

Rowe理論を応用した中詰材のせん断抵抗力の評価式に関する一考察

ESTIMATING FORMULA OF SHEAR RESISTANCE FORCE
FOR FILL MATERIALS APPLYING ROWE'S THEORY香月 智^{*} 石川信隆^{**} 大平至徳^{***} 鈴木 宏^{****}

By Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA, Yoshinori OHIRA, Hiroshi SUZUKI

This paper presents an estimating formula of shear resistance force for fill materials of steel framed Sabo structure by applying Rowe's theory. Firstly, Rowe's theory for the 2-dimensional 4 circle elements is modified by introducing the new asymmetric coefficients η, λ into the equation of relationship between internal force and deformation in order to represent the asymmetry of force transmission at contact point. Secondary, the estimating formula of shear resistance force for rectangular fill materials is derivated by deviding the rectangular fill materials into the 5 states, i. e., active state, passive state, and etc.. It is found that the proposed formula is in good agreements with experimental results.

1. 緒 言

近年、砂防ダムの中で鋼製枠組の中に礫材を詰めた、いわゆる鋼製枠砂防構造物が数多く建設されるようになってきた¹⁾。本構造物は、短期施工性、軟弱地盤上での屈撓性、透水性などに優れている。しかし、堤体のせん断変形への抵抗力、すなわち、礫などの中詰材のせん断抵抗力の算定が不明確なため、未だ中詰材か鋼製枠かいずれか一方のみのせん断抵抗力で設計を行っているのが現状である²⁾。

従来、中詰材のせん断抵抗力に関する研究としては、北島らが海岸構造物である鋼矢板セルを対象に行った研究³⁾や、鋼板セル内の砂質土の中詰材の研究^{4), 5)}が見当たるが、礫材を用いた中詰材の研究は見当たらない。このため著者らは、礫中詰材をコンクリート円筒要素にモデル化したせん断抵抗実験⁶⁾および個別要素法を用いたせん断抵抗解析⁷⁾についての研究を行ってきた。その結果、中詰材を緩詰めに配置すると枠内に山形のせん断滑り面が形成され、せん断抵抗力～変位関係が軟化型の弾塑性挙動を示すことがわかった。また、解析によっても中詰材全体の挙動を比較的良く追跡することができるが、個別要素法は極めて長時間のコンピュータ解析を必要とする短所があることも認められた。

一方、鋼製枠砂防構造物は、屈撓性が買われて、不良地盤や地すべり地域、また地盤変動地帯に用いられ、もともと破壊されずに変形度を大きくする構造が追求されており、したがって、変形を基準とした限界状態

* 正会員 防衛大学校助手 土木工学教室 (〒239 横須賀市走水1-10-20)
 ** 正会員 工博 防衛大学校教授 土木工学教室 (同 上)
 *** 正会員 工博 防衛大学校教授 土木工学教室 (同 上)
 **** 正会員 農博 砂防・地すべり技術センター (〒162 新宿区市ヶ谷砂土原町3-4)

設計法の開発も望まれている⁸⁾。以上のような観点から、中詰材と鋼製枠組との共同作用を考慮した設計を行うには、中詰材のせん断抵抗力を比較的簡易な形で、しかも変位の関数として軟化型の挙動を示すような評価式として提示することが必要である。

そこで本研究は、円形粒状体の体積変化とせん断力との関係を理論的に研究したRowe理論^{9)・10)}を応用することに着目したものである。Rowe理論は、円形粒子間に働く力の滑り条件によって、変形状態と力の関係を表すものであるが、粒子群に働く力として三軸圧縮応力状態を前提としているので、このままでは単純せん断変形する中詰材の解析には適用できない。よって、本論文では、このRowe理論の中に非対称パラメータ η 、 λ を導入するとともに、さらに単純せん断枠内の中詰材の応力状態を5つに分類し、矩形枠内の中詰材のせん断抵抗力～変位関係を表す評価式を誘導した。最後に、これを数値的に実験結果と比較することにより、その適用性について検討したものである。

2. モデル化した中詰材のせん断抵抗力実験⁶⁾

(1) 実験の概要

実験は、図-1に示す幅95cm、高さ100cm、奥行き30cmの鋼製の単純せん断枠に図-2に示す直径5cm、長さ12.5cmのコンクリート円筒要素を隣合う要素の間に間隙が生ずるように緩く詰め、その枠上端を油圧ジャッキによって水平載荷したものである。すなわち、枠自体はヒンジ結合構造となっているため、油圧ジャッキによる荷重は、純粋に中詰材自体のせん断抵抗力に一致するものである。中詰材の細部諸元については表-1に示す。

(2) 実験結果と考察

(a) せん断抵抗力～変位関係

図-3は、表-1に示した緩詰め上載荷重なしの場合におけるせん断抵抗力 P と枠上端変位 δ との関係を示したものである。結果は軟化型の弾塑性挙動を示しており、3回の実験結果はいずれも再現性のある結果が得られている。

(b) 中詰材要素の挙動観察

写真-1は、コンクリート円筒要素を中詰材として用いた実験の終局変形状態を示したもので、また図-4は本実験においてこの終局状態に至るまでの要素の移動軌跡を示したもので

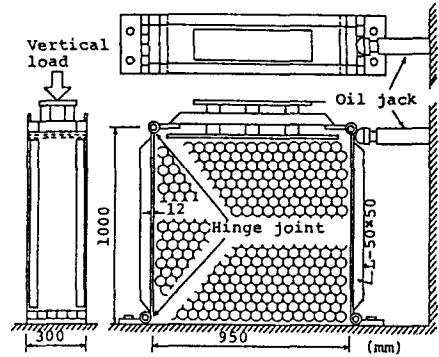


図-1 実験装置

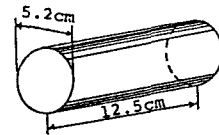


図-2 中詰材

表-1 中詰材の諸元

項目		値
コンクリート要素	直径	5.2cm
	長さ	12.5cm
	重量	0.58kgf
	要素間摩擦係数 (ϕ_u)	31.9°
中詰材配列		15個, 14個を交互に22段
幅 (B)		95cm
高さ (H)		90cm
間隙比		0.28
単位体積重量 (γ)		0.0216kgf/cm ³
要素配列の基準角度	α	52°
	β	52°

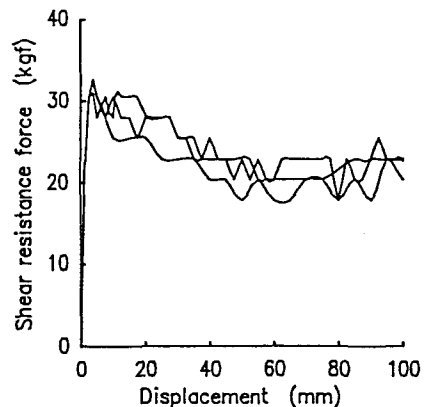


図-3 せん断抵抗力～変位関係
(実験結果)

ある。これらより以下のことが観察される⁶⁾。① 水平載荷された後壁面（水平荷重を受ける方の壁面）側の中詰材は、緩詰め状態から密詰め状態になり、要素の配列変換の挙動は受働状態となっている。② 一方、前壁側においては中詰材上面が沈下していることから、要素は側方に間隔が開いている、いわゆる主働状態となっている。③ 後壁面と前壁面の下部から、明瞭に識別される斜めの境界線ができ、その内部にある三角形領域の要素は不動状態となっている。

以上の観察結果に基づき矩形枠内の中詰材は、図-5に示すように5つの状態に仮定することができる。

すなわち、

- 領域A：中詰材が主働状態になっている領域。
- 領域B：中詰材が受働状態になっている領域。
- 領域C：中詰材が初期配列を保っている不動領域。
- 領域D：主働状態と受働状態が混在している遷移領域。

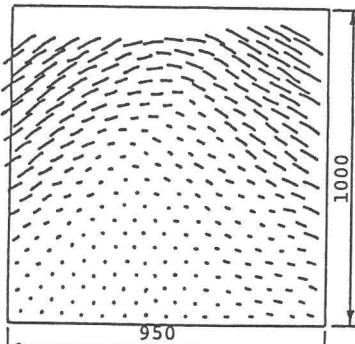


図-4 中詰要素の移動軌跡

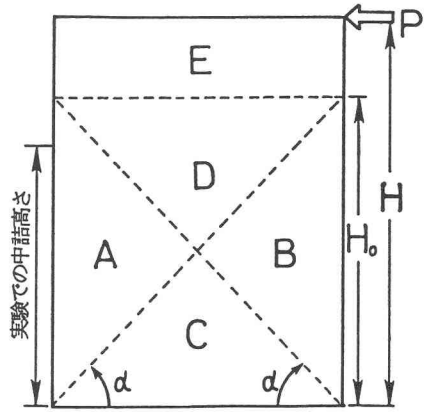


図-5 矩形枠内の中詰材の状態区分

領域E：領域AとCおよびBとCとの間の境界線が延長され前壁および後壁面に到達した場合に形成される領域。よって、この領域は前後壁面に同じ側方圧を及ぼし、領域AおよびBに対し上方からその自重による拘束圧を与える。

ただし、実験では中詰材の詰め込み高さが低いため図-5において $H_0 = H$ （ H_0 ：A、B領域の高さ、 H ：中詰材の高さ）となり、E領域は存在しない。

3. Rowe理論を応用したせん断抵抗力評価式の誘導

(1) 円形要素の中詰材群に働く力と変形

いま、規則的に配列された等粒径の2次元円形要素から成る中詰材群に働く力は、図-6の

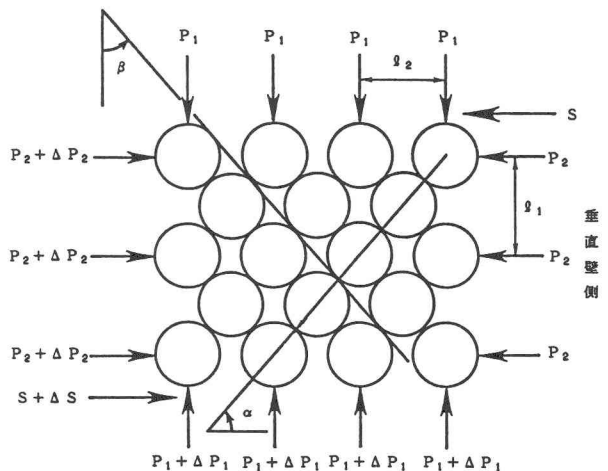


図-6 中詰材群に働く力

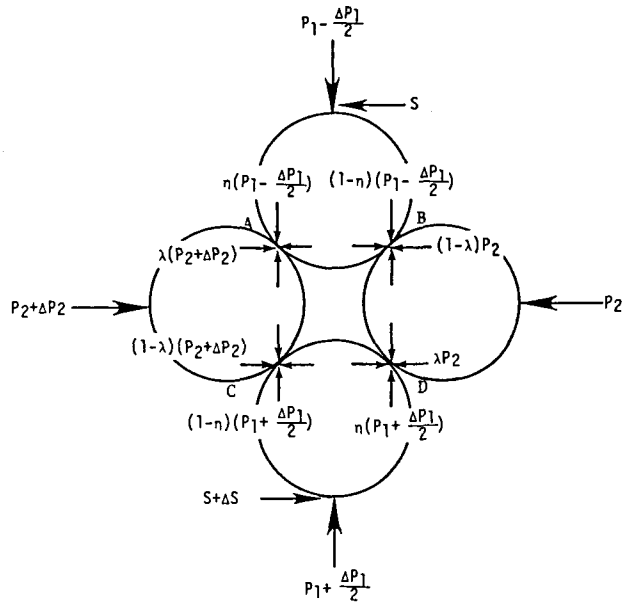
ように表されるものとする。ここに、図-6中の記号は次の通りである。 P_1 ：上面に働く垂直荷重、 ΔP_1 ：中詰材自重による垂直荷重の増分、 P_2 ：水平方向荷重、 ΔP_2 ：幅方向への水平荷重の増分、 S ：中詰材群上面における水平せん断力、 ΔS ：深さ方向へのせん断力の増分、 α ：連なる要素の中心を結ぶ線が水平面となす角、 β ：要素間の接触面が垂直面となす角、 l_1 ：垂直方向の要素間隔、 l_2 ：水平方向の要素間隔である。

(a) 4要素に働く力のつり合いと
滑り状態の仮定

図-6に示す要素群の中から4つの要素を選び、それに働く力と接触点での力のつり合いを図-7に示すように表すものとする。ここで P_1 と P_2 が接触面で非対称な力の伝え方をすることを表すようにするために、 η と λ の2つの非対称パラメータを導入する。このパラメータ η と λ は次式のような値をとるものとする。

$$0.5 \leq \eta \leq 1.0, \quad 0.5 \leq \lambda \leq 1.0 \quad (1)$$

図-7 4要素における力のつりあい



この式(1)の範囲の値を採用した理由は、過去に著者ら⁷⁾の行った個別要素法による中詰材のせん断抵抗解析結果により、後壁面から斜め下方に向かう方向の接触力が卓越していたため、垂直方向には η 、水平方向には λ によってその非対称性を考慮できるものとした。なお、 $\eta = 0.5$ 、 $\lambda = 0.5$ の場合はRowe理論に一致する¹⁰⁾。

(b) 4要素の滑り状態の仮定

従来のRowe理論では、力の対称性を前提として図-8(c)に示すように4つの接点が同時に滑っている滑り状態を仮定しているが¹⁰⁾、本研究では図-5を参照して力が非対称となるように2つの接点が滑り状態に達するように図-8(b)を仮定した。

すなわち互いに接触し合ってい

(a) 要素の運動状態		滑り状態	
		(b) 本研究	(c) Rowe理論
主働			

図-8 4要素における変形と接点の滑り状態

る4つの要素の滑り状態を主働と受働によって区別し、滑り点の位置を図-8(b)のように主働ではB、C点、受働ではA、D点として異なるものとした。なお、ここで主働とは図-8(a)のように側方からの拘束力 P_2 が減少することにより、4要素の中心点Oに向かう相対運動が水平方向に対しては膨張し、垂直方向に対して収縮する状態であり、受働とはその逆の運動をする状態をいう。

(c) 傾きをもった接触面における滑り開始の判定条件

いま図-8(b)の滑り位置における滑り開始の応力状態を調べるために、まず図-9に示すように、垂直面に対し β の傾きを持つY-Y面上において、垂直方向に Q_1 、水平方向に Q_2 の力を受ける物体が滑り移動を開始する判定条件を導く。すなわち、Y-Y面と物体との間の静止摩擦係数を ϕ_u とすると、図-9に示す幾何学的な条件から次のように表すことができる。

① $Q_1 > Q_2$ で、主働的に滑る場合

Q_1 、 Q_2 の合力が、図-9においてY-Y面に対する法線から $+\phi_u$ だけ回転した方向上にあることから、次式が成立する。

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \tan(\beta + \phi_u) \quad (2)$$

② $Q_1 < Q_2$ で、受働的に滑る場合

Q_1 、 Q_2 の合力が、図-9においてY-Y面に対する法線から $-\phi_u$ だけ回転した方向上にあることから、次式が成立する。

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \tan(\beta - \phi_u) \quad (3)$$

③ 滑らない場合

Q_1 、 Q_2 の合力が、図-9においてY-Y面に対する法線から $\pm\phi_u$ 回転した方向の中にあることから、次式が成立する。

$$\tan(\beta - \phi_u) < \frac{Q_1}{Q_2} < \tan(\beta + \phi_u) \quad (4)$$

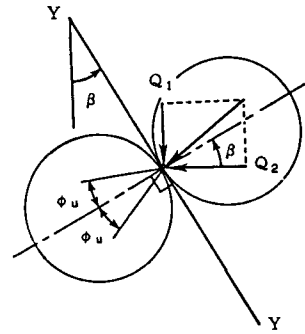
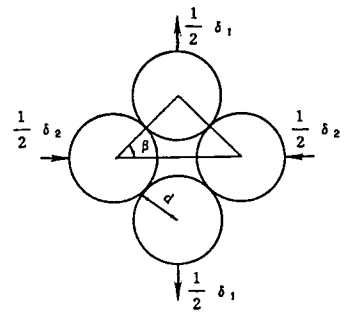


図-9 傾きをもった接触面における滑り開始の判定条件



(a) 4要素の相対変位

(d) 受働状態の垂直方向応力 σ_1 と水平方向応力 σ_2 との関係

次に、受働状態において、図-8(b)から接触点AとDに式(3)を適用する。接触点Aに図-7を参照して式(3)を適用すると次式が得られる。

$$\frac{\eta (P_1 - \Delta P_1 / 2)}{\lambda (P_2 + \Delta P_2)} = \tan(\beta - \phi_u) \quad (5)$$

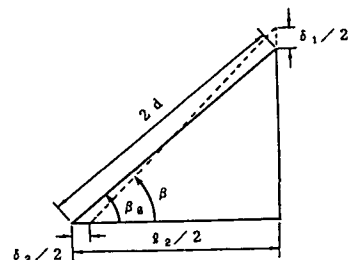
接触点Dに対しても同様に

$$\frac{\eta (P_1 + \Delta P_1 / 2)}{\lambda P_2} = \tan(\beta - \phi_u) \quad (6)$$

式(5)、(6)を連立して解くと次の式が得られる。

$$\Delta P_2 = \frac{-\eta \Delta P_1}{\lambda \tan(\beta - \phi_u)} \quad (7)$$

$$P_2 = \frac{\eta (P_1 + \Delta P_1 / 2)}{\lambda \tan(\beta - \phi_u)} \quad (8)$$



(b) 初期角度 β_0 と変形中の角度 β
図-10 接触角 β の変化

ここで、垂直方向の応力を σ_1 、水平方向の応力を σ_2 、中詰材の単位体積重量を γ とすると、図-6、図-7の幾何学的な関係から次式が成立する。

$$\sigma_1 = P_1 / l_2 \quad , \quad \sigma_2 = P_2 / l_1 \quad (9)$$

$$l_1 / l_2 = \tan \alpha \quad (10)$$

$$\gamma = \Delta P_1 / (l_2 l_1) \quad (11)$$

よって、式(9)～(11)を式(8)に代入したうえで、整理すると次式が求まる。

$$\sigma_2 = \frac{\eta}{\lambda} \frac{(\sigma_1 + l_1 \gamma / 2)}{\tan(\beta - \phi_u) \cdot \tan \alpha} \quad (12)$$

一方、 σ_1 は次のようにも表せる。

$$\sigma_1 = \gamma \cdot h \quad (13)$$

ただし、 h ： P_2 の作用する点の深さ。

したがって、 σ_1 は h に比例的かつ連続的に変化することになる。また、 h が大きくなると必然的に $h \gg l_1$ となることから、式(12)の分子の第2項は削除しても差し支えない。すなわち、式(12)は次式のようにになる。

$$\sigma_2 = \frac{\eta}{\lambda} \cdot \frac{\sigma_1}{\tan(\beta - \phi_u) \cdot \tan \alpha} \quad (14)$$

ところで、4つの要素が受働的に運動する場合の相対的な変形量を図-10(a)のように表すと、中心点を結ぶ三角形の幾何学的な関係から変形後の接触角 β は初期の接触角 β^0 と水平方向のひずみ量 $\varepsilon_2 = \delta_2 / l_2$ を用いて次のように表せる。

$$\beta = \cos^{-1} \{ (1 - \varepsilon_2) \cos \beta^0 \} \quad (15)$$

よって、式(15)を式(14)に代入すると変形に应ずる σ_2 が次式のように得られる。

$$\sigma_2 = \frac{\eta}{\lambda} \frac{\sigma_1}{\tan \{ \cos^{-1} [(1 - \varepsilon_2) \cos \beta^0] - \phi_u \} \cdot \tan \alpha} \quad (16)$$

(e) 主働状態の垂直応力 σ_1 と水平方向応力 σ_2 との関係

主働状態においても受働状態の場合と同様に式を誘導することによって、次の関係式が得られる。

$$\Delta P_2 = \frac{(1 - \eta) \Delta P_1}{(1 - \lambda) \tan(\beta + \phi_u)} \quad (17)$$

$$P_2 = \frac{(1 - \eta) (P_1 - \Delta P_1 / 2)}{(1 - \lambda) \tan(\beta + \phi_u)} \quad (18)$$

$$\sigma_2 = \frac{(1 - \eta)}{(1 - \lambda)} \cdot \frac{\sigma_1}{\tan \{ \cos^{-1} [(1 + \varepsilon_2) \cos \beta^0] + \phi_u \} \cdot \tan \alpha} \quad (19)$$

(f) 最小仕事の原理による非対称係数 η 、 λ の決定法

以上の諸式を用いて、非対称パラメータ η 、 λ を最小仕事の原理を用いて決定する。

まず、図-8(b)において、主働状態の場合には、A点とD点は非滑り状態を前提とするので式(4)の関係が成立する必要がある。すなわちA点においては、次式が成立する。

$$\tan(\beta - \phi_u) < \frac{\eta (P_1 - \frac{\Delta P_1}{2})}{\lambda (P_2 + \Delta P_2)} < \tan(\beta + \phi_u) \quad (20)$$

またD点においては、次式が成立する。

$$\tan(\beta - \phi_u) < \frac{\eta (P_1 + \frac{\Delta P_1}{2})}{\lambda P_2} < \tan(\beta + \phi_u) \quad (21)$$

よって、A点とD点から求まる条件式の共通部分を求め、式(17)を連立させて整理すると次式の条件が求まる。

$$1 + \frac{\eta_1}{2h} \leq \frac{\lambda(1-\eta)}{\eta(1-\lambda)} \leq \frac{\tan(\beta+\phi_u)}{\tan(\beta-\phi_u)} \cdot \frac{h}{(h+\eta_1/2)} \quad (22)$$

一方、同様な手法により受働状態における条件を求めると式(22)と全く同じ条件式が得られる。

ところで、受働状態においてなされる仕事 E_p は、図-8および図-10より次式のように表される。

$$\begin{aligned} E_p &= \frac{\delta_1}{2} (2P_1) + \frac{\delta_2}{2} (2P_2 + \Delta P_2) \\ &= \delta_1 P_1 + \delta_2 \frac{\eta}{\lambda} \cdot \frac{P_1}{\tan(\beta-\phi_u)} \end{aligned} \quad (23)$$

上式より、 E_p は η 、 $1/\lambda$ に比例して増加するので、 E_p を最小にする η_p と λ_p の組み合わせは、次式によって与えられる。

$$\{\eta_p = \min \eta \text{ and } \lambda_p = \max \lambda \mid \text{Eq. (1) and Eq. (22)}\} \quad (24)$$

ただし、添字 p は受働側を表し、記号「 $\mid$ 」は制約を意味する。

ここで、式(22)の解は η については式(1)を、 λ については式(22)右側の不等式をアクティブにすることによって、次式のように得られる。

$$\eta_p = 0.5, \quad \lambda_p = K / (1+K) \quad (25)$$

ただし、

$$K = \frac{\tan(\beta+\phi_u)}{\tan(\beta-\phi_u)} \cdot \frac{h}{(h+\eta_1/2)}$$

同様に主働状態においてなされる仕事 E_a は次式によって与えられる。

$$E_a = \delta_1 P_1 + \delta_2 \frac{(1-\eta)}{(1-\lambda)} \cdot \frac{P_1}{\tan(\beta+\phi_u)} \quad (26)$$

この場合には、明らかに $(1-\eta)/(1-\lambda)$ の値が最小の場合に E_a が最小になることがわかる。一方、式(22)の左の不等式を λ に関して整理すると次式が求まる。

$$\lambda \geq \frac{\eta(1+\eta_1/2h)}{(1+\eta\eta_1/2h)} \quad (27)$$

$(1-\eta)/(1-\lambda)$ の値は λ が小さいほど小さくなるので、式(27)を満足する $\lambda_{\min}$ を用いて整理すると次式ようになる。

$$\frac{(1-\eta)}{(1-\lambda)} = (1+\eta\eta_1/2h) \quad (28)$$

上式によると η の値が小さいほど $(1-\eta)/(1-\lambda)$ の値は小さくなる。よって、 E_a を最小にする η_a と λ_a の組み合わせは、次式によって与えられる。

$$\{\eta_a = \min \eta \text{ and } \lambda_a = \min \lambda \mid \text{Eq. (1) and Eq. (22)}\} \quad (29)$$

ただし、添字 a は主働側を表す。

すなわち、式(29)の解は式(27)と式(1)をアクティブにすることによって、次式のように求められる。

$$\eta_a = 0.5, \quad \lambda_a = \frac{0.5+\eta_1/4h}{1+\eta_1/4h} \quad (30)$$

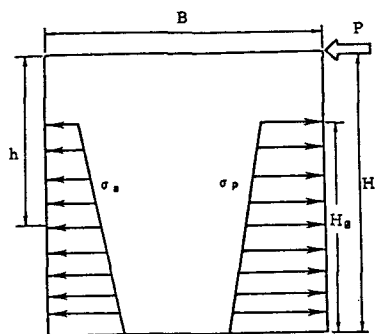


図-11 壁面に働く応力とせん断力Pとのつり合い

(2) 矩形枠内の中詰材のせん断抵抗力

矩形枠内の中詰材のせん断抵抗力実験の結果、図-5に示すような領域区分が観察された。よって、せん断抵抗力 P とつり合う前後壁面に働く応力 σ_a 、 σ_p は、図-11のように表される。ここで、領域Eの応力を省いているのは、両壁面に同じ応力が作用するため、せん断抵抗力 P には寄与しない領域と考えられるためである。このような仮定に基づけば底面まわりのモーメントのつり合いは次式ようになる。

$$P \cdot H = \int_{H-H_0}^H (H-h) (\sigma_p - \sigma_a) dh \quad (31)$$

ただし、 H ：中詰材の深さ、 H_0 ：A、B領域の高さ（ $H_0 = B \tan \alpha$ ）

ただし、 $H \leq H_0$ のとき $H_0 = H$

一方、領域A、Bにおいては壁面と不動領域Cとの間に均一な水平方向のひずみ ε_2 が発生するものとする、図-12に示す関係からそのひずみは深さに関わらず一定となり、次式によって与えられる。

$$\varepsilon_2 = (\delta \tan \alpha) / H \quad (32)$$

ただし、 δ = 枠上端の変位量。

よって、式(31)に式(16)、(19)、(32)を代入して整理すると、中詰材のせん断抵抗力 P は次式によって与えられる。

$$P = \left[\frac{\eta_p}{\lambda_p} \nu_p - \frac{(1-\eta_a)}{(1-\lambda_a)} \nu_a \right] \cdot \frac{\gamma}{H} \cdot \left[\frac{HH_a^2}{2} - \frac{H_a^3}{3} \right] \quad (33)$$

ただし

$$\nu_p = \frac{1}{\tan \{ \cos^{-1} [(1 - \frac{\delta \tan \alpha}{H}) \cos \beta^0] - \phi_u \} \cdot \tan \alpha}$$

$$\nu_a = \frac{1}{\tan \{ \cos^{-1} [(1 + \frac{\delta \tan \alpha}{H}) \cos \beta^0] + \phi_u \} \cdot \tan \alpha}$$

4. 数値計算結果と考察

(1) 解析法の妥当性の検討

式(33)の適用性を検討するために、2.で行った実験結果と比較する。まず実験条件 $\beta = 52^\circ$ 、 $\phi_u = 31.9^\circ$ および $\ell_1 = 5.2\text{cm}$ において深さ h に対応する非対称パラメータ λ_a 、 λ_p を式(30)、式(25)から求めると、表-2に示す値が得られる。これより深さ方向に λ_a 、 λ_p は変化していることが認められるが、その変化率はさほど大きくないため、ここでは、これらを平均化した値 $\lambda_a = 0.51$ 、 $\lambda_p = 0.96$ を用い、これらを式(33)に代入して計算した。

図-13は式(33)の解析結果を実験結果（図-3で示した3回の実験値を平均した値）と比較して示したものである。解析結果は、軟化型の剛

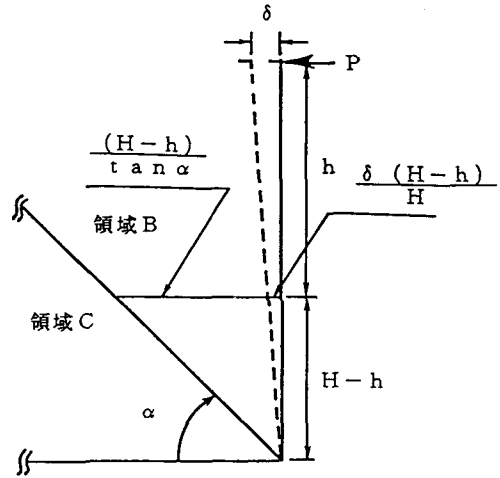


図-12 側方ひずみの関係

表-2 深さ h と λ_a 、 λ_p の値

h/ℓ_1	λ_a	λ_p
1	0.600	0.946
3	0.538	0.956
5	0.524	0.959
7	0.517	0.960
10	0.512	0.961
13	0.509	0.961
15	0.508	0.961
17	0.507	0.961
20	0.506	0.961

塑性挙動とそのせん断抵抗力を表している。ただし、実験結果の方が当初の軟化傾向が大きいため、変位40～80mm付近では、解析結果の方が大きなせん断抵抗力を与えている。これは、解析では中詰材内部のひずみの分布を同一領域内では均一とする仮定を用いているのに対し、実験では不均一な側方ひずみ分布が発生するためではないかと考えられる。すなわち、中詰材が円筒形規則配列で、緩詰めの場合にはRowe理論を拡張した本解析法によって、その塑性変形領域のせん断抵抗力～変位関係を良くシミュレートできることが認められる。

(2) 要素間摩擦係数 ϕ_u の影響

図-14は、要素間の静止摩擦係数 ϕ_u を変化させた場合のせん断抵抗力～変位関係を示したものである。ここで、 ϕ_u を変化させることは、実際の礫では実験に用いたコンクリート表面とは異なった粗度を持つことの影響をモデル的に調べることを意味している。

図-14から、要素間の静止摩擦係数 ϕ_u の変化はわずか2°であるにもかかわらずせん断抵抗力が明瞭に増加している。すなわち、当然のことながら ϕ_u がせん断抵抗力の重要な要因となっていることがわかる。一方、その剛塑性挙動における軟化傾向の大きさは、変位0cmにおけるせん断抵抗力に対し変位4cmでは約17%、変位10cmでは約30%のせん断抵抗力の減少が認められる。

(3) 堤体幅Bの影響

図-15は、堤体高さHを一定にして堤体幅Bを変化させたときのせん断抵抗力を示したものである。これより、せん断抵抗力は堤体幅につれて大きくなる単調増加の関係にあるが、 $B = H / \tan \alpha$ に相当する堤体

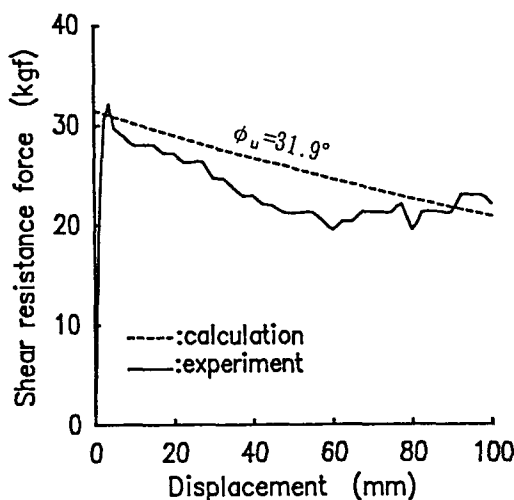


図-13 せん断抵抗力～変位関係
(解析結果)

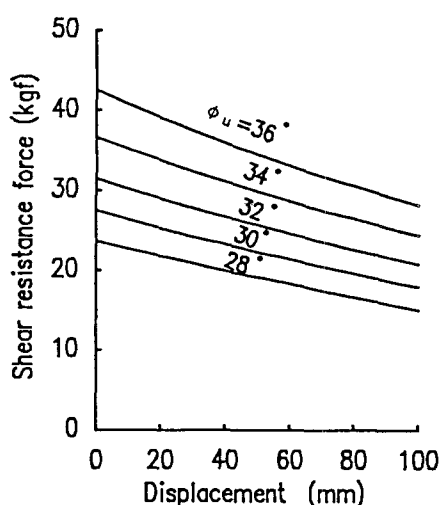


図-14 せん断抵抗力～変位関係に
及ぼす摩擦係数 ϕ_u の影響

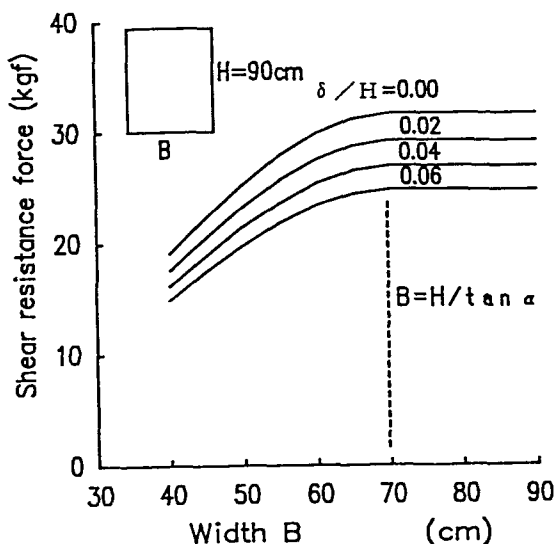


図-15 せん断抵抗力～堤体幅関係

幅70cmを越えると式(33)において $H \leq B \tan \alpha$ 、 $H_g = H$ と一定になるためせん断抵抗力も一定の値となる
ことがわかる。すなわち、一般的に堤体高 H は後背地の所要体積などで決定されるのに対し、堤体幅 B は底
面の滑り安定計算に対し安全な範囲で決定できる設計値である。しかし、図-15によれば一般的に堤体幅を大
きくすることによって中詰材のせん断抵抗力を増すことができるが、 $B = H / \tan \alpha$ を越える堤体幅では
必ずしもせん断抵抗力を高めることができないことを示している。

5. 結 言

本研究は、Roweの理論を応用して円形要素を用いた中詰材のせん断抵抗力～変位関係を誘導したもの
である。本研究で得られた成果を要約すると以下のようになる。

- (1) Rowe理論に接触力の伝達の非対称性を表す係数 η 、 λ を導入し、また矩形枠内の中詰材を主働状態、
受働状態、不動領域などの領域に区分することによって、円形要素の中詰材のせん断抵抗力～変位関係を表
す評価式を誘導することができた。
- (2) η と λ の決定に当たっては、最小仕事の原理に基づいて、主働状態においては $\eta_g = \min \eta$ 、 $\lambda_g = \min \lambda$ 、
受働状態においては $\eta_p = \min \eta$ 、 $\lambda_p = \max \lambda$ の値をとることがわかった。
- (3) 誘導した解析式は、コンクリート円筒要素を用いた実験値と比較的良く一致することが認められた。
- (4) 中詰材のせん断抵抗力は、中詰材要素間の摩擦係数 ϕ_0 の影響を著しく受けることがわかった。
- (5) 本評価式によれば中詰材のせん断抵抗力は、堤体幅が大きくなるにつれて増加するが、堤体幅 B が
 $H / \tan \alpha$ を越えると増加しなくなることが認められた。

なお、本評価式は円形要素を前提として誘導したものであるが、一般の礫材にどのように適用すべきかに
ついては、さらに今後の研究が必要である。

参考文献

- 1) 佐野常昭・鈴木宏：鋼製治山砂防施設の歴史と現状、新砂防、vol.41、No.1、pp.84～91、昭和63年6月。
- 2) 砂防・地すべり技術センター鋼製砂防構造物委員会：鋼製砂防構造物設計便覧、昭和62年10月。
- 3) 北島昭一：岩盤上のセル構造の破壊について、土と基礎、pp.25～33、1962年10月。
- 4) 伊藤富雄・松井保：鋼板セルの理論解析、災害科学研究所、1980
- 5) 北島昭一・野田節男・中山種清：根入れ鋼板セルの静的挙動、港湾技研資料No.375、1981
- 6) 香月智・石川信隆・鈴木宏・佐野清：モデル化した中詰材のせん断抵抗実験について、平成元年度砂防
学会研究発表会概要集、pp.337～340、平成元年5月。
- 7) 香月智・小坂元一・石川信隆・大平至徳：個別要素法による中詰材のせん断抵抗解析法における入力定
数に関する一考察、構造工学における数値解析法シンポジウム論文集、第13巻、pp.123～128、
平成元年7月。
- 8) 日本溶接協会：地下・基礎構造物—設計法の現状と展望—、p.386、平成元年11月
- 9) 最上武雄編著：土質力学、技報堂、pp.610～618、昭和52年1月。
- 10) Rowe, P.W.:The Stress-Dilatancy Relation for Static Equilibrium of an Assembly of Particles
in Contact, Proc. Royal Soc., London, Series A, Vol. 269, pp.500～527, 1962.

1989年10月2日受付