

ワシントン郊外のニュータウン／椎名 彪
 アナログ計算機による薄肉開断面往の解析／川口昌宏
 プレキャストコンクリート構造物の接合部—柱頭部の
 支圧強度—／町田篤彦
 かんがい地よりの蒸発散量の推定／佐久間 襄
 火力発電所冷却池水温の計算法／中村 宏
 マンチェスター港のしゅんせつについて／藤森研一

ワシントン郊外のニュータウン

“Washington's New Town”
 by Best, R.H.
 Town and Country Planning
 February (1964)

ワシントンDCから 30 km, ダレス国際空港から 6.5 km 離れた場所で, 個人企業によって人口 75 000 のニュータウンが建設されつつある。このレストン(Reston)市は“Year 2000 plan”にしたがってワシントンから放射状に延びる道路に沿ってつくられる多くのコミュニティーの一つである。まず 1962 年から面積 14 ヘクタールの三日月状の湖を造成するアースダムの建設から始まった。この湖の頂部にあたるにはショッピングセンターが位置し, 最初の住宅はこの付近から作られる。レストン市はロバート・シモン (Robert E. Simon 1960 年に英国を訪れ, その影響を受けている) の構想によるものであり, 英国の衛星都市と似た田園生活のなかに業務とレクリエーションを求め, 単なるベッドタウンではない都市を開発しようとするものである。用地の 14 % は工業およびオフィス業務に配分されて, かなりの住民に職場を提供することになるだろう。残りの住民は, ワシントンやフェアファックス郡(レストン市の所在地)の各地に通勤することになるだろう。英国のニュータウンと比較した土地利用計画の概要は表-1 のとおりである。

表-1

	レストン	ヘメルハムステッド	ハーロー
計画人口	75 000 人	80 000 人	80 000 人
面積	275 400 アール	201 690 アール	121 500 アール
住居地域	166 050	96 633	68 850
工業地域	36 450	21 060	12 150
空地	60 750	37 422	22 680
その他	12 150	46 575	17 820

1) 新地域制条例

従来の米国における新都市開発と異なり, 新都内に職場を求める英国流の衛星都市開発はフェアファックス郡によって作られた「新住宅地区条例 “Residential Planned Community (RPC)”」によるものである。

2) 7 つの村

新しいゾーニング方針による結果として, 相互に関連する 7 つの村に分けられたことがあげられよう。これは英国における近隣住区と同じ考え方によるものである。各村は商業やレクリエーションの中心地区を有しているが, それぞれ住区の線や歩道で結ばれている。全コミュニティの中心は, 商店, 食堂, ホテル, 病院, 図書館, 博物館等を備えたタウンセンターである。このレイアウトと効果としては, ハーローなどにおけるような分離された都市単位といったものに比べ, はっきりしない区分になっていることである。しかし空地の配置については郊外のウェッジを街の中心に持ってこようと試みている。

3) スペーススタンダード

RPC 条例によって各種の住宅 (1 戸建住宅, 集団住宅, 高層アパート) が作れるようになった。この結果, 従来の単調なゾーニングに比べて変化のある修景が期待できるだろう。実際, レストン住民の 14% が 1 戸建住宅に住むことになり, その他はアパートやテラスハウスに収容されることになる。

かなりの面積が高あるいは中密度住区形成に配分されることになる。この点について英国のニュータウンと比較したものが表-2 である。

表-2

	レストン 千人当りアール	英国のニュータウン (平均) 千人当りアール
面積	3 670	2 230
住居地域	2 220	1 090
工業地域	490	210
空地	810	450
その他	160	480

これからわかるように, 英国と比べるとかなり低密度であるが, 千人当り 2 800 アールという値は従来の米国の低密度という概念の千人当り 18 200 アールに比べると中密度といえよう。このようにいままでの郊外と比べてかなり高密度の都市開発をめざしていることは注目されてよいだろう。

4) 英国における密度

英国人からみると米国郊外の土地利用は非常に自由であるが, 英国では種々の制約があってこれを真似ることはできない。一方, 米国の標準をめざして, より広い土地をという圧力は高まっているのに, 政府および地方公共団体 (個人企業は別として) は近視的に密度の増大を考えている。このような一時的便法は将来に問題を残すことになるだろう。

(委員 椎名 彪)

アナログ計算機による薄肉開断面柱の解析

“Biaxial Flexure of Columns by Analog Computers”
 by Prawel, S.P., G.C. Lee,
 Proc. of A.S.C.E. EM., Vol. 90, No. 1,
 pp. 83~111 February (1964)

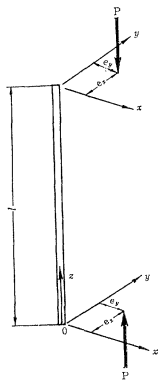
構造計算をデジタル計算機で行なうことは最近盛んである。一方、アナログ計算機によれば、デジタルでは複雑になってしまう場合を簡単に計算できることがある。著者らの取扱かった曲げねじれを生ずる柱の変形計算は、一般の場合、変位 u, v についてそれぞれ二次、回転角 β について三次の変数係数連立方程式となるのであるが、プログラムは組易く、解は簡単で系統だった形になった。この問題に関しては、いままでのところ、定数係数となる簡単な場合のその一部しか計算されていない。誤差は、アナログ計算機の性質上 5%、大体のところ 2~3% とみられるので、実用上問題とならない。

1. プログラム ダイアグラム

例として、図-1 のような、両端単純支持で、両端での荷重の偏心量が等しい柱を計算している。この場合には定数係数方程式となる。

$$\begin{aligned} \frac{d^2 v}{dz^2} &= -\frac{P}{B_x} v - \frac{P}{B_x} (e_x - X_0) \beta + \frac{P}{B_x} e_y \\ \frac{d^2 u}{dz^2} &= -\frac{P}{B_y} u + \frac{P}{B_y} (e_y - Y_0) \beta + \frac{P}{B_y} e_x \\ \frac{d^3 \beta}{dz^3} &= \frac{C_t - Pr_0^2}{C_w} \frac{d\beta}{dz} - \frac{P}{C_w} (e_x - X_0) \frac{dv}{dz} \\ &\quad + \frac{P}{C_w} (e_y - Y_0) \frac{du}{dz} \end{aligned}$$

図-1



u, v : せん断中心の x 軸, y 軸方向各移動量, β : 断面の回転角, X_0, Y_0 : 図心とせん断中心の距離 $B_x = EI_x, B_y = EI_y, C_w$: 曲げねじり剛性, C_t : サンプナンのねじり剛性, r_0 : せん断中心まわりの極二次半径, A : 断面積

境界条件は、 $z=0, l$ で $u=v$

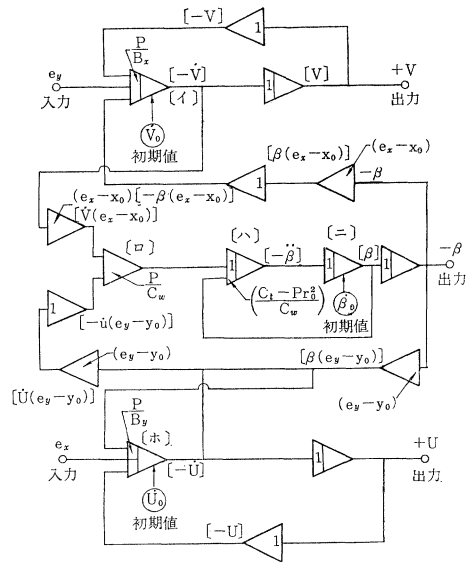
$$= \beta = \frac{d^2 \beta}{dz^2} = 0$$

プログラムダイアグラムは図-2に示す。図中の [] 内の式は行なわれた演算の結果を示す。

2. 換算式

アナログ計算機では、独立変数 z は時間になる。また計算機では、変数はすべて電圧で与えられる。ここで、計算機には電圧容量があるから、その容量内にすべての量が納まるよう、変数と電圧との換算比を定めなければならない。そのために何らかの方法で解の範囲を求め、

図-2



$$[I] = -\frac{P}{B_x} \int (e_y - V - \beta(e_x - X_0)) dz + \dot{V}_0$$

$$[V] = \frac{P}{C_w} (-\dot{V}(e_x - X_0) + \dot{V}(e_y - Y_0))$$

$$[\delta] = -\int [V] dz - \frac{C_t - Pr_0^2}{C_w} \int \dot{\beta} dz$$

$$[\delta] = \int \dot{\beta} dz + \dot{\beta}_0$$

$$[U] = -\frac{P}{B_y} \int (e_x - u - \beta(e_y - Y_0)) dx + \dot{U}_0$$

読取りの容易さをも考えて換算比を決定する。

この換算比は、変数、およびその微分もふくめて、相互の間では全く自由に選ぶことができる。例えば

$$|v| \leq 0.04, \left| \frac{dV}{dz} \right| \leq 0.004, |\beta| \leq 0.001 \text{ ならば}$$

$$v \text{ ボルト} = 2500 v', \dot{v} \text{ ボルト} = 250000 v', \beta \text{ ボルト} = 100000 \beta'$$

(電圧容量を ± 100 ボルトとするとき) である。

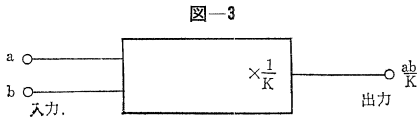
換算比が定めれば、変数 = 電圧 \times 換算比 を基本方程式に代入して、基本方程式をボルトの表現に書換える。プログラムの係数類は、これに合わせて書替えられる。

3. 境界条件

アナログ計算機では、本質的に初期値問題を解くことになる。すなわち、 $z=0$ での条件は、計算機では時間 $= 0$ での初期条件となり、これによって積分が時間に関して行なわれる。ここでは $z=0$ で $u=v=\beta=\dot{\beta}=0$ がセットされるのであるが、ゼロボルトゆえ結果的には回路に現われない。つぎに $z=l$ での条件を満足させるように、基本方程式の右辺にある $\dot{u}, \dot{v}, \dot{\beta}$ を計算機上で調整しなければならない。すなわち、アナログ計算機での計算は、境界条件のすべてを満たすように、すべての変数の初期条件を調整することである。得られた結果はオシロ上に図示される。

4. 応 用

荷重の偏心が上下端で異なる場合には、独立変数 z について一次の変数係数方程式になる。このときには、図



—2の回路にさらに 図—3の掛算機が必要になるが、それ以外には何ら本質的に異なるところがない。

(委員 川口昌宏)

プレキャスト コンクリート構造物の 接合部——柱頭部の支圧強度——

“Connections in Precast Concrete Structures—
Bearing Strength of Column Heads”,
by *Kriz, L.B. and C.H. Rath.*,
Journal of the P.C.I. Vol. 8, No. 6, pp. 45~
75 December (1963)

この論文に報告する研究は、「プレキャストコンクリート構造物の接合部」と題する、ポルトランドセメント協会研究所(the Research and Development Laboratories of the Portland Cement Association)で行なわれている一連の研究の一つであり、頭部を横方向鉄筋で補強した柱の支圧強度について実験結果を述べることを、および支圧強度の計算式を求めることを、目的としたものである。

支圧強度に影響をおよぼす要因として、コンクリートの f'_c : 圧縮強度, w : 支圧板の幅, s : 柱の端部から支圧板までの距離, A_{s1} : 柱頭部の横方向鉄筋の断面積, H/V : 荷重の水平成分と垂直成分との比が考えられる。実験は、38本の無筋コンクリート柱で、 f'_c , w , s の影響を検討し、185本の鉄筋コンクリート柱で、 A_{s1} , H/V の影響を検討した。実験結果を要約すれば、つぎのようである。

① 支圧強度は $\sqrt{f'_c}$ に比例する (図—1 参照)。

② 無筋コンクリート柱の破壊状況は s によって異なり, $s < 1.5$ in. のときは、支圧板の内端から柱の外部に向う傾斜した面でせん断破壊し, $s > 1.5$ in. のときは、割裂によって破壊した。

③ 横方向鉄筋は支圧強度を増加せしめるが, $s < 1.5$ in. のときには効果がない (図—2)。この増加は無筋コンクリート柱の支圧強度の 100% が限度である (図—2)。横方向鉄筋の降伏点を 40 000 psi 以上にしても、支圧強度は増加しない。

④ 横方向鉄筋は溶接により十分に定着する必要がある。

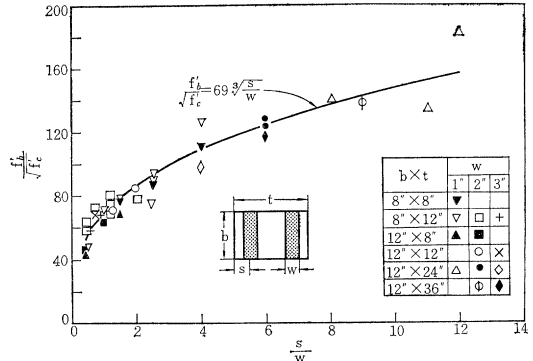
⑤ 軸方向鉄筋の量は、支圧強度にはあまり影響をおよぼさない。

⑥ 垂直荷重のほかに水平荷重が加わると、支圧強度はかなり減少する (図—3)。

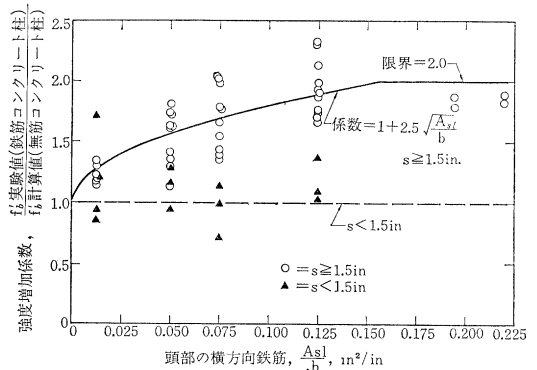
図—1~3 から次式を導くことができる。

$$f_b' = \left\{ 69 \sqrt{f'_c} \sqrt[3]{\frac{s}{w}} \right\} \left\{ 1 + C_1 \sqrt{\frac{A_{s1}}{b}} \right\} \left\{ \frac{C_2}{80} \right\}^{H/V} \quad \dots \dots \dots (1)$$

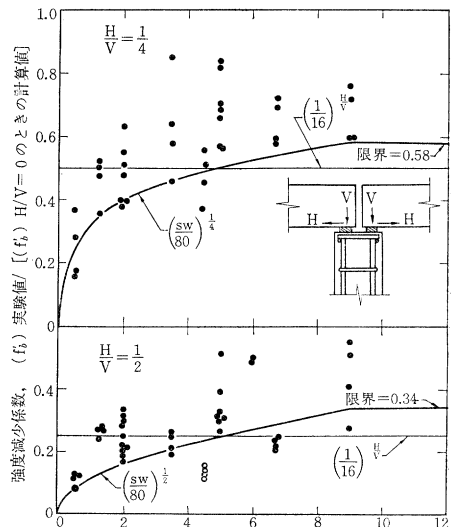
図—1 無筋コンクリート柱の頭部の支圧強度



図—2 横方向鉄筋による支圧強度の増加



図—3 荷重の水平方向成分による支圧強度の減少 (鉄筋コンクリート柱)



ここで、 f_b' = 支圧強度 (psi),

$$C_1 = \begin{cases} 0 (s < 2 \text{ in のとき}), \\ 2.5 (s \geq 2 \text{ in のとき}) \end{cases}$$

$C_2 = sw$, ただし 9 sq. in. をこえない。

$A_{s,l}$ = 横方向鉄筋の断面積, 降伏点 40 000 psi 以上, 支圧板 1 in. について 0.16 sq. in. を越えない。

s, w, b , の単位は in., f_c' の単位は psi.

式(1)の第1項は垂直荷重だけをうける横方向鉄筋のない柱の支圧強度を, 第2項は横方向鉄筋による強度増加係数を, 第3項は水平荷重による強度減少係数を, それぞれ表わす。この式は支圧強度をややひかえ目に表わしている。

結論を要約すれば, つぎのようである。

(1) この実験により, プレキャスト コンクリート柱一はり結合部における支圧強度は, 適当に横方向鉄筋を配置すれば, 1963 ACI Building code (ACI 318-63) に示された無筋コンクリートの支圧強度より大にすることができることが示された。

(2) 水平荷重が加わる時は, それを計算して, 支圧強度を減ずる必要がある。

(3) 計算で横方向鉄筋の必要がないことが示されても, いくらか横方向鉄筋を配置することが望ましい。

(4) 式(1)は極限支圧強度を与える。この式を用いるときの安全係数は, 柱の設計の際に用いる安全係数の少なくとも 25% 増しにすることが望ましい。

この論文にはなお, 柱頭部の設計についての提案が述べられ, また付録には, 計算例をあげてある。

(町田篤彦)

かんがい地よりの蒸発散量の推定

"Estimating Evapotranspiration from Solar Radiation",
by Jensen, M.E. and H.R. Haise
Proc. of the A.S.C.E., IR Vol. 89,
No. 4, pp 15~41 December, (1963).

湿潤地あるいは半湿潤地における蒸発散量は熱収支の考えを用いて推定できるが, さらに乾地あるいは半乾地への適用を容易にするために, 米国西部のかんがい地における 35 年間にわたる蒸発散量の観測データが再検討され, 日射を主にパラメータとした推定式が与えられた。

熱収支式は植生地において単位面積当りの g-cal で表わすと,

$$R_s - rR_s + R_a - (R_g + R_p) - LE_t - G - A - P - S = 0 \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここに, R_s ; 日光からの放射による熱量, r ; 反射能, R_a ; 天空からの放射による熱量, $(R_g + R_p)$; 地面およ

び植物からの熱放射, L ; 蒸発における潜熱, E_t ; 蒸発散量, G ; 地面に吸収される熱量, A ; 大気に吸収される熱量, P ; 光合成に用いられる熱量, S ; 植生地に貯えられる熱量,

この式において最初の 5 項は R_n (純放射) で表わされる。

$$R_s - rR_s + R_a - (R_g + R_p) = R_s(1-r) - R_{et} = R_n \quad \dots\dots\dots(2a)$$

ここに $R_a - (R_g + R_p) = R_{et} \quad \dots\dots\dots(2b)$

R_{et} は有効熱放射を表わす。

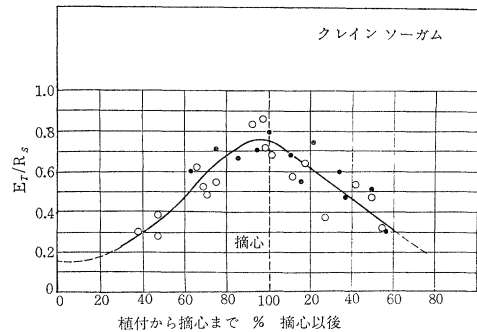
式(1)において 1~2 週間を考えると S.P.G. は省略される, また単位を考慮し R_s で割って無次元化すると

$$\frac{E_t}{R_s} = 1 - r - \frac{R_{et}}{R_s} - \frac{A}{R_s} \quad \dots\dots\dots(3)$$

ここで個々の成分が観測されれば E_t は求まるが A の観測が最も困難である。しかし作物が十分の水を与えられている状態での蒸発散を考えると A はほぼ 0 となり E_t/R_s は 0.55~0.6 に, あるいは E_t は純放射 R_n に等しくなる。

そこで成長期にある 15 種の作物約 1000 個のデータより E_t/R_s が計算された。その一例を 図-1, 2 に示す。横軸を図のようにとると個々の作物に個々の E_t/R_s 変化カーブが得られ, また一年生作物, 多年生作物, 常緑植物間の違いがよくわかる。これらのデータは土湿が十分与えられているところからのものなので, かんがい地が水が十分与えられず乾いた状態が現われる場所においては, その期間の E_t は修正を要する。

図-1



1) 日オーダーの平均蒸発散量の推定: 5 日以上の日オーダーの平均 E_t は次式で与えられる。

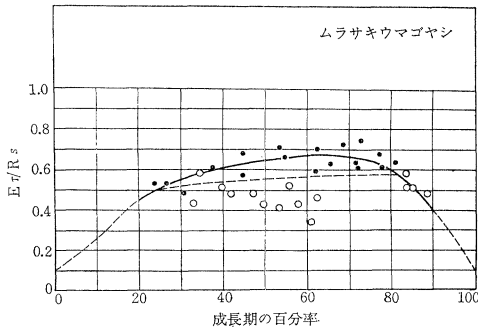
$$\text{推定 } E_t = \left(\frac{E_t}{R_s} \right)_m \cdot R_s \quad \dots\dots\dots(4)$$

ここに, $(E_t/R_s)_m$; 図-1 などに示される考慮期間の平均観測値, R_s ; 考慮期間の平均日射 (この求め方は後に述べる)

2) 特定期間における全蒸発散量の推定: これは次式で与えられる。

$$\text{全 } E_t = \frac{\int_{s_1}^{s_2} (E_t/R_s)_m \cdot R_s \cdot ds}{s_2 - s_1} \cdot D \dots\dots\dots(5)$$

図-2



ここに $(E_t/R_s)_m$ および R_s は、式 (4) のに同じ、 s_1, s_2 ; 成長期の割合、 D ; 考慮期間、

式 (5) と同様にして、一年生作物には最大 E_t/R_s から成熟期に至る間に対しては

$$\text{全 } E_t = \int_{D_2}^{D_1} \left(\frac{E_t}{R_s} \right)_m \cdot R_s \cdot dD \dots\dots\dots(5a)$$

ここに、 D_1, D_2 ; それぞれ考慮期間の最初と最後の日

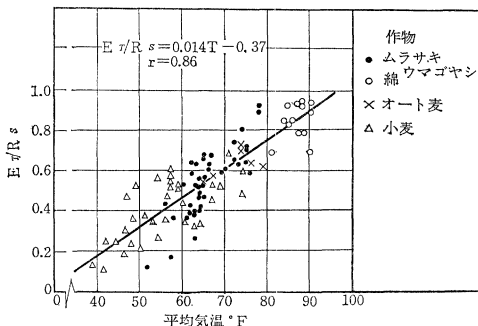
3) 季節蒸発散量の推定: 式 (5), (5a) を用いて、10日~15日間の蒸発散量の推定は可能である。もし E_t/R_s がリニアーに変化するなら1カ月に対する推定もできる。

4) 可能蒸発散量の推定: ここでいう可能蒸発散量 E_t は乾地あるいは半乾地におけるかんがい地のもので、一樣な水の供給が十分あるとはかぎらない。このような場所の E_t を推定するために、蒸発散表面積が水の蒸発を制限していない作物からのデータが集められた、これ等のデータより E_t/R_s を平均気温に対してプロットしてみると 図-3 に示すように両者の間に線形の関係が見られる。これより次式が得られる。

$$E_{tp} = (0.014 T - 0.37) R_s \dots\dots\dots(6)$$

ここに E_{tp} ; 可能蒸発散量 (in/day), T ; 平均気温 ($^{\circ}F$)

図-3



5) 日射: 日射に主に影響するのは雲量である。次式により 5~10% 以内の精度で日射を推定できる。

$$R_s = R_{s0}(0.35 + 0.61s) \dots\dots\dots(7)$$

ここに、 R_s ; 日射、 R_{s0} ; 雲の無い日の日射、 s ; 日照時間比

以上の各式から、かなりの精度でかんがい地からの蒸発散量を推定できる。

(佐久間 襄)

火力発電所冷却池水温の計算法

“К Методике Гидротермического Расчета Прудовохладителей”

by Востржел, Г.В.

Известия В.Н.И.И.Г. (全ソ連邦水工学研究所報告) Том 69 (1962)

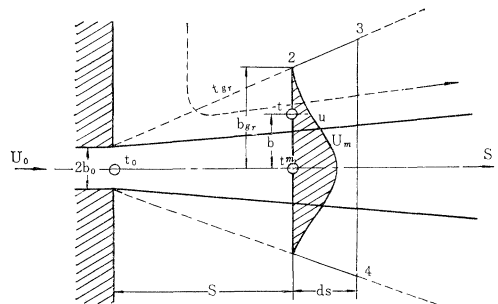
ソ連においては火力発電所より放水された温水を、発電所に隣接した冷却池で冷却しこれをふたたび取水する方法が各所で行なわれているが、この論文はこの冷却池内の水温変化を計算する方法を述べ、実際の火力発電所冷却池についてこの方法による計算値と観測値とを比較したものである。

冷却池内の熱伝達の機構はつぎのようなものと考えられる。すなわち放水口より取水口へ向う通過流の熱の一部は、拡散によって回流領域に伝わり、その結果、通過流の水温は流れの方向に沿って低下する。また熱は貯水池全水面より大気中へ逃れる。

さて、図-1 の 1—2—3—4 の区間では熱平衡の式は

$$-c r h \frac{d}{ds} \int_0^{b_{gr}} \Delta T u db ds = \int_0^{b_{gr}} [\alpha(t - \theta) + r \beta_p (P_n'' - P_n) + q_{rad} + q_{izl}] ds db \dots\dots\dots(1)$$

図-1



ただし α : 対流による熱伝達係数、 β_p : 水蒸気拡散係数、 r : 気化の潜熱、 P_n'' 、 P_n : それぞれ水面および大気中における蒸気圧、 t : 水温、 θ : 気温、 u : 軸からの距離 b での流速、 b_{gr} : 軸からの噴流領域の幅、 ΔT : $t - t_{gr}$ 、 q_{izl} : 水面での輻射による熱損失、 q_{rad} : 太陽輻射による熱吸収である。

また火力発電所より温水の放流がない場合の貯水池に

おける熱平衡の式は、

$$\alpha(t_e - \theta) + r\beta_p(P_{nte}'' + P_n) + q_{rad} + q_{izi}' = 0 \quad \dots\dots\dots(2)$$

ただし、 t_e : 水温、 P_{nte}'' : t_e での飽和蒸気圧、 q_{izi}' : t_e での水面での輻射による熱損失である。式(1)、(2)より

$$-c\tau h \frac{d}{ds} \int_0^{b_{gr}} \Delta T u db = \int_0^{b_{gr}} [\alpha(t - t_e) + r\beta_p(P_n'' - P_{nte}''') + \Delta q] db \quad \dots\dots\dots(3)$$

ただし $\Delta q = q_{izi} - q_{izi}'$ である。水温 t および t_e での輻射による熱損失の差は

$$\Delta q = \alpha\sigma(T^4 - T_e^4) \quad \dots\dots\dots(4)$$

σ : ステファン、ボルツマンの常数、 $\alpha \approx 0.9$: 大気透過係数、 T および T_e : 水の絶対温度である。式(4)を簡略化して、 $M = t_e + 86 \text{ Cal/m}^2 \cdot \text{day} \cdot ^\circ\text{C}$ とすれば、

$$\Delta q = M(t - t_e) \quad \dots\dots\dots(5)$$

熱平衡の式(3)より実用的な計算式を得るためつぎの仮定を設けた。

- 1) 気象的要素および熱伝達係数、質量伝達係数は全水域で一定と考える。
- 2) 蒸気圧と水温との関係は一次式で表わされる。
 $P_n'' = nt + m$, $P_{nte}'' = nt_e + m \quad \dots\dots\dots(6)$
 n, m は $n = [0.636 \times 0.5(t_0 + t_e) + 2.38] \times 10^{-4}$
 $m = [66.1 - 0.318 t_{e0}] \times 10^{-4} \quad \dots\dots\dots(7)$
- 3) 水温 t_{gr} は一定と考える。
- 4) 流速の計算には

$$\frac{u}{U_m} = e^{-\pi(b/b_{gr})^2} \quad \dots\dots\dots(8)$$

$$\frac{U_m}{U_0} = \frac{1.68}{\sqrt{\frac{b_{gr}}{b_0}}} = \frac{4.0}{\sqrt{\frac{s}{b_0} + 5.67}} \quad \dots\dots\dots(9)$$

を用いる。 b_{gr} は実験式

$$b_{gr} = b_0 + 0.1765 S \quad \dots\dots\dots(10)$$

によった。

- 5) 流速分布と温度分布との関係は

$$\frac{\Delta T}{4 T_m} = \sqrt{\frac{u}{U_m}} \quad \dots\dots\dots(11)$$

で表わせるものとする。

上の仮定を考慮し、 $r = 580 \text{ Cal/kg}$, $\alpha/\beta_p = 0.35 \text{ Cal} \cdot \text{atm/kg} \cdot ^\circ\text{C}$ を代入すると式(3)は

$$\frac{d}{ds} \Delta T_m + B_1 \Delta T_m + B_2 = 0 \quad \dots\dots\dots(12)$$

ただし、 $B_1 = 0.08825 \frac{1}{b_{gr}} + 1.6 \left(nr + \frac{\alpha + M}{\beta_p} \right) \frac{\beta_p}{c\tau h U_m}$,
 $B_2 = 2.45 \left(nr + \frac{\alpha + M}{\beta_p} \right) (t_{gr} - t_e) \frac{\beta_p}{c\tau h U_m}$

式(12)を解いて

$$\frac{\Delta T_m}{\Delta T_e} = \frac{2.38}{\sqrt{\eta} e^{k\eta} \sqrt{\eta}} \left[\frac{\Delta T_e}{\Delta T_e} e^{13.5k} + 0.97 k \right] \int_{5.67}^{\eta-5.67} \frac{e^{k\eta} \sqrt{\eta} d\eta}{5.67} \quad \dots\dots\dots(13)$$

ただし、 $\eta = s/b_0 + 5.67$, $\Delta T_e = t_e - t_{gr}$, $\Delta T_0 = t_0 - t_{gr}$, $k = 0.535 \frac{\beta_p}{c\tau} (0.037 \beta_p \vartheta_{cp} + M) \frac{b_0^2}{Q_{tr}}$, $\vartheta_{cp} = 0.5(t_0 + t_e) + 13.2$

である。 β_p は、 $\beta_p = 295 + 72 w \text{ kg/m}^2 \cdot \text{day} \cdot \text{atm}$ より求める。式(13)は噴流の拡散による熱交換のある区間でのみ用いられる。通過流の下流領域に対しては幅 B の個々の水脈を考えて、つぎの熱平衡の式を用いる。

$$-c\tau Q_i \frac{dt}{ds} = [\alpha(t - t_e) + r\beta_p(P_n'' - P_{nte}''')] B ds \quad \dots\dots\dots(14)$$

ただし、 Q_i は水脈内の流量である。

式(5)~(11)を用いて式(14)を解くと、

$$t = t_e + (t_0 - t_e) e^{-\frac{1}{c\tau} (0.037 \beta_p \vartheta_{cp} + M) \frac{BS}{Q_i}} \quad \dots\dots\dots(15)$$

温水の放水は放水口のみでなく、渦の回転の中心に至るまでの噴流境界面全体から行なわれると考え、取水も同様に取水口のみでなく、噴流境界面に沿っても行なわれると考えると、式(15)の Q_i を通過流量 Q_{tr} , B_s を循環領域の面積 Q_{pr} として、

$$t_{gr} = t_e + (t_0 - t_e) e^{-\frac{1}{c\tau} (0.037 \beta_p \vartheta_{cp} + M) \frac{Q_{pr}}{Q_{tr}}} \quad \dots\dots\dots(16)$$

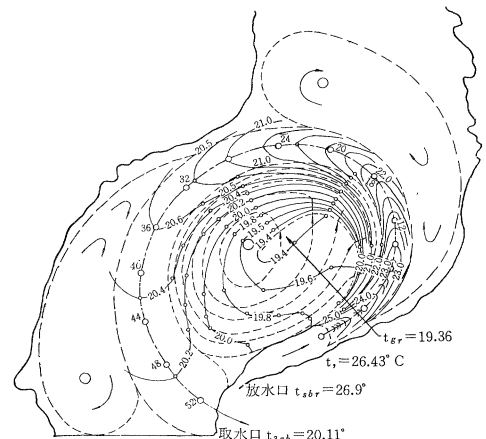
また式(8)および式(11)は実験により $0 < b/b_{gr} < 0.8$ の範囲では成立つことが示されているが、 $b/b_{gr} > 0.8$ ではつぎの式を用いるのがよい。

$$\frac{u}{U_m} = 0.674 \left(1 - \frac{b}{b_{gr}} \right) \quad \dots\dots\dots(17)$$

表-1

月 日	6月29日	7月9日	8月20日
放水口水温	30.2°	26.9°	24.9°
取水口水温 (計算値)	23.41°	20.11°	18.13°
” (観測値)	23.8°	20.1°	18.1°
放流のない時の水温	21.95°	19.0°	16.9°
通過流量 (10 ⁶ m ³ /day)	1.95	1.95	2.01
風 速 (m/sec)	1.1	3.0	3.1

図-2 南ウラル火力発電所冷却池の等温線 (計算値)



$$\frac{\Delta T}{\Delta T_m} = 0.9 \left(1.2 - \frac{b}{bg_r} \right) \dots\dots\dots(18)$$

t_0, t_e, w および Q_{tr} が判れば、式(11), (13) および式(15)を用いて冷却池全水域の水温を計算できる。この計算方法を用いて南ウラル火力発電所冷却池の水温を計算し(図-2)、観測値と比較すると表-1のようになる。ただし計算に用いたデータは一昼夜平均の値をとった。

(中村 宏)

マンチェスター港のしゅんせつについて

“Dredging at the port of Manchester”,
by Milne, D.C.
Proc. I.C.E. January (1964)
Vol. 27.

この報告書は航路、ドックと、近接運河をふくめたマンチェスター港の維持しゅんせつについての問題を扱っており、より高度の生産性を目的としてのしゅんせつ船団の効果的操作についてマンチェスター港が成しとげてきた事柄をおのおの事情の異なる4部門から検討している。

- 1) ドックと航路および泊地をふくむバケットとグラブしゅんせつ作業について
- 2) 近接運河のしゅんせつ作業について
- 3) クィーンエリザベスIIドックのしゅんせつ作業
- 4) ポッパー計量と土運船内の水量について、

維持しゅんせつ土量は1930年から1939年の年平均で2120000m³で1952年から1961年間の年平均最大最小は平均5100000m³、最大で6780000m³、最小で3130000m³であり、極端に変動し、これに対処するために十分に弾力的なしゅんせつ作業の機能を發揮できる組織が必要となっている。1944年から45年にかけてしゅんせつ作業について研究がなされ、これが1946年から実行され現在におよんでいる。改善要素の主な事項は(a)しゅんせつ船の能率をあげること、(b)しゅんせつ

表-1

平均能率 (m ³)	改善前 (1936~1945年)	改善後 (1952~1961年)
バケットしゅんせつ	1 200 000	1 660 000
グラブしゅんせつ	140 000	230 000
計	1 340 000	1 890 000
雇 用 人 数	232	140
年間1人当りしゅんせつ量	57 000	135 000
増 加 率		137%

船の配置、(c)土運船の配置、(d)命令組織の整理、等であった。改善前と改善後のしゅんせつ船団と雇用作業員の比較はつぎのとおりである。船団隻数が40隻から35隻、雇用人数が232人から140人に減っており、これをしゅんせつ能率から、比較してみると表-1のよう

になっている。

1. ドックと泊地をふくめての航路のバケットおよびグラブしゅんせつ作業について

1) Pomona ドックから Barton まで：この区域のしゅんせつ作業は、航路上流部に土砂堆積ポケットを設けて洪水時の土砂のドックおよび泊地内への流入を防ぐ方式を取っている。しゅんせつ船団はバケットしゅんせつ船1隻、引船2隻(140馬力)、土運船4隻(能力600m³)で組織され、これにThelwallポンプ場が使用されている。船団の作業能率は9100m³/週平均で週間作業時間は55時間でこの内41時間30分がしゅんせつに費している時間である。しゅんせつ船の作業コストは、1961年の実績で50円/m³程度(しゅんせつ土量327000m³/年、稼動日数200日)で引船のコストは24000円/時間(年間平均稼動時間3327時間)でコスト内の最大の要素は労賃で前者が全コストの53%、後者が70%となっている。

2) Barton から Latchford まで：この区間の泥堆積の基因は、Mersey河とBollin河にあり洪水時には急激な航路への土砂の流入が生ずる。対策としてはこの2河川の合流点から450mおよび300mにわたって60cmの深さに掘削してポケット部を作り航路内にできる浅洲の対策としている。この場合しゅんせつ作業は洪水後できるだけ早期になすことが必要となっている。Mersey河のせきと航路の間のエプロン部は多量の堆積物を貯えておくことができこの土量は約30000m³である。Partingtonの石炭基地とRixton Junction間では定期的しゅんせつで中規模な作業ですむ、ここからBollin河の合流点までは240mにわたってポケットを設けて航路障害となる浅洲の防止としている。Bollin河の合流点からLatchfordドックの間は堆積物は堤防部からの砂岩類でドレージンの効率をいちじるしく落している。以上の航路区間を担当している船団がつぎの船から成っている、バケットしゅんせつ船1隻、引船1隻、土運船3隻(能力380m³)、それにThelwallポンプ場が使用されている。この船団は作業能率は9500m³/週平均週間作業時間は、54時間でこの内、36時間がしゅんせつに費している時間である。土運船から土捨場への排土はThelwallポンプ場でなされ、ポンプを2基管流速は約2.4m~2.7m/secで能力600m³の土運船を排土するに要する時間は約46分、380m³の土運船で40分程度である。ポンプ場の作業員は9人で平均ポンプ能率は17500m³である。このポンプ場の土捨場は1894年以来使用され総計排土量は13000000m³に達して新しい土捨場用地が求められている。船についても耐用限度にきているのでより以上この区域のしゅんせつ作業に適したものが要求され、新しいしゅんせつ船の建造が進め

られている。この新しいしゅんせつ船のもとでの船団の組織は、バケット船1隻、引船3隻、土運船5隻（能力600 m³）で引船については現存の能力を維持し土運船については能力を全て600 m³にする。新しいバケットしゅんせつ船の能力は19 000 m³/週でこれによって、能率は現存の船で1年当りの雇用員1人当りのしゅんせつ量が10 000 m³が21 000 m³に上昇する。

3) Eastham から Latchford まで：この区間は長さ21 マイルで、河川は潮汐の影響を受ける。堆積は年間を通じて定期的に多くなったりすくなったりしているので、しゅんせつ作業は比較的やり易い。バケットしゅんせつ船団の組織は、バケット船1隻、引船2隻、土運船4隻でしゅんせつ能率は14 000 m³/週で週間しゅんせつ作業時間は62 時間で、この内34 時間が真のしゅんせつ時間である。1961 年のしゅんせつ船の作業コストは44 日/m³程度で年間しゅんせつ土量710 000 m³でしゅんせつ日数は248 日間である。排土はすべてFrodsham のポンプ場でなされこの土捨場は1913 年から使用され、一般的事項はThelwall のポンプ場と同様であり、この区域はシルト分が多いので土運船から排土に用する時間は65分～50分程度である。週間稼働時間は54 時間あまりで、この内ポンプの稼働時間は31 時間である。

4) グラブしゅんせつ：グラブしゅんせつは主に泊地のしゅんせつを行ない、船は1 個の性能の良いグラブを有し船主の回りを回転できるように設計されており、十分な性能を示してきており現存で2 隻のグラブしゅんせつ船が動いている。この2 隻について1 隻の方は乗組員の賃金形態が出来高払いとなっており、これを比較すると1 m³ 当りの1 人当りのしゅんせつ船のコストは出来高払いの船で85 円、他の船で110 円となっている。

2. 近接運河のしゅんせつ作業について

マンチェスター港へのアプローチ運河のしゅんせつについてはいくつかの複雑な要素がからんでおり、運河を

幅150 m 深さ4.5 m にするしゅんせつ工事が1 300 m³のポッパーを有するポンプ船でウエストミンスターしゅんせつ会社の請負で1953 年の12 月までになされた。この区域は土成分は多くのシルト分をふくみ、バケットしゅんせつ船もこれに加わっている。当初の6 ヶ月間のしゅんせつ土量はポンプ船が86% バケット船が14%をしゅんせつし全土量は730 000 m³となっている。ポンプ船の使用が有効であったことから1962 年の5月に1 100 m³のポッパー能力を有するドラッグポンプ船が稼働し良好な成績を上げている。ポンプ船とバケット船の組み合わせと、ドラッグサクショ船舶の性能を比較してみると明らかにドラッグサクションが好成績を示し、1962 年3 月17 日～1963 年2 月28 日間でのこの船の業績は表-2 のとおりである。

表-2

しゅんせつ区域	長さ1200 m 幅150 m
合計しゅんせつ土量	935 000 m ³
しゅんせつ地域から土捨場までの距離	22 マイル
平均積載時間	1 時間
# 平均排土地区までの時間	4 時間 32 分
# 平均週間当りの仕事量	23 000 m ³

3. キーン、エリザベス II ドックしゅんせつ作業について

この区域については水理実験が行なわれ、ドック内の堆積は、塩分の流入と関連があることが判明し、維持しゅんせつ土量は年152 000 m³でこれを阻止するには塩分流を阻止すればよいとの結論が出た結果、ドックの閘門の入口に空気ジェット流を起すことが考えられた。この実験は1962 年に始まりHydraulic Research Station で現在まで続けられており、この際の空気量も500 ft³/min 程度である。

4. ポッパー計量と土運船内の水量

自所有のしゅんせつ船団のしゅんせつ土量は、ポッパーで計量し請負の土量の計量はポッパーウェルで行なっている。この2つの方法は常に異なった値を示し比較することはできない。土運船内の水量については、例えばLatchford Dock で積取られた土の場合は、能力600 m³の土運船の内、真の土量は450 m³で残りは水であり380 m³の土運船についても同様である。これについてはおのおのの土質成分についての係数を求めておくことによりしゅんせつ土量を正確に算出するのに役立つ。

(藤森 研一)

図-1 しゅんせつ区域の平面図

