

衝撃を受ける鋼管円弧アーチの最適設計に関する一考察

A STUDY ON THE OPTIMAL DESIGN OF STEEL PIPE CIRCULAR ARCH UNDER AN IMPACT LOAD

星川辰雄* 石川信隆** 香月智*** 飯田毅****

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

This paper presents a fundamental approach for the optimal impact resistant design of a steel arch Sabo dam under debris flow. At first, the maximum energy design method is proposed to determine the optimal shape, i.e., the optimal rise ratio, diameter and thickness of a steel pipe circular fixed arch under an impact loading. Then, the minimum weight design method is also formulated such that the constraints of energy and deformation may be satisfied simultaneously. It has been confirmed that the numerical results by the maximum design is exactly same as ones by the minimum weight design. Finally, the relation of the optimal rise ratio and the kinetic energy is plotted by using the arch span as a parameter from the viewpoint of the practical design.

1. 緒言

本研究は、土石流中に含まれる巨礫の衝突に対し、図-1に示すような鋼製アーチ式砂防ダムの最適な耐衝撃設計法を確立するため、その基礎的段階として、衝撃荷重を受ける鋼管円弧固定アーチの最適形状を決定する方法を開発しようと試みたものである。

従来、衝撃荷重を受ける構造物の最適設計に関する研究としては、VenkayyaとKnot¹⁾が固有振動モードの最適性規準を用いて衝撃的な荷重を受ける航空機翼の最小重量設計を行った例があり、またLepik²⁾も衝撃的な荷重を受ける変断面単

純ばりを剛塑性理論に基づいて最適設計を行っている。さらに、GinsburgとKirsch³⁾は爆発に対する防護施設の最適な間隔を決定する方法について検討している。

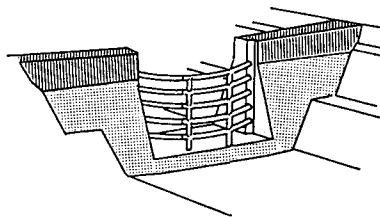


図-1 鋼製アーチ式砂防ダム

- | | | |
|------|-----------------------|---------------------------|
| * | 防衛大学校理工学研究科学生 | (〒239 横須賀市走水1-10-20) |
| ** | 工博 防衛大学校教授 土木工学科 | (同 上) |
| *** | 防衛大学校助手 土木工学科 | (同 上) |
| **** | 工博 住友金属工業(株)土木技術研究室室長 | (〒314-02 茨城県鹿島郡波崎町砂山16番地) |

本研究は、これらの研究とは対象構造物、観点および手法を全く異にし、アーチを対象として吸収エネルギーの観点から、新しい最適耐衝撃設計法を提示しようとするものである。

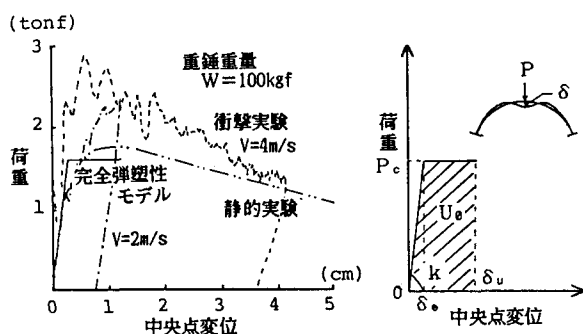
すなわち、本論文では、鋼製砂防構造物設計便覧⁴⁾の鋼製スリットダムの設計に適用しているエネルギー設計法に最適化の概念を導入しようとしたもので、著者らがこれまで行ってきた鋼管円弧固定アーチの静的および衝撃実験⁵⁾、さらに2質点系モデルによる衝撃応答解析⁶⁾の結果を基礎としている。その手法は、まず衝撃力を運動エネルギー $E (=MV^2/2)$ で評価して、これを受け持つに必要なアーチの衝撃吸収エネルギー $U (\geq E)$ が単位重量当り最も大きくなる $(U/W \rightarrow \max)$ ことが安全でかつ経済的な設計要件であると考えた。したがって、重量 W を一定とすれば吸収エネルギー U を最大にすればよく、また逆に $U (\geq E)$ を一定とすれば W を最小にすればよいことになる。よって、前者を最大エネルギー設計法、後者を最小重量設計法と呼び、この2つの設計法を提案し、これらを用いてアーチの最適形状、すなわち最適アーチライズ比 f/L 、鋼管径 D 、および肉厚 t を決定することを試みた。また、数値計算例により最大エネルギー設計法と最小重量設計法の等価性についても確認し、さらにアーチスパンをパラメータとして、最適ライズ比～運動エネルギー関係などを図表化して、実用設計に供しうるようにしたものである。

なお、本研究で定義するアーチの衝撃吸収エネルギーとは、静的および衝撃実験の結果から得られる荷重～変位関係を完全弾塑性モデルとして仮定するもので、弾性解析、塑性解析および簡易な終局変形解析を用いて算定するものである。また本研究では、アーチの支間中央部に1個の巨礫が衝突する場合で、5点塑性ヒンジ型の崩壊形式が生ずる場合について検討したものであり、運動エネルギー E としては、巨礫の衝撃力を局部的ではなく、アーチ全体で受けもつような速度 $(V \leq 20\text{m/s})$ で、かつ $E \leq 200\text{tonf}\cdot\text{m}$ の範囲（これは直径2mの岩石が速度20m/sで衝突することに相当する）を取り扱うことにしている。

2. 弾塑性吸収エネルギー U_0 の算定法

(1) 衝撃を受けるアーチの荷重～変位関係

アーチの静的および衝撃実験により得られた荷重～変位曲線を図-2に示す⁵⁾。図-2(a)より、衝撃実験における荷重～変位曲線は、一般に静的実験による結果に比し速度の増加と共に上廻る傾向となっている。よって、吸収エネルギーは、静的実験の方が衝撃実験に比し小さく、設計においては静的吸収エネルギーを採用すると安全側となることが認められる。また、本研究においては、静的荷重～変位曲線において、荷重が低下するまでの吸収エネルギーに注目しているので、これを図-2(b)のような完全弾塑性モデルと仮定しても設計においては差し支えないことが認められる。



(a) 荷重～変位関係 (b) 完全弾塑性モデル
図-2 衝撃を受けるアーチの荷重～変位関係

(2) 弾塑性吸収エネルギーの定義と算定式

弾塑性吸収エネルギー U_0 を図-2(b)のようにアーチが終局変位に至るまでの外力仕事量として定義し、次式のように完全弾塑性モデルの荷重～変位曲線の面積によって算定されるものとする。

$$U_0 = \frac{1}{2} P_e \delta_e + P_e (\delta_u - \delta_e) = \frac{1}{2} P_e \delta_e (2\mu - 1) \quad (1)$$

ただし、 δ_e ：弾性限界変位、 $P_0 (= \alpha P)$ ：塑性崩壊荷重、 α ：崩壊荷重係数、 P ：作用荷重、 $\mu (= \delta_u / \delta_e)$ ：塑性率、 δ_u ：終局変位。ここで U_0 は P_0 、 δ_e 、 δ_u の3つのパラメーター関数となっており、これらはそれぞれ以下のように算定される。

(a) 塑性崩壊荷重 P_0 。

アーチの塑性崩壊荷重 P_0 すなわちその荷重係数 α は、アーチをいくつかのはり要素に分割したうえで、図-3に示すような曲げと軸力を受ける鋼管断面の線形化降伏条件を用いることにより、LP問題の解として次式より求められる⁷⁾。

既知量； $\mathbb{C}^T, \mathbb{P}, \mathbb{R}$

未知量； $\alpha, \mathbb{Q}$

目的関数； $\alpha \rightarrow \max$ (2a)

制約条件； $\mathbb{C}^T \mathbb{Q} - \alpha \mathbb{P} = 0$ (2b)

$\mathbb{N}^T \mathbb{Q} \leq \mathbb{R}$ (2c)

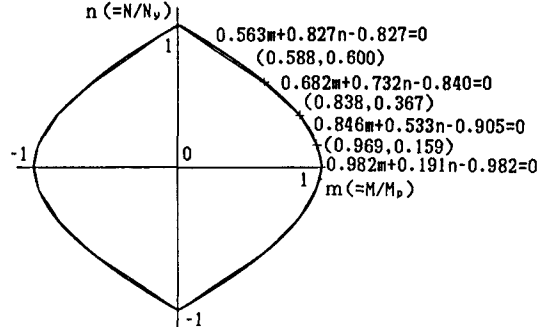


図-3 線形化降伏条件

ここに、式(2)は塑性解析の静的定理に基づいており、式(2a)は崩壊荷重係数 α が最大となること、式(2b)は平衡条件、式(2c)は降伏条件を示している。ただし、 $\mathbb{C}$ ：構造全体の変形適合マトリックス； $\mathbb{Q}$ ：内力ベクトルで、曲げモーメントと軸力を意味する； $\mathbb{P}$ ：作用外力荷重ベクトル； $\mathbb{N}$ ：降伏線の単位外向き法線ベクトル； $\mathbb{R}$ ：塑性容量ベクトルで、図-3の線形化降伏条件の原点から降伏線までの距離を意味する。また肩字Tは転置マトリックスを示す。

また、アーチが崩壊する際の塑性ヒンジ発生位置が、中央載荷点、各支点およびほぼその中間点となる³⁾ので、本解析ではその点にのみ着目し、アーチ全体を4分割して崩壊荷重を算定した。この解析の結果は既往の解³⁾と数%の精度で一致することを確認した。

(b) 弾性限界変位 δ_e 。

次に、荷重～変位関係を図-2(b)のような完全弾塑性型と仮定すると、弾性限界変位 δ_e は次式で与えられる。

$$\delta_e = \frac{P_0}{k} \quad (3)$$

ここに、 k はアーチのばね定数であり、中央集中荷重を受ける両端固定アーチの弾性解析によって次式のよう求められる。

$$k = \frac{P}{\delta} \quad (4)$$

ここで、 P は作用荷重、 δ は中央点の弾性変位で次のように算定される。

$$\begin{aligned} \delta = \frac{r^2 P}{E I} \{ & -C_1 (\theta \sin \theta + \cos \theta - 1) - C_2 r \left(-\frac{3}{4} \cos 2\theta - \frac{1}{2} \theta \sin 2\theta + \cos \theta - \frac{1}{4} \right) \\ & + \frac{r}{2} (\theta \sin^2 \theta + \frac{3}{4} \sin 2\theta - 2 \sin \theta + \frac{1}{2} \theta) \} \\ & + \frac{r P}{E A} \{ C_2 \left(\frac{1}{4} - \frac{1}{4} \cos 2\theta \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{\theta}{2} - \frac{1}{4} \sin 2\theta \right) \} \end{aligned} \quad (5)$$

ただし、

$$C_1 = \frac{a_3 b_2 - a_2 b_3}{2(a_1 b_2 - a_2 b_1)}, \quad C_2 = \frac{a_1 b_3 - a_3 b_1}{2(a_1 b_2 - a_2 b_1)}$$

$$a_1 = r (\sin \theta - \theta \cos \theta)$$

$$a_2 = r^2 \left(\frac{\theta}{2} - \frac{3}{4} \sin 2\theta + \theta \cos^2 \theta \right) + k^2 \left(\frac{\theta}{2} + \frac{1}{4} \sin 2\theta \right)$$

$$a_3 = r^2 \left(-\frac{3}{4} \cos 2\theta - \frac{1}{2} \theta \sin 2\theta - \frac{1}{4} + \cos \theta \right) + k^2 \left(-\frac{1}{4} \cos 2\theta - \frac{1}{4} \right)$$

$$b_1 = \theta, \quad b_2 = r (\sin \theta - \theta \cos \theta), \quad b_3 = r (\theta \sin \theta + \cos \theta - 1)$$

$$r = \text{アーチの曲率半径}, \quad \theta = \text{アーチの半中心角}, \quad k^2 = I / A$$

(c) 終局変位 δ_u

終局変位は、剛塑性理論に基づき、以下に示すような簡易な方法で推定できるものとし、まず次のような仮定を用いている。

- (i) アーチの弾性変形は無視できるものとする。
- (ii) 塑性ヒンジは、中央点、支点および1/4点の5点で形成される。
- (iii) 終局変位は、1/4点の塑性ヒンジ回転角がある限界に達したときに生じ、そのときの中央点変位とする。

よって、図-4に示すように、塑性ヒンジ発生位置を節点としてアーチ全体を4分割すると、部材の分割長は一定(l)のままであるので、変形前の角度 ϕ_1 および変形後の角度 ϕ_2 が余弦定理を用いて次式のように表される。

$$\cos \phi_1 = \frac{l^2 + l^2 - d_1^2}{2l^2}, \quad \cos \phi_2 = \frac{l^2 + l^2 - d_2^2}{2l^2} \quad (6)$$

ただし、 $d_1 = \sqrt{(L/2)^2 + f^2}$, $d_2 = \sqrt{(L/2)^2 + (f - \delta_u)^2}$,

l : アーチの分割要素長; L : アーチのスパン長。

よって、この変形前後の角度の差 $\Delta \phi (= \phi_1 - \phi_2)$ が塑性ヒンジ回転角に相当するので、式(6)を δ_u について解けば、終局変位は次式のように算定される。

$$\delta_u = f - \sqrt{2l^2(1 - \cos(\phi_1 - \Delta \phi))} - \frac{1}{4} L^2 \quad (7)$$

ただし、 δ_u : 終局変位, $\Delta \phi$: 塑性ヒンジ回転角, f : アーチライズ。

ここで、終局変位は塑性ヒンジの回転角 $\Delta \phi$ がある限界回転量 $\Delta \phi_D$ に達したとき($\Delta \phi = \Delta \phi_D$)、式(7)より数値的に求められる。ここに、この $\Delta \phi_D$ は次のように径厚比(D/t)に反比例するもの⁹⁾と仮定した。

$$\Delta \phi_D = \frac{\gamma}{D/t} \quad (8)$$

ただし、係数 γ は静的載荷実験¹⁰⁾から求められ、ここでは $\gamma = 1,222$ を用いた。ちなみに実験⁵⁾で用いた試験体に本法を適用すると、終局変位は1.15cmとなり、実験結果の1.26cmと概ね一致することが認められた。

以上の P_c , δ_u , δ_u を式(1)に代入して、弾塑性吸収エネルギーを算定した。

3. 最適耐衝撃設計法

ここでは、アーチの弾塑性吸収エネルギーに着目した最適耐衝撃設計法を開発することを試みる。すなわち、鋼製アーチ式砂防ダム最適耐衝撃設計においては、まず外的な運動エネルギー E を受け持つに必要なアーチの吸収エネルギー $U (\geq E)$ が単位重量当り(単位コスト当り)最も大きくなる($U/W \rightarrow \max$)ことが経済的かつ安全な設計条件であると考えられる。したがって、重量 W を一定とすれば吸収エネルギー

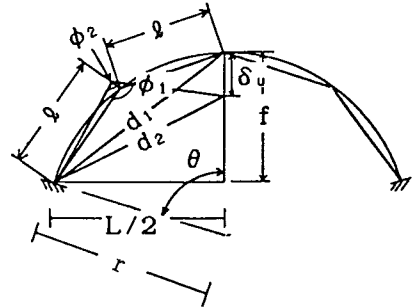


図-4 アーチの終局変位

Uを最大にすればよく、また逆に $U(\geq E)$ を一定とすればWを最小にすればよいことになる。よって、ここでは、最大エネルギー設計法ならびに最小重量設計法の2つの設計法を提案し、これらを用いてアーチの最適形状、すなわち最適なアーチライズ比、鋼管径および肉厚を決定することを試みた。

(1) 最大エネルギー設計法

ここでいう最大エネルギー設計法とは、アーチ全体の重量が一定(式(9c))のもとで(ただし、この重量は許容吸収エネルギーが与えられた運動エネルギーを上廻る条件(エネルギー制約)を満足する中での最小値)、かつ終局変位がある許容変位以下となるように(変位制約、式(9b))、またある変数制約(式(9d)、(9e))のもとで、許容吸収エネルギーを最大とする(式(9a))ような鋼管径、肉厚、およびアーチライズ比(半中心角)を求めることをいい、次式のように定式化される。

既知量 : $M, V, \rho, L, \alpha_0, (D/t)_L$

未知量 : $\theta, D, t (=f(W_0, \theta, D)), W_0$

目的関数 : $U_a \rightarrow \max$ (9a)

制約条件 : $\delta_u \leq \delta_a$ (9b)

$\rho A s = W_0 (= \min W | U_a \geq E)$ (9c)

$D/t \geq (D/t)_L$ (9d)

$\theta_{min} \leq \theta \leq 90^\circ$ (9e)

ただし、 $E(=MV^2/2)$: 運動エネルギー、 M : 巨礫の質量、 V : 巨礫の衝突速度、 ρ : 鋼材の単位体積重量、 L : 支間長、 W : アーチの重量、 θ : 半中心角、 D : 鋼管径、 t : 肉厚、 $U_a(=U_0/\alpha_0)$: 許容吸収エネルギー、 U_0 : 弾塑性吸収エネルギー、 α_0 : 安全率、 A : 鋼管の断面積、 s : アーチの軸線長、 δ_u : 終局変位、 δ_a : 許容変位量、 $|$: 制約を意味する記号、 $(D/t)_L$: 径厚比の下限値、 θ_{min} : 5点塑性ヒンジ型の崩壊形式が生ずるのに必要な半中心角の最小値。

なお、許容変位量 δ_a は、土石流を谷の幅方向に振り分けるという特徴をもたせるため、変形後の中央点の高さが1/4点の高さと等しくなる際の変位量とした。すなわち、 δ_a は次式によって与えられるものとした。

$$\delta_a = f - \sqrt{g L - \frac{1}{4} L^2} \quad (10)$$

上記の式(9)の解法に当たっては、式(9c)の $W_0(=\min W)$ を探す作業と、式(9)全体の $\max U_a$ を求める作業の2段階設計となり、以下のような手順によって行われる。

(i) まず初期条件として、支間長 L 、安全率 α_0 および巨礫の持つ運動エネルギー $E=MV^2/2$ を与える。

(ii) 次に、任意の鋼材重量 W_0 を与える。

(iii) 式(9)全体を、最適化問題としてADSプログラム¹¹⁾を用い、設計変数であるアーチライズ比(f/L)、鋼管径 D および肉厚 t を求める。

(iv) 求めた弾塑性吸収エネルギー U_0 を安全率 α_0 で除することにより、許容吸収エネルギー U_a を求める。

(v) (iv)で求めた許容吸収エネルギー U_a が(i)で与えた運動エネルギー E に比べ大きいかな否か、すなわち式(9c)の

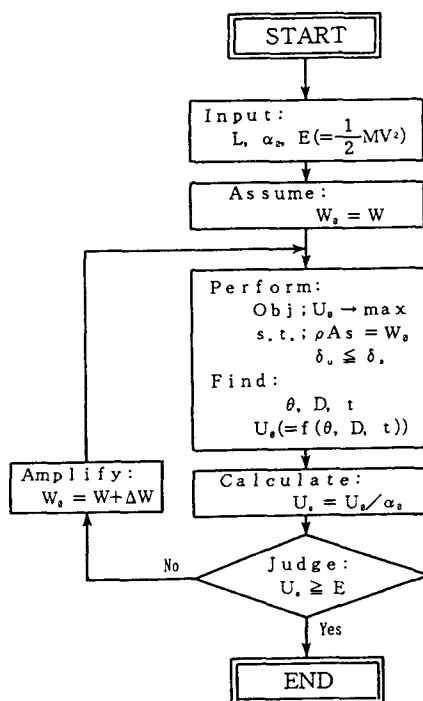


図-5 最大エネルギー設計法

エネルギー制約を照査する。

(vi) エネルギー制約照査の結果、満足しない場合は鋼材重量を増して($W_0 = W_0 + \Delta W$)再び(iii)の最適化問題を解く。

(vii) エネルギー制約を満足したとき、そのときのアーチライズ比、鋼管径および肉厚を最適解とする。

以上の最大エネルギー設計法の解析手順を示すと図-5のような設計フローチャートになる。

(2) 最小重量設計法

ここでいう最小重量設計法とは、エネルギー制約(式(11b))、変位制約(式(11c))、変数制約(式(11d), 式(11e))のもとでアーチ全体の構造重量を最小にする(式(11a))ようなアーチライズ比(f/L or θ)、鋼管径 D 、肉厚 t を求めることをいい、次のように定式化される。

既知量 : $M, V, \rho, L, \alpha_0, (D/t)_L$

未知量 : θ, D, t

目的関数 : $W = \rho A s \rightarrow \min$ (11a)

制約条件 : $U_s = \frac{U_0}{\alpha_0} \geq E = \frac{1}{2} M V^2$ (11b)

$\delta_u \leq \delta_s$ (11c)

$D/t \geq (D/t)_L$ (11d)

$\theta_{min} \leq \theta \leq 90^\circ$ (11e)

式(11)の解法に当たっては、図-6に示す設計フローチャートのような手順によって行われる。

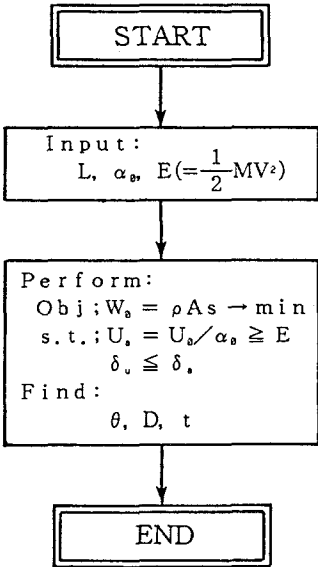


図-6 最小重量設計法

4. 数値計算例

(1) 計算例 1: 本設計法の妥当性と等価性

本設計法の妥当性を確認するために、支間長20mのアーチ型構造物の支間中央部に鋼製砂防構造物設計便覧⁴⁾の計算例に示してある条件、すなわち直径2mの巨礫(質量 $M=1.026 \text{ ts}^2/\text{m}$)が衝突速度 $V=7.5 \text{ m/s}$ で衝突するときの鋼管円弧固定アーチの設計を行った。なお、安全率は $\alpha_0=1.0$ 、径厚比の下限值は $(D/t)_L=$

表-1 両設計法の結果

	最大エネルギー設計法	最小重量設計法
未知数	$D=66.31 \text{ cm}$ $t=2.21 \text{ cm}$ $\theta=43.6^\circ$ ($f/L=0.200$) $W=7.71 \text{ tonf}$	$D=66.31 \text{ cm}$ $t=2.21 \text{ cm}$ $\theta=43.6^\circ$ ($f/L=0.200$)
目的関数	$U_s=28.84 \text{ tonf} \cdot \text{m}$	$W=7.71 \text{ tonf}$
制約条件	① $U_s=E=28.84 \text{ tonf} \cdot \text{m}$ ② $\delta_u=12.13 \text{ cm}$ $\leq \delta_s=88.87 \text{ cm}$ ③ $D/t=30$ ④ $\theta < 90^\circ$	① $U_s=E=28.84 \text{ tonf} \cdot \text{m}$ ② $\delta_u=12.13 \text{ cm}$ $\leq \delta_s=88.87 \text{ cm}$ ③ $D/t=30$ ④ $\theta < 90^\circ$

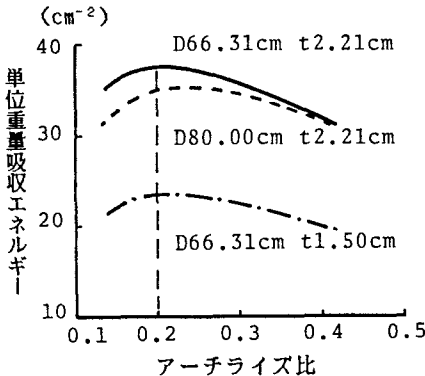


図-7 単位重量吸収エネルギー～アーチライズ比関係

30とした。

最大エネルギー設計により得られた解は表-1のとうりで、工学的に判断して概ね妥当な値が得られている。一方、最小重量設計による解も表-1の右欄のようになり、同一の解が得られることがわかる。すなわち、2つの設計法のいずれを用いても同じ解が得られる。しかし、最小重量設計法では設計変数が3つ(θ , D , t)であるのに対し、最大エネルギー設計法では式(9c)を考慮するため、 θ , D , t のうちの任意の2つとなるが、式(9c)の括弧内の条件を満足する重量 W_0 を見つけ出す操作が必要となるため、計算効率の観点からは最小重量設計の方が優れている。

図-7は、本計算例で得られた鋼管径 D (=66.31cm)、肉厚 t (2.21cm)およびその近傍の値に対し、支間長を一定($L=20$ m)として、半中心角 θ を変化させた場合の単位重量当りの吸収エネルギー(吸収エネルギー U を鋼材の重量 W で除した値)〜アーチライズ比関係を示したものである。図-7より、単位重量吸収エネルギーが最大となるのは、 $D=66.31$ cm, $t=2.21$ cmのときのアーチライズ比(f/L)が、0.200の場合であることが認められ、本設計に用いた2つの方法は両者とも最適値を与えていることが確認される。

(2) 計算例 2

次に、衝撃を与える巨礫の持つ運動エネルギー E を30tonf・m, 50tonf・m, 100tonf・m, 150tonf・m, 200tonf・mと変化させた場合、および支間長 L を10m, 20m, 30mと変化させた場合の最適形状を求めた。図-8に、各支間長における最適ライズ比〜運動エネルギー関係を示す。また、図-9に最適鋼管径(または肉厚)〜運動エネルギー関係を示す。

図-8および9より、巨礫の運動エネルギーが大きくなるにしたがい、用いる鋼管径(肉厚も)が大きくなり、かつ最適アーチライズ比も大きくなることが認められる。また、支間長が長くなると用いる鋼管径は小さくなり、かつ最適アーチライズ比も小さくなることからわかる。すなわち、本計算例の範囲内においては、アーチライズ比が0.18〜0.35(半中心角 $40^\circ \sim 70^\circ$)程度が最適となる。よって、設計条件に応じて図-8および図-9を利用すれば、アーチの最適形状および断面寸法をほぼ推定することができ、実用上極めて便利であると思われる。ただし、本設計図表は固定アーチ中央に衝撃を受ける場合に限られる。

5. 結言

本研究は、巨礫の衝突を受ける鋼製アーチ式砂防ダムの最適な耐衝撃設計法を開発するため、まず中央集中荷重を受ける鋼管円弧固定アーチを対象としてアーチの最適形状を求めたもので、本研究の成果を要約すると次のようになる。

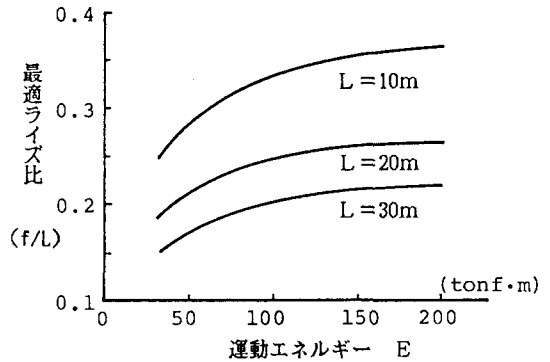


図-8 最適アーチライズ比〜
運動エネルギー関係

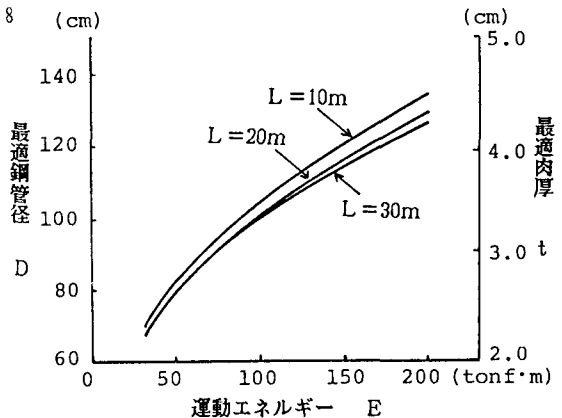


図-9 最適鋼管径, 肉厚〜
運動エネルギー関係

- (1) エネルギーを設計基準とした新しい最大エネルギー設計法と最小重量設計法を提案することができた。
- (2) 両者を同じ設計条件の下で設計した結果、数値的に全く同じ解が得られることが判明し、両者の等価性を確認した。また、単位重量当りの吸収エネルギーが最大となることが、最適耐衝撃設計の設計要件であることも数値的に確認した。
- (3) 最適ライズ比～運動エネルギー関係をアーチ支間長をパラメーターとして図表化することができ、実際の設計の便に供しうるようにできた。

なお、本研究では巨礫の形状や衝突速度の影響などは無視し、外力を巨礫の持つ運動エネルギーとして評価した。また、局所的な応答は無視し、アーチの全体的な応答として評価した。これらの問題点については、今後逐次検討していく予定である。

参考文献

- 1) Venkayya,V.B. and Khot,N.S. : Design of Optimum Structures to Impulse Type Loading, AIAA Journal, Vol.13, No.8, pp.989~994, August 1975
- 2) Lepik,U : Optimal Design of Rigid-Plastic Simply Supported Beams Under Impulsive Loading, Int. J. Solids and Structures, Vol.17, No.6, pp.1490~1506, 1983
- 3) Ginsburg,S. and Kirsch,U. : Design of Protective Structures against Blast, ASCE, J.of Structural Engineering, Vol.109, No.6, pp.1490~1509, 1983
- 4) 砂防・地すべりセンター、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10月
- 5) 星川辰雄、柚山昌秀、石川信隆、飯田毅： 鋼管固定円弧アーチの衝撃実験に関する一考察、第16回関東支部技術研究発表会講演概要集、pp.30~31、平成元年3月
- 6) 星川辰雄、石川信隆、香月智、飯田毅： 鋼管円弧固定アーチの衝撃応答解析に関する一考察、第44回土木学会年次学術講演概要集、平成元年10月
- 7) 北小路雅倫、三原徹治、石川信隆： 最適化手法を用いた組合せ応力を受ける構造物のホロノミック弾塑性解析、土木学会第41回年次学術講演会講演概要集第1部、pp.261~262、1986年11月
- 8) 横尾義貫、山肩邦男： 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、1963年7月
- 9) M.Mori, N.Ishikawa and F.Nishino : Optimum Elasto-Plastic Design of Steel Pipe Piers under Earthquake Motion, Theoretical and Applied Mechanics, Vol.30, pp.251~261, 1981
- 10) 建設省土木研究所砂防部砂防研究室： 鋼製砂防施設部材の衝撃応答実験報告書、土木研究所資料第2600号、pp.28~51、昭和63年2月
- 11) Vanderplaats,G.N. and Sugimoto,H. : General Purpose Optimization Program for Engineering Design, Journal of Computers and Structure, pp.13~21, Vol.24, No1, 1986

(1989年10月2日受付)