

# 鋼製透過型砂防構造物の弾塑性衝撃応答解析と耐衝撃設計法

星川辰雄<sup>1</sup>・石川信隆<sup>2</sup>・彦坂 熙<sup>3</sup>・水山高久<sup>4</sup>・阿部宗平<sup>5</sup>

<sup>1</sup>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)

<sup>2</sup>正会員 工博 防衛大学校教授 土木工学科 (〒239 横須賀市走水1-10-20)

<sup>3</sup>正会員 工博 九州大学教授 工学部建設都市工学科 (〒812 福岡市東区箱崎6-10-1)

<sup>4</sup>正会員 農博 京都大学教授 農学部林学科 (〒606 京都市左京区北白川)

<sup>5</sup>(財)砂防・地すべり技術センター 研究開発課長 (〒162 新宿区市谷砂土原町2-7)

本研究は、土石流中の巨礫の衝突を受ける鋼製透過型砂防構造物の耐衝撃設計法を確立するため、まず、局部変形とひずみ速度効果の影響を考慮した3次元鋼管骨組の弾塑性衝撃応答解析法を開発した。次に、本解析法を用いて部材に発生する塑性回転角を算定し、これを部材の動的塑性回転容量と比較することにより終局限界の判定を行う耐衝撃設計法を提案した。さらに、B型スリットダムに巨礫が衝突した場合の具体的な設計例を示すとともに、現行設計法との比較検討を行い、本設計法が現行設計法に比べより合理的かつ経済的な設計法であることを確認した。

**Key Words :** steel pipe check dam, impact resistant design procedure, three-dimensional elastic-plastic impact response analysis

## 1. 緒言

近年、土石流災害防止施設として通常の土砂は流下させ、土石流中の巨礫を捕捉することを目的とした写真-1に示すB型スリットダムあるいは格子型ダムのような鋼製透過型砂防構造物が数多く建造されている。これらの構造物の現行設計法<sup>1)</sup>では、B型スリットダムに対して、許容変形量をフレーム高さの2%と試行的に定めて、構造系全体の変形によって設計基準を照査している。一方、格子型ダムに対しては、鋼管部材1本を固定はりのみとし、局部変形とはり変形の2つの変形エネルギーにより運動エネルギーを吸収するものとし、はり変形が弾性限界変形の20倍まで許容するように設計されている。しかし、局部変形の算定については、鋼製砂防構造物に対する適当な式がないため、船舶等による海洋構造物への衝突の式をそのまま適用しており、また許容変形量の設定の根拠も不明確である点など、この種構造物の設計法について多くの問題点が残されていた。

これまで著者らは、鋼製透過型砂防構造物の耐衝撃設計法を確立するための基礎的段階として、まず局部変形の影響を調べるため、鋼管固定はりに対する静的および高速載荷実験を行い、荷重～局部変形関係の算定式を提案し、さらに局部変形とひずみ速度効果の影響を考慮した準静的解析法を開発して、巨礫の衝突を受ける鋼管固定はりの衝撃応答変位の算定法を示した<sup>2)</sup>。

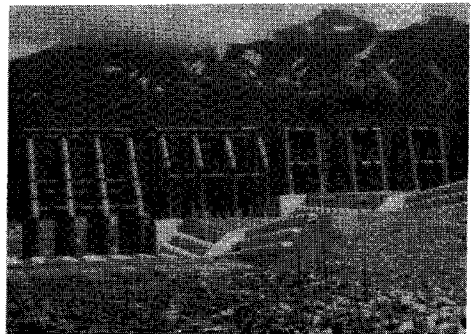
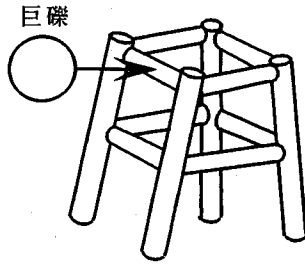


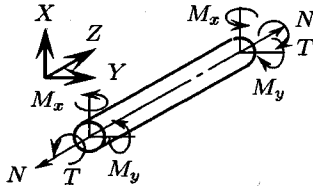
写真-1 鋼製砂防ダム (右側: B型スリットダム, 左側: 格子型ダム)

次に、鋼製透過型砂防構造物の終局限界を定義するため、いかなる構造形式にも適用できるように、構造部材として片持はりを選び、鋼管片持はりに対する静的および高速載荷実験を行った。その結果、鋼管はり部材の終局限界を局部座屈が形成された時点と定義して、動的塑性回転容量の算定式を求めた<sup>3)</sup>。

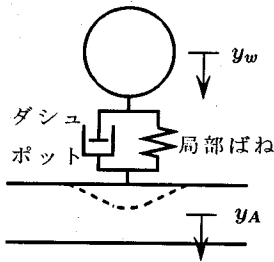
上記の研究成果を基礎として、本研究は、鋼製透過型砂防構造物の耐衝撃設計法を確立しようとするものである。すなわち、鋼管部材で構成される砂防構造物に巨礫が衝突する現象を準静的の問題ではなく、動的の問題として捉え<sup>4)</sup>、本衝突現象に影響を及ぼす局部変形とひずみ速度効果の両方の影響を考慮した3次元弾塑



(a) B型スリットダム



(b) モデル化



(c) 衝突点のモデル化

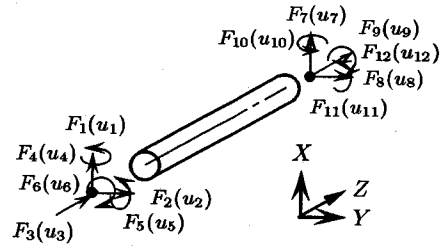
図-1 B型スリットダムのモデル化

性衝撃応答解析法を開発した。次に、本解析法を用いて部材に発生する応答塑性回転角を算定し、これと先に求めた動的塑性回転容量<sup>3)</sup>とを比較することにより安全性照査を行う耐衝撃設計法を提案した。さらに、B型スリットダムに対する具体的な設計例を示すとともに、現行設計法との比較検討を行ったものである。

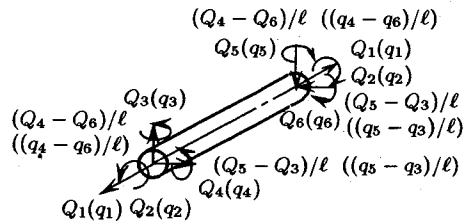
## 2. 局部変形とひずみ速度効果を考慮した3次元弾塑性衝撃応答解析法

### (1) 解析モデル

まず図-1(a)に示すようなB型スリットダムを、図-1(b)に示す任意長の鋼管部材要素に分割する。各部材要素には2軸曲げモーメント  $M_x$ ,  $M_y$ , 軸力  $N$  およびねじりモーメント  $T$  が作用するものとする。また、巨礫と衝突点とは図-1(c)に示すように局部ばねおよびダッシュポットを用いて接続し、衝撃荷重は当初巨礫



(a) 節点力 (節点変位)



(b) 部材断面力 (部材変形)

図-2 節点力と部材断面力

の初速度によって与えられ、以後局部ばねとダッシュポットにより算定できるものとした。

### (2) 解析の基本式

#### a) 運動方程式

本解析においては、次の運動方程式を用いた。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{D}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{P} \quad (1)$$

ただし、 $\mathbf{M}$ : 構造全体の質量マトリクス、 $\mathbf{D}$ : 構造全体の減衰マトリクス、 $\mathbf{K}$ : 構造全体の剛性マトリクス、 $\mathbf{P}$ : 構造全体の外力ベクトル、 $\ddot{\mathbf{u}}, \dot{\mathbf{u}}, \mathbf{u}$ : 構造全体の節点加速度、速度および変位ベクトル。

なお、式(1)は当初弾性応答計算のみに適用するものとし、弾塑性応答計算の場合は、復元力  $\mathbf{K}\mathbf{u}$  の代わりに後述の降伏曲線上に修正した真の部材断面力  $\mathbf{Q}$  より式(2)、式(3a)の節点力  $\mathbf{F}$  を求め、これを復元力として用いることとする。

ここで、各マトリクスは、以下のように求められる。

#### (i) 部材要素の質量マトリクス

部材要素の局所座標系における質量マトリクス  $\bar{\mathbf{M}}$  は、2軸曲げ、軸力およびねじり振動を考慮しているため、表-1 のようになる<sup>5)</sup>。

#### (ii) 部材要素の剛性マトリクス

部材の挙動が、節点  $i$  および  $j$  において作用する力と変形によって定義されるものとする。すなわち、節点(部材要素端)に働く断面力および変形量を図-2に示すように定義する。図-2(a)には節点力(節点変位)を、図-2(b)には部材断面力(部材変形)を示す。

表-1 局所座標系における部材要素の質量マトリクス

$$\bar{M} = \frac{\gamma A \ell}{g} \begin{pmatrix} \frac{13}{35} & 0 & 0 & 0 & \frac{11\ell}{210} & 0 & \frac{9}{70} & 0 & 0 & 0 & -\frac{13\ell}{420} & 0 \\ 0 & \frac{13}{35} & 0 & -\frac{11\ell}{210} & 0 & 0 & 0 & \frac{9}{70} & 0 & \frac{13\ell}{420} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{6} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{11\ell}{210} & 0 & \frac{\ell^2}{105} & 0 & 0 & 0 & -\frac{13\ell}{420} & 0 & -\frac{\ell^2}{140} & 0 & 0 \\ \frac{11\ell}{210} & 0 & 0 & 0 & \frac{\ell^2}{105} & 0 & \frac{13\ell}{420} & 0 & 0 & 0 & -\frac{\ell^2}{140} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{r_0^2}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{r_0^2}{6} \\ \frac{9}{70} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{13}{35} & 0 & 0 & 0 & -\frac{11\ell}{210} & 0 \\ 0 & \frac{9}{70} & 0 & -\frac{13\ell}{420} & 0 & 0 & 0 & \frac{13}{35} & 0 & \frac{11\ell}{210} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{6} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{13\ell}{420} & 0 & -\frac{\ell^2}{140} & 0 & 0 & 0 & \frac{11\ell}{210} & 0 & \frac{\ell^2}{105} & 0 & 0 \\ -\frac{13\ell}{420} & 0 & 0 & 0 & -\frac{\ell^2}{140} & 0 & -\frac{11\ell}{210} & 0 & 0 & 0 & \frac{\ell^2}{105} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{r_0^2}{6} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{r_0^2}{3} \end{pmatrix}$$

ただし、 $\gamma$ ：鋼材の単位体積重量、 $A$ ：鋼管断面積、 $\ell$ ：部材長、 $g$ ：重力加速度、 $r_0$ ：断面2次極半径。

まず節点力と部材断面力との関係は、次式のように表される。

$$\bar{F} = C^T Q \quad (2)$$

ただし、 $\bar{F}$ ：局所座標系における節点力ベクトルで、全体座標系との関係は次式のようになる。

$$F = T^T \bar{F} \quad (3a)$$

$$\bar{F}^T = [F_1 \ F_2 \ \dots \ F_{12}] \quad (3b)$$

ただし、 $T$ ：座標変換マトリクス、 $F$ ：全体座標系における節点力ベクトル、肩字  $T$  は、転置行列を意味する。また、 $Q$ ：部材要素に作用する部材断面力ベクトルで、軸力、ねじりモーメントおよび2軸曲げモーメントを表し、次式で表される。

$$Q^T = [Q_1 \ Q_2 \ \dots \ Q_6] \quad (4)$$

さらに、 $C^T$ ：平衡マトリクスで、 $C$  は適合マトリクスともいい、次式で表される。

$$C = \begin{pmatrix} 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & -1/\ell & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1/\ell & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1/\ell & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1/\ell & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1/\ell & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1/\ell & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1/\ell & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 1/\ell & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \end{pmatrix} \quad (5)$$

ただし、 $\ell$ ：部材要素長。

一方、節点変位と部材変形との関係は、次式のように表される。

$$q = C \bar{u} \quad (6a)$$

ただし、 $\bar{u}$ ：局所座標系における節点変位ベクトル、 $q$ ：部材要素の部材変形ベクトルで、曲げ回転角、軸変形およびねじり回転角を示し、弾性部分  $q_e$  と塑性部分  $q_p$  の和として次式で表される。

$$q = q_e + q_p \quad (6b)$$

$$\text{ただし、 } q^T = [q_1 \ q_2 \ \dots \ q_6]$$

さらに、部材断面力  $Q$  と弾性部材変形  $q_e$  との関係は、フックの法則にしたがい、次式のように示される。

$$Q = k q_e \quad (7)$$

ただし、 $k$  は部材断面力と弾性部材変形との関係を結びつける剛性マトリクスで、次式となる。

$$k = \begin{pmatrix} EA/\ell & 0 & 0 \\ 0 & GJ/\ell & 0 \\ 0 & 0 & 4EI/\ell \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -2EI/\ell \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & -2EI/\ell & 0 \\ 4EI/\ell & 0 & -2EI/\ell \\ 0 & 4EI/\ell & 0 \\ -2EI/\ell & 0 & 4EI/\ell \end{pmatrix} \quad (8)$$

部材要素の応力状態が弾性であるとき、式 (2)、(6) および (7) より  $q_p = 0$  とおいて節点変位  $\bar{u}$  について

表-2 局所座標系における部材要素の剛性マトリクス

$$\bar{\mathbf{K}} = \begin{pmatrix} \frac{12EI_y}{\ell^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_y}{\ell^2} & 0 & -\frac{12EI_y}{\ell^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_y}{\ell^2} & 0 \\ 0 & \frac{12EI_x}{\ell^3} & 0 & -\frac{6EI_x}{\ell^2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{12EI_x}{\ell^3} & 0 & \frac{6EI_x}{\ell^2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{EA}{\ell} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{EA}{\ell} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{6EI_x}{\ell^2} & 0 & \frac{4EI_x}{\ell} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_x}{\ell^2} & 0 & \frac{2EI_x}{\ell} & 0 & 0 \\ \frac{6EI_y}{\ell^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{4EI_y}{\ell} & 0 & -\frac{6EI_y}{\ell^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{2EI_y}{\ell} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GK}{\ell} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{GK}{\ell} \\ -\frac{12EI_y}{\ell^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{6EI_y}{\ell^2} & 0 & \frac{12EI_y}{\ell^3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{6EI_y}{\ell^2} & 0 \\ 0 & -\frac{12EI_x}{\ell^3} & 0 & \frac{6EI_x}{\ell^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{12EI_x}{\ell^3} & 0 & \frac{6EI_x}{\ell^2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{EA}{\ell} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{EA}{\ell} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{6EI_x}{\ell^2} & 0 & \frac{2EI_x}{\ell} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_x}{\ell^2} & 0 & \frac{4EI_x}{\ell} & 0 & 0 \\ \frac{6EI_y}{\ell^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{2EI_y}{\ell} & 0 & -\frac{6EI_y}{\ell^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{4EI_y}{\ell} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{GK}{\ell} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GK}{\ell} \end{pmatrix}$$

ただし、 $E$  : 弾性係数,  $G$  : せん断弾性係数,  $A$  : 断面積,  $I$  : 断面2次モーメント,  $K$  : 断面2次極モーメント

解くと、次式が得られる。

$$\bar{\mathbf{u}} = \bar{\mathbf{K}}^{-1} \bar{\mathbf{F}} \quad (9)$$

ここで、 $\bar{\mathbf{K}} (= \mathbf{C}^T \mathbf{k} \mathbf{C})$  は局所座標系における部材要素の節点力と節点変位との関係を結びつける剛性マトリクスで、表-2 のようになる。

(iii) 減衰マトリクス

局所座標系における部材要素の減衰マトリクス  $\bar{\mathbf{D}}$  は、部材要素における質量マトリクス  $\bar{\mathbf{M}}$  および剛性マトリクス  $\bar{\mathbf{K}}$  を既知量として、次式に示すレイリー減衰を用いることとした。

$$\bar{\mathbf{D}} = \alpha_0 \bar{\mathbf{M}} + \alpha_1 \bar{\mathbf{K}} \quad (10)$$

ここで、 $\alpha_0$ ,  $\alpha_1$  の係数は、地震による振動問題において、通常観測値等により経験的に算出しているが<sup>7)</sup>、衝撃問題においては未知なので、本計算では、一応  $\alpha_0 = 0$  とし、 $\alpha_1$  は次式を用いて算定した。

$$\alpha_1 = \frac{2h}{\omega} \quad (11)$$

ただし、 $h$  : 減衰定数で、一般の鋼構造物において用いられている値<sup>7)</sup>として、ここでは  $h = 0.02$  を用いた。また、 $\omega$  : 円振動数で、減衰を考慮しないでB型スリットダムの固有周期解析を行った結果から円振動数を求めると、 $\omega = 400\text{Hz}$  となる。これより、 $\alpha_1 = 1.0 \times 10^{-4}$  を用いた。

(iv) 座標変換マトリクス

部材要素が結合して構造物を形成する場合、節点力と節点変位に共通の座標系が必要であり、これを全体座標系  $(X, Y, Z)$  で表し、一方の部材要素の部材変形を局所座標系  $(\bar{X}, \bar{Y}, \bar{Z})$  で表す。よって、この部材要素の部材変形と構造物の節点変位の関係を求めるには、局所座標系と全体座標系を結ぶ座標変換マトリクスが必要になる。

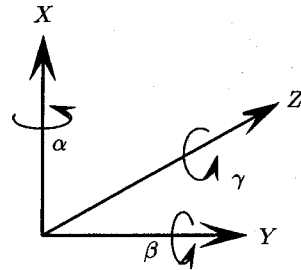


図-3 全体座標系  $(X, Y, Z)$  と回転角  $(\alpha, \beta, \gamma)$  の定義

すなわち、部材要素に対する座標変換マトリクスを  $\mathbf{T}$  とおくと、局所座標系の節点変位  $\bar{\mathbf{u}}$  と全体座標系の節点変位  $\mathbf{u}$  との関係は次式のように求められる。

$$\bar{\mathbf{u}} = \mathbf{T} \mathbf{u} \quad (12a)$$

ここで、座標変換マトリクス  $\mathbf{T}$  は、まず図-3のように  $X$  軸、 $Y$  軸および  $Z$  軸に関する回転角を定義することにより、次式のようになる。

$$\mathbf{T} = \begin{pmatrix} \mathbf{T}_L & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \mathbf{T}_L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \mathbf{T}_L & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mathbf{T}_L \end{pmatrix} \quad (12b)$$

ここに、

$$\mathbf{T}_L = \mathbf{T}_Z \cdot \mathbf{T}_Y \cdot \mathbf{T}_X \quad (12c)$$

ただし、

$$\mathbf{T}_X = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha & \sin \alpha \\ 0 & -\sin \alpha & \cos \alpha \end{pmatrix} \quad (12d)$$

$$\mathbf{T}_Y = \begin{pmatrix} \cos \beta & 0 & -\sin \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \beta & 0 & \cos \beta \end{pmatrix} \quad (12e)$$

$$\mathbf{T}_Z = \begin{pmatrix} \cos \gamma & \sin \gamma & 0 \\ -\sin \gamma & \cos \gamma & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (12f)$$

よって、全体座標系における質量マトリクス、剛性マトリクスおよび減衰マトリクスは、上記の座標変換マトリクスを用いて、それぞれ次式のように算定される。

$$\mathbf{M} = \mathbf{T}^T \bar{\mathbf{M}} \mathbf{T} \quad (13a)$$

$$\mathbf{K} = \mathbf{T}^T \bar{\mathbf{K}} \mathbf{T} \quad (13b)$$

$$\mathbf{D} = \mathbf{T}^T \bar{\mathbf{D}} \mathbf{T} \quad (13c)$$

## b) 衝撃荷重の算定

巨礫と鋼管固定はりの衝突点において発生する荷重は、局部ばねとダッシュポットにより次式で算定される。

(i)  $y_w \geq y_{Atp}$  の場合

$$P = P_L + C_w(\dot{y}_w - \dot{y}_{Atp}) \quad (14a)$$

(ii)  $y_w < y_{Atp}$  の場合

$$P = 0 \quad (14b)$$

ただし、 $P$ ：衝撃荷重、 $P_L$ ：局部変形により発生する力、 $C_w$ ：局部減衰係数、 $y_w, y_{Atp}$ ：重錘および部材衝突点の変位、 $\dot{y}_w, \dot{y}_{Atp}$ ：重錘および部材衝突点の速度。

ここで、局部変形により発生する力  $P_L$  は、先に著者ら<sup>2)</sup>の鋼管部材に対する高速載荷実験から得られた次式のような荷重～局部変形関係式を用いる。

$$P_L = \frac{1}{4} K \sigma_{y,d} t^2 \left( \frac{\delta_L}{D} \right)^\beta \quad (15)$$

ただし、 $K$ ：定数 (=185)、 $\beta$ ：定数 (=0.8)、 $\sigma_{y,d}$ ：動的降伏応力、 $D$ ：鋼管径、 $t$ ：肉厚、 $\delta_L$ ：局部変形量で、次式で算定される。

$$\delta_L = y_w' - y_{Atp}' \quad (16)$$

ここに、 $y_w'$ ：時刻  $t + \Delta t$  における巨礫の変位、 $y_{Atp}'$ ：時刻  $t + \Delta t$  における部材の衝突点変位。

また局部減衰係数  $C_w$  は、次式で求められるものとする。

$$C_w = 2h\sqrt{mk'} \quad (17)$$

ただし、 $h$ ：局部減衰定数、 $m$ ：巨礫の質量、 $k'$ ：局部ばね定数。

ここで、局部ばね定数  $k'$  は荷重～局部変位関係の曲線の傾きと定義し、式 (15) を偏微分して、次式のように局部変形  $\delta_L$  の値に応じて変化する値を用いる。

$$k' = \frac{\partial P_L}{\partial \delta_L} = \frac{1}{5} K \sigma_{y,d} t^2 \frac{1}{D^{0.8}} \delta_L^{-0.2} \quad (18)$$

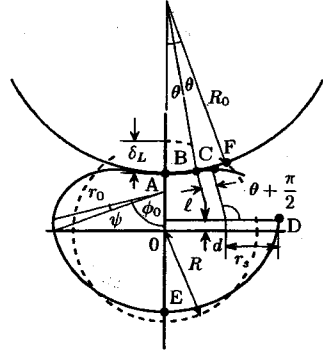


図-4 局部変形断面形状

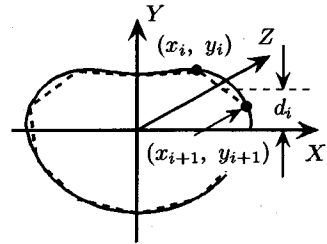


図-5 局部変形断面形状のモデル化

## c) 衝突点における局部変形の影響

中空鋼管はりに巨礫が衝突した際には、衝突点において局部変形が発生する。この局部変形は、衝突点における曲げ剛性および抵抗曲げモーメントを低下させる。ここでは、局部変形断面形状を 図-4 のようなひょうたん形に仮定して解析を行った。ここで、図-4 の形状は、次式を連立して6つの未知数  $\psi, \phi_0, l, d, r_s, r_0$  を繰返し計算により求めることができる<sup>6)</sup>。

$$r_0(1 - \cos \phi_0) = R \quad (19a)$$

$$R_0 \theta + l + r_s \left( \theta + \frac{\pi}{2} \right) + r_0 \psi = \frac{1}{2} \pi R \quad (19b)$$

$$r_0(\phi_0 - \psi) = \frac{1}{2} \pi R \quad (19c)$$

$$d = -r_0 \cos \phi_0 + r_0 \cos(\phi_0 - \psi) \quad (19d)$$

$$r_0 \sin \phi_0 = R_0 \sin \theta + l \cos \theta + r_s(1 + \sin \theta) \quad (19e)$$

$$(R - \delta_L) + R_0(1 - \cos \theta) + l \sin \theta = r_s \cos \theta + d \quad (19f)$$

ただし、各記号  $r_0, \phi_0, R_0, \theta, r_s, \psi, R, d, l$  は、図-4 に示すとおりである。

すなわち、局部変形後の断面形状が決定されると、局部変形後の断面2次モーメント  $I_d$  および塑性断面係数  $Z_{p,d}$  は次式により算定される。

$$I_d = \int y^2 dA \quad (20)$$

$$Z_{p,d} = \int |y| dA \quad (21)$$

ここで、式 (20), (21) の計算は、局部変形後の断面を図-5 のように任意数に分割して、まず分割点の座標を求め、次にこの分割点間の断面形状を直線とみなすことにより、次式を用いて  $I_d$  および  $Z_{p,d}$  を求めた。

$$I_d = \sum_{i=1}^N d_i^2 L_i t \quad (22)$$

$$Z_{p,d} = \sum_{i=1}^N |d_i| L_i t \quad (23)$$

ただし、 $d_i = (y_i + y_{i+1})/2$  : 分割点  $i$  と  $i+1$  にはさまれた直線部分の中心点の中立軸からの距離、 $L_i = \sqrt{(x_i - x_{i+1})^2 + (y_i - y_{i+1})^2}$  : 分割点  $i$  と  $i+1$  間の分割要素長さ、 $t$  : 肉厚。

なお、分割数  $N$  は、円形断面の断面 2 次モーメントに対して本法を用いて算定した結果と厳密解との結果を比べ、その誤差が 0.5% となった 160 を用いた。また局部変形のない断面の断面 2 次モーメント  $I$  および塑性断面係数  $Z_p$  はそれぞれ次式で算定される。

$$I = \frac{\pi}{64} \{D^4 - (D - 2t)^4\} \quad (24)$$

$$Z_p = (D - t)^2 t \quad (25)$$

#### d) 降伏条件式

本解析においては、鋼管部材の降伏条件式として次式を用いた。

$$\left(\frac{N}{N_p}\right)^2 + \left(\frac{T}{T_p}\right)^2 + \left(\frac{M_x}{M_{px}}\right)^2 + \left(\frac{M_y}{M_{py}}\right)^2 = 1 \quad (26)$$

ただし、 $N_p = A\sigma_{y,d}$ 、 $T_p = Z_{rp}\tau_{y,d}$ 、 $M_{px} = Z_{px}\sigma_{y,d}$ 、 $M_{py} = Z_{py}\sigma_{y,d}$ 、 $\sigma_{y,d}$  : 動的降伏応力、 $\tau_{y,d} (= \sigma_{y,d}/\sqrt{3})$  : 動的降伏せん断応力、 $Z_{px}$ 、 $Z_{py}$  : X 軸、Y 軸まわりの塑性断面係数、 $Z_{rp}$  : 塑性ねじり断面係数。

式 (26) の降伏条件式において、局部変形を生じた場合も、当然その内容が変化すると考えられるが、ここでは局部変形による X 軸まわりの塑性曲げモーメント ( $M_{px} = Z_{px} \cdot \sigma_{y,d}$ ) のみを低下させることで局部変形の影響を取り入れることとした。

#### e) 真の部材断面力の算定

式 (26) により示される降伏条件式は、4 次元空間となるため、図に示すことができない。そこで、ここでは図-6 に示すような 2 次元の降伏曲面 (円) を用いて、真の部材断面力の算定法について説明する。

いま、図-6 のように時刻  $t$  での A 点 ( $\bar{Q}_{1A}$ ,  $\bar{Q}_{2A}$ ) の応力状態から、時刻  $t + \Delta t$  で弾性計算により降伏曲線上を越えた D 点 ( $\bar{Q}_{1D}$ ,  $\bar{Q}_{2D}$ ) の応力状態が得られたとする。ただし、 $\bar{Q}$  は部材断面力  $Q$  を塑性断面力  $Q_p$  で除した無次元化部材断面力を意味する。ここで、真の断面力状態は降伏曲線上になければならず、また断面力増分ベクトル  $d\bar{Q}$  と降伏関数の勾配ベクトル  $\partial f/\partial \bar{Q}$  との直交条件をも満足しなければならない。すなわち、降

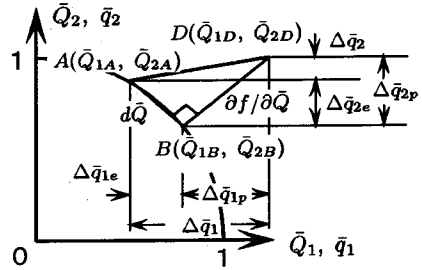


図-6 降伏曲面

伏曲線上で D 点に最も近い距離にある B 点 ( $\bar{Q}_{1B}$ ,  $\bar{Q}_{2B}$ ) を求める必要がある。まず DB 間の距離  $d$  は次式のように表される。

$$d^2 = (\bar{Q}_{1D} - \bar{Q}_{1B})^2 + (\bar{Q}_{2D} - \bar{Q}_{2B})^2 \quad (27a)$$

ただし、

$$\bar{Q}_{1B}^2 + \bar{Q}_{2B}^2 = 1 \quad (27b)$$

次に、 $d$  が最小となる B 点 ( $\bar{Q}_{1B}$ ,  $\bar{Q}_{2B}$ ) を算定するために、 $\partial d/\partial \bar{Q}_{2B} = 0$  より  $\bar{Q}_{2B}$  を求め、式 (27b) より  $\bar{Q}_{1B}$  を算出すればよい。よって、真の断面力  $Q$  つまり B 点 ( $\bar{Q}_{1B}$ ,  $\bar{Q}_{2B}$ ) が次式によって決定されることになる。

$$\bar{Q}_{1B} = \frac{\bar{Q}_{1D}}{(\bar{Q}_{1D}^2 + \bar{Q}_{2D}^2)^{1/2}} \quad (28a)$$

$$\bar{Q}_{2B} = \frac{\bar{Q}_{2D}}{(\bar{Q}_{1D}^2 + \bar{Q}_{2D}^2)^{1/2}} \quad (28b)$$

以上の方法は、式 (26) の 4 次元空間の降伏関数を用いた場合も同様であり、以下のように求められる。

$$\bar{Q}_{1B} = \frac{\bar{Q}_{1D}}{(\bar{Q}_{1D}^2 + \bar{Q}_{2D}^2 + \bar{Q}_{3D}^2 + \bar{Q}_{4D}^2)^{1/2}} \quad (29a)$$

$$\bar{Q}_{2B} = \frac{\bar{Q}_{2D}}{(\bar{Q}_{1D}^2 + \bar{Q}_{2D}^2 + \bar{Q}_{3D}^2 + \bar{Q}_{4D}^2)^{1/2}} \quad (29b)$$

$$\bar{Q}_{3B} = \frac{\bar{Q}_{3D}}{(\bar{Q}_{1D}^2 + \bar{Q}_{2D}^2 + \bar{Q}_{3D}^2 + \bar{Q}_{4D}^2)^{1/2}} \quad (29c)$$

$$\bar{Q}_{4B} = \frac{\bar{Q}_{4D}}{(\bar{Q}_{1D}^2 + \bar{Q}_{2D}^2 + \bar{Q}_{3D}^2 + \bar{Q}_{4D}^2)^{1/2}} \quad (29d)$$

#### f) ひずみ速度効果の導入法

一般に衝突速度が速くなると、ひずみ速度効果により鋼材の見かけ上の降伏点は上昇する。ここでは、鋼材の降伏応力の上昇量を、高橋ら<sup>9)</sup>の提案する次式で算定できるものとする。

$$\sigma_{y,d}/\sigma_{y,s} = 1.202 + 0.04 \log \dot{\epsilon} \quad (30)$$

ただし、 $\dot{\epsilon}$  : ひずみ速度 (1/sec)、 $\sigma_{y,s}$  : 静的降伏点応力。

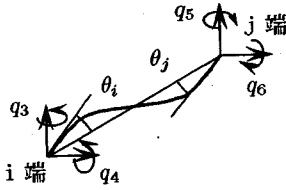


図-7 応答塑性回転角の算定

ここで、部材断面の外縁の曲げ変形による応答ひずみ速度  $\dot{\epsilon}$  は次式で求められる。

$$\dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt} = \frac{D}{2} \cdot \frac{\Delta\phi}{\Delta t} \quad (31)$$

ただし、 $\Delta\phi$ :  $\Delta t$  間における 2 軸周りの曲げ変形による部材断面曲率増分、 $D$ : 鋼管径。

すなわち、式 (31) により算定したひずみ速度  $\dot{\epsilon}$  を式 (30) に代入して動的降伏点応力  $\sigma_{y,d}$  を求め、さらにこれを式 (26) の降伏条件の中の  $\sigma_{y,d}$  に代入して、ひずみ速度効果を考慮することとした。

### g) 応答塑性回転角の算定

ここでは、巨礫の衝突により部材に発生する応答塑性回転角により終局限界の判定を行うため、応答塑性回転角の算定法を示す。

まず図-2(b) で定義した部材変形量のうち、 $q_3 \sim q_6$  は、図-7 に示すようにそれぞれ各節材端の X 軸および Y 軸周りに発生する弾塑性曲げ回転角を意味する。ここで塑性曲げ回転角  $q_p$ 、すなわち応答塑性回転角は、弾塑性曲げ回転角  $q$  から弾性曲げ回転角  $q_e$  を差し引くことにより、次式のように得られる。

$$q_p = q - q_e \quad (32)$$

ただし、 $q_e$  は式 (7) と式 (29) を用いて次式のように算定される。

$$q_e = k^{-1}Q \quad (33)$$

なお、式 (32) の  $q_p$  は、図-6 の座標軸を無次元化部材断面力  $\bar{Q}$  の軸から無次元化部材変形  $\bar{q}$  の軸に変換することによっても同様に求めることができる<sup>8)</sup>。ここで、式 (32) を用いて塑性部材変形量  $q_p$  が求められるので、これより部材の左端および右端の応答塑性回転角 ( $\theta_{p,i}$ ,  $\theta_{p,j}$ ) がそれぞれ次式により算定されることになる。

$$\theta_{p,i} = \cos^{-1}(\cos q_{3p} \cdot \cos q_{4p}) \quad (34a)$$

$$\theta_{p,j} = \cos^{-1}(\cos q_{5p} \cdot \cos q_{6p}) \quad (34b)$$

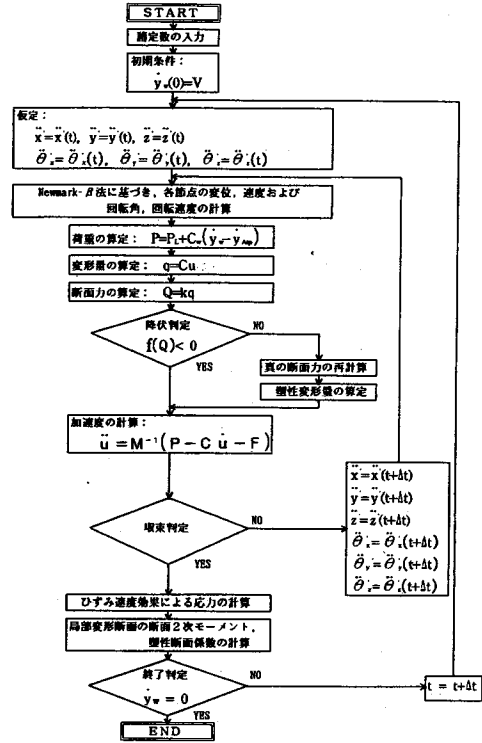


図-8 解析フローチャート

### (3) 解析手順

以上の基本式を用いて数値計算を行うが、その計算手順は、Newmark -  $\beta$  法に基づき、図-8 に示すようなフローチャートになる。ここで初期条件として、巨礫の衝突速度  $V$  を与える。また、終了判定は巨礫の運動が停止した時点、すなわち巨礫の速度が 0 となった時点とした。なお、本解析では構造物に巨礫が接触した時点を時刻の起点 ( $t = 0$ ) とし、構造物の各節点の変位は、 $t = 0$  における各節点位置からの移動量により表すこととした。

### (4) 鋼管固定はりの衝撃実験結果との比較

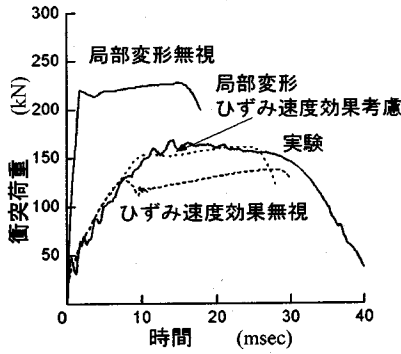
まず、局所変形とひずみ速度効果の影響を考慮した本解析法の妥当性について検討を行う。3 次元構造物に対する衝撃実験例がないので、ここでは鋼管固定はりに対する衝撃実験結果<sup>2)</sup>との比較を行う。実験は、鋼管固定はりの支間中央点に重錘を落下させて衝突させる落錘式衝撃実験装置を用いて行った。実験の条件は、下記のとおりである。

[重錘の条件]

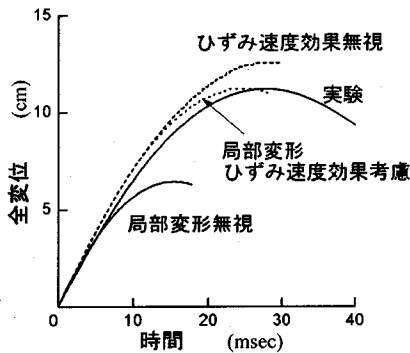
重錘重量  $W = 3.92 \text{ kN}$

重錘直径  $D_0 = 22 \text{ cm}$

衝突速度  $V = 2, 4, 6, 8 \text{ m/sec}$



(a) 衝突荷重～時間関係



(b) 全変位～時間関係

図-9 衝突荷重～時間、全変位～時間関係 (鋼管固定はり,  $W = 3.92 \text{ kN}$ ,  $V = 8 \text{ m/sec}$ )

[鋼管はりの条件]

鋼管径	$D$	=	114.3 mm
肉厚	$t$	=	3.5 mm
スパン長	$L$	=	80 cm
降伏応力	$\sigma_{y,s}$	=	431 MPa

先に示した基本式は3次元解析についてであるので、ここでは2次元の曲げのみを考慮したモデルに縮約して解析を行った。ただし、局部変形およびひずみ速度効果の影響は、同様な方法で取り入れる。なお、局部減衰定数は、局所的な鋼構造物の応答であるとみなして、文献(7)を参照して、たわみ性の高い構造物の解析に用いられる値( $h = 0.02$ )と、剛性の高い構造物の解析に用いられる値( $h = 0.05$ )の平均値から  $h \doteq 0.04$  を用いた。

図-9は、衝突速度  $V = 8 \text{ m/sec}$  で衝突させた場合の衝突荷重～時間関係、全変位～時間関係について、実験結果と解析結果とを比較して図示したものである。さらに、図-10は、衝突荷重～時間関係および全変位～時間関係から時間軸を消去して、衝突荷重～全変位関係を示したものである。これらの図に、局部変形の

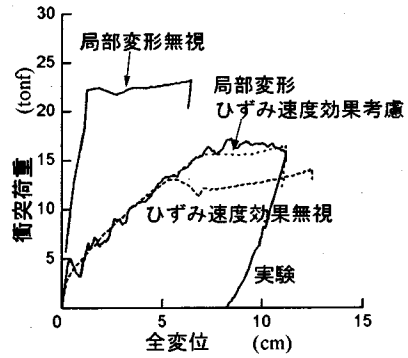


図-10 衝突荷重～全変位関係 (鋼管固定はり,  $W = 3.92 \text{ kN}$ ,  $V = 8 \text{ m/sec}$ )

影響を無視した解析結果およびひずみ速度効果の影響を無視した解析結果をあわせて図示する。図より、局部変形の影響を無視すると、荷重を過大に全変位を過小に評価することとなり、またひずみ速度効果の影響を無視すると荷重を過小に全変位を過大に評価しすぎる事が分かる。これに対し、局部変形とひずみ速度効果の影響を考慮した本解析法は、実験結果を比較的良好にシミュレートしており、局部変形とひずみ速度効果の影響を考慮した本解析法の妥当性が認められる。なお、本解析においても、得られた衝突荷重は実験結果より若干小さめの値を示しているが、これは、鋼管材料の応力～ひずみ関係が実際には弾塑性硬化型を示す<sup>10)</sup>のに対し、本解析では完全弾塑性型と仮定して解析を行ったためと考えられる。

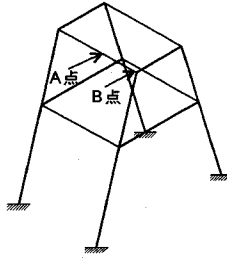
### (5) B型スリットダムへの適用

次に、図-11に示すようなB型スリットダム<sup>1)</sup>を対象として衝撃応答特性を調べる。各節点の座標および部材の諸元は表-3に示すとおりである。各部材の分割数は、分割要素数をパラメータとして解の収束状況を調べた結果から、衝突部材は8分割、その他の部材は4分割とした。なお、鋼製砂防構造物設計便覧<sup>1)</sup>の格子型ダムの設計例における巨礫の条件は、通常考えられる直径2 m、重量98 kN、衝突速度7.5 m/secとしているが、以下に行う計算例においては、B型スリットダムの衝撃応答特性を調べるため、巨礫の重量を通常より大きすぎる場合あるいは衝突速度を通常より速すぎる場合も含めて、巨礫の重量および衝突速度を設定した。

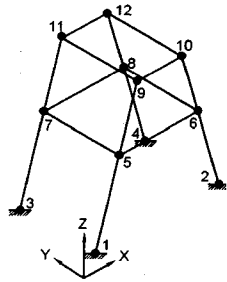
#### a) 衝撃応答特性について

図-12に、図-11(a)のA点に直径2 m、重量98 kNの巨礫が、速度15 m/secで衝突した場合の衝突荷重～時間関係および衝突点変位～時間関係を示す。また、図-13にB型スリットダムの降伏過程を示す。は





(a) B型スリットダム



(b) モデル化

図-11 B型スリットダムのモデル化

表-3 B型スリットダムの諸元

(a) 各節点座標

	X	Y	Z
1	0.0	0.0	0.0
2	657.4	0.0	0.0
3	0.0	400.0	0.0
4	657.4	400.0	0.0
5	120.0	0.0	400.0
6	537.4	0.0	400.0
7	120.0	400.0	400.0
8	537.4	400.0	400.0
9	210.0	0.0	700.0
10	447.4	0.0	700.0
11	210.0	400.0	700.0
12	447.4	400.0	700.0

(b) 各部材諸元

	鋼管径 (mm)	肉厚 (mm)	部材長 (cm)
1-5	609.6	25	417.6
3-7	"	"	"
5-9	"	"	313.2
7-11	"	"	"
5-7	"	"	400.0
9-11	"	"	"
2-6	"	16	417.6
4-8	"	"	"
6-10	"	"	313.2
8-12	"	"	"
6-8	"	"	400.0
10-12	"	"	"
5-6	"	"	417.4
7-8	"	"	"
9-10	"	14	237.4
11-12	"	"	"

り変位  $\delta_B$  とは巨礫が衝突した鋼管部材の衝突点変位を意味するが、構造系全体の変形も含まれる。すなわち、衝突点の全変位  $\delta_T$  は、はり変位  $\delta_B$  と局部変位  $\delta_L$  の和として与えられる。また最大塑性回転角  $\theta_{p,max}$  は、節点1の位置に生じている。

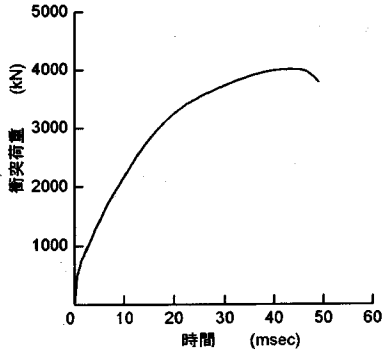
図-12(b)より、衝突直後は局部応答が卓越するが、応答が進むと約30 msec以降の局部変形はほとんど生じなくなり、逆にはり変形が卓越する。すなわち、局部変形が卓越する応答モードから構造系全体の応答モードへと移行し、図-13(c), (d)のように逐次部材が下部の方へも降伏していく過程が認められる。

### b) 衝突位置の影響

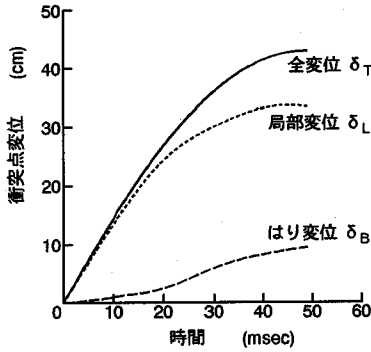
図-14に、図-11のA点およびB点に、直径2m、重量98kNの巨礫が衝突速度  $V = 20$  m/secで衝突した場合の衝突荷重～衝突点変位関係を示す。ここで、B点は継手部分であり、溶接等の影響により母材とは異なった剛性および変形特性を有すると考えられる。しかし、このような継手部分に巨礫が衝突した場合の応答特性に関する研究はこれまで行われていないので、ここでは継手部分に巨礫が衝突した場合を図-15に示すように連結部材の軸方向に局部変形が進行するものとし、その剛性および変形特性は母材と同じと仮定した。すなわち、この位置に巨礫が衝突した際の荷重～局部変形関係を、式(15)で算定できるものとした。図-14より、最大荷重はB点荷重の方がやや大きな荷重を示している。このピーク荷重は、衝突直後の慣性力の影響によるものと考えられ、B点に衝突した場合の方が継手部の質量がやや大きいため、その影響がやや大きく現れたものと思われる。またB点荷重の方が、局部変位からはり変位へ発生するモードが移行した直後、荷重が急激に低下している。これは、B点荷重の崩壊形式がA点荷重の場合よりも偏心作用により不安定になる現象がより明瞭に現れたためと思われる。

### c) 応答塑性回転角

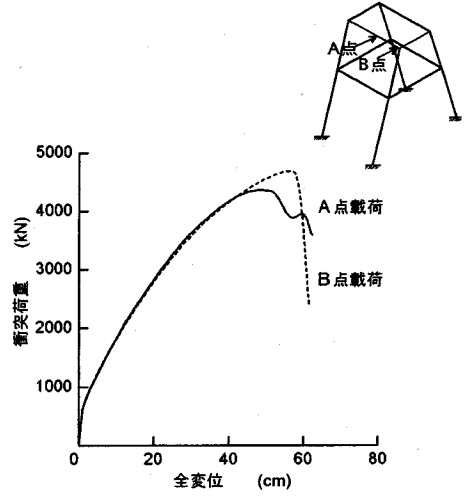
図-16は、図-11のA点およびB点に、重量98kNの巨礫が各速度で衝突した場合に部材に発生する応答塑性回転角～衝突速度関係を示したものである。図-16内の番号は、図中のB型スリットダムに示す各塑性回転角の発生位置を表す。図-16(b)より、B点荷重の場合は衝突速度の増加に伴い、全ての塑性回転角がほぼ線形的に増加していくことが認められる。これに対し、図-16(a)のA点荷重の場合は、まず第1点において塑性回転角が発生するが、その後衝突速度が10 m/secを越えると第3点および第4点にも塑性回転角が発生する。次に、衝突速度が15 m/secを越えると第2点にも塑性回転角が発生し始め、17 m/sec以上になるとこの第2点の方が第3点、第4点より大きな塑性回転角に成長する。すなわち、衝突速度が15 m/sec以下にお



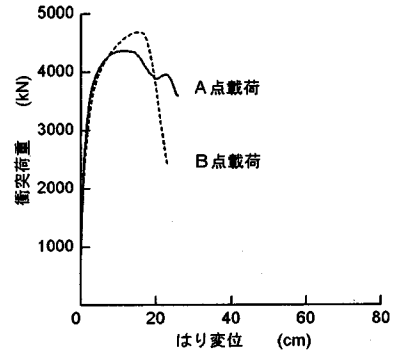
(a) 衝突荷重～時間関係



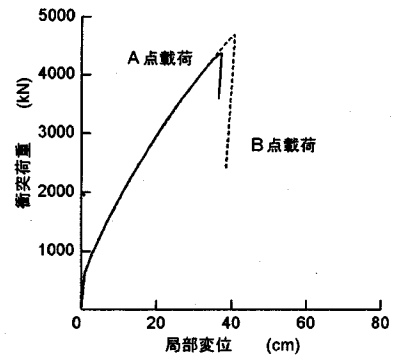
(b) 衝突点変位～時間関係



(a) 衝突荷重～全変位関係

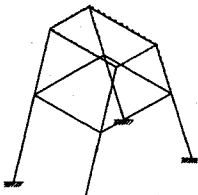


(b) 衝突荷重～はり変位関係

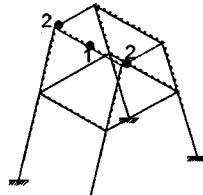


(c) 衝突荷重～局部位変関係

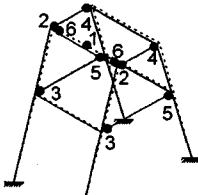
図-12 衝突荷重, 衝突点変位～時間関係 (B型スリットダム,  $W = 98 \text{ kN}$ ,  $V = 15 \text{ m/sec}$ )



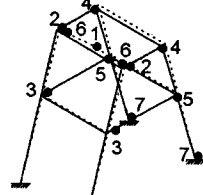
(a)  $t = 10 \text{ msec}$   
 $\delta_T = 9.6 \text{ cm}$   
 $\delta_L = 8.7 \text{ cm}$   
 $\delta_B = 0.9 \text{ cm}$   
 $\theta_{p,max} = 0 \text{ rad}$



(b)  $t = 20 \text{ msec}$   
 $\delta_T = 17.3 \text{ cm}$   
 $\delta_L = 15.2 \text{ cm}$   
 $\delta_B = 2.1 \text{ cm}$   
 $\theta_{p,max} = 0 \text{ rad}$



(c)  $t = 30 \text{ msec}$   
 $\delta_T = 22.2 \text{ cm}$   
 $\delta_L = 17.6 \text{ cm}$   
 $\delta_B = 4.6 \text{ cm}$   
 $\theta_{p,max} = 0.007 \text{ rad}$



(d)  $t = 48 \text{ msec}$   
 (応答終了)  
 $\delta_T = 23.8 \text{ cm}$   
 $\delta_L = 18.2 \text{ cm}$   
 $\delta_B = 5.6 \text{ cm}$   
 $\theta_{p,max} = 0.0115 \text{ rad}$

図-13 降伏過程 ( $W = 98 \text{ kN}$ ,  $V = 15 \text{ m/sec}$ )

図-14 衝突位置の影響 ( $W = 98 \text{ kN}$ ,  $V = 20 \text{ m/sec}$ )

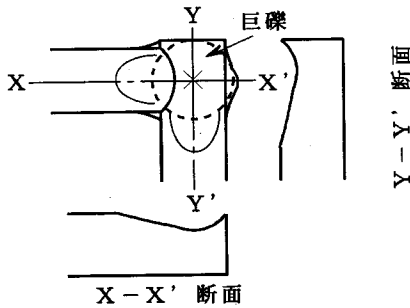


図-15 継手部分に巨礫が衝突した際の局部変形形状

る変形モードと、15 m/sec 以上における変形モードが異なっている。これは衝突速度の違いにより、破壊メカニズムが異なることを意味している。

### 3. B型スリットダムの耐衝撃設計法

ここでは、前記2.で開発した3次元弾塑性衝撃応答解析プログラムを用いてB型スリットダムの耐衝撃設計法を提案する。

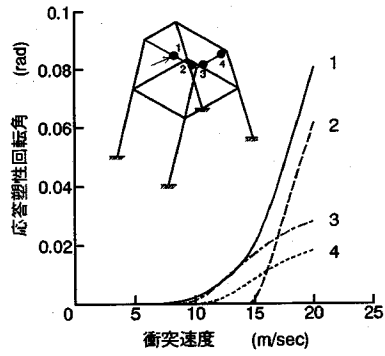
#### (1) 設計の考え方

一般に、鋼製砂防構造物は、安定計算と構造計算により設計が行われる。ここでいう安定計算とは、自重のほか、堆砂圧、土石流による流体力等を与えて、構造物の安定性についてチェックを行うものである。これに対し、構造計算は礫の衝突による破壊の判定すなわち安全性のチェックを行うものであり、ここではこの構造計算を耐衝撃設計法として位置付けている。

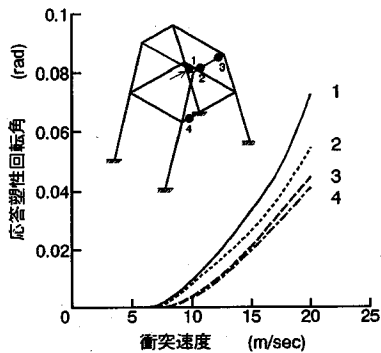
さて、巨礫の衝突により構造物には損傷が生じるが、土石流捕捉後の堆砂圧に対抗しうる状態あるいは水理的機能が保持される状態までは損傷してもかまわない<sup>1)</sup>。しかしこれらの条件を満足できない場合は、構造物が破壊したとみなされる。先に著者ら<sup>3)</sup>は、衝撃载荷を受ける鋼管はり部材の終局限界を局部座屈が形成した時点と定義し、この終局限界状態における動的塑性回転容量を次式で算定できるものとした。

$$\theta_{p,d} = \frac{1.355}{D/t} \quad (35)$$

この局部座屈の発生により部材の耐力は低下し、ひいては構造系全体の耐力の低下が生じうる。一般に、局部座屈以降の挙動については未だ不明な点も多く、この領域に耐力を期待した設計は現在行われていない。「鋼構造物の終局強度と設計」<sup>11)</sup>にも、今後研究が進み極限状態（最大耐力）以降での構造部材の挙動が十分に明らかにされた段階で、部材の変形を極限状態以降の領域に入る場合も認めた方がより経済的な設計につな



(a) A点载荷の場合



(b) B点载荷の場合

図-16 応答塑性回転角～衝突速度関係

がる可能性がある」と記述するにとどめている。また、動的終局限界を定めるために行った著者ら<sup>3)</sup>の動の実験結果からも、静的载荷とは異なり、局部座屈が形成された以降の耐力低下はより一層著しくなることを確認している。

よって、ここでは構造物の終局限界を部材に局部座屈が形成された時点と定義し、巨礫の衝突により発生する応答塑性回転角（式(34a)の $\theta_{p,i}$ ）が部材の動的塑性回転容量（式(35)の $\theta_{p,d}$ ）に達した時点を終局限界とみなす。なお、B型スリットダムの現行設計法では、局部変形によるエネルギー吸収を考慮していないが、ここでは局部変形と構造系全体の変形により巨礫の運動エネルギーを吸収するものとする。

上記の基本的な考え方に基づき、耐衝撃設計法の設計手順を以下に示す。

#### (2) 設計手順

設計は以下の手順により行う。

- ① 入力する外力条件、すなわち巨礫の直径、重量、衝突速度および衝突位置を決定する。

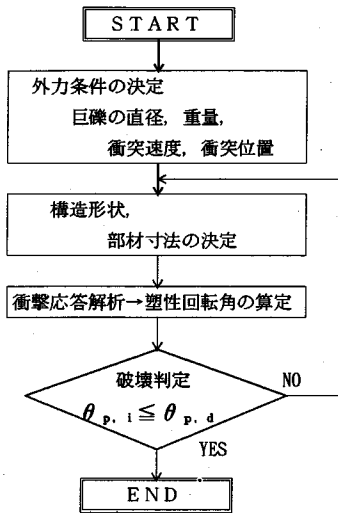


図-17 設計フローチャート

- ② 構造物の形状および寸法を決定する。
  - ③ 3次元弾塑性衝撃応答解析プログラムを用いて計算を行い、部材に発生する応答塑性回転角を求める。
  - ④ 算定された応答塑性回転角が、部材の動的塑性回転容量より大きいかどうかをチェックする。すなわち、
 
$$\theta_{p,i} \leq \theta_{p,d} = \frac{1.355}{D/t} \quad (36)$$
  - ⑤ 判定の結果、部材に発生する応答塑性回転角が動的塑性回転容量より小さければ設計を終了し、逆に大きければ再度 ② の構造物の形状および寸法の修正を行う。
- 以上の設計の手順を、図-17 に示す。

## 4. 設計例

### (1) 設計例 1

ここでは、図-11 に示すB型スリットダムの耐衝撃設計法の例を示す。構造物の各節点の座標および部材の諸元は表-3 に示すとおりとする。なお、外力条件として、巨礫の条件を以下のように定める。

[巨礫の条件]

巨礫の直径	2m
巨礫の重量	98 kN
衝突速度	10 m/sec
衝突位置	図-18 のA点載荷

#### (i) 応答塑性回転角の算定

3次元弾塑性衝撃応答解析により、塑性回転角が発生する位置は図-18 の①印および②印で示す点であり、その値はそれぞれ  $\theta_{p1} = 0.00234 \text{ rad}$  および  $\theta_{p2} = 0.00136 \text{ rad}$  となる。

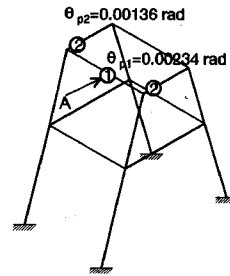


図-18 塑性回転角発生位置

#### (ii) 終局限界の判定 (安全性チェック)

塑性回転角が発生する部材の鋼管径および肉厚は、それぞれ①印(9-11)部材:  $D = 60.96 \text{ cm}$ ,  $t = 2.5 \text{ cm}$ , ②印(9-10, 11-12)部材:  $D = 60.96 \text{ cm}$ ,  $t = 1.4 \text{ cm}$  である。よって、それぞれ部材の動的塑性回転容量は次値となる。

①印部材:  $\theta_{p1a} = 1.355/(D/t) = 0.0556 \text{ rad}$

②印部材:  $\theta_{p2a} = 1.355/(D/t) = 0.0311 \text{ rad}$

以上より、塑性回転角に対する安全性チェックを行うと、

①印部材:  $\theta_{p1} \leq \theta_{p1a} \quad \text{OK}$

②印部材:  $\theta_{p2} \leq \theta_{p2a} \quad \text{OK}$

すなわち、部材に発生する応答塑性回転角はいずれも部材の動的塑性回転容量以下であり、構造物は設計基準を満足し、巨礫を捕捉することになる。

### (2) 設計例 2

ここでは、提案する設計法において、以下の条件を有する巨礫が衝突した場合の限界速度の算定を試みる。  
[巨礫の条件]

巨礫の直径	2m
巨礫の重量	98 kN

まず、衝突位置が図-19 のB点として、巨礫の衝突速度を逐次増加させて衝突した場合の応答塑性回転角を求める。ここで最大応答塑性回転角は、衝突速度に関わらず図-19 の②印で示す位置に発生する。図-20 に最大応答塑性回転角～衝突速度関係を示す。これに対し、この部材の動的塑性回転容量は、次値となる。

$$\theta_{pa} = 1.355/(60.96/1.4) = 0.0311 \text{ rad}$$

この動的塑性回転容量を図-20 に示すと点線のようになり、最大応答塑性回転角がこの点線以下であれば、構造物は破壊することなく巨礫を捕捉し、この点線以上の塑性回転角を発生した場合は構造物の終局限界を越えることになる。よって、構造物に発生する最大塑性回転角がちょうど部材の動的塑性回転容量に等しくなる際の限界速度を求めると、 $V_c = 15.4 \text{ m/sec}$  となる。

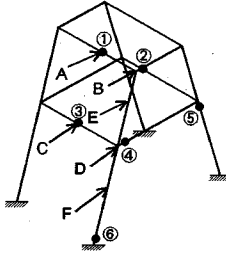


図-19 衝突位置

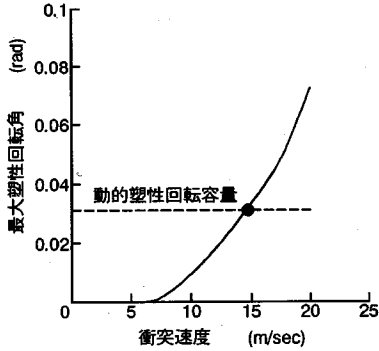


図-20 最大塑性回転角～衝突速度関係 (B点載荷,  $W = 98$  kN)

表-4 塑性ヒンジ発生点と最大塑性回転角および限界速度

衝突位置	塑性ヒンジ発生位置	最大応答塑性回転角 (rad)	限界速度 (m/sec)
A点	①	0.0556	17.0
B点	②	0.0311	15.4
C点	③	0.0556	16.7
D点	⑤	0.0356	18.2
E点	④	0.0356	18.1
F点	⑥	0.0556	20.8

同様な方法で、図-19のA点～F点に重量  $W = 98$  kNの巨礫が衝突した場合の限界速度、すなわち構造物に発生する応答塑性回転角が部材の動的塑性回転容量に等しくなる際を速度を算定すると、表-4に示す結果が得られる。表より、B点載荷の場合が最も小さな限界速度となり、吸収できるエネルギー容量が最も小さいことになる。すなわち、B点載荷が最も危険な載荷位置となる。

### (3) 現行設計法との比較

現行設計法<sup>1)</sup>における設計手順は、まずB型スリットダムの静的弾塑性解析を行い、荷重～変位関係を図-21のように求める。次に巨礫の運動エネルギー  $E$  と荷重～変位関係を積分して求められる吸収エネルギー  $U$  が等しくなった際の変位  $\delta_M$  を求める。ここで、許

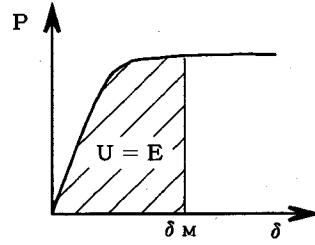


図-21 静的荷重～衝突点変位関係

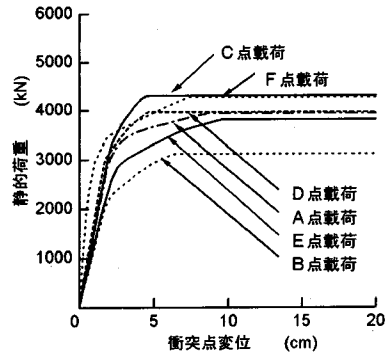


図-22 静的荷重～衝突点変位関係

容最大変形量をフレーム高さの2%と規定して、この許容変形量と応答変位とを比較することにより、破壊の判定を行う。この際、局所変形による吸収エネルギーは考慮しない。

そこで、先のB型スリットダムを対象として、現行設計法により設計を行う。まず、図-19のA点～F点に静的荷重を載荷して静的弾塑性解析<sup>12)</sup>を行うと、図-22に示すような荷重～変位関係が得られる。図より、B点載荷の場合の耐力がやはり最も小さくなるのがわかる。また、図-23に荷重～変位関係の面積を積分して得られる吸収エネルギー～衝突点変位関係を示す。図-23からも、当然ながらB点載荷の場合が同じ変位で吸収できるエネルギーが最も小さくなる。よって、設計においては最も危険な位置に衝突した場合を検討すればよい<sup>1)</sup>ので、図-19のB点に巨礫が衝突した場合のみに着目して計算を行えばよいことになる。

図-24に、静的弾塑性解析を用いて、重量  $W = 98$  kNの巨礫がB点に衝突した際に得られる最大衝突点変位～衝突速度関係を示す。ここで最大衝突点変位とは、巨礫の運動エネルギーと構造物の吸収エネルギーが等しくなる際の変位(図-21の $\delta_M$ )を意味する。ここで、設計を行ったB型スリットダムのフレーム高さは7mで、限界変形量は  $7\text{ m} \times 2\% = 14\text{ cm}$ となるので、図-24の点線のようになり、衝突点変位がちょうどこ

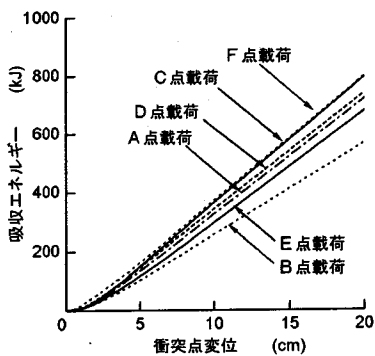


図-23 吸収エネルギー～衝突点変位関係

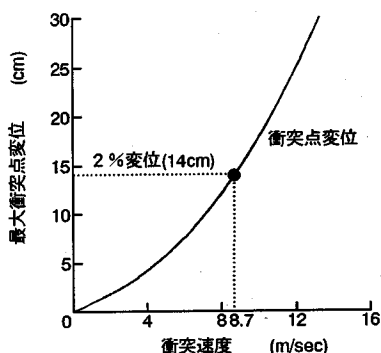


図-24 静的塑性解析より得られる最大衝突点変位～衝突速度関係

の限界変形量に等しくなる際の限界速度を求めると、 $V = 8.7 \text{ m/sec}$  となる。これに対し、先に提案した本設計法による限界速度は  $V = 15.4 \text{ m/sec}$  であるので、巨礫の重量が  $98 \text{ kN}$  の場合、本設計法は現行設計法の約 1.7 倍の衝突速度までを認めることになる。さらに吸収エネルギーで評価する場合は、速度の 2 乗で効くため、約 3 倍のエネルギーまでを認めることになる。すなわち、提案する設計法は現行設計法に比べ、エネルギー的には約 3 倍の余裕があることになり、逆に衝突速度一定の設計条件、すなわち運動エネルギー量を一定とする場合は、さらに小さな部材を用いて構造物が設計できることになり、より経済的になる。

以上より、本設計法と現行設計法の設計基準について考察する。すなわち、現行設計法では部材の寸法に関わらずフレーム高さによって限界変位が定められるのに対し、本設計法では使用する部材寸法により終局限界が決定される。仮に、本構造物で用いた部材より厚肉の部材を用いる場合は、塑性回転容量がさらに大きくなるため局部座屈が発生しにくくなり、本設計法の方がさらに大きな運動エネルギーの場合にも耐えられ

ることになる。逆に薄肉部材を用いると、塑性回転容量は小さくなるため、抵抗できる吸収エネルギーも小さくなる。これに対し、現行設計法では部材寸法に関わらず許容変形量が一定であるので、破壊の基準が明確でない。参考までに鋼構造限界状態設計規準(案)<sup>13)</sup>において鋼管部材を用いる構造物の許容変形量は、用いる部材の径厚比によって定められており、本設計法と同じである。よって、構造物の形状に依存した許容変形量に基づく現行設計法よりも、使用する部材寸法に応じて定められる動的塑性回転容量に基づく本設計法の方が、より合理的な設計法であり、かつ一定の衝突速度条件に対し部材寸法を小さく設計できることから、経済的な設計法であると考えられる。

## 5. 結論

本研究により得られた成果を要約すると、以下のとおりである。

- (1) 局部変形とひずみ速度効果を考慮した 3 次元弾塑性衝撃応答解析法を開発した。本解析法の妥当性を検討するため、2 次元問題に縮約して、鋼管固定はりの落錘式衝突載荷実験結果と比較し、実験結果を良くシミュレートできることを確認した。
- (2) 本解析法を B 型スリットダムに巨礫が衝突した際に適用した結果、衝突直後は衝突点における局部的な変形により巨礫の運動エネルギーを吸収し、以後構造系全体の変形により吸収するというモードの変化が確認された。
- (3) 鋼管製砂防構造物の終局限界を、鋼管はり部材に局部座屈が発生した時点と定義し、本衝撃応答解析により算出される応答塑性回転角と動的塑性回転容量との比較によって鋼製透過型砂防構造物の耐衝撃設計法を提案した。
- (4) 提案する設計法と現行設計法を比較した結果、局部変形の影響を考慮した本設計法の方がより大きなエネルギーを吸収できることが認められた。また部材の径厚比によって終局限界を決定しているため、より合理的な設計法といえる。

なお、本研究では、継手部分の影響を無視して解析を行ったが、継手部は母材とは異なった耐力および変形特性を有すると思われるので、今後、継手部の影響を考慮した解析法についても検討していく予定である。

謝辞： 本研究の実施に当たり、当時防衛大学校本科学学生 沢本昌英君の協力を得たことを付記し、謝意を表

する。

#### 参考文献

- 1) (財) 砂防・地すべり技術センター：鋼製砂防構造物設計便覧，平成5年版。
- 2) 星川辰雄，石川信隆，彦坂熙，阿部宗平：局部変形とひずみ速度効果を考慮した鋼管固定はりの衝撃応答変位，土木学会論文集，No. 513 / I - 31, pp.101 - 115, 1995.4.
- 3) 星川辰雄，石川信隆，彦坂熙，阿部宗平：鋼管はり部材の動的終局限界に関する一考察，土木学会論文集，No. 525 / I - 33, pp.139 - 152, 1995.10.
- 4) 土木学会：構造物の衝撃挙動と設計法，構造工学シリーズ6，pp.59～64，1994.1.
- 5) 川井忠彦：マトリックス法振動および応答，コンピュータによる構造工学講座 I - 4 - B，日本鋼構造協会編，培風館，1971.
- 6) 星川辰雄，石川信隆，彦坂熙，阿部宗平：半球状の重錘落下による鋼管固定はりの衝撃応答変位，構造工学論文集，Vol. 40A, pp.1543～1554, 1994.3.
- 7) 土木学会：土木技術者のための振動便覧，第9章，1985.
- 8) Nobutaka ISHIKAWA, Tatsuo HOSHIKAWA, Satoshi KATSUKI and Takeshi IIDA : Dynamic response of steel pipe arch under impact loading, *Nuclear Engineering and Design*, No. 138, pp.37 - 43, 1992.
- 9) 高橋芳彦，大野友則，太田俊昭，日野伸一：衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの弾塑性挙動に及ぼすひずみ速度効果，構造工学論文集，Vol.37A, pp.1567～1580, 1991.3.
- 10) 加藤勉：閉断面部材の局部座屈と変形能力，日本建築学会構造系論文集，第378号，pp.27 - 36, 1987.8.
- 11) 土木学会：鋼構造物の終局強度と設計，鋼構造シリーズ6，1994.3.
- 12) 三原徹治，石川信隆，古川浩平，太田俊昭：メカニズム生起規準に基づく最適弾塑性設計法，構造工学論文集，Vol.33A, pp.715 - 723, 1987.3.
- 13) 日本建築学会：鋼構造物限界状態設計規準(案)・同解説，1990.

(1995. 6. 13 受付)

## ELASTIC-PLASTIC IMPACT RESPONSE ANALYSIS AND IMPACT RESISTANT DESIGN OF STEEL PIPE CHECK DAM

Tatsuo HOSHIKAWA, Nobutaka ISHIKAWA, Hiroshi HIKOSAKA, Takahisa MIZUYAMA and Sohei ABE

This paper presents a three dimensional dynamic analysis approach for the impact resistant design method of steel pipe check dam under the impact of huge rocks in the debris flow. First, the three dimensional elastic-plastic impact response analysis is developed by considering both local deformation and the strain-rate effect of steel pipe. Secondary, the impact resistant design procedure is developed by establishing the design criteria in which the response plastic rotation is compared with the limit plastic rotation capacity of the specified steel pipe member. Finally, this proposed design method is applied to the actual steel pipe check dam (so called B-type slit dam) and is compared with the current design method.