

# 衝撃荷重を受ける鋼管円弧固定アーチの動的応答

## DYNAMIC RESPONSE OF STEEL PIPE CIRCULAR FIXED ARCH UNDER IMPACT

星川辰雄\*・香月 智\*\*・石川信隆\*\*\*・飯田 毅\*\*\*\*

By Tatsuo HOSHIKAWA, Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA and Takeshi IIDA

This paper presents both experimental and analytical approaches for the dynamic response of steel circular fixed arch under impact for the purpose of developing the impact resistant design of the steel arched Sabo dam. First of all, the static and impact experiments have been performed in order to measure the relationship between load and deformation, and the absorbed energy has been obtained by integrating the area of the load-deformation curve. Secondly, the impact response analysis has been performed by modelling the impact phenomenon into the two-degrees of freedom system accounting for the local deformation. As the results, it is confirmed that the load-deformation relation and the absorbed energy calculated by the impact response analysis are relatively in good agreements with the ones measured by the impact experiment. Therefore, it is found that these results will provide the useful data for the energy design from the viewpoint of the impact resistant design.

Keywords : impact, circular fixed arch, absorbed energy

### 1. 緒 言

山岳地における土石流災害防止施設として、従来土石やマスコンクリートを材料とした重力式構造の砂防ダムが建設されてきたが、近年、屈撓性や透過性などの機能性および工期短縮や通年施工、あるいは省力化などの観点から鋼製砂防ダムが数多く建設されるようになってきた<sup>1)</sup>。このため、図-1に示すような鋼製アーチ式砂防ダムも考案され検討されつつあるが、この砂防ダムは以下のような特徴を有している。

- (1) 外力を主として曲げと軸力で受け持つため、比較的少ない鋼材で大きな強度と剛性を発揮できる。
- (2) 鋼製アーチ材を短スパン化して工場製作できるため、現場への搬入が容易である。
- (3) 一面構造であるため、組立が容易である。万一損傷した場合でも容易に補修できる。
- (4) アーチの曲率を利用して土石流を谷の幅方向に振り分けるので、均一に堆砂させることができる。

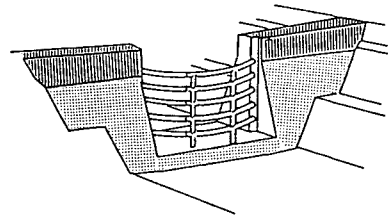


図-1 鋼製アーチ式砂防ダム

しかし、土石流中の巨礫が衝突する際のアーチの耐衝撃性については全く不明であり、その耐衝撃設計法についてはいまだ確立されていない。

さて、アーチの静的塑性崩壊に関する既往の研究としては、横尾・山肩<sup>2)</sup>による円弧アーチのライズ比を考慮した崩壊荷重に関するものや、山崎・石川<sup>3)</sup>による塑性域の広がりを考慮した円弧アーチの弾塑性解析に関するものがあり、前田・藤本<sup>4)</sup>も任意形状と任意載荷条件における塑性崩壊荷重の算定法を明らかにしている。またアーチの耐荷力に関する研究として、新家・頭井・波田<sup>5)</sup>は、材料のひずみ硬化、断面の残留応力および軸線の初期変形を考慮したアーチの耐荷力解析を行っており、小松・新家<sup>6)</sup>も2ヒンジアーチおよび固定アーチの面内安定照査を簡便に行うための実用算定式を提案している。さらに倉西・矢吹<sup>7),8)</sup>は、2ヒンジ鋼アーチ構造の強度設計基準

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

\*\*正会員 防衛大学校助手 土木工学教室(同上)  
\*\*\*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 住友金属工業㈱土木技術研究室室長  
(〒314-02 茨城県鹿嶋郡波崎町砂山16番地)

式を提案し、有効座屈長の概念を用いて固定アーチに適用する方法を検討している。しかし、アーチの動的破壊強度に関する研究としては、紺野・伯野・相谷・高田<sup>9)</sup>が石積みアーチ構造の耐震性について実験的研究を行ったほかはあまり例をみない。

本研究は、鋼製アーチ式砂防ダムの耐衝撃設計法を確立するため、その基礎段階として、まず鋼管円弧固定アーチに対する静的載荷実験および落錘式衝突実験を行い、その静的および衝撃吸収エネルギーを求めるとともに、その破壊形態について考察した。次に、これを理論的に解明するため、アーチと重錘の衝突現象を簡単な2質点系モデルに置き換え、これを数値的に解いて衝撃荷重と衝突点変位を求め、これより衝撃吸収エネルギーを算出して実験結果と比較することにより、本解析法の妥当性について検討した。なお、鋼製アーチ式砂防ダムは、本来図-1のような立体曲線格子構造を予想しているが、ここではアーチ単体としての、特にアーチ中央に載荷する場合の面内耐衝撃性について検討を行ったものである。

## 2. 実験の概要

実験は、静的および衝撃実験の2種類について行った。

### (1) 静的載荷実験

本実験は、円弧アーチの耐荷力、変形状態および静的限界吸収エネルギーを明らかにするとともに、落錘式衝突実験と比較するための基礎資料を得ることを目的として行った。

実験に用いた装置は、200 tf型アムスラーで、図-2に示すように載荷板下面にロードセルを取り付け、その下に面外座屈を防止するため、載荷治具を取り付けた。また、試験体は取付台にボルト締めし、取付台はアムスラーの載荷台上にシャコ万力等を用いて完全固定した。測定項目は、載荷点荷重、変位およびアーチのひずみで、荷重は載荷治具上に取り付けたロードセルにより、また変位はひずみゲージ式変位計を用いて測定した。ひずみは図-2に示す位置にひずみゲージを貼付して測定した。

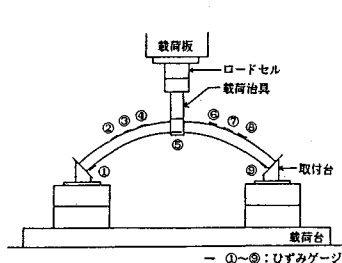


図-2 静的載荷実験装置

### (2) 落錘式衝突実験

本実験は、実際に鋼製アーチ式砂防ダムに巨礫が衝突する現象を解明するため、鋼管円弧固定アーチに対し重錘を衝突させることにより行った。実際の土石流で発生する巨礫は図-1の鋼製アーチ式砂防ダムに対し水平方向から衝突するが、本実験に用いた落錘式衝突実験装置は、装置の制約から、図-3に示すように重量50 kgf(または100 kgf)の重錘を載荷治具上にガイドを通して自由落下させてアーチに衝撃を与えるようにした。最大落下高さは3.5 mで、最大衝突速度は8.0 m/sである。重錘は電磁石により吊り上げ、電磁石のスイッチを開閉することにより落下させた。またアーチを固定支持するために試験体を取付台にボルト締めし、取付台は水平方向への移動および浮き上がりを防止するためシャコ万力等で地面上に完全に固定した。試験体には、座屈等横倒れを生じさせないように中央部(載荷位置)に横倒れ防止用載荷治具を取り付け、これをガイドにはめ込み強制的に試験体が鉛直運動のみをするように工夫した。測定項目は、載荷点荷重、変位およびアーチのひずみで、荷重の計測は載荷治具の下側に対称的にひずみゲージを4枚貼り付け、そのひずみ量の平均値から衝突荷重を測定した。また変位は、載荷治具および支点と中央点との中間点に光学式変位計用のターゲットを取り付け、載荷点および1/4点の変位を光学式変位計(OPT FOLLOW 7100 C)により測定した。ひずみは、図-3(a)に示す位置にひずみゲージを貼布して測定した。また、爾後の解析のため、重錘下部にロードセルを取り付け、衝突荷重も測定した。

### (3) 試験体

実験に用いた試験体はSTK 41の鋼管で、鋼管径 $\phi = 27.2$  mm、肉厚 $t = 1.9$  mmの鋼管を曲率半径559 mm、半中心角 $47.2^\circ$ のアーチ形状に加工したものを用いた。なお、静的載荷実験および落錘式衝突実験においてモルタルを充填した場合も行った。また固定支持にするため、両端に10 cm $\times$ 10 cmの鋼板を溶接し、取付台にボルト締めできるようにした。本実験に用いた鋼管の諸元およ

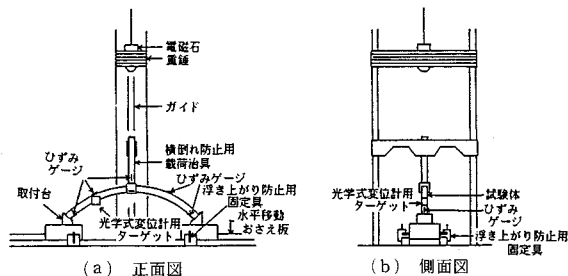


図-3 落錘式衝突実験装置

びモルタルの配合を表一1および表一2に示す。

(4) 実験ケース

今回の実験においては、重錘重量および衝突速度による影響を調べるため、またモルタルを充填した場合の影響を調べるため、表一3に示すようなケースの実験を行った。

3. 実験結果と考察

(1) 静的載荷実験

図一4は、実験から得られた載荷点荷重～変位曲線(P～δ曲線)を示したものである。モルタル充填なしの場合はアーチ固定端の溶接部に亀裂が発生したのに対し、モルタル充填ありの場合は載荷点に局部的な切断が生じアーチが破壊した、図一4より一般にモルタル充填の有無によらず、荷重～変位曲線は軟化型の形状を示すことが認められる。またモルタルを充填した場合、最大荷重は約15%大きな値を示すが、破壊時の変位は約32%小さくなる

表一1 鋼管の諸元

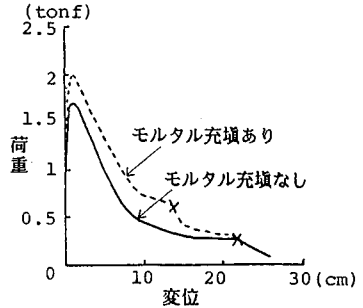
材質	STK 41
鋼管径 (mm)	φ 27.2
肉厚 (mm)	t 1.9
降伏応力 (kgf/cm <sup>2</sup> )	2400
引張強さ (kgf/cm <sup>2</sup> )	4240
伸び (%)	42.9
断面積 (cm <sup>2</sup> )	1.510
単位重量 (kgf/m)	1.19

表一2 モルタルの諸元

水セメント比	0.60
セメント (kgf/m <sup>3</sup> )	710
水 (kgf/m <sup>3</sup> )	426
細骨材 (kgf/m <sup>3</sup> )	1065
圧縮強度 (kgf/cm <sup>2</sup> )	415
備考	早強セメント使用

表一3 実験ケース

実験の種類	サス番号	ケース番号	モルタル充填	重錘重量 (kgf)	衝突速度 (m/s)
静的載荷実験	S-1	S-1-1	無	50	1.0
		S-1-2			
	S-2	S-2-1	有		
		S-2-2			
落錘式衝突実験	D-1	D-1-1	無	100	1.0
		D-1-2			
		D-1-3			
		D-1-4			
		D-1-5			
		D-2-1			
	D-2	D-2-2	有		
		D-2-3			
		D-2-4			
	D-3	D-3-1	有		
		D-3-2			
		D-3-3			
		D-3-4			
D-3-5					



図一4 荷重～変位曲線 (静的実験)

なることがわかった。

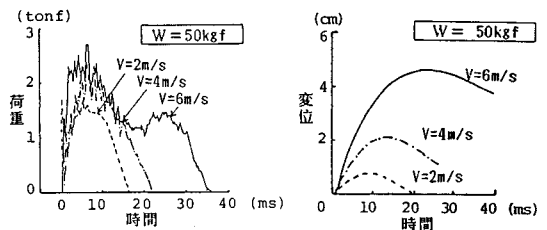
ここで、本試験体の静的限界吸収エネルギーを破壊時の変位までの荷重～変位曲線の面積として算定すると、モルタル充填なしの場合で13.7tf・cm、モルタル充填の場合で15.1tf・cmとなり、静的限界吸収エネルギーはモルタル充填の方が約9%大きいことが認められた。

(2) 落錘式衝突実験

a) 荷重～変位関係

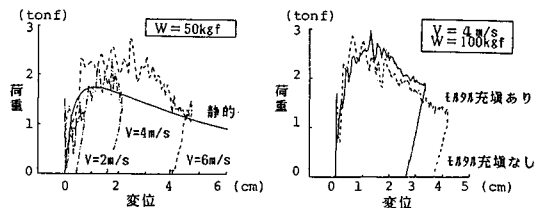
ここで荷重とは、載荷治具のひずみゲージから得られた荷重をいい、変位とは載荷点の光学式変位計で測定した変位をいう。図一5(a)の荷重～時間曲線および図一5(b)の変位～時間曲線より、時間軸を消去すると図一6(a)のような荷重～変位曲線が得られる。

図一6(a)はモルタル充填なしで重錘重量が50kgf



(a) 荷重～時間曲線 (b) 変位～時間曲線

図一5 荷重、変位～時間曲線 (衝突実験)



(a) モルタル充填なしの場合 (b) モルタル充填の影響

図一6 荷重～変位曲線 (衝突実験)

の場合の荷重～変位曲線を示したものである。図-6(a)より、一般に静的荷重～変位曲線より動的荷重～変位曲線の方が荷重が大きいことが認められ、また衝突速度が速くなるに従い荷重は大きくなり、かつ最大変位および残留変位も増大することがわかる。また動的荷重～変位曲線の形状は、衝突直後の荷重の立ち上がりおよび振動の影響を除けば静的荷重～変位曲線のような劣化型の形状に類似している。図-6(b)は、モルタル充填の影響を調べるために、重錘重量が100 kgfで衝突速度が4.0 m/sの場合のモルタル充填なしとありの場合の荷重～変位曲線を示したもので、図-6(b)より、モルタルを充填することにより耐力は約14%上昇するが、最大変位および残留変位は約28%減少することが認められる。これは、鋼管の変形が拘束されるため、やや脆性的になるためと思われる。

b) 破壊形態

実験後の試験体の状態を大別すると、図-7に示すように6つの破壊形態に区別できる。ここで降伏とは、貼付したひずみゲージの値が2000 $\mu$ を越えたもの、塑性ヒンジとは完全に断面が破壊した状態で、特に5点塑性ヒンジ型とは、1/4点の変位が上側から下側に逆転している状態をいう。表-4は実験後の試験体の各状態を示したもので、各シリーズとも衝突速度が速くなるに従い、段階的に弾性応答型→1点降伏型→3点降伏型→5点降伏型→5点塑性ヒンジ型<sup>2),3)</sup>→完全破壊型へと移行していくことが認められる。

c) 速度が衝撃吸収エネルギーに及ぼす影響

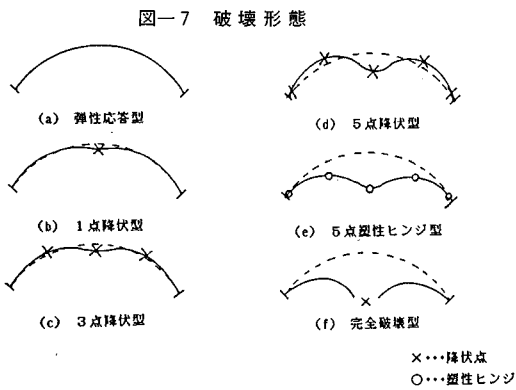


表-4 各ケースの破壊形態

	シリーズ D-1	シリーズ D-2	シリーズ D-3
重錘重量 (kgf)	50	100	
モルタル充填	無		有
V= 1 m/s	(a)	(b)	(b)
V= 2 m/s	(b)	(c)	(c)
V= 4 m/s	(c)	(d)	(d)
V= 6 m/s	(d)	(e)	(e)
V= 8 m/s	(e)		(f)

図-8は、モルタル充填なしの場合の衝撃吸収エネルギーと衝突速度との関係を重錘重量を変えて示したものである。ここで、運動エネルギー $E$ は、 $E = \frac{1}{2} \frac{W}{g} V_0^2$  (ただし、 $W$ :重錘重量、 $g$ :重力加速度、 $V_0$ :衝突速度)のことで、また衝撃吸収エネルギー $U$ は図-6(a)または(b)の荷重～変位曲線において最大変位までの面積を算定したものである。また図中の記号(a), (b), ...は、図-7に示した破壊形態に対応している。図-8より衝撃吸収エネルギーは重錘のもつ運動エネルギーにほぼ一致していることが認められる。これは、与えられる運動エネルギー $E$ をアーチが完全破壊しないで受け持つ( $U \approx E$ )ことを意味している。しかし、 $W=50$  kgfの場合の $V=8.0$  m/sおよび $W=100$  kgfの場合の $V=6.0$  m/sにおいて、アーチは5点塑性ヒンジ型となっており、これ以上の運動エネルギーを与えると、アーチは完全に破壊することが予想される。よって、衝撃破壊時の変位を静的実験の変位に等しい(図-4の $\delta_u=22$  cm)と仮定すると、本試験体の衝撃限界吸収エネルギー $U_u$ は $U_u=17\sim 20$  tf $\cdot$ cmとなることが推測される。

d) モルタル充填が衝撃吸収エネルギーに及ぼす影響

図-6(b)において、モルタル充填の有無により荷重～変位曲線の形状は異なるが、その面積すなわち衝撃吸収エネルギーはモルタル充填の有無によりほとんど変化することはない。図-9よりモルタル充填なしの場合と同様にモルタル充填ありの場合の衝撃吸収エネルギーは $V=6.0$  m/s以下では重錘の運動エネルギーとほぼ一致することが認められる。しかし、 $V=8.0$  m/sにおいてアーチが破壊し衝撃吸収エネルギーは重錘の運動エネルギーより小さくなっている。このときの衝撃吸収エネルギーが衝撃限界吸収エネルギー $U_u$ と予想でき、したがって、本試験体のモルタル充填の場合の衝撃限界吸収エネ

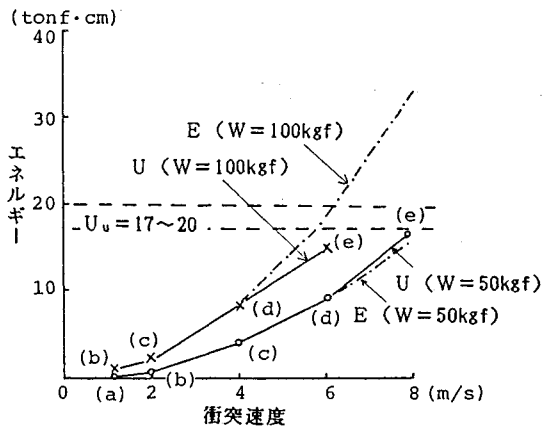


図-8 エネルギー～衝突速度関係 (モルタル充填なしの場合)

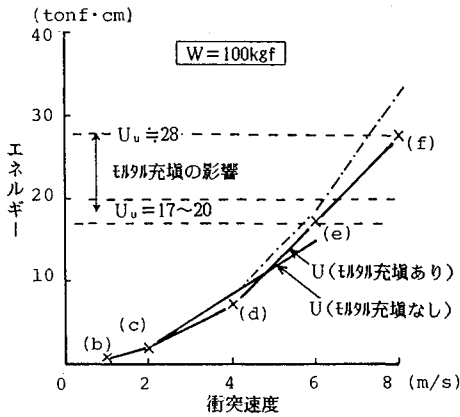


図-9 エネルギー～衝突速度関係  
(モルタル充填の影響)

ルギーは  $U_0 = 28 \text{ tf} \cdot \text{cm}$  と推測できる。よって、モルタルを充填することにより衝撃限界吸収エネルギーは約30%上昇することが認められ、また静的限界吸収エネルギーに比し、衝撃限界吸収エネルギーは1.3～2倍程度大きくなっている。

#### 4. 衝撃応答解析

##### (1) 落錘式衝突実験のモデル化

衝撃載荷実験における重錘とアーチの衝突現象を、図-10(a)のようにモデル化できるとすれば、図-10(b)のような2質点系モデルとして表わすことができる。すなわち、アーチと載荷治具とを一体化したものを質点1に置き換え、重錘を質点2に置換できる。また載荷治具は完全剛体であると仮定し、載荷治具の変形は考慮しないこととした。なお、衝撃荷重は2つの質点の間のばね  $k_2$  によって、 $P = k_2(y_2 - y_1)$  として表わせることができるものとし、これは、実験におけるロードセルにより測定した荷重に相当している。

##### (2) 基本式

以上のように重錘とアーチの衝突現象を局部変形を考慮した2質点系モデルとして表わしたが、このときの各質点における動的な力のつり合いは、図-10(c)より次式のように表わされる。

$$\text{質点1: } M_1 \ddot{y}_1 = C_2(\dot{y}_2 - \dot{y}_1) + P - C_1 \dot{y}_1 - Q \quad \dots (1)$$

$$\text{質点2: } M_2 \ddot{y}_2 = M_2 \cdot g - C_2(\dot{y}_2 - \dot{y}_1) - P \quad \dots (2)$$

ここに、 $M_1$ 、 $M_2$ : 質点1 (アーチおよび治具) および

質点2 (重錘) の質量

$y_1$ 、 $y_2$ : 質点1および質点2の変位

$\dot{y}_1$ 、 $\dot{y}_2$ : 質点1および質点2の変位速度

$\ddot{y}_1$ 、 $\ddot{y}_2$ : 質点1および質点2の変位加速度

$k_1$ : アーチのばね定数

$k_2$ : アーチ～重錘間の局部ばね定数

$C_1$ : アーチの減衰定数

$C_2$ : 局部減衰定数

$P$ : 接触点の衝撃荷重

$Q$ : 復元力

また、衝撃荷重  $P$  は次式で与えられる。

$$P = k_2(y_2 - y_1) \quad y_2 \geq y_1 \quad \dots (3\cdot a)$$

$$P = 0 \quad y_2 < y_1 \quad \dots (3\cdot b)$$

さらに復元力  $Q$  は、静的実験から得られた図-11のような荷重～変位曲線(点線)を実線のように線形化して用いるものとした。復元力特性において、ひずみ速度効果およびひずみ硬化の影響を無視している。

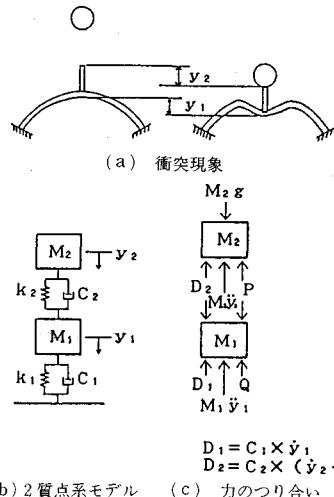
##### (3) 各入力定数の決定

###### a) 質量

質点1については、アーチと治具を一体化させているので、それぞれの質量の和とした。また質点2については、重錘の質量そのものを用いた。

###### b) ばね定数

アーチの弾性ばね定数  $k_{11}$  および塑性ばね定数  $k_{12}$ 、 $k_{13}$ 、 $k_{14}$  は、静的載荷実験より得られた図-11の荷重～変位曲線を線形化して、それぞれの傾きから算定した。これ



(b) 2質点系モデル (c) 力のつり合い

図-10 衝突現象のモデル化

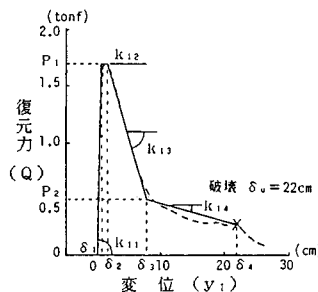


図-11 復元力特性の線形化

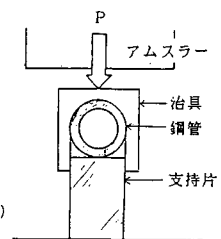


図-12 局部変形試験

らの値は、式(1)の復元力  $Q$  の中に取り入れられ、式(1)、(2)を解くときに数値的に用いられる。局部ばね定数  $k_2$  は、あらかじめ図-12に示すような局部変形試験を行い、図-13に示すような結果を得た。ここで、同図の曲線に付した番号は、以下の状態にあると考えられる。①鋼管上面が荷重具になじむようにめり込んでいる。②荷重により鋼管下面がめり込んでいる。③鋼管下面のめり込みが安定状態に達し、鋼管上面がめり込んでいる。したがって、安定状態に達した③の領域が局部変形のばね定数  $k_2$  を決定する区間として適当であると考えられ、その区間を直線近似したうえでその傾きを局部変形のばね定数  $k_2$  とした。

c) 減衰定数

減衰定数  $C_i$  は、 $C_i = h_i \cdot C_{cr,i}$  ( $h_i$ : 減衰定数,  $C_{cr,i} = 2\sqrt{m_i k_i}$ : 臨界減衰係数) より求められるものとした。アーチの減衰係数  $C_1$  は、減衰定数  $h$  をここでは1つの鋼構造であるという理由で  $h_1 = 0.03^{10)}$  と仮定して  $C_1 = 2h_1\sqrt{m_1 k_1}$  より算定した。また局部減衰定数  $C_2$  は、落錘式衝突実験から得られた重錘の変位~時間曲線から対数減衰率をとって得られる減衰定数  $h = 0.085$  を、局部減衰の減衰定数として表わすものと仮定し、ここでは  $h_2 =$

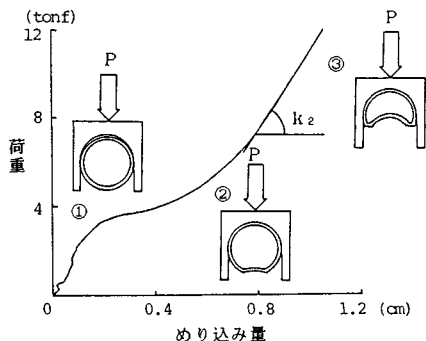


図-13 局部変形試験結果

表-5 入力値一覧表

		Series 1	Series 2	Series 3
質点1の質量	$M_1$ (kgf)	17.3	18.5	
質点2の質量	$M_2$ (kgf)	50	100	
アーチのばね定数	弾性域 $k_{11}$ (kgf/cm)	4310.0	4922.0	
	$k_{12}$ (kgf/cm)	0	0	
	塑性域 $k_{13}$ (kgf/cm)	- 226.2	- 167.1	
	$k_{14}$ (kgf/cm)	- 18.6	- 15.0	
局部ばね定数	$k_2$ (kgf/cm)	16000	50000	
復元力関する値	荷重 $P_1$ (kgf)	1725.0	2015.0	
	$P_2$ (kgf)	500.0	750.0	
	$\delta_1$ (cm)	0.40	0.41	
	変位 $\delta_2$ (cm)	1.26	1.23	
	$\delta_3$ (cm)	7.50	8.80	
	$\delta_4$ (cm)	22.00	12.81	
アーチの減衰定数	$C_1$ (kgf·s/cm)	0.546	0.644	
局部減衰定数	$C_2$ (kgf·s/cm)	4.854	6.868	12.143
時間増分	$\Delta t$ (sec)		0.0001	

$h = 0.085$  を用いて  $C_2 = 2h_2\sqrt{m_2 k_2}$  より算定した。

以上の方法を用いて求めた各定数を、表-5に示す。

(4) 解析手順

以上の基本式と諸定数を用いて数値計算を行ったが、その計算手順はニューマーク  $\beta$  法に基づき図-14のようなフローチャートとなる。

ここで、初期条件として次の値を用いる。

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

$$\dot{y}_i(t=0) = 0$$

$$\dot{y}_2(t=0) = V_0 = \sqrt{2gH}$$

ただし、 $g$  は重力加速度、 $H$  は落下高さを示す。

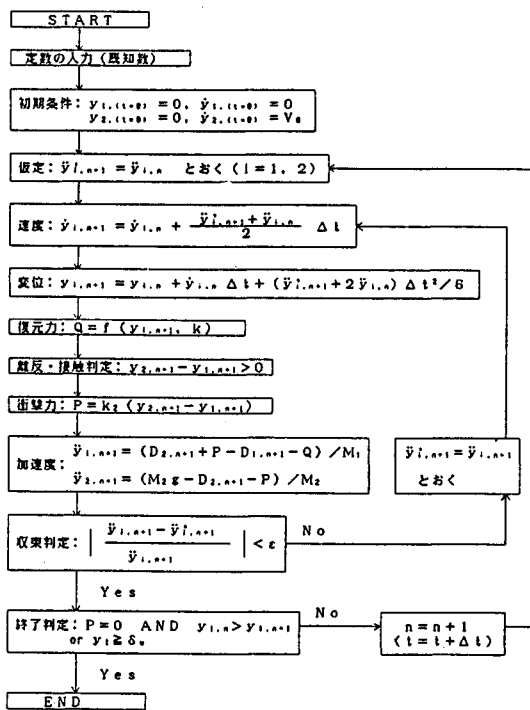
(5) 衝撃吸収エネルギーの算定

ここでは、計算から求めた荷重~変位曲線において、最大変位に達するまでの面積を衝撃吸収エネルギーとして算定する。またアーチの衝撃限界吸収エネルギーは、静的実験で得られた破壊変位  $\delta_b$  に達したときをもって破壊とみなし、それまでの荷重~変位曲線の面積で定義した。

5. 解析結果と実験結果との比較

(1) 荷重~時間関係

図-15は、ロードセルの荷重  $P$  ~時間  $t$  関係を示した



※  $D_{1,n+1} = C_1 * y_{1,n+1}$   
 $D_{2,n+1} = C_2 * (y_{2,n+1} - y_{1,n+1})$

図-14 衝撃応答解析フローチャート

一例であり、図中の実線は実験結果を、点数は解析結果を表わす。図より荷重～時間曲線の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、その波形も細かい振動を除けば実験結果をよくシミュレートしていることが認められる。

第1波で発生するシャープな波形はアーチの全体応答によるものではなく、衝突直後の局所的な応答によるものと考えられる。モルタルなしの場合の計算結果は実験結果より小さな値を示しているのに対し、モルタル充填の場合は逆に大きな値を示している。これは、局部応答の入力定数に用いた値の影響と考えられる。また、計算結果は局部応答による荷重の振動が落ち着いた後の荷重

値を小さく評価している。これは、解析においてひずみ速度の影響を考慮していないためと考えられる。

(2) 衝突点変位～時間関係

図-16は衝突点変位～時間関係を実験値と計算値とを比較して示した一例であり、計算結果はおおむね実験結果をシミュレートしていることが認められる。

しかし、図-16(a)の例では計算結果は実験結果より小さな変位を示しているが、その他の例、特に衝突速度が速い場合においては計算結果は実験結果より大きな変位を与えている。図-16(a)で変位がやや小さめに発生したのは、減衰定数の値として  $W=100 \text{ kgf}$  のとき得られた  $h_2=0.085$  を  $W=50 \text{ kgf}$  に用いたためと思われる。

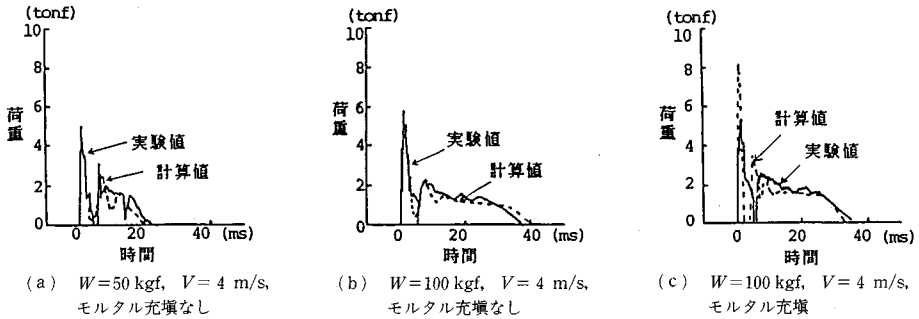


図-15 荷重～時間曲線

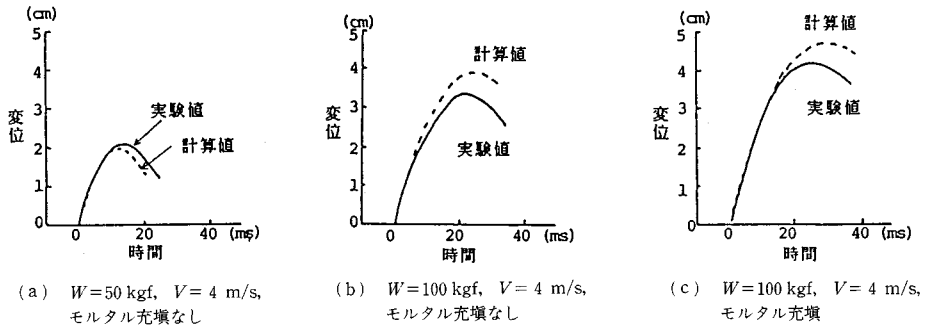


図-16 変位～時間曲線

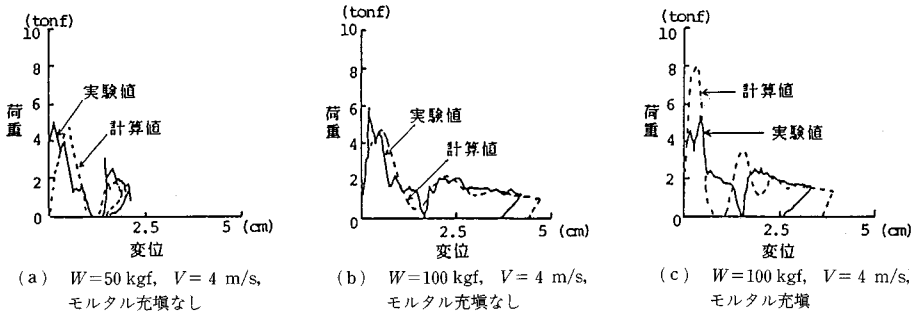


図-17 荷重～変位曲線

また図-16(b), (c)で変位が大きく発生したのは、解析においてひずみ速度の影響を無視したためと考えられる。

### (3) 荷重～衝突点変位関係

図-17は荷重～時間曲線および変位～時間曲線から時間軸を消去して作成した荷重～衝突点変位関係であり、実験結果と比較している。図-17(a), (b)のモルタルなしの場合の計算結果は実験結果をよくシミュレートしているが、図-17(c)のモルタル充填の場合はおおむねシミュレートしているものの、その波形形状が異なっている。これは、入力定数、特にアーチの減衰定数の値などによる影響と考えられる。

### (4) 衝撃吸収エネルギー

衝撃吸収エネルギーは、荷重～変位曲線において最大変位に達するまでの外力仕事量として求めた。図-18は実験結果と比較するために、図-8, 9のエネルギー～衝突速度関係を1つにまとめて図示したものである。図より、衝突速度が遅い範囲内( $V=4.0\text{ m/s}$ 以下)では両者はよく一致しているが、衝突速度が速くなると両者の差は大きくなることが認められる。特に重錘重量100 kgf、衝突速度6.0 m/sのケースにおいて実験ではアーチは破断しなかったのに対し、計算においてアーチは破断した結果が得られた。これは、限界状態に達するに従い、解析上の復元力を過小に評価しているため、実験結果と計算結果との間に差異が生じたためと考えられる。すなわち、ひずみ速度の影響等を考慮すれば、さらによく一致するものと考えられる。しかし、全般的にこのような2質点系モデルにおいても実験結果をよくシミュレートすることができ、本解析手法によりアーチの破壊変位 $\delta_u$ をインプットさえすれば、衝撃限界吸収エネルギーを算定することが可能であることが認められた。

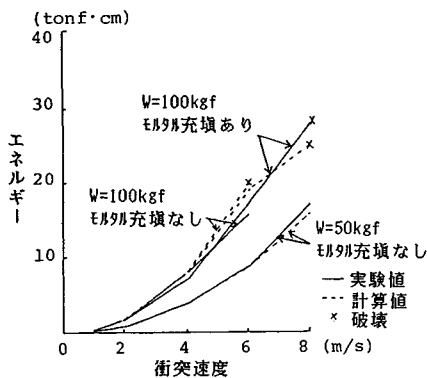


図-18 エネルギー～衝突速度関係  
(実験値と計算値の比較)

## 6. 結 論

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) 静的実験において、鋼管にモルタルを充填した場合、中空の場合に比し静的限界吸収エネルギーは約9%大きくなるが、破壊時の変位は約32%小さくなることが認められた。

(2) 衝撃実験において、モルタルを充填した場合、中空に比し衝撃限界吸収エネルギーは約30%大きくなり、またそのときは重錘の運動エネルギーより小さくなる。

(3) 破壊形態は、一般に衝突速度の増加に伴い、1点降伏型→3点降伏型→5点降伏型→5点塑性ヒンジ型→完全破壊型のように段階的に移行することがわかった。特にモルタル充填の場合、速度 $V=8\text{ m/s}$ で完全破壊(載荷点の切断)が生じた。

(4) 簡単な2質点系モデルを用いた衝撃応答解析により、アーチの衝撃応答およびアーチの衝撃吸収エネルギーを比較的精度よく求めることができ、本解析法の妥当性が確かめられた。

(5) 本実験の範囲内において衝撃吸収エネルギーは静的吸収エネルギーより大きく(約1.3~2倍)、したがって、静的吸収エネルギーを1つの設計基準とすれば安全側の評価となる。しかし、より鋼管径が大きい場合やモルタルを充填した場合は衝撃により局部応答のみで破壊に至り、全体応答が期待できない場合もあり、この点についてはさらに検討する必要がある。

したがって、今後は統一的な破壊限界の定義を決めるため、アーチが常に破壊するような破壊実験を行っていく予定である。さらに解析においても2質点系モデルから多質点系モデルへ拡張し、アーチの全体的な変形性状についても解明する予定である。

### 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。
- 2) 山崎・石川：円弧アーチの弾塑性解析，土木学会論文集，第158号，pp.1~16，昭和43年10月。
- 3) 横尾・山肩：建築構造物のリミットアナリシス，日本建築学会，第4章アーチ，技報堂出版，1963年7月。
- 4) 前田・藤本：2ヒンジアーチの塑性崩壊荷重の算定について，土木学会論文報告集，第174号，pp.25~40，1970年2月。
- 5) 新家・頭井・波田：アーチの面内耐荷力解析と模型実験，土木学会論文報告集，第263号，pp.11~23，1977年7月。
- 6) 小松・新家：アーチの面内耐荷力の实用算定式について



- て, 土木学会論文報告集, 第 267 号, pp.39~52, 1977 年 11 月.
- 7) 倉西・矢吹: 2-ヒンジ鋼アーチの極限強度設計基準について, 土木学会論文報告集, 第 350 号, pp.115~123, 1984 年 10 月.
- 8) 矢吹・Le-Wu Lu・倉西: 固定鋼アーチの終局強度設計に関する一考察, 土木学会論文報告集, 第 380 号, pp. 141~149, 1987 年 4 月.
- 9) 紺野・伯野・相谷・高田: 石造アーチ構造物の動的破壊強度に関する模型実験, 土木学会論文報告集, 第 335 号, pp.13~23, 1983 年 7 月.
- 10) 土木学会: 土木技術者のための振動便覧, pp.304~308, 昭和 60 年 10 月.

(1989. 4 .26・受付)