

## 個別要素法による鉄筋で補強した砂防ダム袖部の衝撃破壊解析

Impact Failure Analysis of Check Dam Wing Reinforced by Steel Bar  
Using Distinct Element Method

鈴木真次\*, 石川信隆\*\*, 古川浩平\*\*\*, 水山高久\*\*\*\*, 石川芳治\*\*\*\*\*

Shinji SUZUKI, Nobutaka ISHIKAWA, Kohei FURUKAWA, Takahisa MIZUYAMA and Yoshiharu ISHIKAWA

\*工修 防衛大学校研究員 土木工学科 (〒239 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

\*\*工博 防衛大学校教授 土木工学科 (〒239 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

\*\*\*工博 山口大学教授 社会建設工学科 (〒755 山口県宇部市常盤台 2557)

\*\*\*\*農博 京都大学教授 農学部林学科 (〒606 京都府京都市左京区北白川)

\*\*\*\*\*農博 京都府立大学助教授 農学部林学科 (〒606 京都府京都市左京区下鴨半木町1)

This paper presents a computational approach for the impact failure behavior of check dam wing reinforced by steel bar using a distinct element method (DEM). First, a DEM for the RC element is developed by determining the spring constants of concrete and steel bar, separately. Second, the impact local model is introduced into the impact analysis and the strain-rate effects of concrete is also considered into the Mohr-Coulomb failure criterion. Third, the computational results are verified by the impact model test and this method is applied to the actual check dam suffered from debris flow.

Key Words: distinct element method, strain-rate effect, impact local model, reinforced concrete, check dam wing

## 1. 緒言

近年, 個別要素法(以下, DEMという)が連続体構造物, 特にRC構造物の衝撃破壊解析へ適用される例が多くなってきた<sup>1)~4)</sup>. これは, 衝撃現象における構造粒子の飛散や内部のひびわれ進展状況などを観察する上で有効なためと思われる. しかし, 未だばね定数をどのように決定すべきか, ひずみ速度を考慮すべきか否か, また特に衝突問題では, 衝突局部で多くのエネルギーを損失するがその処理をどのようにするのかなど, 多くの問題を抱えている. さらに衝突速度の極めて早い場合や遅い場合, また衝突体の重量が小さい場合と大きい場合, さらに衝突体の先端形状がとがった場合と丸い場合など, これらによって衝突応答現象がかなり異なってくる. したがって, RC構造物の衝撃現象を解明するための汎用的な解析法が今の所完備されていないのが現状で, ケースバイケースに応じた解析法を逐次開発する必要がある. 一つ一つの成果を蓄積して汎用的な数値計算コードへと構成していくことが重要と思われる.

本研究は, 従来無筋であったコンクリート製砂防ダム袖部を鉄筋で補強した場合, どれ位の衝突速度まで耐えられるか, 換言すれば鉄筋の補強効果がエネルギー的に約何倍位まであるかを解析的に調べ, さらにDEMによって実際の砂防ダム袖部の安全性を照査しようとしたものである. したがって, まず鉄筋で補強したコンクリー

ト構造物に対するDEMによる衝撃応答解析法を開発した. その際, コンクリート要素と鉄筋入りコンクリート要素とに分け, それぞれのばね定数を材料定数のみを用いて決定する方法を示した. 次に, 衝突局部で多くのエネルギーを損失する(約50%~70%)ことが振り子式衝突局部実験<sup>5)</sup>でわかったので, 局部のモデルを導入し, この現象をうまく表現することを試みた. また, 材料の動的構成則としては, ひずみ速度効果を考慮したMohr-Coulombの破壊条件を用いた. さらに, 本法による計算結果を以前行った衝突模型実験結果<sup>6)</sup>と比較することにより, 本法の妥当性を検証するとともに, 実際に被災したコンクリート製砂防ダムを鉄筋補強した場合, 破壊するか否かの安全性についての検討を試みたものである. なお, 本法の適用範囲は, 土石流中の巨礫を対象とするため, 衝突体の重量が大きく(約1tonf~20tonf), 衝突速度は比較的遅く(約20m/sec以下), 巨礫の先端は丸みを帯びているものとする.

## 2. 個別要素法による鉄筋で補強した砂防ダム袖部の衝撃応答解析

## 2.1 本研究で用いた個別要素法の特徴

本研究で用いた個別要素法は, 従来の方法<sup>4)</sup>とほぼ同様であるが, 以下の点に特色がある.

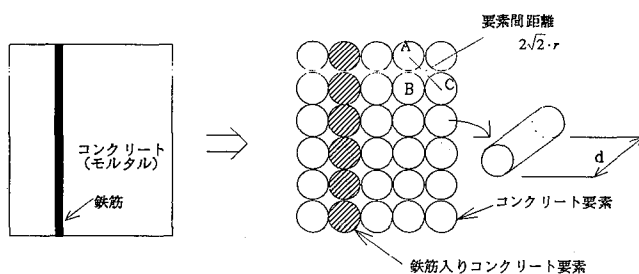
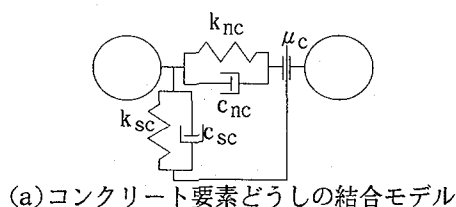


図-1 要素モデル



(b) 鉄筋入りコンクリート要素どうしの結合モデル  
図-2 結合モデル

### (1) 要素の結合条件

連続体としての鉄筋補強したコンクリートはりを離散的な個別要素にモデル化すると、互いに接触はしていても図-1に示すように空間が生じてしまうので、ここでは連続体を保持させるため、結合ばね<sup>4)</sup>の考え方を導入し、モデル化後の空間を埋めるために斜め要素の組み合わせに対しても要素の結合条件を設定した。つまり要素の結合条件は次式を満足するとき結合しているものとみなす。

$$R_{ij} \leq \beta(r_i + r_j) \quad (1)$$

ただし、 $R_{ij}$  : 要素  $i$  と要素  $j$  との間の距離、 $r_i$ 、 $r_j$  : 要素  $i$  ( $r_i = r$ ) と要素  $j$  ( $r_j = r$ ) の半径、 $\beta$  : 結合パラメータで、例えば図-1の要素Aと要素Cとは、離れているが  $R_{ij} = 2\sqrt{2}r$  であるので  $\beta = \sqrt{2}$  とおくと式(1)を満足することになる。よって、要素Aと要素Cは離れてはいるが  $\beta = \sqrt{2}$  のとき結合しているものとみなす。

### (2) ばね定数の決定法

各要素の作用力を表すため、まず、コンクリート要素どうしの結合（例えば図-1のAとBまたはAとC）では、図-2(a)に示すような法線方向にはばね  $k_{nc}$  とダッシュポット  $c_{nc}$  を、接線方向にはばね  $k_{sc}$  とダッシュポット  $c_{sc}$  を設けた。また接線方向には、クーロンのすべり条件を満足するスライダー  $\mu_c$  を設けた。

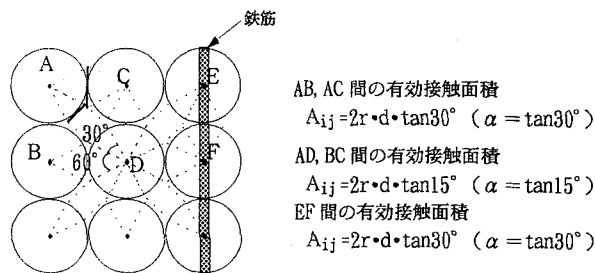


図-3 有効接触面積の考え方<sup>4)</sup>  
( $r$  : 半径,  $d$  : 奥行き)

次に、鉄筋入りコンクリート要素どうしの結合を個別のばねによって表し、独立した挙動を示すものとした。すなわち、法線方向にはコンクリート部分の  $k_{nc}$ 、 $c_{nc}$  および鉄筋部分の  $k_{rs}$ 、 $c_{rs}$ 、接線方向にもコンクリート部分の  $k_{sc}$ 、 $c_{sc}$ 、鉄筋部分の  $k_{rs}$ 、 $c_{rs}$  をそれぞれ設けた。さらに、鉄筋入りコンクリート要素とコンクリート要素との結合（例えば、図-3のCとE）に関しては、図-2(a)と同じコンクリート要素どうしの挙動を示すものとし、ばねとダッシュポットおよびスライダーを設けるものとした。

一般に、個別要素法の最も大きな問題点は、ばね定数等の決定法である。ここでは、著者らの文献(4)のコンクリート構造の考え方を鉄筋で補強したコンクリート構造物用に拡張して、各要素どうしのばね定数  $k$  を、以下のようにコンクリート(モルタル)や鉄筋の材料定数であるヤング率  $E$  やポアソン比  $\nu$  等を用いて決定するものとした。この決定法は、従来の方法<sup>1)</sup>とは異なる本法独自のものである。

まずすべての要素を等円として、隣接する要素との結合専有空間を有効接触面積  $A_{ij}$  として表し、図-3に示すような幾何学的条件によって  $A_{ij}$  を求める。すなわち、ばねが有効に作用する接触面を考え、この有効接触面積  $A_{ij}$  の値を次式のように求めた。

$$A_{ij} = \ell \cdot d = 2rd \cdot \alpha \quad (2)$$

ただし、 $\ell$  : 有効接触面の長さ、 $d$  : 要素の幅 (奥行き)  $r$  : 要素半径、 $\alpha$  : 有効接触面積パラメータ ( $0 \leq \alpha \leq 1$ ) で図-3のように決定される<sup>4)</sup>。例えば、図-3のような要素配列でAB, AC, BD, CDの場合  $A_{ij} = 2rd \cdot \tan 30^\circ$  で  $\alpha = \tan 30^\circ$  となる。すなわち、図中に示す角度  $60^\circ$  は、密な配置における有効接触面積の角度  $360^\circ / 6 = 60^\circ$  (密な配置では6要素と接触する) であり、その面の長さは  $2rd \cdot \tan 30^\circ$  となる。また斜めの要素の組み合わせに関しては残りの角度を均等に分割する  $(360^\circ - 60^\circ \times 4) / 4 = 30^\circ$  となるので、その面の長さは  $2rd \cdot \tan 15^\circ$  となる。

次に、鉄筋コンクリート要素どうしの結合においては、この  $A_{ij}$  を次のように鉄筋の有効接触面積  $A_{ijr}$  とコンクリートの有効接触面積  $A_{ijc}$  に分割する。

$$A_{ij} = A_{ijc} + A_{ijr} \quad (3)$$

ただし、 $A_{ijc}$  : コンクリートの有効接触面積、 $A_{ijr}$  : 鉄筋の有効接触面積。

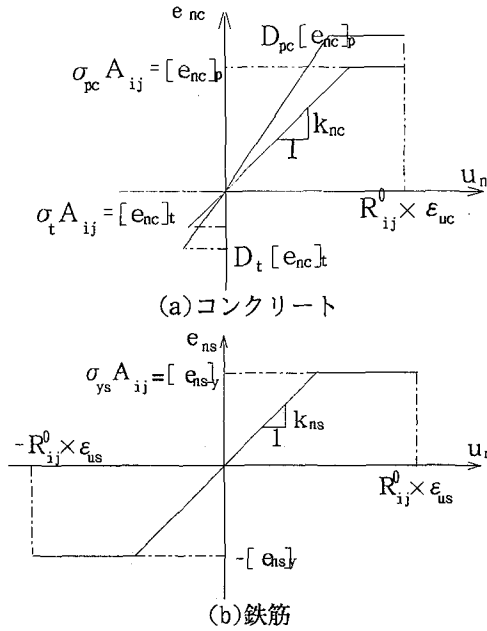


図-4 法線方向の結合ばねの挙動および破壊

この鉄筋の有効接触面積  $A_{ij}$  は、実際の鉄筋断面積を用い、コンクリートの有効接触面積  $A_{jc}$  は式(3)より逆に以下のように求める。

$$A_{jc} = A_{ij} - A_{js} \quad (4)$$

よって、この  $A_{jc}$  と  $A_{js}$  を用いて法線方向ばね力  $e_{nc}$ 、せん断方向ばね力  $e_{sc}$ 、 $e_{ss}$  がそれぞれ次式のように表わされる<sup>4)</sup>。

コンクリート；

$$e_{nc} = \sigma_c A_{jc} = E_c \epsilon A_{jc} = E_c \frac{u_n}{R_{ij}^0} A_{jc} (= k_{nc} u_n) \quad (5a)$$

$$e_{sc} = \tau_c A_{jc} = \gamma G_c A_{jc} = \frac{u_s}{R_{ij}^0} \frac{E_c}{2(1+\nu_c)} A_{jc} (= k_{sc} u_s) \quad (5b)$$

鉄筋；

$$e_{ns} = \sigma_s A_{js} = E_s \epsilon A_{js} = E_s \frac{u_n}{R_{ij}^0} A_{js} (= k_{ns} u_n) \quad (5c)$$

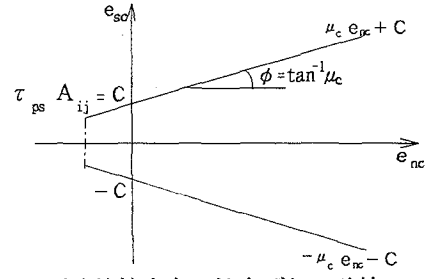
$$e_{ss} = \tau_s A_{js} = \gamma G_s A_{js} = \frac{u_s}{R_{ij}^0} \frac{E_s}{2(1+\nu_s)} A_{js} (= k_{ss} u_s) \quad (5d)$$

ただし、 $E_c$ ：コンクリートの弾性係数、 $E_s$ ：鉄筋の弾性係数、 $G_c$ ：コンクリートの横弾性係数、 $G_s$ ：鉄筋の横弾性係数、 $\sigma_c$ ：コンクリートの軸応力、 $\sigma_s$ ：鉄筋の軸応力、 $\tau_c$ ：コンクリートのせん断応力、 $\tau_s$ ：鉄筋のせん断応力、 $\epsilon$ ：法線方向ひずみ、 $\gamma$ ：せん断ひずみ、 $\nu_c$ ：コンクリートのポアソン比、 $\nu_s$ ：鉄筋のポアソン比、 $u_n$ ：法線方向変位、 $u_s$ ：接線法方向変位、 $R_{ij}^0$ ：要素間の初期距離。

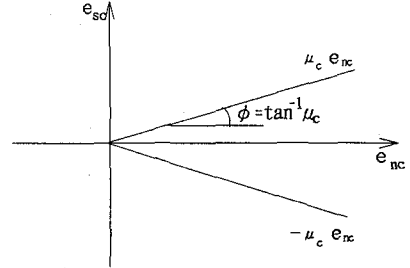
よって、ばね定数  $k_{nc}$ 、 $k_{sc}$ 、 $k_{ns}$ 、 $k_{ss}$  が式(5)から次式のように材料定数と要素配列の関数として決定される。

コンクリート；

$$k_{nc} = E_c \frac{A_{jc}}{R_{ij}^0} \quad (6a)$$



(a) 接線方向の結合ばねの破壊



(b) 再接触時における接線方向の結合ばねの滑り条件

図-5 コンクリートの破壊基準

$$k_{sc} = E_c \frac{A_{jc}}{R_{ij}^0} \frac{1}{2(1+\nu_c)} \quad (6b)$$

鉄筋；

$$k_{ns} = E_s \frac{A_{js}}{R_{ij}^0} \quad (6c)$$

$$k_{ss} = E_s \frac{A_{js}}{R_{ij}^0} \frac{1}{2(1+\nu_s)} \quad (6d)$$

図-2に示したモデルでは、2要素間の変形に伴う力は、ばね力に加えて、ダッシュポットによる力がある。このため変形速度が増大すると後述するばね力のひずみ速度効果による増大分とダッシュポットによる力の増分が発生することになる。したがって、材料モデルにひずみ速度効果を考慮する場合には、速度効果による増分が2重になるので、ダッシュポットによる減衰項は無視するのが望ましい。しかし、一般的に動的解析では、時間増分を用いるため解が不安定になり易く、減衰項にはこれを安定化させる作用がある<sup>7)</sup>。特に個別要素法では、オイラー法を用いるため、解が不安定になり易い。よって本研究では、計算の安定化に必要で可能な限り小さな減衰項を与えるものとし、減衰定数  $h = 0.00005$  を用いて計算した。

### (3) 材料の動的構成則

FEMによる衝撃応答解析のためのRC用の構成則は、従来種々提案されている(例えば8)、9)が、未だ十分なものは見当たらない。よって、ここでは2次元DEMによるRC用の構成則として最も簡単な材料モデルを採用することとし、図-4、5に示す。まずコンクリートどうしの法線方向のばねは、図-4(a)に示すように①引張では引張強度において引張破壊し、クラックが発生する。②圧縮側

表-1 解析における材料定数等

|                            |                                     |
|----------------------------|-------------------------------------|
| コンクリート                     |                                     |
| ヤング率 $E$                   | $1.94 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ |
| ポアソン比 $\nu$                | 0.2                                 |
| 内部摩擦角 $\phi$               | $35^\circ$                          |
| 静的最大圧縮強度 $\sigma_{pc,s}$   | $367 \text{ kgf/cm}^2$              |
| 圧縮限界ひずみ $\varepsilon_{uc}$ | $3900 \mu$                          |
| 鉄筋                         |                                     |
| ヤング率 $E$                   | $2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$  |
| ポアソン比 $\nu$                | 0.3                                 |
| 降伏降伏点 $\sigma_{ys,s}$      | $3449 \text{ kgf/cm}^2$             |
| 引張限界ひずみ $\varepsilon_{us}$ | 0.333                               |
| その他                        |                                     |
| 時間増分 $\Delta t$            | $1.0 \times 10^{-7} \text{ sec}$    |
| 結合パラメーター $\beta$           | 1.415                               |

は、完全弾塑性とし、圧壊ひずみ  $\varepsilon_{uc}$  に達すると圧壊する。  
③接線方向のせん断ばねについても完全弾塑性とし、法線方向のばね力の関数として図-5(a)に示す Mohr-Coulomb の破壊条件を用いた。ここで、図中の C は粘着力すなわち純せん断力  $\tau_c \cdot A_f$  を表す。また、一旦引張破壊したばねは、図-5(b)のように粘着力がゼロとなり、以後再接触時におけるせん断ばねの滑り条件とした。

次に、鉄筋入りコンクリート要素どうしの鉄筋の法線方向の結合ばねは、図-4(b)に示すように完全弾塑性型の応力～ひずみ曲線を用い、破断ひずみ  $\varepsilon_{us}$  に達した後、応力は解放するものとした。また鉄筋のせん断ばねについても完全弾塑性モデルを用いた。

ここで、ひずみ速度効果を考慮した材料モデルとして以下のように CEB-FIP<sup>10)</sup> の式を用いる。まず、ひずみ速度 ( $\dot{\varepsilon}$ ) によって、コンクリートの圧縮強度が上昇する圧縮強度比  $D_{pc}$ 、引張強度比  $D_t$  およびヤング率比  $D_E$  はそれぞれ次式で表わされる。

コンクリート圧縮時：

$$3.0 \times 10^2 / \text{sec} > \dot{\varepsilon} > 30 \times 10^{-6} / \text{sec}$$

$$D_{pc} = \frac{\sigma_{pc,D}}{\sigma_{pc,s}} = \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{30 \times 10^{-6}} \right)^{1.026 \left( \frac{1}{5 + 0.0882 \sigma_{pc,s}} \right)} \quad (7a)$$

$$D_E = \frac{E_{c,D}}{E_{c,s}} = \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{30 \times 10^{-6}} \right)^{0.02} \quad (7b)$$

$$\dot{\varepsilon} \leq 30 \times 10^{-6} / \text{sec}$$

$$D_{pc} = 1 \quad (7c)$$

$$D_E = 1 \quad (7d)$$

コンクリート引張時：

$$3.0 \times 10^2 / \text{sec} > \dot{\varepsilon} > 3.0 \times 10^{-6} / \text{sec}$$

$$D_t = \frac{\sigma_{t,D}}{\sigma_{t,s}} = \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{3.0 \times 10^{-6}} \right)^{\frac{1.016}{10 + 0.0588 \sigma_{pc,s}}} \quad (7e)$$

$$D_E = \frac{E_{c,D}}{E_{c,s}} = \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{3.0 \times 10^{-6}} \right)^{0.02} \quad (7f)$$

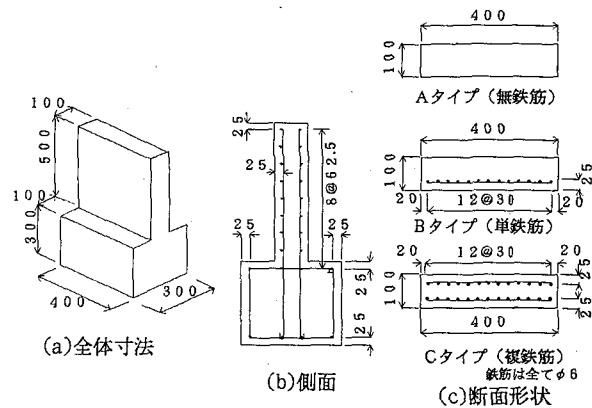


図-6 供試体の形状

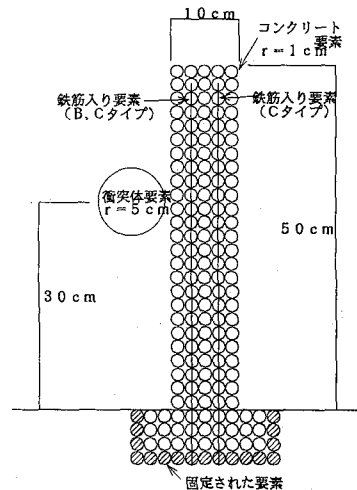


図-7 解析モデル

$$\dot{\varepsilon} \leq 3.0 \times 10^{-6} / \text{sec}$$

$$D_t = 1 \quad (7g)$$

$$D_E = 1 \quad (7h)$$

ただし、 $\dot{\varepsilon}$ ：ひずみ速度 ( $= \dot{u}_n / R_y^0$ ) (/sec),  $D_{pc}$ ：圧縮強度比,  $\sigma_{pc,s}$ ：静的圧縮強度,  $\sigma_{pc,D}$ ：動的圧縮強度,  $D_t$ ：引張強度比,  $\sigma_{t,s}$ ：静的引張強度 ( $= 0.245 \sigma_{pc,s}$ )<sup>11)</sup>,  $\sigma_{t,D}$ ：動的引張強度,  $D_E$ ：ヤング率比,  $E_s$ ：静的ヤング率,  $E_D$ ：動的ヤング率。

これらの各比を用いて静的な材料定数を、動的な材料定数へ時間増分  $\Delta t$  ごと変更しながら衝突応答解析を行うこととした。また、コンクリートの純せん断強度は以下の式<sup>10)</sup>により算出することによりひずみ速度効果を考慮する。

$$\tau_{c,D} = D_{pc} \sigma_{pc,s} (0.252 - 0.000246 D_{pc} \sigma_{pc,s}) \quad (8)$$

ただし、 $\tau_{c,D}$ ：動的せん断強度。

## 2.2 上記個別要素法の問題点

上記の個別要素法に、表-1に示す材料定数等を用いて著者らが行った1/10モデルの衝突模型実験<sup>6)</sup>の解析を試みた。実験において袖部の材料にかかる作用力および巨礫や袖部などの重量を支配要因として考慮する相似則 (スケールファクター  $s$  に対し重量は  $s^2$ 、速度は  $\sqrt{s}$  と

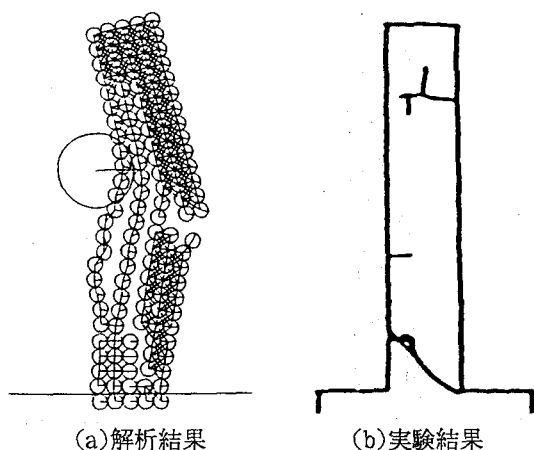


図-8 Bタイプ衝突速度  $V=4.93\text{m/sec}$  における実験結果と解析結果

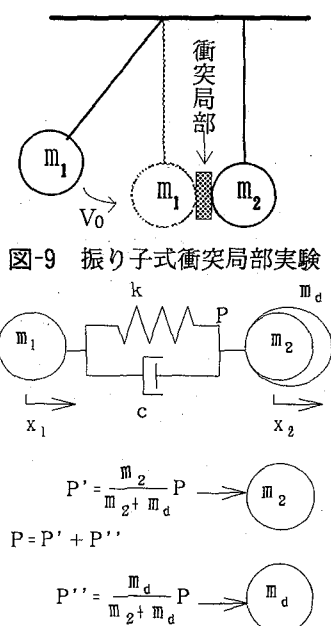


図-9 振り子式衝突局部実験

図-10 ダミー質量  $m_d$  を考慮した衝突局部モデル

なる)<sup>12), 13)</sup>が適用されるものとして行った。すなわち、衝撃問題において適用される相似則には2つの方法がある。1つは、主に衝撃の1次応答である局部破壊実験（貫通、裏面剥離等）に適用されるもので、スケールファクター  $s$  に対し質量を  $s^3$ 、速度を  $s$  とする方法である。もう1つは、衝撃の2次応答つまり全体変形に適用されるもので、重量を  $s^2$ 、速度は  $\sqrt{s}$  とする方法である。この方法は、実物と模型も同一材料として作用力（応力）と重力を1:1で考慮するもので、本研究では、全体変形が支配的であるので、後者の方法を採用した。実験は図-6に示すような断面A（無筋）、B（単鉄筋）、C（複鉄筋）タイプに対し、衝突体（100kgf、先端形状半径5cm：実際には約10tonfの巨礫に相当）を根元から30cmの位置に水平方向から0.6m/sec～8.0m/sec（実際には1.9m/sec～25.3m/secに相当）で衝突させたものである。なお、図-6(c)で衝突面は下側である。ここで、解析モデ

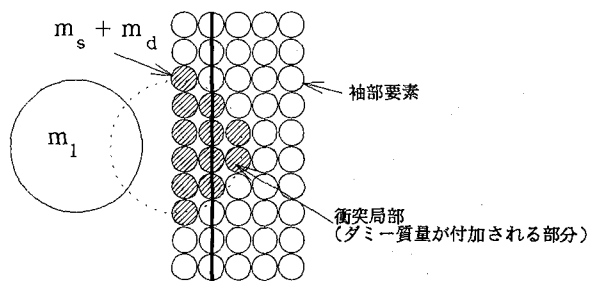


図-11 袖部のダミー質量  $m_d$  を考慮した領域

ルは図-7に示すような個別要素配列を用いた。また、衝突局部での衝突荷重  $P$  は、次式によって計算した。

$$P = k(x_1 - x_2) + c(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) \quad (9)$$

ただし、 $P$ ：衝突荷重、 $k$ 、 $c$ ：衝突局部のばね定数と減衰定数、 $x_1$ 、 $x_2$ ：衝突体および被衝突体の変位。

この解析結果<sup>13)</sup>を見ると、衝突体の速度が比較的小さい領域では、模型実験をうまく再現していることが認められたが、衝突速度が増すと、例えば図-8に示すような衝突体が衝突した部分が折れ曲がる破壊モードを示して壊れた。この解析結果は、実際の模型実験で見られた根元部のひびわれが連結して破壊するモードとは異なることがわかる。このため衝突局部に対し何らかの処置を施す必要があると考えた。

つまり、模型実験の供試体などを見ると衝突体が衝突した部分にはコンクリートのへこみが見られるとともに衝突点が熱くなっている。また実験中には衝突する際にザーンという音が発生している。このように衝突現象が起きると衝突局部に各種の応答が起こり、そのため衝突局部でエネルギーが大きく消費され、構造物全体の破壊（根元部のひびわれ連結）に使われるエネルギーは比較的小さいのではないかと考えた。このためには衝突局部でどの程度のエネルギーが消費されているかを定量的に明らかにする必要が生じ、以下のような振り子式衝突局部実験<sup>5)</sup>を行い局部モデルを検討した。

### 2.3 衝突局部のモデル化

上で述べたような局部での消費エネルギーを明らかにするために、図-9に示したような局部のみを取り出した模型実験である振り子式衝突実験を行い、鋼球とコンクリートとの衝突現象において、大きな局部損失エネルギーが発生する（約50～70%）ことを確認した<sup>5)</sup>。そのため、この現象をフォークトモデルでモデル化するために、局部ばね定数  $k$  とダッシュポット  $c$  の他に、熱、音および振動などの損失エネルギーを表現するための図-10に示すようなダミー質量  $m_d$ （厚さの影響はなく、損失エネルギーに大きく影響する）を新たに加えた。これは、衝突局部において衝突前に巨礫が持っている運動エネルギーの一部を吸収するためである。すなわち、図-11に示すように衝突点局部として挙動する領域にダミー質量  $m_d$

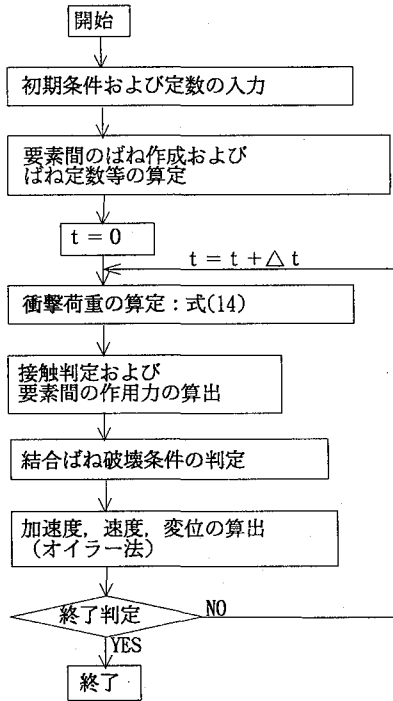


図-12 フローチャート

が存在するものとして解析を行う。つまり、袖部模型自体の要素とは別にダミー質量  $m_d$  を加え、そのダミー質量  $m_d$  が巨礫によって伝えられた力の一部を吸収する。

この結果、同定された減衰定数  $h$  とダミー質量比  $m_d/m_1$  は以下のような近似式で表わされる<sup>5)</sup>。

$$h = 0.303 \log_e V_0 - 1163 \quad (10)$$

$$\frac{m_d}{m_1} = 0.0445 \log_e V_0 - 0.0460 \quad (11)$$

ただし、 $V_0$  : 衝突速度 (cm/sec),  $h$  : 減衰定数,  $m_1$  : 衝突体の質量,  $m_d$  : ダミー質量。

式(10), (11)より、減衰定数  $h$  とダミー質量  $m_d$  が衝突体の衝突速度  $V_0$  と質量  $m_1$  により決定されることがわかる。よって、図-9の衝突局部実験<sup>5)</sup>で用いた衝突体と図-6の衝突模型実験<sup>6)</sup>で用いた衝突体とは、衝突点の形状が同一であるゆえ、ここでは式(10), (11)をそのまま用いることとした。

ここで、ダミー質量  $m_d$  が被衝突体の質点に衝突現象に対して付加されると、局部での衝撃力  $P$  は次式のように表わされる。

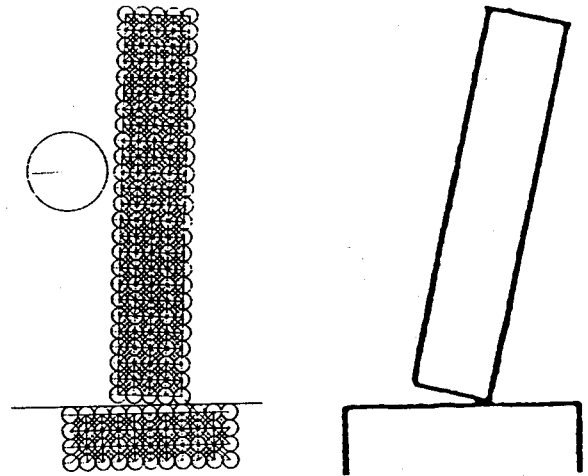
$$P = m_s \ddot{u} + m_d \ddot{u} \quad (12)$$

ただし、 $P$  : 式(9)の衝撃荷重と同じ,  $m_s$  : 袖部のダミー質量が付加される領域の質量,  $\ddot{u}$  : ダミー質量が付加される領域の質点の加速度。

式(12)より、その領域の加速度  $\ddot{u}$  は以下ようになる。

$$\ddot{u} = \frac{P}{m_s + m_d} \quad (13)$$

よって、ダミー質量分を取り除いた袖部に実際に作用する衝撃荷重  $P'$  は、次式に示すようになる。



(a) 解析結果(20msec) (b) 実験結果  
図-13 Aタイプ衝突速度  $V=1.08\text{m/sec}$  における解析結果と実験結果の比較

$$P' = m_s \ddot{u} = P \frac{m_s}{m_s + m_d} \quad (14)$$

ただし、 $P'$  : 袖部に作用する実際の衝撃荷重。

すなわち、ダミー質量分の荷重  $P''$  (図-10参照) は衝突局部で逸散してしまうものであり、したがって、袖部本体へ伝達される荷重としては  $P$  ではなく  $P'$  となる。

ここで、袖部のダミー質量が付加される部分の質量  $m_s$  の領域に関しては、衝突直後に要素の速度や作用力が卓越する部分とし、例えば、次の3.の計算例では図-11に示すように衝突体のほぼ半径分とし、ここでは12個を用いた。また、ダミー質量を直接要素の質量に取り付けた場合には袖部の固有周期等が変化してしまうため荷重の低減を用いて表わした。

## 2.4 解析手順

以上の諸式ならびに解析モデルを用いて、通常の個別要素法と同様にオイラー法を用いて運動方程式を解くことになる。その解析手順の概略をフローチャートに示すと図-12に示すようになる。その手順を示すと以下のとおりである。

- ①まず各要素の座標  $x$ ,  $y$ , 要素幅  $d$ , 各材料の弾性係数等の材料定数および寸法, 時間増分  $\Delta t$  等を入力する。
- ②円柱要素の位置から結合ばねおよびそのばね定数を決定する。
- ③衝撃荷重  $P'$  を式(14)より求める。(ここで、ダミー質量を考慮)
- ④接触判定および要素間の作用力を算出する。(ここで、ひずみ速度効果を考慮)
- ⑤結合ばねの破壊条件をチェックする。
- ⑥各要素の加速度, 速度, 変位を算出する。

なお、時間増分  $\Delta t$  に関しては、Coolent条件<sup>15)</sup>  $\Delta t < (R_{ij})_{\min}/c_0$  ( $c_0$  : コンクリートの波動伝播速度,  $(R_{ij})_{\min}$  : 要素間の最小距離)を採用した。

### 3. 模型衝突実験に対する計算例および考察

#### 3.1 解析モデル

解析モデルは、2.2で用いたものと同様であるが、前記に示したように、ダミー質量 $m_d$ を考慮した個別要素法により破壊解析を行った。解析モデルや入力データを図-7および表-1に示す。

#### 3.2 破壊シミュレーション

##### (1) Aタイプ（無筋）

Aタイプ（無筋）は、衝突速度 $V=0.78\text{m/sec}$ で図には示していないが衝突時全般において全くひびわれ等が発生しなかった。これに反し、その衝突より少し早い衝突速度 $V=1.08\text{m/sec}$ においては、図-13に20msec時の状況を示すが、衝突面側の根元からひびわれが発生し、そのひびわれが一挙に裏面側まで達した脆性的な破壊現象が確認された。これは、Aタイプが無筋であるため発生したひびわれにより有効断面が一挙に減少し、裏面までのひびわれ連結を抑制することができなかったためと考えられる。このように本解析において、Aタイプ（無筋）は、一度発生したひびわれの進展を停止することができないことを確認した。

##### (2) Bタイプ（単鉄筋）

Bタイプ（単鉄筋）では、衝突速度 $V=2.69\text{m/sec}$ において図-14(a)のように衝突面側根元部のひびわれが発生したものの鉄筋の効果によりひびわれの進展が停止し、裏面側に若干のひびわれを生じたもののひびわれが連結しないことが確認された。しかし、速度を上げた衝突速度 $V=4.93\text{m/sec}$ では、図-14(b)に見られるようにまず衝突面側根元部に発生したひびわれが8msecでは比較的大きく裏面側まで進展した。その後10msecでは、衝突物体を跳ね返しながら復元していく過程において裏面からもひびわれが発生し、最終的に12msecで根元部において衝突面側のひびわれと根元部からのひびわれが連結してしまう破壊現象を示した。つまり、Bタイプのような単鉄筋では、衝突面側のひびわれはある程度抑制するが、裏面側のひびわれに対して当然弱いと思われる。これより、Bタイプはエネルギー的にAタイプよりも約25倍（速度の2乗になるので）大きいといえる。

##### (3) Cタイプ（複鉄筋）

最後に、Cタイプ（複鉄筋）について解析を行った。Bタイプにおいて根元部のひびわれが連結した速度よりも若干早い衝突速度 $V=5.09\text{m/sec}$ において、図-15(a)に示すように衝突面側のひびわれと衝突物体を跳ね返しながら復元していく過程（揺り返し）において発生した裏面からのひびわれが見られるが、裏面側の鉄筋によりその進展が押さえられ、ひびわれの連結には至らなかった。つまり、複鉄筋タイプでは、復元していく過程において発生する裏面からのひびわれにも効果を発揮し、逆に単鉄筋はその点に関して弱点になることを確認できた。

しかし、衝突速度 $V=7.19\text{m/sec}$ においては、図-15(b)に示すように衝突面側の根元にひびわれが発生し裏面側にある程度進展した後、裏面側のコンクリートの圧壊によりひびわれが連結してしまうことが確認できる。これより、Cタイプではエネルギー的にAタイプに比し約50倍、Bタイプよりも約2倍大きいことが認められる。

各タイプの状況から、断面および衝突速度により破壊のパターンが変化し、低速においては衝突面側の根元部のひびわれを抑制する補強（単鉄筋）が必要となり、それよりもやや早い速度においては復元過程の揺り返しに対しても補強（複鉄筋）が必要となる。しかし、さらに早い衝突速度においては、複鉄筋においてもコンクリート根元部の圧壊による破壊が見られるため、圧壊を防ぐ補強（鉄筋量を増やすか、断面を厚くする等）が必要となることと思われる。

#### 3.3 最終破壊モードの実験結果との比較

先に示した図-13, 14, 15の最終破壊モードと実際の衝突模型実験の結果とを、A（無筋）、B（単鉄筋）、C（複鉄筋）の各タイプ別に比較する。ここで、終局限界状態<sup>6)</sup>はいずれも根元部のひびわれ連結である。

まず、Aタイプ（無筋）の実験結果は、根元にひびわれが発生する衝突速度より低い速度（ $V=0.78\text{m/sec}$ ）においてはひびわれが全く認められず、 $V=1.08\text{m/sec}$ になると衝突面側根元部にひびわれが生じ、一気に裏面側まで進展し転倒した。解析においてもこのひびわれの発生位置および進展状況が一致している。

Bタイプ（単鉄筋）の実験結果においては、衝突速度 $V=2.69\text{m/sec}$ までは、衝突面側にひびわれが発生しても終局限界に至らないが、衝突速度 $V=4.93\text{m/sec}$ になると揺り返しによる裏面側のひびわれが大きく発生しひびわれの連結を生じた。解析においても一致しており、特に衝突面側根元のやや上から斜めに入るひびわれも確認できた。

Cタイプ（複鉄筋）の実験結果においても各衝突体の速度毎のひびわれの発生位置および終局限界状態が一致することを確認できた。

以上により、本解析法を用いれば、各タイプの最終破壊モードを比較的良くシミュレートできることが認められた。つまり、配筋のタイプによって異なる終局限界状態の衝突速度と破壊モードを本解析法により推定可能であることがわかった。

#### 4. 実砂防ダムに対する破壊シミュレーション

ここでは、実際に土石流を受け袖部が破壊したコンクリート製（無筋）砂防ダムに対し、無筋のままの断面と鉄筋補強した断面とを考え、これら両者に本シミュレーション手法の適用を試みた。すなわち、図-16に示す袖部の破壊が見られた被災例<sup>16)</sup>（昭和53年5月18日新潟県妙高高原町の赤倉山で土石流が発生し、コンクリート

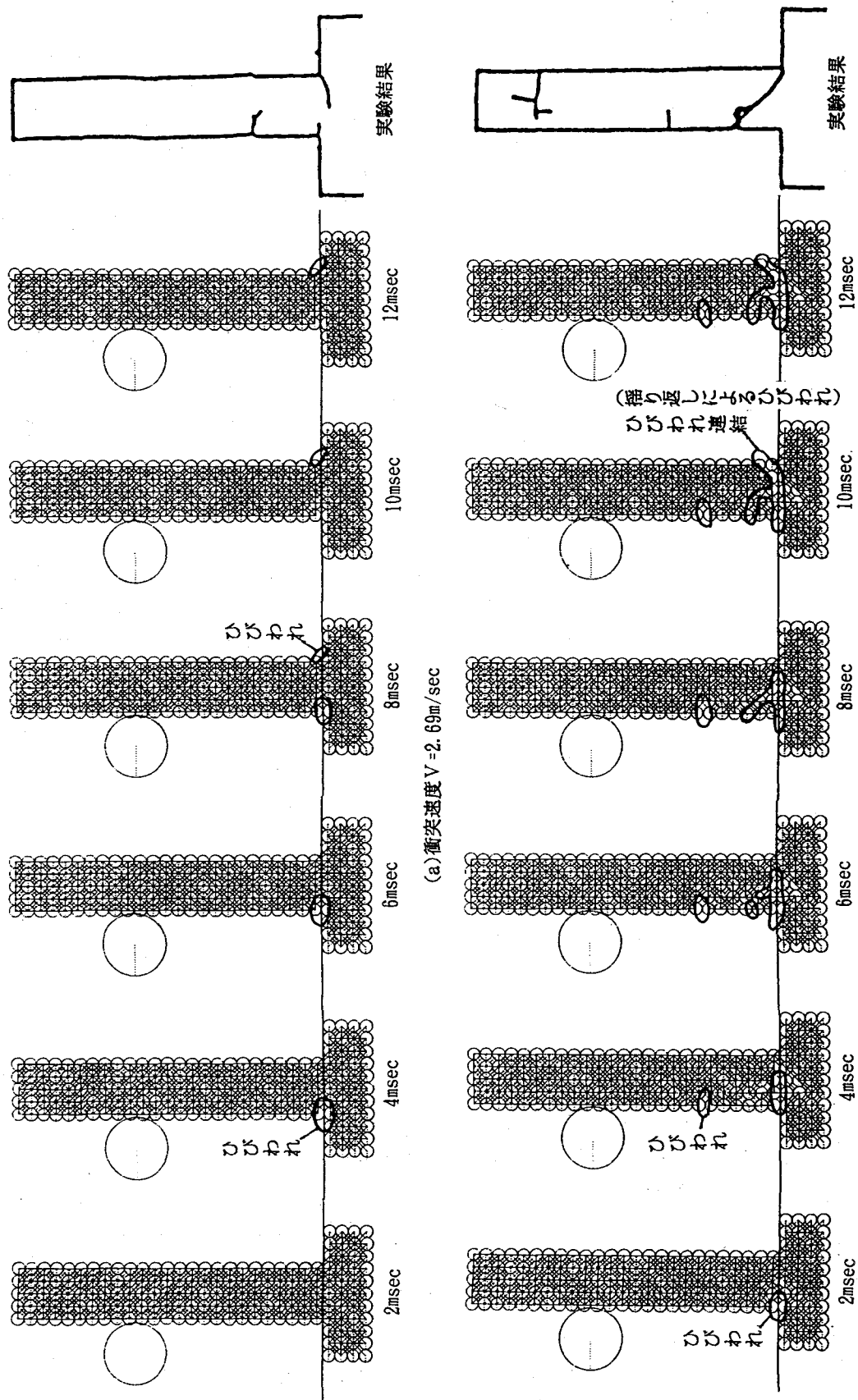


図-14 Bタイプ（単鉄筋）の破壊時刻歴

製砂防ダムを破壊し新赤倉温泉の旅館等を直撃した。そのため、死者13名、重傷1名、家屋全壊12棟、国鉄信越本線不通、ガスパイプラインの切断等の被害を出し

た。）に対し安全性照査を行った。



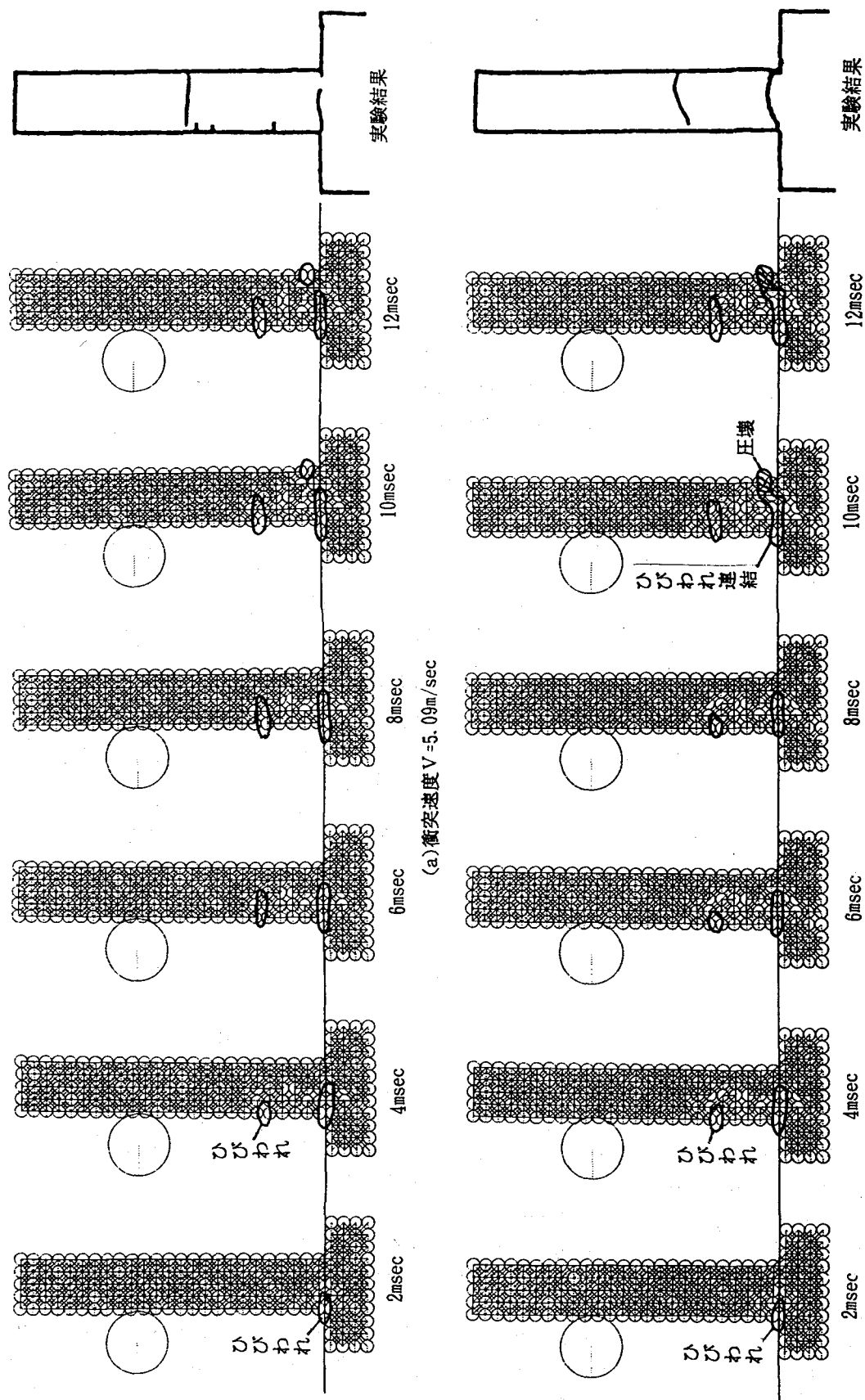
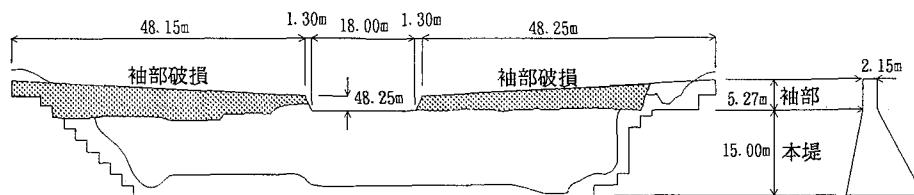


図-15 Cタイプ（複鉄筋）の破壊時刻歴

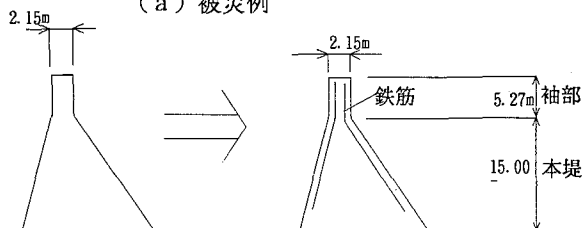
#### 4.1 解析モデル

図-16(b)の左側に示したコンクリート製砂防ダムを図-16(b)の右側と図-17に示すように鉄筋補強するものと

する。このダムに衝突した土石流は、ビデオ等の解析により巨礫の最大粒径2m(重量約10tonf)、流速20m/sec、水深4.6mであったことが確認されている。そこで、巨



(a) 被災例



(b) 実ダム袖部補強例

図-16 実際に土石流により被災した砂防ダムおよび補強例

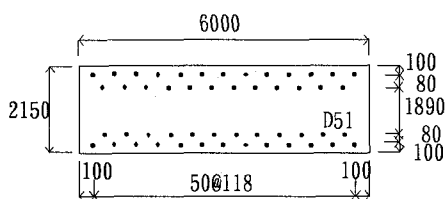


図-17 補強した袖部断面

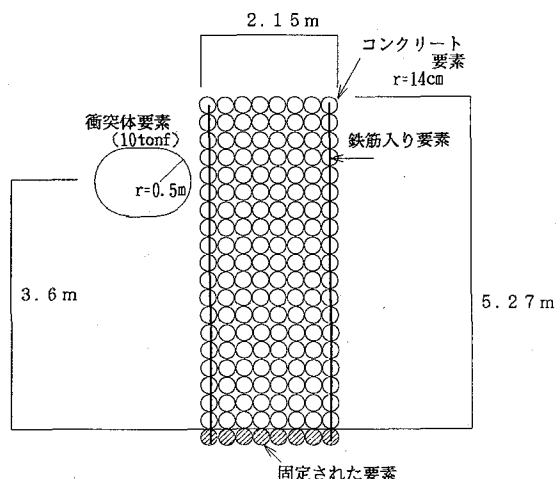


図-18 解析モデル

礫要素を 10tonf と考え衝突速度 20m/sec, 衝突位置を 3.6 m (土石流上面が巨礫の上端), 巨礫の偏平を考慮<sup>6)</sup>して衝突面形状を半径 0.5m とした。

ここで、衝突モデルの式(10), (11)を実物に対しても適用するため、模型実験における相似則を用いて若干の修正を行う。まず衝突模型実験<sup>6)</sup>に示した重力と材料物性が一定である条件から導かれた相似則から見ると衝突速度は $1/2$ 乗となる ( $V/V' = \sqrt{s}$ ,  $V$ : 実際の衝突速度,  $V'$ : 模型の速度,  $s$ : スケールファクター)。つまり、衝突部の減衰定数  $h$  とダミー質量比  $m_d/m_1$  は無次元であるから、衝突速度の項を模型の状態に合わせると  $1/\sqrt{10}$  ( $s=1/10$ ) にする必要がある。すなわち、減衰定数  $h$  とダミー質量比  $m_d/m_1$  が次式のように表わされることにな

表-2 解析における材料定数等

| コンクリート                   |                                    |
|--------------------------|------------------------------------|
| ヤング率 $E$                 | $2.6 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ |
| ポアソン比 $\nu$              | 0.2                                |
| 内部摩擦角 $\phi$             | $35^\circ$                         |
| 静的最大圧縮強度 $\sigma_{pc,s}$ | $400 \text{ kgf/cm}^2$             |
| 圧縮限界ひずみ $\epsilon_{uc}$  | $3500 \mu$                         |
| 鉄筋                       |                                    |
| ヤング率 $E$                 | $2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ |
| ポアソン比 $\nu$              | 0.3                                |
| 降伏降伏点 $\sigma_{ys,s}$    | $3449 \text{ kgf/cm}^2$            |
| 引張限界ひずみ $\epsilon_{us}$  | 0.333                              |
| その他                      |                                    |
| 時間増分 $\Delta t$          | $1.0 \times 10^{-6} \text{ sec}$   |
| 結合パラメーター $\beta$         | 1.415                              |

る。

$$h = 0.303 \log_e (V/\sqrt{10}) - 1163 \quad (15)$$

$$\frac{m_d}{m_1} = 0.0445 \log_e (V/\sqrt{10}) - 0.0460 \quad (16)$$

ただし、 $V$ : 実際の流速。

これらを用いて袖部および巨礫を図-18に示すようにモデル化し、表-2に示す材料定数等を入力データとして与えて計算した。

## 4.2 解析結果

### (1) 無筋の場合

図-19に、鉄筋で補強しない袖部の解析結果を示す。図-13に示す無筋の場合の模型実験と同様に袖部根元にひびわれが発生し、12msecで一挙に裏面まで達することを確認できた。すなわち、衝突面側根元から発生したひびわれが、4msecには袖部の根元の半分まで進展し、12msecで裏面まで達することがわかる。すなわち、実際の被害例と同様に本解析においても袖部の根元にひび

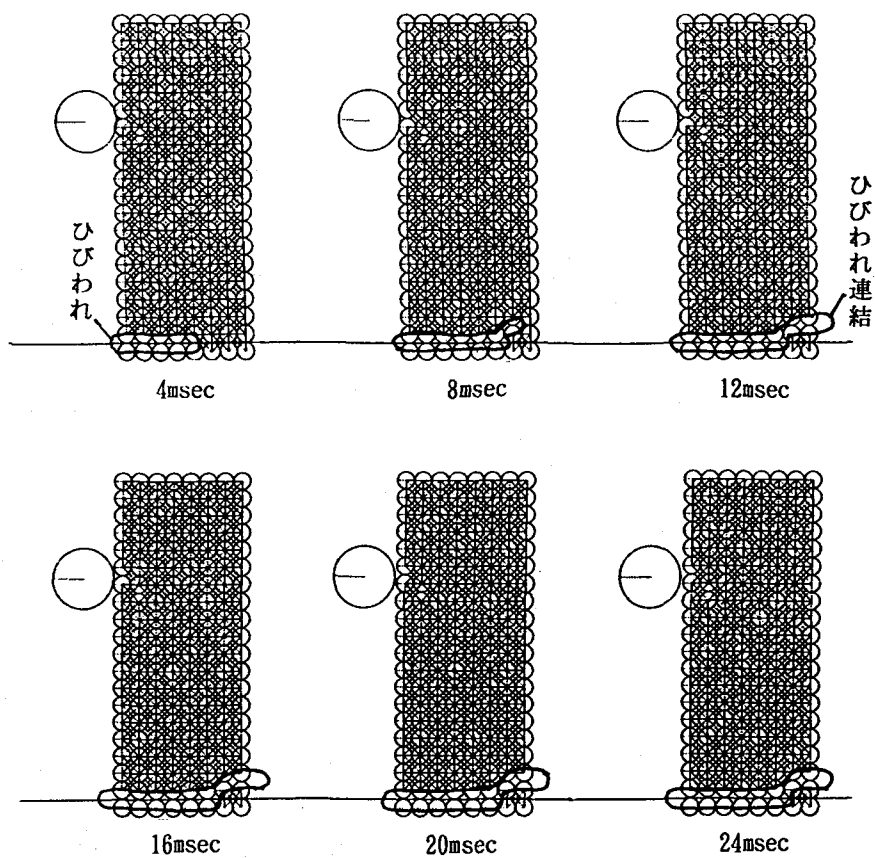


図-19 巨礫の衝突による鉄筋補強しない袖部の破壊時刻歴

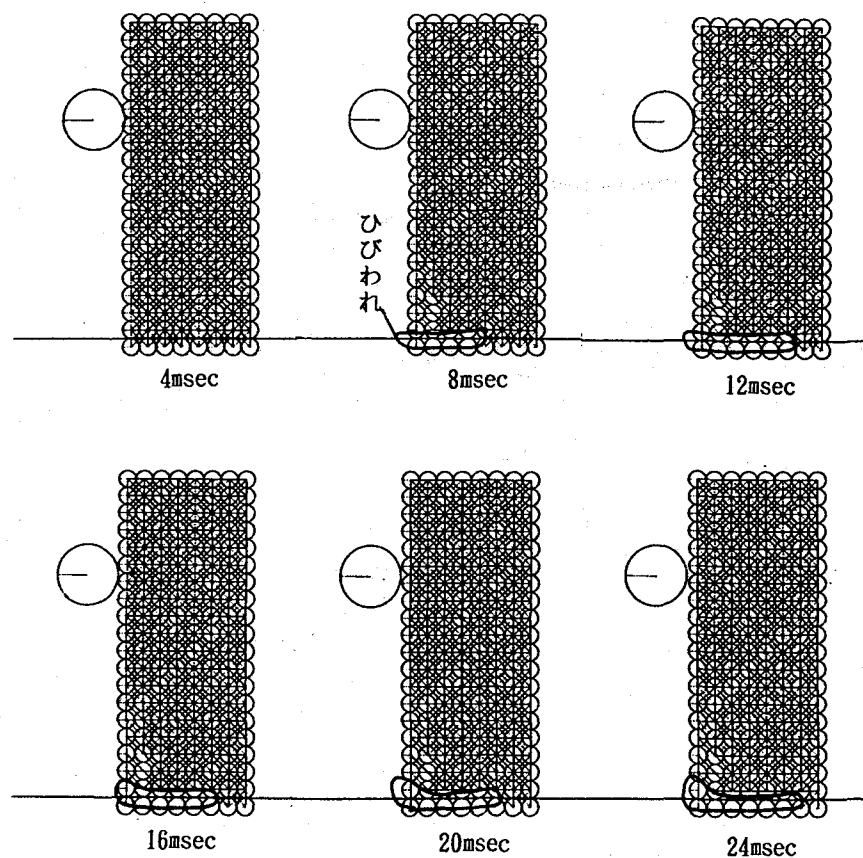


図-20 巨礫の衝突による鉄筋補強した袖部の破壊時刻歴

われが入り破壊されることが確認できた。

## (2) 複鉄筋の場合

鉄筋で補強した袖部断面のシミュレーション結果を図-20に示す。まず4msecではひびわれが発生していない。その後ひびわれが衝突面側の根元部に発生し、8msecでやっと半分までひびわれが進展した。その後、根元付近までひびわれが進展するが12msec以降ひびわれが進展せずに巨礫が跳ね返されていることを確認できる。つまり、複鉄筋断面として補強した本断面においては、裏面側のひびわれの進展および圧壊が発生せず終局限界まで至らないことが解析により明らかとなった。これは、複鉄筋断面の衝突模型実験の終局限界に至らない衝突速度の破壊状況の図-15(a)と同様である。

以上のように、本解析法は、巨礫が鉄筋補強された袖部に対して衝突する現象をシミュレートでき、さらに本法が終局限界の安全性照査に対し有用であるとともに、鉄筋補強が土石流中の巨礫に対して有効であることを確認することができた。

## 5. 結 言

本研究の成果をまとめると以下ようになる。

(1) 鉄筋で補強したコンクリート製砂防ダム袖部に対し、衝突点局部のモデルを考慮した個別要素法による解析法を開発することができた。

(2) 本法により、袖部模型に対する巨礫の衝突模型実験の終局限界を定性的および定量的に精度良くシミュレートできることを確認できた。特に、無筋で根元部のひびわれが裏面に直ちに進展する現象、単鉄筋の揺り返しによる根元部裏面からのひびわれ発生によるひびわれ連結、さらに複鉄筋の根元部裏面の圧壊によるひびわれ連結など、各断面タイプの終局限界の状況およびその破壊モードに至る衝突速度を求めることができた。

(3) 本法により衝突速度の違いによる各断面（無筋、単鉄筋、複鉄筋）の最終破壊モードの違いを実験結果との比較により比較的良く表わせることを確認した。

(4) 本解析法を用いて、実際の砂防ダムへの安全性照査に対する一つの有用な手段となることを確認した。

(5) 本法では、ひずみ速度効果を考慮し、減衰定数を無視した計算を行ったが、これらの影響については今後さらに検討を要するものと思われる。

(6) 緒言でも述べたように、本法の適用範囲は、衝突体の重量が大きく（約1~20tonf）、速度が遅く（20m/sec以下）、また衝突体の先端形状が円形である場合に限定される。

## 参考文献

1) Kimiro MEGURO, Motohiko HAKUNO; APPLICATION OF THE EXTENDED DISTINCT ELEMENT METHOD FOR COLLAPSE

SIMULATION OF A DOUBLE-DECK BRIDGE, 土木学会論文集, No. 483/I-26, pp. 175s-185s, 1994. 1.

2) 森川博司, 澤本佳和, 小鹿紀英; 個別要素法を用いたコンクリートの破壊解析, 日本建築学会構造系論文集, 第473号, pp. 127-135, 1995. 7.

3) 武藤厚, 伊藤弘志, 長谷川歳恭, Ronald F Kulak; 高速飛来物衝突時の鉄筋コンクリート部材の破壊解析手法, 日本材料学会, 第5回材料の衝撃問題シンポジウム講演論文集, pp. 9-11, 1996. 5.

4) 下田義文, 鈴木真次, 石川信隆, 水山高久, 古川浩平; 個別要素法によるコンクリート製砂防ダムの衝撃破壊シミュレーション, 土木学会論文集, No. 480/VI-21, pp. 97-106, 1993. 12.

5) 鈴木真次, 香月智, 石川信隆, 石川芳治, 古川浩平; 鋼球のコンクリート供試体への振り子式衝突実験による局部損失エネルギーとその評価モデルに関する基礎的研究, 土木学会論文集, No. 543/I-36, pp. 91-105, 1996年7月.

6) 鈴木真次, 石川信隆, 水山高久, 石川芳治, 古川浩平; 鉄筋コンクリート製砂防ダム袖部の終局限界状態に関する実験的研究, 土木学会論文集, 第522号/VI-28, pp. 107-118, 1995. 9.

7) MARC Special Topics Course Nonlinear Dynamics Tokyo, 日本MARC, 1984. 2.

8) 高橋芳彦, 大野友則, 太田俊昭, 日野伸一; 高速載荷を受ける鉄筋コンクリートはりの終局限界変形量推定法, 土木学会論文集, No. 432/I-16, pp. 99-110, 1991. 7.

9) 山口弘, 藤本一男; 鉄筋コンクリート版の衝撃応答に及ぼすひずみ速度効果, 日本建築学会構造系論文報告集, 第406号, pp. 25-35, 1989. 12.

10) CEB-FIP: CEB-FIP Model Code 1990, First Draft, CEB Bulletin D'information No. 195, 1990

11) 村田二郎, 長滝重義, 菊川浩治; 土木材料コンクリート, 共立出版, pp. 94-98, 1989. 3.

12) 江守一郎; 模型実験の理論と応用第2版, 技報堂出版, pp. 156-161, 1988. 9.

13) 喜多龍一郎, 酒巻勝, 小暮幹太, 藤掛一典; 低速度の落錘衝撃模型実験における載荷条件の設定について, 第50回年次講演会講演概要集第1部, pp. 1062-1063, 1995. 9

14) 鈴木章示, 鈴木真次, 石川信隆; 材料特性を考慮したRCはりの衝撃個別要素法解析, 第21回関東支部技術研究発表会講演概要集, pp. 106-107, 1994. 3.

15) Kimiro MEGURO, Motohiko HAKUNO; FRACTURE ANALYSIS OF CONCRETE STRUCTURES BY THE MODIFIED DISTINCT ELEMENT METHOD, 土木学会論文集, No. 410/I-12, pp. 283s-294s, 1989. 10.

16) 建設省河川局砂防部砂防課; 砂防ダムの災害実態調査, 土研資料第1514号, 昭和54年6月

(1996年9月6日受付)