

# 摩擦とラフネスを考慮した 岩盤不連続面の一面せん断挙動のモデル化

岸田 潔<sup>1</sup>・津野 究<sup>2</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 京都大学助手 大学院工学研究科 (〒606-8501 京都市左京区吉田本町)

<sup>2</sup>正会員 工修 鉄道総合技術研究所 トンネル研究室 (〒185-8540 東京都国分寺市光町2-8-38)

岩盤不連続面の一面せん断挙動は、ラフネスをはじめとする多くのパラメータに支配されるため、その力学的挙動を統一的に把握するのが困難である。本研究では、岩盤不連続面のせん断挙動を支配する因子のうち、垂直拘束圧、材料強度、基礎摩擦角、不連続面の表面形状(ラフネス)に着目し一面せん断試験を行い、各種要因がせん断挙動に与える影響を考察した。また、これらの要因を考慮に入れ、せん断挙動が統一的に表現できるモデルを構築し、これを用いて一面せん断試験のシミュレーションを行った。シミュレーション結果と実験結果を比較することで、本モデルの妥当性を確認することができた。また、本モデルを用いることにより、せん断に伴うラフネス変化が予測できることを確認した。

**Key Words** : joint surface roughness, direct shear tests, friction, shear strength, dilatancy behavior, shear behavior modeling

## 1. はじめに

岩盤不連続面のせん断挙動に関する研究は、これまで、数多くの研究者により行われてきた。これらの中でも、Patton<sup>1)</sup>およびその研究を基礎とするLadanyi & Archambaults<sup>2)</sup>の研究とBarton<sup>3)</sup>, Barton & Choubey<sup>4)</sup>の研究は特に有名である。

Barton<sup>3)</sup>, Barton & Choubey<sup>4)</sup>は、北欧を中心とした褶曲や変成作用を強く受けた岩盤から供試体を取採し、比較的高い一軸圧縮強さを有する岩石供試体の不連続面の一面せん断試験を行った。これらのせん断試験の結果と表面強度から、次式に示すせん断強度式を提案している。

$$\tau_p = \sigma_n \cdot \tan \left[ JRC \cdot \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_b \right] \quad (1)$$

ただし、 $\tau_p$  : せん断強度

JCS : 材料強度を表す係数

$\phi_b$  : 基礎摩擦角

JRC : ジョイントの粗さを表す係数

$\sigma_n$  : 垂直拘束圧

式(1)において最も注目すべきことは、せん断強度式にラフネスの影響を表す JRC というパラメータを導入し、JRC 値とそれに対応する代表的なラフ

ネス形状を図示した点にある。JRC 値は、せん断試験の結果から逆解析的に求められるもので、Barton<sup>3)</sup>, Grimstad & Barton<sup>6)</sup>の提案するトンネル掘削のための岩盤の判定システムにも用いられ、岩盤不連続面の表面形状を評価する指標として非常に代表的なパラメータとして世界中に受け入れられてきた。JRC 値は、実際の不連続面を Barton の示す JRC の代表的な形状<sup>4)</sup>と比較することにより簡便に決定できるが、一方で、主観的な値となってしまうという欠点がある。

ラフネス形状の定量化に関してもさまざま研究が行われている。Tse & Cruden<sup>7)</sup>は、 $Z_2$  値という指標を定義しラフネスの定量化を行った。 $Z_2$  値は次式で計算できる。

$$Z_2 = \left[ \frac{1}{M-1} \sum_{i=1}^{M-1} \left( \frac{\Delta y}{\Delta x} \right)_i^2 \right]^{1/2} \quad (2)$$

ここで、 $\Delta x$  : 計測間隔

$\Delta y$  : ラフネスの標高の差

M : 一計測ラインの計測点数

そして、 $Z_2$  値と JRC 値の間には次式のような相関関係式があり、次式と式(1)を用いることにより、せん断強度が予測できるとしている。

Table 1 Material properties of the specimens

| Contents of Kaolin [%] | Uniaxial compressive strength $\sigma_c$ [MPa] | Tensile strength $\sigma_t$ [MPa] | Young's modulus $E$ [MPa] | Cohesion $c$ [MPa] | Internal friction angle | Basic friction angle $\phi_b$ |
|------------------------|------------------------------------------------|-----------------------------------|---------------------------|--------------------|-------------------------|-------------------------------|
| 0                      | 43.29                                          | 4.80                              | 14360                     | 7.20               | 53.1                    | 37.2                          |
| 50                     | 35.14                                          | 4.59                              | 10639                     | 6.43               | 50.6                    | 34.6                          |
| 100                    | 22.44                                          | 3.21                              | 7946                      | 4.36               | 49.7                    | 34.0                          |

$$JRC = 64.22Z_2 - 2.31 \quad (3)$$

また、谷本・岸田<sup>8)</sup>は、表面形状を離散化データとして計測し、MEMによる周波数解析を行い、得られたパワースペクトルからラフネスの振幅特性 ( $A_s$ ) と周波数特性 ( $f_G$ ) を表現する指標をもとめ、これら二つの指標を用いてラフネスの振幅特性および周波数特性を同時に示すパワースペクトルモーメント ( $M_s$ ) をラフネスの定量化指標として定義している。

$$M_s = A_s \times f_G \quad (4)$$

さらに、岸田・谷本<sup>9)</sup>は Barton & Choubey の示す代表的なラフネス形状<sup>4)</sup>より次式のような  $M_s$  値と  $JRC$  の関係を示し、式(1)を用いることでラフネス形状の離散化データから不連続面のせん断挙動の推定を行っている。

$$JRC = \frac{\ln\left(\frac{M_s \cdot 10^3}{1.117}\right)}{0.23} \quad (5)$$

以上をはじめとして、まずラフネスの定量化を行い、それを基にしたせん断強度の予測を目的とした研究が、数多く行われてきた。確かに、実際の現場で安全側の設計を目標とし、従来から行われている  $c$  および  $\phi$  を用いた設計基準の上では、ピーク時に着目しせん断強度を明確に評価できれば十分である。しかし、近年の岩盤構造物が大規模化し、また維持管理の重要性が叫ばれる中、時々刻々の岩盤の状態を把握する必要が出てきており、一面せん断挙動に関する研究についても、ピークのみならず軟化から残留に至る全てのせん断過程を議論する必要があると考える。したがって、ピークからひずみ軟化し残留状態に至るせん断過程全てを網羅し、かつ、せん断に寄与するパラメータを用いて明確にせん断挙動を予測できるモデルを構築する必要がある。

一方で、本来ラフネスとその他のパラメータは相

互に影響し複雑に絡み合っているため、ラフネスのみを取り出してせん断挙動を論じることはできないはずである。ピークから残留に至るせん断挙動の全過程を精度良く予測した研究は未だなく、せん断挙動が決定的に解明されないのは、不連続面全体のラフネスを1つのパラメータを用いて定量化することに固執しすぎ、ラフネスをその他のパラメータから切り離して考察しているためであると考えられる。

以上を踏まえて、本研究では、岩盤不連続面のせん断試験を実施し、過去の研究を含めてラフネスの定量化の有効性・妥当性を議論する。その上で、垂直拘束圧、材料強度、基礎摩擦角、3次元的に広がる不連続面の表面形状を入力すれば、せん断変位-ダイレーション関係およびせん断変位-せん断応力関係、さらには、せん断によるラフネスの削れまで予測できるような一面せん断挙動のモデルを構築する。

## 2. 一面せん断試験

### (1) 供試体とラフネスの計測

本研究では、モルタルで作製した不連続面の寸法が 12 cm×12 cm の供試体を用いて、滑らかな面の一面せん断試験および自然のラフネスを持つ面の一面せん断試験を行った。自然のラフネスを持つ面は、実際の岩盤不連続面に石膏を流し込んで型どりした3種類の不連続面を、シリコンゴムで型どりし、モルタルで複製した。この3種類の不連続面(ラフネス A, B, および C) の  $Z_2$  値<sup>7)</sup>を用いて計算した  $JRC$  値<sup>3)</sup>は、11.3, 15.4, および 8.6 である。算出は、せん断方向に沿ったラフネス形状の計測線毎に  $Z_2$  を求め、面全体の平均値を求めている。供試体作製には、早強ポルトランドセメントを使用し、細骨材にはケイ砂 6 号を使用した。そして、セメント・砂・水を 1 : 2 : 0.65 で配合したものにセメントに対する重量混合比が 0, 50, 100% のカオリンとカオリンの液性限界の 1.4 倍の水を混ぜることにより、3種類の一軸圧縮強さをもつ材料を用意した。供試体打設は恒温恒湿下で行い、不連続面に気泡が残ら

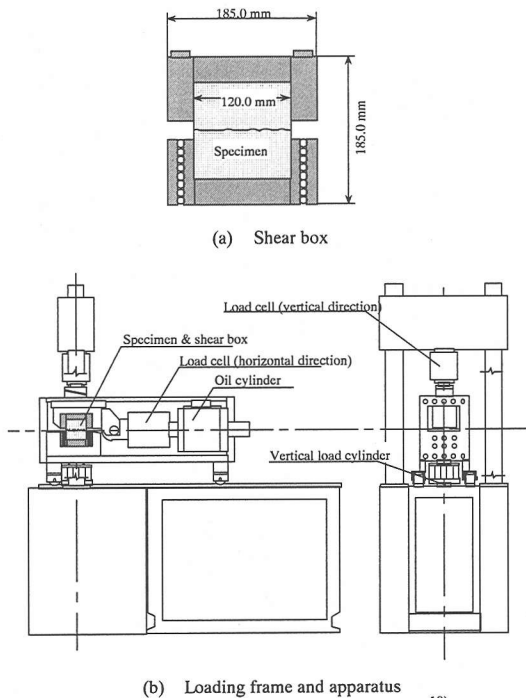


Fig. 1 Direct shear tester for rock joints<sup>10)</sup>

ないように注意を払った。また、下部供試体を用いて上部供試体のラフネスを型取りすることにより、かみ合わせが良くなるように工夫した。その後、恒温恒湿下で28日間水中養生させた。材令28日での一軸圧縮試験および割裂（ブラジリアン）試験により求められた材料物性をTable 1に示す。

ラフネスの計測は、非接触式変位計（最小スポット径0.05 mm, 測定範囲40.0 mm±5.0 mm, 分解能0.5 μm, LB-1000）を用いたセンサー部とX-Yロボット（MXY-series）によるコントローラ部で構成される3次元ラフネスプロファイラー<sup>10)</sup>を使用し、0.5 mm間隔で計測を行った。

## (2) 実験装置および実験パターン

一面せん断試験は、Fig. 1に示す一面せん断試験機<sup>10)</sup>を用いて行った。本試験機はフィードバック機構を有する完全閉ループ方式の電気、油圧サーボシステムで、パーソナルコンピュータにより载荷をコントロールしている。せん断箱は、取り換えて使用できるカセット方式で、あらかじめカセットを試験装置から外して供試体をセットする。せん断箱と負荷装置の間には、摩擦によるダイレタンス発生を防ぐため、ベアリングを介している。本試験では、せん断荷重、せん断変位、垂直荷重、垂直変位の4項目を計測しており、これらのデータは自動的にパーソナルコンピュータに収録される。垂直変位に関

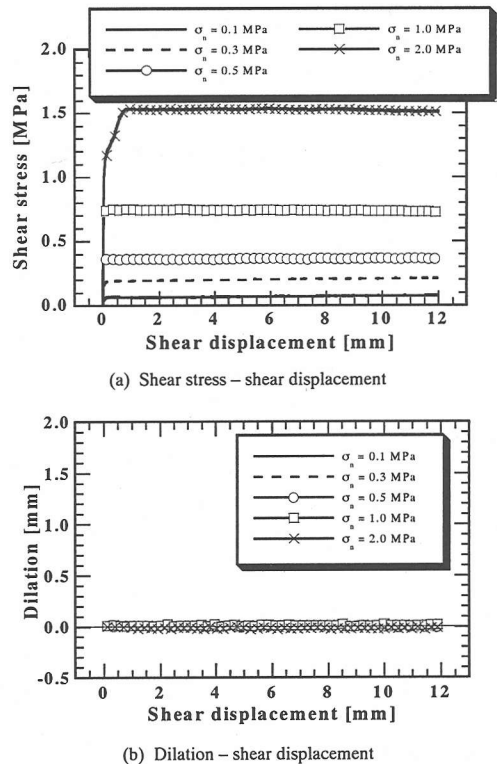


Fig. 2 Results of direct shear tests on the smooth rock joints

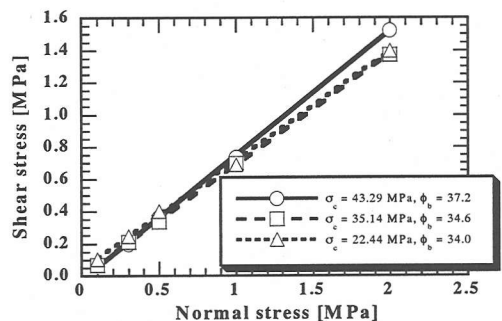
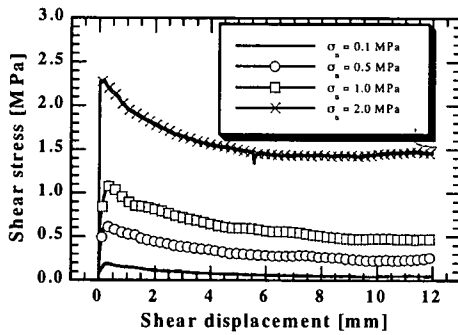


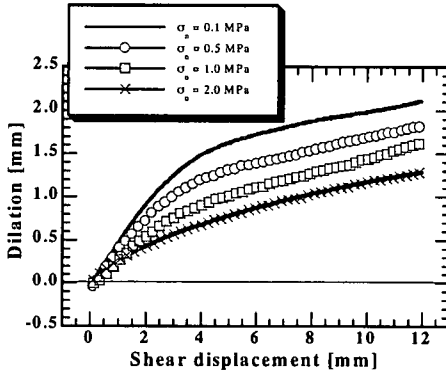
Fig. 3 Relationship between normal stress and shear stress through direct shear tests on smooth rock joints

しては、直接供試体の左右両方に変位計を取り付けて計測を行い、その平均値を垂直変位としている。

本研究では、(1)で述べた3種類の材料を用い、垂直拘束圧一定およびせん断速度0.2 mm/min.の条件下で、滑らかな面および自然のラフネスを持つ不連続面の一面せん断試験を行った。自然のラフネスを持つ不連続面の一面せん断試験については、各パターンにつき3個の供試体を用意し、最終せん断変位をピークせん断応力発現時、2 mm, 12 mmの3種類に設定してせん断を行うことにより、せん断が進むにつれラフネスが変化の様子を観察した。滑らかな不連続面を有する供試体の一面せん断試験の



(a) Shear stress – shear displacement



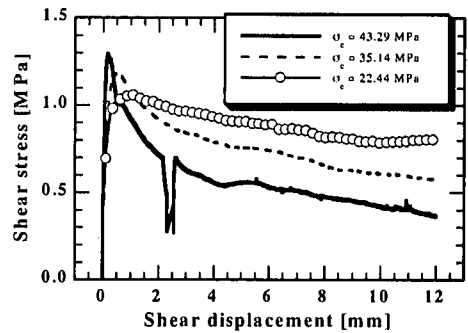
(b) Dilation – shear displacement

Fig.4 Results of direct shear tests on natural rock joints under conditions of identical roughness and material strength ( $\sigma_c = 35.14$  MPa, Roughness C)

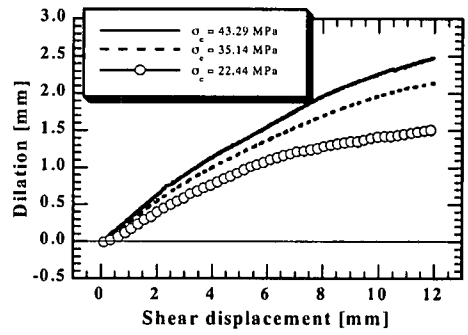
実験パターンは、材料強度 3 種類（一軸圧縮強さ  $\sigma_c = 43.29, 35.14, 22.44$  MPa）、垂直拘束圧 5 種類（ $\sigma_n = 0.1, 0.3, 0.5, 1.0, 2.0$  MPa）の計 15 パターン、せん断変位 12 mm まで実験を行った。自然のラフネスを有する供試体の一面せん断試験の実験パターンは、材料強度 3 種類（一軸圧縮強さ  $\sigma_c = 43.29, 35.14, 22.44$  MPa）、ラフネス形状 3 種類（ $JRC = 11.3, 15.4, 8.9$ ）、垂直拘束圧 4 種類（ $\sigma_n = 0.1, 0.5, 1.0, 2.0$  MPa）、せん断変位 3 種類（ピークまで、2 mm, 12 mm）の計 108 パターンである。

### (3) 滑らかな不連続面の実験結果

Fig.2 に、一軸圧縮強さが 43.29 MPa の材料で作製された供試体による滑らかな面の一面せん断試験結果を示す。Fig.2(a)より、せん断変位-せん断応力関係にピークは発現せず、立ちあがりの部分を除いてせん断応力が一定になることが確認できた。また、当然のことであるが、ダイレーションの発現は全く見られない (Fig.2(b))。これらの傾向は、材料強度を変化させても同じである。そこで、Fig.3 に示すように垂直拘束圧と一定となったせん断応力の関係をプロットし、線形近似した直線に Coulomb の



(a) Shear stress – shear displacement



(b) Dilation – shear displacement

Fig.5 Results of direct shear tests on natural rock joints considering the differences in material strength ( $\sigma_n = 1.0$  MPa, Roughness A)

破壊規準を適用して粘着力  $c$ 、摩擦角  $\phi$  を求めた。その結果、粘着力  $c = 0$  となることから、せん断応力  $\tau$  と垂直拘束圧  $\sigma_n$  の間には次式が成立する。

$$\tau = \sigma_n \tan \phi \quad (6)$$

このとき、 $\tan \phi$  は滑らかな面の摩擦係数  $\mu$  であるといえることから、滑らかな不連続面の一面せん断試験で求められる  $\phi$  を基礎摩擦角  $\phi_0$  とする。各材料の基礎摩擦角  $\phi_0$  を Table 1 に示す。

### (4) 自然のラフネスを有する不連続面の実験結果

つぎに、自然のラフネスを有する不連続面の一面せん断試験の結果の一例を Fig.4 に示す。Fig.4 は、ラフネス C ( $JRC = 8.9$ )、一軸圧縮強さ  $\sigma_c = 35.14$  MPa の供試体を用い、垂直拘束圧を変えてせん断変位 12 mm までせん断させた場合の結果である。これより、垂直拘束圧が大きいほどせん断応力は大きく (Fig.4(a))、ダイレーションは小さい (Fig.4(b)) ことが確認できる。

また、同じラフネスを有するが材料の異なる 3 種類の供試体を用い、垂直拘束圧を固定して、材料物

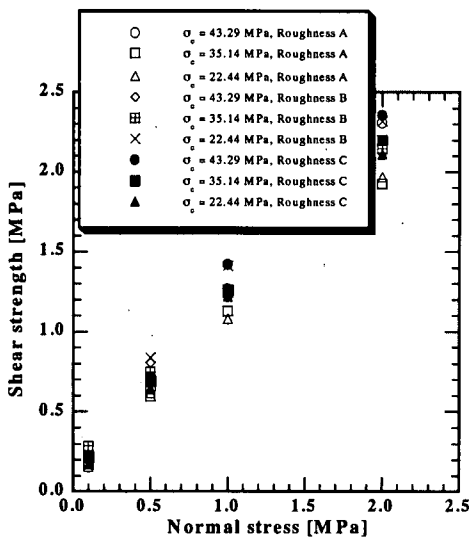


Fig.6 Relationship between normal stress and shear strength

性がせん断挙動に及ぼす影響を把握した。Fig.5は、ラフネス A ( $JRC = 11.3$ )、垂直拘束圧  $\sigma_n = 1.0$  MPa の条件下で 12 mm までせん断させた場合の結果である。これより、材料強度が大きいほどダイレーションが大きいことがわかる。せん断応力に関しては、材料強度が大きいほど、せん断強度は大きく、残留強度は小さくなる傾向がみられる。Fig.5(a)において、 $\sigma_c = 43.29$  MPa の供試体のピーク後の挙動で急激にせん断応力が変化しているが、これは計測上のノイズであり、実際にはスムーズに軟化しているものとする。

Tanimoto ら<sup>11)</sup>は、材料の一軸圧縮強さ  $\sigma_c$  を 28.0, 52.0, 100.0 MPa と変化させて、垂直拘束圧 1.0 MPa 以下で自然のラフネスを有する岩盤不連続面の一面せん断試験を行っている。それによると、ラフネス形状によっては材料強度が大きいほうがピークせん断強度が小さいケースも見られる。この結果は、本研究の結果と異なることになる。岩盤不連続面のせん断挙動は、不連続面全体で起こっている現象ではなく、ごく限られたラフネス (アスペリティ) のせん断破壊で支配されているものと考えられる。すなわち、せん断に寄与するラフネスの形状、拘束条件および材料強度の関係によっては、アスペリティを破壊せず乗り上げ、破壊したとしてもごく一部となり、材料強度の大きい供試体においてもせん断強度を発現しにくい条件があるものと考えられる。Fig.6 に示すように、本研究においても低拘束圧領域では必ずしも材料強度の大きい供試体が高いせん断強度を発現するとは限らない結果を示している。そこで、せん断過程においてどのようなアスペリテ

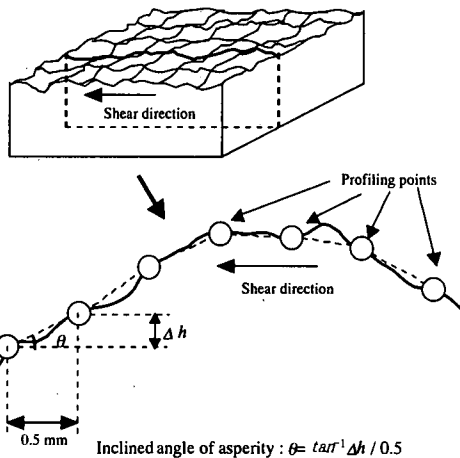


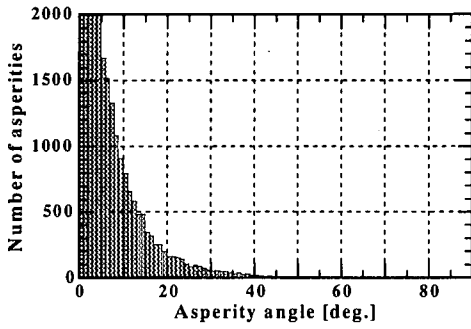
Fig.7 Inclined angle of asperity

ィが破壊されるのかを観察し、岩盤不連続面のせん断挙動を議論する必要がある。

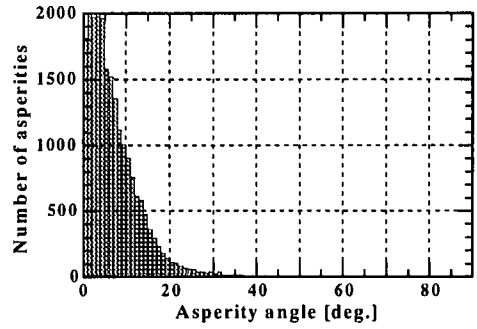
#### (5)せん断に伴うラフネスの削れ

0.5 mm 間隔で計測したラフネスデータを用い、全ての計測点間についてせん断方向に対する傾斜角 (Fig.7) を計算した。そして、正の傾斜角に関して、 $1^\circ$  間隔で傾斜角分布のヒストグラムを作成した。

一軸圧縮強さ  $\sigma_c = 35.14$  MPa、垂直拘束圧  $\sigma_n = 2.0$  MPa、ラフネス C ( $JRC = 8.9$ ) で 2 mm せん断させた場合についての結果を Fig.8 に示す。その結果、せん断前 (Fig.8(a)) とせん断後 (Fig.8(b)) のヒストグラムを比較しても、明確な違いが確認できない。そこで、せん断後の傾斜角分布のヒストグラムからせん断前のヒストグラムを引くことにより、せん断前後でのアスペリティの増減を調べた<sup>12), 13)</sup>。一軸圧縮強さ  $\sigma_c = 35.14$  MPa、垂直拘束圧  $\sigma_n = 2.0$  MPa、ラフネス C の場合の結果を Fig.9 に示す。Fig.9 は、それぞれの角度を持つアスペリティの数が、せん断によりどれだけ増加する (減少する) かを示している。マイナスの部分が、せん断により減少したアスペリティの数であり、せん断により削れたアスペリティの数を示している。これより、全計測点間 (56882 点) に比べマイナスの部分はごく一部であることから、傾斜角が変化 (削れる) アスペリティは、全計測点に比べごく一部であることが確認できる。Fig.9(a)では、全体から見て少数のアスペリティ角の変化した頻度が示されている。ここでは、もともとわずかし存在しない  $40$  度以上の角度を持

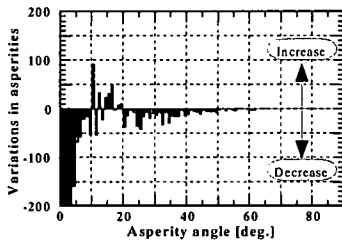


(a) Before shear tests

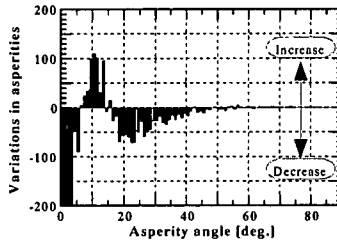


(b) After shear test

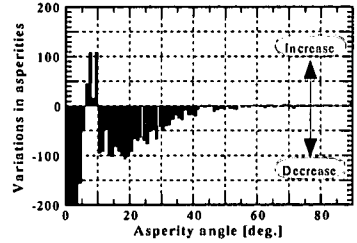
Fig.8 Distribution of asperity angle on natural rock joint



(a) Peak



(b) Shear displacement : 2 mm



(c) Shear displacement : 12 mm

Fig.9 Variations in asperities under the shear process

つアスペリティの変化が確認できる。40度以上の角度を持つアスペリティの変化はせん断の進行に伴って増加することはない (Fig.9(b), (c))。代わりに、角度の小さいアスペリティの変化量が增大してくる。以上から、角度の大きいアスペリティから削れはじめ、せん断が進むにつれて角度の小さいアスペリティに削れが移行していく様子も確認できる。岩盤不連続面のせん断挙動は、ごく一部のラフネスが削れることによりせん断応力が発生し、ピークせん断強度の発生には角度の大きなアスペリティが寄与しているものと考えられる。その後は、角度の小さなアスペリティを削りながら残留状態へ移行する。

### 3. ラフネスの定量化指標の適用性

1. で述べたように、岩盤不連続面のラフネスを評価する手法としては、Barton の提案した  $JRC$  値が代表的である。本章では、 $JRC$  値との相関性が示されている  $Z_2$  値<sup>7)</sup> および  $M_s$  値<sup>8), 9)</sup> を用いてラフネスの定量化を行う。そして、 $JRC$  値を Barton のせん断強度式 (式(1)) に代入することにより、せん断強度を予測する。この結果と一面せん断試験結果を比較することにより、ラフネスの評価指数としての  $JRC$  値の有効性について検討を行う。さらに、 $Z_2$  値および  $M_s$  値を用いて換算された  $JRC$  値により、

せん断中のラフネスの変化を検討する。

なお、ここでの議論は 2. で説明した実験で用いた供試体だけでなく、坂上<sup>14)</sup>、藤崎<sup>15)</sup> が行った実験結果を含めて議論を行う。これらの実験は、不連続面の寸法が  $42 \times 42$  mm の角柱供試体を一面せん断試験機 (DAT-176) でせん断変位 4 あるいは 5 mm までせん断させている。供試体に用いられたセメントは、ジェットセメントまたはデンシットバインダーである。供試体の配合および材料物性を Table 2 に示す。なお、Table 2 の "Sand type" 内で示す割合は、数種類の砂をブレンドした割合である。

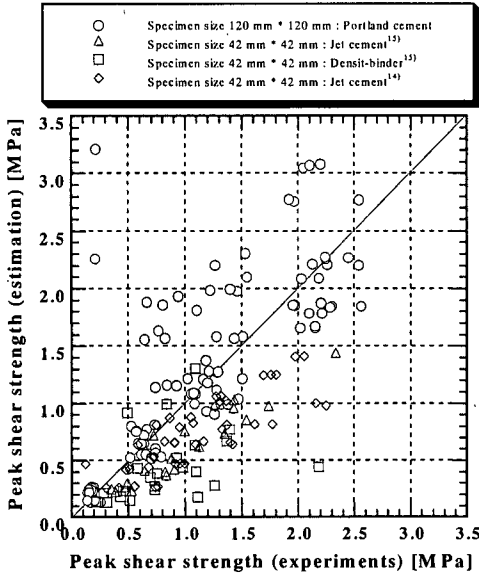
#### (1) $M_s$ 値を用いたせん断強度の推定

$JRC$  値は、せん断前のラフネスの計測結果から  $M_s$  値を求め、式(5)に示す  $M_s$  値と  $JRC$  値の関係式を用いることにより計算できる。そして、式(1)に示す Barton のせん断強度式に  $JRC$  値を代入することにより、せん断強度が推定できる。ここでは、 $M_s$  値を用いたせん断強度の推定結果を示す。なお、 $JCS$  の値は、Barton の示すとおり一軸圧縮強さの  $1/4$  の値を用いた<sup>3)</sup>。

Fig.10 に実験と推定によるせん断強度のプロットを示す。42 mm  $\times$  42 mm の供試体では、一般的に推定値が実験値よりも小さい傾向にある。推定値が実験値の  $2$  分の  $1$  以下になるようなケースもあり、推定の精度が十分でない。また、120 mm  $\times$  120 mm の

**Table 2** Combination ratio of cement, sand, and water, and the uniaxial compressive strength ( $\sigma_c$ ) and basic friction angles ( $\phi_b$ )

| Specimen                | Cement type   | Sand type                                                                                                    | Cement : Sand : Water | $\sigma_c$ (28th day) | $\phi_b$ |
|-------------------------|---------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------------------|-----------------------|----------|
| Sakaue <sup>14)</sup>   | Jet cement    | Silica sand no. 6                                                                                            | 1 : 1 : 0.375         | 52.0 MPa              | 38.0     |
| Fujisaki <sup>15)</sup> | Jet cement    | Silica sand no. 6                                                                                            | 1 : 2 : 0.65          | 28.0 MPa              | 38.6     |
| Fujisaki <sup>15)</sup> | Densit-binder | Silica sand no. 3 35.0 %<br>Silica sand no. 4 22.5 %<br>Silica sand no. 5 22.5 %<br>Silica sand no. 6 20.0 % | 1 : 1 : 0.2           | 100.0 MPa             | 11.3     |



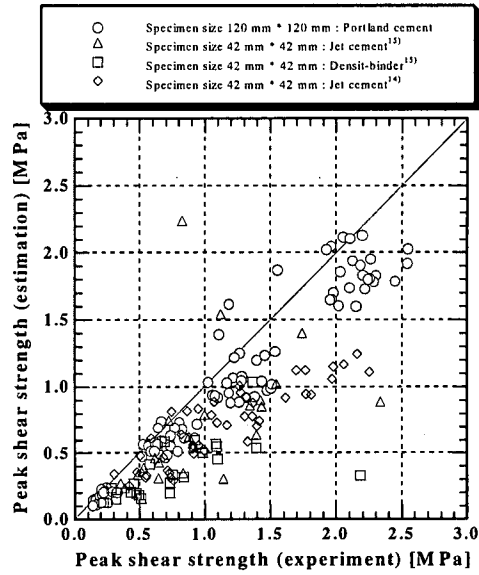
**Fig.10** Comparison of experiments and analyses using the  $M_s$  value

供試体では、推定値が実験値より大きくなる傾向を示している。

これらの結果、 $M_s$  値を用いたせん断強度の推定は、十分な精度が得られない。これらの原因として、 $M_s$  値は、せん断の方向性を考慮に入れていない、また、せん断挙動がごく一部のアスペリティに支配されているが、面全体を評価する  $M_s$  値ではそれが考慮されていない、等が考えられる。

**(2)  $Z_2$ を用いたせん断強度の推定**

$M_s$  値を用いたせん断強度の推定と同様、せん断前のラフネスの計測結果から式(2)を用いて  $Z_2$  を計算し、式(3)により  $JRC$  値を求める。求められた  $JRC$  値を式(1)に代入することで、せん断強度の推定を行う。Fig.11は推定値と実験値を比較し、両者の関係をプロットしたものである。全体的に推定されたせん断強度は実験値より小さい傾向にある。このケースをみると  $M_s$  値での推定より推定精度が悪くなるケースも見られるが、全般的には精度よく推定できているものとする。特に、120 mm×120 mm の供試体において、 $M_s$  値による推定より、よ



**Fig.11** Comparison of experiments and analyses using  $Z_2$

り精度のいい結果となっている。 $Z_2$ を用いることで、ある程度せん断強度の推定が可能であると考えられる。

**(3)  $JRC$ を用いたラフネスの変化**

本研究では、同じ拘束圧、材料物性およびラフネスの条件下で、最終せん断変位をピーク、2 mm、12 mm の3種類に設定して一面せん断試験を行っている。したがって、せん断変位がピーク、2 mm および 12 mm に達した時のラフネスの形状を把握することができる。ここで、せん断中のラフネスの変化を、 $JRC$  値の変化量を用いて把握することを試みた。一般的には、せん断によりラフネスが削れることにより、 $JRC$  値は減少するものと予測できる。

ここでは、せん断後の  $JRC$  値からせん断前の  $JRC$  値を差し引くことにより、 $JRC$  値の変化量を計算した。 $JRC$  値の計算には、前述のように  $Z_2$  および  $M_s$  値を用いて行った。

せん断変位と  $JRC$  値の変化量を Fig.12, 13 に示す。Fig.12 は  $Z_2$  により  $JRC$  値を求めたもので、Fig.13 は  $M_s$  値により求めたものである。それぞれの図の (a)は一軸圧縮強さ  $\sigma_c = 43.29$  MPa、ラフネス A、(b)

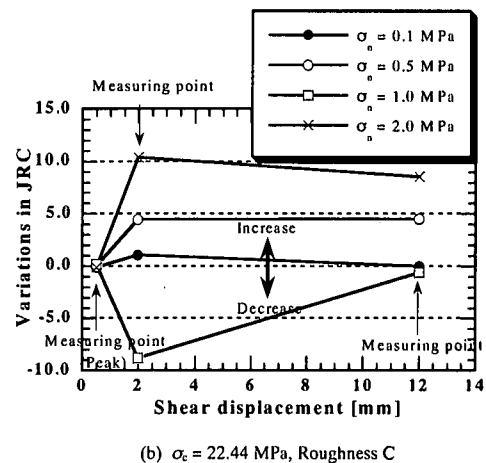
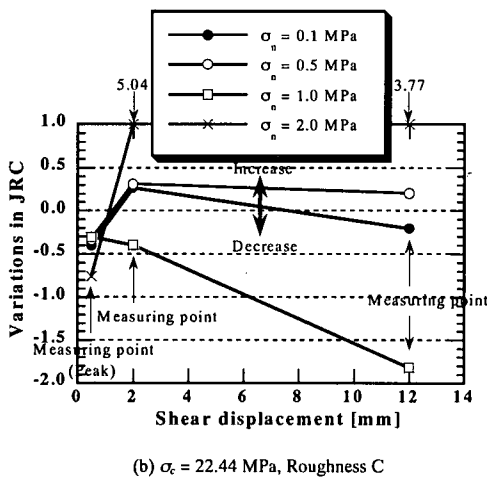
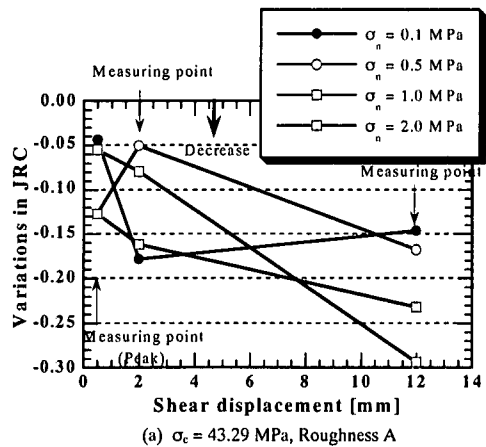
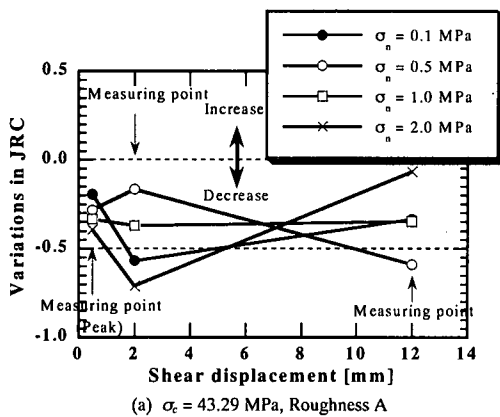


Fig.12 Variations in JRC under shear tests (JRC is calculated using  $Z_2$ )

Fig.13 Variations in JRC under shear tests (JRC is calculated using the  $M_s$  value)

は一軸圧縮強さ  $\sigma_c = 22.44$  MPa, ラフネス C の結果を示す。これらの結果から、せん断変位の増加、すなわちせん断の進行に伴い JRC 値が増加するケースも見られる。せん断の進行に伴い、岩盤不連続面の凹凸が削れ、面形状はスムーズになることが考えられる。本来なら、JRC 値は減少する傾向にあるべきである。

せん断に寄与しているのはごくわずかなアスペリティだけであり、せん断が面全体のラフネス形状に与える影響は小さいと考えられる。一方で、 $M_s$  値や  $Z_2$  で求めた JRC 値は不連続面全体の形状を表すものである。したがって、面全体を表現している JRC 値を用いても、せん断に寄与する一部のアスペリティを特定できず、したがって、これらのパラメータを用いても、ラフネスの変化を把握できないと考える。

#### (4) Barton のせん断強度式の利点と限界

ここでは、JRC 値<sup>3), 4)</sup>との相関性が示されている

$Z_2$  値<sup>7)</sup>および  $M_s$  値<sup>8), 9)</sup>を用いて、不連続面を定量化した。そして、JRC 値を計算した後 Barton のせん断強度式<sup>3), 4)</sup>に代入することにより、せん断強度の予測を行った。その結果、 $M_s$  値を用いたせん断強度の予測に関しては、十分にせん断強度を予測できているとは言いがたい。一方で、 $Z_2$  を用いたせん断強度の予測に関しては、ある程度精度良く予測できると考える。

また、せん断中のラフネスの変化を、 $M_s$  値および  $Z_2$  から JRC 値の変化量を計算して把握することを試みた。その結果、 $M_s$  値や  $Z_2$  を用いても、ラフネスの変化を把握することができなかった。これは、面全体の形状を表す JRC 値では、ごく一部のアスペリティに支配されているせん断挙動の特徴を十分表現できていないことが原因であると考えられる。本来、JRC 値そのものが実験結果から逆解析的に求められるのであり、岩盤不連続面の表面形状そのものを的確に評価しているか疑わしい。以上のように、JRC 値は、せん断に寄与するアスペリティを特定できず、



せん断中のラフネスの変化を把握することができないことから、これを用いてもピーク以後のせん断挙動を表現することは難しいと考える。したがって、ピーク以降のせん断挙動を予測するためには、あらゆるせん断変位に対してせん断に寄与する一部のアスペリティを特定し、せん断中のラフネスの変化を把握できるようなモデルを構築する必要があると考える。

本研究では、不連続面に含まれる個々のアスペリティに関して、傾斜角とその他のパラメータから接触を判定し、接触してせん断に寄与する角度の大きいアスペリティに着目することにより、岩盤不連続面の一面せん断挙動のモデル化を行う。

#### 4. 一面せん断挙動のモデル化

##### (1) せん断挙動の解析モデルの概要

ピークから軟化し残留状態に至る岩盤不連続面のせん断過程全てを表現したモデルとして、Tanimotoら<sup>11)</sup>、大西ら<sup>16)</sup>の研究が挙げられる。これらのモデルは、実験より得られたせん断特性と良く一致する。しかし、Tanimotoら<sup>11)</sup>の研究では、ラフネスを定量化パラメータであるSSA値とせん断強度との関係を、実験結果において相関が最も高くなるように設定している。したがって、Tanimotoら<sup>12)</sup>の研究で行った実験とは異なる条件でのせん断挙動への適用性に問題がある。また、大西ら<sup>16)</sup>の研究では、ダイランシー特性から逆解析的に求まる減耗率 $k$ によってせん断挙動が支配されるが、これを一軸圧縮強さおよび垂直拘束圧から順解析で求める場合、実験結果から求めた回帰式を用いる必要がある。しかし、回帰式の相関係数があまり良くないという問題点と、研究で行った実験とは異なる条件でのせん断挙動への適用性に関する問題点がある。

以上のように、ピークから軟化し残留状態に至る岩盤不連続面のせん断過程全てを網羅し、かつ、せん断に寄与するパラメータを用いて明確にせん断挙動を推定できるモデルは、いまだ十分でない。そこで本研究では、垂直拘束圧、材料強度、基礎摩擦角、3次元的に広がる離散化ラフネスデータを入力すれば、せん断変位-ダイレーション関係およびせん断変位-せん断応力関係、さらには、せん断によるラフネスの削れまで予測できるような一面せん断挙動の解析モデルの構築を行う。

まず、完全にかみ合った状態からせん断が開始される場合を考える。この場合、非常に大きい角度を持つアスペリティに応力が集中すると考えられ、削

れが全く生じなければ、この大きい角度を持つアスペリティに沿って大きなダイレーション角でせん断が発生する。しかし、大きい角度を持つアスペリティは非常に少ないため、集中した応力を支えきれずに削れてしまう。したがって、次第に小さい角度のアスペリティまで接触するようになり、それとともにダイレーション角が小さくなる。同時に、接触面積が増加し、個々のアスペリティに作用する応力は減少する。そして、接触するアスペリティに作用する応力が支えきれるところに、ダイレーション角が決定すると考えられる。

せん断過程において、垂直拘束圧は接触するアスペリティに応力集中する。一方で、接触面積はダイレーション角とラフネスの形状に依存することから、ダイレーション角を仮定すれば、接触する部分に集中する応力が決定できる。そこで、「接触するアスペリティに集中する不連続面に垂直方向の応力が、一軸圧縮強さと等しくなるように、ダイレーション角の値を決定する。」という考えに基づき、一面せん断挙動の解析モデルを構築する。本解析モデルは簡便な理論を用いており、あらゆる条件下において幅広く適用することができる。

##### (2) ステップ1

本解析モデルでは、ステップ間隔はラフネス計測間隔の整数倍である必要がある。本研究では、一面せん断試験において0.5 mm間隔でラフネスの計測を行っているので、1ステップにつき0.5 mmずつせん断させるとして説明する。

せん断方向に対して $35^\circ$ と $25^\circ$ の角度をもつアスペリティが存在する場合を考える。初期のダイレーション角を $30^\circ$ と仮定すると、 $35^\circ$ の角度をもつアスペリティは接触するが、 $25^\circ$ の角度をもつアスペリティは接触しない。本解析モデルでは、ダイレーション角以上の角度をもつアスペリティのみが接触し、そこに応力が集中すると仮定する。これら接触するアスペリティに作用する鉛直応力 $\sigma_n'$ は次式で計算できる。

$$\sigma_n' = \sigma_n \times T/A \quad (7)$$

ここで、 $\sigma_n$  : 垂直拘束圧

$T$  : 計測点間の総数 (アスペリティの総数)

$A$  : ダイレーション角以上の角度をもつ接触するアスペリティの数

そこで、Fig.14のようにダイレーション角を $\theta$ と仮定し、「接触するアスペリティ」を抽出する。この接触するアスペリティに作用する鉛直応力 $\sigma_n'$ お

よびせん断応力  $\tau$  は、不連続面に垂直方向の応力  $P$  と平行な応力  $Q$  に分解できる。  $P$  および  $Q$  は、不連続面の長さが  $1/\cos\theta$  であることを考慮に入れ、次式で表せる。

$$P = (\tau' \sin\theta + \sigma_n' \cos\theta) \times \cos\theta \quad (8)$$

$$Q = (\tau' \cos\theta - \sigma_n' \sin\theta) \times \cos\theta \quad (9)$$

不連続面上では、次式に示す釣り合い式が成立すると仮定する。

$$Q - P \tan\phi_b = 0 \quad (10)$$

ここで、 $\phi_b$  は材料の基礎摩擦角である。この式(10)に式(8)、(9)を代入すると

$$\tau' = \frac{\sigma_n' (\sin\theta + \cos\theta \tan\phi_b)}{\cos\theta - \sin\theta \tan\phi_b} \quad (11)$$

となり、これを整理すると次式のような  $\sigma_n'$  と  $\tau'$  の関係が導出される。

$$\tau' = \sigma_n' \tan(\phi_b + \theta) \quad (12)$$

さらに、 $\sigma_n$  と  $\sigma_n'$  の比と  $\tau$  と  $\tau'$  の比が等しいことを考慮に入れると、次式が成り立つ。

$$\tau = \sigma_n \tan(\phi_b + \theta) \quad (13)$$

式(13)は、Patton<sup>1)</sup>が提案した角度 $\theta$ の定型歯型を持つ供試体のせん断強度式と同じ形をしている。本解析モデルのステップ1では、式(13)および(8)を用いて不連続面に作用する垂直方向の応力  $P$  を計算し、一軸圧縮強さを比較することによりダイレーション角  $\theta_1$  を決定する。

本解析モデルのステップ1では、接触するアスペリティに作用する不連続面に垂直方向の応力  $P$  が一軸圧縮強さと等しくなるように、ダイレーション角を決定する。そこで、ダイレーション角を  $\theta$  と仮定する。そして、すべての計測点間において Fig.7 に示すようなせん断方向に対する正の傾斜角を計算し、 $\theta$  以上の角度をもつ接触するアスペリティの数  $A$  を求め、そこに作用する応力  $\sigma_n'$  を式(7)を用いて計算する。つぎに、式(11)を用いて  $\tau'$  を計算し、 $\sigma_n'$ 、 $\tau'$  を式(8)に代入することにより不連続面にかかる垂直方向の応力  $P$  が求められる。ここで、 $P$  と一軸圧縮強さを比較し、 $P$  が一軸圧縮強さより大きければ、

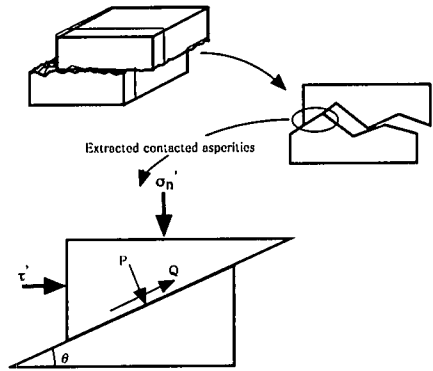


Fig.14 Stress on the contacted asperity

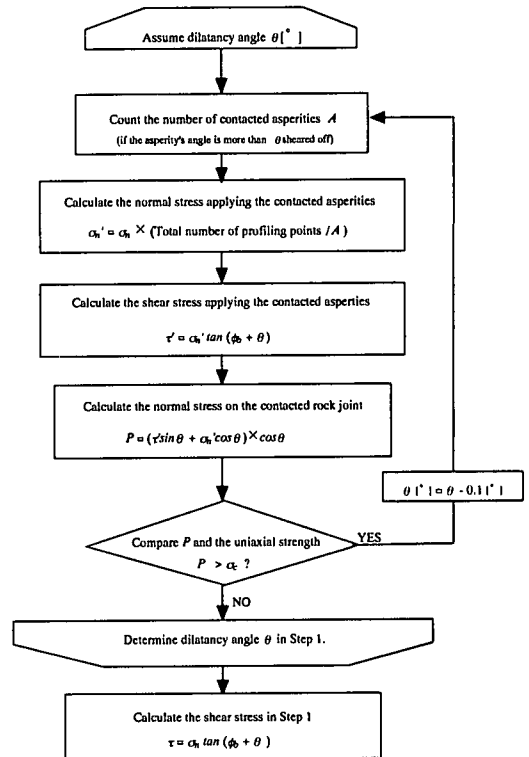


Fig.15 Flow chart for Step 1

ダイレーション角を  $\theta = \theta - 0.1^\circ$  と仮定しなおし、同様の手順を繰り返す。そして、 $\theta$  を  $0.1^\circ$  ずつ小さくしていき、 $P$  が一軸圧縮強さ以下になったときの  $\theta$  をせん断変位 0.5 mm におけるダイレーション角  $\theta_1$  に決定する。せん断変位 0.5 mm におけるせん断応力は、式(13)に  $\theta_1$  を代入することにより計算する。ステップ1のフローチャートを Fig.15 に示す。

ところで、ステップ1では判定条件として不連続面にかかる垂直方向の応力  $P$  と一軸圧縮強さ  $\sigma_c$  を用いた。固体摩擦の機構には、凹凸説と凝着説がある。凹凸説による摩擦の原因は2表面の凸部同士の引っ掛かりによるものである。これに対し、凝着説

は、2 表面の凝着が原因であるという分子論的な考えで、この凝着部のせん断に伴い摩擦が発生するという考えである。固体の2 表面を合わせた場合、表面の微小な凸部同士が接触をし、幾何学的にその接触面積は非常に小さいものであるとされている。トライボロジーの分野では、完全な平滑面を想定しても表面には必ず凹凸があり、ごくわずかの本当に接触している面（凸部）で摩擦や磨耗は発生すると考えられている。これら本当に接触している面では、全体としての载荷重がごくわずかでも圧力が極めて高く、塑性流動が発生していると考えられている。接触面で塑性流動が発生することにより、外部表面層は破壊され、この部分では活性により凝着が生じ、これが摩擦の原因となる<sup>17)</sup>。凝着説では、凝着部にせん断応力が作用しその応力に対する抵抗が摩擦が生ずるという考えであるが、本研究では、個々の接触部での応力状態は、わずかの接触している凸部がピラー状になっており、接触部がごくわずかで高圧であることから一軸圧縮状態と想定する。この仮定に基づき、ステップ1では、判定条件として不連続面に作用する垂直方向の応力  $P$  と一軸圧縮強さ  $\sigma_c$  を用いた。このとき、破壊線と上部のアスペリティが移動する方向とは一致しないが、これに関しては次のように考える。まず、一軸に近い状態で不連続面近傍のアスペリティにクラックが入った後、次々と破壊が進行して粉々になるため、一番初めにおこる破壊がアスペリティの移動する方向を決定するとは考えられない。したがって、破壊線の方向とダイレクションする方向が一致する必要はないと考える。

### (3) ステップ終了時のラフネスの形状

各ステップ終了後には、上部供試体をステップで決定したダイレクション角で 0.5 mm せん断方向に移動させる。つまり、Fig.16 のようにステップ  $n$  開始以前の点  $(k, j)$  における下部供試体の標高を  $X_{n-1}(k, j)$ 、上部供試体の標高を  $Y_{n-1}(k, j)$  とし、ステップ  $n$  でダイレクション角が  $\theta_n$  と決定されると、ステップ  $n$  終了後の下部供試体の標高  $X_n(k, j)$ 、上部供試体の標高  $Y_n(k, j)$  は、次式で表せる。

$$X_n(k, j) = X_{n-1}(k, j) \quad (14)$$

$$Y_n(k, j) = Y_{n-1}(k-1, j) + 0.5 \tan \theta_n \quad (15)$$

ただし、上部供試体と下部供試体が重なる場合 ( $X_n(k, j) > Y_n(k, j)$ ) は、重なり合う部分の中点で接触すると考え、 $X_n(k, j)$  および  $Y_n(k, j)$  を以下のように置き換える。

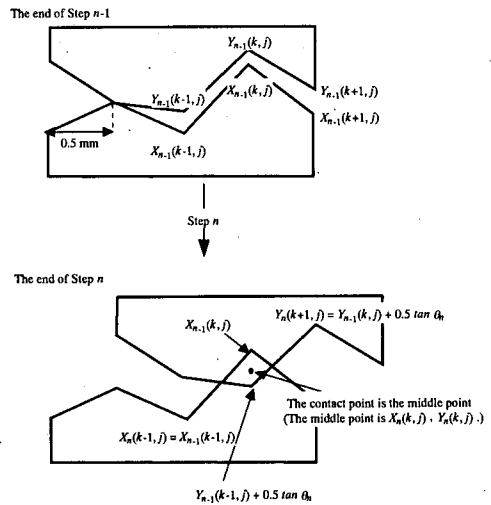


Fig.16 Coordinates at the end of Step  $n$

$$X_n(k, j) = (X_{n-1}(k, j) + Y_{n-1}(k-1, j) + 0.5 \tan \theta_n) / 2 \quad (16)$$

$$Y_n(k, j) = (X_{n-1}(k, j) + Y_{n-1}(k-1, j) + 0.5 \tan \theta_n) / 2 \quad (17)$$

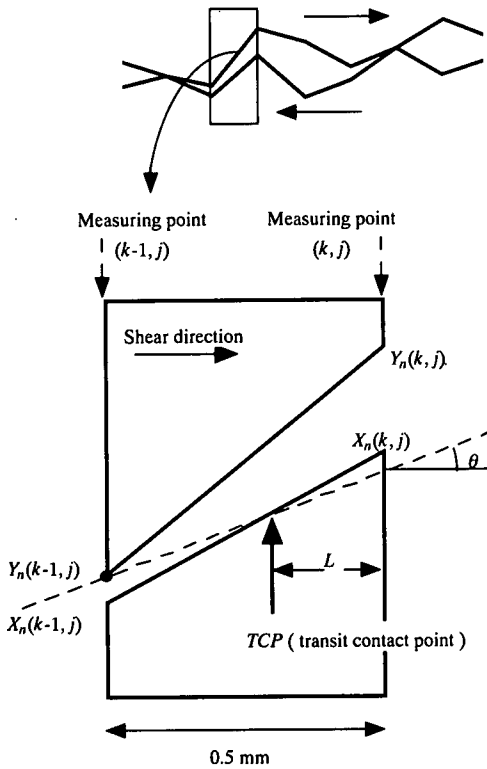
### (4) ステップ $n$

ステップ2以降においても、ステップ1と同様の手順でダイレクション角  $\theta_n$  を決定する。つまり、ステップ  $n$  では、ステップ  $n-1$  終了後のラフネスに関して全ての計測点間の傾斜角を計算し、接触するアスペリティに作用する不連続面に垂直方向の応力  $P$  が一軸圧縮強さと等しくなるように、せん断変位  $0.5 \times n$  mm におけるダイレクション角およびせん断応力を決定する。ただし、接触するアスペリティの数  $A$  に関しては、全てのアスペリティ（計測点間）において  $Weight (W)$  を計算し、それを総和することにより計算する。

計測点  $(k-1, j)$  と計測点  $(k, j)$  の間における  $Weight (W)$  は、計測点  $(k-1, j)$  において上部供試体と下部供試体が接触する場合としない場合に分けし、以下の手順で計算する。

まず、計測点  $(k-1, j)$  において上部供試体と下部供試体が接触する場合、下部供試体の傾きが仮定したダイレクション角  $\theta$  より大きい場合、接触すると考え  $W = 1$  とする。小さい場合は、接触しないと考え、 $W = 0$  とする。

つぎに、計測点  $(k-1, j)$  において上部供試体と下部供試体が接触しない場合は、Fig.17 に示すように左側の計測点における上部供試体の  $Y_{n-1}(k-1, j)$  から傾き  $\theta$  の直線を引き、下部供試体との交点を Transit Contact Point (TCP) とする。TCP が  $X_n(k-1, j)$  と  $X_n(k, j)$  の間にあるとき、TCP と  $X_n(k, j)$  の間がせん断に寄与すると考え、



TCP is located between measuring points  $(k-1, j)$  and  $(k, j)$ .  $W = L / 0.5$

TCP is not located between measuring points  $(k-1, j)$  and  $(k, j)$ .  $W = 0$

Fig.17 Concept of Weight and TCP (transit contact point)

$$W = L / 0.5 \quad (18)$$

ここで、 $L$ はTCPの $x$ 座標と $x = k$ の距離とする。TCPの $x$ 座標は、次式で計算できる。

$$x = \frac{X_{n-1}(k-1, j) - Y_{n-1}(k-1, j)}{\tan \theta - 2X_n(k, j) + 2X_n(k-1, j)} \quad (19)$$

TCPが $X_n(k-1, j)$ と $X_n(k, j)$ の間にはない場合は、 $W = 0$ とする。

#### (5) ダイレーションの予測

ステップ $n$ 終了後、すなわち、せん断変位 $0.5 \times n$  mmにおけるダイレーションは、各ステップで決定したダイレーション角 $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \dots, \theta_n$ を用いて、次式で計算する。

$$v_n = \sum_{n=1}^N 0.5 \tan \theta_n \quad (20)$$

ここで、 $v_n$  : せん断変位  $0.5n$  mm におけるダイレーション

$\theta_n$  : ステップ  $n$  で決定したダイレーション角

また、各ステップ終了後において、その時点の標高データが出力されるため、せん断によるラフネスの変化を把握することができる。

## 5. モデルを用いた一面せん断挙動の推定

### (1) 一面せん断試験のシミュレーション

本報で提案した一面せん断挙動の解析モデルを用いて、一面せん断試験のシミュレーションを行い解析結果と実験結果を比較した。Fig.18は、一軸圧縮強さ $\sigma_c = 22.44$  MPa、ラフネスAの場合の結果である。また、Fig.19は、一軸圧縮強さ $\sigma_c = 43.29$  MPa、ラフネスBの場合の結果である。

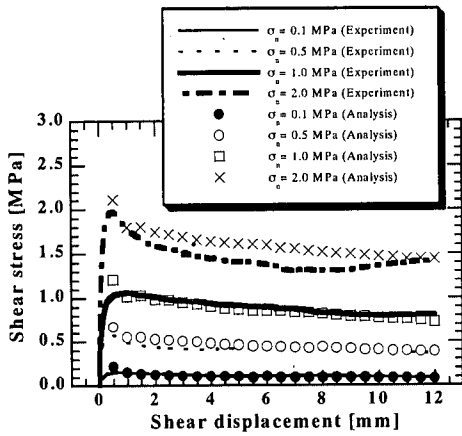
せん断変位-せん断応力関係の解析結果に関しては、せん断変位の増加とともにピークから軟化、残留状態へ移行する概形が表現できている。せん断変位-ダイレーション関係の解析結果に関しては、せん断変位の増加とともにダイレーションは増加する。また、ダイレーションの増分は、せん断の進行とともに減少する傾向が表現できている。Fig.18のように材料強度が小さい場合、実験結果と解析結果は良く一致し、精度良くシミュレーションができてい。ところが、Fig.19のように、材料強度の大きい（一軸圧縮強さ $\sigma_c = 43.29$  MPa）場合、実験値のせん断応力が解析結果より小さい値を示し、残留状態では、実験値の残留強度が、 $\sigma_n \tan \phi_0$ より小さい値を示す。これに関しては、材料強度が大きい場合、せん断によるアスペリティの削れによって生じた「削れ粉」がベアリングの役目をし、せん断応力を低下させていることが原因であると考えられるが、詳細は本章(4)で考察を行う。

以上のように、本研究で用いた解析モデルは岩盤不連続面のせん断挙動の特徴をとらえており、せん断挙動の推定に有用である。

### (2) 実験結果と解析結果の比較

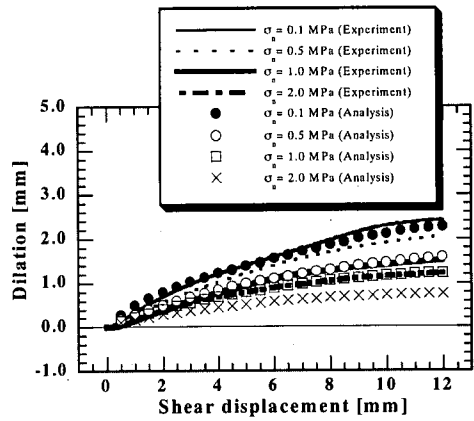
(1)で行ったシミュレーションのうち、せん断強度に着目し、実験結果と解析結果を比較した。

Fig.20は、本研究で行った108パターンの自然のラフネスを持つ不連続面の一面せん断試験に関して、本解析モデルを用いたシミュレーションから予測したせん断強度の推定値と実験値を比較したものであ

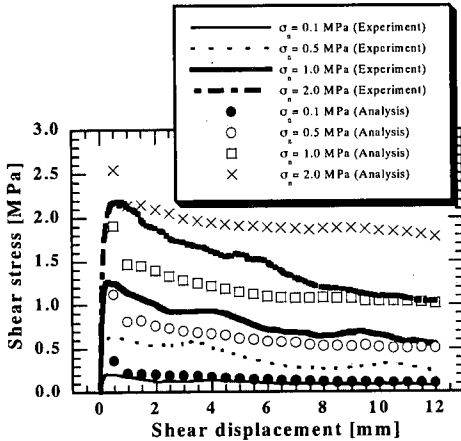


(a) Shear stress - shear displacement

Fig.18 Comparison of experimental results and analyses ( $\sigma_c = 22.44$  MPa, Roughness A)

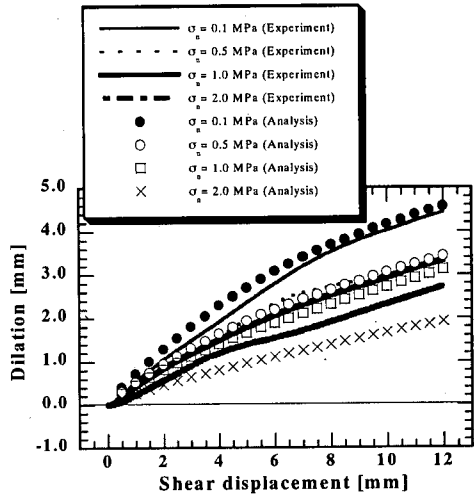


(b) Dilation - shear displacement



(a) Shear stress - shear displacement

Fig.19 Comparison of experimental results and analyses ( $\sigma_c = 43.29$  MPa, Roughness B)



(b) Dilation - shear displacement

る。Fig.20より、せん断強度の推定値と実験値がよく一致しており、精度良く推定できているものと考えられる。

供試体サイズの異なる実験に対しての本解析の適用を行うため、3.と同様、坂上<sup>14)</sup>、藤崎<sup>15)</sup>の実験結果にも本解析の適用を行った。Fig.21にせん断強度の推定値と実験値の比較を示す。推定値と実験値が精度よく一致を示していることが確認できる。これにより、実験条件の異なるせん断試験に対して、本解析モデルが適用可能であると考えられる。また、Figs.10, 11とFigs.20, 21を比較すると、明らかに本解析モデルによる推定がJRC値を用いたBartonのせん断強度式より精度が高いことが確認できる。

### (3) せん断によるラフネスの削れの予測

本研究で提案した一面せん断挙動の解析モデルで

は、各ステップ終了後の標高（ラフネス）データが出力できる。そこで、シミュレーション後に出力されるラフネスデータが、実際のせん断後のラフネスを表現できているかを検討するために、実験後のラフネス計測結果と比較する。その上で、本解析モデルを用いてラフネスの削れの把握を検討する。

本研究では、同じ垂直拘束圧、材料強度およびラフネスの条件下で、最終せん断変位を、ピーク時、2 mm、12 mmの3種類に設定して一面せん断試験を行っている。そこで、せん断前後のラフネスを比較し、正の傾斜角で $5^\circ$ 以上（高さに換算すると0.0437 mmに相当）減少した場所を「削れた」と判定することにより、3種類の最終せん断変位（ピーク、2 mm、12 mm）について削れた場所を図示した。

一方、最終せん断変位をピーク、2 mm、12 mm

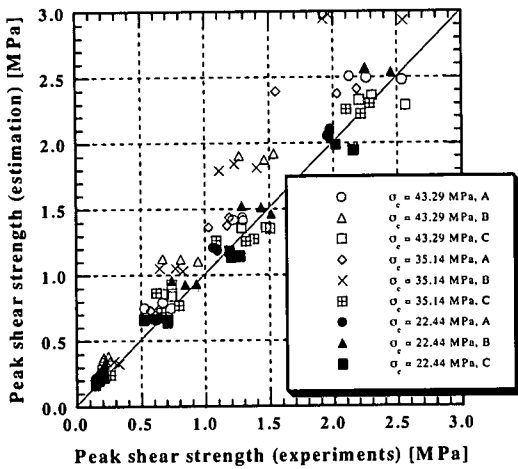


Fig.20 Comparison of peak shear strengths (Specimen size : 120 mm × 120 mm)

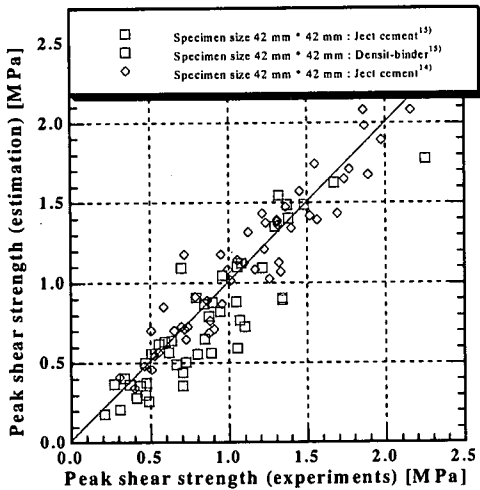


Fig.21 Comparison of peak shear strengths (Specimen size : 42 mm × 42 mm)

の3種類に設定し、一面せん断試験と同じ条件下でシミュレーションを行い、出力された解析後のラフネスデータを用いて「削れた場所」を図示した。そして、一面せん断試験より求まる「削れた場所」と本解析モデルを用いて推定した「削れた場所」を、3つのパターン（ピーク、2 mm、12 mm）について比較した。一軸圧縮強さ $\sigma_c = 35.14$  MPa、垂直拘束圧 $\sigma_n = 1.0$  MPa、ラフネスCの結果をFig.22に示す。解析結果に注目すると、せん断変位の増加とともにラフネスが削れていく様子が表現できている。また、実験結果と解析結果を比較すると、解析結果で削れた場所は、実験結果でも削れている。以上より、本解析モデルが、ラフネスの削れの進行および削れの位置を表現できていることが確認できる。

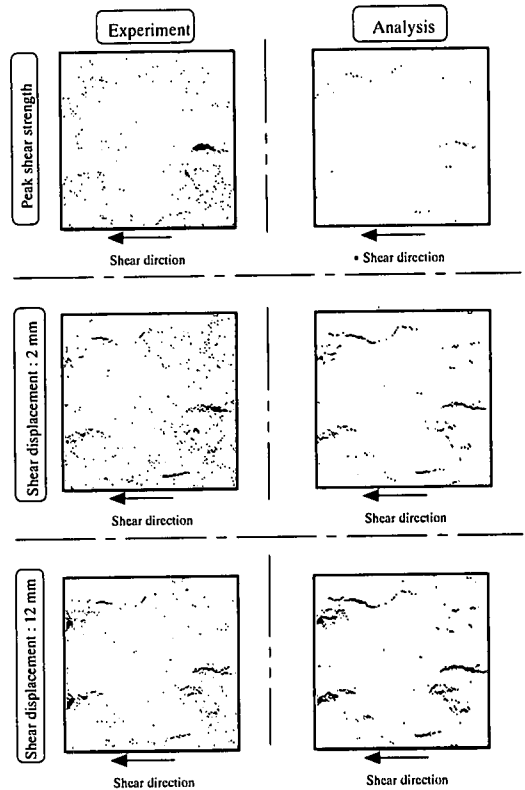


Fig.22 Variation in rock joint surface roughness before and after direct shear tests ( $\sigma_c = 35.14$  MPa,  $\sigma_n = 1.0$  MPa, Roughness C)

#### (4) 考察

残留状態では、基礎摩擦角による滑り摩擦に収束し、せん断応力が $\sigma_n \tan \phi_b$ になる。ところが、先に述べたように、材料強度が大きい供試体（特に一軸圧縮強さ $\sigma_n = 43.29$  MPaの場合）において、残留状態におけるせん断応力が、滑らかな面の一面せん断試験で発現するせん断応力（ $\sigma_n \tan \phi_b$ ）より小さくなっている。

本研究で提案した解析モデルは、ダイレーション角 $\theta$ とせん断応力 $\tau$ の間には、式(13)に示す Pattonの式が成り立つとしている。ここで、式(13)の $\sigma_n$ に実験で載荷した垂直拘束圧、 $\tau$ および $\theta$ に実験より求まるせん断応力、ダイレーション角を代入し、逆解析的に基礎摩擦角の計算を行った。Fig.23に、一軸圧縮強さ $\sigma_c = 43.29$  MPa、ラフネスCの場合の結果を示す。

Fig.24は、全ての実験に関して逆解析的に基礎摩擦角を計算し、材料強度ごとにその平均をとることにより、せん断変位と逆解析的に求めた基礎摩擦角の関係を示したものである。Fig.24より、材料強度の小さい一軸圧縮強さ $\sigma_c = 22.44$  MPaの場合、基礎摩擦角はおおよそ $35^\circ$ 付近で一定値をとる。一方、

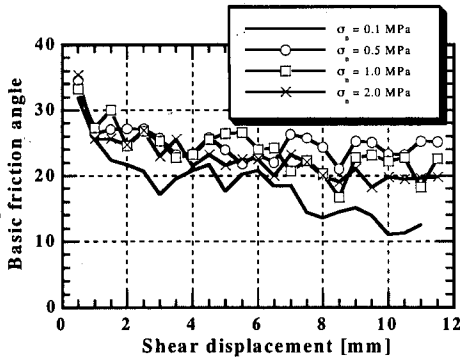


Fig.23 Variation in calculated basic friction angle along the shear process ( $\sigma_c = 43.29$  MPa, Roughness C)

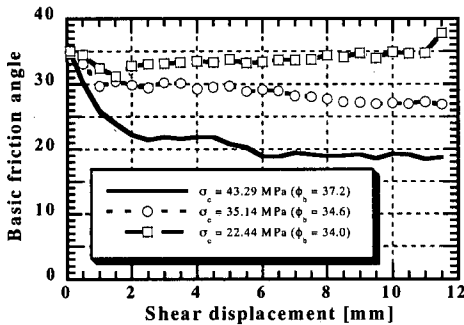


Fig.24 Variation in calculated basic friction angle during the shear process

材料強度の大きい一軸圧縮強さ $\sigma_c = 43.29$  MPaの場合、せん断開始直後から基礎摩擦角は急激に減少し、せん断変位2 mm以降は $20^\circ$ 付近に収束する。そして、一軸圧縮強さが $\sigma_c = 35.14$  MPaの場合は、両者の中間の結果を示し、 $30^\circ$ 付近に収束する。

材料強度の大きい場合に基礎摩擦角が減少する理由として、基礎摩擦角は一定ではなく、接触部分に作用する応力の増加に伴い減少すること、ラフネスが削れることによって生じる「削れ粉」がベアリングの役目を果たし、せん断応力を低下させていることの2つの仮説を立てた。

まず、接触部分に作用する応力と基礎摩擦角の関係を明確にするため、一軸圧縮強さ $\sigma_c = 43.29$  MPaの場合に関して、垂直拘束圧と基礎摩擦角の関係をプロットした。ここでは、2.で行った滑らかな不連続面の一面せん断試験の結果を用いているが、垂直拘束圧 $\sigma_n = 4.0$  MPa, 8.0 MPaおよび16.0 MPaの場合についても同条件で実験を行い、結果を補足している。結果を Fig.25 に示す。この結果、垂直拘束圧が増加しても基礎摩擦角の変化が確認できなかった。したがって、接触部分に作用する応力が増加しても、基礎摩擦角は一定である。

つぎに、2つの滑らかな面に介在物がある場合と

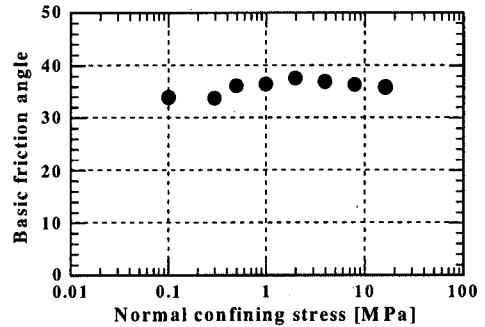


Fig.25 Relationship between basic friction angle and normal stress applied to contacted parts

Table 3 Influence of filling material on basic friction angle

| Specimen<br>Type of joint<br>surface roughness | Basic friction angle |                   |        |
|------------------------------------------------|----------------------|-------------------|--------|
|                                                | Smooth               |                   |        |
| Filling material                               | No material          | Silica sand no. 6 | Kaolin |
| $\sigma_c = 43.29$ MPa                         | 36.3                 | 24.9              | 34.8   |
| $\sigma_c = 35.14$ MPa                         | 37.0                 | 25.9              | 35.6   |
| $\sigma_c = 22.14$ MPa                         | 33.7                 | 26.9              | 31.9   |

ない場合について、基礎摩擦角を比較した。ここでは、接触面積が明確である滑らかな不連続面に関して、Tilt 試験機を用いて基礎摩擦角を求めた。介在物として、供試体の材料として用いたケイ砂 6号 0.10 g またはカオリン 0.10 g 用いた。結果を Table 3 に示す。これより、介在物の存在が、基礎摩擦角を減少させ、また、介在物の種類が、基礎摩擦角に影響を与えることが確認できた。本研究では、材料強度が大きい場合、ラフネスが削れることによって生じた「削れ粉」が、ベアリングの役目をしてせん断応力を低下させていると考える。そこで、削れ粉がせん断挙動に及ぼす影響を把握し、この影響をどのように本解析モデルに組み入れればよいのかを考察する。

Fig.24 より、一軸圧縮強さ $\sigma_c = 22.44$  MPaの場合、逆解析的に計算した基礎摩擦角が滑らかな面の一面せん断試験より求めた基礎摩擦角と等しく、かつ、せん断変位が増加しても値が一定であるため、削れ粉のベアリング効果を考慮しなくてもせん断応力が正しく評価できる。一方で、一軸圧縮強さ $\sigma_c = 43.29$  MPaの場合では、せん断開始後に基礎摩擦角は低下し、滑らかな面の一面せん断試験結果より求められる基礎摩擦角より小さい値に収束する。したがって、削れ粉の影響を考慮しなければ、せん断応力の推定値が実験値より大きくなる。

以上より、本解析モデルでは、基礎摩擦角の値を調節することにより、削れ粉の影響を考慮すること

ができると考える。現段階では削れ粉の影響を定量的に評価できないため、Fig.24 の基礎摩擦角を本解析モデルに入力することにより、解析結果の修正を試みる。Fig.26 は、一軸圧縮強さ  $\sigma_c = 43.29$  MPa、垂直拘束圧  $\sigma_n = 1.0$  MPa、ラフネス A, B および C の場合について、実験結果、修正前の解析結果および修正後の解析結果を比較したものである。これより、削れ粉の影響を基礎摩擦角の変化としてとらえることで、解析の精度が、とくにピーク以降で向上することが確認できる。将来的には削れ粉が基礎摩擦角に及ぼす影響を、実験および力学的考察から定量化する必要があると考える。

## 6. まとめ

本研究では、ピークから軟化、残留状態に至るまでの、岩盤不連続面の一面せん断挙動をモデル化した。そして、このモデルを用いて一面せん断試験のシミュレーションを行い、その妥当性と問題点について考察を行った。以下に、本研究で得られた知見をまとめる。

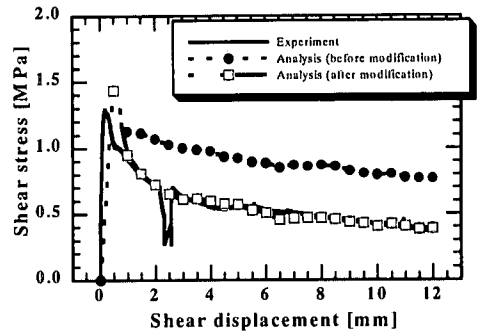
せん断挙動を支配するパラメータである垂直拘束圧、材料強度、基礎摩擦角、不連続面の表面形状を用いて、一面せん断挙動の解析モデルを構築した。この解析モデルは、ピークから軟化、残留状態に至るまでの垂直拘束圧一定条件下のせん断挙動を表現できる。

本研究で提案した解析モデルを用いて一面せん断試験のシミュレーションを行い、実験結果と比較することにより、モデルの妥当性を示した。さらに、本解析モデルを用いることにより、せん断中のラフネスの変化を表現することが可能となった。

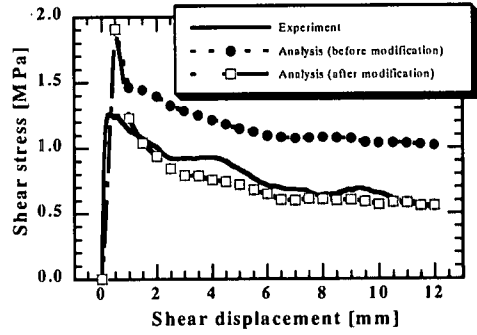
材料強度が大きい場合、ピーク以降において、本解析モデルを用いて行ったせん断応力の予測値より実験値が小さくなった。この原因として、ラフネスの削れによって生じた削れ粉が、ベアリングの役目をしてせん断応力を低下させていると考える。本解析モデルでは、削れ粉のベアリング効果を基礎摩擦角の変化として組み込むことにより、削れ粉の影響が考慮できると考える。

また、本研究の問題点および今後の課題を以下に述べる。

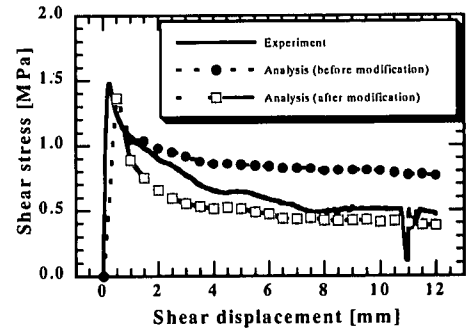
現段階では、削れ粉がせん断挙動に及ぼす影響を十分に把握していない。本解析モデルでは、削れ粉のベアリング効果を基礎摩擦角の変化として組み込むため、削れ粉が基礎摩擦角に及ぼす影響を、実験および力学的考察から定量化する必要がある。



(a) Roughness A



(b) Roughness B



(c) Roughness C

Fig.26 Results of the simulation in consideration of the effects of the bearing ( $\sigma_c = 43.29$  MPa,  $\sigma_n = 1.0$  MPa)

本研究で検討した、断面が  $120 \times 120$  mm および  $42 \times 42$  mm の不連続面においては、計測間隔を 0.5 mm にすれば、精度良くせん断挙動を推定することが可能である。しかし、サイズの異なる不連続面に本解析モデルを適用する際には、計測点間隔に関して検討し、アスペリティのサイズを無次元化する必要がある。

以上のように、本解析モデルを用いることにより、垂直拘束圧一定の条件下における岩盤不連続面の強度-変形特性が把握できる。今後は、垂直拘束圧可変の条件下におけるあらゆる応力状態について、本解析モデルの適用性の検討を要する。その上で、本解析モデルを FEM, DEM をはじめとする数値解析



手法に組み入れ、岩盤構造物の挙動予測や岩盤崩落等のメカニズム解明に結びつけていく必要があると考える。

## 参考文献

- 1) Patton, F. D. : Multiple modes of shear failure in rock, *Proc. of 1st Int'l Congress on Rock Mechanics*, ISRM, Vol. 1, pp. 509 – 513, 1966.
- 2) Ladanyi, B. and Archambaults, G. : Simulation of shear behavior of jointed rock mass, *Proc. of 11th U.S. Symposium on Rock Mechanics*, pp. 120 - 125, 1981.
- 3) Barton, N. : REVIEW OF A NEW SHEAR STRENGTH CRITERION FOR ROCK JOINTS, *Engineering Geology*, pp.297-306, 1973.7
- 4) Barton, N. and Choubey, V. : The Shear Strength of Rock joints in Theory and Practice, *Rock Mechanics*, Vol.10, pp.1-65, 1977.
- 5) Barton, N., Lien, R. and Lunde, J. : Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support, *Rock Mechanics*, Vol.6, No.4, pp.189 - 236, 1974.
- 6) Grimstad, E. and Barton, N. : Updating of the Q-system for NMT, *Proc. of the International Symposium on Sprayed Concrete – Modern Use of Wet Mix Sprayed Concrete for Underground Support*, Fagernes, 1993.
- 7) Tse, R. and Cruden, D. M. : Estimating joint roughness coefficients, *Int'l. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 16, pp. 303 – 307, 1979.
- 8) 谷本親伯, 岸田 潔 : 3次元非接触式プロファイラーと最大エントロピー法を用いた岩盤不連続面ラフネスの定量化, 土木学会論文集, No. 511/III-30, pp. 57 – 67, 1995.
- 9) 岸田 潔, 谷本親伯 : 岩盤不連続面のラフネスの評価とせん断挙動の推定, 第 10 回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp. 85 – 90, 1998.
- 10) 大西有三, 矢野隆夫, 岩本 宏, 西川直人 : 岩石一面せん断試験装置およびラフネス計測装置の開発・研究とその変遷, 土木学会論文集, No. 645/III-50, pp. 307 – 320, 2000.
- 11) Tanimoto, C., Kishida, K. and Fujisaki, K. : The experimental study on the shear behavior of natural rock joint in consideration of joint roughness, *Rock Mechanics Tools and Techniques*, Aubertin, Hassani, Mitri (eds), Balkem, pp. 1619 – 1625, 1996.
- 12) Adachi, T., Kishida, K., Tsuno, K. and Nakashima, S. : Shear behavior of rock joints in consideration of material friction and joint surface roughness, *Proc. of 9th Int'l Congress on Rock Mechanics*, ISRM, pp. 705 – 708, 1999.
- 13) 津野 究, 岸田 潔, 中島伸一郎, 足立紀尚 : 摩擦とラフネスを考慮した岩盤不連続面の一面せん断特性, 第 29 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, 土木学会岩盤力学委員会, pp. 141 – 145, 1999.
- 14) 坂上清明 : 岩盤不連続面のラフネスの評価とせん断強度に関する研究, 京都大学卒業論文, 1995.
- 15) 藤崎 淳 : ラフネスと壁面強度を考慮した岩盤不連続面のせん断変形特性, 京都大学修士論文, 1996.
- 16) 大西有三, 大津宏康, 矢野隆夫, 加藤雅広, 高田裕輔 : 離散化ラフネスデータを用いた岩盤不連続面のせん断挙動の推定法に関する研究, 土木学会論文集, No.645/III-50, pp. 255 – 266, 2000.
- 17) 兼田禎宏, 山本雄二 : トライボロジー, 理工学社, pp. 32-43, 1998.

(2000. 8. 18 受付)

## THE MODELING OF THE SHEAR BEHAVIOR OF ROCK JOINTS IN CONSIDERATION OF THE MATERIAL FRICTION AND THE JOINT SURFACE ROUGHNESS

Kiyoshi KISHIDA and Kiwamu TSUNO

It is difficult to effectively grasp the mechanical behavior of rock joints, since it depends on certain factors, such as the confining conditions, the material strength, the material friction, and the joint surface roughness. In this paper, direct shear tests on rock joints are carried out and the mechanical behavior of the rock joints is discussed in consideration of the normal confining condition, the material strength, the material friction angle, and the joint surface roughness. Then, a model for shear behavior is proposed, and the shear behavior of rock joints is estimated using the model. In comparison to the simulation in the experimental results, this model can reasonably present the shear behavior of rock joints. Moreover, it is able to anticipate changes in joint roughness during the shear process.