

鋼製棒砂防構造物における中詰材のせん断抵抗解析に関する一考察

A STUDY ON SHEAR RESISTANT ANALYSIS OF FILLED BOULDER

IN STEEL FRAMED SABO STRUCTURE

香月 智* 石川信隆** 大平至徳*** 鈴木 宏****

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

This paper presents a shear resistant analysis of filled boulder in the steel framed Sabo structures by using a distinct element method. At first, a filled boulder is modelled by a circle element. Then, a shear resistant analysis is developed by performing displacement incremental analysis in the distinct element method. The influence of filled method of boulder is examined on the movement of a element and the shear force~displacement relation. In the case of dense filled boulder, the shear slide surface appears in a layer form and the shear force increases with increase of the deformation, as the hardening type of elastic-plastic behavior. On the other hand, in the case of loose filled boulder, shear slide surface comes out in a triangular form and the shear force decreases with increase of deformation, as the softening type of elastic-plastic behavior.

1. 緒言

鋼製棒砂防構造物は、写真-1に示すような鋼製棒の中に玉石や礫などの中詰材を詰めた構造物で、水の透過性が良いため地下水位の変動を招きにくいこと、屈撓性が大きいこと支持地盤の不等沈下に対する追従性能が高いこと、軽量のユニット式鋼材と現地で採取可能な礫材を使って施工するため、山間地での施工が可能であること、およびコンクリートダムに比し養生期間を要しないため短期施工が可能であることなどの利点が着目され、近年火山地域や土石流発生予想地区において、また治山・地すべり対策としてその設置箇所が増加の傾向にある¹⁾。しかし、鋼製棒砂防構造物の設計において、鋼製棒と中詰材の一体挙動としてのせん断抵抗力が未だ不明であるため、現在次のような2つの方法のうちのいずれかで設計が行われている²⁾。その一つは、背面にある堆砂圧や水圧などの水平力に対して中詰材だけのせん断抵抗力によりダムの全体形状を設計し、鋼製棒部材はこの中詰材の漏出防止のための構造として設計するものであり、もう一つは、水平力に対し鋼製棒だけの抵抗力により設計し、中詰材はその重量により安定に寄与するものとみなして設計を行うものである。しかし、いずれの方法を用いても以下のような問題点がある。まず第一は、鋼製棒と中詰材のそれぞれに、単独に抵抗力が存在することを前提としながらも、複合構造として抵抗力を算定する根拠がないため、不経済な設計となっている。第二は、中詰材のせん断抵抗力について、従来鋼矢板セルを対

* 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 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)

象とした北島の研究^{3)・4)}をもとに算定を行っているが、礫材を用いた中詰材への適用性が未だ不明確であること、および複合構造としての解析を行ううえでせん断変形中の中詰材圧の取扱方法が明確でないなどの問題点がある。さて、中詰材のせん断抵抗力に関する既往の研究は以外に少なく、先に述べた北島の研究^{3)・4)}の他には、同じく同氏らの根入れ鋼板セルについての研究⁶⁾があるのみであり、未だ礫材を中詰材とする場合の検討は行われていない。

一方、流状体の運動を解く手法の一つとして、カンドル⁶⁾によって提案された個別要素法による解析法が

あり、木山⁷⁾は、この個別要素法に円形要素モデルを用いることにより、サイロ内に生ずる粉体圧を解析する手法を提案している。また吉田⁸⁾は、ロックシェッド上にある敷砂を円形要素モデル化することにより、敷砂に落石が衝突する際の敷砂の衝撃応答を解析し、そのサンドクッション効果について検討している。これらの解析法は鋼製棒砂防構造物の中詰材の挙動を基礎的に解析検討するうえでも有効な手法と思われる。

そこで本研究は、上記の研究^{6)・7)・8)}を応用して、円形要素モデルを用いた個別要素法による中詰材のせん断抵抗解析法を開発して、中詰材の挙動を解明し、鋼製棒砂防構造物の中詰材と鋼製棒の一体挙動時におけるせん断抵抗力評価の基礎的資料としようとするものである。すなわち、まず中詰材の個々の礫石を円形要素モデルに置換したうえで、木山⁷⁾の個別要素法の手法を利用して、棒形状の変位増分法を導入することにより、中詰材のせん断抵抗解析法を開発した。次に数値計算例により、要素の詰め込み方がせん断スベリ面の形状およびせん断抵抗力～変位関係に与える影響について考察し、さらに実物鋼製棒の一部についての検討も試みた。なお、本研究で用いた仮定は次のとおりである。

(1) 中詰材は、バネとダッシュポットに結合された剛体の円形要素にモデル化できるものとする。

(2) 鋼製棒の部材そのものは変形しないものとする。

2. 個別要素法によるせん断抵抗解析

カンドル⁶⁾によって提案された個別要素法は、まず2つの剛体要素が接触するとき、その接触点に挿入した弾性スプリングと粘性ダッシュポットにより力が伝達されるものとし、次いで個々の要素ごとに水平、垂直および回転に関する運動方程式をオイラー法⁹⁾を用いて数値的に解くことにより、岩体の挙動を解析するものである。本研究は、木山⁷⁾の提案した円形要素を用いた個別要素法に、棒形状の変位増分法を導入することにより、鋼製棒砂防構造物の中詰材のせん断抵抗解析法を開発したものである。

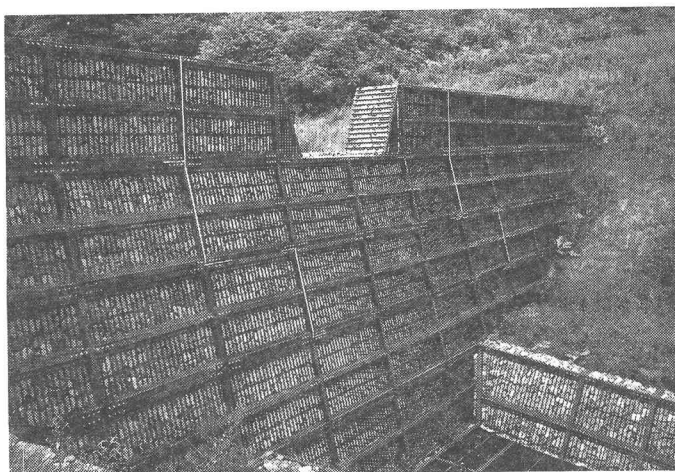


写真-1 鋼製棒砂防構造物の一例

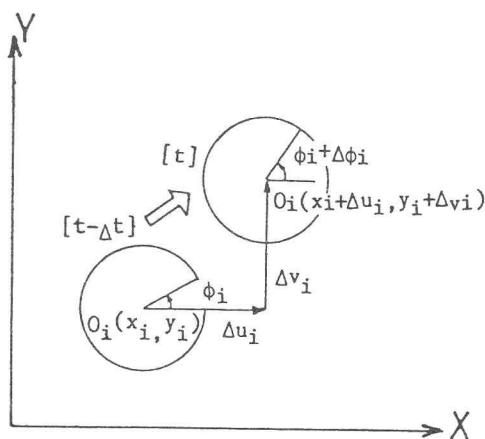


図-1 円要素の時間増分にもなう変位

(1) 運動方程式

鋼製棒砂防構造物の中詰材の個々の礫石は、図-1に示すような円形の剛体要素によって表わされるものと仮定し、さらに礫石の弾性的および非弾性的性質を要素間の接触点に挿入したバネとダッシュポットによって表現するものとする。この場合、個々の要素の並進（ u 、 v ）および回転（ ϕ ）についての運動方程式は次式のように表わされる。

$$m\ddot{u} + C_x \dot{u} + K_x u = 0 \quad (1a)$$

$$m\ddot{v} + C_v \dot{v} + K_v v = mg \quad (1b)$$

$$I\ddot{\phi} + C_\phi r^2 \dot{\phi} + K_\phi r^2 \phi = 0 \quad (1c)$$

ここで、 m および I はそれぞれ礫要素の質量および慣性モーメントで、また C 、 K はそれぞれ減衰係数とバネ定数であり、添字 x 、 y 、 ϕ はそれぞれの座標軸成分を示している。さらに（ $\dot{}$ ）は時間に関する微分を表わしている。

ここで、式(1)の解法に当たっては、ある要素が周囲の多数個の要素と接触しているの、未知変位 u 、 v 、 ϕ に関する陰な形の方程式を解くこととなり、 C 、 K の中が u 、 v 、 ϕ の関数になることとあわせて非常に複雑な解法を必要とする。そこでカンドルは、式(1)を時間増分 Δt によって差分近似するとともに、オイラー法による解法を用いて時間増分 Δt 間における加速度を一定と仮定することにより、 Δt 間における他の要素の状態変化にかかわらず、個々の要素の運動方程式を解く方法を提案した。すなわち、式(1)を変形して時刻 t における加速度を次式によって求めるものとした。

$$m[\ddot{u}]_t = -[C_x \dot{u} + K_x u]_{t-\Delta t} \quad (2a)$$

$$m[\ddot{v}]_t = -[C_v \dot{v} + K_v v]_{t-\Delta t} \quad (2b)$$

$$I[\ddot{\phi}]_t = -[C_\phi r^2 \dot{\phi} + K_\phi r^2 \phi]_{t-\Delta t} \quad (2c)$$

よって、上式より時刻 t におけるある要素の加速度

$[\ddot{u}]_t$ 、 $[\ddot{v}]_t$ 、 $[\ddot{\phi}]_t$ が、時刻 $t-\Delta t$ における要素およびダッシュポットの状態によって他の要素とは無関係に陽な形で解を得ることができる。

(2) 接触判定と接触相対変位

いま図-2に示すように礫要素 i （半径 r_i ）が要素 j （半径 r_j ）に接近するとき、接触開始の条件は次式のように表わされる⁷⁾。

$$r_i + r_j \geq R_U \quad (3)$$

ただし、 $R_U = \{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2\}^{1/2}$

また接触点の指標として共通法線の x 軸となす角（反時計回りを正）を ω とすると、次式が与えられる。

$$\sin \omega_U = -(y_i - y_j) / R_U, \quad \cos \omega_U = -(x_i - x_j) / R_U \quad (4)$$

ここで、接触する2要素 i 、 j の Δt 間の法線方向および接線方向の相対変位増分 Δu_n （接近を正）および Δu_s （反時計回りを正）は次式で計算される。

$$\Delta u_n = (\Delta u_i - \Delta u_j) \cos \omega_U + (\Delta v_i - \Delta v_j) \sin \omega_U \quad (5a)$$

$$\Delta u_s = -(\Delta u_i - \Delta u_j) \sin \omega_U + (\Delta v_i - \Delta v_j) \cos \omega_U + (r_i \Delta \phi_i + r_j \Delta \phi_j) \quad (5b)$$

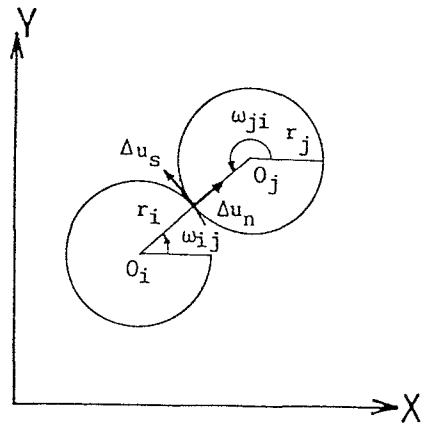


図-2 接触する2つの要素

(3) 接触時の作用力

2つの要素が接触状態において、法線方向に接近または離れる場合の接触力を表すため図-3に示すように弾性バネ k_n と粘性力を表すダッシュポット η_n を導入した。また接点における接線方向にも同様に弾性バネ k_s とダッシュポット η_s を導入した。ここで、法線方向のバネおよびダッシュポットは、引張力すなわち非接触時には力を発揮せず、また接線方向バネについては、クーロン摩擦のすべり条件を満足するスライダーによって塑性的な挙動を表わすようになっている。

a) 法線方向の作用力

時刻 $t - \Delta t$ から t までの時間増分 Δt 間に生じる法線方向の弾性力増分 Δe_n と減衰力増分 Δd_n は、次式によって与えられる。ただし、圧縮力を正とする。

$$\Delta e_n = k_n \Delta u_n \quad (6a)$$

$$\Delta d_n = \eta_n \Delta u_n / \Delta t \quad (6b)$$

ただし、 k_n 、 η_n ：法線方向の弾性バネ定数と減衰係数。したがって、時刻 t における法線方向作用力 $[f_n]_t$ は次式によって求められる。

$$[f_n]_t = [e_n]_t + [d_n]_t \quad (7)$$

ただし、

$$[e_n]_t = [e_n]_{t-\Delta t} + \Delta e_n \quad (8a)$$

$$[d_n]_t = \Delta d_n \quad (8b)$$

なお、ここでは要素間の引張抗力を認めないため、次の条件が付加される。

$$[e_n]_t < 0 \text{ のとき } [e_n]_t = [d_n]_t = 0 \quad (9)$$

b) 接線方向の作用力

法線方向と同様に、時刻 t における接線方向作用力 $[f_s]_t$ は次式によって求められる。

$$[f_s]_t = [e_s]_t + [d_s]_t \quad (10)$$

ここに、

$$[e_s]_t = [e_s]_{t-\Delta t} + \Delta e_s \quad (11a)$$

$$[d_s]_t = \Delta d_s \quad (11b)$$

$$\Delta e_s = k_s \Delta u_s \quad (12a)$$

$$\Delta d_s = \eta_s \Delta u_s / \Delta t \quad (12b)$$

ただし、 k_s 、 η_s ：接線方向の弾性バネ定数と減衰係数。

なお、引張抗力を認めないことと、すべりの条件を考慮するため、上式には次の2つの条件が付加される。

$$[e_n]_t < 0 \text{ のとき } [e_s]_t = [d_s]_t = 0 \quad (13a)$$

$$|[e_s]_t| > \mu |[e_n]_t| \text{ のとき}$$

$$[e_s]_t = \mu [e_n]_t \times \text{SIGN}([e_s]_t), \quad [d_s]_t = 0 \quad (13b)$$

ただし、 μ は要素間の摩擦係数であり、 $\text{SIGN}(z)$ は変数 z の符号を表わす。

c) 材料定数 k 、 η

個別要素法におけるバネ定数 k の決定法については、従来次のような3つの考え方が提案されている。その第1は、木山ら⁷⁾の弾性円柱の接触理論解を用いて荷重～変位曲線の勾配から決定する方法で、要素の基本的な材料定数であるヤング係数 E およびポアソン比 ν を用いて k を決定することができる。第2は、大町ら¹¹⁾の系の持つ固有振動数を一致させるように k を決定する方法で、系全体の動的な応答を精度良くシミュレートできる利点がある。第3の手法は、吉田ら⁸⁾の個々の材料定数に関係なく砂層に対する載荷～

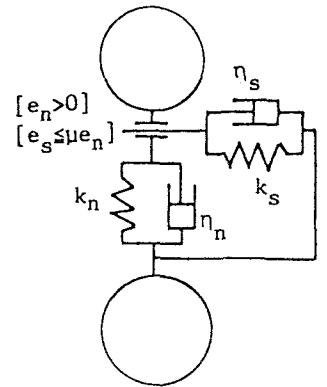


図-3 接点におけるバネおよびダッシュポット

沈下曲線の実験結果を用いる方法である。本研究においては、静的な力における現象を解析対象としていること、標準的な舗装材料の材料定数やせん断抵抗力に関する諸定数について未だ不明確であることから、木山ら⁷⁾の提案した式を用いることとした。すなわち、法線方向および接線方向のバネ定数 k_n 、 k_s と減衰係数 η_n 、 η_s はそれぞれ次式で表わされる。

$$k_n = \frac{\pi E}{2(1-\nu^2) \{1.5 + 2 \ln(4r/b)\}} \quad (14a)$$

$$k_s = k_n \cdot s \quad (14b)$$

$$\eta_n = 2\sqrt{mk_n} \quad (14c)$$

$$\eta_s = \eta_n \sqrt{s} \quad (14d)$$

ただし、 b ：接触幅， r ：要素の半径（ $=r_1=r_2$ ）， s ：低減率。

(4) 運動方程式の差分近似解

注目する要素 i において、接触する要素全部に対して時刻 t における接触力 $[f_n]_t$ ， $[f_s]_t$ が求まると、要素 i に関する水平方向分力 X_i ，垂直方向分力 Y_i ならびに中心回りのモーメント M_i （反時計回りを正）はそれぞれ次式から算定される。

$$[X_i]_t = \sum_j \{-[f_n]_t \cos \omega_{ij} + [f_s]_t \sin \omega_{ij}\} \quad (15a)$$

$$[Y_i]_t = \sum_j \{-[f_n]_t \sin \omega_{ij} - [f_s]_t \cos \omega_{ij}\} - m_i g \quad (15b)$$

$$[M_i]_t = r_i \sum_j \{[f_s]_t\} \quad (15c)$$

ただし、 $\sum$ は要素 i に接触する全ての要素 j に関する総和を表わし、 $m_i g$ は要素 i に働く重力を表わす。

ここで、式(15)の X_i ， Y_i ， M_i は式(2)の右辺の作用力に相当するので、時刻 t における加速度が当初式(2)と式(15)を用いて算定され、以下オイラー法による解法によって速度および変位が求められる。なお、計算の安定性を増すために、変位増分は現段階において求められた速度と時間増分の積を前段階における変位増分と平均することにより求めた⁷⁾。

(5) 変位増分法による

せん断抵抗解析法の手順

以上の基本式と変位増分解析を用いた中詰材のせん断抵抗解析の手順の概要を図-4に示す。

すなわち、その方法は、

①まず枠内の中詰材が自然堆積状態に至るまで

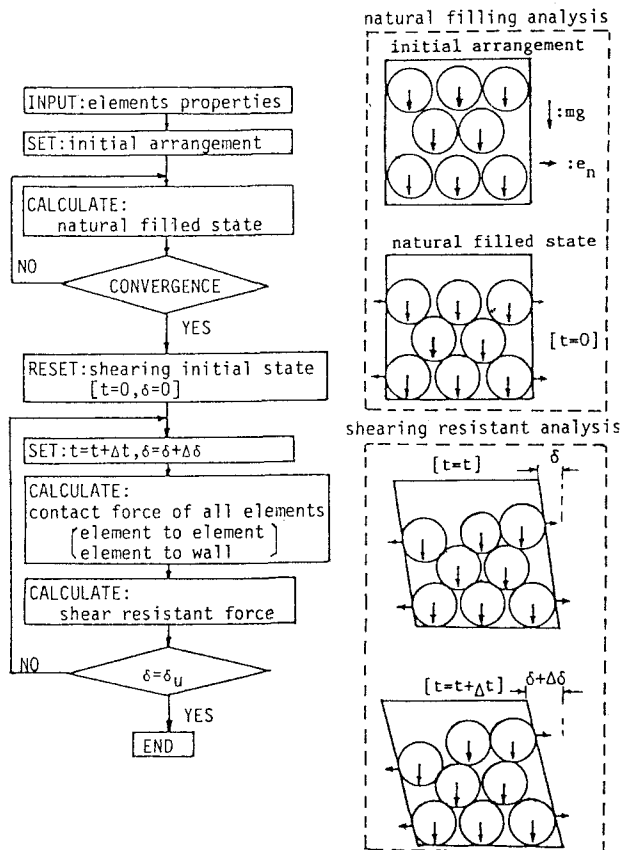


図-4 せん断抵抗力解析手順の概要

計算する¹⁰⁾。すなわち、枠の中に各要素間にわずかな間隙を有する状態に全要素を配列したうえで、要素にその自重を作用させ枠内にはば静止に至るまで堆積させるものである。なおこの間、枠は変形しない。

② ①の終了状態における各要素の配列および要素間接触力の状態をせん断変形開始の状態として改めて $t=0$ とする。

③解析時間増分 Δt 毎に枠上端の水平変位量 δ の増分変位量 $\Delta \delta$ を与え、枠全体を単純せん断変形させる。

④この枠の増分変形間における中詰材の接触力およびその運動を前に述べた基本式によって求める。ただし、枠の側壁に接触する要素 i に対しては式(5)において要素 j の変位増分量に変えて壁面の変位増分を用いることにより、次式によって Δt 間の法線方向および接線方向の相対変位増分を求める。

$$\Delta u_n = \{ \Delta u_i + \Delta \delta \cdot A_i / (A_i + B_i) \} \cos \omega u + (\Delta v_i) \sin \omega u \quad (16a)$$

$$\Delta u_s = - \{ \Delta u_i + \Delta \delta \cdot A_i / (A_i + B_i) \} \times \sin \omega u + (\Delta v_i) \cos \omega u + r_i \Delta \phi_i \quad (16b)$$

ここで、 A_i 、 B_i はそれぞれ図-5に示す接触している要素の枠上端までの距離および枠下端までの距離である。

⑤図-5に示す中詰材の壁面に対する接触力 e_{ni} 、 e_{nj} を使って枠上端部におけるせん断抵抗力 P が次式によって算定される。

$$P = \sum_i e_{ni} \frac{B_i}{A_i + B_i} - \sum_j e_{nj} \frac{B_j}{A_j + B_j} \quad (17)$$

ここで、 i ：後壁側（砂防ダムの上流側）に接触している要素、 j ：前壁側（砂防ダムの下流側）に接触している要素である。 B_j

⑥所定のせん断変形量 δ_0 になるまで、④、⑤を繰り返す。

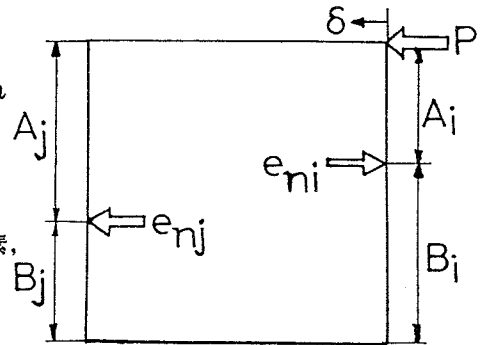


図-5 隣要素の接触力 e_n と
中詰材のせん断抵抗力 P の関係

3. 中詰材の詰め方がせん断抵抗力に与える影響

まず中詰材の詰め方による影響を調べるため、 $2.0\text{m} \times 2.0\text{m}$ の枠内に半径 20cm の円形要素の中詰材を詰めて、密詰めの場合と緩詰めの場合の両方に対してせん断抵抗解析を行った。

図-6(a),(b)はそれぞれ最も密に詰めた状態に配列した場合(23個)と、隣接する要素との間隔がとれるように緩詰めに配列した場合(21個)の初期配列状態である。なお、解析に用いた 枠上端変形速度 $\Delta \delta / \Delta t$ は、計算値が収束

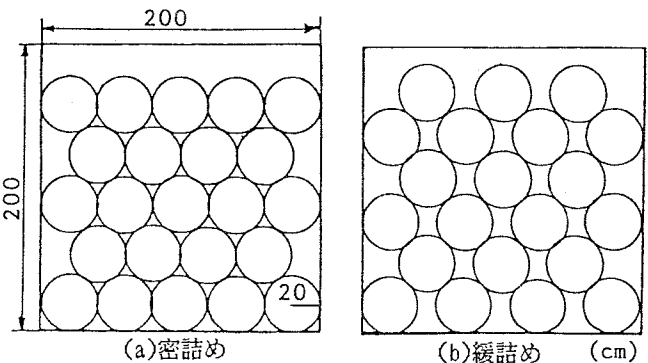


図-6 初期配列状態

するような値を予めパラメトリックに検索したうえで 2.0 cm/s とした。

また材料定数は、木山⁷⁾の用いた値を参考にして、 $\rho = 2.60 \text{ gf/cm}^3$ 、 $\nu = 0.3$ 、

$E = 750 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $s = 0.25$ 、 $\mu = 0.577$ とした。

図-7(a),(b)は密詰めの場合における枠上端変位 2cm と 20cm の状態における要素の配列と接触力を示

したもので、図-8(a),(b)は緩詰めの場合について示したものである。まず接触力の全体的な関係を観察すると、後壁面（ダムの上流側）に対する接触力は、前壁（ダムの下流側）の方へ移るに従って中詰材内部で要素相互のかみ合わせにより、斜め左下方へ向かう力となり、最終的には前壁下部付近に集中した中詰材圧となっている。次に、枠のせん断変形にともなう要素の移動形態を最上段の配列によって観察すると、密詰めの場合、枠上端変形量 $\delta = 20\text{ cm}$ においてもほぼ水平に配列されているのに対し、緩詰めの場合においては前壁の方が極端に下がっている。

(2) 要素の移動軌跡

図-9は、せん断変形にともなう各要素の中心点の移動軌跡を示したものである。密詰めの場合には上段になるほど移動量が大きくなるが、全層ともほぼ水平方向に移動している。すなわち、密詰めの場合には、各層相互の間にせん断スベリ面が形成され则认为られる。一方緩詰めの場合、底面中央部に三角形の不動領域が存在し、これに沿う形でせん断スベリ面が形成されることが観察できる。

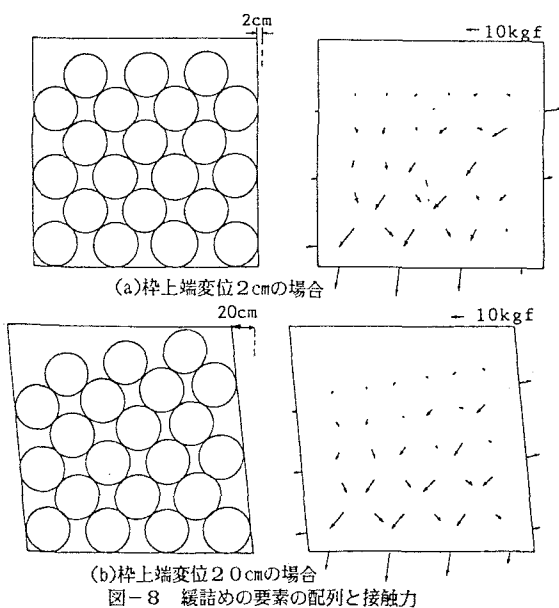
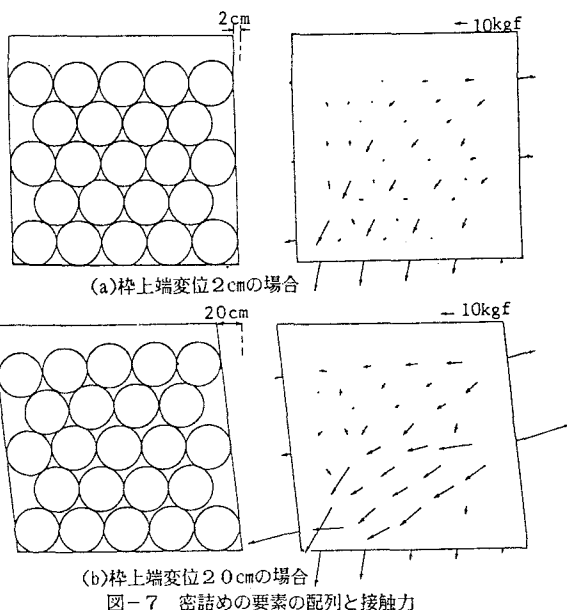
(3) せん断抵抗力～変位関係

図-10はせん断抵抗力～変位関係を示したもので、これより、緩詰めの場合より密詰めの方が明らかに大きなせん断抵抗力を示すことが分かる。また当初密詰め、緩詰めいずれの場合も、1つのピーク値を持つ弾塑性型の応答曲線を描くが、密詰めの場合はピーク値後もせん断力が増加する硬化型であるのに対し、緩詰めの場合は、せん断力がやや低下する軟化型となっている。これは、緩詰めの場合

図-8(a),(b)より明らかなように後壁面に働く接触力があまり増加していないのに対し、密詰めの場合には図-7(b)のように後壁面に働く接触力が大きくなっている傾向と一致する。

4. 実物鋼製枠における中詰材のせん断抵抗力

実物の鋼製枠砂防構造物は、一区画 $2\text{ m} \times 2\text{ m} \times 2\text{ m}$ 程度の枠組を組み合わせて現地の状況に合わせて所要の高さと堤体幅を得るように設計される。そこで一区画分の大きさに相当する鋼製枠中における中詰材の挙



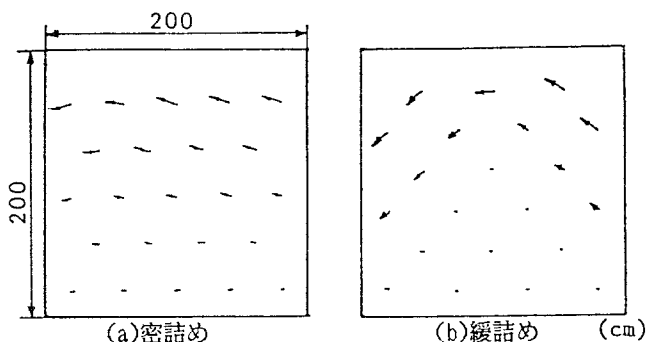


図-9 要素の移動軌跡

動とせん断抵抗力を調べる。図-11は、礫要素168個を2m×2mの枠内に緩詰めにした場合で、168個の要素を当初枠内に配置した後、自然堆積した状態（初期配列状態）を示したものである。なお、要素の大きさは半径7cmであり、その他の諸定数は図-8の場合と同じである。ちなみに、この168個の全要素の重量は、図-8の緩詰めの場合とほぼ等しくなっている

(1) 要素の移動軌跡

図-12は要素の移動軌跡を示したもので、図-9(b)の緩詰めの場合と比較すると、本例の場合も同様に三角形の不動領域およびせん断スベリ面が明瞭に形成されている。ただし、本例の場合、後壁面側の方がやや高くスベリ面が形成されているように見える。

(2) せん断抵抗力～変位関係

図-13は、せん断抵抗力～変位関係を示したもので、図-10の場合と同様に、せん断抵抗力は変位の増大に伴いやや低下する傾向を示すことが認められる。このことは、せん断抵抗力～変位関係において、要素の大きさよりも中詰材の詰め方がせん断抵抗力に大きな影響を与えることを示している。すなわち、緩詰めの場合は三角形のせん断スベリ面が顕著に現れ、この影響によってせん断抵抗力～変位関係が軟化型を示すものと思われる。

(3) せん断スベリ面に関する考察

ところで、北島らは砂層を用いた実験によって図-14に示すせん断スベリ面を提案している^{3), 4)}。本解析例においても、緩詰めの場合、非常によく似た三角形のスベリ面が形成されている。しかし、北島らの提案するスベリ面は、主動土圧側と受動土圧側¹²⁾に $\pm(\phi/2)$ の角度差が生じるのに対し、本解析例ではほぼ対称の二等辺三角形となっている。これは、本解析例では同じ径の円要素が規則正しく配列してあるため、スベリ面の形成される角度が限定されるためと考えられ、異なる要素が混在する場合等についても検

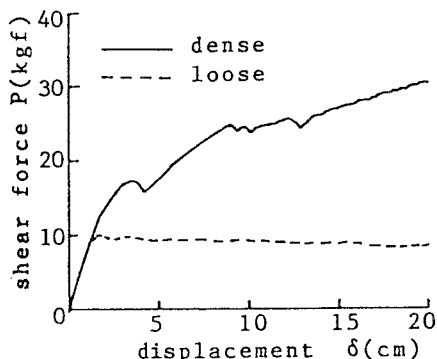


図-10 せん断抵抗力～変位関係

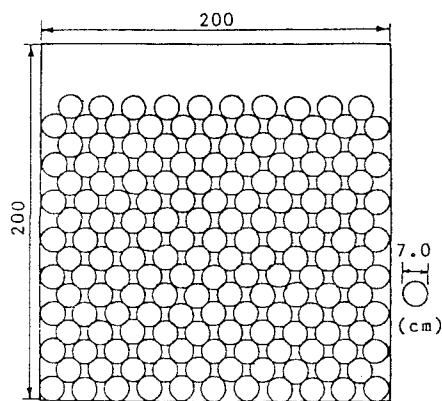


図-11 実物鋼製枠の中詰材の初期配列状態

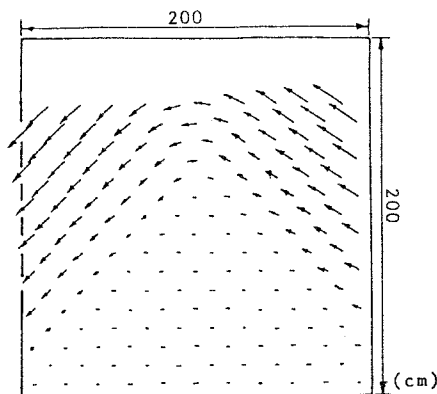


図-12 要素の移動軌跡

討が必要と思われる。

(4) 中詰材の接触力分布

図-15(a),(b)はそれぞれ棒上端変位 $\delta=4\text{ cm}$ と 16 cm の場合の要素間に働いている接触力分布を示したものである。これより以下のことが考察される。①全体的な接触力の分布状態を観察すると、図-14のような三角形のスベリ面の中にある領域と、この三角形と後壁面とに囲まれる領域において接触力が大きくなっており、その他の領域の接触力は小さく（自然堆積状態と同じ）になっている。② $\delta=4\text{ cm}$ と $\delta=16\text{ cm}$ において、後壁面に働く接触力の分布状態を比較すると、 $\delta=4\text{ cm}$ では比較的上部の接触力の方が大きい分布であるのに対し、 $\delta=16\text{ cm}$ では極端に下部の接触力の方が大きな分布となっている。③①②の結果を北島の理論の考え方と比較すると、図-14に示すように北島の理論においては受動土圧の働く高さを三角形のスベリ面までとしているが、これよりも高い壁面にも比較的大きな中詰材の接触力が作用しており、特に $\delta=4\text{ cm}$ の場合にはこのスベリ面より高い領域の方が大きくなっている。北島の理論のような分布を示すのは、むしろ $\delta=16\text{ cm}$ のように大きなせん断変形量になってからである。一方、図-13において2つの変形状態のせん断抵抗力を比較すると、 $\delta=4\text{ cm}$ では $P=8\text{ kgf}$ 、 $\delta=16\text{ cm}$ では $P=7\text{ kgf}$ となり、変形が大きくなるとせん断抵抗力はやや低下する傾向となる。このことは、棒全体のせん断変形量に応じてせん断抵抗力を評価する必要があることを示唆している。すなわち、せん断変形量の大きさに応じて、せん断抵抗力の求め方を変える工夫が必要と思われる。

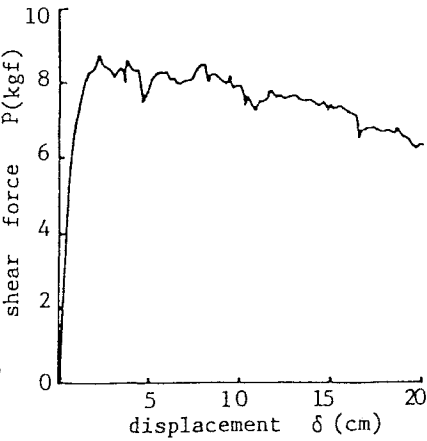


図-13 せん断抵抗力～変位関係

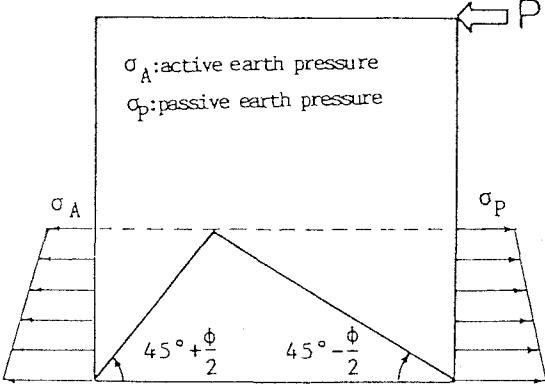
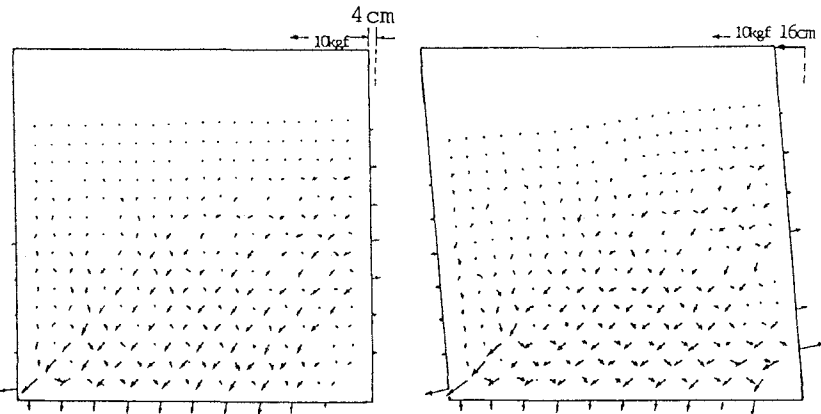


図-14 北島の式におけるせん断スベリ面と壁面に働く応力分布



(a) 棒上端変位4 cmの場合 (b) 棒上端変位16 cmの場合

図-15 接触力分布

6. 結 言

本研究は、円形要素モデルによる個別要素法を用いて、鋼製砕砂防構造物における中詰材のせん断抵抗力を基礎的に評価する手法を開発し、主として一区画モデル内における中詰材の挙動を考察したものである。本研究の成果と問題点を列挙すれば以下になる。

(1) 中詰材の詰め方を変えてせん断抵抗解析を行った結果、密詰めの場合には層状の、緩詰めの場合には山形のせん断スベリ面が形成されることが認められた。

(2) せん断抵抗力～変位関係において、密詰めの場合には硬化型、緩詰めの場合には軟化型の弾塑性挙動となることが示された。

(3) せん断変形中に中詰材内部に発生する接触力は、当初前壁方向に向かって下方へ向かう力となり、最終的には山形のスベリ面内の不動領域内で、底面および前壁下部へ集中する伝達機構を持つことが認められた。

(4) 緩詰めの場合、せん断変形量が大きくなると、対称な二等辺三角形のせん断スベリ面が現れ、北島の理論と定性的に一致することが認められたが、北島の理論のような直角三角形の形状とはならなかった。また、中詰材の接触力分布の状態もせん断変形量が大きい場合には北島の理論と一致するが、小さい場合には異なる結果を得た。これらの点についてはさらに詳細な検討が必要である。

(5) 現在、中詰材に関する模型実験も別途行なっているが、本解析法を用いて、実物の中詰材の挙動と定量的に一致させるためには、バネ定数 k および減衰係数 C の決定法、さらにランダムな大きさをもつ要素を配列した場合等についての詳細な研究が必要であり、今後さらに検討していく予定である。

謝 辞：本研究を行うにあたり、数値計算の一部について当時本科学学生梶元大介氏および防衛施設庁研修生早坂茂紀氏のご援助を頂いた。ここに付記し謝意を表する。

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研究会：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) 北島昭一：セル岩壁の安定性に関する研究，運輸省港湾技術研究所報告，Vol.12, No.3, 1962年。
- 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年6月。
- 6) Cundall, P.A.: A Computer Model for Simulating Progressive, Large Scale Movements in Blocky Rock System, Symp. ISRM, Nancy, France, Proc. Vol.2, pp.129～136, 1971。
- 7) 木山英郎・藤村尚：カンドルの離散剛要素法を用いた岩質流状体の重力流動の解析，土木学会論文報告集，pp.137～146，1983年5月。
- 8) 吉田博・榎谷浩・今井和昭：個別要素法による敷砂上への落石の衝撃特性に関する解析，土木学会論文集，第392号/1-9, pp.297～306, 1988.4。
- 9) 戸川隼人：有限要素法における振動解析，サイエンス社，昭和50年。
- 10) 香月智・梶元大介・石川信隆：楕円形モデルを用いた個別要素法による中詰材圧解析，構造工学における数値計算法シンポジウム論文集，第12巻，pp.515～520，昭和63年7月。
- 11) 大町達夫・荒井靖博：個別要素法で用いる要素定数の決め方について，構造工学論文集，Vol.21A, pp.715～723, 1986.3。
- 12) 河上房義：新編土質力学，森北出版，pp.122～124，1980年2月，

(1988年10月12日受付)