

## エネルギー基準による落石覆工の安全性照査に関する研究

園田, 佳巨

<https://doi.org/10.11501/3097539>

---

出版情報 : 九州大学, 1994, 博士 (工学), 論文博士  
バージョン :  
権利関係 :

## 第3章 サンドクッションの衝撃緩衝効果に関する検討

### 3.1 緒言

2章では、落石覆工へのエネルギー伝達率の簡易計算法について検討を行った。しかし、2章で用いた手法は、サンドクッションのモデル化を実験結果に対する同定計算により行っているため、その適用範囲は実験条件内に限られるものと考えられ、大規模な落石の場合には使用できない恐れがある。また、既往のサンドクッションに関する研究<sup>1)・2)</sup>は、落錘式衝撃実験を主とした実験的考察によるものであり、砂の状態と衝撃緩衝効果との関係については、砂を山砂、川砂、砕砂など種類別に分類したうえで、発生衝撃力と落石対策便覧式とを照らし合わせ、ラーメの定数を推定することにより整理がなされてきた。したがって、砂の状態（粒度分布、転圧状態、含水比など）とその力学的性質まで考慮したうえで衝撃緩衝効果の評価を行うような研究は、あまり見受けられなかった。

本章では、サンドクッションの衝撃緩衝効果について任意の落石条件や砂の状態においても推定可能な方法について検討を試みる。まず最初に、どのような状態の砂に対しても同一の評価を行えるように、ここでは砂の静的な換算ばね係数という基準を設ける。そのうえで、サンドクッションに対する静的載荷実験および落錘式衝撃実験を室内モデルで行い、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る。次に、個別要素法による静的実験のシミュレーションを行い、実験で得られる砂の静的換算ばね係数と解析に用いる砂要素間の仮想弾性係数との関係について調べる。その後、静的換算ばね係数より決定された仮想弾性係数を用いて砂要素間のばね係数を決定したうえで個別要素法による衝撃応答解析を行い、衝撃実験で得られた衝撃力と解析による衝撃力との比較により本法の妥当性について検討する。最後に、実物大の落錘式衝撃実験<sup>3)</sup>のシミュレーションを行い、落石とサンドクッションの衝突面に発生する重錘衝撃力とサンドクッション底面から落石覆工へ伝える伝達衝撃力との関係について検討するとともに、本解析手法の実構造物への適用に関する考察を行う。

### 3.2 室内モデル実験による検討

ここでは、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、静的実験および衝撃実験を室内モデルにより行い、検討を試みることにした。なお、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、静的載荷実験による荷重～貫入量関係の割線勾配である静的換算ばね係数と落錘式衝撃実験における最大衝撃力に対して与える影響について調べた。さらに、静的載荷実験における砂の換算ばね係数と衝撃実験における最大衝撃力との関係を検討した。

### 3.2.1 サンドクッションの静的載荷実験

#### (1) 静的載荷実験の概要

サンドクッション用の砂として、表3-1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（それぞれ、図3-1のような粒径加積曲線を示した）、含水比  $w$ （豪雨による最悪ケースも想定し、 $w = 0.17 \sim 26.8\%$ と広範囲に変化させた）、転圧力  $P_0$ （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。

表3-1 使用する砂の物性値

| 物性値<br>砂の種類 | 比重<br>$G_s$ | 均等係数<br>$U_c$ | 曲率係数<br>$U_c'$ | 10%粒径<br>$D_{10}$ (mm) | 30%粒径<br>$D_{30}$ (mm) | 60%粒径<br>$D_{60}$ (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                  |

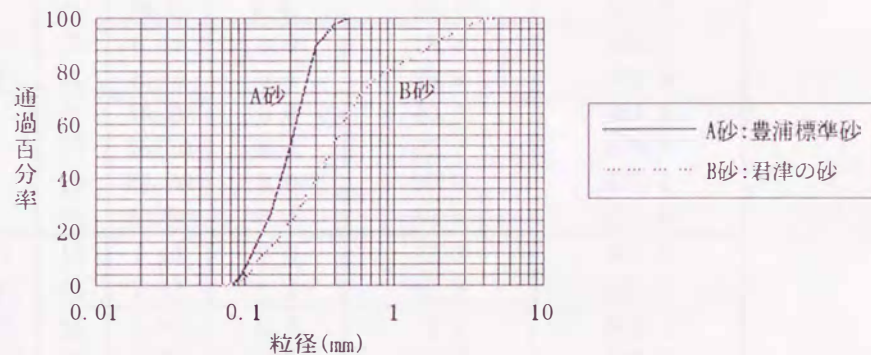


図3-1 実験に用いた砂の粒径加積曲線

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 $45^\circ$ 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応力が伝播することが指摘されている<sup>4)</sup>。本実験では、側壁による拘束の影響が生じないように、衝撃実験に用いる鋼球(直径10cm)の $45^\circ$  応力分散範囲以上の広さの2種類の砂槽(図3-2参照)を用いることとした。

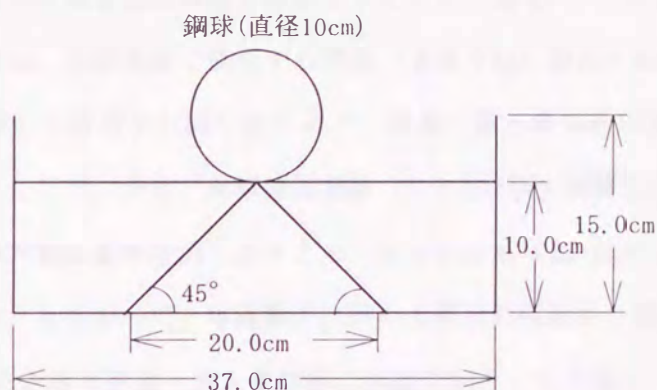


図3-2 衝撃荷重の分散範囲

表3-2 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<br>0<br>(kgf/cm <sup>2</sup> ) | 換算ばね係数<br>k (kgf/cm) | 最大伝達衝撃力<br>P (kgf) |
|-----------|------|----------|-------------------------------------|----------------------|--------------------|
| A砂<br>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<br>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<br>砂槽2 | 13   | 7.13     | 0.0                                 | 22.3                 | 467.9              |
|           | 14   | 7.13     | 0.4                                 | 40.3                 | 527.2              |
| B砂<br>砂槽2 | 15   | 7.97     | 0.0                                 | 17.2                 | 471.3              |
|           | 16   | 7.97     | 0.4                                 | 32.2                 | 519.6              |

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3-2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3-2のNO.13~NO.16)の実験を行い、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3-2の16とおりにある。

## (2) 実験結果および考察

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3-3に示すような静的載荷実験を行った。荷重の載荷は、衝撃実験で使用する鋼球(重量4kgf、直径9.9cm)と同じものを用い、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砂の換算ばね係数として求めた。ここで、予め、衝撃模型実験(3.2.2で示す実験と同じ条件下における)を数回を行い、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、本実験では砂の換算ばね係数を、図3-4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、静的実験結果を整理することにより表3-2のようなkの値を得た。表3-2のkの値より以下のことが考察される。

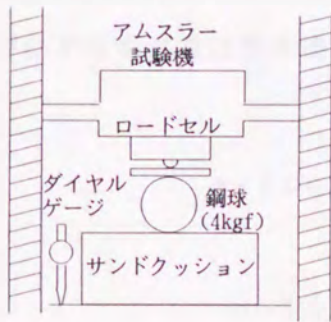


図3-3 静的載荷試験の概要

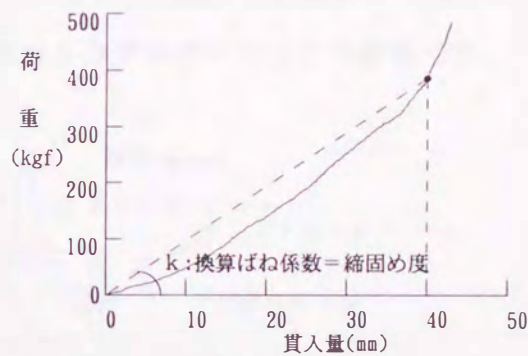


図3-4 砂の締固め度の定義

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転圧による締固め度の変化が大きい。

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 $w=16.2\%$ (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

きが最も締め固め度が大き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、 $45^\circ$  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。

### 3.2.2 落錘式衝撃実験

#### (1) 落錘式衝撃実験の概要

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3-5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たうえで鋼球（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。

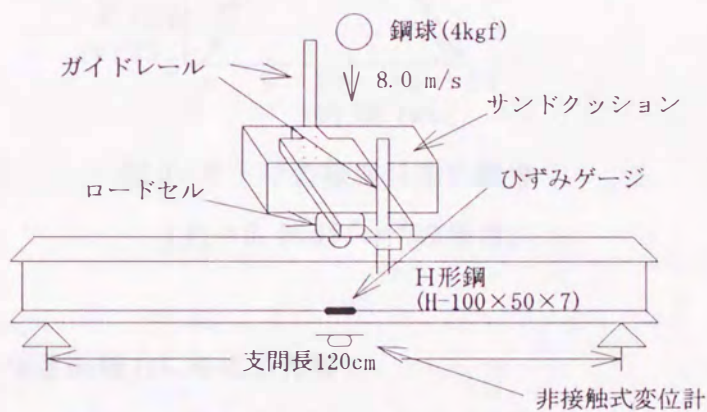


図3-5 落錘式衝撃模型実験の概要

なお、既往のサンドクッションの衝撃実験の大半<sup>1), 2), 3), 4)</sup>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にした。

## (2)実験結果および考察

### (a)砂の粒度分布が伝達衝撃力に与える影響

図3-6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。

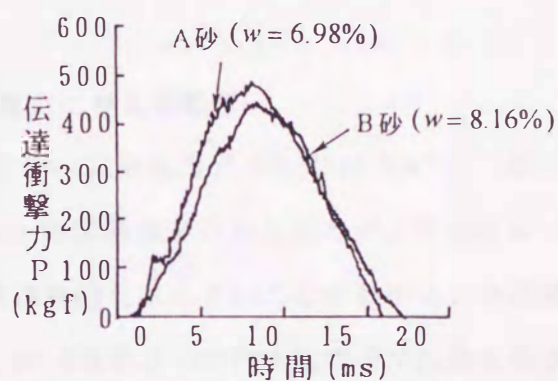


図3-6 砂の粒度分布の影響  
( $P_0=0.0\text{Kgf/cm}^2$ の場合)

### (b)砂の転圧状態が伝達衝撃力に与える影響

図3-7(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衝撃力が大きくなることが認められた。

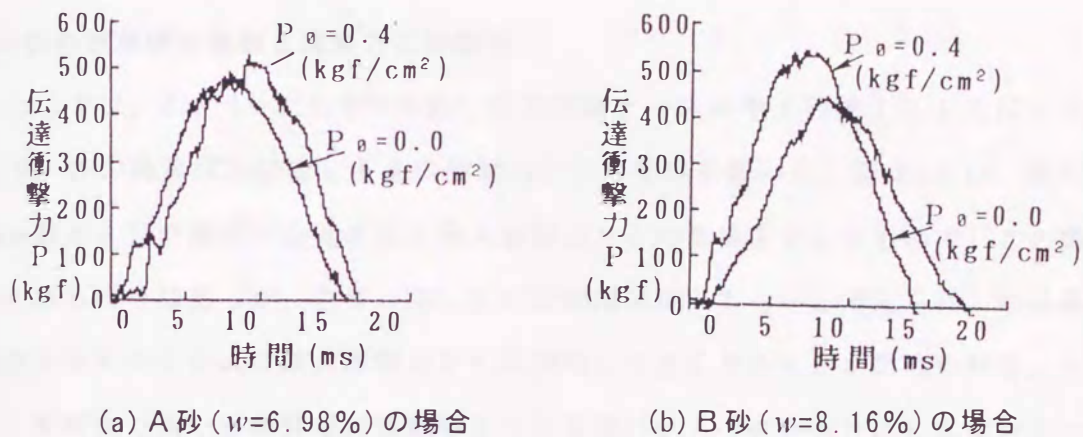


図 3-7 砂の転圧状態の影響

(c) 砂の含水比が伝達衝撃力に与える影響

図 3-8 (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、最適含水比に近い状態で良く締固められたときに伝達衝撃力は最大に

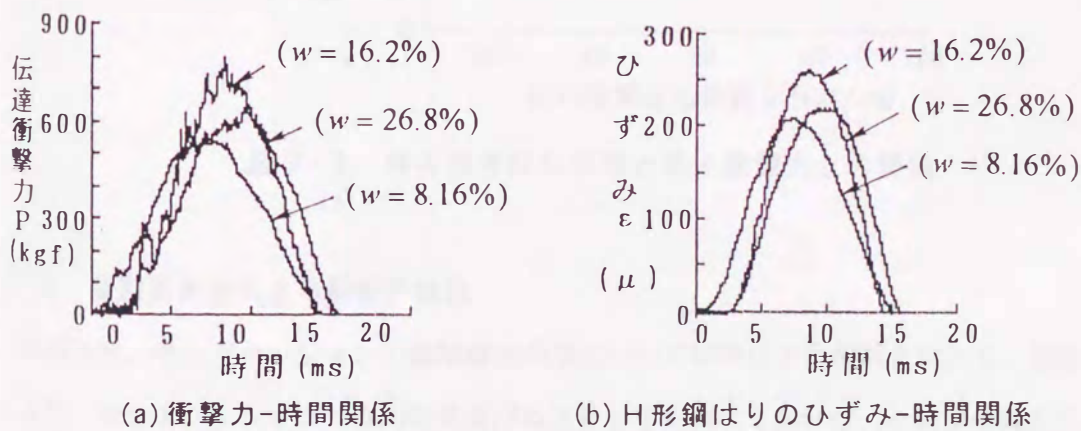


図 3-8 砂の含水比の影響 (B砂,  $P_0 = 0.4 \text{ Kgf/cm}^2$ )



なることが予想され、砂の衝撃緩衝効果を検討するには最適含水比の状態で行うことが重要な要因（安全側の評価を与える）となるものと考えられる。次に、図3-8(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、3.2.1~3.2.2で考察した全実験ケースの中で砂槽1による12ケースについて、砂の換算ばね係数 $k$ と最大衝撃力 $P$ との関係を調べた。図3-9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 $P$ との関係を示したもので、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ものと考えられ、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ことが認められる。したがって、本研究で用いた換算ばね係数のような基準パラメータをもとにしたサンドクッションの標準試験法が確立されれば、落石の規模に応じて図3-9のように基準パラメータと最大衝撃力との関係で整理することにより、実際の落石衝撃力の推定に役立つものと思われる。

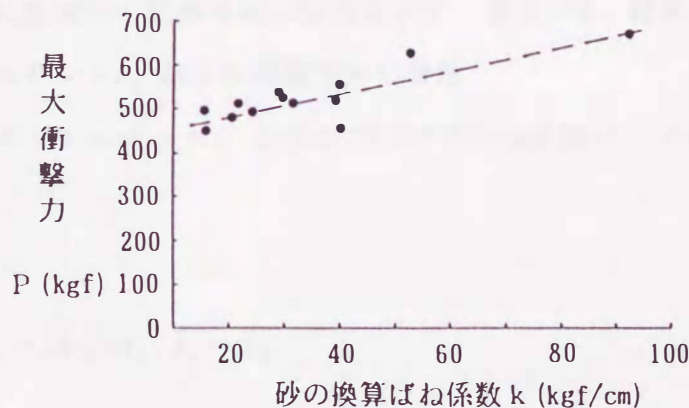


図3-9 砂の換算ばね係数と最大衝撃力との関係

### 3.3 個別要素法による解析的検討

本節では、サンドクッションの衝撃緩衝効果について解析による検討を試みる。前節の考察により、サンドクッションの静的な換算ばね係数を予め調べておけば、その衝撃緩衝効果についてもある程度推定できることが確かめられた。したがって、ここでは個別要素法により落錘式

衝撃実験に対するシミュレーションを行うにあたり、換算ばね係数を用いて砂要素のモデル化を行えば、サンドクッションの衝撃緩衝効果を数値計算により把握することが可能であるか検討した。

### 3.3.1 静的載荷実験のシミュレーション

個別要素法をサンドクッションに適用するには、砂要素間のばね係数等を決定する必要がある。そこで、まず砂の静的載荷実験に対するシミュレーションを行うことにより、解析上の砂要素間のばね係数（仮想弾性係数 $\bar{E}$ により計算される）と砂の静的な貫入抵抗（静的実験で得られた換算ばね係数 $k$ ）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要素間のばね係数（仮想弾性係数 $\bar{E}$ ）を用いて、室内衝撃実験に対する応答解析を試みた。

#### (1) 個別要素法 (DEM) の概要

本研究では、2次元レベルによる解析を行うために、サンドクッションを剛体円筒要素の集合体と仮定し、要素間に弾性ばねとダッシュポットおよびスライダを挿入することにより砂の挙動特性を表現するものとした。すなわち、

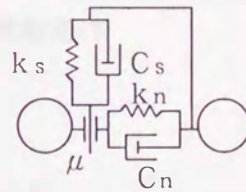


図3-10に示すように要素間の法線方向の特性を示す 図3-10 砂要素のモデル化

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 $\mu$ を設け、それぞれ次式により得られるものとした。

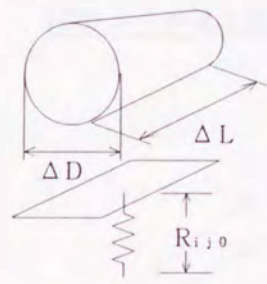
$$k_n = \frac{\bar{E} \times \Delta D \times \Delta L}{R_{y0}}, C_n = 2h\sqrt{mk_n}, k_s = sk_n$$

$$C_s = 2h\sqrt{mk_s}, \mu = \tan \phi \quad \dots \dots \dots (3-1)$$

ただし、 $\bar{E}$ : 砂要素の仮想弾性係数,  $\Delta D$ : 要素の投影長,  $\Delta L$ : 要素の有効奥行き,  
 $R_{y0}$ : 要素間距離,  $h$ : 減衰定数,  $m$ : 要素質量,  $s$ : 低減率,  $\phi$ : 内部摩擦角

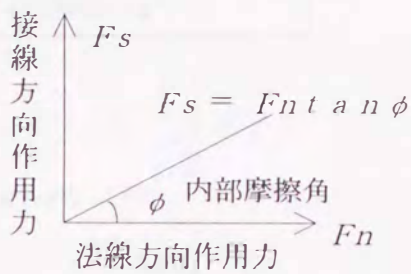
ここで $k_n$  は、要素の大きさの影響を受けないように、図3-11(a)に示すように定義することとした。したがって、 $k_n$  は砂の単位面積当たりの剛性（仮想弾性係数 $\bar{E}$ ）だ

けのパラメータになる。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3-11(b)に示すモール・クーロンの破壊基準に従ったスライダー $\mu = (\tan\theta)$ を各要素間に配置した。なお、図3-11(b)中の $F_s$ は接線方向ばね力、 $F_n$ は法線方向ばね力で、 $\phi$ 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<sup>7)</sup>・<sup>8)</sup>の解析手順に従い数値的に解くこととした。



$$k_n = \frac{E \times \Delta D \times \Delta L}{R_{rj0}}$$

(a)要素の法線方向ばね係数



(b)スライダーの滑動条件

図3-11 砂要素のばね係数のモデル化

## (2) 静的載荷実験のシミュレーション結果および考察

解析モデルは、高さ15.0 cm、幅37.0 cmの領域に直径1.0 cmの2次元の円筒要素を図3-12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に便宜上1cm/sとし、4秒間の挙動の再現を試みた)で貫入させることによって行い、貫入抵抗を鋼球

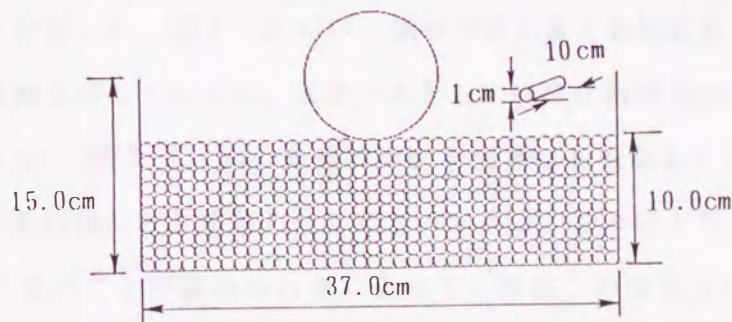
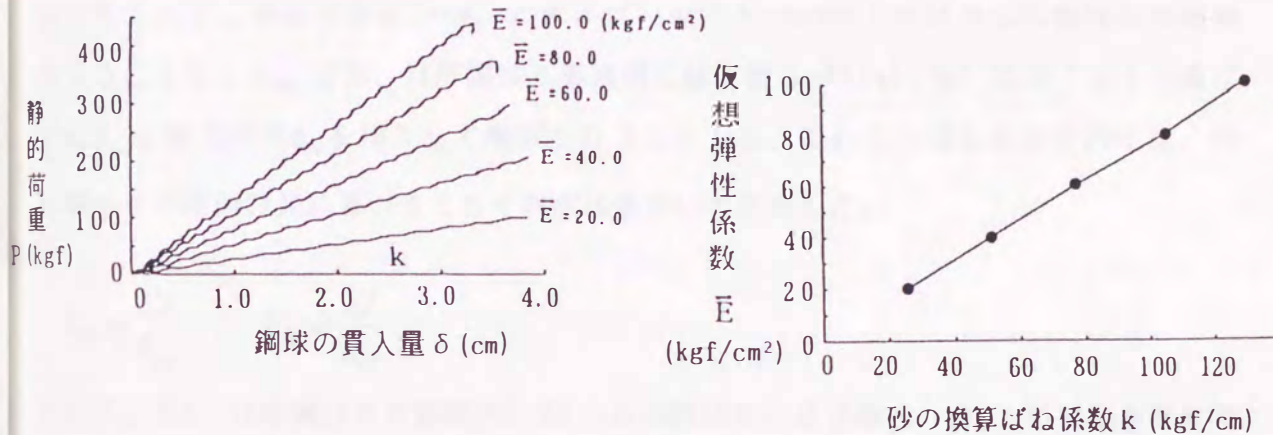


図3-12 静的載荷試験モデル

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10 cmとすることとした。計算に用いた諸定数の値を表3-3に示す。

表3-3 計算に用いた諸定数

|                      |                                |
|----------------------|--------------------------------|
| 砂要素の仮想弾性係数 $\bar{E}$ | 20.0~100.0 kgf/cm <sup>2</sup> |
| 接線方向低減率 $s$          | 0.25                           |
| 砂要素間の内部摩擦角 $\phi$    | 30°                            |
| 減衰定数 $h$             | 0.20                           |
| 砂要素の単位体積重量 $w$       | 0.0018kgf/cm <sup>3</sup>      |



(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3-13 静的載荷試験のシミュレーション結果

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  $20\text{kgf/cm}^2$  刻みの5通りについて計算した。図3-13(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にあることがわかる。また図3-13(b)は、図3-13(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、これらの間には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解析上の仮想弾性係数  $\bar{E}$  の値を縦軸から読

みとることができ、以後の衝撃応答解析はこれを使用することにより検討を行った。

### 3.3.2 落錘式衝撃実験のシミュレーション解析

#### (1) 衝撃応答解析の概要

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3-14に示すように、サンドクッションを3.3.1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3-15に示すような剛体円筒ばね要素（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3-15(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、これらのばね係数の決定は、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。

$$k_N = \frac{EA}{R_{y0}}, \quad k_M = \frac{EI}{R_{y0}} \quad \dots \dots \dots (3-2)$$

ここに、 $EA$ ：H形鋼はりの軸剛性、 $EI$ ：H形鋼はりの曲げ剛性、 $R_{y0}$ ：初期剛体要素間の距離

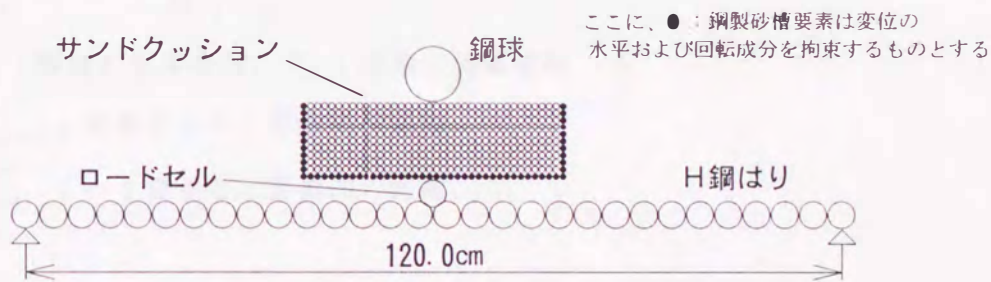
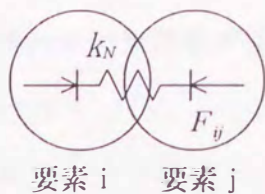
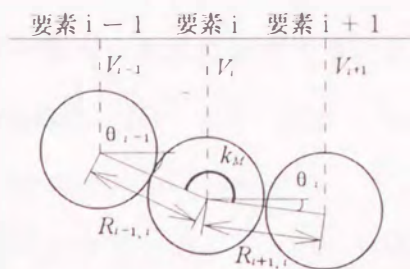


図3-14 DEMとRBSMを併用した解析モデル



(a) 軸方向ばねのモデル化



(b) 曲げばねのモデル化

図3-15 H形鋼はりの曲げばねと軸力ばね

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。

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

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

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、

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

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形鋼へ伝達される伝達衝撃力Pは、次式によって算定される。

$$P = \sum_{i=1}^n F_{y(i)} \quad \dots \dots \dots (3-4)$$

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。

$$U = U_N + U_M \quad \dots \dots \dots (3-5)$$

ただし、

$$U_N = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n k_N \Delta u_i^2 \quad \dots \dots \dots (3-6a)$$

$$U_M = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n k_M \tau_i^2 \quad \dots \dots \dots (3-6b)$$

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3-16に示す。

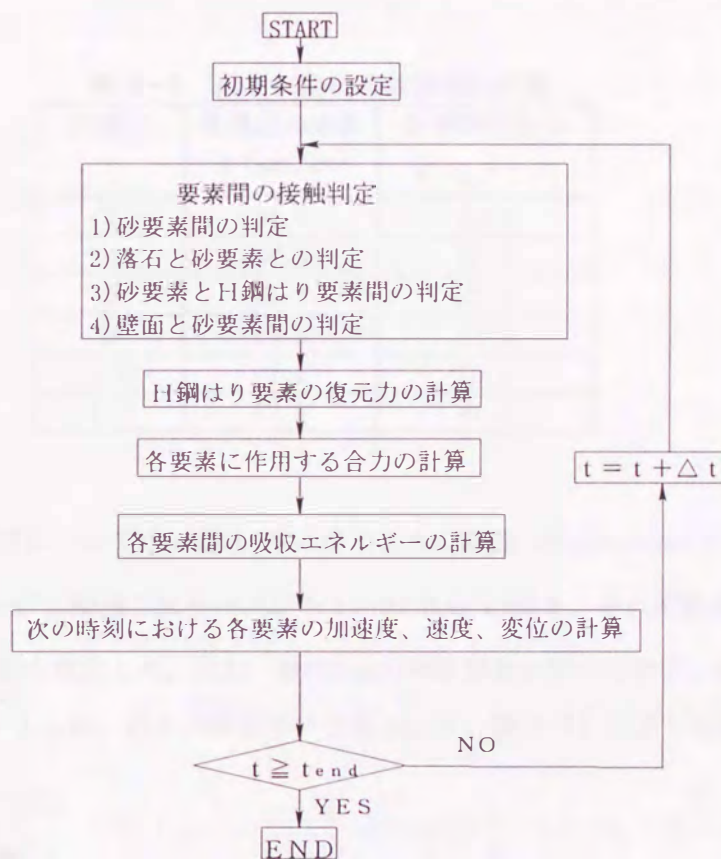


図3-16 個別要素法と剛体ばねモデルを併用した衝撃応答解析のフローチャート

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 method<sup>9)</sup>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) 室内衝撃実験のシミュレーション結果および考察

ここでは、表3-2の実験ケースの中で、砂槽1による偶数NOの6ケースを選択して衝撃実験に対するシミュレーションを試みた。解析に用いる砂要素間のばね係数は、図3-13(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3-4に示すような値を用いて、式(3-1)により決定した。

表3-4 解析に用いる仮想弾性係数

| 実験NO | 換算ばね係数<br>$k$ (kgf/cm) | 仮想弾性係数<br>$\bar{E}$ (kgf/cm <sup>2</sup> ) |
|------|------------------------|--|
| 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                                       |

一方、H形鋼はり要素については、図3-5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、それぞれ式(3-2)に代入することによりばね係数を決定した。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 $R_{y0} = 5.0\text{cm}$ とした。以上の解析データを用いて、図3-14に示した解析モデルを用いて衝撃応答解析を行った。

### (a) 減衰定数による影響

表3-5は、予め砂の減衰定数の影響を調べるために、 $\bar{E} = 20.0, 40.0, 60.0\text{kgf/cm}^2$ 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、本解析モデルの場合には、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。

表 3-5 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<br>$\bar{E}$ (kgf/cm <sup>2</sup> ) | 減衰定数<br>h | 鋼球の貫入量<br>$\delta$ (cm) | 最大伝達衝撃力<br>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              |

(b) 伝達衝撃力と伝達エネルギー

図 3-17(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 3-18(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。

$$U_{\text{exp}(t)} = \frac{1}{2} k x_{(t)}^2 \dots\dots\dots (3-7)$$

ここに、 $k = \frac{48EI}{L^3}$  ,  $x_{(t)} = \frac{L^2 \cdot \epsilon_{(t)}}{12 \cdot \left(\frac{H}{2}\right)}$  : 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 3-17(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 3-17(b), 18(b) は最も相違が大きい実験 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13kgf・cmであり、硬い砂（実験No. 10）のケースで約40kgf・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、本実験の場合には約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。

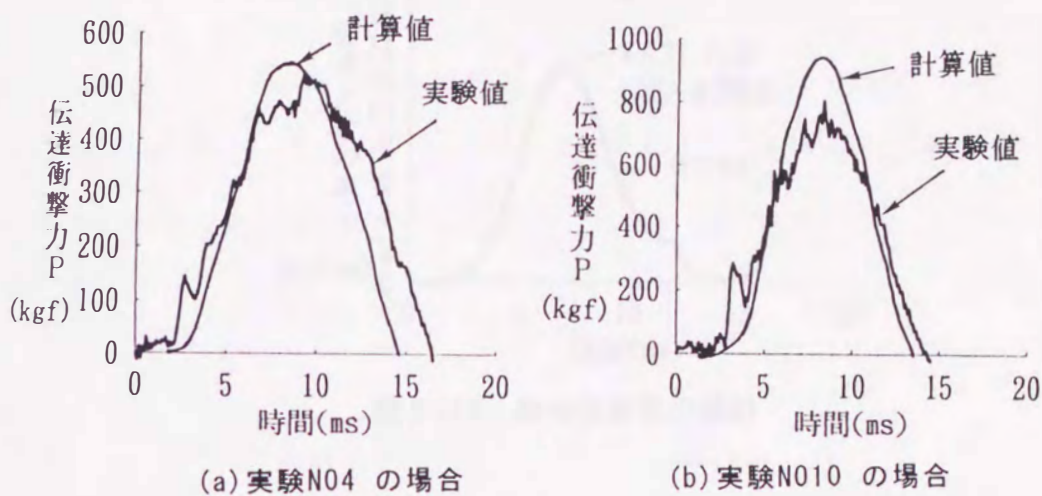


図 3-17 H形鋼はりへの伝達衝撃力の比較

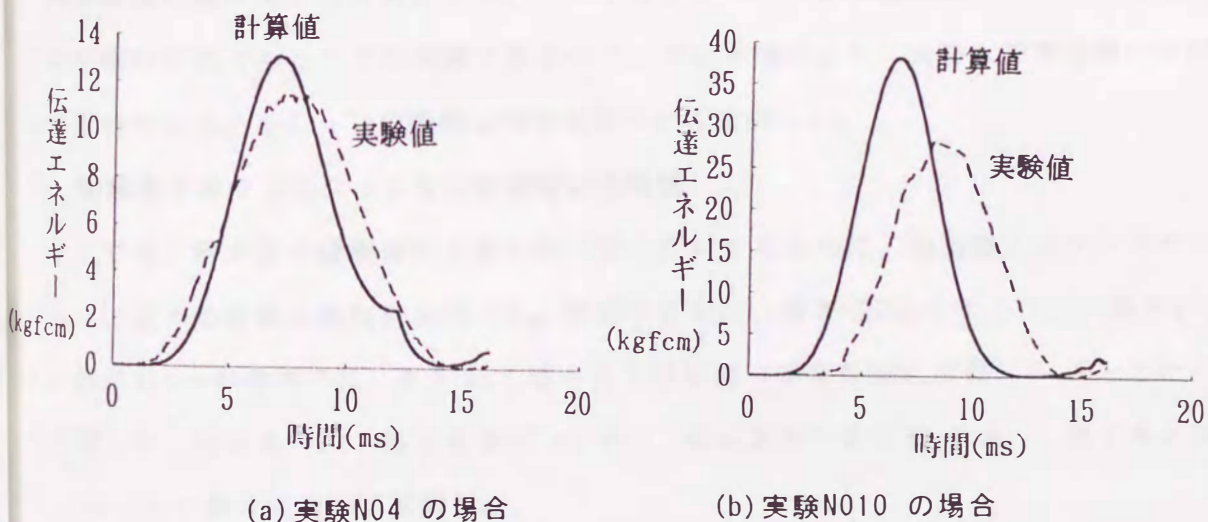


図 3-18 H形鋼はりへの伝達エネルギーの比較

次に、図 3-19は実験No. 4について、Multi-time step method を適用して計算した

結果と全ての要素に1種類の時間刻み ( $\Delta t = 10^{-6}$  (s),  $10^{-5}$  (s)の2ケースを検討した)を用いて計算した結果とを伝達エネルギー～時間曲線により比較したものである。この図より、 $\Delta t = 10^{-5}$  (s)の場合、H形鋼はりの応答が発散しており、時間刻みが大きすぎたものと考えられる。一方、Multi-time step methodによる値は、時間刻みを $\Delta t = 10^{-6}$  (s)とした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、本法が有用であることが確認された。

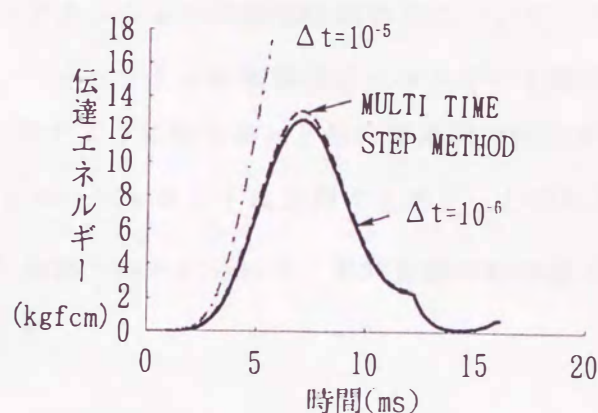


図3-19 解の収束性の検討

### (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検討した。

#### (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3-20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 $W = 1.0 \text{tf}$ (落石要素の直径91.2 cm)、落下高さは $H = 10.0 \text{m}$ の場合について検討した。

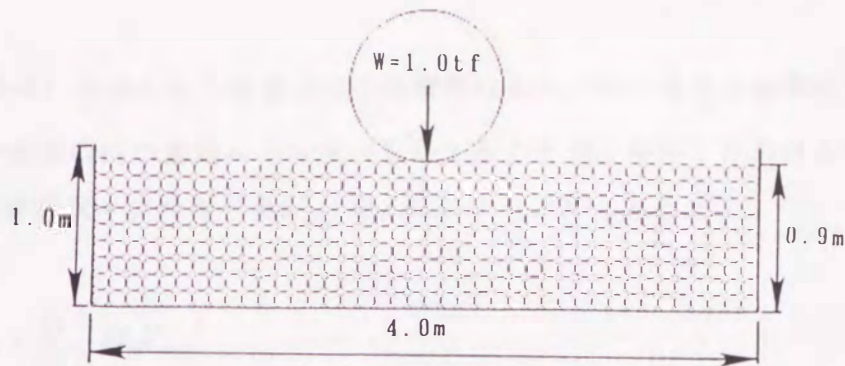


図 3-20 剛基礎上のサンドクッションの解析モデル

なお、ここではサンドクッションの衝撃緩衝効果について、エネルギー的観点からも検討するために、サンドクッションの衝撃吸収エネルギーを解析的に求めることとした。すなわち、図 3-21 に示すように砂要素  $m$  と他の要素間で吸収されたエネルギー量  $U_{m(t)}$  を、各要素間のばねとダッシュポットに作用する力  $F_{nm(t)}$  と相対変形量  $\Delta S_{nm(t)}$  との積として、要素の法線方向と接線方向とに分けて、各時刻歴毎に加算することにより次式を用いて計算することとした。

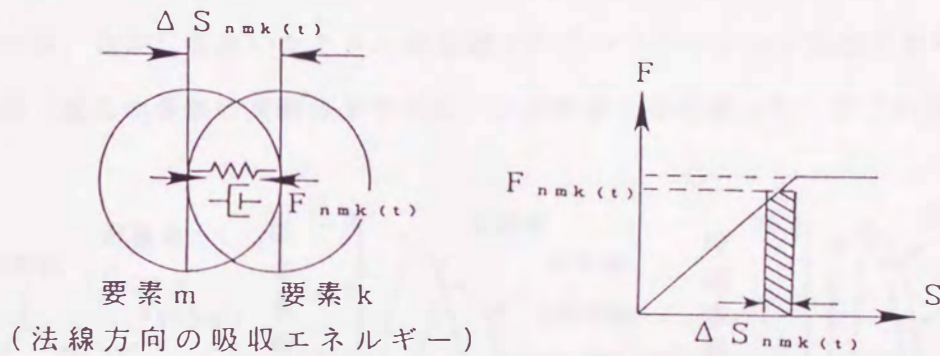


図 3-21 各要素間の吸収エネルギーの計算方法

$$U_{m(t)} = \sum_{i=0}^t \sum_{k=1}^j (F_{nmk(t)} \cdot \Delta S_{nmk(t)} + F_{smk(t)} \cdot \Delta S_{smk(t)}) \dots\dots\dots (3-8)$$

ここに、 $F_{nmk(t)}$  : 時刻  $t$  に要素  $k$  から要素  $m$  へ法線方向に作用する力、 $\Delta S_{nmk(t)}$  : 要素  $m$  と要素  $k$  との法線方向相対変位増分、 $F_{smk(t)}$  : 時刻  $t$  に要素  $k$  から要素  $m$  へ接線方向に作用する力、 $\Delta S_{smk(t)}$  : 要素  $m$  と要素  $k$  との接線方向相対変位増分、 $j$  : 要素  $m$  へ作用する要素数

よって、式(3-8)で得られた各要素間の衝撃吸収エネルギー量を全要素間について加算した上で、全要素の持つ運動エネルギーを加えることで、時刻 $t$ におけるサンドクッション全体の衝撃吸収エネルギー量 $U_{(t)}$ が次式により求められる。

$$U_{(t)} = \sum_{m=1}^n U_{m(t)} + \sum_{m=1}^n \frac{1}{2} M_m V_{m(t)}^2 \quad \dots\dots\dots (3-9)$$

ここに、 $n$ ：全要素数、 $M_m$ ：要素 $m$ の質量、 $V_{m(t)}$ ：要素 $m$ の時刻 $t$ における速度  
ただし、 $U_{m(t)}$ の計算では、重複がないように要素番号が $m < k$ のときのみ計算する。

ところで、実物大衝撃実験では砂の換算ばね係数に相当する基準パラメータが存在しないため、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その値を決定した。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力波形と計算値とがほぼ一致するような値を調べた。図3-22は、落石重量 $W = 1.0 \text{ tf}$ 、落下高さ $H = 10.0 \text{ m}$ 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)と実験値とを比較したものである。

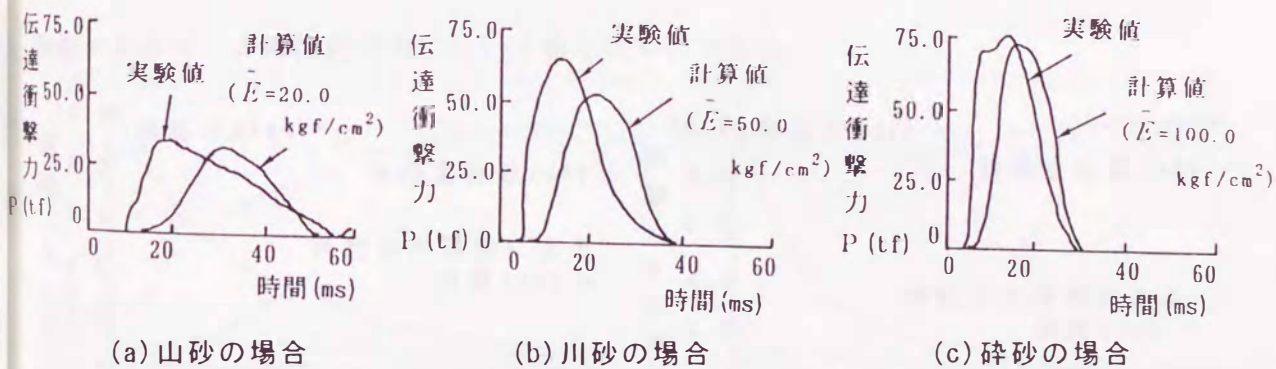


図3-22 伝達衝撃力～時間曲線の比較

これらより、山砂の場合は $\bar{E} = 20.0 \text{ kgf/cm}^2$ が、川砂は $\bar{E} = 70.0 \sim 80.0 \text{ kgf/cm}^2$ 程度が、また砕砂では $\bar{E} = 100.0 \text{ kgf/cm}^2$ 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3-23(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（衝突直後の瞬時的な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認められた。この結果は、文献5)において報告された結果とほぼ同じ傾向にある。

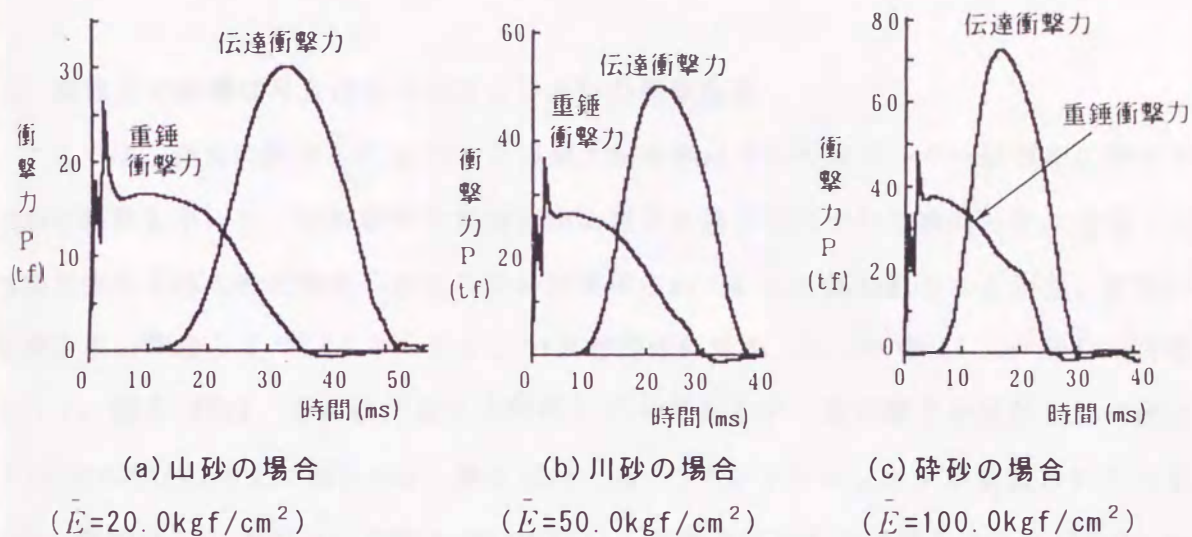


図-23 重錘衝撃力と伝達衝撃力の比較

さらに、砂要素の仮想弾性係数 $\bar{E}$ とサンドクッションの衝撃吸収エネルギー特性との関係について検討を行った。図3-24(a)および(b)は、それぞれ山砂と砕砂における衝撃エネルギーの時間的変化について示したものである。

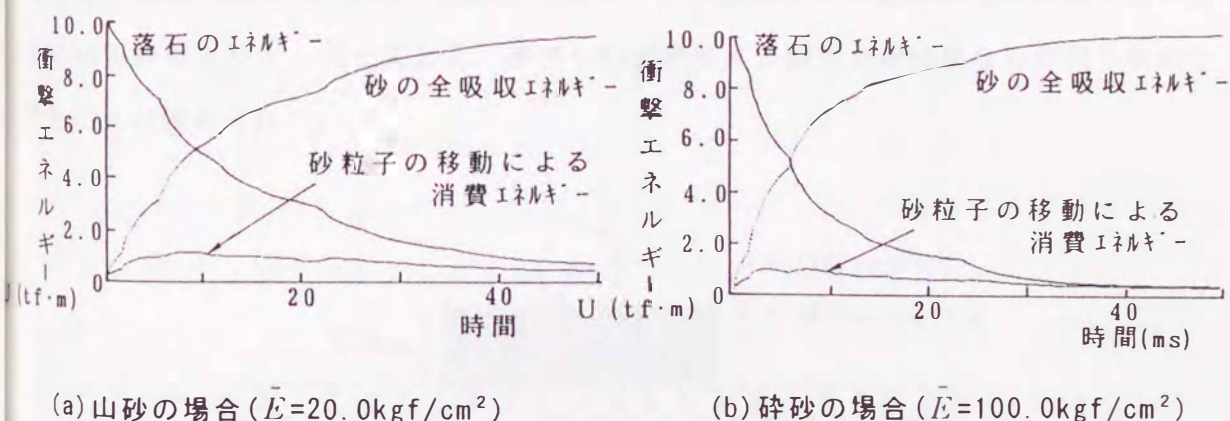


図3-24 落石とサンドクッション間のエネルギーの時間的変化

この図より、仮想弾性係数 $\bar{E}$ が大きい砂ほど落石の運動エネルギーの減少が早くなるこ  
とがわかる。すなわち、約10ms後には山砂( $\bar{E}=20.0\text{kgf/cm}^2$ )では50%程度のエネル

ギーを吸収するのに対し、砕砂( $\bar{E}=100.0\text{kgf/cm}^2$ )では70%ものエネルギーを吸収していることが認められ、砕砂の方が時間的にやや早くエネルギーを吸収することがわかる。この原因は、剛性が大きい砂ほど落石の貫入抵抗が大きいため、落石の貫入とともにより多くのエネルギーを消費させるためであると思われる。

#### (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、過去に榊谷ら<sup>3)</sup>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性について検討した。なお、当実験で使用された砂の粒度分布より砕砂が使用されていたと思われることから、前節の計算結果を考慮してサンドクッションの仮想弾性係数を $\bar{E}=100.0\text{kgf/cm}^2$ として計算を行う。図3-25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3.0m、厚さ90.0cm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170.0cm間隔で並列して設置されていることから、本解析では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170.0cmとして計算を行った。図3-26はスパンが12.0mのH鋼はりに、 $W=1.0\text{tf}$ 、落下高さ $H=10.0\text{m}$ 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3-23参照)と顕著に異なり、伝達衝撃力と重錘衝撃力の最大値の差が約30%程度と小さくなっており、榊谷らの実験結果と波形自体は異なるが同じ傾向を示すことが認められた。

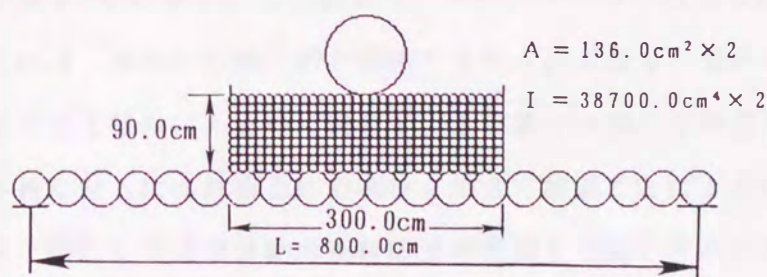


図3-25 実物大H形鋼はり実験に対する解析モデル

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ことが推察された。

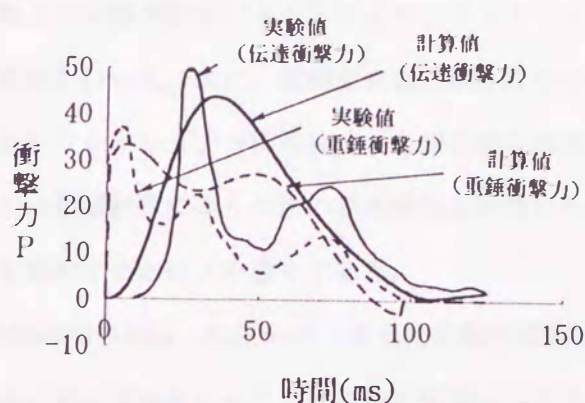


図 3-26 重錘衝撃力と伝達衝撃力の比較  
(スパン12mの場合)

表 3-6 エネルギー伝達率の比較

| 支間           | 8.0m | 10.0m | 12.0m |
|--------------|------|-------|-------|
| 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  |

最後に、H鋼はりの支間長が8.0m, 10.0m, 12.0m の3ケースのエネルギー伝達率について計算した値と、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 3-6 に示す。この表より、スパンが小さいほど実験値と計算値が良く一致する。これは、実際のH鋼主桁が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たため、支間長が長くなるにつれ桁全体の剛性を小さく評価することによるものと考えられる。したがって、本手法により実構造物の衝撃応答の推測を可能とするためには、構造物側の剛性の評価を適切に行う必要があることが認められた。



### 3.4 結 言

本章では、サンドクッションの衝撃応答特性を解析的に求めるために、種々の状態の砂に対して、まず室内静的実験および衝撃実験を行うことにより、サンドクッションの解析上のばね係数の決定方法について検討を行った。次に、個別要素法と剛体ばねモデルを併用した解析を行うことにより、落石-サンドクッション-構造物の3者間の相互作用を同時に考慮した衝撃応答解析を行い、いくつかの数値計算により本法の妥当性と応用性について検討したものである。ここで得られた成果を要約すると以下の通りである。

(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実験を行って、砂の静的換算ばね係数を決定することにより、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) 静的載荷実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ことがわかった。

(3) 個別要素法と剛体ばねモデルを併用した解析により、H形鋼はりへの伝達衝撃力および伝達エネルギーを推定しう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5)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) サンドクッションの衝撃エネルギーの吸収特性を調べると、砕砂の方が山砂よりも時間的に早くエネルギーを吸収することが認められた。

(7) 実物大のH形鋼はりへのエネルギー伝達率の計算値は、支間長が短い間はほぼ実験値をシミュレートできるが、長くなるにつれて実験値との差が大きくなる結果が得られた。これについては、実物大の構造物の剛性の評価方法をさらに検討すれば改善されるものと考えられる。

### 第3章 参 考 文 献

- 1) 吉田博、榎谷浩、鈴木哲次：敷砂上の落石の衝撃加速度と衝撃土圧に関する実験的研究，  
土木学会論文集，No. 352, pp. 61-70, III-2, 1984年12月
- 2) 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. 33A, pp. 571-583, 1987年 3月
- 3) 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. 36A, pp. 41-49, 1990年 3月
- 4) 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. 39A,  
pp. 1587-1597, 1993年 3月
- 5) 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
- 6) 岸徳光、吉田紘一、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. 34A, pp. 817-826, 1988年 3月
- 7) 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
- 8) 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. 38A, pp. 1467-1476, 1992年 3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

## 第4章 PCはり部材の耐衝撃性能に関する実験的検討

### 4.1 緒言

現在、全国の落石覆工の約60～70%をPC落石覆工が占めていると言われている。これは、PC落石覆工が軽量でかつ高い剛性を有していることやプレキャスト部材を使用した短期施工が可能であるためである。ところが、平成元年7月に福井県越前海岸で発生したPC落石覆工の破壊事故<sup>1)</sup>により、その耐衝撃性能(特に変形性能の面において)について見直す必要があることが指摘され始めた。そこで、本章ではPC落石覆工の耐衝撃性について検討するために、まずPCはりとはRCはりとの静的載荷実験を行い、その静的な曲げ変形性能について比較・検討を行う。次に、PCはりに対する衝撃実験を実施し、PCはりの衝撃応答特性および破壊形態について検討する。ところで、PCはりにはPC鋼線の鋼材量や配置状況によって部材の強度や変形性能が大きく異なり、衝撃応答特性にも大きな影響を与えることが予想される。しかし、過去にRCはりの衝撃応答特性に関する研究は数多く行われているが、PCはりに関する研究はほとんど見受けられない。そこで、本章ではPCはりの衝撃応答特性に関する基礎的研究として、PCはりの鋼材指数(部材の許容圧縮力に対して、導入したプレストレス力の割合を示す)を基準パラメータとして、鋼材指数の異なる3種類のPCはりを製作し、その静的曲げ変形性能や衝撃応答特性および破壊形態に対する鋼材指数の影響についても検討する。

### 4.2 PCはりの静的載荷実験

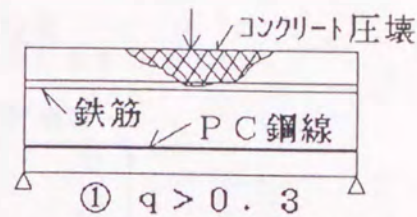
本実験では、PCはりの耐衝撃性能を評価するための目安となる静的な曲げ変形性能と破壊形態について考察する。一般にRC部材の場合には、鉄筋の降伏と同時にコンクリートも降伏するような断面の鉄筋比をつり合い鉄筋比と呼び、この値を用いて部材の破壊形態を引張鉄筋の降伏が先行するパターンとコンクリートの破壊が先行する脆性的な破壊パターンとに明確に分類されている<sup>2)</sup>。一方、PC部材の場合には、PC鋼線が鉄筋のような明確な降伏点を示さないため、厳密な意味でのつり合い鉄筋比に相当する指標は定義できない。したがって、次式に示す鋼材指数を用いて、図4-1に示すような破壊形態の分類がなされることがある<sup>3)</sup>。

$$q = P_p \cdot \left( \frac{\sigma_p}{\sigma_{ck}} \right) \dots\dots\dots (4-1)$$

すなわち、破壊形態の分類として

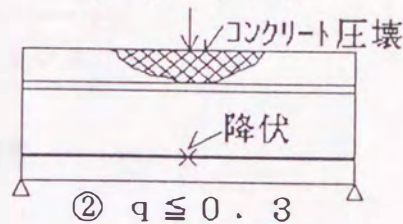
①鋼材指数が比較的大きい場合 ( $q > 0.3$ )

PC鋼線が降伏する前に、圧縮側コンクリートが圧壊するパターン。変形性能が少なく、破壊の予測が困難なため望ましくない形態である。



②鋼材指数が比較的小さい場合 ( $q \leq 0.3$ )

PC鋼線が先に降伏し、部材が十分に変形した後に圧縮側コンクリートが圧壊するパターン。破壊の予測が可能であり、比較的に安全な破壊形態である。



③鋼材指数が極端に小さい場合

コンクリートは圧壊せず、曲げひび割れの発生と同時にPC鋼線が破断するパターン。部材の破壊は突然起こるため、非常に危険な破壊形態と言える。

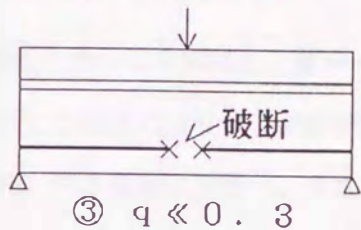


図4-1 PCはりの破壊形態

本実験では、PCはりの鋼材指数をパラメータとした実験を行い、PCはりの破壊形態や静的限界吸収エネルギー量に鋼材指数が与える影響について検討した。また、同じ曲げ耐力を有するように断面設計を行ったRCはりについても同様の実験を行い、PCはりともとの静的曲げ変形性能についても比較・検討を行った。

4.2.1 静的実験の概要

(1)実験装置

本実験では、衝撃実験と同じ荷重条件とするために、図4-2に示すように支点間距離220cmで支持した供試体上面中央部に、200tfアムスラー試験機を用いて荷重治具を介した1点荷重形式とした。荷重は荷重治具上のロードセルにより計測し、供試体の荷重位置の鉛直変位を供試体下面に設置した差動トランスにより計測した。また、図中に示す位置のひずみをひずみゲージにより計測した。

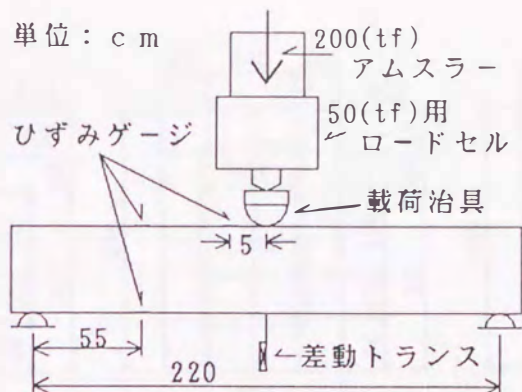


図4-2 静的载荷実験装置

(2) 供試体

供試体は、図4-3および表4-1に示すような6種類の断面のPCはり部材と、図4-4および表4-2に示すような3種類の断面のRCはり部材である。ここにPCはりは、鋼材指数により、PC-a( $q=0.378$ ), PC-b( $q=0.284$ ), PC-c( $q=0.189$ )の3種類に分類し、また各種ともに圧縮鉄筋量によって、さらに2種類に区別している。

一方、3種類のRCはりは、それぞれ鋼材指数の異なる3種類のPCはりと同じ静的曲げ耐力を有するように断面の決定を行った。各供試体の製作に使用した材料の諸元は表4-3に示すとおりである。

表4-1 PCはりの断面諸元

| 鋼材指数 $q$ | 供試体NO  | PC鋼線量( $\text{cm}^2$ )                                | 圧縮鉄筋量( $\text{cm}^2$ )                   |
|----------|--------|---|--|
| 0.378    | PC-a-1 | SWPR7A $\phi 12.4 \times 8$ (本)<br>$\Lambda_p = 7.43$ | D16 $\times 2$ (本)<br>$\Lambda_s = 3.97$ |
|          | PC-a-2 | SWPR7A $\phi 12.4 \times 8$ (本)<br>$\Lambda_p = 7.43$ | D19 $\times 3$ (本)<br>$\Lambda_s = 8.59$ |
| 0.284    | PC-b-1 | SWPR7A $\phi 12.4 \times 6$ (本)<br>$\Lambda_p = 5.57$ | D16 $\times 2$ (本)<br>$\Lambda_s = 3.97$ |
|          | PC-b-2 | SWPR7A $\phi 12.4 \times 6$ (本)<br>$\Lambda_p = 5.57$ | D19 $\times 3$ (本)<br>$\Lambda_s = 8.59$ |
| 0.189    | PC-c-1 | SWPR7A $\phi 12.4 \times 4$ (本)<br>$\Lambda_p = 3.72$ | D16 $\times 2$ (本)<br>$\Lambda_s = 3.97$ |
|          | PC-c-2 | SWPR7A $\phi 12.4 \times 4$ (本)<br>$\Lambda_p = 3.72$ | D19 $\times 3$ (本)<br>$\Lambda_s = 8.59$ |

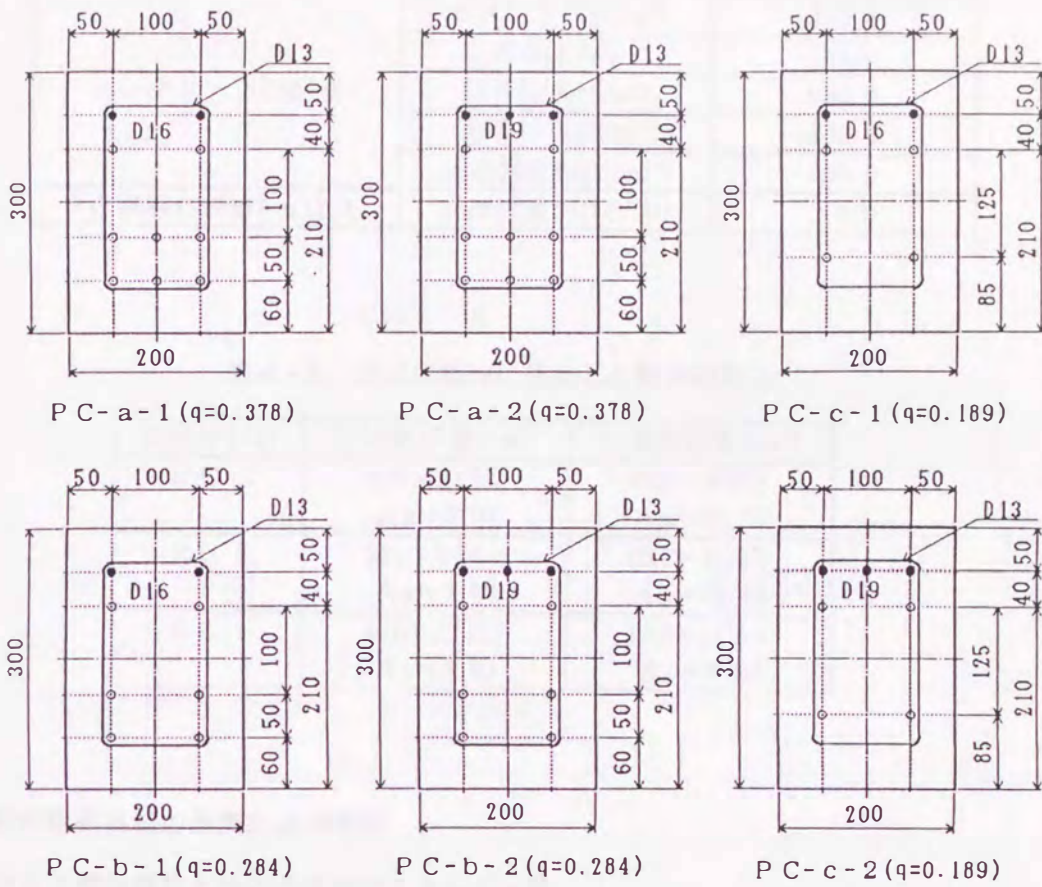


図4-3 PCはり供試体の断面

● : 鉄筋  
○ : PC鋼線(SWPR7A  $\phi 12.4$ )

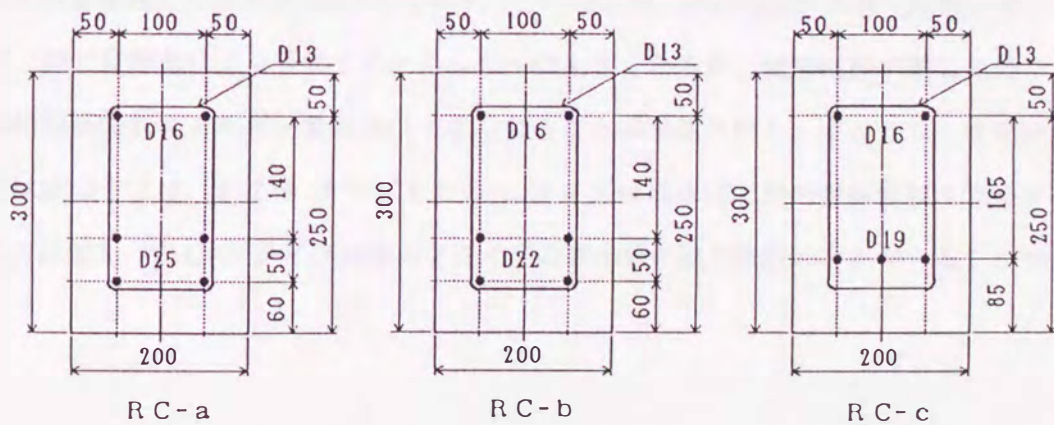


図4-4 RCはり供試体の断面

表 4-2 RCはりの断面諸元

|                     |                            |        |
|---------------------|----------------------------|--------|
| コンクリートの配合           | 水セメント比                     | 0.32   |
|                     | セメント(kgf/m <sup>3</sup> )  | 420.0  |
|                     | 水(kgf/m <sup>3</sup> )     | 134.0  |
|                     | 細骨材(kgf/m <sup>3</sup> )   | 668.0  |
|                     | 粗骨材(kgf/m <sup>3</sup> )   | 1233.0 |
|                     | 圧縮強度(kgf/cm <sup>2</sup> ) | 600.0  |
| PC鋼線(SWPR7A φ 12.4) | 初期引張力(tf/本)                | 8.0    |

表 4-3 供試体製作に使用した材料の諸元

| 供試体NO | 圧縮鉄筋量(cm <sup>2</sup> )          | 引張鉄筋量(cm <sup>2</sup> )           |
|-------|----------------------------------|-----------------------------------|
| RC-a  | D16×2(本)<br>A <sub>s</sub> =3.97 | D25×4(本)<br>A <sub>s</sub> =20.27 |
| RC-b  | D16×2(本)<br>A <sub>s</sub> =3.97 | D22×4(本)<br>A <sub>s</sub> =15.48 |
| RC-c  | D16×2(本)<br>A <sub>s</sub> =3.97 | D16×2(本)<br>A <sub>s</sub> =3.97  |

#### 4.2.2 静的載荷実験の結果および考察

##### (1) PCはりの鋼材指数と静的限界吸収エネルギー量

図4-5は、鋼材指数をパラメータとしたPCはり部材の荷重～変位関係を示したものである。この図より、鋼材指数が大きな部材ほど曲げ耐力は大きくなるが、逆に終局変位は小さくなることが認められる。このときの荷重～変位曲線の面積を吸収エネルギーとし、変位と吸収エネルギーとの関係を整理した結果を図4-6に示す。この図より、鋼材指数が大きく剛性が高いPCはりほど、同じ変形量により吸収するエネルギーは大きくなるが、変形性能が著しく低下するため静的限界吸収エネルギー量自体は小さくなることが確認された。すなわち、本実験の3種類の供試体の中では、PC-bタイプとPC-cタイプはほぼ同じ静的限界吸収エネルギー量を示したのに対し、PC-aタイプは他の2タイプの約半分の限界吸収エネルギー量しか示さなかった。

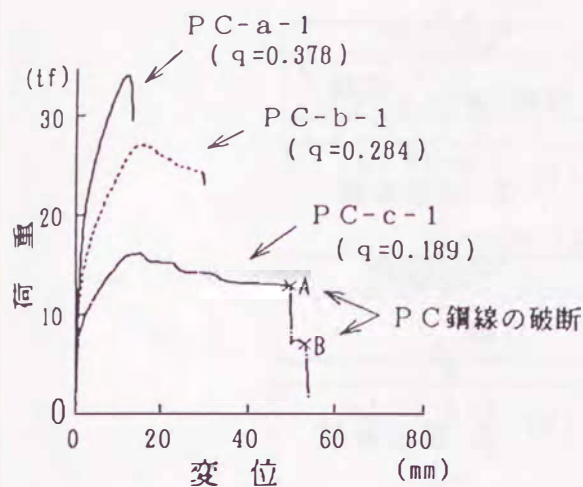


図4-5 鋼材指数の異なるPCはりの荷重～変位関係

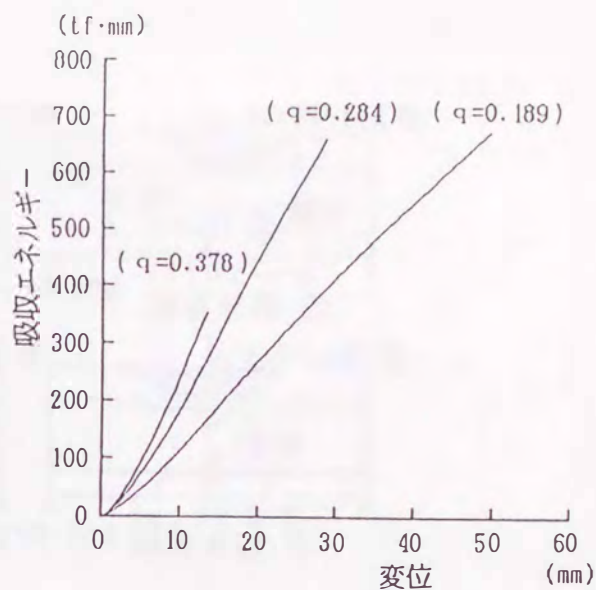


図4-6 鋼材指数の異なるPCはりの静的限界吸収エネルギー

(2) PCはりの鋼材指数と静的荷重による破壊形態

図4-7は、鋼材指数の異なる3種類のPCはりの破壊形態について比較した結果を示したものである。この図より、PC-aタイプはPC鋼線が明確に降伏する前に圧縮側のコンクリートが圧壊する破壊形態①(図4-1参照)を示したのに対し、PC-bタイプはPC鋼線が降伏し、はりが十分に変形した後に圧縮側のコンクリートが圧壊する破壊形態②を示した。一方、PC-cタイプは、圧縮側のコンクリートにはあまり変化が見られないうちに曲げひび割れが部材下面から進展し、急激にはりの変形が増加した後にPC鋼線が突然破断する破壊形態③を示した。

(1), (2)の考察から、静的限界吸収エネルギー量および破壊形態の両面から判断すれば、PCはりの理想的な鋼材指数が決定できるものと考えられ、本実験の3種類の供試体の場合には、PC-bタイプが最も理想的な部材であることが認められた。



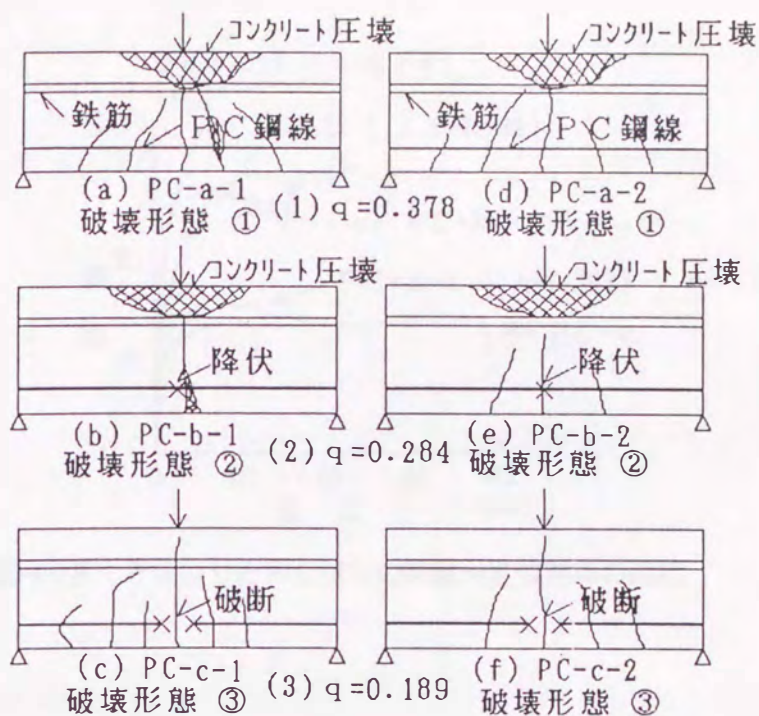


図4-7 PCはりの破壊形態と鋼材指数との関係

### (3) RCはりとPCはりとの静的限界吸収エネルギー量の比較

図4-8は、同じ曲げ耐力を有するRCはりとPCはりとで、荷重～変位関係について比較した結果である。この図より、PCはりの方がわずかに初期剛性が大きい、変形性能は逆に小さくなるのが認められる。この原因として、

#### ①最終的に圧縮側が破壊する部材 (PC-a, PC-bタイプ) の場合

PCはりの圧縮側コンクリートには予めプレストレスが作用しているため、それだけコンクリートの圧壊がRCはりに比べて早くなる傾向にある。

#### ②最終的に引張側が破壊する部材 (PC-cタイプ) の場合

PC鋼線の方が鉄筋に比べて伸び能力で劣ることから、引張域に配置されたPC鋼線の破断が比較的早く生じること。

等が考えられる。したがって、同じ静的曲げ耐力を有することを条件として断面設計を行った場合、一般にはRCはりの方がPCはりに比べて変形性能では優れる可能性が高いものと思われる。

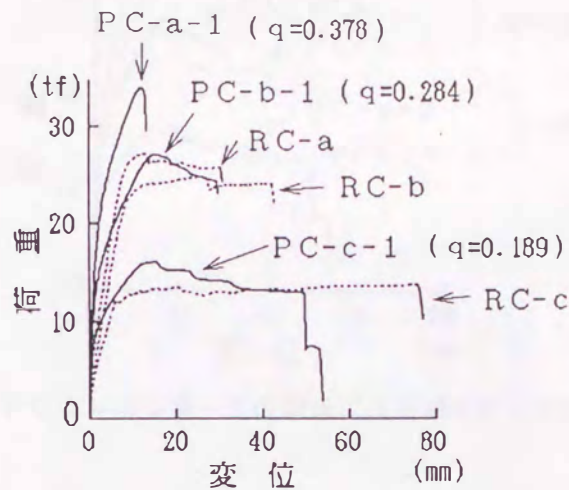


図4-8 PCはり と RCはりの荷重～変位関係の比較

なお、PCはりにおいても

- ①の破壊パターンを示す部材の場合、スターラップ等の横拘束筋を十分に配置すること
- ②の破壊パターンを示す部材の場合、引張鉄筋を十分に配置する(本供試体は、基礎的検討を行うためにあえて引張鉄筋を配置しなかったが、落石覆工に用いられるPC部材には、一般に引張鉄筋が配置されている)こと等の対策により、RCはりと同程度の変形性能を有するように改善することは十分に可能であるものと考えられる。

(4) PCはりの静的限界吸収エネルギー量と圧縮鉄筋量との関係

図4-9は、鋼材指数が異なる3種類のPCはりについて、圧縮鉄筋量をパラメータとした荷重～変位関係を示したものである。この図から、必ずしも圧縮鉄筋量が多いほど変形性能が大きくなるわけではないことが認められる。すなわち、圧縮側コンクリートが圧壊する破壊形態を示したPC-aタイプおよびPC-bタイプは、圧縮鉄筋により圧縮側コンクリートが補強されるために終局変位は大きくなるが、PC鋼線の破断による破壊形態を示したPC-cタイプの場合には、逆に引張側のPC鋼線の負担が増すことにより終局変位が小さくなること明らかとなった。

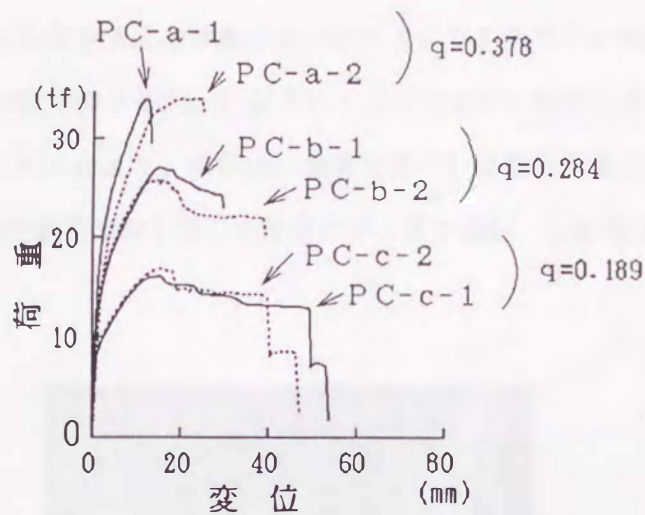


図4-9 PCはりの荷重～変位関係に圧縮鉄筋がおよぼす影響

### 4.3 PCはりの衝撃载荷実験

前節で、PCはりの静的挙動特性と鋼材指数との関係について、RCはりとの比較を行いながら考察した。ここでは、PCはりの衝撃载荷実験を行い、衝撃応答特性と鋼材指数との関係について考察するとともに、鋼材指数がPCはりの衝撃荷重による破壊形態を知るための目安となりうるか検討した。

#### 4.3.1 衝撃载荷実験の概要

本実験は、重錘の衝突を受けたときのPCはりの衝撃応答特性と鋼材指数との関係について検討するものである。図4-10および写真4-1に示すように、静的実験と同様に支点間距離220cmで両端を単純支持した供試体の上面中央部に、重量 $W=400\text{kgf}$ の重錘を衝突速度 $V=8.0\text{m/s}$ で衝突させた。

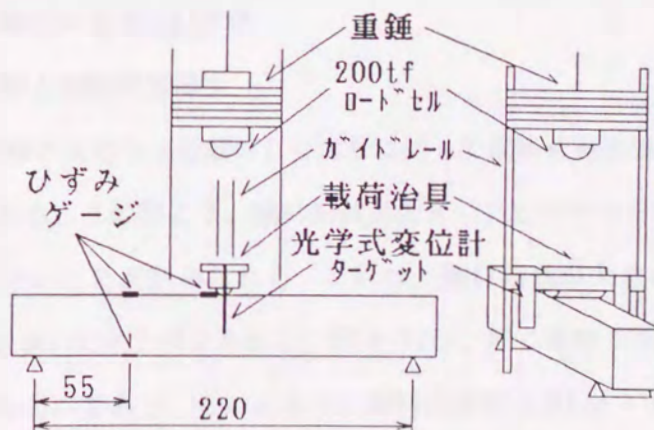


図4-10 落錘式衝撃载荷実験装置

なお、本実験では荷重にともなう支点の移動および跳ね上りを防止するために、供試体を上方からナイフエッジ状の棒鋼で押さえた。計測方法として、重錘の衝突による発生衝撃力を重錘下部に取り付けたロードセルにより、供試体の荷重位置の鉛直変位を光学式変位計により計測した。なお、供試体は静的荷重実験と同じ6種類のPCはり(図4-3参照)を用いた。

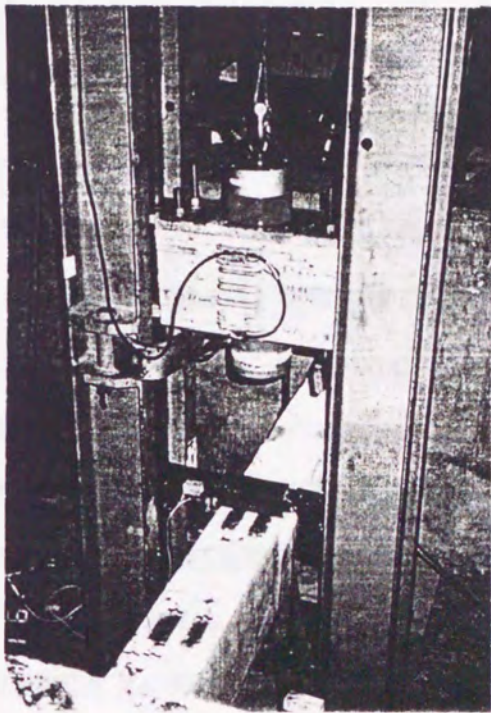


写真4-1 落錘式衝撃荷重実験装置

#### 4.3.2 衝撃荷重実験の結果および考察

##### (1) PCはりの鋼材指数と衝撃応答特性

図4-11は、鋼材指数の異なる3種類のPCはりに対して衝撃荷重実験で得られた荷重～時間曲線を示したものである。この図より、鋼材指数が大きいPCはりほど衝突直後の瞬間的な荷重の立ち上がり大きいことが認められる。これは、鋼材指数が大きい部材ほど剛性が高く、重錘に対する反力も大きいためと考えられる。図4-12は、同じ実験で得られた荷重点の鉛直変位～時間関係を示したものである。この図より、鋼材指数が大きいPCはりほど応答変位が小さく、また最大応答値を示す時間もわずかながら早くなることが認められる。なお、PC-aタイプおよびPC-bタイプの実験では、重錘が衝突した後にリバウンドする現象が見られ、特に

PC-a タイプにおいては著しかった。一方、PC-c タイプは、本実験で設定した重錘条件に  
 対してはりの剛性が不足していたものと思われ、振動することなくそのまま破壊された。

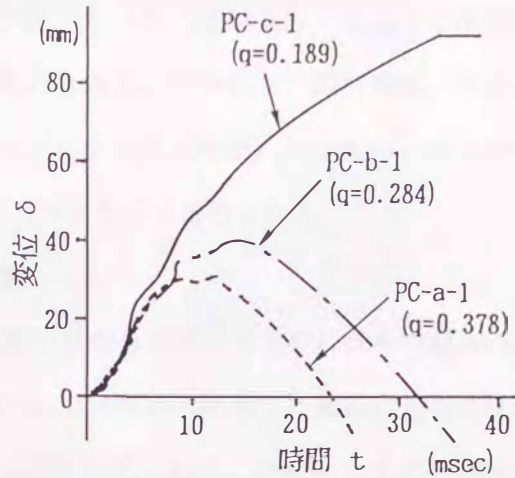
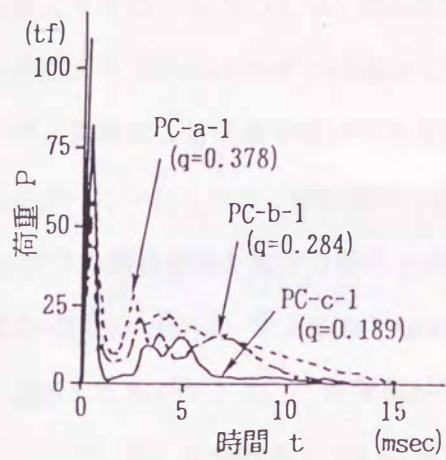


図4-11 衝撃実験で得た荷重～時間関係 図4-12 衝撃実験で得たPCはりの変位～時間関係

(2) PCはりの鋼材指数と応答吸収エネルギー量

図4-13は、前節で示した荷重～変位関係および変位～時間関係から時間軸を消去して得られ  
 た荷重～変位曲線である。この図より、鋼材指数の小さい部材ほど大きな変形量を示し、より  
 多くの衝撃エネルギーを吸収する傾向にあることが認められる。図4-14は、荷重～変位曲線の  
 面積を計算することにより得た吸収エネルギー量と変位との関係を示したものである。

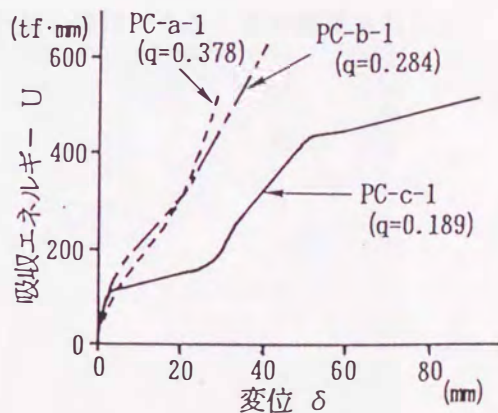
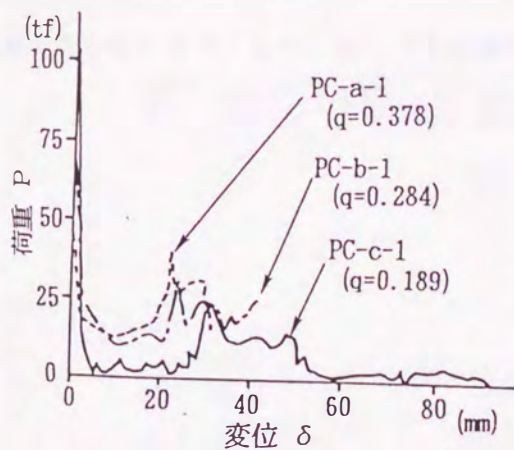
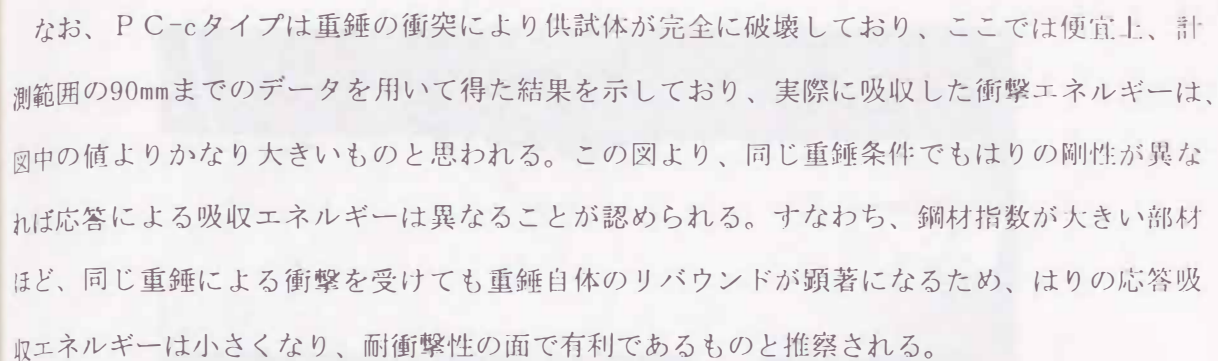
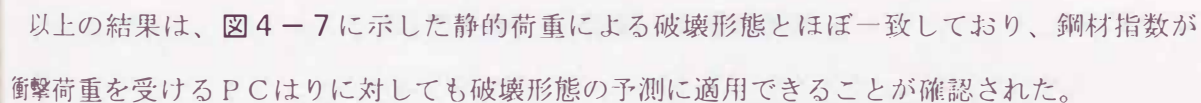


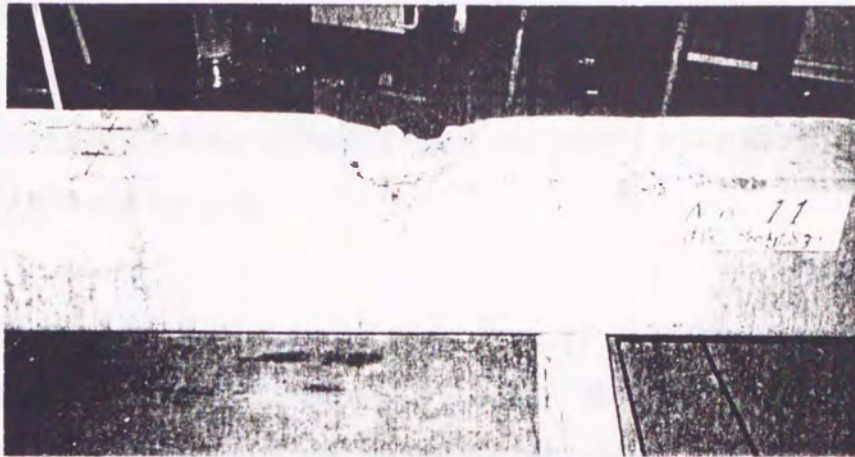
図4-13 PCはりの衝撃荷重～変位関係 図4-14 PCはりの応答吸収エネルギー～変位関係

なお、PC-cタイプは重錘の衝突により供試体が完全に破壊しており、ここでは便宜上、計測範囲の90mmまでのデータを用いて得た結果を示しており、実際に吸収した衝撃エネルギーは、中の値よりかなり大きいものと思われる。この図より、同じ重錘条件でもはりの剛性が異なれば応答による吸収エネルギーは異なることが認められる。すなわち、鋼材指数が大きい部材ほど、同じ重錘による衝撃を受けても重錘自体のリバウンドが顕著になるため、はりの応答吸収エネルギーは小さくなり、耐衝撃性の面で有利であるものと推察される。

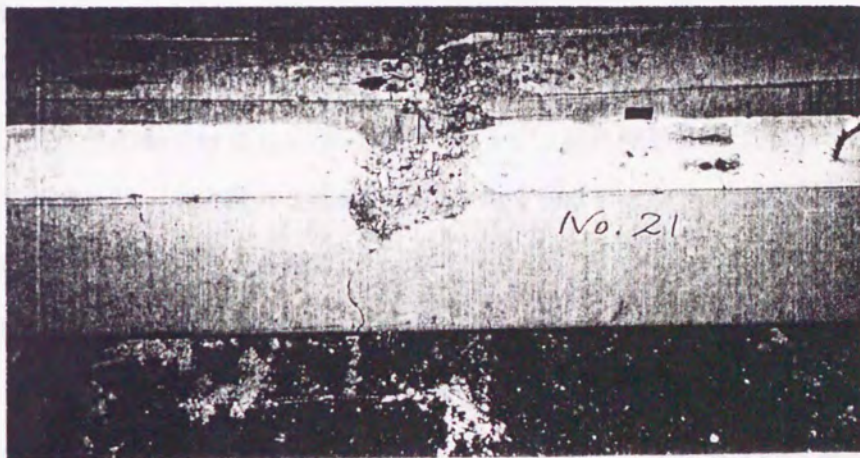
### (3) PCはりの鋼材指数と衝撃荷重による破壊形態

写真4-2(a)～(c)は、本実験終了後に鋼材指数の異なる3タイプのPCはりの載荷点近傍の状況を撮影したものである。この写真から、PC-aタイプの供試体には載荷点近傍の圧縮側コンクリートの一部に圧壊が生じているだけで残留変位も見られず、部材としての余剰耐力を有していることが確認された。次に、PC-bタイプは、PC-aタイプ同様に載荷点近傍の圧縮側コンクリートが圧壊しており、またわずかであるが残留変位が見られ、PC鋼線にも降伏が生じていることが認められた。一方、PC-cタイプは、圧縮側コンクリートの圧壊とともに最下段のPC鋼線が破断していることが確認され、部材の残留変形量も大きく、完全に破壊していることが認められた。したがって、PC-cタイプは、静的実験においては大きな静的限界吸収エネルギー量を示したが、衝撃実験においては部材の剛性が不足しているために、他の2種類のはりよりも衝突物のエネルギーをより多く吸収して破壊する結果となった。

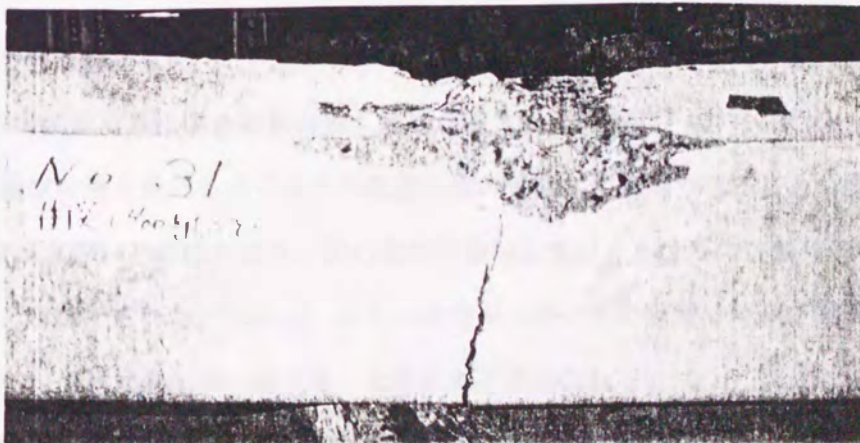
以上の結果は、に示した静的荷重による破壊形態とほぼ一致しており、鋼材指数が衝撃荷重を受けるPCはりに対しても破壊形態の予測に適用できることが確認された。



(a) PC-aタイプのはりの破壊状況



(b) PC-bタイプのはりの破壊状況



(c) PC-cタイプのはりの破壊状況

写真4-2 PCはりの衝撃実験後の破壊状況

#### 4.4 結 言

本章では、鋼材指数をパラメータとしたPCはり供試体について、静的実験および衝撃実験を行い、PCはりの変形性能および耐衝撃性能について検討した。本章の実験で得られた成果を要約すると以下のようなになる。

静的実験により得た結果として

- (1) 鋼材指数が大きな部材ほど曲げ耐力は大きくなるが、終局変位は逆に小さくなる。したがって、本実験で用いた供試体の中では鋼材指数が最も大きいPC-aタイプが静的限界吸収エネルギーは最も小さくなる結果が得られた。
- (2) 鋼材指数が最も小さいPC-cタイプは、静的限界吸収エネルギーについては比較的大きな値を示したが、その破壊形態は曲げひびわれが部材下面から急激に進展してPC鋼線が破断するものであり、安全性の面で好ましくない。したがって、静的限界吸収エネルギー量と破壊形態の両面から判断すれば、本実験の3種類の供試体の中ではPC-bタイプ ( $q=0.284$ ) が最も理想的な鋼材指数であるものと考えられる。
- (3) PCはりとはRCはりとは静的限界吸収エネルギー量を比較した結果、一般に同じ曲げ耐力を有するという条件であればRCはりの方が大きくなる可能性が高いことが認められた。これは、PCはりにはプレストレス力が作用している分だけ圧縮側コンクリートの圧壊が早まることと、PC鋼線が鉄筋よりも伸び能力の面で劣るためであると考えられる。

衝撃実験で得た結果として

- (4) PCはりの衝撃荷重による破壊形態も静的な荷重によるものとほぼ一致した。したがって、鋼材指数が衝撃荷重を受けるPCはりの破壊形態の予測にも適用できることが認められた。
- (5) 鋼材指数が大きいPCはりほど、同じ重錘の衝突を受けてもはりの応答吸収エネルギーは小さくなることが認められた。これは、はりの剛性が大きいため重錘に対する衝撃反力も大きくなり、重錘への反射エネルギーも大きくなるためと考えられる。
- (6) 鋼材指数が小さいはりほど、大きな変形量を示すとともにより多くの衝撃エネルギーを吸収する傾向にある。本実験の場合、PC-cタイプは重錘条件に対して剛性が不足していたために90mm以上の変形量を示し、振動することなく完全に破壊した。



以上のことから、PCはりの耐衝撃性能について検討を行うには、静的な限界吸収エネルギー量だけでなく重錘とはりとの動的相互作用を考慮することにより、重錘の衝突を受けたときの応答吸収エネルギー量についても調べる必要があることが認められた。

#### 第4章 参 考 文 献

- 1) 川上英男：ロックシェットの崩壊機構，コンクリート工学年次論文報告集，1990，pp. 701～706
- 2) 大塚浩司、庄征美、外門正直、原忠勝：鉄筋コンクリート工学 限界状態設計法へのアプローチ  
技報堂出版
- 3) 渡辺明、藤井学、小林和夫：プレストレストコンクリートの力学，p. 51，技報堂出版