

揚水発電に関するシンポジウム

“Symposium on Pumped Storage”, Proc. of A.S.C.E., PO, Vol. 88, No. 2, July (1962)

以下の3論文は、1961年10月ニューヨークにおけるシンポジウムに発表された7編中、上記会誌に掲載されたものの抄録である。

スミス・マウンティンの自流式揚水発電計画

“Run-of-river Pumped Storage-Smith Mountain Project”, Hroncich, M.J. and Mullarkey, J.M.

この計画は、バージニア州ローノーク河に2貯水池を設け、揚水を利用して上下2発電所合計580000kWのピーク出力を得るもので、自流に揚水を加えることにより、水力発電所を階段状に設ける場合以上のピーク容量を開発できた。

出力は当初440000kW(うち40000kWは下流レースビル発電所分)で、1963年には2100000kWhの日調整量を供給する。送電関係の施設をのぞく総経費は160億円、kW当り36500円、年間平均63500000kWhを出す。ただし、この発電所が揚水時に要する電力は673000000kWhであるから、自流式揚水発電所ではあるが、なお38000000kWhの不足分を生じ、これは他の汽力発電所で年間13000tの石炭消費量に相当する。系統負荷の増加が1967年には5200000kWから8400000kWに増大するから、ここのピーク出力も540000kWを要し、5番目の14万kW発電機を20億円で設置することになり、最終的な費用は180億円、発電単価はkW当り31000円となる。

スミス・マウンティン発電所の完成図は写真-1で、

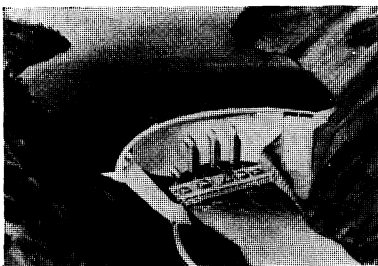
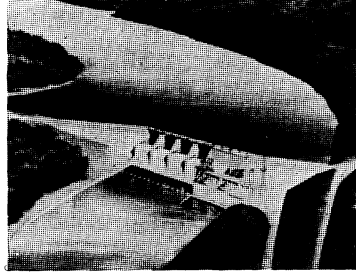


写真-1 スミス・マウンティン発電所 発電機は計画5基のうち4基だけまず設置される。屋外発電所は2個のシュート式洪水吐の間で、アーチダム直下にある。中央3本の露出した水圧鉄管は直径7.8mで、取入水位を高くして漁業上の要求を満たし、取水塔をなくし、水圧鉄管長を最小にするよう経済的に工夫された。他の2本は可逆ポンプタービン用径6mのもので1本が見えている。

レースビル発電所は下流6kmの地点に設けられ、完成図は写真-2となる。支流ピッグ河の流量をふくめ

写真-2 レースビル発電所



100000kWhの日調整容量をもつ。ダムは低落差重力ダムで、これら2発電所は完全に自動化され、約60km離れたローノーク司令所で遠隔操作される。また通常はオハイオ州

コロンブスにある制御センターの経済運用計算機により制御される。

この地点は、1920年以来ダム地点として検討され、1944年、1956年と開発計画がたてられたが、規模はいずれも5~6万kW、発電単価kW当り約10万円程度であった。1957年には揚水発電として検討され今日にいたった。

当初は、両地点ともロックフィルダムとして出願されたが、その後比較設計のうえ発電所スペース、取水口位置、水圧鉄管長、損失水頭などの点からアーチダムおよび重力ダムがそれぞれ採用された。

着工は、スミス・マウンティン1960年5月、レースビル同10月、営業運転はそれぞれ1963年秋、1962年秋と予定されている。

揚水発電の一般計画

“General Planning of Pumped Storage,” Ley, R.D. and Loane, E.S.

揚水発電の経済的根拠は、最小限のコストで負荷の増加に対処することである。比較の対象になる出力源は、単にベース負荷用汽力発電所のみでなく、他のすべての出力源を最良に組合わせたものも考慮しなければならない。一般に揚水発電の経済性は、オフピーク時の安価な電力とピーク時の高価な電力との差を利用することにあるようにいわれるが、計画の段階においてはこのような観点から有利性を見出すことはできない。常に汽力発電所に比して系統エネルギーコストを高めるだけである。

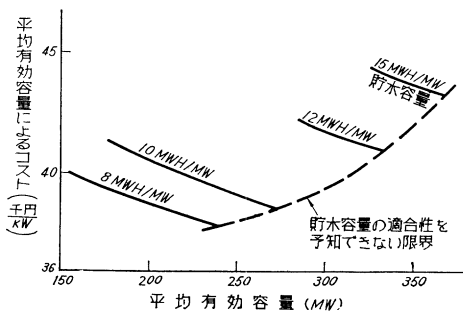
著者の力説したいのは第1に運転、維持費の低廉性で、年間汽力発電所に比しkW当り700~1100円程度の利益がある。第2に水力であるため信頼性と利用性が大であることである。著者の経験では系統需要に対する揚水発電の1kWは汽力の1.05kWに相当すると

いえる。

揚水発電の単価を決定するおもな要素は地点と負荷特性である。落差は重要であるが 60 m 以上になると影響が少ない。系統負荷と他のピーク容量が貯水池の容量を支配し、貯水池のコストは低落差ではことに重要である。

全設備の最適規模は、有効容量の kW 当りコストを最小にするような各設備の組合わせによって決まる。容

図一 設備の規模決定の例



量とコストの関係は 図一 に示す。またこれに水圧鉄管の大きさを最適に決めることが、コストと損失水頭に関連して重要である。

計画に当っては、以上の過程にしたがってまず小さ過ぎないようにしなければならない。大きな貯水は将来の計画を利するばかりでなく、経済的にもいったん緩急の場合にも当初の発電所運転の融通性を大いに高めるものである。

最後に、将来におけるエネルギー源の変革は考慮に入れる必要がない。現在の揚水発電の経済的根拠は、資本節約にあり、また将来の揚水発電はこれらの変革によりその恩恵を受けるかも知れないからである。

### 揚水発電設備の地点調査

“Site Investigations of Pumped Storage Facilities”, Salzman, M.G.

揚水発電設備の計画とその展開には、広範な予備机上研究と現場調査を必要とする。そして他の出力源との経済比較、つづいて各設備のコストが綿密に検討されなければならない。なお、上水道など他の目的と共有する場合、非常に有利である。

揚水発電の型には大別して 3 種ある。

1) 循環型 容量のほぼ等しい上下 2 貯水池間だけを、高落差で循環させるもの。

2) 多目的型 自流のある下方貯水池の一部を揚水に、大部分を普通の発電用にと共用するもの

3) 付替型 流域変更により高落差で一時的に貯水発電するもの。

以上のうち 1) の場合につき述べる。揚水用貯水池地点選定および計画上の条件は、(a) 送電系統、需要負荷中心地、揚水用電力源に近いこと。需給二重の損失を少なくするためである。(b) 上下両貯水池間の落差大(最低 60 m 以上)であること。(c) 貯水容量はできるだけ小であること。コスト引下げのため負荷特性に見合う最小限の容量にする。(d) 水の供給について検討すること。湛水に支障ないか、運転時蒸発、浸透などによる損失を償いうるかどうか。(e) ダム、堤防および付属設備のコストを下げる。アースあるいはロックフィルダムは材料源の点で有利。(f) 連絡水路はコストおよび損失水頭の点から短かいこと。(g) 発電機数を減らし大容量にする。ポンプ、屋外発電所などについてもコスト低減をはかること。

計画と調査の段階では、まず概念的設計で地点の経済的可能性を評価し、つぎにさらにくわしく各細目の技術および現場調査を駆使する。

以上の過程にしたがって計画した地点の実例をあげる。

### (1) ロングウッド谷上水道および揚水発電計画(写真—3)

ニュージャージー州での計画で、上流側貯水池はアースダムにより 19 700 000 m<sup>3</sup> が貯水され、上下総容量は 30 000 000 m<sup>3</sup>、週あるいは季節調整容量 26 300 000 m<sup>3</sup>、うち 6 150 000 m<sup>3</sup> が発電に、残り 20 100 000 m<sup>3</sup> が上水道に用いられる。発電設備は平均落差 114 m で 112.5 mW の出力を有する。

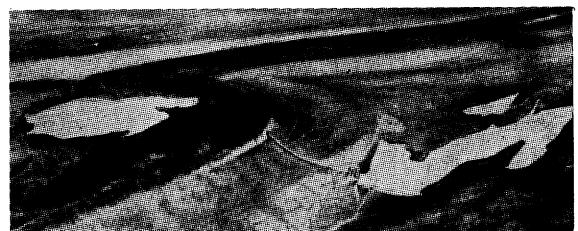
写真—3 ロングウッド谷計画



### (2) ヤーズ・クリーク揚水発電計画(写真—4)

同様にニュージャージー州、将来は上水道計画と組合わされることになっている。下流貯水池のすぐ上に補助の小貯水池が設けられ、季節的に若干の補助貯水量を供給する。平均落差 214 m、3 基のポンプタービンで 330 mW の出力を有し、日調整容量約 4 時間である。湛水には二、三年を要すると思われるが、試験運転は 1965

写真—4 ヤーズ・クリーク計画



年と予定されている。

以上2地点とも、予備調査は米国地理調査所地図により、詳細な計画は航空写真による精密地図により行なわれ非常に有用であった。また上流貯水池ダムは当初ロックフィルダムとして計画されたが、その後の地質調査により好適な粘土心壁の材料が周辺で得られることがわかったため、アースロックフィルダムに変更された。

(是枝 忍)

## 分解したカコウ岩の性質

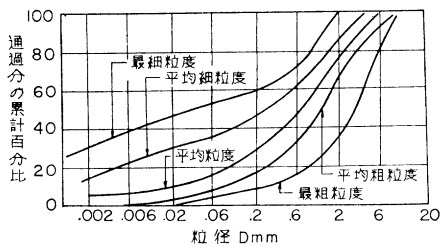
“The Properties of Decomposed Granite,” Lumb, P. Geotechnique, Vol. 12, No. 3, September (1962)

この論文は、香港付近の分解したカコウ岩の性質について、粒度、間げき比、アッターベルグ限界などの物理的性質、および透水性、せん断強度、圧縮性などの工学的性質について述べたものである。なお、データの解析は統計的手法によって行なっている。

カコウ岩の分解は、長石と雲母が水に接触して加水分解することによって生ずる。このとき生成するシリカやカセイソーダはコロイド状になっており、溶解して流失する。したがって、長石や雲母は分解するにしたがって粒度が細くなり、母岩の体積は減少する。一方石英は化学変化をうけないので変化しない。また排水によって鉱物が曝気されると、鉄分が酸化され土の構造が破壊される。このように、分解したカコウ岩の性質は、母岩の鉱物組成、鉱物の分解の程度、排水状態などによっていちじるしく異なることが知られる。

試験には13の地点から試料を採取した。図-1は、これらの試料の極限粒度および平均粒度を示す。図において、分解の進んだものほど細粒子を多くふくみ、逆に分解の進んでいないものほど粗粒子に富んでいることを示している。したがって、分解したカコウ岩の粒度特性は2形態的 (bi-modal) である。

図-1 分解したカコウ岩の極限粒度と平均粒度



カコウ岩の分解の程度は、分解度として

$$X_d = N_q - N_{q0} / (1 - N_{q0})$$

で定義される。ここで  $N_q$  は、石英の重量÷石英と長石の重量、 $N_{q0}$  は  $N_q$  の母岩に対する値 (平均 1/3 と推定される) である。試験の結果、 $X_d$  の値は 0.1~1.0

に分布し、平均して 0.49 であった。したがって香港における分解したカコウ岩は一般的にいってまだ分解が終っていないことを示している。

粒度の特性を示すのに Krumbein と Pettijohn の定義したパラメータがある。 $D_N$  を  $N\%$  径とすると、各パラメータは次のとおり与えられる。

$$\text{中央値: } M_D = D_{50}$$

$$\text{偏差: } D_v = \frac{1}{2} \log_{10}(D_{75}/D_{25})$$

$$\text{ひずみ度: } S_r = \frac{1}{2} \log_{10} \left( \frac{D_{75}/D_{50}}{D_{50}/D_{25}} \right)$$

$$\text{尖鋭度: } K_r = D_v / \log_{10}(D_{90}/D_{10})$$

表-1 は、図-1 の粒径曲線の各パラメータを示したものである。

分解土の自然間げき比は、分解度  $X_d$  によって予測され、

$$\text{溶脱されない場合 (no leaching): } e_0 = \frac{1 - N_K}{N_K + \frac{N_{q0}}{X_d} (1 - N_{q0})}$$

$$\text{溶脱された場合 (full leaching) } e_0 = \frac{1 - N_{q0}}{N_{q0}} \cdot X_d$$

によって表わされる。ここで  $N_K$  は単位重量の長石から作られるカオリナイトの重量である。塑性指数と粘土の含有量との関係から、粘土の活性度は平均 0.93 であった。サンプリングによる試料の乱れに対して、分解土は非常に鋭敏であり、サンプリングによって間げき比はやや大きくなった。また試料のこね返しの影響は間げき比が変わらないならば小さかった。

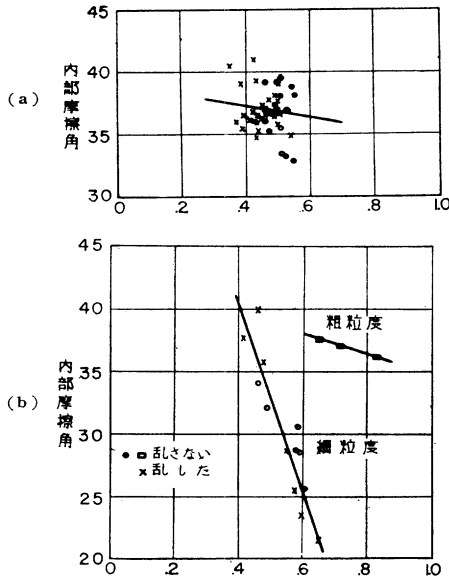
工学的性質をしらべるために、粗、中、細粒度にわけて、おのおのについて乱した試料、乱さない試料について試験を行なった。これらの粒度は、だいたい図-1の平均粗、平均、平均細粒度にそれぞれ相応すると考えてよい。工学的性質に関しては、透水試験、圧密試験、三軸圧縮試験を行なった。しかしいずれの試験においても、試料の攪乱の影響は無視し得るほど小さかった。

透水係数の値は、 $k = \frac{A}{S_s^2} \cdot \frac{e^3}{1+e}$  なる Kozeny の式にあてはめて検討すると、粗粒度の試料の場合だけきわめてよく一致した。

圧密係数は間げき比によっていちじるしく異なり、透水係数との間にはよい相関関係がみられた。

透水試験の結果から判断して、分解土は密なもの以外は透水性が良好であるので、三軸圧縮試験は排水試験によって行なった。まず飽和土においては、図-2 に示すように内部摩擦角  $\phi_d$  は中粒度のものが最もばらつき、 $\phi_d$  と破壊時の間げき比  $e_f$  とに何らの相関関係も得られなかった。粗粒度の土に対しては、間げき比の変化にかかわらず内部摩擦角の変化は小さかったが、一方細粒度の土に対しては内部摩擦角は  $21^\circ \sim 40^\circ$  まで分布した。これは粒度が2形態的 (bi-modal) であるからにはほかならない。不飽和土に対しては、飽和土の試験から得られ

図-2 内部摩擦角の変動  
(a) 中粒度 (b) 粗, 細粒度



た  $\phi_d$  を用いて排水粘着力  $C_d$  におよぼす飽和度の影響を研究した。この結果、 $C_d$  は粒度  $G$  と飽和度  $S_r$  の関数であると考えられ、結局せん断力は

$$\text{せん断力} = C_d(S_r, G) + p \cdot \tan \phi_d(e, G)$$

によって与えられることがわかった。

飽和度の粘着力に対する影響は、たとえば細粒度の土に対しては粗、中粒度の土に対するより大きく、細粒度の土では、 $S_r=0.4$  のとき  $C_d=2.3 \text{ kg/cm}^2$  であったものが  $S_r=0.95$  になると  $C_d=0$  に低下するほど大きかった。

表-1 粒度のパラメーター

土のタイプ	$M_d$ mm	$D_v$	$S_k$	$K_t$
最粗粒度	2.70	0.319	-0.034	0.228
平均粗粒度	1.30	0.406	-0.106	0.224
平均粒度	0.64	0.582	-0.110	0.284
平均細粒度	0.28	1.150	-0.451	0.352
最細粒度	0.12	1.563	-0.362	—

(駒田 敬一)

### アルム法 (はりの応力を求める新しい図式解法)

“ALM-Verfahren,” Klagas, W., Bautechnik, 39 Jahrgang, Heft 7, Juli (1962)

1. 概要: 垂直荷重を受けるはりの曲げモーメントを求める図式解法として在来はカルマンの提案した力線図法があったが、新しく考案された ALM 法によればより簡単、的確に解析することができる (ALM は Auflage-Last-Moment を略したものである)。

図-1 a~c は在来の力線図を用いた解法を示したもの

で図-1 c の折線はカルマンの M 面と呼ばれているものである。はりの各点の曲げモーメントは、この M 面のオーディネート  $y$  と  $H$  を乗じて求められる。

### 2. 例題

1) 多数の集中荷重を受ける単純ばりの場合 図-1 d は同じ例を ALM 法で解いた場合の図である。この方法では図に見られるように支点上に立てた垂線に計算で求めた  $P_i a_i$  とする。まず  $P_1 a_1 + P_2 a_2$  と  $P_3 a_3 + P_4 a_4$  の各先端点を結び、この線分と荷重  $P_2, P_3$  の载荷点上に立てた垂線との交点を求める。つぎにその交点と  $P_1 a_1, P_4 a_4$  先端点を結び、荷重  $P_1, P_4$  载荷点上に立てた垂線との交点を求める。これらの交点と支点とを連結した折線が求められる曲げモーメント図である。

この例から明らかなように、ALM 法によれば支点反力を求めることなしに、最も大きい2つの曲げモーメントを敏速に算出でき、また計算過程で力線図を書く工程が省け、力線図法における M 面に当たる図を直接描くことができるのである。最大曲げモーメントは簡単な補足計算を行えば、より正確に求め得る。また支点反力を以下のごとき簡単な計算で求められる。

$$M_{\max} = 6600 - 2 \times 816 = 4968 (\text{kg} \cdot \text{m})$$

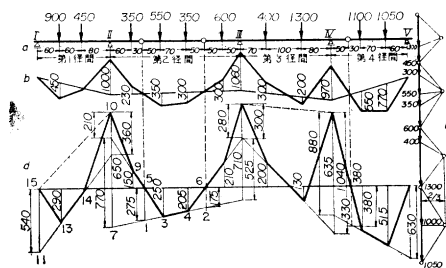
$$A = 2000 + 2500 - 816 - 3684 (\text{kg})$$

$$B = 1200 + 800 + 816 = 2816 (\text{kg})$$

### 2) 多数の集中荷重を受けるゲルバー桁の場合

① 力線図法で解いた場合: 図-2 b, c は力線図法で解いた場合を示す。

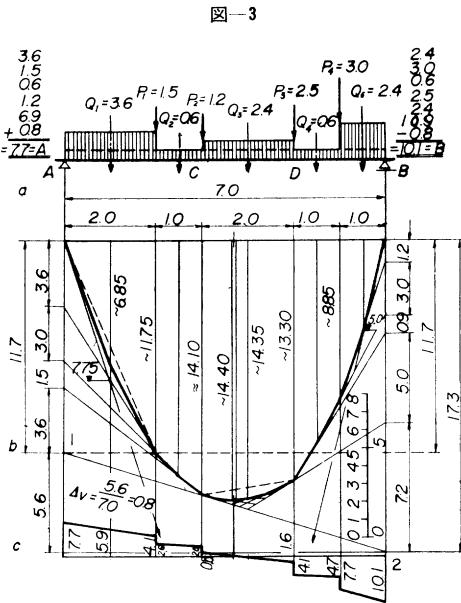
図-2



② ALM 法で解いた場合: a) まず吊桁部分については、1) と同様にして解ける。b) 突出桁部についても同様な考え方で図中に示す 3, 4 を延長し、支点 II に立

てた垂線との交点から  $M=550 \times 1.4=770$  の所に点 (8) をとり、85 と荷重載荷点に立てた垂線との交点 (9) を、点 (8) の上にさらに  $M=350 \times 0.6=210$  の所にとった点 (10) を求め得る。c) 第 1 径間部では支点 I に  $M=900 \times 0.6=540$  のところに点 11 をとり、点 (10) から  $M=450 \times 0.8=360$  下った点 (12) と結び、荷重載荷点に立てた垂線との交点 (13), (14) を求める。15, 13, 14, 10, 9, 5, 3, 4, 2, が求める曲げモーメント図である (他径間は同様ゆえ省略)。これらの計算で桁に働らく正のモーメントに対しては長さを下向きにとるものとする。

③ 任意の荷重を載荷した桁の場合 (図-3): ALM



法はこのような場合に最も有効な解法である。

この場合は等分布荷重を分割しておのおのその重心に働く集中荷重におきかえ、1) と同じ方法で概略図を描く。

支点反力は最も下側の折線 12 の勾配 (0.8) と荷重から図中に示すように簡略に求め得る ( $A=7.7, B=10.1$ )。

$M_{max}$  は CD 間に生ずる。 $M_{max}$  を求めるにはさらに CD 間の等分布荷重を小分割し、図-3 b に示すように細かに折線を描いてみればよいのである。これらの操作から 3.7~4 で  $M_{max}$  を与えることがわかる。また、各折線の勾配をプロットすれば、図-3 c のごとくせん断力が得られる。(松野 操平)

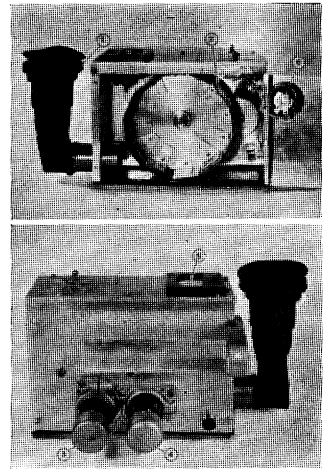
### 光学的流速計

"Optical Current Meter," Smith, W. and Bailey, G.F. Proc. of A.S.C.E. HY, Vol. 88, No. 5, September (1962).

流れの中に流速計を入れないで、開水路内の表面流速

を測定できるようにしたストロボスコープの一種で、写真-1, 図-1 に示すように、低倍率の望遠鏡、回転する一組の鏡、可変速のモーター (乾電池駆動) と回転計からなる。流速の測定は、回転している鏡の角速度を徐々に増していき、水面の漂流物や乱れの動きが望遠鏡で止まって見えるときの回

写真-1 光学的流速計



① 望遠鏡 ② 回転鏡輪 ③ 駆動モーター ④ 回転計用発電機 ⑤ 回転計用電流計 ⑥ 駆動モーター用可変抵抗

転鏡輪の角速度を回転計から読みとる。この角速度  $W$  と、流速計の光軸から水面までの垂直距離  $D$  が流速を計算するのに必要な値である。

$W$  が水面の流速  $V_x$  に比例して同期すれば、Aにある微片が、AからBまで動く間は望遠鏡で止まって見える。このとき  $S$  を水面における水平距離、 $\theta$  を垂直から測った瞬間の観測角とすれば、

$$S = D \tan \theta \dots\dots\dots (1)$$

$$V_x = \frac{ds}{dt} = \frac{d(D \tan \theta)}{dt} = D \sec^2 \theta \frac{d\theta}{dt} \dots\dots\dots (2)$$

$d\theta/dt$  は鏡に対する入射角と反射角の変化速度の和に等しいから、 $d\theta/dt=2W$  である。式 (2) は、

$$V_x = D \sec^2 \theta (2W) \dots\dots\dots (3)$$

$$W = V_x / 2D \cdot \cos^2 \theta \dots\dots\dots (4)$$

鏡の平均の角速度  $\bar{W}$  は回転計によって記録された値である。

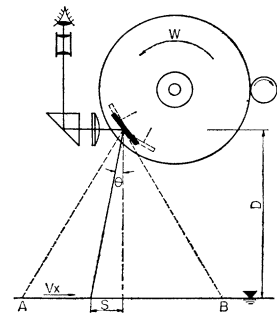
$$\bar{W} = \frac{\int_{\theta_1}^{\theta_2} W d\theta}{\theta_2 - \theta_1} = \frac{V_x \int_{\theta_1}^{\theta_2} \cos^2 \theta d\theta}{2D(\theta_2 - \theta_1)}$$

$$= \frac{V_x \left[ \frac{1}{4} \sin 2\theta + \frac{1}{2} \theta \right]_{\theta_1}^{\theta_2}}{2D(\theta_2 - \theta_1)} \dots\dots\dots (5)$$

12 鏡輪を使うならば、 $\theta$  の範囲は  $-30^\circ$  から  $+30^\circ$  であるから、式 (5) は次式に換算できる。 $\bar{W}$  を rad/s で表わすと、

$$\bar{W} = V_x / 2D \cdot (0.914) \dots\dots\dots (6)$$

図-1 流速と鏡の角速度の関係略図



$$V_x = 2 D \cdot \bar{W} / 0.914 \dots \dots \dots (7)$$

$\bar{W}$  を回転/s で表わすと、式(7)は、

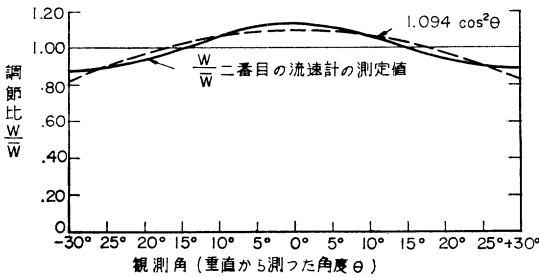
$$V_x = 4 \pi \cdot D \cdot \bar{W} (1.094) \dots \dots \dots (8)$$

ゆえに、12 鏡輪に対しては、角速度の調節 ( $W/\bar{W}$ ) が必要である。

$$\frac{W}{\bar{W}} = \frac{V_x / 2 D \cdot \cos^2 \theta}{V_x / 2 D \cdot (0.914)} = 1.094 \cos^2 \theta \dots \dots \dots (9)$$

しかしこの調節は、人間が望遠鏡をのぞいて観測をする場合は、 $\cos^2 \theta \doteq 1$  としてもほとんど影響はないから必要でない。試験用流速計は 2 種作ったが、モーターからのギヤのとりつけが異なる程度である。いずれの流速計にも 12 鏡輪を用いたが、これはつぎの 2 つの理由による。  
 1) 野外使用に対して実用性を増すために垂直の観測角の合計を  $60^\circ$  とする (垂直から  $\pm 30^\circ$ )。2) おのおのの駒の経過時間を高流速に対しても十分に見える時間とする。流速計は 15 m/s の流速を水面上 3 m から測定することを目標としたが、この場合に、12 鏡輪では、おのおのの駒の観測時間は 0.23 sec である。二番目の流速計から得た  $W/\bar{W}$  と、計算から求めた  $W/\bar{W}$  の比較は図-2 に示した。おのおのの駒の周期の 80% に対して

図-3 観測角に対して必要な調節比



の誤差は  $\pm 3\%$  以内である。13 回の検定の平均の係数は 1.094 であった。したがって、この流速計に対しては、 $\bar{W}$  と  $D$  を測定すれば  $V_x$  は次式から求められる。

$$V_x = 4 \pi \cdot \bar{W} \cdot D (1.09) \dots \dots \dots (10)$$

なお、15 m/s の流速を 3 m のところから測定するには鏡の最高の速さは 0.36 回転/s 程度がほしい。鏡の速さを 0.36 回転/s とすると、最小の垂直距離  $D$  は式(10)からつぎようになる。

$$D_{\min} = V / 4 \pi (0.36) \cdot 1.09 \doteq V / 5$$

水面の乱れたところでは  $D$  の測定は  $\pm 3$  cm より正確にはできない。この  $D$  の測定は直接に流速の計算誤差となるから注意を要する。

この方法でも駆動機構と回転計を適当に設計すれば、どんな流速でも測定することは可能であるが、1.5 m/s よりおそい流速を正確に測定するためには、試験用流速計に用いた駆動方法と回転計は改良する必要がある。

(丸岡 計)

## 衝撃係数

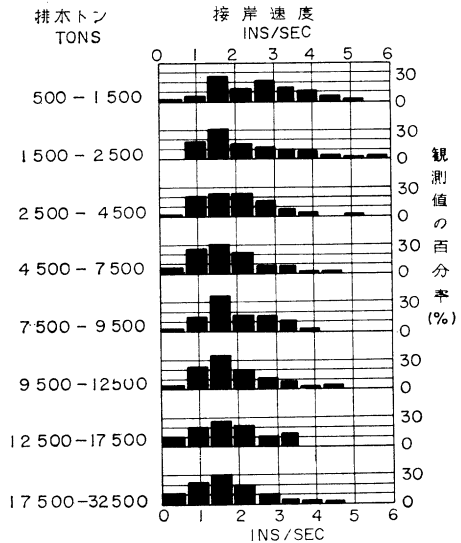
——タンカー用バース設計のために——

“The Impact Factors Involved in the Berthage of Oil Tankers and the Related Berth Design Requirements” *British Oil Handling Committee's Report, Bulletin of PIANC, Vol. II., No. 4 (1962).*

国際航路会議協会の上記英国国内委員会がタンカーの接岸時衝撃について、実験結果を報告しているのでここに紹介する。大部分のデータがある限られた条件の下に得られていることを強調しているが興味深い点も多い。

まず、船舶のふ頭への接岸速度について、種々の港で測定した結果をあげている。測定方法は、船の接岸によって岸壁から出た棒が押し込まれるようになったものが多い。そのほか写真測定によるもの、自記形式のもの、音を利用したものなどがある。大型船の接岸速度は一般に小型船のそれより小さいと考えられている。リスボン港での実測結果を船の大きさごとに分布を見ると、図-1 のとおりである。

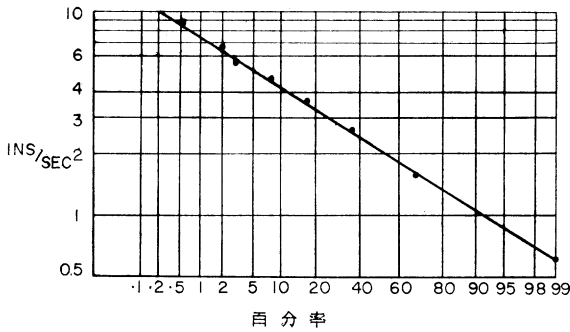
図-1 リスボン 港の例



設計には大きな衝撃に意味があるので、その生起確率を求めため、接岸速度の観測値の分布を求め、たて軸が対数目盛の確率紙にプロットすると、図-2 のように直線になることを示している。

接岸角度については、設計上これの限度として  $10^\circ \sim 15^\circ$  を採っている。ふ頭に直角に接岸しない場合は、船に回転を与えることになる。その際、船の質量、慣性モーメントばかりでなく、水の抵抗力を考慮しなければならない。この点にも関連して、船の質量以外に付加重量について実験している。National Physical Laboratory の 1958 年に行なった実験では、船の質量  $M$ 、付加質量

図-7 Royal Dutch Shell 石油会社のふ頭で記録された例  
(たて軸の値以上の接岸速度の現われる百分率を示す)



を  $kM$  で表わすと、接岸速度 0.1 ノットのとき  $k=0.9$ 、0.4 ノットのとき  $k=2.15$  となった。この場合、1 ft/sec の接岸速度では  $k=3\frac{1}{2}$  となる。この結果を説明するためにさらに実験している。長さ 32", 64", 96" の平板を立て、水面下 16" までを水に沈めて、つぎにこれを一定の速度で動かし、その間、それに必要な力を測定している。その結果、付加重量は船の質量よりも進行方向に直角な面への正射影面積に関係があることがわかった。そうであれば、前の実験結果は実物船に適用できない。Hydraulics Research Station の実験は船の横方向の流れによる船の受ける力、および、タンカー接岸による防舷材の受ける衝撃力を調べるものであった。これによると、接岸速度を実物に換算して 3~18 in/sec の 6 種類、接岸までの距離を 4 種類、水深を 40 ft にして、衝撃は重心に作用させ、防舷材には硬軟 2 種類を用いている。その結果、接岸速度にはあまり関係なく付加質量は一定であって、軟い防舷材の場合船の質量の 92%、硬防舷材の場合 43% になっている。そして前者ではピークが一度、後者では二度おきている。

付加質量は振動パラメータに関係し、防舷材の剛性とともに変化することが考えられるから、この結果は驚くべきことでもない。接近距離は実質的にあまり影響しないようである。また竜骨下の余裕水深が小さくなるにつれて、時間-力曲線の下面積で表わされる運動量は増加する。

これらの模型実験の結果は実物で検討するまで注意して取扱う必要がある。2つの異なったスケールの模型実験を行ない、小さい模型結果から、大きい模型結果が正確に予想できるならば、実物船の結果を模型から推論できるのではないかと述べている。(佐佐木 毅)

### 舗装におけるゴムの効用

"The Use of Rubber in Road Materials," Thompson P.D., Civil Engineering & Public Works Review, September (1962)

歴青材に少量のゴムを加えて、その性質を変えるとこの考えは、100 年以上も前からあったが、ゴムの熱に弱いという性質のために実用の段階にはいたらなかった。しかし、戦後交通量の急増にともなって舗装材料の改良が必要になり、再び各国でこの方面の研究が行なわれるようになった。

ゴムを混ぜることにより歴青材の性質は、1) 感温性の低下、2) 流動性の減少、3) いちじりしい弾性、4) 脆性の緩和、5) 軟化点の上昇、6) ねばり強さ、などの点で改善される。単に軟化点をあげたり、脆性を緩和したりするだけならば、粘度を増したり減じたりすることによって可能であるが、ゴムを混ぜれば、この両方が同時に達せられるという利点がある。そしてゴム入りアスファルトを使用することによる利益は、たとえば表面処理の場合には感温性の低下によりふくれ上りが少なくなり、補修の周期をかなり延ばすことができるし、コンクリート基層上に施工する マスチック アスファルトなどではしばしば遭遇するやっかいな問題であるきれつのは発生を防ぐなど、舗装の耐久性をいちじりしく増大させることである。これらは、いずれも長期間にわたる多くの実物実験により確かめられている。ゴム アスファルトは当然工費は高くなるが、保守面の費用は極端に減少し、したがって交通を遮断することも少なくすむことになるわけである。写真-1, 2 はオランダの例で、同じ道路をゴム アスファルトと普通のアスファルトとで舗装し、その耐久性を比較したもので、施工後 19 年を経過して

写真-1 ゴム アスファルト舗装

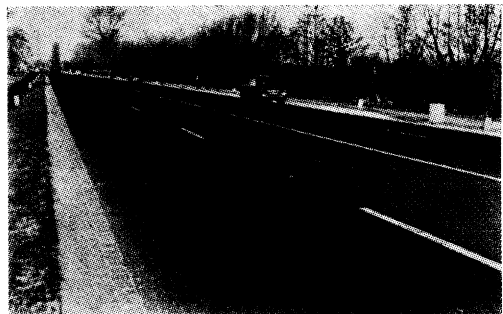
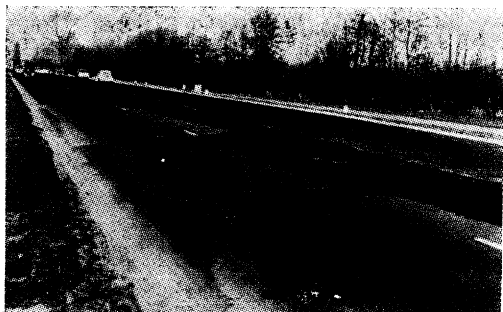


写真-2 普通のアスファルト舗装



いる。

この例でもわかるように、ゴム混合の効果は明らかであるが、ゴムの材料的性質からその処理方法が適切でなければならぬこともまた当然である。

本文ではゴムアスファルトの加熱の影響や混合の方法についても触れている。こうして耐久性のある舗装材料としてのゴムアスファルトの真価と使用の可能性が、多くの研究や実物実験の結果確認されて、その使用は、イギリスをはじめ、オーストラリア、ドイツ、アメリカその他の国々で次第に増加する傾向にある。

(大野 善雄)

### 道路表層のたわみと疲労破壊との関連

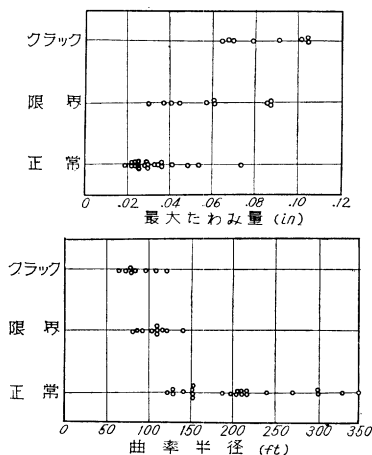
“Flexure of a Road Surfacing, Its Relation to Fatigue Cracking and Factors Determining Its Severity.” *Dehlen, G.L., H.R.B. Bulletin 321 (1962)*

この論文は南アフリカにおいて4か年にわたって行なわれたたわみ性舗装表層の“chicken net”クラッキングと輪荷重によって起こされるたわみに関する弾性理論および実験の両面からの研究について述べたものである。

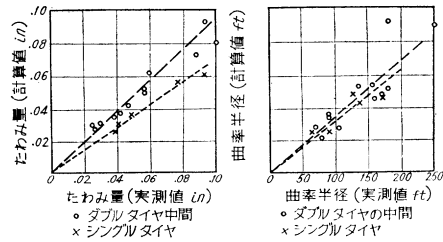
すなわちたわみ度（応力度）を正確に捕えることの困難さから、たわみ量とそのたわみの曲率半径をとり、表層に生ずるクラッキングと曲率半径とたわみとのそれぞれの関係を求め、垂直走行荷重の下での道路表面のたわみ量と曲率とに適用される弾性理論とのズレを調べ、各舗装構造（表層、基層、路盤、路床）における荷重分散・たわみ分散の傾向を二、三の場所で測定してみた。

その結果、道路の表層の最大たわみ量と曲率半径が走行荷重により表層に生ずる応力の指標として用いられること、およびこの方法が比較的操作が容易であることが指摘され、たとえばダブルタイヤの場合タイヤ直下のたわみ量の方が、タイヤの中間部のたわみ量より大きいこ

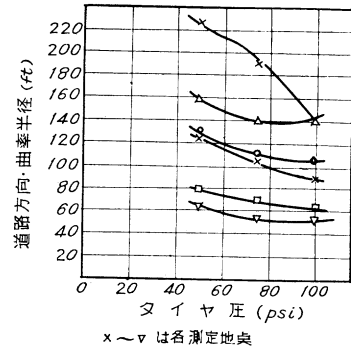
図一



図二



図三



とや、道路の横断方向の曲率は道路方向の曲率よりきびしいことなどがわかった。また流動しない限りにおいて表層のクラッキングの状態と曲率半径やたわみ量との間には図に示すごとく一連の関係が見られ、いわゆる“chicken net”クラッキングは荷重のくり返し荷による過たわみに起因することがわかった。

一方また道路構造の各層の弾性係数を平板載荷試験を行なうことにより求め、これを用い弾性理論によりたわみ量、曲率半径を各状態について求めたが、実際との相違は各層（特に表層）を完全弾性体としたところにある。また表層における走行荷重下での曲率半径は基層および路盤の弾性係数に主に依存している、そこで曲率がたわみ応力の指標であれば、たわみ破壊に対して設計上重要なものとなってくる。

アスファルト系表層では厚みが大きく（5～7 cm 以上）また高い弾性係数をもっている場合非常に重要な効果をもっているし、またたわみ応力が最大になるような表層の限界厚なるものが存在するような傾向を示している。

このたわみ量や曲率は一般的に 37.5 cm 以上深い層の影響は全くないと考えてよく、走行荷重やそのタイヤ圧に影響をもっている。現状では実際の設計にこのたわみによるクラッキングの効果、影響を取り入れる段階ではないが、やはりこれから必要とされるだろう。

図一はクラッキングと曲率半径、たわみの関係、図二は計算値と実測値の比較、図三はタイヤ圧と曲率半径との関係をそれぞれ表わしている。

(藤井 治芳)