

呉工業高等専門学校

研 究 報 告

第10巻 第2号 (通巻第15号)

昭和50年3月 (1975)

目 次

1. 確率モデルの状態推定と雑音の大きさに関する2・3の考察	今岡富	井中正	融三豊	1
2. Spectrophotometric Determination of Micro Amounts of Mercury by Solvent Extraction with Zephiramine	茶木正吉	茶木正吉	茶木正吉	13
3. セフィラミンによる微量ビスマスの吸光光度定量法	茶木正吉	茶木正吉	茶木正吉	19
4. 揺動楕円カムの研究 (第1報) —円弧従動節—	糸島寛典	糸島寛典	糸島寛典	25
5. 揺動楕円カムの研究 (第2報) —平板従動節—	糸島寛典	糸島寛典	糸島寛典	37
6. 超塑性 Zn—Al 合金の歯車の塑性加工	大山隆光	大山隆光	大山隆光	47
7. 本校普通教室の照明について	原田一彦	原田一彦	原田一彦	53
8. 割れ目を有する岩盤の斜面崩壊に関する一模型実験と考察 (第1報)	石井義明	石井義明	石井義明	57
9. 休山におけるマサ土と風化花崗岩の工学的特性について (第1報)	石井義明	石井義明	石井義明	65
10. 高強度コンクリートの配合設計に関する2・3の検討	西谷庸雄	西谷庸雄	西谷庸雄	73
11. Zum Bindemittelsverbund zwischen Stahl und Betonplatte bei dübellosen Verbundträgern	重松恒美	重松恒美	重松恒美	81
12. 3層耐震壁の水平剛性について	正野崎昭二	正野崎昭二	正野崎昭二	91

確率モデルの状態推定と雑音の大きさに 関する二、三の考察

(数 学) 今 井 勲
(数 学) 岡 中 正 三
(徳島大学) 富 田 豊

Some Remarks on the State Estimation of the Stochastic Nonlinear System and its Disturbance

Kure Technical College Isao IMAI
Kure Technical College Syōzō OKANAKA
Tokushima University Yutaka TOMITA

This paper is concerned with the estimation of the state variables of the nonlinear control system with a random disturbance under the condition of the observation system with a random noise. The responses are evaluated by introducing statistical linearization techniques such as Markov, the 1st order approximation of Taylor expansion, and the 2nd order of one, respectively. We discuss in detail how the accuracy depends on these procedures. These methods are examined by means of several numerical examples.

§ 1 緒 言

最適制御の問題を考えるにあたり、量の大小はともかくとして、つねに制御対象に何等かの形の非線形特性が含まれており、また、出力観測にあたっては、つねに観測雑音が介在するという事実を見逃すことは出来ない。前者は、システムを非線形力学系として取扱わねばならないことを意味し、後者は、この力学系の状態を推定する手続が必要であることを示している。

したがって、ここでは、まず、非線形確率微分方程式によって特徴づけられる system の状態変数推定に対する近似手法のいくつかを紹介し、つぎに、システムノイズ、観測ノイズ及び初期値の変動がシステムの状態推定にどのような影響を与えるかを数値例を中心にその統計量に注目して定量的に検討する。

§ 2 問題の記述

周知のごとく、制御理論において、確率過程を含む問題を定式化するのに確率微分方程式を用いるのが自然の方法である¹⁾。

そこで、われわれは状態方程式ならびに観測方程式が Ito 型の確率微分方程式

$$d\mathbf{x}(t) = \mathbf{f}(t, \mathbf{x}(t))dt + \mathbf{G}(t)dw(t) \quad \mathbf{x}(t_0) = \mathbf{x}_0 \dots\dots\dots (2.1)$$

$$d\mathbf{y}(t) = \mathbf{h}(t, \mathbf{x}(t))dt + \mathbf{R}(t)dv(t) \dots\dots\dots (2.2)$$

で与えられるとする。ただし、 $\mathbf{x}(t)$ 及び $\mathbf{y}(t)$ は、それぞれ制御対象である系の状態変数、及び観測

値を表わす n 次元確率過程; $f(t, x)$ 及び $h(t, x)$ はいずれも Lipschitz 条件を満足する n 次元ベクトル値非線形関数; $G(t)$, $R(t)$ は $n \times d_1$ 及び $n \times d_2$ マトリックスでその要素はすべて時間 t の関数; $w(t)$, $v(t)$ はいずれも d_1 及び d_2 次元の互いに独立な Wiener 過程とする。

さて、ここで、われわれの取扱う問題は、現在時刻 t までの観測記録が与えられていて、確率変数 $x(t)$ の最小分散推定ならびに共分散を求めようというものである。すなわち最適フィルタを求めようとする問題である。ここでは簡単のために 1 次元確率過程を考えることにする。すなわち、確率過程を次式で表わされるとする。

$$dx(t) = f(t, x(t))dt + g(t)dw(t) \quad (2.3)$$

$$dy(t) = h(t, x(t))dt + r(t)dv(t) \quad (2.4)$$

ただし、 $x(t)$, $y(t)$, $f(t, x(t))$, $h(t, x(t))$, $g(t)$, $r(t)$ はいずれもスカラーとする。

§ 3 Markov 等価線形化法による偽線形確率微分方程式

式 (2.3) で決定される $x(t)$ -過程は

$$x(t) = x(t_0) + \int_{t_0}^t f(s, x(s))ds + \int_{t_0}^t g(s)dw(s) \quad (3.1)$$

と表わされる確率積分方程式の唯一連続解であることが知られている。いま、非線形関数 $f(t, x(t))$ を

$$f(t, x(t)) = a(t) + b(t)\{x(t) - \hat{x}(t|t)\} + e(t) \quad (3.2)$$

のように展開出来たとする。ここに $e(t)$ は展開を第 2 項までで打切ったときのすべての誤差項を集めたものであり、 $a(t)$, $b(t)$ は以下に述べるような方法で決定されるべき展開の係数である。また、 $\hat{x}(t|t)$ は状態変数 $x(t)$ の推定値すなわち、時刻 t までの観測値 (y_0^t) にもとづく条件付期待値を表わすものである。すなわち、

$$\hat{x}(t|t) = E\{x(t)|y_0^t\} \quad (3.3)$$

で表わされる。

式 (3.2) を式 (3.1) に代入すると

$$x(t) = x(t_0) + \int_{t_0}^t [a(s) + b(s)\{x(s) - \hat{x}(s|s)\} + e(s)]ds + \int_{t_0}^t g(s)dw(s) \quad (3.4)$$

となるが、式 (3.2) から得られる

$$e(t) = f(t, x(t)) - [a(t) + b(t)\{x(t) - \hat{x}(t|t)\}]$$

の 2 乗の条件付期待値、すなわち

$$E\{e^2(t)|y_t\} = E\{[f(t, x(t)) - [a(t) + b(t)\{x(t) - \hat{x}(t|t)\}]]^2|Y_t\} \quad (3.5)$$

が最小になるように係数 $a(t)$, $b(t)$ を定める手法が Markov 等価線形化手法の特徴である。

すなわち

$$\frac{\partial E}{\partial a} = -2E\{[f - [a + b \cdot \{x - \hat{x}\}]]|Y_t\} = 0$$

$$\therefore a(t) = E\{f(t, x(t))|Y_t\} = f(t, x(t)) \quad (3.6)$$

また、

$$\frac{\partial E}{\partial b} = -2E\{[f - [a + b \cdot \{x - \hat{x}\}]] \cdot (x - \hat{x})|Y_t\} = 0$$

$$\begin{aligned} \therefore b(t) &= \frac{E\{[f(t, x) - a(t)] \cdot (x - \hat{x})\}}{E\{(x - \hat{x})^2\}} \\ &= \frac{E\{[f(t, x(t)) - \hat{f}(t, x(t))] \cdot [x(t) - \hat{x}(t|t)]|Y_t\}}{p(t|t)} \end{aligned} \quad (3.7)$$

となる。ただし

$$p(t|t) = \text{cov.}[x(t)|Y_t] \quad (3.8)$$

である。

したがって、Markov 等価線形化した式(2.3)の偽線形確率微分方程式は式(3.6), 式(3.7)を用いて表わされる次式となる。

$$dx(t) = [a(t) + b(t)\{x(t) - \hat{x}(t|t)\}]dt + g(t)dw(t) \dots\dots\dots (3.9)$$

また、非線形関数 $h(t, x(t))$ は

$$h(t, x(t)) = h_1(t) + h_2(t)\{x(t) - \hat{x}(t|t)\} + e_h(t)$$

とおき、上と同様にして $E\{e_h^2(t)|Y_t\}$ を最小にするための必要十分条件として、 $h_1(t)$, $h_2(t)$ を

$$h_1(t) = E\{h(t, x(t))|Y_t\} = \hat{h}(t, x(t)) \dots\dots\dots (3.10)$$

$$h_2(t) = \frac{E\{[h(t, x(t)) - \hat{h}(t, x(t))] \cdot [x(t) - \hat{x}(t|t)]|Y_t\}}{p(t|t)} \dots\dots\dots (3.11)$$

として求めることが出来る。したがって、式(2.4)の偽線形確率微分方程式は

$$dy(t) = [h_1(t) + h_2(t)\{x(t) - \hat{x}(t|t)\}]dt + r(t)dv(t) \dots\dots\dots (3.12)$$

となる。

§ 4 状態推定方程式²⁾

一般的には、式(3.5)で表わされる偏差の2乗平均値を最小にする最小分散不偏推定は式(3.3)に示すように

$$\hat{x}(t|t) = E\{x(t)|Y_t\}$$

で与えられる。ただし、 Y_t は観測 $y(s)$, $s \in [t_0, t]$ である。したがって、推定問題の解、すなわち、推定量は観測 $y(s)$, $s \in [t_0, t]$ が与えられた場合の状態 $x(t)$ の条件付期待値であり、いわゆるフィルタ問題である。

この条件付期待値の満足する方程式は、伊藤の補題を用いて、やや複雑な計算ののち、次式をうる。

$$d\hat{x}(t) = \hat{f}(t, x)dt + (\overline{x(t) \cdot h(t, x)} - \hat{x}(t) \cdot h(t, x))r^{-2}(dy(t) - \hat{h}(t, x)dt) \dots\dots\dots (4.1)$$

また、条件付分散 $p(t|t)$ は

$$dp(t|t) = [2(\overline{x \cdot f(t, x)} - \hat{x} \cdot \hat{f}(t, x)) - (\overline{x \cdot h(t, x)} - \hat{x} \cdot \hat{h}(t, x))^2 \cdot r^{-2}]dt + g^2 dt + (\overline{x^2 \cdot h(t, x)} - \hat{x}^2 \cdot \hat{h}(t, x) - 2 \cdot \hat{x} \cdot \overline{x \cdot h(t, x)} + 2 \cdot \hat{x}^2 \cdot \hat{h}(t, x)) \cdot r^{-2}(dy(t) - \hat{h}(t, x)dt) \dots\dots\dots (4.2)$$

で表わされる。

式(4.1), 式(4.2)を解けば非線形フィルタの最小分散推定値及び共分散が得られるが、一般にこれらは無限次元の積率の時間的進化を計算しなければならないので不可能である。したがって、何らかの方法で線形化することが必要である。前節のMarkov 等価線形化法もその1方法である。

(i) Markov 等価線形化法による場合

前節で求めた $a(t)$, $b(t)$, $h_1(t)$, $h_2(t)$ を用いて、 $f(t, x)$, $h(t, x)$ は、

$$\begin{aligned} f(t, x) &\cong a(t) + b(t)\{x(t) - \hat{x}(t|t)\} \\ h(t, x) &\cong h_1(t) + h_2(t)\{x(t) - \hat{x}(t|t)\} \end{aligned} \dots\dots\dots (4.3)$$

と線形化される。この式を式(4.1), 式(4.2)に代入して推定値 \hat{x} , 分散 $p(t|t)$ に関する方程式をうる。

いま、

$$\begin{aligned} \hat{f}(t, x) &= a(t) \\ \overline{xf(t, x)} &= a(t) \cdot \hat{x} + b(t) \cdot p \\ \hat{h}(t, x) &= h_1(t) \\ \overline{xh(t, x)} &= h_1(t) \cdot \hat{x} + h_2(t) \cdot p \\ \overline{x^2 h(t, x)} &= h_1 \hat{x}^2 + h_2 \cdot (\hat{x}^3 - \hat{x}^2 \cdot \hat{x}) = h_1 \cdot (\hat{x}^2 + p) + h_2 \cdot 2p\hat{x} \end{aligned}$$

であることを用いれば³⁾次式をうる。

$$d\hat{x} = a(t)dt + h_2(t) \cdot p \cdot r^{-2} [d\gamma(t) - h_1(t)dt] \dots\dots\dots (4.4)$$

$$dp = [2b(t) \cdot p - h_2^2(t) \cdot p^2 \cdot r^{-2}]dt + g^2 dt \dots\dots\dots (4.5)$$

ただし、この式において、 $p(t|t)$ となるべきところを p と略記した。

つぎに、非線形関数 $f(t, x)$, $h(t, x)$ を x に関して Taylor 展開して近似する方法を述べる。

(ii) 2次近似フィルタ

$f(t, x)$, $h(t, x)$ をそれぞれ2次の項まで展開して

$$f(t, x) \cong f(t, \hat{x}) + f_x(t, \hat{x})(x - \hat{x}) + \frac{1}{2} f_{xx}(t, \hat{x})(x - \hat{x})^2 \dots\dots\dots (4.6)$$

$$h(t, x) \cong h(t, \hat{x}) + h_x(t, \hat{x})(x - \hat{x}) + \frac{1}{2} h_{xx}(t, \hat{x})(x - \hat{x})^2 \dots\dots\dots (4.7)$$

となる。この式を式(4.1), 式(4.2)に代入すれば

$$\hat{f}(t, x) = f(t, \hat{x}) + \frac{1}{2} f_{xx}(t, \hat{x}) p$$

$$\widehat{xf(t, x)} = f(t, \hat{x}) \cdot \hat{x} + f_x(t, \hat{x}) \cdot \widehat{x(x - \hat{x})} + \frac{1}{2} f_{xx}(t, \hat{x}) \cdot \widehat{x^2(x - \hat{x})^2}$$

$$= f(t, \hat{x}) \cdot \hat{x} + f_x(t, \hat{x}) \cdot p + \frac{1}{2} f_{xx}(t, \hat{x}) \cdot p \cdot \hat{x}$$

$$\hat{h}(t, x) = h(t, \hat{x}) + \frac{1}{2} h_{xx}(t, \hat{x}) \cdot p$$

$$\widehat{xh(t, x)} = h(t, \hat{x}) \cdot \hat{x} + h_x(t, \hat{x}) \cdot p + \frac{1}{2} h_{xx}(t, \hat{x}) \cdot p \cdot \hat{x}$$

$$\widehat{x^2 h(t, x)} = h(t, \hat{x}) \cdot \widehat{x^2} + h_x(t, \hat{x}) \cdot \widehat{x^2(x - \hat{x})} + \frac{1}{2} h_{xx}(t, \hat{x}) \cdot \widehat{x^2(x - \hat{x})^2}$$

$$= h(t, \hat{x}) \cdot (\hat{x}^2 + p) + h_x(t, \hat{x}) \cdot 2p\hat{x} + \frac{1}{2} h_{xx}(t, \hat{x}) \cdot p \cdot (3p + \hat{x}^2)$$

等の計算結果を用いて³⁾

$$d\hat{x}(t) = \{f(t, \hat{x}) + \frac{1}{2} f_{xx}(t, \hat{x}) p\} dt + h_x(t, \hat{x}) \cdot p r^{-2} [d\gamma(t) - \{h(t, \hat{x}) + \frac{1}{2} h_{xx}(t, \hat{x}) \cdot p\} dt] \dots\dots\dots (4.8)$$

$$dp = [2 \cdot f_x(t, \hat{x}) \cdot p - h_x^2(t, \hat{x}) \cdot p^2 r^{-2}] dt + g^2 dt + p^2 \cdot h_{xx}(t, \hat{x}) \cdot r^{-2} [d\gamma(t) - \{h(t, \hat{x}) + \frac{1}{2} h_{xx}(t, \hat{x}) p\} dt] \dots\dots\dots (4.9)$$

となる。

(iii) 1次近似フィルタ

$$f(t, x) \cong f(t, \hat{x}) + f_x(t, \hat{x})(x - \hat{x}) \dots\dots\dots (4.10)$$

$$h(t, x) \cong h(t, \hat{x}) + h_x(t, \hat{x})(x - \hat{x}) \dots\dots\dots (4.11)$$

と近似することにより、この式を式(4.1), 式(4.2)に代入して、次式をうる。

$$d\hat{x} = f(t, \hat{x}) dt + h_x(t, \hat{x}) \cdot p \cdot r^{-2} [d\gamma(t) - h(t, \hat{x}) dt] \dots\dots\dots (4.12)$$

$$dp = [2f_x(t, \hat{x}) \cdot p - h_x^2(t, \hat{x}) \cdot p^2 r^{-2}] dt + g^2 dt \dots\dots\dots (4.13)$$

§ 5 数 値 例

いま、状態方程式ならびに観測方程式が

$$dx(t) = -\sin x \cdot dt + g \cdot dw(t) \dots\dots\dots (5.1)$$

$$d\gamma(t) = x \cdot dt + r \cdot dv(t) \dots\dots\dots (5.2)$$

で定められるとする。

ここで、上記3手法による推定値ならびに誤差共分散に関する方程式は次のようになる。

Markov 等価線形化手法によれば

$$d\hat{x} = -\sin\hat{x} \cdot \exp(-0.5p)dt + pr^{-2}(dy - \hat{x}dt) \quad (5.3)$$

$$dp = (-2p\cos\hat{x} \cdot \exp(-0.5p) + g^2 - p^2r^{-2})dt \quad (5.4)$$

2次近似法によれば

$$\hat{x} = (-\sin\hat{x} + \sin\hat{x} \cdot p/2)dt + pr^{-2}(dy - \hat{x}dt) \quad (5.5)$$

$$dp = (-2p\cos\hat{x} + g^2 - p^2r^{-2})dt \quad (5.6)$$

1次近似法によれば

$$d\hat{x} = -\sin\hat{x} \cdot dt + pr^{-2}(dy - \hat{x}dt) \quad (5.7)$$

$$dp = (-2p\cos\hat{x} + g^2 - p^2r^{-2})dt \quad (5.8)$$

となる。

実際の数値計算にあたり、式(5.1)、式(5.2)を離散形式で表わせば、それぞれ

$$x(j+1) = x(j) - \sin x(j) \cdot \delta_j + g(j)n_1(j)\sqrt{\delta_j} \quad (5.9)$$

$$y(j+1) = y(j) + x(j) \cdot \delta_j + r(j)n_2(j)\sqrt{\delta_j} \quad (5.10)$$

となる。ただし、式(5.9)、式(5.10)における $n_1(j)$ 、 $n_2(j)$ は外乱をシミュレートするための $N[0,1]$ の正規乱数とする。

いま、Markov 等価線形化手法による状態推定の計算手順を示せば次のようになる。

(1) δ_j を定める。(いま、 $\delta_j=0.001$ とする。)

(2) $x(0)$ を与え、式(5.9)により、 $x(j+1)$ を計算する。

(3) $\delta y_j = y(j+1) - y(j) = x(j) \cdot \delta_j + r(j)n_2(j)\sqrt{\delta_j}$ (5.11)
により δy_j を計算する。

(4) $\hat{x}(0)$ を与え、

$$\hat{x}(j+1) = \hat{x}(j) \sin\hat{x}(j) \cdot \exp\{-0.5p(j)\} \cdot \delta_j + p(j) \cdot r(j)^{-2} \{\delta y_j - \hat{x}(j) \cdot \delta_j\} \quad (5.12)$$

により、 $\hat{x}(j+1)$ を計算する。

(5) $p(0)$ を与え、

$$p(j+1) = p(j) + [-2p(j) \cdot \cos\hat{x}(j) \cdot \exp(-0.5p(j)) + g(j)^2] \cdot \delta_j - p(j)^2r(j)^{-2} \cdot \delta_j \quad (5.13)$$

により、 $p(j+1)$ を計算する。

以下にシステムノイズならびに観測ノイズの状態推定量に与える影響について定量的に検討をおこなう。表1にはここで扱ったシステムノイズの分散 g^2 および観測ノイズの分散 r^2 の値を示した。それに基づく状態推定量および分散の数値計算結果を示せば図1～図9(分散 p はいずれの場合も、Taylor 1次近似はTaylor 2次近似よりやや小さいが、図示すると重なる)、表2～表4のようになる。

表1 システムノイズ分散及び観測ノイズ分散の値

	システムノイズ分散 (g^2)	観測ノイズ分散 (r^2)
(1)	0	0.2
(2)	0	1.0
(3)	0	2.0
(4)	0	3.0
(5)	0.2	0.1
(6)	0.2	0.5
(7)	0.2	1.0
(8)	0.5	0.1
(9)	0.5	0.2
(10)	0.5	1.0
(11)	1.0	0.1
(12)	1.0	0.2
(13)	2.0	0.5
(14)	2.0	3.0

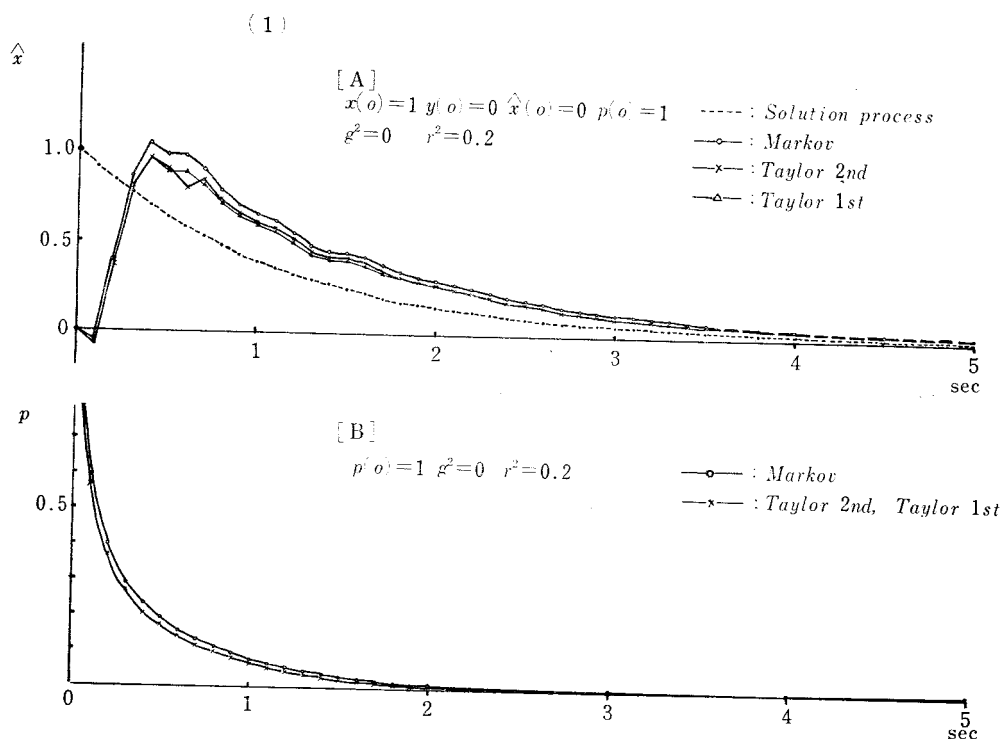


Fig. 1 [A]: The output run of the filter [B]: The output run of the covariance equation

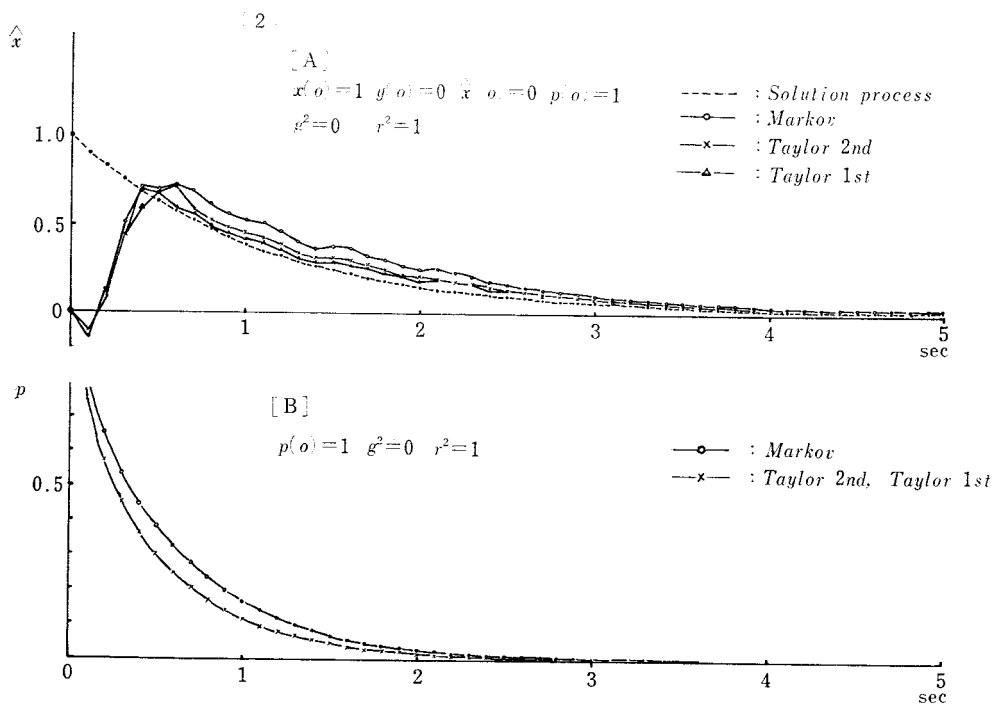


Fig. 2 [A]: The output run of the filter [B]: The output run of the covariance equation

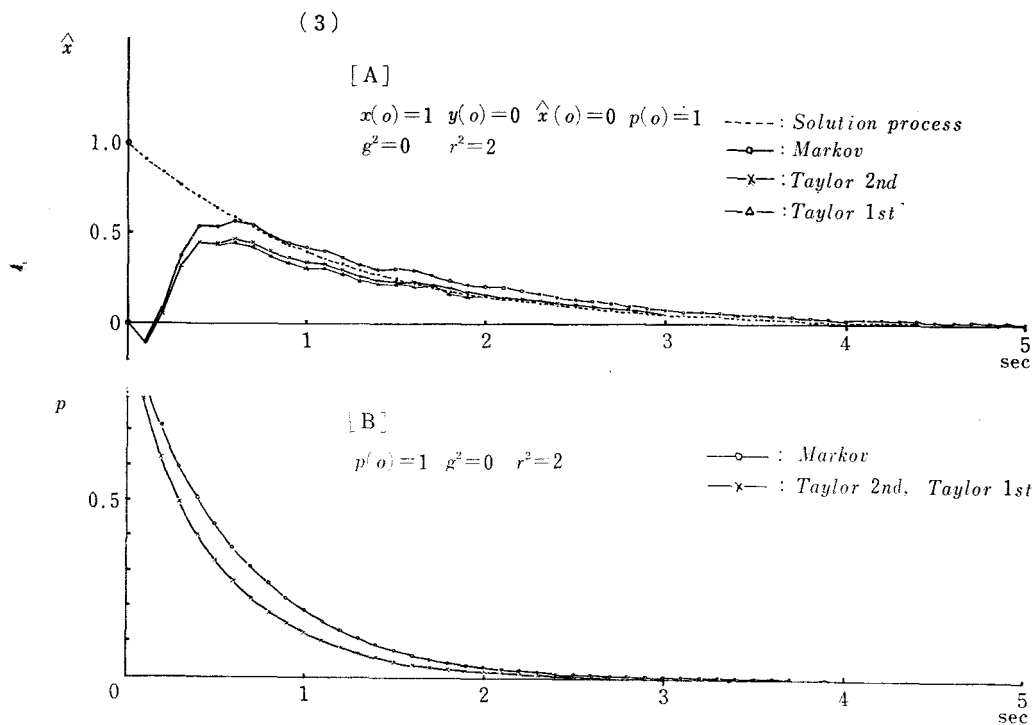


Fig. 3 [A]: The output run of the filter [B]: The output run of the covariance equation

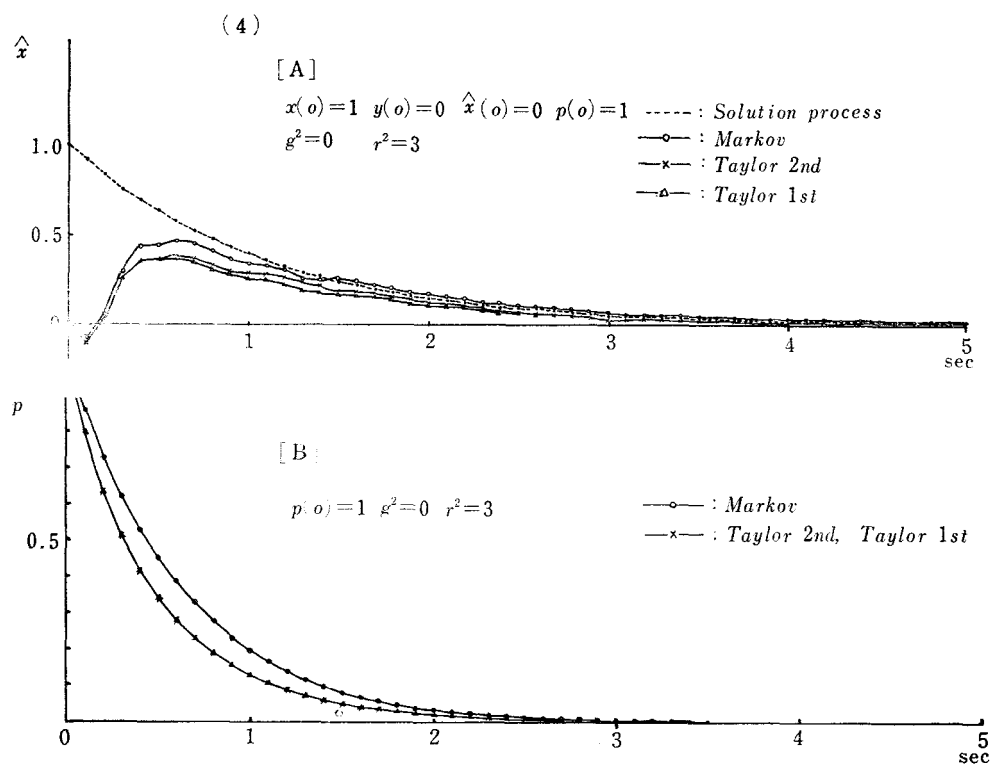


Fig. 4 [A]: The output run of the filter [B]: The output run of the covariance equation

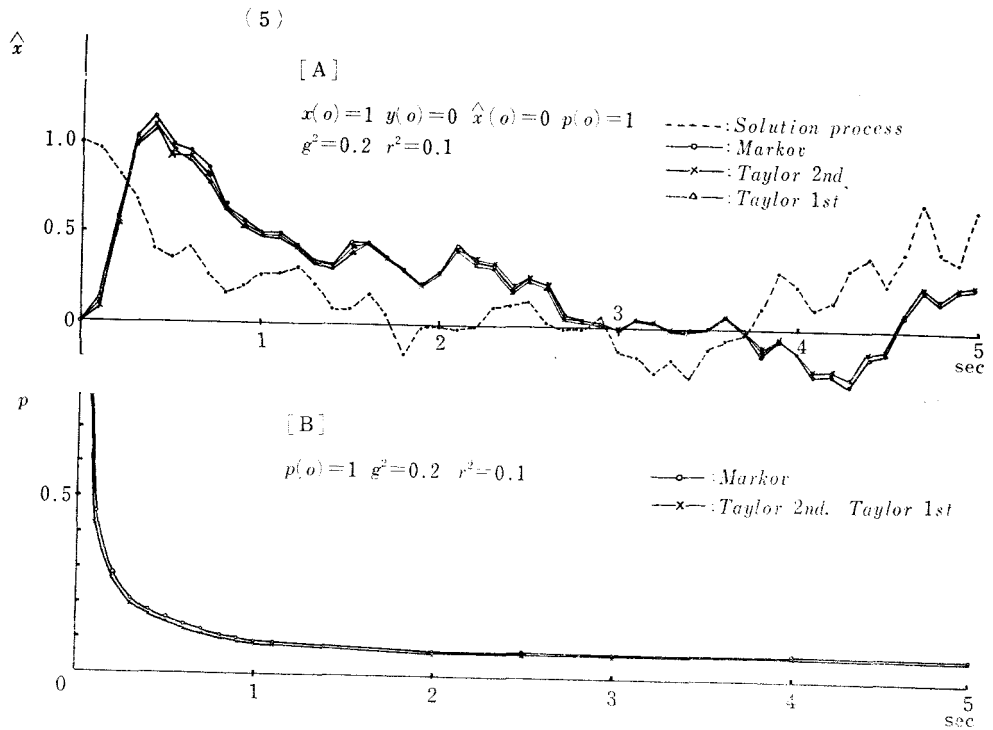


Fig. 5 [A]: The output run of the filter [B]: The output run of the covariance equation

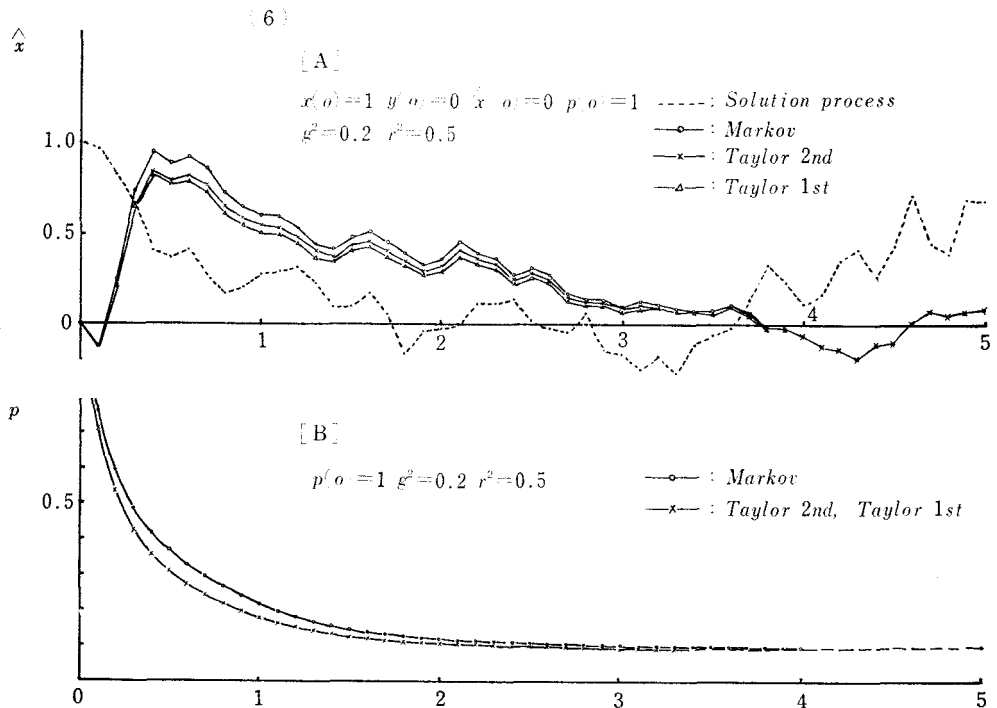


Fig. 6 [A]: The output run of the filter [B]: The output run of the covariance equation

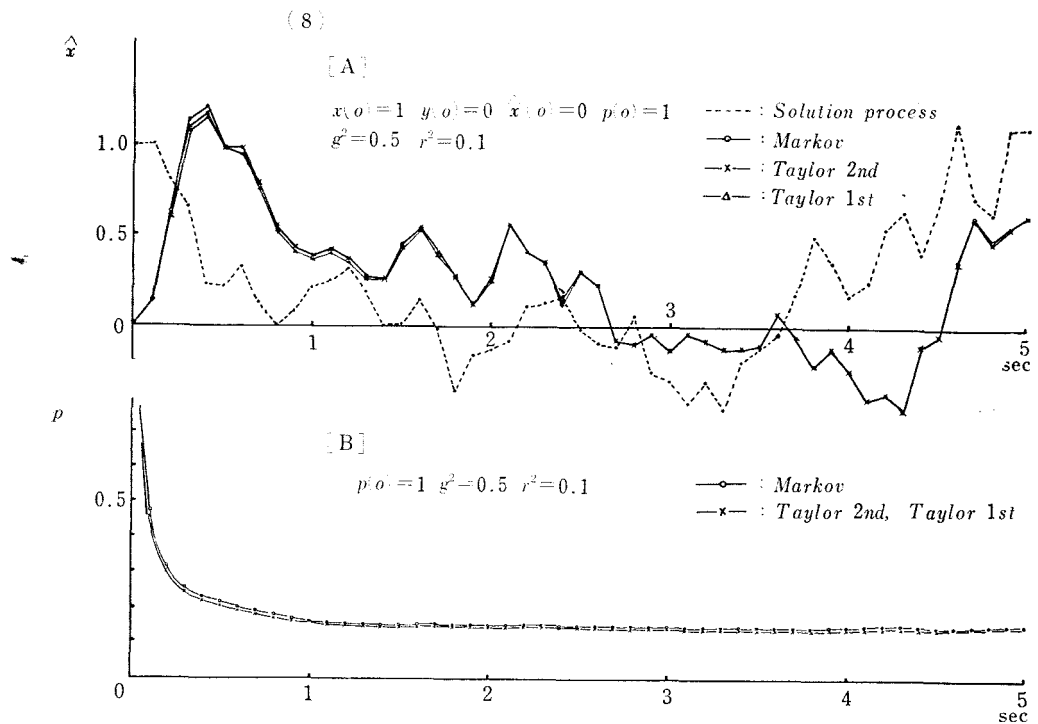


Fig. 7 [A]: The output run of the filter

[B]: The output run of the covariance equation

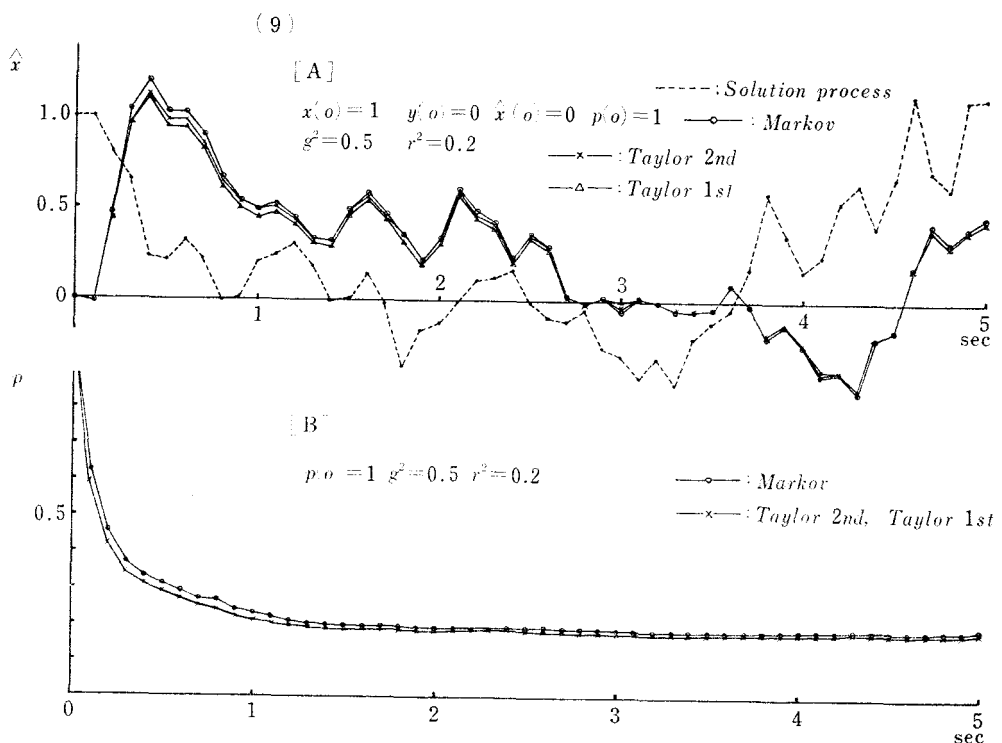


Fig. 8 [A]: The output run of the filter

[B]: The output run of the covariance equation

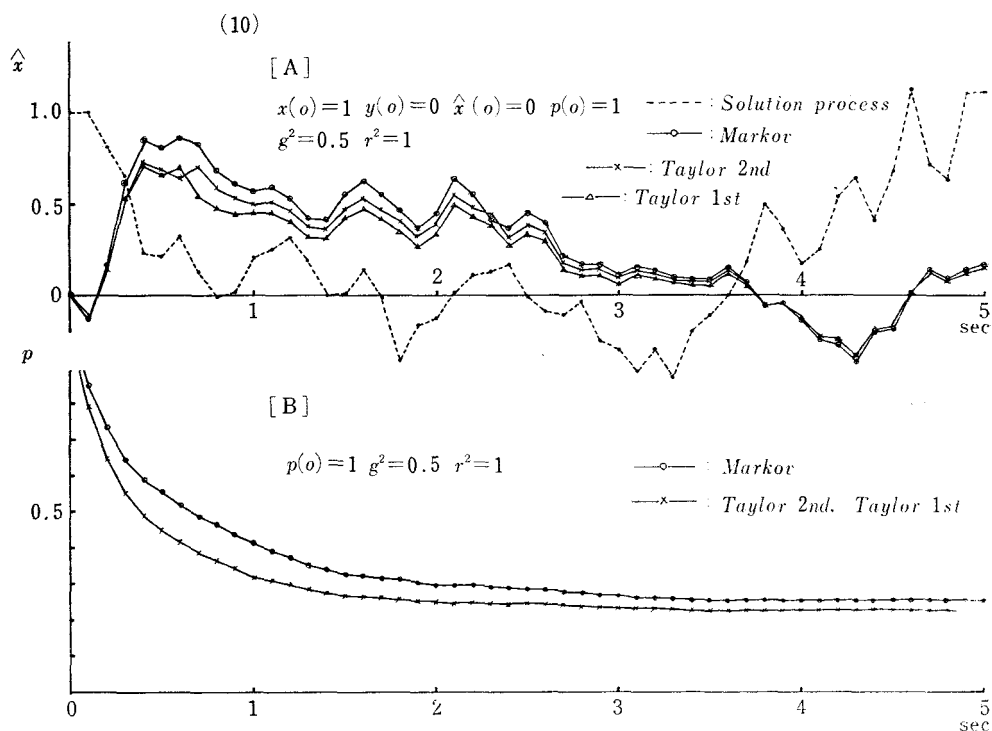


Fig. 9 [A]: The output run of the filter [B]: The output run of the covariance equation

表2 Markov 等価線形化手法における p の値

$g^2=0$ のとき

sec	(1) $r^2=0.2$	(2) $r^2=1.0$	(3) $r^2=2.0$	(4) $r^2=3.0$	(2)-(1) 差	比	(3)-(2) 差	比	(4)-(3) 差	比
0.1	0.5934	0.8050	0.8421	0.8551	0.2116	0.2645	0.0371	0.0371	0.0130	0.0130
0.5	0.1923	0.3814	0.4318	0.4517	0.1891	0.2364	0.0504	0.0504	0.0199	0.0199
1.0	0.0754	0.1664	0.1881	0.1960	0.0910	0.1138	0.0217	0.0217	0.0079	0.0079
2.0	0.0108	0.0258	0.0289	0.0298	0.0150	0.0188	0.0031	0.0031	0.0009	0.0009
3.0	0.0015	0.0036	0.0040	0.0041	0.0021	0.0026	0.0004	0.0004	0.0001	0.0001
4.0	0.0002	0.0005	0.0005	0.0006	0.0003	0.0004	0.0000	0.0000	0.0001	0.0001
5.0	0.0000	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0001	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000

表3 Markov 等価線形化手法における p の値

$g^2=0.2$ のとき

sec	(5) $r^2=0.1$	(6) $r^2=0.5$	(7) $r^2=1.0$	(6)-(5) 差	比	(7)-(6) 差	比
0.1	0.4574	0.7559	0.8227	0.2985	0.7463	0.0668	0.1336
0.5	0.1587	0.3693	0.4497	0.2106	0.5265	0.0804	0.1608
1.0	0.0992	0.2161	0.2640	0.1169	0.2923	0.0479	0.0958
2.0	0.0780	0.1175	0.1323	0.0395	0.0988	0.0148	0.0296
3.0	0.0753	0.0999	0.1066	0.0246	0.0615	0.0067	0.0134
4.0	0.0748	0.0960	0.1010	0.0212	0.0530	0.0050	0.0100
5.0	0.0756	0.0957	0.1002	0.0201	0.0503	0.0045	0.0090

表4 Markov 等価線形化手法における p の値 $g^2=0.5$ のとき

sec	(8) $r^2=0.1$	(9) $r^2=0.2$	(10) $r^2=1.0$	(9)-(8) 差	比	(10)-(9) 差	比
0.1	0.4750	0.6281	0.8493	0.1531	1.5310	0.2212	0.2765
0.5	0.2166	0.3136	0.5530	0.0970	0.9700	0.2394	0.2993
1.0	0.1649	0.2273	0.4117	0.0624	0.6240	0.1844	0.2305
2.0	0.1523	0.1915	0.2966	0.0392	0.3920	0.1051	0.1314
3.0	0.1501	0.1846	0.2650	0.0345	0.3450	0.0804	0.1005
4.0	0.1501	0.1837	0.2512	0.0336	0.3360	0.0675	0.0844
5.0	0.1586	0.1900	0.2515	0.0314	0.3140	0.0615	0.0769
6.0	0.1584	0.1923	0.2516	0.0339	0.3390	0.0593	0.0741
7.0	0.1499	0.1834	0.2489	0.0335	0.3350	0.0655	0.0819

§5 あとがき

以上述べたように、非線形確率モデルの状態推定をノイズを含む観測機構を通して行うにあたり、Markov 等価線形化手法、Taylor 2次の近似、Taylor 1次の近似の3手法を用いて、外乱の大きさ、初期値の変動とともないその精度を推定共分散 p を基準にして定量的に検討した。われわれは非線形システムの応答は入力大きさに依存するという特性から、非線形が強いシステムの場合は入力大きさによってその線形化手法の適用について一つの特徴のあらわれることを期待したが、ここでは、入力大きさの如何にかかわらずその精度は1次近似が最良であるという結論に達した。

これは期待に反した結果であるが、推定共分散 p という規範をとった所に原因があるように思われるので、今後この規範についてさらに検討を加える予定である。また、高次系の非線形確率モデルについても定量的な検討を重ねてゆきたい。

最後に本研究にあたり終始御指導いただいた徳島大学工学部 添田 喬教授に深甚の謝意を表します。

文 献

- 1) 砂原 善文：マルコフ等価線形化法による非線形系の状態推定：制御工学Vol.13 No. 7 (1969) 9—22.
- 2) 坂和 愛幸：最適システム制御論：コロナ社(昭47) 119, 130, 169.
- 3) 榎木・添田・中溝：統計的自動制御理論：コロナ社(昭41) 73—75.
- 4) 富田・大松・添田：相互情報量を最大にする非線形フィルタの構成：日本機械学会第52期全国大会講演論文集(昭49.11)

(昭和49年10月15日 受付)

付 録

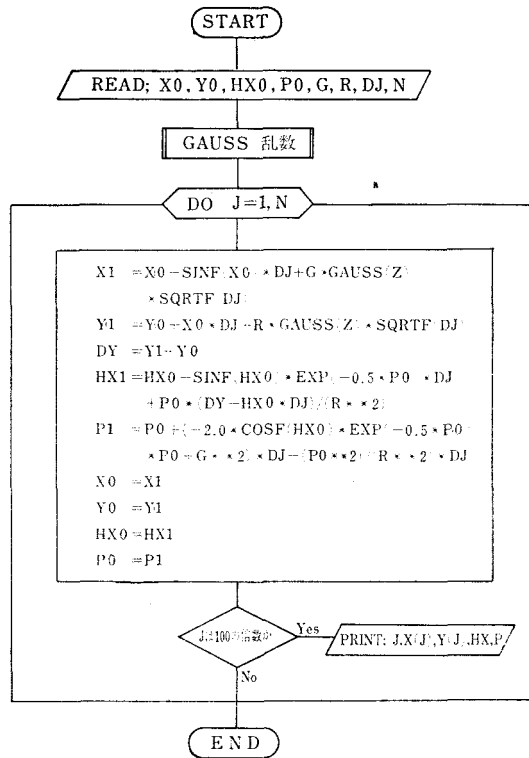


Fig.10 : FLOW CHART

Spectrophotometric Determination of Micro Amounts of Mercury by Solvent Extraction with Zephiramine

(化 学) Shokichi CHAKI

A Zephiramine solution reacts with mercuric thiocyanate complex to form a white precipitate. The precipitate can be extracted with chloroform. The extract, which is stable for at least 2 days, shows an absorption maximum at a wavelength of 290 nm. The mole ratio of mercury to zephiramine in the extracted species is found to be 1 : 4.

Beer's law holds for the extract in chloroform when mercuric thiocyanate zephiramine is extracted into 10 ml of chloroform from 25 ml of a sample solution containing 2×10^{-6} — 14×10^{-6} M (ca. 0.4—2.8 ppm) mercuric chloride. The effect of various cations and anions on the determination of mercury was investigated.

§ 1 Introduction

The analysis of mercury has become a theme of research in relation with the pollution problems. The author has examined the spectrophotometric determination of micro amounts of metals with zephiramine by solvent extraction in a series of studies.^{(1)~(3)} Addition of excess of potassium thiocyanate to mercuric chloride, is known to result in a colorless soluble complex which has been used for the colorimetric determination of mercury. In this determination the complex was extracted with ethylacetate, isopentanol and butanol.⁽⁴⁾

A zephiramine solution reacts with this soluble complex to form a white precipitate, which is extracted with chloroform. The extract, which was stable for at least 2 days, has an absorption maximum at 290 nm with a molar extinction coefficient of about 2.2×10^4 .

In the present paper, some results of the various investigation of micro amounts of mercury by solvent extraction with zephiramine will be reported.

§ 2 Experimental

2.1 Apparatus and reagents

The spectrophotometric measurements were made with a HITACHI Double Beam Model 124 Spectrophotometer equipped with Model QPD₃₄ Recorder and 10 mm quartz cell. The shaking for extraction was carried out with an IWAKI Model KM Shaker with a time switch. A HITACHI HORIBA Model M—5 pH meter was used for pH measurements.

Standard mercury solution : Special grade mercuric chloride (WAKO Pure Chemical Industries, Ltd.) was dissolved in distilled water. The amount of mercury in solution was checked by the gravimetric method (1.007×10^{-2} M). More dilute mercury solutions were prepared from this stock solution by suitable dilution.

Zephiramine solution : A 0.01 M solution of zephiramine (tetradecyl dimethyl benzyl ammo-

nium chloride) was prepared by dissolving zephiramine in distilled water, which had been obtained from DOJINDO Co., Ltd., Research Laboratories.

All other chemicals, i.e. potassium thiocyanate, hydrochloric acid, sodium hydroxide and chloroform, etc. were of special grade reagents supplied by WAKO Pure Chemical Industries.

2.2 Absorption spectra

In order to obtain the absorption spectra of the mercury complex, the following procedure was taken. 25 ml of 1.0×10^{-5} M solution of mercury was first pipetted into a 100 ml separatory funnel, to which 10 ml of 0.5 M potassium thiocyanate solution was added, and then 10 ml of 0.01 M zephiramine solution and 5 ml of distilled water in this order. After the formation of a white precipitate, the aqueous solution was extracted with 10 ml of chloroform by shaking it for 10 minutes. The two phases separated quickly and well.

The absorption spectra of the extracted species in chloroform with a blank solution as reference is shown in Fig. 1. A maximum absorbance occurs at a wavelength of 290 nm and the molar extinction coefficient was found to be about 2.2×10^4 .

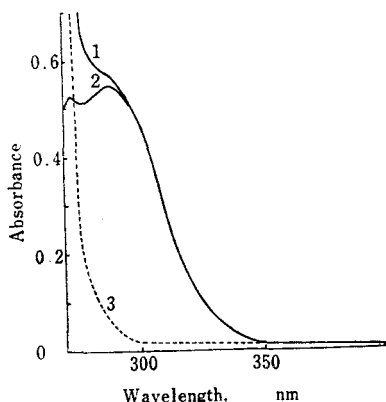


Fig. 1. Absorption spectra

HgCl₂ : 1.0×10^{-5} M—25ml, KSCN : 0.5M—10ml,
Zephiramine : 1.0×10^{-2} M—10ml, H₂O : 5ml,
Solvent : CHCl₃—10ml, Shaking time : 10 min.,
Reference : curve 1, chloroform ; curve 2, reagent
blank Absorption spectra for the solution without
mercuric chloride is shown by curve 3

§ 3 Results and Discussion

Effect of pH : The effect of pH on the efficiency of the extraction process was investigated. It was found that the absorbance of the extracts is constant in a pH range 3.40 and 6.45, when chloroform is used as solvent. In more alkaline solution, the absorbance of the extracts decreased as shown in Fig. 2.

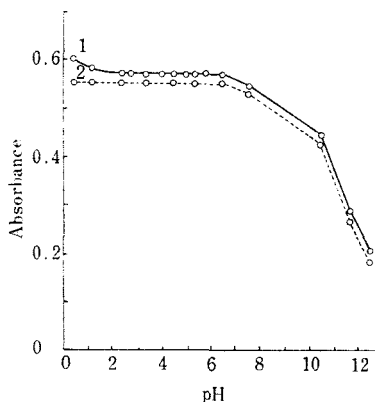


Fig. 2. Effect of pH

Reference : curve 1,
chloroform ; curve 2,
reagent blank

Effect of potassium thiocyanate : The relation between the absorbance of the extract and the volume of potassium thiocyanate solution is shown in Fig. 3. The absorbances of chloroform phase was constant, when more than 6 ml of 0.5 M potassium thiocyanate solution were added to the aqueous solution of mercury. Accordingly, 10 ml of 0.5 M potassium thiocyanate solution was added to the solution of mercury on this experiment.

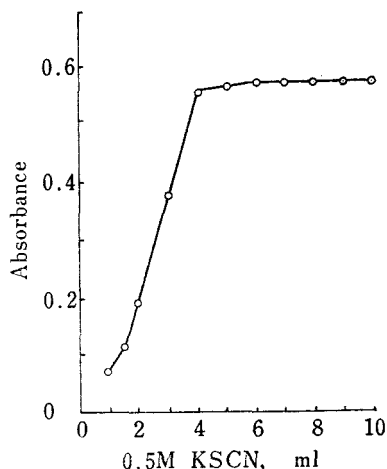


Fig. 3. Effect of concentration of potassium thiocyanate
Reference : chloroform

Effect of zephiramine concentration : The relation between the absorbances of the extract and the volume of zephiramine solution is shown in Fig. 4. The absorbance of the extracts was constant when more than 6 ml of 0.01 M zephiramine solutions were added to the aqueous solution. Accordingly, 10 ml of 0.01 M zephiramine solution was added to the aqueous solution in the experiment.

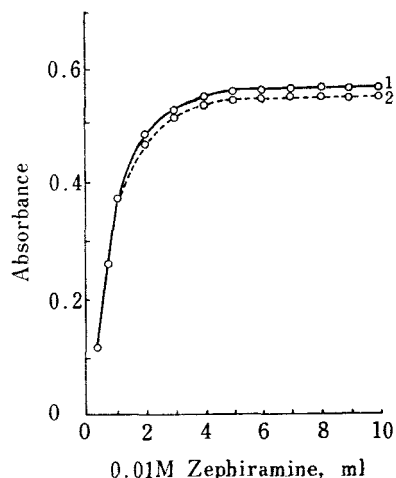


Fig. 4. Effect of concentration of zephiramine
Reference : curve 1, chloroform ; curve 2, reagent blank

Effects of shaking time and lapse of time : The shaking time for the extraction was varied from 1 to 10 minutes, while the other variables were kept constant. The absorbance after extraction reached a maximum after shaking for about 5 minutes, hence the time of 10 minutes was chosen. The color intensity of the extracted species remained constant at room temperature for at least 2 days after the separation of organic layer.

Composition of extracted species : In order to study the composition of the extracted species, continuous variation plots were made at the wavelength of 290 nm. The results are shown in Fig. 5. The maximum absorbance, which is obtained by extrapolating the straight line portions of the plots, occurred at a ratio of 0.2. This suggests that a 4 : 1 associated ion pair is formed between zephiramine cation and a mercury thiocyanate complex anion in the chloroform phase. Thus, the chemical formula of the extracted species can probably be represented as

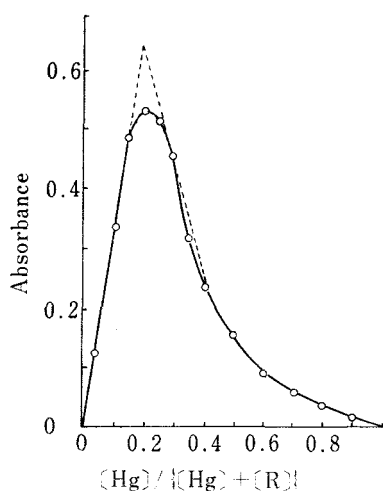
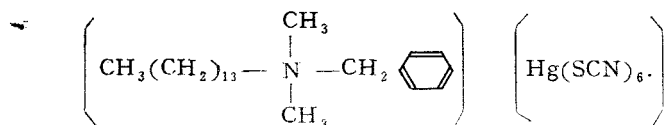


Fig. 5. Continuous variation curve at 290 nm
R : zephiramine
Reference : reagent blank

Calibration curve : A series of solution of increasing mercury concentration was extracted by the foregoing procedure. The absorbance of each solution was measured at 290 nm with a reagent blank solution as reference. A linear relationship was observed between the absorbance of the extracts and the concentration of mercuric chloride 2×10^{-6} — 14×10^{-6} M (ca. 0.4—2.8 ppm) in the aqueous solution.

Effect of various foreign ions : The effect of various cations and anions on the determination of mercury was investigated. Studies on interference were made by individually adding an appropriate element to an aliquot of the standard mercury solution. The results are summarized in the following Table. For the extraction of 50.1 μg (Hg)/25 ml, the following ions had no effect on the absorbance even when present in a molar quantity 10 times that of mercury. The results are shown in the last column of the Table. The relation between the interference ions is shown in the first column of the Table.

Table 1. Effect of various foreign ions on the determination of mercury

Cations			Anions			Non interfere ions
	$\mu\text{g}/25\text{ml}$ Abs.			$\mu\text{g}/25\text{ml}$ Abs.		
Ag ⁺	539.34 53.93 —	0.595 0.553 —	CN ⁻	520.34 52.03 5.20	0.020 0.500 0.550	Cations Au ³⁺ , Pb ²⁺ , Cd ²⁺ , Cr ³⁺ , Ni ²⁺ , Zn ²⁺ , Al ³⁺ , Tl ⁺ , Rh ³⁺ , Ba ²⁺ , Sr ²⁺ , Ca ²⁺ , In ³⁺ , Ir ⁴⁺
Bi ³⁺	522.5 52.25 5.22	0.640 0.612 0.558	MnO ₄ ⁻	594.69 59.47 5.95	0.030 0.506 0.550	Anions I ⁻ , IO ₃ ⁻ , IO ₄ ⁻ , NO ₃ ⁻ , CO ₃ ²⁻ , SO ₄ ²⁻ , HPO ₄ ²⁻ , B ₄ O ₇ ²⁻ , VO ₃ ⁻ , -CrO ₄ ²⁻ , WO ₄ ²⁻ , MoO ₄ ²⁻ , BrO ₄ ⁻ , ClO ₃ ⁻ , ClO ₄ ⁻ , SeO ₄ ²⁻ , TeO ₃ ²⁻ , TeO ₄ ²⁻ , C ₂ O ₄ ²⁻ , C ₂ H ₃ O ₂ ⁻ , C ₄ H ₄ O ₆ ²⁻
Cu ²⁺	635.46 63.55 6.36	0.760 0.591 0.550	S ₂ O ₃ ²⁻	560.64 56.06 5.60	0.045 0.472 0.540	
Co ²⁺	589.33 58.93 5.89	> 2.0 0.717 0.557				
Fe ³⁺	558.47 55.84 5.58	> 2.0 0.785 0.567				
Sn ²⁺	593.45 59.35 5.94	> 2.0 0.663 0.570				
Sb ³⁺	608.75 60.87	0.580 0.555				
Pt ⁴⁺	437.5 43.75 4.38	> 2.0 0.691 0.565				
Pd ²⁺	532.0 53.2 5.32	> 2.0 1.740 0.610				
Ru ³⁺	505.4 50.54 5.05	1.110 0.646 0.553				

(Hg : 50.1 $\mu\text{g}/25\text{ml}$, Abs. 0.550, at 290nm)

Finally, the author would like to acknowledge the continuing guidance and encouragement of Dr. Hiroshi MATSUO and Dr. Yuroku YAMAMOTO, professors at the University of Hiroshima.

References

- (1) H. MATSUO, S. CHAKI and S. HARA : Japan Analysy, **17**, (1968) 752.
- (2) H. MATSUO, S. CHAKI and K. AKABORI : Japan Analyst, **20**, (1971) 226.
- (3) S. HARA, H. MATSUO and S. CHAKI : Mem. Fac. Gen. Ed. Hiroshima Univ., III, **5**, (1971) 1.
- (4) C. ROZYCKY : Chemia Analityczna, **15**, (1970) 14.

(Received October 15, 1974)

ゼフィラミンによる微量ビスマスの吸光光度定量法

(化 学) 茶 木 正 吉

(広大総合科学部) 原 茂 樹

(広大総合科学部) 松 尾 博

Spectrophotometric Determination of Micro Amounts of Bismuth with Zephiramine

Shokichi CHAKI, Shigeki HARA* and Hiroshi MATSUO*

*The Faculty of Integrated Arts and Sciences, Hiroshima University.

The thiocyanate complex of bismuth reacts with zephiramine to give a yellow precipitation. The precipitation, which is extracted into chloroform, has absorption maximum at 295 nm. The molar absorptivity is about 1.8×10^4 at 295 nm and is stable for at least 3 hours. Extraction was carried out with 10 ml of chloroform from 25 ml of the aqueous sample solution. Beer's law holds for the concentration of 5.0×10^{-6} M to 5.0×10^{-5} M in the aqueous phase. Micro amount of bismuth can be determined by this method. The effect of numbers of cations and anions were shown.

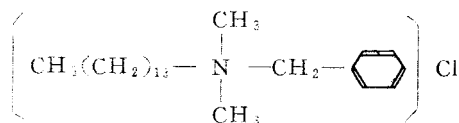
§ 1 緒 言

ビスマスの吸光光度定量法としては、現在ヨウ化カリウム¹⁾、ジチゾン²⁾、チオ尿素³⁾、ジエチルジチオカルバミン酸ナトリウム⁴⁾、ピロリジンチオカルバミン酸ナトリウム⁵⁾、などの試薬が一般に広く用いられている。また、酸性のビスマス溶液に過剰のチオシアン酸塩を加えると、可溶性黄色のビスマス—チオシアン錯体が生じるので、この錯体を利用してビスマスの比色定量を行った報告⁶⁾もある。

著者らはこの可溶性黄色のビスマス—チオシアン錯体に下記のゼフィラミン溶液を加えると黄色の沈殿が生成し、しかもこの沈殿はクロロホルムに抽出され、抽出液は295nmに吸収極大を示し、抽出後3時間は吸光度に変化はなく安定であることを知った。このことを利用して295nmにおいて、微量ビスマスの吸光光度定量法を検討したところ、良好な結果を得ることが

できたのでここに報告する。

ゼフィラミンは次のような構造をした第4級アンモニウム塩で、その化学名は *tetradecyl-dimethyl-benzyl-ammonium chloride* である。



§ 2 装置及び試薬

2.1 装 置

分光光度計：日立124型ダブルビーム分光光度計（記録計付き）及び付属の光路長10mmの石英吸収セル。

振り混ぜ機：イワキ製KM万能シェーカー。

2.2 試 薬

ビスマス標準溶液：塩化ビスマス（片山化学

製特級品)を一定量ひょう取し、0.5M塩酸に溶かして溶液を調製、これを重量分析により濃度を決定(1.0×10^{-2} M), 実験に際してはこれを塩酸又は蒸留水で希釈して使用した(以後この溶液をビスマス溶液と略記する)。

ゼフィラミン溶液:ゼフィラミン(同仁薬化学研究所製)を蒸留水に溶かして 6.0×10^{-2} M溶液を調製した。

その他チオシアン酸カリウム, 塩酸, クロロホルムなどはいずれも片山化学製特級品を使用した。

§ 3 実験及び結果

3.1 抽出液の吸収曲線

100mlの分液漏斗に 1.0×10^{-5} Mのビスマス溶液(0.1M塩酸) 25mlとり、これに2.0Mのチオシアン酸カリウム溶液10mlを加え、さらにこれに 6.0×10^{-2} Mのゼフィラミン溶液20ml加えて全量を55mlとして沈殿をつくる。これにクロロホルム10mlを加えて5分間振りまぜ(250回/分), ブランク液を対照として抽出液の吸光度を測定した。その結果をFig. 1に示す。ここに使用した実験溶液は以後の各項において検討した諸条件を考慮に入れて作成したものである。

Fig. 1に示すように、この抽出液は295nmに吸収極大を示す。この波長における吸光度の分子吸光係数は約 1.8×10^4 で感度がよい。

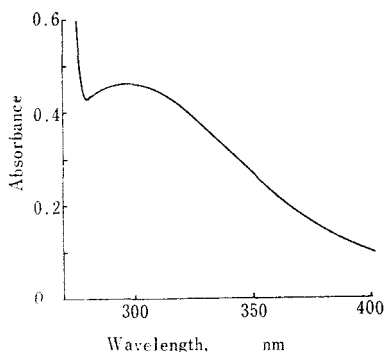


Fig. 1. Absorption Spectrum

BiCl₃ : 1.0×10^{-5} M 25ml,
KSCN : 2.0M 10ml,
Zephiramine : 6.0×10^{-2} M 20ml,
CHCl₃ 10ml,
Shaking time : 10 min.

3.2 ビスマス溶液における塩酸濃度の影響

ビスマス溶液の塩酸濃度がクロロホルム抽出液の吸光度にどのように影響するかを検討し、その結果をTable 1に示した。

これからわかるようにクロロホルム抽出前の溶液の最終塩酸濃度が約0.03~0.06Mの濃度範囲では吸光度も一定である。したがってこの実験では抽出時の溶液の塩酸濃度が0.045Mになるよう、使用したビスマス溶液の塩酸濃度は0.1Mとした。

Table 1 Effect of HCl concentration

Concentration of HCl in sample soln. (M)	Concentration of HCl in final soln. (M)	Absorbance
0.05 ₀	0.023	0.25 ₈
0.07 ₅	0.032	0.46 ₂
0.10	0.045	0.46 ₀
0.12 ₅	0.056	0.46 ₁
0.15	0.068	0.44 ₆
0.20	0.090	0.41 ₈
0.25	0.113	0.38 ₆
0.30	0.135	0.36 ₂
0.35	0.158	0.33 ₄

3.3 チオシアン酸カリウム及びゼフィラミン溶液の添加量の影響

3.1の実験溶液におけるチオシアン酸カリウム溶液の量のみを1~10mlまで、1mlづつ変えその他の条件は同じにして、それぞれの吸光度を測定した結果をFig. 2に示す。これからわかるように、チオシアン酸カリウム溶液の添加量が4.0ml以上で吸光度が一定になるが、この実験ではすべて10mlを加えることにした。

また、同様に試薬のゼフィラミン溶液の添加量のみを2mlづつ変化させ、吸光度に及ぼす影響を調べた結果をFig. 3に示す。これからわかるように 6.0×10^{-2} Mのゼフィラミン溶液12ml以上添加すると吸光度は一定になるが、検量線作成の際にビスマスの濃度が大きくなる場合も考慮に入れて、ゼフィラミン溶液の添加量はすべて20mlを使用することにした。

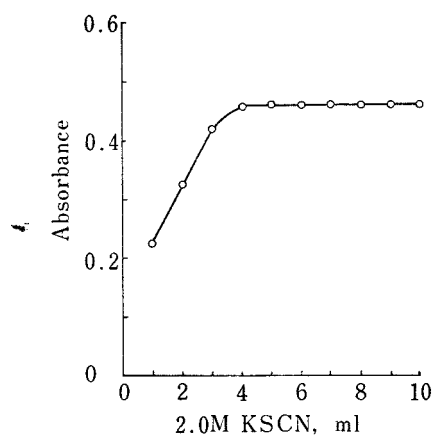


Fig. 2. Effect of concentration of potassium thiocyanate

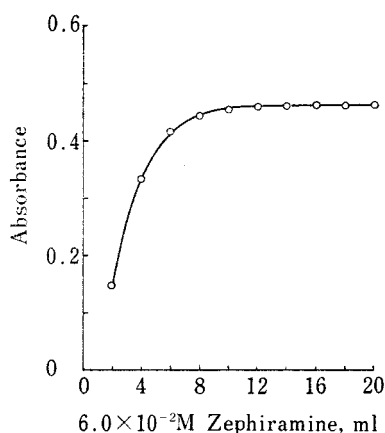


Fig. 3. Effect of the reagent concentration

3.4 振り混ぜ時間と抽出液の安定性

クロロホルムによる抽出時の振り混ぜ時間を毎分250回のシェーカーで1～10分間まで、1分ずつ変えた場合の吸光度を測定した結果、3分間以上では吸光度が一定になるので、この実験ではすべて5分間振り混ぜることにした。

また、クロロホルムによる抽出液の吸光度が、抽出後の放置時間によりどのように変化するかを調べた結果、Table 2に示すように抽出後3時間は吸光度が一定値を示し安定であったが、4時間以上放置しておくとなぜかづつ吸光度は小さくなった。なお、この実験では放置

している間に、抽出液のクロロホルムが蒸発して濃度の変るのを防ぐため、クロロホルムの上層に水を加えて保存しておいた。

Table 2 Effect of standing

Lapso of standing	Absorbance
10 min.	0.46 ₀
30 "	0.46 ₁
1 hr.	0.46 ₀
2 "	0.46 ₂
3 "	0.46 ₀
4 "	0.45 ₄
5 "	0.44 ₆
6 "	0.43 ₈

3.5 検量線

以上の諸条件を考慮に入れ、3.1の実験におけるビスマス溶液の濃度のみのいろいろと変化させ、その他の条件は3.1の場合と全く同じにさせ、それらの抽出液につきブランク液を対照として吸光度を測定した。その結果をFig. 4に示す。この図からわかるように $5.0 \times 10^{-6} \sim 5.0 \times 10^{-5}$ Mまでの濃度範囲においては、濃度と吸光度との間にベールの法則が成立し、本法より微量ビスマスの定量を行うことが可能である。

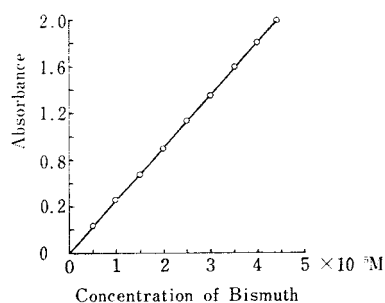


Fig. 4. Calibration curve

3.6 共存イオンの影響

各種陽イオンならびに陰イオンについて、ビスマスと共存時の妨害の有無ならびにその程度について検討した結果をTable 3に示した。

Table 3はビスマス濃度 1.0×10^{-5} M (52.25 μ g/25ml) の試料溶液につき295nmの波長にお

いて、各種陽イオンがそれぞれ単独にビスマスの約10倍量、等量、1/10量共存した場合についてその吸光度に及ぼす影響について検討したものである。

一番右の欄に記入した陽イオンならびに陰イオンは、ビスマスの約10倍量共存しても妨害に

ならないイオンである。Table 3から、ビスマスの約1/10量共存してもなお妨害になるのは陽イオンでは Hg^{2+} , Fe^{3+} , Pd^{2+} , Pt^{4+} , 陰イオンでは IO_4^- , VO_3^- , MoO_4^{2-} , WO_4^{2-} などであることがわかる。

Table 3 Effects of diverse ions at 295nm (Bi: 52.25 $\mu\text{g}/25\text{ml}$, Abs. 0.46₂)

Cations	$\mu\text{g}/25\text{ml}$	Absorbance	Anions	$\mu\text{g}/25\text{ml}$	Absorbance	Non interfere ions
Pb^{2+}	518.00	0.49 ₈	BrO_3^-	524.39	> 2.0	Cd^{2+} , Al^{3+} , Cr^{3+} , Mn^{2+} , Zn^{2+} , Ca^{2+} , Sr^{2+} , Ba^{2+} , Rh^{2+} , Ir^{4+} CN^- , SO_4^{2-} , PO_4^{3-} , $\text{B}_4\text{O}_7^{2-}$, NO_3^- , ClO_3^- , ClO_4^- , $\text{C}_2\text{O}_4^{2-}$, CO_3^{2-}
	51.80	0.46 ₀		52.44	0.49 ₈	
	5.18	0.46 ₀		5.24	0.46 ₀	
Hg^{2+}	520.00	> 2.0	IO_3^-	524.70	> 2.0	
	52.00	0.97 ₇		52.47	0.56 ₀	
	5.20	0.50 ₇		5.25	0.48 ₈	
Cu^{2+}	520.00	0.59 ₈	IO_4^-	515.43	> 2.0	
	52.00	0.47 ₇		51.54	0.57 ₄	
	5.20	0.45 ₈		5.15	0.48 ₈	
Fe^{3+}	513.72	> 2.0	VO_3^-	524.37	1.89 ₆	
	51.37	0.93 ₂		52.44	0.61 ₀	
	5.14	0.52 ₂		5.24	0.49 ₈	
Co^{2+}	518.61	> 2.0	CrO_4^{2-}	521.96	0.86 ₁	
	51.86	0.77 ₂		52.20	0.50 ₂	
	5.19	0.46 ₈		5.22	0.47 ₂	
Ni^{2+}	522.52	0.61 ₈	MnO_4^-	523.31	0.53 ₁	
	52.25	0.46 ₇		52.33	0.48 ₉	
	5.23	0.46 ₂		5.23	0.46 ₈	
Pd^{2+}	521.36	> 2.0	MoO_4^{2-}	527.79	> 2.0	
	52.14	1.46 ₂		52.78	1.15 ₀	
	5.21	0.52 ₂		5.28	0.52 ₈	
Pt^{4+}	526.74	> 2.0	WO_4^{2-}	520.48	> 2.0	
	52.67	0.78 ₀		52.05	1.02 ₈	
	5.27	0.50 ₄		5.21	0.52 ₈	

§ 4 結 語

- (1) ゼフィラミン溶液はビスマス—チオシアン錯イオンと反応して黄色沈殿を生ずる。この沈殿はクロロホルムに抽出され、295nmに吸収極大を示す。また、この抽出液は分子吸光係数約 1.8×10^4 で感度もよく、抽出後3時間は安定で吸光度も一定値を示す。
- (2) ビスマス試料溶液 $5.0 \times 10^{-6} \sim 5.0 \times 10^{-5} \text{M}$ の濃度範囲においてはペールの法則が成立し、本法による微量ビスマスの定量が可能である。
- (3) 各種陽陰イオンがそれぞれビスマスの約10倍量、等量、1/10量共存した場合の吸光度に

対する妨害の有無ならびにその程度についても検討した。

- (4) その他ビスマスの塩酸濃度、チオシアン酸カリウム及びゼフィラミン溶液の添加量、抽出後の経時変化、振り混ぜ時間などの影響についても検討した。

文 献

- 1) F.D. Snell, C.T. Snell : "Colorimetric Methods of Analysis", Vol. II, 3rd ed., (1958) 153.
E.B. Sandell : "Colorimetric Determination of Trace of Metals, 3rd ed., (1959) 346.
- 2) H. Fischer : Angew. Chem., **50**, (1937) 928.
D.M. Hubbard : Ind. Eng. Chem., Anal. Ed., **11**, (1939) 343.
- 3) S.L. Tompsett : Analyst, **63**, (1938) 250.
C.L. Luke : Anal. Chim. Acta, **39**, (1967) 447.
- 4) 須藤恵美子 : 日化, **73**, (1952) 753.
K.L. Cheng, R.H. Bray, S.W. Melsted : Anal. Chem., **27**, (1955) 24.
- 5) M.B. Kalt, D.F. Boltz : Anal. Chem., **40**, (1968) 1086.
H.K.Y. Lau, H.A. Droll, P.E. Lott : Anal. Chim. Acta, **56**, (1971) 7.
- 6) 須藤恵美子 : 日化, **74**, (1953) 918.
小玉数信 : 分化, **4**, (1955) 447.

(昭和49年10月15日 受付)

揺動楕円カムの研究 (第1報)

— 円弧従動節 —

(機械工学科) 糸 島 寛 典

Studies on the Elliptical Cam with the Oscillating Follower (Report 1)

— Circular Arc Follower —

Hironori ITOSHIMA

The center of the circular arc or the roller with the oscillating follower traces on the elliptical profile of the cam and the axis of the cam is the center of the ellipse.

When the distance from the axis of the cam to the axis of the follower, the oscillating angle of the follower, the maximum pressure angle and the maximum specific sliding of the cam are specified, the motion of the follower is analysed by the parameter and the rotating xy coordinates, and then the maximum angular acceleration is discussed.

The best cam size, the length of the follower and the radius of the arc are designed.

§ 1 緒 言

前報¹⁾²⁾において往復従動節のローラまたは円弧の中心がカムの楕円上にあつて、楕円の中心をカムの回転中心とする場合の往復従動節の運動と押進め角、加速度、滑り率を考慮したカムの設計を行った。

本報においては揺動従動節のローラ又は円弧の中心がカムの回転中心を中心とする楕円上にある場合を前報¹⁾と同様、揺動従動節の角変位、角速度、角加速度を求め、押進め角、角加速度、滑り率を考慮して最良のカムの設計を行う。

§ 2 記 号

a : 楕円の長径の半分,	d : カムと従動節の軸間距離
b : 楕円の短径の半分,	l : 従動節の長さ
θ : カムの回転角	r : 従動節の円弧半径
$\theta_C, \theta_D, \theta_E$: 従動節の往き行程の始点, 終点と戻り行程の終点におけるカムの回転角	Ψ : 従動節の揺動角
θ_0 : 往き行程のカムの回転角	φ : 従動節の角変位
θ_r : 戻り行程のカムの回転角	φ_1 : 従動節が AB となす角
φ_0 : 従動節の始点の従動節の角	R_M : AM の長さ
δ : AM が y 軸となす角	ω_2 : 従動節の角速度
ω_1 : カムの角速度	α_2 : 従動節の角加速度
ρ_M : 楕円の曲率半径	β : 楕円の接線と x 軸の交角
ρ_T : カムの曲率半径	

$d\varphi_1/d\theta = \omega_2/\omega_1$: 従動節の角速度に比例する量

$d^2\varphi_1/d\theta^2 = \alpha_2/\omega_1^2$: 従動節の角加速度に比例する量

§ 3 揺動円弧従動節をもつ楕円カムの運動

図1に示すように楕円カムの中心がA点を回転中心として反時計回りに回転し、半径 r の円弧をもち、長さ l の揺動従動節がBを揺動の中心とし、ABの長さを d とする。楕円の長径と短径の半分の長さを a, b とし、長径を x 軸、短径を y 軸とし、 x 軸がABとなす角 θ として回転直角座標 xAY を考える。従動節の円弧の中心Mは常にこの楕円上にあり、BMを Y 軸とし、これに直角な X 軸を考え、直角座標 XY はBを中心に回るものとする。 Y 軸がABとなす角を φ_1 とす。

カムの輪郭は図に破線で示すように楕円から r の距離にある曲線となり、円弧との接触点TはMにおける楕円の法線と円の交点で、この法線とABの交点をPとすればTはMP上にある。接触点の軌跡を求めるためにAを原点としABを ξ 軸、これに垂直な η 軸を取った固定座標を考える。

従動節の運動をカムの回転角 θ で直接表示すればよいのであるが、それは困難なので、AMと y 軸のなす角を δ とし、 δ を媒介変数として δ から θ を求める。AMを R_M とする。

M点の x, y 座標を x_M, y_M とすれば楕円から次式が得られる。

$$\left(\frac{x_M}{a}\right)^2 + \left(\frac{y_M}{b}\right)^2 = 1, \text{ 或いは } b^2 x_M^2 + a^2 y_M^2 = a^2 b^2 \dots\dots\dots (1)$$

$$x_M = R_M \sin \delta, y_M = R_M \cos \delta \dots\dots\dots (2)$$

式(2)を式(1)に代入すれば R_M は次式のように求められる。

$$R_M = \frac{ab}{\sqrt{a^2 \cos^2 \delta + b^2 \sin^2 \delta}} = \frac{ab}{\sqrt{A}}, \quad A = a^2 \cos^2 \delta + b^2 \sin^2 \delta \dots\dots\dots (3), (4)$$

3.1 従動節の運動の始点と終点との揺動角

カムの楕円と y 軸、 x 軸の交点をC、Dとすれば従動節の角変位 φ_1 はM点がC点にあるとき最小となり、D点にあるとき最大となるので、C点を始点、D点を終点と呼ぶ。始点における従動節の角変位を φ_0 とし、そのときのカムの回転角を θ_c とすれば φ_0 と θ_c は次式で求められる。

$$\varphi_0 = \cos^{-1} \frac{d^2 + l^2 - b^2}{2dl}, \quad \theta_c = -\sin^{-1} \frac{b^2 + d^2 - l^2}{2bd} \dots\dots\dots (5), (6)$$

M点が終点Dにあるときの従動節の角変位は最大となり、従動節の揺動角を Ψ で、カムの回転角を θ_D で示せば次式が得られる。

$$\varphi_0 + \Psi = \cos^{-1} \frac{d^2 + l^2 - a^2}{2dl} \dots\dots\dots (7)$$

$$\Psi = \cos^{-1} \frac{d^2 + l^2 - a^2}{2dl} - \cos^{-1} \frac{d^2 + l^2 - b^2}{2dl} \dots\dots\dots (8)$$

$$\theta_D = \cos^{-1} \frac{a^2 + d^2 - l^2}{2ad}, \quad d > l \dots\dots\dots (9)$$

y 軸と楕円の他の交点をEとすればM点がE点上来れば戻り行程が終るので、このときのカムの回

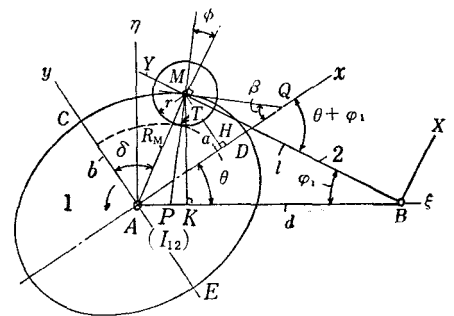


図1 揺動円弧従動節をもつ楕円カム

転角を θ_E とすれば

$$\theta_E = 180^\circ + \theta_C \dots\dots\dots (10)$$

となるので、往き行程と戻り行程のカムの回転角をそれぞれ θ_0 , θ_r とすれば

$$\theta_0 = \theta_D - \theta_C, \quad \theta_r = \theta_E - \theta_D \dots\dots\dots (11), (12)$$

となる。

3.2 従動節の角変位

図1において $\angle BAM = 90^\circ - \delta + \theta$ から $l^2 = R_M^2 + d^2 - 2dR_M \cos(90^\circ - \delta + \theta)$ となるので、これに式(3)を代入して整理すれば θ は次式で求められる。

$$\theta = \delta - \sin^{-1} \frac{a^2 b^2 + A(d^2 - l^2)}{2abd\sqrt{A}} \dots\dots\dots (13)$$

また $\triangle ABM$ より φ_1 を求めれば次式が得られる。

$$\varphi_1 = \cos^{-1} \frac{A(d^2 + l^2) - a^2 b^2}{2dlA}, \quad A = a^2 \cos^2 \delta + b^2 \sin^2 \delta \dots\dots\dots (14)$$

よって従動節の角変位を φ とすれば φ は次式から求められる。

$$\varphi = \varphi_1 - \varphi_0 = \cos^{-1} \frac{A(d^2 + l^2) - a^2 b^2}{2dlA} - \cos^{-1} \frac{d^2 + l^2 - b^2}{2dl} \dots\dots\dots (15)$$

a, b, d, l が指定されれば式(5), (6), (8)より $\varphi_0, \theta_0, \Psi$ が求まる。次に δ を指定することにより式(4)より A , 式(13)より θ , 式(14)より φ_1 , 式(15)より φ が求められる。

3.3 従動節の角速度

従動節の角速度を求めるには式(14)あるいは式(15)を時間あるいは θ で微分すればよいのであるが、式からわかるように、 A と δ を θ で微分しておく必要がある。カムの角速度 $\omega_1 = d\theta/dt$ は一定であるので、 $d\varphi/dt = \omega_1 \cdot d\varphi/d\theta = \omega_1 \cdot d\varphi_1/d\theta$ である。式(4)を θ で微分すれば次式が得られる。

$$\frac{dA}{d\theta} = 2(b^2 - a^2) \sin \delta \cos \delta \frac{d\delta}{d\theta} = B \frac{d\delta}{d\theta}, \quad B = 2(b^2 - a^2) \sin \delta \cos \delta \dots\dots\dots (16), (17)$$

次に $d\delta/d\theta$ を求めるには式(13)を θ で微分して整理すれば次式のようになる。

$$\frac{d\delta}{d\theta} = \frac{2abdA \cos(\delta - \theta)}{2abdA \cos(\delta - \theta) + abdB \sin(\delta - \theta) - (d^2 - l^2)\sqrt{AB}} \dots\dots\dots (18)$$

$$F = abd \{ 2A \cos(\delta - \theta) + B \sin(\delta - \theta) \} - (d^2 - l^2)\sqrt{AB} \dots\dots\dots (19)$$

よって式(14)を θ で微分すれば

$$\frac{d\varphi_1}{d\theta} = \frac{2dl \cos \varphi_1 - (d^2 + l^2)}{2dlA \sin \varphi_1} \cdot \frac{dA}{d\theta} = E \frac{dA}{d\theta} \dots\dots\dots (20)$$

$$E = \{ 2dl \cos \varphi_1 - (d^2 + l^2) \} / 2dlA \sin \varphi_1 \dots\dots\dots (21)$$

が得られる。 a, b, c, d, δ が指定されれば先に A, θ, φ_1 が求められているので式(17)より B , 式(19)より F , 式(18)より $d\delta/d\theta$, 式(16)より $dA/d\theta$, 式(21)より E が求められるので、式(20)より $d\varphi_1/d\theta$ が求められる。

3.4 従動節の角加速度

従動節の角加速度は $d^2\varphi_1/dt^2 = \omega_1^2 \cdot d^2\varphi_1/d\theta^2$ だから、式(20)を θ で微分すれば得られるが、 $E, B, F, d\delta/d\theta$ を θ で微分しておく必要があり、それらは次式で示される。

$$\frac{dE}{d\theta} = \frac{(AE \cos \varphi_1 + \sin \varphi_1)(d\varphi_1/d\theta) + E \sin \varphi_1 (dA/d\theta)}{A \sin \varphi_1} \dots\dots\dots (22)$$

$$\frac{dB}{d\theta} = 2(b^2 - a^2)(\cos^2 \delta - \sin^2 \delta) \frac{d\delta}{d\theta} \quad \dots\dots\dots (23)$$

$$\begin{aligned} \frac{dF}{d\theta} &= 2abd \left\{ \frac{dA}{d\theta} \cos(\delta - \theta) - A \sin(\delta - \theta) \left(\frac{d\delta}{d\theta} - 1 \right) \right\} \\ &+ abd \left\{ \frac{dB}{d\theta} \sin(\delta - \theta) + B \cos(\delta - \theta) \left(\frac{d\delta}{d\theta} - 1 \right) \right\} - (d^2 - l^2) \left\{ \frac{B}{2\sqrt{A}} \frac{dA}{d\theta} + \sqrt{A} \frac{dB}{d\theta} \right\} \quad \dots\dots\dots (24) \end{aligned}$$

$$\frac{d^2 \delta}{d\theta^2} = \frac{2abd}{F} \left\{ \frac{dA}{d\theta} \cos(\delta - \theta) - A \sin(\delta - \theta) \left(\frac{d\delta}{d\theta} - 1 \right) - \frac{1}{2abd} \cdot \frac{dF}{d\theta} \cdot \frac{d\delta}{d\theta} \right\} \quad \dots\dots\dots (25)$$

よって式(20)を θ で微分すれば従動節の角加速度 α_2 は次式で示される。

$$\alpha_2 = \omega_1^2 \cdot \frac{d^2 \varphi_1}{d\theta^2}, \quad \frac{d^2 \varphi_1}{d\theta^2} = \left(B \frac{dE}{d\theta} + E \frac{dB}{d\theta} \right) \frac{d\delta}{d\theta} + B E \frac{d^2 \delta}{d\theta^2} \quad \dots\dots\dots (26)$$

この式の各項に上式を代入すれば $d^2 \varphi_1 / d\theta^2$ を δ の函数として示されるが、式が複雑になるので前報¹²⁾と異なり、区切り表示したが電算機計算においてはこの方が便利である。

図2は例えば $a=4\text{cm}$, $b=3\text{cm}$, $d=8\text{cm}$, $l=6\text{cm}$, $r=1\text{cm}$ の場合の従動節の角変位, 角速度, 角加速度を上式より $\delta=0^\circ \sim 180^\circ$ と 10° おきに電算機で計算した結果を示す。この場合式(8)より揺動角 $\Psi=10.3816^\circ$, 往きと戻りのカムの回転角は式(6)~(12)より $\theta_0=96.996244^\circ=96^\circ 59' 46''$, $\theta_r=83.003756^\circ=83^\circ 14''$ となり, 往きの回転角が戻りのそれよりやや大である。角加速度は $\delta=90^\circ$ を過ぎた所で最大値をとることがわかる。

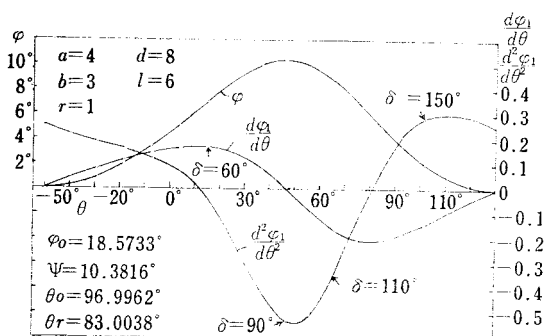


図2 槽門カムの揺動円弧従動節の運動の例

§ 4 押進め角, 最小曲率半径と滑り率

従動節の最大角加速度をできるだけ小にするようにカムは設計しなければならぬが, カムの設計上他に最大押進め角と最小曲率半径と滑り率の問題がある。

4.1 押進め角

カムが従動節を運動させるときの押進め角は揺動従動節の場合 45° 以下とされているが, 高速回転の場合は 30° 以下が望ましい。

図1において M 点におけるカムへの法線と M 点の運動方向すなわち M 点より Y 軸への垂線のなす角が押進め角 ϕ である。 M 点からカムに立てた法線と AB の交点 P はカム1と従動節2の瞬間中心 I_{12} であるので $AP(d\theta/dt) = BP(d\varphi_1/d\theta)$, $AP + BP = d$ から

$$AP = d \times \frac{d\varphi_1/d\theta}{1 + d\varphi_1/d\theta}, \quad BP = \frac{d}{1 + d\varphi_1/d\theta} \quad \dots\dots\dots (27)$$

が得られるので $\triangle MBP$ において

$$MP = \left\{ l^2 + \left(\frac{d}{1 + d\varphi_1/d\theta} \right)^2 - \frac{2ld \cos \varphi_1}{1 + d\varphi_1/d\theta} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad \dots\dots\dots (28)$$

となり, $\angle BMP = 90^\circ - \phi$ であるので

$$BP = \{ MP^2 + l^2 - 2MP l \cos(90^\circ - \phi) \}^{\frac{1}{2}}$$

から

$$\sin \phi = \frac{l - d \cos \varphi_1 / (1 + d \varphi_1 / d\theta)}{\sqrt{l^2 + \left(\frac{d}{1 + d \varphi_1 / d\theta} \right)^2 - \frac{2ld \cos \varphi_1}{1 + d \varphi_1 / d\theta}}} \quad (29)$$

となり、これから

$$\tan \phi = \frac{l \left(1 + \frac{d \varphi_1}{d\theta} \right) - d \cos \varphi_1}{d \sin \varphi_1} \quad (30)$$

が得られる。

図3に前例の場合の各 δ に対する押進め角 ϕ の値を計算したものを示してある。図から往き行程の始点Cにおける押進め角 $\phi_c = -31.85543^\circ$ から出発し、漸次減少するが戻り行程で再び増大し、ほぼ中央において $\phi_{max} \div -40^\circ$ となり、すべて一側の値である。よってこの例の指定値は良い設計ではない。+側と一側の最大値がほぼ等しくなるのが望ましい。そのためには始点の押進め角 ϕ_c を約 20° ばかり小にして $\phi_c \div -10^\circ$ とすれば往き行程の最大押進め角 ϕ_{max} が $+20^\circ$ に近くなり、戻り行程の ϕ_{max} が -20° に近くなる。

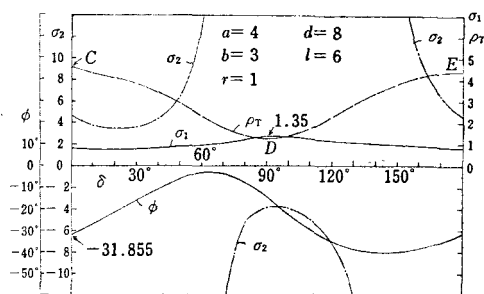


図3 押進め角、曲率半径と滑り率

4.2 最小曲率半径

図1に示すカムの場合従動節のローラ又は円弧の半径 r は楕円の最小曲率半径よりも小でなければならぬ。楕円の最小曲率半径は長径の端で $a > b$ とすれば $\rho_{Min} = b^2/a$ から

$$b^2/a > r \quad (31)$$

であり、前例の場合 $a=4\text{cm}$, $b=3\text{cm}$ から $r < 2.25\text{cm}$ となり、上の条件は満足される。

楕円上の各点の曲率半径 ρ_M を δ で表示すれば前報¹⁾より次式で与えられる。ただし θ の代りに δ を用う。

$$\rho_M = \frac{1}{ab} \left(\frac{a^4 \cos^2 \delta + b^4 \sin^2 \delta}{a^2 \cos^2 \delta + b^2 \sin^2 \delta} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (32)$$

$\delta=90^\circ$ のときの $\rho_M = b^2/a$ となる。

図1に破線で示すカムの実際の輪郭の曲率半径を ρ_T とすれば ρ_T は次式で示される。

$$\rho_T = \rho_M - r \quad (33)$$

図3には ρ_T が示され、C、E点で最大で $\rho_{Max} = a^2/b$ 、D点で ρ_{Min} である。

4.3 滑り率

前報¹⁾によりカムと円弧従動節の滑り率を σ_1 , σ_2 とすれば次式で示される。

$$\sigma_1 = \frac{\rho_M}{\rho_M - r} \cdot \frac{MP - r}{MP}, \quad \sigma_2 = \frac{\rho_M}{r} \cdot \frac{MP - r}{\rho_M - MP} \quad (34), (35)$$

ここで ρ_M , MP はそれぞれ式(32), (28)で与えられる。前例の場合の σ_1 , σ_2 を求めた結果を図3に示す。図からカムの滑り率 σ_1 は $\delta=90^\circ$ を少し過ぎた所で最大となるが、ほぼ $\delta=90^\circ$ の σ_1 を最大値と見做してよい。

従動節の滑り率 σ_2 は両行程の中間で無限大となることがわかる。カムの σ_{1max} が極端に大となるとその附近の曲率半径は非常に小となり滑らかな運動を行わないので $\delta=90^\circ$ における σ_1 はある値に指定する必要がある。

§ 5 揺 動 角

従動節の揺動角 Ψ は指定される必要があり、また従動節の運動を論ずるには Ψ が同じである必要がある。式(8)より a, b, d, l が指定されれば Ψ が定まるので、 Ψ を指定する場合の a, b, d, l の間の関係を求める。式(8)より

$$\Psi = \cos^{-1} \left[\frac{d^2 + l^2 - a^2}{2dl} \times \frac{d^2 + l^2 - b^2}{2dl} + \sqrt{\left\{ 1 - \left(\frac{d^2 + l^2 - a^2}{2dl} \right)^2 \right\} \left\{ 1 - \left(\frac{d^2 + l^2 - b^2}{2dl} \right)^2 \right\}} \right]$$

が得られるので、これを変形すれば

$$4d^2 l^2 \sin^2 \Psi + 2 \cos \Psi (d^2 + l^2 - a^2)(d^2 + l^2 - b^2) = (d^2 + l^2 - a^2)^2 + (d^2 + l^2 - b^2)^2 \dots \dots (36)$$

が得られる。これから l を求めれば

$$l^2 = \frac{(2d^2 - a^2 - b^2) \cos \Psi + 2d^2 \sin \Psi - (d^2 - a^2) - (d^2 - b^2) \pm \sqrt{D}}{2(1 - \cos \Psi)} \quad \dots \dots (37)$$

$$D = \sin^2 \Psi \{ 2d^2(1 - \cos \Psi)(a^2 + b^2 + 2d^2 \cos \Psi) - (a^2 - b^2)^2 \}$$

が得られる。また式(36)から a を求めれば

$$a^2 = d^2 + l^2 - (d^2 + l^2 - b^2) \cos \Psi + \sin \Psi \sqrt{4d^2 l^2 - (d^2 + l^2 - b^2)^2} \quad \dots \dots (38)$$

ただし $b > d - l$

が得られ、また式(36)から b を求めれば

$$b^2 = d^2 + l^2 - (d^2 + l^2 - a^2) \cos \Psi - \sin \Psi \sqrt{4d^2 l^2 - (d^2 + l^2 - a^2)^2} \quad \dots \dots (39)$$

ただし $a > d - l$

が得られるので、 Ψ, a, b, d, l の5つの量の内4つの量が指定されれば他の1つの量は求められる。

図4は式(38)より $\Psi = 20^\circ, d = 1, l = 0.5 \sim 0.9$ の場合の a, b の関係を図示している。更に $l = 0.8$ で $\Psi = 10^\circ, 30^\circ$ の場合も示した。 b が大きくなる従がい a, b は直線的関係になる。

§ 6 往き行程の始点と終点の押進め角

6.1 始点の押進め角

従動節の円弧の中心 M が楕円の C 点にあるときの往き行程の始点においては $d\varphi_1/d\theta = 0$ なので、その押進め角を ϕ_c とすれば式(29)と式(30)から

$$\sin \phi_c = -\frac{d^2 - l^2 - b^2}{2bl}, \quad \tan \phi_c = \frac{d^2 - l^2 - b^2}{\sqrt{4d^2 l^2 - (d^2 + l^2 - b^2)^2}} \quad \dots \dots (40), (41)$$

が得られる。今 $\tan \phi_c = -\mu$ として、 μ, d, l を指定して b を求めるには式(41)を変形すれば

$$b^2 = \frac{d^2 - l^2 + \mu^2(d^2 + l^2) - 2\mu l \sqrt{(1 + \mu^2)d^2 - l^2}}{1 + \mu^2} \quad \dots \dots (42)$$

となるので、更に Ψ 指定して式(38)に代入すれば a を求めることができる。

図5(a)は直接 $\Psi = 20^\circ, d = 1, \mu = 0, 0.1, 0.2$ の場合の各 l に対する a, b の関係を示す。これから μ すなわち始点の押進め角を指定して各 l に対する a, b の関係が求められる。ここで問題となるのは l を如何にとれば押進め角と最大角加速度に有利であるかである。

6.2 終点の押進め角

往き行程の終点の押進め角を ϕ_d とすれば図1から従動節の円弧の中心 M が楕円の長径の D 点にある

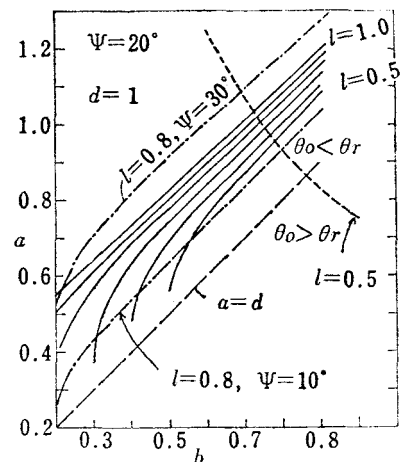


図4 Ψ を指定し、 d, l を指定した場合の a, b の関係

場合で次式で示される。

$$\phi_D = \sin^{-1} \frac{a^2 + l^2 - d^2}{2al} \dots\dots\dots (43)$$

往き行程中の最大押進め角の値を下げるためには ϕ_D が小さい程よいのだが一側に来れば戻り行程の最大押進め角が大きくなるので、 ϕ_D は+側で小さい程よい。式(42)によって得られた b を式(38)に代入して a を求め、式(43)より ϕ_D を求めたものを l を横軸として図5(b)に示す。 l の増加により ϕ_D は僅かに減少するが殆んど一定である。 μ を増せば ϕ_D は減少する。

6.3 μ の選定 (ϕ_C の選定)

始点の押進め角 ϕ_C をすなわち μ をどの程度にとった方が押進め角において有利であるかを示すために、 $\Psi=20^\circ$, $d=1$, $\mu=0.1, 0.2$ の場合について $l=0.5, 0.6$ の場合の押進め角の変化を計算し δ を横軸として図6に示す。

図から $\mu=0.1$ の場合 $l=0.5$ の方が $l=0.6$ よりも往き戻りの両行程の最大押進め角が小さくで有利であり、 $\mu=0.2$ の場合も同様で、 $l=0.5$ の場合について言えば $\mu=0.2$ の方が $\mu=0.1$ の場合よりも最大押進め角が小さく有利である。

同じ l の場合 $\mu=0.1$ と 0.2 とでは各 δ における ϕ の値の差はほぼ同じであるから、両行程の最大押進め角を求めてその値がほぼ等しくなるように ϕ_C の値すなわち μ の値を選定すればよい。

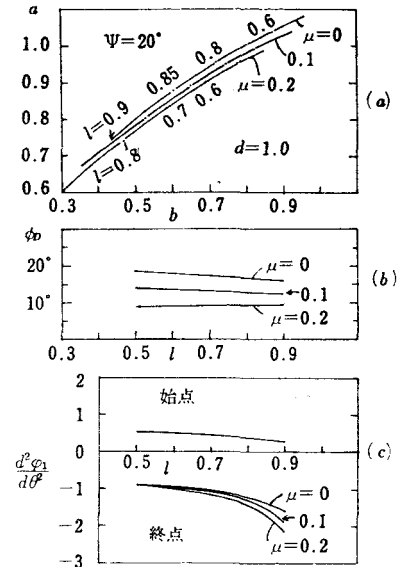


図5 μ , d , l , Ψ を指定した a , b の関係

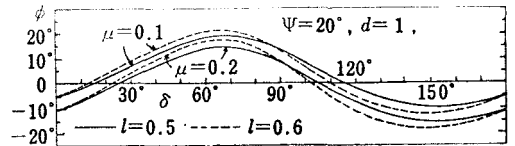


図6 μ , l による押進め角

§7 最大角加速度

往き行程の始点の角加速度

始点においては $\delta=0^\circ$, $d\phi_1/d\theta=0$ だから式(16)~(26)を計算した結果次式で示される。

$$\delta=0^\circ, \quad \frac{d^2\phi_1}{d\theta^2} = \frac{2b^2(a^2-b^2)}{a^2\sqrt{4d^2l^2-(d^2+l^2-b^2)^2}} \dots\dots\dots (44)$$

往き行程の終点の角加速度

$\delta=90^\circ$, $d\phi_1/d\theta=0$ だから同様に計算すれば次式が得られる。

$$\delta=90^\circ, \quad \frac{d^2\phi_1}{d\theta^2} = -\frac{2a^2(a^2-b^2)}{b^2\sqrt{4d^2l^2-(d^2+l^2-a^2)^2}} \dots\dots\dots (45)$$

よって前記のデータをこの両式に代入して $\Psi=20^\circ$, $\mu=0, 0.1, 0.2$ の場合の各 l に対する往き行程の始点の角加速度を l を横軸にして求めれば図5(c)が得られる。始点の $d^2\phi_1/d\theta^2$ には μ の影響少なく、 l が増すと僅かに減少する。終点の $d^2\phi_1/d\theta^2$ は l が小さい範囲では μ の影響は小さいが、 l が大きい場合はかなり増大し、 μ が大きいと大となる。よって角加速度の点から言えば l はできるだけ小にとった方がよいが図5(a)から a , b の値が大となってカムが大となるので従動節の円弧半径 r を大きくしてカムを小とせねばならぬが r にも限度があり、 r を余り大にすると終点のカムの滑り率が非常に大となる。

前記の例 $\Psi=20^\circ$, $l=0.5$, $\mu=0.1$ と 0.2 の場合の従動節の $d^2\phi_1/d\theta^2$ を計算した結果を図7に示す。これから両方の角加速度は両行程中殆んど同一で、 μ を大にとることは角加速度には余り影響しないが、押進め角に影響することがわかる。

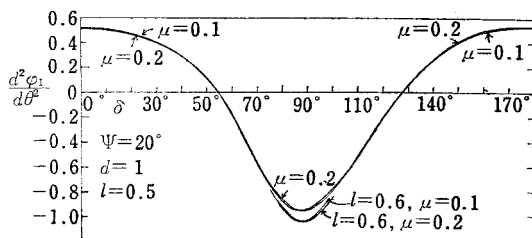


図7 $\Psi=20^\circ$, $d=1$, $l=0.5$, $\mu=0.1, 0.2$ の場合の角加速度

§ 8 従動節の往きと戻りのカムの回転角

図1において従動節の円弧の中心 M が C 点と D 点にあるときのカムの回転角 θ_c と θ_D はそれぞれ式(6), (9)で求められ、

$$\theta_0 = \theta_D - \theta_c = \cos^{-1} \frac{a^2 + d^2 - l^2}{2ad} + \sin^{-1} \frac{b^2 + d^2 - l^2}{2bd} \quad (46)$$

$$\theta_r = \theta_E - \theta_D = 180^\circ + \theta_c - \theta_D = 180^\circ - \sin^{-1} \frac{b^2 + d^2 - l^2}{2bd} - \cos^{-1} \frac{a^2 + d^2 - l^2}{2ad} \quad (47)$$

となる。例えば $\Psi=20^\circ$, $d=1$, $l=0.5$ の場合において $\mu=0.1$ とすれば $a=0.9909484$, $b=0.8177015$ で式(46), (47)より $\theta_0=89.24903^\circ$, $\theta_r=90.73097^\circ$ となり、 $\mu=0.2$ とすれば $a=0.9471122$, $b=0.7735011$ で $\theta_0=90.24015^\circ$, $\theta_r=89.75985^\circ$ となる。よって $\mu=\tan(\phi_c)$ すなわち ϕ_c の違いで θ_0 と θ_r の大小が逆になることがわかる。よって $\theta_0=\theta_r$ となる ϕ_c が存在する。

8.1 往き行程と戻り行程のカムの回転角の等しい場合

$\theta_0=\theta_r$ のためには式(11), (12), (10)より $\theta_D-\theta_c=90^\circ$ となるので、式(6), (9)より

$$\cos^{-1} \frac{a^2 + d^2 - l^2}{2ad} + \sin^{-1} \frac{b^2 + d^2 - l^2}{2bd} = 90^\circ \quad (48)$$

となるのでこれから

$$\frac{a^2 + d^2 - l^2}{2ad} \sqrt{1 - \left(\frac{b^2 + d^2 - l^2}{2bd} \right)^2} - \frac{b^2 + d^2 - l^2}{2bd} \sqrt{1 - \left(\frac{a^2 + d^2 - l^2}{2ad} \right)^2} = \cos 90^\circ$$

となる。この式を整理すれば

$$d^2 - l^2 = ab \quad (49)$$

となり、これが $\theta_0=\theta_r$ のための条件となる。

そこで例えば $d=1$, $l=0.5$ の場合 $ab=0.75$ となるので、この a, b の関係を図4に破線で示す。これに前記の結果を入れれば、 a, b で定まる点がこの破線より右上では $\theta_0 < \theta_r$ となり、左下では $\theta_0 > \theta_r$ となる。

式(49)の a あるいは b を式(38)あるいは式(39)に代入して b あるいは a を求めればよいのであるが、4次式となり困難なので、例えば $\Psi=20^\circ$, $d=1$, $l=0.5$ のとき、式(38)の b に任意の値例えば0.9を与えて a を求め、これを式(49)に代入して b を求め、これを再び式(38)に代入して a を求め、再び式(49)に代入して b を求め、これを数十回電算機にて繰返せば厳密な a, b の値が定まる。

表1はその結果を示す。 $n=80$ ならば小数以下7桁迄の厳密解を得る。 a, b が定まれば式(42)を変形して μ を求めれば次式が得られる。

表1 n は繰返し数

$\Psi=20^\circ, \quad d=1, \quad l=0.5$		
n	a	b
40	0.9571843	0.7835482
50	0.9571900	0.7835435
80	0.9571909	0.7835427
100	0.9571909	0.7835427

$$\mu = \frac{d^2 - l^2 - b^2}{\sqrt{4d^2l^2 - (d^2 + l^2 - b^2)^2}} = \tan(-\phi_c) \dots\dots\dots (50)$$

$\Psi = 20^\circ$, $d=1$ の $l=0.3 \sim 0.8$ の場合の a, b を表 2 に示す。この b から式(50)より μ を求めればいづれの場合も $\mu = 0.176327$ となり, $\phi_c = -10^\circ$ となる。故に μ は l に無関係なことがわかる。また表 2 の値を式(11), (12)に代入すれば $\theta_o = \theta_r = 90^\circ$ となる。

同様に $\Psi = 30^\circ$, $d=1$ の場合も l に無関係に $\mu = 0.2679492$ となり, $\phi_c = -15^\circ$ となるので

$$\phi_c = -\Psi/2, \mu = \tan(-\Psi/2) \dots\dots\dots (51)$$

となる。この結果 $\theta_o = \theta_r$ にするためには往き行程の

始点の押進め角を $-\Psi/2$ とすればよいので, これを式(42)に代入すれば

$$b^2 = d^2 - l^2 \cos \Psi - l\sqrt{2d^2(1 - \cos \Psi) - l^2 \sin^2 \Psi} \dots\dots\dots (52)$$

となり, Ψ, d, l が指定されれば b が求まり, 式(49)から得られる次式により a が求まり。

$$a = (d^2 - l^2)/b \dots\dots\dots (53)$$

そこで表 2 の $l=0.3, 0.5, 0.7$ の a, b の値を用いて各 δ に対する押進め角 ϕ の値と角加速度の $d^2\varphi_1/d\theta^2$ を求めたものを図 8(a), (b)に示す。

図から l が小さい程最大押進め角も, 最大角加速度も小となり好都合である。いづれの曲線も $\delta = 90^\circ$ で $\phi_D = 10^\circ$ である。これは式(43)と式(40)に式(49)の $\theta_o = \theta_r$ の条件 $d^2 - l^2 = ab$ を代入すれば

$$\sin \phi_D = \frac{a-b}{2l}, \sin \phi_c = -\frac{a-b}{2l} \dots\dots\dots (54), (55)$$

となることから

$$\phi_D = -\phi_c = -\Psi/2 \dots\dots\dots (56)$$

となる。式(55)から $a-b = 2l \sin(\Psi/2)$ となるので, これを式(49)に代入すれば

$$a = \sqrt{d^2 - l^2 \cos^2 \frac{\Psi}{2}} + l \sin \frac{\Psi}{2} \dots\dots\dots (57)$$

$$\theta_o = \theta_r = 90^\circ$$

$$b = \sqrt{d^2 - l^2 \cos^2 \frac{\Psi}{2}} - l \sin \frac{\Psi}{2} \dots\dots\dots (58)$$

が得られる。式(58)を 2 乗すれば式(52)が得られ, 式(38)の右辺に式(58)を代入して a を求めれば式(57)に一致する。この結果表 1 の繰返し計算は不要となる。

§ 9 カムの最大滑り率と従動節の円弧半径

図 3 から $\delta = 90^\circ$ の σ_1 を近似最大滑り率として σ_1 を求めるには $\delta = 90^\circ$ において $d\varphi_1/d\theta = 0$, $\varphi_1 = \varphi_o + \Psi$ だから式(7), (28)より $MP = a$, $\rho_M = b^2/a$ で式(34)より

表 2 $\Psi = 20^\circ$, $d=1$ の各 l に対する a, b, r

l	a	b	$r \left(\begin{smallmatrix} \delta=90^\circ \\ \sigma_1=1.5 \end{smallmatrix} \right)$
0.3	1.007455	0.903266	0.581673
0.4	0.988603	0.849684	0.479635
0.5	0.957191	0.783543	0.386422
0.6	0.910945	0.702567	0.299311
0.7	0.845968	0.602860	0.210505
0.8	0.754791	0.476954	0.136907
$\theta_o = \theta_r = 90^\circ \quad \mu = 0.176327, \phi_c = -10^\circ$			

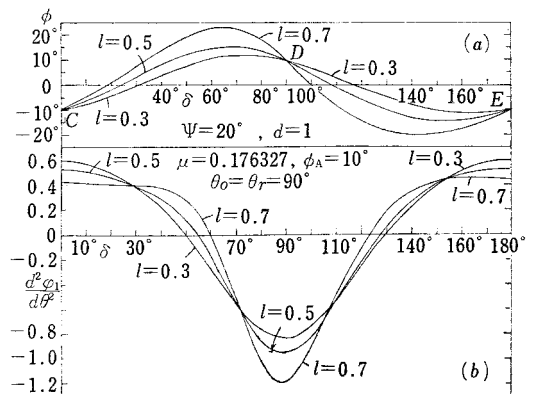


図 8 $\theta_o = \theta_r$ のときの各 l の押進め角と角加速度

$$\delta=90^\circ, \sigma_1 = \frac{b^2}{b^2 - ar} \cdot \frac{a-r}{a} \dots\dots\dots (59)$$

となる。 a, b を指定し、各 r に対する $\delta=90^\circ$ の σ_1 の値を図9に示す。図から r がある値以上になると急激に σ_1 が増加する。 r を大きくする程カムの実寸法が小さくなって有利だが、滑り率が大になるのみならず $r \leq b^2/a$ の条件のため大にできない。そこで σ_1 を1.5~2に指定するのがよい。それには式(59)を変形した次式によって r を求めればよい。

$$r = -\frac{ab^2(\sigma_1 - 1)}{a^2\sigma_1 - b^2} \dots\dots\dots (60)$$

表2の場合、 $\sigma_1=1.5$ を指定したときの各 l に対する r の値を示す。

表2のデータで $l=0.3, 0.5, 0.7$ の場合のカムの滑り率 σ_1, σ_2 を求めたものを図10に示す。 l が小さいと σ_1 は $\delta=90^\circ$ で最大とならず、 δ が 90° より 15° 程大きな所で最大となるが、 $\sigma_{1max} < 2$ となり、ほぼ均一である。図11は従動節の円弧上の接触位置における滑り率 σ_2 を示す。図から $l=0.3$ の方が 0.7 よりも平均して小さい。

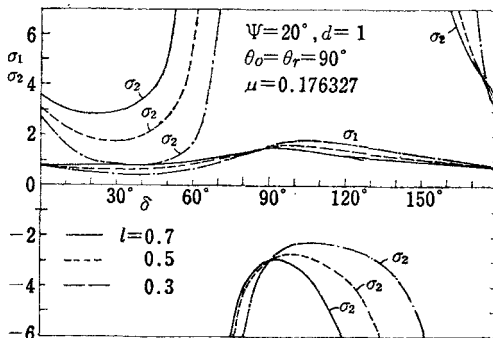


図10 $\theta_0 = \theta_r$ の $l=0.3 \sim 0.7$ の σ_1, σ_2

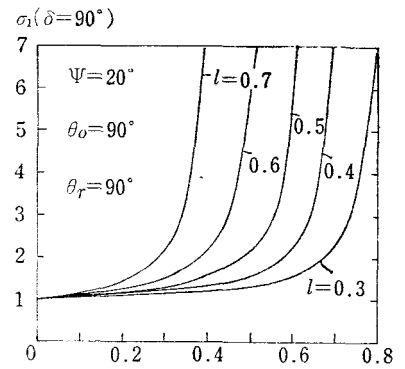


図9 a, b を指定した各 r に対する $\delta=90^\circ$ の σ_1 の値

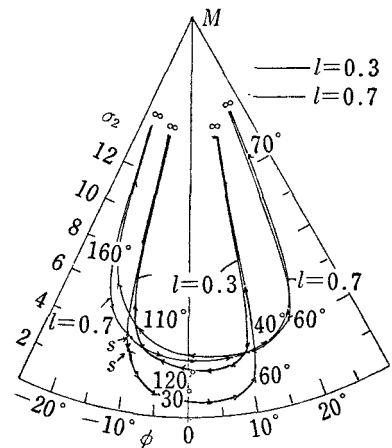


図11 従動節の円弧上の $\sigma_2, l=0.3, 0.7$

§10 カムの輪郭と接触点の軌跡

図1において従動節がナイフエッジの場合は $r=0$ で、カムの輪郭は楕円で式(2)から

$$x_M = R_M \sin \delta, y_M = R_M \cos \delta, R_M = ab / \sqrt{a^2 \cos^2 \delta + b^2 \sin^2 \delta} \dots\dots\dots (61)$$

で表わされ、 $r \neq 0$ の円弧従動節の場合は M における楕円の接線が x 軸と交わる点を Q とし $\angle MQA = \beta$ とおけば式(1)を x で微分して

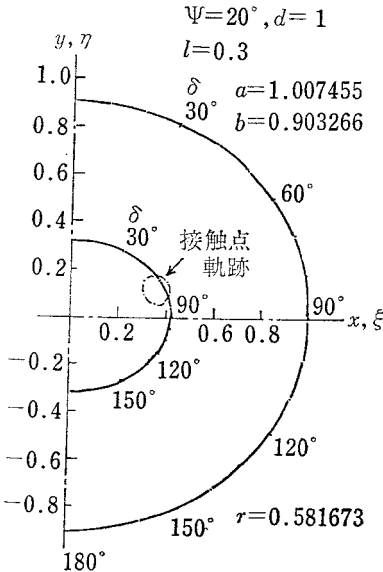
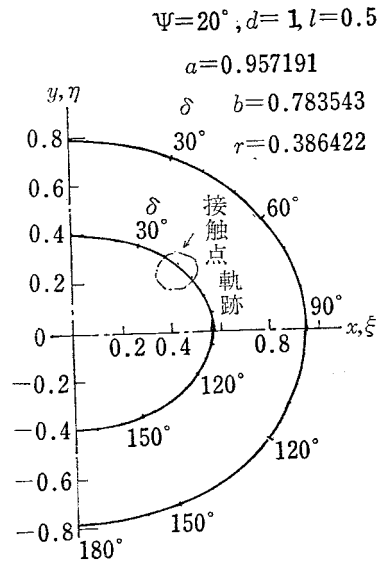
$$\tan \beta = \frac{b^2}{a^2} \tan \delta = \frac{b^2 \sin \delta}{a^2 \cos \delta} \dots\dots\dots (62)$$

が得られる。従動節の円弧とカムの接触点 T の x, y 座標 x_T, y_T を求める。 M 点から x 軸に下した垂線の足を H とすれば $\angle HMP = \beta$ となるので

$$x_T = x_M - r \sin \beta, y_T = y_M - r \cos \beta \dots\dots\dots (63)$$

となり、これが円弧従動節の場合のカムの輪郭である。

接触点の軌跡は接触点 T の ξ, η 座標 ξ_T, η_T を求めればよい。図1において M 点から ξ 軸の垂線を MK とすれば $\angle HMK = \theta$ となるので、

図12 $\theta_0 = \theta_r = 90^\circ$, $l=0.3$ のカムの輪郭図13 $\theta_0 = \theta_r = 90^\circ$, $l=0.5$ のカムの輪郭

$$\xi_T = x_T \cos \theta - y_T \sin \theta, \quad \eta_T = x_T \sin \theta + y_T \cos \theta \quad (64)$$

が得られる。 θ は式(13), (4)より求められる。

図12, 13は $\theta_0 = \theta_r = 90^\circ$ の $l=0.3$ と 0.5 の場合のカムの輪郭と接触点の軌跡を示す。 $l=0.3$ の場合はカムが小さくてよいのだが従動節の長さが円弧半径より短いので、 $l=0.5$ の方がよいように思われる。

§11 結 論

従動節の円弧の中心のトレース・カーブが楕円を描く楕円カムにおいて以上の結果から次の結論を得た。

- (1) 従動節の揺動角を指定して、楕円の長径と短径が選定できる。
- (2) 従動節の往きと戻り行程を等しくするように楕円を選定することができ、この場合往き行程の始点と終点の押進め角は揺動角の半分に等しくなる。従動節の長さが短い程最大押進め角が小となる。
- (3) 従動節の最大角加速度は両行程が等しい場合従動節の長さが短い程小となる。
- (4) 従動節の円弧半径はカムの往き行程の終点における近似的な最大滑り率を指定して定めることができる。
- (5) 従動節の滑り率は接触範囲の両端において無限大となり、途中ではほぼ一定である。

以上の結果カムと従動節の軸間距離を基準として従動節の長さを小さく指定することにより揺動角、押進め角、滑り率を指定した場合最大角加速度の小さな最良の楕円カムの長径と短径及び従動節の円弧半径を求めることができた。

文 献

- 1) 糸島寛典：往復楕円カムの滑り率の研究（第1報），呉高専研究報告，8—2（1973），47～59。
- 2) 糸島寛典：往復楕円カムの滑り率の研究（第2報），呉高専研究報告，9—1（1974），39～49。

（昭和49年10月15日 受付）

揺動楕円カムの研究 (第2報)

— 平板従動節 —

(機械工学科) 糸 島 寛 典

Studies on the Elliptical Cam with the Oscillating Follower (Report 2)

—Flat Plate Follower—

Hironori ITOSHIMA

When the elliptical cam rotates on the center of the ellipse, the motion of the oscillating offset flat plate follower, the oscillating angle of the follower, the pressure angle and the specific sliding are discussed.

When the oscillating angle, the maximum specific sliding of the cam and the maximum angular acceleration are specified, the best cam size and the offset of the follower are designed.

§ 1 緒 言

前報¹⁾において揺動従動節のローラ又は円弧の中心がカムの楕円上にあり、カムは楕円の中心を軸として回転する場合の揺動角、揺動運動、押進め角、滑り率、円弧半径等を論じた。

本報においては前報¹⁾と同様な楕円カムに平板の揺動従動節を用いた場合の運動、特に角加速度、揺動角、滑り率、平板のオフセット量等を論じ、揺動角、最大滑り率、最大角加速度等を指定した場合の楕円カムの寸法及び平板のオフセット量を求める最良の楕円カムの設計を行う。

§ 2 記 号

a : 楕円の長半径

b : 楕円の短半径

d : 軸間距離

l : 従動節の長さ

f : 平板従動節のオフセット量

θ_o : 往き行程のカムの回転角

θ_r : 戻り行程のカムの回転角

ρ_T : 楕円の曲率半径

ρ_K : オフセットした場合のカムの輪郭の曲率半径

ω_1 : カムの角速度

ω_2 : 従動節の角速度

$d\varphi_1/d\theta$: カムの角速度に対する従動節の角速度

$d^2\varphi_1/d\theta^2$: カムの角速度の2乗に対する従動節の角加速度

θ : カムの回転角

θ_C : 始点のカムの回転角

θ_D : 終点のカムの回転角

θ_E : 戻り行程の終点におけるカムの回転角

δ : AT と γ 軸のなす角

Ψ : 従動節の揺動角

φ : 従動節の角変位

φ_0 : 始点における角変位

φ_1 : 従動節が AB となす角

β : 楕円の接線と x 軸のなす角

α_2 : 従動節の角加速度

§ 3 揺動平板従動節をもつ橢円カム

図1に示すように橢円カム1の中心がA点を回転中心として図の場合反時計回りに回転しているものとする。B点を揺動の中心とする平板従動節2の直線BLが常にカム1の長半径、短半径が a, b の橢円に接するものとし、その接触点をTとする。軸間距離ABを d とし、橢円の長径を x 軸、短径を y 軸とし、Aを原点とする回転直角座標 xy をとる。Bを原点、BLを Y 軸、これと直角に X 軸をとり、回転直角座標 XY を考える。Aを原点としABを ξ 軸、これに直角に η 軸をとり固定座標 $\xi\eta$ を考える。

xy 軸と橢円の交点を順に示すようにC, D, Eとする。 x 軸とABのなす角を θ 、 Y 軸とABのなす角を φ_1 とす。平板従動節の接触面とBLの距離すなわちオフセット量を f とすれば、図の側の f を+とす。平板従動節は破線で示すカムと実際には接触する。この接触点をKとすればTKは Y 軸に垂直となる。BTの長さを s で表わす。

ATが y 軸となす角を δ 、ATの長さを R_T とすれば次式が成立する。

$$\left(\frac{x_T}{a}\right)^2 + \left(\frac{y_T}{b}\right)^2 = 1 \quad \text{あるいは} \quad b^2 x_T^2 + a^2 y_T^2 = a^2 b^2 \quad (1)$$

$$x_T = R_T \sin \delta, \quad y_T = R_T \cos \delta \quad (2)$$

この式を式(1)に代入して整理すれば

$$R_T = \frac{ab}{\sqrt{A}}, \quad A = a^2 \cos^2 \delta + b^2 \sin^2 \delta \quad (3)$$

が得られる。

§ 4 従動節の揺動角と往き行程と戻り行程のカムの回転角

図1においてカムの短軸のC点が従動節のBLと接するとき従動節の角変位 φ_1 が最小となり、従動節の往き行程の始点で、そのとき角を φ_0 、カムの回転角を θ_C とすれば

$$\varphi_0 = \sin^{-1} \frac{b}{d}, \quad \theta_C = -\varphi_0 = -\sin^{-1} \frac{b}{d} \quad (4)$$

となる。長軸のD点がBLと接するときの φ_1 が最大となり、往き行程の終点で、従動節の揺動角を Ψ とし、そのときのカムの回転角を θ_D とすれば

$$\Psi = \sin^{-1} \frac{a}{d} - \varphi_0 = \sin^{-1} \frac{a}{d} - \sin^{-1} \frac{b}{d} \quad (5)$$

$$\theta_D = 90^\circ - (\varphi_0 + \Psi) = \cos^{-1} \frac{a}{d} \quad (6)$$

従動節の接触がDE間で行われれば従動節は戻り行程となり、E点はその終点となる。このときのカムの回転角を θ_E とすれば次式で表わされる。

$$\theta_E = 180^\circ - \sin^{-1} \frac{b}{d} = 180^\circ - \varphi_0 \quad (7)$$

往き行程と戻り行程のカムの回転角を θ_o 、 θ_r とすれば

$$\theta_o = -\theta_C + \theta_D = \varphi_0 + 90^\circ - (\varphi_0 + \Psi) = 90^\circ - \Psi \quad (8)$$

$$\theta_r = \theta_C - \theta_D = 180^\circ - \varphi_0 - 90^\circ + \varphi_0 + \Psi = 90^\circ + \Psi \quad (9)$$

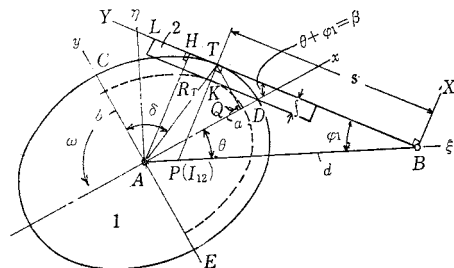


図1 揺動平板従動節をもつ橢円カム

図1 揺動平板従動節をもつ橢円カム

となり、 Ψ が指定されれば θ_o 、 θ_r が定まり、 $\theta_r > \theta_o$ となる。よって図1のようにカムが反時計回りに回転すれば往き行程が戻り行程より早くなる。カムは一般的に往き行程より戻り行程では仕事をしないので早戻りさせたいから揺動平板従動節の楕円カムにおいてはカムを図1の状態で時計回りに回転させた方がよい。

例えば $\Psi = 30^\circ$ のとき $\theta_o = 60^\circ$ 、 $\theta_r = 120^\circ$ 、 $\theta_o/\theta_r = 1/2$ となり、2倍の速さで早戻りさせることができる。

式(5)より d 、 a 、 b が指定されれば揺動角 Ψ が定められるが、一般に Ψ は指定されるので、 Ψ を指定して a 、 b 、 d の関係を求める必要がある。式(5)を変形すれば

$$\sin \Psi = \frac{a}{d} \sqrt{1 - \left(\frac{b}{d}\right)^2} - \frac{b}{d} \sqrt{1 - \left(\frac{a}{d}\right)^2} \quad (10)$$

となるので、これから

$$a = \sqrt{d^2 - b^2} \sin \Psi + b \cos \Psi \quad (11)$$

$$b = a \cos \Psi - \sqrt{d^2 - a^2} \sin \Psi \quad (12)$$

の関係が得られる。 a 、 b のいずれか一方を指定すれば他は求まる。

§ 5 従動節の運動

5.1 従動節の角変位

図1の x 座標において楕円の接線と x 軸の交角を β とすれば、式(1)を x_T で微分して

$$\frac{dy_T}{dx_T} = -\frac{b^2 x_T}{a^2 y_T} = -\frac{b^2 \sin \delta}{a^2 \cos \delta} = -\tan \beta \quad (13)$$

が得られるので、これから次式が得られる。

$$\beta = \cos^{-1} \frac{a^2 \cos \delta}{\sqrt{C}} = \sin^{-1} \frac{b^2 \sin \delta}{\sqrt{C}}, \quad C = a^4 \cos^2 \delta + b^4 \sin^2 \delta \quad (14)$$

A点よりBLに垂線AHを下せば $\angle ATH = 90^\circ - \delta + \beta$ だから $AH = d \sin \varphi_1 = R_T \sin(90^\circ + \beta - \delta)$ となり、これから φ_1 と θ は次式のようになる。

$$\varphi_1 = \sin^{-1} \left\{ \frac{R_T}{d} \cos(\beta - \delta) \right\}, \quad \theta = \beta - \varphi_1 \quad (15), (16)$$

従動節の角変位を φ とすれば次式が得られる。

$$\varphi = \varphi_1 - \varphi_0 \quad (17)$$

d 、 a 、 b 、 δ が指定されたとき、式(3)より R_T 、式(14)より β 、式(15)より φ_1 、式(16)より θ 、式(17)より φ が求められる。

5.2 角 速 度

従動節の角速度を求めるには式(15)を時間 t で微分すれば

$$\omega_2 = -\frac{d\theta}{dt} = -\frac{d\varphi_1}{d\theta} = \omega_1 \cdot \frac{d\varphi_1}{d\theta}$$

から式(15)を θ で微分すればよいが、そのとき $d\delta/d\theta$ 、 $dR_T/d\theta$ 、 $d\beta/d\theta$ の計算が必要なので式(3)と式(14)を θ で微分すれば

$$\frac{dA}{d\theta} = B \cdot \frac{d\delta}{d\theta}, \quad B = 2(b^2 - a^2) \sin \delta \cos \delta, \quad \frac{dR_T}{d\theta} = -\frac{abB}{2A^{\frac{3}{2}}} \cdot \frac{d\delta}{d\theta} \quad (18), (19), (20)$$

$$\frac{d\beta}{d\theta} = \frac{a^2 b^2}{C} \cdot \frac{d\delta}{d\theta}, \quad \frac{dC}{d\theta} = (a^2 + b^2) B \cdot \frac{d\delta}{d\theta} \quad (21), (22)$$

が得られる。図1から

$$d \sin(\beta - \theta) = R_T \cos(\beta - \delta) \dots \dots \dots (23)$$

が得られるので、これを θ で微分し、式(20)、(21)を代入して整理すれば

$$-\frac{d\delta}{d\theta} = -\frac{a^2 b^2 D}{E}, \quad E = \frac{a^2 b^2 D}{C}, \quad D = d \cos(\beta - \theta) + R_T \sin(\beta - \delta) \dots \dots \dots (24), (25), (26)$$

$$\frac{dB}{d\theta} = 2(b^2 - a^2)(\cos^2 \delta - \sin^2 \delta) \frac{d\delta}{d\theta} \dots \dots \dots (27)$$

が得られるので、式(15)を θ で微分して

$$\frac{d\varphi_1}{d\theta} = \frac{1}{d \cos \varphi_1} \left[\frac{dR_T}{d\theta} \cos(\beta - \delta) - R_T \sin(\beta - \delta) \left(\frac{d\beta}{d\theta} - \frac{d\delta}{d\theta} \right) \right] \dots \dots \dots (28)$$

が得られ、これに上式を代入すれば従動節の角速度が求められる。

5.3 角 加 速 度

従動節の角加速度を α_2 とし、カムの角速度 ω_1 を一定とすれば $\alpha_2 = \omega_1^2 \cdot d^2 \varphi_1 / d\theta^2$ であるので、式(28)を θ で微分すれば $d^2 R_T / d\theta^2$, $d^2 \beta / d\theta^2$, $d^2 \delta / d\theta^2$ が必要である。式(25)から

$$\frac{dE}{d\theta} = -\frac{a^2 b^2}{C^2} \left[\left\{ F - d \sin(\beta - \theta) \left(\frac{d\beta}{d\theta} - 1 \right) \right\} C - D \frac{dC}{d\theta} \right] \dots \dots \dots (29)$$

$$F = \frac{dR_T}{d\theta} \sin(\beta - \delta) + R_T \cos(\beta - \delta) \left(\frac{d\beta}{d\theta} - \frac{d\delta}{d\theta} \right) \dots \dots \dots (30)$$

と式(24)と式(20)、(21)から

$$\frac{d^2 \delta}{d\theta^2} = -\frac{1}{E} \left\{ d \sin(\beta - \theta) \left(\frac{d\beta}{d\theta} - 1 \right) - \frac{dE}{d\theta} \cdot \frac{d\delta}{d\theta} \right\} \dots \dots \dots (31)$$

$$\frac{d^2 R_T}{d\theta^2} = -\frac{ab}{2A_2^2} \left[\left\{ A \frac{dB}{d\theta} - \frac{3}{2} B \frac{dA}{d\theta} \right\} \frac{d\delta}{d\theta} + AB \frac{d^2 \delta}{d\theta^2} \right] \dots \dots \dots (32)$$

$$\frac{d^2 \beta}{d\theta^2} = -\frac{a^2 b^2}{C^2} \left\{ C \frac{d^2 \delta}{d\theta^2} - \frac{dC}{d\theta} \cdot \frac{d\delta}{d\theta} \right\} \dots \dots \dots (33)$$

が求められるので、式(28)より

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \varphi_1}{d\theta^2} = & \frac{1}{d \cos \varphi_1} \left[\frac{d^2 R_T}{d\theta^2} \cos(\beta - \delta) - 2 \frac{dR_T}{d\theta} \sin(\beta - \delta) \times \left(\frac{d\beta}{d\theta} - \frac{d\delta}{d\theta} \right) \right. \\ & \left. - R_T \cos(\beta - \delta) \left(\frac{d\beta}{d\theta} - \frac{d\delta}{d\theta} \right)^2 - R_T \sin(\beta - \delta) \times \left(\frac{d^2 \beta}{d\theta^2} - \frac{d^2 \delta}{d\theta^2} \right) + d \sin \varphi_1 \left(\frac{d\varphi_1}{d\theta} \right)^2 \right] \dots \dots \dots (34) \end{aligned}$$

が得られる。

例えば $d=1$, $a=0.5$, $b=0.3$, $f=0.1$ とした場合の従動節の揺動角 Ψ は式(5)より $\Psi = 12.54240^\circ$ 式(8), (9)より $\theta_0 = 77.45760^\circ$, $\theta_r = 102.54240^\circ$ となる。 $\delta = 0^\circ \sim 180^\circ$ まで 10° 毎に式(13)~(34)を計算して φ , $d\varphi_1/d\theta$, $d^2 \varphi_1/d\theta^2$ を求めたものを θ を横軸にして求めたものを図2に示す。

図から角変位 φ は滑らかに変化することがわ

かり、角速度の $d\varphi_1/d\theta$ と角加速度の $d^2 \varphi_1/d\theta^2$ は行き行程は戻り行程に比して変化が大きい。角加速度は行き行程の始点を過ぎた所で+の最大値を終点の前で-の最大値を取ることがわかり、この場合+の方が-より大きな値で、戻り行程の角加速度の変化は2次の角加速度が一定の形となる。

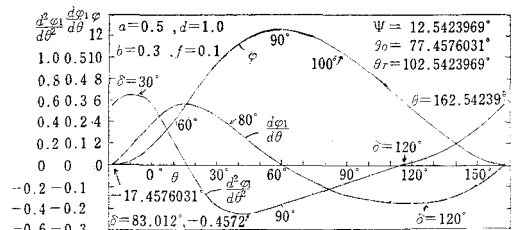


図2 d, a, b, f を指定した場合の従動節の運動

5.4 往き行程の始点と終点の角加速度

往き行程の始点において $\delta=0$, $\varphi=0$, $d\varphi_1/d\theta=0$ から式(13)~(34)を計算すれば $d^2\varphi_1/d\theta^2$ は次式のような簡単な式となる。

$$\delta=0, \quad \frac{d^2\varphi_1}{d\theta^2} = \frac{a^2-b^2}{b\sqrt{d^2-b^2}} \quad (35)$$

往き行程の終点において $\delta=90^\circ$, $\varphi_1=\varphi_0+\Psi$, $d\varphi_1/d\theta=0$ から次式のようになる。

$$\delta=90^\circ, \quad \frac{d^2\varphi_1}{d\theta^2} = -\frac{a^2-b^2}{a\sqrt{d^2-a^2}} \quad (36)$$

§ 6 曲率半径, 滑り率, 押進め角

橢円カムの接触点 T におけるカムの曲率半径 ρ_T は前報²⁾ により, K 点のカムの曲率半径を ρ_K とすれば次式が得られる。ただし θ の代りに δ を用う。

$$\rho_T = \frac{1}{ab} \left(\frac{C}{A} \right)^{\frac{3}{2}} = \frac{1}{ab} \left(\frac{a^4 \cos^2 \delta + b^4 \sin^2 \delta}{a^2 \cos^2 \delta + b^2 \sin^2 \delta} \right)^{\frac{3}{2}}, \quad \rho_K = \rho_T - f \quad (37), (38)$$

図1において T 点における法線と AB の交点を P とすれば, P はカム1と従動節2の瞬間中心 I_{12} となるので, $AP \cdot \omega_1 = BP \cdot \omega_2$, 故に $AP = BP \cdot d\varphi_1/d\theta$, $AP + BP = d$ から

$$AP = d \cdot \frac{d\varphi_1/d\theta}{1+d\varphi_1/d\theta}, \quad BP = \frac{d}{1+d\varphi_1/d\theta} \quad (39)$$

となるので,

$$TP = \frac{d \sin \varphi_1}{1+d\varphi_1/d\theta}, \quad KP = \frac{d \sin \varphi_1}{1+d\varphi_1/d\theta} - f \quad (40)$$

となる。カムと従動節の滑り率を σ_1 , σ_2 とすれば, 前報³⁾ により接触点 K の滑り率は次式のようになる。

$$\sigma_1 = \frac{KP}{\rho_T - f} = \frac{TP}{\rho_T}, \quad \sigma_2 = \frac{KP}{\rho_T - f - KP} = \frac{TP}{\rho_T - TP} \quad (41)$$

図1より BT の長さを s とすれば次式となる。

$$s = BP \cos \varphi_1 = \frac{d \cos \varphi_1}{1+d\varphi_1/d\theta} \quad (42)$$

従動節の押進め角を ϕ とすれば, ϕ は K 点における BK の垂線と法線 KP のなす角だから $\phi = \angle KBT$ となるので

$$\tan \phi = f/s, \quad \phi = \tan^{-1} f/s \quad (43)$$

となり, $f=0$ のときは $\phi=0$ である。

図3は前例の場合のカムの曲率半径 ρ_K と滑り率 σ_1 , σ_2 を式(37)~(41)より計算し, カムの輪郭上の位置のそれを明示するために, δ を横軸として示したものである。従動節の滑り率 σ_2 は平板上ほぼ一定であるが, 両行程の中ほどで無限大となる。カムの滑り率 σ_1 について言えば $\delta=90^\circ$ すなわち長径の頂点 D を少し過ぎた所で最大滑り率 σ_{1max} を生ずることがわかる。しかし, その $\delta=90^\circ$ の位置の σ_1 と大差がないので, $\delta=90^\circ$ の σ_1 を計算する。

D 点では $\rho_T = b^2/a$, $\rho_K = (b^2/a) - f$, $TP = a$, $KP = a - f$ となるので式(41)より次式が得られる。

$$\delta=90^\circ, \quad \sigma_1 = \frac{a(a-f)}{b^2 - af} \quad (44)$$

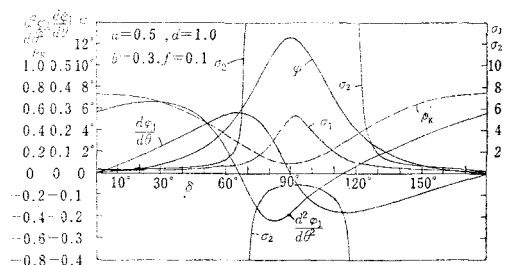


図3 d , a , b , f を指定したときの σ_1 , σ_2 , ρ_K

図4は a, b を指定して $\delta=90^\circ$ の σ_1 に及ぼす f の影響を調べたもので $f>0$ となると急に σ_1 が増加することがわかり $b^2 - af = 0$, $f = b^2/a$ のとき $\sigma_1 = \infty$ となる。それ故 $\delta=90^\circ$ の σ_1 を指定する必要がある。それには式(44)から

$$f = \frac{b^2 \sigma_1 - a^2}{a(\sigma_1 - 1)}, \quad \delta = 90^\circ \quad (45)$$

が得られるので, a, b が定まれば σ_1 を指定して f を求めることができる。

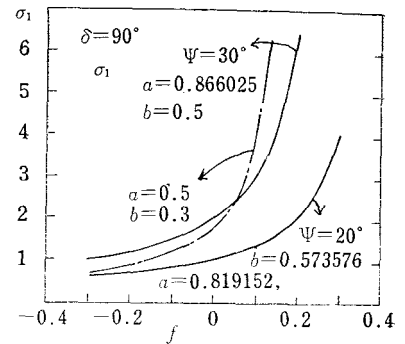


図4 $\delta=90^\circ$ の σ_1 に及ぼす f の値

§ 7 カムの輪郭と接触点の軌跡

図1においてオフセット量 $f=0$ の接触点 T の x, y 座標は式(2), (3)より

$$x_T = R_T \sin \delta, \quad y_T = R_T \cos \delta, \quad R_T = \frac{ab}{\sqrt{a^2 \cos^2 \delta + b^2 \sin^2 \delta}} \quad (46)$$

である。次に $f \neq 0$ の場合の接触点 K の x, y 座標を求めるには T から x 軸に垂線 TQ を下せば $\angle PTQ = \theta + \varphi_1$ から

$$x_K = x_T - f \sin(\theta + \varphi_1), \quad y_K = y_T - f \cos(\theta + \varphi_1) \quad (47)$$

が得られ, これが x, y 座標におけるカムの輪郭となる。接触点 K の ξ, η 座標を求めれば

$$\xi_K = x_K \cos \theta - y_K \sin \theta, \quad \eta_K = x_K \sin \theta + y_K \cos \theta \quad (48)$$

となり, これが固定座標 ξ, η における接触点の軌跡となる。

§ 8 往き行程の始点と終点の角加速度を等しくする場合

図2の角加速度曲線において $\delta=0^\circ$ と $\delta=90^\circ$ の $d^2 \varphi_1 / d\theta^2$ を等しい大きさにすれば最大角加速度もほぼ等しくなると思われる。式(35), (36)の絶対値を等しく置けば

$$\frac{a^2 - b^2}{b\sqrt{d^2 - b^2}} = \frac{a^2 - b^2}{a\sqrt{d^2 - a^2}}$$

となり, これから

$$d^2 = a^2 + b^2 \quad (49)$$

が得られ, そのときの $d^2 \varphi_1 / d\theta^2$ は次式のようになる。

$$\frac{d^2 \varphi_1}{d\theta^2} = \pm \frac{a^2 - b^2}{ab}, \quad (\delta=0^\circ \text{ で } +, \delta=180^\circ \text{ で } -) \quad (50)$$

Ψ が指定された場合に a, b に式(12)の関係があるのでこれを式(49)に代入すれば a, b は次式で求められる。

$$a = \sqrt{\frac{1 + \sin \Psi}{2}} d, \quad b = \sqrt{\frac{1 - \sin \Psi}{2}} d \quad (51)$$

この式を式(50)に代入すれば

$$d^2 \varphi_1 / d\theta^2 = \pm 2 \tan \Psi \quad (52)$$

が得られるので, $\Psi = 5^\circ \sim 30^\circ$ に指定して上式より表1が得られる。

表1 Ψ を指定した等角加速度

Ψ	5°	10°	15°	20°	25°	30°
a/d	0.737277	0.766044	0.793353	0.819152	0.843391	0.866025
b/d	0.675590	0.642787	0.608761	0.573576	0.537300	0.500000
$d^2 \varphi_1 / d\theta^2$	0.174977	0.352654	0.535898	0.727941	0.932615	1.154701

図5は $\Psi=20^\circ$ のときの $\delta=0^\circ$, $\delta=90^\circ$ の $d^2\varphi_1/d\theta^2$ を等しくした場合 $d=1$ として、 φ , $d\varphi_1/d\theta$, $d^2\varphi_1/d\theta^2$ を θ を横軸として求めたものを示す。 $\delta=0^\circ$, 90° で $d^2\varphi_1/d\theta^2=0.72794$ であるが、最大角加速度を逐次近似法で求めれば $\delta=36.312^\circ$, $\theta=-17.54928^\circ$ で $d^2\varphi_1/d\theta^2$ は最大となり、 $d^2\varphi_1/d\theta^2=1.118148$ 次に $\delta=80.052^\circ$, $\theta=17.64885^\circ$ で $d^2\varphi_1/d\theta^2=-1.11817$ となり、+側と-側の最大角加速度は $\delta=0$ の場合よりかなり高い値となり殆んどその絶対値は等しい。 $\theta_0=70^\circ$, $\theta_r=110^\circ$ で戻り行程では $d^2\varphi_1/d\theta^2$ の傾斜はほぼ一様である。

図6は $\Psi=30^\circ$ の場合で $\delta=0^\circ$ で $d^2\varphi_1/d\theta^2=1.1547$, 最大角加速度は $\delta=52.812^\circ$, $\theta=-11.3987^\circ$, $d^2\varphi_1/d\theta^2=2.69923$, $\delta=82.012^\circ$, $\theta=11.9412^\circ$, $d^2\varphi_1/d\theta^2=-2.69567$ となり、最大角加速度の絶対値はほぼ等しい。

次にオフセット量 f について言えば $\Psi=20^\circ$, 30° の場合を図4に示す。実際のカムの最大半径は $a-f$ なので $a-f$ の長さを小さくできればよいのであるが、 a が等角加速度のときは d に比して大きいので、 f を大きな値に取りたいのであるが、図4から f を大にすると $\delta=90^\circ$ の σ_1 が大きな値となるので、この σ_1 を指定し、式(45)から f を求める。

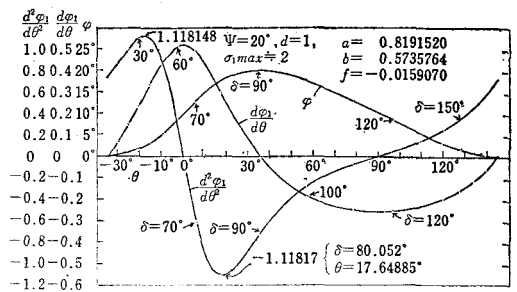
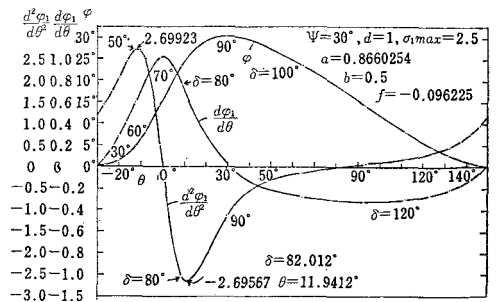
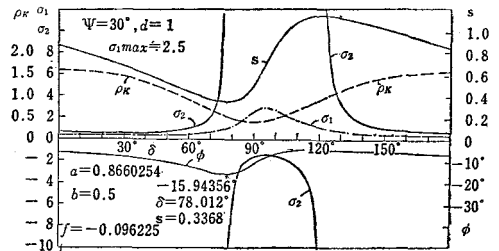
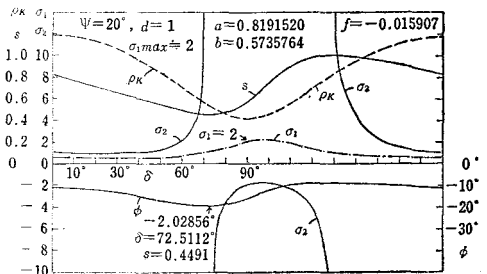
$\Psi=20^\circ$, [$\sigma_1=2$ のとき $f=-0.015907$, $\Psi=30^\circ$, $\sigma_1=2.5$ のとき $f=-0.096225$ となる。

図7, 8にそれぞれ $\Psi=20^\circ$, 30° の上記データにより ρ_K , s , ϕ , σ_1 , σ_2 を δ を横軸として示されている。いづれも σ_{1max} は $\delta=90^\circ$ より大きい所で生ずる。 $\delta=90^\circ$ の σ_1 を低く指定すればほぼカムの全域でほぼ均一となる。

次に接触点と従動節の中心 B の距離 s は $\delta=70^\circ\sim 80^\circ$ で最小値をとり、式(43)から f が一定なので s_{min} において最大押進め角 ϕ_{max} を生ずる。

平板従動節上の滑り率 σ_2 については図9, 10に示すように横軸に s を取って示せばいづれも行き行程の方が戻り行程より小さく、ほぼ一様で接触の両端で無限大となる。従動節のオフセット量 f を任意に取れば最大滑り率は変化する。

図11, 12はそれぞれ $\Psi=20^\circ$, 30° の場合の $\delta=0^\circ$, 90° の角加速度の等しい a , b において $f=-0.3\sim 0.3$ に変化させた場合の行き行程の始点と終点の滑り率 σ_1 , σ_2 を示したものである。 f が+側で大となれば

図5 $\Psi=20^\circ$ の等角加速度の場合図6 $\Psi=30^\circ$ の等角加速度の場合図7 $\Psi=20^\circ$ の場合の ρ_K , s , ϕ , σ_1 , σ_2 図8 $\Psi=30^\circ$ の場合の ρ_K , s , ϕ , σ_1 , σ_2

$a-f$ は小となってカムが小さくなるが終点の σ_1 が急激に大となるので f は0の前後がよい。

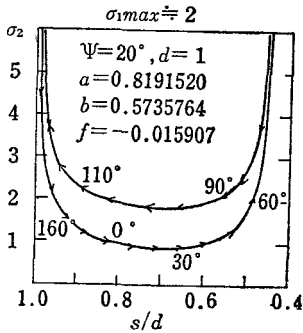


図9 平板従動節上の σ_2 , $\Psi=20^\circ$

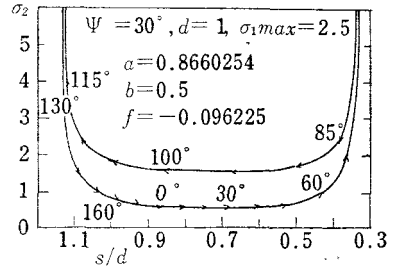


図10 平板従動節上の σ_2 , $\Psi=30^\circ$

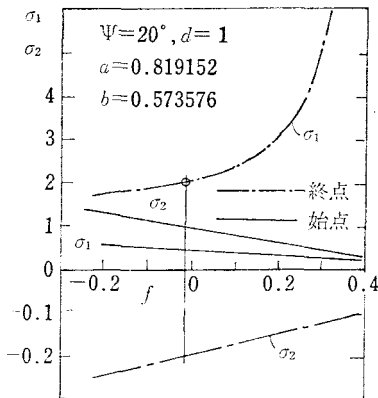


図11 $\Psi=20^\circ$ のときの始点、終点の滑り率

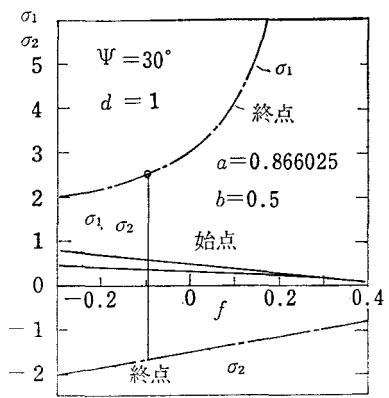


図12 $\Psi=30^\circ$ のときの始点、終点の滑り率

§ 9 往き行程の始点と終点の角加速度が等しくない場合

揺動角 Ψ を指定し、 d を指定すれば式(12)により各 a に対する b が求められる。図13, 14はそれぞれ $\Psi=20^\circ$, 30° の場合 a を横軸に b を縦軸に求めたもので a が指定されれば b が求められるので、式(35), (36)を用いて、 $\delta=0^\circ$, 90° の $d^2\varphi_1/d\theta^2$ を計算して縦軸に示す。更にその場合の $(d^2\varphi_1/d\theta^2)_{max}$ を求めたものを破線で示す。

図において a を小さくすれば b も小さくなるが、 $\delta=0$ の $d^2\varphi_1/d\theta^2$ が増加し、 $\delta=90^\circ$ のそれは減少する。 $(d^2\varphi_1/d\theta^2)_{max}$ の破線は $\delta=0^\circ$, 90° の線に比例することがわかる。図中の垂直線は $\delta=0^\circ$, 90° の $d^2\varphi_1/d\theta^2$ の絶対値が等しい場合を示す。いずれも $a=0.8\sim0.9$ にあるので、 $a-f$ を小さくするため a を小さくすると往き行程の始点附近の $(d^2\varphi_1/d\theta^2)_{max}$ が大きな値をとる。低速回転の場合を考えればこのことは無視できるが、式(11)で b を指定し a を求め、 $\delta=90^\circ$ の σ_1 を例えば図13では2と3、図14では $\sigma_1=3, 5$ を指定して式(45)から f と $a-f$ を求めたものを図に示す。等角加速度の場合の a の値より a を小さくとっても $a-f$ は逆に増加し、極大点を過ぎて減少するが等角加速度のときの $a-f$ と同じ値の所の a は非常に小さく f がまた大きくなり過ぎて使用できない。以上の結果 a, b の値は等角加速度の場合が最良で $a-f$ を小さくするには $\delta=90^\circ$ の σ_1 の値を大きくするほかはない。 $\Psi=20^\circ$ のときは $\sigma_1=3$ でよいが $\Psi=30^\circ$ のときは $\sigma_1=5$ 程度とする。滑り率を無視すれば f を大きくすることにより $a-f$ を小さくすることができる。

式(42), (43)を用いて等角加速度のときの最大押進め角を $\delta=90^\circ$ の σ_1 を指定した場合について逐次

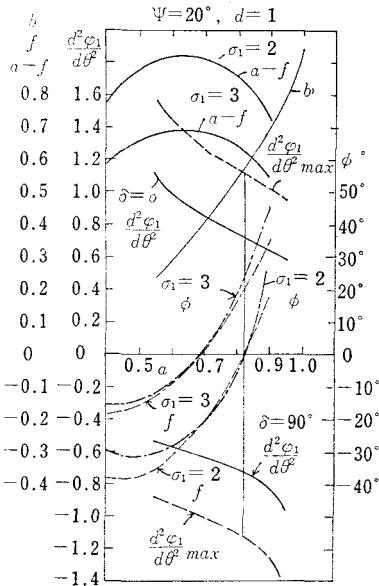


図13 $\Psi=20^\circ$ の場合の各 a に対する b , $d^2\varphi_1/d\theta^2$, ϕ , f , $a-f$ の値

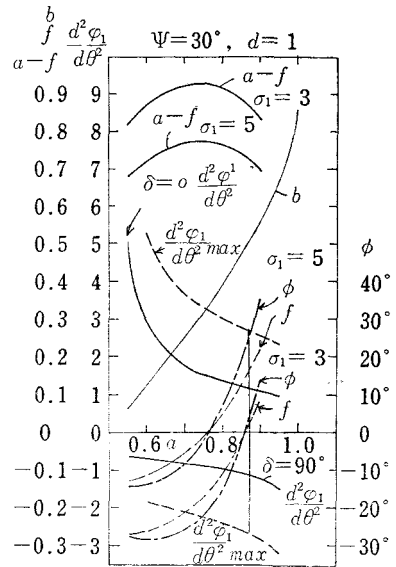


図14 $\Psi=30^\circ$ の場合の各 a に対する b , $d^2\varphi_1/d\theta^2$, ϕ , f , $a-f$ の値

近似法で求めたものを図13, 14に示す。

例えば図13において, $\Psi=20^\circ$, $a=0.9$ とすれば $\delta=90^\circ$ の $\sigma_1=3$ の場合, $f=0.358846$, $\phi_{max}=45.2405^\circ$ となって使用できない。故に $a-f$ を小にするため $\delta=90^\circ$ の σ_1 を大にすると ϕ_{max} が 30° 以上になって好ましくないで, $\sigma_1=2$ とすれば $\phi_{max}=26.6344^\circ$ となり, かなり減少するが $a-f$ は大きくなるがこれはやむを得ない。そこで等角加速度の場合の a を $a-f$ が少し大きくても小さな σ_1 と共に採用すれば ϕ_{max} も小となって使用できる。

$a-f$ を小さくするために $\delta=90^\circ$ の σ_1 を最大5迄にとり f が0に近い a を使用すれば押進め角としては問題はない。例えば図11より $\delta=90^\circ$ の $\sigma_1=3$ とし, $a=0.7$ とすれば $\Psi=20^\circ$ のためには $b=0.4135336$ となり, f

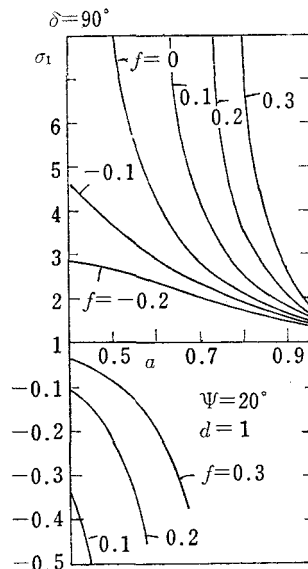


図15 $\Psi=20^\circ$ の場合, f を指定したときの $\delta=90^\circ$ の σ_1

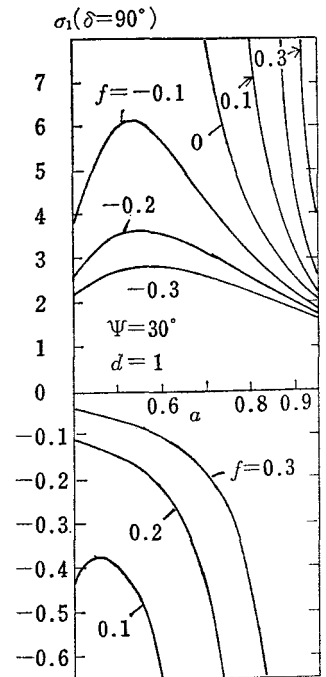


図16 $\Psi=30^\circ$ の場合, f を指定したときの $\delta=90^\circ$ の σ_1

$=0.0164501$ となり $\phi_{max} \div 1.7386^\circ$, $a-f=0.6835499$ となり, $d^2\varphi_1/d\theta^2_{max}=1.257648$ となるが, 等角加速度の場合は $a=0.819152$, $b=0.573576$, $f=0.2$, $\phi_{max}=24^\circ$, $|d^2\varphi_1/d\theta^2| \div 1.14$, $a-f=0.65$ となるので, $|d^2\varphi_1/d\theta^2|_{max}$ を問題にしない低速のときは σ_1 を高くにとって $f=0$ にすればよい。式(44)

より $f = 0$ の場合

$\delta = 90^\circ, \sigma_1 = a^2/b^2 \dots\dots\dots (53)$

となる。図15, 16はそれぞれ $\Psi = 20^\circ, 30^\circ$ の場合の $f = -0.2 \sim 0.3$ のときの各 a に対する $\delta = 90^\circ$ の σ_1 を式(12), (44)から求めたものである。図から $f > 0$ の場合 a が減少すれば σ_1 が急増する。

$\Psi = 20^\circ$ で $a = 0.7$ のとき $\sigma_1 \div 2.865$, $a = 0.81915$ のときは $\sigma_1 \div 2$ となるので図13から $a = 0.7$ のときの角加速度が少し大ではあるが、カムの外形は $a = 0.81915$ の場合より小となる。 a を小さくすると外形は小となるが σ_1 と $|d^2\phi/d\theta^2|_{max}$ が大きくなるので a を余り小にすることはできない。

§ 10 カムの輪郭と接触点の軌跡

図17, 18は前例により表1の $\Psi = 20^\circ, 30^\circ$ の場合のカムの輪郭と接触点の軌跡を式(46)~(48)を用いて求めたものである。ただし全形の $1/4$ のみを示した。

図17において $f = 0$ の場合を一点鎖線で示し、これは楕円で、 $\delta = 90^\circ$ の $\sigma_1 = 2, 5$ の場合はそれぞれ $f = -0.015907, 0.297240$ となりカムの輪郭は近似楕円である。卵形の曲線は $\sigma_1 = 2$ の場合の接触点の軌跡である。

図18は $f = 0$ の一点鎖線の曲線が楕円で、この場合 $\delta = 90^\circ$ の $\sigma = 3$ となる。 $\sigma_1 = 2.5, 10$ の場合それぞれ $f = -0.096225, 0.224525$ となる卵形の曲線は $\sigma_1 = 2.5$ の接触点の軌跡である。

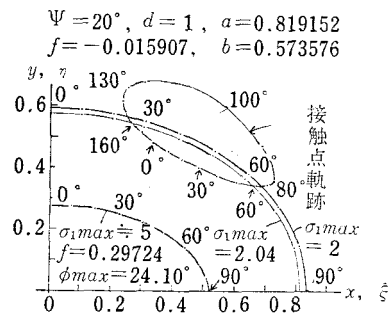


図17 $\Psi = 20^\circ$ の場合のカムの輪郭と接触点の軌跡

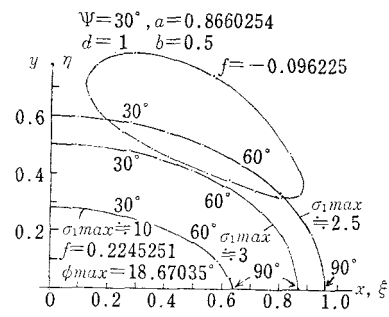


図18 $\Psi = 30^\circ$ の場合のカムの輪郭と接触点の軌跡

§ 11 結 論

以上揺動平板従動節をもつ楕円カムについて論じたが次の結論を得た。

- (1) 従動節の揺動角を指定することにより往きと戻りのカムの回転角が定まり、カムを従動節側すなわち内側に回転させれば早戻り運動を従動節に与えることができる。
- (2) 揺動角が大きい程従動節の角加速度が大となるが最大角加速度と最大角減速度を等しくすれば容易にカムの径が定まる。
- (3) カムの最大押進め角と最大滑り率を小にするために従動節のオフセット量は小さい程よいが、カムが大になる欠点がある。

文 献

1) 糸島寛典：揺動楕円カムの研究 (第1報), 呉高専研究報告, 10-2 (1975), 25
2) 糸島寛典：往復楕円カムの滑り率の研究 (第1報), 呉高専研究報告, 8-2 (1973), 52
3) 糸島寛典・野原稔：単弦運動カムの滑り率の研究 (第1報), 呉高専研究報告, 7-1 (1971), 68

(昭和49年10月15日 受付)

超塑性 $Zn-Al$ 合金の歯車の塑性加工

(機械工学科) 大 下 隆 章
山 根 光 夫

Manufacture of Gear of Superplastic Zn-Al Alloy by Plastic Working

Takaaki OSHITA and Mituo YAMANE

Two kinds of material were prepared for the experiment. One was cast eutectoid Zn-Al alloy, which was water quenched from 380°C (the cast material). The other was an alloy which was made by water quenching the cast material after it had been extruded (the extruded material).

The manufacturing experiment of the super gear by means of extruding or swaging these materials were carried out under various working conditions, and the relations between the working temperature or the working speed and the compressive force or the deformation process of the material were investigated. The results obtained were as follows.

- (1) Both the extrusion force and the swaging force for these materials decreased with the working temperature, while they increased with the working speed.
- (2) When these materials were worked at a temperature lower than the eutectoid point and under the identical working conditions, the extrusion force and the swaging force for the extruded material were always smaller than those for the cast material.
- (3) The dimensions of the manufactured products coincided with those of the die, and the filling properties of these materials were found to be excellent.

§1. 緒 言

超塑性を金属の塑性加工に利用しようとする研究はすでにかなりあるが^{(1)~(6)}, その多くは板材の成形に関するもので, 押し出し加工や型鍛造について検討したものは少ない。われわれは, さきに水焼入れした超塑性を示す共析組成の $Zn-Al$ 合金と, 空冷した超塑性を示さない同合金とについて押し出し加工実験⁽⁶⁾ および開放型盛り上げ加工実験⁽⁷⁾ をおこなって, いずれの場合にも, 加工温度および加工速度を適当に選べば, 超塑性材料は極めて小さい力で加工できることを報告した。一方, 超塑性を示す共析組成の $Zn-Al$ 合金を型材として使用すれば優れた耐摩性を示すことも知られている⁽⁸⁾。したがって, 型充てん性の良い超塑性材料を塑性加工して歯車を製作すれば, 設備および加工技術の面だけでなく使用上にも多くの利点が期待できる。

本研究は, このような考えから水焼入れした超塑性を示す共析組成の $Zn-Al$ 合金を加工素材として, 押し出し加工およびすえ込み加工によって平歯車の製作実験をおこない, 加圧力および加工素材の変形過程におよぼす加工温度および加工速度の影響を調べたものである。

§2. 試料および実験方法

前報⁶⁾と同様に、78% Zn-22% Al 合金を電気炉で溶製して720°Cで金型に鋳込み、これを図1に示す2通りの工程に従って所定寸法の円板または円柱としたのち、380°Cで1hr加熱後水焼入れして2種の試料(加工素材)を作製した。以後図1の前者の工程に従って作製した加工素材を鋳造材、後者の工程に従って作製した加工素材を押し出し材と呼ぶ。両材の顕微鏡組織はともに微細な粒状組織で、それらの間には殆ど差異が認められないが、後者は押し出し加工のために結晶粒界が拡張されるので、前者に比べてより大きな超塑性を示すことが予想される。図1に示した円板状($\phi 20 \times 9\text{ mm}$)の加工素材からは押し出し加工によって歯車1を、円柱状($\phi 20 \times 29.9\text{ mm}$)の加工素材からはすえ込み加工によって歯車2をそれぞれ製作した(表1参照)。

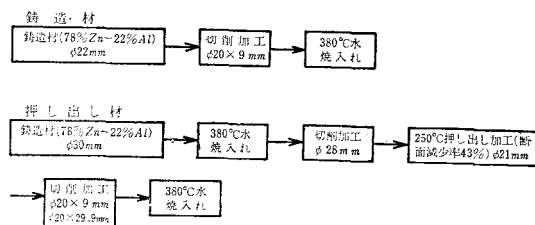


図1 試料の製作工程

表1 製作した平歯車の寸法

歯車番号	歯先円直径 mm	ピッチ円直径 mm	歯底円直径 mm	歯 幅 mm	モジュール	歯 数
歯車1	20.0	17.5	14.6	12.0	1.25	14
歯車2	34.2	30.6	26.4	12.0	1.80	17

本実験に使用した加工装置の概要を図2に示す。同図において、一方向の斜線は歯車1を押し出し加工するときの加工素材を示し、2方向の斜線は歯車2をすえ込み加工するときの加工素材を示す。主要部は電気炉中に置から、ポンチの下面から3mmの位置に挿入されている熱電対と自動温度調節器によって所定の温度に保持されている。加工素材をコンテナ内に入れたのち均一に加熱されるのを待って、万能試験機(島津製50 ton)で加圧力-ポンチ移動量線図を自記させながら加圧した。加圧に際しては、加工温度および加工速度(ポンチ移動速度)をそれぞれ100~300°Cおよび0.005~10mm/secの範囲に変化させて潤滑加工(出光製 kemical 135を使用)し、これらの作業因子が加圧力および加工素材の変形過程にどのような影響をおよぼすかを調べた。加工に使用したダイは放電加工によって仕上げた。

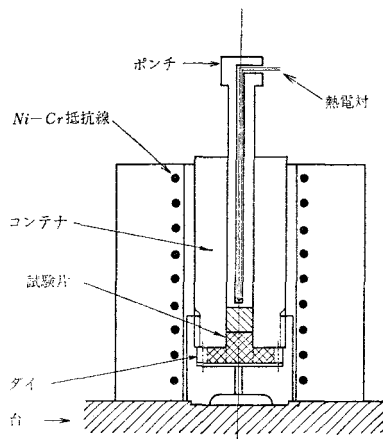


図2 歯車の加工装置

§3. 実験結果とその考察

3.1. 歯車の押し出し加工

3.1.1. 加圧力-ポンチ移動量線図

加工温度(T)および加工速度(V)を種々に変化して、鋳造材および押し出し材を押し出し加工して歯車1を製作するときの加圧力-ポンチ移動量線図の数例を図3に示す。加工温度100°Cで加工速度0.18mm/secとして鋳造材を押し出し加工する場合についてみると、加圧力は加工の初期に加工素材が降

伏して歯形の成形を始める a 点まで急速に増加する。

加工温度が低い場合や加工速度が大きい場合には、素材の強度が大で、加工素材とコンテナとの接触面の間に生じる摩擦抵抗も大きくなるが、加工が進めば接触面積の減少に伴ってコンテナの壁面に作用する圧力は減少するので、 a 点以後の加圧力は次第に減少するようになる。加工温度が高い場合や加工速度が小さい場合には、素材の強度が小さく摩擦抵抗も小さいので、加圧力におよぼす摩擦抵抗の影響も減少する。したがって a 点以後の加圧力の減少は殆どみられなくなる。

以上のように本実験では、 a 点に相当する加圧力が歯車 1 の加工に必要な最大加圧力となるので、以後 a 点に相当する加圧力を押し出し力 P_e とする。

3.1.2. 押し出し力におよぼす加工温度および加工速度の影響

加工温度 (T) を $100 \sim 300^\circ\text{C}$ の各一定温度とし、加工速度 (V) を種々に変化して、鑄造材および押し出し材を押し出し加工して歯車 1 を製作し、これらの作業因子が押し出し力 (P_e) におよぼす影響を調べた。その結果を図 4 (鑄造材) および図 5 (押し出し材) に示す。これらによると、鑄造材の P_e は加工温度の上昇によって減少し、加工速度の増加とと

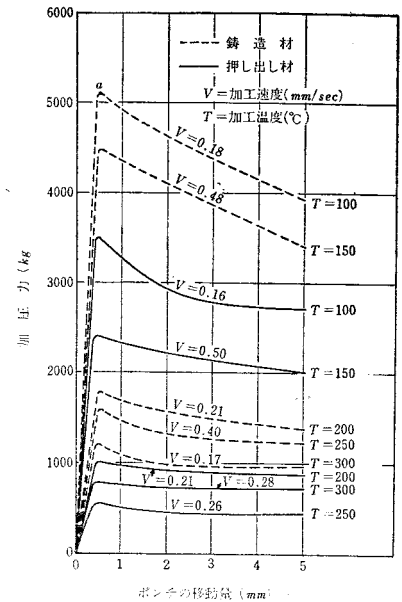


図 3 加圧力-ポンチ移動量線図 (歯車 1 の押し出し加工)

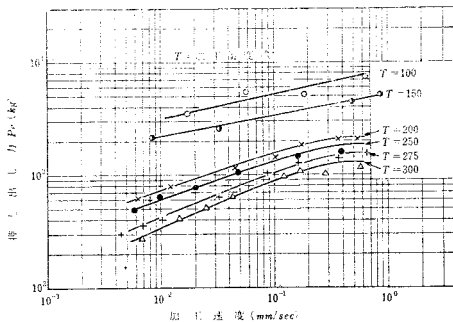


図 4 押し出し力 P_e におよぼす加工温度および加工速度の影響 (鑄造材)

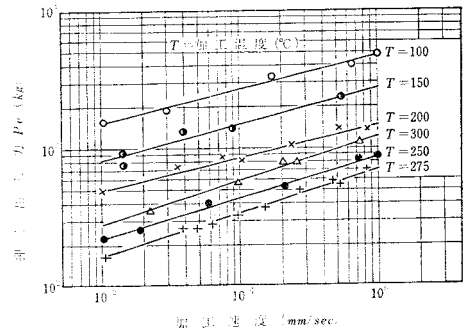


図 5 押し出し力 P_e におよぼす加工温度および加工速度の影響 (押し出し材)

もに増加する。一方、押し出し材については、 P_e は 275°C まで加工温度の上昇によって減少するが、それ以上の温度では、組織変化して α' 相となるために P_e はわずかに増加する。また押し出し材の P_e も鑄造材のそれと同様に、加工速度の増加とともに増加するが、その増加の割合は鑄造材のそれに比べて大きく、押し出し材のひずみ速度感受性指数が鑄造材のそれよりも大きくなることと一致する。

両材の P_e におよぼす加工温度の影響を一層明らかにするために、加工速度 0.01mm/sec 、 0.1mm/sec 、 0.5mm/sec および 1mm/sec のときの P_e を図 4 および図 5 から求めて、 P_e と加工温度の関係線図として示したものが図 6 である。これによるといずれの加工速度においても、鑄造材の P_e は加工温度の上昇によって直線的に減少するが、押し出し材のそれは 275°C まで加工温度の上昇によって減少し、さらに加工温度が上昇すれば P_e はわずかに増加するようになる。また 275°C 以下の同一加工条件では押し出し材の P_e は鑄造材のそれよりも常に小さい。このような両材の加工温度および加工速度の変化に伴う P_e

の変化の様子は、前報⁽⁶⁾⁽⁷⁾に報告した加工温度およびひずみ速度と素材強度との関係とよい対応を示している。

3.2. 歯車のすえ込み加工

3.2.1. 加圧力-ポンチ移動量線図

加工温度 (T) および 加工速度 (V) を種々に変化して、押し出し材をすえ込み加工して歯車2を製作するときの加圧力-ポンチ移動量線図の数例を図7に示す。加工温度 100°C で加工速度 0.18mm/sec の場合の加圧力の変化をみると、加圧力は加工素材が降伏する a 点まで急速に増加し、その後、加工素材は底板に接する部分の面積を増加しながら半径方向に流動する。このようにして加工素材の外縁がダイの歯底円に接する b 点に達すると加圧力は再び急増するようになり、その後次第に歯形が形成される。加圧力が c 点に達すると加工素材は完全にダイに充填されて歯車の加工を終る。

以上のような加圧力の変化に対応する加工素材の変形過程を示すと写真1のようである。写真1において、 a, b, c, d および e はそれぞれ加工素材、加工素材の下部が半径方向に流動したもの、図7の b をわずかにすぎて歯形の形成が始まったもの、加工が終りに近づき素材の下部は歯形を形成しているが上部には素材が完全に充填されていないものおよび完成品を示す。

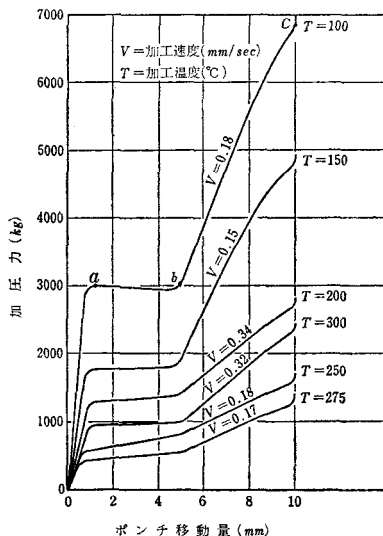


図7 加圧力-ポンチ移動量線図
(歯車2のすえ込み加工)

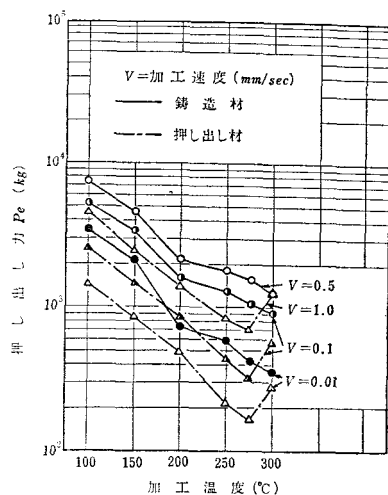


図6 押し出し力 P_e と加工温度の関係

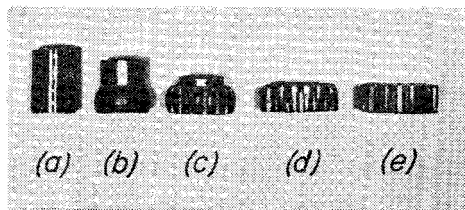


写真1 加工素材の変形過程

以上のように、すえ込み加工では加圧力が図7の c 点に達したとき歯車の加工を完了するので、このときの加圧力をすえ込み力 P_s とする。

3.2.2. すえ込み力におよぼす加工温度および加工速度の影響

加工温度 (T) を $100 \sim 300^\circ\text{C}$ の各一定温度とし, 加工速度 (V) を種々に変化し押し出し材をすえ込み加工して歯車 2 を製作し, これらの作業因子がすえ込み力 P_s におよぼす影響を調べた。その結果を図 8 に示す。これによると, 275°C まで P_s は加工温度の上昇によって減少するが, その後は加工温度の上昇によってわずかに増加する。また P_s はいずれの加工温度においても加工速度の増加とともに直線的に増加する。すなわち, 超塑性材料の流動応力 σ とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ との関係 $\sigma = k\dot{\epsilon}^m$ によく対応することがわかる。

すえ込み力と加工温度の関係を一層明らかにするために, 加工速度 0.01mm/sec , 0.1mm/sec および 1mm/sec のときの P_s を図 8 から求めて, P_s と加工温度の関係として示したものが図 9 である。これによると P_s の変化の様子は押し出し加工によって歯車 1 を製作する場合の押し出し力と加工温度の関係と同様に变化し, 275°C まではいずれの加工速度のときも P_s は加工温度の上昇によって直線的に減少するが, 加工素材の組織が α' 相になる共析点以上の加工温度では P_s はわずかに増加する。

本実験で加工した歯車 1 および 歯車 2 はともにその歯形が小さく歯形検査はできなかったが, いずれの場合にも製品の仕上り面は美しく, 歯形はダイの形状とよく一致しており, 超塑性材料の型充填性が極めて良好であることがわかった。また歯車 2 の製品について歯形の中心線 (半径方向) 上において, 0.2mm 間隔で $0.2 \sim 1.2\text{mm}$ の範囲にわたって硬度測定 (同一深さで 7 箇所) をした結果, 平均硬度が $H_v 63.3$ であるのに対して標準偏差は $H_v 1.43$ であった。測定上の誤差を考慮すれば製品に均質性があることがわかる。

§ 4. 結 言

共析組成の Zn-Al 合金を金型鑄造後水焼入れした鑄造材および鑄造材を押し出し加工した後水焼入れした押し出し材を, 加工温度および加工速度を種々に変化して, 押し出し加工またはすえ込み加工によって平歯車の加工実験をおこない, 加圧力および加工素材の変形過程におよぼす加工温度および加工速度の影響を調べた。得られた主な結果は次の通りである。

- (1) 両材の押し出し力および押し出し材のすえ込み力はともに加工温度の上昇によって減少し, 加工速度の増加によって増加する。
- (2) 共析点以下の温度で加工すれば, 押し出し材の押し出し力は, 同一加工条件での鑄造材のそれよりも常に小さい。
- (3) 両材とも製品の形状はダイのそれとよく一致し, 型充填性は良好である。

おわりに, 実験に協力された 村上二三行氏 (神田造船株式会社), 市川茂氏 (株式会社菱備製作所) の両氏に感謝します。

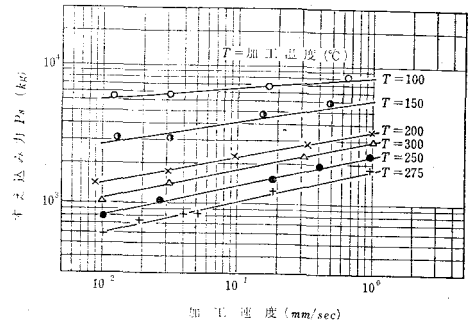


図 8 すえ込み力 P_s におよぼす加工温度及び加工速度の影響

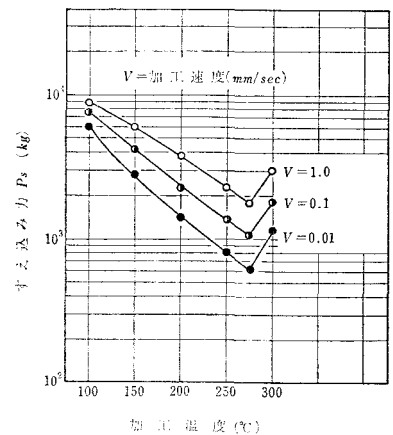


図 9 すえ込み力 P_s と加工温度の関係

文 献

- (1) D.S. Fields : IBM. J., (1965), 134.
- (2) D.L. Holt : Ultrafine-Grain Metals, Ed, by J.J. Burke and V. Weiss, Syracuse University press, Syracwse, (1970), 355.
- (3) R.A. Saller and J.L. Duncan : J. Inst, Metals, **99** (1971), 173.
- ✓(4) J. Hestbech, E.W. Langer and A. Rosen : J. Inst, Metals, **99** (1971), 306.
- (5) 上田恵慰, 宮川松男, 篠原宗憲, 諸星昭夫 : 昭和49年度塑性加工春季講演論文集, (1974), 209.
- (6) 大下隆章, 武井英雄 : 金属学会誌, **35**, (1971), 1120.
- (7) 大下隆章, 武井英雄, 山根光夫 : 第24回塑性加工連合講演論文, (1973), 373.

(昭和49年10月15日 受付)

本校普通教室の照明について

(電気工学科) 原 田 一 彦

A Survey of the Lighting of the Classroom of Kure Technical College

Kazuhiko HARADA

In this paper, the author has studied the lighting of the classrooms of Kure Technical College as compared with the industrial standard of school lighting.

The following results have been obtained.

The lighting equipments of the classrooms fit the purpose as auxiliary light sources. The mean value of the illuminance on a dark day under the fluorescent lamp lighting was 312 lx. And, the contrasts of luminance were good. However, the illuminance of the classrooms were less than that of the industrial standard on a very dark day and at night.

§ 1 緒 言

日本規格協会は、照明学会に「学校照明基準」工業標準原案作成の委託をし、同学会は昭和48年3月10日その答申をした¹⁾。それによると、対象は小、中および高等学校の普通課程までの教室、屋内運動場、屋外運動場等に参考となるものであるが、普通教室については、高等専門学校の普通教室にも適用されてよいと考えられる。また、普通教室の照明は学校の教室のなかで最も利用度の高いもので、長時間の勉学に疲労を感じさせないようにし、目を明視的に保護することが大切であって学校照明の基本となるものである。

本実験は、本校の普通教室の照明を、「学校照明基準」と比較検討し、さらに、輝度分布による評価を試みたものである。

§ 2 普通教室の照明について

快適な教育環境とする一環として、学校照明は、学習効果の向上は勿論のこと、安全および衛生に留意しなければならない。したがって、夜間に授業を行なう学校は当然であるが、昼間の学校でも自然光だけでは、悪天候の日や冬期の場合などは充分でなく、人工照明設備が必要である。

一般に、照明設計をする場合には、

- (1) 照度およびその分布
- (2) グレフ
- (3) かげ
- (4) 光の色

などについて考慮しなければならないが、学校照明でも同様である。照度については、答申された規格は、JIS Z 9110に準拠している。それによると、普通教室の照度は、 $150 \sim 700 \text{ lx}$ が必要であるが、集団で勉強するわけであるからその分布ができるだけ一様であることが望ましく、次式を満足する範囲

がよい。

$$E_{min} \geq 1/3 E_{av} (1_x) \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 E_{min} ：机上面最小照度 (1_x)

E_{av} ：平均机上面照度 (1_x)

かげは、手暗がり、頭暗がりのように悪影響を及ぼすものと、立体感を与えるため2：1～7：1程度の輝度比が必要な場合とがあるが、前者の暗がりを除くには、けい光ランプなどの拡散光源を使用すればよい。照明の質の向上を目差す見地から、後者の立体的な照明をするための適度な輝度分布は、今後の重要な課題である。

黒板照明も教室には大切なもので、JIS では鉛直面照度を300～1,000 1_x としているが、

$$E_{min} \geq 1/2 E_{av} (1_x) \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 E_{min} ：黒板面最小照度 (1_x)

E_{av} ：黒板面平均照度 (1_x)

の条件を満足する範囲内がよい。また、正反射によるまぶしさがなくことおよび、教師がまぶしくないよう光源の仰角が45°以上になるよう配置することが必要である。器具の位置と高さを表1のようにすれば、鉛直面照度は最大となる。

表1 黒板照明器具の位置と高さ

床 上 から 光 源 の 高 さ (m)	2.2	2.4	2.6	2.8	3.0	3.2	3.4
黒板面から光源までの距離 (m)	0.6	0.7	0.85	1.0	1.1	1.25	1.4

§ 3 測定結果および考察

普通教室の室内の反射率を測定した結果と推奨値を比較したのが表2である。

10年を経過した教室であるが、色彩調節がよく床を除いて反射率は良好で、推奨値の範囲内にあった。

図1は、本校の普通教室の大きさおよび照明器具の配置を示すもので、図2は「学校照明基準」による設計例である。なお、図1の高さの寸法は図2と同じで

表2 普通教室の室内の反射率

	測定値 (%)	推奨値 (%)
天 井	78	70 ～ 85
壁	55	50 ～ 70
黒 板	12	10 ～ 20
机上面	36	35 ～ 50
床	15	20 ～ 40

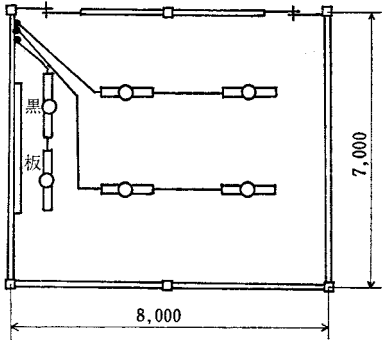


図1 本校普通教室の照明設備

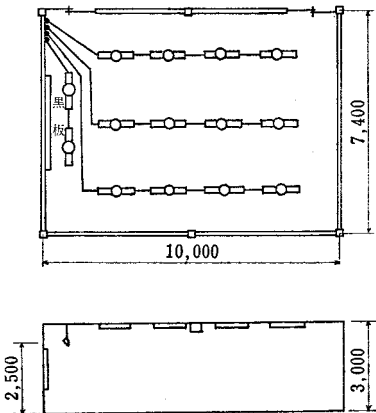


図2 学校照明基準工業標準原案による普通教室の設計例

ある。図1の天井灯は40W白色けい光ランプ×2灯じかけ、黒板は40W白色けい光ランプ×1灯つり下げ、図2の天井灯は図1と同じで、黒板は40W白色けい光ランプ×2灯つり下げである。これに比べると、設計例による教室が、長さで2m、幅が40cm大きくなっているが、照明設備にはかなりの差がある。設計例では、机上面平均照度を370lxに目標をおいている。表3は測定した机上面の平均照度と黒板の鉛直面平均照度である。

表3 本校普通教室の机上面と黒板の平均照度

自然光	条 件	机上面照度 (lx)	黒板照度 (lx)
明るい日		3506 (500)	813 (620)
	ブラインド使用	1433 (406)	720 (597)
	ブラインド使用、廊下側のみ点灯	1450 (409)	722 (600)
	ブラインド使用、点灯	1477 (509)	1100 (900)
平常の日		1650 (450)	640 (520)
	ブラインド使用	770 (330)	500 (430)
	ブラインド使用、廊下側のみ点灯	790 (340)	510 (435)
	ブラインド使用、点灯	1210 (500)	1000 (900)
暗い日	点 灯	312 (140)	360 (280)
夜	点 灯	149 (90)	285 (215)
	ブラインドを反射板として使用	156 (90)	285 (215)

- (注) 1. () は最低照度を示す。
 2. 明るい日の全天空照度は30,000lx、平常の日は15,000lx、暗い日は5,000lxである。

図3は、昼光率(机上面照度/全天空照度×100%)を示したもので、机上面平均照度を500lxとした場合、平常の明るさの日であれば廊下側で辛うじて人工光源を必要としないで確保できるが、暗い日および夜間は照明設備のけい光ランラを点灯して前者で300lx、後者で150lxの明るさである。これでわかるように、現在の照明設備は、暗い日や冬期のための補助光源の域を出ず、最も暗い机上面は廊下側の奥で90lxの低照度であった。黒板照明は、照度分布がかなり均一化されていたが、これも悪条件下の補助光源程度で、最低照度の300lxの維持がやっとである。点灯時は、前記(1)、(2)式を満足している。

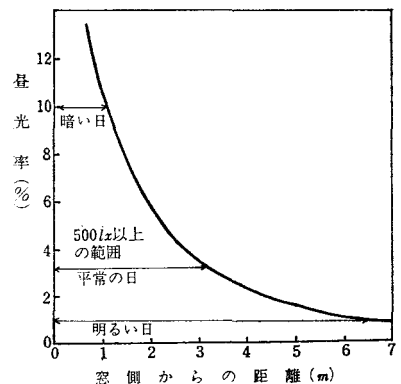
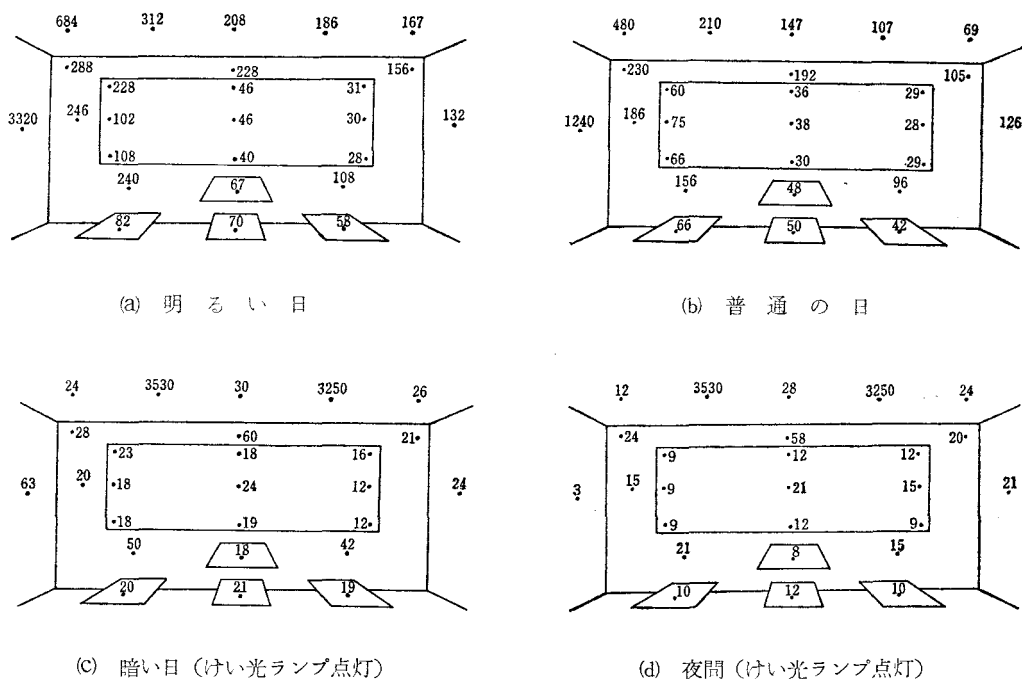


図3 昼光率

輝度の分布を測定した結果が図4で、明るい日や平常の明るさの日の窓側は、さすがに輝度が高く、廊下側との差が大きい。また、明るい日の黒板の輝度比は約7:1で許容の範囲内ではあるが、やはり差は大きい。これらは、ブラインドを使用し、またはそれに廊下側を点灯する方法で差を小さくすることができる。普通の明るさの日の黒板の輝度比は約2.7:1で前者の場合よりも緩和されている。

けい光ランプを点灯した暗い日と夜間は、露出形(H形)照明器具であるためランプの輝度が高く、これが視野に入ると不快を感じるが、他は全般照明の長所がでていてバランスがよく好印象を与える。

図4 普通教室の輝度分布 (cd/m^2)

しかし、前述のように照度がやや低いので輝度も同様に低い。D. Fischer 氏によれば²⁾、好ましい壁面と天井面の輝度は $100\text{cd}/\text{m}^2$ 、 $100\sim 400\text{cd}/\text{m}^2$ とするには $2,000\text{ lx}$ の水平面照度が必要となるが、現状ではとても無理である。しかし、悪天候の日や冬期に重点を置くならば、天井灯、黒板照明ともに若干の増設が必要である。

§ 4 結 言

本校の普通教室の照明は、暗い日の補助光源としては一応目的を達しているが、夜間または、それに準ずるような場合に使用するときには、照度がやや不足である。それを補うためには、高出力けい光ランプを使用するか、現在の $40\text{W} \times 2$ 灯を増設すればよい。この器具を2個増設すれば、光束法による計算で夜間の机上面平均照度が約 220 lx となる。また、黒板照明も現在は $40\text{W} \times 1$ 灯の器具であるが $40\text{W} \times 2$ 灯の器具として高照度を確保したい。さらに、H形のけい光ランプ器具は露出形なので、後部の座席の学生からは、ランプが視野に入ることがある。拡散性カバーを付けた器具にすると快適な視環境となろう。

参 考 文 献

- 1) 池田：照明学会誌57, (1973) 22.
- 2) D. Fischer: A Luminance Concept for Working Interiores Illum. Eng. 2, (1973) 92.

(昭和49年10月15日 受付)

割れ目を有する岩盤の斜面崩壊に関する 一模型実験と考察（第1報）

（土木工学科） 石 井 義 明

A Model Experiment and Considerations on the Slope Failure of a Fissured Rock

Yoshiharu ISHII

In this paper, the writer has dealt with a model experiment and the considerations on the slope failure of a fissured rock. This experiment was carried out by using a pile of blocks made of vinyl chloride.

Principal conclusions obtained from the results of the experiment are as follows ;

- (1) The slope failure occurs even when the slope angle of the stratified layer is less than the frictional angle between the fissurs.
- (2) The failure zone in the checked joint slope can be estimated by formula if the height of the slope, the size of the block, and the angle of the stratified layer are previously obtained.

§ 1 ま え が き

日本における自然地山の地質構造は複雑なところが多いが、規則正しい割れ目を有するものもあり、一定方向に発達した主成層面のほかにこれと直交する方向の割れ目が存在し弱線を形成していることも多い。このような地帯に鉄道、道路工事、あるいは宅地造成のための切土工を安全に行なうためには適切な斜面こう配を前もって予測する必要がある。

これら岩盤の強さは割れ目に沿う摩擦力、粘着力ならびに岩石のかみ合せ以外、割れ目のない部分の強さなど多くの要素に支配される複雑さのために、これに関する研究は遅れている。従って斜面こう配は過去の崩壊例から経験的に決定されている。

このような岩盤の斜面の安定性を調べるため成層面が単斜層をなし、この層と直交する副層面を有する斜面の崩壊について、塩化ビニール製

角柱状ブロックを斜面状に積層し模型実験を行なった。著者は以前に今回同様の実験を行ない、この種斜面の安定性は主成層面の傾きと層面に沿う摩擦角だけでは決まらず、転倒の概念も考慮しなければならない結果を得ている¹⁾。

本論文は前回の結果を再確認し、更にデータを増やし、最も単純化した割れ目を有する岩盤斜面の崩壊領域を推定する式の誘導を試みたものである。

§ 2 実験方法と装置の概要

単斜層をなす成層岩盤斜面の模型として角柱状の塩化ビニール製ブロック（ $2 \times 2 \times 5 \text{ cm}$ ）を積み重ねていった。すなわちFig. 1のように水平におかれた木製角材（ $10 \times 6 \times 100 \text{ cm}$ ）の台の上にブロックを断面（ $2 \times 2 \text{ cm}$ ）が斜面横断面となるようにして、主成層面を水平に、Fig. 2 (a), (b)のように下のブロックの真上に上のブ

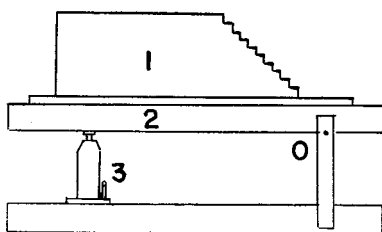


Fig. 1 Test apparatus for investigating stability of fissured rock, 1 Block mound, 2 Wooden stand, 3 Jack

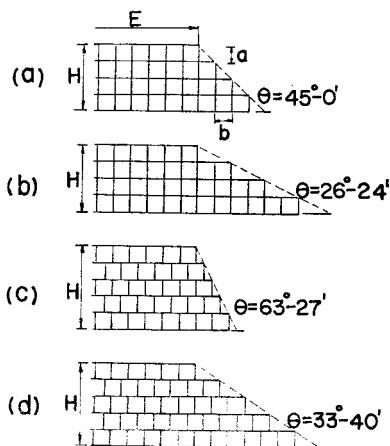


Fig. 2 Kinds of pile of blocks simulating fissured rock, (a) (b) checked joint, (c) (d) staggered joint

ロックを積層する「格子積み」と、(c), (d)のように上下のブロックを幅の半分ずつずらせる「千鳥積み」の方法で積層した。

斜面前面は図のように階段状となるように積層するため、積層時における斜面こう配 θ は格子積み(a) $45^{\circ}-0'$, (b) $26^{\circ}-24'$, 千鳥積み(c) $63^{\circ}-27'$, (d) $33^{\circ}-40'$ の4種類について実験を行なった。

水平に置かれた木製台の上に積層した斜面はジャッキを用いFig. 1のO点を中心に回転し主成層面に傾斜を与える。これらを写真で示せばPhoto. 1のようになる。すなわち積層された斜面($\theta \div 63^{\circ}27'$, 斜面高さ $H=14\text{cm}$)の一端を静かに揚げ、主成層面に角 $\alpha \div 10^{\circ}$ の傾斜を与えた状態を示している。さらに α を増加すると崩壊する。

次に自然斜面の斜面頂面の長さ E は半無限の

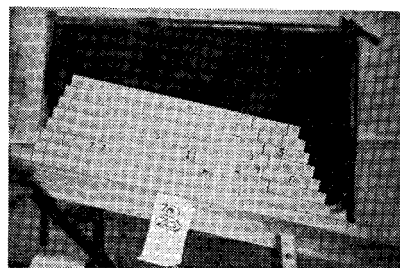


Photo. 1 Block mound for the staggered joint while testing (slope angle: $36^{\circ} \sim 27'$)

長さをもつ場合が多いため、本実験における E を無限長さと近似できるに必要な長さを前もって調べたところ、 $E=30 \sim 40\text{cm}$ であった。したがって本実における E は 30cm 以上で行なった。

一般に均質な土からなる斜面の崩壊は斜面先、斜面内、底部破壊の3型があるが、本実験では前2者の発生を予測し、台上に直接斜面形状を積層している。これは柱状節理など規則正しい割れ目の発達した岩盤で割れ目の傾斜より急傾斜で切土し、いわゆる「流れ盤」となる斜面では割れ目に沿って岩すべりが起りやすいといわれていることと²⁾、その他ブロック状岩盤の崩壊例でも³⁾切土の法尻ですべているためである。

なおこの実験に使用したブロック一個の重さは 30g であり、ブロック間の摩擦角 ϕ はバラッキはあるがおよそ 26° であった。

§ 3 実験結果

3・1 破壊時成層面のなす角と斜面高さについて

§ 2に述べた方法により主成層面が水平となす角 α を増加し崩壊させ、斜面高さ H が破壊時成層面のなす角 α_f におよぼす影響をみるとFig. 3のようである。いずれも H が大きいほど α_f は小さく、斜面高さが大いほどこの種岩盤斜面は崩壊しやすいといえる。これは奥園²⁾が割れ目が流れ盤となる場合の崩壊の特徴として、切土高が高くなるほど崩壊規模が大となるとしていることと類似である。

黒丸, 白丸, 掛印を比較すると格子積みの黒丸印が白丸印の千鳥積みの場合より緩い斜面に

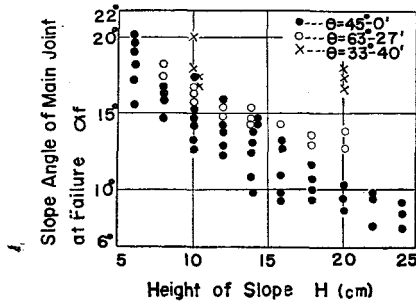


Fig. 3 Relationship between slope angle of main joint at failure and height of slope

う配であるにもかかわらず早く崩壊している。これは格子状の場合は下側ブロックの真上に上側ブロックがあり、隣り合うブロックとの間にかみ合せのようなものがなく、あたかも一本の柱が転倒するかのように挙動するためと思われる。千鳥状の場合は下側と上側ブロックの間に割れ目のずれがあるため、ブロック間のかみ合せの影響で、見掛け上、弾性的な連続体のような挙動をするため、格子積みものより安定していると考えられる。

一方千鳥積みである白丸、掛印をみると同一の H でも θ が大きい白丸印が早く崩壊している。これらの傾向は H が小さい時より大きいほど差は大きい。従って斜面高さが高いほど斜面の安定におよぼす θ の影響が大きいといえる。

3・2 斜面傾斜角 θ が崩壊時成層面のなす α_f 角におよぼす影響

Fig. 4は $H=14\text{cm}$ で一定として θ を種々変えて得られた θ と α_f の関係である。黒丸が格子積み、白丸が千鳥積みの結果である。ともに θ

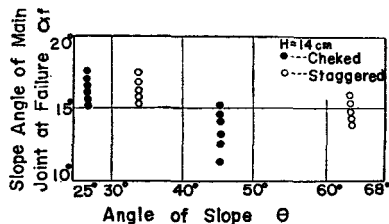


Fig. 4 Relationship between angle of slope surface and slope angle of main joint at failure

が大きく、急な斜面こう配ほど小さな α で崩壊するのであるが、特に格子積みのほうが θ の影響

響が大きい。これは図の $H=14\text{cm}$ 以外の場合も同じ傾向にあった。

成層面に沿う摩擦角 φ と粘着力 C が $C=0$ 、 $\alpha < \varphi$ であれば、一般に θ の限界は90度と言われている⁴⁾。本実験では水平に置いた台の上にブロックを積層した時の斜面こう配を θ としているため、崩壊時の斜面こう配、すなわち限界傾斜角 θ_f は $(\theta + \alpha_f)$ である。Fig. 4の結果を θ_f に換算すると、格子積みの場合は約60°~41°となり、千鳥積みの場合は80°~50°の範囲にある。従って割れ目を有する岩盤斜面を掘さくするにあたっては θ_f の決定を単に C 、 φ によるだけでなく、割れ目の発達状況、特に割れ目のずれを考慮しなければ災害の生ずる危険がある。

3・3 斜面後背部のき裂の発生について

斜面の崩壊状況を観察すると、斜面後背部にき裂が発生した後崩壊する。均質で連続体とみられる岩盤では斜面後背部に引張りき裂が生じ、法肩よりき裂が生ずる位置までの距離 L 、斜面頂面よりのき裂の深さ d は斜面高さ H と一定の関係があるといわれている⁵⁾。この実験は連続体でないため引張りき裂と断定できないが、斜面高さ H と L の関係はFig. 5である。 H が小さ

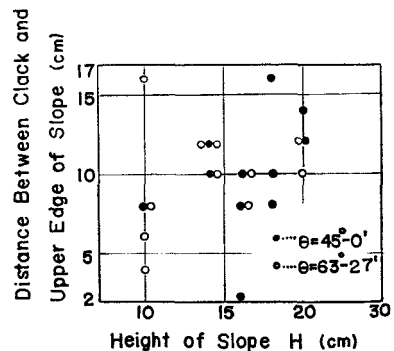


Fig. 5 Relationship between height of slope and distance of crack from upper edge of slope

いほど主となるき裂が見分けにくいためにはつきは大きい、全体として H の増大とともに L も大きく、 H と一定の関係があるようである。格子積みの $\theta=45^\circ-0'$ の結果と、千鳥積みの $\theta=63^\circ-27'$ の結果を比較すると、大差なくほぼ

同じような位置にき裂が発生する傾向にある。しかし本実験ではブロック数が少なかったこともあり、 $H=20\text{cm}$ までしか調べられなかったで、今後ブロック数を増し、くわしく調べてから、両者の差を比較したい。

一方Fig. 6は上記 L の測定と同時に得られたき裂深さ d と H の関係である。 H が大きいほど

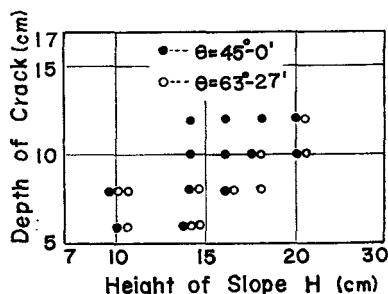


Fig. 6 Relationship between height of slope and depth of crack

d も大きくなり、黒丸印が白丸よりやや上側となり、格子積みの場合が d は大きいようである。 d は H の1/2より大きくならないともいわれるが、⁴⁾本実験結果もおおむね、そのような傾向にあるが、 α , θ_f , 層間距離などの影響があると思われるので明確にはいえない。Fig. 5・6からき裂の発生状況をみると L , d ともに積層方法による差は比較的小さいと思われる。

§ 4 現場の岩盤斜面の観察結果

実験結果を検証するため、呉市近郊の広、仁方、蒲刈方面の風化花崗岩地帯などの斜面崩壊地8カ所の α , θ_f の関係を実測し、その状況を観察した。規則正しい割れ目を有するものはほとんどみられなかったが、Fig. 7の図中左上に示すような2方向に大別される割れ目のものが多かった。ただし主成層面と直交する方向の割れ目については重力方向を向くものもあった。

α と θ_f の関係は図に示されるように、 α の大きいものほど θ_f は大きく、図中破線で示される $\alpha=\theta_f$ の線に近いものが多い。従って成層面を有する斜面のこう配は成層面のなす角と等しい場合ほど安定であるといえる。しかしこれらの傾向はFig. 4の結果と逆の傾向である。

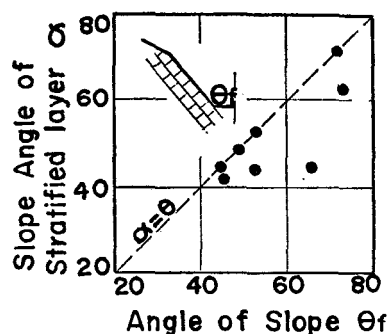


Fig. 7 Relationship between slope angle of stratified layer and angle of slope at the site

その理由は図中左上略図に示すように、 $\alpha \div \theta_f$ となり主成層面となる割れ目が斜面の面中に見られないためと思われる。その他観察によれば $\theta_f > 90^\circ$ でも層間の結合力の大きいものは崩壊しない例もみられた。

一方、割れ目の発達に注目すると表面に近い位置にある岩石ほど割れ目は発達していた。これは地表面近くにある岩石は物理的風化をしやすいためと、Arthur L. Bloom⁶⁾が提唱する侵食にともなう応力解放のため膨張し、割れ目が下方に広がるシーティング節理などが考えられる。

§ 5 考 察

以上のような岩盤斜面の崩壊機構は従来より岩石の積層面に沿う滑動によると解されている。すなわちTerzaghi⁵⁾は成層面の摩擦角 φ , 有効粘着力 C を有する成層岩盤直立斜面の法尻よりの安定限界高さの条件として

$$H \leq \frac{C}{w \cos \alpha (\sin \alpha - \cos \alpha \tan \varphi)} \quad \cdots (1)$$

を与えている。ここに w は岩石の単位体積重量である。

本実験に用いた塩化ビニールは $C=0$, $\varphi=22^\circ \sim 32^\circ$ の範囲にあるから、上式は $\varphi \geq \alpha_f$ となる。従ってFig. 3から明らかなるように $\alpha_f < 20^\circ$ で(1)式の条件を満たすにもかかわらず崩壊し、かつ H , θ の影響も受けており、その安定性は土の斜面同様に φ , H , θ をも合せ考える必要がある。

千鳥積みの斜面が崩壊する時、各々ブロック

の挙動は格子積みのそれより複雑である。これは千鳥積み斜面は副層面にずれを有するためである。そこで比較的単純な挙動を示す格子積み斜面の崩壊機構を明確にすれば、これより千鳥積みのような斜面の崩壊機構の類推が可能と思われるので、以下において格子積み斜面の崩壊機構を考えることにする。

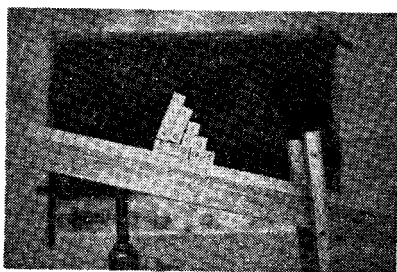
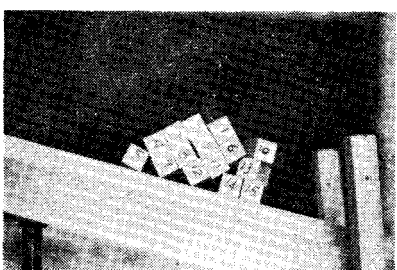


Photo. 2 (a) The front of the block mound for the checked joint before complete failure



(b) Block mound for the checked joint after complete failure

Phot. 2 (a), (b)は斜面前面部のみの各々ブロックの挙動を、より明確にとらえるため、ブロックを5段5列の格子積み斜面として崩壊させたものである。(a)は後2列のブロック (No. 1～No. 9) はあたかも一本一本の柱が転倒しているかのようにみられるのに対し、前3列 (No. 10～No. 15) のブロックはこの柱に押されるように滑っている。(b)は完全に崩壊したものである。

そこで崩壊機構を単純化し、かつ説明しやすくするためFig. 8のようにⅠ抵抗、Ⅱ崩壊、Ⅲ安定の3領域に分ける。これはⅠとⅡの境界あるいはⅡとⅢの境界近辺に図の太線で示すようなき裂が生じ、ⅠはあたかもⅡに押されるようにして崩壊が進行するが、Ⅲは崩壊しないためである。これを顕著に示したものがPhoto 3である。但し $\theta = 26^\circ - 24'$ のものである。

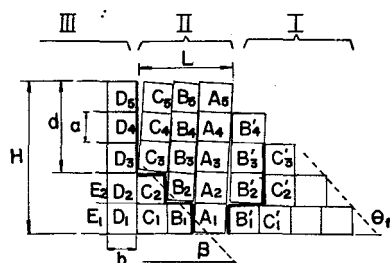


Fig. 8 Assumed failure mechanism from the experimental results for the checked joint



Photo. 3 An example of the block mound for the checked joint after failure ($\theta = 26^\circ \sim 24'$)

4・1 き裂の発生位置と深さ

Fig. 9のような一本の柱の転倒条件式は柱の重さを W 、高さを H 、底面が水平となす角を

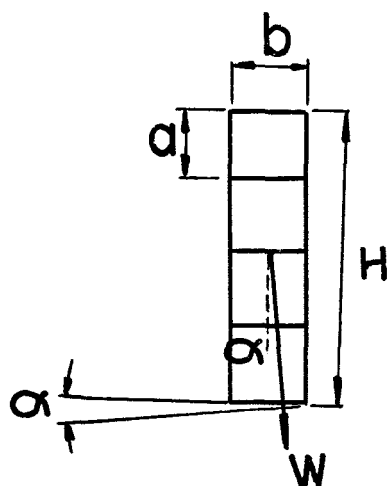


Fig. 9 Diagram showing stability of one pillar

α 、柱の幅を b とすれば

$$\alpha \geq \tan^{-1} b/H \dots \dots \dots (2)$$

Fig. 8の柱Aが(2)式を満足し倒れるならば、同一高さであるB, C, D, ……の柱も倒れる

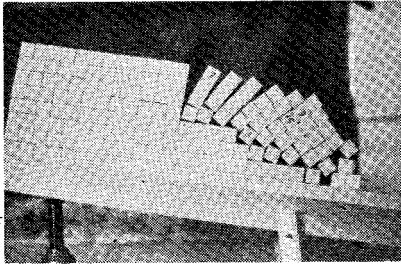


Photo. 4 Block mound for the checked joint after failure ($\theta=45^\circ$)

ことになる。しかし Phot. 4 にもみられるように II に相当する領域の柱は倒れているが、III の領域は倒れていない、いいかえれば Fig. 8 の A に近い B, C など限られた柱は倒れるが、D, E などは倒れない。このことより II と III の境界にき裂が生ずるのは柱 A が倒れようとする時、一番下のブロック A_1 が柱 B のブロック B_1 を左下角で押すような状態が生じ柱 B の転倒を妨害する。このため柱 B の転倒は下から 2 番目の B_2 より上側が一本の柱のように倒れる。同様にブロック B_2 の左下角はブロック C を押すような状態となり柱 C の転倒を妨害するので、 C_3 より上側が一本の柱状となり倒れようとする。次々と同様な現象が伝播し階段状のき裂が生ずると考えられる。また一本の柱が倒れる高さの限界、すなわち(2)式から求まる H に相当する高さの柱まで倒れるために引張状のき裂が生じ、これがき裂深さに相当する。従ってき裂の深さ d は(2)式において H を d と置きかえ、崩壊時には

$$d = \frac{b}{\tan \alpha_f} \dots\dots\dots (3)$$

本実験の $b = 2\text{ cm}$, Fig. 3 より $H = 10\text{ cm}$ あるいは 20 cm に対応する α_f を求め(3)式に代入すると比較的よい一致を示す。一方 D, E の柱は(2)式を満足しないために転倒せず III の安定領域となる。

II と III の境界に生ずる階段状き裂の平均傾斜角を β とし、き裂の発生位置 L を求めると

$$L \div (H-d) \cot \beta \dots\dots\dots (4)$$

ここで β を階段状き裂の発生が既述の A_1 が B_1 を妨害し、 B_2 が C_2 を妨害することより生

ずるとする仮定から $\cot \beta \div b/a$ a : ブロック 1 個の高さとおけば上式は

$$L = \left(H - \frac{b}{\tan \alpha_f} \right) b/a \dots\dots\dots (4)'$$

実際の数値を代入し得られた結果と Fig. 5 を比較すると計算値がやや小さくなった。

一方 I と II の境界にもき裂が生じる。 α が小なる時は I に属する柱も、 α の増大とともに(2)式を満足する柱となり II の領域は増加し、逆に I の領域は減少する。また Fig. 8, Phot. 3 などからも分るように、柱 A が倒れようとする時、柱 B' が上端で押されようとして B'_1 あるいは B'_2 などはそれぞれブロック底面に沿って滑べろうとする。このため図にも示すように B'_1 と B'_2 がすべり、ずれが生ずる。このような現象が I 全体に伝播され I と II の境界にも階段状のき裂が生ずる。これを図の太線で示した。既述の II と III の境界に生ずる階段状き裂と類似な考え方をすればこの階段状き裂の平均傾斜角 β は $\cot \beta \div b/a$ である。そして成層面と直交する方向にもき裂が生じ、その深さは II と III の境界におけると同様に(3)式より求まる。またこのき裂の発生する位置は近似的に法肩より

$$\frac{H-d}{2} \cot \beta \dots\dots\dots (5)$$

である。

4・2 崩壊領域の推定

Fig. 10 において α の増大とともに II の領域は A を中心に斜面背後と、前面へと拡大するから斜面背後に向って発達した崩壊時における崩壊領域を A_3 、前面に向って発達した崩壊領域 A_2 に分ける。すると A_3 は d を上底、 H を下底、

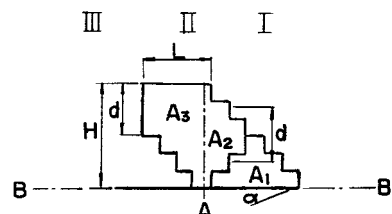


Fig. 10 Diagram showing area of the failure and the resistance zone

L を高さとする台形の面積に等しいとおけるので(3), (4)'式より

$$A_3 = \frac{(H+d)}{2} L \\ = \frac{\left(H^2 - \frac{b^2}{\tan^2 \alpha_f}\right) b}{2a} \dots\dots\dots (6)$$

→ A_2 は d を上底, H を下底, (5)式を高さとする台形と近似的におけば

$$A_2 = \frac{H+d}{2} \left\{ \frac{(H-d)}{2} \cot \beta \right\} \\ = \frac{\left(H^2 - \frac{b^2}{\tan^2 \alpha_f}\right) b}{4a} \dots\dots\dots (7)$$

従って崩壊時におけるⅡの面積 A_T は $A_T = A_2 + A_3$ である。

一方 A_2 をも含めた A より右側の斜面全体の面積 A_Q はこれを三角形とみなせば

$$A_Q = \frac{H^2 \cot \theta}{2} \dots\dots\dots (8)$$

であるからⅠの面積 A_1 は

$$A_1 = A_Q - A_2 \\ = \frac{2aH^2 \cot \theta - bH^2 + \frac{b^3}{\tan^2 \alpha_f}}{4a} \dots\dots (9)$$

以上(6), (7), (9)式を実測値と比較すると実測値が大きくなる傾向にある。それはFig. 8における β を, ここでは b/a に等しいとしているのに対して, 実測 β はこれより小さいためである。本来ならさらに考察を続け, α , H , θ_f 等を与えられた場合の安定性を論ずべきであるが, 力の釣合関係について未知な点があるため, 別の機会に発表するつもりである。

§ 6 結 語

ここでは一定方向に発達した主成層面の他に, これと直交する方向に割れ目を有する岩盤斜面の崩壊現象を, ブロック積層体を用いた模型実験結果から考察し, 抵抗, 崩壊, 安定の3つの領域に分類して, それらの崩壊機構を解明することにより, 格子状積層斜面の崩壊領域を推定する式を誘導した。得られた結果を要約すると次のようである。

(1) 成層面等を有する岩盤斜面の安定性は層面

に沿う摩擦抵抗以外の他の崩壊機構をもって説明しなければならない。

- (2) 一本の柱状体の転倒が崩壊機構に大きな影響をおよぼすという考え方をすれば, 格子積みのような単純な積層斜面における, 斜面背部に生ずる引張状き裂の発生位置と, その深さが推定できる。
- (3) 格子状斜面の崩壊が発生する領域の大きさを求めることができる。
- (4) 均質な土から成る斜面同様, 岩盤斜面でも斜面高さが高いほど崩壊しやすい。
- (5) 自然斜面の傾斜角は成層面の傾斜角に等しいものが多い。

実際の地山の割れ目は不規則で不連続なものもあり, 摩擦係数も局所的にばらつき, また岩石のかみ合せによる抵抗などもあって複雑な力学特性を示すであろう。その他本模型実験は2次元的に崩壊が発生するとして取り扱っているが, 自然地山は3次元的な問題である。従ってここで用いた塩化ビニール製ブロック積層体は現実のものに比し, きわめて単純規則的なものであり, このような材料を用いた模型実験による解析法は, 実的な一つのアプローチではあるが, その適用についてはさらに検討, 考察の要がある。

§ 5に誘導した式は格子積み斜面についてであるが, さらにブロックの大きさを変えたり, ブロック数を増やし規模を大きくするなどして, より多くのデーターを集積し, 千鳥積み斜面のような複雑な割れ目を有する斜面の崩壊機構を考えるつもりである。

終りにこの研究を進めるにあたり, 有益な示唆を賜った京都大学防災研究所村山朔郎教授に心からお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 村山・石井：京大防災年報第11号B, (1968) 503.
- 2) 奥園：土と基礎第168号, (1972) 33.
- 3) 田中：土と基礎第168号, (1972) 5.
- 4) Terzaghi, K. : Geotechnique ; **12**, (1962), 251.
- 5) 土木学会編：土木技術者のための岩盤力学, (1966), 247.
- 6) A.L. Bloom 著 (梶根訳)：地形学入門 (共立) (1970), 23.

(昭和49年10月15日 受付)

休山におけるマサ土と風化花崗岩の 工学的特性について（第1報）

（土木工学科） 石 井 義 明
小 堀 慈 久

On the Engineering properties of Decomposed Granite Soils
and Rocks at Mt. Yashumi (Report 1)

Yoshiharu ISHII
Shigehisa KOBORI

In order to make clear the factor of natural failure of the slope consisting of decomposed granite soils and rocks, It is necessary to investigate the engineering properties of both the soils and rocks of it. In this paper, the author has dealt with the results of the mechanical analysis, specific gravity test, swelling test, direct shear test, Brazilian test, and the measurements of ultrasonic velocities on the weathered granite soils and rocks.

The results of these tests on their properties have shown a good agreement with the weathering index that is water content of their rocks submerged for a week.

§ 1 ま え が き

花崗岩質岩石の風化残積土として知られるマサ土は降雨水に対する安定性に欠け、これが広く分布する西日本地帯では斜面崩壊などにより過去に多くの災害ももたらしている。呉市周辺山麓もこれらの地帯が多く昭和42年7月の集中豪雨により大きな災害をもたらし、これに対する実態調査がなされ、自然斜面や特にそれに何らかの手を加えた斜面に崩壊例が多いことが明らかにされている¹⁾。

しかし斜面崩壊の要因は多くあり、いかなる要因が卓越し、どの程度崩壊に寄与しているかを定量的に把握することはむづかしい。このためさらに多くの資料の集積が必要でありマサ土の工学的性質を調べるとともに母岩の風化花崗岩の工学的性質も調べ、両者を合せ総合的に判断を下し災害対策をたてる必要がある。

本文は以上のような観点にたち、呉市休山（高さ500m）におけるマサ土の粒度の分布状況、浸食性、膨潤特性、セン断特性を調べるとともに、母岩となる風化花崗岩の引張り強さ、超音波伝播速度等を調べ、特に風化度との関係に注目しまとめたものである。

§ 2 試料ならびに実験の概要

用いた試料は休山北側山麓の中畑より頂上に到る登山ルート沿いに、高度100～500mの間の8カ所において採取した攪乱、不攪乱のマサ土ならびに風化花崗岩である。不攪乱試料は直径6cm、厚さ2cmの先に刃のついた鋼製リングを地表より約30cmの深さの地山に押し込み採取し一面セン断試験機にセット

し内部摩擦角の測定をした。攪乱試料はハンドスコップを用い、草木の根の影響のないような所の深さ30cmの場所より採取したものである。風化花崗岩についても上記同様の場所でがけくずれのある場所の母岩と思われる層より採取した。そしてこれを室内に持ち帰りダイヤモンドカッターとコー採取器を用い直径5cm、高さ3～8cmの円柱形に成形し、超音波伝播速度の測定をして後、輪切りにしたものを耐圧試験機を用い、圧裂による引張試験を行なった。

なお岩石の種類は岩石標本と照合すると黒雲母花崗岩、花崗岩質ペグマタイト、石英斑岩、花崗質砂岩などであるため、以後本文においてはこれらを花崗岩類と称し取り扱う。

§ 3 風化度の表示について

岩石の強度は力学的には応力状態、物理的には密度、化学的には風化変質の影響を受ける。しかし常に物理、化学的な風化が同時に進行し、その機構は複雑なために風化の度合を定量的に表わす方法はまだ確立されていない。風化の度合を表示する方法として空げきの大きさ、単位体積重量、透水性、弾性波伝播速度や花崗岩中を流れる水に含まれるカルシウムイオンによる方法がある。しかしそれぞれ長短所があるので、本研究においては風化花崗岩類を1週間水浸後の含水比を風化指数と呼び風化の度合を示す指数とした。

マサ土については水浸による乱れの影響が多く、同一試料でも含水化のばらつきが多いので、同一高度で採取した花崗岩類の風化度を用いた。

§ 4 実験結果と考察

4.1 マサ土の粒度特性

マサ土の粒子は破碎しやすく厳密に粒度を調べるには種々の困難を伴なう。そこで約1000gの攪乱試料を74 μ のフルイの中で水洗いし、残ったものを2週間空気乾燥した後フルイ分け試験を行なった。それらの代表的なもののみの粒径加積曲線を示せば図・1のようである。その他の加積曲線はこれら曲線の範囲内にあり、重なるため図示せず表・1にまとめた。

表・1は均等係数 U_e は6.02～8.65の範囲にあり比較的粒径のそろったマサ土が多いことを示している。また高度と U_e の関係をみると高所より低所に属する U_e が大きい傾向にある。これは風化が進行すると U_e が大きくなると西田²⁾が指摘していることよりすれば、低所のほうが風化はやや進行していると考えられるが、高所における風化生産物が降雨による斜面上の流水とともに流下堆積したとも考えられる。従って低所ではこれが表層を形成するため表層の厚さは高所より厚いと考えられ斜面崩壊が生じやすくなる。

図・2はばらつきが大きいが、

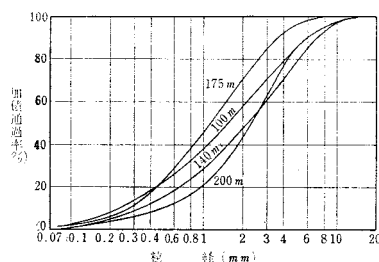


図1 マサ土の粒径加積曲線

表1 マサ土と花崗岩類の物理、力学定数

番 号	1	2	3	4	5	6	7	8
高 度 m	100	140	175	200	300	360	400	500
均 等 係 数	7.56	8.65	6.38	6.02	6.67	7.38	6.62	8.09
曲 率 係 数	1.24	1.09	1.90	1.12	1.40	1.31	1.37	1.59
マサ土の比重	2.635	2.590	2.651	2.583	2.585	2.586	2.568	2.594
花崗岩類比重	2.576	2.506	2.595	2.596	2.505	2.502	2.524	2.573
風 化 指 数	1.60	0.95	2.05	2.95	1.40	1.40	3.40	1.30
内 部 摩 擦 角	36.9	36.5	32.0	26.5	35.6	33.7	34.5	38.9

高度と風化指数 i の関係で必ずしも高所ほど風化が進行しているとはいえない。

4・2 マサ土と花崗岩類の比重

マサ土粒子の特性としては土粒子の鉱物組成と風化度が重視されるが、鉱物組成を調べることはむづかしい。そこで鉱物組成と比重は密接な関係があると考えられるので比重の測定をした。マサ土については JIS, A-1202 の方法により、花崗岩類については岩石内部に空げきが存在するため、乳バチ内で砕き、微粉状にした後 JIS, A-1202 に準じて真比重を求めた。

図・3は真比重 G_s と風化指数 i の関係である。マサ土については一定の傾向はみられないが、花崗岩類については i が大きいほど G_s は大きくなっている。これは松尾らの結果³⁾ と逆である。 i が大きいほど G_s が大きい理由は風化の進行とともに長石類は粘土化し、雨水とともに流れやすくなるが、石英類は化学的に安定なため粗な粒子として母岩とともに残積し、風化岩中に占める石英分が多くなる。このため比重は石英のものに近くなると考えられる。

一方図においてマサ土の G_s に比し花崗岩類のそれは小さい。これは乳バチ内で微粉状にしても花崗岩類のほうが空げきが粒子内に残留しやすいためである。

4・3 吸水膨潤特性

マサ土は降雨により吸水すると、体積膨張にともなって含水比、間げき比などを増すと同時に、強度は減少する。このため膨潤特性と斜面崩壊は密接な関連がある。

膨潤特性と風化度、高度の関係を見るため直径 10cm、高さ 7.5cm の円筒容器に試料を2層に分けて詰め、一層当たり25回の突固め回数で突固め後、24時間吸水膨潤させた。時間と膨潤ヒズミ ε の関係は図・4 のようであった。 ε についてみれば 175 m の高さにおける試料が最も大きく、400 m の高度におけるものが最も少ない。また低所における試料ほど ε が大きい傾向にある。これは 4・1 でも述べた

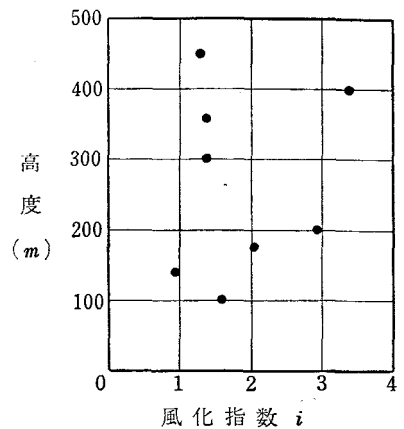


図2 高度と風化指数の関係

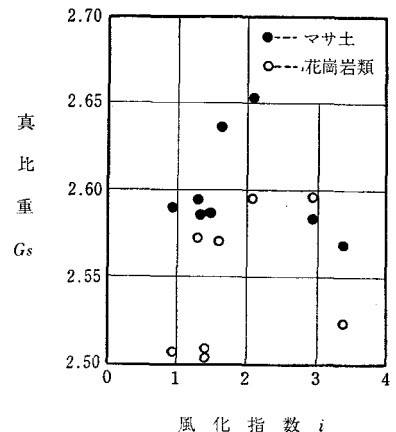


図3 マサ土ならびに花崗岩類の真比重と風化度の関係

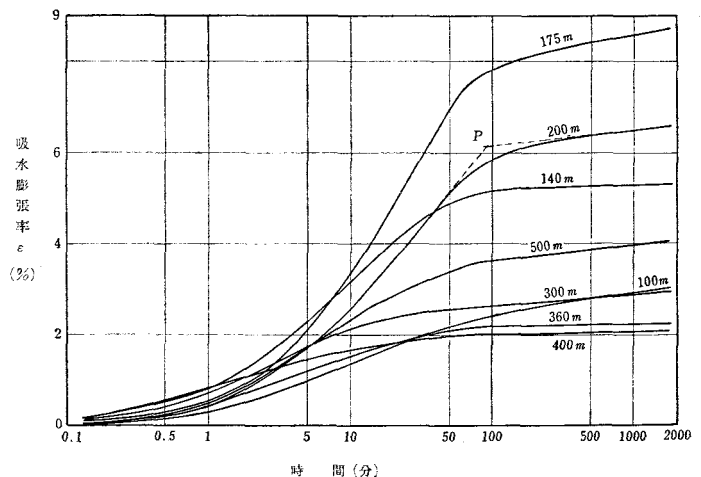


図4 マサ土の吸水膨潤時間曲線

ように、高所における風化生産物が低所へ流下し堆積する傾向にあるため膨潤しやすい材料が多く含まれているためと思われる。

花崗岩類についてもこぶしよりやや小さい岩片を用い3000分吸水膨潤させた結果が図・5である。図・4と同様な傾向にありやや低所に属するものが ε は大きい。これは高所における母岩中に占める石英分が多く ε が小さいと思われる。

一方 ε の変化が定常になる時間についてみるため、図・4の200mの曲線に破線で示す、最初に現われる直線領域と、その後現われる ε の変化が小さくなる直線領域を延長し、その交点をPとした。マサ土のPに達するまでの時間と風化指数*i*の関係を図・6に示した。一点を除けば*i*が大きいほどPに達するまでの時間が長くなる傾向にある。

花崗岩類については3000分で ε が定常にならないものもありプロット数は少ないが、図中白丸印で示すようにマサ土の場合と同様な傾向にあり、*i*が大きいほど時間が長くなっている。〔これらは風化の進んでいものほど粒子間を占める空げきが多く、空げき内部まで水が浸透するため時間を要し、かつ膨潤量も大きくなる。これに関連し網干⁴⁾らは降雨強度が小さくても、先行降雨が長いほど災害が発生しやすいとしている。このことは降雨時間が短く雨量が大きい場合はその多くは地表面を流下してしまうため浸透水が少なく膨潤量が小さく強度減少も少ない。しかし時間降雨量が少なくても長時間の降雨があると、流下水量に対する浸透水量の割合が大きくなり、膨潤量が大きくなり、間げき比、含水量が増大し強度減少が大きくなり、これが災害の発生につながるものと思われる。従って長時間降雨の影響は風化指数がやや大きく、しかも表層の厚い低所におけるマサ土に大きいことになる。〕

4・4 マサ土の腐食率について

実際に利用されるマサ土が、その後受ける侵食作用に対し安定かどうか、また安定処理される場合の耐久性の大小などを検討する資料として腐食試験がなされる⁵⁾。そこでフッ化水素を用い文献⁵⁾に従いマサ土の腐食試験を行なった。

実験は粒度調整を行なった試料5gをピーカーに入れ、フッ化水素酸50mlを注ぎ、所定の方法で攪はんし、10分間腐食さすものである。その後水を加え溶液を薄め、ろ過し、ろ紙上に残留した試料を乾燥後腐食率を求めた。

腐食率と風化指数*i*の関係は図・7のようである。*i*が大きいほど腐食率は小さい。このことは松尾⁵⁾らが長石について求めた結果と逆の傾向にある。これは既述の*i*が大きいほど*G₀*が大きくなる理由からすれば当然の結果といえる。なぜなら*i*が大きいマサ土に

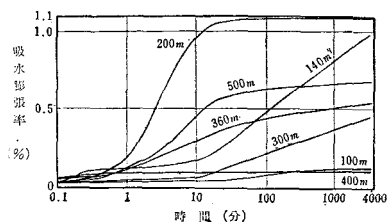


図5 花崗岩類の吸水膨潤時間曲線

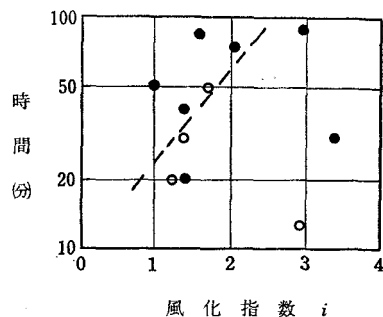


図6 吸水膨潤の定常化時間と風化指数の関係、黒丸印はマサ土、白丸印は花崗岩類

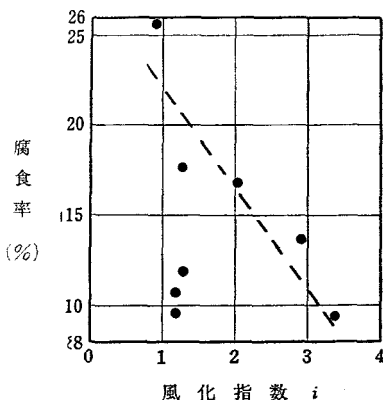


図7 腐食率と風化の進行度

はそれ以上風化されるべき長石類の残留量が少ないのに対し, i の小さいものはこれから風化される可能性のある長石類が多く含まれているため腐食率は大きくなると考えられる。すなわち風化指数が大きいものほど石英分の含有率が大きく腐食率は小さくなるはずである。

そこでこの試験の過程で口紙上に残留した試料を実体顕微鏡により80倍に拡大したものを写真撮影し, 写真上で色調から石英分と思われるものと, それ以外のものとの面積比を求め, これより石英分の含有率を求めた。これを図示したものが図・8である。写真上の面積比から求めたもので明確には言えないが, i が大きいほど石英分の含有率が大きくなっている。実体顕微鏡による写真の一例を写真・1に添付する。ただし実際にはカラー写真である。

4・5 浸食性について

降雨による斜面上の流水は表層の土砂を運搬し浸食を生じ, これが斜面崩壊の遠因となる。浸食に対してのような土が強いかにについて Middleton⁶⁾ は分散率 $D = W_n / W_d$ を提案している。ここに W_n は自然状態における 0.05mm 以下の土粒子量, W_d は薬品を用い土塊を分散し, その土の中に含まれる 0.05mm 以下の土粒子量。

これに関する実験データは不足であるが, 高度 200m 以下の地点6カ所の試料について, 前述4・1の実験とは別に粒度分析を行ない, 高度的に最も浸食されやすい場所を知るため高さ D の関係を図・9にプロットした。

図は比較的良好な相関性を示し低所ほど D は大きく, 自然状態における土塊中に占める 0.05mm 以下の土粒子が多く, 浸食されやすいといえる。従って植性によるのり面保護工等の必要性は低所ほど高い。 i と D の関係についてはさらにデータを増やし, 別の機会に発表したい。

4・6 マサ土のせん断特性

斜面の安定計算には土の内部摩擦角や粘着力が必要である。しかし粘土などと異なり, マサ土の不攪乱試料の採取は困難さを伴う。ここでも十分なものではないが既述のリングにより採取した試料を一面せん断試験器にセットし内部摩擦角 ϕ を求めた。またこの試

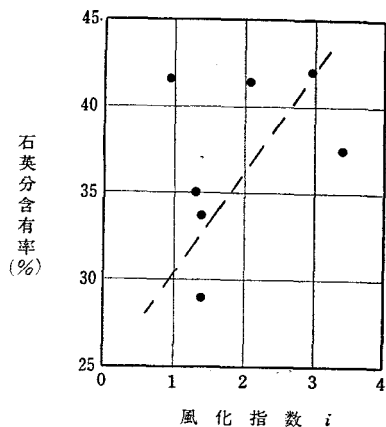


図8 石英分含有率と風化の度合



写真1 実体顕微鏡 (倍率80) によるマサ粒子

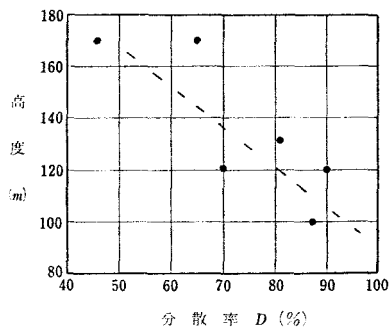


図9 高度と浸食性の関係

料は好天の日に採取したため不飽和な試料である。

図・10は得られた ϕ と i の関係である。 i が大きいほど ϕ は小さく $38^\circ \sim 26^\circ$ の範囲にある。地図上で求めた調査地点の平均斜面勾配は約 25° であるため、間げき水圧、粘着力を考慮しない無限斜面では安定である。

試料の採取、セット技術、機械の摩擦などの問題により、どの程度正確な ϕ を得たか不明なので、これを比較するため別に安息角も調べた。安息角と内部摩擦角とはその機構は異なるが、同程度の風化度の場合安息角が約8%小さな値になったが図は省略する。

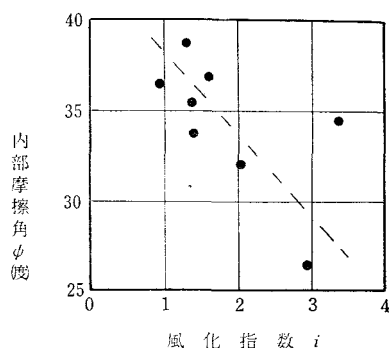


図10 マサ土の内部摩擦角と風化指数

4・7 花崗岩類の引張り強さについて

岩石の強度は内部の応力状態により圧縮、引張、せん断強度があり、一般には圧縮強度のデータが多い。しかし圧縮試験は試験片両端面の仕上げの程度の影響が大きいことと、風化指数の大きいものについては必要な直径に対する長さの比が得られないので、ここでは圧裂による引張り強さを求め風化指数との関係を調べた。供試体は採取した岩石をコア採取器により円柱状のものを取り出しダイヤモンドカッターを使って厚さ 2.5cm に成形したものである。

得られた圧裂引張強度 $S_t = 2P/\pi \cdot d \cdot l$ と i の関係は図11のとうりである。ここに P は加えた全荷重、 d は供試体の直径、 l は厚さである。図は i が大きくなると S_t も減少している。特に i が1.5付近で減少の傾向が異なり、 $i=1.5$ 以下では S_t は直線的に、しかも急激に減少しているが、それ以上ではその割合はゆるやかである。これは i が大きいものは空げきが大きくなり S_t が風化に対し敏感なことを示していると同時に、 S_t が小さいものは破壊時ひずみが大きくなり理論的な集中荷重でなく、幅をもった面荷重となり圧裂による引張強度を十分に表わしがたくなることが考えられる。

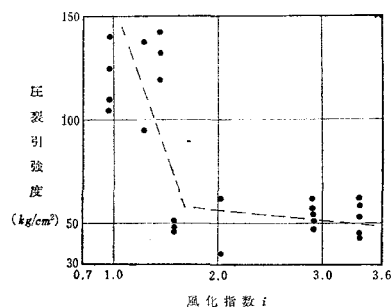


図11 花崗岩類の圧裂による引張強度と風化指数の関係

花崗岩類の超音波伝播速の測定結果

岩石の強さや弾性係数は静的な手法によって決定できるが、近年地盤内を通過する弾性波伝播速度から推定されることが多い。これは地盤を構成する材料が完全な弾性体でないため静的な値とは異なるが、その傾向は一致するであろうから、得られるデータは有用である。本実験では $3 \sim 8\text{cm}$ の円柱形に成形した供試体を室内で2週間以上空気乾燥後、超音波伝播速度測定器により動的定数を求めた。

超音波伝播速度測定器は振動子は送受が一組となったもので、チタン酸バリウムを振動子として用いられている。これの周波数は縦波 V_p 用が 200kc/sec 、横波 V_s 用が 40kc/sec である。

花崗岩は地方的に生成の時代と風化の程度を異にすることが多く、また風化の過程で著しい不連続性を示す傾向にあり、本邦の花崗岩類の平均的速度は V_p については $1.0 \sim 6.0\text{Km/sec}$ の範囲にある⁷⁾ 休山における花崗岩類については $V_p=3.0 \sim 5.5\text{Km/sec}$ 、 $V_s=1.0 \sim 2.2\text{Km/sec}$ の範囲のものが測定されたが、特に風化の著しいものは測定できなかった。得られた V_p 、 V_s と風化指数 i の関係は図・12である。 i との間に一定の傾向を示し i が大きくなると V_p 、 V_s とともに減少し、特に V_p に注目すると $i=$

2.0 付近までは風化の進行とともに急速に減少するがそれ以上の場合には減少の割合は小さく, 図・11の傾向と類似している。またこれは著者の一人が以前に六甲山系の花崗岩について調べた結果⁸⁾と同じである。

一方 V_s は V_p のように間げき水の量による影響はほとんどなく, 粒子骨格の強さを反映するとされているが, 図において $i=2.0$ 付近まではほぼ直線的に減少しているが, それ以上についてはばらつきが大きく, その傾向は明確でない。

次に力学特性を支配する単位体積重量 γ との関係は図・13のようである。 V_p , V_s は γ の増加とともにほぼ直線的に増加している。特に V_p は急速に増加している。また V_p/V_s は約2である。その他動的な定数, 動的せん断弾性係数を $G_d = \gamma V_s^2$ により, 動的ヤング率を $E_d = 2G_d(1 + \mu_d)$ により, 動的ポアソン比を $\mu_d = (A - 2)/2(A - 1)$ により求め, まとめた結果を表・2に示した。ただし $A = (V_d/V_s)^2$ である。

表2 花崗岩類の動的定数

高 度 m	100	140	175	200	360	400	500
i	1.60	0.95	2.05	2.95	1.40	3.40	1.30
$\gamma \text{ g/cm}^3$	2.585	2.598	2.529	2.451	2.573	2.523	2.586
$V_p \text{ Km/sec}$	5.028	5.448	3.724	3.126	5.805	3.881	4.496
$V_s \text{ Km/sec}$	1.911	2.179	1.117	1.653	1.935	1.974	1.798
$G_d \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$	9.628	12.587	3.220	6.829	9.829	10.034	8.534
$E_d \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$	27.260	35.364	9.342	17.840	28.261	26.599	23.976
μ_d	0.416	0.405	0.451	0.306	0.437	0.326	0.405

引張強度推定の可能性をみるため超音波伝播速度の関係を図・14にプロットした。これは比較的よい相関性を示し伝播速度の増大とともに S_t も大きくなる。特に V_s との関係がばらつきが小さい。これは一軸圧縮強度を横軸にとった場合よりばらつきが小さい。その理由は一軸圧縮試験では供試体端面の仕上げが困難さを伴うのに対し, 圧裂試験ではその必要がないためと思われる。また S_t が小さいほうがばらつきが大きい。これは S_t が小さく風化の進んだものは伝播速度の測定は波の減衰が著しいため困難になることと, 破壊時のひずみが大きく理論的な集中荷重でなくなることの2つの問題が重なるためと思われる。

§5 む す び

以上の実験結果と考察を要約すれば次のようである。

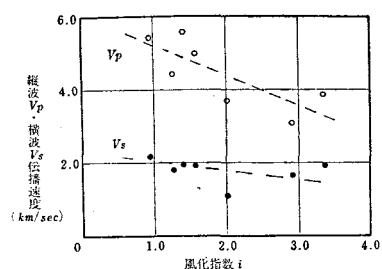


図12 超音波伝播速度と風化指数

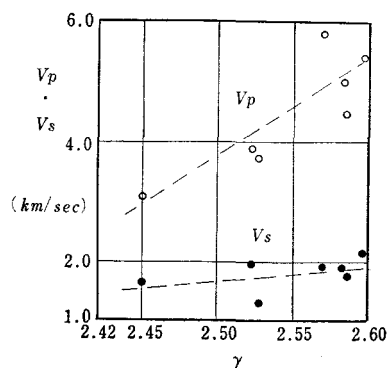


図13 花崗岩類の超音波伝播速度と単位体積重量の関係

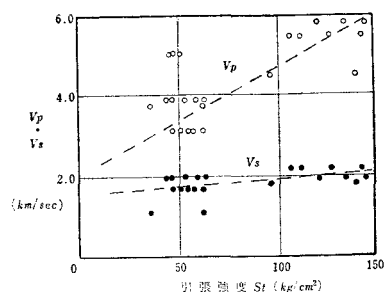


図14 花崗岩類の超音波伝播速度と圧裂引張り強度の関係

- (1) 休山北側面に分布するマサ土の均等係数は6.02～8.65であり比較的粒径のそろった、いわゆる粒度分布の悪いものが多い。
- (2) 風化指数が大きいものほどその真比重が大きい。
- (3) 吸水膨潤ひずみはマサ土、花崗岩類ともに高所で採取したものより、低所でのものが大きい。
- (4) マサ土の腐食率は風化が進んだものほど小さく、これは松尾らが長石について得た結果とは逆の傾向である。
- (5) 降雨による浸食性は高所より低所が大きい。
- (6) 圧裂による引張強度と風化の進行度とよい相関性がある。
- (7) 休山北面における花崗岩類の超音波伝播速度は $V_p=3.0\sim 5.5\text{Km/sec}$, $V_s=1.0\sim 2.2\text{Km/sec}$ であるが、それ以下の速度は風化が著るしく測定できない。

以上の結果より、斜面こう配、透水性の問題を除き考えられることは、高所より低所、特に100～200mの高度において、風化にもとづく自然斜面崩壊発生の確率が高いようである。

今回の実験資料は量的、質的にもまだまだ十分なものでないため、さらに研究を継続するつもりである。最後に本研究の実験、調査に協力してくれた呉高専土木科5年生の小西、安藤、鈴木君に謝意を表します。なお土木学会中国四支部昭和49年度学術講演会にて一部発表済。

参 考 文 献

- 1) 網干他2名：昭和42年7月豪雨による呉市災害の調査速報、文部省災害科学中国地区班、(1967)。
- 2) 西田：土木学会関西支部講演会概要集(1963), 81。
- 3) 松尾他1名：土質試験法、土質工学会、(1971), 528。
- 4) 網干他1名：第7回土質工学研究発表会概要集(1972), 507。
- 5) 土質改訂委員会：土質試験法、土質工学会、(1971), 516。
- 6) 内田：道路舗装の設計法(森北)、(1967), 160。
- 7) 大島：地質工学5、日本物理探鉱、(1968), 58。
- 8) 村山他2名：京大防災研年報13-B、(1970), 611。

(昭和49年10月15日 受付)

高強度コンクリートの配合設計に関する 2・3 の検討

(土木工学科)	西	谷	庸	雄
(" ")	阿	部	康	俱
(" ")	竹	村	和	夫

Some Experimental Investigations of Mix Design for High Strength Concrete

Tuneo NISHITANI

Yasutomo ABE

Kazuo TAKEMURA

In our experiments, low water-cement ratio concretes in the range of 25 to 30 percent were made, by using the same materials and curing method, except special water-reducing agents, as those of normally casted concrete. The effects of water content and water-reducing agent content upon the consistency of freshly mixed concrete and compressive strength of hardend concrete were examind.

About 20 cm slump of fresh concrete and 700 to 800 kg/cm² compressive strength at 28-day were obtained by the use of proper amount of those special agents.

§ 1 ま え が き

現在、わが国において、コンクリートパイルを始めとしていくつかのプレストレストコンクリート工場製品に圧縮強度 800~1000kg/cm² 程度の高強度コンクリートが使用されてきており、一方ではこの種のコンクリートの現場施工への応用も検討されつつある。

高強度コンクリートを得る方法としては種々考えられているが^{1)~2)}、その 1 つには普通に用いられているコンクリートと同じ材料を用い、単位セメント量を 500kg 以上の富配合とし、分散効果の大きい減水剤を使用して水セメント比を著しく低下する方法が考えられる。しかし水セメント比を著しく低下すると、コンクリートのワーカビリティが劣るので、減水剤の使用量とコンクリートワーカビリティ、強度などについて十分検討する必要がある。

本研究は、特別な養生等を行わず、しかも、現現施工が可能なワーカビリティをもつ高強度コンクリートの配合設計に関する基礎的資料を得ることを目的とし、成分の異なる 2 種類の高強度コンクリート用減水剤を用いて、それらの使用量とコンクリートのワーカビリティや強度との関係を実験的に検討したものである。

§ 2 実 験 方 法

2.1 使 用 材 料

2.1.1 セメントおよび骨材

セメントは普通ポルトランドセメントを使用した。使用セメントの物理試験結果を表1に示す。

表1 セメントの物理試験結果

比重	安定性	フロー値	粉末度 比表面積 (cm^2/g)	凝 結		曲げ強さ (kg/cm^2)			圧縮強さ (kg/cm^2)		
				始 (時一分)	発 終 (時一分)	3 日	7 日	28 日	3 日	7 日	28 日
3.17	良	247	3,260	2—29	3—33	34.0	48.7	70.8	137	237	423

細骨材は広島県太田川産の川砂を使用し、粗骨材は広島県呉市広町産の最大寸法20mm（1部25mm）の碎石を20～15mm，15～10mmおよび10～5mmの3粒度区分にふるい分け，JIS A5005の標準粒度範囲のほぼ中間に入るよう再混合して用いた。

なお，コンクリートの強度が高くなると，使用する骨材強度の影響があるといわれているが^{4) 5)}，本実験の目的から人手の容易な粗骨材を用いた。

骨材の物理試験結果は表2に示すとおりである。

表2 骨材の物理試験結果

骨材の 種 類	最大寸法 (mm)	比 重	単位容積重量 (kg/m^3)	実積率 (%)	吸水量 (%)	粗粒率
細骨材	5	2.56	1,610	35.8	2.60	2.69
粗骨材	20	2.66	1,570	40.1	1.06	7.01

2.1.2 混 和 剤

現在，わが国では多種多様な混和剤料が使用されているが，本実験では高強度コンクリート用として開発されたアルキルアリスルホン酸塩系の減水剤（標準使用量はセメント重量に対し0.5%，記号Aとする）と，一部に，多環アロマスルホン酸塩系の減水剤（標準使用量は同じく3.5%，記号Bとする）とを用いた。減水剤Aの使用量はセメント重量に対し0.5，1.0，1.5，1.8，2.0，2.5および3.0%とし，減水剤Bは1.0，2.0，3.0，4.0，5.0，6.0，7.0および10.0%とした。

2.2 コンクリートの配合

コンクリートの配合は，水セメント比を低下させることを目的としているため，主として，単位セメント量を500kg以上の富配合とし，水セメント比を25および30%とした。フレッシュコンクリートのコンシステンシーに及ぼす単位水量の影響を検討する場合には水セメント比を30%とし，減水剤Aを用い，その使用量を1.0，1.5，2.0および3.0%の4種にかえ，2～25cmのスランプが得られるよう表3に示す配合を用いた。

減水剤の使用量がコンクリートのコンシステンシーや強度に及ぼす影響を検討する実験では，減水剤Aを用いる場合には水セメント比を25および30%，減水剤Bの場合は30%とし，2.1.2で述べた使用量

で表4に示す配合を用いた。

表3 単位水量とスランプとの関係の実験に用いたコンクリートの配合

配合の種類	粗骨材の 最大寸法 (mm)	細骨材率 (%)	単位水量 (kg)	単位セメ ント量 (kg)	単位細骨 材量 (kg)	単位粗骨 材量 (kg)	単位混和剤量 (セメント量×%)
A-1.0-150	20	30	150	500	511	1237	1.0
A-1.0-165	20	30	165	550	486	1180	1.0
A-1.0-180	20	30	180	600	459	1126	1.0
A-1.0-195	20	30	195	650	440	1078	1.0
A-1.0-210	20	30	210	700	422	1011	1.0
A-1.0-225	20	30	225	750	392	955	1.0
A-1.0-240	20	30	240	800	370	900	1.0
A-1.5-135	20	30	135	450	540	1309	1.5
A-1.5-150	20	30	150	500	511	1237	1.5
A-1.5-180	20	30	180	600	459	1126	1.5
A-1.5-210	20	30	210	700	422	1011	1.5
A-2.0-120	20	30	120	400	563	1367	2.0
A-2.0-135	20	30	135	450	540	1309	2.0
A-2.0-150	20	30	150	500	511	1237	2.0
A-2.0-180	20	30	180	600	459	1126	2.0
A-3.0-112	25	35	112	373	648	1260	3.0
A-3.0-116	25	37	116	387	671	1206	3.0
A-3.0-120	25	37	120	400	663	1193	3.0
A-3.0-122	25	35	122	407	627	1220	3.0
A-3.0-132	25	35	132	440	596	1166	3.0
A-3.0-144	25	38	142	473	660	1124	3.0
A-3.0-150	25	38	150	500	643	1100	3.0

注: 混和剤は減水剤Aを使用, 水セメント比は全て30%

表4 減水剤の使用量の影響に関する実験に用いたコンクリートの配合

配合の種類	水セメ ント比 (%)	単 位 水 量 (kg)	単位セメ ント量 (kg)	単位細 骨材量 (kg)	単位粗 骨材量 (kg)	減水材の種類とその使用量 (セメント量×%)
A-5-30	30	150	500	511	1237	A 1.0, 1.5, 1.8, 2.0, 2.5
A-6-30	30	180	600	459	1126	A 0, 0.5, 1.0, 1.5, 1.8, 2.0
A-7-30	30	210	700	422	1011	A 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0
A-6-25	25	150	600	481	1180	A 1.0, 1.5, 1.8, 2.0, 3.0
A-7-25	25	175	700	431	1077	A 0, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0
B-5-30	30	150	500	517	1251	B 3.0, 4.0, 5.0, 6.0, 7.0, 10.0
B-7-30	30	210	700	422	1020	B 1.0, 1.5, 2.0, 3.0, 4.0

注: 粗骨材の最大寸法は20mm, 細骨材率は30%

2.3 供試体の成形および試験

容量50 lの強制練りミキサを用いてモルタルで1分間、粗骨材を加えてさらに1分30秒間コンクリートの練りまぜを行なった。練りまぜ直後のコンクリートのスランブを測定し、 $\phi 10 \times 20 \text{ cm}$ の円柱形型枠にコンクリートを一層につめ、棒状振動機を用いて20秒間締め固めを行なった。供試体は成形約6時間後にセメントペーストでキャッピングを行ない、翌日脱型し、材令3, 7および28日まで $20^\circ \text{C} \pm 1 \text{ deg.}$ の水中で養生した。

所定の材令に達した供試体は、重量、動弾性係数、圧縮強度などを測定した。

なお、スランブの経時変化を調べる場合には、練り板に排出した約30 lのコンクリートの内の約10 lについて、練りまぜ直後と5, 10, 20, 30, 60および90分後にスランブ試験を行なった。

§ 3 実験結果とその考察

3.1 スランブの経時変化について

フレッシュコンクリートのスランブ低下は、練り混ぜ後の水分の蒸発、空気泡の逸散等によるものであるが、その程度は、コンクリートの配合、使用混和剤の種類ならびにその使用量、外気の温度および湿度等によって異なる^{6)~7)}。

図1は、混和剤Aを1.0%使用した場合で、水セメント比30%程度(単位セメント量600 kg)のものについて、スランブの経時変化を測定したものである。スランブの低下の程度は、練り混ぜ直後のスランブの大きさによって異なるため^{6) 9)}、本実験では、スランブ15 cmと22 cm程度の比較的軟練りのものについて行なった。スランブが22 cm程度のコンクリートでは、最初の5~10分の間に約12%減少し、90分では約48%減少した。スランブ15 cm程度のコンクリートでは、最初の5~10分の間で約27%減少し、60分で約35%の減少がみられ、90分では、40%減少し、スランブ22 cm程度のものとほぼ同じ値であった。

明石の報告⁹⁾によると、混和剤を使用したスランブ10~12 cm程度のコンクリートにおいて、50分で当初の0.1~0.2に激減したとあるが、本実験に用いた高強度コンクリート用減水剤は空気連行性がなく、空気量はいずれも1.8%であり、AEコンクリートの場合のように空気量の減少によるスランブ低下がないことによるものと思われる。

従って、この種の混和剤を用いた富配合のコンクリートにおいてのスランブの減少率は、普通コンクリート以下であり、レデーミクストコンクリートとしての使用も可能かとも思われる。

3.2 単位水量とスランブについて

コンクリートのスランブに影響する配合の要因は種々あるが、なかでも水量の影響は顕著である。

図2は、水セメント比30%の一定で、減水剤Aを使用したコンクリートの単位水量とスランブとの関係を減水剤の使用量別に示したものである。混和剤の使用量を増すと、所定のスランブを得るための水量は減少しているが、スランブと水量との関係は混和剤の使用量によって異なっている。すなわち、スランブ1 cmの変化に対する水量の変化は、スランブ2~20 cmで平均すると、混和剤量が1.0%の場合は約4 kgとなり、これは単位水量の2.0~2.7%に相当している。通常用いるコンクリートでは、スランブ

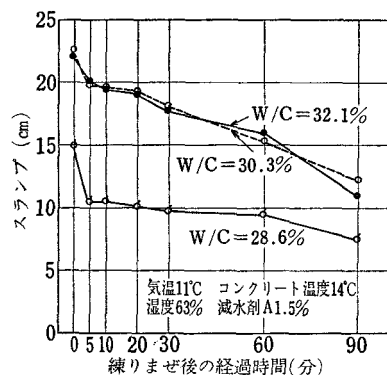


図1 スランブの経時変化

1cmの増減に対し, 単位水量を1.2~1.5%増減すればよいとされているが¹⁰⁾, この数値より多いのは, 水セメント比を30%の一定としているため, 水量が増すとセメント量が増加し富配合となる(例えば, 単位水量が210kgの場合, 単位セメント量は700kg)ためと考えられる。使用量が3.0%になると水量も少なく, セメント量も少なくなるため, 単位水量のわずかな変動に対してスランプは急激に変動している。この場合, スランプ1cmに対し, 水量は約1kg変化させばよいことになり, これは単位水量の0.8~0.9%に相当する。したがって, 所定のスランプを得ようとする場合, 単位水量の決定が困難になるといえる。

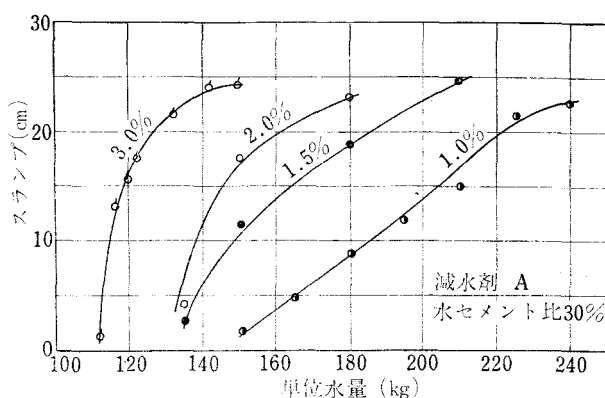


図2 水セメント比30%の一定で減水剤の使用量をかえたコンクリートの単位水量とスランプ

3.3 混和剤の使用量とスランプについて

コンクリートの水セメント比を30%の一定にした場合の, 減水剤AおよびBの使用量とスランプとの関係を図3に示した。

減水剤Aについては, 単位セメント量を500kg, 600kgおよび700kgに変化させても使用量の増加によ

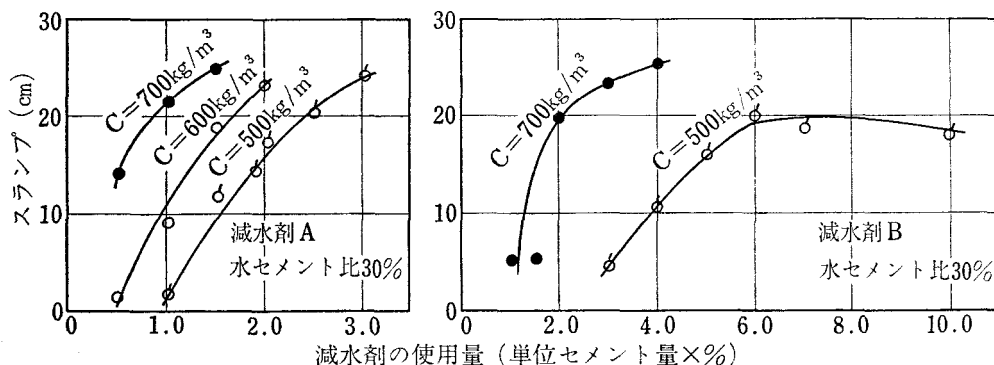


図3 水セメント比30%で減水剤の使用量をかえた場合のスランプ結果

るスランプの増加の傾向には大差ない。また, 例えば, スランプ20cm程度のコンクリートを得るには, 単位セメント量500kgでは減水剤を2.5%, 600kgでは1.5%, 700kgでは1.0%程度使用すればよくっており, セメント量によって所定のスランプを得るための減水剤の使用量は異なり, セメント量が多くなると使用量を少なくしてもよいといえる。これは, 本実験に用いたコンクリートは, 水セメント比を一定にしているため, 富配合になると単位水量が多くなるためと思われる。

減水剤Bについては, 単位セメント量を500kgと700kgの2種類について検討したが, 単位セメント量によって傾向は多少異なり, 単位セメント量500kgの場合は, 減水剤の使用量が6.0%まではスランプはほぼ直線的に増加しているが, 6.0%以上使用してもスランプの上昇はみられない。また, 単位セメント量700kgの場合は, 使用量2.0%でスランプ20cm程度が得られており, それ以上使用量を増加させてもスランプの増加はわずかである。また, 減水剤の使用量が1.0%から2.0%の間でわずかに増加しても, 急

激にスランブが増大し、この範囲で所定のスランブを得るには、減水剤使用量の決定については、かなりの困難が予想される。

なお富配合のコンクリートにある一定以上の減水剤を使用すると、セメントペーストの粘稠性が著しく増し、スランブ値のみではそのコンシステンシーの判定が困難であると思われる。

3.4 混和剤の使用量と圧縮強度について

図4は、減水剤Aの使用量と圧縮強度との関係を示したものである。

水セメント比を30%とし、単位セメント量を500kg、600kgおよび700kgの一定として、混和剤量を0～3%まで増加させると、単位セメント量500kgの配合では使用量を増すと強度は低下する傾向があり、1%の使用量で最高強度680kg/cm²を示している。また、600kgの配合では使用量1.5%で、700kgの配合では使用量2%でそれぞれの最高強度を示しており、その値は、

724kg/cm²と751kg/cm²となっている。水セメント比を25%とした場合には、単位セメント量600kgの配合では1.5%で、700kgの配合では2%でそれぞれの最高強度を示しており、その値は、712kg/cm²と758kg/cm²となっている。

ここで、混和剤をある値以上用いた場合に強度の低下がみられるが、この原因として、水セメント比を一定にして混和剤の量を増加すると、図3に示したようにスランブが増大するためと思われる。また、減水剤の使用量の増加による強度低下は、一般の空気連行型の減水剤の場合は、空気量の増大に起因することが多いが¹¹⁾、本実験に用いた減水剤は非連行性のもので、その使用量が3%程度までであれば、フレッシュコンクリートの空気量は2%以下の測定値が得られており、空気量の増加による強度の低下はないものと思われる。しかし、多量の減水剤を用いると、硬化速度が遅延するとの報告があるが¹²⁾、本実験の場合においても、混和剤の使用量が3%以上でスランブが25cm以上のコンクリートにおいて同様な傾向がみられた。

本実験において、水セメント比30%と25%のものと強度の差はほとんどなく、この種の材料を用いたコンクリートにおいては、水セメント比を30%としてもよいと思われる。また、最高強度を得られる減水剤の使用量は、単位セメント量700kgのもので2%、600kgのもので1.5%、500kgのものでは1%以下とするのが適当かと思われる。

図5は、減水剤Bの使用量と圧縮強度との関係を示したものである。

水セメント比を30%とし、単位セメント量を500kgおよび700kgの一定とし、混和剤量を1～10%まで増加させると、単位セメント500kgの配合では、使用量4%で最高強度700kg/cm²を示し、それ以上使用すると、強度は低下する傾向がみられる。また700kgの配合では、使用量3%で最高強度745kg/cm²を示し、同

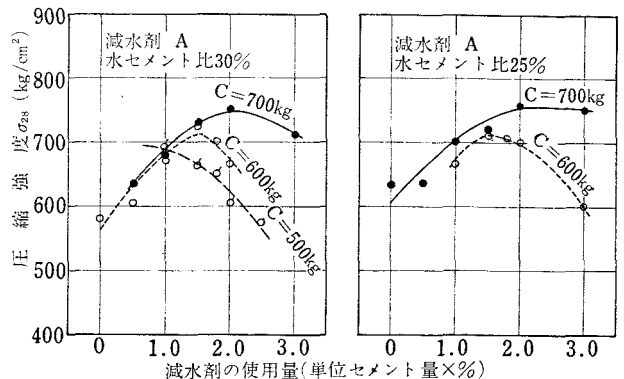


図4 減水剤Aの使用量とコンクリートの圧縮強度

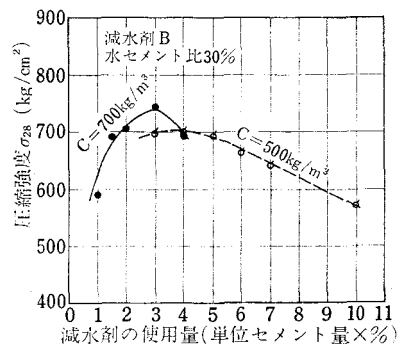


図5 減水剤Bの使用量とコンクリートの圧縮強度

様な傾向がみられる。上記の混和剤をある値以上用いた場合の強度が低下する傾向は、混和剤Aを使用した場合の同様な傾向に対する原因と共通するものであろう。

したがって、強度的にみた減水剤の最適使用量は、減水剤の種類、単位セメント量によって異なり、使用量が最適使用量より多くなると強度低下が生じるので、注意する必要がある。

3.5 材令と圧縮強度について

図6は、水セメント比30%の場合の、材令と圧縮強度との関係を示したものである。単位セメント量を700kg使用したものは、減水剤の使用量を0.5~2.0%まで増加すると、3日、7日および28日強度はいずれも増加している。単位セメント量500kgと600kgのものについては、減水剤の使用量が1.0%までであれば、いずれも各材令における圧縮強度はほぼ等しい値を示し、使用量を2.0%まで増加させると、単位セメント量の差による強度差は、初期材令ではほとんどみられないが、28日強度ではかなりの強度差がみられる。単位セメント量の多い場合に強度の増加がみられるのは、混和剤の分散効果が継続するためと思われる。またこの場合、3日、7日強度は、減水剤使用量が多い程高く、28日まで圧縮強度は増加し、その割合は、単位セメント量、混和剤の使用量の多少にかかわらずほぼ同様な傾向を示している。

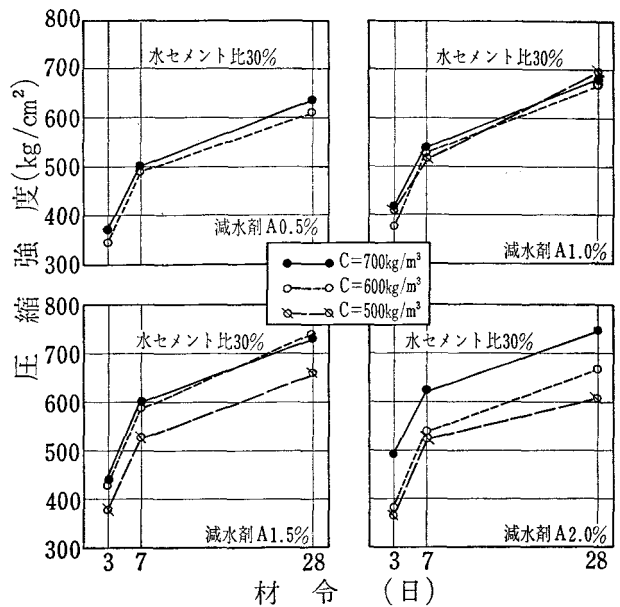


図6 減水剤の使用量をかえたコンクリートの材令と強度

§ 4 ま と め

通常用いられるコンクリートと同じ使用材料でしかも特殊な養生等を行わずに、現場での施工が可能であるようなワーカビリティを有する高強度コンクリートを配合設計する場合の基礎資料を得る目的で、成分の異なる2種の分散効果の高い減水剤を使用し、水セメント比25%および30%のコンクリートについて、減水剤の使用量や水量がコンクリートのワーカビリティや圧縮強度に及ぼす影響を実験的に検討した。その結果を要約すれば次のようである。

- (1) 単位セメント量500~700kg/m³程度の富配合コンクリートにアルキルアリルスルホン酸塩系の混和剤を使用した場合のスランブの経時変化（練りまぜ後からのスランブの減少率）は普通に用いられているコンクリートの値以下である。
- (2) 水セメント比30%の一定でアルキルアリルスルホン酸塩系の減水剤を添加したコンクリートのスランブと水量との関係は、混和剤の使用量1%ではスランブ1cmの変化について水量を約4kg変化させる必要があるが、3%添加すると水量の変化は1kgと少なくなり、混和剤の使用量によって相当異なる。
- (3) 水セメント比一定でしかも単位セメント量一定の場合、所定のスランブを得るための混和剤の使用量は、単位セメント量によって異なりセメント量が多くなると使用量は少なくなり逆に低下する場合もある。

- (4) 単位セメント量と単位水量とを一定にした場合、コンクリートの圧縮強度が最高になる混和剤の添加量があり、アルキルアリルスホン酸塩系の場合、セメント量によって異なり、 500kg/m^2 の場合 1%， 600kg/m^2 の場合 1.5%， 700kg/m^2 の場合 2% 程度である。

本研究を行なうに当り御指導を賜った広島大学土木工学科助教授船越稔博士および実験に御協力頂いた広島大学松浦信雄氏，呉高専高橋浩二氏に深謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 岡田清：「材料」，18巻187号，(1969.4)，267～274.
- 2) L.J. Parrott：「Concrete」，Vol. 3, No. 11, (1969. 11)，443～448.
- 3) C. Maccinnis and D.V. Thomson：「Journal of A.C.I.」，(1970. 12)，996～1002.
- 4) 六車・田中：「セメント技術年報」，XXVII，(1973)，243～247.
- 5) 斉藤・大塩・後藤：「第29回土木学会全国大会概要集」，93～94.
- 6) 近藤・坂：「コンクリート工学ハンドブック（朝倉書店）」，(1965)，218～219.
- 7) 幸田太一：「セメント技術年報」XII，(1958)，291～296.
- 8) 洪悦郎：「セメント技術年報」XIV，(1960)，411～421.
- 9) 明石外世樹：「土木学会関西支部講演会テキスト」，(1961)，33～48.
- 10) 岡田・神山・明石・児玉：「土木材料学（国民科学社）」，(1965)，179.
- 11) 上村克郎：「コンクリートジャーナル」，Vol. 8, No. 3, (1970.3)，17～23.
- 12) 日本材料学会：「コンクリート用化学混和剤」，(1969)，114～118.

(昭和49年10月15日 受付)

Zum Bindemittelsverbund zwischen Stahl und Betonplatte bei dübellosen Verbundträgern

Von Tsunemi SHIGEMATSU, Technische Hochschule Kure und
prof. Dr.-Ing. Shigemitsu MIZAWA, Universität Ehime.

Authors make use of epoxy resin adhesive as a shear connector of the composite beam, which consists of concrete and steel girder.

This report shows the change of normal force, shear force and stress distribution occurred by slip of adhesive surface in the composite beam during loading.

1. Einleitung

In letzter Zeit wird das Bindemittel zum Baustoff benutzt. Wir können besonders das Beispiel der Ausführung Verbundträgers betrachten, bei der das Bindemittel als Verbindungsmittel zwischen Stahl und Betonplatte benutzt wird. Verbundträger sind Tragwerke, bei denen die Stahlträger durch besondere Bauteile (Dübel) schubfest mit einer Betonplatte verbunden sind, wodurch eine gemeinsame Tragwirkung ermöglicht wird. Nachdem die Betonplatte entweder quasi starr oder elastisch mit dem Stahlträger verbunden ist, unterscheidet man den starren Verbund oder elastischen Verbund. Der starre Verbund setzt voraus, da die in der Berührungsfuge zwischen Betonplatte und Stahlträger wirkenden Schubkräfte sicher übertragen werden und gleichzeitig keine Verschiebung zwischen beiden Bauteilen auftritt.

Weil Schubmodul des Bindemittels meistens klein ist, entsteht dabei die horizontalen Verschiebungen zwischen Betonplatte und Stahlträger. Damit liegt nicht der starren Verbund sondern ein durch horizontale elastische Koppelung zweier Querschnitte entstandenes Tragwerk vor. Durch die Wirkung einer elastischen Verbund werden demnach die Normal- und Schubkräfte stets abgemindert, während die Momentenanteile der Teilquerschnitte entsprechend wachsen. Die Änderung der Randspannungen durch der Abminderung der Normalkräfte und die Vergrößerung der Momentenanteile ist je nach den Steifigkeitsverhältnissen von Betonplatte und Stahlträger verschieden. In der Regel ($I_b < I_s$) nehmen die Betonspannungen im Vergleich mit starren Verbund ab, während die Stahlspannungen besonders am oberen Rand wachsen.

Unter vorgenannten Gesichtspunkten berichten wir von dem Versuchsergebnis Verbundträgers nach der praktischen Verwendung des Bindemittels als Verbundsmittel zwischen Stahl und Betonplatte.

2. Bezeichnungen

E_b ; Elastizitätsmodul (kg/cm^2) des Betons

E_{st} ; Elastizitätsmodul (kg/cm^2) des Trägerstahles

- $n = \frac{E_{st}}{E_b}$; Verhältnis der Elastizitätsmoduln von Stahl und Beton
- F_b ; Querschnittsfläche (cm²) der mitwirkenden Betonplatte
- F_{st} ; Querschnittsfläche (cm²) des Stahlträgers
- F_i ; ideelle Querschnittsfläche (cm²) des Verbundträgers
- I_b ; Trägheitsmoment (cm⁴) des mitwirkenden Betonquerschnittes bezogen auf seine Schwerachse
- I_{st} ; Trägheitsmoment (cm⁴) des Stahlträgers bezogen auf seine Schwerachse
- I_i ; ideelles Trägheitsmoment (cm⁴) des Verbundquerschnittes
- a ; Abstand (cm) der Schwerpunkte von Betonplatte und Stahlträger
- a_b ; Abstand (cm) des Schwerpunktes der Betonplatte vom Schwerpunkt des ideellen Verbundquerschnittes
- a_{st} ; Abstand (cm) des Schwerpunktes des Stahlträgers vom Schwerpunkt des ideellen Verbundquerschnittes
- M ; auf den Verbundquerschnitt wirkendes Biegemoment (kg·cm)
- M_b ; auf den Betonquerschnitt wirkendes Biegemoment (kg·cm)
- M_{st} ; auf den Stahlträgerquerschnitt wirkendes Biegemoment (kg·cm)
- D_b ; auf den Betonquerschnitt wirkende Normalkraft (kg)
- D_{st} ; auf den Stahlträgerquerschnitt wirkende Normalkraft (kg)
- D ; auf den Verbundquerschnitt wirkende Normalkraft (kg)
- Q ; Querkraft (kg)
- T ; Schubkraft (kg/cm) in der Berührungsfuge zwischen Betonplatte und Stahlträger
- ϵ_{bu} ; Betondehnung am unteren Rand
- ϵ_{bo} ; Betondehnung am oberen Rand
- ϵ_{stu} ; Stahldehnung am unteren Rand
- ϵ_{sto} ; Stahldehnung am oberen Rand
- σ_{bo} ; Betonspannung am oberen Rand (kg/cm²)
- σ_{bu} ; Betonspannung am unteren Rand (kg/cm²)
- σ_{sto} ; Stahlspannung am oberen Rand (kg/cm²)
- σ_{stu} ; Stahlspannung am unteren Rand (kg/cm²)
- C ; Federkonstante (kg/cm²)

3. Theorie des starren Verbundes

Unter der Voraussetzung eines unnachgiebigen, kontinuierlichen Kontaktes zwischen Betonplatte und Stahlträger lassen sich Verbundträger unter äußeren Lasten wie homogene Biegeträger berechnen, wenn man den Betonquerschnitt durch einen ideellen Stahlquerschnitt gleicher Steifigkeit ersetzt.

Die Beanspruchungen oder die Dehnungen von Träger und Betonplatte lassen sich mit den folgenden Gleichungen ermitteln (Bild 1).

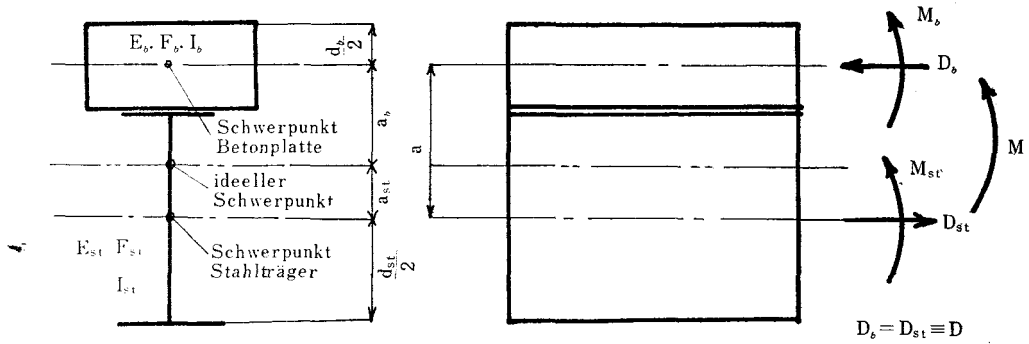


Bild 1. Verbundquerschnitt des starrer Verbund.

Biegemomentengleichgewicht ;

$$M = M_b + M_{st} + D \cdot a \quad (1)$$

Gleiche Krümmung ;

$$\frac{M_b}{E_b I_b} = \frac{M_{st}}{E_{st} I_{st}} \quad (2)$$

Aus (1) und (2) folgt ;

$$M_b = \frac{E_b I_b}{E_b \cdot I_b + E_{st} \cdot I_{st}} (M - D a) \quad (3 a)$$

$$M_{st} = \frac{E_{st} I_{st}}{E_b \cdot I_b + E_{st} \cdot I_{st}} (M - D a) \quad (3 b)$$

mit

$$D = \frac{a F_b}{n I_i} M \quad (3 c)$$

Dehnungen ;

$$\varepsilon_{bo} = - \frac{D}{F_b E_b} + \frac{M_b}{E_b I_b} \cdot \frac{d_b}{2} \quad (4 a)$$

$$\varepsilon_{stu} = \frac{D}{F_{st} E_{st}} + \frac{M_{st}}{E_{st} I_{st}} \cdot \frac{d_{st}}{2} \quad (4 b)$$

Spannungen ;

$$\sigma_{bo} = - \frac{D}{F_b} + \frac{M_b}{I_b} \cdot \frac{d_b}{2} \quad (5 a)$$

$$\sigma_{stu} = \frac{D}{F_{st}} + \frac{M_{st}}{I_{st}} \cdot \frac{d_{st}}{2} \quad (5 b)$$

Aus Gl. (3c) erhält man durch Differentiation und mit $dM/dx=Q$ und $dD/dx=T$ die in der Berührungsfuge zwischen Stahl und Beton auftretende Schubkraft T (kg/cm)

$$T = a F_b Q / n I_i \quad (6)$$

Diese Schubkraft wird von dem Bindemittel aufgenommen.

4. Theorie des elastischen Verbundes

Um für die prektische Berechnung brauchbare Lösungen zu gewinnen, wird bei den

folgenden Ableitungen die tatsächlich meist punktförmige Verbindung von Betonplatte und Stahlträger durch ein kontinuierliche Verbindung gleicher Steifigkeit ersetzt. Die Federkonstante dieser elastischen Verbindung sei C (kg/cm^2), so daß bei einer Schubkraft $T(x)$ (kg/cm) an der Stelle x eine elastische Verschiebung

$$\delta(x) = T(x)/C \quad \dots\dots\dots (7)$$

zwischen Betonplatte und Stahlträger auftritt. Betrachtet man ein Trägerelement von der Länge dx (Bild 2), so gilt die Verformungsbedingung

$$(dx + \Delta dx_{st}) - (dx + \Delta dx_b) = d\delta = dT/C$$

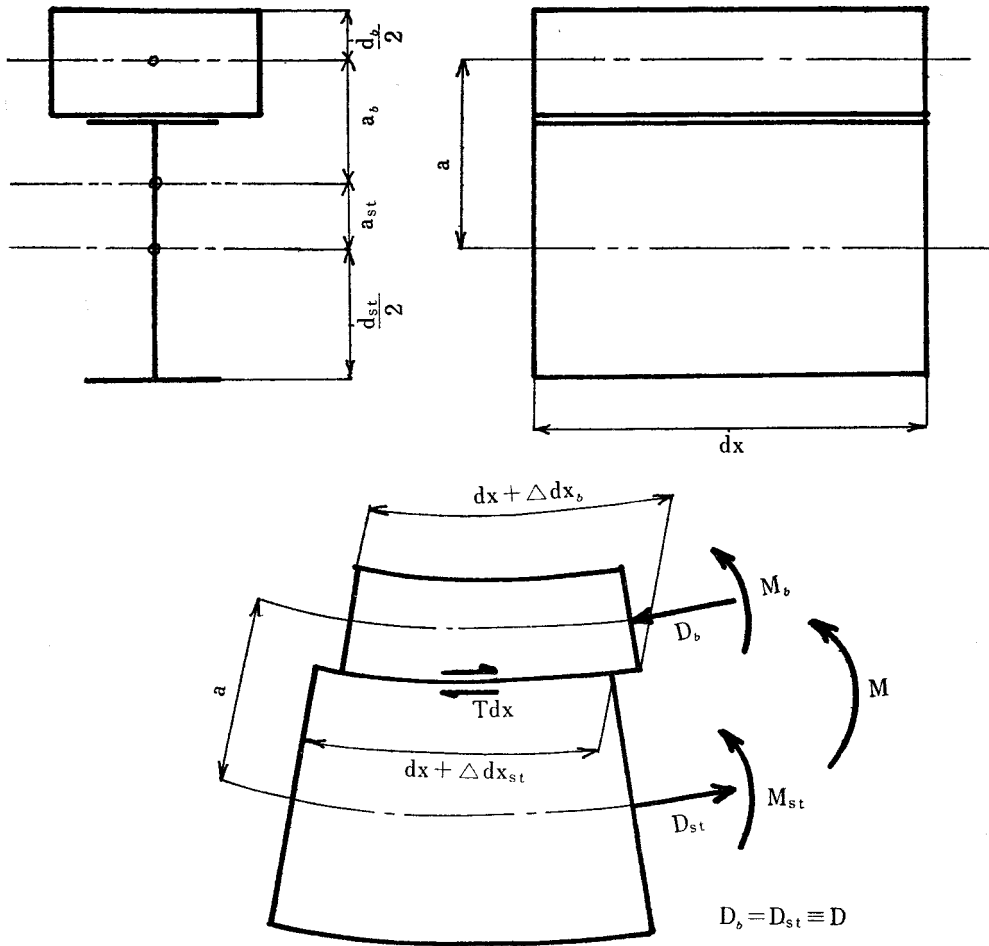


Bild 2. Verbundquerschnitt des elastischen Verbunds.

oder

$$\Delta dx_{st}/dx - \Delta dx_b/dx = 1/C \cdot dT/dx \quad \dots\dots\dots (8)$$

Die Dehnungen in der Berührungsfuge sind

$$\varepsilon_{bu} = \Delta dx_b/dx = -D/E_b F_b + M_b/E_b I_b \cdot d_b/2 \quad \dots\dots\dots (9a)$$

$$\varepsilon_{sto} = \Delta dx_{st}/dx = D/E_{st} F_{st} - M_{st}/E_{st} I_{st} \cdot (a - d_b/2) \quad \dots\dots\dots (9b)$$

Aus Gl. (2), (8), (9) erhält man und mit $dT/dx = d^2 D/dx$

$$D(1/E_b F_b + 1/E_{st} F_{st}) - M_{st}/E_{st} F_{st} \cdot a = 1/C \cdot d^2 D/dx^2 \quad \dots\dots\dots (10)$$

Führt man M nach Gl. (3b) in Gl. (10) ein, so ergibt sich die Differentialgleichung für die Normalkraft D in der Form

$$D'' - \omega^2 D = -\gamma M(x) \quad (11)$$

mit

$$\omega^2 = C \cdot (1/E_b F_b + 1/E_{st} F_{st} + a^2/E_b I_b + E_{st} I_{st})$$

$$\gamma = C \frac{a}{E_{st} I_{st} + E_b I_b}$$

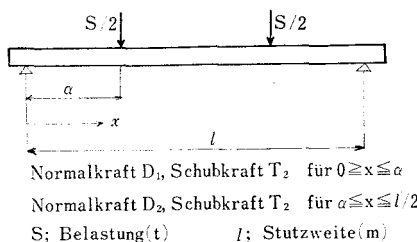


Bild 3. Belastungsversuch

Die Lösung von Gl. (11) hängt von der Momentenlinie ab. Im vorliegenden Fall (Bild 3) ergibt sich die Differentialgleichung für die Normalkraft D_1 für $0 \leq x \leq \alpha$

$$D_1'' - \omega^2 D_1 = -\gamma M(x) = -\gamma \frac{S}{2} x \quad (12)$$

und für $\alpha \leq x \leq \frac{l}{2}$ ergibt sich die Differentialgleichung für die Normalkraft D_2

$$D_2'' - \omega^2 D_2 = -\gamma M(x) = -\gamma \frac{S}{2} x \quad (13)$$

Die gesuchte Normalkräfte D_1 , D_2 können dazu unter der Beachtung der Randbedingungen

$$D_1(x=0) = 0, \quad D_2'(x=l/2) = 0 \quad (14a, b)$$

und Übergangsbedingungen

$$D_1(x=\alpha) = D_2(x=\alpha), \quad D_1'(x=\alpha) = D_2'(x=\alpha) \quad (15a, b)$$

gewonnen werden. Aus Gl. (14), (15) haben dann Gl. (12), (13) die Lösungen

$$D_1 = \frac{-\gamma S}{2\omega^3} (e^{\omega(\alpha-l)} + e^{-\omega\alpha}) \sinh \omega x + \frac{\gamma S}{2\omega^2} x \quad \text{für } (0 \leq x \leq \alpha) \quad (16)$$

$$D_2 = \frac{-\gamma S}{2\omega^3} (e^{\omega(x-l)} + e^{-\omega x}) \sinh \omega \alpha + \frac{\gamma S}{2\omega^2} \alpha \quad \text{für } (\alpha \leq x \leq \frac{l}{2}) \quad (17)$$

Auf Grund der Beziehung $T(x) = dD/dx$ ist dann auch der Verlauf der Schubkraft in der Berührungsfuge bestimmt. Die gesuchte Schubkräfte T_1 , T_2 haben die Lösungen

$$T_1 = \frac{-\gamma S}{2\omega^2} (e^{\omega(\alpha-l)} + e^{-\omega\alpha}) \cosh \omega x + \frac{\gamma S}{2\omega^2} \quad \text{für } (0 \leq x \leq \alpha) \quad (18)$$

$$T_2 = \frac{-\gamma S}{2\omega^2} (e^{\omega(x-l)} - e^{-\omega x}) \quad \text{für } (\alpha \leq x \leq \frac{l}{2}) \quad (19)$$

Führt man Gl. (18), (19), (3) in Gl. (5) ein, so ergeben sich die Spannungen und die Dehnungen des Verbundträgers.

5. Die Herstellungen des Verbundträgers und die Federkonstante

Die Verbundträger wurden als Balken mit einer Länge von 2.0 m benutzt. Die Betonplatten haben eine Breite von 0.12 m. Elastizitätsmodul des Betons ist etwa 300000 kg/cm². Als Bindemittel wurde Epoxydharz SHOBOND FC der Firma SHOBOND gebraucht.

Dieses Bindemittel hat etwa folgende physikalische Kennwerte erwarten ;

E-Modul ;	60000 kg/cm ²
Poissonzahl ;	0.38
Druckfestigkeit ;	600 kg/cm ²

Wir binden Betonplatte und Stahlträger mit dem Bindemittel. Das Bindemittel ist etwa 0.2 cm dick. Es wurde stufenweise belastet und die jeweiligen Verschiebungen, Dehnungen wurden registriert.

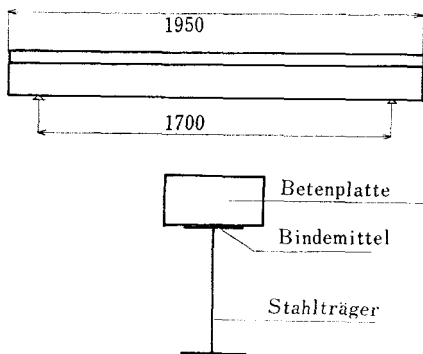


Bild 4. Hauptplan und Schnittbild

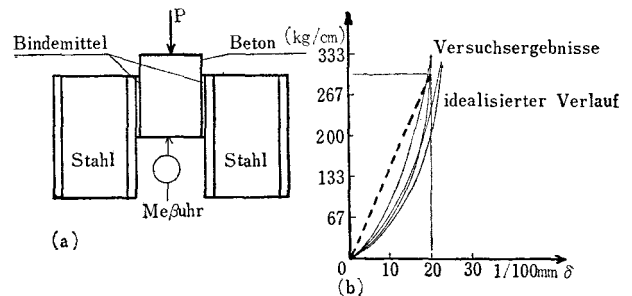


Bild 5. Schubkraft-Verschiebungs-Zusammenhang
(a) Versuchsaufbau
(b) Versuchsergebnisse

Bild. (4) zeigt das Schnittbild, und den Hauptplan des Verbundträgers. Das Verhältnis der Elastizitätsmoduli setzen wir mit $E_{st}/E_b = 7$ an. Will man die rechnerischen Unstetigkeiten des Schubflusses vermeiden, so muß man beachten, daß ein gänzlich starrer Verbund nie zu erreichen ist. Um für die praktische Berechnung brauchbare Lösungen zu gewinnen, muß man liegender Schubkraft-Verschiebung-Zusammenhang erreichen. Durch das Verbinden wurden Schubkräfte in der Verbundfuge erzeugt (Bild 5). Es wurde stufenweise belastet und die jeweiligen Verschiebungen wurden registriert (Bild 5a). Für die rechnerische Behandlung haben wir den strichlierten Verlauf angesetzt (Bild 5b). Dabei lassen wir entsprechen dem Tangens von eine Federkonstante C in der Berührungsfuge.

Unter dem angesetzten Verlauf des Schubkraft-Verschiebung-Zusammenhangs läßt sich das System als Verbundträger mit elastischen Verbund berechnen. Bei dem Versuch ist die Lang der Berührungsfuge 15.0 m und die Breite 7.5 cm. Damit ergibt sich vor Kriechen und Schwinden zum Zeitpunkt $t=0$ ein maximal möglicher Schubkräfte

$$T_{max} = P/2h = 9000/2 \times 15 = 300 \text{ kg/cm} \quad (20)$$

Bei der rechnerischen Untersuchungen haben wir die Verschiebung mit $\delta = 0.02$ cm angesetzt. Mit Gl. (20) und (7) ergibt sich eine Federkonstante zum Zeitpunkt $t=0$

$$C = T_{max}/\delta = 15000 \text{ kg/cm}^2$$

Dann machten wir die Versuchen unter verschiedenen Längen und Breiten der Berührungsfuge. Es ließt sich das Versuchsergebnis des Schubkraft-Verschiebung-Zusammenhangs errei-

chen, daß die Verchiebung durch die Vergrößerung die Breite der Berührungsfuge vermindert.

6. Zahlenmäßige Auswertung und Versuchsergebnisse

Als Beispiel zeigen wir die Anwendung der Gleichungen für das erwähnte Konstruktionsystem. Die Verbundträger werden als Balken auf zwei Stützen mit der Länge von 1.7 m verlegt. Der Verlauf der Normalkräfte bei verschiedenen Federkonstanten unter Last von 8.0 Mp wird Bild (6) dargestellt. In solchen Bildern wird der Verlauf bei durchgehend starren Verbund gestrichelt eingetragen. Der Verlauf der Schubkräfte wird in Bild (7) dargestellt. Der Verlauf

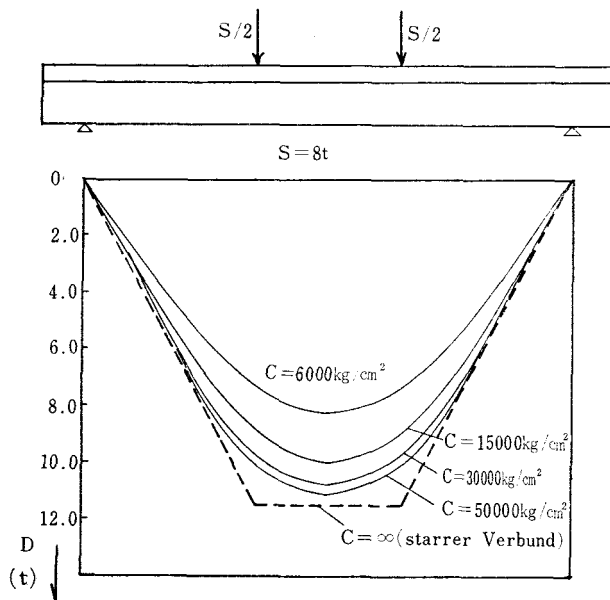


Bild 6. Normalkraftverlauf unter Belastung von 8 (t) in der Verbundfuge bei verschiedenen Federkonstante "C"

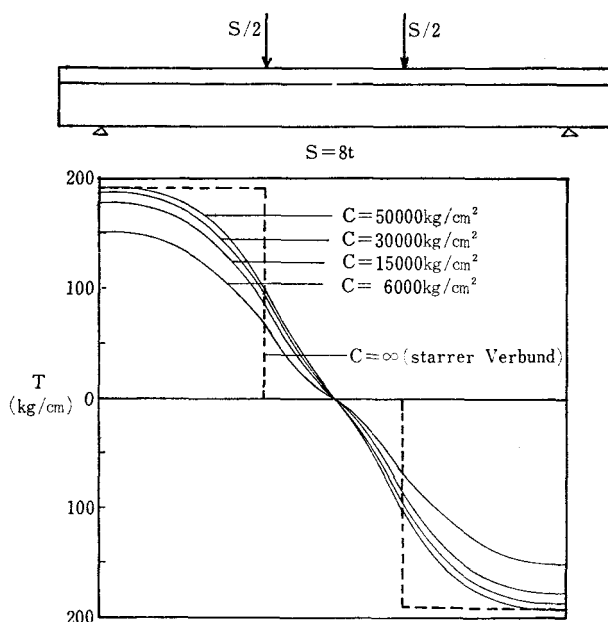


Bild 7. Schubkraftverlauf unter Belastung von 8(t) in der Verbundfuge bei verschiedenen Federkonstante "C"

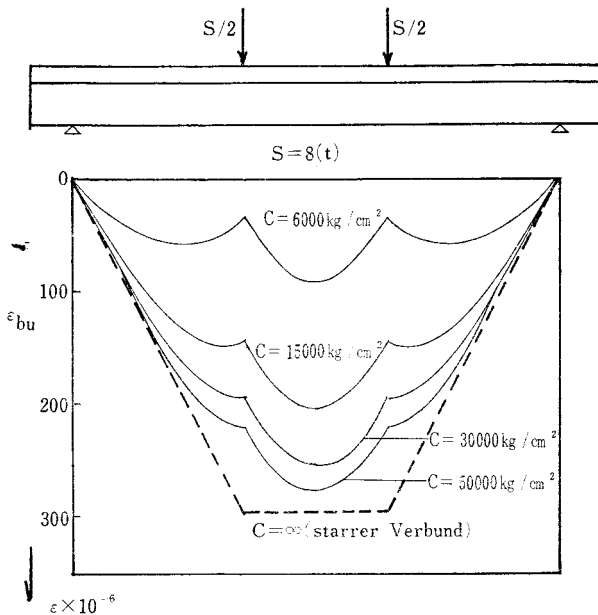


Bild 8. Betondehnung am unteren Rand unter Belastung von $8(t)$ bei verschiedenen Federkonstante "C"

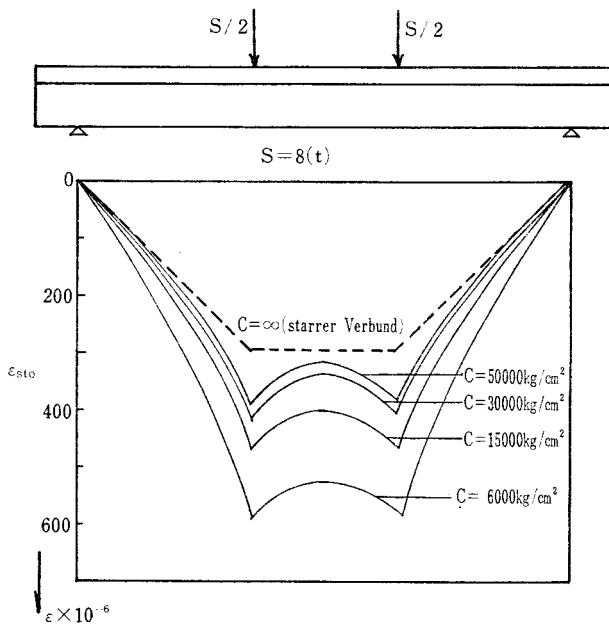


Bild 9. Stahldehnung am oberen Rand unter Belastung von $8(t)$ bei verschiedenen Federkonstante "C"

der Betondehnungen am unteren Rand in Bild (8) dargestellt. Der Verlauf der Stahldehnungen am oberen Rand wird in Bild (9) dargestellt. Der Verlauf der Stahldehnungen am unteren Rand wird in Bild(10) dargestellt.

Von diesen Darstellungen weiß man, daß die Betondehnungen abnehmen während die Stahldehnungen besonders am oberen Rand wachsen.

Bei erwähntermäßig ergegebene Federkonstante $C=15000 \text{ kg/cm}^2$ sind Dehnungswerte mit dem Theorie und dem Versuch in Bild (11a,b) dargestellt, worin die Dehnungen an der Stelle $x=l/2$ in Bild (11a) und die Dehnungen an der Stelle $x=55\text{cm}$ in Bild (11b) dargestellt

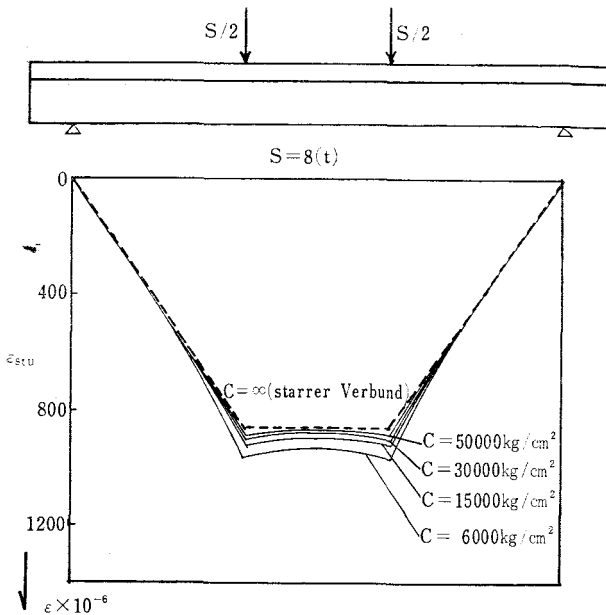


Bild 10. Stahldehnung am unteren Rand unter Belastung von $8(t)$ bei verschiedenen Federkonstante "C"

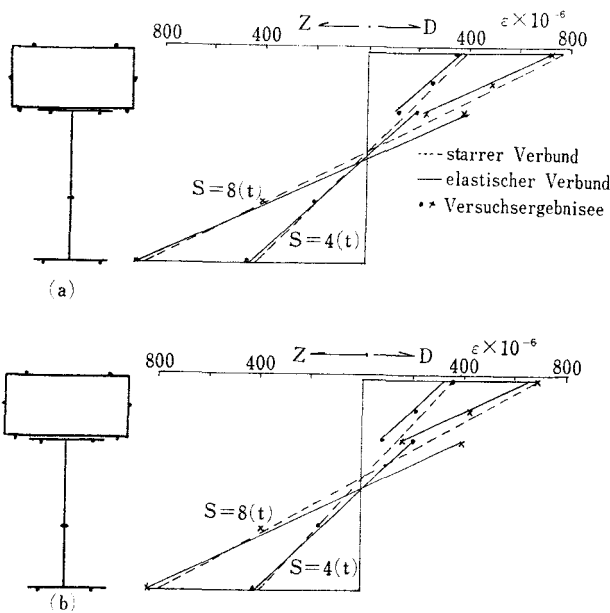


Bild 11. Dehnung mit dem Theorie und dem Versuch bei verschiedenen Belastung

- (a) Dehnung an der Stelle $x = \frac{1}{2}$ unter Belastung von $4(t)$ und $8(t)$
- (b) Dehnung an der Stelle $x = 55\text{cm}$ unter Belastung von $4(t)$ und $8(t)$

werden. Bild (11a) zeigt, daß Stahlspannung am oberen Rand um etwa 190 kg/cm^2 größer als Stahlspannung starren Verbundes durch die Wirkung elastischen Verbundes ist. Bild (11b) zeigt, daß Stahlspannung am oberen Rand um etwa 280 kg/cm^2 größer als Stahlspannung starren Verbundes durch die Wirkung elastischen Verbundes ist. Versuchsergebnisse zeigen, daß der Einfluß einer elastischen Verbundes im Bereich von Einzellassen-also bei Momentenspitzen-besonders stark ist, denn dort hat der Schubkraft bei starrem Verbund sprunghafte Verlauf, aber bei diesem Fall muß es kontinuierlich übergehen Bild (10) zeigt, daß Stahlspannung am unteren Rand um etwa 100 kg/cm^2 größer als Stahlspannung starren Verbundes durch

die Wirkung elastischen Verbundes ist.

Von der Rücksicht der Versuchsergebnisse und der Theorie weiß man, daß um Stahlspannung am unteren Rand bei Federkonstante $C=50000\text{kg/cm}^2$ etwa 4% größer als Stahlspannung starren Verbundes durch die Wirkung elastischen Verbundes ist. Wenn die Federkonstante darum größer als $C=50000\text{kg/cm}^2$ ist, man wird die Verwendung der starren Verbundes möglich sein.

Wenn die Breite und Schubmodul des Bindemittels treffend groß sind, wird Theorie des starren Verbundes benutzt werden.

7. Zusammenfassung

Im allgemeinen kann die Anwendung des elastischen Verbundes auf Querschnitte mit hohem Stahlträger und dünner Betonplatte beschränkt werden. Durch die Verbindung von Betonplatte und Stahlträger wird es stets möglich sein, die Normalkraft in der Platte so stark zu vermindern, daß die zulässige Betonspannung gerade erreicht wird.

Wenn man das Bindemittel als Koppelung zwischen Betonplatte und Stahlträger verwendet, muß man durch horizontale Schubkraft-Verschiebung-Zusammenhang analytische behandeln. Analytische Behandlung Verbundträgers mit dem Bindemittelsverbund unterscheidet sich daher starren oder elastischen Verbund unter der Veränderung der Federkonstante. Weil in letzter Zeit Konstruktionen immer häufiger gefordert werden, die sich in kürzer Zeit montieren lassen, wird das Bindemittel, das die Festigkeit in kürzester Zeit bekommt, oft benutzt werden.

Wir danken hier Herrn Tsuyoshi SUDO der Technischen Hochschule Kure für die Hilfe beim Übersetzen ins Deutsche.

Literatur

- [1] Hawranek, Steinhardt : Theorie und Berechnung der Stahlbrücken. Springer-Verlag, 1958.
- [2] H. Beck, M. Heunisch : Zum Reibungsverbund zwischen Stahl und Betonfertigteilen bei dübellosen Verbundkonstruktionen, Der Stahlbau, 1972. 2.
- [3] Josef Eibl, Lutz Franke, Olaf Hjorth : Versuche mit Kunststzrmörteln, Der Bautechnik, 1972. 10.
- [4] Misawa, S., T. Shigematsu and E. Nagaoka : Some Properties of Pre-stressed Composite Beam used Resin Adhesive, Preprint, Conf. JSCE, Chugoku-Shikoku Branch, May 1973. S. 13-16.
- [5] Misawa, S., T. Shigematsu : Some Properties of Pre-stressed Composite Beam and Composite Beam used Resin Abhesive, JOURNAL OF JAPAN PRESTRESSED CONCRETE ENGINEERING ASSOCIATION, Vol. 16, No.1 January-February 1974. S.34-45.
- [6] Misawa, S., T. Shigematsu : Some Properties of Composite Beam used Resin Adhesive, preprint, Conf. JSCE, Chugoku-Shikoku Branch, May 1974. S.1-3.

[Empfangen, 15. (10.) 1974]

3層耐震壁の水平剛性について

(建築学科) 正野 崎 昭 二

On the Level Stiffness of Earthquake Resisting Wall in Three-story Structure

Shoji SHONOUZAKI

In this report, the transformation and the level stiffness of the column with various wall is shown by using Finite Element Method as two-dimensional problem.

§1. 緒 言

従来構造計算時には、非構造部材として十分考慮されないまま取扱われていた骨組内の腰壁、たれ壁、袖壁などの問題が、1968年5月の十勝沖地震以来大きくクローズアップされてきた。例えば、比較的耐震的といわれていた鉄筋コンクリート造の中低層建築（例えば学校建築等）の柱せん断破壊は耐震設計史上多くの問題をなげかけ、それら非構造部材といわれていたものも無視できないことが容易に観察された。しかし、それらの壁の取扱いについては大変むずかしい問題があり、現在確立された方法や研究資料も乏しい。

そこで、現在までにそれらの壁の付いた3層独立耐震壁の解析結果について報告してきたのに続いて今回はそれらの壁が連続して付いている場合の柱の水平剛性について解析したので報告する。

§2. 解 析 方 法

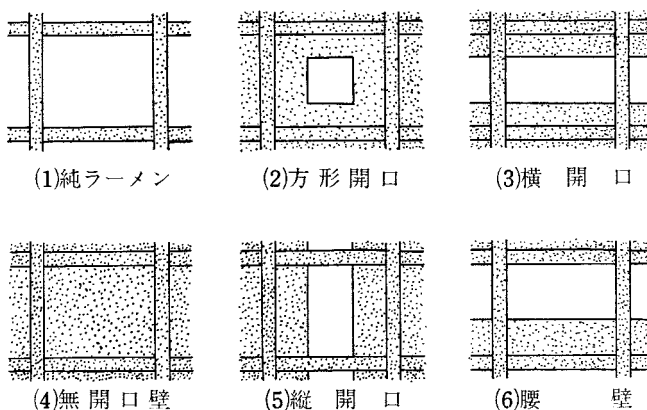


図1 各種開口

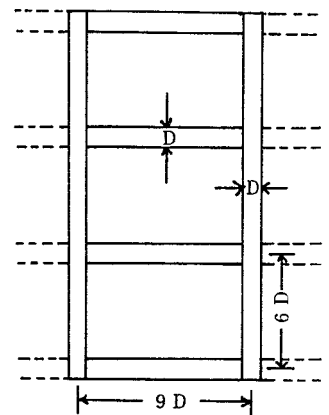


図2 解析モデル

解析モデルは、図1のような種々の壁の付いた3層無限均等ラーメンとし、有限要素法により2次元

問題として弾性範囲内において解析を行った。

取扱った耐震壁の寸法は、図2のように柱真間隔 $9D$ 、各階高 $6D$ (D =柱丈=梁丈) で、かつ壁厚：梁厚：柱厚は $1:2:4$ 、開口については、坂博士の等価開口周比

$$\xi_{内} = \sqrt{l_w \cdot h_w / l_{内} \cdot h_{内}} \quad (l_{内}, h_{内}: \text{架構内のり距離})$$

を使用して、図3、図4、図5、図6の中に示してある種類について行った。

また、3層とも同じ大きさの壁が付いているとし、床スラブの影響は無視、各階床梁上面に同じ大きさの等分布水平荷重 $q(t/m)$ を作用させた。

なお、数値計算には九州大学大型計算機センターに設置されている FACOM230-60 を使用した。

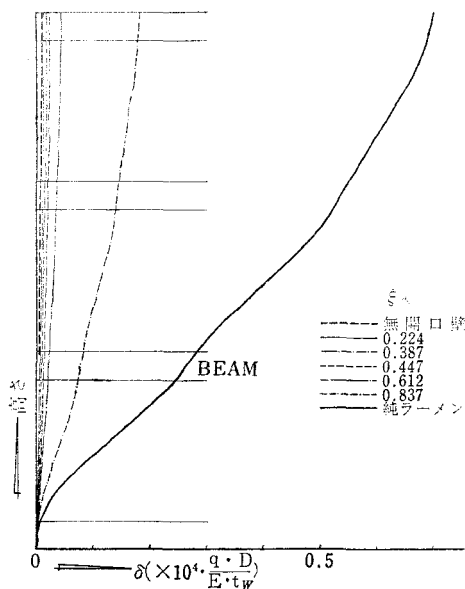


図3 変位図 (方形開口)

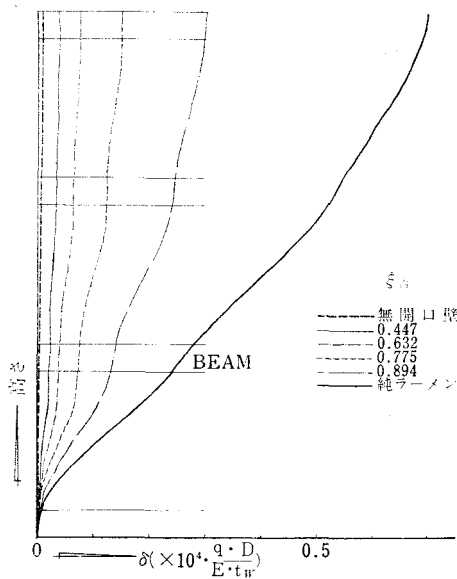


図4 変位図 (横開口)

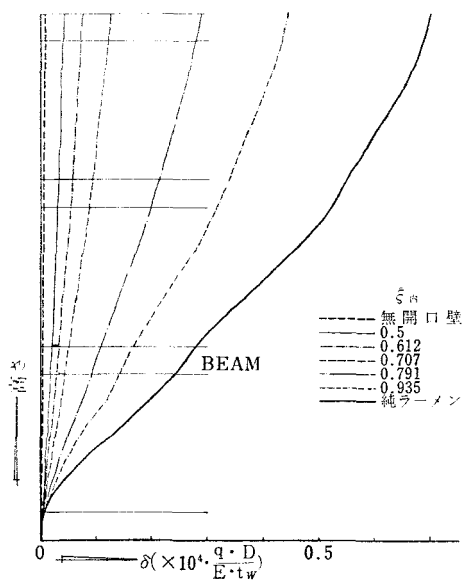


図5 変位図 (縦開口)

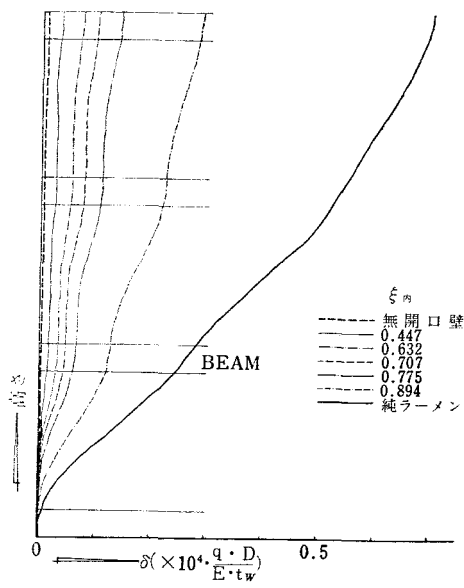


図6 変位図 (腰壁)

§3. 解析結果、考察

3.1. 水平変位 (δ)

柱真線上の水平変位の値を比較したのが、図3～図6である。

図3は方形開口を有する壁の場合の水平変位図で、 $\xi_{内}=0.447$ までは無開口壁とほとんど変わりなく、 $\xi_{内}=0.612$ 以上で開口の影響が顕著にあらわれている。

図4は横開口を有する壁、すなわち腰壁とたれ壁の場合の水平変位図で、特色のある変形性状を示し、 $\xi_{内}$ が小さい場合でも方形開口における $\xi_{内}$ の大きい場合とよく似た傾向を示している。

図5は縦開口を有する壁の場合で、四図中で最も $\xi_{内}$ に影響されない。この図より考えれば $\xi_{内}=0.791\sim 1.0$ の間で急激にラメーメンの値に近づくことになる。

図6は腰壁のみ付いた場合で、横開口の場合と同じく特色ある変形性状を示すが、変位は横開口の方が大きい。

以上の図では水平変形の形状があまり明白でないため、 $\xi_{内}$ の同じ位の曲線を1本ずつ選び、その曲線の最上部の値を1に直して比較したのが図7である。図7はいわゆる撓み曲線であるが、図にみられる如く横開口や腰壁付は図1に示した各種の開口形式のうちで最も屈曲の度合いの激しい特異な形状を示している。

また、各種開口壁の撓み曲線の形状は、縦開口—方形開口—横開口—腰壁の順に開口の影響があらわれ、独特の曲線となっている。この傾向は既往の独立耐震壁の結果と同じである。

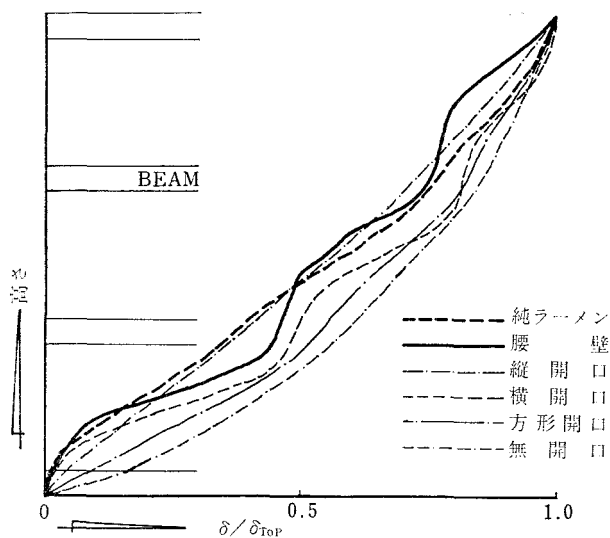


図7 撓み曲線

3.2. 水平剛性低下率 (η)

壁中心線上で各階梁中央高さの水平変位及び相対変位をとり、無開口壁を基準とした水平剛性低下率を求めて、各種開口の2階の値だけ集めて比較したのが図8である。また、独立耐震壁の各種開口の2階の値だけを集めたのが図9である。

図8より、比較的小開口の場合は方形開口>縦開口>腰壁>横開口の順で、開口が大きくなると図9のように著しくはないが縦開口の剛性低下が大きく縦横の順位は逆転し、独立の場合と同じ傾向を示す。

また、図9と比較すると無限均等ラメーメンに各種の壁が付いた場合の方が全域

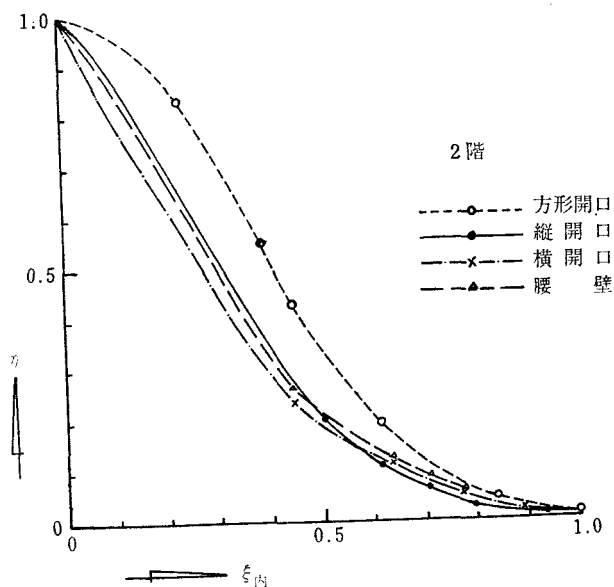


図8 剛性低下率（無限均等）

にわたり水平剛性が小さい事がわかる。

以上の事から、同一の開口周比の場合には方形開口の剛性低下が最も少く、壁に同一面積の開口を開ける場合には方形開口が構造的には最も効果的であるといえる。

また、非構造部材といわれている各種の壁が付いた場合には、柱は数倍の水平力を負担しなければならないことがわかり、充分注意をする必要がある。

なお本研究に対し、名古屋工業大学教授岩下恒雄博士の御指導を頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

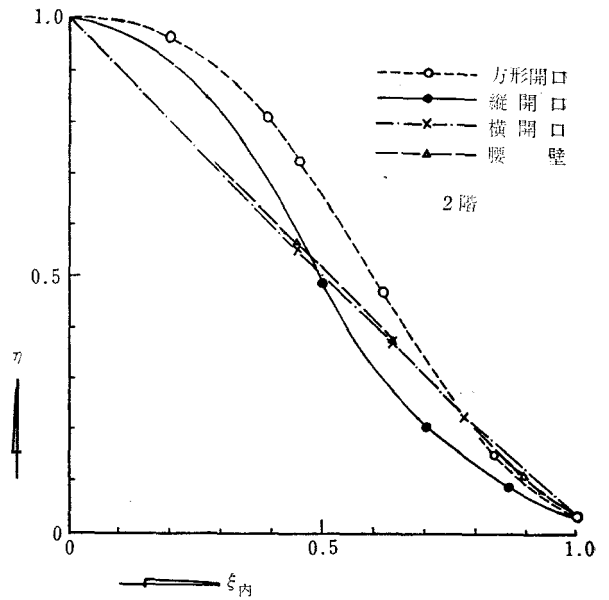


図9 剛性低下率(独立)

文 献

- 1) 岩下恒雄：建論報，(昭和42年11月)
- 2) 岩下・正野崎：学会構概集，(昭和44年8月)
- 3) 同上：学会構概集関東支部，(昭和44年11月)
- 4) 大久保全陸：建論報，(昭和46年8月)

(昭和49年10月15日 受付)

昭和48年度中本校教官による他誌発表論文

著 者	題 目	発 表 誌	発 表 場 所
谷田 孝之	古代伯中叔季に関する一考察 —結婚階級組織との関係をめぐって—	日本中国学会報 第25集	日本中国学会
堀 武夫	明治時代後期における中学校体育教師について	広島県体育史研究会報 No.3	昭和48年 6 月 広島大学
石嶋 篤司	本校学生のスポーツテストに関する 調査研究第1報 (学科別にみた形態 と体力診断の比較について)		昭和48年 9 月 全国日本体育学会 第24回大会
増本 貫一	Electric and Magnetic Properties of Cubanite	J. Science of Hiroshima Univ., Serice C. Vol.7, No.1.	昭和48年 3 月
笠松 義隆	Mn-As系の磁性	日本物理学会, 日本応用物 理学会講演予稿集	昭和48年 7 月
久保田 勲	ディーゼル機関の燃費特性について	日本機械学会講演論文集 No.738	昭和48年 5 月 九州支部久留米講 演会
	排気濃度計用紙の透過率について	日本機械学会, 精機学会講 演論文集	昭和48年11月 山梨地方講演会
大下 隆章 (広 大 工) 武井 英雄 (文部技官) 山根 光夫 (文部技官)	超塑性Zn-Al合金の盛り上がり	第24回塑性加工連合講演会 講演論文集	昭和48年11月 岡山
里信 敏行	砂の老化と発じん	日本鋳物協会砂部会研究報 告 S 35-247	昭和48年 4 月 日本鋳物協会砂部 会
	メチレンブルー点滴法による活性粘 土の測定	" "	昭和48年 6 月 日本鋳物協会砂部 会
	メチレンブルー点滴法による生型砂 の老化の検討	鋳物技術研究報告	昭和48年12月 日本鋳物協会中四 国支部
灘野 宏正	歯面硬化歯車の瞬間温度上昇につ いて (第1報, 表面硬化層の熱伝導率 による影響)	日本・機械学会論文集 39巻, 317号 (1973), 404	日本機械学会
	ピッチング発生に及ぼす表面摩擦の 影響	潤滑Vol.8, No.5(1973), 394	日本潤滑学会
	On the Flash Temperature Rise of the Tooth Surface of the Case- Hardened Gear	Bulletin of the JSME, 16, (1973), 1443.	
	スコーリングに関する基礎的研究 (第3報, 動力循環式歯車試験機に よる実験結果)	日本機械学会講演論文集 No.730-10 P143	昭和48年 7 月 日 本機械学会シンポ ジウム歯車部門
中前栄八郎 (広 大 工) 野村 利英 (中国電機) 松崎 誠 (製 造)	特殊配置巻線変圧器のインピーダ ンス	電気四学会中国支部第24回 連合大会講演論文集	昭和48年11月 山口大学
吉野 信行	ミニコンによる会話型回路解析プロ グラムAPEC-DC	電気四学会中国支部連合講 演大会講演論文集	昭和48年11月 山口大学
黒瀬 能幸 (広島商船 高 専)	会話型回路解析プログラム APEC-DCによる解析	" "	" "
金丸 昭治 (広 大 工) 星 健三 (広 大 工) 三島 隆明 (広 大 工) 久吉哲太郎 (道路公団)	河川周辺部の掘水に関する研究	第25回土木学会中国四国支 部一般講演概要集	昭和48年 5 月 松江
河野 清 (徳島大工) 竹村 和夫 (徳島大工) 荒木 謙一 (徳島大工)	ポリマーセメントモルタルの性質に 関する2.3の検討	" "	" "
見沢 繁光 (愛 大 工) 重松 恒美	接着合成プレストレスト, コンクリ ート梁の2.3の性質について	" "	" "

見沢 繁光 (愛大工) 重松 恒美 (愛大工) 永峰 徹 (愛大工)	多層サンドイッチ梁の2・3の性質について	第28回土木学会年次学術講演会講演概要集	昭和48年10月 札幌
清 和四士	樹脂質タイル剥離判定法の検討	日本建築学会大会学術講演梗概集	昭和48年10月 仙台
松浦 誠 (広大工) 西村 光正	構造物の不同沈下とその時間的経過について (その2, K構造物における実測値と計算値の比較)	日本建築学会中国支部研究報告	昭和48年9月 広島
松浦 誠 (広大工)	直接基礎の基盤としての風化花崗岩 (その1, 分布と風化程度)	〃 〃	〃 〃
芳賀 保夫 (米子高専) 西村 光正	(その2 地盤係数) 〃	〃 〃	〃 〃
	(その3 土性) 〃	〃 〃	〃 〃
松浦 誠 (広大工) 高井 芳治 (中国地建) 宗安 道泰 (中国地建) 西村 光正 (広島県) 尾崎 和夫 (米子高専) 芳賀 保夫 (米子高専)	不同沈下の経年変化に関する研究 (広島市の建築物の不同沈下)	日本建築学会中国支部基礎地盤委員会編	昭和48年11月
石丸 紀興 (広大工) 岡本 二郎	瀬戸内海大橋 (尾道・今治ルート) と島しょ部海岸線利用に関する調査研究 (その1 海岸線利用の現状と動向)	日本建築学会中国支部研究報告集	昭和48年11月 広島大学
武枝 正孝 (広大工)	(その2 架橋による海岸線利用への影響と地域空間の変化) 〃	〃 〃	〃 〃

昭和49年度中本校教官による他誌発表論文

著 者	題 目	発 表 誌	発 表 場 所
山岡俊比古	外国語における言語的創造性	中国地区英語教育学会研究 紀要 No.4	鳥取大学
原 茂樹 (広 大) 松尾 博 (広 大) 茶木 正吉	ゼフィラミンによる微量スズ(IV)の 吸光光度定量法	分析化学 Vol.23.No.10(1974),1239,	
堀 武夫	広島県陸上競技年表について (明治期)	広島県体育史研究会会報 No.4	昭和49年7月 広島大学
石嶋 篤司	本校学生のスポーツテストに関する 調査研究(学科別にみた相関係数と その検定について)		昭和49年10月 全国日本体育学会 第25回大会
	本校学生の体位, 体力, 運動能力に 関する実験的研究	保健体育教室(大修館書店)	
久保田 勲	ディーゼル機関の燃費特性	内燃機関 Vol.13, No.151 (1974), 5.	
	ディーゼル排気カーボン重量の測定 について	日本機械学会, 精機学会東 海支部浜松地方講演会論文 集 No.743-5	昭和49年9月 浜松
大下 隆章 武井 英雄 (広 大 工)	超塑性Zn-Al合金の金型張出し	日本金属学会誌 38,(1974),165.	
里信 敏行	活性粘土分測定法の比較検討	日本鋳物協会講演概要	昭和49年5月 日本鋳物協会
	鋳物砂の管理研究	広島県総合技術委員会研究 報告	昭和49年9月 広島県総合技術委 員会
	メチレンブルー法による活性粘土分 の測定	日本鋳物協会講演概要	昭和49年10月 日本鋳物協会
灘野 宏正	スコーリングに関する基礎的研 (第4報, 動力循環式歯車試験機に よる実験結果)	日本機械学会講演論文集 No.748-1. P65	昭和49年3月 日本機械学会九州 支部総会, 福岡
京免 進 (阪 大 工) 近江 宗一 (") 碓井 建夫 (")	円筒内乱流脈動流れの速度分布の計 算	" " " " No.740-13	昭和49年11月 日本機械学会全国 大会 大阪
中前栄八郎 (広 大 工) 野村 利英 (中国電機) 山県進一郎 (製 造) 松崎 誠 (")	特殊配置巻線変圧器の短絡機械強度 について	電気四学会中国支部第25回 連合大会講演論文集	昭和49年11月 広島工大
太田 光雄 (広 大 工) 山口 静馬 (") 広光 静次郎 (") 吉野 信行	多次元信号空間の酔歩モデルに基づ く非定常騒音の一研究 (理論とシミュレーション)	日本音響学会講演論文集	昭和49年10月 千葉大学
太田 光雄 (広 大 工) 庄野 博三 (") 沖田 豪 (") 吉野 信行	カルマンフィルターの拡張に関する 新たな一試み	電気四学会中国支部連合大 会講演論文集	昭和49年11月 広島工大
太田 光雄 (広 大 工) 竹山 良雄 (富士電機) 広光 清次郎 (") 沖田 豪 (広 大 工)	Theory and Digital Simulation of a Generalized Nonstationary Random Process with Arbitrary Amplitude Distribution and Arbi- trarily Fluctuating Mean Value.	Theoretical and Applied Mechanics, Vol.22	Univ. of Tokyo Press (1974)
太田 光雄 (広 大 工) 山口 静馬 (") 広光 静次郎 (") 沖田 豪 (広 大 工)	騒音・振動の任意不規則レベル分布 に対する有限展開型統一処理方法	日本音響学会誌 30巻, 7 巻	昭和49年7月

太田 光雄 (広 大 工) 広光 静次郎 (広 大 工) 山口 静馬 (広 大 工) 西村 正文 (広島電機大)	Output Probability of a Vibration System with an Arbitrary Non-Linear Element and Random Input.	J. of Sound Vib, Vol. 36 (3), (1974)	
太田 光雄 (広 大 工) 沖田 豪 (") 山口 静馬 (") 広光 静次郎	A Theory of the Non-Stationary Behaviour of Random Process Fluctuation in a Non-Negative Region and Its Digital Simulation	" "	
久良喜代彦	パイル打込に関する実験的研究	第29回土木学会年次学術講演会講演概要集	昭和49年10月 広島
船越 稔 (広 大 工) 阿部 康俱 竹村 和夫 松浦 信雄 (広 大 工)	高強度コンクリートの配合設計に関する研究	第26回土木学会年次学術講演会講演概要集	昭和49年 5 月 松山
船越 稔 (広 大 工) 阿部 康俱 竹村 和夫	低水セメント比コンクリートの配合設計について	第29回土木学会年次学術講演会講演概要集	昭和49年10月 広島
竹村 和夫 阿部 康俱 西谷 庸雄	かた練りコンクリートの粗骨材最大寸法と強度	第26回土木学会中国四国支部一般講演概要集	昭和49年 5 月 松山
河野 清 (徳 大 工) 竹村 和夫 荒木 謙一 (徳 大 工)	Use of Admixtwres to the Crushed Stone Concrete with Stiff Consistency	Bulletin of faculty of egineariug, Tokushima University, Vol. 11(1974)	
石井 義明 小堀 慈久	呉市周辺山麓(休山) マサ土の二, 三の特性	第26回土木学会中国四国支部一般講演概要集	昭和49年 5 月 松山
見沢 繁光 (愛 大 工) 重松 恒美	接着合成P C 桁および接着合成桁の二, 三の性質について	プレストレストコンクリート Vol.16, No.1(1974)	
	接着合成桁の 2, 3 の性質について	第26回土木学会中国四国支部一般講演概要集	昭和49年 5 月 松山
見沢 繁光 (愛 大 工) 重松 恒美 大賀水田生 (愛 大 工)	多層サンドイッチ板の力学的挙動について	第29回土木学会年次学術講演会講演概要集	昭和49年10月 広島
松浦 誠 (広 大 工) 西村 光正	不同沈下に及ぼす建物の剛性の影響 (真砂地盤に建つ建物の不同沈下の再測定結果)	日本建築学会中国支部研究報告	昭和49年 3 月 広島
石丸 紀興 (広 大 工) 岡本 二郎	技術者の公害意識その他に関する研究(広島地区の技術者意識調査より)	日本建築学会大会学術講演梗概集	昭和49年10月 福井大学

編 集 委 員

大	下	隆	章
山	本	勇	三
笠	松	義	隆
綿	井	伸	爾
竹	村	和	夫
藤	井		健

呉工業高等専門学校
研究報告

第10巻 第2号 (1975)
(通巻 第15号)

昭和50年3月印刷
昭和50年3月発行

編集兼
発行者 呉工業高等専門学校
〒737 呉市阿賀南2丁目2ノ11
電話 呉 (0823) 71-9121

印刷所 柳盛社印刷所
〒730 広島市東白島8-23
電話 (21) 2148・2149

MEMOIRS OF THE KURE TECHNICAL COLLEGE

1. Some Remarks on the State Estimation of the Stochastic Nonlinear System and its DisturbanceIsao IMAI, Syozo OKANAKA, and Yutaka TOMITA..... 1
2. Spectrophotometric Determination of Micro Amounts of Murcury by Solvent Extraction with Zephiramine Shokichi CHAKI.....13
3. Spectrophotometric Determination of Micro Amounts of Bismuth with Zephiramine Shokichi CHAKI, Shigeki HARA, and Hiroshi MATSUO.....19
4. Studies on the Elliptical Cam with Oscillating Follower
—Circular Arc Follower— (Report 1)Hironori ITOSHIMA.....25
5. Studies on the Elliptical Cam With Oscillating Follower
—Flat Plate Follower— (Report 2)Hironori ITOSHIMA.....37
6. Manufacture of Gear of Superplastic Zn—Al Alloy by Plastic Working
.....Takaaki OSHITA and Mituo YAMANE.....47
7. A Survey of the Lighting of the Classroom of Kure Technical College
..... Kazuhiko HARADA.....53
8. A Model Experiment and Considerations on the Slope Failure of a Fissure RockYoshiharu ISHII.....57
9. On the Engineering properties of Decomposed Granite Soils and Rocks at Mt. Yasumi (Report 1) Yoshiharu ISHII and Shigehisa KOBORI.....65
10. Some Experimental Investigations of Mix Design for High Strength Concrete..... Tuncu NISHITANI, Yasutomo ABE, and Kazuo TAKEMURA.....73
11. Zum Bindemittelsverbund zwischen Stahl und Betonplatte bei dübellosen Verbundträgern.....Tsunemi SHIGEMATSU und Shigemitsu MIZAWA.....81
12. On the Level Stiffness of Earthquake Resisting Wall in Three-story Structure.....Shoji SHONOZAKI.....91