

## 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

A FUNDAMENTAL APPROACH TO ENERGY ABSORPTION CAPACITY OF  
CANTILEVER STEEL PIPE UNDER IMPACT

齋藤英明\*・石川信隆\*\*・大野友則\*\*\*・水山高久\*\*\*\*

By Hideaki SAITOH, Nobutaka ISHIKAWA, Tomonori OHNO and Takahisa MIZUYAMA

This paper presents the both experimental and analytical approaches to evaluate the energy absorption capacity of cantilever steel pipe for the development of the impact resistant design of the A-type slit Sabo dam. Initially, the static and impact experiments are performed in order to measure the relationship between load and deformation. The energy absorption capacity is obtained by integrating the area of the load-ultimate deformation curve. Secondary, the impact response analysis is performed by modelling the cantilever pipe into the simple two degrees of freedom system accounting for the local deformation of pipe. It is confirmed that the impact energy calculated by the impact response analysis is in relatively good agreement with the one measured by the impact test. Therefore, it is found that these results will provide the useful data for the impact resistant design from the viewpoint of energy design.

Keywords: energy absorption capacity, impact, cantilever steel pipe

## 1. 緒 言

山岳地における土石流災害防止施設として、従来マスコンクリート製砂防ダムが建設されてきた。ところが、土砂流出の激しい溪流地域においては、洪水時に流出する土石がダム堤防内に堆積してしまい、実際に土石流が発生した際には本来の防止機能が失われていることがある<sup>1)</sup>。この欠点を除くことを1つの目的として、透過式の鋼製砂防構造物が数多く考案され、すでに施工されている。しかし、土石流の衝撃力の評価<sup>2)</sup>あるいは衝撃に対する鋼管構造物の限界耐力および変形性能<sup>3)</sup>などいまだ不明な点が多く、その設計法はほとんど確立されていないのが現状である。

土石流の衝撃力の推定に関して建設省土木研究所砂防研究室<sup>2),4)</sup>や大同<sup>5)</sup>らが実験的研究を行っているが、まだ確立されたものにはなっていない。また、土石流の発生機構に関しても研究段階<sup>6),7)</sup>であり、砂防構造物の設計に必要な情報は、いまだ不明な点が多い。

一方、落石の衝撃力に関する実験あるいは理論的解析に関する研究も数多く行われている。これらの多くは落石覆工に作用する衝撃力を対象としており、落石によって落石覆工上のサンドクッション材に伝えられる衝撃土圧を求める研究が主流となっている。たとえば、佐々木、古賀ら<sup>8),9)</sup>は敷砂上への重錘の落下実験を行い実験的に衝撃荷重を求め、敷砂をばねあるいはダッシュポットに置き換えた質点系モデルを用いて衝撃荷重を解析的に求めている。また吉田ら<sup>10)-14)</sup>は、大規模な落錘式の衝撃実験装置を用いて、落錘がサンドクッション材に衝突したときに発生する衝撃荷重とサンドクッション材に発生する衝撃土圧を実験的に求め、衝撃荷重の推定式を提案している。三上ら<sup>15)</sup>はサンドクッション材を仮想質量を導入した4要素減衰ばねモデルにモデル化して、サンドクッション材に生じる衝撃力を解析的に求めている。

「土木技術者のための振動便覧」<sup>16)</sup>には、Hertzの接触理論を適用して得られた落石の衝撃力を求める算定式が示してある。衝撃荷重が作用する場合の構造物の応答に関する研究も数多く行われている。たとえば、岸ら<sup>17)</sup>は単純支持された矩形板の衝撃応答特性を実験および解析的に求めている。またKatsumi, K.ら<sup>18)</sup>は接触問題について有限要素法を用いて荷重および接点の変位を求めている。著者ら<sup>19)</sup>は単純支持された鋼管はりの衝撃応

\* 学生会員 防衛大学校理工学研究科学生  
(〒239 横須賀市走水1-10-20)

\*\* 正会員 工博 防衛大学校教授 土木工学教室 (同上)

\*\*\* 正会員 工博 防衛大学校講師 土木工学教室 (同上)

\*\*\*\* 正会員 農博 建設省土木研究所砂防研究室室長  
(〒305 茨城県筑波郡豊里町大字旭一番地)

答特性を実験および解析的に求めその結果を報告した。

本研究で対象としているスリットダム形式の透過式鋼製砂防構造物に土石流が作用する場合は、土石流先頭部に含まれる巨礫の衝突により生じる衝撃力が問題となるが、前述の構造物と落石の間にサンドクッション材がある場合の実験結果あるいは解析式では鋼製砂防構造物に直接巨礫が衝突したときに発生する衝撃荷重を求められない。したがって、鋼製砂防構造物に巨礫が衝突したときに発生する衝撃荷重を簡便に求められる推定式が必要である。また、これまで用いられてきたマスコンクリート製の砂防構造物は、土石流を構造物の重量や強度によって阻止するものである。鋼製砂防構造物の場合は施工の容易さもあり、強度だけでなく鋼材の長所である靱性を利用することができればより合理的で効果的な構造物が建設できると考える。このためには、強度と靱性を同時に考慮できる指標が必要であるが、先に述べたようにこれまでの研究では衝撃荷重の推定問題、衝撃荷重に対する構造物の応答等についてそれぞれ別々に研究されており、両者の関係を統一的に評価した研究は見当たらない。

本研究は、上記鋼製砂防構造物の設計に資する観点から、その基礎的段階として衝撃力に対する鋼管はりの限界性能（耐力、変形、エネルギー吸収容量）について調べることを目的としている。設計においては、衝撃応答に関する情報を盛り込んだうえで従来の静的設計法と同様の形で取り扱えることが望ましいと考える。そこで、静的載荷実験をあわせて行い、衝撃載荷に対する結果との比較や静的取り扱いの可能性などについて検討を行っている。本研究で得られる成果は、鋼製砂防構造物の耐衝撃設計を確立するための基礎としての位置づけを考えている。実際の構造物はより複雑な構造形式と載荷条件の制約を受けるが、構造物と外力の関係を基礎的に調べることを目的とすることから、本実験では図-1(b)に示すように単純な鋼管片持ばりの先端に衝撃力が作用する場合を対象とした。

2. 実験の概要

実験は、静的実験および衝撃実験の2種類について行った。衝撃実験においては、鋼管径および落下高さ（衝

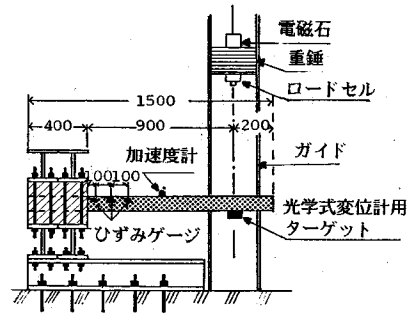
突速度）をパラメーターとして行った。いずれの実験においても、鋼管片持ばりの端部は、固定端の条件を満足するようにコンクリートで固めた試験体の端部を上下からH形鋼で挟み込み、これを16本のボルトを用いて固定した。また、鋼管断面の局部変形と荷重の関係を調べるため静的局部変形実験も行った。

(1) 衝撃実験装置

土石流で発生する巨礫は、実際には図-1に示すように水平方向から構造物に衝突するが、本研究で用いた衝撃実験装置は、装置の制約から図-2に示すように、重量150 kgfの重錘が試験体の固定端から90 cm離れた位置に衝突するように、ガイドを通して自由落下させ横衝撃を加える構造とした。この装置による重錘の最大落下高さは3 mである。重錘の落下は、電磁石のスイッチの開閉により行った。

(2) 試験体

試験体に用いた鋼管は、鋼種STK-41のφ48.6、φ60.5、φ89.1 mmの3種類である。その寸法は、図-2に示すように全長150 cm、固定部40 cm、鋼管部110 cmとした。鋼管の諸元を表-1に示す。現在までに施工されている鋼製砂防構造物（A型スリット形式）は、径厚比が40程度の鋼管が使用されている<sup>2)</sup>。衝撃力に対する抵抗力の大きさは、鋼管径と肉厚の関係にも依存することは明らかである。このため、径厚比の相違が限界性能に及ぼす影響を調べる必要がある。この観点から本研究では、表-1に示すように肉厚がすべて等しく管



単位 (mm)

図-2 衝撃実験装置

表-1 鋼管の諸元

鋼管径 φ (mm)	48.6	60.5	89.1
肉厚 t (mm)	3.2	3.2	3.2
降伏点応力 (kgf/cm <sup>2</sup> )	4000	3800	3900
引張強さ (kgf/cm <sup>2</sup> )	4800	4700	4600
伸び (%)	46	51	28
断面積 A (cm <sup>2</sup> )	4.56	5.76	8.64
断面2次モーメント I (cm <sup>4</sup> )	11.8	23.7	79.8
塑性断面係数 Zp (cm <sup>3</sup> )	6.6	10.6	23.7
単位重量 W (kgf/m)	3.58	4.52	6.77

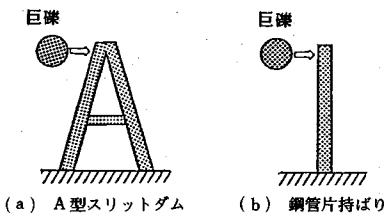


図-1 構造物に対する巨礫の衝突

径が異なる（径厚比が異なる）鋼管を試験体として用いた。固定部に用いたコンクリートの圧縮強度は、平均 323 kgf/cm<sup>2</sup> である。コンクリート固定端部は、鋼管片持ばりの破壊より先に破壊が生じないように断面を決定した。なお、あらかじめ行った予備実験で、固定端部の破壊が生じないことを確認した。

(3) 測定装置

図-2 に示す試験体の位置に、ひずみゲージおよび変位測定用のターゲットを取り付け、また重錘下部にロードセルを取り付けた。衝撃荷重、衝突点変位、ひずみは、図-3 のフローチャートに示す計測システムにより測定した。特に本実験では、衝撃によって生じる高速の衝突点変位を測定すること、および試験体が完全に破壊するまで変形させるため、変形量の測定範囲が大きく高速の現象に対応できる光学式変位計を用いた。これは、片持ばりの変形に伴い衝突点下部に取り付けたターゲットが移動することによって測定点の光度が変化するので、この変化量によって片持ばりの変形量を測定するものである。

衝撃荷重、ひずみ、加速度の出力波形は高周波成分を含むため 20 kHz まで測定可能な直流アンプ、トランジェントレコーダを用いて増幅し記録した。さらに、トランジェントレコーダに一時的に保管されたデータは、パーソナルコンピュータを介してフロッピーディスクに記録し、X-Y プロッタで図化した。また実験で用いたトランジェントレコーダの最小サンプリングタイムは 1 μs/word である。

(4) 実験

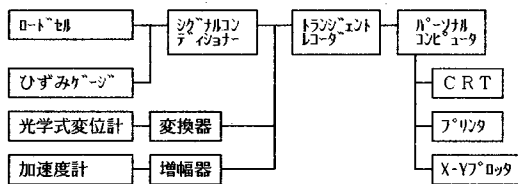


図-3 計測システムフローチャート

表-2 実験条件

CASE	鋼管径 (mm)	重錘重量 (kgf)	落下高 (m)	衝突速度 (m/s)
I	48.6	150	0.8	4.0
			1.0	4.4
			1.5	5.4
II	60.5	150	1.0	4.4
			1.5	5.4
			2.0	6.3
III	89.1	150	1.0	4.4
			1.5	5.4
			2.0	6.3
			2.5	7.0

衝撃実験は、鋼管径の異なる 3 種類の試験体を用い、鋼管径および衝突速度が衝撃荷重、衝突点変位さらに衝撃吸収エネルギーに与える影響について調べた。衝突速度（落下高さによる）は表-2 に示すそれぞれの鋼管径に対して 3 種類とした。また、同様の試験体を用いて静的実験を行い、静的荷重、載荷点変位および静的吸収エネルギーを求めた。この結果と衝撃実験結果とを比較することによって、衝撃吸収エネルギーと静的吸収エネルギーとの関係について調べた。

3. 衝撃吸収エネルギー解析

(1) 衝撃応答解析の基本式

本解析では、図-4(a) に示す重錘とばりの衝突現象を、図-4(b) に示すように局部変形を考慮した 2 質点系モデルに置き換えた。モデルは、実際の重錘とばりがもつ質量と剛性を、等価な質量とばねを用いて表わしている。

図-4(c) の力のつり合いから重錘とばりの運動方程式が次式で与えられる。

$$M_2 \cdot \ddot{y}_2 = M_2 \cdot g - C_2 \cdot (\dot{y}_2 - \dot{y}_1) - P \dots \dots \dots (1 \cdot a)$$

$$M_1 \cdot \ddot{y}_1 = C_2 \cdot (\dot{y}_2 - \dot{y}_1) + P - C_1 \cdot \dot{y}_1 - Q \dots \dots \dots (1 \cdot b)$$

ここに、 $P$  は接触点の衝撃荷重を示す。なお、本実験の範囲では、ばりに局所的な残留塑性変形が認められなかったことから、衝撃荷重  $P$  は局部変形に伴う弾性時のばね定数  $k_2$  だけを用いて与えられるものとした。

$$P = k_2 \cdot (y_2 - y_1) \quad (\text{ただし、} P \geq 0) \dots \dots \dots (1 \cdot c)$$

また  $Q$  はばりの復元力を表わし、図-5 に示すひずみ硬化型の復元力特性と仮定した。図より、復元力  $Q$  は

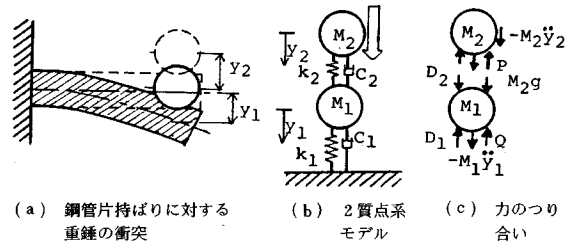


図-4 解析モデル

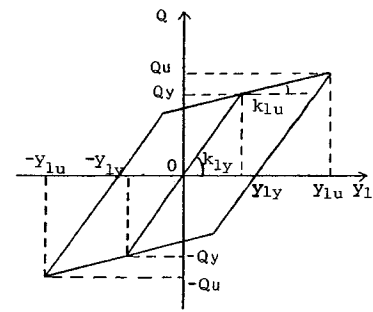


図-5 鋼管片持ばりの復元力特性

次式で与えられる。

弾性域： $Q = k_{1y} \cdot y_1 \dots \dots \dots (1 \cdot d)$

塑性域： $Q = k_{1u} \cdot (y_1 - y_{1y}) + Q_y \dots \dots \dots (1 \cdot e)$

除荷の場合： $Q = k_{1y}' \cdot (y_1 - y_1') + Q' \dots \dots \dots (1 \cdot f)$

ここに、 $k_{1y} = 3EI/l^3$ 、 $k_{1u} = 0.05 \cdot k_{1y}$ 、 $Q_y = \sigma_y \cdot Z_p / l$  である。なお、 $y_{1y}$ 、 $y_1'$ 、 $Q'$  はそれぞれ弾性限界変位、除荷開始時点での変位および復元力を示し、 $k_{1y}$ 、 $k_{1u}$ 、 $k_2$  はそれぞれ弾性域におけるはりのばね定数、塑性域におけるばね定数および局部変形のばね定数を示す。また、 $\sigma_y$  は降伏応力、 $Z_p$  は塑性断面係数、 $E$  は縦弾性係数、 $I$  は断面 2 次モーメント、 $l$  は荷重載荷点から固定端までの距離を示す。 $M$ 、 $y$ 、 $\dot{y}$ 、 $\ddot{y}$  はそれぞれ質量、変位、変位速度、変位加速度を、添字 1、2 は、それぞれはりおよび重錘を示す。 $C_1$ 、 $C_2$  は、それぞれはりおよび局部変形の減衰係数を示す。

(2) 解析方法

a) 入力値の決定方法

解析に用いた入力値を表—3 に示す。重錘はその質量が重心に集中しているの、質点 2 の質量  $M_2$  は重錘の質量そのものを用いた。また、はり全体を 1 つの質点に置き換えた。はりに相当する質点 1 の質量  $M_1$  は、動的外力に対する連続体としての片持ばりの運動エネルギーとはり先端部だけに質量を有する片持ばりの運動エネルギーを等値することにより求めた。本研究で用いたはり試験体の場合、換算質量  $M_1$  は、はり全体の質量  $m$  に対して  $M_1 = 0.236 m$  で求められる。はりのばね定数  $k_1$  は、表—1 の鋼管の諸元を用いて計算した値を用いた。局部変形に伴うばね定数  $k_2$  の値は、静的局部変形実験から得られる荷重～局部変形曲線において原点における曲線との接線の傾きとして求めた。減衰係数  $C_i$  は  $C_i = 2h_i \sqrt{M_i k_i}$  の式で求められるものとした。はりの減衰定数  $h_1$  を求めるために、あらかじめ別の衝撃実験を行い実験から得られる減衰自由振動波形の対数減衰率から  $h_1$  の値を定めた。質量  $M_1$ 、ばね定数  $k_1$  は表—3 に示す値を用いた。一方、衝撃実験で得られた荷重～時間曲線において載荷直後の応答は局部的な変形によって生じるものとみなし、この波形から対数減衰率を求めて局部変形による減衰定数  $h_2$  を定めた。局部変形のばね定数  $k_2$  は図—6 から求められる値 (表—3) を用いた。また、

表—3 各種定数および係数

鋼管径 $\phi$ (mm)	48.6	60.5	89.1
換算質量 $M_1$ (kg·s <sup>2</sup> /cm)	$9.4 \times 10^{-4}$	$1.2 \times 10^{-3}$	$1.8 \times 10^{-3}$
ばね定数 $k_{1y}$ (kg/cm)	102.0	240.8	689.6
$k_{1u}$	5.1	12.0	34.5
$k_2$	5774	4811	3839
減衰係数 $C_1$ (kg·s/cm)	0.026	0.117	0.432
$C_2$	0.405	0.240	0.191

局部的に変形する部分の質量は、静的局部変形実験によって変形の生じた区間の鋼管の質量とし、本実験では径の大きさによらず鋼管の長さ 10 cm に相当する質量を用いた。

b) 解析手順

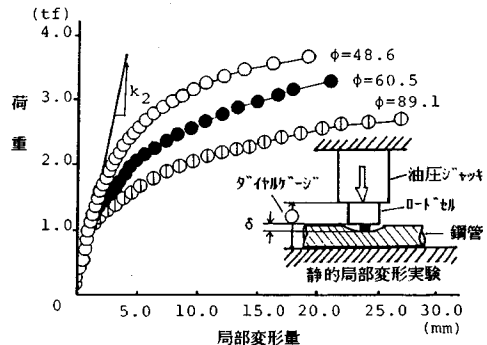
本解析では、式 (1) の基本式を用いてニューマーク  $\beta$  法による数値計算を行った。計算手順を図—7 のフローチャートに示す。初期条件として、次の値を用いた。

$y_i = 0 (i=1, 2)$

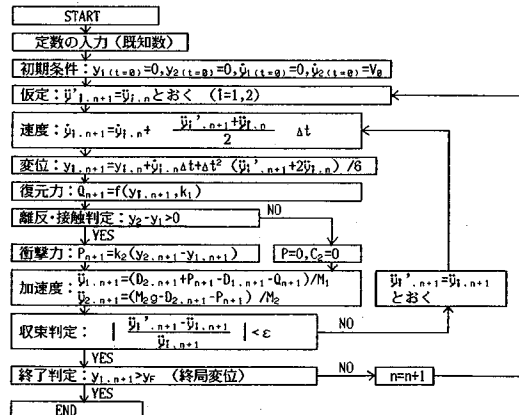
$\dot{y}_{1(t=0)} = 0, \dot{y}_{2(t=0)} = V_0 = \sqrt{2gH}$

ここに、 $g$  は重力加速度、 $H$  は落下高さを表わす。これらの初期条件を用いて、図—7 に示した計算手順により各時刻ごとの衝撃荷重および衝突点の変位を求めると、それぞれ図—8 の破線で示す衝撃荷重～時間曲線 ( $P \sim t$  曲線)、変位～時間曲線 ( $\delta \sim t$  曲線) が得られる。

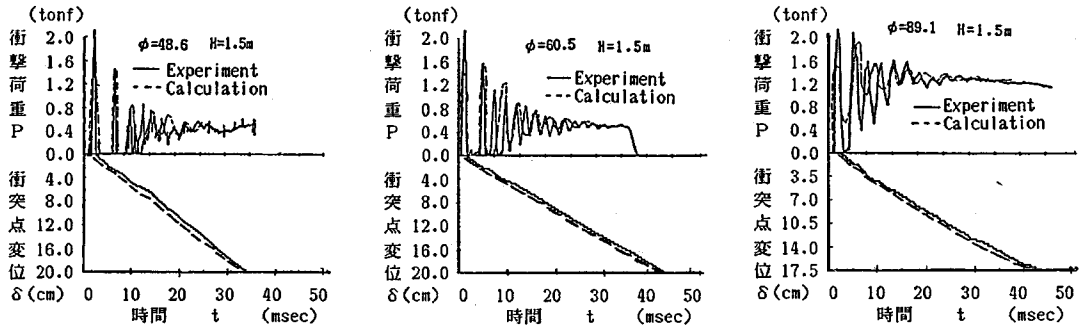
式 (1-a, b) において、右辺の  $P$  は質点 1 と質点 2 の間の接触ばね  $k_2$  によって生じる反力であり、式 (1-c) で与えられている。 $P$  は、2 つの質点が接触している場合にだけ生ずることを考慮するため、接触の判定を  $y_2 - y_1$  の正負の値で行っている。つまり、 $y_2 - y_1 < 0$  のときは重錘とはりが離反したものとみなし、 $P = 0$  とす



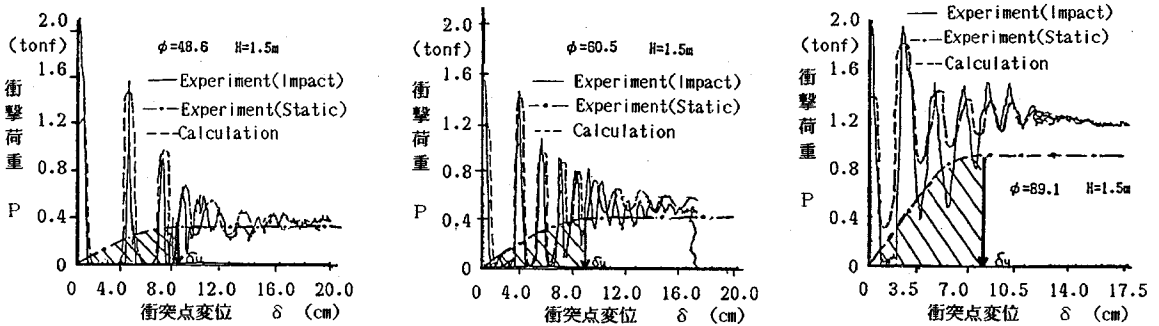
図—6 静的局部変形実験結果



図—7 衝撃応答解析フローチャート



図—8 衝撃荷重，衝突点変位～時間関係



図—9 荷重～衝突点変位関係

る。このときには減衰力も作用しないので、同時に  $C_2 = 0$  という条件を与えて解析を行っている。

(3) 衝撃吸収エネルギーの算定

部材の破壊（あるいは終局状態）に対する定義は種々なされている。たとえば、降伏後最大耐力に達し、以後耐力が低下して降伏耐力以下になる時点を終局と定めるもの、あるいは最大耐力の80%の耐力に低下した時点と定めるものなどである。本実験で用いた片持ばりの試験体は、静定構造物であり1個の塑性ヒンジの発生によって終局に至る。静的実験の結果からも、最大耐力以後塑性流れが生ずることが認められた。

そこで本研究では、破壊に対する1つの目安として静的実験で得られる荷重～変位関係において最大耐力点を取り、これに対する変位を終局変位と定めた。はり部材の終局状態が変位の大きさによって決定されるとすれば、衝撃荷重載荷時の終局変位も静的載荷時の終局変位と同一であるとみなすことができる。したがって、静的吸収エネルギーは、終局変位にいたるまでの静的外力仕事量（図—9の斜線部）として、また衝撃吸収エネルギーは、終局変位にいたるまでの衝撃荷重による外力仕事量として荷重～変位曲線の面積から算定した。

計算結果から衝撃吸収エネルギーを求めるために、計算で求めた  $P-t$ 、 $\delta-t$  曲線から時間軸を消去して図—9に示すような荷重～変位関係（ $P-\delta$  曲線）を求め

た。この  $P-\delta$  曲線において、静的実験で得られている終局変位と等しい変位までの面積を衝撃吸収エネルギーとして算定した。

4. 解析結果と実験結果の比較検討

ここでは、衝撃実験の実験結果と計算結果との比較を行い、本解析方法の妥当性について検討した。

(1) 荷重，衝突点変位～時間曲線および荷重～変位曲線

図—8に荷重，衝突点変位～時間関係を示す。図中の実線は実験結果を表わし、破線は実験に用いた試験体の諸元を用いて解析した結果を表わしている。解析結果は実験結果と同様に第1波，第2波のようなピーク値をもち振動の周期もほぼ一致しており、衝撃現象を比較よくシミュレートしていることが認められる。

実験で得られた最大衝撃荷重は、静的載荷に対する最大荷重（終局耐力）の3～5倍となっている。解析で求められた最大衝撃荷重は、静的載荷時の終局耐力の3～4倍であり実験値に比べやや小さくなっている。これは、解析においてひずみ速度効果あるいは応力波の影響を考慮していないこと、計算に用いた各種係数の値の問題等によるものと考えられる。

静的終局耐力は鋼管径の増加に伴いほぼ比例的に大きくなるのに対して、最大衝撃荷重の荷重増加率は静的終

局耐力の増加率に比べ小さく、最大衝撃荷重はあまり変わらない。図-8からわかるように、最大衝撃荷重は鋼管片持ばりの全体応答が生じる以前に発生していることから、最大衝撃荷重は衝突直後の局部的な応答による荷重と考えられる。つまり、最大荷重そのものは局部応答の影響を強く受けるので、鋼管片持ばりの終局耐力とは分けて考えることができる。本実験で用いた鋼管の局部的な応答によって生じる最大荷重は、鋼管径が大きくなっても（径厚比（＝鋼管径／肉厚）も大きくなる）ほとんど変化がなかった。これは、本実験の衝突速度の範囲内ではいずれの鋼管径に対しても局部変形が弾性範囲にとどまっていたことから、径厚比の影響をほとんど受けていないためと思われる。

また、衝突点変位は、衝撃荷重が時間とともに変動しているにもかかわらず単調に増加している。これは、衝撃荷重として検出された値が、局部的な応答の影響を大きく受けるのに対して衝突点は重錘によって連続的に加えられる外力によって鋼管片持ばりの1次固有周期で応答するためである。つまり、衝撃荷重の振動の周期とはりの固有周期を比較するとはりの固有周期の方が4~5倍程度長いので、鋼管の変位応答は衝撃荷重の応答とは無関係に単調に増加しているものと考えられる。

図-9に示した衝撃荷重～変位曲線の波形は、図-8の衝撃荷重～時間曲線の波形とほぼ一致している。これは衝突点変位が時間とともにほぼ比例的に増加していることによる。

図-8,9から、衝撃荷重の振幅は時間とともに減衰し、鋼管径の大きさによって値は異なるが、ある一定値に収束していることがわかる。ここで、この収束値を収束荷重とよぶことにすれば、収束荷重は図-9中に示した静的実験結果の荷重～変位曲線における静的荷重の終局耐力を多少上まわっていることが認められる。したがって、衝撃荷重を受ける場合はこの収束荷重の大きさを鋼管片持ばりの限界耐力とみなすことができる。

図-10は、解析の結果を参考にして、重錘の鋼管片持ばりに対する衝突現象を表わしたものである。図において、まず重錘が初速度  $V_0$  で鋼管はりに衝突すると、はりは重錘の運動方向に動き始める(①)。このとき重錘とはりは一体となって運動するが、はりの変位速度は重錘の落下速度より遅いため、はりに局部変形が生じて接触点に荷重が発生する。この間、重錘のもつエネルギーは鋼管の復元力、慣性力、減衰力および局部変形力などによって消費される。重錘には、はりに生じた抵抗力のため負の加速度が生じ、速度はしだいに遅くなる。これに対して、はりは重錘から与えられるエネルギーにより正の変位加速度を生じ、しだいに変位速度は速くなる。はりの変位加速度が最大になったとき、荷重は最大にな

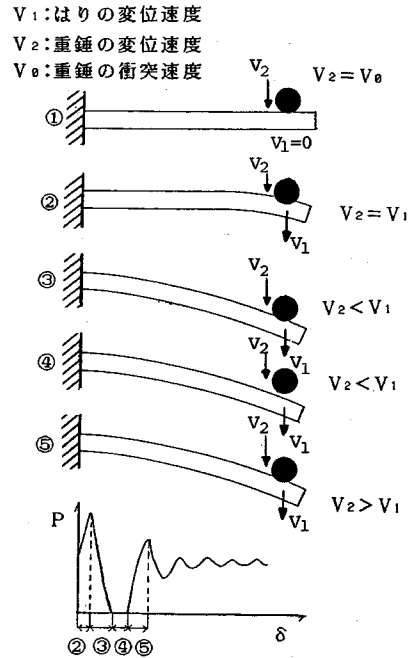


図-10 重錘とはりの衝突現象

る(②)。以後、はりの復元力などによる抵抗力のためはりの変位加速度は減少するが、変位加速度が正の間は変位速度は増加するので、重錘の落下速度よりはりの変位速度の方が速くなる(③)。この結果、はりと重錘は離反する。離反している時間、接触点の荷重は0となる(④)。次に、はりの変位加速度が負になるとはりの変位速度はしだいに減少し、重錘の落下速度がはりの変位速度を上まわる。このため、はりと重錘は再び接触し荷重が発生する(⑤)。以後同様の現象を生じていくが、重錘のもつエネルギーがはりの変位などによって吸収されて、減衰しながら振動を繰り返していくことになる。

## (2) 最大衝撃荷重と収束荷重

図-11(a), (b)に、塑性断面係数と最大衝撃荷重および収束荷重の関係を示す。図中の実線は、はりの静的終局耐力を示している。図-11(a)から、最大衝撃荷重は静的な終局耐力と比較すると3~5倍の大きさとなっている。また静的終局耐力は、塑性断面係数の増加に伴いほぼ比例的に大きくなっている。これに対して、最大衝撃荷重は塑性断面係数とともに多少増加するが、ほぼ一定値とみなせる。これは、すでに述べたように最大衝撃荷重が、鋼管の局部的な応答によって生じ、鋼管片持ばりの終局耐力の大きさと分けて考えることができ、あまり影響がないためと考えられる。

一方、図-11(b)から、収束荷重は塑性断面係数の増大に伴ってほぼ比例的に大きく生じることがわかる。また、収束荷重が静的な終局耐力に比較して大きくなっ

ているのは、ひずみ速度効果あるいは鋼管片持ばりの慣性力によるものと考えられる。

(3) 塑性断面係数の大きさが衝撃吸収エネルギーに及ぼす影響

図-12は、塑性断面係数と衝撃吸収エネルギーの関係を示している。図より、衝撃吸収エネルギーは、塑性断面係数の増大とともに比例的に増加していることが認められる。これは、終局変位が塑性断面係数によらずほぼ等しいのに対して、衝撃荷重およびはりの耐力が塑性断面係数の増大に伴って比例的に増大するためである。また、図中には計算結果を破線で示している。計算結果は比較的实验値に近い値を与えていることがわかる。

(4) 落下高さが衝撃吸収エネルギーに及ぼす影響

図-13は、落下高さと衝撃吸収エネルギーの関係を示している。図より、実験値および計算値のいずれも落下高さの上昇に伴い、ほぼ比例的に大きくなる傾向がみられる。しかし、その増加の割合は小さく、本実験で行った衝突速度の範囲内では衝撃吸収エネルギーは落下高さ(衝突速度の相違)の影響をあまり受けない。一方、鋼管径が大きくなると、落下高さの影響が多少大きく現われている。これは、鋼材のひずみ速度効果や加速度の増加に伴う慣性力の増大などによって、見掛け上のはりの耐力および衝撃荷重が大きく生じたためと考えられる。

(5) 静的吸収エネルギーと衝撃吸収エネルギーの比較

図-12から、衝撃吸収エネルギーは静的吸収エネルギーに比較すると約2倍程度大きくなっていることがわかる。これは、吸収エネルギーの算定にあたって、静的荷重、衝撃荷重のいずれの場合も終局変位量は等しいとみなした結果、衝撃荷重が静的荷重に比較してかなり大きく生じていることによる。言い換えれば、静的吸収エネルギーの大きさを限界吸収エネルギーとみなして1つの設計基準とすれば、衝撃力が作用する場合にはかなり安全側の評価となる。

5. 結 言

本研究で得られた成果を要約すると以下のようになる。

(1) 衝突によって生じる衝撃荷重および衝撃荷重が作用する場合の鋼管片持ばりの応答が、簡単な2質点系モデルを用いた衝撃応答解析により十分な精度で求められることが確かめられた。

(2) 衝撃応答解析によって得られる衝撃荷重～衝突点変位関係から求めた衝撃吸収エネルギーは、実験値と比較的によく合致しており、本解析法の適用性が確かめられた。

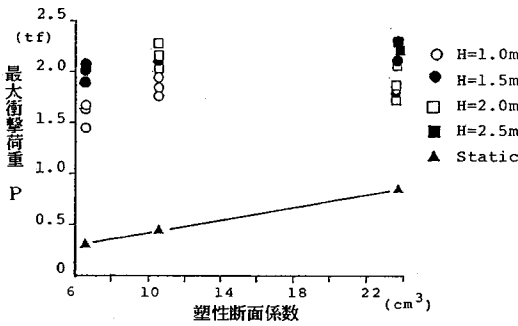


図-11(a) 最大衝撃荷重～塑性断面係数

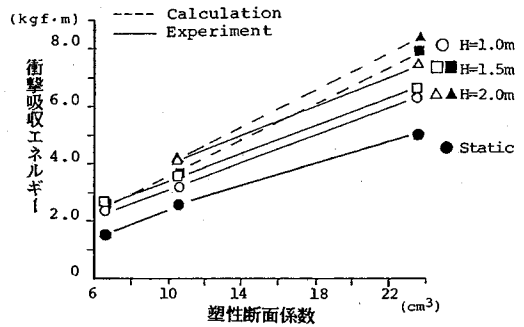


図-12 衝撃吸収エネルギー～塑性断面係数

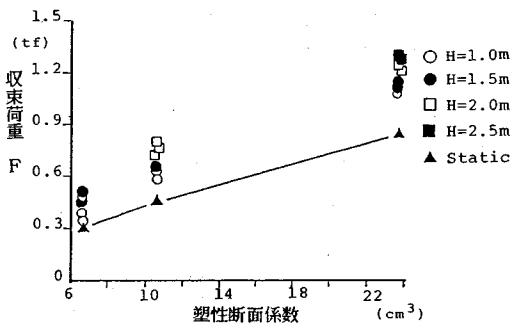


図-11(b) 収束荷重～塑性断面係数

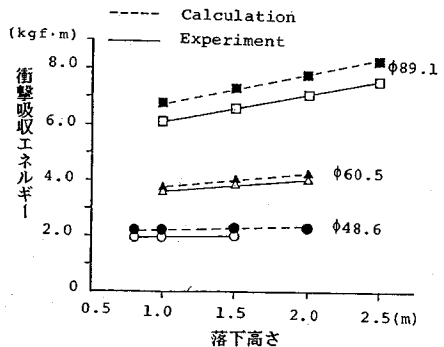


図-13 衝撃吸収エネルギー～落下高さ

(3) 鋼管片持ばりの衝撃吸収エネルギーは静的吸収エネルギーよりも大きく、静的吸収エネルギーを1つの設計基準とすれば安全側となる。

(4) 本実験の範囲内では、鋼管片持ばりの衝撃吸収エネルギーは塑性断面係数にほぼ比例して大きくなる傾向を示した。また、衝突速度が衝撃吸収エネルギーの大きさに及ぼす影響は小さいが、鋼管径が大きくなるにつれて衝突速度とともに多少大きくなる傾向を示した。これは、ひずみ速度効果、慣性力等の影響による衝撃荷重の増大によるものと考えられる。

なお、径厚比(=鋼管径/肉厚)が大きくなると局部変形による断面諸係数の変化を無視できなくなり、局部変形によって吸収されるエネルギーも大きくなる。また、本研究では曲げ破壊を対象として行ったが、衝撃荷重が作用する点によってはせん断破壊に対する検討も必要と考えられ、今後はこの点についてさらに検討していく予定である。

最後に、本研究を行うにあたり(株)八千代エンジニアリング水工部の下田義文氏、松永 繁氏、建設省土木研究所の鈴木浩之技官をはじめ多くの方々のご協力を得たことを付記し、ここに謝意を表します。

#### 参 考 文 献

- 1) 芦田和男・高橋 保：土石流の実態とそのメカニズム，土木学会誌，pp. 2~16, 1983. 6.
- 2) 水山高久：砂防ダムに対する土石流衝撃力算定とその問題点，新砂防 112, 昭和 54 年 8 月.
- 3) 矢沢・水山・下東：鋼管に対する土石流衝撃実験報告書，土木研究所資料，第 2276 号，昭和 61 年 3 月.
- 4) 渡辺・水山・上原・鈴木：土石流対策砂防施設に関する実験，土木技術資料 22-2, 1980.
- 5) 大同淳之：構造物に作用する土石流の衝撃力，土木学会第 40 回年次学術講演会講演概要集第 2 部，昭和 60 年 9 月.
- 6) 高橋 保：土石流の機構について，第 19 回自然災害科学総合シンポジウム講演要旨集，pp. 250~262, 1982.
- 7) 高橋 保・藤井由之・原田達夫：混合粒径からなる土石流の流動機構，昭和 62 年度土木学会関西支部年次学術講演会概要集第 2 部，昭和 62 年 4 月.
- 8) 古賀泰之・佐々木康：敷砂上の落石の衝突現象に関する考察，土木学会論文集，第 346 号/Ⅲ-1, pp. 27~35, 1984. 6.
- 9) 佐々木康・古賀泰之：敷砂上の落石の衝撃力に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第 340 号，pp. 127~137, 1983. 12.
- 10) 吉田 博・栢谷 浩・岡 衛：落石覆工屋根上への衝撃荷重特性について，土木学会論文報告集，第 362 号/Ⅰ-4, pp. 461~470, 1985. 10.
- 11) 吉田 博・栢谷 浩・佐藤 真・井原朋美：落石衝撃実験データベースの作成と落石の衝撃力評価について，構造工学論文集，Vol. 33 A, pp. 571~583, 1987. 3.
- 12) 佐野常昭・松井 清・吉田 博・栢谷 浩・清水 公：鋼製防護上への落石実験について，第 2 回落石の衝撃力およびロックシェッドの設計に関するシンポジウム論文集，pp. 1~8, 1986. 7.
- 13) 吉田 博・栢谷 浩・鈴木哲次：敷砂上の落石の衝撃加速度と衝撃土圧に関する実験的研究，土木学会論文集，No. 352, pp. 61~70, 1984. 12.
- 14) 吉田 博・栢谷 浩：落石の衝撃力実験結果と各種推定式の関連について，第 1 回落石の衝撃力およびロックシェッドの設計に関するシンポジウム論文集，pp. 9~16, 1983. 7.
- 15) 三上敬司・能町純雄・松岡健一・岸 徳光：落石による落石履工への衝撃力に関する評価，構造工学論文集，Vol. 33 A, pp. 559~569, 1987. 3.
- 16) 土木学会：土木技術者のための振動便覧，pp. 515~519, 1985.
- 17) 岸 徳光・能町純雄・松岡健一・吉田絃一：一方向に補剛された両端単純支持矩形板の衝撃応答特性について，構造工学論文集，Vol. 33 A, pp. 549~557, 1987. 3.
- 18) Katsumi, K. and June, K. L. : Finite Element Approximations of Contact Problems, Proc. JSCE, No. 311, pp. 119~128, 1981. 7.
- 19) 齋藤・石川・鯉淵・水山：鋼管はりの衝撃応答に関する一考察，土木学会第 41 回年次学術講演会概要集第 I 部，pp. 851~852, 61 年 11 月.
- 20) 齋藤・大野・石川・水山：鋼管片持ばりの衝撃実験に関する一考察，土木学会第 14 回関東支部技術研究発表会概要集，pp. 20~21, 1987. 4.
- 21) (株)新日本製鉄：鋼製スリットダムの崩壊事故までの経緯と極限耐力について，新日本製鉄事故調査報告書，pp. 3~10, 57 年 3 月.

(1987. 4. 22・受付)