [9] E. Brückl, W. Chwatal, S. Mertl and A. Radinger : Exploration Ahead of a Tunnel Face by TSWD – Tunnel Seismic While Drilling, *Geomechanics and Tunneling*, Vol.1, 5, pp.460-465, 2008
- [10] W. Chwatal, A. Radinger, E. Brückl, S. Mertl and A. Freudenthaler : Tunnel Seismic While Drilling - State of the Art and New , *World Tunnel Congress 2011*, Helsinki, Finland, pp.188-189, 2011.
- [11] 山上順民, 今井 博, 青木智幸, 中原史晴: 穿孔振動を用いたトンネル切羽前方探査法の開発, トンネル工学報告集, Vol.22, pp.157-161, 2012.
- [12] 北川源四郎: *FORTTRAN77 時系列解析プログラミング*, pp.39-42, 岩波書店, 1993.
- [13] 坂元慶行, 石黒真木夫, 北川源四郎: *情報量統計学*, pp.138-141, 1983.

- [14] 大久保誠介, 大田彰則, 秋山政雄: 削岩機のスリーブにおける弾性波の伝播特性に関する基礎研究, 資源と素材, Vol.110, No.11, pp.895-901, 1994.
- [15] 渡辺英志: 油圧さく岩機および油圧ブレーカの特性と効率に関する研究, 東京大学博士論文, 1989.
- [16] 物理探査学会: ”土と岩”の弾性波速度, pp.63-89, 1990.
- [17] 前田直樹: 地震波自動処理システムにおける読み取りおよび評価, 地震, 第38巻, pp.365-379, 1985.

## 第6章 結論

### 6.1 まとめ

山岳トンネル工事において、切羽前方地山の状態を迅速かつ精度よく予測することは、安全で経済的な施工に必要な不可欠である。

本論文では、油圧削岩機を用いてトンネル前方地山の圧縮強さと弾性波速度分布を合理的かつ精度よく推定できる調査法の開発に取り組んだ研究成果を取りまとめたものである。

第1章では、トンネル周辺地山における調査法の現況と問題点についてまとめ、施工者の立場で実施する調査において、施工への影響が少なくトンネル周辺の地山状態、および圧縮強さや弾性波速度など地山の物性値を定量的かつ精度よく予測できる実用的な調査法に関する研究・開発の必要性と研究の目的を明らかにした。

第2章では、削岩機を用いたトンネル地質調査に関する既往の研究についてまとめた。このうち、トンネル切羽から行う調査のうち削孔検層法は、探査時間が数時間で施工への影響が少なく探査結果の信頼度が比較的高い調査法である。同じ地山を削孔する場合でも設定する打撃圧や回転圧によって削孔速度が変化し、地山状態を定量的に評価することが難しいなどの問題点を述べるとともに、支保設計に反映できる圧縮強さや弾性波速度などの地山物性に関連づけた調査法への展開について述べた。

第3章では、削孔検層法で使用する油圧式削岩機の作動原理、削孔機構とダンパ機構の概要、削孔速度と地山性状の関係、従来の地山評価指標である掘削体積比エネルギーの概要についてまとめた。はじめに、油圧式ドリフタの作動原理では、油圧ポンプから油圧ドリフタに作動油が流れ、ピストンと作動油の流れ制御するバルブが連動することによって油圧ドリフタの打撃が生成されること、このバルブの制御によってサージ圧が発生して打撃圧の脈動や衝撃的な振動を発生することを示した。次に、油圧式削岩機の地山評価指標の一つである掘削体積比エネルギーを切羽前方地山に適用した結果では、掘削体積比エネルギーと切羽評価点との間に相関があること、支保パターンと対応がよいことを確認した。一方で、同じ地山を削孔した場合でも削孔速度や掘削体積比エネルギーの値が異なり、削孔速度や掘削体積比エネルギーを用いて地山の圧縮強さなどの物性値を推定することが難しいことがわかった。

第4章では、油圧式削岩機の打撃により生じるダンピング圧の脈動振幅を用いて地山の圧縮強さを推定する調査法の開発についてまとめた。はじめに、圧縮強さが既知である試

験体の削孔実験を行い、地山の反発力を油圧ドリフタ内のダンパ装置の油圧で吸収することに着目し、ダンピング圧の脈動振幅の大きさと圧縮強さの間に相関関係があることを明らかにした。次に、油圧式削岩機の打撃圧を大きくして削孔する場合には、ビットから地山に与える打撃エネルギーが打撃圧に比例して増大し、地山からビットの伝わる反発エネルギーも相対的に増大してダンピング圧の脈動振幅が大きくなる。このことからダンピング圧の脈動振幅を打撃圧で除した「正規化したダンピング圧の脈動振幅」を地山評価指標として提案した。この正規化したダンピング圧の脈動振幅は、従来の評価指標である掘削体積比エネルギーによる結果と比較して、圧縮強さとの相関が強いこと、打撃圧やフィード圧による影響を受け難いことを確認し、地山の圧縮強さの推定に有効であることを示した。

第5章では、油圧式削岩機が地山を削孔する際のビットの削孔振動を利用して、切羽前方地山の弾性波速度および速度構造を求める調査法の開発についてまとめた。はじめに、事前の打撃実験により油圧ドリフタに取り付けた加速度計の振動からビットが地山を打撃する時刻を求められることを示した。次に、パイロットセンサーの加速度波形には、バルブの切換えによって発生するサージ圧による2つの振動が発生すること、ピストンがシャックロッドを打撃した波形は、油圧ドリフタの打撃工程との対比から最初の振動より前にあり、サージ圧による波形の振幅に比べて相対的に小さくことを確認した。トンネルの切羽に設置した受振器で計測した受振波形の相互相関によりタイムラグを求め、整列した波形をスタッキングすることで受振波形のS/N比を向上し、初動走時の読み取り精度を向上させた。削孔位置に近い受振点の初動走時を削孔深度方向の走時曲線を用いてトモグラフィ解析を行うことにより切羽前方の弾性波速度分布を求めた。この手順により求めた切羽前方地山の弾性波速度分布は、削孔検層による掘削体積比エネルギー分布や坑内弾性波探査から求めた側壁の弾性波速度分布の結果と整合していることを確認し、地山の弾性波速度分布の推定に有効であることを示した。

本研究の成果は、トンネル切羽前方の地山性状を把握する削孔検層法による調査において、油圧式削岩機のダンピング圧の脈動振幅を用いて地山の圧縮強さを調査する方法と削孔振動を利用して地山の弾性波速度分布を調査する方法を開発したことである。すなわち、油圧式削岩機の削孔速度を用いて地山の硬軟を識別する従来の方法を地山物性である圧縮強さや弾性波速度分布を把握できる調査技術にしたことである。

## 6.2 調査法の適用場面

本研究で開発した圧縮強さや弾性波速度分布を推定する2つの調査法は、従来の削孔検層法に組み合わせて適用することができる。これまで従来の削孔検層法で困難であった圧縮強さや弾性波速度分布などの地山物性値を定量的な推定することが可能となり、切羽前方の地山状態の詳細な把握のほか、切羽観察における地山の圧縮強さの評価、支保パターンの変更や補助工法を選定する際に基礎資料として利用できる。開発した調査法の適用範囲と適用時の留意点を表-6.1に示す。

### (1) 油圧式削岩機のダンピング圧変動を利用した圧縮強さの推定法

実験に使用した油圧ドリフタは、FRD社のHD210であるが、HD220やHD250にもできる。しかし、これらより古いHD190などの機種では、ダンパ装置が装備されていない場合や装備されていても圧力センサーを取り付けられないため、ダンピング圧を計測することができない。従来の削孔検層法と同様の30m程度の探査が可能であり、削孔した地山の圧縮強さを推定できる。ダンピング圧の油圧回路に圧力センサーを取り付け、高周波サンプリング計測（3.8「高周波サンプリング計測による地山評価」参照）による解析処理ソフトに変更を加えることで、比較的容易にダンピング圧の脈動振幅を考慮したリアルタイムの評価が可能になる。また、地質による制限がなく、硬岩から軟岩まで幅広く適用できる。

表-6.1 調査法の適用範囲と留意点

手 法	適用範囲	留意点
ダンピング圧変動を利用した地山の圧縮強さの推定法	<ul style="list-style-type: none"> <li>国内の油圧ドリフタではHD210, HD220, HD250の機種に適用可能である</li> <li>削孔検層法と併用できるため、削孔深度30m程度の地山の圧縮強さを予測できる</li> <li>圧縮強さ<math>1\text{N}/\text{mm}^2 \sim 180\text{N}/\text{mm}^2</math>の軟岩から硬岩までほとんどの地山に適用可能と考えられる。</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>油圧式削岩機のダンピング圧の油圧回路に油圧センサーを取り付けることで計測できる</li> <li>油圧ドリフタの機種を変更する場合は、模擬試験体を用いた削孔実験を行い、あらかじめダンピング圧の脈動振幅と圧縮強度の関係を求めておく必要がある</li> <li>サンプリング周波数1kHz程度以上の計測が望ましい</li> <li>孔内の掘削ずりを速やかに排出する必要がある</li> <li>ロッド継ぎ手部でのエネルギー減衰が想定され、ダンピング圧の脈動振幅の補正が必要になる</li> </ul>
削孔振動を利用した地山の弾性波速度分布の推定法	<ul style="list-style-type: none"> <li>油圧ドリフタの機種による制約はなく、すべての油圧ドリフタに適用可能である</li> <li>削孔検層法と併用できるが、削孔深度20m程度までの地山の弾性波速度を予測可能である</li> <li>調査の対象領域を囲むように切羽面の複数の箇所から削孔を行うことで、対象領域の弾性波速度分布を把握できる</li> <li>硬岩から軟岩までほとんどの地山に適用可能であるが、地山が軟質になるほど弾性波の減衰が大きくなり、探査可能な削孔深度は小さくなると想定される</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>油圧ドリフタの後部および切羽の吹付け面に一定の間隔で複数台の受振器を設置する必要がある</li> <li>調査の対象領域を囲むように切羽面の複数の箇所から削孔を行うことで、対象領域の弾性波速度分布を把握できる</li> <li>サンプリング周波数50kHz程度以上で計測することが望ましい</li> <li>孔内の掘削ずりを速やかに排出する必要がある</li> </ul>

## (2) 油圧式削岩機の削孔振動を利用した弾性波速度分布の推定法

実験に使用した油圧ドリフタはFRD社のHD190であるが、油圧ドリフタの削孔振動を利用しているため、すべての油圧ドリフタに提案した推定法を適用することができる。削孔振動は、ビットが地山を打撃する際に発生する振動であり、打撃方向の振動が相対的に大きくなる。そのため、切羽側への振動は削孔距離が長くなるにつれて振動が急激に減衰し、受振器の設置した位置ではランダムノイズと振動の識別が困難になることから探査可能な深度は20m程度である。また、地質による制限がなく、硬岩から軟岩まで幅広く適用できる。しかし、開口亀裂が卓越した地山や硬軟部が複雑に混在する断層破碎帯などでは、弾性波の減衰が大きく探査可能な距離が短くなる。さらに、切羽面の湧水箇所に近い位置に受振器を設置した場合には、湧水による振動がノイズとなり、その振動を利用できない場合がある。

以上のことから、2つの推定法の適用においては油圧式削岩機の型式がHD210, HD220, HD250の場合には、ダンピング圧変動を利用した圧縮強さの推定法を適用し、さらに、地山状態の面分布などの地山物性を把握したい場合には、油圧式削岩機の削孔振動を利用した地山の弾性波速度分布の推定法を適用することを想定している。

## 6.3 今後の課題

各推定法における今後の課題を以下に述べる。

### (1) 油圧式削岩機のダンピング圧変動を利用した圧縮強さの推定法

本研究では、圧縮強さを変化させたセメント系固化材を用いて製作した模擬地山を対象に削孔実験を行った。今後、トンネル現場など実地山で計測した圧縮強さとの比較を行い、本推定法の精度を確認する必要がある。

使用する油圧ドリフタの機種によって圧縮強さに対するダンピング圧の脈動振幅が異なることが想定される。そのため、現場適用においては、事前に模擬地山を用いた実験を行い、圧縮強さとダンピング圧の脈動振幅の関係を把握しておく必要がある。

今後、トンネル現場での実測結果からロッド継ぎ手部でのダンピング圧の脈動振幅の減衰量を求めておく必要がある。また、ダンピング圧の脈動振幅と反発力の関係を表す換算式の提案やダンパ装置の絞り弁の設定による影響を定量的に把握する必要がある。

### (2) 油圧式削岩機の削孔振動を利用した地山の弾性波速度分布の推定法

現場実験で実施した削孔長は15mであり、それ以上の削孔深度になると切羽面と受振器の距離が長くなり、球面発散、透過損失、粘性減衰などにより振動が減衰し初動の読み取

りが困難になる。削孔深度を大きくするためには、削孔したボーリング孔に複数の受振器を一定間隔で挿入・設置し、孔間の走時を用いてトモグラフィ解析の分解能を向上する必要がある。

トモグラフィ解析では、削孔位置から切羽の受振点までの片走時のデータを用いていることから解析結果が初期モデル（解析の初期ステップに用いる解析対象領域の弾性波速度分布）の設定に大きく依存することになる。削孔時のダンピング圧変動を用いて求めた圧縮強さや掘削体積比エネルギーの値を参考に初期モデルを求める必要がある。また、切羽面の設置した受振器の計測波形には、打撃位置からの直接波と前方の地質境界面からの反射波が含まれており、反射法弾性波探査に利用できる。反射法の解析により切羽前方の地層境界の位置を求め、初期モデルに反映することが重要である。

#### 6.4 おわりに

トンネル施工において、切羽前方の断層や破碎帯などのぜい弱部の分布や性状などを精度よく予測できる技術が確立できれば、切羽崩落を未然の防ぐことが可能になり、工事の安全性や経済性を向上することができる。これまで、削孔検層法を適用してきた現場においても天端崩落や切羽崩壊（写真-1.1, 写真-1.2）の事例が発生した。その要因の一つが「削孔検層法の削孔速度や掘削体積比エネルギーの値から切羽前方の地山がぜい弱であることがわかっているにもかかわらず、どの程度の地山状態であるかを把握できなかった」ことにある。言い換えると、これまで削孔検層法による削孔データを処理して得られた数値から地山の状況を説明する一般化された基準・指標を見出すに至らなかったことにあると考えられる。

本研究で開発した 2 つの油圧式削岩機を用いた地山物性値推定法の現場適用を増やし、改良を行うことで切羽前方地山の予測精度を向上させ、掘削前であっても補助工法の適用の有無を判断するための情報を提供できる調査技術にしたいと考えている。

## 謝 辞

本論文の執筆にあたっては、多くの方々にご指導、ご鞭撻、ご協力を頂きました。

山口大学大学院創成科学研究科教授進士正人先生には、本研究への取り組み、ならびに取りまとめの機会を与えていただき、懇切なご指導とご鞭撻を頂きました。工学的な問題に対する捉え方から技術的な解決までの方向性まで、丁寧にご教授を頂きました。心より御礼申し上げます。

山口大学大学院創成科学研究科教授清水則一先生、同教授鈴木素之先生、同准教授太田岳洋先生、同助教林久資先生には、予備審査および本審査において本論文の構成および内容全般に関しまして非常に有益で的確なご助言とご意見を頂きました。深く感謝いたします。

本研究の第4章は、古河ロックドリル(株)吉井工場において実施した削孔実験の成果をまとめたものです。実験には、古河ロックドリル(株)の長谷部部長、小泉部長、東主任、新井主任の方々には多大なるご協力を頂きました。また、油圧式削岩機に関する知識が薄い私に資料を提供して頂くとともに懇切丁寧にご指導して頂きました。古河ロックドリル(株)関係者の方々のご協力なしに、本論文を完成することはできませんでした。心より御礼を申し上げます。

本研究は、私が勤務する株式会社奥村組において行った研究業務の一部をまとめたものです。本論文をまとめるにあたり、直属の上司でありました寺田直道氏、蛭子清二氏をはじめ、土木本部の國行副本部長、技術研究所の川井所長、浅野部長、三澤グループ長、栗本主監の方々から激励の言葉と多大なるご協力、ご配慮を頂きました。深く感謝いたします。

2019年3月吉日 著者 塚本耕治