不規則波形を有する岩盤不連続部のせん断強度

浜島良吉*・草深守人**・小出 仁***
川井忠彦****・山田俊雄*****

Shear Strength for Rock Joints with Irregular Shaped Asperities

Ryokichi HAMAJIMA, Morito KUSABUKA, Hitoshi KOIDE,
Tadahiko KAWAI and Toshio YAMADA

Abstract

The mechanical properties of the rock masses are influenced by existence of joints and faults. Especially roughness of the discontinuous surfaces determine the strength-deformation characteristics of rock masses.

Barton indicated the influence of the JRC (Joints Roughness Coefficient) for the arbitrary shaped asperities upon the shear strength, shear stiffness and normal stiffness. However, the Barton's shear strength criteria is only applicable to a domain of comparatively small confining pressure where does not get the asperities sheared off. Ladanyi & Archambault developed a shear strength criteria for the asperities under the shear off condition. This criteria can take account of progressive failure when the asperities leave the initial condition of complete interlocking. The criteria, however, can be only applicable to the case of regular shaped asperities. In order to apply this criteria to analysis of the shear strength of actual rock mass, it is necessary to convert the irregular shape into a regular one.

This study is based on a consideration of the applicability of the Barton's joint roughness as well as Ladanyi & Archambault's shear strength criteria and deals with a transformation of the irregular shaped asperities into a regular one in a discontinuous surfaces.

まえがき

不連続面の強度や変形特性は、不連続面のラフネス(粗さ)、空隙(非接触部分)、凹凸の噛み合い程度、充填物の有無と性質等によって図-1に示すように大きく異なってくる¹⁾。例えばタイプIのような密着している不連続面はせん断変位に対してダイラタンシーおよびピークせん断強度後の著しいひずみ軟化特性を示す。これはタイプIIのように充填物のある不連続面でも相対的なずれ変位を経験していないものについてはタイプIに類似した力学特性を示す。一方タイプIII(充填物なし)、IV^A、IV^B(充填物含む)のように噛み合っていない(既

に相対せん断変位を経験した)不連続面はピークせん断強度後のひずみ軟化特性を示さない。そして、この現象の現われ方の程度は、岩石自身のせん断強度や不連続面

図-1 不連続面のせん断方向変形特性¹⁾

* 埼玉大学工学部

** 間組技術研究所

*** 地質調査所

**** 東京理科大学工学部

***** 非線形力学研究所

のラフネスの度合、幾何学的形状によって大きく左右され、その力学的特性を著しく複雑にしていることがこれまでの多くの実験的研究^{11)~14)}によって確かめられている。

不連続面の力学的挙動をモデル化し、数値解析に適用する際に必要となる不連続面に関する基本的なパラメータは、ピーク強度、残留強度、せん断および垂直剛性、ダイラタンシー特性などである。そして、これらのパラメータの評価手法と構成則のモデル化が重要な研究課題として上げられ、現在までに種々の研究がなされてきた。本研究では、不連続面のせん断強度特性に関する既往の研究を概観すると同時にそれらの問題点を明らかにし、次いで、不規則波形を有する不連続面のせん断挙動に関して、実験的考察を加える。さらに、実験から得られた知見に基づき、不連続面のせん断強度特性に関する理論的考察を行った。

1. 不連続面のせん断強度特性に関する従来の研究

不連続面のせん断強度特性に関する研究は多いが、中でも、岩盤節理面に関する Patton³⁾、Barton^{5)~8)}、Ladanyi and Archambault⁹⁾らの研究は不連続面のせん断強度を議論する上で多くの知見を与えている。

Newland¹⁰⁾は、粒状体材料内に生じるせん断面を図-2に示すようにモデル化することにより、せん断強度とせん断変形に伴う体積膨脹率で次式で与えた。

$$\tau_{\max} = \sigma_n \tan(\phi_\mu + i) \quad (1)$$

$$\left(\frac{\partial v}{\partial u} \right)_{\max} = \tan i \quad (2)$$

$$\tau'_R = \sigma_n \tan \phi_\mu \quad (3)$$

ここで、 ϕ_μ と i は、それぞれ粒子接触面でのすべり摩擦角とせん断面方向に対する粒子接触面の方向角であり、実験により得られる最大体積膨脹率 $(\partial v / \partial u)_{\max}$ および最大せん断強度・拘束圧比 $(\tau_{\max} / \sigma_n)$ から、式(1)、(2)を用いて i 、 ϕ_μ を決定できる。ここで τ'_R は残留せん断強度を示す。また式(1)は Patton³⁾ のように角度 i だけ傾いたくさびの上のすべりによる付加抵抗

図-2 粒状体材料のせん断面に関する Newland の力学モデル¹⁰⁾

として容易に導かれる。また、Rowe, Barden and Lee¹¹⁾は直接せん断試験におけるエネルギー的考察から Newland と同様な結論を導いた。粒状体材料の力学に関するこれらの研究は、その後、特に岩盤内に存在する不連続面のせん断強度に関する多くの研究の基礎となっている。

Patton は、一定な三角歯形からなるアスペリティをもった不連続面モデルの直接せん断試験の結果を、式(1)と同様な次式によって良く説明できることを示した(図-3⁷⁾)。

$$\sigma_n \leq \sigma_0 \quad \tau = \sigma_n \tan(\phi_r + i) \quad (4a)$$

$$\sigma_n \geq \sigma_0 \quad \tau = \sigma_n \tan \phi_0 + C_0 \quad (4b)$$

すなわち、Patton の実験によると、歯形面に沿ってすべりを生じている間は式(4)の第一式を満足し、拘束圧が σ_0 (式(4a) から計算される τ と母材のせん断強度が等しくなるときの拘束圧) を超えると、アスペリティ

図-3 勾配の異なる三角形歯形をもつ不連続面モデルのせん断強度⁷⁾

図-4 アスペリティのせん断破壊を考慮した不連続面の力学モデルに関する体積膨脹率とせん断面面積比 a_s の定義⁹⁾

の破壊を生じ、みかけの粘着力 C_0 をもつ第二式の関係を満足する。そして、 ϕ_0 は材料自身の残留せん断強度に関する摩擦角 ϕ_r とほぼ等しくその差は $\pm 1\%$ 程度であることを報告している。Einstein ら⁷⁾は、Patton の考察は規則波形をもつ不連続面に関するものであり、実際の不規則な波形をもつ場合のせん断強度とは異なることを現象面から考察している。一方、Ladanyi and Archambault⁹⁾は、Rowe らがエネルギー的考察から導いたせん断強度の他に凸部のせん断破壊面の抵抗成分が存在するとした。そして、規則的な波形をもつ不連続面のせん断に関する進行性破壊を扱った。彼らは、不連続面の全アスペリティのせん断面（法線ベクトルがせん断力に直交する平面）への投影面積 A のうち、 A_s で与えられる投影面積分のアスペリティのみがせん断破壊し、残りの $(A-A_s)$ 部分のアスペリティではすべり破壊が生じるとして、全せん断抵抗力 S を次式で与えた（図-4）。

$$S = (S_1 + S_2 + S_3)(1 - a_s) + S_4 a_s \quad (5)$$

ここに、

a_s : A_s/A (せん断面積比)

$S_1 \sim S_3$: Rowe によって与えられたせん断抵抗成分

S_1 : $N\dot{v}$ ($\dot{v} = dy/dx$)、ダイラタンシーに伴う垂直力 N になす仕事成分

S_2 : $S\dot{v} \tan \phi_r$ 、ダイラタンシーによるアスペリティ接触面の摩擦抵抗になされた付加的内部仕事成分

S_3 : $N \tan \phi_r$ 、ダイラタンシーのない場合のアスペリティ接触面の摩擦抵抗になされた内部仕事成分

S_4 : $AK + N \tan \phi_0$ 、全てのアスペリティがせん断破壊した時のせん断抵抗成分であり、 K 、 ϕ_0 は母材の粘着力および内部摩擦角であるしたがって、進行性破壊を伴う不連続面の平均的なみかけのせん断抵抗 τ は、式 (5) を面積 A で割って次式で表せる。

$$\tau = \frac{S}{A} = \frac{\sigma_n(1 - a_s)(\dot{v} + \tan \phi_r) + a_s(\sigma_n \tan \phi_0 + K)}{1 - (1 - a_s)\dot{v} \tan \phi_r} \quad (6)$$

しかしながら、上式の K 、 ϕ_0 の実験的決定の困難さおよび、 $\tau \sim \sigma_n$ 関係が実際には直線関係にないことから、Fairhurst¹²⁾の放物線形破壊基準を用いた修正がなされた。

$$\tau = \frac{\sigma_n(1 - a_s)(\dot{v} + \tan \phi_r) + a_s \sigma_c \left(\frac{m-1}{n} \right) \left(1 + n \frac{\sigma_n}{\sigma_c} \right)^{1/2}}{1 - (1 - a_s)\dot{v} \tan \phi_r} \quad (7)$$

ここに、

$$n = \frac{\sigma_o}{-\sigma_t}$$

$$m = \sqrt{n+1}$$

σ_t (σ_o): 材料の一軸引張（圧縮）強度

上記の議論は、不連続面が確実に閉じ、完全な噛合いを保っている場合の検討であるが、図-5 (a) のように、噛合いが開いた状態では、実質的な接触面が減少することを考慮する必要を生じた。このため、Ladanyi らは、実質的なせん断力 τ' と垂直応力 σ'_n の増加を噛合度 η により、

$$\tau' = \frac{\tau}{\eta}, \quad \sigma'_n = \frac{\sigma_n}{\eta}$$

ここに、

$$\eta = \left(1 - \frac{DX}{DL} \right)$$

DX , DL : 図-5 (a) 参照

で定義することにより、式 (6)、(7) を次式のように修正した。

式 (6) の直線形に対して（図-5 (b)）、

$$\tau = \frac{\sigma_n(1 - a_s)(\dot{v} + \tan \phi_r) + a_s(\sigma_n \tan \phi_0 + \eta K)}{1 - (1 - a_s)\dot{v} \tan \phi_r} \quad (8)$$

式 (7) の放物線形に対して（図-5 (c)）、

$$\tau = \frac{\sigma_n(1 - a_s)(\dot{v} + \tan \phi_r) + \eta a_s \sigma_c \left(\frac{m-1}{n} \right) \left(1 + \frac{n \sigma_n}{\eta \sigma_c} \right)^{1/2}}{1 - (1 - a_s)\dot{v} \tan \phi_r} \quad (9)$$

さらに、彼らは上式中のパラメータ a_s 、 $\dot{v}$ が不連続面の凹凸波形に無関係であることを実験的に確認し、 a_s 、 $\dot{v}$ について次の近似式を与えたが、 η についてはなんら言及していない。

$$\left. \begin{aligned} a_s &\cong K_3 \left(\frac{\sigma_n}{\eta \sigma_T} \right)^{K_1} \\ \dot{v} &\cong \left(1 - \frac{\sigma_n}{\eta \sigma_T} \right)^{K_2} \tan i \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

ここに、 σ_T : $a_s=1$, $\dot{v}=0$ の時の過渡点垂直応力（図-5 (c)）でありアスペリティが全てせん断され不連続面の凹凸がなくなった状態を示している。

K_1 , K_2 , K_3 : 定数で、 $K_1 \cong 3/2$, $K_2 \cong 4$, $K_3 \cong 1$

また、Barton and Choubey⁸⁾は、強度の異なる種々の材料を用いて、種々の粗さ（波形）をもつ不連続面を作成し、せん断実験を行うことにより次式を提案している。

図-5 アスベリティの噛合度と不連続面のせん断強度の関係

$$\tau = \sigma_n \tan \left[\text{JRC} \log_{10} \left(\frac{\text{JCS}}{\sigma_n} \right) + \phi_r \right], \quad \sigma_n < \text{JCS} \quad (11)$$

または,

$$\tau = \sigma_n \tan (i + \phi_r) \quad (12)$$

ただし,

$$i: \text{JRC} \log_{10} \left(\frac{\text{JSC}}{\sigma_n} \right)$$

ϕ_r : 残留摩擦角

JSC: 不連続面の圧縮強度で、母材の一軸圧縮強度にほぼ等しい

JRC: 不連続面のラフネス係数 ($0 < \text{JRC} < 20$)

ここで Barton ら^{24), 25), 26)} はせん断強度、せん断剛性、垂直剛性と JRC との関係について寸法効果も含め詳細な考察を行っており、岩盤不連続面の力学的特性を知ろうと有効であるが、母材のせん断破壊の可能性を考慮せず、Ladanyi らの進行性破壊を伴うような破壊モ

ードに対しては適用できない。

2. 不連続面の強度・変形特性に関する実験的考察

解析しようとする岩盤構造体内に、構造物スケールの不連続面を含む場合、このような大規模不連続面のせん断特性が、構造物の力学応答に大きな影響を及ぼす。一般に、これらの不連続面表面は不規則な波形を有しており、このラフネスが不連続面のせん断特性を大きく支配することは前節で述べた通りである。本節では、筆者らがこれまでに実施してきた実験結果^{13)~18)}に基づいて、ラフネスが不連続面のせん断強度や変形特性に与える影響について考察する。

2.1 実験装置と使用材料

図-6 は三方向独立制御の三軸圧縮、あるいは二軸、一軸圧縮試験機であり、さらに、図-7 に示すようにせん断箱を図-6 の載荷装置内に設置することにより、直接せん断試験も可能となっている。ここで平面ひずみ状

図-6 三軸独立載荷装置の詳細

図-7 三軸独立載荷装置内に設置された直接せん断試験装置

態を実現するために供試体の厚さ方向を剛な板で拘束している。

供試体寸法は、高さ 20×幅 10×厚 5 cm の直方体であるが、使用材料は、試験機の載荷能力から、石膏を用

いた。供試体の作成方法は、石膏と水を 1:1.6 の割合で混練りしたものを剛性型枠内に流し込み、24 時間後に脱型し、温度 20°C、湿度 50% 一定で 27 日間養生した。試験に使用した供試体は、一軸圧縮強度が $\sigma_{27} =$

14.0±1.0 MPa を満足する同一バッチで制作されたものを採用し、これを満足しないバッチで制作されたものはバッチ単位で全て廃棄された。

2.2 不連続面の直接せん断試験結果と考察

本節では、不連続面の直接せん断試験結果から、不連続面自体の強度・変形特性について考察してみる。

本実験は 表-1 に示すタイプのせん断試験機を用いている (供試体寸法: 高さ 10×幅 10×厚さ 5 cm)。ここで 図-7 に示されるせん断試験機と同様、平面ひずみ状態の実験を実現するため供試体の厚さ方向を剛な板で拘束している。ここでせん断試験は、不連続面をもたない母材に関するものと、スムーズな不連続面をもつ A タイプ ($i=0$) から最もラフネスの大きい不連続面の F タイプ ($i=45^\circ$) まで 6 タイプであり、それぞれ拘束圧を 0~9.6 MPa まで変えた直接せん断試験を行っている。

図-8 (a) は不連続面を含まない母材そのものの試験

表-1 不連続面の直接せん断試験条件

Type	i (deg.)	h (mm)	σ_n (Mpa)	Direct shear test models
Intact material	-	-	0	
			1.2	
			2.4	
			4.8	
			7.2	
			9.6	
A B C D E F	0 8 11 15 30 45	0 1 1.5 2 4 7.5	0.6	
			1.2	
			2.4	
			3.6	
			4.8	
			6.0	
			7.2	
			9.6

図-8 表-1 の直接せん断試験結果

結果であり、拘束圧がかなり高くなっても供試体はクラックの発生による急激な強度低下を伴う不安定な破壊性状を示す。一方、平らな不連続面 (Aタイプ) に関する変形特性は、図-8 (b) に示すように、低拘束圧下でも完全弾塑性的であり安定した破壊性状を示している。また、図-8 (c) は、Fタイプ ($i=45^\circ$) の不連続面の試験結果であり、ピーク強度後においてアスペリティの進行性破壊と見られる軟化現象を示す。

図-9 は上記 3 タイプの試験結果から、ピーク強度と残留強度を拘束圧 σ_n によって整理したものである。ここで残留強度については試験機の都合上せん断変位が 5~6 mm 時点でのせん断強度とした。本実験によると最もラフネスの大きい F タイプの不連続面のピークせん

図-9 直接せん断試験結果 (図-8) のピーク強度と残留強度

断強度と残留強度は、前者が母材の残留強度に、後者が平らな不連続面のピーク強度（Aタイプの場合はピーク強度と残留強度はほぼ等しい）にほぼ近い結果を与えている。これより任意波形を有する不連続面のせん断強度は平らなジョイント面のせん断強度と母材の残留強度との間に入ると考えられる。またFタイプのピーク荷重強度とAタイプの強度の交点（図中B点）における垂直応力（ σ_B とする）は母材のピーク強度と残留強度の交点（A点）より小さくなっているがAタイプの τ - σ 曲線はB点近傍から折れ曲っており、母材の τ - σ 曲線とA点で交差するといえよう。ここでA点に対応する垂直応力 σ_n が式（10）で定義された σ_T に対応することになる。ただし $\sigma_A > \sigma_B$ の領域についてはさらに詳細な検討が必要と考えられる。

3. 不規則波形を有する不連続面のせん断強度に関する考察

不連続面のせん断強度は、不連続面表面のアスペリティにより大きく異なる。そして、その影響程度は、アスペリティの幾何学形状、すなわち、アスペリティの波形により左右される。Bartonら^{5),6),8)}は、不連続面のアスペリティがせん断されないような拘束圧の低い範囲に対する岩盤不連続面の強度・変形特性を JRC (Joint Roughness Coefficient) および JCS (Joint Wall Compressive Strength) を指標として評価している。これに対し、Ladanyiら⁹⁾は、不連続面のアスペリティのせん断破壊を考慮した進行性破壊に関するせん断強度式を提案した。しかしながら、Bartonらの研究はアスペリティの波形の不規則性は考慮しているものの、アスペリティのせん断破壊に伴う進行性破壊について明確な概念を与えていない。また、Ladanyiらの研究は、一定の高さと勾配をもつ規則的な波形を有する理想化された不連続面を対象としており、任意の不規則波形をもった実際の不連続面のせん断強度の推定に対し、どのように利用すべきか明らかではない。

筆者らは、アスペリティが任意の不規則な波形を示す場合について、これを規則波形に変換し、Ladanyiらの式（9）により不連続面のせん断強度を推定する方法を検討する。また、必要なパラメータを実験的にどのように決定するかについても検討を加える。

3.1 不規則波形を規則波形へ変換する手法の提案

実際の不連続面のアスペリティは不規則な波形を形成しているのが通常である。このような不規則な波形の幾何学的な噛合いが、せん断変形により変化する様子を詳細に反映した理論を構築することは困難であり、また可

能であったとしても、実用面での一般性を失うことになりかねない。すなわち、実際面においては個々の不連続面の波形全てを正確に計測することではなく、幾つかの不連続面のサンプル波形等から統計的处理により、岩盤中の不連続面のせん断強度を特徴付ける平均的な幾何学量を推定し、せん断強度を予測・決定する方法が現実的である。したがって、不連続面の不規則な波形を等価なせん断強度を与える規則波形に変換する手法を明らかにすることが重要と考え、以下で検討することにする。

進行性破壊を考えた規則波形（一定の形状・寸法をもつ3角形波）に対するせん断強度は式（9）によって表された。ここで、波形に関係する量は i_0 と η であり、これらの量は、せん断変位を受ける前の初期状態で次のように定義される。

$$\left. \begin{aligned} i_0 &= \tan i_0 \\ \eta &= \left(1 - \frac{\Delta X_0}{\Delta L_0} \right) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

したがって、せん断変形を受ける直前の規則波形はアスペリティの初期の勾配 i_0 と波長 $\lambda_0 (=2\Delta L_0)$ によって表されるが、これら2つの量を適当に選ぶことにより、任意の不規則波形を等価なせん断強度を与える規則波形に変換することを考える。

Bartonらの提案による JRC は、不規則な波形からなる不連続面表面のラフネスの幾何学的性質を特徴づけるパラメータであり、かつ、不連続面の力学的特性と結びつく量であることが認められている。しかしながら、この JRC の評価方法は、Bartonらによって与えられた基準波形と評価の対象となる不連続面表面の波形を比較感によって決定しており、測定者の主観による誤差の大きいことが指摘されてきた。Tse and Cruden¹⁰⁾は JRC の評価の主観性を排除するために、機械工学の分野において、金属表面の仕上程度あるいは仕上工具表面のラフネスを測定するために用いられている表面波形の種々の統計量を検討し、下式に示す統計量 Z_2 が JRC と最も良い相関性のあることを見出した。

$$Z_2 = \sqrt{\frac{1}{L} \int_0^L \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 dx} \quad (14)$$

ここに、 L は不連続面の長さであり、 y は、図-10に示すように、波形の中心線に沿った x 軸から測った波の高さを示す。したがって、波形の幾何学的な統計量を表す Z_2 は、波形の勾配の2乗平均の平方根を意味する。彼らは、この Z_2 と Bartonらが用いた基本波形の JRC との間には、相関係数 $R=0.986$ で、

$$JRC = 32.2 + 32.47 \log Z_2 \quad (15)$$

の関係のあることを示し、さらに、分散分析による検定

図-10 不連続面の波形の測定

の結果, JRC と Z_2 の間には, 有意水準 0.1% で十分相関が認められることを確認した。

Krahn and Morgenstern²⁰⁾ は, Tse らと同様な種々の幾何学的な統計量と不連続面のせん断強度の関係を検討することにより, Z_2 が最も良くせん断強度を表現しえるとしている。また, Dight and Chiu²¹⁾ は実際の不連続面を測定して得られた波形の自己相関関数とスペクトル密度関数を用いて, 不規則波形を規則波形の組合せとして表現し, 式 (9) の利用を試みた。

一方, 著者²²⁾らは, JRC が Z_2 のみの関数として簡単に式 (15) で表すことができ, しかも不連続面のピークせん断強度は JRC のみ (母材強度等は一定として) によって表せる (式 (11)) という二点に着目し, 不規則波形を規則波形に置き換えることの出来ることを示した。せん断変位により不連続面表面のラフネスが破壊されない範囲において, 規則波形のアスペリティの勾配 i_0 は式 (14) の Z_2 に等しく,

$$Z_2 = \tan i_0 \quad (16)$$

となる。また, 不連続面のせん断強度は, せん断により波形が乱されない範囲において, 式 (15) によって計算される JRC を用いて, 式 (11) より推定される。一方, 式 (11) は, 任意の波形に対して適用可能であるから, 不規則波形はもちろんのこと任意波形の特別な場合としての規則波形に対しても適用可能である。したがって, 不規則波形に対する式 (14) の Z_2 と規則波形に対する式 (16) の Z_2 の同じ値に対し, 式 (11) は等しいせん断強度を与えることになる。

以上の類推から, 不規則波形の Z_2 を式 (14) を用いて計算し, この Z_2 を式 (16) に代入し i_0 を求めれば, 等価な規則波形としてのアスペリティの勾配が決定される。さらに, 規則波形を決定するためにはアスペリティの底辺長 ΔL を決定しなければならない。

不連続面のせん断強度を規定する幾何学量はアスペリティの勾配の他に, 個々のアスペリティの大きさが重要

な因子である。そこで, 不規則波形のスペクトル密度から得られる波形の卓越周波数を求め, これによって決定される波長 λ_0 が, 不連続面のせん断強度を支配するものと考えことにし, 規則波形のアスペリティの底辺長を次式で決定する。

$$2 \cdot \Delta L_0 = \lambda_0 \quad (17)$$

以上の考察から, 不規則波形を式 (14), (16), (17) を用いて規則波形に変換することにより, 不規則波形をもつ不連続面のせん断強度式として, 規則波形に対して導かれた式 (9) を適用できる。ただし, 複数の卓越周波数をもつ不規則波形については, それぞれの卓越周波数に対応するアスペリティの底辺長をどの程度まで考慮すべきか, またその場合の規則波形への変換方法について今後の検討を要する。

次に, 上記で議論した方法が不規則波形をもつ不連続面のせん断強度を十分表現しえるかについて, 実験的に考察することにする。供試体寸法は幅 10 cm × 厚さ 5 cm × 高さ 20 cm とし, 図-7 に示すせん断箱を用いた。また, 不連続面のラフネスの波形は, 図-11 (a) に示すような Dight and Chiu²¹⁾ によって行われたせん断試験供試体の波形と同一のものを使用した。この不規則波形に対し, 式 (14) から計算される Z_2 の値は,

$$Z_2 = \sqrt{\frac{1}{L} \sum_{i=1}^n \left(\frac{\Delta y_i}{\Delta x_i} \right)^2 \Delta x_i} = 0.3699$$

ただし, 上式の値は, $L=200$ mm, 波形のきざみ間隔 $\Delta x=1$ mm, $n=200$ として計算された。この Z_2 の値より, 式 (16) により計算される規則波形のアスペリティの勾配 i_0 は,

$$i_0 = \tan^{-1} 0.3699 = 20.3^\circ$$

を得る。また, 図-11 (a) の不規則波形のスペクトル密度を計算した結果を図-12 に示す。この図より卓越周波数は 0.025 となり, 規則波形の波長 (アスペリティの底辺長) は 40 mm とした。なお, 図-11 (b) に変換され

(a) Irregular joint surface

(b) Regular joint surface

図-11 不規則波形の規則波形への変換

図-12 不規則波形 (図-11 (a)) のスペクトル密度

た規則波形を示す。

直接せん断試験が、図-11 に示す不規則波形と、これを変換した規則波形をもつ不連続面に対し、それぞれ6種類の垂直方向拘束圧 (0.6, 1.2, 2.4, 4.8, 7.2, 9.6 MPa) 下で実施された。実験から得られたせん断応力～せん断変位曲線は、不規則波形に対し 図-13 (a) に、規則波形に対し 図-13 (b) に示す結果を得た。

(a) Irregular joint surface Fig. 11(a)

(b) Regular joint surface Fig. 11(b)

図-13 不規則波形と規則波形をもつ不連続面 (図-11) の直接せん断試験結果

両図を比較すると、両波形によって得られるせん断応力～変位量曲線はほぼ一致していると言える。図-14 は図-13 の実験結果をピーク強度について、拘束圧 σ_n で整理したものである。なお、参考のため図中には1つの供試体の繰返し載荷試験 (拘束圧一定でせん断載荷後、拘束圧除荷を繰返す試験¹⁴⁾) より得られたピーク強度と残留強度を実線および破線で並記してある。ただし繰返し載荷試験によりピーク強度残留強度を求める方法についてはまだ多くの問題点がある (特にラフネスが大きい場合の誤差が大きい) ので今後さらに検討する必要がある。同図より、規則波形に変換した不連続面のピークせん断強度は、変換前の不規則波形の不連続面に対するそれをかなり良く説明していることが解る (図-15)。また、図-16 は両波形からなるラフネスをもつ不連続面の繰返し載荷試験後 (最終変位量 $u=10$ mm) のせん断破壊面の形状を示したものであり、両者が非常に酷似していることから、上記に述べたせん断強度の一致の一つの裏付けと見ることもできる。なお、これら両破壊面の波形の測定結果から計算された式 (14), (15), (16) の値は、不規則波形の供試体で、 $Z_2=0.23$, $JRC=11.2$, $i_r=12.7^\circ$, 規則波形の供試体で、 $Z_2=0.24$, $JRC=12.3$, $i_r=13.7^\circ$ とほぼ一致している。次に、両波形に対する不連続面のせん断変形特性について若干の考察を加えることにする。図-17 は、図-13 の実験結果から得られた

図-14 不規則波形と規則波形をもつ不連続面 (図-11) のせん断強度と拘束圧の関係

図-15 不規則波形と規則波形をもつ不連続面 (図-11) のせん断強度の比較

初期せん断剛性 k_s と拘束圧 σ_n , および垂直方向変位量 v と拘束圧 σ_n の関係を示したものである。変換後の規則波形からなる不連続面の剛性に関する $k_s \sim \sigma_n$ 関係, ダイラタンシー特注に関する $v \sim \sigma_n$ 関係は, それぞれ変換前の不規則波形のそれと良好な対応を示してい

図-16 不規則波形と規則波形をもつ不連続面 (図-11) のせん断破壊後の形状比較

る。以上述べてきたことから, 実際の不連続面に見られる任意の不規則波形は, 力学的に等価なせん断特性を示す規則波形に変換することがある程度可能であると考ええる。しかし, この変換された規則波形は式 (15) により JRC に関連しており, Barton らはこの JRC と力学的な諸量との関係を寸法効果を含めて詳細に検討している^{24), 25), 26)}。たとえば初期垂直剛性 k_{ni} は次式で表わされる²⁶⁾。

$$k_{ni} = -7.15 + 1.75\text{JRC} + 0.02 \left(\frac{\text{JSC}}{a_j} \right)$$

$$a_j = \frac{\text{JRC}}{5} \left(0.2 \frac{\sigma_o}{\text{JSC}} - 0.1 \right)$$

ここで a_j は自重応力下における初期開口量であり, σ_o は岩石の一軸圧縮強度を表わす。このように不連続面の

図-17 不規則波形と規則波形をもつ不連続面 (図-11) の初期剛性とダイラタンシー特性の比較

力学量に対してはこの JRC との関連を用いて計算が可能であるが、これら力学量については今後共詳細な検討が必要とされよう。

3.2 せん断強度パラメータの決定に関する検討

前章では、実際に不連続面表面で観察されるようなラフネスの不規則波形を等価な強度・変形特性を与える規則的な三角波形に変換する方法について述べた。しかしながら、変換された規則波形と式 (9) とを用いて不連続面のせん断強度を決定するためには、さらに幾つかのパラメータを具体的に検討する必要がある。

式 (9) 中に含まれるパラメータのうち、 σ_c (母材の一軸圧縮強度)、 σ_t (母材の一軸引張強度)、 ϕ_r (母材の残留せん断強度に関する摩擦角) は、通常の材料試験によって直接求めることができ、またこれらの値から、

$$n = -\frac{\sigma_c}{\sigma_t}, \quad m = (n+1)^{1/2}$$

も計算できる。したがって、ここで検討しなければならない残されたパラメータは、 η , $\dot{v}$, a_s の三つである。著者らは、これまでに、これらのパラメータについて検討を加えて具体的な決定手法を示した²³⁾。

図-5 (a) で示したように、Ladanyi らは式 (9) のパラメータ η を、

$$\eta = 1 - \frac{\Delta X}{\Delta L}$$

で定義し、不連続面の初期の噛合度合を表現した。しか

図-18 アスベリティの接触面に沿ったすべり量を表す η の仮定

し、不連続面の進行性破壊を考える場合、 ΔX をせん断変位の増加に伴うアスベリティの接触面に沿ったすべりによるせん断方向のずれ量と考え、 η は ΔX の増加に伴い 1~0 の範囲で減少するパラメータと定義するほうが妥当で、かつ拡張性が高いものと思われる。したがって、このずれ量 ΔX は不連続面の変位や接触力の関数と考えられるが、ここでは、次式に示すように、せん断変位成分 u との一次的関係を仮定することとする (図-18)。

$$\eta = 1 - \frac{u - \alpha u_p}{\Delta L} \quad (18)$$

ここに、 α は 0~1 の範囲の値をとる定数であり、 u_p は拘束圧の関数であるピーク強度に対応するせん断変位成分であるが以下の理由により、ここでは $\alpha=1$ と仮定する。図-8 (c) にみられるように拘束圧 σ_n が 2.4 MPa よりも大きい場合にはピーク強度まではほぼ弾性的に変化する。これは主としてアスベリティの弾性変形によるものであり、ピーク強度後 σ_n が 6 MPa より小さいものについてはアスベリティ間のすべりの進行に伴い強度低下を生ずる。これに対し $\sigma_n=7.2 \text{ MPa}$ ではピーク強度でアスベリティがせん断破壊され完全弾塑性的な挙動を示す。しかし拘束圧の低い領域 $\sigma_n=0.6 \sim 1.2 \text{ MPa}$ においてはピーク強度までにアスベリティ間のす

図-19 アスベリティの傾斜角 $i=45^\circ$ に対するせん断強度の試験値と η ($\alpha=1$) との関係

べりがいくらか生じており $\alpha=1$ とおくことは必ずしも正しくないが $\sigma_n > 2.4 \text{ MPa}$ の領域においてはほぼ $\alpha=1$ と仮定することができよう。図-19 は、アスベリティの斜面勾配が $i=45^\circ$ の場合の直接せん断試験結果 (図-8 (c)) を上式の η を用いて、拘束圧 σ_n とせん断強度 τ の関係で整理したものである。ただし、図中の実験値は、 $\alpha=1$ と仮定した場合の $\eta=1.0, 0.8, 0.6, 0.4$ に対応する実験値をプロットしたものである。この図は、せん断強度の変化と式 (18) で定義される η との間にある関数関係が存在することをうかがわせる。そこで、もしこの関数関係が式 (9) によって表せるものと仮定すれば、式 (18) は、せん断強度を式 (9) で定義した場合におけるアスベリティの斜面でのすべりを表すパラメータと考えて良いであろう。

次に、ダイラタンシーを表す $\dot{v} (=dv/du)$ について考察するため、図-8 (c) の直接せん断試験で測定されたせん断面垂直方向変位量 v を $u - \alpha u_p$ (または η) で整理すると図-20 ($\alpha=1$) を得る。さらに、図-20 の各拘束圧に対応する曲線の勾配 $\dot{v}$ を求め整理したものが図-21 である。Ladanyi らは、この $\dot{v}$ について、

$$\dot{v} = \left(1 - \frac{\sigma_n}{\eta \sigma_T}\right)^{K_2} \tan i_0, \quad \text{ただし } 0 \leq \sigma_n \leq \sigma_T \quad (19)$$

なる実験式を与えたが、図-21 の実験事実が示すような負の $\dot{v}$ (コントラクタンシー) を表すことが出来ないという問題を生じる。そこで、本研究では、上式を修正した次式を用いることとする。

$$\dot{v} = \left(1 - \frac{\sigma_n}{\eta \sigma_T}\right)^{K_2} (\tan i_0 + \tan i_r) - \tan i_r \quad (20)$$

ただし、 i_0 は初期のアスベリティの角度を、 i_r は終局のダイラタンシー角度を表す。ここで、上式が実験結果を

図-20 アスベリティの傾斜角 $i=45^\circ$ に対するせん断面垂直方向変位量の試験値と η ($\alpha=1$) との関係

図-21 図-20 の $(u-u_p) \sim v$ 曲線の勾配 $\dot{v} (=dv/du)$ と式 (21) の比較

どの程度表現しうるのかについて検討しておくこととする。

$i_0=45^\circ$ の場合の図-8 (c) の直接せん断試験に対する σ_T および i_r は、図-9 より $\sigma_T=10.2 \text{ MPa}$ 、図-21 より $i_r=10^\circ$ であり、この値と式 (20) を用いて、図-21 の $\eta=1$ に対する $\dot{v}$ の実験値の近似曲線を求めると $k_2 \approx 4.42$ を得る。すなわち、図-8 (c) の直接せん断試験に対する式 (20) は、

$$\dot{v} = 1.176 \left(1 - \frac{\sigma_n}{10.2\eta}\right)^{4.42} - 0.176 \quad (21)$$

となる。上式で与えられる $\dot{v} \sim \sigma_n$ 曲線を実験値と比較するため、 $\eta=1.0, 0.8, 0.6, 0.4$ の各値について計算し、図-21 上に示した。この図から、式 (20) が、規則波形からなる不連続面のダイラタンシー特性をほぼ表現しているものと判断される。

最後に残されたパラメータ a_s については, Ladanyi らは次の実験式を示した。

$$a_s = K_3 \left(\frac{\sigma_n}{\eta \sigma_T} \right)^{K_1} \quad (22)$$

ここに, a_s はアスペリティがせん断されている割合を示すパラメータである。しかし, 実験時に, せん断変位の進行に伴うアスペリティのせん断面積 A_s ($a_s = A_s/A$) を測定することは不可能に近く, 実験定数 K_1, K_3 の決定も困難である。そこで, 図-19 の $\tau \sim \sigma_n$ 関係と式 (21) の $\dot{v}$ を用いて a_s を式 (9) により逆算して求めることにする (ただし, 実験より, $\phi_r = 39^\circ$, $\sigma_0 = 14.0$ MPa, $\sigma_t = 2.2$ MPa)。したがって, ここで求める a_s はアスペリティのせん断面積比という物理的意味に加えて, 式 (18), 式 (20) で仮定した $\eta, \dot{v}$ を式 (9) に適用する場合の修正係数としての性格も持つことになる。図-22 は上記の a_s の逆算値と, 式 (22) および下式によるこれら逆算値の近似曲線を示したものである。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_n > \sigma_0, \quad a_s &= K_3 \left\{ \frac{\sigma_n - \sigma_0}{\eta \sigma_T} \right\}^{K_1} \\ \sigma_n \leq \sigma_0, \quad a_s &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

ここに, σ_0 は $a_s = 0$ となるときの拘束圧 σ_n の値である。すなわち, 上式は, 拘束圧の低い領域での近似を改善するための式 (22) の修正式である。また, 図-22 に示すように, a_s の実験値 (逆算値) が低拘束圧下で負となり, a_s の物理的意味に矛盾することから, 式 (23) では $\sigma_n \leq \sigma_0$ に対し $a_s = 0$ とした。以上で, ラフネスをもつ不連続面の進行性破壊を考慮したせん断強度に関する式 (9) のパラメータ $\eta, \dot{v}, a_s$ が決定されたことになる。ここで, 式 (18), 式 (20), および式 (22) または式 (23) で仮定した $\eta, \dot{v}, a_s$ を用いて式 (9) のせん断強度を計算すると, 図-23 に示す結果を得る。明らかに, 式 (23) の修正式を用いる場合, Ladanyi らの実験式 (22) に比べ $\sigma_n > \sigma_0$ の領域で実験値をより良く表現しているが, $\sigma_n \leq \sigma_0$ の範囲では, 式 (22) と同様に実験値に比べかなり高い計算値を与えている。これは次のように考えられよう。

式 (9) において $\sigma_n \rightarrow 0$ の場合, a_s の物理的意味を考えれば, $\sigma_n \rightarrow 0$ において $a_s = 0$, また $\dot{v} = \tan i$ となり, これより

$$\tau = \sigma_n \tan(i + \phi_r) \quad (24)$$

となる。ここで初期のアスペリティ角度 $i = 45^\circ$ であるが図-19の実験結果をみると $i = 21^\circ$ となり理論値より相当小さくなる。これに対し 図-21 からわかるように $\sigma_n \rightarrow 0$ におけるダイラタンシー角度は $\tan^{-1} \dot{v} = 45^\circ$ となっており初期のアスペリティ角度にほぼ一致してい

図-22 アスペリティのせん断面積比 $a_s (=A_s/A)$ の式 (9) による逆算値とその近似曲線

図-23 せん断強度に関する試験値 ($i=45^\circ$) と理論値の比較

る。これは次のように考えられる。一面せん断実験の観察結果からアスペリティ角度 $i = 45^\circ$ の場合においては, 拘束圧 σ_n が小さい領域においても, せん断時に既にアスペリティの破損がみられ, このことからアスペリティが破損しないとして得られた式 (24) は満足されず 図-19 にみられるように $i = 21^\circ$ と修正されなければならない。ただしダイラタンシー角度についてはアスペリティが破損されてもそれ程影響なく $\sigma_n \rightarrow 0$ の領域において初期のアスペリティ角度に一致している。このことは初期のアスペリティ角度が小さい場合 (この場合には $\sigma_n \rightarrow 0$ の領域においてせん断時にアスペリティが破損されることはない) について考えれば明らかとなる。例えば, 図-24, 25 はアスペリティの勾配を $i = 15^\circ$ とした場合の $\dot{v}$ と a_s の実験値および式 (20), (23) の結果である。これらの $\dot{v}, a_s$ を用いて, 式 (9) から計算されるせん断強度は, 図-26 に示されるように低拘束圧領域においても実験値をよく説明して

図-24 アスペリティの傾斜角 $i=15^\circ$ に対する v

図-25 アスペリティの傾斜角 $i=15^\circ$ に対する a_s

図-26 アスペリティの傾斜角 $i=15^\circ$ に対するせん断強度の試験値と理論値の比較

いることがわかる。

これまでに述べられた不規則波形を有する岩盤不連続部のせん断強度式を求める手順を要約すれば下記のようになる。

- i) 規則波形に対するせん断強度式と不規則波形に対するせん断強度の関係; 式 (11) の JRC は式 (14),

(15) により不規則波形に対して得られる Z_2 と関係づけられる。この Z_2 は規則波形の場合式 (16)

$$Z_2 = \tan i_0 \quad (i_0: \text{アスペリティ角度})$$

で与えられる。式 (14)=式 (16) とおくことにより不規則波形に対して規則波形に換算したアスペリティ角度 i_0 が得られる。また不規則波形の卓越周波数から規則波形の波長 λ_0 を得ることができる (ただしここでは卓越周波数は1個とする。複数個の場合についてはさらに検討が必要である)。

- ii) せん断による噛合度の変化を考慮した規則波形に対するせん断強度 (式 (9)); 式 (9) 中の η についてはアスペリティ間のすべりを考慮した式 (18) を用いる。式 (9) 中のダイラタンシー角度 $\dot{v}$ に対しては式 (20) を用いるが K_2 は $n=1$ の場合について実験結果から定められる。 $\eta=1$ の場合に対して実験から $\tau-\sigma_n$ を求め、これと式 (20) における $\eta=1$ に対する $\dot{v}$ の値を式 (9) の中 ($n=1$) に代入し、これから a_s の値を逆算する (図-22)。そして任意の η に対する a_s に対して式 (23) を仮定する。 σ_0, K_1, K_2, K_3 は $\eta=1$ に対して定めるものとする。これにより式 (9) が任意の η の値に対して決定される。ただし、式 (20) 中の初期アスペリティ角度 i_0 については実験から得られる修正アスペリティ角度 (図-19 の $i_0=21^\circ$) を用いる。特にアスペリティ角度が大きい場合には修正した値を用いないと誤差が大きくなる。

このように不規則波形を規則波形に変換し、この規則波形を有する岩盤不連続部に対してせん断に伴う噛合度の変化を考慮したせん断強度式を得ることができた。ここで得られたせん断強度式は不連続面におけるせん断応力 τ 、垂直応力 σ_n の関係で与えられることから、剛体バネモデル (RBMS) を用いた解析に有効に適用でき、アスペリティを有する不連続面を含む岩質材料のひずみ軟化解析が可能となる¹⁸⁾。

本研究を実際の岩盤解析に適用する場合、まず第一に寸法効果が問題となろう。これに対しては Barton^{24), 25), 26)} が JRC との関連で詳細な検討を行っているが、これを進行性破壊の解析にも適用可能とするためにはさらに多くの検討が必要と思われる。

結 語

- 1) 不規則波形を有する岩盤不連続部のせん断強度式を求めるため、まず不規則波形 (ただし、アスペリティの卓越周波数が1個の場合) を規則波形に変換し、せん断強度、せん断剛性、ダイラタンシー特性

について比較的良好な相関を有することを明らかにした。

- 2) 規則波形を有する不連続部のせん断強度に対して Ladanyi らの提案式をせん断に伴う噛合度の変化を考慮したせん断強度式に拡張した。
- 3) 岩盤不連続部はラフネスの度合により強度、変形特性が著しく変化し、多くがピークせん断強度後著しい強度低下を示す。本研究において得たせん断強度式はこうした不連続性岩盤の進行性破壊解析の一步を目指すものであるが RBMS 解析との併用により一つの可能性が見受けられる。ただし本研究はこうした研究への第一歩と考えるべきであり実岩盤への適用性等については寸法効果を含めたより詳細な検討が必要である。これについては Barton らが JRC との関連において岩盤不連続部の力学量の検討を行っており、これを参考とすることができよう。

参 考 文 献

- 1) N. Rengers (1974): Friction Properties and Frictional Behavior of Rock Separation Planes, Rock Mechanics, L. Müller, Springer-Verlag, pp. 188-196.
- 2) N. Barton (1973): Review of a New Shear-Strength Criterion for Rock Joints, Engineering Geology, pp. 287-332.
- 3) F. D. Patton (1966): Multiple Modes of Shear Failure in Rock, Proc. of 1st Congress of ISRM, Vol. 1, Lisbon, pp. 509-513.
- 4) R. E. Goodman and J. Dubois (1972): Duplication of Dilatancy in Analysis of Jointed Rocks, Proc. ASCE, 98, SM4, pp. 399-422.
- 5) N. Barton (1971): A Relationship between Joint Roughness and Joint Shear Strength, Proc. Int. Symp. Rock Mech. Rock Fracture, Nancy, Paper 1-8.
- 6) N. Barton (1976): Rock Mechanics Review, The Shear Strength of Rock and Rock Joints, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 13, pp. 255-279.
- 7) R. D. Lama and V. S. Vutukuri (1978): Handbook on Mechanical Properties of Rocks (Testing Techniques and Results), Vol. IV, Trans. Tech. S.A., Switzerland, Chapter 10.
- 8) N. Barton and V. Choubey (1978): The Shear Strength of Rock Joints in Theory and Practice, Rock Mech., Vol. 10, pp. 1-54.
- 9) B. Ladanyi and G. Archambault (1970): Simulation of Shear Behaviour of Jointed Rock Mass, Proc. 11th Sympo. Rock Mech., pp. 105-125.
- 10) P. L. Newland and B. H. Allely (1957): Volume Changes in Drained Triaxial Test on Granular Materials, Geotechnique, Vol. 8, pp. 17-34.
- 11) P. W. Rowe, L. Barden and I. K. Lee (1964): Energy Components During the Triaxial Cell and Direct Shear Tests, Geotechnique, Vol. 14, No. 3, pp. 247-261.
- 12) C. Fairhurst (1964): On the Validity of the "Brazilian" Test for Brittle Materials, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 1, pp. 535-546.
- 13) 浜島良吉, バレリオ・グティエレス, 山下清明, 草深守人 (1984): ラフネスのあるジョイント面を有する岩盤の強度・変形特性, 第 6 回 岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp. 91-96.
- 14) 浜島良吉, バレリオ・グティエレス, 草深守人, 山下清明 (1985): ラフネスを有する岩盤不連続部のひずみ軟化特性, 第 20 回土質工学研究発表会講演集, pp. 929-930.
- 15) 浜島良吉, バレリオ・グティエレス, 山下清明, 草深守人 (1985): 岩盤不連続部の強度変形特性, 第 17 回 岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp. 31-35.
- 16) 浜島良吉, 山下清明, 草深守人, バレリオ・グティエレス (1985): 不連続性岩盤の解析, 第 17 回 岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp. 36-40.
- 17) 26) に同じ
- 18) 浜島良吉, 山下清明, 草深守人, バレリオ・グティエレス (1985): 不連続性岩盤のひずみ軟化解析, 第 20 回土質工学研究発表会講演集, pp. 939-942.
- 19) R. Tse and D. R. Cruden (1979): Estimating Joint Roughness Coefficients, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 16, pp. 303-307.
- 20) J. Krahn and N. R. Morgenstern (1979): The Ultimate Frictional Resistance of Rock Discontinuities, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 16, pp. 127-133.
- 21) P. M. Dight and H. K. Chiu (1981): Prediction of Shear Behaviour of Joints Using Profiles, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 18, pp. 369-386.
- 22) 浜島良吉, バレリオ・グティエレス, 山下清明, 草深守人 (1985): 岩盤不連続部の強度変形特性, 第 17 回 岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp. 31-35.
- 23) 浜島良吉, 山下清明, 草深守人, バレリオ・グティエレス (1985): 不連続性岩盤のひずみ軟化解析, 第 20 回土質工学研究発表会講演集, pp. 939-942.
- 24) N. Barton and S. Bandis (1980): Some Effects of Scale on the Shear Strength of Joints, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 17, pp. 69-73.
- 25) S. Bandis, A. C. Lumsden and N. Barton (1981):

Experimental Studies of Scale Effects on the Shear Behaviour of Rock Joints, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 18, pp. 1-21.

26) S. Bandis, A. C. Lumsden and N. Barton (1983): Fundamentals of Rock Joint Deformation, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 20, pp. 249-268.

(昭和 62 年 3 月 27 日受付, 昭和 62 年 7 月 31 日受理)