

# 砕石の受働破壊抵抗に対する粒径の影響に関する研究

A study on the effect of the dimensions of crushed stones on the passive resistance

長尾 毅\*, 中瀬 仁\*\*, 黒瀬浩公\*\*\*, 齋藤秀樹\*\*\*\*, 吉田 誠\*\*\*\*\*

Takashi Nagao, Hitoshi Nakase, Hiroki Kurose, Hideki Saito, Makoto Yoshida

\*工博 国土交通省 国土技術政策総合研究所 (〒239-0826 横須賀市長瀬 3-1-1)

\*\*工博 東電設計株式会社 土木本部耐震技術部 (〒110-0015 東京都台東区東上野 3-3-3)

\*\*\* 東電設計株式会社 土木本部岩盤・地質部 (〒110-0015 東京都台東区東上野 3-3-3)

\*\*\*\*理博 応用地質株式会社 技術本部 技術研究所 (〒305-0841 茨城県つくば市御幸が丘 43 番地)

\*\*\*\*\* 五洋建設株式会社 技術研究所 (〒329-2746 栃木県那須塩原市四区町 1534-1)

This paper aims at discussing the effect of the crushed stone dimensions on the passive resistance. We conducted the experimental study on the passive resistance of the crushed stone, changing the dimensions of the crushed stones. Deformation characteristic of crushed stone was monitored by the deformation markers. In addition, sonic monitoring system was applied in order to identify the particle crush coordinates. We also conducted the distinct element analyses in order to reproduce the deformation characteristic of crushed stone.

*Key Words: Passive resistance, Crushed stone, Distinct element method*

キーワード: 受働抵抗, 砕石, 個別要素法

## 1. はじめに

筆者等は、港湾構造物の代表的な構造形式である防波堤の支持力安定性に関する性能照査方法を検討する観点から、これまでに一連の実験及び解析的研究を行ってきた<sup>1),2),3)</sup>。防波堤は通常捨石マウンドの上に鉄筋コンクリート製のケーソンを設置する構造が採られるため、防波堤の支持力安定性に関係して捨石マウンドの変形特性を把握することが非常に重要であると考えられる。1/8 スケールのケーソン式防波堤模型におけるケーソンブロックの牽引実験では、ブロック後趾部(受働側)周辺の、肩幅の1/3程度の狭い範囲にひずみが集中する破壊形態となった<sup>2),3)</sup>。この破壊形態は、浅い位置にすべり線が現れる、荷重傾斜が大きい場合の支持力破壊<sup>4)</sup>の一種と言えるかもしれない。また、この破壊は、クーロンの受働破壊に近い破壊現象であるとも考えられる。ここで、これまでに、砂等を対象とした受働破壊抵抗に関しては数多くの研究事例があるものの、砕石の受働破壊抵抗と変形特性に関する研究事例は数少ないといえる。

ところで、浅い基礎においては、基礎幅が大きいほど支持力が相対的に小さくなる「寸法効果」<sup>5)</sup>が現れることが知られている。龍岡らは、「寸法効果」が、①拘束圧が大きくなるほど内部摩擦角が小さくなる「応力レベル効果」、と②基礎幅に対して、粒子径が相対的に大き

いほど支持力が大きくなる「砂粒子と基礎幅の相対的の大きさの効果」の和によるものであると指摘している<sup>6)</sup>。

本検討では、②の指摘に着目し、受働破壊においてもこのような効果があるかを調べるため、大中小3種類の粒径に対する砕石の受働破壊実験を行った。

この実験では、受働破壊面(層)の位置を特定することを目標として、地盤変位計測用マーカによる計測を実施するとともに、粒子間のすべり、あるいは粒子の破碎の空間座標を計測するため、音響モニタリングを行った。

さらに、これらの実験に対して、三次元個別要素法(Distinct Element Method, 以下DEMと記述)を定量的な数値実験ツールとしての信頼性を高めるためシミュレーション検討を行った。また、これらの検討結果について分析し、粒子構造内部の変形メカニズムに関する考察を行った。なお、土圧係数に関して、吉田の研究事例<sup>7)</sup>があり、変形問題として捉える場合DEMが有利であることが示されている。

## 2. 受働破壊実験

受働作用時の砕石粒径と破壊挙動の関係を把握することを目的として砕石粒径をパラメタとした受働破壊実験を行った。受働破壊実験とは、油圧ジャッキでスチール製の載荷板を押すことにより、模型地盤に受働土圧を載

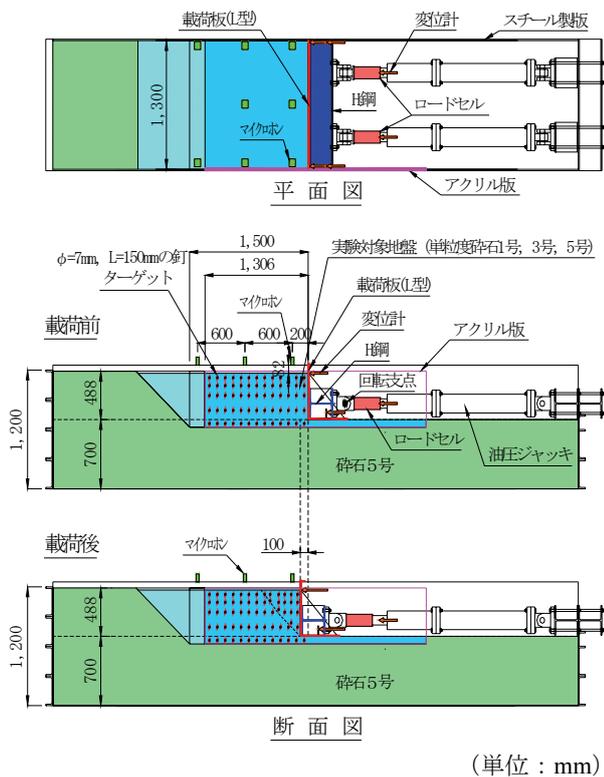


図-1 実験装置概要

表-1 実験ケース

	実験対象 地盤材料	粒度範囲	均等 係数
Case1	単粒度砕石 5号	13~20mm	1.27
Case2	単粒度砕石 3号	30~40mm	1.17
Case3	単粒度砕石 1号	60~80mm	1.17

表-2 地盤モデルの諸元と最大載荷重

	砕石種 類	間隙比	単位体 積重量 (kN/m <sup>3</sup> )	最大載 荷荷重 (kN)
基礎 地盤	砕石 5号	0.78	14.82	—
Case1	砕石 5号	0.76	15.04	20
Case2	砕石 3号	0.72	15.37	22
Case3	砕石 1号	0.72	15.37	37

荷し、模型地盤を受働破壊させるものである。受働破壊実験装置の概要を図-1に示す。実験対象地盤の寸法は、幅1,500×奥行1,300×高さ546mmである。地盤に接する荷荷面の地表からの初期深さ(初期荷高と呼ぶ)は488mmとした。荷荷の方法としては、L型の荷荷板隅部にH鋼を設置し、このH鋼を回転支点で油圧ジャッキに

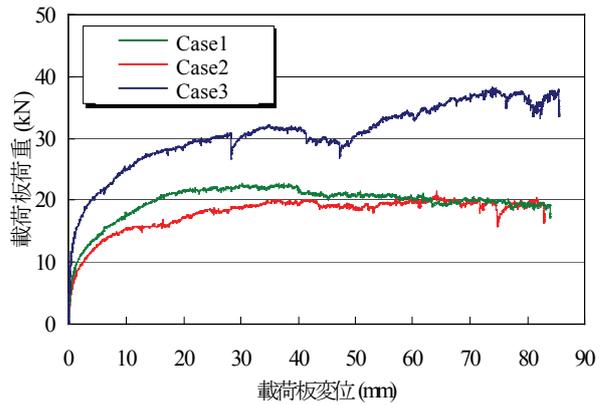


図-2 粒径の違いによる荷重-変位関係の比較

支持された治具を介して地盤方向に押し付ける仕組みを採っているため、荷荷板、H鋼および荷荷治具を一体とした剛体の水平面内の回転は生じないが、鉛直面内の運動は完全には拘束されない。また、この荷荷システムでは、荷荷板の底面の摩擦抵抗が受働抵抗を計測するロードセルに混入するものの、その影響は小さいと考えた。一方、側壁(アクリル版およびスチール製版)の影響による摩擦抵抗が模型地盤に発生しないように側壁に潤滑剤を塗布した。荷荷板の荷荷速度は9.3mm/min、油圧ジャッキのストロークは100mmである。計測項目は荷荷板変位、荷荷重、地盤変形であり、地盤変形については、地盤内に設置した変位マーカーの位置をデジタルカメラで撮影した画像を解析することによって求めた。ここで、Case1、Case2では、10cmの格子点毎に長さ15cm、頭の直径7mmの釘を差込み、地盤変位計測用マーカーとした。粒径の大きいCase3では、格子点に釘を差込むことが困難なので、砕石の表面に直接十字のマークを記入した。

実験ケースは表-1に示す3ケースで、Case1、Case2、Case3の順に地盤材料の粒径が大きい。ここで、Case3の砕石1号が防波堤基礎捨石の1/8スケール程度に相当する。均等係数は、粒径が粒度範囲に一様分布すると仮定して計算した。それぞれの砕石の母石は同一で、粒子密度は2.69g/cm<sup>3</sup>である。模型地盤は、ホッパーを用いて土槽内に砕石を投入することにより作製した。砕石投入時、模型地盤の密度が均一になるように、1回あたりの投入高さを500mmに設定した。地盤モデルの諸元と実験における最大載荷荷重を表-2に示す。また、粒径の違いによる荷重-変位関係の比較を図-2に示す。図-2の波形には0.2秒の移動平均によるノイズ除去処理を施してある。

当初は、粒径が大きいほど粒子の噛み合わせ効果が発揮され、受働に対する抵抗力は、砕石5号、砕石3号、砕石1号の順に大きくなると予想していたが、実験結果は、砕石3号、砕石5号、砕石1号の順となった。ただし、砕石5号と砕石3号の差は小さく、これら2つに比

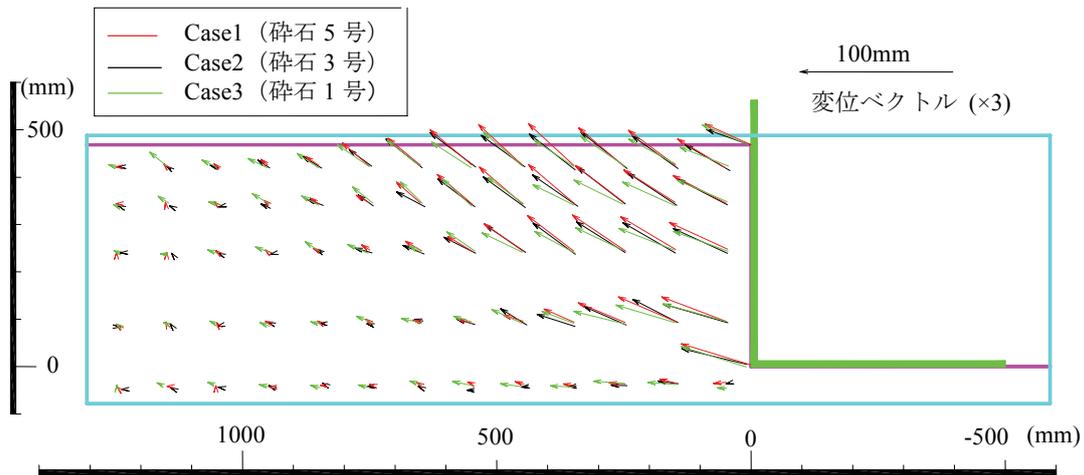


図-3 変位ベクトル分布

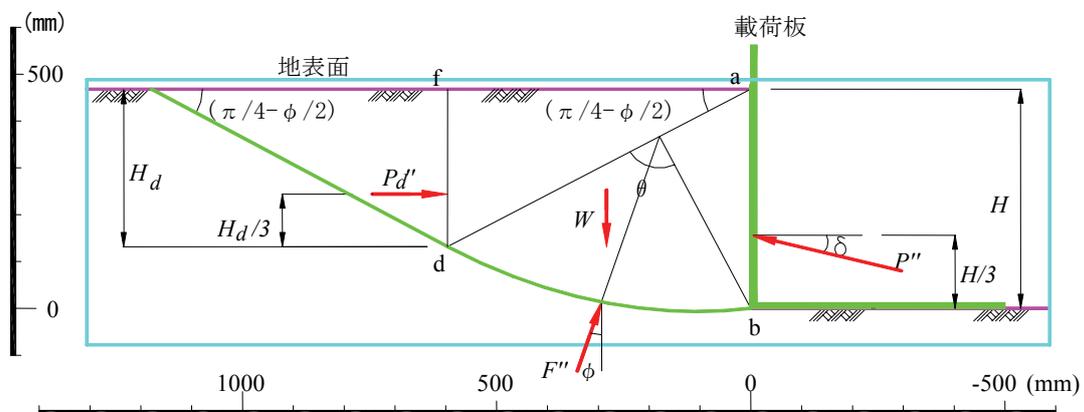


図-4 対数らせん法

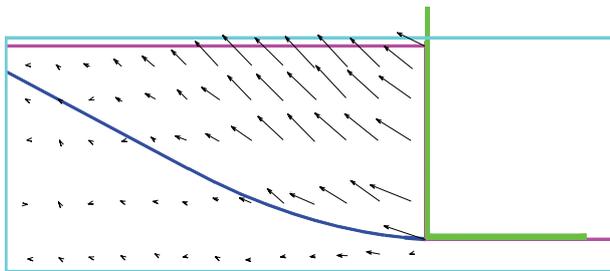


図-5 対数らせん法による受働崩壊面

表-3 内部摩擦角

	$P_E$ (kN)	$\phi$ (°)	$P_C$ (kN)
Case1	25	45	24.7
Case2	24	45	24.6
Case3	35	50	35.9

べて、粒径の最も大きい砕石 1 号の載荷荷重は顕著に大きい。砕石 3 号の初期間隙比が、他の 2 ケースに比べて大きかったことにも注意しておきたい。

マーカーの変位ベクトルの分布を図-3 に示す。いずれも載荷板を底辺とする受働土楔が形成されている。しかし、砕石 1 号は、他の 2 ケースに比べて、土楔の境界部が明瞭でなく、広い範囲に比較的大きな地盤変位が発生している。受働楔の境界部（せん断帯）の幅も大きい。

それぞれの実験ケースに対して、土圧理論を用いて内部摩擦角の同定を行った。ただし、直線すりを仮定す

るクーロン土圧は、壁面摩擦角及び内部摩擦角が大きくなると誤差が大きくなる<sup>8)</sup>可能性があることから、図-4 に示す対数らせん法（曲線スベリ面法）による土圧計算法<sup>8)</sup>を適用して、40mm 載荷時の実験における受働土圧を再現する内部摩擦角を同定した。このとき壁面摩擦角を  $15^\circ$  と仮定した。砕石とスチール製パネルの摩擦角は  $15^\circ \sim 30^\circ$  の範囲にあると予想される。図-5 に Case2 における変位ベクトルと、同定作業時に用いた対数らせん法による受働崩壊面を示す。対数らせん法による受働崩壊面は、実験による地盤変位ベクトルが示す土楔の境界部と明確には整合しておらず、受働楔の大きさが理論よ

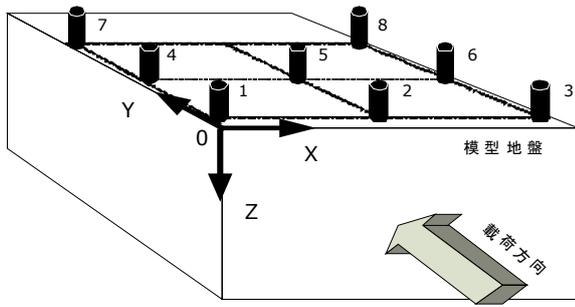


図-6 マイクロフォン設置位置

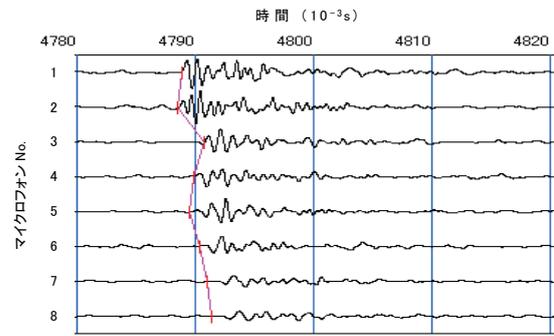


図-7 走時の読み取り例

りかなり小さいように見える．この傾向は他のケースでも同様であった．

砂を用いた受働実験<sup>9)</sup>によれば，実験の最終的な受働崩壊角は対数らせん法やクーロンの土圧理論のような古典解のそれと対応するようである．しかし，砂より粒径の大きいアルミ棒を用いた実験<sup>10)</sup>では，実験の受働崩壊角が古典解より若干大きめであった．目視による受働崩壊角が古典解より大きい傾向は，粒子寸法が相対的に大きい場合の特徴ではないかと考えられる．表-3に同定された内部摩擦角を示す．ここに， $P_E$ ：実験受働土圧， $\phi$ ：同定された内部摩擦角， $P_C$ ：対数らせん法による受働土圧である．

### 3. 音響計測

受働破壊は，ミクロに見れば地盤内の粒子構造の破壊の連続によって総体を成すと考えられる．ここでは，粒子構造の破壊点の空間座標を把握することを目的として，そこで発生すると思われる音響計測を試みた．

模型地盤内の碎石破砕音を検知するために，マイクロフォンを使用した．音の発生源は，実際には，粒子破砕音，粒子間の擦過音，これらの結果生じる局所的な粒子構造の崩壊のため，粒子と粒子の間に衝突が起きるときの音の3種であろう．しかしながら現段階ではこれらを区別することはできなかった．本章ではこれらの音源発生を粒子破砕音，それらの生じた座標を破壊点と呼ぶことにする．測定系の周波数特性は，20Hz～20kHzの可聴周波数帯域をカバーするものである．載荷実験中の音響波形データの収録にあたり，100kHz サンプリング (Case2のみ 200kHz サンプリング) の A/D 変換を行い，10 分間の連続記録を取得した．マイクロフォンは図-6に示すように，模型地盤の上面付近に No.1～No.8 の計 8 個 (Case2 のときは No.1～No.6 の計 6 個) を 600mm の格子点に配置した．

観測した音響波形データは，10 秒ごと (Case2 のみ 5 秒ごと) のバイナリーファイルとして保存し，メモリーコードから LAN 経由で PC に転送した．ひとつのファイルのサンプリング点数は各チャンネル 1,000,000 ポイン

トである．収録した波形にはバックグラウンドノイズが含まれているため，事前の検討により得た碎石の破砕イベントにより発生する音響の周波数帯域である 200～2,000Hz のバンドパスフィルターを適用することで S/N 比を向上させた．

破砕音の発生位置の推定手法の構築にあたり，地盤モデルの既知の座標に人工音源をセットし，この座標を同定する予備実験を実施した．本実験では，音波は模型地盤の空隙を伝播するため，音波の実際の伝播距離は音波発生位置と測定点の最短距離よりも長くなる．このことは，音波の見かけの伝播速度が 340m/s よりも遅くなることを意味する．音波の見かけの伝播速度を求めるため，伝播速度を 270m/s から 10m/s ピッチで変化させて，音源位置およびマイクロフォン位置から算出される計算走時と観測走時の RMS 走時残差 (式(1)) が最小となるものを模型地盤の空隙を伝播する音波の見かけの伝播速度として採用することとした．その結果，空中を伝播する音波 340m/s よりも遅い 290m/s の時に RMS 走時残差が最小となったため，見かけの伝播速度として 290m/s を用いた．

$$E_{RMS} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (T_{OBS} - T_{CAL})^2}{N}} \quad (1)$$

ここに， $E_{RMS}$  は RMS 走時残差 ( $10^{-3}$ s)， $T_{OBS}$  は観測走時 ( $10^{-3}$ s)， $T_{CAL}$  は計算走時 ( $10^{-3}$ s)， $N$  はデータ数 (この場合は 8) である．

次に音源位置の決定は，以下のアルゴリズムに従って実施した．まず解析対象領域内に 3 次元グリッドを配置し，各グリッドポイントが音源となったときに各マイクロフォンに到達する音波の走時を計算する．模型地盤の領域は， $X=0\sim 1300$ mm， $Y=0\sim 1400$ mm， $Z=0\sim 500$ mm の範囲であるが，解析領域はこれよりも 100mm 外側までとした．グリッド間隔は 10mm とした．したがってグリッドポイントの数は，X 方向 151 点，Y 方向 161 点，Z 方向 71 点であり，グリッド総数は 1,726,081 点である．各グリッドポイントから各マイクロフォンまでの直線距

離を計算し、この間を見かけの伝播速度 290m/s で伝播するときの走時を計算し、これをデータベースとして保存する。保存するデータは、各音源について、もっとも走時の早いマイクロフォンでの走時を 0 と置き換え、各マイクロフォンに到達する音波の走時「差」とする。

観測波形データは、図-7 に示すように、バンドパスフィルター処理後のイベント部分の時間軸を拡大して走時を読み取った。走時がもっとも早いマイクロフォンの走時を 0 と置き換え、これと他のマイクロフォンでの走時との時間差（時間遅れ）を観測データとした。この観測走時差データと上記の全グリッドを音源としたときの走時差一覧を比較しながら、両者の残差がもっとも小さくなるグリッドポイントを検索する。残差の評価には前出の RMS 残差を用い、残差のもっとも小さいグリッドポイントを音源位置として出力する。

ここで、観測走時、計算走時ともに、もっとも早く音波が到達したマイクロフォンの走時を 0 として時間差をデータとして音源位置を検索したが、このことは、音波がもっとも早く到達するマイクロフォンでは走時の読み取りに誤差がないと仮定したことに等しい。音波の到達が早いことは音源に近いことを意味し、音波の振幅（音圧）も大きいので、他のマイクロフォンで検出したシグナルに比べれば S/N 比は高い。したがって、初動走時の読み取り精度も高いことが期待されるため、この仮定は妥当と考えられる。

解析アルゴリズムの妥当性を検討するため、速度決定に用いた上記人工音源の位置を本手法によって決定した。その結果、人工音源の実際の位置が X=160mm, Y=260mm, Z=200mm であったのに対して、計算された音源位置は X=180mm, Y=220mm, Z=210mm となり、直線距離で約 46mm の乖離が見られた。解析結果には、この程度の誤差が含まれると考えられる。

このアルゴリズムを用いて決定された各ケースの音源位置を図-8 に示す。比較のため図-3 の地盤変位ベクトルを重ね合わせた。○（載荷板変位 0~20mm の区間）および●（載荷板変位 20~40mm の区間）が決定された音源位置である。3 ケースともに、音源位置は変位ベクトルの相対的に大きい領域とその境界、すなわち、受働楔とみられる領域およびその境界部に比較的多く存在する。また、載荷板よりも遠い位置にはほとんど認められないことも特徴である。

音源位置は、走時を読み取って解析したイベントのうち、模型地盤内に音源が決定されたもののみを示したものである。その他のイベントについては、音源位置が模型の外になってしまった。読み取ったイベント数のうち音源が模型内に決定されたイベント数は、Case1 で 254 個中 46 個、Case2 で 95 個中 27 個、Case3 で 300 個中 131 個であった。

音源が模型内に決まらない原因はいくつか考えられる。主な原因としては初動付近の S/N 比が低いものがあ

ことや、ほぼ同時に別の場所で破壊音が連鎖的に発生したために、正しい音波到達時間が読み取れなかったデータがあることなどが考えられる、このほかにも、模型内の音速分布を一定と仮定したことや模型側面における音波の反射に起因した誤差が考えられるが、その解決は今後の課題である。

このほかの特徴として、今回の計測では、マイクロフォンによる音の計測と同時に、ジャッキ荷重をロガーに収録した。その結果、破壊音の発生とジャッキ荷重の瞬間的な減少が同時に観測される例が多かった。

## 4. DEM シミュレーション

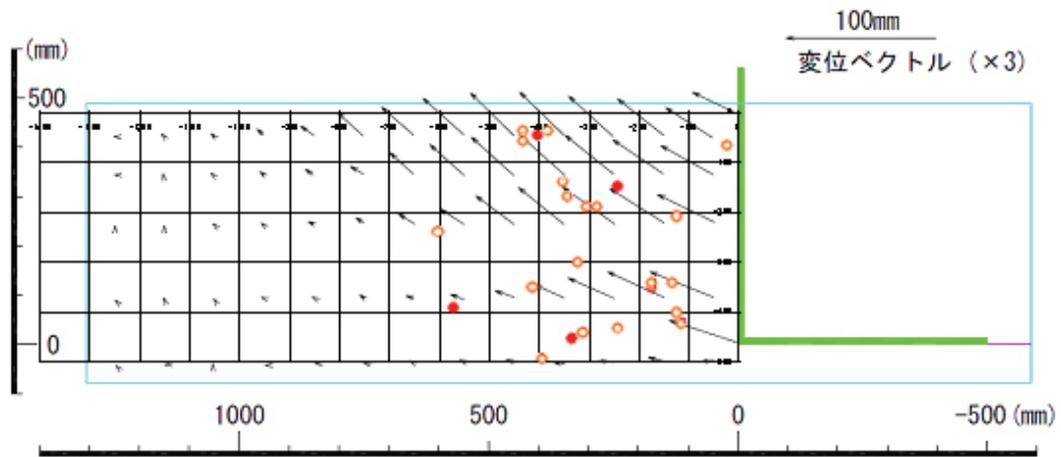
### (1) 実験との比較

Case2 および Case3 に対して個別要素法によるシミュレーション検討を行う。この検討には、独立行政法人海洋研究開発機構の阪口秀氏が開発した 3 次元個別要素法プログラム Hidem(ver.1)を用いた。

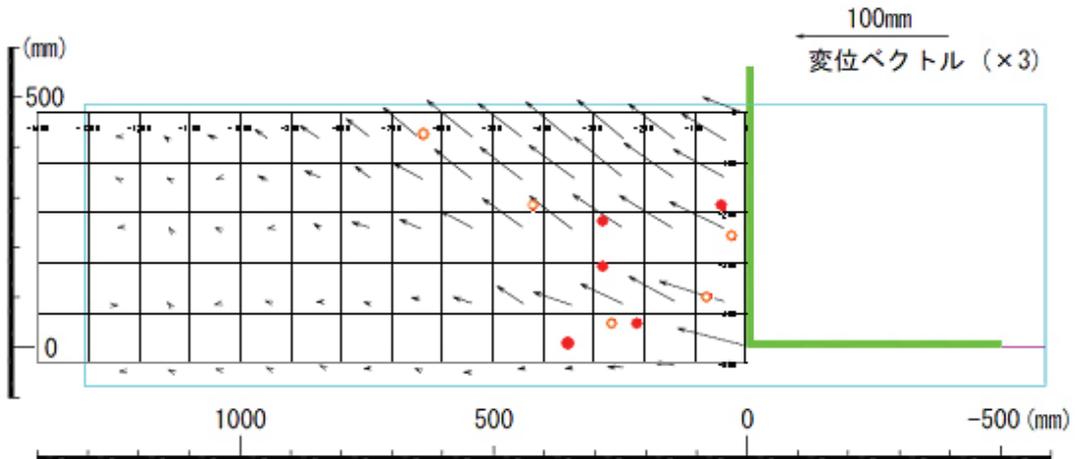
Case3 を対象にしたシミュレーションモデルを図-9 に示す。解析モデルの寸法は、幅 2,000×高さ約 670×奥行き 1,300(mm)とした。

シミュレーションに用いた材料定数を表-4 に示す。粒子の寸法は、実験で用いた砕石のそれに対応する値とした。ここで、個別要素法で用いるバネ係数がモデル全体としてどの程度の剛性を発揮するのかの簡単な説明を試みると、表-4 の法線方向バネ係数（接触する 2 要素の中心を結ぶ方向）および接線方向バネ係数を用いると、別途行った数値実験結果によれば、Case2 の場合せん断波速度が 50m/s 程度になると推定される。法線方向減衰係数は、別途実施したモルタル球の落下実験においてコンクリート版に対する反発係数が 0.44 であったことを参考に定めた。接線方向バネ係数は文献<sup>11)</sup>、接線方向の減衰係数は文献<sup>12)</sup>を参考に定めた。備考の  $h$  は、半径 0.07m の粒子を、表に示したバネ係数と減衰係数をもつ 1 自由度振動子とみなした場合の減衰定数を示す。

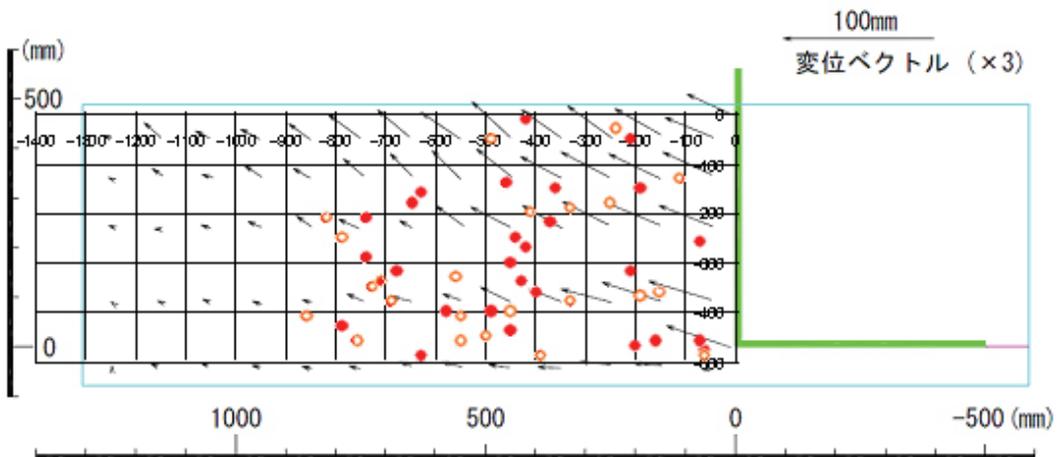
解析空間に粒子を発生させ重力を作用させてモデルの初期状態を作成することをパッキングという。パッキング時に粒子間摩擦および粒子間転がり摩擦係数を調整することにより、初期間隙比をコントロールすることができる<sup>13)</sup>。本検討では表-4 の備考欄の粒子間摩擦および粒子間転がり摩擦係数を用いて Case3 の初期間隙比を再現した。粒子-パネル間の摩擦係数パラメータについて最適な決定法は現在検討中である。2 章の古典解法による試算では、受働破壊面の形状を古典解法によって比較的良好に再現できる摩擦角 15° を用いたが、ここでは、港湾の技術基準<sup>14)</sup>におけるケーソンと捨石マウンド間の摩擦係数 0.6 に対応する値 30° とした。また、粒子-パネル間には、転がり摩擦が存在すると考えられるが、これを 0 と仮定した。実験では、載荷板の回転を完全には固定しない条件であったが、シミュレーションでは固定し、受働方向に等速度で強制変位することにより載荷した。



(a) Case1



(b) Case2



(c) Case3

図-8 音源位置と変位ベクトルの対比図 (○ : 載荷板変位 0~20mm, ● : 載荷板変位 20~40mm)

載荷時の粒子間摩擦および粒子間転がり摩擦係数は、Case3 の載荷板の荷重変位関係における最初のピークまでの再現性が良好になるよう試行錯誤により定めた。最終的なシミュレーション結果と実験における荷重変位関

係について図-10 に比較する。

Case3 におけるシミュレーション結果は、実験値よりピーク値が小さく初期剛性は大きい結果となった。ピーク値をフィッティングしようとする初期剛性が実験よ

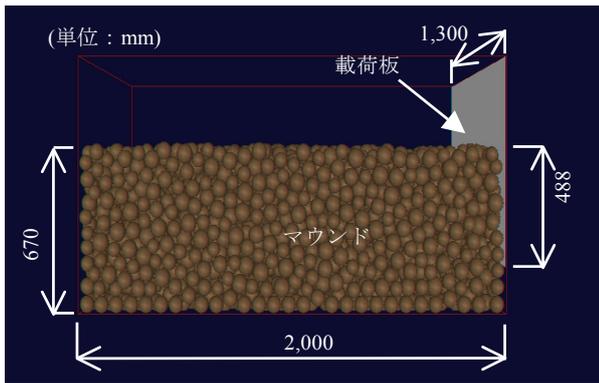


図-9 シミュレーションモデル

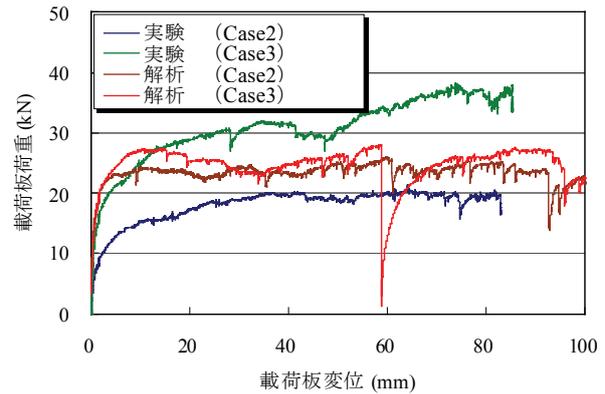


図-10 シミュレーション結果

表-4 材料定数

項目	値	備考
粒子半径平均値 (m)	0.04 (Case2)	均等係数 $U_c=1.2$
	0.07 (Case3)	
粒子密度 ( $\text{g/m}^3$ )	2.69	実験模型 より設定
法線方向バネ係数 (N/m)	$2.0 \times 10^7$	
接線方向バネ係数 (N/m)	$5.0 \times 10^5$	
法線方向減衰係数	$1.55 \times 10^3$	$h=25\%$
接線方向減衰係数	$5.90 \times 10^{-3}$	$h=0.008\%$
粒子間摩擦角 ( $^\circ$ )	30.0	10.0 (バッキング中)
粒子間転がり摩擦係数	0.20	0.02 (バッキング中)
粒子-パネル間摩擦角 ( $^\circ$ )	30.0	面外方向は ゼロ
粒子-パネル間転がり摩擦係数	0.0	
目標間隙比	0.72	
載荷速度 (mm/s)	2.0	実験では 0.17mm/s

り大きくなり、初期剛性をフィッティングしようとする  
とピーク値が実験より小さくなるというジレンマがある。  
本検討では、バッキング時、実験の初期間隙比を忠実に  
再現したが、そうすると、実験より密な粒子構造が形成  
される結果となった。

粒径以外は Case3 と同じ材料定数を用いて実施した  
Case2 のシミュレーション結果と実験の比較を同図に示  
す。Case3 のシミュレーション結果よりピーク値は小さ  
くなったが、実験結果よりピーク値も初期剛性もかなり  
大きく対応は悪い。実験は Case3 より Case2 の間隙比が

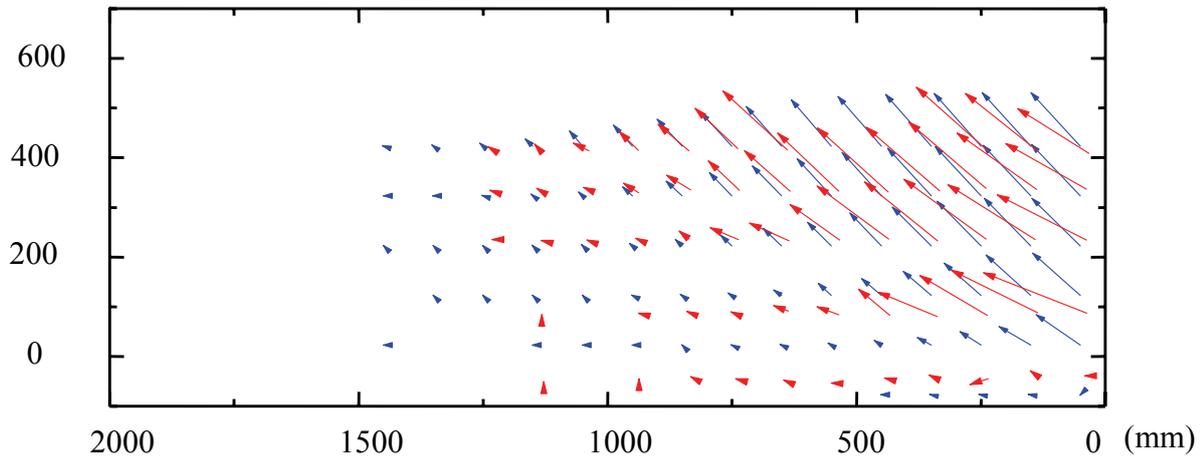
大きくもともと緩い構造であり、Case3 でそうであった  
ように、シミュレーションは、同じ間隙比の碎石より密  
な構造であると考えられるため、両者の差が大きくなっ  
たものと考えられる。荷重変位関係のフィッティングに  
最適なパラメタの設定については改善の余地がある。

しかしながら、実験、シミュレーションともに、粒径  
の小さい方に荷重増加の頭打ちが生じ、ピーク値が低く  
なる傾向が認められる。この原因の一つとして、せん断  
層(受働破壊面)の幅の違いがあると筆者等は考える。  
古典解では、せん断層は厚みの無い面として捉えられる  
が、実際には、本検討の実験やシミュレーションに見ら  
れるように幅をもつ。これをせん断層の幅と言う。この  
幅は、粒径が大きい程広いとされている。龍岡ら<sup>6)</sup>は、  
せん断層の幅の大きさ程度に横ズレが生じると残留状態  
に至るとし、せん断層の幅が小さいほどピーク強度の発  
現が早くなると指摘している。一方、筆者等は、せん断  
帯の幅が大きいほどダイレイタンスのボリュームが大き  
いことがせん断強度の差となって現れるのではないかと  
考えている。

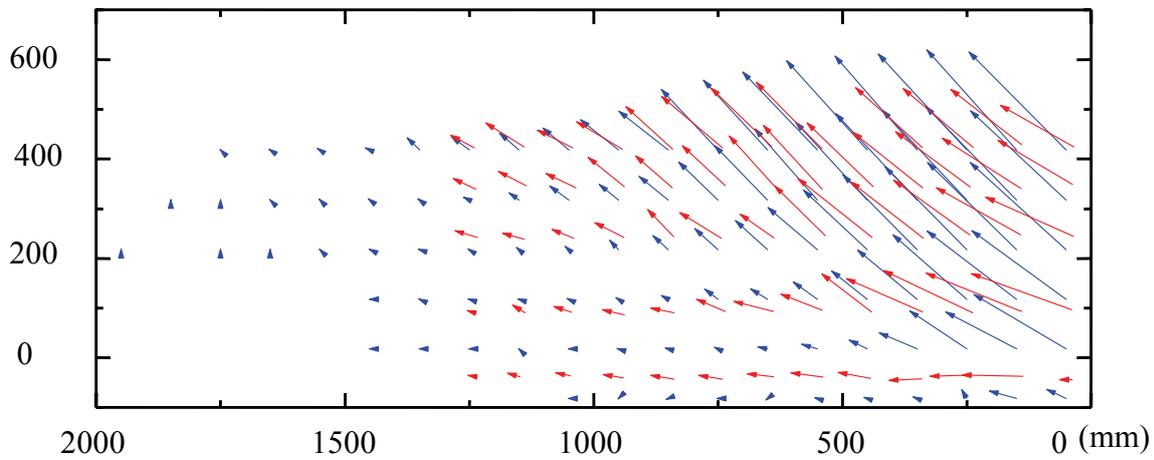
図-11 に実験とシミュレーションの変位ベクトル分布  
の重ねあわせを示す。シミュレーションは実験に比べて、  
地表付近の地盤の盛り上がり量および載荷板近傍におけ  
るベクトルの傾きが実験結果に比べてかなり大きい  
が、受働楔の領域や境界の傾斜は対応していると言え  
る。載荷板近傍の差異は、その固定条件の差異による影  
響が含まれるが、その影響の仕方と程度は現時点では  
不明であり、その解明は今後の課題である。

## (2)シミュレーション結果の分析

次に、シミュレーション結果を分析して幾つかの考  
察を試みる。まず、最大せん断ひずみ増分の分布につ  
いて、Case2 と Case3 を図-12 と図-13 に比較す  
る。格子の最大せん断ひずみ増分の値は、初期状態  
において、格子点を中心とした格子と同形の矩形領  
域(奥行き方向を含む)



(a) Case2



(b) Case3

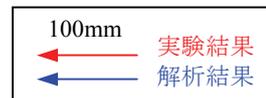


図-11 変位ベクトル分布の比較

に要素中心が存在する要素群の、載荷板が 2mm 変位したときの平均的な変位増分を元に、矩形領域内の変形が一樣であり、奥行き方向は平面ひずみと仮定して計算した。格子のサイズは 50mm×50mm である。図(a)は載荷板が初期位置から 2mm 変位した時、図(b)は載荷板が 2mm～4mm 変位した時、図(c)は 4mm～6mm 変位したときをそれぞれ示す。この図によれば、載荷板 4mm 変位時には、Case2、Case3 ともに既に受働楔が形成されていると考えられる。対応する載荷レベルの図を比較すると、最大せん断ひずみ受働楔の形成は、粒径の大きい Case3 の方が早いといえる。また、ひずみの値も Case3 の方が大きい。

本検討で用いた DEM では粒子破碎を考慮していない。しかし、粒子構造の最も局所的な破壊である粒子間のすべり点について、その座標をモニタできる。3 章で述べたように、音の発生源は、粒子破碎音、粒子間の擦過音、

これらの結果生じる局所的な粒子構造の崩壊のため、粒子と粒子の間に衝突が起きるときの音の 3 種であろう。粒子の衝突は、粒子破碎や粒子の滑りの近傍で生じたものと考えてよいと考えられる。ここでは、3 章で述べた破碎音源の位置を、すべりの発生した位置として議論を進める。

粒子間のすべりは、微小なものまで含めると無数といえるほど多数発生するので、要素間の法線方向力（要素半径方向力）が 100N 以上の接点におけるすべりに着目した。図-14 にその座標と、最大せん断ひずみ分布の重ねあわせを示す。ひずみは、初期状態から載荷板変位 20mm の間に生じたものである。Case3 のひずみ領域は広大で、剛体的に運動していると考えられる受働楔が明瞭でない。オレンジ色のすべり点は初期状態から載荷板変位 10mm、赤色のすべり点は、載荷板変位 10mm から 20mm の間に生じたものである。すべり点の座標は、初

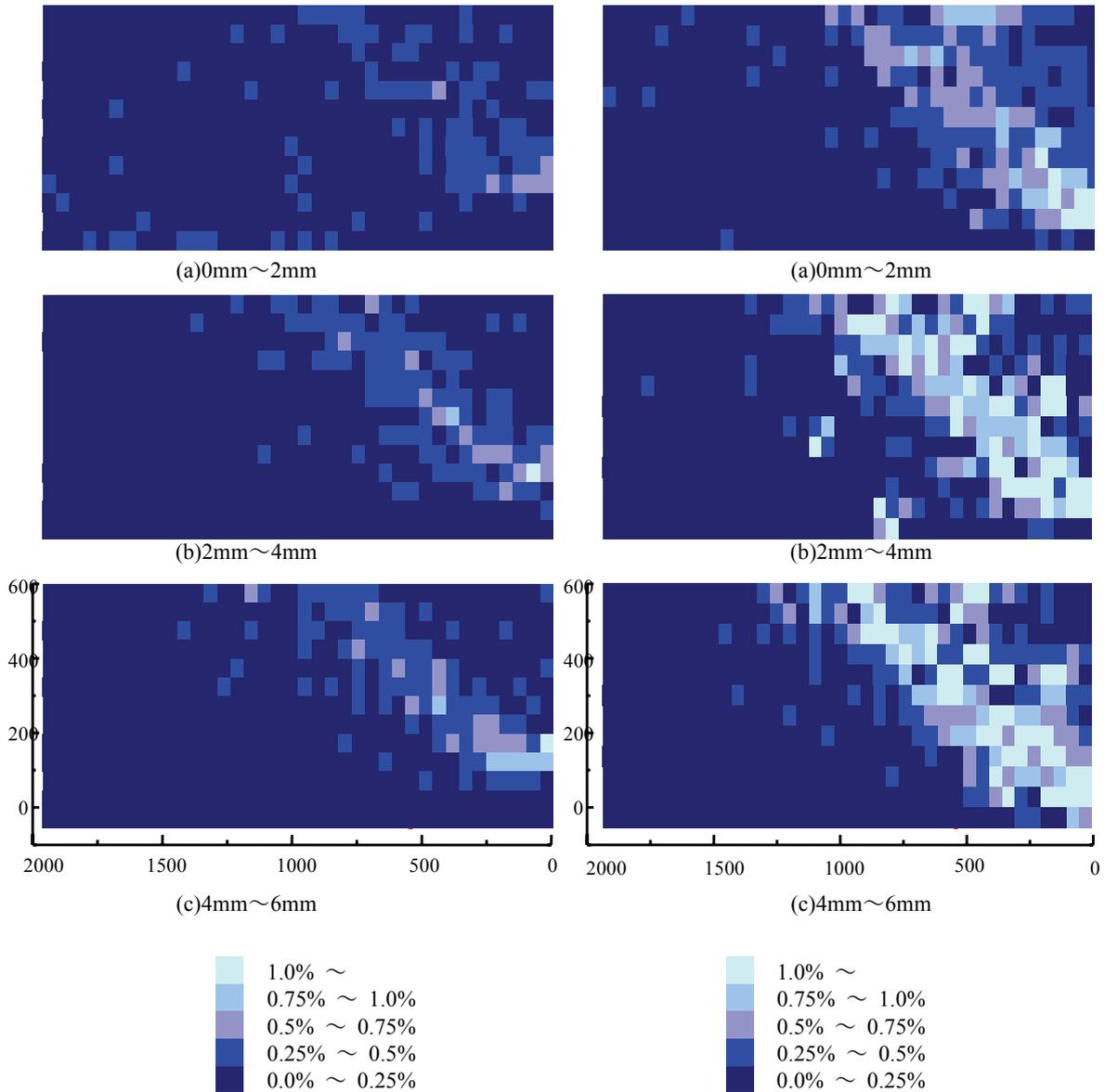


図-12 最大せん断ひずみ増分 (Case2, 単位 mm)

図-13 最大せん断ひずみ増分 (Case3, 単位 mm)

期状態における粒子座標を用いて示している。すべり点は、Case2 および Case3 とともに荷板近傍と、せん断帯周辺に分布している。せん断帯中央にその分布の空白域が存在する。

表-5 にすべり点の重心位置を示す。両ケースとも、オレンジの点の重心位置が、赤い点のそれより荷板に近く深度が大きい。荷初期は荷板近傍で、その後せん断帯周辺へと破壊箇所の重心が移動したと考えられる。

次に粒子回転に着目した検討を行う。中瀬ら<sup>12)</sup>は、アクリル棒積層体に対する2軸圧縮試験を行い、回転量の大きい粒子が、せん断帯に集中していることを示した。図-15 に、Case3 について回転量の大きい要素分布を図-

14(b)に重ね描いて示す。ここで粒子の回転量とは、各粒子の中心を通る  $x$  軸、 $y$  軸および  $z$  軸周りの回転速度の20mm 荷重までの累積で最も絶対値の大きい値を示している。回転量の大きい要素は、すべり点分布の空白域に丁度収まるように、せん断帯に集中している。このように、粒状体における粒子構造の変形は主として粒子の回転によって行われる。また、粒子が回転するためには、それまで粒子に接していた別の粒子との接点にすべりが生じなければならないので、粒子の回転とすべりには密接な関係がある。

比較のため、Case3 における初期状態から荷板変位 40mm の間の実験結果について同様の処理を

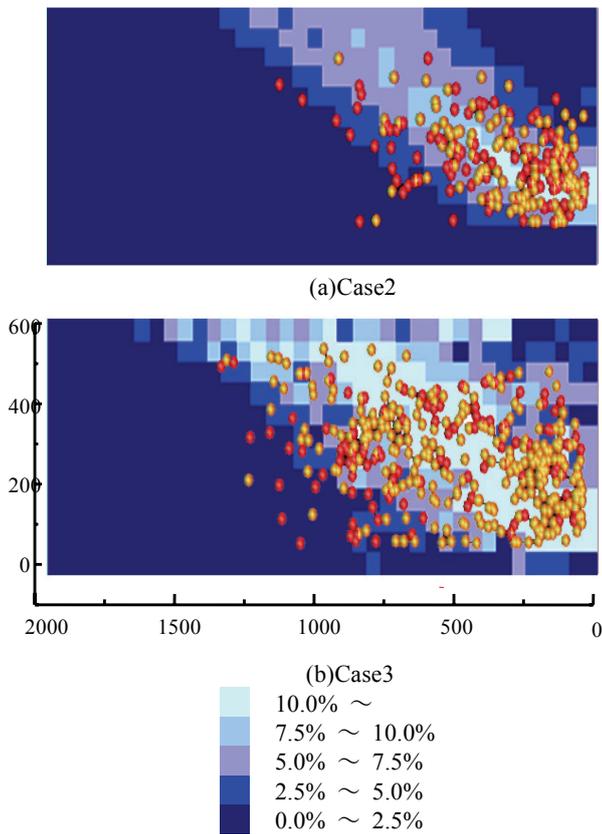


図-14 20mm 荷重までに発生したすべり点  
(解析, 単位 mm)

表-5 すべり点重心位置  
(荷重板からの距離, 深さ, 単位: mm)

	0mm~10mm (●)	10mm~20mm (●)
Case2	(394, 567)	(494, 548)
Case3	(477, 559)	(616, 547)

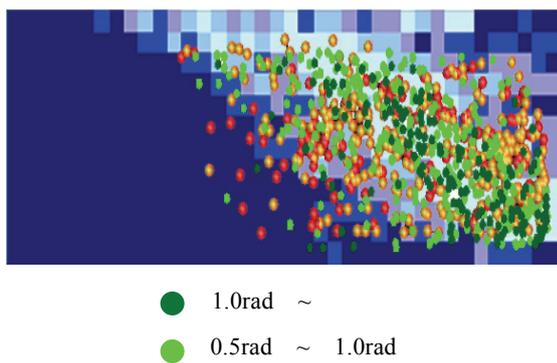


図-15 20mm 荷重までに発生したすべり点と回転量の  
多い要素分布の重ね合わせ

加え図-16 に示す. Case1 に比べて Case3 のひずみ領域が  
大きく, また, 剛体的に運動していると考えられる受働  
楔が明瞭でない傾向はシミュレーションと対応している.

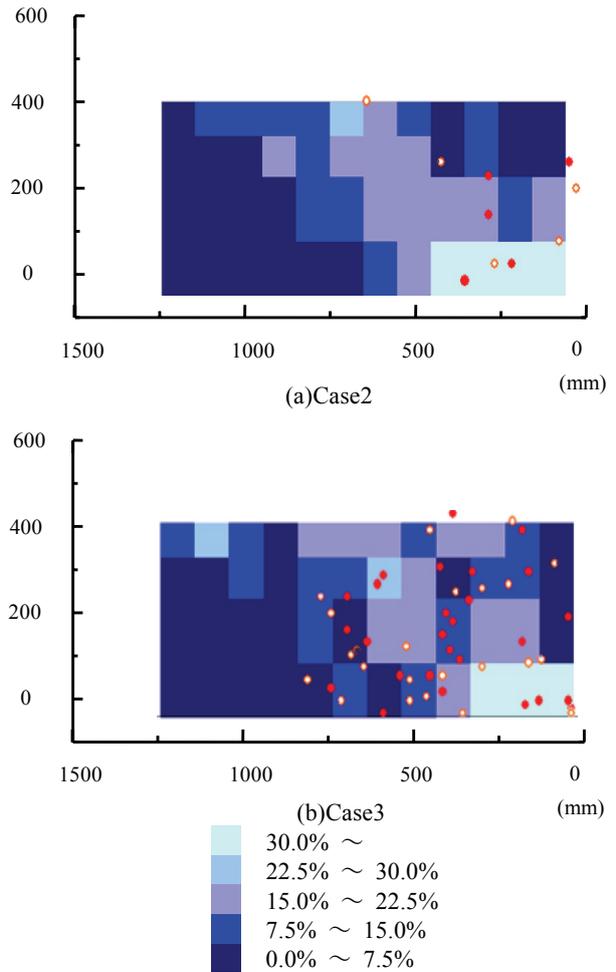


図-16 40mm 荷重までに発生したすべり点 (実験)

すべり点が荷重板近傍と, せん断帯周辺に分布する傾  
向が見取れるが, シミュレーション結果ほど明瞭では  
ない. 実験の音源座標には 50mm 程度の測定誤差がある  
こと, 音源の発生位置が初期の碎石の座標と対応してい  
ないこと, ひずみ計算の格子の大きさがシミュレーショ  
ンより粗いことが原因として考えられる.

## 5. おわりに

受働作用時の碎石粒径と破壊挙動の関係を把握するこ  
とを目的として碎石粒径をパラメタとした受働破壊実験  
を行った. その結果, 粒径の大きい 1 号碎石は, 粒径の  
小さい 3 号碎石および 5 号にくらべて, 荷重の頭打ちが  
遅く, その結果, ピーク値も大きくなることが示された.  
この効果は, 粒径が大きいほどせん断帯の幅が大きいこ  
とに起因すると考えられる.

実験に対する DEM シミュレーションにおいてもこの  
傾向を再現することができた. また, 最大せん断ひずみ  
増分の分布を分析した結果, 粒径の大きい 1 号碎石のせ

ん断帯とみられるひずみの集中領域が、粒径が小さい3号砕石より広いことが示された。ただし、せん断帯の形成は、1号砕石の方が早かった。粒子構造の破壊を表すすべり点は、1号砕石、3号砕石共に、せん断帯周辺に分布していた。粒子の成す構造とその変形メカニズムにおいて、DEMは実現象を良好に再現していることを示唆している。

音波の複数のマイクロフォンに到達する時差により、粒子構造の破壊点の座標をセンシングすることを試みた。この音源分布と実験の最大せん断ひずみの分布との関係は、DEMシミュレーションにおけるすべり点の分布と最大せん断ひずみの分布との関係と対応していた。しかし、その関係はシミュレーションほど明瞭ではなかった。センシングに50mm程度の誤差があることが原因の一つであると考えられる。この手法は、精度向上を図れば様々な局面に適用できるものと考えられる。

#### 参考文献

- 1) 中瀬 仁, 宮田正史, 長尾 毅, 本田 中, 興野敏也, 安田勝則, 菅野高弘: 個別要素法によるケーソン式防波堤の挙動解析, 応用力学論文集, Vol.5, pp.461-472, 2002
- 2) 本田 中, 長尾 毅, 吉岡 健, 興野俊也, 安田勝則, 中瀬 仁: 個別要素法によるマウンド支持力破壊モードの分析, 海洋開発論文集, 第 21 巻, pp.981-986, 2005
- 3) 長尾 毅, 中瀬 仁, 本田 中, 吉岡 健, 興野俊也: 防波堤基礎支持力に関する実験及び解析的研究, 土木学会論文集 C, Vol. 63, No.3, pp.862-880, 2007
- 4) Terashi M. and M. Kitazume: Bearing Capacity of a Foundation on Top of High Mound Subjected to Eccentric and Inclined Load, *Report of the Port and Harbour Research Institute*, Vol.26, No.2, pp.3-24, 1987.
- 5) 地盤工学会: 支持力入門, pp.102-103, 1990.
- 6) 龍岡丈夫ほか: 砂地盤の支持力問題におけるせん断強度・実験値・設計計算式の関係, 第 34 回土質工学シンポジウム, pp.17-22, 1989.
- 7) 吉田 順: 粒状体の内部摩擦角と土圧係数の関係に関する DEM を用いた検討, 土木学会第 60 回年次学術講演回, pp.907-908, 2005.
- 8) 最上武雄監修, 松尾稔, 富永眞生: 土質工学基礎叢書 7, 土圧, 鹿島出版会, pp.8-11, 1975.
- 9) 小林慶夫, 湯浅欽史: 平面ひずみ受働状態の密詰砂に生じるすべり面, 第 21 回土質工学研究発表会, pp.1417-1418, 1986.
- 10) 坪内大輔, 八嶋 厚, 張 鋒, 沢田和秀:  $t_{ij}$ -コセラ連続体理論を用いた粒状材料の変形解析および実験検証, 第 39 回地盤工学研究発表会, pp.1359-1360, 2004.
- 11) 松岡 元, 山本修一: 個別要素法による粒状体のせん断機構の微視的考察, 土木学会論文集, No.487, III-26, pp.167-175, 1994
- 12) 中瀬 仁, 安中 正, 片平冬樹, 興野俊也: 平面ひずみ圧縮試験に対する個別要素法の適用, 土木学会論文集, No.454, III-20, pp.55-64, 1992
- 13) 中瀬 仁, 本田 中, 西野隆之: 個別要素法摩擦パラメータを設定するためのねじりせん断シミュレーション, 第 36 回地盤工学研究発表会, pp.503-504, 2001.
- 14) 国土交通省港湾局監修, 日本港湾協会: 港湾の施設の技術上の基準・同解説, 2007

(2007.9.18 受付)