

個別要素法によるサンドクッションの衝撃応答特性に関する基礎的考察

園田佳巨*・佐藤紘志**・石川信隆**・
太田俊昭***

サンドクッションの衝撃応答特性を定量的に評価するために、個別要素法と剛体ばねモデルの併用による落石—サンドクッション—落石覆工の一体解析を試みた。まずサンドクッションに対する静的試験および衝撃実験を室内模型レベルにより行い、落石による衝撃力と砂の静的換算ばね係数との関係を求めた。次に、砂の静的換算ばね係数と個別要素法における要素間の仮想弾性係数との関係を静的試験のシミュレーション結果より求め、得られた仮想弾性係数を個別要素法と剛体ばねモデルによる一体解析に適用することにより、衝撃実験結果をシミュレート可能であることを確認した。

Key Words : sand cushion, distinct element method, impact load, impact energy

1. 緒言

1989年7月16日に福井県越前海岸において発生した落石覆工への岩石崩落事故以来、落石覆工の安全性に関する見直しが行われており、その中でも落石衝撃力の正確な評価を目的としたサンドクッションの衝撃緩衝効果に関する検討が活発に行われている^{1), 2)}。これまで、サンドクッションの衝撃緩衝効果に関しては、落錘式衝撃実験を主とした実験的研究^{3), 4)}によって検討が行われてきたが、その中で砂の状態に関しては、発生衝撃荷重と落石対策便覧式とを照らし合わせることにによりラーメの定数を推定することによって評価してきた。すなわち、砂の状態については、山砂、川砂、砕砂など単に種類別に分類する程度で、砂の力学的性質まで考慮した研究はあまり見受けられなかった。しかし、サンドクッションの衝撃応答特性を検討する場合、落石規模の大きさや砂の状態（粒度分布、転圧状態、含水比など）および構造物の剛性の3つの影響を同時に考慮する必要があり、従来これらの3者関係を考慮した研究はあまりなく、特に砂の状態をいろいろ変化させた衝撃実験に関する研究はあまり見受けられなかった。一方、解析的研究としては、有限帯板法⁵⁾や個別要素法⁶⁾ (Distinct Element Method, 以後DEMと略す)などがサンドクッションの衝撃応答解析に用いられているが、特にDEMにおけるばね定数の決定についてはパラメトリックに変化させるのみで、未だ明確な方法が示されていないかった。

本研究は、上記のような観点から、種々の落石条件、サンドクッションの砂の状態および構造物の剛性の3つの影響を同時に考慮したサンドクッションの衝撃応答特

性を定量的に評価することを目的として、個別要素法 (DEM) と剛体ばねモデル (Rigid Body Spring Model, 以後RBSMと略す) を併用することにより、落石—サンドクッション—落石覆工の一体解析法の開発を試みたものである。すなわち、まずサンドクッションに対する室内静的載荷実験および衝撃模型実験を行い、砂の粒度分布、転圧状態、含水比などが衝撃力に与える影響を調べ、落石に対する静的載荷試験より得られた砂の静的換算ばね係数を用いて、砂の衝撃力をほぼ把握しうることを確認した。次に、個別要素法により静的載荷試験のシミュレーションを行うことにより、静的載荷試験における砂の換算ばね係数と個別要素法 (DEM) における砂要素の仮想弾性係数との関係を求めることを提示した。さらに、この関係を用いて個別要素法 (DEM) と剛体ばね (RBSM) モデルとの一体解析を行うことにより、室内実験におけるH形鋼はり上のサンドクッションへの衝撃実験をシミュレートすることにより、本計算法の妥当性を検討した。最後に、実物大の剛基礎上のサンドクッションの衝撃応答特性について、重錘衝撃力と伝達衝撃力の比較を行うとともに、金沢大学の榎谷等が実施した実物大のH形鋼はり上のサンドクッションへの衝撃実験⁴⁾に対するシミュレーション解析を行い、衝撃エネルギー伝達率についての考察や本解析手法の実用化への適用可能性についても検討を行った。

2. 衝撃応答解析のための基礎的実験

ここでは、DEMによるサンドクッションの衝撃応答解析において必要なばね定数を決定するための基礎的段階として、まず落石の衝撃力が砂の状態によってどのように変化するか、静的載荷試験および衝撃模型実験を行って実験的に検討を試みることにした。すなわち、まずサンドクッションの状態を砂の締固め度で評価することとし、砂の締固め度に影響を与える要因として、砂の

* 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

*** 正会員 工博 九州大学 教授 土木工学科

表-1 使用する砂の物性値

砂の種類	物性値	比重 G _s	均等係数 U _c	曲率係数 U _c '	10%粒径 D ₁₀ (mm)	30%粒径 D ₃₀ (mm)	60%粒径 D ₆₀ (mm)
A砂:豊浦標準砂		2.65	1.919	1.200	0.112	0.170	0.215
B砂:君津の砂		2.69	3.397	0.994	0.136	0.250	0.462

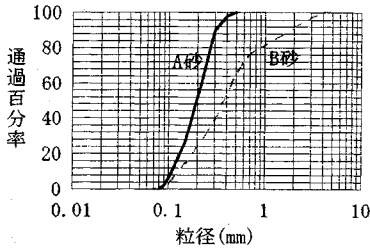


図-1 実験に用いた砂の粒径加積曲線

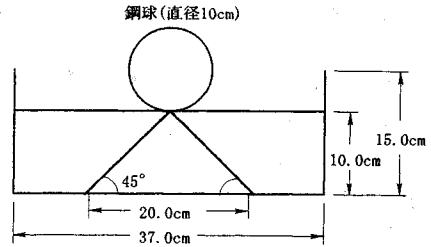


図-2 実験砂槽1の寸法

表-2 実験ケースと砂の換算ばね係数

砂の種類	実験NO	含水比 w(%)	転圧力P ₀ (kgf/cm ²)	換算ばね係数 k(kgf/cm)	最大伝達衝撃力 P(kgf)
A砂 砂槽1	1	0.17	0.0	21.5	507.2
	2	0.17	0.4	31.6	513.4
	3	6.98	0.0	24.2	490.9
	4	6.98	0.4	39.1	519.1
	5	20.50	0.0	20.6	480.3
	6	20.50	0.4	29.1	533.2
B砂 砂槽1	7	8.16	0.0	15.8	446.5
	8	8.16	0.4	29.9	521.8
	9	16.20	0.0	40.3	451.9
	10	16.20	0.4	92.2	673.2
	11	26.80	0.0	39.9	552.0
	12	26.80	0.4	52.8	623.6
A砂 砂槽2	13	7.13	0.0	22.3	467.9
	14	7.13	0.4	40.3	527.2
B砂 砂槽2	15	7.97	0.0	17.2	471.3
	16	7.97	0.4	32.2	519.6

(1kgf = 9.8N)

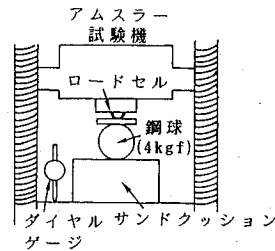


図-3 静的載荷試験の概要

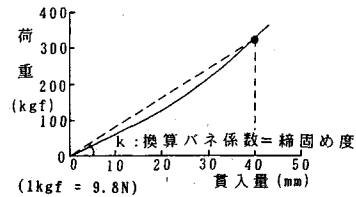


図-4 砂の締固め度の定義

粒度分布, 転圧状態, 含水比の3つのパラメータを考慮した。次に, これらの3つの要因が静的載荷試験による荷重~貫入量関係の割線勾配つまり換算ばね係数および落錘式衝撃実験における最大衝撃力にどのような影響を与えるかを調べた。さらに, 静的載荷試験における砂の換算ばね係数と衝撃模型実験における最大衝撃力との関係を求めた。

(1) 実験の概要

サンドクッション用の砂として, 表-1に示すような物性値を持つ2種類の砂(A砂:豊浦標準砂, B砂:君津の砂)を選定した。これらの砂を用いて, 砂の粒度分布(図-1参照), 含水比w(豪雨による最悪ケースも想定し, w=0.17~26.8%と広範囲に変化させた), 転圧力P₀(平板を介してアムスラー試験機により均等な圧力を加えた)を変えることにより, 種々の状態のサンドクッションを作成することとした。なお, サンドクッション中の落石による応力の分散勾配は, 設計計算では45°として扱われているが, 実際に衝撃荷重を受ける場合には分散範囲はかなり狭く, ほぼ落石の直径範囲に伝

力が伝播することが確認されている²⁾。したがって, ここでは図-2に示すように, 実験に用いる直径10cmの鋼球による45°応力分散範囲以上の広さの2種類の砂槽を用いて, 寸法効果についても検討した。すなわち, 幅37cm×奥行き27cm×高さ15cmの砂槽1による12ケース(表-2のNo.1~No.12), および幅45cm×奥行き45cm×高さ20cmの砂槽2を用いた4ケース(表-2のNo.13~No.16)の実験を試み, いずれの場合も砂を厚さ10cmに均等に敷き均すこととした。したがって, 実験ケースは表-2の16とおりでである。

a) 静的載荷試験

まず, 砂の締固め度を表わす換算ばね係数を把握するために, 図-3に示すような静的載荷試験を行った。荷重の載荷は, 衝撃模型実験で使用する鋼球(重量4kgf, 直径9.9cm)を用い, 鋼球の貫入量と載荷した荷重を計測したうえで, 荷重~貫入量曲線の割線勾配を換算ばね係数として求めた。ここで, 予め, 衝撃模型実験((2)

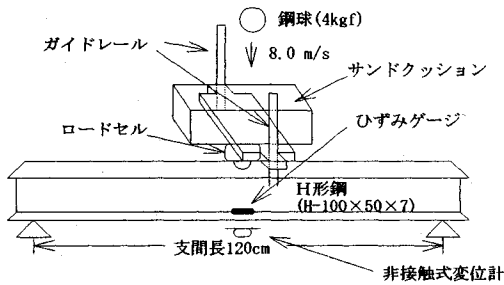
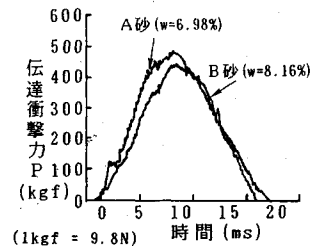


図-5 落錘式衝撃模型実験の概要

図-6 砂の粒度分布の影響
($P_0=0.0 \text{ kgf/cm}^2$ の場合)

で示す実験と同じ条件下における)を数回行い、鋼球の最大貫入量を計測したところ、少なくとも4cmはサンドクッションに貫入することが認められた。したがって、砂の換算ばね係数を図-4のように鋼球の貫入量が4cmになったときの荷重～貫入量曲線の割線勾配として定義し、表-2のような k の値を得た。表-2の k の値より以下のことが考察される。

- ① 転圧力による換算ばね係数の変化は、B砂(粒度分布が広い)の方が、A砂(粒度分布が狭い)よりも大きい。つまり、粒度分布の広いB砂の方が大きい砂粒の間に小さい砂粒が入るために締固め度が高い。
- ② A砂においては含水比 $w=6.98\%$ (実験NO.4)のとき、B砂においては含水比 $w=16.20\%$ (実験NO.10)のときが、最も大きな換算ばね係数が得られた。これは、この状態のときが最も締固め度が高いことを意味している。
- ③ 転圧力 P_0 の大きい方が、当然ながら換算ばね係数 k は大きいことが確認される。
- ④ 換算ばね係数と伝達衝撃力の値に対して、砂槽の大きさによる影響はあまり認められない。本実験のように砂の厚さの40%程度しか鋼球が貫入しない場合には、 45° 応力分散範囲以上の大きさの砂槽であれば、側壁による拘束の影響は小さく、砂の状態の影響の方が大きいものと考えられる。

b) 落錘式衝撃模型実験

次に、砂の状態によって衝撃力がどのように変化するかを調べるために、図-5に示すように落石覆工を想定したH形鋼はり(H-100×50×7、支間長120cm)に、ロードセル(共和電業製、LC-1TG、固有振動数3200Hz、応答周波数約1kHz)を介して砂槽を載せうえて鋼球(重量4kgf、直径9.9cm)を自由落下(8m/sで衝突するように3.26mの高さから落下)させた。計測項目としては、サンドクッションを通して伝達された衝撃力(これを伝達衝撃力とよぶ)をロードセルにより、またH形鋼はりの支間中央位置の変位およびひずみを渦電流型非接触式変位計とひずみゲージにより計測した。なお、既往のサンドクッションの衝撃実験の大半は重錘衝撃力(衝突位置で生じる重錘への反力)と伝達衝

撃力(サンドクッション底面で発生する衝撃土圧の総和)の2種類を計測し、両者の値を用いて衝撃力の評価を行っている。設計に用いる振動便覧式の値は重錘衝撃力に対応するものであるが、実際に落石覆工に作用する荷重は伝達衝撃力であり、砂の緩衝材としての性能を評価するには伝達衝撃力を用いる方が望ましいものと考えられる。したがって、本研究ではロードセルで計測した伝達衝撃力を用いてサンドクッションの評価を試みることとした。

(2) 衝撃模型実験の結果と考察

a) 砂の粒度分布が伝達衝撃力に与える影響

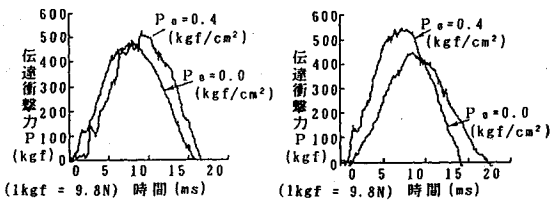
図-6は、砂の粒度分布が伝達衝撃力に与える影響を調べるために、粒度分布が狭いA砂と粒度分布が広いB砂とで伝達衝撃力-時間曲線を比較したものである。この図より、転圧をしない場合($P_0=0.0 \text{ kgf/cm}^2$)には粒度分布の狭いA砂の方が最大衝撃力が大きく、粒度分布の広いB砂の方が締固め度が小さいため最大衝撃力がやや小さいことが認められる。

b) 砂の転圧状態が伝達衝撃力に与える影響

図-7(a)、(b)は、A砂およびB砂を用いたときの衝撃力について、転圧力 P_0 をパラメータとして示したもので、粒度分布の狭いA砂では転圧の効果があまりないが、粒度分布の広いB砂の場合は転圧の効果が大きいことがわかる。すなわち、転圧力による最大伝達衝撃力の変化は、A砂の場合にはわずかに7%程度であったのに対して、B砂の場合には約19%の変化が見られた。これは、A砂の場合には粒径が均等なため、あまり締固まらないことから最大伝達衝撃力の変動も小さいが、一方の粒度分布の広いB砂の場合には締固まりやすいために最大伝達衝撃力の変動が大きくなったためと推察される。つまり、転圧の効果は砂の種類によって異なり、粒度分布の広いB砂のような場合には転圧をするとかえって衝撃力が大きくなることが認められる。

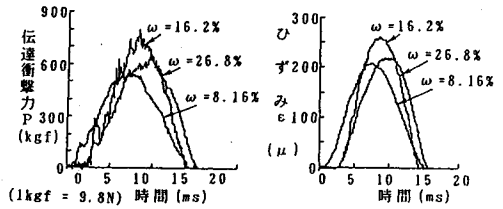
c) 砂の含水比が伝達衝撃力に与える影響

図-8(a)は、B砂について転圧力 $P_0=0.4 \text{ kgf/cm}^2$ と一定として、含水比 w を変化させたときの伝達衝撃力-時間曲線を示したもので、含水比 $w=16.2\%$ のときに伝達衝撃力が最も大きく、衝撃緩衝効果は小さいこ



(a) A砂 (w=6.98%) の場合 (b) B砂 (w=8.16%) の場合

図-7 砂の転圧状態の影響



(a) 衝撃力-時間関係 (b) H形鋼はりのひずみ-時間関係

図-8 砂の含水比の影響 (B砂, P0=0.4kgf/cm²)

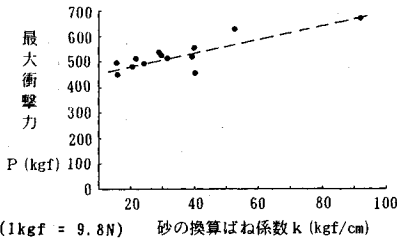


図-9 砂の換算ばね係数と最大衝撃力との関係

とがわかる。本研究では最適含水比の確認は行っていないが、 $w=16.2\%$ が3つの含水比の中では最も最適含水比に近い状態と思われる。よって、砂の衝撃緩衝効果を検討するには最適含水比に近い状態で良く締り固めたときが伝達衝撃力を最大にすることが予想され、落石衝撃力の評価において最適含水比が重要な要因（安全側の評価を与える）となるものと考えられる。次に、図-8 (b) は同一実験におけるH形鋼はりのひずみ-時間曲線を示したもので、この図からも、含水比 $w=16.2\%$ のときにH形鋼はりのひずみが最も大きいことが確認された。

d) 砂の換算ばね係数と衝撃力との関係

ここでは、a)、b) で考察した全実験ケースの中で砂槽1を用いた12ケースについて、砂の換算ばね係数 k と最大衝撃力 P との関係調べた。図-9は、砂の換算ばね係数 k とH形鋼梁に伝達された最大衝撃力 P との関係調べた12ケースについて示したもので、この図より多少のばらつきはあるが、両者の間に正の比例関係があることが認められる。つまり、砂の換算ばね係数 k が大きくなれば最大衝撃力 P も比例的に大きくなるということが認められる。将来、サンドクッションの砂の状態と落石条件に関する落石実験のデータを図-9のような砂の換算ばね係数と最大衝撃力との関係で整理しておけば、実際の現場で落石衝撃力の推定に役立つものと思われる。

3. DEMによるサンドクッションの静的荷重試験解析

DEMによるサンドクッションのモデル化に当たって、ばね定数等の決定が重要な鍵となるので、本研究ではまず砂の静的荷重試験に対するDEMのシミュレーション

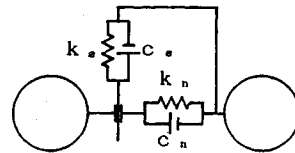


図-10 砂要素のモデル化

ン解析を行うことにより、DEMにおける砂要素のばね定数（仮想弾性係数 \bar{E} ）と砂の静的な貫入抵抗（換算ばね係数 k ）との間の対応関係を調べた。そのうえで、この関係から得られる砂要素のばね定数（仮想弾性係数 \bar{E} ）を用いて、DEMによる衝撃模型実験のシミュレーション解析を行うこととした。

(1) 個別要素法 (DEM) の概要

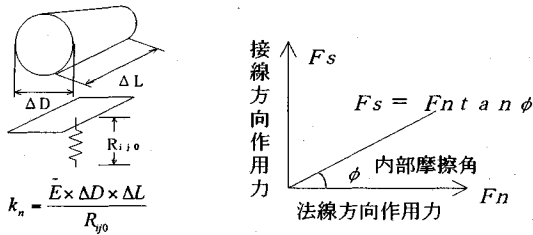
本研究では、サンドクッションを剛体円筒要素の集合体と仮定し、各要素間に挿入した弾性ばねとダッシュポットおよびスライダにより砂の挙動特性を表現するものとした。すなわち、図-10に示すように各要素間の法線方向の特性を示す弾性ばね k_n 、ダッシュポット c_n および接線方向の特性を示す弾性ばね k_s 、ダッシュポット c_s およびスライダ μ を設け、それぞれ次式により得られるものとした⁷⁾。

$$k_n = \frac{\bar{E} \times \Delta D \times \Delta L}{R_{ijo}}, C_n = 2h\sqrt{mk_n}, k_s = sk_n$$

$$C_s = 2h\sqrt{mk_s}, \mu = \tan\phi \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 \bar{E} : 砂要素の仮想弾性係数, ΔD : 要素の投影長, ΔL : 要素の有効奥行き, R_{ijo} : 要素間距離, h : 減衰定数, m : 要素質量, s : 低減率, ϕ : 内部摩擦角

ここで、 k_n は図-11 (a) に示すように要素の大きさを決めれば、砂の単位面積当たりの剛性（仮想弾性係数 \bar{E} ）だけのパラメータになることがわかる。また、接線方向には砂特有の滑り破壊を考慮するために、図-11 (b) に示すモール・クーロンの破壊基準に従ったスライダ $\mu (= \tan\phi)$ を各要素間に配置した。なお、図-11 (b) 中の F_s は接線方向ばね力、 F_n は法線方向ばね力で、 ϕ は砂の内部摩擦角を示す。以上のモデル化のもとに、個々の要素について水平および鉛直方向の並進と回転の3自由度を考慮し、通常個別要素法⁹⁾の解析



(a) 要素の法線方向ばね定数 (b) スライダの滑動条件

図-11 砂要素のばね定数のモデル化

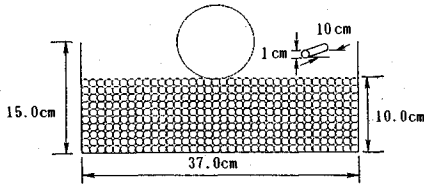


図-12 静的載荷試験モデル

表-3 計算に用いた諸定数

砂要素の仮想弾性係数	20.0~100.0 Kgf/cm ²
接線方向低減率	0.25
砂要素間の内部摩擦角	30°
減衰定数	0.20
砂要素の単位体積重量	0.0018kgf/cm ³

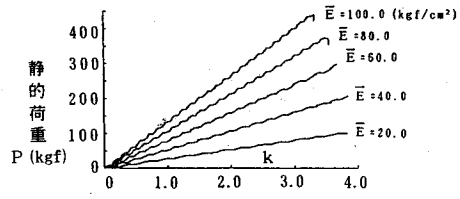
(1kgf = 9.8N)

手順に従い数値的に解くこととした。

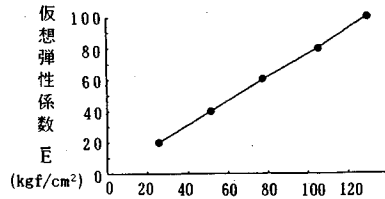
(2) DEMによる砂の静的載荷試験のシミュレーション

解析モデルは、高さ15.0cm、幅37.0cmの領域に直径1.0cmの2次元の円筒要素を図-12に示すように370個配列した。荷重の載荷は、静的載荷試験に用いた鋼球をモデル化した要素(直径9.9cm)を一定速度(ここでは、計算量の低減のため1cm/sとし、4秒間の計算を試みた)で貫入させることによって行い、貫入抵抗を鋼球に対する反力として計算した。なお、各要素の有効奥行きは、鋼球の直径とほぼ同じ10cmとすることとした。計算に用いた諸定数の値を表-3に示す。

数値計算例として、まず、砂要素の仮想弾性係数 \bar{E} をパラメータとして、静的載荷試験のシミュレーションを行った。ここでは、 $\bar{E}=20.0\sim 100.0 \text{ kgf/cm}^2$ まで 20 kgf/cm^2 刻みの5通りについて計算した。図-13(a)は、鋼球の貫入量と静的荷重との関係を示したもので、微小な振動を示しているが、5ケースともほぼ比例関係を示していることがわかる。また図-13(b)は、図-13(a)の曲線の勾配を換算ばね係数 k として横軸に、要素の仮想弾性係数 \bar{E} を縦軸にとり整理し直したものである。この図より、これらにほぼ線形関係が成り立つことが認められる。よって、今後この図を用いることにより、実験で得られた砂の換算ばね係数に対応する



(a) 静的荷重と貫入量の関係



(b) 砂の換算ばね係数と仮想弾性係数の関係

図-13 静的載荷試験のシミュレーション結果

DEMの仮想弾性係数 \bar{E} の値を縦軸から読みとることができ、これをDEMによる衝撃応答解析における仮想弾性係数 \bar{E} として使用することができる。

4. DEMとRBSMの一体解析による衝撃応答解析

(1) 衝撃応答解析法の基本的考え方

ここでは、H形鋼はり上のサンドクッションへの衝撃応答解析を行うが、砂は粒状体であり、H形鋼はりは固体であることから、それぞれに適した別々のモデル化を行う。すなわち、図-14に示すように、サンドクッションを3.で示したような個別円筒要素によってモデル化を、またH形鋼はりを図-15に示すように、剛体円筒ばね要素(砂要素との接触判定を容易にするため、はり要素も円筒要素とした)によってモデル化したうえで、個別要素法(DEM)と剛体ばねモデル(RBSM)とを併用した一体解析による衝撃応答解析を行うこととした。なお、H形鋼はり要素間には、図-15(a)、(b)に示すような曲げばね k_M と軸力ばね k_N を挿入して解析を行うこととし、これらのばね定数の決定は、H形鋼はりの断面諸元に基づきそれぞれ次式を用いて決定した。

$$k_N = \frac{EA}{R_{ij0}}, k_M = \frac{EI}{R_{ij0}} \dots \dots \dots (2)$$

ここに、 EA : H形鋼はりの軸剛性、 EI : H形鋼はりの曲げ剛性、 R_{ij0} : 初期剛体要素間の距離

一体解析法の解析手順は、まず通常の個別要素法のアルゴリズムに従って、サンドクッション要素間、およびH形鋼はり要素とサンドクッション要素間の接触判定を行ったうえで、H形鋼はりとサンドクッションとの

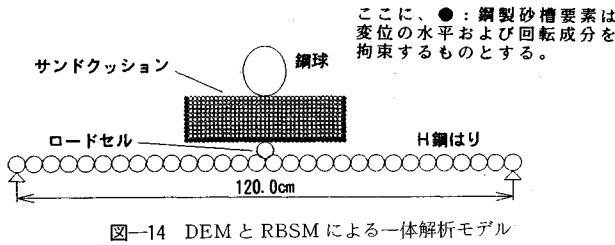
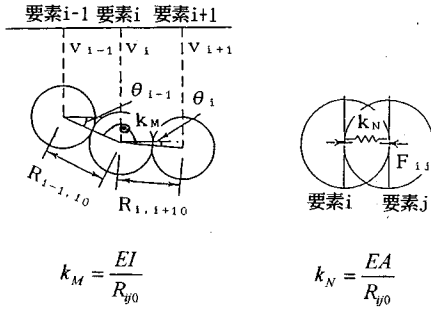


図-14 DEMとRBSMによる一併解析モデル



(a) 曲げばねのモデル化 (b) 軸力ばねのモデル化
図-15 H形鋼はりの曲げばねと軸力ばね

間の力の伝達を計算する。したがって、H形鋼はり要素間の接触判定は行わない。次に、同一時刻におけるH形鋼はり要素間の軸方向剛性および曲げ剛性による抵抗力を次式より求める。

$$N_i = k_N \times \Delta u_i \dots \dots \dots (3a)$$

$$M_i = k_M \times \Delta \tau_i \dots \dots \dots (3b)$$

ただし、 $\Delta u_i = u_i - u_{i-1}$: 軸方向相対変位、
 $\Delta \tau_i = \theta_i - \theta_{i-1}$: 曲げばね回転角、

$$\theta_i = \frac{V_{i+1} - V_i}{R_{i,i+1}}, \theta_{i-1} = \frac{V_i - V_{i-1}}{R_{i-1,i}}$$

ここに、 u_i : i 要素の水平変位、 v_i : i 要素の鉛直変位、
 $R_{i,i+1}$: i 要素と $i+1$ 要素間の距離、
 $R_{i-1,i}$: $i-1$ 要素と i 要素間の距離、

次に、H形鋼はりへ伝達される衝撃力 P は、次式によって算定される。

$$P = \sum_{i=1}^n F_{y(i)} \dots \dots \dots (4)$$

ここに、 n : H形鋼はり要素数、 $F_{y(i)}$: H形鋼はり要素 i に作用する鉛直合力、

最後に、H形鋼はりへ伝達される伝達エネルギー量も、次式に示すように各ばねが蓄えるひずみエネルギーを加算することにより求められる。

$$U = U_N + U_M \dots \dots \dots (5)$$

ただし、

$$U_N = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n k_N \Delta u_i^2 \dots \dots \dots (6a)$$

$$U_M = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n k_M \tau_i^2 \dots \dots \dots (6b)$$

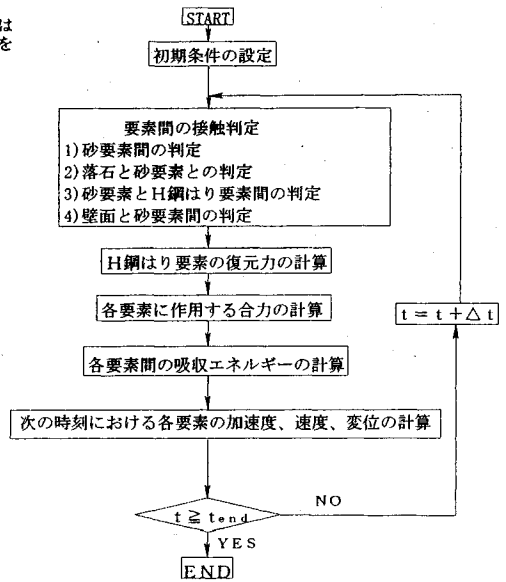


図-16 解析フローチャート

以上の手順で得られた各要素に作用する力をもとに、オイラー法により次の時刻における加速度、速度、変位を求め計算を進めていくが、そのフローチャートを図-16に示す。ところで、砂要素とH形鋼はり要素とは剛性が極端に異なり、解の収束性に対する時間刻みの条件が大きく違う。したがって、ここではH形鋼はり要素に対しては $\Delta t = 10^{-6}(s)$ とし、砂要素に対しては $\Delta t = 10^{-5}(s)$ と異なる時間刻みを与える Multi-time step method⁹⁾を用いることにより、計算の効率化を図った。したがって、砂要素とH形鋼はり要素との接触判定は $10^{-5}(s)$ 毎に行うこととした。

(2) 室内衝撃模倣実験のシミュレーション

まず、表-2に示した12ケースの砂の中で偶数NOの6ケースを選択して、衝撃模倣実験に対するシミュレーション解析を試みた。すなわち、図-13(b)の換算ばね係数 k と仮想弾性係数 \bar{E} との関係を利用して、表-4に示すような砂要素の仮想弾性係数を用いて、式(1)より砂要素間のばね定数などを決定した。なお、ここで得られた仮想弾性係数 \bar{E} は、2次元個別要素法を用いる際に静的実験結果をシミュレートさせるための便宜上のパラメータであり、現実のサンドクッションの弾性係数 E およびラーメ定数 λ とは関連がない。一方、H形鋼については、図-5に示すような断面(H-100×50×7)を持つことから、断面積 $A = 11.85 \text{ cm}^2$ 、断面二次モーメント $I = 187.0 \text{ cm}^4$ の値を式(4)に代入することによりばね定数を決定した。なお、直径5cmの円筒要素を用いたので、初期剛体要素間の距離は $R_{i,j0} = 5.0 \text{ cm}$ とした。以上の解析データを用いて、図-14に示した解析モデルを用いて衝撃応答解析を行った。

表一4 解析に用いる仮想弾性係数

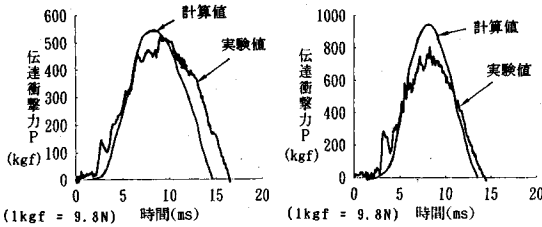
実験NO	換算ばね係数 k (kgf/cm)	仮想弾性係数 \bar{E} (kgf/cm ²)
2	31.6	24.5
4	39.1	30.4
6	29.1	22.6
8	29.9	21.6
10	92.2	70.3
12	52.8	41.0

(1kgf = 9.8N)

表一5 砂要素の減衰定数の衝撃応答特性に与える影響

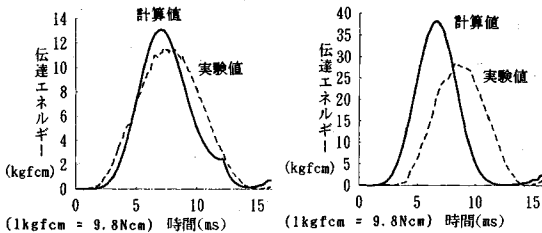
仮想弾性係数 \bar{E} (kgf/cm ²)	減衰定数 h	鋼球の貫入量 δ (cm)	最大伝達衝撃力 P (kgf)
20.0	0.1	9.64	343.7
	0.2	9.31	351.2
	0.3	9.03	356.1
40.0	0.1	6.76	447.0
	0.2	6.53	449.5
	0.3	6.34	456.5
60.0	0.1	5.51	524.6
	0.2	5.32	528.7
	0.3	5.16	537.1

(1kgf = 9.8N)



(a) 実験 No.4 の場合 (b) 実験 No.10 の場合

図一17 H 形鋼はりへの伝達衝撃力の比較



(a) 実験 No.4 の場合 (b) 実験 No.10 の場合

図一18 H 形鋼はりへの伝達エネルギーの比較

a) 減衰定数による影響

表一5は、予め砂の減衰定数の影響を調べるために、 $\bar{E}=20.0, 40.0, 60.0$ kgf/cm² の3種類の砂について減衰定数 h をパラメータとした衝撃応答解析を行い、鋼球の貫入量と最大伝達衝撃力の計算値を整理したものである。

この表より、本解析で用いるモデルの場合、減衰定数による影響は弾性係数に比べて小さいことが認められる。したがって、以後の計算では減衰定数の値として $h=0.20$ を用いることとした。

b) 伝達衝撃力と伝達エネルギー

図一17 (a), (b) はそれぞれ実験 No.4 と実験 No.10 に対する H 形鋼はりへの伝達衝撃力を、図一18 (a), (b) は伝達エネルギーを、計算値と実験値によって比較したものである。ここで、伝達エネルギーの実験値とは、計測された支間中央部のひずみの応答値を用いて、単純はり理論より求めた次式から簡易的に計算したものである。

$$U_{exp(t)} = \frac{1}{2} k x_0^2 \dots \dots \dots (7)$$

ここに、 $k = \frac{48EI}{L^3}$, $x_0 = \frac{L^2 \cdot \epsilon(t)}{12 \cdot (\frac{H}{2})}$: H 鋼はりの応答変位

$\epsilon(t)$: H 鋼はりの応答ひずみ, L : H 鋼はりの支間長, H : H 鋼はりの高さ

図一17 (a), 18 (a) は、6 ケースの中で比較的良くシミュレートできた実験 No.4 の結果であり、図一17 (b), 18 (b) は最も相違が見られた実験 No.10 に関する結果である。この図より、実験 No.10 においても最大伝達エネルギー量の差は約 25% 程度であった。すなわち、予め決定された砂要素の仮想弾性係数を解析に用いれば、H 形鋼はりへの伝達衝撃力および伝達エネルギー量を約 25% 程度の誤差の範囲内で予測可能であることが確認される。また最大伝達エネルギー量は、柔らかい砂 (換算ばね係数が小さい No.4) のケースで約 13 kgf·cm であり、硬い砂 (実験 No.10) のケースで約 40 kgf·cm であることから、H 形鋼はりへのエネルギー伝達率はサンドクッションの剛性により変化するが、約 1~3% 程度 (鋼球の運動エネルギー $4 \text{ kgf} \times 326 \text{ cm} = 1304 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$) であることがわかる。

次に、図一19 は実験 No.4 の結果を、本解析で用いた Multi-time step method による値と 1 種類の時間刻み ($\Delta t = 10^{-6}(\text{s}), 10^{-5}(\text{s})$ の 2 ケースを検討した) を用いた場合の値とを比較したものである。この図より、 $\Delta t = 10^{-5}(\text{s})$ の場合、H 形鋼はりの応答が発散していることが認められ、時間刻みが大きすぎたことが推察される。一方、Multi-time step method による値は、 $\Delta t = 10^{-6}(\text{s})$ の場合とほぼ同じであり、砂要素に関する計算量は 1/10 に低減できることから、本方法が有効であることが確認された。

(3) 実物大衝撃実験に対するシミュレーション解析
衝撃模型実験に対する計算により、サンドクッションの衝撃緩衝効果について定量的評価が概ね可能であることが確認されたので、次に本手法により、実物大衝撃実験における実際のサンドクッションの衝撃応答特性について解析的な検討を試みた。

a) 剛基礎上のサンドクッションの衝撃応答特性

ここでは、砂本来の緩衝特性を解析的に明らかにする

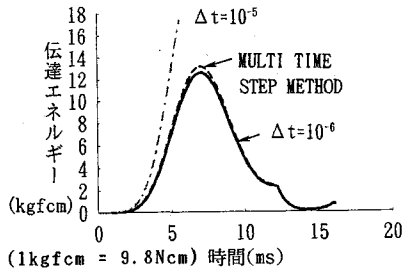


図-19 解の収束性の検討

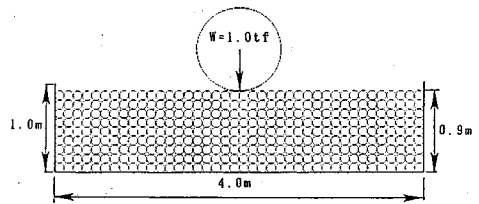


図-20 剛基礎上のサンドクッションの解析モデル

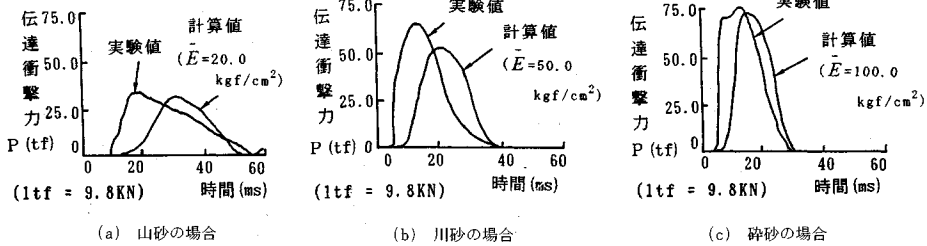


図-21 伝達衝撃力-時間曲線の比較

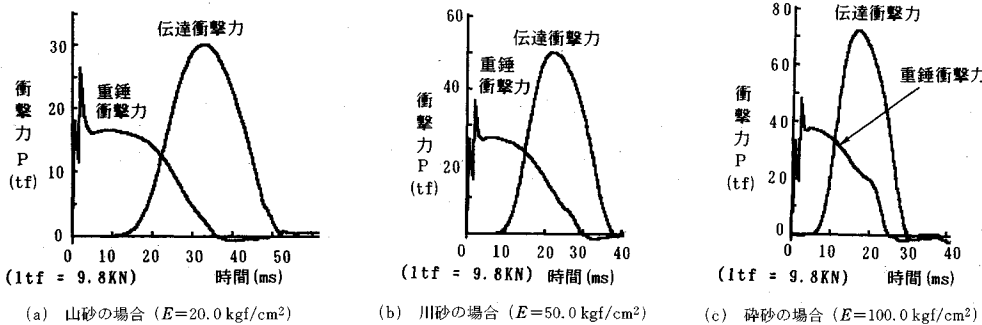


図-22 重錘衝撃力と伝達衝撃力の比較

ために、剛基礎上のサンドクッションに対する衝撃応答解析を行った。解析モデルは、図-20に示すように、高さ1.0 m、長さ4.0 mの砂槽内に、0.9 mの厚さまで砂要素(要素数360、半径5.0 cmとした)を充填した。落石条件は、落石重量 $W=1.0$ tf(落石要素の直径91.2 cm)、落下高さは $H=10.0$ mの場合について検討した。

ところで、実物大衝撃実験では砂の換算ばね係数 k のデータが存在しないため、ここでは、解析上の仮想弾性係数 \bar{E} をパラメトリックに変え、実際の実験結果との比較を行うことにより決定することとした。すなわち、ここでは過去に金沢大学の榎谷らが行った実物大落錘式衝撃実験で得られた衝撃波形と計算値とがほぼ一致するような値を調べた。図-21は、落石重量 $W=1.0$ tf、落下高さ $H=10.0$ mの場合に、3種類の砂(山砂、川砂、砕砂)を用いたときの剛基礎上のサンドクッション底面における伝達衝撃力の波形(過去の多数の実験の平均波形)と計算値とを比較したものである。これらより、山砂の場合は $\bar{E}=20.0$ kgf/cm²が、川砂は $\bar{E}=70.0$ ～

80.0 kgf/cm²程度が、また砕砂では $\bar{E}=100.0$ kgf/cm²程度の値が本解析モデルの場合には適当であることが示された。次に、このときの重錘衝撃力(重錘の加速度に質量をかけたもの)とサンドクッション底面の伝達衝撃力の関係に関する計算値を図-22(a),(b),(c)に示すが、この図より、3種類の砂ともに、伝達衝撃力の方が重錘衝撃力より最大値(ピーク値でなく収束した最大値)で約2倍程度大きな値を示すことが本計算例において確かめられた。この結果は、文献1)において報告された結果とほぼ同じ傾向にあることが確認される。

b) 実物大H形鋼はり上のサンドクッションの衝撃応答

ここでは、過去に金沢大学の榎谷ら⁴⁾が行った実物大H形鋼はりへのエネルギー伝達率に関する実験の結果を用いて、本計算法の実構造物に対する適用可能性の検討を試みた。当実験では砕砂がサンドクッションに使用されていたので、4.(3)a)の計算結果から、サンドクッションの仮想弾性係数を $\bar{E}=100.0$ kgf/cm²として計算

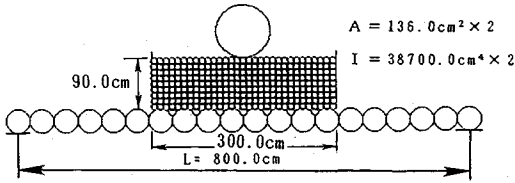


図-23 実物大 H 形鋼はり実験に対する解析モデル

表-6 エネルギー伝達率の比較

支間(m)	8.0	10.0	12.0
榎谷らの実験結果(%)	5.6	6.9	7.6
本解析結果(%)	6.3	8.8	13.2

を行うこととした。図-23は、当実験に対する解析モデルであるが、落石覆工を想定した H 鋼はり (H-300×400) の上に幅 3.0 m、厚さ 90.0 cm のサンドクッションが敷設されている。なお、解析は 3.(2) で行った手法を用いて行い、実験では 2 本の H 鋼主はりが 170.0 cm 間隔で並列して設置されていることを考慮して、H 鋼はり要素には主桁 2 本分の剛性を与え、解析上の有効奥行きを 170.0 cm として計算を行った。図-24 はスパンが 12.0 m の H 鋼はりに、 $W=1.0$ tf、落下高さ $H=10.0$ m の重錘を落下させた場合の発生衝撃力について計算した結果を示したものである。この図より、H 鋼はり上の場合には剛基礎の場合(図-21 参照)と異なり、伝達衝撃力と重錘衝撃力の最大値の差が約 50% 程度から約 30% 程度へと小さくなっており、榎谷らの実験結果と波形は異なるが、同じ傾向を示すことが認められた。これは、伝達衝撃力には構造物側の応答の影響がおよぶことを示しているものと考えられ、落石覆工への衝撃力の評価を行う場合には、覆工自体の応答を考慮することが望ましいものと推察される。

最後に、H 鋼はりの支間長が 8.0 m、10.0 m、12.0 m の 3 ケースのエネルギー伝達率について、4.(2) と同様の方法で計算した値と、榎谷らが実験により得た値(H 鋼はりの変位より求めた)とを比較した結果を表-6 に示す。この表より、スパン 12 m の場合は約 2 倍も異なる結果が得られているが、スパンが小さくなるほど実験値と計算値が良く一致することが認められる。これは、実際の H 鋼はりには横桁で連結されており、横桁の補剛効果が支間長とともに大きくなる傾向にあるのに対して、本計算では横桁を無視した計算を行っているためであると考えられる。したがって、構造物側の剛性の評価を適切に行えば、本手法により実構造物の衝撃応答の推測が可能であるものと考えられる。

5. 結 論

本研究の成果を要約すると以下の通りである。

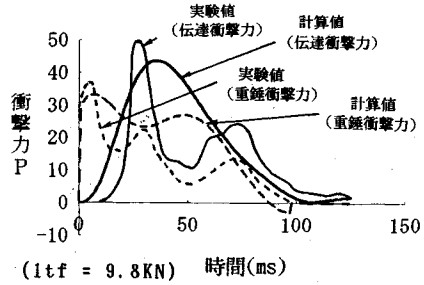


図-24 重錘衝撃力と伝達衝撃力の比較 (スパン 12 m の場合)

(1) サンドクッションの衝撃緩衝効果は、粒度分布、含水比、転圧状態等により変化するが、サンドクッションに対する静的載荷試験を行って、砂の静的換算ばね係数を決定すれば、砂の締固め状態をこの 1 つのパラメータでほぼ評価しうることを実験的に確認した。

(2) 静的載荷試験における換算ばね係数 k と個別要素法における砂の仮想弾性係数 \bar{E} との関係性を予め決定しておけば、個別要素法によりサンドクッションの衝撃応答特性をほぼ定量的に評価しうるということがわかった。

(3) DEM と RBSM の一体解析により、H 形鋼はりへの伝達衝撃力および伝達エネルギーは、衝撃模型実験結果をほぼ良くシミュレートすることが認められた。

(4) 本解析手法による H 形鋼はりへのエネルギー伝達率の推定値は、室内衝撃実験では約 25% の差の範囲内で実験値をシミュレートできることが確認された。

(5) 重錘衝撃力と伝達衝撃力を比較すると、伝達衝撃力の方が約 2 倍大きくなることが示され、この結果は文献(1)の岸らのグループの実験結果とも一致することが確認された。

(6) H 鋼はり上のサンドクッションの場合、伝達衝撃力の最大値は剛基礎の場合と異なり、かなり小さくなることが認められた。このことから、実際に落石覆工に作用する衝撃力を推定するには、覆工自体の応答を考慮した検討が必要であるものと考えられる。

(7) 本計算法を実用的なものとするためには、今後、3 次元解析により実際の構造物の剛性の評価を行う必要があるものと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 尾山靖史・中野修・岸徳光：緩衝材として敷砂を用いた場合の重錘衝撃と底部伝達衝撃力の関係、土木学会第 47 回年次学術講演会講演概要集 I -485, pp.1144~1145, 1992 年 9 月。
- 2) 岸徳光・中野修・松岡健一・西弘明：野外実験による敷砂の緩衝性能、構造工学論文集, Vol.39 A, pp.1587~1597, 1993 年 3 月。
- 3) 吉田博・榎谷浩・佐藤真・井原朋美：落石実験データベースの作成と落石の衝撃力評価について、構造工学論

- 文集, Vol. 33 A, pp.571~583, 1987年3月.
- 4) 榎谷浩・前川幸次・水木彰・吉田博：鋼製ロックシェットの落石による衝撃力, 構造工学論文集, Vol.36 A, pp. 41~49, 1990年3月.
 - 5) 岸徳光・吉田絃一・松岡健一・能町純雄：層状弾性体にモデル化した覆工敷砂部の衝撃応答解析, 構造工学論文集, Vol. 34 A, pp.817~826, 1988年3月.
 - 6) 榎谷浩・増田守世：個別要素法による落石用クッション材の衝撃特性, 構造工学における数値解析法シンポジウム論文集, Vol. 14, pp. 287~292, 1990年7月.
 - 7) 下田義文・鈴木真次・石川信隆・古川浩平：個別要素法によるモルタル片持ばりの衝撃応答解析, 構造工学論文集, Vol. 38 A, pp.1467~1476, 1992年3月.
 - 8) 園田佳巨・佐藤紘志・石川信隆・榎谷浩：落石覆工への落石のエネルギー伝達率に関する基礎的考察, 土木学会論文集, No. 446, pp. 147~155, I-19, 1992年4月.
 - 9) 大坪英臣・久保田晃弘：相関問題, 計算力学とCAEシリーズ6, 培風館.

(1993. 1. 21 受付)

A FUNDAMENTAL STUDY ON IMPACT RESPONSE OF SAND CUSHION BY DISTINCT ELEMENT METHOD

Yoshimi SONODA, Hiroshi SATOH, Nobutaka ISHIKAWA and Toshiaki OHTA

This paper presents a computational approach for the impact response of the sand cushion under a falling rock by using distinct element method (DEM). At first, the static loading test and falling weight test for the sand cushion are performed by using a small size model. It is found that the impact load of a sand cushion can be estimated by using the spring constant of sand obtained in the static loading test. Secondly, the relation between the spring constant of sand and the fictitious elastic modulus of a sand element in DEM is found and the impact response analysis is performed by combining the DEM with Rigid Body Spring Model (RBSM). It has been confirmed that this computational approach can estimate the impact response of a sand cushion by comparing with the experimental results. Finally, the actual size impact tests have been simulated by this approach. It has been found the weight impact load is about 2 times smaller than the transmission impact load and the transmission energy factor is about 6~13% in the case of the span length of H type beam 8~12 m and sand cushion 90cm.