

## 落石による落石覆工への衝撃力に関する評価

An Estimation of Impact Force Caused by Rock Fall on Sand Layer

三上敬司・能町純雄\*\* 松岡健一\*\*\* 岸徳光\*\*\*\*

By Takashi Mikami, Sumio Nomati, Kenichi Matuoka, Tokumitsu Kishi

This research is concerned in the impact force caused by rock falls. A lot of structures to prevent the falls have been constructed in the mountain and along the coast. However, the design concept of these structures is due to the experiential engineering taking different situation to construct each structure into account.

In this paper, we analyzed theoretically the impulsive acceleration and the penetration of a model weight into a sand cushion, referring to the test conducted by Yoshida, which was a model modified the rock falls on a flat sand layer.

The relationships between the impulsive acceleration and the falling height, the impulsive acceleration and the ratio of falling height to penetration into the sand, the impulsive time and the impact force were studied respectively. They were compared with the test results measured by Yoshida.

Authors propose the four elements model with virtual mass, and it leads to the results which comparatively is in good agreement with those of the model experiment.

As a result, authors estimate the impact force induced at the bottom of the sand layer which touches at the surface of the rock fall protection structure.

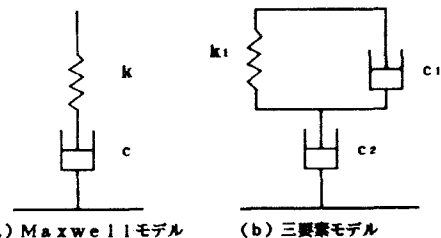
### 1. まえがき

山岳地帯や海岸地帯の道路の斜面上方からの落石は、道路交通の安全性に大きな影響を与えることがありこの安全性を高めるための構造物として落石覆工がよく用いられている。この構造物は、落石覆工に作用する衝撃力の緩和と作用荷重分散を図るために、落石覆工の床版上に緩衝材(サンドクッション)として山砂、砕砂等を敷いている。しかしながら、現状として、落石覆工の設計や施工に関する荷重やその構造の選択は、経験工学的に決定されている。

これらの問題を踏まえた実験及び理論解析に関する研究は、多くの研究者によって行われている。落石衝撃力の推定を目的とした実験に関して、鋼材倶楽部<sup>1)</sup>では、衝撃荷重のサンドクッション材を通じての分布は、サンドクッション材と版の厚さを加えた厚さに対して45°に分布するとして、砂層を支えるはりに作用する荷重を求め、はりのたわみを計算している。建設省土木研究所<sup>2)</sup>では、敷砂上への落石の衝撃力について室内土層内の変化を実験的に比べ、その結果として落石の衝撃力に対する影響因子を考慮した実験式を求め、既往の算定式と比較検討している。吉田らによる実験<sup>3), 4), 5), 6)</sup>では、落石がサンドクッション材上に鉛直落下する場合の衝撃加速度及びサンドクッション材中を伝播し、落石覆い構造物に及ぼす衝撃土圧

- 
- \* 工修 専修大学北海道短期大学助教授 土木科 (〒 079-01 美唄市光珠内町)
  - \*\* 工博 日本大学教授 生産工学部土木工学科 (〒 275 習志野市泉町1-2-1)
  - \*\*\* 工博 室蘭工業大学教授 工学部土木工学科 (〒 050 室蘭市水元町27番1号)
  - \*\*\*\* 工博 室蘭工業大学助教授 工学部土木工学科 (〒 050 室蘭市水元町27番1号)

およびその分布について、落石質量および形状、落下高さを変化させて、数多くの実験結果を報告している。さらに、実験結果より落石の衝撃力特性および落石覆工屋根の挙動を実験的に明らかにし、モデル化した衝撃荷重を落石覆工屋根に用いて動的応答解析を行い、設計のための衝撃係数の提案を行っている。一方、理論解析に関して、振動便覧式<sup>7)</sup>は、二つの弾性球の衝突にHertzの接触理論を用いて落石を剛



球、土層を半無限弾性体と仮定した衝突の解から衝撃力を求めている。また、小松沢<sup>8)</sup>の式はクッション材を弾性バネと仮定し、そのバネ上へ落石が衝突するものとして、エネルギー法より衝撃力を求めている。しかし、これらの式は、土の非弾性効果を考慮に入れていないため、実際の土の性状と異なっている。そこで、園田ら<sup>9)</sup>は、

Hertzの式を改良したKelvin・Voigtモデルを用いることによって、土の非弾性効果の一部を考慮した衝撃力を求めている。ところで、吉田ら及び建設省土木研究所の実験結果において平底形状の落石の最大衝撃加速度は、球底、錐底の最大衝撃加速度の2~3倍程度大きいと報告している。これらの実験の結果より、落石覆工を設計する上で、平底形状の落石における衝撃力を算定することがかなり重要な因子と考えられる。一方、著者らは、サンドクッション材を砂の非弾性効果を考慮した図-1(a) Maxwellモデル、(b) 3要素モデルと仮定し、これらのモデルの理論解析<sup>10)</sup>を行い、これらの結果については後述するが、これらのモデルではサンドクッション材の荷重分散効果を考慮していないために実際の現象と異なる。そこで、本研究では、(c)で示したように荷重分散効果を考慮するため仮想質量を減衰バネに設け、平底形状の落石がこの四要素モデルと仮定したサンドクッション材上へ落下した場合の衝撃加速度と落下高さ、サンドクッション材への

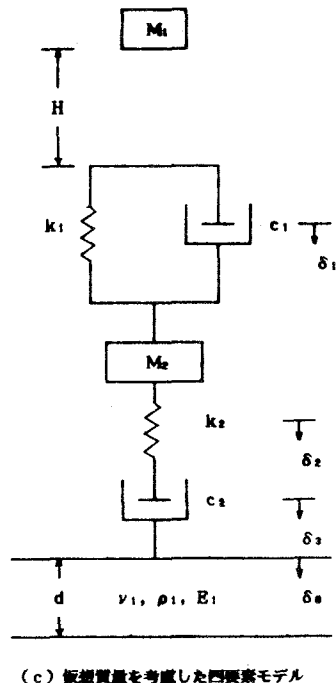


図-1 落石覆工上のサンドクッションモデル

の貫入量との関係、平底重錘が受ける衝撃力と時間、落石覆工に作用する衝撃力と時間との関係を吉田らの実験値および他の理論値と比較検討し、落石覆工の設計に対する衝撃力の評価を試みた。

## 2. 理論解析

吉田らの落石実験結果より、図-1(c)に示したように落石覆工を無限版とし、サンドクッション材をMaxwellモデルとVoigtモデルとの間に仮想質量 $M_2$ を設け、さらに砂の非弾性効果を考慮した四要素減衰バネ系と仮定する。本理論のモデルにおける仮想質量に関しては、サンドクッション材の衝撃力の緩和と荷重分散効果を考慮に入れている。さらに、砂の永久変形を考慮に入れるために無限版上に接するダッシュボットを設けた。従って、理論解析としては、無限版上の仮想質量を設けた四要素減衰バネモデルへ質量 $M_1$ の剛体を高さ $H$ から落下させた場合の衝撃力、貫入量等を求めてみる。

図-2は、半径方向 $r$ 、回転方向 $\theta$ とした場合の無限版上に集中衝撃力 $P_2$ が作用する極座標系を示しているが、この振動方程式は、次式となる。

$$\rho_1 d \frac{\partial^2 \delta}{\partial t^2} + D \left[ \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right] \delta = P_2 \dots \dots (1)$$

ここで、 $\rho_1$ ：無限版の密度、 $d$ ：厚さ、 $\delta$ ：中立軸の鉛直方向変位、 $D$ ：剛度 $=E_1 d^3/12(1-\nu_1^2)$ 、 $E_1$ ：弾性係数、 $\nu_1$ ：ポアソン比、 $t$ ：時間

(1) 式に Laplace 変換を施し、さらに、 $\delta = r J_0(r\xi)$  と置いた式を  $r$  に関して Hankel 変換を施すと、次式となる。

$$J_0\{L[\delta]\} = \frac{L[P_2]}{2\pi D \left(\xi^4 + \frac{\rho_1 d}{D} s^2\right)} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $s$  は Laplace 演算子、 $L[f]$  は Laplace 変換記号であり、Hankel 変換に関しては、次式となる。

$$J_0\{L[\delta]\} = \int_0^\infty L[\delta] r J_0(r\xi) dr \text{ である。}$$

(2) 式を  $\xi$  について Hankel 逆変換すると、ただし、 $kei(f)$  を Kelvin 関数として、

$$L[\delta] = \frac{L[P_2]}{2\pi D} \left(-1/\sqrt{\frac{\rho_1 d}{D}}\right) kei\left(4\sqrt{\frac{\rho_1 d}{D}} \sqrt{s} r\right) \dots\dots\dots (3)$$

無限版の中心位置  $r = 0$  での中立軸の鉛直変位  $\delta_0$  は、次式となる。

$$L[\delta_0] = \frac{L[P_2]}{8\sqrt{\rho_1 D d}} = \frac{L[P_2]}{s a} \dots\dots (4)$$

ただし、 $a = 8\sqrt{\rho_1 D d}$  とする。

図-1 で示したように、質量  $M_1$  の平底剛体を減衰バネ系へ落下させた場合の剛体を受ける衝撃力  $P_1$  によって Voigt モデルが  $\delta_1$  変位したとすると、剛体の運動方程式は、次式となる。

$$M_1 \frac{d^2 \delta_1}{dt^2} + P_1 = 0 \dots\dots\dots (5)$$

衝撃力  $P_1$  と減衰バネ系 (Voigt モデル、 $k_1$ ：バネ定数、 $c_1$ ：減衰係数) との力の釣合式は、次式となる。

$$P_1 = k_1 \bar{\delta}_1 + c_1 \frac{d \bar{\delta}_1}{dt} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、相対変位  $\bar{\delta}_1 = \delta_1 - \delta_2$ 、 $\delta_2$ ：Maxwell モデルのバネ部分の変位である。

無限版に作用する衝撃力を  $P_2$  とすると、仮想質量  $M_2$  の振動方程式は、次式となる。

$$M_2 \frac{d^2 \delta_2}{dt^2} - P_1 + P_2 = 0 \dots\dots\dots (7)$$

無限版が受ける衝撃力  $P_2$  と減衰バネ系 (Maxwell モデル、 $k_2$ ：バネ定数、 $c_2$ ：減衰係数) との力の釣合式は、それぞれ次式となる。

$$P_2 = k_2 \bar{\delta}_2 = c_2 \bar{\delta}_3 \dots\dots\dots (8)$$

ここで、相対変位  $\bar{\delta}_2 = \delta_2 - \delta_3$ 、 $\bar{\delta}_3 = \delta_3 - \delta_0$ 、 $\delta_3$ ：ダッシュボット部分の変位である。

初期条件を質量  $M_1$  を持つ剛体が  $t = 0$  のときの初速度  $v_0 = \sqrt{2gH}$  (ただし、 $g$ ：重力加速度) で落下すると仮定して、(5) ~ (8) 式をそれぞれ Laplace 変換すると、次式に示す。

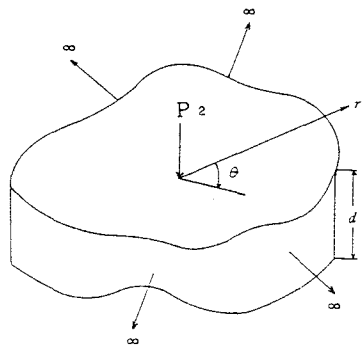


図-2 無限版上に作用する集中衝撃力

$$M_1 s^2 L[\delta_1] + L[P_1] = M_1 v_0 \dots (5)', \quad L[P_1] = (k_1 + c_1 s) L[\bar{\delta}_1] \dots (6)',$$

$$M_2 s^2 L[\delta_2] - L[P_1] + L[P_2] = 0 \dots (7)', \quad L[P_2] = k_2 L[\bar{\delta}_2] = c s L[\bar{\delta}_3] \dots (8)',$$

(4) 式、(5)' ~ (8)' 式を解き、Laplace 逆変換することによって、剛体の衝撃力  $P_1$ 、無限版に作用する衝撃力  $P_2$  を求めることができる。それらを次式に示す。

$$P_1 = 2 h_1 \omega_1 \left[ \frac{-b^3 + a_2 b^2 - a_1 b + a_0}{(c-b)(d-b)(f-b)} e^{-bt} + \frac{-c^3 + a_2 c^2 - a_1 c + a_0}{(b-c)(d-c)(f-c)} e^{-ct} \right. \\ \left. + \frac{-d^3 + a_2 d^2 - a_1 d + a_0}{(b-d)(c-d)(f-d)} e^{-dt} + \frac{-f^3 + a_2 f^2 - a_1 f + a_0}{(b-f)(c-f)(d-f)} e^{-ft} \right] M_1 v_0 \dots (9)$$

$$P_2 = 2 h_1 \omega_1 \omega_2^2 \left[ \frac{a' - b}{(c-b)(d-b)(f-b)} e^{-bt} + \frac{a' - c}{(b-c)(d-c)(f-c)} e^{-ct} \right. \\ \left. + \frac{a' - d}{(b-d)(c-d)(f-d)} e^{-dt} + \frac{a' - f}{(b-f)(c-f)(d-f)} e^{-ft} \right] M_1 v_0 \dots (10)$$

同様に、Laplace 逆変換を行って求めた  $\delta_1$ 、 $\delta_2$ 、 $\delta_3$  を用いて、減衰バネ系の全体の変位  $\delta_a$  を求めると、

$$\delta_a = \delta_1 + \delta_2 + \delta_3 \\ = v_0 [A - A_b e^{-bt} - A_c e^{-ct} - A_d e^{-dt} - A_f e^{-ft}] \dots (11)$$

ここで、 $L[P_1]$ 、 $L[P_2]$ 、 $L[\delta_1]$ 、 $L[\delta_2]$ 、 $L[\delta_3]$  を求めた際に分母に生じた  $s$  の 4 次関数  $F(s) = s^4 + \alpha s^3 + \beta s^2 + \gamma s + \zeta$  を  $F(s) = 0$  と置いた場合の各々の根は  $b$ 、 $c$ 、 $d$ 、 $f$  である。さらに、上述した記号の詳細については、補遺を参照のこと。

### 3. 数値計算例

数値計算例としては、図-1(c)の無限版のポアソン比  $\nu_1 = 1/6$ 、密度  $\rho_1 = 2.5 \text{ t/m}^3$ 、弾性係数  $E_1 = 3.5 \times 10^6 \text{ tf/m}^2$  とし、Voigt モデルのバネ定数  $k_1 = 500 \text{ tf/m}$ 、減衰定数  $h_1 = 0.1, 0.3$ 、Maxwell モデルのバネ定数  $k_2 = 500 \text{ tf/m}$ 、仮想質量  $M_2 = 0.62 \text{ t}$ 、さらに、パラメータとして、Maxwell モデルの減衰定数  $h_2 = 0.2 \sim 1.0$  を 0.2 刻みづつ変化させて計算を行った。図-3~図-5は、剛体  $M_1 = 1.0 \text{ t}$  を高さ  $H = 10 \text{ m}$  から減衰バネへ落下させた場合の剛体が受ける衝撃力と時間の関係、無限版に作用する衝撃力と時間の関係、減衰バネ系全体の変位と時間の関係を示している。

図-3(a)、(b)は、Voigt モデルの減衰定数を各々  $h_1 = 0.1, 0.3$  とした場合の落下剛体が受ける衝撃力と時間の関係を示している。図-3(a)では、最大衝撃力及び最大衝撃力に達するまでの時間に関しては  $h_2$  が大きくなっても殆ど変化がない。しかし、最大衝撃力を過ぎる  $h_2 = 0.2$  だけは、衝撃力は単調減少となって  $t = 30 \text{ msec}$  で終了する。一方、 $h_2 = 0.4$  以上になると  $h_2 = 0.2$  に比して最大衝撃力に達するまでの時間は殆ど同じであるが、その後は、単調減少せずに第2ピーク点が生じるために衝撃作用時間は 2.5 倍程長くなっている。さらに、第2ピーク点では、 $h_2$  が大きくなるにつれて第2ピーク点までに達する時間は短くなり、逆に衝撃力は大きくなる。図-3(b)の  $h_1 = 0.1$  と比較して  $t = 1 \text{ msec}$  で最大衝撃力に達し、その後は、 $h_2 = 0.2, 0.8, 1.0$  では、図-3(a)と同様に単調減少せずに第2ピーク点が存在する。しかし、 $h_2 = 0.4, 0.6$  では、明確なピーク点が現れない。さらに、衝撃作用時間に関して  $h_2 = 0.2, 0.4$  では、2 倍近く長くなるが、 $h_2 = 0.6$  より大きくなっても余り長くない。以上のことより、 $h_1 = 0.1$ 、 $h_2 = 0.2$  の場合はバネ  $k_1$  の影響が大きいために、 $h_1$  が大きくなると、全体として衝撃作用時間は長くなり、そして  $h_2 = 0.2$  でも第2ピーク点が現れ、 $h_2$  が大きくなるに従って、衝撃作用時間及びピークに達する時間は短くなるが、第2ピーク点での衝撃力は大きくなる。

図-4(a)、(b)は、 $h_1 = 0.1, 0.3$  とした場合の無限版上に作用する衝撃力と時間との関係を示して

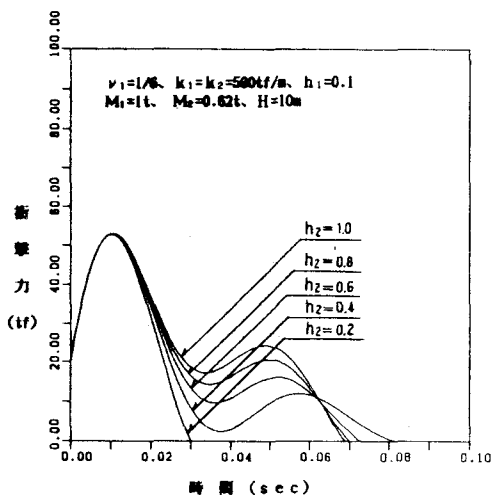


図-3 (a) 剛体が受ける衝撃力と時間

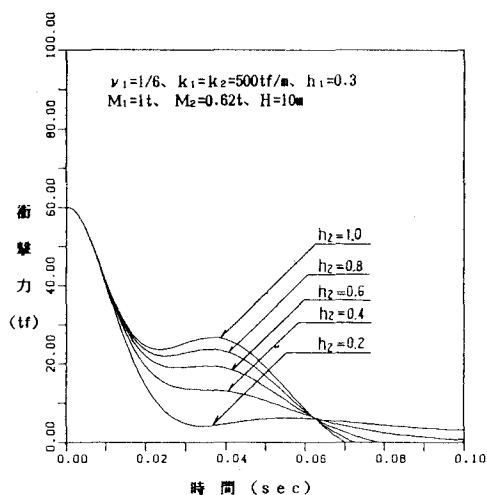


図-3 (b) 剛体が受ける衝撃力と時間

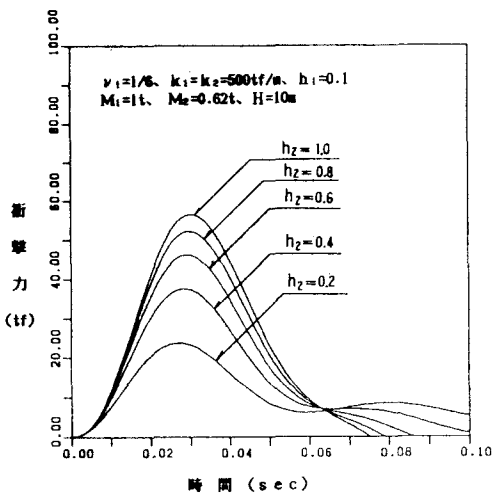


図-4 (a) 無限版に作用する衝撃力と時間

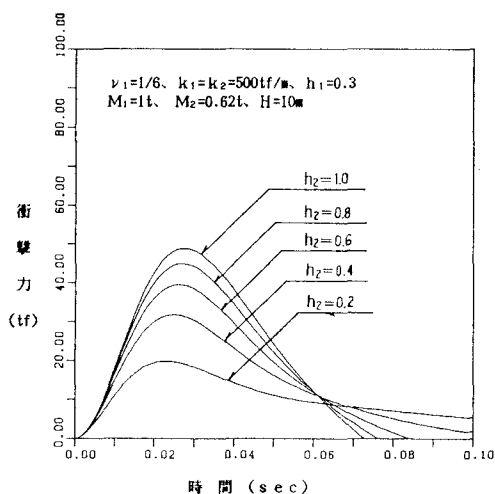


図-4 (b) 無限版に作用する衝撃力と時間

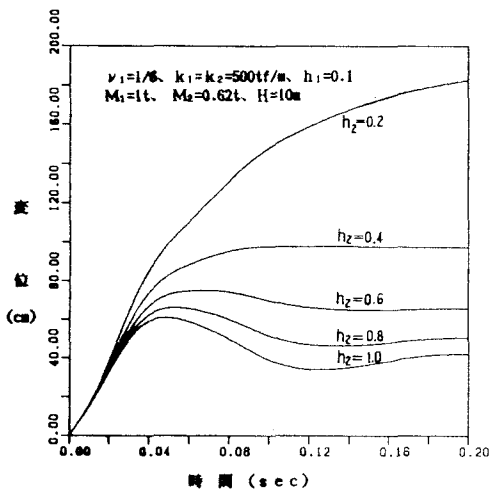


図-5 (a) 減衰バネ系の変位と時間

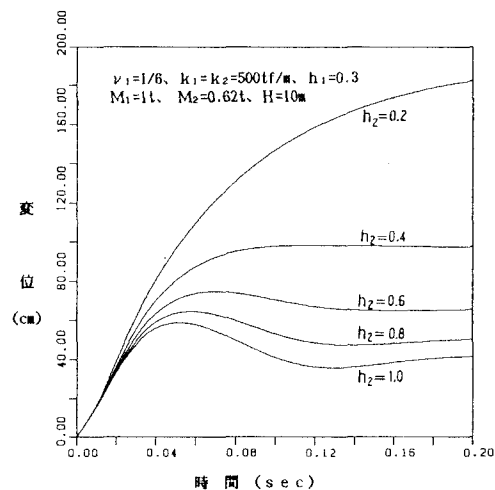


図-5 (b) 減衰バネ系の変位と時間

いる。(a)では、 $h_2$ が大きくなるにつれて、最大衝撃加速度は大きくなり、さらに、減衰作用も大きくなるために衝撃作用時間が短くなる。 $h_2=0.2$ のみは、 $t=80\text{msec}$ で第2ピーク点が現れているが、(b)も同様のことが言えるが、(a)に比較すると $h_1$ が大きくなるにつれて衝撃作用時間及び最大衝撃加速度に達する時間は短くなり、さらに、最大衝撃力は小さくなる。 $h_2=0.2$ でも、第2ピーク点は現れず、最大衝撃力に達した後は単調減少している。以上のことより、 $h_1$ が小さく、 $h_2=0.2$ の場合は、 $k_1$ の影響が大きいため、2つのピーク点をもっている。しかし、 $h_1$ 、 $h_2$ が大きくなると第2ピーク点は現れず、とりわけ、 $h_2$ が大きくなるにつれて最大衝撃力に達するまでの時間は短くなり、それに反して、最大衝撃力は大きくなる。ここでは、Maxwellモデル型の多自由度の強制振動と同様な挙動を示している。

図-5(a)、(b)は、 $h_1=0.1, 0.3$ とした場合の減衰バネ系全体の変位と時間との関係を示している(a)、(b)ともに、同じ傾向を示し、 $h_1$ が大きくなっても変位はほとんど変化しない。特に、 $h_2=0.2$ の場合、他の $h_2$ に比べるとかなり大きな変位となっている。つまり、 $h_2$ が小さい場合、減衰バネ系としては柔らかいため、衝撃力が小さくなるが、逆に変位は大きくなる。ところで、十分な時間が経つと、この減衰バネは永久変形となり、実際のサンドクッション材と同様なメカニズムとなっている。

#### 4. 吉田らの実験結果と理論値との比較

3の数値計算例で示したように、図-1(c)の四要素モデル減衰バネ系は吉田らの行った落下衝撃実験結果と動的挙動が良く似ていることから、図-6~図-10では、吉田らの実験値と各々の理論値を衝撃加速度(衝撃力)と落下高さ、衝撃加速度と(落下高さ/貫入量)、衝撃力と時間との関係について比較検討を行ってみる。

本理論では、建設省土木研究所の実験報告に従って重錘の貫入領域深さをサンドクッション厚 $L$ の $0.6\sim 0.8$ 倍であることを見出すことによって、仮想質量を落下重錘の円底面積 $A$ と貫入量深さからなる円柱状領域からなるものとして、次式のように仮定した。

$$M_2 = \rho_2 A (0.6\sim 0.8)L \quad (\text{ここで、}\rho_2: \text{サンドクッション材の密度}) \dots\dots\dots (12)$$

図-6~図-9は、コンクリート舗装上のサンドクッション上への落石実験のデータより、無限版のポア

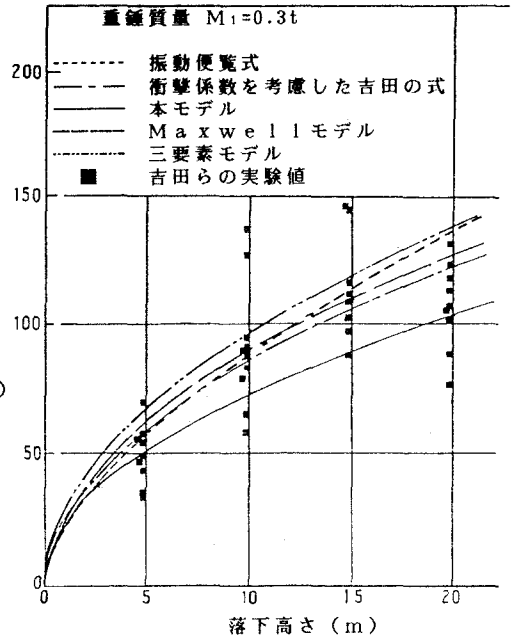


図-6(a) 衝撃加速度と落下高さ

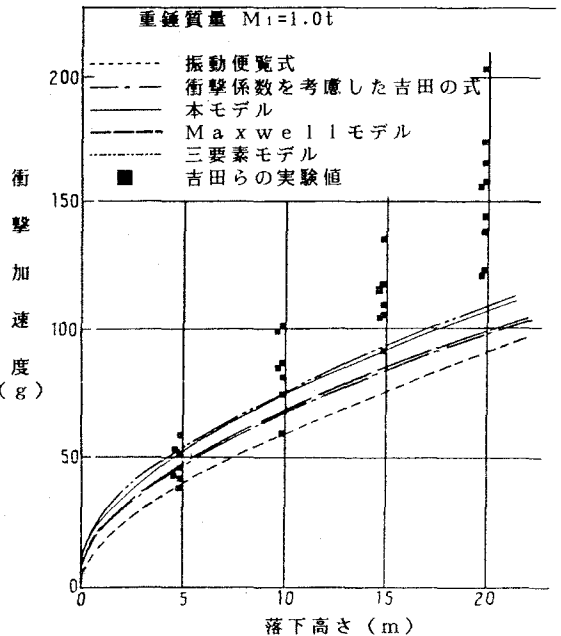


図-6(b) 衝撃加速度と落下高さ

ソク比 $\nu_1=1/6$ 、密度 $\rho_1=2.5t/m^3$ 、弾性係数 $E_1=3.5 \times 10^6 tf/m^2$ 、無限版厚 $d=30cm$ 、剛体質量 $M_1=1t$ （剛体半径： $r=45cm$ ）の場合、本減衰バネモデル（ $k_1=750tf/m$ 、 $h_1=0.3$ 、 $k_2=500tf/m$ 、 $h_2=0.7$ 、仮想質量 $M_2=0.82t$ 、密度 $\rho_2=1.8t/m^3$ 、サンドクッション厚 $L=90cm$ ）、Maxwellモデル（ $k=1600tf/m$ 、 $h=0.27$ ）、三要素モデル（ $k=3000tf/m$ 、 $h_1=0.15$ 、 $h_2=0.238$ ）として計算を行った。さらに、 $M_1=0.3t$ （剛体半径： $r=15cm$ ）の場合については、本減衰バネモデル（ $k_1=230tf/m$ 、 $h_1=0.27$ 、 $k_2=130tf/m$ 、 $h_2=0.7$ 、仮想質量 $M_2=0.28t$ 、 $\rho_2=1.8t/m^3$ 、 $L=90cm$ ）、Maxwellモデル（ $k=800tf/m$ 、 $h=0.226$ ）、三要素モデル（ $k=1500tf/m$ 、 $h_1=0.15$ 、 $h_2=0.228$ ）として計算を行った。図-10(a)、(b)は、落石覆工屋根上への落石実験のデータより、無限版に関して、 $\nu_1=1/6$ 、 $\rho_1=2.5t/m^3$ 、 $E_1=3.3 \times 10^6 tf/m^2$ 、 $d=20cm$ 、重錘質量 $M_1=1t$ （剛体半径： $r=45cm$ ）、減衰バネ（ $k_1=800tf/m$ 、 $h_1=0.2$ 、 $k_2=800tf/m$ 、 $h_2=0.6$ 、仮想質量 $M_2=0.62t$ 、密度 $\rho_2=1.8t/m^3$ 、 $L=90cm$ ）落下高さ $H=10m$ として計算を行った。

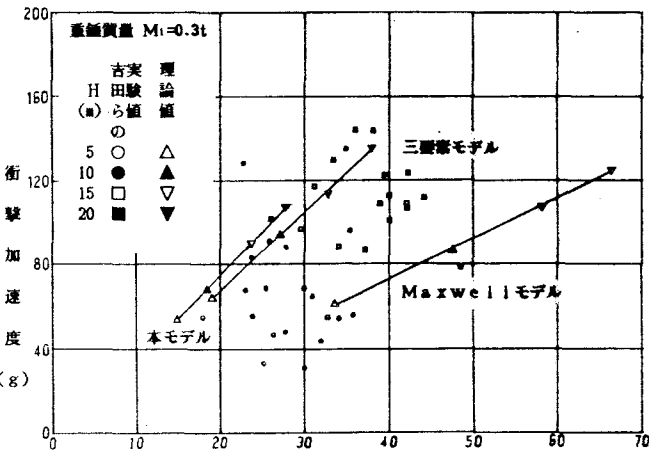


図-7 (a) 衝撃力と（落下高さ／質量）

1) 衝撃加速度と落下高さ  
図-6 (a)、(b)は、重錘質量 $M_1=0.3$ 、 $1.0t$ の場合の吉田らの実験値、本理論値、振動便覧式、衝撃係数を考慮した吉田らの式、およびMaxwellモデルと三要素モデルでの理論値の衝撃加速度と落下高さとの関係を示している。(a)では、三要素モデルは実験値の上限、本モデルは実験値の下限を示し、振動便覧式と衝撃係数を考慮した吉田らの式は実験値の中間値を示していることよりいずれも実験値と良く一致している。(b)では、本モデルと三要素モデルとは殆ど一致している曲線となり、実験値とは $H=15m$ まで良く一致している。一方、他の理論式および吉田らの式においては、 $H=10m$ まで実験値と比較的一致している。

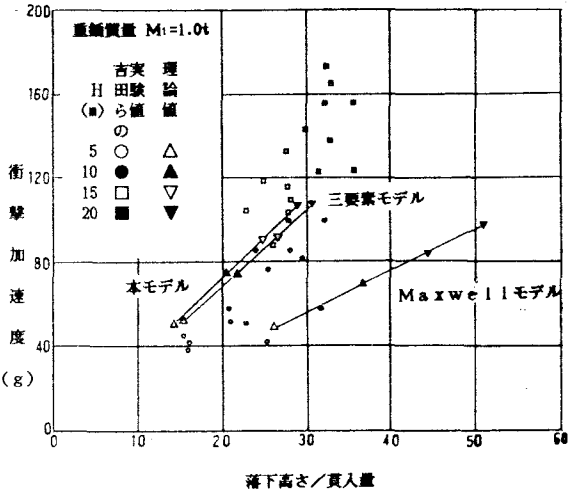


図-7 (b) 衝撃力と（落下高さ／質量）

2) 衝撃加速度と（落下高さ／質量）  
図-7 (a)、(b)は、重錘重量 $M=0.3$ 、 $1.0t$ の場合の衝撃加速度と（落下高さ／質量）との関係を示している。吉田らの実験値に関してこの関係は多少のバラツキがあるが、比例関係にあると思われる。ところで、(a)での本モデルに関して図-6で示したように衝撃加速度は良く一致しているが、質量に関しては実験値よりも若干大きい値を示しているために左寄りの直線となっている。一方、Maxwellモデルは、質量が小さいために緩やかな傾きとなって実験値とはあまり良く一致していないが、三要素モデルに関しては、本モデルよりも実験値に非常に良く一致している。(b)では、本モデルと三要素モデルは、ほぼ一致した直線となって、衝撃加速度と（落下高さ／質量）との関係は $H=15m$ までは比較的良く一致しているが、 $H=20m$ では、衝撃加速度、質量が若干小さい値を示している。Maxwellモデルに関

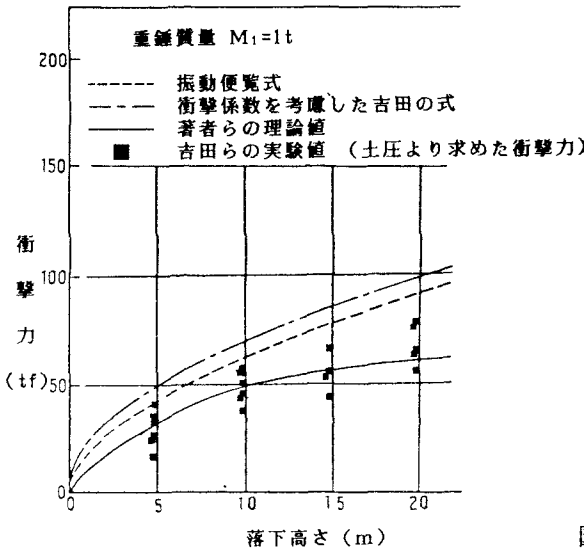


図-8 落石覆工に作用する衝撃力と落下高さ

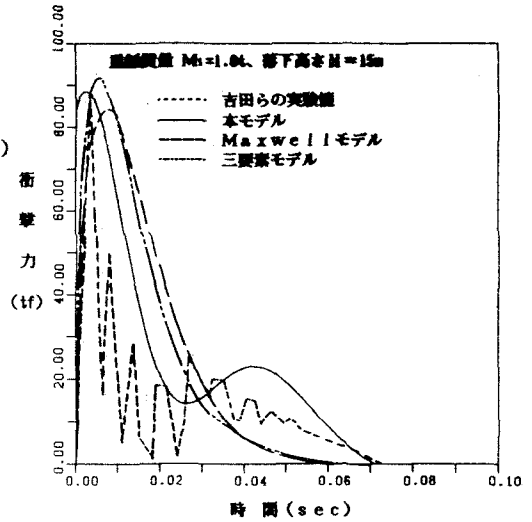


図-9 (a) 重錘が受ける衝撃力と時間

(コンクリート舗装上のサンドクッション上への落石実験データ)

しては (a) の関係と同様な傾向となり殆ど一致しない。

### 3) 落石覆工に作用する衝撃力と落下高さ

図-8は、吉田らの実験値、本理論値、振動便覧式、衝撃係数を考慮した吉田の式の落石覆工に作用する衝撃力と落下高さとの関係を示している。振動便覧式及び吉田の式は、実験値と比較して落下高さが高くなるにつれて実験値よりも大きくなる。一方、本理論値はほとんど実験値の中間的な値を示している。Maxwellモデルと三要素モデルに関しては、図-7 (b) と同じ値となるためにここでは省略する。

### 4) 衝撃力と時間

I) 前述したように、図-9は、(コンクリート舗装上のサンドクッション上への落石実験データ) 重錘質量 $M_1=1t$ を高さ $H=15m$ からコンクリート舗装上のサンドクッション上へ落下させた場合の落石実験データを用いている。図-9 (a) は、吉田らの実験値、本モデル、Maxwellモデルおよび三要素モデルにおける重錘の衝撃力と時間との関係を示している。本モデルは、他のモデルと比較して最大衝撃力に達する時間、最大衝撃力、衝撃作用時間に関しては実験値と良く一致している。さらに、本モデルでは第2ピークが生じる時間が実験値より10msecほど遅れているが、他のモデルでは第2ピーク点が生じていない。図-9 (b) は、落石覆工に作用する衝撃力と時間との関係を示している。吉田らの実験値は、サンドクッション内を衝撃波が落石覆工までに到達するまでの時間15msec遅れて衝撃力が生じ、その後、急激に立ち上がり $t=27msec$ で最大衝撃力に達してから、緩やかに減衰して衝撃作用時間は138msecで終了している。それに

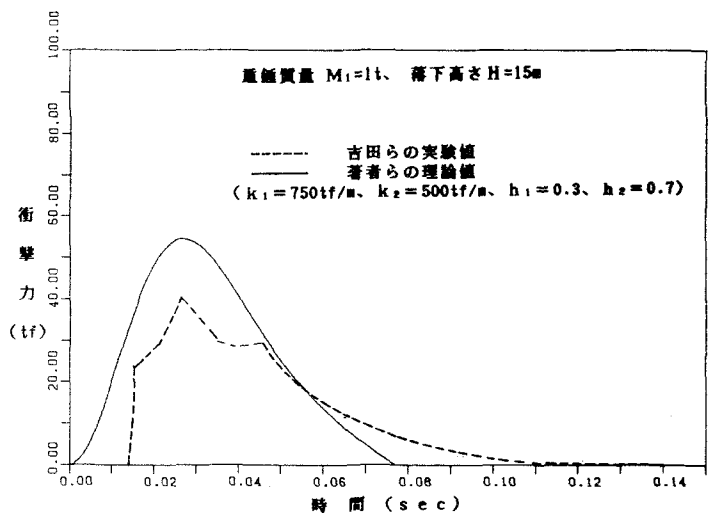


図-9 (b) 落石覆工に作用する衝撃力と時間



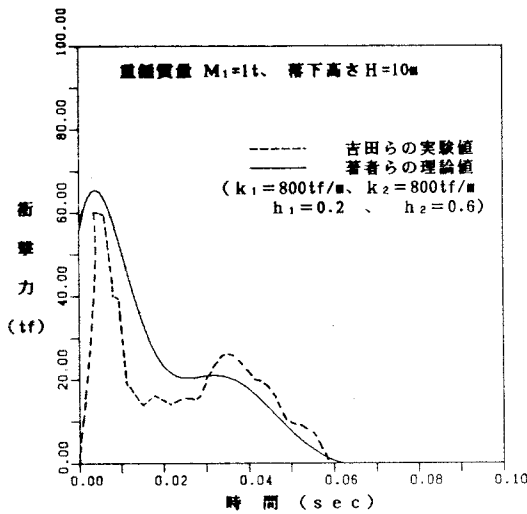


図-10 (a) 重錘が受ける衝撃力と時間  
(落石覆工屋根上への落石実験データ)

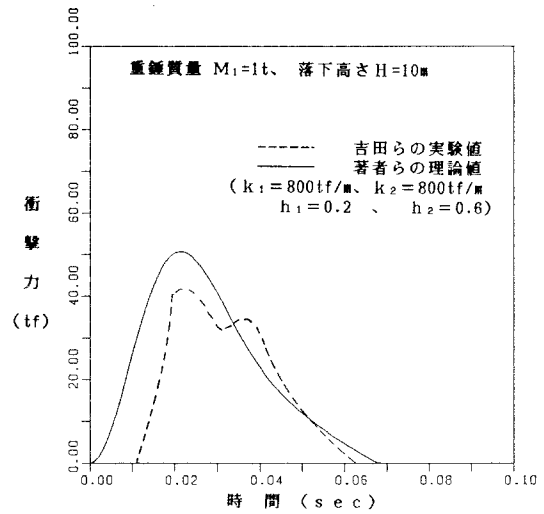


図-10 (b) 落石覆工に作用する衝撃力と時間  
(落石覆工屋根上への落石実験データ)

対して、本理論値の衝撃力は、 $t=0$ secから始まり、 $t=27$ msecで最大衝撃力となり、衝撃作用時間は78msecとなって、実験値とは少しずれが生じる。但し、ここでは、Maxwellモデルと三要素モデルは、図-9 (a)と同じ値となるので省略する。

II) 図-10は重錘質量 $M_1=1t$ を高さ $H=10m$ から落石覆工屋根上にサンドクッション材上へ落下させた場合の落石実験データを用いている。図-10 (a)は、吉田らの実験値と本理論値における重錘が受ける衝撃力と時間との関係を示している。実験値と著者らの理論値とは、最大衝撃力、最大衝撃力に達するまでの時間、衝撃作用時間のいずれも良く一致しているが、理論値は、実験値程に明確な第2ピーク点が現れない。図-10 (b)は、I)の場合と同様に実験値では $t=12$ msecぐらい遅れて衝撃力が生じ、 $t=20$ msecで最大衝撃力となり、 $t=40$ msecで第2ピークとなって $t=63$ msecで零となる。それに対して、本理論値は、 $t=0$ msec過ぎから衝撃力が徐々に増加し、 $t=20$ msecで最大衝撃力となり、その後、単調減少し、衝撃作用時間は68msecとなることから、最大衝撃力、最大衝撃力に達する時間及び衝撃終了時間に関しては良く一致している。

## 5. あとがき

3、4の結果より、次のことが言える。

1) 本理論でのモデルは、MaxwellモデルとVoigtモデルとの間に仮想質量を設けた四要素減衰バネ系と仮定することによって、剛体を受ける衝撃力と無限版上に作用する衝撃力の2種類の力を区別することができた。

2) コンクリート舗装上のサンドクッション上への落石実験と本理論値との比較

本モデル、吉田らの実験値、振動便覧式、衝撃係数を考慮した吉田の式、Maxwellモデルおよび三要素モデルとを比較すると、衝撃加速度と落下高さの関係、衝撃加速度と(落下高さ/貫入量)との関係、重錘が受ける衝撃力と時間との関係に関して、三要素モデルは本モデルと同様に吉田らの実験値と良く一致した。しかし、三要素モデルでは、落石覆工に作用する衝撃力関係に関しては仮想質量を設けていないために実験値とは全く一致しない。落石覆工に作用する衝撃力と落下高さとの関係に関して、いずれの式よりも本理論値の方が良く一致した。落石覆工に作用する衝撃力と時間との関係は、最大衝撃力、最大衝撃力に達する時間に関して一致した。

### 3) 落石覆工屋根上への落石実験と本理論値との比較

重錘が受ける衝撃力と時間との関係に関して、本理論値は、最大衝撃力、最大衝撃力に達する時間、衝撃作用時間のいずれも良く一致したが、第2ピーク点では、実験値よりも若干小さな衝撃力となった。

落石覆工に作用する衝撃力と時間との関係に関して、実験値はコンクリート舗装の場合と同様に衝撃波がサンドクッション内を伝播し、覆工に達するまでの時間だけ遅れて衝撃力が伝達されるために本理論のモデルでは一致しなかった。しかし、最大衝撃力、最大衝撃力に達する時間及び衝撃終了時間に関して良く一致した。

4) 1)、2)、3)より、本理論値は、サンドクッションをMaxwellモデルとVoigtモデルとの間に仮想質量を設けた減衰バネとして理論解析を行って求めた衝撃力との各々の関係が吉田らの実験値と良く一致していることより、衝撃荷重として用いても十分安全側であると思われる。著者らは、この種の問題における一つの理論解析のモデルとして提案する。今後は、このモデルにおけるバネ定数 $k_1$ 、 $k_2$ 、減衰定数 $h_1$ 、 $h_2$ 、仮想質量 $M_2$ に関してもう少し検討して行くつもりである。

数値計算は、北海道大学大型計算機センターHITAC-M280Hを使用した。本研究にあたり、専修大学北海道短期大学金子孝吉助教授に数々の助言を頂いたことにここに感謝の意を表す。

## 6. 補遺

(9)～(11)式で使用した記号は、次のように置いている。

$$\frac{c_1}{M_1} = 2h_1\omega_1, \quad \frac{c_2}{M_2} = 2h_2\omega_2, \quad \frac{M_1}{M_2} = \eta, \quad \frac{a}{M_2} = \omega_0, \quad \frac{k_1}{M_1} = \omega_1^2, \quad \frac{k_2}{M_2} = \omega_2^2$$

$$\alpha = \frac{\omega_2}{2h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right) + (1+\eta)2h_1\omega_1$$

$$\beta = (1+\eta)\omega_1 \left[\omega_1 + \frac{h_1}{h_2}\omega_2 \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right)\right] + \omega_2^2$$

$$\gamma = (1+\eta) \frac{\omega_1^2\omega_2}{2h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right) + 2h_1\omega_1\omega_2^2, \quad \zeta = \omega_1^2\omega_2^2$$

$$a_2 = \frac{\omega_2}{2h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right) + \frac{\omega_1}{2h_1}, \quad a_1 = \frac{\omega_1\omega_2}{4h_1h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right) + \omega_2^2$$

$$a_0 = \frac{\omega_1\omega_2^2}{2h_1}, \quad a_2' = \frac{\omega_2}{2h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right) + 2\eta h_1\omega_1, \quad a_1' = \frac{\omega_1}{2h_1}$$

$$a_1'' = \eta\omega_1^2 + \omega_2^2 + \frac{h_1\omega_1\omega_2}{h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right), \quad a_0'' = \frac{\eta\omega_1^2\omega_2}{2h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right)$$

$$a_1''' = \frac{\omega_1}{2h_1} + \frac{\omega_2}{2h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right), \quad a_0''' = \frac{\omega_1\omega_2}{4h_1h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right)$$

$$A = \frac{a_0'' + 2h_1\omega_1\eta a_0'' + \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right) \frac{h_1\omega_1\omega_2}{\eta h_2}}{bcdf}$$

$$A_b = \left\{ (-b^3 + a_2'b^2 - a_1'b + a_0') + 2h_1\omega_1\eta(b^2 - a_1''b + a_0'') \right. \\ \left. - \frac{h_1\omega_1\omega_2}{\eta h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right)(b-a) \right\} / b(c-b)(d-b)(f-b)$$

$$A_c = \left\{ (-c^3 + a_2'c^2 - a_1'c + a_0') + 2h_1\omega_1\eta(c^2 - a_1'''c + a_0''') \right. \\ \left. - \frac{h_1\omega_1\omega_2}{\eta h_2} \left(1 + \frac{2h_2\omega_2}{\omega_0}\right)(c-a) \right\} / c(b-c)(d-c)(f-c)$$

$$A_d = \{ (-d^3 + a_2' d^2 - a_1' d + a_0') + 2 h_1 \omega_1 \eta (d^2 - a_1'' d + a_0'') \} \\ - \frac{h_1 \omega_1 \omega_2}{\eta h_2} \left( 1 + \frac{2 h_2 \omega_2}{\omega_0} \right) (d - a) \} / d (b - d) (c - d) (f - d)$$

$$A_f = \{ (-f^3 + a_2' f^2 - a_1' f + a_0') + 2 h_1 \omega_1 \eta (f^2 - a_1'' f + a_0'') \} \\ - \frac{h_1 \omega_1 \omega_2}{\eta h_2} \left( 1 + \frac{2 h_2 \omega_2}{\omega_0} \right) (f - a) \} / f (b - f) (c - f) (d - f)$$

## 6. 参考文献

- 1) 鋼材倶楽部：新しい落石覆いの開発に関する研究、鋼材倶楽部、研究報告書、1973、4
- 2) 佐々木康、古賀泰之：敷き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～pp.137、1983、12
- 3) 金沢大学工学部土木工学科構造力学研究室：防護覆い上への落石による衝撃力の推定に関する研究、落石実験報告（I）、1984、1
- 4) 吉田博、榎谷浩、鈴木哲次：敷き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、土木学会論文報告集、第325号／Ⅲ-2、pp.61～70、1984、12
- 5) 金沢大学工学部土木工学科構造力学研究室：防護覆いの設計荷重の評価に関する研究、落石実験報告（Ⅱ）、1985、3
- 6) 吉田博、榎谷浩、岡衛：落石覆工屋根上への衝撃荷重について、土木学会論文報告集、第362号／I-4、pp.461～470、1985、10
- 7) 土木学会：土木技術者のための振動便覧、pp.514～520、1985、10
- 8) 和仁達夫、赤沢稔：鉄道土木施工法講座、pp.93～99
- 9) ロックシェッドに対する落石の衝撃力及びロックシェッドの設計に関するシンポジウム論文集、金沢大学工学部土木工学科構造力学研究室編、1983、7
- 10) 三上敬司、能町純雄、松岡健一、金子孝吉：サンドクッション材上への落石の衝撃力の評価、専修大学北海道短期大学紀要、第18号、pp.63～70、1985
- 11) 三上敬司、能町純雄、松岡健一：落石覆工への落石による衝撃力に関する評価、ロックシェッドに対する落石の衝撃力及びロックシェッドの設計に関するシンポジウム論文集（別刷り）、北陸道路研究会編、1986、7
- 12) 菊地武彦、加藤愛雄：ラプラス変換関数表、日刊工業、1980
- 13) 多谷虎男：振動・衝撃の基礎理論とラプラス変換（下）、学会出版、1984
- 14) 西村源六郎：振動工学、誠文堂新光社、1969
- 15) Thomson, W.T. : Laplace Transformation, Maruzen, Asian Edition, 1960
- 16) Harry Bateman : Table of Integral Transforms, Volume II, McGraw-Hill Book Company
- 17) Harris, C.M., Crede, C.E. : Shock and Vibration, 1977

(1986年10月17日受付)