

国土技術政策総合研究所資料

TECHNICAL NOTE of
National Institute for Land and Infrastructure Management

No. 93

June 2003

均し精度がケーソン底版断面力に及ぼす影響について ～その2～

宮田正史・森屋陽一・長尾 毅・菅野高弘

Effects of Surface Roughness of Rubble Mound
On Section Force of Bottom Slab of Caisson
(Part 2)

Masafumi MIYATA, Yoichi MORIYA, Takashi NAGAO and Takahiro SUGANO

国土交通省 国土技術政策総合研究所

National Institute for Land and Infrastructure Management
Ministry of Land, Infrastructure and Transport, Japan

均し精度がケーソン底版断面力に及ぼす影響について

～その2～

宮田正史*・森屋陽一**・長尾毅***・菅野高弘****

要 旨

本研究は、捨石マウンドの均し精度（不陸量）がケーソン底版曲げモーメントに及ぼす影響を評価するための手法を提案し、提案手法を用いた基礎的な検討結果を報告するものである。

評価手法の構築にあたっては、はじめに実際の捨石を用いた大型模型載荷実験を実施し、捨石マウンドの支持機構を明らかにした。次に、実験結果に基づいて、捨石マウンドによる支持機構を確率的に表現する反力モデルを構築し、構築した反力モデルと底版のFEM解析及びモンテカルロ法を組み合わせ、底版曲げモーメントを確率的に評価する手法を提案した。最後に、提案した評価手法を用いて、均し精度が底版曲げモーメントに及ぼす影響について基礎的な検討を実施した。

載荷実験の結果、捨石マウンドによる支持機構は、極めて不均質かつ離散的なものであり、現行設計法で想定しているケーソン底版に作用する反力分布である線形分布荷重とは全く異なる支持機構であることが明らかになった。また、本実験では、マウンドの表面均しを専門とする潜水士によって、“本均し”及び“荒均し”の異なる表面凹凸のマウンドの載荷実験を実施したが、今回の実験条件下では、両者の支持機構の相違は認められなかった。

次に、提案した評価手法を用いることにより、均し精度が異なる捨石マウンドからの反力作用による底版曲げモーメントの確率分布特性を把握することが可能となることを示し、併せてマウンド不陸量が底版最大曲げモーメントの設計値からの増加程度に及ぼす影響について定量的な結果を示した。提案手法による解析結果から、底版最大曲げモーメントのばらつきは非常に大きく、またその期待値は、ほぼ全ての計算ケースで線形分布荷重によって発生する最大曲げモーメント（設計値）を上回ることが明らかになった。この傾向は、特に底版中央部の最大曲げモーメントで顕著であった。

キーワード：捨石マウンド、均し精度、ケーソン底版、曲げモーメント、載荷実験

* 近畿地方整備局 神戸港湾空港技術調査事務所 技術開発課長
(前 沿岸海洋研究部 主任研究官)
** 港湾研究部 港湾施設研究室 研究官
*** 港湾研究部 港湾施設研究室長
**** 独立行政法人 港湾空港技術研究所 地盤・構造部 構造振動研究室長
〒239-0826 横須賀市長瀬3-1-1 国土交通省国土技術政策総合研究所
電話：046-844-5029 Fax：046-844-5081 e-mail: moriya.y92y2@ysk.nilim.go.jp

Effects of Surface Roughness of Rubble Mound On Section Force of Bottom Slab of Caisson (Part 2)

Masafumi MIYATA*
Yoichi MORIYA**
Takashi NAGAO***
Takahiro SUGANO****

Synopsis

In this study, we proposed a new method for evaluating effect of surface roughness of a rubble mound, which supports a breakwater caisson, on the bending moment developed in the bottom slab of a caisson. We also presented some preliminary results on the surface roughness effect with using the proposed method.

For preparation of the method, we firstly conducted a series of loading tests to investigate load support systems of a rubble mound. Based on the test results, we made a stochastic force-reaction model and built up the new method that is based on Monte Carlo Simulation method using FEM analysis. The method is capable of estimating the bending moment in a stochastic manner. With this method, we investigated the effect of the surface roughness on the slab bending moment.

The loading test results show that the loading block used in the test is supported by a small number of contact points and the contact forces have a wide range of distribution. This discrete and inhomogeneous load support system of the rubble mound is very different from linearly distributed load support system assumed in the current design. The test results do not show a dependence of the load support system on the foundation surface roughness made by expert divers (smooth surface and rough surface).

The proposed method made us possible to evaluate a statistical characteristic of the bending moment amplitudes of a bottom slab that is subjected to reaction force from a rubble mound with different surface roughness. Based on the simulation results, we quantitatively showed the bending moment increase from the design bending moment in accordance with a different surface roughness. The simulation results have also shown that the amplitudes of maximum bending moments, which are given at each Monte Carlo calculation, have a wide range of distribution, and that the average of the maximum bending moments becomes larger than the design bending moment predicted by linearly distributed load in the most simulation cases.

Key Words : Rubble mound, surface roughness, bottom slab of caisson, bending moment, loading test

* Chief, Technical Development Section, Kobe Port and Airport Engineering Investigation Office, Kinki Regional Development Bureau (Ex-Senior Researcher of Coastal and Marine Dep., NILIM)
** Researcher of Port Facilities Division, Port and Harbor Department
*** Head of Port Facilities Division, Port and Harbor Department
**** Head, Structural Dynamics Division, Structural and Soil Engineering Department, Port and Airport Research Institute
3-1-1 Nagase, Yokosuka, 239-0826 Japan
Phone : +81-468-44-5029 Fax : +81-468-44-5081 e-mail:moriya-y92y2@ysk.nilim.go.jp

目 次

1. はじめに	1
2. 捨石マウンドの支持機構に関する載荷実験	2
2.1 実験概要	2
2.2 捨石マウンドの均し方法と標高特性	5
3. 載荷実験の結果と考察	9
3.1 実験結果	9
3.2 捨石マウンドの支持機構と均し精度が ケーソン底版曲げモーメントに及ぼす影響に関する基礎的検討	14
4. 捨石マウンドの支持機構と均し精度を考慮したケーソン底版の発生断面力の評価手法	17
4.1 ケーソン底版断面力の算定モデルの考え方	18
4.2 ケーソン底版断面力の算定モデル	18
4.3 均し精度がケーソン底版曲げモーメントに及ぼす影響	24
5. おわりに	29
謝辞	30
参考文献	30

1. はじめに

港湾施設には数多くの種類と形式があるが、混成式防波堤や重力式係船岸に代表される重力式構造物は、我が国で最も普及しているものの一つである。その構造様式は、図-1に示すように石材で人工的に構築したマウンド状の基礎（以下マウンドと称す。）の上に、ケーソン等を据え付けて本体とするものである。図に示す構造は、ケーソン式防波堤と呼ばれている。

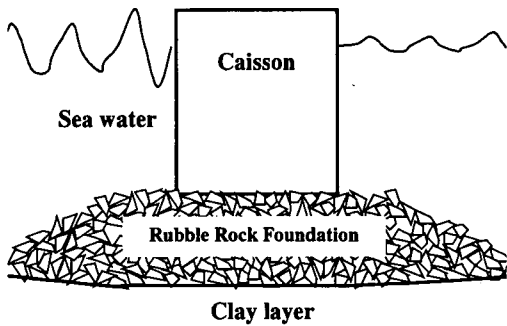


図-1 捨石マウンドを基礎とする港湾構造物の例（防波堤）

マウンドの表面については、マウンドに上載する鉄筋コンクリート製のケーソン底板（スラブ）に過大な集中荷重が作用しないように、従来から潜水士による入念な均し作業が行われており（図-2）、その均し精度（マウンド表面の凹凸程度）は±5cmと定められている（運輸省港湾局，1999a）。しかしながら、近年の潜水士の不足・高齢化、潜水作業の危険性、および工期短縮による建設コスト削減が求められていること等の理由により、国土交通省では、現行のマウンド築造基準である均し精度±5cmを緩和し、マウンドの施工効率を向上させる方向で検討を進めている。

しかしながら、マウンドの均し精度（凹凸量）を緩和した場合、ケーソン底板に対して、これまで以上に不均一かつ集中的な接触荷重が作用することが想定される（図-3）。このためケーソン底板に作用する曲げモーメント等の断面力が増加する可能性がある（宮田ら，1999，宮田ら，2002）。従って、均し精度緩和の検討にあたっては、均し精度がケーソン支持構造およびケーソン底板に発生する曲げモーメントなどの断面力に及ぼす影響を適確に評価した上で、ケーソン底板部材を対象とした設計法を構築する必要がある。

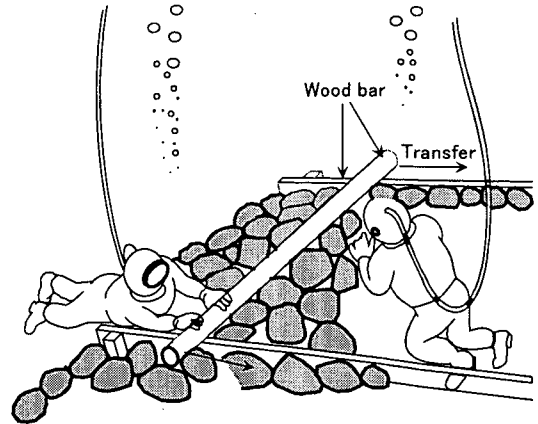


図-2 潜水士による捨石マウンドの均し作業のイメージ

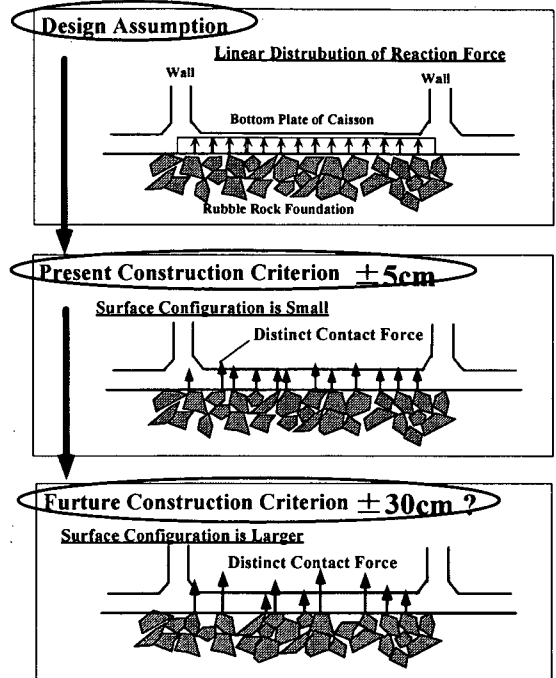


図-3 均し精度の緩和がケーソン支持機構に及ぼす影響のイメージ

そこで、現在、以下のような手順で、捨石マウンドの均し精度を考慮したケーソン底板を対象とした部材設計法の構築を進めている。

- 1) 大型模型実験により、ケーソン底板が捨石マウンド上で、どの程度の接触点数で支持され、また接触点における接触荷重がどの程度ばらつくのかというケーソンの支持形態について評価する。
- 2) 実験結果との整合が取れるように捨石マウンドによるケーソン底板支持状況を表現する確率的な反力分布モデルを構築する。反力モデルは、捨石マウンド

の均し精度を考慮できるモデルとする。

- 3) 構築した反力分布モデルを用いたモンテカルロシミュレーションにより、マウンドの均し精度を考慮した底版曲げモーメントの確率分布特性を評価する。
- 4) 最後に、信頼性解析を用いて現行設計法の持つ安全性と同程度の安全性を有するように、マウンドの均し精度を考慮した場合の部分係数を算定する。

本稿は、1)～2)および3)の一部の検討結果についてまとめたものである。1)については、平成12年度～13年度の2年間にわたって実施した大型載荷実験の概要および主要な結果についてまとめている。捨石マウンドによる離散的な集中荷重がケーソン底版に作用した場合に、底版で発生する曲げモーメントが設計で想定している線形分布荷重による底版曲げモーメントと比較して、どの程度増加するかについての基礎的な検討の結果を示す。2)については、実験による捨石マウンドによる支持構造を表現可能な確率モデル（反力分布モデル）の詳細について説明する。3)については、2)において構築した反力分布モデルとモンテカルロシミュレーションを使用して、捨石マウンドの不陸がケーソン底版曲げモーメントに及ぼす影響について基礎的な検討を実施した結果を示す。なお、4)については、別途報告に詳細を示しているため、その報告を参照されたい（森屋ら、2003）。

2. 捨石マウンドの支持機構に関する載荷実験

捨石マウンドのケーソン支持構造を明らかにするために、実際に港湾工事で使用される捨石を用いた室内大型載荷実験を実施した。実験は平成12年度および平成13年度の合計2シリーズを実施した（表-1）。平成12年度の載荷実験は、実際の潜水士による捨石均しによるマウンドを対象とし、均し精度については、潜水士が通常行っている「本均し」と「荒均し」の2種類を対象とした（以下、S実験と呼ぶ）。この実験では、潜水士の均し作業によるマウンド表面の凹凸状況は大きく異なるものではなかったため、平成13年度に追加載荷実験を実施した。追加実験では、均し作業を陸上の一般作業員によるものとし、平成12年度と比較して、より均し精度が悪いマウンドを対象とした（以下、R実験と呼ぶ）。R実験については、目標とするマウンド標高から±10cm～±30cmの凹凸が発生するように人為的に均し作業を実施した。

本章では、潜水士による均し作業によるマウンドを用いたS実験と、一般の陸上作業員によるマウンドを用いた

R実験について、2.1に載荷実験の概要を、2.2に捨石マウンドの均し作業の方法・特徴と均し面の標高特性を示す。なお、実験結果については3.に示す。

表-1 実験ケースの一覧

ケース	目標不陸量	マウンド厚さ	目標鉛直応力(平均値)	荷重の偏心	均し方法
1	±5cm	3.5m	1000kPa相当	あり	潜水士
2	±30cm	3.5m	1000kPa相当	あり	潜水士
3	±30cm	1.5m	1000kPa相当	あり	潜水士
4	±30cm	3.5m	1000kPa相当	あり	潜水士
5	±5cm	1.5m	1000kPa相当	あり	潜水士
6	±30cm	1.5m	1000kPa相当	あり	潜水士
7	±10cm	1.5m	600kPa相当	なし	陸上作業員
8	±30cm	1.5m	600kPa相当	なし	陸上作業員
9	±20cm	1.5m	600kPa相当	なし	陸上作業員
10	±10cm	1.5m	600kPa相当	なし	陸上作業員

2.1 実験概要

(1) 実験装置

a) S実験（潜水士による均し作業、平成12年度）

S実験は、ケーソン底版と捨石マウンド間に発生する離散的な接触荷重の計測を目的とし、ケーソン底版の一部を模擬した載荷ブロック（載荷面2.5m×2.5m、高さ1.0m）を捨石マウンドに載荷するものである（写真-1、図-4）。これらの図や写真に示すとおり、本実験における捨石マウンドは法面も再現している。載荷ブロックの底面には625個のロードセル（接触面10cm×10cm）を取り付け、捨石と載荷ブロック底面との間で発生する接触力荷重を直接計測する実験システムを使用した。写真-2に載荷ブロック底面に設置したロードセルと捨石との接触状況を、図-5にロードセルの構造を示す。なお、捨石マウンドの載荷は、載荷ブロックの上方に取り付けた2機の油圧ジャッキを用いて行なった。

b) R実験（陸上作業員による均し作業、平成13年度）

R実験においては、ケーソン支持機構のみを把握するために、実験施設のスリム化を図った。写真-3および図-6に、本実験に使用した載荷装置の全景および構造図を示す。この実験では、内法の平面寸法が3m×3.5m、高さ2.0mの土層内に捨石マウンドを投入して、その表面を均した後に、載荷ブロックで載荷した。載荷ブロックは、平成12年度において使用したものと同一のものである。

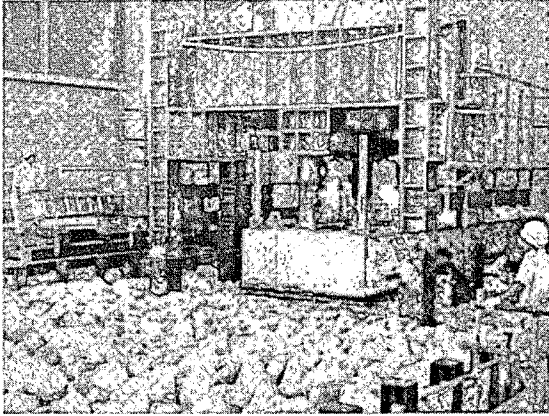


写真-1 載荷実験の全景 (平成 12 年度)

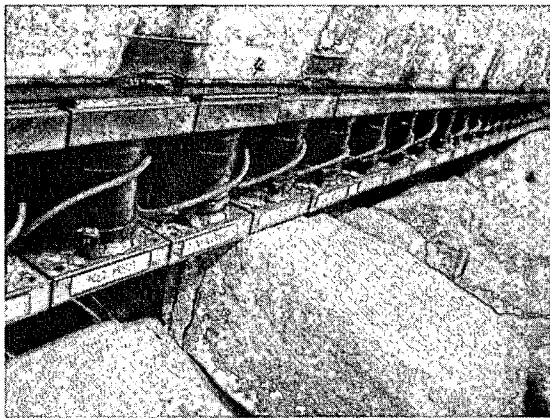


写真-2 ロードセルと捨石との接触状況

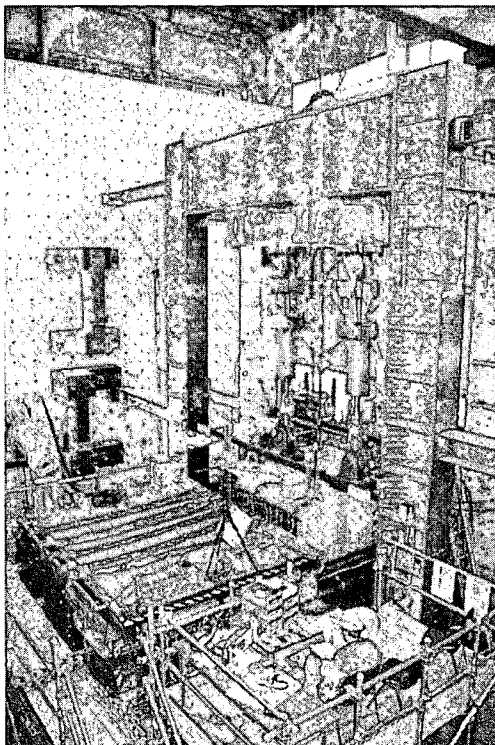
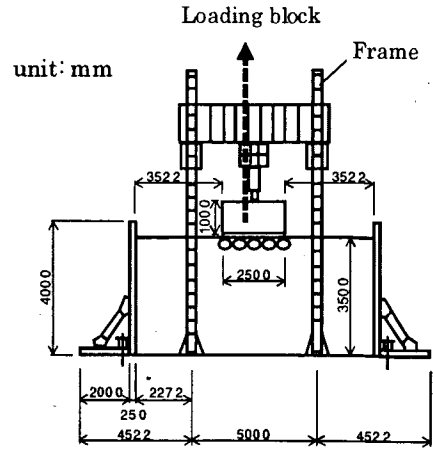
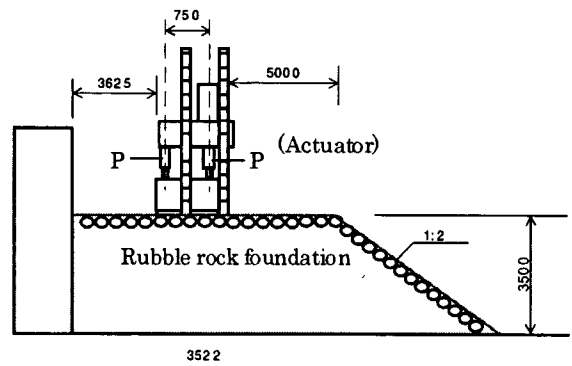


写真-3 載荷実験の全景 (平成 13 年度)



(a) Front view



(b) Cross sectional view

図-4 載荷実験装置の構造図

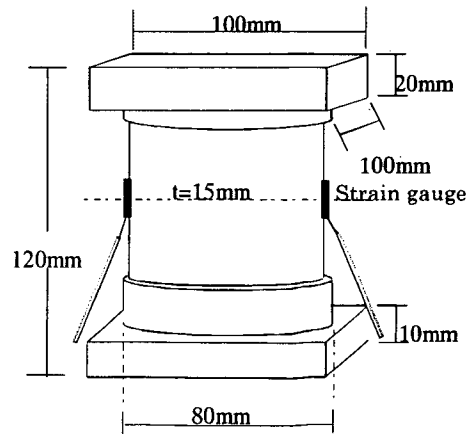


図-5 ロードセルの構造図

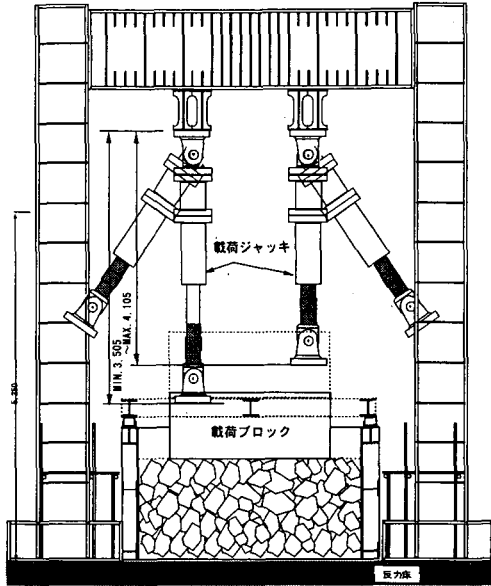


図-6 荷重実験装置の構造図

(2) 捨石

実験で使用した捨石は、実際の港湾工事で使用されているものと同一規格のものである。岩質は、花崗岩であり、港湾構造物の基礎捨石として使用されるものの中では、強固な部類に入る石である。図-7に、今回使用した捨石の累積重量分布を示す。捨石の重量分布は、実験開始前に無作為に選択した容積 6m³程度の捨石を測定することにより算定した。捨石の質量は、図に示すとおり約 1kg～200kg 程度であった。これらの粒径は、短径の最小値が約 10cm 程度、長径の最大値が約 80cm 程度であった。

(3) 荷重条件

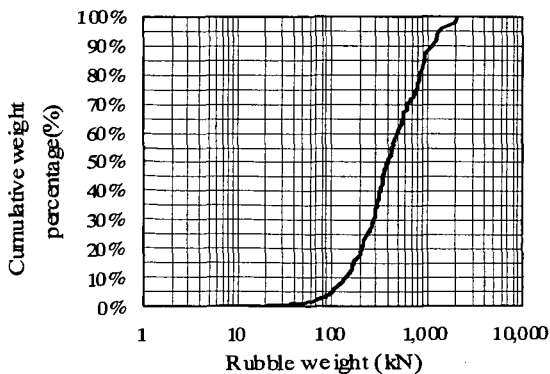


図-7 捨石の重量累積分布

a) S 実験 (潜水士による均し作業, 平成 12 年度)
マウンドの層厚は、約 3.5m と 1.5m の 2 種類を対象と

した。荷重は 2 機の油圧ジャッキを用いて行い、荷重ブロック底面に作用する鉛直応力 (荷重版に作用する全荷重/荷重版面積) が、ケーソン中詰め完了時 (約 200 kPa (kN/m²)) に相当するまで鉛直荷重した。それ以降は、図-8 に示すとおり実際の波圧がケーソン側壁に作用した状況を想定して、若干の偏心荷重を作用させ、ブロック底面に作用する鉛直応力が最大約 1280 kPa になるまで荷重した。表-2 に荷重ステップの一覧表を、図-9 に荷重ブロック底面に作用する反力分布を線形分布と仮定した場合の分布を示す。

b) R 実験 (陸上作業員による均し作業, 平成 13 年度)

R 実験においては、マウンドの層厚は約 1.5m とした。荷重は、S 実験と同様な方法で行った。荷重ブロック底面に作用する鉛直応力が、約 600 kPa 相当になるまで鉛直荷重した。偏心荷重は作用させていない。表-3 に荷重ステップの一覧表を示す。

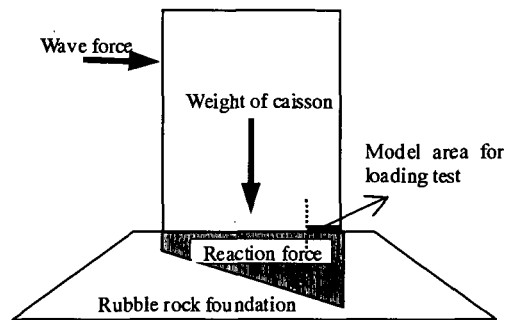


図-8 荷重イメージ 1

表-2 荷重ステップの一覧表 (S 実験)

荷重ステップ	荷重条件	平均鉛直応力 (kPa)	端部応力 (kPa)	
			q ₁	q ₂
1	鉛直	100	100	100
2		200	200	200
3		300	309	290
4		400	419	381
5		500	534	466
6		600	652	548
7	偏心	670	737	604
8		740	819	662
9		800	902	699
10		870	994	745
11		940	1088	792
12		1000	1168	832
13		1280	1989	571

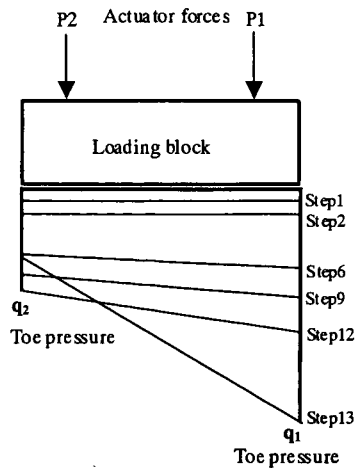


図-9 載荷イメージ 2

表-3 載荷ステップの一覧表 (R 実験)

載荷ステップ	載荷条件	平均鉛直応力 (kPa)
1	鉛直	77
2		124
3		171
4		196
5		297
6		359
7		413
8		469
9		532
10		589

(4) 計測項目

本載荷実験における計測項目は、載荷ブロック底面に設置した各ロードセルに作用する接触荷重、載荷ブロックの上面四隅の鉛直変位・水平変位 (2成分) である。

2.2 捨石マウンドの均し方法と標高特性

本節では、現地における潜水士によるマウンド均し作業の概要、本実験における均し作業の方法および標高特性について述べる。

(1) 実際の工事における潜水士による均し作業

通常、現地においてケーソンをマウンドに設置する際に、ケーソンが捨石マウンドと直接接する領域については、マウンド表面の標高誤差が±5cm 以内になるように仕上げられる (本均し)。一方、ケーソンと接しないマ

ウンド表層部分においては、標高誤差が±30cm となるように仕上げられる (荒均し)。図-10 に「本均し」と「荒均し」のイメージを示す。

潜水士による本均しの作業方法は、一般的に以下のようである。はじめに、海上のガット船から捨石を直接投入し、マウンドの設計天端高さ付近に捨石が積み上がった時点で投入を止める。その後、設計天端面から+5cm の上方にガイド用のロープを張り巡らす。通常、ガイドロープは5m~10m 間隔で配置される。潜水士は、このガイドロープのレベルを超えないように捨石を配置することになる。なお、ガイドとしてロープ以外のものを使用する場合もあることを付記する。

今回の実験マウンドの均し作業を実施した潜水士のヒアリングを実施した。その結果によると、潜水士が本均し作業をする際に、特に気を付ける点が2点あることがわかった。一点目は、大きな石を置く向きである。潜水士は、大きな石 (図-10 中の白色で示す石) を置く際、石の平らな面が、ケーソン底版面と平行になるように注意して石の方向を決める。二点目は、大きな石の安定性である。潜水士は、大きな石の平坦面を水平にすることに加えて、大きな石が周辺の石と強固に噛み合うように、相対的に小さな石 (図-10 中の黒色で示す石) を大きな石の下部や大きな石同士の間、うまく組み合わせ配置する。これらの石同士の噛み合わせを向上させるための石は、間詰め石と呼ばれている。これらの本均し作業により、マウンド表面は、突起が少なく、かつ表面付近の捨石は安定した構造となる。なお、この方法以外にマウンドの平坦性を確保する方法がある。その方法は、同じく小粒径の石 (目つぶし石と呼ばれる) を利用し、石同士の噛み合わせを考慮せず、単純に捨石間のくぼみに小粒径の石を入れる方法である。

荒均しの場合においても、基本的には同じ様な手順でマウンドが建設される。すなわち、大きな石の平らな面を、可能な限り水平に配置する。しかしながら、荒均しの場合には、+30cm の誤差まで許容されるため、大きな石の水平性には余り時間をかけない。また、小さな石を用いた間詰め作業も念入りには行わない。

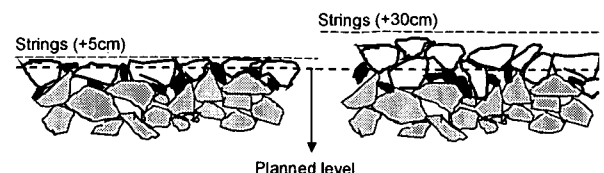


図-10 「本均し」と「荒均し」のイメージ

(2) 実験における均し作業の概要と標高特性

a) S 実験 (潜水士による均し作業)

本実験においては、実際の潜水士に依頼して「本均し」および「荒均し」の2種類の均し作業によるマウンドを構築した。従って、実験の捨石マウンドの天端は、現地のマウンド標高特性を再現していると考えられる。

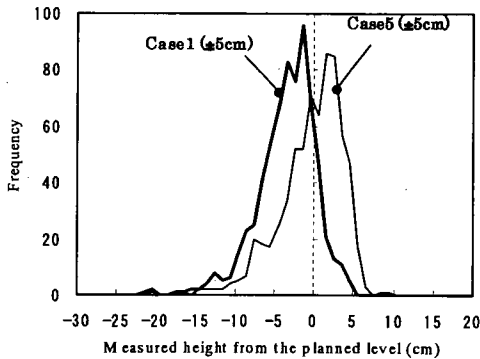
図-11a)およびb)に、S実験における本均しと荒均しのマウンド表面の標高分布特性を頻度分布として示す。マウンド標高は、先端に直径2.5cmの円盤を設置したスタッフを用いて、10cm間隔で計測した。図より、潜水士により建設された本均しと荒均しのマウンド標高分布形状は、本均しの方が標高分布の幅がやや狭いが、大きな相違は見受けられないことがわかる。荒均しについては、±30cmの標高差を許容するが、潜水士は本均しとほぼ同じ手順でマウンドを作成するため、±30cmもの大きな標高差を実際に作成することは無いようである。表-4に、ケース1～6の計測標高の最大値と標準偏差を示すが、本均しと荒均しとの標準偏差は、大きな差異がないことがわかる。

表-4 標高特性の一覧表

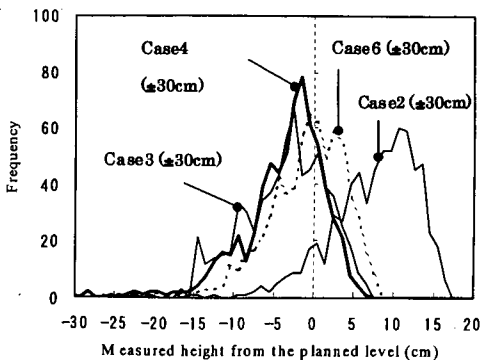
ケース	目標不陸量	マウンド厚さ	標高標準偏差	標高最大値
1	±5cm	3.5m	3.7cm	8.4cm
2	±30cm	3.5m	5.2cm	10.6cm
3	±30cm	1.5m	6.6cm	10.6cm
4	±30cm	3.5m	5.1cm	10.6cm
5	±5cm	1.5m	3.9cm	10.3cm
6	±30cm	1.5m	4.9cm	9.1cm
7	±10cm	1.5m	3.5cm	9.4cm
8	±30cm	1.5m	13.9cm	25.1cm
9	±20cm	1.5m	6.9cm	17.1cm
10	±10cm	1.5m	4.4cm	7.6cm

なお、本均しの場合において、-5cmより低い標高が存在するが、これは主に、今回使用したスタッフ先端の大きさが、通常現地で使用されているスタッフ先端(直径7cm)より小さいことに起因すると考えられる。スタッフ先端面積が小さいため、マウンド表層に多数存在する捨石と捨石との間にある窪みにスタッフが入り込むためである。一方、+5cmより高い標高が存在するが、この理由は2点あると考えられる。一つ目は、本均しにおいて、潜水士は周辺のガイドロープのみを頼りに均し作業を実施するため、ガイドロープから離れた地点では、若干量の標高の超過があると考えられる。二つ目は、現地における標高計測は、5m以上のまばらな間隔で行われるため、このように特に標高が高いポイントを把握できないことが考えられる。

図-12に、S実験におけるマウンド表面の標高分布を示す。図は、計測された標高の平均値を基準として、標準偏差の0.5倍、1.5倍の範囲で高さレベル毎に色分けして各ロードセル位置における標高を表したものである。図より、マウンド表面標高は、ばらつきを有しつつも、水平方向に数10cm程度の幅で標高のうねりが認められる。これは、個々の捨石のサイズと関連すると考えられる。なお、本均しと荒均しの標高分布特性には、特に相違が無いことがわかる。



(a) 本均し



(b) 荒均し

図-11 標高の頻度分布 (潜水士による均し)

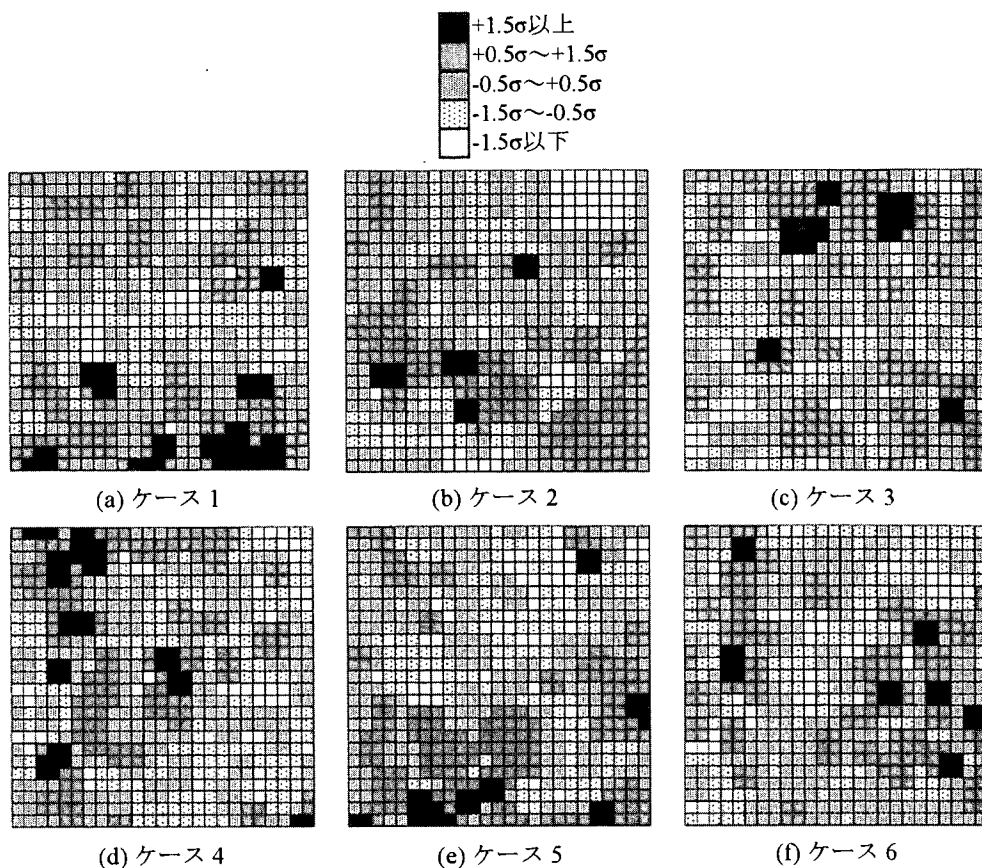


図-12 捨石マウンドの標高分布 (S実験：潜水土均し)

b) R 実験 (陸上作業員による均し作業)

R 実験においては、目標とする標高からの誤差が ± 10 , ± 20 cm, ± 30 cm になるように、陸上の一般作業員により均し作業を実施した。現地のマウンド表面を計測した結果より、マウンドの標高分布は正規分布に近いことがわかっていたため、今回のマウンド作成にあたっては、正規分布をイメージしつつ表面の石を配置した。均し精度 ± 10 cm の場合には、大粒径の石を $+10$ cm のレベルを超えないように配置するために、大きな石と小さな石との組み合わせを考慮しながら均し作業を実施する必要があった。なお、均し精度 ± 30 cm の場合、荷重ブロックを支持する点が4~5点程度と極端に少なくなり、荷重ブロックの安定性が損なわれることが予想された。このため、荷重ブロックの安定性を考慮して、少なくとも荷重初期において、荷重ブロックの四隅付近に少なくとも各1点ずつの支持点が得られるように石を山状に配置した。均し精度 ± 20 cm の場合は、均し精度 ± 10 cm と ± 30 cm の作業方法の中間的な方法で実施した。すなわち、石の組み合わせに注意しつつ、支持点が特定箇所に集中しないように留意して石を配置した。

図-13 に、R 実験におけるマウンド表面の標高分布特

性を頻度分布として示す。マウンド標高は、先端に1辺10cmの正方形板を設置したスタッフを用いて、10cm間隔で計測した。標高分布は、均し精度が悪くなるにしたがって、幅広形状になることがわかる。また、目標とした均し精度にほぼおさまっていることがわかる。表-4に、ケース7~10の計測標高の最大値と標準偏差を示す。R実験においては、目標とした不陸量に対応して標高の最大値と標準偏差が変化していることがわかる。

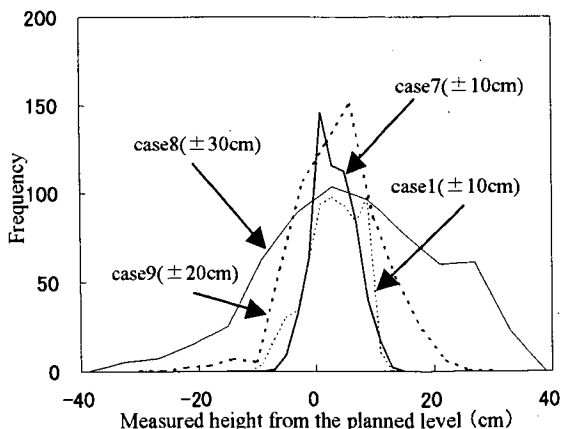


図-13 標高の頻度分布 (陸上作業員による均し)

図-14 に、R 実験におけるマウンド表面の標高分布を示す。図より、 $\pm 10\text{cm}$ 均しの場合（ケース 7 と 10）は載荷版範囲（ $2.5\text{m} \times 2.5\text{m}$ ）の中に比較的多くの凹凸が存在しており、潜水士による均し表面と似ていることがわかる。一方、 $\pm 20\text{cm}$ および $\pm 30\text{cm}$ の均し面の場合、前述した通り載荷ブロックの四隅付近支持点が存在するように意図的にマウンド表面を均したため、載荷版中央部が大きく凹になるような標高分布となった。

c) 潜水士均しと陸上作業員均しの相違

潜水士の作業による「本均し」と「荒均し」の相違については、潜水士の技能レベルに多少依存するが、前述したとおり、標高特性において大きな差異はないと言え

る。

一方、陸上の一般作業員によるマウンド作成においても、均し精度 $\pm 10\text{cm}$ 程度の表面を作成するためにはある程度の石の組み合わせを考慮しつつ作業を進める必要があるが、それほど多大な時間をかけることなく平坦性は確保できる。逆に、均し精度 $\pm 30\text{cm}$ というのは、どのような作業員が実施したとしても、現実的には有り得ない過度に大きく過ぎる凹凸量であった。但し、機械による均し作業で、かつ投入する捨石の粒度調整を行わない場合などにおいては、存在しうる凹凸程度であると考えられる。

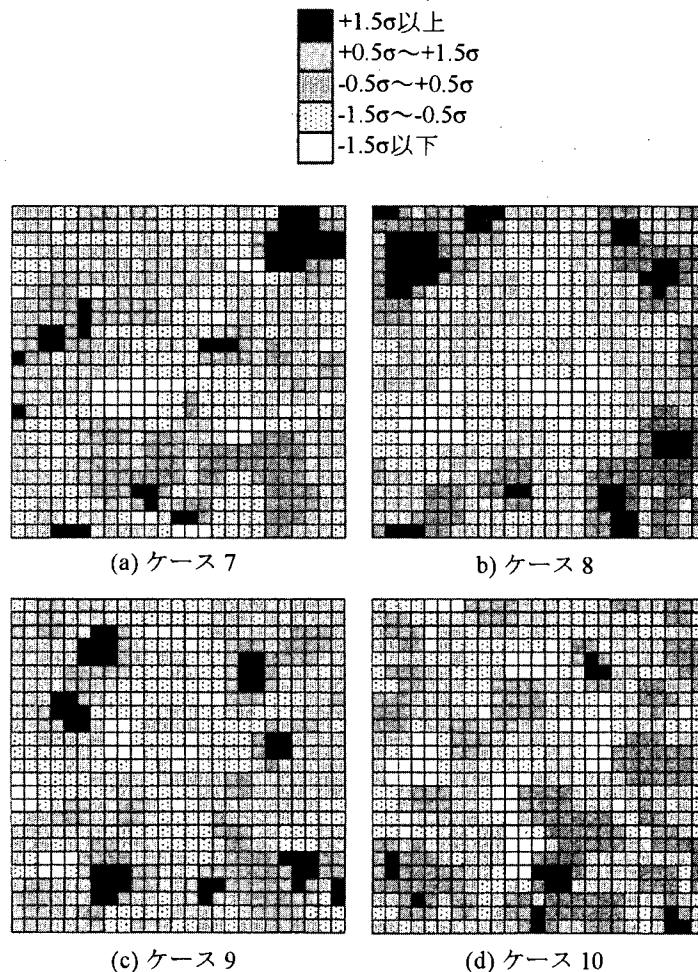


図-14 捨石マウンドの標高分布（R 実験：一般作業員均し）

3. 載荷実験の結果と考察

3.1 実験結果

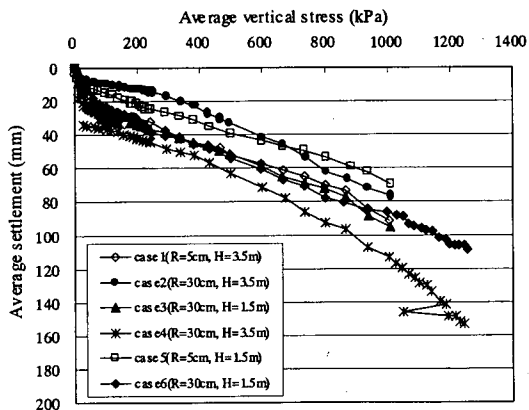
(1) 載荷ブロックの変形状況

マウンド均し精度がマウンド変形に及ぼす影響を把握するために、図-15a)にS実験における載荷ブロック底面の鉛直応力と載荷ブロック中心点における沈下量(以下、沈下量)の関係を示す。また、図-16a)にS実験における載荷ブロック底面の鉛直応力と載荷ブロック中心点における回転角度の関係を示す。沈下量は、載荷ブロックを設置する際にブロックがマウンドに初めて接触した高さを基準点(ゼロ)として定義している。回転角度は図-4(b)の時計回りの傾斜角度と定義している。図から、載荷ブロックの沈下量は、鉛直応力の増加とともに線形的に増加することがわかる。また、本均しと荒均しマウンドの沈下特性において、大きな相違は見受けられなかった。除荷時については、処女載荷時に比較して、剛性が非常に大きくなる挙動を示した。本実験条件下では、マウン

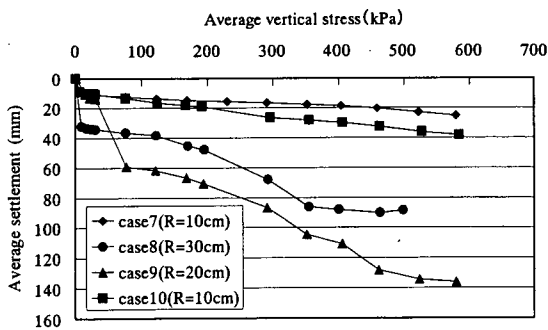
ド層厚の影響は明確ではなかった。

R実験(一般作業員均し)における同様の関係を、図-15b)と図-16b)に示す。±10cm均しの場合(ケース7と10)の沈下量は、潜水土均し(ケース1~6)による沈下量と概ね一致していた。一方、±20cm・±30cm均しの場合(ケース9と8)は、±10cmの沈下量と比較すると、沈下量が2~3倍程度となっており、均し精度が±10cmを超えるとマウンドの沈下量は急激に増加することがわかる。載荷ブロックの傾斜についても、±10cmのケースは鉛直応力レベルが増加してもブロックの平坦性を保っているが、±20cm・±30cm均しのケースでは載荷初期に大きな傾斜が発生し、その後も鉛直応力200kPa付近以降に急激に傾斜が進行するなど、挙動が不安定であった。

ここで、実験で計測した載荷ブロックの沈下量の解釈について幾つかの留意点を示す。これらの留意点は、①沈下の初期値(ゼロ点)の定義が難しいこと、②載荷ブ

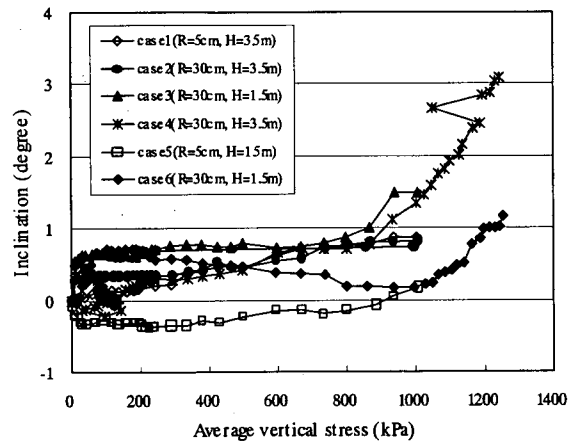


(a) S実験の結果

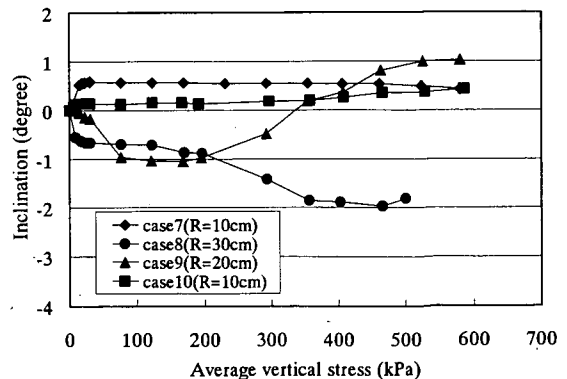


(b) R実験の結果

図-15 載荷ブロック底面の平均鉛直応力と載荷ブロックの沈下量の関係



(a) S実験の結果



(b) R実験の結果

図-16 載荷ブロック底面の平均鉛直応力と載荷ブロックの回転角度の関係

ロックの沈下量に対する、「マウンド表層付近の局所的な沈下量」と「マウンド層全体の沈下量の寄与程度が不明であること」、さらに③マウンド層厚に対して粒径が大きい不均質な材料を用いている実験であるため沈下結果の解釈が難しいことである。①について、今回実験の場合には、載荷ブロックを水平に保ったまま徐々に下げていく途中で、マウンド捨石がブロック底版に初めて接触した時点を沈下の初期値（ゼロ点）としている。この定義の場合、たった1つの石がたまたま上に凸な状態で存在し、かつその石の周辺の支持構造が脆弱な場合には、鉛直応力が低いレベルにおいて沈下量が大きくなるであろう。逆に、そのような石の存在がなく、表層付近の噛み合わせがたまたま強固であれば、そのような表層付近の脆さに起因する沈下は発生しない。従って、鉛直応力が小さいレベルにおける沈下量については、このマウンド表層付近の局所的な沈下の影響が大きいと予想される。しかしながら、その一方で、①に示したマウンド表層付近における沈下とマウンド層内（表層以外の部分）における沈下が、どの程度の割合で発生しているか不明である。さらに、マウンド層厚が小さく、その層厚に対して石の粒径が大きい場合には、マウンド内で大きな荷重を局所的に支える“つかえ棒”的な荷重支持構造が発達する可能性が高く（稲光ら、2002）、このような支持構造が卓越した場合には、強固な支持構造となりマウンドの沈下は小さくなると考えられる。今回実験で使用した捨石の最大粒径は80cm程度（長軸）なので、マウンド層厚1.5mの場合、極端なケースを想定すると、鉛直方向に数個の石で支持する箇所も有り得る。このような場合には、マウンドを均質材料として見ることはできない。従って、マウンドの積み上げ方の、個々の石の配置状況が全体沈下量に大きく影響を及ぼすことになる。なお、捨石マウンド（粒状体）の支持機構については、別途報告（Miyata et al, 2002；中瀬ら、2002）に個別要素法を用いた解析結果を用いた基礎的な検討結果を示しているので参照されたい。

・ (2) 載荷ブロックのマウンドによる支持構造

図-17に、S実験の本均しマウンド（ケース1）と荒均しマウンド（ケース4）における捨石マウンドの支持機構を示す。本図は、ブロック底版の鉛直応力が200 kPa、600 kPaおよび1000 kPa時におけるロードセルの計測結果を示す。図中には、各ロードセルの接触荷重が全荷重の何パーセントを支持しているかに応じて色分け（図中の凡例を参照）した結果を、載荷前のマウンド天端面における捨石形状をトレースしたものと重ねて示す。本図

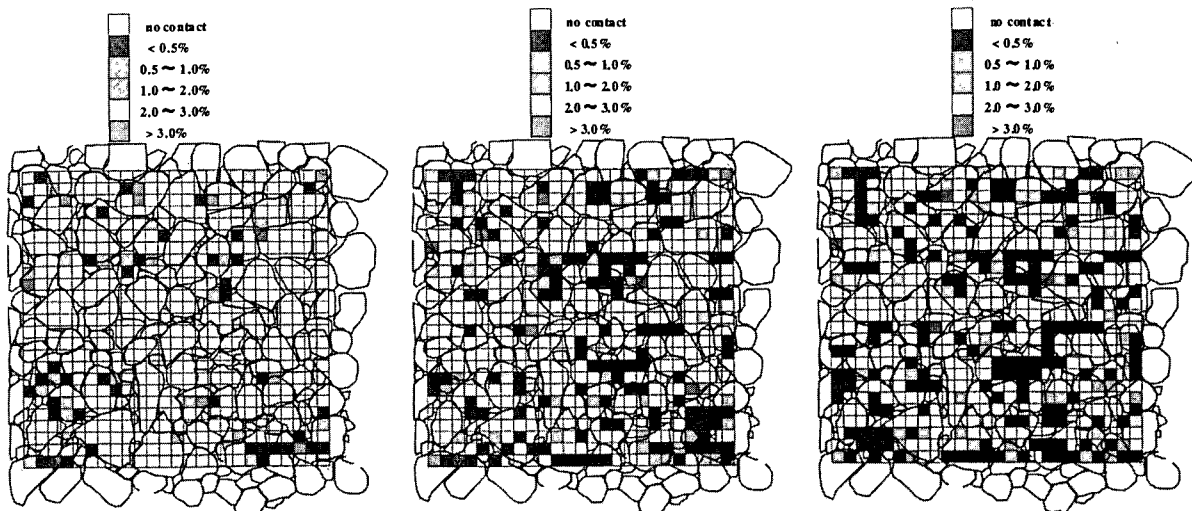
より、載荷ブロックは設計で想定しているような平面的な支持形態（線形分布荷重）ではなく比較的少数の接触点で支持されていること、また各接触荷重値のばらつきは非常に大きく、捨石マウンドに作用する荷重は各接触点に均質的には分配されないこと等が明らかになった。このような離散的かつ不均質な支持機構は、本均しと荒均しにおいて共通する形態であった。この支持機構は、マウンド層厚にも本実験条件下では依存しなかった。また、この支持構造は明らかに線形分布荷重とは異なるものである。

また、図-17a)を詳細にみると、鉛直応力が200 kPaの状態では、全接触点数は80点であるが、そのうち上位27点という少ない接触点（図中で赤・黄・緑色で示す接触点）で全荷重の約82%を支持している。また、鉛直応力が1000 kPaに増加すると全接触点数は212点と増加するが、そのうち上位30点の接触点で全荷重の約57%を支持しており、鉛直応力のレベルが大きくなっても、離散的かつ不均質な支持構造は改善されることがわかる。

次に、載荷前のマウンド標高特性と支持構造との関係を照らし合わせて見ると、載荷前に標高が高い箇所に接触点が多く存在している。また、荷重の増加にともなって、標高の高い箇所を中心に接触領域が広がっている。従って、載荷前のマウンド標高特性は、接触点の位置に大きな影響を与えていることがわかる。

同様に、図-18にR実験（一般作業員均し）の±10cmマウンド（ケース7）、±30cmマウンド（ケース8）、および±20cmマウンド（ケース9）における捨石マウンドの支持機構を示す。潜水土均しの実験と比較すると、明らかに接触点数が減少している。また、接触点が減少したため、各接触点が分担する荷重は大きくなっていることがわかる。載荷前のマウンド標高特性と支持構造との関係を照らし合わせて見ると、潜水土均しと同様の傾向を示し、載荷前に標高が高い箇所に接触点が多く存在している。その一方で、初期標高が低い箇所については、波圧作用時の鉛直応力レベル（532kPa）が作用しても、接触点は全く増えない。この傾向は、特に±20cm・±30cm均しのケースで顕著であり、容易にマウンド不陸（凹凸）が鉛直応力によって解消されないことを示している。

次に、接触点数と載荷ブロック底面の鉛直応力との関係を図-19に示す。接触点数は、荷重を受けたロードセルの個数である。図より、潜水土均しと一般作業員均しに共通しているのは、鉛直応力の増加にともない接触点数が線形的に増加することである。潜水土均しの結果（S実験）に着目すると、本均しと荒均しにおける接触点数の相違は認められない。一般作業員均し（R実験）と潜

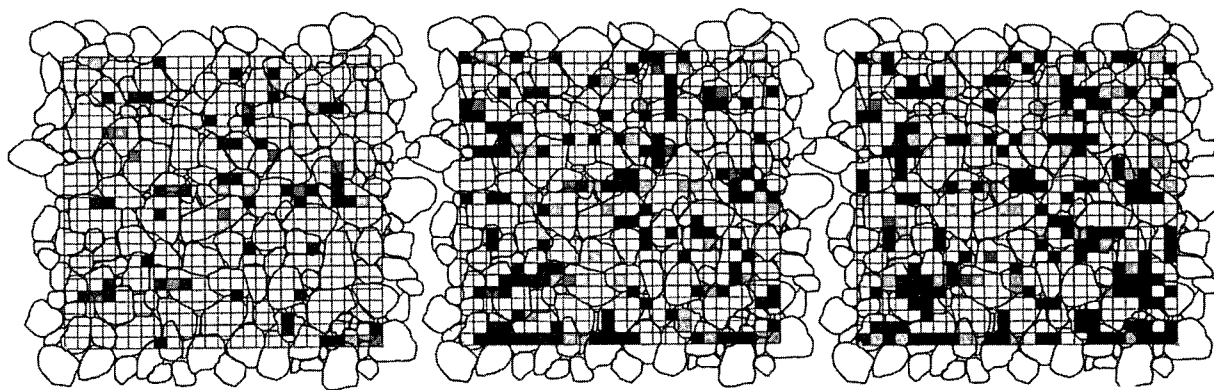


step2(200kPa)

step6(600kPa)

step12(1000kPa)

(a) ケース 1 (不陸量±5cm, マウンド高 3.5m)



step2(200kPa)

step6(600kPa)

step12(1000kPa)

(b) ケース 4 (不陸量±30cm, マウンド高 3.5m)

図-17 捨石マウンドの支持機構 (潜水土均し: ケース 1・4)

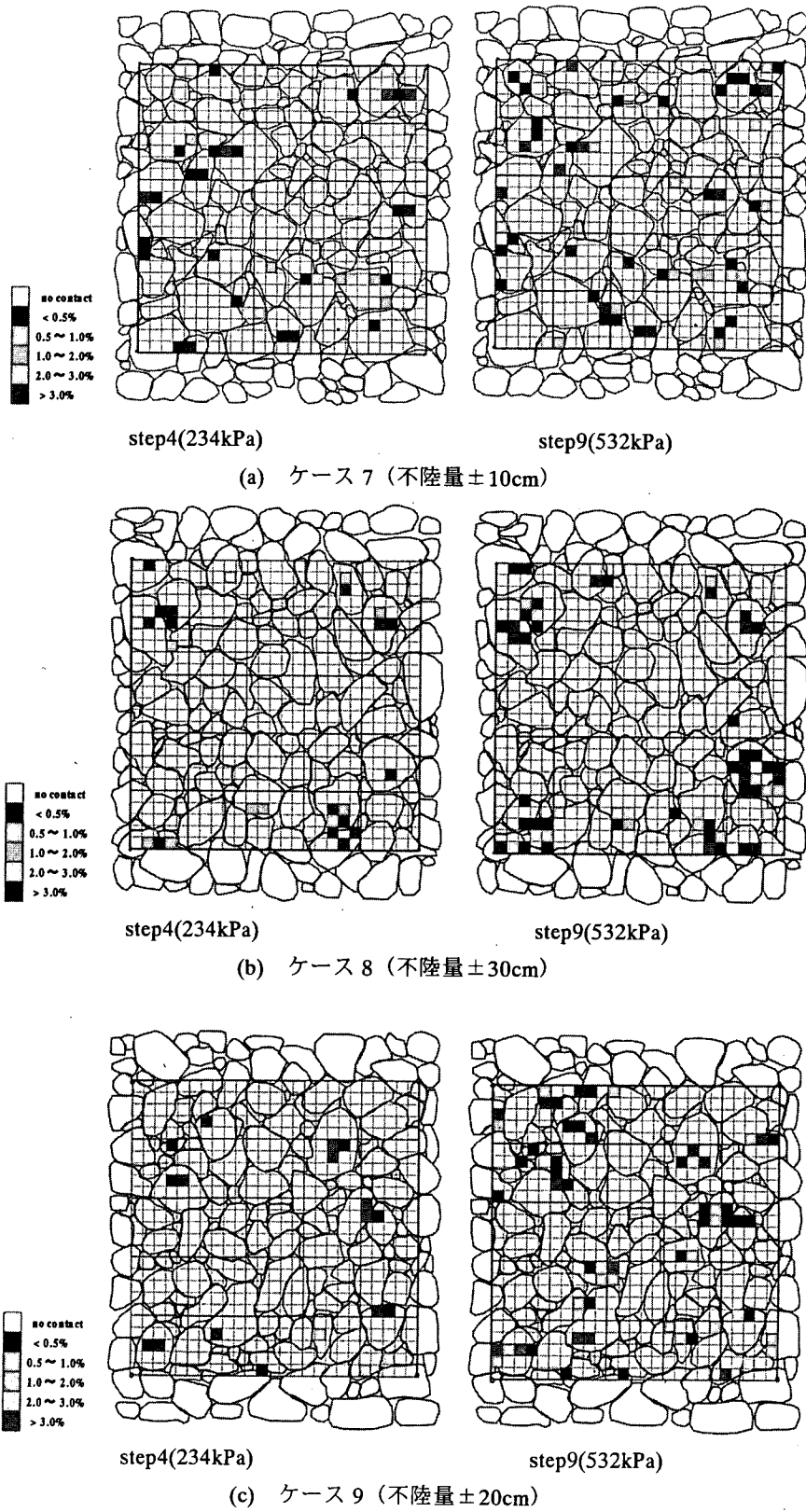


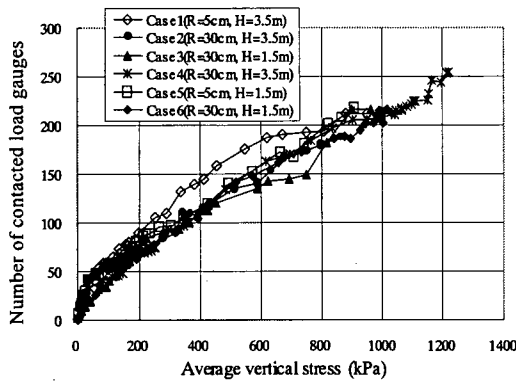
図-18 捨石マウンドの支持機構 (一般作業員均し)

水土均しを比較すると、一般作業員均しの接触点数は、潜水士均しの1/3程度であり(鉛直応力600kPaで比較)、極端に接触点数が減少することがわかる。

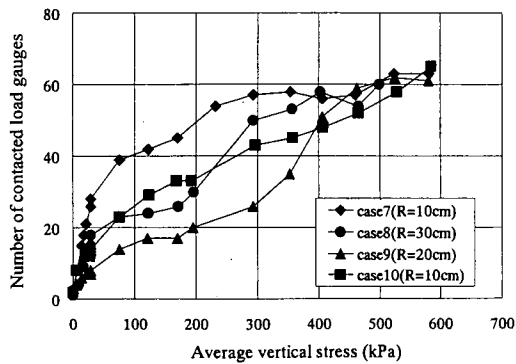
次に、最大・平均接触荷重と載荷ブロック底面の鉛直応力との関係を図-20に示す。最大接触荷重(Maximum contact force)は、各載荷ステップで計測されたロードセル荷重の最大値を、平均接触荷重(Average contact force)はその平均値を示している。a)図より、S実験(潜水士均し)の場合、最大接触荷重および平均接触荷重ともに、不陸量やマウンドの厚みの違いによる顕著な違いはみられず、最大接触荷重および平均接触荷重は、不陸量やマウンドの厚みにほとんど影響を受けないことがわかる。最大接触荷重に着目して見ると、荒均しマウンドの最大荷重が、必ずしも本均しマウンド(ケース1と5)の最大荷重より大きいということはないため、今回の実験条

件下では、潜水士均しによる本均しと荒均しの相違は無いことが示唆される。さらに、最大接触荷重の挙動を見ると、ケース5では鉛直応力の増加に伴い、最大接触荷重が減少に転じる場合もある。この最大接触荷重の減少は、捨石マウンドの局所的な沈下・変形、および捨石の破碎などが要因であると考えられる。

b)図には、R実験(一般作業員均し)の同様の結果を示す。接触点数が潜水士均し実験より少ないため、最大および平均接触力は全体的にS実験より大きめになっているが、その他の傾向は潜水士均しの場合と同様である。すなわち、最大接触荷重の大小は不陸量によって一義的には関係づけられないこと、および鉛直応力の増加に伴って最大接触荷重が減少するなど不安定に挙動することが認められる。

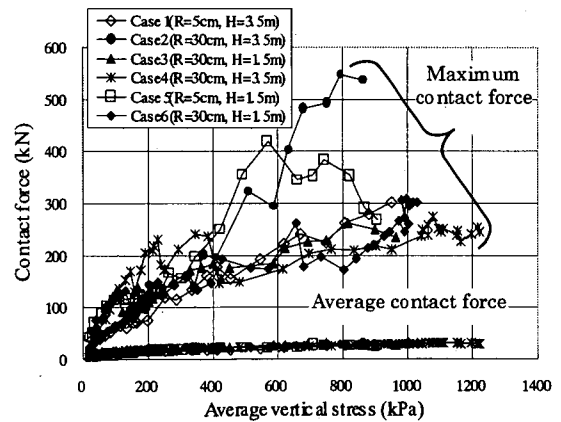


(a) S実験の結果

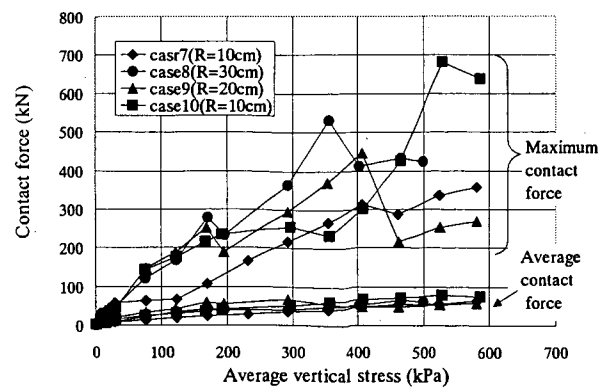


(b) R実験の結果

図-19 接触点数と鉛直応力の関係



(a) S実験の結果



(b) R実験の結果

図-20 接触荷重と鉛直応力の関係

3.2 捨石マウンドの支持機構と均し精度がケーソン底版曲げモーメントに及ぼす影響に関する基礎的検討

(1) 検討内容

本項では、載荷実験における載荷ブロック底版を、実際のケーソン底面の1つの底版スラブに見立てて、設計で想定している等分布荷重に対して、実際の点支持機構を考慮した場合に底版曲げモーメントがどの程度増加するかについての計算結果を示す。

はじめに、載荷実験で各ロードセルにより計測した接触荷重を入力データとして四辺を固定された条件の底版(辺長 2.5m)の有限要素法による解析を行った。図-21に、FEMモデルのイメージ図を示す。表-5にFEM解析に使用したパラメータの一覧を示す。スラブの水平方向のサイズは、載荷ブロックと同じとし、2.5m×2.5mに設定した。FEMモデルの1辺(2.5m)は50要素に分割した。版厚方向には10要素に分割した。スラブ周辺の4辺は、全て完全固定条件とした。スラブの版厚は、一般のケーソン底版を想定して0.6mと設定した。解析を実施した載荷ステップを、表-2および表-3に示す。各ステップの解析においては、ロードセルで計測された接触力を、各ロードセル位置の中心に位置する節点に入力した。なお、実際のケーソン底版のスラブは5m×5m程度であるため、今回のFEM計算におけるスラブ面積は実際のサイズと比較すると小さい。このため、支持構造の不均一性が底版モーメントの大きさ・分布に及ぼす影響は大きいと考えられるが、ここでは無視して検討を進めることとする。

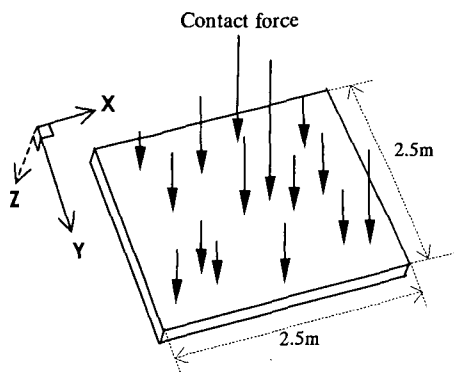


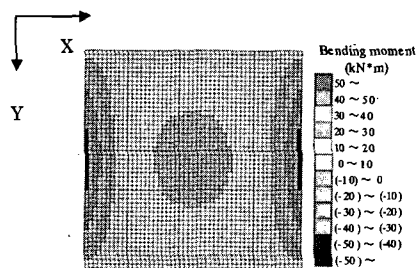
図-21 FEMモデル図

表-5 FEM解析に使用したパラメータの一覧

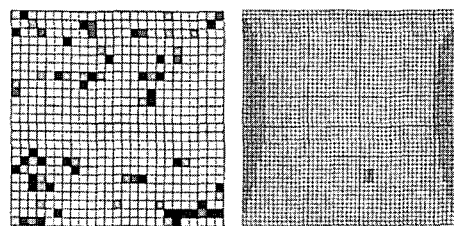
Plate dimensions	plate size (X and Y)	2.5m × 2.5m
	thickness (Z)	0.6m
FEM model	element size (X and Y)	0.05m × 0.05m
	element thickness (Z)	0.06m
	boundary condition	all clumped
Material properties of plate	material	concrete
	Young's modulus	25MN/m ²
	Poisson's ratio	0.167

(2) FEM解析の結果

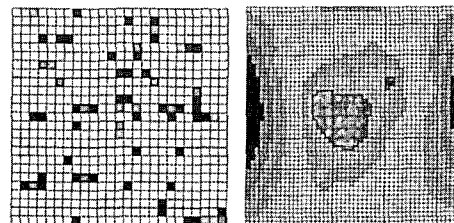
図-22に計算結果の一例として、鉛直応力 200kPaの等分布荷重が作用した際のX方向の曲げモーメントの分布、この鉛直応力に相当するS実験のケース1(本均し)とケース4(荒均し)におけるマウンド支持構造(鉛直応力 200kPa)と曲げモーメントの分布を示す。マウンド支持機構の凡例は、図-17を参照のこと。



(a) Uniform distributed load condition



(b) Case1 (smooth surface)
(left: contact condition, right: bending moment)



(c) Case4 (rough surface)
(left: contact condition, right: bending moment)

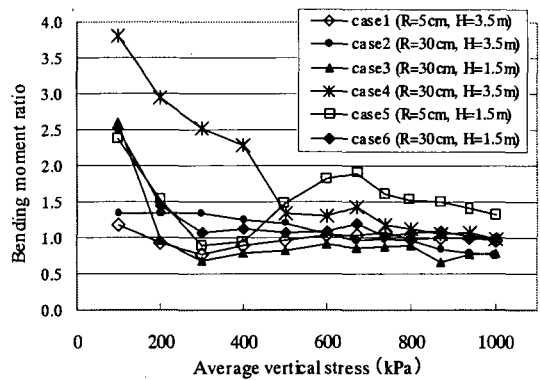
図-22 計算結果の一例(潜水土均し: ケース1・4)

この図より、大きな接触荷重の作用する位置によって曲げモーメントの平面分布が大きな影響を受けることが分かる。等分布荷重の場合、正の最大曲げモーメントは常に版中央で発生するが、実験における反力分布を入力条件とすると、版中央から離れた箇所でも正の最大曲げモーメントが発生する（以後、中央部最大曲げモーメントと呼ぶ）。これと似たような現象は、版端部における負の最大曲げモーメントにおいても発生する（以後、端部最大曲げモーメントと呼ぶ）。すなわち等分布荷重の場合、周辺の辺中央で端部最大曲げモーメントが発生するが、実験による反力分布（離散的・不均一な支持機構）の場合、端部最大曲げモーメントは辺中央から多少ずれることになる。

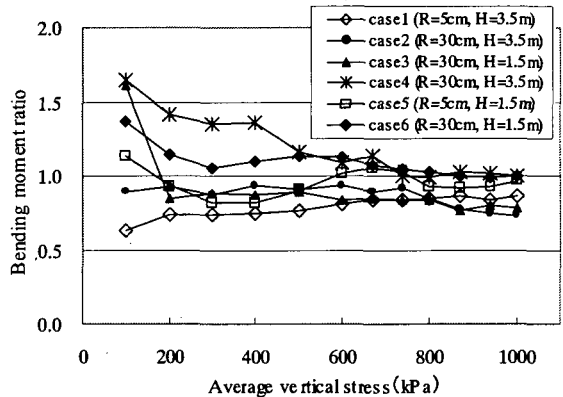
さらに、この図より、計測した接触荷重による底版曲げモーメントは、線形分布を仮定して算定した曲げモーメント（以後、設計値と呼ぶ）とは必ずしも一致しないことがわかる。例えば、ケース 1 の荷重条件による曲げモーメントは、線形分布荷重による曲げモーメントより全体的に小さい値をとっている。一方、ケース 4 の場合には、線形分布荷重による曲げモーメントより大きい領域が多く存在している。このように、底版曲げモーメントの大きさ・空間分布特性が、接触点の位置と各接触荷重の大きさによって大きく変化することが、実際の捨石マウンドからの反力作用によって発生する底版曲げモーメントの特徴である。

次に、設計で想定している等分布荷重に対して実験のマウンド支持機構を考慮した場合に、底版曲げモーメントがどの程度増加するかについて計算結果を示す。図-23(a)に底版スラブの中央部における S 実験における反力分布により発生する底版曲げモーメントの最大値と線形分布荷重による曲げモーメントの最大値との比を示す（以下、曲げモーメント比と呼ぶ）。この結果より、底版中央部の曲げモーメント比は、概ね全ての鉛直応力レベルにおいて 1.0 を超えており、離散的な支持機構を考慮すると設計値を超える曲げモーメントが発生することがわかる。特に、小さい鉛直応力レベル（200kPa 以下）の領域では、設計値の最大 4 倍程度という大きな曲げモーメントが発生している。この理由については後述するが、接触点数が極端に少なく、集中荷重（一点載荷）の影響が大きいためである。一方、鉛直応力レベルが大きくなると、曲げモーメント比は小さくなり、底版曲げモーメントは設計値に近づいてくる。これは、鉛直応力レベルの増加に伴って、接触点数が増加し、集中荷重の影響が小さくなっているためである。ここで、本均しと荒均しの相違が曲げモーメント比に及ぼす影響について見

ると、例えば本均しのケース 5 の曲げモーメント比に着目すると、鉛直応力 600kPa 以上において曲げモーメント比が全ケースの中で突出して大きい値であることから、本均しと荒均しの相違が曲げモーメント比に及ぼす影響は小さいと言える。むしろ、接触点位置と接触荷重の大きさの影響が卓越していると判断できる。一方、底版端部の曲げモーメント比についても、底版中央部と同様の結果であり、設計値を超える曲げモーメントが発生していることがわかる。しかしながら、底版端部の曲げモーメント比は中央部に比較すると小さいことが特徴である。これについても、後で理由を示す。



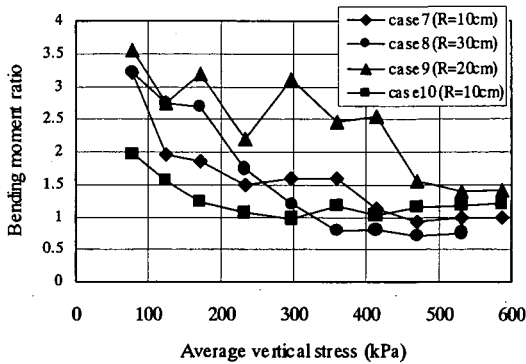
a) 底版中央部



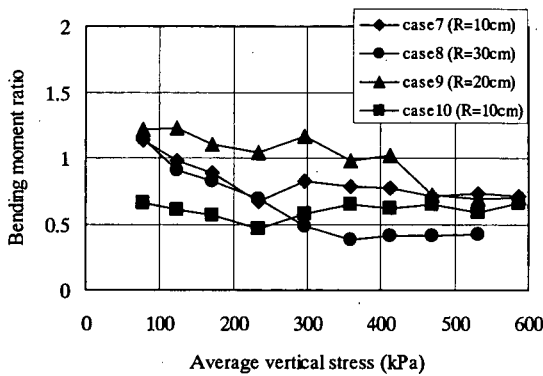
b) 底版端部

図-23 底版曲げモーメントの比（潜水土均し）

なお、図-24 に、R 実験（一般作業員均し）の曲げモーメント比の結果を示す。結果は、S 実験と同様であった。



a) 底版中央部



b) 底版端部

図-24 底版曲げモーメントの比（一般作業員均し）

(3) 集中荷重の影響について

ここでは、上述した集中荷重の影響について検討する。特に、曲げモーメント比が1.0を上回ったり下回ったりする原因を明確にする。

a) ケーソン底版の設計法

ケーソン底版の設計において、底版に作用する曲げモーメントは図-25に示す外力を考慮して計算する（港湾基準，1999）。考慮する荷重としては、

- ① D : 中詰め砂，蓋コンクリート，ケーソン底版の自重
- ② R' : 底版反力
(ケーソンの自重や水平波力によるマウンドからの反力)
- ③ F : 静水圧， U : 揚圧力（鉛直波力）

である。また、底版は矩形であり、強固なケーソン側壁や隔壁で囲まれている4辺固定版であると仮定している。

線形分布荷重のもとでの4辺固定版の設計曲げモーメント M_{linear} は、(1)式に示すLevyの解析解を用いて計算する。

$$M_{linear} = CqL^2 \quad (1)$$

ここで、 q は鉛直応力、 L は底版のスパン長、 C はモーメント係数である。港湾基準においては、モーメント係数の値は、底版の辺長比（ x 方向と y 方向の底版のスパン長の比）に応じて、一覧表として与えられている。

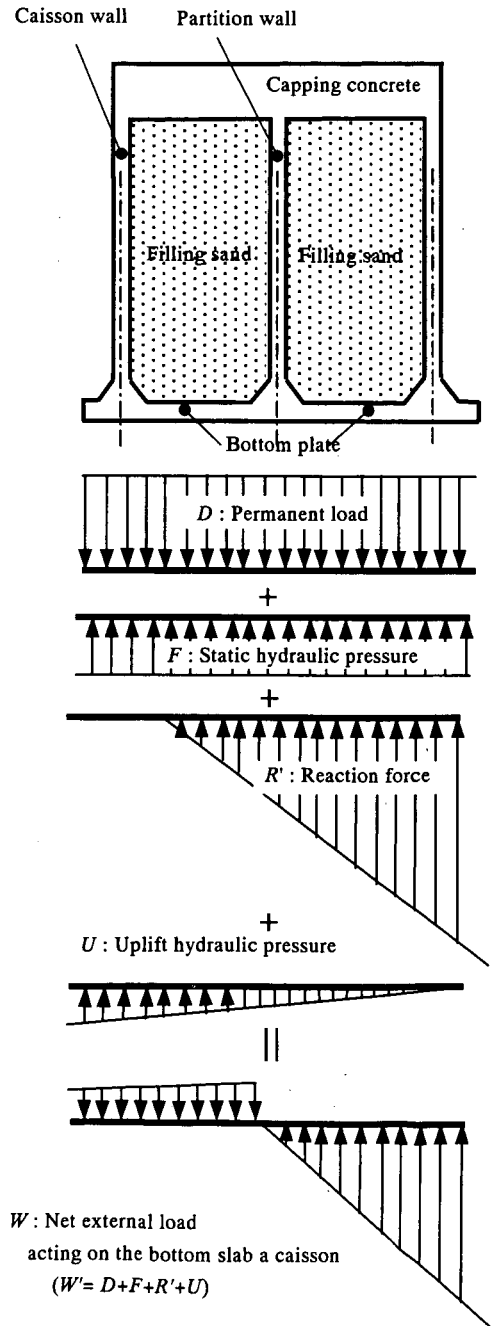


図-25 ケーソン底版の部材設計に考慮する外力

b) 集中荷重の影響

図-26 は一点集中荷重による 4 辺固定版の正および負の曲げモーメントの計算図表である(外園, 1994)。この図は、集中荷重の作用点を変化させた条件において、FEM 解析を利用して作成されたチャートである。ここで、集中荷重は、版の中心線上で端部から距離 a だけ離れた位置に作用しているとしている。この図に示したモーメント係数(α)を使うことにより、次式を用いて集中荷重が作用した場合の正と負の最大曲げモーメント(M_{point})の算定ができる。

$$M_{point} = \alpha P \quad (2)$$

ここで、 P は集中荷重強度である。このチャートによれば、正の最大曲げモーメント(中央部最大曲げモーメント)は常に集中荷重の作用点で、また、負の最大曲げモーメント(端部最大曲げモーメント)は荷重作用点に最も近い端部の中央点で発生することになる。

ここで、線形分布荷重と集中荷重による最大曲げモーメントが同一であると考え、(1)式と(2)式より、次式が得られる。

$$P = \left(\frac{C}{\alpha}\right) \times (q \cdot L^2) \quad (3)$$

この式は、鉛直応力 q の作用により発生する版の最大曲げモーメントと等しい曲げモーメントを発生させる集中荷重強度 P との関係を表している。ここで検討している条件では、 C が 0.0206 であり、 α の最小値が 0.205 であるので、版中央部の最大曲げモーメントに関する C/α の最小値は、約 1/10 である。これは、版全体に作用する荷重(鉛直応力= q)の約 1/10 の大きさの集中荷重(版中央)が作用すると、版中央部の設計最大曲げモーメント(M_{linear})と同程度の曲げモーメントが発生することを意味している。同様に、端部からスパン長の約 1/10 の位置に、版全体に作用する荷重の約 1/5.5 の集中荷重を作用させると($C=-0.0513$, $\alpha=-0.282$)、版端部の設計最大曲げモーメント M_{linear} と等しくなる。従って、版中央付近の最大曲げモーメントは、版端部付近の最大曲げモーメントよりも小さな 1 点集中荷重によって設計最大曲げモーメントを越えてしまうことを意味する。この理由により、図-23 および 24 に示したとおり、版中央部の方が版端部よりも大きな曲げモーメント比を示していると考えられる。以下に、集中荷重が曲げモーメント比に及ぼす影響を具体的に確認してみることとする。

図-23 から、ケース 4 の版中央部での曲げモーメント比は、他のケースに比べて大きくなっていることがわかる。これは、このケースにおいては、版の中央付近に大

きな接触荷重があるためである。図-22(c)に、ケース 4 の鉛直応力が 200kPa の実験結果を示しているが、中央付近に大きな接触荷重が存在しており、この版中央付近の大きな接触荷重の集中が、版の中心付近に大きな曲げモーメントを生じさせていると判断できる。

一方で、図-23 をみると、ケース 1 では、版には設計曲げモーメントよりも小さな曲げモーメントが作用している。これは、図-22(b)から分かるように、多くの大きな接触点荷重は、版の端部付近(スパン長の 0.05 倍以内)に存在しているためである。以上に示した通り、捨石マウンドからの反力によって発生する底版曲げモーメントは、大きな接触荷重が底版のどの位置に作用するかによって大きく影響を受け、その結果、最大曲げモーメントも非常に大きくなる傾向がある。これらの事実は、捨石マウンドからの反力により発生する底版曲げモーメントについては、確率的な取り扱いをし、確率的な評価をすべきであることを強く示唆している。そこで、次章では、底版曲げモーメントの確率的評価を可能とする方策について紹介する。

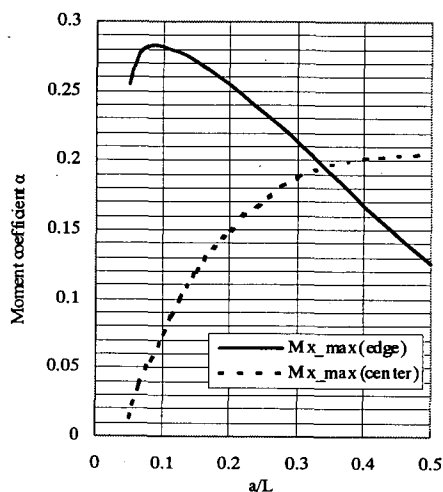


図-26 集中荷重による 4 辺固定版に発生する曲げモーメントの荷重係数(外園, 1994)

4. 捨石マウンドの支持機構と均し精度を考慮したケーソン底版の発生断面力の評価手法

前述したように、平成 12~13 年度にかけて実施した載荷実験の結果から、ケーソン底版は捨石マウンドにより離散的な接触点により支持されており、この離散的な支持構造のため底版曲げモーメントが増加する可能性があることが明らかになった。また、マウンドの不陸が増加す

ると、支持点数が少なくなり、底版曲げモーメントがさらに増加することが予想される。そこで、捨石マウンドからの反力作用によってケーソン底版で発生する曲げモーメント等の断面力を評価するための算定モデルを構築した。本章において算定モデルと算定モデルを用いた基礎的な検討結果について紹介する。

4.1 ケーソン底版断面力の算定モデルの考え方

ケーソン底版に発生する断面力の評価は、確率論的な手法によって行う(宮田ら, 1999)。これは、捨石マウンドによる支持形態は、同じマウンド均し作業を実施したとしても、実験ケースや施工ごとに異なるなど、確定的に断面力を算定し、評価することが困難であるためである。そこで、本算定モデルでは、以下のようにケーソン底版断面力の評価を実施することとした。

- 1) 実験結果との整合が取れるように捨石マウンドによるケーソン底版の支持状況を表現する確率的な反力分布モデルを構築する(以下、反力分布モデルと呼ぶ)。この反力分布モデルは、実験結果による離散的・不均質な支持形態と捨石マウンドの均し精度を考慮することが可能なモデルとする。
- 2) 1) で構築した反力分布モデルを利用して、モンテカルロシミュレーションによる繰返し計算により、ケーソン底版断面力を算定する解析を実施し、設計で想定している等分布荷重と離散的なマウンド支持形態によって発生する曲げモーメントの相違程度を評価する。

上記1) に示す反力分布モデルの詳細について、4.2 に示す。また、2) に示す算定モデルを用いた結果を4.3 に示す。

4.2 ケーソン底版断面力の算定モデル

(1) 反力分布モデルの骨子

ケーソン底版断面力の算定は、図-21 および図-22 に示したとおり、四辺固定版を対象とした有限要素法(FEM)による解析を前提としている。従って、ここで構築する反力分布モデルとは、図-21 に示した FEM 底版モデルにおいて、捨石マウンドからの反力として、ケーソン底版のどの FEM 節点にどの程度の大きさの接触荷重を入力するかを決定する確率モデルのことである。各節点に与える接触荷重の組み合わせは、当然様々な組み合わせがあるため、乱数などを用いて接触荷重を入力する節点とその荷重強度を、モンテカルロシミュレーションの繰返し計算ごとに、与えることになる。

本検討で用いた反力分布モデルは、図-27 に示す流れ

で構築した。すなわち、①:各 FEM 節点(ロードセルサイズに合わせて 10cm 格子とする)に相当する座標の標高を、乱数を用いて割り付ける。但し、標高分布とその空間相関は、実験結果と整合性のあるようにモデル化する。次に、②:どの節点で捨石とケーソン底版が接触するかを定める。初期に標高が高い箇所において捨石とケーソン底版とが接触する確率が高いことが載荷実験から明らかになっているので、それを反映した接触点の割付をモデル化する。最後に、③:接触する節点における入力荷重の大きさを与える。入力荷重の大きさについても、実験結果を反映した確率的なモデル化をする。以下、① 標高の割付方法を(2)に、②接触点の決定方法を(3)に、③接触荷重の割付方法を(4)に示す。

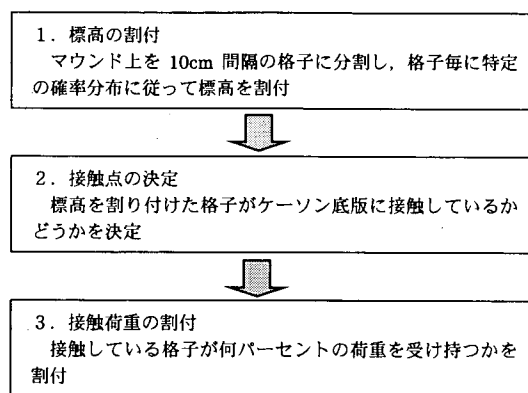


図-27 反力分布算定モデルの構築フロー

(2) 標高の割付方法

a) 標高分布

マウンド天端面の標高分布に関しては、小名浜港の防波堤マウンドの実測結果がある(宮田ら, 1999)。小名浜港では、本均し(均し精度 $\pm 5\text{cm}$)、荒均し(均し精度 $\pm 30\text{cm}$)および機械均しの3種類の均し方法によるマウンドが築造され、マウンドの天端の標高測量が実施された。その結果、本均し、機械均しはほぼ正規分布と見なすことができることが分かっている。また、荒均しは標準偏差が大きく全体的に不陸量が大きい、最大突出高が均しの許容範囲に入っており、標高の分布も平均値に対して対称な形状をしているため、近似的には正規分布とみなせる。

図-11 や図-13 に示す例からも分かるように、今回の実験においても、載荷前の標高分布は、ほぼ正規分布と見なすことができる。不陸量は標高の最高値と最低値を表すものであるが、上述した理由により、標高の分布を正

規分布と仮定するため、均し精度を不陸量ではなく標高の標準偏差で表す方が便利である。よって、以下の検討では、均し精度を標高の標準偏差で表すこととした。標高の標準偏差は、不陸量の1/3程度を目安として与えた。標高分布が正規分布に従う場合、標準偏差の3倍を超える標高が生じる確率は0.13%程度である。不陸量と標高の標準偏差の対応を表-6に示す。

また、実験結果の載荷前の標高の標準偏差と、平均標高を0とした場合の最高標高には図-28の関係があり、最小自乗法により載荷前の最高標高 z_{max} と標高標準偏差 σ_z の関係を求めると、

$$z_{max} = 1.6496 \times \sigma_z + 0.0268 \quad (4)$$

という関係が得られた。ここで、 z_{max} と σ_z の単位は m であり、最小自乗法を行った際の相関係数 R^2 は 0.91 であった。解析に用いる標高の最大値は、(4)式により評価した。

表-6 不陸量と標高の標準偏差

不陸量	標準偏差
±0.05m	0.02m
±0.20m	0.067m
±0.30m	0.10m

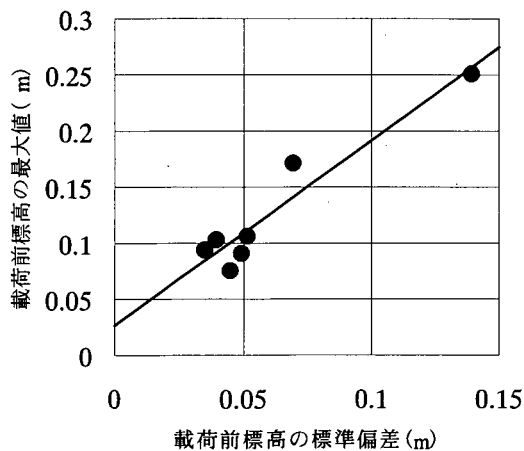


図-28 載荷前の標準偏差と最高標高の関係

b) 標高の空間相関

標高の各格子点への割付けについては、実験結果を参考に空間相関を考慮する。図-29に潜水土均しによるケース1~6の載荷実験における載荷前の標高の相関係数 r_{exp} を示す。相関係数 r_{exp} は次式により定義される。

$$r_{exp} = \frac{\text{cov}[h'_k, h'_l]}{\sigma_h^2} \quad (5)$$

ここに、 k, l : 任意の格子中心点位置、 cov は共分散を示す。図-29より、相関係数を次式を用いて近似した。

$$r_{exp} = \exp\left(-\frac{\ell_{kl}}{L}\right) \quad (6)$$

ここに、 ℓ_{kl} は2点間 (k, l) の距離、 L は空間相関の程度を表す相関距離である。ケース1~6の結果から空間相関の程度を表す距離 L を評価すると $L=0.20\text{m}$ となる。図-29中には、式(6)において相関距離 $L=0.20\text{m}$ として計算した相関係数をプロットしている。

c) 標高の割付

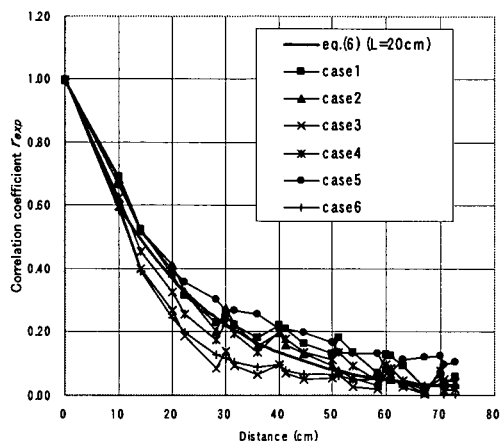


図-29 標高の空間相関

各格子中心点における標高値は、相関距離に応じた空間相関を持ちつつ、全体としては正規分布であるように割り付けられる。標高分布のイメージを図-30に示す。図中の実線は標高の高い箇所、点線は標高の低い箇所を示す。このアルゴリズムの詳細については、例えば、他の文献(土田ら, 1988; 宮田ら, 1998)を参照されたい。

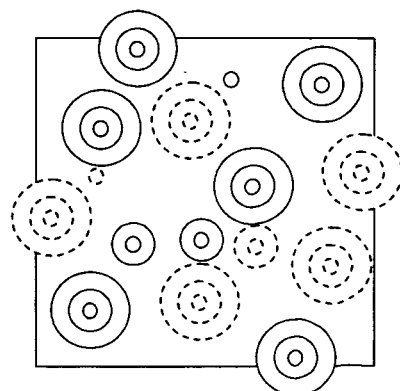


図-30 標高分布の割付イメージ

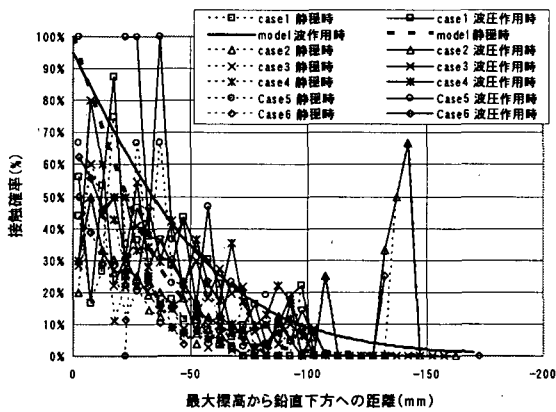
(3) 接触点の決定方法

以上の方法によって各格子点に標高が与えられたが、次にどの格子点において、ケーソン底版と捨石とが実際に接触するかを決定する。

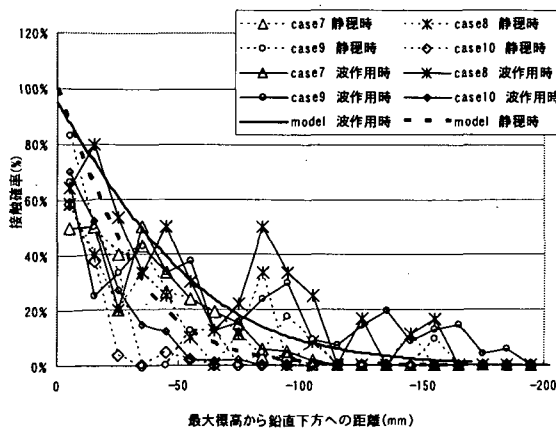
実験結果によると、標高が高い箇所ほど接触する可能性が高いことがわかっている。図-31 に、マウンドの最大標高から鉛直下向きの距離 z と、その標高における格子点の接触確率との関係の例を示す。図より、初期標高の高い格子点ほど、载荷ブロックと接触する確率が高く、深さ z が大きくなるほど接触確率が少なくなり、やがてある深さ以降は全く接触しないことがわかる。この接触確率 $p_c(z)$ の減少程度については、次式に示す \exp 型の関数形を仮定した。

$$p_c(z) = \frac{A}{1.0 + B \cdot e^{Cz}} \quad (7)$$

ここに、 z は最大標高点からの鉛直下向き距離(m)、 A 、 B 、 C は定数である。



(a) S 実験



(b) R 実験

図-31 最高点からの深さと接触確率の関係

これらの定数については、実験結果で得られた各均し精度に対応した接触点数と合致するように定めた。図-32 に標高の標準偏差と接触確率（接触ロードセル数/全ロードセル数）の関係を示す。図中においては、静穏時（鉛直応力 = 約 200kPa）と波圧作用時（鉛直応力 = 約 600kPa）に分類して近時曲線を示している。本図から、標高の標準偏差が大きいほど接触確率が小さいことがわかる。また、波圧作用時と比較して静穏時には全鉛直荷重レベルが小さいため、接触確率が小さいことに注意が必要である。図中の曲線は、最小自乗法による近似曲線であり、その近似曲線は、接触点数を全点数で無次元化したものを N_a 、標準偏差を $\sigma_z(m)$ とすると、波圧作用時については、

$$N_a = -0.0995 \ln(\sigma_z) - 0.1161 \quad (8a)$$

であり、相関係数 R^2 は 0.21 であった。また、静穏時については、

$$N_a = -0.0533 \ln(\sigma_z) - 0.0711 \quad (8b)$$

であり、相関係数 R^2 は 0.35 であった。

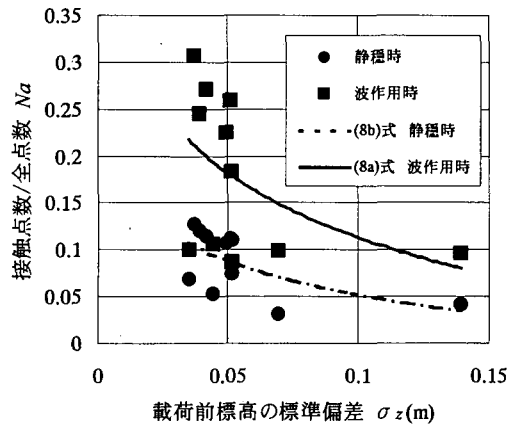


図-32 標高の標準偏差と接触点数の関係

ここで、図-32 に与えられる接触点数に合致するように（実験結果と接触点数が合うように）、(7)式中のパラメータ A 、 B 、 C の値を決めた。決定した値を表-7 に示す。具体的なパラメータの決め方は、標準偏差 0.02m の場合の実験結果と接触点数が合うように、 A 、 B 、 C の値を決め、標準偏差 0.067m と 0.10m の場合は、標準偏差 0.02m の場合の A 、 B を用いて、実験結果と接触点数が合うように、 C の値のみ決めた。表-8 に標高の標準偏差と接触点数の実験と計算結果の比較結果を示す。実験によ

る接触点数は、表-8中に示した実験結果を用いて最小自乗法により評価した近似式を用いた。実用上十分な精度で接触点数を再現できるモデルであることがわかる。

以上により、最大標高から鉛直下向き距離（絶対値）と各距離における格子の接触確率を用いて、標高を割り付けた各格子における接触・非接触の判定を行う。接触判定は、各格子点の標高に対応した接触確率に応じて、解析の中で乱数を用いて判定する。これにより、高い標高の箇所における接触確率は高く、低い箇所の接触確率は低くなるように接触支持点が与えられる。また、均し精度と鉛直応力レベル（静穏時と波力作用時）に対応した接触点数が与えられることになる。

表-7 接触確率モデルのパラメータ

標準偏差	波作用時			静穏時		
	A	B	C	A	B	C
2.0cm	1.9	1.0	30.0	1.9	0.9	50.0
6.7cm	1.9	1.0	23.0	1.9	0.9	38.0
10.0cm	1.9	1.0	23.0	1.9	0.9	51.0

表-8 標高の標準偏差と接触点数の実験と計算結果（モデル）の比較

標準偏差	波作用時 (実験)	波作用時 (モデル)	静穏時 (実験)	静穏時 (モデル)
0.02m	171	172	86	84
0.067m	96	95	46	45
0.10m	71	71	32	34

(4) 接触荷重の決定方法

次に、(2)(3)によって割り付けられた接触する格子点に、実験結果に合致するような接触荷重を割り付ける。

a) 接触力の分布特性と空間相関

接触力の大きさが従う確率密度分布は、載荷版全体としてみた場合、ほぼ同一の分布形に従うことが実験からわかっている。ここでは、ある載荷レベルにおける全ての接触力の平均値で、各接触力を基準化した基準化接触力 (Normalized contact force) を定義している。図-33に、今回実験で得られた基準化接触力 F_{NC} の確率密度分布 $P_F(F_{NC})$ の例を示す(潜水土実験: ケース1)。図中には、全載荷ステップにおける分布図を示す。この分布から、基準化接触力が 1.0 より小さい範囲(平均接触力より小さい接触力)の接触点数が非常に多く、逆に基準化接触力が 1.0 より大きい範囲(平均接触力より大きい接触力)の接触点数は少ないことがわかる。基準化接触力は、基準化接触力 > 1.0 の範囲では、右側に長く分布するが、基

準化接触力の増加にともない減衰する分布形状である。この形状については、実験や解析などから、指数減衰型であると言われている。例えば、ガラスビーズを用いた載荷実験 (Mueth et. al, 1999)、理論モデル (Lie et. al, 1995; Coppersmith et. al, 1996)、DEM 計算 (Radjai et. al, 1996; Miyata et. al, 2001; Miyata et. al, 2002) の結果は、全て指数減衰型の形状を示しており、これは粒状体による支持機構の特徴であると言える。また、図から鉛直応力レベル(載荷ステップ)が異なっても、基準化接触力の分布特性は変化しないことがわかる。

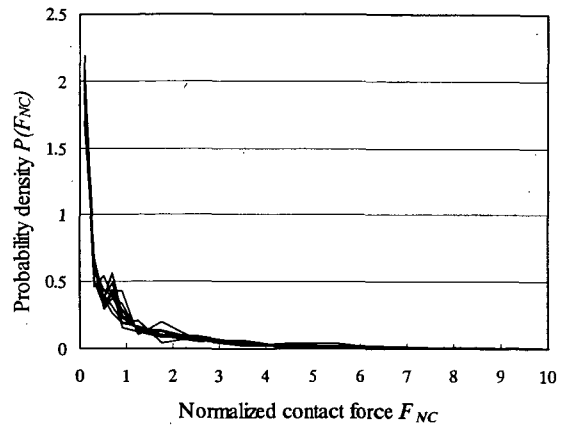


図-33 基準化接触力の確率密度分布 (Case1: 不陸量 ± 5cm, マウンド高 3.5m)

次に、接触点数の分布特性を基準化接触力のレベルに応じて実験ケース毎にまとめたものを表-9に示す。また、表-9で分類した各基準化接触力レベルの接触点が、全体荷重のどの程度の割合の荷重を分担しているかを表-10に示す。これらの表中に示す数値については、各実験ケースにおける全載荷ステップの平均を示している。この平均化については、図-33に示すとおり、載荷レベルによりこれらの割合が変化しないことを確認しているため、妥当であると考えている。これらの結果から、接触力が相対的に大きい基準化接触力 > 1.0 の範囲では、全体の 30% 程度の接触点しか存在しないが、全体荷重の 80% 程度という大きな荷重を分担していることがわかる。この特徴は、マウンド層厚や潜水土が行ったマウンドの均し精度(ケース 1~6: 本均しと荒均し)には依存せずに、独立した結果であった。これらの結果から、実験ケースや鉛直応力レベルによらず、ほぼ同じ分布形であるため、同じ接触力の分布形を用いることができると考えられる。今回構築する反力分布モデルにおいて与える具体的な接触力の分布形については、後述する。

表-9 基準化接触力の分布特性

Normalized contact force	Case1 (R=5cm, H=3.5m)	Case2 (R=30cm, H=3.5m)	Case3 (R=30cm, H=1.5m)	Case4 (R=30cm, H=3.5m)	Case5 (R=5cm, H=1.5m)	Case6 (R=30cm, H=1.5m)	Average
0 - 1	70.5%	69.1%	69.2%	73.2%	71.2%	70.2%	70.6%
1 - 2	13.7%	15.3%	15.0%	10.5%	12.4%	14.3%	13.5%
2 - 3	7.2%	7.5%	6.7%	6.1%	7.3%	5.8%	6.8%
3 - 4	3.3%	3.4%	4.5%	3.4%	4.4%	3.4%	3.8%
4 - 5	2.1%	1.7%	1.7%	2.4%	2.5%	2.8%	2.2%
5 - 6	1.4%	1.5%	0.9%	1.7%	0.6%	1.8%	1.3%
6 - 7	0.8%	0.6%	0.7%	1.5%	0.2%	0.8%	0.8%
7 - 8	0.4%	0.4%	0.8%	0.5%	0.8%	0.5%	0.6%
8 - 9	0.4%	0.1%	0.4%	0.2%	0.1%	0.1%	0.2%
9 - 10	0.1%	0.2%	0.1%	0.0%	0.2%	0.2%	0.1%
10 - 20	0.3%	0.3%	0.0%	0.3%	0.4%	0.0%	0.2%
Total	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%

表-10 基準化接触力レベルによって分類した荷重分担特性

Normalized contact force	Case1 (R=5cm, H=3.5m)	Case2 (R=30cm, H=3.5m)	Case3 (R=30cm, H=1.5m)	Case4 (R=30cm, H=3.5m)	Case5 (R=5cm, H=1.5m)	Case6 (R=30cm, H=1.5m)	Average
0 - 1	19.9%	18.2%	19.7%	18.1%	19.6%	19.4%	19.1%
1 - 2	19.7%	22.4%	21.7%	15.1%	18.1%	20.5%	19.6%
2 - 3	17.5%	18.3%	16.2%	15.1%	17.9%	14.3%	16.6%
3 - 4	11.3%	11.9%	15.6%	12.2%	15.1%	12.1%	13.0%
4 - 5	9.5%	7.5%	7.5%	11.1%	11.0%	12.6%	9.9%
5 - 6	7.5%	8.1%	5.0%	9.4%	3.1%	9.7%	7.1%
6 - 7	4.9%	3.9%	4.6%	9.7%	1.5%	4.9%	4.9%
7 - 8	3.0%	2.8%	5.9%	4.2%	5.9%	3.6%	4.2%
8 - 9	3.2%	0.5%	3.1%	2.0%	0.6%	0.9%	1.7%
9 - 10	0.8%	1.6%	0.8%	0.0%	1.4%	1.9%	1.1%
10 - 20	2.7%	4.7%	0.0%	3.1%	5.7%	0.0%	2.7%
Total	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%	100.0%

一方、実験から得られた基準化接触力の空間相関について、(2)b)に示した標高データと同様の手法で検討した。但し、接触力がゼロの格子点については検討対象データから除外している。図-34 に基準化接触力の相関係数と距離の関係を示す。図から、接触点同士の距離がロードセルの最小間隔である 10cm を離れると、完全に無相関であることがわかる。そこで、接触荷重の割付けについては、空間相関を考慮しないこととした。

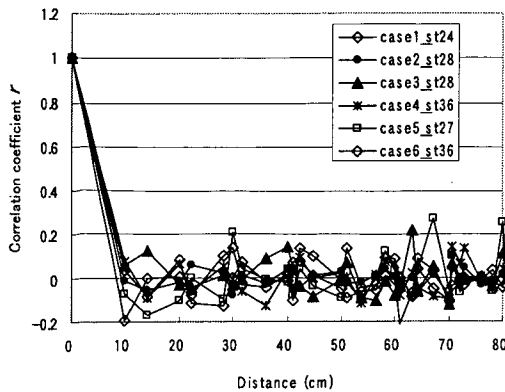


図-34 基準化接触力の相関係数と距離の関係

b) 基準化接触力の確率分布

基準化接触力 F_{NC} の確率密度分布 $P(F_{NC})$ としては、Radai et al. (1996) により提案されている以下の式を採用する。これは、個別要素法の解析結果より提案された式である。

$$P(F_{NC}) = \begin{cases} A(F_{NC})^\alpha & F_{NC} < 1.0, \\ Be^{-\beta(F_{NC}-1.0)} & F_{NC} > 1.0. \end{cases} \quad (9)$$

上式におけるパラメータは A, B, α, β の 4 つである。上式は、基準化接触力が 1.0 以下の範囲では、確率密度分布は基準化接触力のべき乗に比例し、基準化接触力が 1.0 以上の範囲では、指数減衰型となるものである。式中の 4 つのパラメータは、以下の 3 条件により、1 つのパラメータが決まれば、残りの 3 つのパラメータを決定することができる。

- a) $F_{NC}=1.0$ において、2 つの関数は連続である。
- b) 確率密度関数の積分値 ($0 \sim \infty$) は 1.0 である。
- c) 確率密度分布の期待値 (平均値) は 1.0 である。

これらの 3 条件より、下記の 3 式が与えられる。

$$A = B \quad (10a)$$

$$\frac{A}{\alpha + 1} + \frac{A}{\beta} = 1 \quad (10b)$$

$$\frac{A}{\alpha + 2} + \frac{A}{\beta^2} + \frac{A}{\beta} = 1 \quad (10c)$$

従って、 A, β, α のうち、いずれかのパラメータを与えることができれば、他の 2 つのパラメータは自動的に与えられる。

今回の反力モデルの構築にあたり、相対的に接触荷重が大きい領域の接触荷重の確率分布形状が底版曲げモーメントのばらつきに及ぼす影響が大きいと考えられるため、基準化接触力が 1.0 以上における確率分布形状が特に重要であると言える。そこで 4 つのパラメータの中で、接触荷重の大きい領域 (基準化接触力 > 1.0) の確率分布の広がり をコントロールするパラメータである β を、実験から得られた分布特性に合致するにはじめに決定する。 β を決定することにより、他の A, B, α のパラメータも与えられることになる。

今回の反力モデルにおいては、潜水士均しによるケース 1~6 の基準化接触力 1.0 以上の全データに対して誤差最小になるようにパラメータ β を定めた。その結果、 $\beta = 0.57$ となった。また、式(10)より、 $A=B=0.18, \alpha = -0.74$

となった。図-35 に、実験から得られた基準化接触力の確率密度分布（ケース 1~6）と上式で与えた確率密度分布（図中に示す実線：モデル）を示す。実験結果の分布は、鉛直応力が 100~1000(kPa)の結果を用いている。本図から、本モデルにより、概ね接触荷重の分布特性について実験を再現できることがわかる。

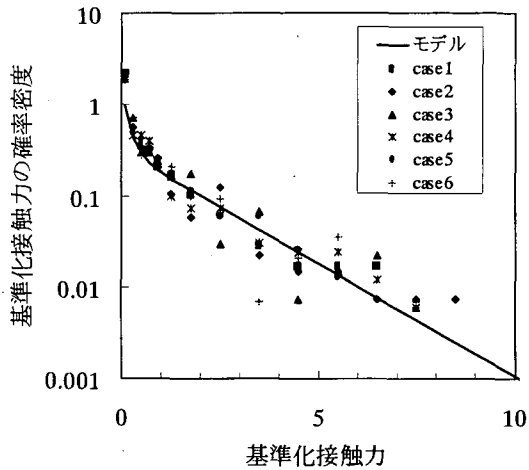


図-35 基準化接触力の確率密度

c) 初期標高と接触荷重の関係

(3)において、接触する格子点を定めたが、今回の反力分布モデルでは各接触格子点の標高の大小に関わらず、上記 b)に示した基準化接触力をランダムに与えることとした。これは、実験結果から、マウンドの初期標高と接触点荷重の相関は認められなかったためである。この点について実験結果を用いて以下に若干の説明を行う。

図-36 に、潜水土均しによるケース 1~6の結果を解析し、載荷前の標高と波作用時の接触点荷重の関係を示す。図-36 にプロットしたデータに対して載荷前標高を 5mm 間隔でランク分けし、そのランクにおける接触点荷重の平均値(平均接触点荷重)を示したものが図-37 である。

これらの図より、載荷前標高と接触点荷重の相関はほとんどないことがわかる。ここで示した結果は、波作用時のデータに対するものであるが、静穏時に対応するデータに関しても、標高と接触点荷重の相関はほとんど無いことを確認している。標高の分布は、荷重の載荷によりマウンドが変形するため、載荷前、載荷中、載荷後で異なると考えられる。その根拠の一例として、図-38 にケース 1 の載荷前標高と載荷後標高の関係を示す。図-38 より載荷前と載荷後の標高に相関は認められない。

なお、載荷中の標高と接触点荷重の間には相関があると考えられるが、載荷前標高と接触点荷重の相関はほとんどないのは、載荷によりマウンドの変形が生じ、載荷

前と載荷中の標高分布が大きく異なるためであると考えられる。ここで提案するモデルは、載荷前の標高分布を用いているため、標高と接触点荷重の相関を考慮しないことは問題ないと考えられる。

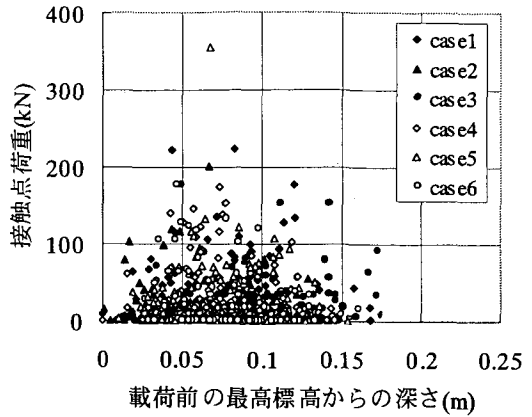


図-36 波作用時の標高と接触点荷重の関係

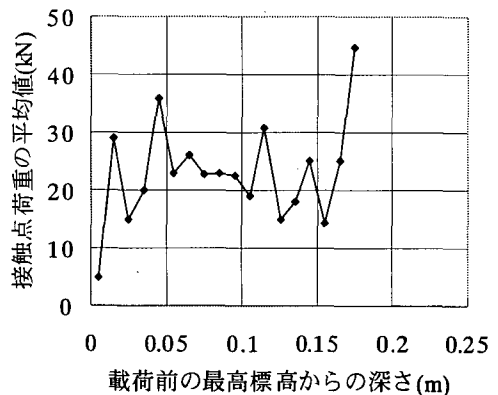


図-37 波作用時の標高と平均接触点荷重の関係

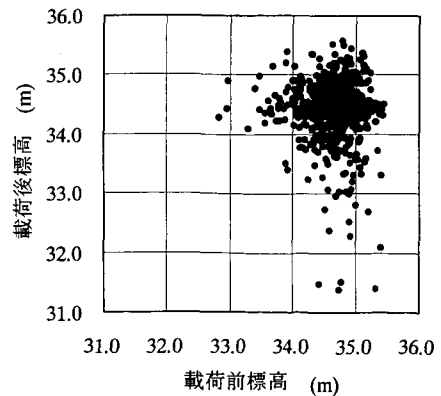


図-38 波作用時の標高と平均接触点荷重の関係

4.3 均し精度がケーソン底版曲げモーメントに及ぼす影響

本節では、4.1 および 4.2 で提案した手法により（モンテカルロシミュレーション）より、ケーソン底版の断面力を算定した結果を示す。検討の観点、実験結果に示したような離散的・不均質な接触荷重がケーソン底版に作用する場合の底版曲げモーメントと、設計で想定している線形分布荷重が作用する場合の曲げモーメントとの相違程度の評価、およびマウンドの均し精度を±5～±10cm（潜水土均し）から±20cm及び±30cmへと緩和した場合の底版曲げモーメントの増加程度の評価、である。潜水土均しによる±5～±10cmのマウンドについて同じ扱いとしているのは、今回の実験では潜水土均しによる「本均し」と「荒均し」のマウンドの標高分布特性と支持構造には相違が認められなかったためである。そこで、均し精度が±10cmまでは、均し精度±5cmの場合と同じとして取り扱っている。

(1) 計算条件と検討ケース

計算条件は、既に述べた有限要素法による底版の解析と同様である（図-21、表-5を参照）。表-11に計算ケースの一覧を示す。底版サイズについては、載荷実験の載荷ブロック底面（2.5m×2.5m）と同じ条件（Case-PS-シリーズ）と、底版サイズを実際のケーソン底版サイズ（4.0m×4.0m）に近づけて大きくした条件（Case-PM-シリーズ）を対象としている。また、各シリーズについて、不陸量±5cm、±20cm、±30cmを対象とした計算、および鉛直応力レベルが200kPa（静穏時）と600kPa（波圧作用時）を対象とした計算を実施している。

表-11 計算ケースの一覧

ケース名	不陸量	鉛直応力レベル	底版サイズ
Case-PS-R5-Vstatic	±5 cm	静穏時	2.5 m ×2.5 m
Case-PS-R5-Vwave		波圧作用時	
Case-PS-R20-Vstatic	±20 cm	静穏時	
Case-PS-R20-Vwave		波圧作用時	
Case-PS-R30-Vstatic	±30 cm	静穏時	
Case-PS-R30-Vwave		波圧作用時	
Case-PM-R5-Vstatic	±5 cm	静穏時	4.0 m ×4.0 m
Case-PM-R5-Vwave		波圧作用時	
Case-PM-R20-Vstatic	±20 cm	静穏時	
Case-PM-R20-Vwave		波圧作用時	
Case-PM-R30-Vstatic	±30 cm	静穏時	
Case-PM-R30-Vwave		波圧作用時	

(2) 断面力算定における底版の領域分割と計算回数設定

現行のケーソン底版の設計においては、図-39に示すように底版を9領域に分割し、各領域内は同じ配筋としている。今回のモデル計算においても、これと同様に底版を9領域に分割している。なお、等分布荷重の場合、図中に示すとおり、底版の四隅（Area1）で発生する最大曲げモーメントは同じ値であること、各辺の中央部の最大曲げモーメント（4箇所：Area2）は同じであることを考慮して、Area1、Area2、Area3の3つの領域を定義した。

マウンド不陸により発生する断面力の確率分布は、モンテカルロシミュレーションにより算出するが、まず始めに、モンテカルロシミュレーションの計算回数について検討を行い、計算回数を決定した。図-40は、Case-PS-R5-Vwave（底版サイズ：2.5m×2.5m、均し精度：±5cm、波圧作用時（鉛直応力=600kPa））の計算結果より曲げモーメントの変化を表したものであり、縦軸は任意回数での各底版領域内の最大曲げモーメント（絶対値）の95%フラクティル値を計算回数5000回の値で無次元化したものである。この結果から、計算回数2000回を越えると、フラクティル値は安定しており、また5000回との誤差が約1パーセント未満になることから、本検討ではモンテカルロ計算回数は2000回とした。

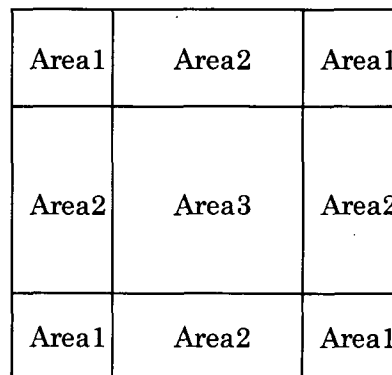


図-39 ケーソン底版の領域分割

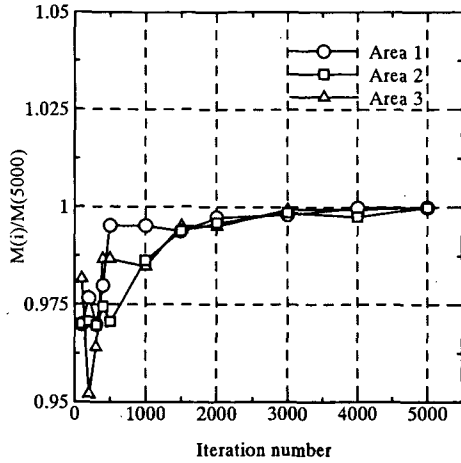


図-40 計算回数と曲げモーメントのフラクタイ値の比

(3) 提案モデルによる断面力算定の結果と考察

a) 計算結果の検証

提案モデルによる底版曲げモーメントの計算結果について、実験結果との比較により、その妥当性を検証する。

図-41 および図-42 に、モンテカルロ計算結果により得られた底版端部 (Area2) および中央部 (Area3) の最大曲げモーメントの頻度分布の一例を示す。計算条件は、載荷実験と同じ条件 (底版サイズ: 2.5m×2.5m, 均し精度: ±5cm) である。図-41 は静穏時 (底版に作用する鉛直応力: 200kPa) の結果 (Case-PS-R5-Vstatic) を、図-42 は静穏時 (鉛直応力: 200kPa) の結果 (Case-PS-R5-Vwave) を示している。等分布荷重が作用した 4 辺固定版においては、Area2 の端部において負の最大曲げモーメント (再掲: 端部最大曲げモーメントと呼ぶ) が発生し、Area3 の中央で正の最大曲げモーメント (再掲: 中央部最大曲げモーメントと呼ぶ) が発生する。本図では、モンテカルロの試行毎に得られる底版端部 (Area2) と底版中央部 (Area3) の各領域内の中の最大曲げモーメント (絶対値) を表している (FEM 解析値)。なお、図中に描かれている縦点線は、等分布荷重として算定した端部・中央部の最大曲げモーメントを示している (設計値)。また、図中の実線は対数正規分布をあてはめた結果であり、点線は正規分布をあてはめた結果である。

これらの計算結果 (図-41, 42) は、載荷実験の結果を利用して算定した最大曲げモーメント比 (FEM 解析値/設計値) の結果と整合するものであった。すなわち、① 潜水士が均した不陸量±5cm のマウンドであっても、マウンド反力作用のみによる底版最大曲げモーメントは、等分布荷重の作用を想定して算定した最大曲げモーメント (設計値) を大きく上回ること、② 最大曲げモーメン

ト比の増加は、底版中央部で特に顕著であること、③ 底版に作用する鉛直応力レベルが大きくなると (静穏時→波圧作用時) 最大曲げモーメント比は 1.0 に近づいてくること、などの傾向は適確に再現されていることがわかる。

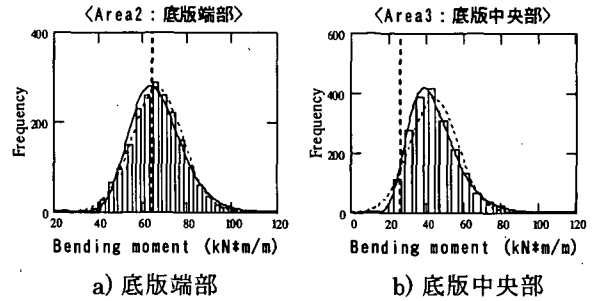


図-41 最大曲げモーメントの頻度分布 (底版サイズ: 2.5m×2.5m, 静穏時, 不陸量±5cm)

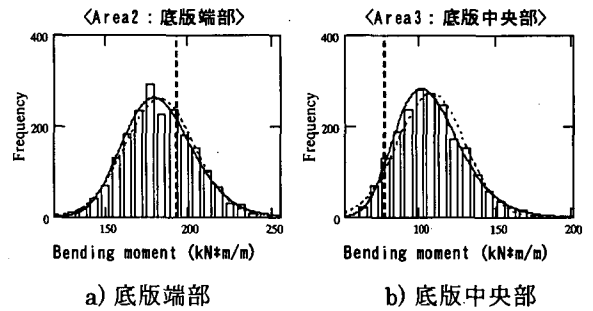


図-42 最大曲げモーメントの頻度分布 (底版サイズ: 2.5m×2.5m, 波圧作用時, 不陸量±5cm)

表-12 および表-13 は、Area2 および Area3 内のモンテカルロ計算回数 2000 回による最大曲げモーメントの平均値および最大値について、載荷実験結果から算定した最大曲げモーメントと比較したものである。値は現行設計における設計値で無次元化してある (最大曲げモーメント比)。比較に用いた実験はケース 1~6 (潜水士均し) であり、それらのケースの標高の標準偏差が 3.7~6.6cm であるため、標高の標準偏差を 2cm (不陸量±5cm) および 6.7cm (不陸量±20cm) の計算結果と比較した。

最大曲げモーメントの平均値について実験結果と本モデルによる結果の結果を比較すると、本モデルによる最大曲げモーメントの平均値は、Area2 については実験結果とほぼ同程度の値となり、Area3 については実験結果よりもやや大きく、不陸量±5cm の場合はその割合は 15% 程度である。

表-12 最大曲げモーメントの平均値の実験結果と計算結果

鉛直応力 レベル	底版 領域	実験結果 の平均値	計算結果 (平均値)	
			±5cm	±20cm
波作用時	Area2	1.0	0.95	1.05
	Area3	1.2	1.39	1.71
静穏時	Area2	1.0	1.03	1.18
	Area3	1.5	1.69	2.25

表-13 最大曲げモーメントの最大値の実験結果と計算結果

鉛直応力 レベル	底版 領域	実験結果 の最大値	計算結果 (67%値)	
			±5cm	±20cm
波作用時	Area2	1.2	0.99	1.12
	Area3	1.8	1.50	1.87
静穏時	Area2	1.4	1.10	1.30
	Area3	2.9	1.86	2.52

次に、本モデルによる最大曲げモーメントの67%フラクタイル値と実験における最大値の比較結果について考察する。ここで、実験における最大値との比較対象を67%フラクタイル値としたのは、実験における最大値は6ケースの最大値としているためであり、別途実施したモンテカルロシミュレーションにおいて、正規分布に従うデータから任意の6個を抽出した結果、6個の最大値の期待値が元の正規分布の67%フラクタイル値と対応したことによる。実験6ケースの標高の標準偏差の最大値は6.6cmであり、本モデルによる不陸量±20cmの標高の標準偏差6.7cmとほぼ同じである。最大曲げモーメントは標高の標準偏差が大きい方が大きくなるため、実験結果と不陸量±20cmの本モデルによる結果が対応する。波作用時について、実験結果の最大曲げモーメントの最大値と不陸量±20cmの本モデルによる結果の最大曲げモーメントの67%フラクタイル値を比較するとほぼ同程度の値となる。また、静穏時については、実験結果の最大曲げモーメントの最大値は不陸量±20cmの本モデルによる結果の最大曲げモーメントの67%フラクタイル値よりも大きくなるが、その割合は8～15%程度である。

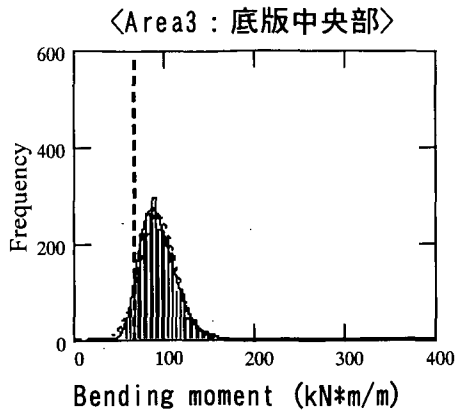
このように、Area2については曲げモーメントの最大値の期待値および平均値ともに本モデルによる結果は実験結果をよく再現できている。しかしながら、Area3については、本モデルによる結果は実験結果と比較すると静穏時の最大値の期待値は小さく、平均値は大きい。この理由としては接触点の空間分布や接触点数などの影響

が考えられる。特に、接触点については、本モデルは図-32に示したように実験結果の平均的な接触点数を与えるようにフィッティングしているため、最大値の期待値に差が出るのは当然の結果であるといえる。本モデルは底版の破壊確率の算定に用いるものであり、破壊確率の算出においては最大値ではなくフラクタイル値の大きな領域の確率分布の妥当性が問題となる。実験ケースが6ケースと少ないためここでこれ以上の議論は行えないが、平均値の比較結果を加味して考慮すると本モデルは概ね妥当な結果を与えると判断できる。

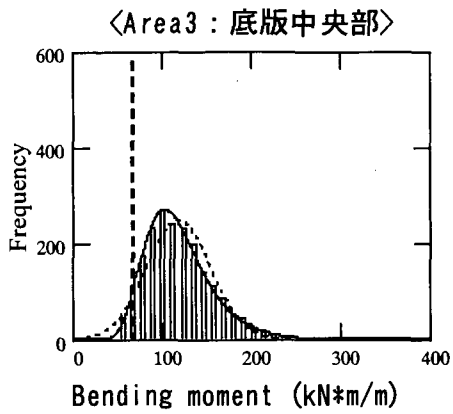
b) 均し精度の影響

ここでは、マウンド不陸量の増加が、最大曲げモーメントの分布特性に及ぼす影響を評価する。一例として、図-43に、静穏時、底版サイズ4m×4mにおける中央部最大曲げモーメントの頻度分布を示す。図中の実線は対数正規分布をあてはめた結果であり、点線は正規分布をあてはめた結果である。この結果から、頻度が最大となる曲げモーメントの値は、不陸量によらずほぼ同じであるが、不陸量が大きいほど曲げモーメントのばらつきは大きいことがわかる。また、不陸量が大きい場合、曲げモーメントは左右非対称の分布型となり、正規分布よりも対数正規分布の適合度が高いことがわかる。

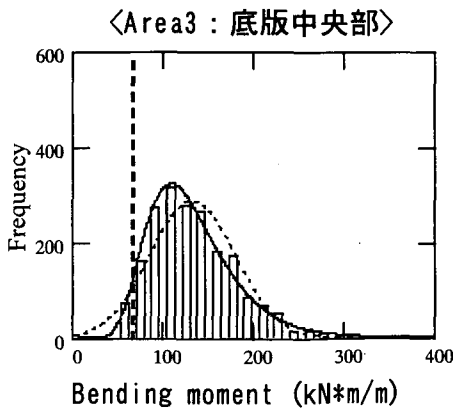
次に、マウンド不陸量の増加が、端部・中央部の最大曲げモーメントの期待値とばらつきに及ぼす影響を示す。図-44に、底版中央部における最大曲げモーメント比(FEM解析/設計値)の平均値・平均値+標準偏差・95%フラクタイル値と不陸量の関係を示す。底版サイズは、4m×4mのケースである。この図から、不陸量が最も小さい±5cmの場合であっても、最大曲げモーメントの期待値は、設計値を大きく上回っており、さらに不陸量が増加すると、急激に曲げモーメントのばらつきが大きくなることがわかる。この傾向は、接触点数が少ない静穏時の際に特に顕著である。図-45に、端部の最大曲げモーメント比の同様の図を示す。端部では、中央部と同様の傾向にあるが、不陸量が5cm～10cmの場合に最大曲げモーメントの期待値が設計値と同程度であること、不陸量が増加しても底版中央部ほど曲げモーメントのばらつきが極端に増加しないことが特徴としてあげられる。表-14および表-15に、最大曲げモーメント比の一覧を示す。



a) 均し精度±5cm

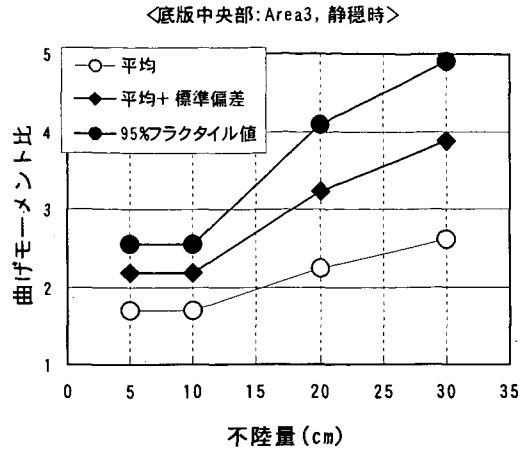


b) 均し精度±20cm

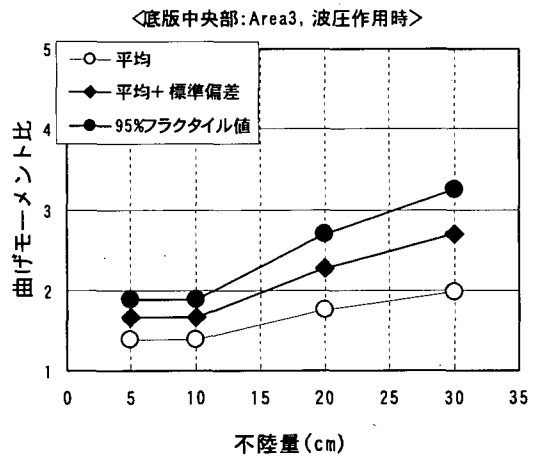


c) 均し精度±30cm

図-43 最大曲げモーメントの頻度分布
(底版サイズ : 4.0m×4.0m, 静穏時)



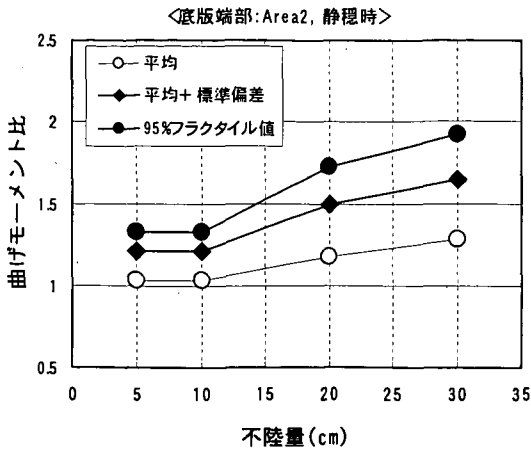
(a) 静穏時



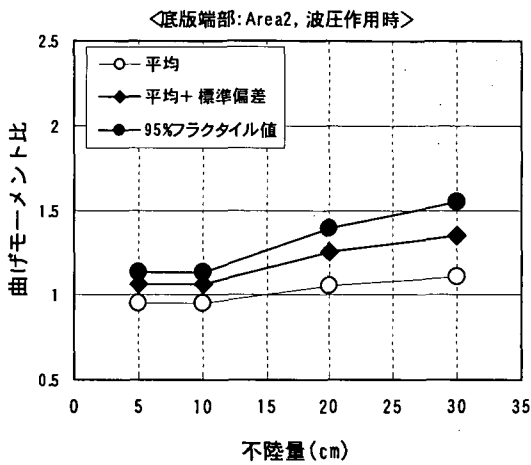
(b) 波圧作用時

図-44 曲げモーメント比
(中央部 : Area3, 底版サイズ : 4.0m×4.0m)

表-14 最大曲げモーメント比の一覧
(底板サイズ：4m×4m)



(a) 静穏時



(b) 波圧作用時

図-45 曲げモーメント比
(端部：Area2, 底板サイズ：4.0m×4.0m)

(a) 底板端部

不陸量 (cm)	最大曲げモーメント比			
	平均値	標準偏差	平均+標準偏差	95%フラクタイル値
5	1.05	0.13	1.18	1.27
10	1.05	0.13	1.18	1.27
20	1.19	0.23	1.42	1.58
30	1.26	0.27	1.53	1.73

波圧作用時

不陸量 (cm)	最大曲げモーメント比			
	平均値	標準偏差	平均+標準偏差	95%フラクタイル値
5	0.99	0.08	1.07	1.13
10	0.99	0.08	1.07	1.13
20	1.07	0.14	1.21	1.31
30	1.12	0.19	1.31	1.44

(b) 底板中央部

不陸量 (cm)	最大曲げモーメント比			
	平均値	標準偏差	平均+標準偏差	95%フラクタイル値
5	1.39	0.3	1.69	1.93
10	1.39	0.3	1.69	1.93
20	1.77	0.54	2.31	2.78
30	1.99	0.71	2.7	3.29

波圧作用時

不陸量 (cm)	最大曲げモーメント比			
	平均値	標準偏差	平均+標準偏差	95%フラクタイル値
5	1.22	0.17	1.39	1.53
10	1.22	0.17	1.39	1.53
20	1.42	0.32	1.74	1.99
30	1.56	0.43	1.99	2.34

表-15 最大曲げモーメント比の一覧
(底板サイズ：2.5m×2.5m)

(a) 底板端部

不陸量 (cm)	最大曲げモーメント比			
	平均値	標準偏差	平均+標準偏差	95%フラクタイル値
5	1.03	0.18	1.21	1.33
10	1.03	0.18	1.21	1.33
20	1.18	0.32	1.5	1.73
30	1.28	0.37	1.65	1.92

波圧作用時

不陸量 (cm)	最大曲げモーメント比			
	平均値	標準偏差	平均+標準偏差	95%フラクタイル値
5	0.95	0.11	1.06	1.13
10	0.95	0.11	1.06	1.13
20	1.05	0.2	1.25	1.39
30	1.11	0.24	1.35	1.55

(b) 底板中央部

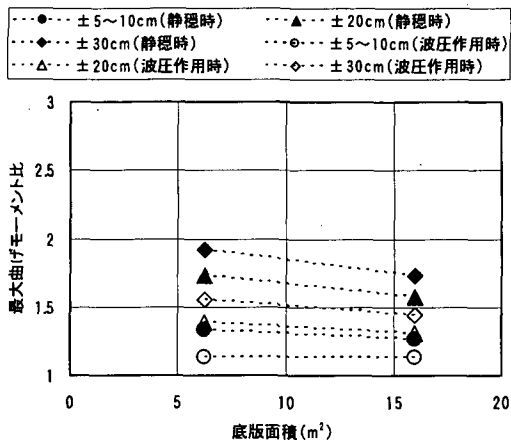
不陸量 (cm)	最大曲げモーメント比			
	平均値	標準偏差	平均+標準偏差	95%フラクタイル値
5	1.69	0.49	2.18	2.56
10	1.69	0.49	2.18	2.56
20	2.25	0.98	3.23	4.09
30	2.61	1.27	3.88	4.9

波圧作用時

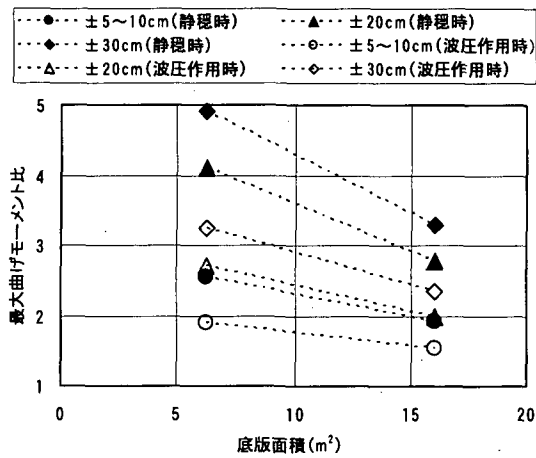
不陸量 (cm)	最大曲げモーメント比			
	平均値	標準偏差	平均+標準偏差	95%フラクタイル値
5	1.39	0.28	1.67	1.89
10	1.39	0.28	1.67	1.89
20	1.75	0.53	2.28	2.7
30	1.98	0.71	2.69	3.25

c) 底版サイズの影響

図-46に、底版面積と最大曲げモーメント比（95%フラクタイル値/設計値）の関係を示す。この図から、隔壁面積が大きいほど、最大曲げモーメントと設計値の差は小さくなる傾向にあることがわかる。この理由は、底版面積が大きくなると、ケーソン底版と捨石との接触状況の不規則性が相対的に無視できるようになるためである。反対に、底版面積が小さくなると、ケーソン底版と捨石との接触状況の不規則性が顕著に底版曲げモーメントに影響するためである。



(a) 底版端部



(b) 底版中央部

図-46 最大曲げモーメント比と底版面積の関係
(95%フラクタイル値/設計値)

5. おわりに

本研究では、捨石マウンドの均し精度（不陸量）がケーソン底版曲げモーメントに及ぼす影響を評価するための手法を提案し、その影響について基礎的な検討結果を実施した。

評価手法の構築にあたっては、はじめに実際の捨石を用いた大型模型載荷実験を実施し、捨石マウンドの支持機構を明らかにした。次に、実験結果に基づいて、捨石マウンドによる支持機構を確率的に表現する反力分布モデルを構築し、構築した反力分布モデルと底版のFEM解析及びモンテカル法を組み合わせ、底版曲げモーメントを確率的に評価できる手法を提案した。最後に、提案した評価手法を用いて、均し精度が底版曲げモーメントに及ぼす影響について基礎的な検討を実施した。

載荷実験の結果、捨石マウンドによる支持機構は、極めて不均質かつ離散的なものであり、現行設計法で想定しているケーソン底版に作用する反力分布である線形分布荷重とは全く異なる支持機構であることが明らかになった。また、本実験では、マウンドの表面均しを専門とする潜水士によって、“本均し”及び“荒均し”の異なる表面凹凸のマウンドの載荷実験を実施したが、今回の実験条件下では、両者の支持機構の相違は認められなかった。

一方、提案した評価手法を用いることにより、均し精度が異なる捨石マウンドからの反力作用による底版曲げモーメントの確率分布特性を把握することが可能となり、マウンド不陸量が底版最大曲げモーメントの設計値からの増加程度に及ぼす影響について定量的な結果を示した。提案手法による解析結果から、底版最大曲げモーメントのばらつきは非常に大きく、またその期待値は、ほぼ全ての計算ケースで線形分布荷重によって発生する最大曲げモーメント（設計値）を上回ることが明らかになった。この傾向は、特に底版中央部の最大曲げモーメントで顕著であった。

なお、本資料で報告した捨石マウンド表面の均し精度を考慮した底版曲げモーメントの評価手法を用いて、ケーソン式防波堤の底版を対象とした部材設計法の提案

（部分係数の提案）をしているので、その詳細については別報（森屋ら、2003）を参照されたい。また、信頼性設計法によるケーソン式防波堤の部材設計法の詳細については、別報（長尾・宮田、2002）を参照されたい。

なお、今後残された課題としては、摩擦増大用のアスファルトマット等をケーソン底版に使用した場合のケーソン底版断面力に及ぼす影響の評価と、その影響のケー

ソン底版部材設計法への反映である。これは、捨石マウンドからの接触荷重が、アスファルトマットによる荷重分散効果によって緩和され、この結果としてケーソン底版断面力も減少することが別途実施した載荷実験により確認されているためである(宮田・長尾ら, 2002)。アスファルトマット等の荷重分散効果を考慮すると、ケーソン底版の部材設計をさらに合理化できる可能性がある。(2003年2月14日受付)

謝辞

本研究を取りまとめるにあたり、コロラド鉱山大学の中川昌美助教授・G.G.W. Mustoe 教授・D. Wu 助教授、前橋工科大学の土倉泰助教授、横浜港湾空港技術調査事務所の菊池信夫技術開発課長、港湾研究部の山本修司部長に有益な意見を頂いた。FEM解析モデルのプログラミングについては、上田英之氏・佐藤秀政氏(復建調査設計(株))に協力頂いた。データ整理および図面作成については、小林麻紀氏・石川幸子氏(港湾施設研究室)に協力頂いた。ここに記して感謝の意を表します。

なお、捨石マウンドの載荷実験は、関東地方整備局(旧運輸省第二港湾建設局)における「新不陸設計法検討委員会」の検討課題として実施したものであり、横浜港湾空港技術調査事務所(旧横浜調査設計事務所)の多大な支援を頂いた。また、(独)建築研究所(旧建設省建築研究所)の水野二十一氏・加藤博士氏より多数の計測器の貸与を頂いた。計測システムの構築・製作については、田中剛氏(アルファーエンジニアリング(株))および中辻博康氏(協和電業(株))より貴重なアドバイスを頂いた。なお、H12年度実験は東洋建設(株)美浦研究所で、H13年度実験は五洋建設(株)那須技術研究所で実施した。実験担当の芳賀勇治氏・永井浩二氏(東洋建設(株))、三藤正明氏・田中英紀氏・釣哲之氏(五洋建設(株))およびベンタテクノサービス(株)の関係各位に大変お世話になった。ここに、関係各位にあらためて感謝の意を表します。

参考文献

- 稲光正修・土倉泰・宮田正史・菅野高弘(2001): ケーソン据付時のマウンド支持機構に関する粒状要素法解析, 第28回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集, pp.792-793.
- 運輸省港湾局監修(1999): 港湾の施設の技術上の基準・同解説, 社団法人日本港湾協会.
- 運輸省港湾局監修(2000): 港湾工事共通仕様書, 社団法人日本港湾協会.

- 土田 孝・小野 憲司(1988): 数値シミュレーションによる不同沈下の予測とその空港舗装設計への適用, 港湾技術研究所報告, 第27巻, 第4号, pp.127-143.
- 長尾毅・宮田正史(2001): ケーソン式防波堤の終局曲げ安全性に関する信頼性設計手法の提案, 国土技術政策総合研究所資料, No.16.
- 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(2002): 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.
- 外園隆(1994): 倉庫・物流施設のスラブ, 建築技術, No.536, pp.128-133.
- 宮田正史・井合進・一井 康二(1998): 液状化による不同沈下の予測手法の開発, 港湾技術研究所資料, NO.908.
- 宮田正史・菅野高弘・長尾毅・篠原勝次・近藤隆道(1999): 均し精度がケーソン底版断面力に及ぼす影響, 港湾技術研究所資料, No.945.
- 宮田正史・菅野高弘・長尾毅・菊池信夫(2002): 捨石マウンドの支持機構を考慮したケーソン底版設計法の開発への取り組み, 土と基礎, Vol.50, No.4, Ser.No.531, pp.19-21.
- 宮田正史・長尾毅・釣哲之・清水庸介・田崎邦男(2002): 防波堤アスファルトマットの集中荷重分散効果に関する実験的研究, 海岸工学論文集, 第49巻, pp.781-785.
- 森屋陽一・宮田正史・長尾毅(2003): マウンド不陸を考慮したケーソン底版部材設計法の提案, 国土技術政策総合研究所資料(投稿中)
- Coppersmith, S.N., Liu, C.-h. Majumdar S., Narayan, O. and Witten T.A. (1996): Model of Force Fluctuations in Bead Packs, *Physical Review E* 53, pp.4673-4685.
- Liu, C.-h., Nagel, S.R., Shecter, D. and Coppersmith S. (1995): Force Fluctuations in Bead Packs, *Science* 269, pp.513-515.
- Miyata, M., Mustoe, G. G.W., Nakagawa, M., Sugano, T. and Tanaka, T. (2001): Study on the Force Support System within a Rubble Rock Foundation using Discrete Element Method, *Powders & Grains 2001*, Rotterdam: Balkema, pp.267-270.
- Miyata, M., Mustoe, G. G.W., Nakagawa, M. and Sugano, T. (2002): Study of Force Support Systems of Particulate Media using Discrete Element Method, *Technical Note of NILIM*, No. 33.

Mueth, D.M., Jaeger, H.M. and Nagel, S.R. (1998): Force Distribution in a Granular Medium, *Physical Review E* 57, pp.3164-3169.

Radja, F., Jean, M., Moreau, J-J. and Roux, S. N. (1996): Force Distributions in Dense Two-Dimensional Granular Systems, *Physical Review Let.* 77, pp.274-277.

国土技術政策総合研究所資料

TECHNICAL NOTE of NILIM

No.93

June 2003

編集・発行 ©国土技術政策総合研究所

本資料の転載・複写のお問い合わせは

〔〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬3-1-1
管理調整部企画調整課 電話:046-844-5018〕