

コンクリート充填鋼管はりの衝撃限界吸収エネルギーに関する解析的考察

AN ANALYTICAL APPROACH FOR THE IMPACT ABSORPTION ENERGY CAPACITY
OF THE STEEL PIPE BEAM FILLED WITH CONCRETE

伊藤一雄* 石川信隆** 香月智*** 鈴木宏****

By Kazuo Itoh, Nobutaka Ishikawa, Satoshi Katsuki and Hiroshi Suzuki

This paper presents an analytical approach for the impact absorption energy capacity of the steel pipe beam filled with concrete as a fundamental step for the impact resistant design method of the A type slit Sabo dam. At first, the dynamic bending moment~curvature is estimated by using the section partition method in which the effect of strain rate is considered. Then, the impact load ~ deformation curve is found by using the two analytical methods. The first method adopts the discrete model in which the beam consists of rigid panels connected with elastic-plastic moment and shear springs. Herein, the impact load is evaluated by using the local spring and dashpot. The second simple method employs the Mohr's theorem. It is found the impact absorption energy capacities obtained by the two methods are almost good agreements with the experimental results.

1. 緒言

砂防施設は、従来、土石やコンクリートを材料とした重力式の構造の砂防ダムが建設されてきたが、昭和43年頃から、屈撓性、土砂・水の透過性、機能性、施工性、経済性など鋼材の特徴を生かした、鋼製砂防ダムが数多く建設されるようになってきた。写真-1に示すA型スリットダムもこの鋼製砂防ダムの一つとして昭和51年から採用されている。このA型スリットダムは、平常時の流出土砂を透過させて、土石流または大洪水発生時に、流下する大径礫によって開口部を閉塞して流出土砂を抑止することを目的として建設されたものであるが、このA型スリットダムのうち、鋼管内部にコンクリートを充填したコンクリート充填A型スリットダムが昭和

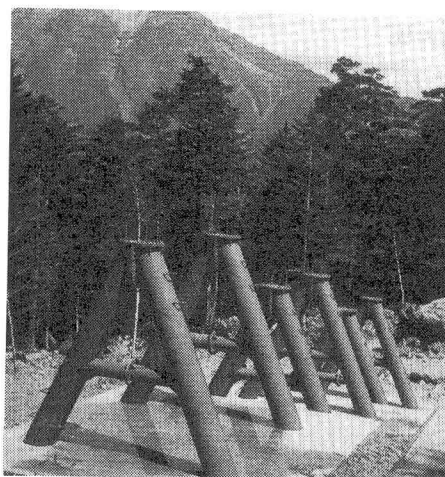


写真-1 A型スリットダム

- | | |
|---------------------------|--------------------------|
| * 防衛大学校 理工学研究科学生 | (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20) |
| ** 工博 防衛大学校 土木工学教室 教授 | (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20) |
| *** 工博 防衛大学校 土木工学教室 助手 | (〒239 神奈川県横須賀市走水1-10-20) |
| **** 農博 (財) 砂防・地すべり技術センター | (〒162 新宿区市ヶ谷砂土原町3-4) |

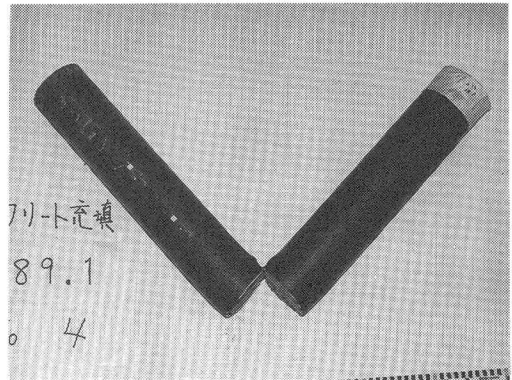
56年、姫川水系金山沢で大規模な土石流の際に崩壊してしまうという被災例があった。その原因調査究明のため、土石流の動的な荷重に対する耐力の確認のための実験および理論的研究が行われ、昭和61年塑性変形まで考慮する極限設計法が採用されるに至った¹⁾。しかし、コンクリート充填鋼管の破断の原因については依然未解明のままであった。

そこで著者らは、その基礎的研究として、中空鋼管はり部材の衝撃吸収エネルギーについての実験的研究^{2)~4)}および、コンクリート充填鋼管はりに対して落錘式衝撃載荷実験および高速変形負荷装置による衝撃破壊実験を行い、コンクリート充填の効果についての実験的研究を行ってきた⁵⁾。

本研究は、コンクリート充填鋼管はりの破壊までの挙動を理論的に解明するために、まず鉄筋コンクリートの理論を応用した断面分割法⁶⁾を用いて、ひずみ速度効果を考慮した動的曲げモーメント(M)～曲率(ϕ)関係⁷⁾を求め、鋼管の破断ひずみから限界曲率を算出した。次に、この断面分割法で求めた動的 M ～ ϕ 関係および衝突荷重算定のために導入した局部ばねと局部ダッシュポットを用いて、曲げとせん断力を考慮した剛体ばねモデル^{8)・9)}を拡張してコンクリート充填鋼管はりの衝撃応答解析法を開発し、実験結果と比較して本解析法の妥当性を検討した。さらに、モールの定理を用いて簡易に荷重～変位関係を求める手法も提示し、剛体ばねモデルの結果と比較するとともに、衝撃限界吸収エネルギーの簡易算定法の妥当性についても検討を行った。

なお、本研究では以下の仮定を用いる。

- (1) コンクリート充填鋼管はりの断面は、平面保持の仮定が成り立つものとする。
- (2) 剛体ばねモデルのばね要素の曲げとせん断の無次元化降伏条件は、円を用いる^{8)・10)}
- (3) 破壊は、鋼管はりの引張縁のひずみが破断ひずみに達したときとする。



2. ひずみ速度効果を考慮した断面分割法による

動的曲げモーメント～曲率関係の算定⁷⁾

写真-2 コンクリート充填鋼管はりの破断形態

著者らの行ったコンクリート充填鋼管はりの衝撃実験⁵⁾よりコンクリートを充填することによる効果および破壊形状への影響として以下の特徴が見られた。

- (1) 局部変形(めり込み)がほとんどなく、断面形状は破壊まで変化しない。
- (2) 破断は、鋼管の下縁(引張縁)が破断することにより発生しており、この破断した時点コンクリート充填鋼管はりの破壊と定義できる。写真-2にコンクリート充填鋼管はりの破断形態の一例を示す。
- (3) 破壊は載荷点での曲げ変形が卓越することにより破壊していると考えられる。

以上の特徴を考慮して、まず、平面保持の仮定(仮定(1))が成り立つとし、鉄筋コンクリートの理論を応用した断面分割法⁶⁾を用いて、逐次曲率を増加させながら鋼材とコンクリートのひずみ速度効果による応力の上昇を考慮した¹¹⁾動的曲げモーメント～曲率関係を求める。この際、鋼管の下縁(引張縁)のひずみが鋼材の破断ひずみに達したときの曲率を限界曲率(終局曲率)とし、限界曲率に達したときをもって計算を終了させるものとした。

2.1 ひずみ速度効果を考慮した応力～ひずみ関係

(1) ひずみおよびひずみ速度の算定

コンクリート充填鋼管はり断面の動的曲げモーメント(M)～曲率(ϕ)関係を算定するには、まず曲率(ϕ)と曲率速度($\dot{\phi}$)を与え、その曲率に対して図-1に示すように当初の中立軸(x_0)を仮定する。次に断面を n 個の水平な要素に切斷すると、各要素の高さは D/n (D :鋼管径)となる。この際、平面保持を仮定して

いるのでコンクリートと鋼管はずれないで一体となって変形し、同じひずみ分布となっている。よって、鋼管の上縁(圧縮縁)のひずみ ε_c および下縁(引張縁)のひずみ ε_t はそれぞれ次式のようにになる。

$$\varepsilon_c = -\phi \cdot x_0 \quad (1a)$$

$$\varepsilon_t = (D - x_0) \cdot \phi \quad (1b)$$

ただし、 x_0 ：中立軸より鋼管の上縁までの距離、 ϕ ：曲率
上式を用いて、 i 番目の要素のひずみ ε_{xi} は、次式のようにになる。

$$\varepsilon_{xi} = ((i-0.5) \cdot D/n - x_0) \cdot \phi \quad (2)$$

このとき $\varepsilon_{xi} \geq 0$ ならば ε_{xi} は引張ひずみ、 $\varepsilon_{xi} < 0$ ならば ε_{xi} は圧縮ひずみとなる。
したがって、任意要素のひずみ速度も次式によって求められる。

$$\dot{\varepsilon}_{xi} = d\varepsilon_{xi}/dt = ((i-0.5) \cdot D/n - x_0) \cdot \dot{\phi} \quad (3)$$

ただし、 $\dot{\phi} = (d\phi/dt)$ 曲率速度

(2) コンクリート部および鋼管部の応力の算定

コンクリート充填鋼管はりのコンクリート部および鋼管部の応力を求めるには、各要素のひずみの値を図-2 (a), (b) に示す鋼管およびコンクリートの応力～ひずみ関係式に照らし合わせて、それぞれのひずみに対応する応力を求める。

a. 鋼管のひずみ速度効果を考慮した応力～ひずみ関係

まず、図-2 (a)に示すように鋼管の静的応力～ひずみ関係を弾塑性硬化型とする。次に、一般鋼材のひずみ速度効果

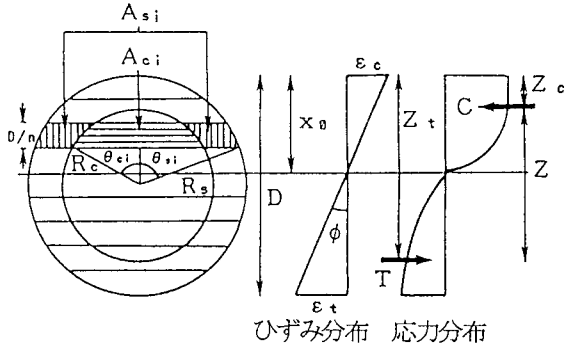
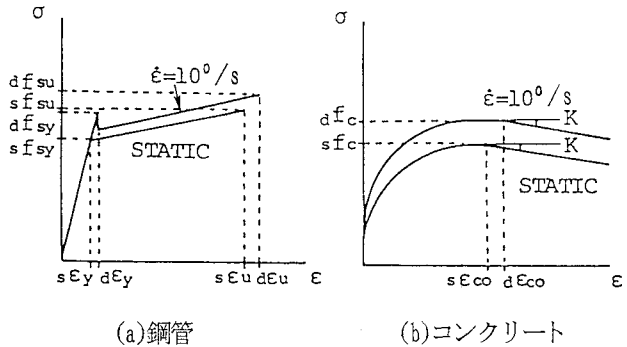


図-1 ひずみおよび応力分布図

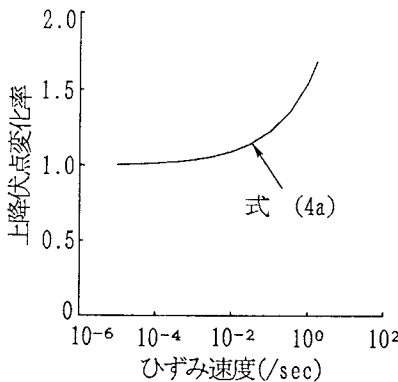


(a) 鋼管

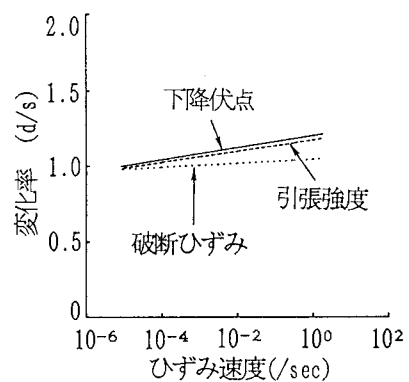
(b) コンクリート

図-2 ひずみ速度効果を考慮した応力～ひずみモデル

果は上昇伏点および下降伏点の上昇に影響を及ぼし、縦弾性係数には殆ど影響しないことが報告されているので、ここでは、高橋ら¹¹⁾によって提案された図-3 (a)のよう



(a) 上昇伏点変化率



(b) 鋼材の下降伏点・引張強度・破断ひずみ変化率

図-3 鋼材のひずみ速度効果

および図-3 (b)のような下降伏点・引張強度・破断ひずみ変化率(d/s)を用いる。ここで、各要素でのひずみ速度は異なるので各要素ごとに動的応力～ひずみ関係も当然異なり、したがって、 i 番目の要素の上昇伏点変化率($d f_{vyi}/f_{vy}$)および下降伏点・引張強度・破断ひずみ変化率(d_i/s)は、次式で求められる。

$$d f_{eyi} / f_{ey} = 10^c + 0.99 \quad (4a)$$

$$d_i / s = a + b \cdot \log \epsilon_{xi} \quad (4b)$$

ただし、 ϵ_{xi} : i 要素のひずみ速度、 $d f_{eyi}$: i 要素の動的上下降伏点、 $c = 0.38 \cdot \log \epsilon_{xi} - 0.26$,

f_{ey} : 静的上下降伏点、 s : 静的(下降伏点・引張強度・破断ひずみ)

表-1 鋼材のひずみ速度係数

d_i : i 要素の動的(下降伏点・引張強度・破断ひずみ),

ここで、係数 a および b は表-1 に示すとおりで、ひずみ速度の範囲は $\epsilon_{xi} = 10^{-6} \sim 10^0$ (/sec) である。以上を図示すると図-2 (a) ($\dot{\epsilon} = 10^0$ /s の例) のようになる。次に、この図-2 (a) の動的応力～ひずみ関係を用いると鋼管の各要素の応力 (σ_{ei}) が次式のように算定される。この際、鋼管は圧縮も引張も同じ応力～ひずみ関係であるとする。

鋼管が弾性域にある場合;

$$|\epsilon_{xi}| \leq d \epsilon_{yi} \quad : \quad \sigma_{ei} = E_s \cdot \epsilon_{xi} \quad (5a)$$

鋼管降伏後;

$$d \epsilon_{yi} < |\epsilon_{xi}| \leq d \epsilon_{ui} \quad : \quad \sigma_{ei} = d f_{ehi} + (\epsilon_{xi} - d \epsilon_{yi}) \cdot (d f_{eui} - d f_{ehi}) / (d \epsilon_{ui} - d \epsilon_{yi}) \quad (5b)$$

ただし、 σ_{ei} : i 要素の応力、 E_s : 鋼管のヤング係数、

$d f_{ehi}$: i 要素の動的下降伏点、

$d f_{eui}$: i 要素の動的引張強度、

$d \epsilon_{yi}$: i 要素の動的降伏時のひずみ、

$d \epsilon_{ui}$: i 要素の動的破断ひずみ

b. コンクリートのひずみ速度効果を考慮した応力～ひずみ関係

コンクリートの静的応力～ひずみ関係は図-2 (b) の STAT-IC に示すようなパラボラ式¹²⁾を用いる。コンクリートのひずみ速度効果に関する研究は、国内外において古くから行われているが、ここでも、次のような高橋ら¹⁴⁾によって提案された、ひずみ速度による図-4 (a) のコンクリートの圧縮強度の変化率 ($d f_c / f_c$) および図-4 (b) の最大応力時のひずみの変化率 ($d \epsilon_{co} / \epsilon_{co}$) を用いると、i 要素のコンクリート部の圧縮強度の変化率 ($d f_{ci} / f_c$) および最大応力時のひずみの変化率 ($d \epsilon_{coi} / \epsilon_{co}$) は次式により得られる。

$$d f_{ci} / f_c = 1.49 + 0.27 \cdot (\log \epsilon_{xi}) + 0.035 \cdot (\log \epsilon_{xi})^2 \quad (6a)$$

$$d \epsilon_{coi} / \epsilon_{co} = 1.24 + 0.053 \cdot (\log \epsilon_{xi}) \quad (6b)$$

ただし、 $d f_{ci}$: i 要素のコンクリートの動的最大応力、

f_c : コンクリートの静的最大応力、

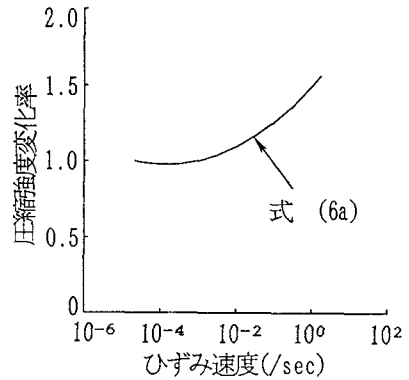
$d \epsilon_{coi}$: i 要素のコンクリートの動的最大応力時のひずみ、

ϵ_{co} : コンクリートの静的最大応力時のひずみ

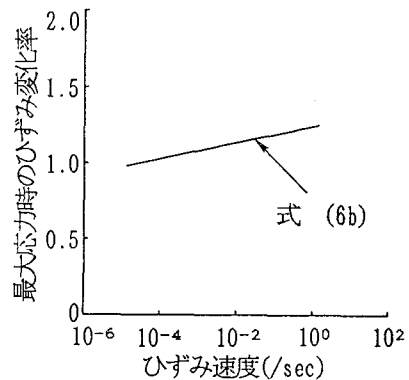
以上を図示すると図-2 (b) ($\dot{\epsilon} = 10^0$ /s の例) のようになる。次に、図-2 (b) のコンクリートの動的応力～ひずみ関係を用いて i 要素の応力を求めると次式のように得られる。ここで、コンクリートの応力 (σ_{ci}) は圧縮応力 ($\epsilon_{xi} < 0$) だけを考慮し、引張応力は無視する。

コンクリートが最大応力に達するまで;

$$(\epsilon_{xi} / d \epsilon_{coi}) \leq 1 \quad : \quad \sigma_{ci} / d f_{ci} = 2 \cdot (\epsilon_{xi} / d \epsilon_{coi}) - (\epsilon_{xi} / d \epsilon_{coi})^2 \quad (7a)$$



(a) 圧縮強度変化率



(b) 最大応力時のひずみ変化率

図-4 コンクリートのひずみ速度効果

コンクリートが最大応力に達した後；

$$1 < (\varepsilon_{x1}/d \varepsilon_{c01}) \leq 1 + 1/K : \quad \sigma_{c1}/d f_{c1} = 1 + K \cdot (1 - (\varepsilon_{x1}/d \varepsilon_{c01})) \quad (7b)$$

$$(\varepsilon_{x1}/d \varepsilon_{c01}) > 1 + 1/K : \quad \sigma_{c1}/d f_{c1} = 0 \quad (7c)$$

ただし、 K : コンクリートの軟化勾配

2. 2 動的曲げモーメント～曲率関係の算定

(1) コンクリート充填鋼管の各要素面積の算定

各要素に作用する合力を求めるために、図-1に示すコンクリート充填鋼管断面の各要素の断面積を算定する必要がある、以下のように求められる。

a. 鋼管部分の*i*番目の要素の断面積

$$A_{s1} = (R_s^2 \cdot \theta_{s1} - a_{s1} \cdot b_{s1}) - \Sigma A_{s(i-1)} - \Sigma A_{c1} \quad (\theta_{s1} \leq \pi/2) \quad (8a)$$

$$A_{s1} = (R_s^2 (\pi - \theta_{s1}) - a_{s1} \cdot b_{s1}) - \Sigma A_{s(i-1)} - \Sigma A_{c1} \quad (\theta_{s1} > \pi/2) \quad (8b)$$

ただし、 R_s : 鋼管の半径、 $a_{s1} = R_s - D \cdot i/n$ 、

$$b_{s1} = (R_s^2 - a_{s1}^2)^{0.5}, \quad \theta_{s1} = \tan^{-1}(b_{s1}/a_{s1})$$

b. コンクリート部分の*i*番目の要素の断面積

$$A_{c1} = (R_c^2 \cdot \theta_{c1} - a_{c1} \cdot b_{c1}) - \Sigma A_{c(i-1)} \quad (\theta_{c1} \leq \pi/2) \quad (8c)$$

$$A_{c1} = (R_c^2 (\pi - \theta_{c1}) - a_{c1} \cdot b_{c1}) - \Sigma A_{c(i-1)} \quad (\theta_{c1} > \pi/2) \quad (8d)$$

ただし、 R_c : コンクリート部分の半径、 $a_{c1} = R_s - D \cdot i/n$ 、

$$b_{c1} = (R_c^2 - a_{c1}^2)^{0.5}, \quad \theta_{c1} = \tan^{-1}(b_{c1}/a_{c1})$$

(2) 圧縮合力および引張合力の算定

各要素ごとの鋼管およびコンクリートの応力と断面積を掛けたものを積分すれば、圧縮合力 C および引張合力 T が次のように算定される。

$$C = \sum_{i=1}^n A_{c1} \cdot \sigma_{c1} + \sum_{i=1}^n A_{s1} \cdot \sigma_{s1} \quad (9a)$$

$$T = \sum_{i=1}^n A_{s1} \cdot \sigma_{s1} \quad (9b)$$

上記で求めたコンクリート充填鋼管の断面に作用する圧縮合力 C および引張合力 T が、 $C = T$ を満足するように中立軸の位置 (x_0) を求める。この中立軸の位置 (x_0) の計算に当たっては黄金分割法を用いた。

(3) 曲げモーメントの算定

曲げモーメント $M (= C Z = T Z)$ を求めるために、圧縮合力と引張合力の重心間距離 $Z (= Z_t - Z_c)$ を算定する必要がある。いま、圧縮縁からの距離を x_1 とすれば、圧縮縁からの圧縮合力および引張合力の重心の位置 Z_c および Z_t はそれぞれ次のように求められる。

$$Z_c = \sum_{i=1}^n C_i \cdot x_i / C \quad (10a)$$

$$Z_t = \sum_{i=1}^n T_i \cdot x_i / T \quad (10b)$$

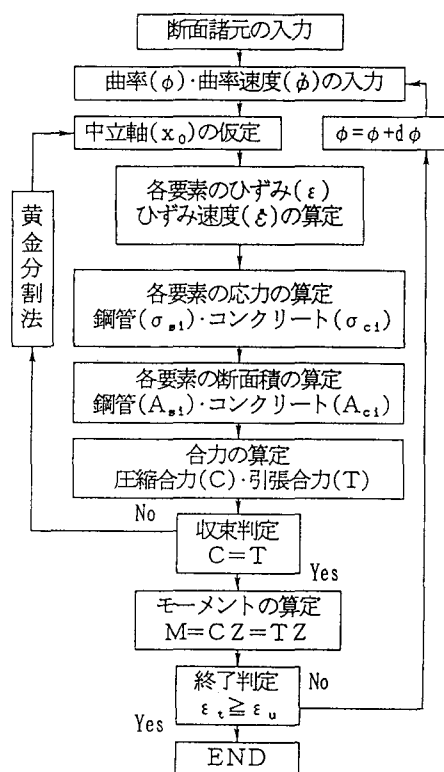


図-5 動的M～φ関係算定フローチャート

ただし、 C_i :各要素の圧縮合力、 T_i :各要素の引張合力、 C :断面の圧縮合力、 T :断面の引張合力、
 x_1 :圧縮縁から各要素の重心までの距離($x_1=D \cdot (i-0.5)/n$)

よって、合力重心間距離 Z は $Z=Z_c-Z_t$ となり、曲げモーメント M は $M=C \cdot Z=T \cdot Z$ によって算定される。以上の計算を逐次曲率を増加させながら引張縁のひずみが鋼管の破断ひずみに達するまで計算を行う。以上の動的 $M \sim \phi$ 関係算定のための計算フローチャートを示すと図-5のようになる。

2.3 動的曲げモーメント～曲率関係の計算例

前項までの基本式を用いて、著者らが行った衝撃実験⁵⁾で用いたコンクリート充填鋼管はりについて動的曲げモーメント～曲率関係を求める。ここで用いた鋼管は鋼管径48.6mm、60.5mm、89.1mmの3種類である。

まず、解析に用いた鋼管の諸元を表-2に、コンクリートの諸元を表-3に示す。ここで、鋼管については、表-2の諸元と高橋らが行った実験¹⁾による鋼材の破断ひずみ($\epsilon_u=28\%$)を解析に用いたが、コンクリートについては、鋼管によって横拘束を受けた状態で圧縮力や引張力を受けるため無拘束の場合とは圧縮強度や引張強度が異なってくるものと考えられる。そこで、図-6中に示すように鋼管径89.1mm、肉厚3.2mm、鋼管長200mmの鋼管にコンクリートを充填したものに對して、径79mmの円柱を載荷板として荷重を加えて

圧縮強度を求める実験を行った。図-6に実験から得られた鋼管による横拘束を受けるコンクリートの圧縮応力～ひずみ関係を示す。これから、鋼管の拘束効果によりコンクリートの圧縮強度は、無拘束時よりも大幅に上昇することが認められた。この応力～ひずみ関係から得られた圧縮強度(f_c)と最大応力時のひずみ(ϵ_{co})を図-2(b)のコンクリートの応力～ひずみモデルに代入することにより解析を行った。ここで、コンクリートの軟化勾配については、図-6中に点線で示すように完全弾塑性性と仮定し $K=0$ とした。なお、コンクリートの引張強度についてはこれを無視した。以上の入力値をもとに求めた各鋼管の曲げモーメント～曲率関係を図-7に示す。ここで、ひずみ速度効果考慮は鋼管の下縁でのひずみ速度($\dot{\epsilon}_t$)を $10^0/s$ として解析を行ったものである。これより各鋼管ともひずみ速度を考慮することにより曲げモーメントが約15～

表-2 鋼管の諸元

品名：一般構造用炭素鋼管
規格：JIS G3444 STK41

鋼管径 (φ) (mm)	48.6	60.5	89.1
鋼管の厚さ (mm)	3.2	3.2	3.2
降伏点 (kgf/cm ²) ※	4000	3800	3900
引張強さ (kgf/cm ²) ※	4800	4700	4600
伸び (%) ※	46	51	28
断面積 A (cm ²)	4.56	5.76	8.64
断面二次モーメント I (cm ⁴)	11.8	23.7	79.8
塑性断面係数 Z (cm ³)	6.6	10.6	23.7
単位重量 (kgf/m)	3.58	4.52	6.77

※鋼管試験成績表(引張試験)による値

表-3 コンクリートの諸元

配合 1m ³ 当り	セメント (Kgf)	水 (Kgf)	細骨材 (Kgf)	粗骨材 (Kgf)
	321	170	767	1019
圧縮強度(Kgf/cm ²)	スランプ		養生	
	240		室内 28日	

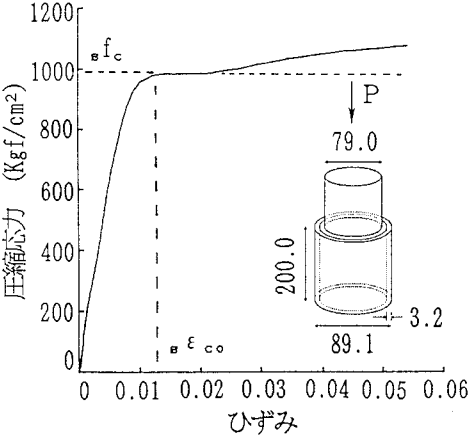


図-6 拘束コンクリートの応力～ひずみ関係

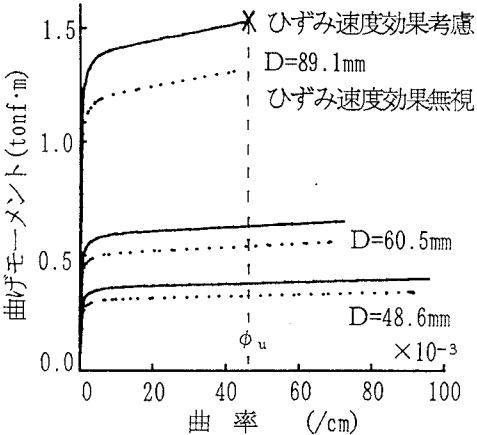


図-7 曲げモーメント～曲率関係

30%上昇することが認められた。

3. 剛体ばねモデルを用いた衝撃破壊解析⁹⁾

コンクリート充填鋼管はりの破壊までを数値的にシミュレートできるように、曲げとせん断を考慮した剛体ばねモデル⁸⁾および、前節の動的曲げモーメント～曲率関係を用いた。また衝突点荷重を算出するために局部ばねを導入したうえでひずみ速度効果を考慮したコンクリート充填鋼管はりの衝撃応答解析法を開発した。ここでは仮定(2)と(3)にしたがって、以下の点を考慮した。

(1) 降伏条件は、曲げ(M)とせん断力(S)による挙動を考慮し、

図-8に示すような円と仮定する^{8), 10)}ので、降伏関数は次式のようになる。

$$f = (M/M_p)^2 + (S/S_p)^2 - 1 \quad (11)$$

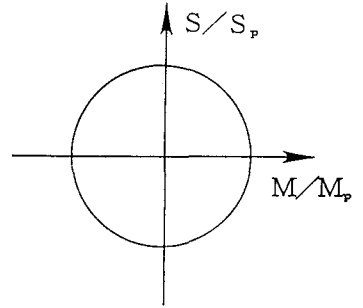


図-8 (M+S) 降伏条件

ただし、 M_p ：コンクリート充填鋼管の降伏曲げモーメント、 S_p ：コンクリート充填鋼管の降伏せん断力。

(2) 前節の動的曲げモーメント(M)～曲率(ϕ)関係を用いて、動的降伏モーメント(${}_dM_p$)は求められるが、動的降伏せん断力(${}_dS_p$)については、未だ説明されていないので、ミーゼスの降伏条件¹³⁾を用いて ${}_dS_p (= {}_dN_p/\sqrt{3})$ とし、これらを式(11)の降伏条件式に代入するものとした。

ここで、 ${}_dN_p = A_s \cdot {}_d f_{sy} + A_c \cdot {}_d f_c$ として、圧縮の場合の動的降伏軸力を用いた。

(3) 破壊は鋼管はりの応答曲率 ϕ が図-7の終局曲率 ϕ_u に達したときとする。

3.1 離散化モデルによる基本式

図-9に示すように重錘の衝突を中央点に受ける単純支持されたコンクリート充填鋼管はりを、いくつかの要素に分割しその各節点で曲げばねおよびせん断ばねを有する離散化モデル⁸⁾によって表すものとする。

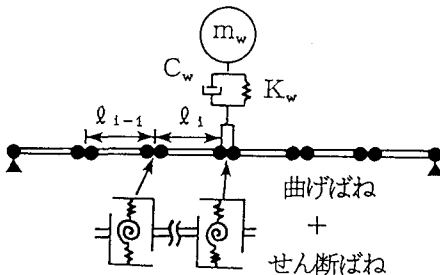


図-9 離散化モデル

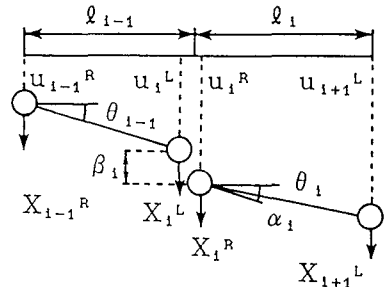


図-10 変形適合条件

(1) 変形適合条件

外変形(節点変位) $u_{i-1}^R, u_i^L, u_i^R, u_{i+1}^L$ と内変形 α_i (ばね回転角)、 β_i (せん断変位)との幾何学的関係は、図-10のようなモデルを考えると次式のように表される。

$$\varepsilon_n = \begin{bmatrix} \alpha_i \\ \beta_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_i - \theta_{i-1} \\ u_i^R - u_i^L \end{bmatrix} = B_n^T u_n \quad (12a) \quad \theta_i = \frac{u_{i+1}^L - u_i^R}{l_i}, \quad \theta_{i-1} = \frac{u_i^L - u_{i-1}^R}{l_{i-1}} \quad (12b)$$

$$\text{ここで、} B_n^T = \begin{bmatrix} 1/l_{i-1} & -1/l_{i-1} & -1/l_i & 1/l_i \\ 0 & 1 & -1 & 0 \end{bmatrix} \quad u_n^T = [u_{i-1}^R \quad u_i^L \quad u_i^R \quad u_{i+1}^L]$$

さらに、曲率 ϕ_i と α_i との関係およびせん断ひずみ γ_i とせん断変位 β_i との関係は、それぞれ次式となる。

$$\phi_i = 2\alpha_i / (l_{i-1} + l_i) \quad (13a)$$

$$\gamma_i = 2\beta_i / (l_{i-1} + l_i) \quad (13b)$$

(2) 動的つり合い条件

節点に質量が集中しているとしてはりの質量を慣算して質量マトリックスを作成し、弾塑性剛性マトリックスをM+Sの降伏条件を考慮して誘導すると、図-9のモデルに対する運動方程式は以下のようになる

(ただし減衰項については、ひずみ速度効果を考慮することにより K_m 中に暗黙の内に含まれているので、ここでは考慮していない)。

$$M_m \ddot{u}_m + K_m u_m = P_m \quad (m=1, 2, \dots, M) \quad (14)$$

ただし、
$$M_m = \frac{\rho A}{6g} \begin{bmatrix} 2\ell_{i-1} & \ell_{i-1} & 0 & 0 \\ \ell_{i-1} & 2\ell_{i-1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2\ell_i & \ell_i \\ 0 & 0 & \ell_i & 2\ell_i \end{bmatrix},$$

$$K_m = B_m^T D_m B_m, \quad D_m = \begin{Bmatrix} D_m^* (\text{弾性時}) \\ D_m^* (\text{塑性時}) \end{Bmatrix}, \quad D_m^* = \begin{bmatrix} K_{mi} & 0 \\ 0 & K_{si} \end{bmatrix},$$

$$D_m^* = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix}, \quad K_{mi} = \frac{2EI}{(\ell_{i-1} + \ell_i)}, \quad K_{si} = \frac{2GA}{(\ell_{i-1} + \ell_i)}$$

$$K_{11} = K_{m1} - (M_1^2 K_{m1}^2 / M_p^4) / (M_1^2 K_{m1} / M_p^4 + S_1^2 K_{S1} / S_p^4),$$

$$K_{12} = (M_1 S_1 K_{m1} K_{S1} / M_p^2 \cdot S_p^2) / (M_1^2 K_{m1} / M_p^4 + S_1^2 K_{S1} / S_p^4),$$

$$K_{22} = K_{S1} - (S_1^2 K_{S1}^2 / S_p^4) / (M_1^2 K_{m1} / M_p^4 + S_1^2 K_{S1} / S_p^4),$$

$$K_{21} = K_{12}, \quad u_m^T = [u_{1-1}^R \quad u_1^L \quad u_1^R \quad u_{1-1}^L],$$

P_m : 外力ベクトル, ρ : はりの単位体積重量,

A : コンクリート充填鋼管の断面積, g : 重力加速度,

E ; I ; G : コンクリート充填鋼管のヤング係数;

断面2次モーメント; せん断弾性係数

(3) 衝撃力

コンクリート充填鋼管はりに重錘が衝突する際の衝突点荷重 P は、図-9のように局部ばねと局部ダッシュポットを導入することにより、次式を用いて算定される。

($u_w - u_{AP}$) ≥ 0 の場合;

$$P = K_w(u_w - u_{AP}) + C_w(\dot{u}_w - \dot{u}_{AP}) \quad (15a)$$

($u_w - u_{AP}$) < 0 の場合; $P = 0$ (15b)

ただし、 $u_w, \dot{u}_w$: 重錘の変位および速度,

$u_{AP}, \dot{u}_{AP}$: 衝突点におけるはりの変位および速度,

K_w, C_w : 局部ばね係数および局部減衰係数

3.2 衝撃破壊解析法

衝撃破壊解析の手順は、以上の諸式を用いて初速度 V_0 を与え、図-11の計算フローチャートのようにニューマーク β 法を用いて行い、最終的に応答曲率 ϕ_1 が図-7に示すような鋼管の引張り破断ひずみ ϵ_u に対応する終局曲率 ϕ_u に達したときをもって破壊として計算を終了する。

3.3 数値計算例

ここでは、著者らが行った衝撃実験⁵⁾を解析対象とし、鋼管径 $D=89.1\text{mm}$ のコンクリート充填鋼管はり(スパン 60.0cm)に、 $W=250\text{Kg}$ の重錘が $V_0=8\text{m/s}$ で衝突する場合の解析を行った(ただし、局部ばね係数 K_w と局部減衰係数 C_w は、図-12に示す局部めり込み実験から得られた $K_w=54000\text{Kg/cm}$ とパラメトリックに求めた $C_w=10\text{Kg}\cdot\text{s/cm}$ を用いた)。

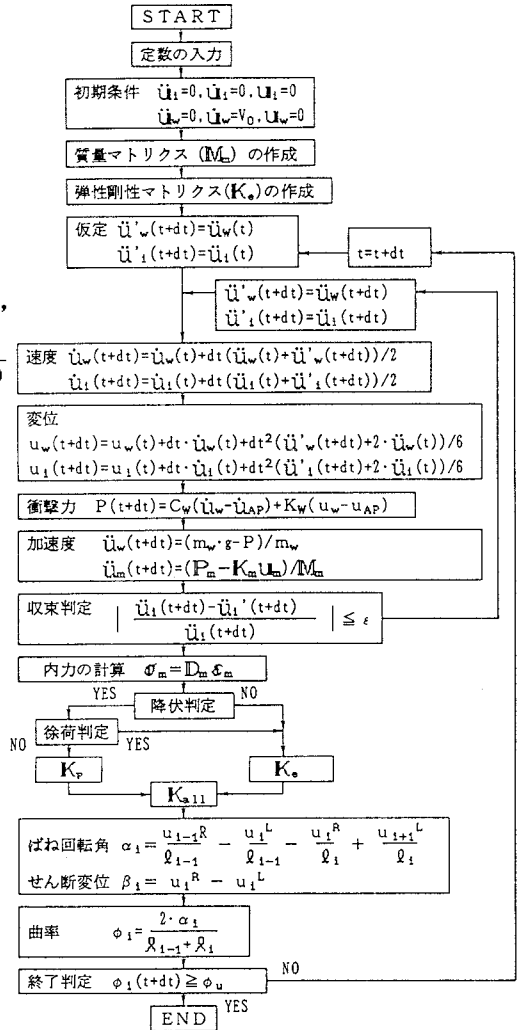


図-11 衝撃破壊解析のフローチャート

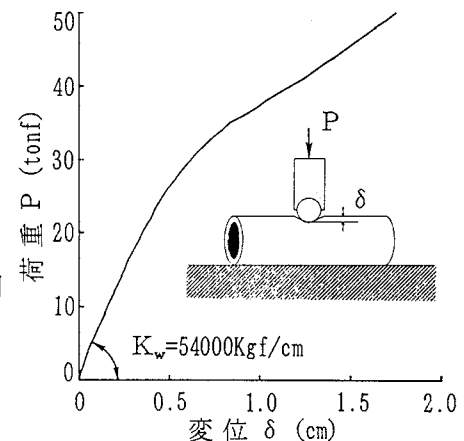


図-12 局部めり込み実験荷重～変位関係

(1) 荷重～変位関係

図-13は衝突点における荷重～変位関係を示したものである。荷重については、ひずみ速度効果を考慮した方が実験結果とよく一致していることが認められる。また、終局変位(破壊変位)についても、荷重が急激に低下し始める点すなわち破壊点を比較的良好にシミュレートできているものと考えられる。これより、本解析法は、コンクリート充填鋼管はりに対する衝突現象を破壊まで良好にシミュレートすることができると考えられる。

(2) せん断力による影響

曲げのみの場合も同様に計算し、曲げとせん断の場合と比較したが、ほとんど一致しており、明瞭な違いは認められなかった。これより、本解析例においてはせん断の影響はあまり現れていないことがわかった。しかし、スパンがさらに短くなる場合や速度がさらに速い場合にはせん断の影響が現れてくるものと思われる。

(3) 衝撃吸収エネルギー～変位関係

図-14は図-13の荷重～変位関係より面積を逐次積分することにより得られる衝撃吸収エネルギー～変位関係を示したものである。これについても、やはりひずみ速度効果を考慮した方が実験値をよくシミュレートしていることがわかる。また、この図より、コンクリート充填鋼管はりが破壊する点までの限界吸収エネルギーの値についても、本解析法は、良好にシミュレートすることができると考えられる。これより本解析で得られる衝撃吸収エネルギーをコンクリート充填鋼管はりの衝撃吸収エネルギー(U)としてもよいと考えられる。

また、運動エネルギー E がすべてコンクリート充填鋼管はりに吸収される($U=E$)と仮定すると、この図を用いることにより、ある一定の衝撃吸収エネルギー(例えば $U=40\text{tf}\cdot\text{cm}$)に対応する応答変位(例えば $\delta=4.0\text{cm}$)が得られ、この応答変位がある許容変位(例えば $\delta_s=5\text{cm}$)以下であれば、変位制約条件($\delta \leq \delta_s$)が満足されることになる。

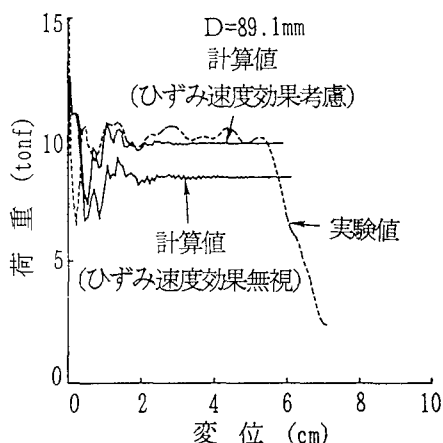


図-13 荷重～変位関係

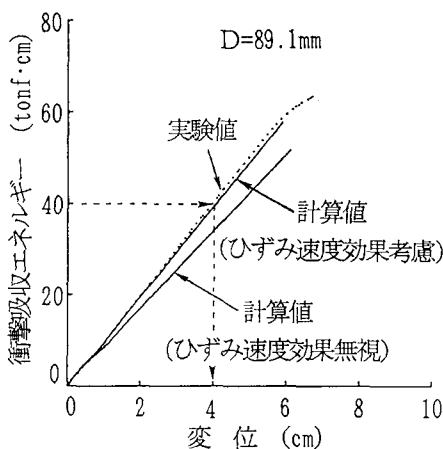


図-14 衝撃吸収エネルギー～変位関係

4. モールの定理による衝撃限界吸収エネルギーの簡易算定法

著者らの行った実験⁵⁾よりコンクリート充填鋼管はりの衝撃限界吸収エネルギーは、載荷方法による影響を受けず(衝突実験および高速載荷実験とも)、コンクリート充填鋼管はり固有の値であると考えられるので、ここでは、2.で求めた断面分割法による動的モーメント～曲率関係とモールの定理を用いて簡易に衝撃限界吸収エネルギーを算出する方法を開発した⁷⁾。

4.1 荷重～変位関係

いま、図-15に示すような単純支持されたコンクリート充填鋼管はりに中央集中荷重が作用する場合の荷重 P と中央点変位 δ を求める。まず荷重 P は次式で表わされる。

$$P=4 \cdot M_c / l \quad (16)$$

ただし、 M_c : 中央点の曲げモーメント

次に、変位 δ は図-15 に示す曲率分布を仮定して、モールの定理より次式のように算出される。

$$1) \text{ 弾性域内 } (\varepsilon_t \leq \varepsilon_y) : \quad \delta = \phi \cdot l^2 / 12 \tag{17}$$

$$2) \text{ 降伏以降 } (\varepsilon_y < \varepsilon_t < \varepsilon_u) : \quad \delta = F_1 \cdot S_1 + F_2 \cdot S_2 \tag{18}$$

ただし、 $F_1 = \frac{1}{4} \cdot \phi_y \cdot M_y \cdot l / M_c$ 、 $S_1 = \frac{1}{3} \cdot M_y \cdot l / M_c$ 、

$$F_2 = \frac{1}{4} (\phi_c + \phi_y) \cdot (l - M_y \cdot l / M_c),$$

$$S_2 = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{3} \cdot (2\phi_c + \phi_y) \cdot l / (\phi_c + \phi_y) - M_y \cdot l / M_c \right) + \frac{1}{2} \cdot M_y \cdot l / M_c,$$

F_1, F_2 は曲率分布荷重、 S_1, S_2 はその重心位置

図-16 は、動的な $P \sim \delta$ 関係の計算結果を示したもので、高速載荷実験⁵⁾の実験結果と比較している。まず荷重に関しては、鋼管径 60.5mm でやや低い値を示しているが、実験値をおおむねシミュレートしている。また終局変位に関しても、鋼管径 48.6mm で大きな値を示しているが、他の鋼管径についてはほぼ実験値と近い値を示しており、これを限界変位としても良いと考えられる。ここで、荷重～変位関係について計算値が実験値と多少異なっているのは、解析に用いた材料定数を全ての鋼管について一定として計算を行っているためと思われる。また、前節の剛体ばねモデルによる衝撃破壊解析とかなりの良い精度で一致している ($D=89.1\text{mm}$ の場合のみ) ことも認められ、本解析を用いてコンクリート充填鋼管はりの荷重～変位関係を容易に推定することができる。

4.2 衝撃限界吸収エネルギーの算定

上記の動的 $P \sim \delta$ 関係から限界変位 δ_u までの面積を積分すると、衝撃限界吸収エネルギーが得られ、これを表-4 に実験結果と比較した。やや実験値と合わない鋼管径も見られるが、おおむね一致することが認められる。

5. 結論

以上より以下の結論が得られた。

- (1) 断面分割法を用いることによりひずみ速度効果を考慮したコンクリート充填鋼管はりの動的曲げモーメント～曲率関係を求めることができた。
- (2) 曲げとせん断力を考慮した剛体ばねモデルを用いることにより、コンクリート充填鋼管はりの衝撃応答挙動および衝撃限界吸収エネルギー容量を比較的良好にシミュレートすることができた。
- (3) ひずみ速度効果を考慮した解析の方が実験を良くシミュレートすることが認められた。
- (4) せん断力の影響は今回あまり現れなかったが、スパンがさらに短い場合や衝撃速度がさらに速い場合の例では現れるものと思われる。

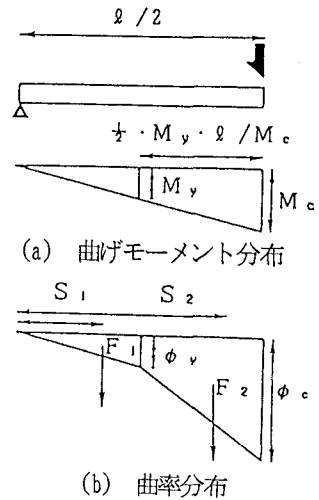


図-15 モールの定理

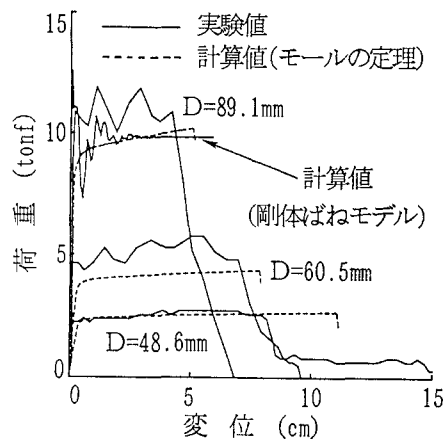


図-16 モールの定理による動的荷重～変位関係

表-4 衝撃限界吸収エネルギー

鋼管径	φ 48.6	φ 60.5	φ 89.1
実験値	25.6	37.5	57.0
解析値	28.6	32.0	58.2

単位(tonf・cm)

- (5) モールの定理による簡易算定法を用いると、荷重～変位関係および衝撃限界吸収エネルギーは、高速載荷実験の結果と多少のばらつきはあるが、おおむね一致することが認められた。よって、破壊モードが既知の場合は本法が有効であることがわかった。

以上より、コンクリート充填鋼管はりの衝撃限界吸収エネルギーは、比較的簡易な断面分割法とモールの定理を用いることにより、破壊モードが既知の場合はある程度推定できると考えられるが、衝撃速度や載荷位置によって破壊モードが変化する場合には、剛体ばねモデルが有効と考えられる。

参 考 文 献

- 1) 砂防・地すべり技術センター 鋼製砂防構造物委員会：鋼製砂防構造物設計便覧，昭和62年版。
- 2) 斎藤英明，石川信隆，大野友則，水山高久：鋼管片持ばりの衝撃吸収エネルギーに関する基礎的研究，土木学会論文集，第386号 I-8，pp.321～328，1987年10月。
- 3) 斎藤英明，大野友則，石川信隆，水山高久：局部変形を考慮した鋼管片持ばりの衝撃吸収エネルギーに関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.35A，pp.1057～1068，1989年3月。
- 4) 石川信隆，香月智，星川辰雄，水山高久：鋼管片持ばりのせん断衝撃応答に関する一考察，構造工学論文集，Vol.36A，pp.1049～1056，1990年3月。
- 5) 伊藤一雄，石川信隆，川嶋幾夫，鈴木宏：モルタル充填鋼管はりの衝撃限界吸収エネルギーに関する実験的考察，構造工学論文集，Vol.37A，pp.1581～1589，1991年3月。
- 6) Park, R., D.C.Kent and R.A.Sampson : Reinforced Concrete Members with Cyclic Loading, Proc. of ASCE, ST7, July 1972.
- 7) 伊藤一雄，高橋芳彦，大野友則，石川信隆：コンクリート充填鋼管はりの衝撃限界容量に関する一考察，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.1～4，1991年3月。
- 8) Kawai, T. & C.N.Chen : A Discrete Element Beam Bending Problems Including the Effects of Shear Deformation, 生産研究，30巻5号，pp.165～168，1978年5月。
- 9) 伊藤一雄，八木浩二，石川信隆，香月智：巨礫を受けるコンクリート充填鋼管はりの衝撃破壊解析，構造工学における数値解析シンポジウム論文集第15巻，pp.415～418，1991年7月。
- 10) Hodge, Philip G. Jr. : Plastic Analysis of Structures , 1959 ; 倉西正嗣ら共訳：構造物の塑性解析，pp.232，1965年。
- 11) 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年3月。
- 12) Hognestad, E. : A Study of Combined Bending and Axial Load in Reinforced Concrete Members, Bulletin, No.399, Univ. of Illinois, Engineering Experiment Station, Urbana, pp.128, Nov.1951.
- 13) Tetelman, A.S. & A.J.Mcevily, Jr. : Fracture of Structural Materials , 1967 ; 宮本博 訳：構造材料の強度と破壊1，pp.13～14，1970年。

(1991年9月30日受付)