

# PC落石覆工の耐荷力評価と安全性照査法に関する研究

園田佳巨\*・石川信隆\*\*・園田恵一郎\*\*\*・  
太田俊昭\*\*\*\*

本研究は、PC落石覆工の耐荷力評価と安全性照査方法について解析的に考察したものである。まず最初に、PC落石覆工全体系（落石—サンドクッション—落石覆工）の衝撃応答解析法として、個別要素法と剛体ばねモデルを併用した方法を提示した。次に、落石条件を徐々に厳しくしながら応答解析を行い、PC部材断面が終局モーメントに達したときをPC落石覆工の破壊とみなすことにより、その耐荷力評価を行った。さらにエネルギーの観点に基づく安全性の照査法として、エネルギー基準による3種類の方法を提示し、各手法の妥当性について実物大PC落石覆工を対象に数値的に検討を試みた。

**Key Words** : rock-shed, safety check, impact response analysis, load carrying capacity

## 1. 緒言

1989年7月、大規模な岩石の崩落による落石覆工の破壊事故<sup>1)</sup>が発生して以来、落石覆工の安全性に関する検討が様々な観点から行われてきた<sup>2)~4)</sup>。まず著者の一人の園田<sup>2)</sup>は、落石覆工の設計法に許容応力度法による1次設計のほかに耐震設計と同様に、エネルギー基準による安全性照査（2次設計）を追加すべきことを提案している。次に松葉ら<sup>3)</sup>は、実物大PC落石覆工の破壊実験を行い、設計荷重の約18倍になっても落石覆工が破壊しないことを確認している。また吉田ら<sup>4)</sup>も、鋼製落石覆工の設計にエネルギー基準による限界状態設計法を採用すべきことを提言している。著者ら<sup>5)</sup>も、これまで3質点系モデルによるエネルギー基準を用いて、鋼製およびRC製の落石覆工の安全性照査法について検討してきたが、落石条件がやや中規模なもの（ $W=3.0\text{tf}$ ,  $H=20.0\text{m}$ 以下）に限定されていたこと、落石覆工の解析モデルが3質点系という極めて簡単なモデルであったことなどの問題点があった。

本研究は、PC（プレストレストコンクリート）落石覆工を対象として、どの程度の落石規模（落石重量および落下高さ）にまで耐えられるかという耐荷力評価と、その安全性をどのように検討したら良いかという落石覆工の安全性照査法について解析的な検討を行うものである。

第一の落石覆工の耐荷力評価を行うために、まず落石—サンドクッション—落石覆工という全体の構造系の解析手法として、個別要素法（DEM）と剛体ばねモデル（RBSM）とを併用した一体化衝撃応答解析手法を提

示した。

次に、落石規模（落石重量と落下高さ）を徐々に大きくすることにより、どの程度の落石規模にまで耐えられるかを、実物大PC落石覆工の衝撃実験との比較によって、その耐荷力評価を行った。


第二の落石覆工の安全性照査は、エネルギー基準に基づいて行うものである。エネルギー基準とは、落石覆工の限界吸収エネルギーが落石の持つ運動エネルギーの中で落石覆工へ伝達されるエネルギーよりも大きければ安全とするものである。本研究では、落石覆工の限界吸収エネルギーの算定法について3つの方法を、また伝達エネルギーの算出法についても3つの方法をそれぞれ提示し、さらに安全性照査法として上記3つの方法をそれぞれ組み合わせ、実物大PC落石覆工を対象に解析的な検討を行い、合理的と考えられる照査法を提案した。

## 2. PC落石覆工の耐荷力評価法

### (1) PC落石覆工とサンドクッションの一体解析法

落石覆工の衝撃応答特性を知るには、落石—サンドクッション—落石覆工の三者の一体化した衝撃応答を考慮する必要がある。そこで、ここでは落石とサンドクッションを個別要素によって、またPC落石覆工を剛体ばねによってモデル化し、それらを一体化した衝撃応答解析を試みた。

#### a) PC落石覆工のモデル化

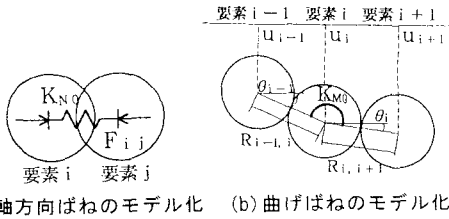
PC落石覆工を表わす要素として、ここでは、サンドクッションの個別要素（円要素）との接触判定を容易にするために、—1に示すように部材を円要素に分割し、要素間に軸方向ばね $K_{N0}$ と曲げばね $K_{M0}$ を有するような剛体ばねモデルを用いる。このモデルを用いた理由は、サンドクッションと構造物との全体系の解析を、通常の個別要素法のアルゴリズムを利用して簡易に行うためであり、PC部材断面内の状況を調べることはできないが、

\* 正会員 防衛大学校助手 土木工学科  
(〒239 横須賀市走水1-10-20)

\*\* 正会員 工博 防衛大学校教授 土木工学科

\*\*\* 正会員 工博 大阪市立大学教授 工学部 土木工学科

\*\*\*\* 正会員 工博 九州大学教授 工学部 建設都市工学科



(a) 軸方向ばねのモデル化 (b) 曲げばねのモデル化

図-1 落石覆工の軸方向ばねと曲げばね

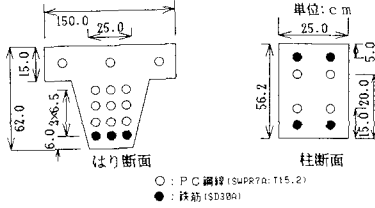
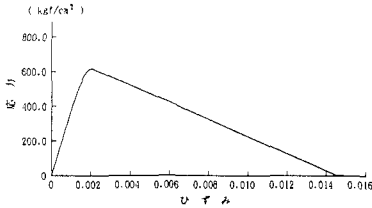
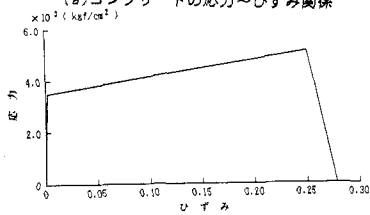


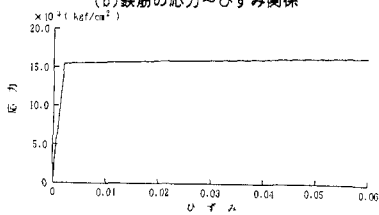
図-2 PC 落石覆工の部材断面



(a) コンクリートの応力～ひずみ関係



(b) 鉄筋の応力～ひずみ関係



(c) PC 鋼線の応力～ひずみ関係

図-3 各種材料の応力～ひずみ関係

構造物の応答を容易に求めることができるためである。

ここで、軸方向ばね  $K_{N0}$  は部材断面の諸元に基づき次式を用いて決定した。

$$K_{N0} = \frac{EA}{R_{i,j0}} \dots \dots \dots (1)$$

ここに、 $EA$ : PC 落石覆工のはりまたは柱部材の軸剛性、 $R_{i,j0}$ : 初期剛体要素間の距離。

一方、曲げばね  $K_{M0}$  については、断面分割法により曲げモーメント～曲率関係を求め、その傾きにより得ら

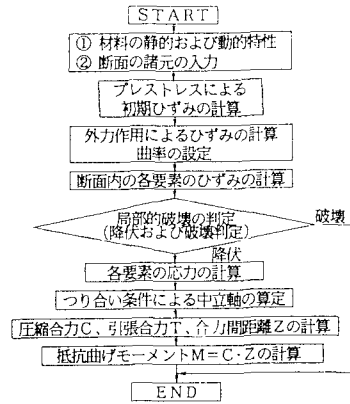


図-4 断面分割法の計算手順

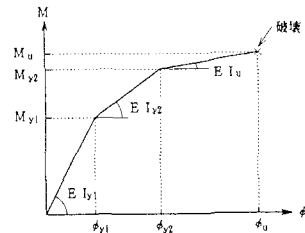


図-5  $M-\phi$  関係のモデル化

れる  $EI$  より次式を用いて決定した。

$$K_{M0} = \frac{EI}{R_{i,j0}} \dots \dots \dots (2)$$

例えば、図-2 に示すような実物大 PC 落石覆工の破壊実験<sup>3)</sup> に用いた T 型断面はりおよび矩形断面柱の試験体を対象とすると、曲げモーメント～曲率関係は以下のように算定される。まず、図-3 に示すような PC 部材を構成する各材料 (コンクリート、鉄筋、PC 鋼線) の応力～ひずみ関係を用いて、図-4 に示すような断面分割法<sup>6)</sup> の手順により  $M-\phi$  関係を求める。

その際、部材の断面内で圧縮合力と引張合力の力のつり合いが保てなくなるときを部材の破壊と定義し、そのときの曲率を終局曲率  $\phi_u$  とした。なお、柱部材については、死荷重の影響も初期圧縮ひずみとして考慮したうえで計算を行う。

以上の手順で求めた  $M-\phi$  関係を用いて、図-5 に示すようにモデル化したうえで、応答曲率が降伏曲率  $\phi_y$  を上回るときに部材の曲げ剛性の修正を行い、さらに終局曲率  $\phi_u$  に達したときに PC 落石覆工が破壊するものとみなした。ここで、図-5 中の  $\phi_{y1}$ 、 $\phi_{y2}$ 、 $\phi_u$  はそれぞれ鉄筋や PC 鋼線の降伏およびコンクリートの圧壊が断面内で発生したときの曲率として定義され、具体的には図-12 および表-1 のようになる。

したがって、隣接要素間に働く作用力  $N_i$ 、 $M_i$  は次式により表わされる。

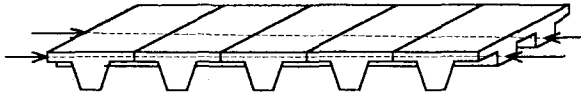


図-6 PC鋼線による横締め効果

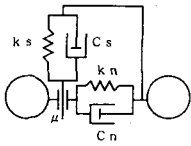


図-7 砂要素のモデル化

$$N_i = K_{N0} \times \Delta u_i \dots\dots\dots (3a)$$

$$M_i = K_{M0} \times \Delta \tau_i \dots\dots\dots (3b)$$

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

$$\theta_i = \frac{v_{i+1} - v_i}{R_{i,i+1}}, \theta_{i-1} = \frac{v_i - v_{i-1}}{R_{i-1,i}} \dots\dots\dots (3c)$$

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。

ところで、実際のPC落石覆工は図-6に示すように、一般に複数の主桁をPC鋼線により横締めして一体化することにより、荷重を直接受けない隣接桁も抵抗しうるような構造形式が採用されている。したがって、ここでは主桁1本当当たりの剛性による計算を行ったうえで、簡易に横締め効果を考慮できるように、次式のような横締めパラメータ  $\beta$  を用いて主桁の剛性を割増すこととした。

$$K_N = \beta \times K_{N0} \dots\dots\dots (4a)$$

$$K_M = \beta \times K_{M0} \dots\dots\dots (4b)$$

ただし、 $K_N$ 、 $K_M$  : 横締め効果を考慮した軸方向ばね係数および曲げばね係数、 $\beta$  : 横締めパラメータで、 $\beta \geq 1$  とする。

次に、PC落石覆工が吸収するエネルギー量は、各要素間の軸方向ばねと曲げばねとが蓄えるひずみエネルギーと各要素の運動エネルギーを加算することにより、次式に示すように算定される。

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

$$\text{ただし、} U_N = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n K_{Ni} \Delta u_i^2 \dots\dots\dots (5b)$$

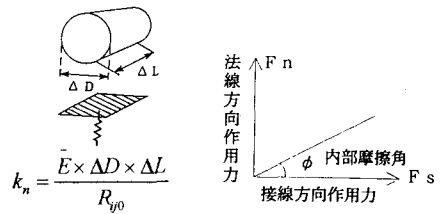
$$U_M = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n K_{Mi} \Delta \tau_i^2 \dots\dots\dots (5c)$$

$$U_E = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n m_i V_i^2 \dots\dots\dots (5d)$$

ここに、 $n$  : 全要素数、 $m_i$  : 要素  $i$  の質量、 $V_i$  : 要素  $i$  の速度

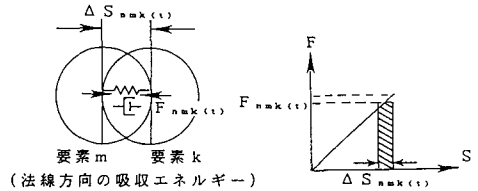
b) サンドクッションのモデル化

サンドクッションの応答計算には、個別要素法<sup>7)</sup>を適用する。すなわち、図-7に示すようにサンドクッショ



(a) 法線方向のばね係数 (b) スライダの滑动条件

図-8 砂要素のばね係数のモデル化



各要素の吸収エネルギーの計算方法

図-9 砂要素間の吸収エネルギーの計算方法

ンを個別要素にモデル化を行ったうえで、次式によりばね係数等を与えた。

$$\left. \begin{aligned} k_n &= \frac{\bar{E} \times \Delta D \times \Delta L}{R_{ij0}}, C_n = 2h\sqrt{mk_n}, \\ k_s &= s \times k_n, C_s = 2h\sqrt{mk_s}, \mu = \tan\phi \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

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、 $R_{ij0}$  : 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、 $k_n$ は図-8(a)に示すように、要素寸法が決まれば砂の単位面積当たりの剛性(仮想弾性係数 $\bar{E}$ )が基準パラメータとなる。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-8(b)に示すモール・クーロンの破壊基準に基づくスライダー  $\mu (= \tan\phi)$  を各要素間に配置した。なお、図-8(b)中の  $F_s$  は接線方向ばね力、 $F_n$  は法線方向ばね力を示す。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、通常の個別要素法の解析手順に従い数値的に解くこととした。

ここで、従来の個別要素法に新たにサンドクッションの吸収エネルギーを追加して求めることとした。すなわち、図-9に示すように砂要素  $m$  と他の接触要素との間で吸収されるエネルギー  $U_{m(t)}$  を、要素間のばねとダッシュポットに作用する力  $F_{m(t)}$  と相対変位量  $\Delta S_{m(t)}$  との積として、要素の法線方向と接線方向とに分けて、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。

$$U_{m(t)} = \sum_{i=0k=t}^i (F_{nmk(t)} \times \Delta S_{nmk(t)} + F_{smk(t)} \times \Delta S_{smk(t)}) \dots\dots\dots (7)$$

ただし、 $F_{nmk(t)}$  : 時刻  $t$  に要素  $k$  から要素  $m$  へ法線方

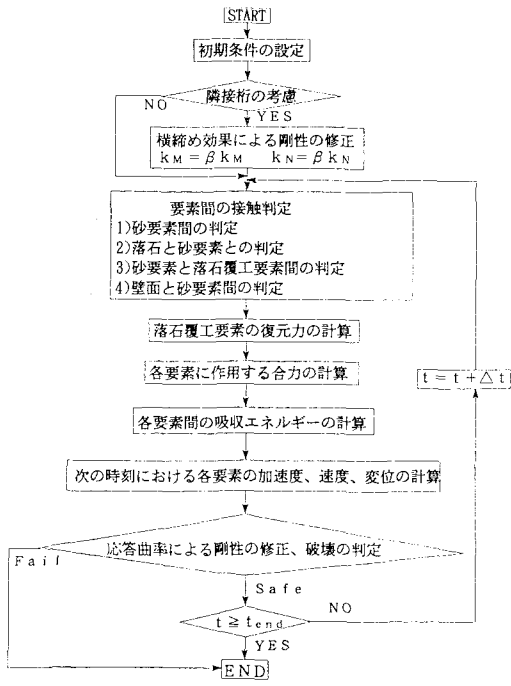


図-10 衝撃応答解析フローチャート

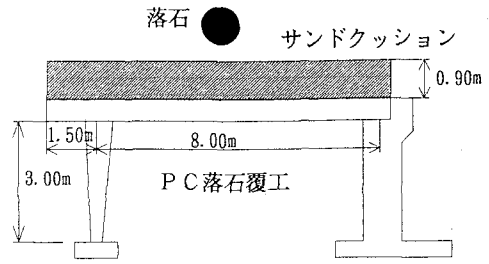


図-11 PC 落石覆工の構造寸法

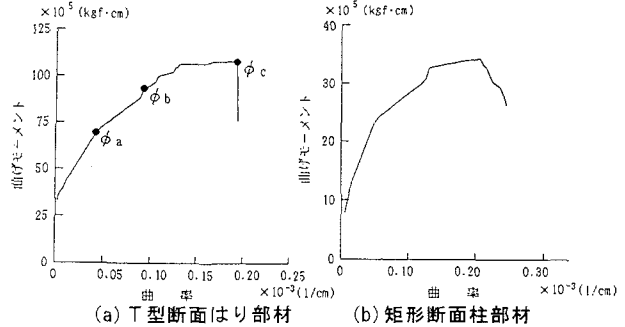


図-12 PC部材の M-φ 関係

向に作用する力,  $\Delta S_{mkt}(t)$ : 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  $m$  と接する要素数.

c) PC 落石覆工の一体化衝撃応答解析と耐荷力評価  
上記のような考え方を基に, サンドクッションと PC 落石覆工の一体化衝撃応答解析を行うには, 以下の手順を用いる.

- ① まず現時刻における, 砂要素間および落石覆工要素と砂要素間の接触判定を行う.
- ② 次に, 接触している要素間の力を全て計算し, 各要素に作用する合力を計算する.
- ③ PC 落石覆工要素については, 同一時刻の変形状況により軸力および曲げモーメントを計算し, ②で得られた力と加算することにより作用合力を計算する. なお, このとき同時に応答曲率の値を用いて, 要素の剛性の修正および PC 落石覆工の破壊の判定を行う.
- ④ 以上の手順で得られた合力をもとに, オイラー法を用いて次の時刻の加速度, 速度, 変位を全要素について求め, 次の時刻の計算に進む. 以上の解析手順を図-10に示す.

PC 落石覆工の耐荷力評価は, 以上の手順を用いて, 落石条件 (落石重量, 落下高さ) を徐々に増加させることにより, 落石覆工が破壊したときをもってその耐荷力とみなした.

(2) 数値計算例および考察

ここでは, 平成3年8月に日本サミコン (株) が実施した実物大の PC 落石覆工破壊実験<sup>3)</sup>を対象に衝撃応答解析を行った. 本試験体は, 現実にはスノーシェッド程度の断面を有するもので, 設計荷重は落石重量  $W=1$  tf, 落下高さ  $H=5$  m となっている. 構造寸法は図-11に示すとおりである.

a) PC はりおよび柱部材の M-φ 関係

図-12は, 図-2に示した実物大 PC 落石覆工のはりおよび柱部材について, 2.(1)a) で示した断面分割法を用いて計算した M-φ 関係である. 本計算による PC はり断面の降伏形態を図-13に示す. まず, 曲率  $\phi_a$  のとき最下段の引張鉄筋が降伏し, 次に曲率  $\phi_b$  のときに最下段の PC 鋼線が降伏し, 最後に曲率  $\phi_c$  に達したときに上縁のコンクリートが圧壊する結果が得られた. なお, この M-φ 関係を以後の衝撃応答解析に使用するために, 図-5に示すようなモデル化を行った. モデル化における各値は表-1に示すとおりである.

b) 設計荷重レベルの落石に対する応答状況

まず本法の妥当性を検証するために, 設計条件の落石 (重量  $W=1$  tf, 落下高さ  $H=5$  m) に対して, PC 落石覆工の衝撃応答解析を行った. 解析モデルは図-14に示すとおりである. 各要素の大きさは, 砂要素は半径 5 cm, 落石覆工側は, はり要素は半径 20 cm, 柱要素は半径 13 cm ~ 28 cm とした. なお, 実際の落石覆工では, 図-2に示したように PC 鋼棒を用いてはり と 柱 が 緊 結

表一 PC 部材の  $M-\phi$  関係 (図-5 の値)

	$M_{v1}(tf \cdot m)$	$M_{v2}(tf \cdot m)$	$M_u(tf \cdot m)$	$\phi_{v1}(1/cm)$	$\phi_{v2}(1/cm)$	$\phi_u(1/cm)$
はり部材	71.21	106.19	108.00	$0.046 \times 10^{-3}$	$0.130 \times 10^{-3}$	$0.192 \times 10^{-3}$
柱部材	23.44	32.77	34.36	$0.050 \times 10^{-3}$	$0.130 \times 10^{-3}$	$0.205 \times 10^{-3}$

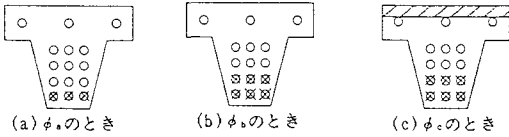


図-13 PC はり断面の降伏形態

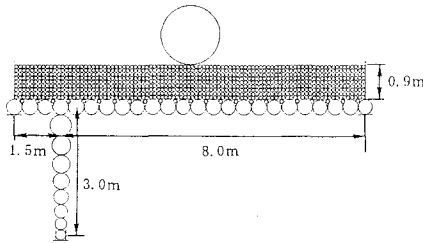


図-14 解析モデル

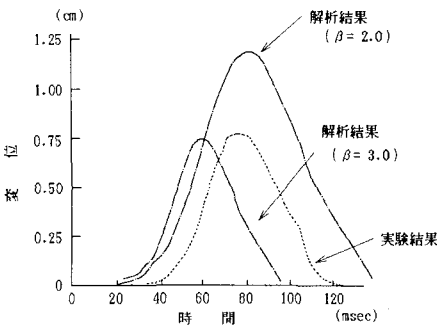


図-15 設計荷重レベルの落石に対する変位応答 ( $W=1tf, H=5m$ )

されている。そこで、この断面の  $M-\phi$  関係 (プレストレスを考慮した) を求めて、式 (3) のばね係数を決定することにより、はりと柱の結合部のモデル化を行った。また、砂要素間の仮想弾性係数については、過去に著者らが検討した結果<sup>9)</sup>から平均的な値として、 $\bar{E}=50.0 \text{ kgf/cm}^2$  を採用した。ここでは隣接桁の荷重分担効果を簡易に考慮する方法として主桁の剛性の割増しを行い、これが横締め効果に相当するものとして、 $\beta$  をパラメトリックに変化させて計算を行った。図-15は、落石の落下位置の主桁の応答変位について、 $\beta=2.0$  と  $3.0$  の計算値と実験結果<sup>9)</sup>との比較を行ったものである。この図より、横締めパラメータとして  $\beta=3.0$  程度を考慮すれば、実験値と一致することがわかる。一方、同一条件下の実験で得られた載荷桁の荷重分担率は約 30% と報告されており<sup>9)</sup>、横締めパラメータの値に換算すると、 $\beta=1/0.3=3.33$  が得られる。したがって、本実験 ( $W$

表二 落石の最大貫入量の比較

落石条件	計算値	実験値 (平均値)
$W=1tf$ $H=5m$	34cm	30cm
$H=10m$	39cm	37cm
$H=15m$	45cm	43cm
$H=20m$	51cm	48cm

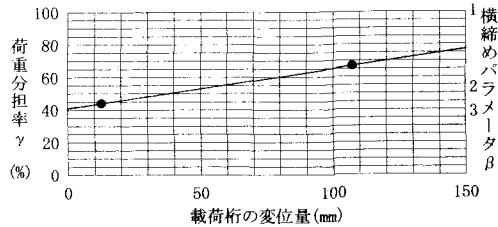


図-16 載荷桁の最大変位と荷重分担率

$=1tf, H=5m$ ) の場合には  $\beta=3.0$  程度とすれば PC 落石覆工の応答を概ね把握できる。また、1tf の重量の落石が衝突したときのサンドクッションに対する最大貫入量を、計算値と実験結果とで比較すると表-2 のようになる。この表より、計算値の方が実験値よりやや大きくなる傾向にあるが、ほぼ同じ値を示しており、落石側の挙動もほぼ把握できることが認められる。

c) 大規模な落石に対する PC 落石覆工の応答状況

ここでは、設計条件をはるかに上回る大規模な落石に対する応答について検討した。なお、落石の規模が大きくなり、PC 桁の損傷が大きくなるにつれて、PC 鋼線による横締め効果も失われるものと考えられる。そこで、ここでは表-3 に示すような、2種類の落石条件に対する主桁最大変位と載荷桁の荷重分担率との実験結果<sup>9)</sup>を用いて、主桁変位と荷重分担率との間には図-16 に示すような簡易な線形関係が成立するものと仮定した。

したがって、図-10 の手順と異なり、各時刻で応答変位から荷重分担率の変化を求め、横締めパラメータ  $\beta$  としては荷重分担率の逆数である以下の値を用いた。

$$\beta = 1/\gamma = -8.25 \times 10^{-3} \delta + 2.375 \dots \dots \dots (8)$$

ただし、 $\delta$ : 載荷桁の応答変位 (mm)

表-4 は、落石条件を徐々に厳しくすることにより PC 落石覆工の破壊判定を行い、その耐荷力評価を示したものである。この表より、落石重量  $W=5tf$ 、落下高さ  $H=10m$  まで耐えられる結果が得られ、エネルギー的観点から見ると設計レベル ( $W=1tf, H=5m$ ) の約 10 倍の落石規模の耐荷力を有することが認められた。実際の実験では、繰り返し衝撃を受けた主桁が重量  $W=5tf$ 、落下高さ  $H=20m$  で破壊していることから、本

表-3 載荷桁の荷重分担率と横締めパラメータ

荷重範囲	重錘重量 (tf)	落下高さ (m)	載荷桁の最大変位量 (mm)	載荷桁の荷重分担率 (γ)	横締めパラメータ (β)
設計域	1.0	10.0	12.8	0.44	2.27
破壊域	5.0	10.0	107.4	0.67	1.49

表-4 PC 落石覆工の耐力力評価

落石重量 W(tf)	落下高さ H(m)	衝撃応答解析による耐力力評価	
		最大応答曲率	終局曲率
1.0	10.0	$0.122 \times 10^{-3} \leq 0.192 \times 10^{-3}$	Safe
	20.0	$0.127 \times 10^{-3} \leq 0.192 \times 10^{-3}$	Safe
3.0	10.0	$0.130 \times 10^{-3} \leq 0.192 \times 10^{-3}$	Safe
	20.0	$0.139 \times 10^{-3} \leq 0.192 \times 10^{-3}$	Safe
5.0	10.0	$0.142 \times 10^{-3} \leq 0.192 \times 10^{-3}$	Safe
	15.0	$0.192 \times 10^{-3} \leq 0.192 \times 10^{-3}$	Fail

解析は安全側の評価を与えるが、適切な横締めパラメータ  $\beta$  を与えれば、安全性の概略評価には適用可能であるものと考えられる。

また図-17は、落石重量が  $W=5$  tf で、落下高さ  $H=15$  m のときの PC 落石覆工の破壊シミュレーションによる破壊状況を示したものである。これらの図より、まず最初に 52 ms で柱の上端部が塑性化し、最終的には 91 ms で衝突位置直下で PC はり部材が破壊する様子が認められる。なお、図中のサンドクッションの吸収エネルギーおよび落石覆工の吸収エネルギーは、それぞれ式 (7) および式 (5a) を用いて求めたものであり、それぞれの値を落石が衝突した瞬間に有していた運動エネルギーに対する割合で示している。図-17より、落石のエネルギーの約 76% をサンドクッションが吸収し、約 20% を落石覆工が吸収しているが、残りの約 4% を吸収する前に主桁の曲率が終局曲率に達して破壊することが認められる。

### 3. エネルギー基準による PC 落石覆工の安全性照査

前節では、実際に落石の衝突を受けたときの PC 落石覆工の衝撃応答解析を行い、破壊するまで落石条件を厳しくして耐力力評価を行ったが、ここでは、設計用のエネルギー基準による安全性照査について検討する。

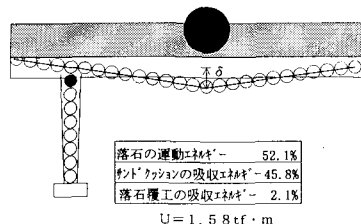
#### (1) エネルギー基準による安全性照査法の概要

##### a) エネルギー基準による安全性照査法

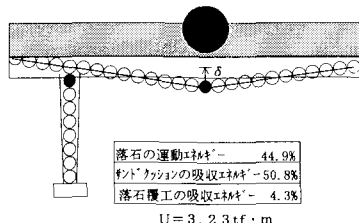
エネルギー基準による安全性照査とは、落石覆工が吸収可能な限界エネルギー  $U_A$  と落石の運動エネルギーの中で落石覆工へ伝達されるエネルギー  $\gamma_0 \times E$  とを比較するもので、次式によって表わされる。

$$U_A \geq \gamma_0 \times E \dots\dots\dots (9)$$

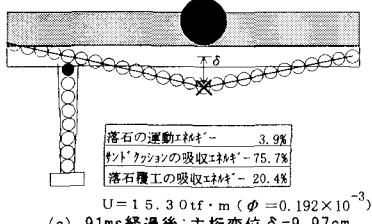
ただし、 $U_A$  : 落石覆工の限界吸収エネルギー、 $\gamma_0$  : エネルギー伝達率、 $E$  : 落石の運動エネルギー



(a) 52ms経過後:主桁変位  $\delta=2.76$ cm



(b) 58ms経過後:主桁変位  $\delta=3.98$ cm



(c) 91ms経過後:主桁変位  $\delta=9.97$ cm

図-17 PC 落石覆工の破壊状況 ( $W=5$  tf,  $H=15$  m) ●降伏 ×破壊

#### b) PC 落石覆工の限界吸収エネルギー $U_A$

落石覆工の限界吸収エネルギー  $U_A$  を求めるには、次の3つの方法が考えられる。すなわち、①静的弾塑性増分解析による方法、②著者の一人の園田が示した崩壊メカニズムによる方法<sup>2)</sup>、③一体化衝撃応答解析における破壊時の落石覆工の吸収エネルギーを求める方法の3通りである。まず①の静的弾塑性解析による方法では、PC 落石覆工を図-18に示すようなはり要素に置換し、各要素の剛性として曲げと軸力を考慮した。ここで、軸剛性および曲げ剛性については、先の衝撃応答解析と同様にそれぞれ式 (1)、式 (2) および図-5 による値を用いた。解析のフローチャートを図-19に示すが、弾塑性増分解析により各荷重ステップ毎に式 (10) に示す要素の応答曲率を計算し、表-1で設定した降伏曲率および終局曲率との比較を行い、要素の応答曲率が降伏曲率を上回るとき曲げ剛性の修正を行い、終局曲率を上回るとき PC 部材の破壊ひいては落石覆工の破壊とみ

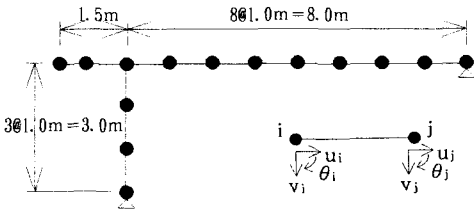


図-18 静的弾塑性解析モデル

なした。以上の要領で、PC 落石覆工が破壊するまで荷重を漸次増加させながら繰返し計算を行い、荷重載荷点における荷重～変位曲線の面積を計算し、その値を落石覆工の限界吸収エネルギーとした。なお、応答曲率  $\phi_i$  の増分は次式で表わされる。

$$\Delta\phi_i = \frac{\Delta M_i}{EI} = \frac{1}{EI} \left\{ \frac{6EI}{L_i^2} \Delta u_i + \frac{4EI}{L_i} \Delta\theta_i - \frac{6EI}{L_i^2} \Delta v_i + \frac{2EI}{L_i} \Delta\theta_j \right\} \dots (10)$$

次に、②の崩壊メカニズムによる方法は、文献(2)に示されているが、限界吸収エネルギー  $U_A$  は弾性吸収エネルギー  $U_e$  と塑性吸収エネルギー  $U_p$  の和として次式より求められる。

$$U_A = U_e + U_p \dots (11a)$$

ここで、弾性吸収エネルギー  $U_e$  は落石覆工が崩壊の直前に持つエネルギー成分であり、崩壊モードに依存するが、鉛直崩壊モードの場合には次式で表わされる。

$$U_e = W_{ie}(\alpha^2 - 1) = \frac{(M+m)g^2 T^2}{8\pi^2} (\alpha^2 - 1) \dots (11b)$$

ここに、 $M$ ：落石の質量、 $m$ ：サンドクッションおよび落石覆工の有効質量、 $T$ ：落石覆工の固有周期、 $\alpha$ ：静荷重  $(M+m)g$  に対する降伏荷重の比。

一方、塑性吸収エネルギー  $U_p$  は、図-20の静定ばりを参照して次式により求められる<sup>2)</sup>。

$$U_p = M_y \phi_y \left( \frac{L}{6} \right) \left( 1 + \frac{1}{\xi} \right) (\mu - 1) \dots (11c)$$

ここに、 $M_y$ ：降伏モーメント、 $\phi_y$ ：降伏曲率、 $L$ ：部材長、 $\mu = 0.5(1 + \xi + \zeta(2 - \xi - \xi^2))$ ：じん性率、 $\zeta = \frac{\phi_u}{\phi_y}$ ：終局曲率と降伏曲率の比、 $\xi = \frac{M_u}{M_y}$ ：降伏曲げモーメントと終局曲げモーメントの比、

c) 落石覆工へのエネルギー伝達率 ( $\gamma_0$ )

落石覆工へのエネルギー伝達率  $\gamma_0$  も、次の3つの方法によって計算することが可能である。すなわち、(a) 著者の一人の園田が提案した運動量保存則による方法<sup>2)</sup>、(b) 著者が過去に示した3質点系モデルによる方法<sup>3)</sup>、(c) 一体化衝撃応答解析より計算する方法(式(5a)の  $U/E$ ) である。(a)の方法では、運動量保存

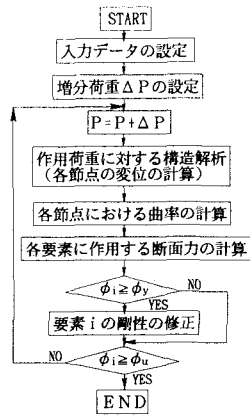


図-19 弾塑性増分解析

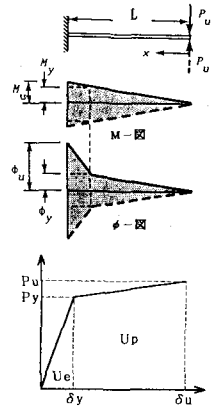


図-20  $U_p$  の計算における仮定

則より  $MV = (M+m)v$  が成立するものとして、落石覆工へ伝達されるエネルギー  $U = \frac{1}{2}(M+m)v^2$  と落石の持つ運動エネルギー  $E = \frac{1}{2}MV^2$  との比によって次式より算定される。

$$\gamma_0 = \frac{U}{E} = \frac{1}{1 + \frac{m}{M}} \dots (12)$$

ただし、 $M$ ：落石の質量、 $V$ ：落石が衝突時に持つ落下速度、 $v$ ：落石覆工が崩壊するときの速度、 $m$ ：落石覆工とサンドクッションとの有効質量であり、静的な変形モードより求められる。

次に、(b)の方法では、図-21の3質点系モデルを用いた衝撃応答解析を行い、落石覆工側の質点  $m_3$  の応答量から次式によりエネルギー伝達率が得られる<sup>5)</sup>。

$$\gamma_0 = \frac{U_{2(t)\max}}{E} \times 100 (\%) \dots (13a)$$

ただし、

$$U_{2(t)\max} = \sum_{i=0}^t P_{3(t)} \Delta x_{3(t)} + \frac{1}{2} (m_{2B} + m_3) \left( \frac{dx_{3(t)}}{dt} \right)^2$$

(c)の方法では、一体化衝撃応答解析より式(5a)の  $U/E$  を用いて求められる。

(2) 安全性照査法の数値計算例

ここでは、2.(2)で用いた同じPC落石覆工を対象としてエネルギー基準による安全性照査を試み、3種類の方法について比較検討した。

a) PC 落石覆工の限界吸収エネルギー  $U_A$

エネルギー基準による安全性照査を行うために、まず落石覆工の限界吸収エネルギー  $U_A$  を3.(1)b)で示した3種類の方法で計算した。なお、横締めパラメータの値は、本節でも式(8)を用いて計算することとした。PC部材の  $M-\phi$  関係は、前節で計算した  $M-\phi$  関係をそのまま使用した。図-22は、静的弾塑性解析により得られたPC落石覆工の荷重～変位関係であり、これより静的な限界変形量は約9.5cmであり、このときの

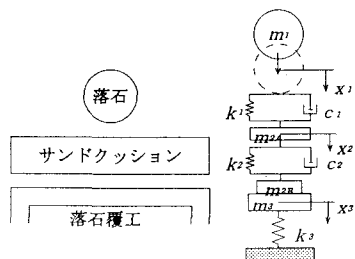


図-21 3質点系モデル

限界吸収エネルギーは  $U_A = 10.2 \text{ tf}\cdot\text{m}$  であることが認められた。

次に、②の崩壊メカニズムによる方法では、PC 主桁がはり機構で崩壊するモードを仮定し、式 (11) を適用すると弾性吸収エネルギー  $U_e$  および塑性吸収エネルギー  $U_p$  はそれぞれ以下のように求められる。

$$U_e = W_{ie}(\alpha^2 - 1) = 0.0372 \times (4.66^2 - 1) = 0.771 \text{ (tf}\cdot\text{m)} \dots\dots\dots (14a)$$

ただし、 $W_{ie} = \frac{(M+m)g^2T^2}{8\pi^2} = 0.0372$ ,

$M = 5.00/9.80 = 0.510$ ,  
 $m = 1.885$ ,  $T = 0.112$ ,  $\alpha = 109.0/23.4$

$$U_p = M_s \phi_y \left( \frac{L}{6} \right) \left( 1 + \frac{1}{\xi} \right) (\mu - 1) = (71.21 \times 10^3) \times (0.046 \times 10^{-3}) \times (800.0/6) \times (1 + 1/0.659) \times (2.722 - 1) = 5.68 \dots\dots\dots (14b)$$

ただし、 $\mu = 0.5 \{ 1 + \xi + \xi(2 - \xi - \xi^2) \} = 2.722$ ,  
 $\zeta = 4.174$ ,  $\xi = 0.659$ ,  $L = 800.0$

よって、限界吸収エネルギー  $U_A$  は以下ようになる。

$$U_A = U_e + U_p = 6.45 \text{ tf}\cdot\text{m} \dots\dots\dots (15)$$

すなわち、②の崩壊メカニズムによる方法は、①の静的弾塑性解析で得られた値 ( $U_A = 10.2 \text{ tf}\cdot\text{m}$ ) の約 65% 程度のかかり低めの値が得られる。

さらに、③の一体化衝撃応答解析より得られる落石覆工の限界吸収エネルギーは、図-17の破壊時の結果を用いると、表-5の③の値のようになる。なお、表中の結果は全て、横締めパラメータ  $\beta$  は式 (8) を用いた計算により得られたものである。この表より、以下のことが推察される。

①静的弾塑性解析の崩壊過程を見ると、図-22 (b) に示すように、まず柱上端部が降伏した後には主桁中央の載荷点が降伏するため、静定はりとしてのはり機構の崩壊メカニズムの計算よりも限界変形をより大きく見積ることになっている。

②崩壊メカニズムを仮定した計算値は、③の一体化衝撃応答解析の約 1/3 倍程度、①の静的弾塑性解析の約 65% 程度と小さく過小評価となっている。③の一体化衝撃応

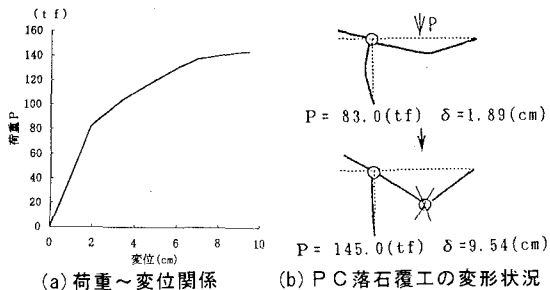


図-22 PC 落石覆工の荷重～変位関係

答計算例では、式 (5a) 中の応答吸収エネルギー  $U$  全体に対して、部材要素の運動エネルギー  $U_E$  (式 (5d) より計算される) の占める割合が、最終的 (時刻  $t = 91 \text{ ms}$  のとき) に約 32% にも達しており、この  $U_E$  を除いた吸収エネルギーの値 (表-5の③のカッコの値  $10.4 \text{ tf}\cdot\text{m}$  が、①の静的弾塑性解析の値に近くなっている。

以上より、簡易な計算で安全側の評価を精度良く行えることから、①の方法が最も望ましいことが推察される。

b) 落石覆工へのエネルギー伝達率

エネルギー伝達率の計算として、(a) 運動量保存則による方法、(b) 3質点系モデルによる方法、(c) 一体化衝撃応答解析による方法の3種類を比較する。(a)の方法による  $\gamma_0$  を求めるにあたり、まず図-11に示した落石覆工の固有値解析を行い、1次固有周期を求めると、 $T_0 = 113.2 \text{ ms}$  が得られる。次に、PC 落石覆工を1質点系ばねに置換したときの換算ばね係数  $k_3$  として、図-22の荷重～変位曲線の傾きを用いると、次式により落石覆工の有効質量  $m$  が求められる。

$$T_0 = 2\pi\sqrt{\frac{m}{k_3}}, \quad m = \frac{T_0^2 \times k_3}{4\pi^2} \dots\dots\dots (16)$$

したがって、式 (13) を用いて (a) の方法による落石覆工へのエネルギー伝達率が、表-6の (a) のように求められる。一方、(b) の方法では、図-21の解析モデルの中でサンドクッションの各係数は使用する砂の種類別に、落石重量  $W$ 、落下高さ  $H$ 、サンドクッション厚  $h$  の回帰式として与えられる<sup>5)</sup>。ここでは、以下に示す川砂の回帰式を用いて計算を試みた。

$$\left. \begin{aligned} c_1 &= 5.33 \cdot W^{0.304} \cdot H^{0.497} \cdot h^{-0.080} \\ c_2 &= 15.4 \cdot W^{0.571} \cdot H^{0.433} \cdot h^{-0.833} \\ k_1 &= 72.6 \cdot W^{0.427} \cdot H^{0.205} \cdot h^{-1.080} \\ k_2 &= 1.70 \cdot W^{0.412} \cdot H^{0.138} \cdot h^{-0.100} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (17)$$

この3質点系モデルによるエネルギー伝達率の値を表-6の (b) に示す。さらに、(c) の一体化衝撃応答解析によるエネルギー伝達率の値も表-6に示すが、落石の重量および落下高さが大きくなるにつれてエネルギー伝達率が急激に大きくなることが認められる。表-6よ



表-5 PC 落石覆工の限界吸収エネルギーの比較

	①静的弾塑性解析	②崩壊メカニズム	③一体化衝撃応答解析
吸収エネルギー $U_A$ (tf·m)	10.20	6.45	15.30(10.4)

表-6 PC 落石覆工へのエネルギー伝達率  $\gamma_0$  の計算結果の比較 (%)

落石条件	(a)運動量保存則	(b)3質点系モデル	(c)一体化衝撃応答解析
W=1.0tf, H=10.0m	5.1	1.41	1.87
H=20.0m	5.1	1.84	3.55
W=3.0tf, H=10.0m	14.0	4.91	6.79
H=20.0m	14.0	7.31	12.36
W=5.0tf, H=10.0m	21.3	9.11	18.98
H=15.0m	21.3	11.71	20.40

表-7 エネルギー基準によるPC 落石覆工の安全性照査

落石条件	(A)の方法 ( $U_A \geq \gamma_0 E$ )	(B)の方法 ( $U_A \geq \gamma_0 E$ )	(C)の方法 ( $U_A \geq \gamma_0 E$ )	一体化衝撃応答解析 ( $\phi_i \geq \phi_{ii}$ )
W=1.0tf H=10.0m	6.45 $\geq$ 0.51(Safe)	10.20 $\geq$ 0.14(Safe)	10.20 $\geq$ 0.19(Safe)	Safe
20.0m	6.45 $\geq$ 1.02(Safe)	10.20 $\geq$ 0.37(Safe)	10.20 $\geq$ 0.71(Safe)	Safe
W=3.0tf H=10.0m	6.45 $\geq$ 4.20(Safe)	10.20 $\geq$ 1.47(Safe)	10.20 $\geq$ 2.04(Safe)	Safe
20.0m	6.45 $\leq$ 8.40(Fail)	10.20 $\geq$ 4.39(Safe)	10.20 $\geq$ 7.42(Safe)	Safe
W=5.0tf H=10.0m	6.45 $\leq$ 10.65(Fail)	10.20 $\geq$ 4.56(Safe)	10.20 $\geq$ 9.49(Safe)	Safe
15.0m	6.45 $\leq$ 15.98(Fail)	10.20 $\geq$ 8.78(Safe)	10.20 $\leq$ 15.30(Fail)	Fail

り以下のことが考察される。

a. (b) の3質点系モデルによる値は、落石重量が小さい場合は(c)の一体化衝撃応答解析による値に比較的近いが、落石重量が大きくなると合わなくなる。

b. これに対し、(a)の運動量保存則による方法は、落石の重量が比較的小さい場合には、他の2つの方法による値に比べかなり大きい、落石重量が大きくなるにつれて一体化解析による値に近くなっている。すなわち、PC落石覆工が破壊するような落石条件(W=5.0tf, H=15.0m)下では、(a)の方法は(c)の方法によるエネルギー伝達率とほぼ等しいことが認められる。

以上のことから、エネルギー伝達率の推定方法として、落石覆工が破壊する終局限界状態を考慮した(a)の運動量保存則を用いた手法が、最も安全側であり簡易であることがわかる。

#### c) エネルギー基準による安全性照査

(1), (2) で得た結果を用いて、式(9)によるエネルギー基準によるPC落石覆工の安全性照査を以下の3通りの方法により行った。

(A) 落石覆工の限界吸収エネルギーは、②の崩壊メカニズムによる方法を用い、エネルギー伝達率の計算は(a)の運動量保存則を適用する。

(B) 落石覆工の限界吸収エネルギーは、①の静的弾塑性解析により求め、エネルギー伝達率は(b)の3質点系モデルを用いる。

(C) 落石覆工の限界吸収エネルギーは、①の静的弾塑性解析により求め、エネルギー伝達率の計算は(a)の運動量保存則を用いる。

以上の方法による結果に、一体化衝撃応答解析で得た結果も併記して整理すると表-7が得られる。

この表より、(A)の方法は3種類の中で最も安全側の評価を与えるが、これは落石覆工の限界吸収エネルギーを過小評価していることに起因しているものと考えられる。一方、(B)の方法はやや危険側の評価を与えるように思われる。これは、落石条件が大きくなるにつれて、3質点系モデルによるエネルギー伝達率  $\gamma_0$  の値が表-6にも見られたように小さすぎるためであると考えられる。したがって、(C)の運動量保存則によるエネルギー伝達率と静的弾塑性解析による限界吸収エネルギーを用いる組み合わせが最も妥当であり、一体化衝撃応答解析によるものとほぼ同じ結果を示している。

以上より、(C)による安全性照査法が比較的 safety 側であり、現実的にも十分使用可能であるものと考えられる。

## 4. 結 論

本研究で得られた結果を要約すると以下のようなになる。

(1) PC落石覆工を剛体ばね要素で、落石およびサンドクッションを個別要素でモデル化し、一体化衝撃応

答解析法を開発することにより、実物の PC 落石覆工の衝撃応答をほぼシミュレートできることを確認した。

(2) 大規模な落石に対する応答解析の結果、 $W=5$  tf,  $H=10$  m までは破壊せず、 $W=5$  tf,  $H=15$  m で破壊する結果が得られた。したがって、設計レベルの  $W=1$  tf,  $H=5$  m の約 10 倍の耐荷力があることが推察された。

(3) 落石覆工の限界吸収エネルギーの算定法として、静的弾塑性解析による値は、一体化衝撃応答解析による値の中で部材要素の運動エネルギーを差し引いた分とほぼ一致しており、安全側の値になっている。

(4) エネルギー伝達率の算定法として、運動量保存則による方法は、落石条件が小さい場合にはかなり過大な値を与えるが、落石覆工が破壊するような大きな落石条件では一体化衝撃応答解析の結果とほぼ同じになることが認められた。

(5) よって、エネルギー基準による安全性照査式としては、落石覆工の限界吸収エネルギーを静的弾塑性解析により求め、エネルギー伝達率は運動量保存則による方法を用いるのが合理的であり実用的であると思われる。

## 参 考 文 献

- 1) 川上英男：ロックシェッドの崩壊機構，コンクリート工学年次論文報告集，pp. 701～706，1990。
- 2) 園田恵一郎：落石覆工の設計法についての一提案，構造工学論文集，Vol. 39 A，pp. 1563～1572，1993年3月。
- 3) 松葉美晴・後藤吉晴・佐藤彰・音田熒・岡畑博子・井上理恵：実物大 PC 製シェッドの落石による破壊実験について，第 10 回土木学会新潟会概要集，pp. 14～25，1992年11月。
- 4) 鴨野一夫・小幡喜芳・武田敏雄・吉田博：エネルギー基準による鋼製落石覆工の試設計，第 2 回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集，pp. 218～223，1993年6月。
- 5) 園田佳巨・佐藤絃志・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/I-19，pp. 147～155，1992年4月。
- 6) 園田佳巨・小林直行・石川信隆・佐藤絃志：ひずみ速度効果を考慮した PC はり部材の動的曲げ耐力と変形性能，構造工学論文集，Vol. 38 A，pp. 1455～1466，1992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第 14 巻，pp. 287～292，1990年7月。
- 8) 園田佳巨・佐藤絃志・石川信隆・太田俊昭：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，土木学会論文集 No. 483/I-26，pp. 51～60，1994年1月。

(1993. 9. 24 受付)

## LOAD CARRYING CAPACITY AND SAFETY CHECK OF PRESTRESSED CONCRETE ROCK-SHED

Yoshimi SONODA, Nobutaka ISHIKAWA, Keiichiro SONODA and Toshiaki OHTA

This paper presents a computational approach for the evaluation of the load carrying capacity and the safety check of the prestressed concrete (PC) rock-shed structures under falling rocks. At first, the impact response analysis is performed by connecting the distinct element method with the rigid body spring model in order to consider the interaction of PC rock-shed and sand cushion. Secondly, the load carrying capacity of PC rock-shed is evaluated by performing the impact failure analysis of PC rock-shed. It is confirmed that this analytical method can evaluate the load carrying capacity of PC rock-shed by considering the effect of lateral prestressing. Finally, the safety check of PC rock-shed is performed by using the energy criterion in which the limit absorbed energy is found by the incremental elastic-plastic analysis and the transmitted kinematic energy is obtained by the conservative law of momentum.