かみ合わせと固着を考慮した岩石不連続面の限界状態モデル

松岡　勇樹[1]・菊本　統[2]・緒方　奨[3]・岸田　潔[4]

[1] 学生会員　京都大学大学院　工学研究科都市社会工学専攻（〒615-8540 京都市西京区京都大学桂 C）
E-mail: matsuoka.yuuki.48a@st.kyoto-u.ac.jp (Corresponding Author)

[2] 正会員　横浜国立大学教授　都市イノベーション研究院（〒240-8501 横浜市保土ケ谷区常盤台 79-5）
E-mail: kikumoto-mamoru-fc@ynu.ac.jp

[3] 正会員　大阪大学大学院助教　工学研究科附属フューチャーイノベーションセンター（〒565-0871 吹田市山田丘 2-1）
E-mail: ogata@civil.eng.osaka-u.ac.jp

[4] 正会員　京都大学大学院教授　工学研究科都市社会工学専攻（〒615-8540 京都市西京区京都大学桂 C）
E-mail: kishida.kiyoshi.3r@kyoto-u.ac.jp

岩盤の崩落や滑動を回避して地下開発を行うためには，岩盤の弱部となる不連続面のせん断特性を精緻に記述できるモデルに基づいた応答予測が必要である．そのためには不連続面の幾何学的形状やかみ合わせ，固着状態といった性質を適切に考慮する必要がある．そこで本研究では，土のモデルに適用されてきた限界状態論を応用して定式化された岩石不連続面の弾塑性モデルが不連続面のかみ合わせの違いを考慮できるか検証するために，初期のかみ合わせのみが異なるせん断試験の解析を行った．次に，このモデルを不連続面の固着特性も考慮できるように拡張し，せん断と保持を繰り返すせん断試験の解析により，提案モデルが固着の発達に伴う応力の回復を表現できることを明らかにした．

Key Words: *rock joint, elasto-plasticity, critical state concept, joint matching, joint adhesion*

1. はじめに

岩盤内には節理や断層などの不連続面が多く含まれている．不連続面を含む硬岩の応答は，強度や剛性が非常に高い基質部の性質よりも不連続面に支配される[1]．地下開発に伴い岩盤内の応力状態が変化すると不連続面がすべりを生じて，岩盤全体の崩落を引き起こす恐れがある．従って，そのようなリスクを回避して適切な地下開発を行うためには，不連続面のせん断特性を精緻に記述できる構成関係が必要になる．

不連続面のせん断挙動のモデル化は従来，不連続面の幾何形状に着目したものが多い．例えば Ladanyi & Archambault[2]は，不連続面の起伏 (アスペリティ) への乗り上げと摩擦，アスペリティの部分的な破壊に要した仕事の合計でせん断強さが決まるとして強度式を導いており，Saeb & Amadei[3]はこの式を不連続面のせん断モデルに拡張している．また，Barton[4,5], Barton & Choubey[6]は不連続面の粗さ (ラフネス) を定量化して，ラフネスと圧縮強さを考慮した経験的なせん断モデルを提案した．

一方，弾塑性理論に立脚した不連続面のモデルは有限要素法等の数値解析手法と親和性が高く，繰り返しせん断など複雑な問題にも適用可能であることから，岩石不連続面の挙動を定式化する手法として研究が盛んに行われている．例えば，アスペリティの削れを考慮した繰り返しせん断モデル[7-10]や固体材料のモデルを拡張した岩石不連続面のモデル[11-13]が提案されている．しかし，既往のモデルの多くは不連続面が完全にかみ合っている状態を前提としており，実際の岩石不連続面のようなかみ合わせが緩く開口した状態の応答[14]は考慮できない．これに対して，不連続面のかみ合わせが緩いほどピークせん断強さやダイレイタンシーが小さくなる[15-19]ことを考慮して，見かけの一致度[20]，完全にかみ合った状態からのずれ[21,22]，開口幅[23]をかみ合わせの尺度としたモデルも提案されている．Zhang et al.[24]は，岩石不連続面をせん断すると最終的に垂直拘束圧に対して一義的に開口幅とせん断抵抗が決まる限界状態に至ると考え，土の構成関

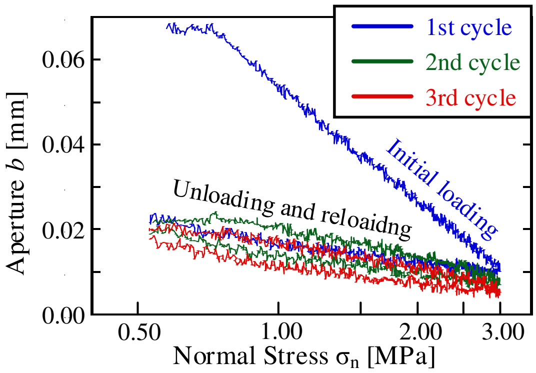


図-1 典型的な岩石不連続面の圧縮挙動[24)]

係の記述に用いられてきた限界状態論[25),26)]を応用して岩石不連続面の弾塑性構成モデルを開発した．しかし，このモデルの検証は引張き裂をもつ花崗岩供試体の一面せん断試験との比較に留まっており，限界状態論の適用の本来の目的であったかみ合わせによるせん断挙動の違いを再現できるか否かの検証は行われていなかった．

ところで，自然の岩石不連続面は，接触の保持に伴うアスペリティの塑性変形[27)]や，圧力溶解[28)]などの化学的作用により不連続面間が固着して開口部が閉塞する現象が観察されており，それが不連続面の強度増加や透水性の減少につながる可能性がある．そのため，高レベル放射性廃棄物処分場の坑道周辺の掘削損傷領域などにおける長期的な力学・水理特性の予測では，固着の影響は無視できない．接触時間に応じた固着の発達に伴う岩石の摩擦抵抗の変化は，速度と状態に依存する摩擦則[29)-31)]として定式化されている．しかし，弾塑性構成モデルの形式では，一般的な時間依存性摩擦に関してはモデル化されている[32)]ものの，岩石不連続面のラフネスやかみ合わせを含めて固着を考慮した弾塑性構成モデルはまだない．

以上のような状況を鑑みて，本研究ではかみ合わせと固着状態の発達・劣化を考慮した岩石不連続面のモデルを開発し，幾つかの解析例とともにモデルの特徴を説明する．なお，提案モデルは Zhang et al.[24)] の岩石不連続面のモデルを拡張する形で定式化するため，Zhang et al.[24)] ののモデルの概要を付録で説明するとともに，このモデルによりかみ合わせが異なる岩石不連続面のせん断挙動を再現できるか既往実験との比較により検証した．

2. かみ合わせの影響を考慮した岩石不連続面の限界状態モデルと検証

(1) 不連続面に作用する表面力ベクトルと相対変位

凹凸のある不連続面に対して近似平面をせん断面とし，せん断面に作用する表面力と相対変位をそれぞれ 2 成分のベクトル$\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\delta}$で表す．各ベクトルの第 1 成分をせん断面に垂直な垂直成分，第 2 成分をせん断面に平行なせん断成分として，それぞれ下付き文字n, sを付して区別する．なお，垂直成分は圧縮方向を正とし，せん断成分は 1 回目の載荷方向を正とする．

相対変位ベクトル増分$d\boldsymbol{\delta}$は可逆な弾性成分$d\boldsymbol{\delta}^e$と不可逆な塑性成分$d\boldsymbol{\delta}^p$に加算分解できると仮定する．

$$d\boldsymbol{\delta} = d\boldsymbol{\delta}^e + d\boldsymbol{\delta}^p = \begin{pmatrix} d\delta_{\mathrm{n}}^e + d\delta_{\mathrm{n}}^p \\ d\delta_{\mathrm{s}}^e + d\delta_{\mathrm{s}}^p \end{pmatrix} \tag{1}$$

上付き文字eは弾性成分，pは塑性成分を表す．

平均開口幅$\overline{b}$は接触する不連続面間の平均距離であり，その変化は不連続面の相対的な垂直変位に等しい．

$$d\overline{b^e} = -d\delta_{\mathrm{n}}^e \tag{2}$$

$$d\overline{b^p} = -d\delta_{\mathrm{n}}^p \tag{3}$$

(2) 岩石不連続面の状態境界面と降伏関数

状態境界面 (State Boundary Surface; SBS)[25),26)]は従来，粘土の応答の記述に用いられており，平均有効応力p'と偏差応力qに対して間隙比eの上限値を規定する役割を担っている．粘土の SBS は正規圧縮線 (Normal Compression Line; NCL) や限界状態線 (Critical State Line; CSL) を含む面で，正規圧密粘土の間隙比eを表す．例えば，正規圧密粘土を等方圧密すると平均有効応力の増加に伴って SBS 面に沿って間隙比が減少する．このときの間隙比の変化は不可逆であり，平均応力を減じて除荷すると過圧密状態になり弾性成分だけ間隙比が回復することも知られている．

図-1 は岩石不連続面に垂直拘束圧を載荷・除荷した際の平均開口幅の変化の一例である．1 回目の載荷過程では開口幅が顕著に減少しており，除荷後も圧縮状態が保たれていることから，1 回目の載荷時の圧縮の大半は不可逆な塑性成分であることがわかる．このような不可逆的な閉口はアスペリティの位置合わせや先端部の脆性破壊・塑性変形と考えられている[33)]．また，その後の除荷・再載荷過程では，開口幅の変化は小さく，概ね可逆的となっている[33),34)]．このようなかみ合わせの緩い不連続面の圧縮挙動は正規圧密粘土の圧密挙動によく似ていることから，Zhang et al.[24)] は岩石不連続面も表面力ベクトルの垂直成分 (垂直力) σ_{n}とせん断成分 (せん断力) σ_{s}に対して開口幅$\overline{b}$の上限値$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$が存在するとして岩石不連続面の状態境界面を規定している．

$$\overline{b} \le \overline{b_{\mathrm{SBS}}} = b_{\mathrm{n}} - (b_{\mathrm{n}} - b_{\mathrm{s}})\zeta(\eta) - \lambda \ln \frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{p_{\mathrm{a}}} \tag{4}$$

ここにb_{n}およびb_{s}はそれぞれ大気圧p_{a}(= 98 [kPa])下での NCL および CSL 上の開口幅であり，λはσ_{n}の増加に対する$\ln \overline{b}$の減少率である．関数$\zeta\big(\eta(= \sigma_{\mathrm{s}}/\sigma_{\mathrm{n}})\big)$は$\zeta(0) = 0$，$\zeta(M) = 1$ (Mは限界状態でのη) を満たす単調増加関数であり，次式を用いている．

$$\zeta(\eta) = \frac{\ln\left\{1 + \left(\frac{\eta}{M}\right)^2\right\}}{\ln 2} \tag{5}$$

$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$ は $\bar{b}$ の上限値なので，$\bar{b}$ はどのような載荷に対しても $\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$ を超えないように塑性圧縮を生じる．$\bar{b} < \overline{b_{\mathrm{SBS}}}$ での載荷に対する塑性変形を下負荷面を適用して考慮すると，不連続面の降伏関数fは次式になる．

$$f = \bar{b} - \overline{b_{\mathrm{SBS}}} + \Omega \equiv 0 \tag{6}$$

Ω は現在の表面力ベクトルに対する状態境界面上の開口幅$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$と現在の開口幅 $\bar{b}$ の差で，その変化は次式で与えている．

$$d\Omega = \begin{cases} -\omega\Omega|\Omega||d\boldsymbol{\delta}^p| & \text{when } d\delta_{\mathrm{n}}^p \neq 0 \\ -\dfrac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{n}}} d\sigma_{\mathrm{n}} - \dfrac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{s}}} d\sigma_{\mathrm{s}} & \text{when } d\delta_{\mathrm{n}}^p = 0 \end{cases} \tag{7}$$

除荷過程での開口幅の変化は，図–1 のように片対数グラフでの傾きκの直線で表されるので，

$$d\sigma_{\mathrm{n}} = \underbrace{\frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{\kappa}}_{k_{\mathrm{n}}} d\delta_{\mathrm{n}}^e \tag{8}$$

の関係が得られる．これとせん断剛性k_{s}を用いれば表面力ベクトルと弾性相対変位の増分関係が得られる．

$$d\boldsymbol{\sigma} = \underbrace{\begin{pmatrix} k_{\mathrm{n}} & 0 \\ 0 & k_{\mathrm{s}} \end{pmatrix}}_{\boldsymbol{D}^e} d\boldsymbol{\delta}^e \tag{9}$$

塑性相対変位を生じる場合は関連流れ則を仮定することで表面力ベクトルと相対変位の増分関係が得られる．

$$d\boldsymbol{\sigma} = \underbrace{\left[\boldsymbol{D}^e - \frac{\boldsymbol{D}^e \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \otimes \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^e}{\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^e \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \dfrac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{n}}} + \omega\Omega^2 \left|\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right|}\right]}_{\boldsymbol{D}^{ep}} \cdot d\boldsymbol{\delta} \tag{10}$$

ここでは Zhang et al.のモデル [24]の要点のみ説明したが，より詳細な導出過程は付録を参照されたい．

(3) モデルの検証に用いた試験の概要

(2)で示したモデルの検証 [24]は，特定の開口幅の不連続面の一面せん断試験との比較に留まっており，限界状態論の適用の本来の目的であったかみ合わせによるせん断挙動の違いを捉えられるか否かの検証はなかった．そこで，同モデルを用いてかみ合わせのみを変えたせん断試験を解析し，かみ合わせの影響を再現できるか検証する．検証には Babanouri et al. [16]の一面せん断試験を用いた．供試体は天然の岩石の不連続面から型取りして石膏で作成した人工の不連続面である．表-1 に実験供試体の物理的性質を示す．ここで JRC (Joint Roughness Coefficient) とは Barton[4]，Barton & Choubey[6]によって提案されたラフネスの粗さの定量的指標である．また，基礎摩擦角 (Basic friction angle) は平滑な不連続面の滑り摩擦角に相当する．

表-1　実験供試体の物理的性質 [16]

JRC	一軸圧縮強さ	ヤング率	基礎摩擦角
11.35	18.17 [MPa]	8.08 [GPa]	34.59 [°]

表-2　各ケースの実験条件 [16]

	圧縮試験での最大垂直力	せん断時の垂直力	せん断速度
less-Matched	5.0 [MPa]	1.25 [MPa]	0.5 [mm/min]
more-Matched	10.0 [MPa]		

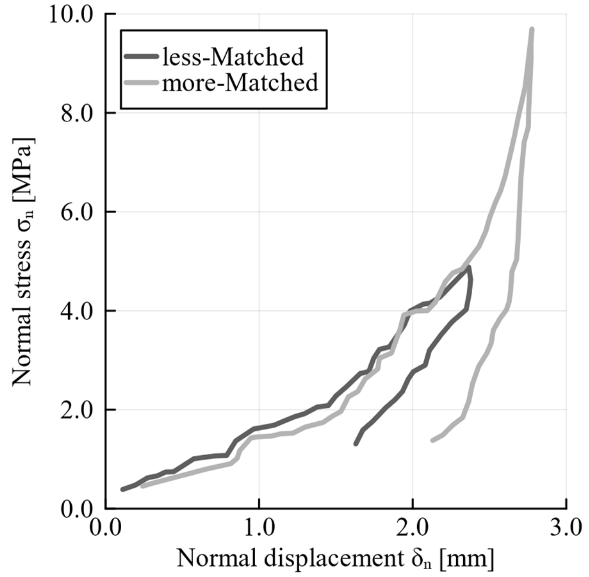


図-2　せん断前の圧縮試験結果 [16]

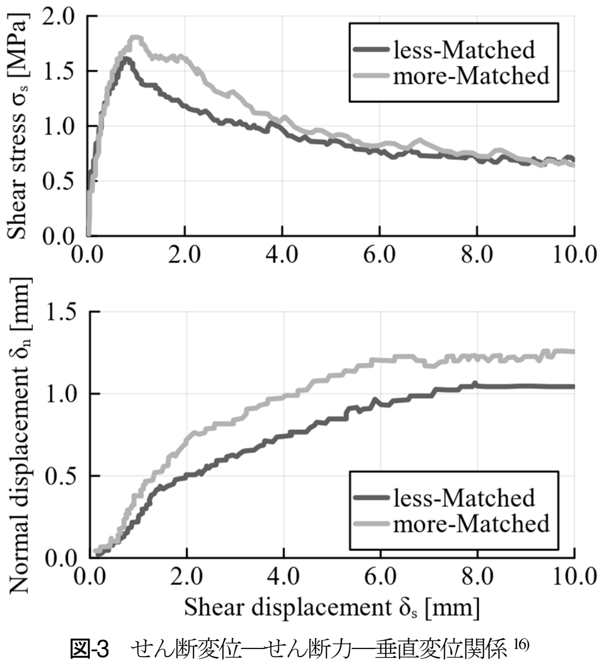


図-3　せん断変位—せん断力—垂直変位関係 [16]

実験条件を表-2 に示す．この実験では，同じ不連続面をもつ複数の供試体に対して異なる垂直力 ($\sigma_{\mathrm{n}}^{\max}$ =5.0, 10.0 [MPa]) で載荷した後，σ_{n} = 1.25 [MPa] まで除荷してからせん断を行っている．つまり，同じ不連続面でも垂直

力の載荷履歴によってせん断開始時の開口幅が異なっており，高い垂直力を与えたケースは開口幅がより小さく，かみ合わせが相対的に良い状態となっている (図-2)．ここでは文献[16]に従って，$\sigma_{\mathrm{n}}^{\max}=5.0$ [MPa]の載荷履歴を与えた比較的かみ合わせが緩いケースを less-Matched，$\sigma_{\mathrm{n}}^{\max}=10.0$ [MPa]の載荷履歴を与えた比較的かみ合わせが良いケースを more-Matched と呼ぶ．

せん断変位とせん断力および垂直変位の関係を表す図-3からは，せん断力はピークを示した後，軟化して残留強度に至る様子や，せん断初期に不連続面は大きくダイレートした後，徐々に変化が緩やかになり，最終的には所定の値に漸近していることを見て取れる．なお，かみ合わせがよいケースのほうがせん断力のピークとダイレイタンシー量が大きくなった．

(4) 構成パラメータの設定方法

Babanouri et al.[16]の一面せん断試験の解析に用いるパラメータを表-3のように決定した．具体的な決定方法を以下に示す．まず，圧縮時の垂直拘束圧と垂直変位の関係に式(11)の双曲線関数[34]をフィッティングさせた．

$$\sigma_{\mathrm{n}}=\frac{v k_{\mathrm{ni}} V_{\mathrm{mc}}}{V_{\mathrm{mc}}-v} \tag{11}$$

ここでvは開口部の閉塞量，k_{ni}は初期垂直剛性，V_{mc}は最大閉塞量である．この曲線に対して最大閉塞時に$\bar{b}=0$に達すると仮定することで各供試体の初期開口幅b_0を逆算した．次に，垂直力を載荷・除荷する際の垂直力―開口幅の関係からλ,κを決定した．限界状態でのせん断力と垂直力の比Mとせん断剛性k_{s}は一面せん断試験の結果から求めた．

$b_{\mathrm{n}},b_{\mathrm{s}}$は状態境界面上の開口幅を決めるパラメータで，垂直拘束圧を載荷した際の開口幅$\bar{b}$の変化や限界状態に至るまでのダイレイタンシーをよく再現できるようにフィッティングした．ただし，限界状態では塑性的な垂直変位が生じないという条件から$b_{\mathrm{n}},b_{\mathrm{s}},\lambda,\kappa$ の間に式 (12) に示す関係式が得られるため，$b_{\mathrm{n}},\lambda,\kappa$を与えれば$b_{\mathrm{s}}$はそれらに従属的なパラメータとなる．

$$b_{\mathrm{n}}-b_{\mathrm{s}}=(\lambda-\kappa)\ln 2 \tag{12}$$

また，ωは開口幅$\bar{b}$が$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$に近づく速さを規定するパラメータで，ピークせん断強度が実験結果に最も適合するよう調整した．

(5) 結果と考察

実験[16]と解析の比較を図-4に示す．図より，かみ合わせが良いmore-Matchedのピーク強度やダイレイタンシーがより大きくことなど，実験で観察されたかみ合わせによる応答の違いを解析はよく再現している．ただし，ピーク強度から残留強度に至る軟化挙動は解析においてより顕著である．図-5は解析での状態変数Ωの変化を示している．開口幅$\bar{b}$とその上限値$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$の差を表すΩはどのケースでもせん断初期は正の値をとり，塑性相対変位を生じるのに伴って減少して0に収束する．2つのケースを比較すると，かみ合わせの良いmore-Matchedのほうがせん断初期のΩは大きいものの，せん断に伴う減少が顕著に生じることでより脆性的な強度低下を再現している．

ところで，less-Machedとmore-Machedはかみ合わせのみ異なる同じ不連続面のせん断試験であるが，図-4からわかるように限界状態の開口幅は必ずしも一致しない．これは限界状態論に基づくモデル[24]では同じ材料に対して限界状態は唯一に定まると考えるのに対して，せん断過

表-3 解析パラメータ

	less-Matched	more-Matched
V_{mc} [mm]	3.37	3.37
b_0 [mm]	1.73	1.27
λ [mm]	0.827	0.712
κ [mm]	0.565	0.250
M [-]	0.530	0.530
k_{s} [MPa/mm]	3.82	3.88
b_{n} [mm]	5.07	4.67
b_{s} [mm]	4.89	4.35
ω [1/mm²]	1.6	3.4

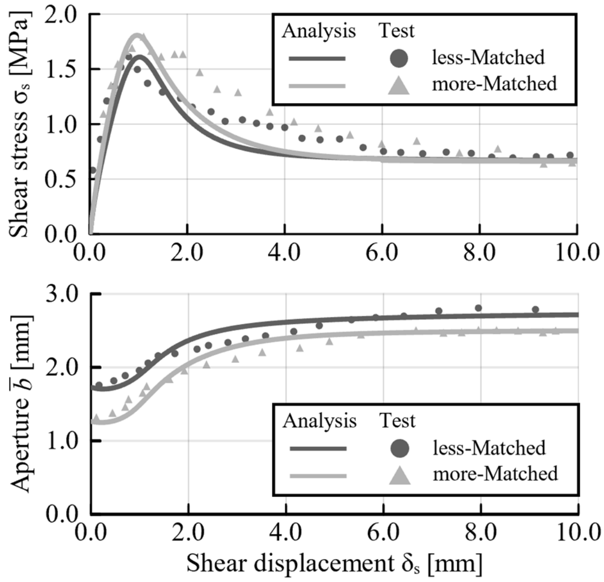


図-4 せん断変位―せん断力―開口幅の関係

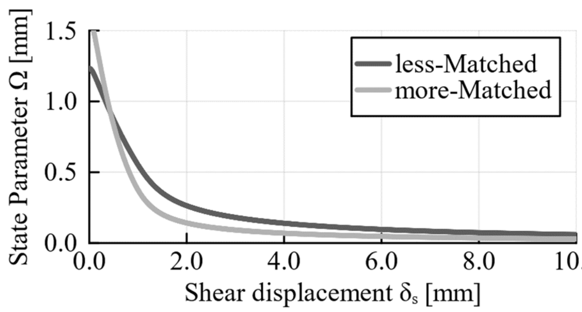


図-5 状態変数Ωの変化（解析値）

程でラフネスの削れによる不連続面の損傷が生じて材料が刻々と変化しているためと考える．具体的には，初期のかみ合わせがよいmore-Machedは，かみ合わせが良いことでせん断による不連続面の損傷がより大きく，限界状態における開口幅がよりかみあった状態に移行したと解釈できる．そのため，表-3のless-Machedとmore-Machedのパラメータには可能な限り共通の値を設定しているものの，$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$に関わるパラメータ等で異なる値を用いた．

なお，き裂面形状が異なる場合，不連続面のせん断挙動は変化する．例えばき裂面形状がより粗い場合，せん断時に凹凸を乗り越えるために必要なダイレイタンシー量が増加し，せん断力のピーク値も大きくなる傾向がある．このような挙動は，凹凸の高さに応じて限界状態での開口幅を増加させることで再現できる．すなわち，限界状態での開口幅が大きいほどその開口幅に至るまでに必要なダイレイタンシーが増加し，流れ則より決まるせん断力とダイレイタンシーの関係より，せん断力のピーク値も大きくなる．

実験における緩やかな軟化挙動を解析が必ずしも捉えなかったのは，本モデルが不連続面のラフネスの劣化を考慮していないためと考えられる．不連続面のラフネスは角度の大きいミクロな凹凸と角度の小さいマクロな凹凸により特徴づけられ[35]，せん断初期はミクロな凹凸がせん断強度やダイレイタンシーを特徴づける一方，ピーク強度を越えるとミクロな凹凸が摩耗してマクロな凹凸がせん断挙動を支配すると考えられている[36)-38)]．しかし，本モデルはそのようなせん断時の劣化特性を考慮しておらず，解析のピークせん断強度が実験結果と適合するようパラメータを決定すると，下負荷面がより急激に状態境界面に近付き，その結果せん断力のピークから残留強度に至る軟化挙動がより顕著な結果となった．したがって，より精緻なせん断挙動の記述には，このようなラフネスの劣化特性を適切に反映したモデルへの拡張が期待される．

3. 不連続面の固着と劣化のモデル化

本章では，Zhang et al.のモデル[24)]を不連続面の固着の影響も考慮できるよう拡張し，Slide-Hold-Slide (SHS) 型一面せん断試験と解析の比較によりモデルの性能を確認する．

Dietrich & Kilgore (1994)[27)]の実験では，接触している凹凸がクリープ変形することで接触領域が拡大し，不連続面の固着が進むことが確認されている．一方，固着した不連続面はせん断を受けると，接触領域が剥離して固着が劣化すると考えられている．SHS型一面せん断試験はこのような固着状態の発達と劣化の影響を観察するために，垂直拘束圧一定下でせん断(Slide)と停止(Hold)を繰り返す試験である．この試験では，接触時間に応じて固着が発達し，再せん断直後に一時的にせん断力が大きく増加して，やがて固着の劣化とともに緩やかに元のレベルに戻る現象が観察されている[39)]．

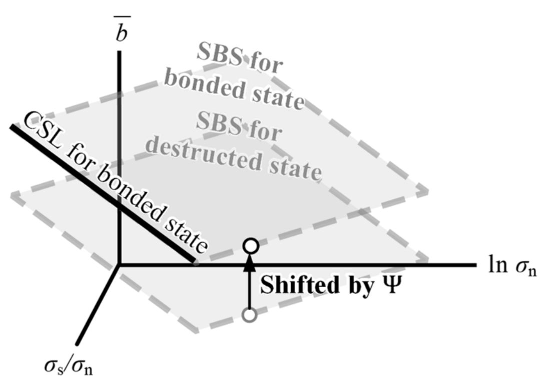


図-6　固着により拡大した状態境界面の概念図

(1) 固着に伴うせん断力の回復と劣化の定式化

土粒子や軟岩の固結構造の発達を考慮した既往モデル[40),41)]を参考にし，表面力ベクトルや開口幅の取りうる範囲を拡大させることで岩石不連続面の固着特性を考慮する．Zhang et al.が式(4)で規定した状態境界面に対して不連続面の固着の発達により状態境界面が拡大すると考え，新しい状態変数Ψで開口幅の方向への拡大を表現する．

$$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}(\sigma_{\mathrm{n}},\eta,\Psi)=b_{\mathrm{n}}-(b_{\mathrm{n}}-b_{\mathrm{s}})\zeta(\eta)-\lambda\ln\frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{p_{\mathrm{a}}}+\Psi \quad (13)$$

式(4)の代わりに式(13)を用いることで降伏曲面が拡大し，固着が発達した不連続面の保持できる表面力ベクトルの範囲は図-6 に示すように拡大する．状態変数Ψは降伏関数に新たに追加された硬化パラメータとして機能するため，その変化を規定する発展則が必要になる．

Kikumoto et al.[41)] は軟岩のせん断帯の固着の影響を比体積に関する状態境界面の移動によって表現し，その移動量Ψの発展則を次のように定めている．

$$d\Psi=S^{h}(\Psi)dt-S^{d}(\Psi)\,|d\boldsymbol{\varepsilon}^{p}| \quad (14)$$

$$S^{h}(\Psi)=\frac{\Psi_{\max}-\Psi}{t_{\mathrm{r}}} \quad (15)$$

$$S^{d}(\Psi)=\chi\Psi|\Psi| \quad (16)$$

ここで，$\boldsymbol{\varepsilon}^{p}$は塑性ひずみベクトル，$\chi$，$\Psi_{\max}$，$t_{\mathrm{ref}}$は材料定数である．式(14)の第一項は接触時間の増加に伴うせん断帯の固着の回復，第二項は塑性変形に伴う固着の破壊を表現している．この定式化は，接触している凹凸のクリープ変形による接触領域の拡大と，せん断に伴う凹凸の接触領域の剥離によって生じる不連続面の固着の発達・劣化に関する実験的観察[27)]にも一致する．したがって，本研究で提案する構成則において状態変数Ψの発展則を次のように定める．

$$d\Psi=S^{h}(\Psi)dt-S^{d}(\Psi)|d\boldsymbol{\delta}^{p}| \quad (17)$$

右辺の第一項は塑性すべりによる不連続面の固着の剥離，第二項は接触の保持時間の経過に伴う固着の回復を表現している．式(17) 第1項は，塑性せん断変位の進展により固着が劣化するとΨが減少して0に漸近する様子を再現する．一方，式(17) 第2項は時間経過に伴う固着特性の回復に上限値$\Psi_{\max}$を設けて，接触の保持時間の経過に応じてΨが$\Psi_{\max}$に漸増することとした．この発展則では，例えば単調にせん断を行う場合には，せん断速度に応じて第1項と第2項の均衡状態が決まり，Ψが所定の値に自然に決定される性能を持つ．このため，せん断速度が遅い場合には固着の発達が優勢となり，一方せん断速度が速い場合には固着の劣化が優勢となる．

ところで岩石摩擦に及ぼす固着特性の影響のモデル化について，既往研究ではDietrichのAging law[29]がよく知られている[42]．このモデルでは，実験的観察に基づいて固着の発展則をa) 静止時における保持時間の対数に比例した固着度の回復，b) 滑り速度の対数に負の相関をもつ固着度の変化．c) 滑りに伴う固着度の低下の3つの性質の組み合わせで規定することでせん断速度と固着状態に依存した摩擦特性を表現している[43]．これに対して提案モデルは，いまだ提案されていなかった，不連続面のラフネスやかみ合わせに加えて固着の発達や劣化を考慮したものであるが，不連続面のすべりのクリープ特性や応力緩和は未だ考慮できない．

Zhang et al.と同様の流れで式(13)から降伏関数を得る．

$$f = \bar{b} - \overline{b_{\mathrm{SBS}}}(\sigma_{\mathrm{n}}, \eta, \Psi) + \Omega \equiv 0 \tag{18}$$

この式は式(6)と全く同じ形であるが，$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$が$\Psi$にも依存する点のみ異なっている．$f$を変形すると次式になる．

$$f = (\lambda - \kappa)\ln\frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{\sigma_{\mathrm{n0}}} - (b_{\mathrm{n}} - b_{\mathrm{s}})\{\zeta(\eta) - \zeta(\eta_0)\}$$
$$-\Delta\delta_{\mathrm{n}}^{p} + (\Omega - \Omega_0) - (\Psi - \Psi_0) \equiv 0 \tag{19}$$

ここでΨ_0はΨの初期値であり，初期状態の固着程度を表している．式(18)の適合条件は次のように示される．

$$df = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} d\boldsymbol{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial \delta_{\mathrm{n}}^{p}} d\delta_{\mathrm{n}}^{p} + \frac{\partial f}{\partial \Omega} d\Omega + \frac{\partial \mathrm{f}}{\partial \Psi} d\Psi = 0 \tag{20}$$

式(20)に関連流れ測，Ωの発展則 (式(7))，Ψの発展則(式(17)を代入すると塑性乗数が求まる．

$$d\Lambda = \frac{\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^{e} \cdot d\boldsymbol{\delta} - S^{h}(\Psi)dt}{\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^{e} \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \dfrac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{n}}} + \{R(\Omega) - S^{d}(\Psi)\}\left|\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right|} \tag{21}$$

塑性乗数を用いて，表面力ベクトルと相対すべり，時間の増分関係が次式のように求まる．

$$d\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D}^{ep} \cdot d\boldsymbol{\delta} - \boldsymbol{D}^{t} dt \tag{22}$$

ここで$\boldsymbol{D}^{ep}$，$\boldsymbol{D}^{t}$は式(23), (24)で与えられる．

$$\boldsymbol{D}^{ep} =$$
$$\boldsymbol{D}^{e} - \frac{\boldsymbol{D}^{e} \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \otimes \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^{e}}{\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^{e} \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \dfrac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{n}}} + \{\omega\Omega|\Omega| - S^{d}(\Psi)\}\left|\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right|} \tag{23}$$

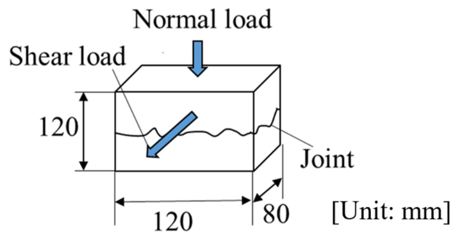


図-7　せん断試験で用いられた不連続面持つ供試体の概要[24]

表-4　実験供試体の物理的性質[24]

JRC	一軸圧縮強さ	ヤング率	基礎摩擦角
16.15	140.3 [MPa]	59.5 [GPa]	38.8 [°]

$$\boldsymbol{D}^{t} = \frac{\boldsymbol{D}^{e} \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} S^{h}(\Psi)}{\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^{e} \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \dfrac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{n}}} + \{\omega\Omega|\Omega| - S^{d}(\Psi)\}\left|\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right|} \tag{24}$$

(2)　SHS型一面せん断試験と解析の概要

Zhang et al.[24]が行ったSHS型一面せん断試験の解析を行う．供試体には花崗岩を用いており，予め圧裂試験により中央部に単一の不連続面を形成している．供試体は長さ 80 [mm]，奥行120 [mm]，高さ120 [mm]の直方体である（図-7）．表-4 に供試体の物理的性質を示す．

試験では，せん断過程に先立って0.5 [MPa]~3.0 [MPa]の範囲で垂直力の載荷・除荷を3回繰り返しており，この結果から状態境界面のパラメータλ，κを取得した．

その後，垂直拘束圧 3.0 [MPa]，温度 20 [℃]のもとでせん断速度 0.1 [mm/min]で SHS 型一面せん断試験が行われている．せん断停止時間は段階ごとに変化させており，徐々に時間を延ばして1分から15時間の保持を行った．なお，実際の試験のせん断保持過程では，せん断が完全に停止してはおらず僅かにせん断変位を生じていたため，解析では実験と同じせん断変位速度 (10^{-5}~10^{-7} [mm/s] 程度) で解析を行った．材料パラメータの設定方法は本稿 2 章で示した方法と同様である．Ψの発展則のパラメータ$\Psi_{\max}$, t_{ref}は実験結果のせん断力の回復によく適合する値とした．また，簡単のため$\chi = \omega$，$\Psi_0 = 0$とした．解析パラメータを表-5にまとめる．

(3)　結果と考察

Slide -Hold-Slide 型一面せん断試験と解析の結果の比較を図-8に示す．図より，提案モデルは初期せん断時のピーク強度やダイレイタンシーだけでなく，ピーク強度到達後のせん断保持と再せん断時に試験で観察されたようなせん断保持後の保持時間に応じたせん断強度回復の様子をよく捉えた．図-9 より，状態変数Ωはせん断の進行に伴って単調に減少する一方，状態変数Ψはせん断停止時に保持時間に応じて増加しており，再せん断時にわずかに減少するものの，長時間保持すると最大値$\Psi_{\max}$に

表-5　解析パラメータ

V_{mc} [mm]	0.0050
b_0 [mm]	0.0043
λ [mm]	0.320
κ [mm]	0.0069
M [-]	0.9
k_s [MPa/mm]	74.88
b_n [mm]	1.2
b_s [mm]	0.98
ω [1/mm^2]	0.74
χ [1/mm^2]	0.74
Ψ_{max}[mm]	0.0045
t_{ref} [s]	3.4
Ψ_0 [mm]	0.0

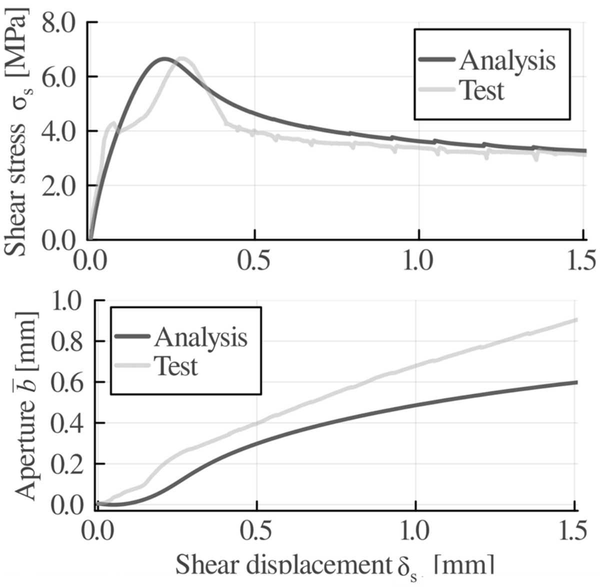


図-8　せん断変位—せん断力—開口幅の関係

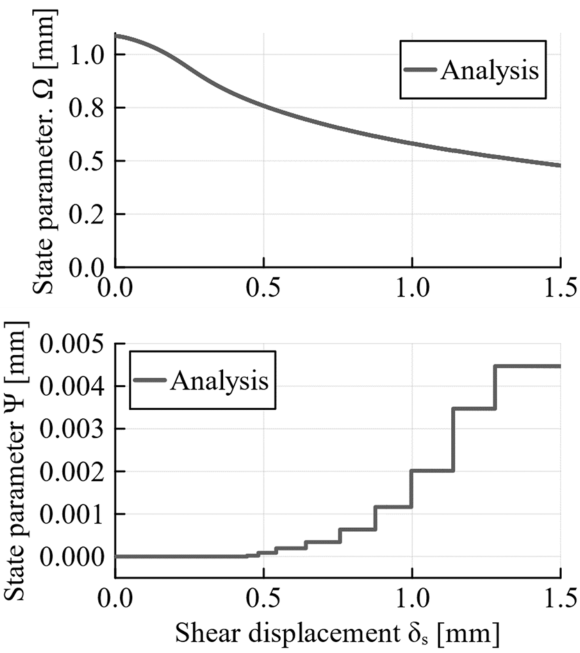


図-9　状態変数ΩおよびΨの変化（解析値）

向けて増加する傾向を確認した．

なお，SHS 型一面せん断試験ではせん断停止直後にせん断力の減少が見られており，応力緩和の兆候を見て取れる．これは速度の直接効果[29]と呼ばれるが，前節でも説明したように，提案モデルでは実験結果を再現するための特殊な解析条件を設定しなければ，応力緩和やクリープを表現できない．

(4)　感度分析

パラメータΨ_{max}は固着に伴う状態境界面の拡大量の最大値を規定し，その値が大きいほど降伏曲面も固着に伴って拡大するため，再せん断時の強度回復量を決定すると考えられる．また，t_{ref}は固着が発達しやすさを規定し，その値が小さいほど，より短時間でΨが増加してせん断強度の回復が起こりやすくなると考えられる．このような挙動の変化を確認するため，Ψ_{max}とt_{ref}に関する感度分析を行った．せん断変位—せん断力—状態変数Ψの関係の違いを明確に確認できるパラメータの値を設定した (表-6)．その他の構成パラメータは表-5 に示した値を用いた．

まず，$t_{ref} = 1.0, 10.0$の 2 ケースについて調べた．保持時間は順に 1 分，10 分，1 時間，3 時間，5 時間である．解析結果を図-10 に示す．$t_{ref} = 10.0$のケースでは，保持時間が長いほどΨが大きく増加し，それに伴いせん断力が一時的により回復する．一方，$t_{ref} = 1.0$ のケースでは保持時間に対するΨの増加率が大きくなり，より短い保持時間でΨはΨ_{max}に漸近する．これより，3 時間，5 時間保持した場合，保持前からΨが大きい値であるためΨの増加量は小さくなり，せん断力の回復量も小さい結果となった．

同様に，$\Psi_{max} = 0.01, 0.03$の 2 ケースについて調べた．解析結果を図-11 に示す．どちらのケースも保持時間が長いほどΨが大きく増加するが，$\Psi_{max} = 0.03$のケースは$\Psi_{max} = 0.01$のケースと比べ，その増加量はより顕著である．これよりせん断力の回復量も$\Psi_{max} = 0.03$のケースがより大きい結果となった．

4. おわりに

本稿では，Zhang et al.[24]が限界状態の概念に基づいて提案した岩石不連続面のモデルについて，かみ合わせのみ条件が異なる不連続面を持つ石膏供試体のせん断試験と解析により適用性を検証し，かみ合わせがピークせん断力やダイレーション量に与える影響を適切に表現していることを確認した．ただし，このモデルはラフネスの損傷や固着の回復特性を考慮していないため，かみ合わせのみが異なる同じ不連続面の応答を統一的なパラメ

表-6　感度分析で用いたパラメータ

	χ [1/mm^2]	$\Psi_{\max}$ [mm]	t_{ref} [s]
図-10	5.0	0.03	1.0, 10.0
図-11	5.0	0.01, 0.03	1.0

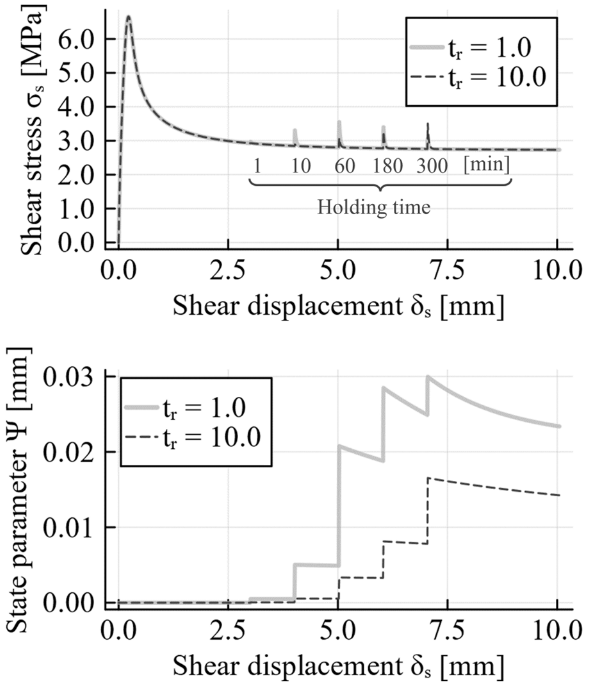


図-10　せん断変位—せん断力—状態変数Ψの関係
(パラメータt_{ref}に関する感度分析)

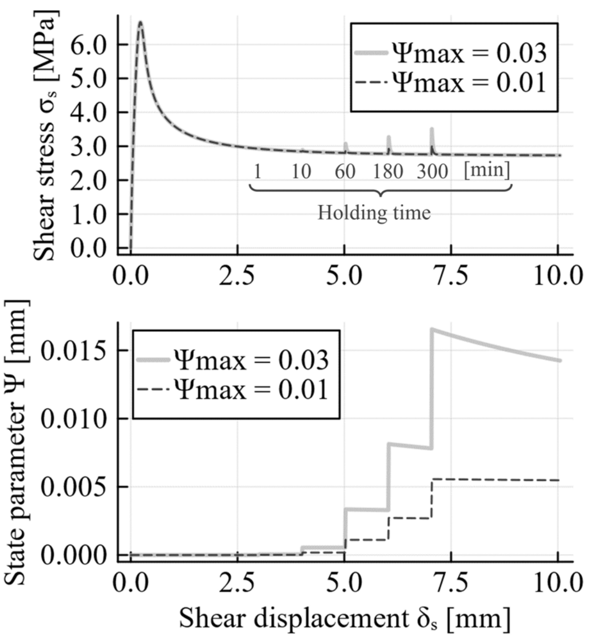


図-11　せん断変位—せん断力—状態変数Ψの関係
(パラメータ$\Psi_{\max}$に関する感度分析)

ータでは再現できない場合があることも説明した．次に，Kikumoto et al.[41]の定式化を参考に Zhang et al.[24]のモデルを拡張して，岩石不連続面の固着の発達と劣化を説明できるモデルを提案した．モデルの性能は単一割れ目をもつ花崗岩供試体のSHS型一面せん断試験の要素解析により検証した．その結果，本モデルが固着状態の発達に伴うせん断力の回復を記述できることを明らかにした．

付録 A 限界状態の概念に基づく岩石不連続面の弾塑性モデル

ここでは Zhang et al. [24]が限界状態の概念に基づいて定式化した岩石不連続面の弾塑性モデルの概要を説明する．

図-1 に示した岩石不連続面の圧縮挙動の片対数グラフでは，1 回目の載荷過程では不可逆的な開口幅の減少を示し，その後の除荷・再載荷過程では，開口幅の変化は概ね可逆的となる．

これより，除荷過程における開口幅の可逆的な変化$d\overline{b^e}$を式 (a 1) のように書く．ここで，κは片対数プロットで直線に近似した除荷・再載荷過程における開口幅変化の傾きである．

$$d\overline{b^e} = -\kappa \ln\left(\frac{\sigma_{\mathrm{n}} + d\sigma_{\mathrm{n}}}{\sigma_{\mathrm{n}}}\right) \qquad (a1)$$

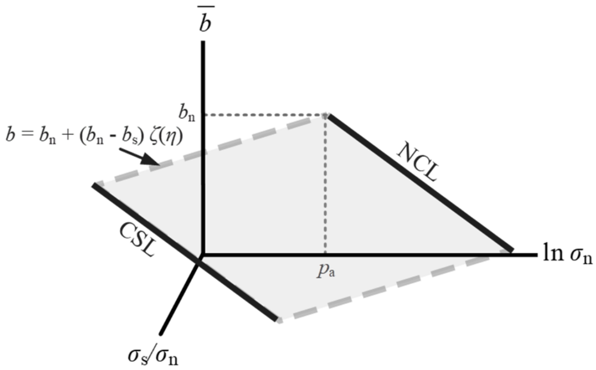
一方で，1 回目の載荷過程における開口幅の不可逆的変化は，載荷した垂直力を支え得る不連続面の最も緩い接触状態を規定すると仮定して，この開口幅を正規圧縮線 (Normal Compression Line; NCL)と定義する．ここで，開口幅の変化を片対数グラフで直線に近似した 1 回目の載荷過程における傾きをλ，大気圧p_{a}(=98 [kPa])下での NCL 上の開口幅をb_{n}とすると，NCL 上の開口幅$\overline{b_{\mathrm{NCL}}}$は次のように示される．

$$\overline{b_{\mathrm{NCL}}} = b_{\mathrm{n}} - \lambda \ln\frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{p_{\mathrm{a}}} \qquad (a2)$$

不連続面は所定のせん断変位に達すると，それ以上せん断変位が増加してもせん断力や垂直変位が変化しない，限界状態に達すると考える [12,44]．そのため，限界状態では垂直力に対して開口幅が唯一に決まるとして限界状態線 (Critical State Line; CSL) を定義する．ここで，CSL は NCL に平行と仮定し，大気圧における CSL 上の開口幅をb_{s}とすると，CSL 上の開口幅$\overline{b_{\mathrm{CSL}}}$は次のように示される．

$$\overline{b_{\mathrm{CSL}}} = b_{\mathrm{s}} - \lambda \ln\frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{p_{\mathrm{a}}} \qquad (a3)$$

NCLとCSL (付録A 図-1) を含む面を任意の表面力を支え得る不連続面の最も緩い接触状態を規定した状態境界面 (SBS) とする．せん断力と垂直力の比ηに関する単調増加関数$\zeta(\eta)$を用いて補間することで，状態境界面の



付録 A 図-1　NCL と CSL の概念図

開口幅$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$は式($a$4)のように示される．ここで関数$\zeta(\eta)$は$\zeta(0)=0$，$\zeta(M)=1$ (Mは限界状態におけるη) を満たす．Zhang et al.[24]は関数$\zeta(\eta)$としてmodified Cam-Clay model[45]の補間関数を用いている．これを式(a5)に示す．

$$\overline{b_{\mathrm{SBS}}} = b_{\mathrm{n}} - (b_{\mathrm{n}} - b_{\mathrm{s}})\zeta(\eta) - \lambda \ln\frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{p_{\mathrm{a}}} \qquad (a4)$$

$$\zeta(\eta) = \frac{\ln\left(1+\left(\frac{\eta}{M}\right)^2\right)}{\ln 2} \qquad (a5)$$

$(\sigma_{\mathrm{n}}, \sigma_{\mathrm{s}}, \bar{b})$ 空間において，状態境界面の内側は弾性域であり，表面力ベクトルの変化に対してアスペリティの弾性変位のみが生じる．一方，開口幅が状態境界面上にあり，表面力ベクトルが状態境界面の外側に向かって変化するとき，その接触状態では表面力を支えきれず，アスペリティの破壊と不連続面の塑性的な相対変位が生じる．この仮定の下，降伏関数fを次のように定める．

$$f = \bar{b} - \overline{b_{\mathrm{SBS}}} \qquad (a6)$$

これより，初期開口幅が状態境界面と比べて小さいほどピークせん断力・ダイレイタンシーが大きくなる現象を表現できる．

式(a6)では，不連続面の開口幅が$\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$より小さい場合，せん断力を載荷しても$\bar{b}=\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$になるまでは不連続面の状態は弾性域内にあり，ダイレイタンシーは発生しない．また，$\bar{b}=\overline{b_{\mathrm{SBS}}}$に達すると急に弾塑性挙動に移行する．しかし実際には，表面力ベクトルが降伏条件に達するより前の弾性域であっても，不連続面の圧縮・拡張が徐々に生じることはよく知られている[1),5)]．そのため本モデルでは，状態境界面の内側では弾性変形のみ生じるとする仮定をやめて，状態境界面内部の弾塑性挙動を説明することができる下負荷面モデル[46)]の概念を導入している．

下負荷面モデルでは，降伏面の内部に，それと相似な形で常に現表面力ベクトル点を通るよう膨張・収縮する下負荷面を設定し，正規降伏面と下負荷面の差に応じて塑性相対変位量が徐々に変化するよう定式化して，従来の弾性域内における弾塑性挙動の表現を達成した．さらに，相対変位に対して表面力ベクトルの増分が連続的に変化する数学的条件を満足しているため，滑らかなせん断力—せん断変位曲線を表現できる[47)]．

本モデルにおける下負荷面の導入を説明する．ある表面力ベクトルに対する状態境界面と現在の開口幅の差をΩとし，次のように定める．状態境界面はその表面力ベクトルに対する最も緩い開口幅であるから，状態変数Ωは不連続面がどれだけかみ合わっているかの程度を表すと言える．

$$\Omega = \overline{b_{\mathrm{SBS}}} - \bar{b} \qquad (a7)$$

式(a7)より，降伏関数fを次式のように置き換える．

$$f = \bar{b} - \overline{b_{\mathrm{SBS}}} + \Omega \equiv 0 \qquad (a8)$$

現在の開口幅は基準状態での開口幅$\bar{b}_r$から$\Delta\bar{b}$だけ変化したものとするとfは次のように整理される．ここで$\Delta\bar{b}$の弾性成分を$\Delta\overline{b^e}$，塑性成分を$\Delta\overline{b^p}$とする．

$$f = \left(\bar{b}_{\mathrm{r}} + \Delta\overline{b^e} + \Delta\overline{b^p}\right) - \overline{b_{\mathrm{SBS}}} + \Omega \qquad (a9)$$

基準状態での垂直力及びせん断力と垂直力の比をσ_{n0}，η_0とし，その表面力ベクトルに対する状態境界面と$\bar{b}_{\mathrm{r}}$の差をΩ_0とすると，$\bar{b}_{\mathrm{r}}$は次のように書ける．

$$\bar{b}_{\mathrm{r}} = b_{\mathrm{n}} - (b_{\mathrm{n}} - b_{\mathrm{s}})\,\zeta(\eta_0) - \lambda\ln\frac{\sigma_{\mathrm{n0}}}{p_{\mathrm{a}}} - \Omega_0 \qquad (a10)$$

式 (a 1)，式 (a 4)，式 (a 10) より式 (a 9) は次のように書きかえられる．

$$f = (\lambda-\kappa)\ln\frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{\sigma_{\mathrm{n0}}} + (b_{\mathrm{n}} - b_{\mathrm{s}})\{\zeta(\eta) - \zeta(\eta_0)\}$$
$$-\Delta\delta_{\mathrm{n}}^{p} + (\Omega - \Omega_0) \equiv 0 \qquad (a11)$$

また，適合条件より次式が成立する．

$$df = \frac{\partial f}{\partial\sigma_{\mathrm{n}}}d\sigma_{\mathrm{n}} + \frac{\partial f}{\partial\sigma_{\mathrm{s}}}d\sigma_{\mathrm{s}} + \frac{\partial f}{\partial\delta_{\mathrm{n}}^{p}}d\delta_{\mathrm{n}}^{p} + \frac{\partial f}{\partial\Omega}d\Omega = 0 \quad (a12)$$

せん断に伴い塑性相対変位が増加するにつれて不連続面のかみ合わせは状態境界面に漸近するように徐々に解消されていき，その速度はかみ合わせが良い (状態変数Ωが大きい) ほど速いと考える．下負荷面が正規降伏面に収束するように，$\Omega>0$のとき$d\Omega<0$，$\Omega<0$のとき$d\Omega>0$，$\Omega=0$のとき$d\Omega=0$となるような減少関数として，塑性的な相対変位が生じた場合におけるΩの発展則を式 (a 13) のように定義する．ここでωは状態変数Ωの減少速度に関するパラメータである．

$$d\Omega = -\omega\Omega|\Omega|\,|d\boldsymbol{\delta}^p| \qquad (a13)$$

一方，塑性相対変位が生じない($d\delta_{\mathrm{n}}^{p}=0$)場合，式($a$12)より状態変数$\Omega$の発展則は次のように示される．

$$d\Omega = -\frac{\partial f}{\partial\sigma_{\mathrm{n}}}d\sigma_{\mathrm{n}} - \frac{\partial f}{\partial\sigma_{\mathrm{s}}}d\sigma_{\mathrm{s}} \qquad (a14)$$

式(a1)の右辺を，σ_{n}周りのテイラー展開により 1 次近似すると次式が成立する．

$$d\sigma_{\mathrm{n}} = \underbrace{\frac{\sigma_{\mathrm{n}}}{\kappa}}_{k_{\mathrm{n}}}d\delta_{\mathrm{n}}^{e} \qquad (a15)$$

式 (a 15) より，不連続面の垂直力σ_n下における垂直剛性

は$k_{\mathrm{n}} = \sigma_{\mathrm{n}}/\kappa$と表せる．これより弾性剛性テンソル$\boldsymbol{D}^e$を次のように仮定する．ここで$k_{\mathrm{s}}$はせん断剛性である．

$$d\boldsymbol{\sigma} = \underbrace{\begin{pmatrix} k_{\mathrm{n}} & 0 \\ 0 & k_{\mathrm{s}} \end{pmatrix}}_{\boldsymbol{D}^e} d\boldsymbol{\delta}^e \qquad (a16)$$

塑性相対変位に関しては関連流れ則を仮定して次式で表す．

$$d\boldsymbol{\delta}^p = d\Lambda \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \qquad (a17)$$

塑性乗数は適合条件より決定する．式(*a* 12)に式(*a* 13)，式(*a* 17)を代入すると，次式が成立する．

$$df = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot d\boldsymbol{\sigma} - d\Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{n}}} - \omega\Omega^2 d\Lambda \left| \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right| = 0 \qquad (a18)$$

式(*a* 16)に式(1)，式(*a* 17)を代入すると次式が成立する．

$$d\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D}^e \cdot d\boldsymbol{\delta} - \boldsymbol{D}^e \cdot \left(d\Lambda \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right) \qquad (a19)$$

式(*a* 18)に式(*a* 19)を代入すると$d\Lambda$が次のように求まる．

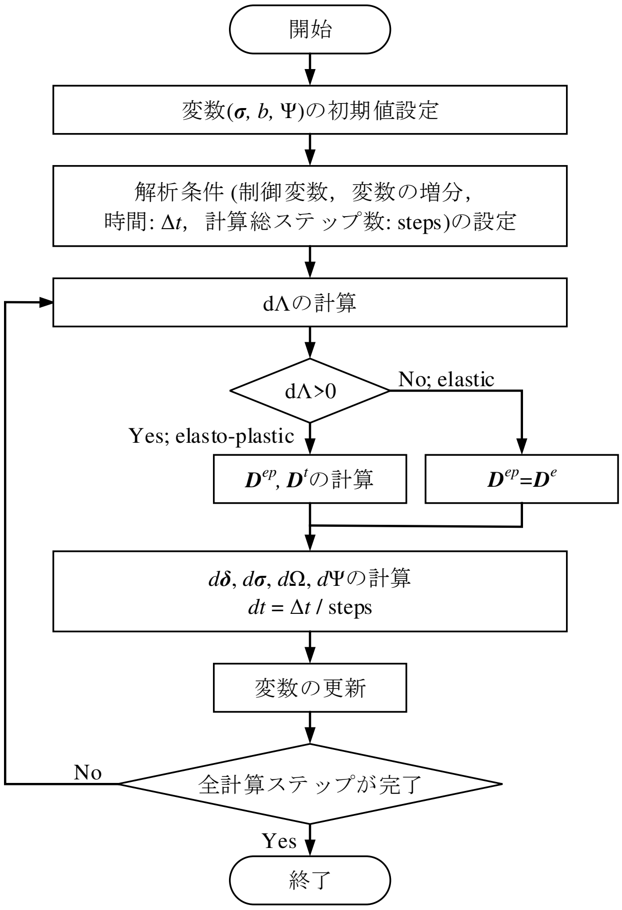
$$d\Lambda = \frac{\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^e \cdot d\boldsymbol{\delta}}{\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^e \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \dfrac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{n}}} + \omega\Omega^2 \left| \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right|} \qquad (a20)$$

最終的に式(*a* 19)，式(*a* 20)より弾塑性剛性テンソルD^{ep}が次のよう求まる．

$$d\boldsymbol{\sigma} = \underbrace{\left[\boldsymbol{D}^e - \frac{\boldsymbol{D}^e \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \otimes \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^e}{\dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \cdot \boldsymbol{D}^e \cdot \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} + \dfrac{\partial f}{\partial \sigma_{\mathrm{n}}} + \omega\Omega^2 \left| \dfrac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right|} \right]}_{\boldsymbol{D}^{ep}} \cdot d\boldsymbol{\delta} \qquad (a21)$$

付録 B 要素解析における計算アルゴリズム

付録 B 図-1 に本研究で行った弾塑性要素解析のフローチャートを示す．本研究では，変数の微小な増分を与えて更新する単純な陽解法により数値計算を行っている．2 章と 3 章で行った要素解析では，垂直力一定で，所定のせん断変位$\Delta\delta_{\mathrm{s}}$とそのせん断変位に達するまでの時間$\Delta t$の条件を与えて計算を行った．また計算は，細かいステップ(総ステップ数を steps とする)に分けて実施した．各ステップにおけるせん断変位の増分を$d\delta_{\mathrm{s}} = \Delta\delta_{\mathrm{s}}$ / steps，時間の増分を$dt = \Delta t$ / stepsとすると，垂直力一定の条件では$d\sigma_{\mathrm{n}} = 0$であるので，これらの値を式(22)に代入することで 1 計算ステップでのせん断応力の増分$d\sigma_{\mathrm{s}}$と垂直変位の増分$d\delta_{\mathrm{n}}$が算出される．同時に不連続面の固着を反映した状態変数Ψの 1 計算ステップあたりの増分は，式(17)によって求まる．このような変数の更新を各計算ステップにおいて繰り返し，全計算ステップを終えた段階で解析を終了した．



付録 B 図-1　要素解析の計算アルゴリズム

REFERENCES

1) Goodman, R. E.: *Methods of geological engineering in discontinuous rocks*, West Virginia University Press, 1976.
2) Ladanyi, B. and Archambault, G.: Simulation of shear behavior of a jointed rock mass, *Proc. 11th US Sym. Rock Mech.*, Berkeley, California, pp. 105-125, 1969.
3) Saeb, S. and Amadei, B.: Modeling rock joints under shear and normal loading, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 29, No. 3, pp. 267-278, 1992.
4) Barton, N.: Review of a new shear-strength criterion for rock joints, *Eng. Geol.*, Vol. 7, Issue 4, pp. 287-332, 1973.
5) Barton, N.: *Modeling rock joint behavior from in situ block tests: implications for nuclear waste repository design*, Inc. Office of Nuclear Waste Isolation, 1982.
6) Barton, N. and Choubey, V.: The shear strength of rock joints in theory and practice, *Rock Mech.*, Vol. 10, pp. 1-54, 1977.
7) Plesha, M. E.: Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation, *Int. J. Num. Anal. Meth. Geomech.*, Vol. 11, Issue 4, pp. 345-362, 1987.
8) Jing, L., Stephansson, O. and Nordlund, E.: Study of rock joints under cyclic loading conditions. *Rock Mech. Rock Eng.* Vol. 26, No. 3, pp. 215-232, 1993.
9) Qiu, X., Plesha, M. E., Huang, X. and Haimson, B. C.: An investigation of the mechanics of rock joints – Part II. Analytical investigation, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 30, No. 3, pp. 271-287, 1993.

10) Lee, H. S., Park, Y. J., Cho, T. F. and You, K. H.: Influence of asperity degradation on the mechanical behavior of rough rock joints under cyclic shear loading, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 38, pp. 967-980, 2001.
11) Desai, C. S. and Fishman, K. L.: Plasticity-based constitutive model with associated testing for joints, *Int. J. Rock mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 28, No. 1, pp. 15-26, 1991.
12) Desai, C. S. and Ma, Y.: Modeling of joints and interfaces using the disturbed-state concept, *Int J. Num. Anal. Meth. Geomech.,* Vol. 16, Issue 9, 1992.
13) Wang, J. G., Ichikawa, Y. and Leung, C. F.: A constitutive model for rock interfaces and joints, *Int. J. Rock. Mech. Min. Sci.*, Vol. 40, Issue 1, pp. 41-53, 2003.
14) Singh, H. K. and Basu, A.: Shear behavior of 'real' natural un-matching joints of granite with equivalent joint roughness coefficient, *Engng. Geol.*, Vol. 211, No. 23, pp. 120-134, 2016.
15) Zhao, J.: Joint surface matching and shear strength part A: Joint matching coefficient (JMC). *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 34, Issue 2, pp. 173-178, 1997.
16) Babanouri, N., Nasab, S. K., Baghbanan, A. and Mohamadi, H. R.: Over-consolidation effect on shear behavior of rock joints, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 48, Issue 8, pp. 1283-1291, 2011.
17) Li, Y., Oh, J., Mitra, R. and Hebblewhite, B.: Experimental studies on the mechanical behavior of rock joints with various openings, *Rock Mech. Rock Eng.*, Vol. 49, pp. 837-853, 2016.
18) Tang, Z. C., Huang, R. Q., Liu, Q. S. and Wong, L. N. Y.: Effect of contact state on the shear behavior of artificial rock joint, *Bull. Eng. Geol. Environ.*, Vol. 75, pp. 761-769, 2016.
19) Johansson, F.: Influence of scale and matedness on the peak shear strength of fresh, unweathered rock joints, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 82, pp. 36-47, 2016.
20) Zhao, J.: Joint surface matching and shear strength part B: JRC-JMC shear strength criterion, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 34, Issue 2, pp. 179-185, 1997.
21) Oh, J. and Kim, G. W.: Effect of opening on the shear behavior of a rock joint, *Bull. Eng. Geol. Environ.*, Vol. 69, pp.389-395, 2010.
22) Tang, Z. C. and Wong, L. N. Y.: New criterion for evaluating the peak shear strength of rock joints under different contact states, *Rock mech. Rock Eng.*, Vol. 49, pp. 1191-1199, 2016.
23) Bayona, F. R., Johansson, F. and Ivars, D. M.: Prediction of peak shear strength of natural, unfilled rock joints accounting for matedness based on measured aperture, *Rock Mech. Rock Eng.*, Vol. 54, pp. 1533-1550, 2021.
24) Zhang, J., Kikumoto, M., Yasuhara, H., Ogata, S. and Kishida, K.: Modeling the shearing behavior of discontinuous rock mass incorporating dilation of joint aperture, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 153, 2022.
25) Roscoe, K. H., Schofield, A. N. and Wrorh, C. P.: On the yielding of soils, *Geotechnique*, Vol. 8, Issue 1, pp. 22-53, 1958.
26) Schofield, A. N. and Peter, W.: *Critical state soil mechanics*, McGraw-hill, 1968.
27) Dietrich, J. H. and Kilgore, B. D.: Direct observation of frictional contacts: New insights for state-dependent properties, *Pure Appl. Geophys.*, Vol. 143, No. 1-3, pp. 283-302, 1994.
28) Yasuhara, H., Elsworth, D. and Polak, A.: Evolution of permeability in a natural fracture: significant role of pressure solution, *J. Geophys. Res.*, Vol. 109, Issue B3, pp. 699-709, 1995.
29) Dietrich, J. H.: Modeling of rock friction: 1. Experimental results and constitutive equations, *J. Geophys. Res.,* Vol. 84, Issue B5, pp. 2161-2168, 1979.
30) Ruina, A.: Slip instability and state variable friction laws, *J. Geophys. Res.,* Vol. 88, Issue B12, pp.10359-10370, 1983.
31) Marone, C.: Laboratory-derived friction laws and their application to seismic faulting, *Annu. Rev. Earth Planet. Sci.*, Vol. 26, No.1, pp. 643-696, 1998.
32) Hashiguchi, K. and Ozaki, S.: Constitutive equation for friction with transition from static to kinetic friction and recovery of static friction, *Int. J. Plast.*, Vol. 24, Issue. 11, pp. 2102-2124, 2008.
33) Brown, S. R. and Scholz, C. H.: Closure of rock joints, *J. Geophys. Res.*, Vol. 91, No. B5, pp. 4939-4948, 1986.
34) Bandis, S. C., Lumsden, A. C. and Barton, N. R.: Fundamentals of rock joint deformation, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 20, Issue 6, pp. 249-268, 1983.
35) ISRM: Suggested methods for the quantitative description of discontinuities in rock mass, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 15, Issue 5, pp. 319-368, 1978.
36) Gentir, S., Riss, J., Archambault, G., Flamand, R. and Hopkins, D.: Influence of fracture geometry on shear behavior, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 37, Issues 1-2, pp. 161-174, 2000.
37) Yang, Z. Y. and Chiang, D. Y.: An experimental study on the progressive shear behavior of rock joints with tooth-shaped asperities, *Int. J. Rock mech. Min. Sci.*, Vol. 37, Issue 8, pp. 1247-1259, 2000.
38) Yang, Z. Y., Di, C. C. and Yen, K. C.: The effect of asperity order on the roughness of rock joints, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 38, Issue 5, pp. 745-752, 2001.
39) Kishida, K., Kawaguchi, Y., Nakashima, S. and Yasuhara, H.: Estimation of shear strength recovery and permeability of single rock fractures in shear-hold-shear type direct shear tests, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 48, Issue 5, pp.782-793, 2011.
40) Gens, A. and Nova, R.: Conceptual based for a constitutive model for bonded soils and weak rocks, *Proc. Int. Symp. On Geotech. Eng. Hard Soils-Soft Rocks*, pp. 485-494, 1993.
41) Kikumoto, M., Vu, P. Q. N., Yasuhara, H. and Kishida, K.: Constitutive model for soft rocks considering structural healing and decay, *Comp. Geotech.*, Vol. 91, pp. 93-103, 2017.
42) Beeler, N. M.: The roles of time and displacement in the evolution effect in rock friction, *Geopys. Res. Lett.*, Vol. 21, Issue 18, pp. 1987-1990, 1994.
43) Nakatani, M.: Conceptual and physical clarification of rate and state friction: Frictional sliding as a thermally activated rheology, *J. Geophys. Res.*, Vol. 106, No. B7, pp. 13347-

13380, 2001.
44) Schneider, H. J.: The friction and deformation behavior of rock joints, Rock. Mech., Vol. 8, pp. 169-184, 1976.
45) Roscoe, K. H. and Burland, J. B.: On the generalized stress-strain behavior of wet clay, *Eng. Plasticity,* Cambridge Univ. Press, pp. 535-609, 1968.
46) Hashiguchi, K.: Constitutive equations of elastoplastic materials with elastic-plastic transition, *J. Appl. Mech.*, Vol. 47, Issue 2, pp.266-272, 1980.
47) Hashiguchi, K.: Fundamentals in constitutive equation: continuity and smoothness conditions and loading criterion, *Soils Found.*, Vol. 40, Issue 4, pp. 155-161, 2000.

(Received)
(Accepted)

ELASTOPLASTIC MODEL FOR ROCK JOINT CONSIDERING MATCHING AND ADHESIVE CONDITIONS BASED ON CRITICAL STATE CONCEPT

Yuki MATSUOKA, Mamoru KIKUMOTO Sho OGATA and Kiyoshi KISHIDA

In order to develop underground structure without rock mass collapse or slippage, it is important to construct a constitutive model that can accurately predict the strength and deformation characteristics of rock joint, which are weak areas of the rock mass. For this purpose, it is necessary to consider the geometry of the rock joint's surface and their matching and adhesive conditions. Therefore, in this study, we conducted whether existing the elasto-plastic model of rock joint based on the critical state concept applied in the Cam-Clay model etc. can take into account differences in matching condition of rock joints, and demonstrated their applicability by analyzing shear tests in which only the initial matching differs. In addition, a new state variable was introduced into the model to take into account adhesion condition, and we conducted the analysis of shear tests with repeated shearing and holding to show that the model is capable of representing stress recovery associated with the development of adhesion.