

半球状の重錘落下による鋼管固定はりの衝撃応答変位

IMPACT RESPONSE DISPLACEMENT OF FIXED STEEL PIPE BEAM
BY DROPPING A HEMISPHERICAL WEIGHT

星川 辰雄* 石川 信隆** 彦坂 熙*** 阿部 宗平****

By Tatsuo HOSHIKAWA Nobutaka ISHIKAWA Hiroshi HIKOSAKA and Sohei ABE

This paper presents the experimental and analytical approaches for the impact response displacement of steel pipe fixed beam by dropping a hemispherical weight. First of all, the impact test is performed in order to evaluate the local and global displacements, respectively. Secondly, an analytical approach is proposed by considering the local deformation as the shape of a gourd and the M-N interaction curve of the dented cross section. Finally, the proposed analysis is compared with the experimental result and is applied to the actual steel pipe beam in order to provide the data of the impact resistant design of steel Sabo dams.

Key Words: steel pipe beam, local deformation, global deformation, impact response displacement

1 緒言

土石流中の巨礫を防止するため、鋼製砂防ダムが数多く建設されているが¹⁾、その一形式であるB型スリットダム(写真-1)や格子型ダムは、部材として中空鋼管を使用しており、土石流中の巨礫が衝突した際は、衝突点の局部変形と構造全体の変形の2つの変形により、巨礫の運動エネルギーを吸収して巨礫を捕捉する。このため、これらの構造物の設計に当たっては、衝突点の局部吸収エネルギーと構造全体の吸収エネルギーの2つを考慮することが必要である。

従来、鋼製格子型砂防ダムの設計に当たっては、局部変形の算定をEllinasら²⁾の式を用いて行ってきた。しかし、この式は先端形状がくさび型のような鋭利な物体が衝突する場合を対象としているため、実際の巨礫の先端形状とはやや異なる応答が得られることになる。

そこで本研究は、巨礫(载荷体)の形状を半球状とし、局部めり込み形状をひょうたん型と仮定して、半球状の重錘落下による鋼管固定はりの衝撃応答変位解析法の開発を試みたものである。すなわち、ま

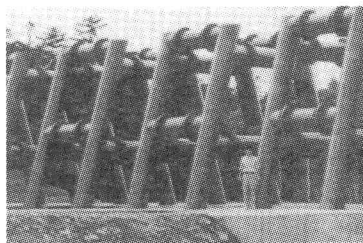


写真-1 B型スリットダム

- | | | | |
|------|------------------|------------|----------------------|
| * | 防衛大学校助手 | 土木工学科 | (〒239 横須賀市走水1-10-20) |
| ** | 工博 防衛大学校教授 | 土木工学科 | (〒239 横須賀市走水1-10-20) |
| *** | 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) |
| **** | (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3-4) |

ず落錘式衝突実験を行い、鋼管固定はりの荷重～変位関係および最大応答変位を求めた。次に、載荷後の断面形状をひょうたん型と仮定して、鋼管の局部変形と鋼管はり全体の変形を区別して求め、それらの和をはりの全変位とした。さらに、局部吸収エネルギーとはり全体の吸収エネルギーとの分担割合を明確にすることにより、局部吸収エネルギーのみで設計できる範囲とそうでない範囲を分離して、巨礫を受ける実際の鋼管部材に対する設計に寄与しようとしたものである。

2 実験の概要

2. 1 実験装置

実験は、図－1 に示すような落錘式衝突実験装置を用いて、重錘（重量 $W=386\text{kgf}$ ）を試験体にガイドを通して自由落下させ、衝突速度 $V=4.4\text{m/sec}$ で衝撃を与えた。

2. 2 測定項目

測定項目は、載荷点荷重、載荷点の全変位（はり上変位）と後述する等断面軸変位（変形前鋼管の中心軸変位）である。載荷点荷重は、重錘に取り付けた加速度計の値に重錘重量を乗じて算定した。また載荷点変位は、加速度計の値を2回積分して算定し、等断面軸変位は光学式変位計により測定した。

さて、中空鋼管はりに載荷をした場合、図－2 に示すようにはり全体として変位するとともに局部めり込み δ_L が発生する。一般に、断面変形が伴う部材の任意点の変位量は、構造物全体の応答による変位と断面変形にともなう付加変位との和によって表すことができる³⁾。ここでは、重錘の剛性がはりの剛性に比し極めて大きいので、試験体の載荷点変位 δ_T を載荷体である重錘の変位に等しいとみなし、載荷点変位として重錘の変位を測定した。この載荷点変位 δ_T は、はり全体の応答による変位 δ_B （はり変位）と断面変形すなわち局部めり込みによる変位 δ_L の和とみなすことができ、これを全変位（ $\delta_T = \delta_B + \delta_L$ ）と定義する。一方、はり変位 δ_B に関しては、鋼管の断面積を上下に2分する軸を等断面軸（変形前は鋼管断面の中心軸）と定義して、はり変位を等断面軸変位によって与えられる⁴⁾ものとし、これを光学式変位計により測定した。したがって、局部めり込み変位 δ_L は全変位 δ_T からはり変位 δ_B を差し引く（ $\delta_L = \delta_T - \delta_B$ ）ことによって算定される。

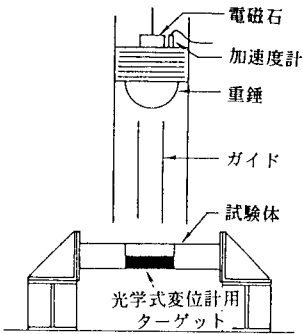
2. 3 試験体

試験体は、STK400の鋼管（鋼管径114.3mm、肉厚3.5mm、スパン長582mm）の両端に、厚さ9mmの鋼板を溶接したものを用いた。各鋼板を図－1 に示すように固定台にボルト締めすることにより固定はりとした。

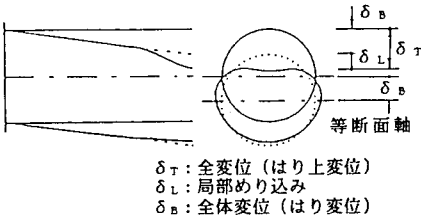
2. 4 実験ケース

実験は、実際の構造物に巨礫が衝突する現象に対して相似則を考慮して実験の条件を定めた。すなわち、既往の研究⁵⁾において衝突現象に重要な影響を与える要因に着目した相似則が提案されているが、本実験においてはその相似則を適用した。

すなわち、衝突現象において本研究が対象としているような比較的重量の大きな物体が比較的低速度で衝突する場



図－1 落錘式衝突実験装置



図－2 変形状態

表－1 実現象とモデルとの比較

	モデル	実 際
鋼管径 (cm)	11.43	60.0
肉 厚 (cm)	0.35	1.84
スパン長 (cm)	58.2	306
巨礫直径 (cm)	2.2	116
巨礫重量 (kgf)	386	10640
衝突速度 (m/s)	4.4	10.0

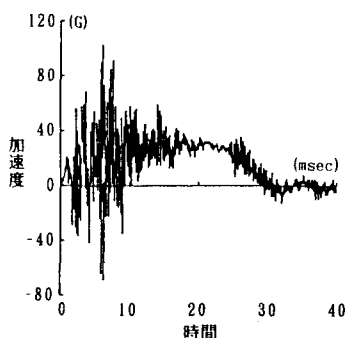


図-3 加速度～時間関係
(フィルターなし)

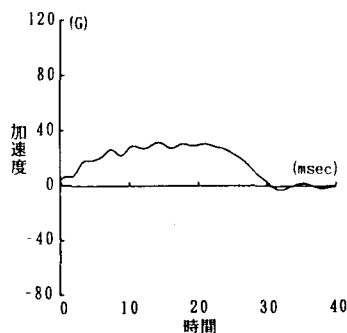


図-4 加速度～時間関係
(フィルター 200Hz)

合の重要な影響を与える要因が、応力による力、重力および慣性力であると仮定して、実験の条件を定めた。すなわち、長さに関する相似比を s とすると、重さ、速度、時間に関する相似比はそれぞれ s^2 、 $\sqrt{s}$ 、 $\sqrt{s}$ となる。便覧¹⁾において、設計を行う際に考えられている巨礫の衝突条件ならびに実際のB型スリットダムに用いられている鋼管の寸法および部材長を対象として、本実験においては $s = 5.25$ とした。本実験条件と実際の構造物への巨礫の衝突との関係をまとめると表-1のようになる。また、実験は重錘と衝突速度を一定にし、試験体が破壊するまで繰り返し繰り返し載荷した。

2. 5 実験結果および考察

(1) 加速度～時間関係

図-3は、落錘式衝突実験によって得られた加速度～時間関係を示したものである。図-3より、応力波等の影響と考えられるが、かなりの高周波成分の存在が認められる。そこで、ここでは、得られた加速度の値に対し200Hzのローパスフィルターをかけて、図-4のようにスムージングした加速度計の値に重錘重量を乗じて荷重とした。ここでローパスフィルターをかけることにより加速度のピーク値は低下してはいるものの、平均値は同じ値を示しており、荷重～変位関係から算定するエネルギーについてはローパスフィルターをかけても等しい値を示すことを確認している。これに対し、変位はローパスフィルターをかけない加速度生データを用いて、以下のような方法で算定した。すなわち、時刻 t における加速度 α_1 、速度 V_1 、変位 δ_1 および時刻 $t + \Delta t$ における加速度 α_2 を既知量として、時刻 $t + \Delta t$ における速度 V_2 および変位 δ_2 を次式により算定する。

$$V_2 = V_1 - \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{2} \Delta t, \quad \delta_2 = \delta_1 + \frac{V_1 + V_2}{2} \Delta t$$

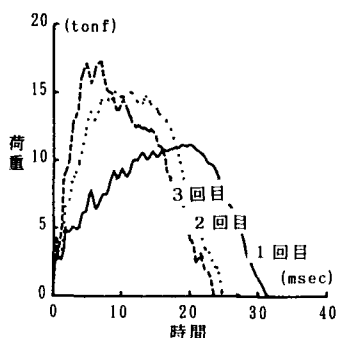


図-5 荷重～時間関係

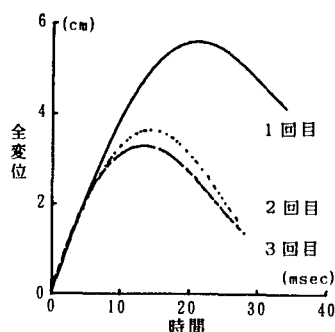


図-6 全変位～時間関係

ここで、初期条件として $t = 0$ においては、加速度 $\alpha = 0$ 、速度 $V = V_0$ （衝突速度）、変位 $\delta = 0$ を与えて、応答が終了するまで繰り返し積分を行った。

(2) 荷重、変位～時間関係

図-5および図-6は、上記の方法を用いて落錘式衝突実験によって得られた荷重～時間曲線、変位～時間曲線である。荷重は、落下回数が増すにしたがい大きくなることが認められ、一方、全変位は小さくなることが認められる。

(3) 荷重～変位関係

図-7は、これらの時間軸を消去して得られた荷重～全変位曲線を落下回数別に示したものである。図-7より落下回数が増すにしたがい全変位は減少し、また荷重は増大することが認められる。また図-8および図-9は、落錘式衝突実験から得られた荷重～局部めり込み関係および荷重～はり変位関係を示したもので、図-8、9より、1回目の衝突では局部めり込みがかなり発生しているのに対し、落下回数が増すにしたがい局部めり込みの発生量は減少していくことが認められる。これに対し、はり変位は落下回数が増すにしたがい増加している。すなわち、変形が進むにしたがい、応答は局部的なめり込みからはり全体への変形へと移っていることが確認される。しかし、はり全体変形が進みつつも引き続き局部めり込みは、微少ながらさらに発生していることも認められる。

なお、本実験においては、3回目の衝突後に溶接止端部に亀裂が発生し、はりは破壊に至った。

3 局部めり込み変形を考慮した最大応答変位解析

3.1 解析の前提条件

一般に、土石流中の巨礫の速度は最大約10m/sec、通常5～6m/sec程度と云われており、衝突速度の中ではかなり遅い。しかも、巨礫の重量が約10tonfもあるので、衝撃問題を静的、準静的（ひずみ速度効果を考慮）、動的（ひずみ速度効果と慣性力を考慮）および超高速と4つに分類した場合、静的もしくは準静的応答と考えて差し支えない。ここでは、衝突後の鋼管はりの最大応答変位量の算定のみに着目し、局部変形とはりの全体変形に分離して静的剛塑性解析を行うものとした。

3.2 局部めり込み形状の決定

前章で行った実験結果より、局部めり込みが発生した後の断面形状を示すと、一般に図-10のようなひょうたん型となる。ここで、図-10のBC間を直線、AB、CD、DE間をそれぞれ円弧として、図-11のような7つのパラメータ θ 、 ϕ 、 ϕ_0 、 l 、 d 、 r_s 、 r_e を設定し、これらの7つのパラメータが決定されれば、図-11のような変形後のひょうたん型の形状が決定されることになる。すなわち、ひょうたん型の形状の決定に当たっては、以下の仮定を設けた。

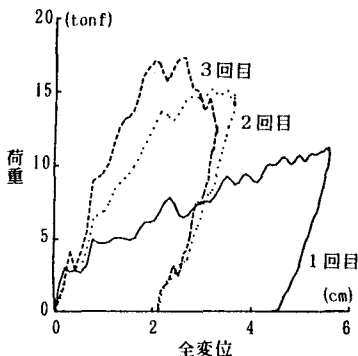


図-7 荷重～全変位関係

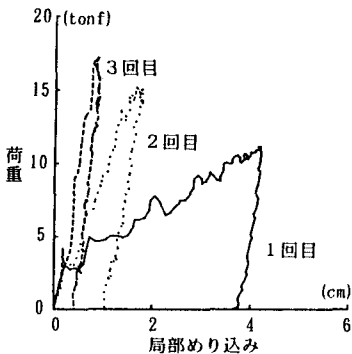


図-8 荷重～局部めり込み関係

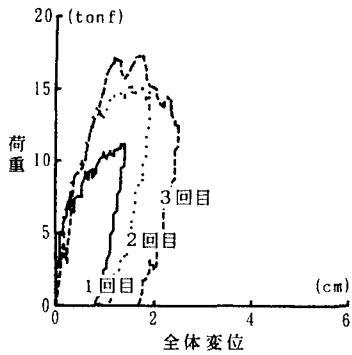


図-9 荷重～全体変位関係

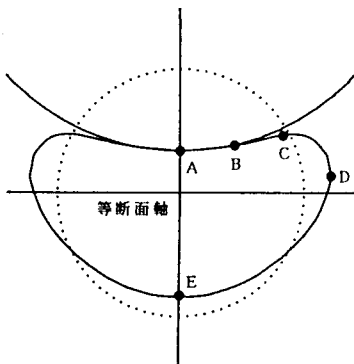


図-10 局部めり込み後の断面形状（実験結果）

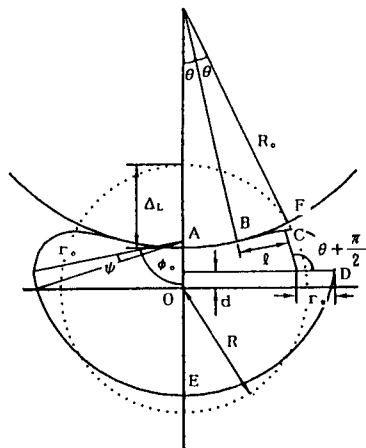


図-11 局部めり込み後の断面形状（解析モデル）

- ① 局部変形後も円周方向の伸びはなく、等断面軸は変形前断面の中心を通る。
- ② 円弧ABの長さは、載荷体と局部変形前の鋼管とが接触している円弧長AFの半分の長さとなる。
- ③ 局部めり込みにより鋼管上面は下側に変形するが、鋼管下面は逆に上側へ変形する。その上向きの変形量は、横方向に最も広がり大きい点Dを通る水平線と、等断面軸との距離dに等しい。

以上の仮定を用いて、仮定②より θ が算定でき、また仮定③から式(1)が導かれる。さらに幾何学的条件から以下の式(2)～(6)が導かれることから、式(1)～(6)を用いて未知数 ϕ 、 ϕ_0 、 ℓ 、 d 、 r_s および r_0 を求めることができる。

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

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

$$r_0(\phi_0 - \psi) = \frac{1}{2} \pi R \quad (3)$$

$$d = -r_0 \cos \phi_0 + r_s \cos(\phi_0 - \psi) \quad (4)$$

$$r_0 \sin \phi_0 = R_0 \sin \theta + \ell \cos \theta + r_s(1 + \sin \theta) \quad (5)$$

$$(R - \Delta L) + R_0(1 - \cos \theta) + \ell \sin \theta = r_s \cos \theta + d \quad (6)$$

ここで、各式の意味は以下の通りである。

式(1)は、仮定③より、点Dと点Eの垂直方向の距離は鋼管の半径に等しくなることから得られる。式(2)および(3)は、右上半分および右下半分の長さが当初の鋼管の周長の1/4となることから、式(4)は、円弧DEを規定する半径 r_0 を用いてdを求めたものである。また、式(5)は、原点Oから点Dまでの横方向長さを求めたもので、式(6)は原点Oから点Cまでの縦方向長さを求めたものである。

式(1)～(6)の解法に当たっては、これらの式を連立させることにより直接解を求めることはできないので、当初 r_0 を仮定し、式(2)～(6)を用いて未知数 ϕ 、 ℓ 、 d 、 r_s を消去し、 ϕ_0 をNewton法を用いて算定し、その後式(1)を用いて r_0 が収束するまで繰り返し計算を行って算定した。算定のフローチャートを図-12に示す。

また、軸方向のめり込み形状は、軸方向めり込み角度 α を仮定す

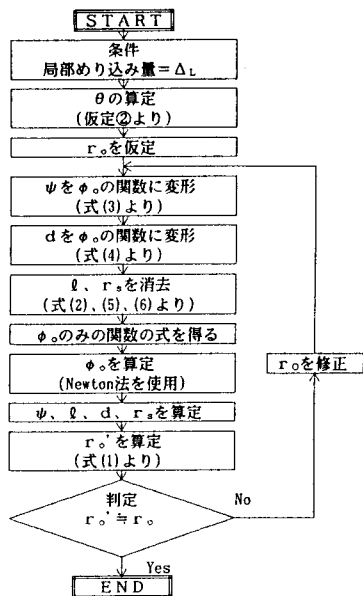


図-12 断面形状決定フローチャート

ることにより、図-13のような形状になるものとする。すなわち、軸方向めり込み幅は次式で与えられる。

$$\xi = R_0 \sin \alpha + \{ \Delta_L - R_0 (1 - \cos \alpha) \} / \tan \alpha \quad (7)$$

ここで、 α の決定に際しては塑性吸収エネルギー最小の原理を用いて $\partial U / \partial \alpha = 0$ より α を決定することとした。また、載荷点以外における断面の形状についても載荷点と同様に図-11のような形状となるものとする。すなわち、図-13に示すような軸方向任意点におけるめり込み量 Δ_{Li} を求め、式(1)～式(6)の Δ_L に Δ_{Li} を代入することにより、任意点における断面形状が求められるものとする。

3. 3 局部めり込みによる吸収エネルギー U_{p1}

局部めり込みが $\delta \Delta_L$ だけ増すことによる塑性仕事量の増分 δU_{p1} は、次式により求められる。

$$\delta U_{p1} = 2 \int_0^{\xi} \delta U_M d\xi + 2 \int_0^{R_0} \delta U_N dR$$

ただし、 δU_M ：任意断面の曲げ変形による塑性仕事量、 δU_N ：円周方向任意点の軸方向伸びによる塑性仕事量。

ここで、 δU_M および δU_N は、以下のようにして求められる。

まず、載荷点からめり込みが発生している軸方向幅を N_1 等分し、それぞれを図-14に示すように i で番号つける。軸方向任意位置における断面についても、左右対象であるためここでは右半分断面に着目し、その円周方向長を N_2 等分し、それぞれを図-15に示すように j で番号つける。ここで、 i 断面における j 点の座標を (x_{ij}, y_{ij}) で表すものとする。

さて、載荷点の局部めり込みが $\delta \Delta_L$ だけ増加することにより、 (x_{ij}, y_{ij}) 点が (x_{ij}', y_{ij}') へ

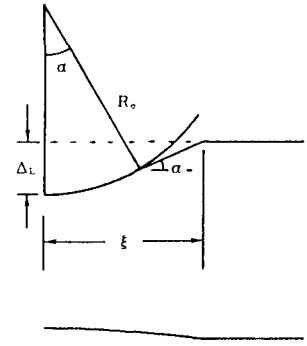


図-13 部材軸方向の局部めり込み形状

(8)

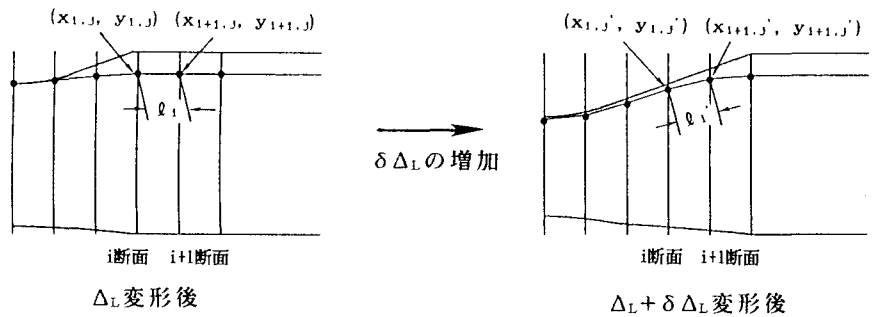


図-14 軸方向めり込み形状のモデル化

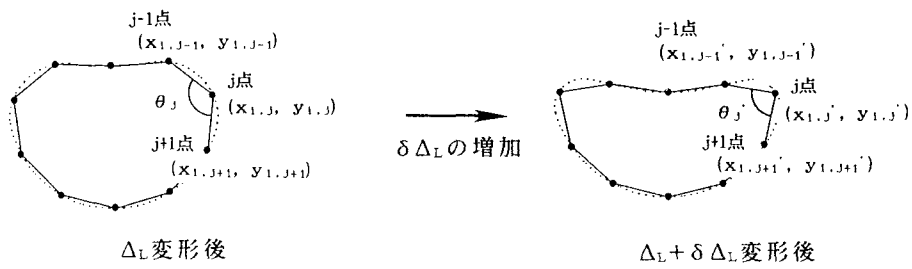


図-15 断面形状のモデル化

と移動したものとする。これにより、任意断面の曲げ変形による塑性仕事量 δU_M は、曲げモーメント～曲率関係を剛塑性にモデル化することにより、 N_2 等分された剛体と剛体の間の塑性変形による塑性曲げ吸収エネルギーとして求められ、次式で与えられる。

$$\delta U_M = 2 \sum M_p |\theta_j' - \theta_j| \quad (9)$$

$$\text{ここで、} \theta_j' = \cos^{-1} \left[\frac{2d_1^2 - \{(x_{i,j+1}' - x_{i,j-1}')^2 + (y_{i,j+1}' - y_{i,j-1}')^2\}}{2d_1^2} \right]$$

$$\theta_j = \cos^{-1} \left[\frac{2d_1^2 - \{(x_{i,j+1} - x_{i,j-1})^2 + (y_{i,j+1} - y_{i,j-1})^2\}}{2d_1^2} \right]$$

$M_p = \frac{1}{4} \sigma_y t^2$: 塑性曲げモーメント、 $d_1 = \pi R / N_2$: 円周方向分割要素長、 R 、 t : 鋼管半径および

肉厚、 σ_y : 降伏応力

また、円周方向任意点の軸方向の伸びによる塑性仕事量 δU_N は、軸方向に隣接した断面 i および断面 $i+1$ の、断面内同一分割点 j 点の軸変形塑性吸収エネルギーを合計することにより、次式で与えられる。

$$\delta U_N = 2 \sum N_p |\ell_i' - \ell_i| \quad (10)$$

$$\text{ここで、} \ell_i' = \sqrt{(x_{i+1,j}' - x_{i,j}')^2 + (y_{i+1,j}' - y_{i,j}')^2 + d_2^2}$$

$$\ell_i = \sqrt{(x_{i+1,j} - x_{i,j})^2 + (y_{i+1,j} - y_{i,j})^2 + d_2^2}$$

$N_p = \sigma_y t$: 降伏軸力、 $d_2 = \xi / N_1$: 軸方向分割要素長

以上のようにして求めた δU_M 、 δU_N をそれぞれ軸方向および円周方向にさらに積分することにより、局部めり込みによる塑性仕事量 U_{p1} が求められる。この際、積分は Simpson 公式を用いて行った。

よって、局部変形を発生させる荷重は、次式により求められることになる。

$$P_L = \frac{\Delta U_{p1}}{\delta \Delta_L} \quad (11)$$

3. 4 はりの全体変形による吸収エネルギー U_{p2}

(1) はりの全体変形発生時の荷重 P_B の算定

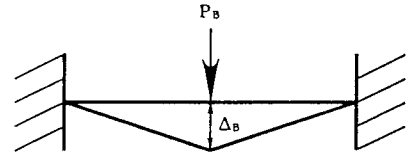
前節で述べた局部めり込みに応じて発生する荷重 P_L は、局部めり込みが進むにしたがい増加する。そして P_L がはりの静的崩壊荷重 P_{B0} より大きくなった場合は、はりの全体変形が始まる。既往の研究²⁾においては、はりの全体変形が始まった以降は局部めり込みが進まないと仮定しているが、ここでは先に行った実験⁵⁾において、はりの全体変形開始以降も局部めり込みは進むという事実に着目するとともに、はりの全体変形の進展にともない、はりにはモーメントの他に軸力も作用することにも着目して、はりの全体変形による荷重 P_{B0} を以下のように算定した。

まず、はりの変形後のつり合いは、図-16を参照して次式で与えられる。

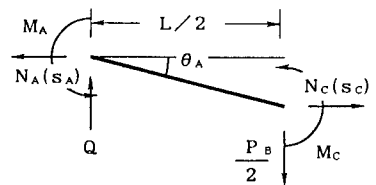
$$M_A + M_C + N \cdot \Delta_B - Q \cdot \frac{L}{2} = 0 \quad (12)$$

ここで、 M_A : 支点部のモーメント、 M_C : 載荷点のモーメント、 N : 軸力、 Δ_B : はり全体変形量、 P_B : はり全体変形時の荷重、 $Q (= P_B / 2)$: 支点反力、 L : スパン長。

よって、荷重 P_B は次式より求められる。



(a) 外力～外変形関係



(b) 内力～内変形関係

図-16 つり合い条件

$$P_B = \frac{L}{4} (M_A + M_C + N \cdot \Delta_B) \quad (13)$$

全体変形が始まる前は軸力の発生がないために、全体変形開始時の荷重すなわち静的崩壊荷重 P_{B0} は次式で与えられる。

$$P_{B0} = \frac{L}{4} (M_A + M_C) \quad (14)$$

よって、 P_L が P_{B0} より小さな場合は局部めり込みのみが進展し、 P_L が P_{B0} に等しくなった以降は局部めり込みの他に全体変形が進展する。

(2) はりの全体変形量 Δ_B の算定

はりの全体変形開始以降は軸力が発生するが、この軸力発生後のはりの全体変形量 Δ_B は以下のように算定した。

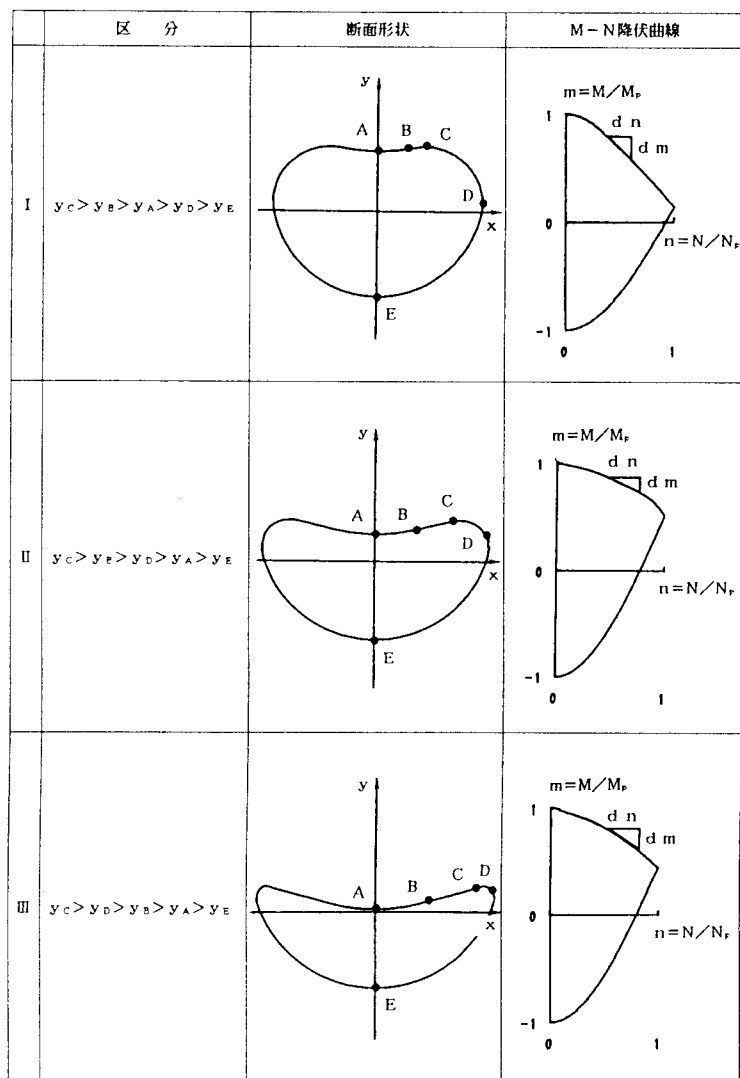


図 - 17 局部めり込みを考慮した鋼管の M - N 降伏曲線

まず図-16を参照して、支点部における塑性回転角 θ_A および塑性軸変形量 s ($=s_A+s_c$) はそれぞれ次式で与えられる。

$$\theta_A = \frac{2\Delta_B}{L} \quad (15)$$

$$s = s_A + s_c = \frac{\Delta_B^2}{L} \quad (16)$$

ただし、 s_A 、 s_c は支点および荷点の塑性軸変形で、式(16)は $(L/2+s)^2 = (L/2)^2 + \Delta_B^2$ より、 $L/2 \gg s$ として s^2 を無視して求められる。次に、 s の増分 $\dot{s}$ と θ の増分 $\dot{\theta}$ の比をとると、式(15)および(16)を用いて、次式のようになる。

$$\frac{\dot{s}}{\dot{\theta}} = \frac{\frac{\partial s}{\partial \Delta_B}}{\frac{\partial \theta}{\partial \Delta_B}} = \Delta_B \quad (17)$$

ここで、完全剛塑性体においては応力の増分はひずみの増分に対して仕事をしないため、支点および荷点においては次式が成立する。

$$dm_A \dot{\theta}_A + dn_A \dot{s}_A = 0 \quad (18a)$$

$$dm_c \dot{\theta}_c + dn_c \dot{s}_c = 0 \quad (18b)$$

ただし、 $m_A = M_A/M_p$ 、 $m_c = M_c/M_p$ 、 $n_A = N_A/N_p$ 、 $n_c = N_c/N_p$

すなわち、式(18a)および(18b)を用いてひずみの増分および回転角の増分を求めると、次式のようになる。

$$\frac{\dot{s}}{\dot{\theta}} = \frac{\dot{s}_A + \dot{s}_c}{\dot{\theta}} = -\frac{dm_A}{dn_A} - \frac{dm_c}{dn_c} \quad (19)$$

ここで、 $\dot{\theta} = \dot{\theta}_A = \dot{\theta}_c$ 、 $dn = dn_A = dn_c$ ($n = n_A = n_c$)。よって、全体変形量 Δ_B は、式(17)および(19)から、支点および荷点のモーメントならびに軸力の増分を用いて、次式で与えられる。

$$\Delta_B = -\left(\frac{dm_A}{dn_A} + \frac{dm_c}{dn_c}\right) \quad (20)$$

ここで、右辺の値は、後述する局部めり込みを考慮したM-N相関曲線の勾配を用いて決定した。

(3) 局部めり込みを考慮したM-N降伏条件

鋼管はりに曲げと軸力が作用する場合、支点部においては局部めり込みが発生しないため、次式のような鋼管のM-N相関曲線式を用いる。

$$\frac{M}{M_0} - \cos\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{N}{N_0}\right) = 0 \quad (21)$$

ただし、 $M_0 = 4R^2 t \sigma_y$ ：鋼管の全塑性モーメント、

$N_0 = 2\pi R t \sigma_y$ ：鋼管の全塑性軸力。

これに対し、荷点においては局部めり込みを考慮したM-N相関曲線を求める必要がある。ここでは図-17に示すように、断面形状における点A、BおよびDの位置に応じて3つの場合に区分して、それぞれのM-N相関曲線を求めた。

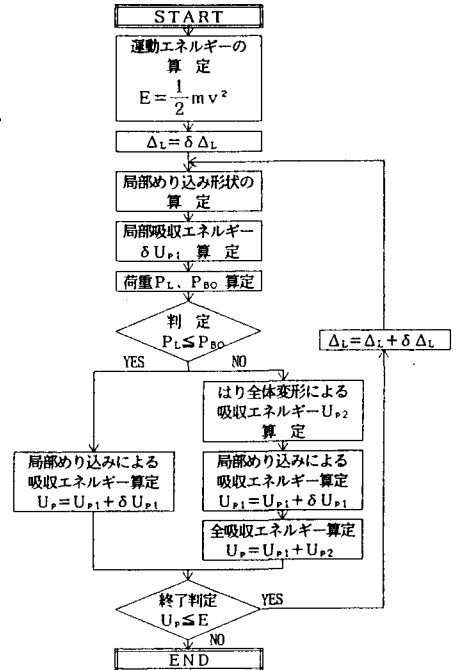


図-18 解析フローチャート

よって、図-17のM-N相関曲線および式(13)、(20)を用いて全体変形時の荷重 P_B ならびに全体変形量 Δ_B が得られ、全体変形による吸収エネルギー U_{p2} が次式により求められる。

$$U_{p2}=P_B \cdot \Delta_B$$

(22)

なお、全体変形が始まった以降も局部めり込みが進展し、局部めり込みによってもエネルギーを吸収する。

3. 5 解析手順

以上の基本式を用いて数値計算を行うことになるが、その手順は、まず局部めり込み量を $\delta \Delta_L$ ずつ増分することにより、 $P_L = P_{B0}$ となるまで局部めり込みのみが進展するとして解析を行う。次に $P_L > P_{B0}$ となった以降は局部めり込みと同時に全体変形が開始するが、まず局部めり込みのみが進展する場合と同様に局部めり込み量を $\delta \Delta_L$ だけ増分させ、荷重 P_L を算定する。次に軸力 N を仮定して、先に求めたM-N相関曲線および式(13)、(20)を用いて荷重 P_B を算定し、 P_L と P_B が等しくなる際の全体変形量 Δ_B を算定する。得られた荷重および変位を用いて、全吸収エネルギー U_p を式(8)および式(22)を用いて算定し、全吸収エネルギー U_p が運動エネルギー E に等しくなった時点で応答を終了する。解析のフローチャートを図-18に示す。

4 数値計算例

4. 1 解析結果と実験結果の比較

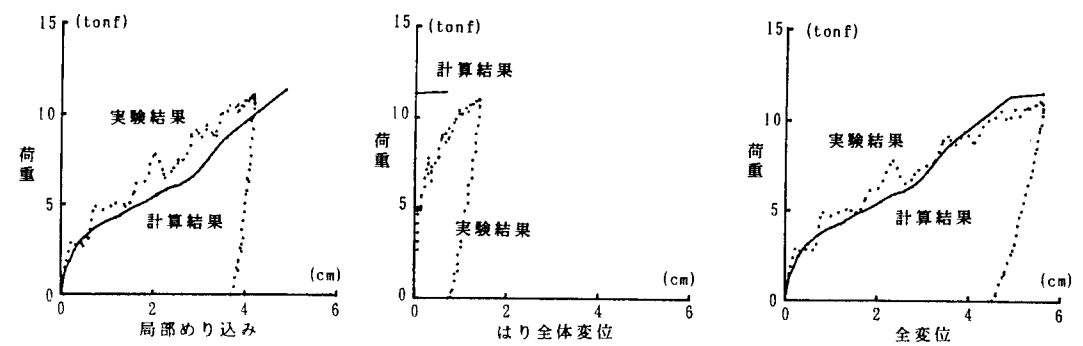
本解析で用いた入力データは、実験の条件に合わせて表-2のような値を用いた。

表-2 入力データ

重錘 条件	重錘重量 (kgf)	3 8 6
	重錘直径 (cm)	2 2
	衝突速度 (m/s)	4. 4
鋼管 条件	鋼管径 (mm)	φ 1 1 4. 3
	肉 厚 (mm)	t 3. 5
	スパン長 (cm)	6 0
	降伏応力 (kgf/cm ²)	3 8 0 0

(1) 荷重～変位関係

図-19に、解析により得られた(a)荷重～局部めり込み関係、(b)荷重～はり全体変位関係および(c)荷重～全変位関係を実線で示す。併せて1回目の衝突実験により得られた結果を点線で示す。図-19(a)より、荷重～局部めり込み関係は実験結果とほぼ一致しているが、図-19(b)の荷重～はり全体変位関係においては剛塑性体と仮定しているため、途中の状況は全く合っていない。しかし、図-19(c)の荷重～全変位関係は実験結果とよくあっていることが認められる。これは、発生する全変位におけるはり全体変形量が局部めり込み量に対して影響が少ないためと考えられる。



(a) 荷重～局部めり込み関係 (b) 荷重～はり全体変位関係 (c) 荷重～全変位関係

図-19 計算結果と実験結果の比較

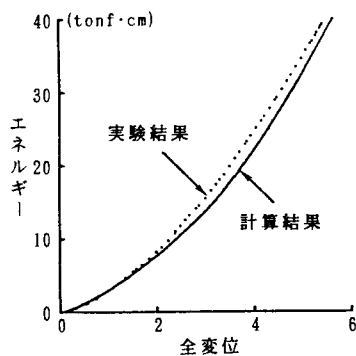


図-20 衝撃吸収エネルギー～全変位関係

(2) 衝撃吸収エネルギー

図-20は、図-19(c)の荷重～全変位曲線の面積を逐次積分することにより得られた衝撃吸収エネルギー～全変位関係を示したものである。図より、解析結果は応答終了時を含めて全般的に実験結果とほぼ良く一致している。これは、図-19(c)の結果より明かである。

(3) 破壊形態

本計算により得られた破壊形態を図-21に示す。図-21(a)は局部めり込みのみが発生した状態、(b)は全体変形が開始する状態、(c)は全体変形が進み全ての運動エネルギー ($E = 38 \text{ tonf} \cdot \text{cm}$) を吸収して応答が終了した状態を示す。本解析の目的は、最大応答変位量の算定であるが、実験結果は約5.2cmであったのに対し、解析結果は約5.5cmとかなりの精度でよくシミュレートしていると考えられる。

4.2 実物大鋼管はりへの応用

本手法を用いて、実際の構造物に用いられている鋼管に対して適用を試みた。表-3に示すような断面を有するスパン長5mの鋼管固定はりに対し、直径2m、重量10tonfの巨礫が速度9m/secで衝突した場合の荷重～全変位関係を図-22に、また速度を5m/sec、10m/sec、15m/sec・・・と逐次増大させた場合の局部エネ

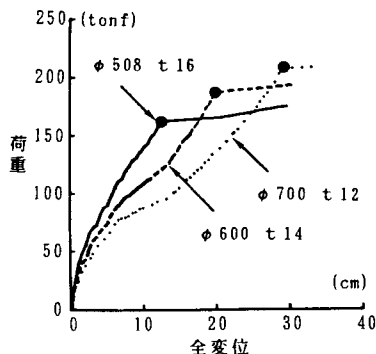


図-22 荷重～全変位関係

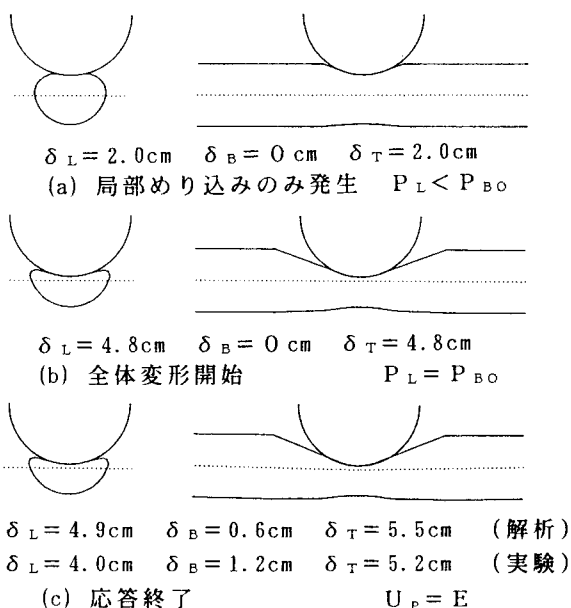


図-21 破壊形態

表-3 断面諸元

タイプ	鋼管径 (mm)	肉厚 (mm)	断面積 (cm ²)
Aタイプ	508.0	16.0	247.3
Bタイプ	600.0	14.0	257.7
Cタイプ	700.0	12.0	259.4

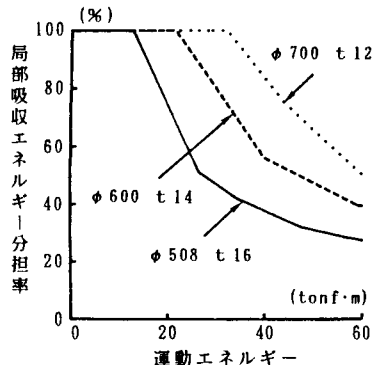


図-23 局部吸収エネルギー分担率～運動エネルギー関係

ルギー吸収分担率～運動エネルギー関係を図-23に示す。

図-22で●印で示した点ははり全体変形が開始した状態を示すが、全変位が約40cm発生した状態においては、 $\phi 508$ 、 $\phi 600$ 鋼管では局部めり込みとはり全体変形とがほぼ約半分程度の割合を示している。これに対し、 $\phi 700$ 鋼管の場合は大きな局部めり込みを発生した後に僅かのはり変形が生じている。

図-23は、この関係をさらに明確にするために、局部とはり変形の吸収エネルギーの分担割合を示したもので、スパン長が同じで鋼管径が大きいほど大きな運動エネルギーを局部変形のみで受け持つことが認められる。したがって、実際の構造物に巨礫が衝突した場合は鋼管径が大きな方が単一部材の局部でエネルギーを吸収することが分かる。さらに、巨礫の大きさとダム地点の土石流の速度が推定できれば（運動エネルギーが既知となれば）、図-23より、局部吸収エネルギーのみで設計できる範囲とそうでない範囲の鋼管寸法を区分することができ、設計に有用な資料を提供できるものと思われる。

5 結論

本研究により得られた成果をまとめると、以下のようになる。

- (1) 落錘式衝突実験により、落下回数が増すにしたがい、局部的な応答から全体的な応答へと移行していることが確認された。
- (2) 局部変形の形状をひょうたん型と仮定して鋼管固定はりの最大応答変位解析手法を提案し、はりの荷重～変位関係および吸収エネルギーを比較的精度よく求めることができた。
- (3) 本手法を準静的問題に適用することにより、半球状の重錘の衝突を受ける鋼管はりの最大応答変位を概ね推定することができた。
- (4) 本手法を実際の構造物に使用されている鋼管に対し適用することにより、鋼製砂防ダムのエネルギー設計に対する基礎的資料を提供することができた。

今後さらに、はりの終局限界に関する検討やひずみ速度効果の導入および座屈等の影響を考慮し、耐衝撃設計への資料を提供する予定である。

参考文献

- 1) (財)砂防・地すべり技術センター 鋼製砂防構造物委員会：鋼製砂防構造物設計便覧、平成5年版
- 2) Charles P. Elinas and Alastair C. Walker: Damage on Tubular Bracing Member, IABSE, Colloquium Copenhagen, Vol.42, 1983
- 3) Hikosaka, H. et al.: Analysis of Elastic Distortional Instability of Thin-Walled Members with Open Polygonal Cross Section, Proc. JSCE, Vol.4, No.1, pp.57~66, 1987
- 4) N. Jones and W. Q. Shen: A Theoretical Study of the Lateral Impact of Fully Clamped Pipelines, Proc. Instn. Mech. Engrs., Vol.206, 129~146, 1992
- 5) 江守一郎：模型実験の理論と応用（第2版）、技報堂出版、1988年
- 6) 星川辰雄、石川信隆：局部めり込みを考慮した鋼管はりの衝撃吸収エネルギーに関する一考察、第2回落石等による衝撃問題に関するシンポジウム、1993年6月

（1993年9月16日受付）