

パイプクーリングにおける管壁面の熱伝達率の 決定ならびに冷却効果の解析

DETERMINATION OF CONVECTION COEFFICIENT AT COOLING PIPE SURFACE AND ANALYSIS OF COOLING EFFECT

田 辺 忠 顕*・山 川 秀 次**・渡 辺 朗***

By Tada-aki TANABE, Hidetsugu YAMAKAWA
and Akira WATANABE

1. 序

コンクリートダムの熱応力制御の一方法として従来からパイプクーリングが行われているが、近年はダムに限らず重要なマスコンクリート工事に同手法が使われつつある。たとえば、多度津に建設された原子力工学試験センター振動台の基礎スラブ¹⁾、本四連絡架橋の橋台などは、その代表例ともいえるものであって、重要マスコンクリート工事で、かつ富配合のものを必要とする場合には、パイプクーリングによる熱応力制御は必要不可欠となろう。このほかにも、原子力コンクリート構造物などにおいては、コンクリートの耐熱性の観点から、冷却して温度を数10度以下に制限することが多いが、このような場合にもパイプクーリングによる冷却は有効な手段となり得る。

パイプクーリングを行うために配管網のレイアウト、管径、冷却水の流速などを適切に定める必要があるが、そのためには、コンクリート中に配置された配管網から冷却水を通して、いかに熱が除去されるか解析を行わなくてはならない。その手法として、現在ほとんどの場合に使われている方法は、米国ボルダーダム建設当時に開発された手法²⁾であるが、この手法については、次のような問題点が存在する。すなわち、仮定が多くて実際のシミュレーションの程度が明らかでないこと、すなわち、①クーリングパイプ1本当たりの有効領域を同一半径の円にとって解析するが、パイプが何往復もしてつながっているため、一断面の各パイプの水温は各パイプごとに異なり、熱流の場としての有効領域が各パイプで一定でもなくまた同一半径の円形でもないこと、②パイプと冷却水との境界を含む温度場を連続として取り扱

っているが、実際には伝達境界であって温度は不連続であること、③パイプ周囲の熱伝導場をr方向だけの関数として取り扱っているが、実際は3次元熱伝導場であること、④コンクリートの発熱過程を考慮することが、困難であることなどである。このほかにも、単純なパイプ配置条件の場合にのみ計算可能である等の制約がある。

著者らはマスコンクリートの熱応力問題を解決するために、一連の研究を行ってきた^{3),4)}が本報告では冷却水とパイプとの熱伝達境界における熱伝達率を理論的・実験的に定めて実際に使用すべき式を提案し、かつそれを用いたクーリング効果の擬3次元解析方法を提案した。

2. 解析理論

本節においては、パイプ内壁における熱伝達率の平均的取り扱いのために、定常状態について理論を展開する。

Fig. 1 に示したように、コンクリートブロックを想定した直方体、ならびにその内部へ配置されたクーリングパイプについて、直交デカルト座標 (x, y, z) あるいは (ξ, η, ζ) 、パイプに沿って入口からの距離を座標とする局所座標 s をとる。

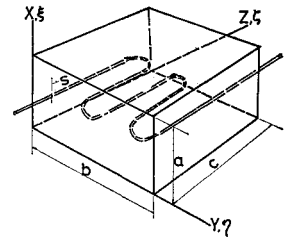


Fig. 1 Cooling System and Coordinate System.

コンクリートの密度および比熱を ρ_c, C_c 、熱伝導率を K_c とする。熱伝導率の異方性は考えない。この場合の定常熱伝導方程式は、

$$K_c \left(\frac{\partial^2 T_c}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_c}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_c}{\partial z^2} \right) + q_1 + q_2 = 0 \dots\dots\dots (1)$$

* 正会員 工博 名古屋大学土木工学科
** 正会員 工修 電力中央研究所土木技術研究所
*** 正会員 大林組 LNG 設計グループ

ここで、 T_c ：コンクリートの温度
 q_1 ：パイプに吸収される熱量を負の熱源と考
 えて、その熱吸収率
 q_{II} ：コンクリートの内部発熱率

境界条件として、固定温度境界を用いると、
 $T = f(x, y, z)|_F$
 ただし、 F は $0 \leq x \leq a, 0 \leq y \leq b, 0 \leq z \leq c$ で
 囲まれる直方体の表面とする。

まず式 (1) に対応する第 1 種の Green 関数を求める。
 $\nabla^2 G_1 + \delta(x-\xi)\delta(y-\eta)\delta(z-\zeta) = 0 \dots\dots(2)$

境界条件として、
 $G_1|_F = 0 \dots\dots(3)$

Dirac の δ 関数を境界で 0 となる Fourier 級数で表
 わすと、

$$\delta(x-\xi) = \frac{2}{a} \sum_{m=1}^{\infty} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{m\pi \xi}{a} \dots\dots(4 \cdot a)$$

$$\delta(y-\eta) = \frac{2}{b} \sum_{n=1}^{\infty} \sin \frac{n\pi y}{b} \sin \frac{n\pi \eta}{b} \dots\dots(4 \cdot b)$$

$$\delta(z-\zeta) = \frac{2}{c} \sum_{p=1}^{\infty} \sin \frac{p\pi z}{c} \sin \frac{p\pi \zeta}{c} \dots\dots(4 \cdot c)$$

同様に Green 関数 G_1 も次式で表わされるものと
 する。

$$G_1(x, y, z; \xi, \eta, \zeta) = \sum_{m,n,p=1}^{\infty} g_{mnp} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} \sin \frac{p\pi z}{c} \dots\dots(5)$$

式 (4)、式 (5) を式 (2) に代入し、両辺を比較するこ
 とにより、

$$g_{mnp} = \frac{8}{abc} \frac{\sin \frac{m\pi \xi}{a} \sin \frac{n\pi \eta}{b} \sin \frac{p\pi \zeta}{c}}{\left(\frac{m\pi}{a}\right)^2 + \left(\frac{n\pi}{b}\right)^2 + \left(\frac{p\pi}{c}\right)^2} \dots\dots(6)$$

したがって、式 (6) を代入して得られる式 (5) の Green
 関数を用いれば、式 (1) を満たす T_c の表現として、次
 式を得る。すなわち、

$$T_c = - \int_F f(\xi, \eta, \zeta) \frac{\partial G_1}{\partial n} dF + \int_V \frac{1}{K_c} (q_1 + q_{II}) G_1 dV \dots\dots(7)$$

次に、Fig. 2 に示
 したようにクーリング
 パイプについて、入口
 からの距離 s を局所
 座標にとり、水の熱吸
 支を考える。ここで、パイプの同一断面内の水の
 流速分布ならびに、温度分布は一定と仮定する。
 水温を T_w 、流速を u として、

$$\rho_w C_w u \frac{\partial T_w}{\partial s} + q_1 = 0 \dots\dots(8)$$

ただし、 ρ_w, C_w はそれぞれ水の密度ならびに比熱である。

クーリング水とコンクリート間の熱の授受は、相互の
 温度差に比例するから、

$$q_1 = \frac{2h}{r_0} (T_w - T_c) \dots\dots(9)$$

ただし、 r_0 はパイプの直径で、 h は熱伝達率である。
 式 (7) を式 (9) に代入し、得られた T_w を式 (8) に
 代入すると、 q_1 を未知数とする次の支配方程式が得ら
 れる。

$$\rho_w C_w \frac{ur_0}{2h} \frac{\partial q_1}{\partial s} + \rho_w C_w u \frac{\partial}{\partial s} \left[- \int_F f(\xi, \eta, \zeta) \frac{\partial G_1}{\partial n} dF + \frac{1}{K_c} \int_V (q_1 + q_{II}) G_1 dV \right] + q_1 = 0 \dots\dots(10 \cdot a)$$

この境界条件としては、

$$T_w|_{s=0} = C_1, \frac{\partial T_w}{\partial s} = 0 \dots\dots(10 \cdot b)$$

を考える。

定常状態であれば、式 (10・b) の境界条件のもとで、
 式(10・a)を適当に数値解析すれば、各パイプ位置での熱
 吸収量 (q_1 ：ただしこの場合には付号は負となる) が得
 られる。パイプが幾重にも曲りくねっていても、解析は
 可能である。

3. クーリングパイプと冷却水の境界における熱伝達率の決定

2. に述べた理論解と、実験によって求めた結果との
 比較照合から、パイプと水との境界における熱伝達率 h
 を決めることにした。

(1) クーリング実験

通常のマスコンクリートのクーリングには、内径 2.5
 cm の鋼製の薄肉伝縫管が使用される。そこで、本実験
 においても、同種の薄肉伝縫管を幅 50 cm × 高さ 50 cm
 × 長さ 1000 cm の直方体のコンクリートブロックの
 中心に埋設した。そして、そのブロック全体をさらに

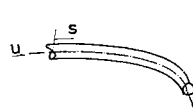


Fig. 2 Coordinate System in a Cooling Pipe.

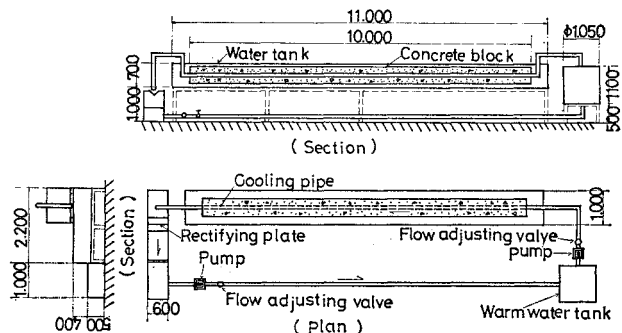


Fig. 3 Experimental Apparatus of Cooling Effect.

Fig. 3 に示す木水槽の中に沈めた。水槽の断面は、幅 100 cm×高さ 70 cm×長さ 1100 cm で、コンクリートブロックを完全に水中に浸すことができ、かつ長手方向の一方の端から他端に向かって、一定温度の水が流れるようになっている。実験時には、常に毎分 20 l~30 l の水道水を流して、コンクリートの表面温度が一定に保たれ、解析上の境界条件が実現されるようにした。後に、解析値との比較から、この条件は必ずしも厳密には満たされなかったようである。

Fig. 4 に、コンクリートブロック試験体の形状寸法 C-C 熱電対位置を示した。10 m の長手方向に 9 断面に、コンクリート内だけで、45 本の熱電対を配置している。

またパイプ内の水温を測定するために、パイプ壁面に孔をあけ、その位置から熱電対をパイプ内に挿入した (**Fig. 4 (b)** 参照)。孔はその後エポキシ樹脂でコーティングし、漏水を防止した。特に、水温の変化が大きいと考えられた入口、出口近傍には、軸方向に密に熱電対を配置した。パイプ内に取り付けた熱電対の本数は **Fig. 4** に示したように全体で 12 本である。

パイプ内に流す水の温度は、コンクリートの外表面に接する水の温度と異なるようにして、温度勾配を与える必要がある。外表面を冷やす水量は、多量に必要なため、一般の水道水を用いたが、パイプ内の水温をそれ以下に下げることが困難であったため、パイプ内の水温を上げ、逆の温度勾配を与えることにした。そのため、コンクリート直方体の表面が引張領域となる。その制限から、温度勾配の上限値が定まってくるという制約は生じた。実験にあたって、パイプの入口での水温と、外表面水温との温度差は、流速によって異なるがほぼ 12°C である。

この温度差を与えるために、パイプ内を循環する水を

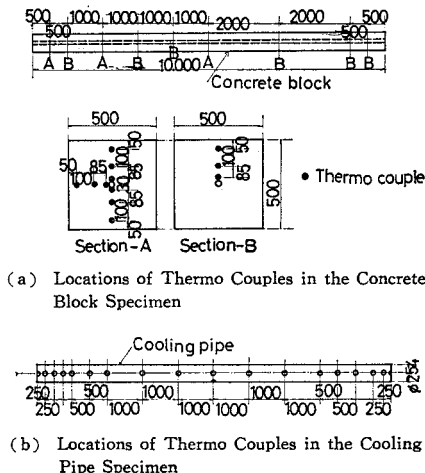


Fig. 4

暖めることとし、**Fig. 3** に示したように、恒温断熱水槽を配置した。全体の熱収支システムが定常状態になるまで、与熱量を微調整できるように、恒温断熱槽にはサーモスタット調整機能が付けてある。

パイプ内の循環水の流速は、直角三角せきをパイプの出口端に設け、測定した流量から求めた。流量は、**Fig. 3** に示した流量調整バルブによって調整した。

コンクリートブロックの断面内にも、冷却水入口断面から、50 cm, 2 m, 5 m の位置にパイプ周囲の 3 点に熱電対を特に配置し、コンクリートの温度を測定した。他の断面にも、参考のため熱電対を埋め込んであるが、それらの位置は **Fig. 3** に示した。

(2) 差分解

上記のクーリング実験に対応する解析として、支配方程式 (9) を、実験供試体の境界条件に合わせ、かつ差分式に直す。式 (9) を差分法で解くにあたって、固定温度境界が、周囲で同温度ならば F における温度境界 $f(\xi, \eta, \zeta)$ を零と置いてもよい。また、コンクリート中の発熱率 q_1 も零とする。クーリング実験供試体は、**Fig. 4** に示したように、直方体であり、パイプが断面中央に一直線に配置されているから、 s 軸と z 軸は一致する。これらを考慮して式 (9) を書き直せば、

$$\rho_w C_w \frac{ur_0}{2h} \frac{dq_1}{dz} + \rho_w C_w \frac{u}{K_c} \frac{d}{dz} \int_V q_1 G_1 dV + q_1 = 0 \dots \dots \dots (11)$$

前進差分を用いてマトリックス表示すれば、

$$\rho_w C_w \frac{ur_0}{2h} \frac{1}{\Delta z} \begin{Bmatrix} q_{12} - q_{11} \\ q_{13} - q_{12} \\ \vdots \\ q_{1n} - q_{1n-1} \end{Bmatrix} + \frac{\rho_w C_w A}{K_c} \begin{Bmatrix} G_1(z_2, \zeta_2) & G_1(z_2, \zeta_3) & \dots & G_1(z_2, \zeta_n) \\ G_1(z_3, \zeta_2) & G_1(z_3, \zeta_3) & \dots & G_1(z_3, \zeta_n) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ G_1(z_n, \zeta_2) & G_1(z_n, \zeta_3) & \dots & G_1(z_n, \zeta_n) \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} q_{12} \\ q_{13} \\ \vdots \\ q_{1n} \end{Bmatrix} - \frac{\rho_w C_w A}{K_c} \begin{Bmatrix} G_1(z_1, \zeta_2) & G_1(z_1, \zeta_3) & \dots & G_1(z_1, \zeta_n) \\ G_1(z_2, \zeta_2) & G_1(z_2, \zeta_3) & \dots & G_1(z_2, \zeta_n) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ G_1(z_{n-1}, \zeta_2) & G_1(z_{n-1}, \zeta_3) & \dots & G_1(z_{n-1}, \zeta_n) \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} q_{12} \\ q_{13} \\ \vdots \\ q_{1n} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} q_{12} \\ q_{13} \\ \vdots \\ q_{1n} \end{Bmatrix} = 0 \dots \dots \dots (12)$$

境界条件を差分表示するために、入口から 2 番目の差分点を Taylor 展開して求めると、

$$(T_w)_{z=z_2} = (T_w)_{z=z_1} + \left(\frac{dT_w}{dz} \right)_{z=z_1} \Delta z + \left(\frac{d^2 T_w}{dz^2} \right)_{z=z_1} \frac{\Delta z^2}{2} + \dots \dots \dots (13)$$

式 (13) へ式 (10・b) を代入し、 T_w の差分点表示に式 (7)、式 (9) を代入すると、

$$\begin{aligned} & \frac{5}{4} \frac{ur_0}{h} (q_1)_{z=z_2} + \frac{5}{2} \left[\int_V \frac{q_1}{K_c} G_1 dV \right]_{z=z_2} \\ & - \frac{1}{4} \frac{ur_0}{h} (q_1)_{z=z_1} - \frac{1}{2} \left[\int_V \frac{q_1}{K_c} G_1 dV \right]_{z=z_1} \\ & = 2 C_1 \dots \dots \dots (14) \end{aligned}$$

式 (14) をマトリックス表示すれば、

$$\begin{aligned} & \frac{5}{4} \frac{r_0}{h} q_{12} + \frac{5}{2} \frac{Adz}{K_c} [G_1(z_2, \zeta_1), G_1(z_2, \zeta_2), \dots, \\ & G_1(z_2, \zeta_n)] \begin{Bmatrix} q_{11} \\ q_{12} \\ \vdots \\ q_{1n} \end{Bmatrix} - \frac{r_0}{4h} q_{13} - \frac{1}{2} \frac{Adz}{K_c} \\ & \cdot [G_1(z_3, \zeta_1), G_1(z, \zeta_2), \dots, G_1(z_3, \zeta_n)] \\ & \cdot \begin{Bmatrix} q_{11} \\ q_{12} \\ \vdots \\ q_{1n} \end{Bmatrix} = 2 C_1 \dots \dots \dots (15) \end{aligned}$$

式 (12) ならびに式 (15) をまとめて書くと、

$$\begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & \dots & B_{1n} \\ B_{21} & B_{22} & \dots & B_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ B_{n1} & B_{n2} & \dots & B_{nn} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_{11} \\ q_{12} \\ \vdots \\ q_{1n} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 2 C_1 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{Bmatrix} \dots \dots (16)$$

ここで、

$$B_{ij} = \rho_w C_w \frac{uA}{K_c} \{G_1(z_j, \zeta_i) - G_1(z_{i-1}, \zeta_j)\} \dots \dots \dots (17 \cdot a)$$

ただし、

$$B_{11} = \frac{1}{2} \frac{Adz}{K_c} \{5 G_1(z_2, \zeta_1) - G_1(z_3, \zeta_1)\} \dots \dots \dots (17 \cdot b)$$

$$\begin{aligned} B_{12} &= \frac{1}{2} \frac{Adz}{K_c} \{5 G_1(z_2, \zeta_2) - G_1(z_3, \zeta_2)\} \\ & + \frac{5}{4} \frac{r_0}{h} \dots \dots \dots (17 \cdot c) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} B_{13} &= \frac{1}{2} \frac{Adz}{K_c} \{5 G_1(z_2, \zeta_3) - G_1(z_3, \zeta_3)\} \\ & - \frac{1}{4} \frac{r_0}{h} \dots \dots \dots (17 \cdot d) \end{aligned}$$

$$B_{1j} = \frac{1}{2} \frac{Adz}{K_c} \{5 G_1(z_2, \zeta_j) - G_1(z_3, \zeta_j)\} \dots \dots \dots (17 \cdot e)$$

$$\begin{aligned} B_{ii} &= \rho_w C_w \frac{uA}{K_c} \{G_1(z_i, \zeta_i) - G_1(z_{i-1}, \zeta_i)\} \\ & + \frac{ur_0}{2h} \frac{1}{4z} + 1 \dots \dots \dots (17 \cdot f) \end{aligned}$$

$$B_{21} = -\frac{ur_0}{2h4z} \dots \dots \dots (17 \cdot g)$$

$$\begin{aligned} B_{i,i-1} &= \rho_w C_w \frac{uA}{K_c} \{G_1(z_i, \zeta_{i-1}) - G_1(z_{i-1}, \zeta_{i-1})\} \\ & - \frac{ur_0}{2h} \frac{1}{4z} \dots \dots \dots (17 \cdot h) \end{aligned}$$

式 (16) を解いて、 q_{1i} を求める。 q_{1i} が求めれば、式

(8) から、 T_w が求まり、式 (7) から、 T_c が求まる。

(3) クーリングパイプと冷却水との境界の熱伝達率

3.(1) において、実験においては、パイプ内の水温が高く、コンクリートの躯体の温度の方が低い逆の温度勾配を与えたことを記した。管内の熱伝達率は、壁の温度が一定の場合、あるいは熱流束が一定の場合などのように簡単な条件の場合については提案されており⁹⁾、それは、レイノルズ数とプラントル数ならびに管の幾何学的寸法などの関数として与えられる。温度が高くなれば、水の動粘性係数が減るのでプラントル数は減少し、逆にレイノルズ数は増す。水温が 0°~50°C の範囲でこれらの無次元量が 2 倍弱変動する。しかし、層流熱伝達の場合には、ちょうどこれらの積が熱伝達率に影響を及ぼすことが明らかにされており、その場合には、動粘性係数の影響はないことになる。すなわち、

$$Re \cdot Pr = (ud/\nu)(\nu/a) = (ud)/a$$

ただし、 u は流速、 d は管内径、 ν は動粘性係数、 a は温度伝導率である。

水の温度伝導率は温度の影響をほとんど受けないため、 a はほぼ一定と考えてよい。また乱流の場合にも、この温度範囲であるならば、温度変化の伝達率に及ぼす影響は比較的鈍いと考えられる (式 (18) 参照)。実験を行った範囲内、それはまた実際にマスコンクリートのクーリング作業に使用され得る範囲内であるが、流速が 20 cm/s~60 cm/s の範囲内では、レイノルズ数は 10³ のオーダーであり、層流から乱流への遷移領域と考えられる。

上記の理由から、本実験によって求めた熱伝達率は、さらに温度の低い実際の使用範囲の場合にも適用可能と考えられる。

Fig. 5, Fig. 6, Fig. 7 に、各流速について求めた冷却水のパイプ各位置での温度変化の実測値と最適の熱伝達率 h についての解析値 (実線) を比較して示した。いずれの場合も冷却水の入口温度は 20°C である。これらの図から、実験値はパイプの両端で変化が大きいこと、解析値もかなり忠実にその変化を追従していることがわかる。これはパイプに直交するコンクリートブロックの外表面の境界条件の影響と考えられる。また、パイプ長 10 m のうちの後半の 5 m 部分における実験値と解析値とが、いずれの流速の場合についても多少乖離しているが、これはコンクリートの表面温度が厳密に境界条件を満たしていなかったためと考えられる。ちなみに解析値を 0.2°C 平行移動した実線と実測値とはよく一致している。

このようにして、実験値と最もよく一致している解析値の h を見出せば、2. で述べたモデル化の場合の熱伝

達率が得られることになる。すなわち、流速 20 cm/s について、 $h=130 \text{ kcal}/(\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C})$ 、40 cm/s の場合について、 $h=250 \text{ kcal}/(\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C})$ 、60 cm/s の場合について、 $h=320 \text{ kcal}/(\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C})$ とすると実験値と解析値との一致性がよい。

これらの値を、パイプの壁温が長手方向に一定という条件のもとで乱流に対して半理論的に次式のように求められている熱伝達率と比較してみる。

$$h = (2.20 + 0.03 Tw) \times 10^4 (\rho u/g)^{0.8} / d^{0.25} \quad \dots\dots\dots (18)$$

ここで、 T_w : 水の温度、 u : 流速、 g : 重力加速度、 d : 管の内径である。

Fig. 8 からわかるように、求められた熱伝達率は、同一断面内で流速ならびに温度は一定なる仮定にもかかわらず式 (18)、すなわち乱流の場合で壁温一定の熱伝達率と傾向的にかなり類似している。ただし熱伝達率の

値そのものは、流速が増すに従って異なってきた、流速 60 cm/s の場合は、本研究による値は、式 (18) の約 1.5 倍程度になっている。

コンクリートの温度については、パイプのごく、近傍での実測値と解析値とを比較して、Fig. 9,

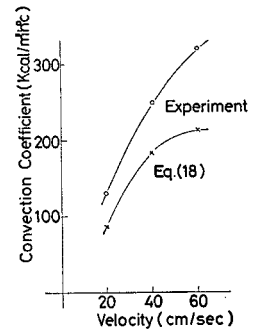


Fig. 8 Comparison of the Values of Convection Coefficient.

Fig. 10, Fig. 11 に示した。供試体ブロックの外表面での温度を解析上の固定温度境界としているので、当然のことながら、実測値と解析値は外表面で一致する。クーリングパイプ周囲では、 $2^\circ\text{C} \sim 3^\circ\text{C}$ 以内で差があるが

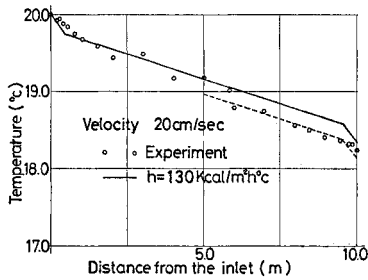


Fig. 5 Temp. of Water in Cooling Pipe, Velocity=20 cm/s.

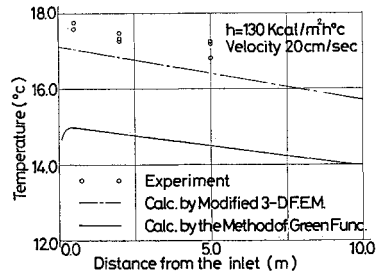


Fig. 9 Temp. of Concrete around the Pipe, Velocity=20 cm/s.

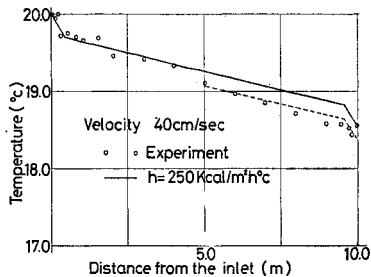


Fig. 6 Temp. of Water in Cooling Pipe, Velocity=40 cm/s.

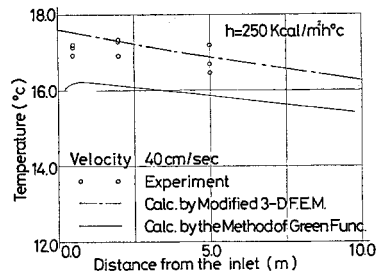


Fig. 10 Temp. of Concrete around the Pipe, Velocity=40 cm/s.

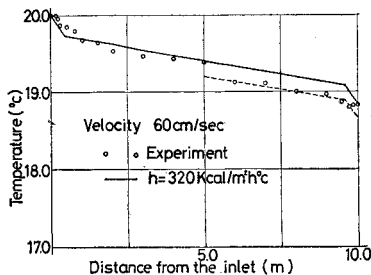


Fig. 7 Temp. of Water in Cooling Pipe, Velocity=60 cm/s.

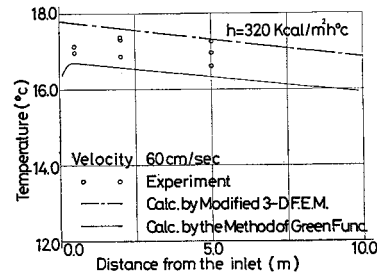


Fig. 11 Temp. of Concrete around the Pipe, Velocity=60 cm/s.

解析の結果とほぼ一致する。特に流速が大きくなると一
致性がよくなる。

熱伝達率は、厳密にはある特定の温度条件ごとに異な
って定まるものであり、場所ごとに局所熱伝達率とし
て異なって決まるものであって、一般にどのような場合
にも当てはまる熱伝達率は定義上あり得ない。しかし、
実際問題を解決するために、平均化された平均熱伝達率
を、一様に与えて解析する 경우가多い。今回、Fig. 8 の
ように求めた熱伝達率は、壁温が異なり、かつ壁におけ
る熱流速も異なる場合の平均的熱伝達率であるが、実際
の現象の壁温変化率が、本実験の範囲内ならば十分適用
可能な値であろう。ちなみに本実験の水温変化率の最大
値は 0.2°C/m である。実現象の変化率が、本実験の範
囲外であっても、外挿法により推定することができよう。

以上の議論をふまえて、マスコンクリートクーリ
ング解析に使用すべき平均熱伝達率として、以下の式を提
案する。流速を u (cm/s) として、

$$h = 4.75u + 43.0 \text{ (kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C)} \dots\dots\dots(19)$$

4. 擬 3 次元クーリング効果解析法の提案

2. で述べた手法は定常解であり、コンクリートの発
熱冷却の非定常過程を取り扱うためにはさらに理論を発
展させる必要がある。ここでは、2. に基づいて定めら
れた熱伝達率を用いる次の擬 3 次元クーリング効果解析
法を提案する。

Fig. 12 のように、コンクリートブロックが岩盤に接
して打設されたとする。またブロックには、各リフト境
界ごとにクーリングパイプが埋設されているとする。

解析は、Fig. 13 に示したようにコンクリートブロッ
クにおけるパイプレイアウト方向を (Fig. 12 の場合
には Y 方向) いくつかのスライスに切り出すことから始
まる。切り出すスライスの数は、必要な精度に応じて多
くなる。切り出されたスライス面での熱流は 2 次元のと
考え、2 次元熱伝導解析を有限要素法によって行う。

Fig. 13 (b) のように、クーリングパイプ位置がスラ
イス面中の点として表わされているが、その点を
必ず節点とする。その場合に、クーリングパイプ
位置での熱伝達境界を有する熱伝導方程式の汎関

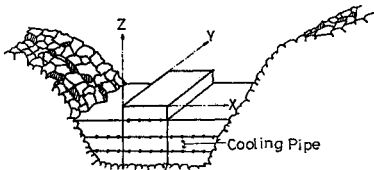


Fig. 12 Cooling Pipe Layout during Construction.

数が以下のように導ける。

$$\begin{aligned} \Pi = & \int \int \left\{ \frac{1}{2} K_c \left[\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right] \right. \\ & - \left(q_w - c\rho \frac{\partial T}{\partial t} \right) T \Big\} dx dz + \int_s q_m T dS \\ & + \int_s \frac{1}{2} \alpha (T - T_\infty)^2 dS + \sum_p \int_r \frac{1}{2} h (T - T_\infty)^2 dr \\ & \dots\dots\dots(20) \end{aligned}$$

ここで各記号のノーテーションは 1. で述べたとおりで
あるが、それ以外については、 $Q(t)$ が発熱率、 q_m は外
表面の熱流束、 T_∞ は外気温、 T_w はクーリング水のそ
の断面における温度である。汎関数の最後の項は、クー
リング項で、 p はパイプの数だけあることになる。その
他はすべて通常の非定常熱伝導解析と異ならない。クー
リング項のみについて、式を展開すると

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\Pi)}{\partial T_i} = & \int_r h (T_i - T_w) dr = \frac{1}{2} r_0 \beta h T_i \\ & - \frac{1}{2} r_0 \beta h T_w \dots\dots\dots(21) \end{aligned}$$

ここで、 β はその要素のパイプ位置での開角 (ラジ
アン)、 r_0 はパイプの直径である。したがって、 T_i の伝導
マトリックス中に $(r_0 \beta h)/2.0$ 、荷重項に $(-r_0 \beta h T_w)/$
2.0 を付け加えるだけでよい。

上記のようにして、各スライス断面の非定常計算を行
うのであるが、水温 T_w はスライスごとに異なりかつ
各時間ステップごとに異なる。水温 T_w は式 (8) に非
定常項を加えた次式から求める。

$$\rho_w C_w u \frac{\partial T_w}{\partial s} + q_1 = -\rho_w C_w \frac{\partial T_w}{\partial t} \dots\dots\dots(22)$$

$$q_1 = \frac{2h}{r_0} (T_w - T_c) \dots\dots\dots(9)$$

代表的に j スライスと $(j+1)$ スライス間における時
刻 t_i から t_{i+1} の間の温度上昇を求める。

境界条件として、

$$\left. \begin{aligned} t = t_i \text{ のとき, } T_w(s) = T_w^*(s) \\ s = s_i \text{ で, } T_w = T_{wi} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(23)$$

区間内で温度の直線変化を仮定すると

$$T_w = T_{wi} + A(t)s \dots\dots\dots(24)$$

式 (24) を式 (22) に代入し、入口温度 T_{wi} の時間変

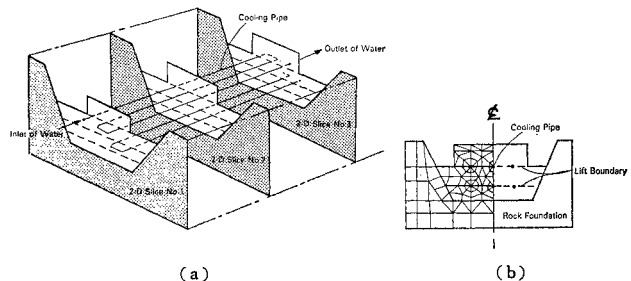


Fig. 13 Modelling of a Structure for Modified 3-Dimensional Analysis.

化を無視すると、 t に関する次の方程式が導かれる。

$$\rho_w C_w s \frac{\partial A(t)}{\partial t} + \rho_w C_w u A(t) + q_1 = 0 \dots \dots \dots (25)$$

式 (24) のように、区間内の温度変化は、単純な直線変化を仮定しているのので、式 (25) に重み 1 の平均残差法を適用すると、

$$\int_{s=0}^{s=L} \left[\rho_w C_w s \frac{\partial A(t)}{\partial t} + \rho_w C_w u A(t) + q_1 \right] ds = 0 \dots \dots \dots (26)$$

式 (26) より、

$$A(t) = -\frac{1}{\rho_w C_w u} q_1 + C e^{-\frac{2u}{L}t} \dots \dots \dots (27)$$

式 (27) を式 (24) に代入し、(23) の境界条件を平均的に用いると、式 (27) の C が以下のように求まる。

$$C = \frac{2}{L^2} \left[\int_0^L T_w^*(s) ds - T_{wi} \cdot L \right] + \frac{1}{\rho_w C_w u} q_1 \dots \dots \dots (28)$$

式 (9) において、 $T_w = (T_{w,i} + T_{w,i+1})/2.0$ 、 $T_c = \frac{1}{2}(T_{c,i} + T_{c,i+1})/2.0$ において q_1 を、 $T_{w,i}$ 、 $T_{w,i+1}$ 、 $T_{c,i}$ 、 $T_{c,i+1}$ で表わすと、最終的に、 Δt 時間後の温度分布が次のように求められる。

$$T_{w,i+1} = \frac{1}{\left\{ \frac{1}{L} + \frac{h}{\rho_w C_w u r_0} (1 - e^{-\frac{2u}{L} \Delta t}) \right\}} \cdot \left[\left\{ \frac{1}{L} - \frac{2}{L} e^{-\frac{2u}{L} \Delta t} - \frac{h}{\rho_w C_w u r_0} (1 - e^{-\frac{2u}{L} \Delta t}) \right\} T_{wi} + \frac{h}{\rho_w C_w u r_0} (1 - e^{-\frac{2u}{L} \Delta t}) (T_{c,i} + T_{c,i+1}) + \left(\frac{2}{L^2} \int_0^L T_w^* dx \right) e^{-\frac{2u}{L} \Delta t} \right] \dots \dots \dots (29)$$

ある時間ステップでの冷却水の温度分布、コンクリートの温度分布が計算されたなら、次の微小時間後の冷却水の温度は各スライスごとに、式 (29) を用いて計算できることになる。

本手法とともに、先に求めたクーリングパイプ壁面の熱伝達率を用いてクーリング実験値と比較し、Fig. 14 ~ Fig. 16 に冷却水の水温、Fig. 9 ~ Fig. 11 にコンクリートの温度を示した。擬 3 次元解析では、パイプ軸に

直交する境界面の影響を考慮することができないため、入口・出口近傍の急な水温変化を追従できないが、実用的には十分な精度を有しているといえよう。また、コン

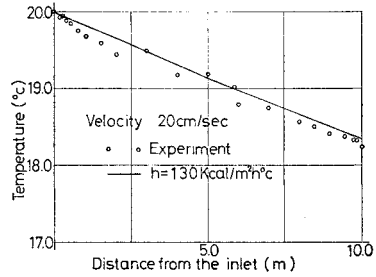


Fig. 14 Comparison of the Measured Data with Modified 3-D Analysis, Velocity=20 cm/s.

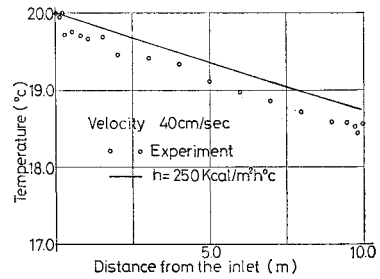


Fig. 15 Comparison of the Measured Data with Modified 3-D Analysis, Velocity=40 cm/s.

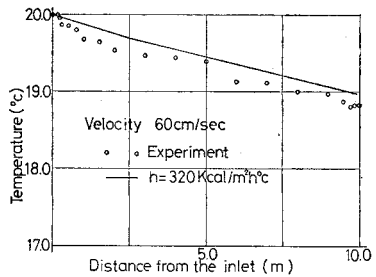
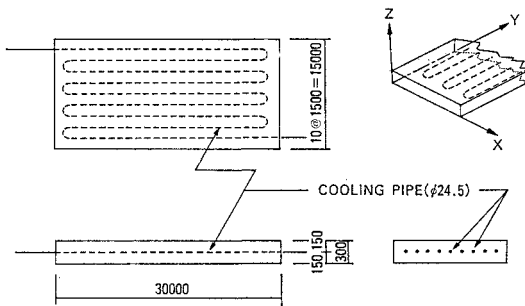
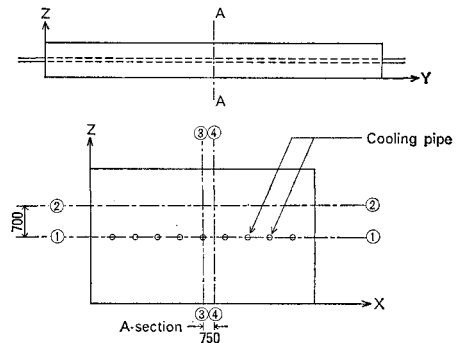


Fig. 16 Comparison of the Measured Data with Modified 3-D Analysis.



(a) Concrete Block with Cooling Pipe System



(b) Notation of Sections of the Concrete Block

Fig. 17

クリート温度については、むしろ Green 関数による解よりも実測値との一致性はよい。

次に、従来の解析手法では計算できなかったコンクリートの発熱時でのクーリング効果を、本解析法によって検討した。解析で対象としたのは、実大のダムコンクリートブロックで、幅 15m、長さ 30m、高さ 3m の直方体である。クーリングパイプのレイアウトは Fig. 17 に示したように、リフト厚さの中心 1.5m の高さのところで平面状に往復を繰り返す一般的なパターンとした。

発熱時のクーリング効果の解析ということで、コンクリートの打設と同時に通水も始めるということにした。

コンクリートの単位セメント量として、200 kg/m³ および 300 kg/m³ を考え、これらの発熱率として、それぞれ、

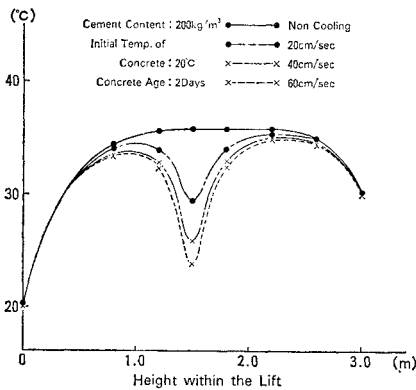
$$T=21.0(1-e^{-t^{1.2}}) \quad (200 \text{ kg/m}^3 \text{ の場合})$$

$$T=32.0(1-e^{-t^{1.3}}) \quad (300 \text{ kg/m}^3 \text{ の場合})$$

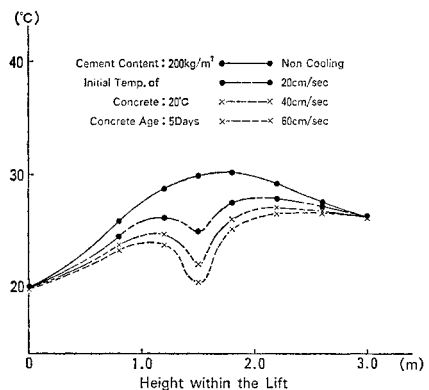
を用いた。コンクリートの打設温度は 20°C とし外気温は 29°C とし、冷却水の入口温度は 15°C で一定とした。

冷却水の流速については、20 cm/s、40 cm/s の 2 種類を考慮した。解析結果として各単位セメント量、材令ごとに中央断面 (A-A 断面) の ③、④ の線に沿う温度分布の計算値と流速をパラメーターとして、Fig. 18、Fig. 19 に示した。

パイプクーリングを実施する目的としては、従来から行われている 1 次クーリング・2 次クーリングのものから、さらにより積極的に温度応力コントロールするものまで幅広く考えられ、その目的ごとに、熱除去速度の緩速、目標温度の高低などが定まるので、一概に最適のものを定義できない。上記の数値解析の結果を概観すると

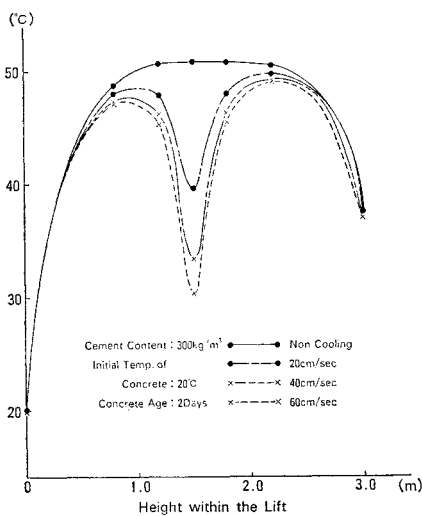


(a) Temp. Variation at the Section 3 along the Height within the Lift, Concrete Age=2days

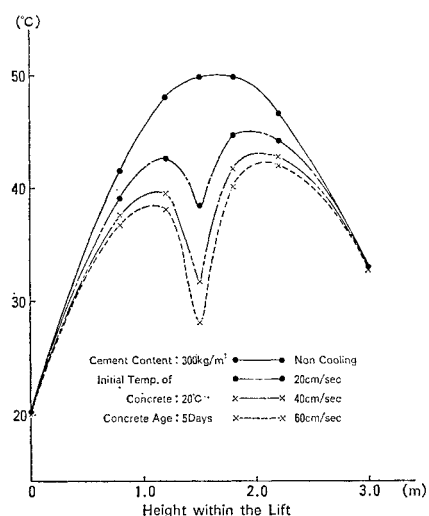


(b) Temp. Variation at the Section 3 along the Height within the Lift, Concrete Age=5 days

Fig. 18



(a) Temp. Variation at the Section 3 along the Height within the Lift, Concrete Age=2 days



(b) Temp. Variation at the Section 3 along the Height within the Lift, Concrete Age=5 days

Fig. 19

大きな注意点として以下のことが挙げられるので、その点に限って述べることにする。より広範な数値検討の結果は別の機会に発表する。一般にパイプクーリングを行うとパイプ周囲のコンクリート場に大きな温度勾配が生じるといわれているが、この計算結果でもまったく同様で、この傾向は流速が大きいほど、またコンクリートの発熱率が大きいほど、大きくなるようである。すなわち、**Fig. 18** (a) から、単位セメント量 200 kg/m^3 の場合、流速に 20 cm/s 対して 9.2°C/m 、流速 60 cm に対して 18°C/m と、材令 2 日の時点で最大の温度勾配となること、また **Fig. 19** (a) から、単位セメント量が 300 kg/m^3 の場合、流速 20 cm/s 、流速 60 cm/s に対して、それぞれ最大の温度勾配 17°C/m 、 30°C/m が材令 2 日の時点で発生することがわかる。材令 2 日は、コンクリートの内部温度が最大になる材令で、この時点で、クー

リングパイプ周囲の温度勾配も最大になっている。

したがって、コンクリートの温度が高くなる場合ほど、流速を大きくして早く熱を除去しがちであるが、それには制限が存在し、発熱率の大きさに応じた冷却水の最大速度・クーリングパイプの最小間隔が定まることがわかる。すなわち、これらの温度勾配から、発生温度応力を計算すれば上記の制限値が求まることになる。また、これらの計算から、パイプクーリングの 1 コイルの有効長の決定、適切なパイプレイアウトの選択などが行えるのも自明である。

5. 結 論

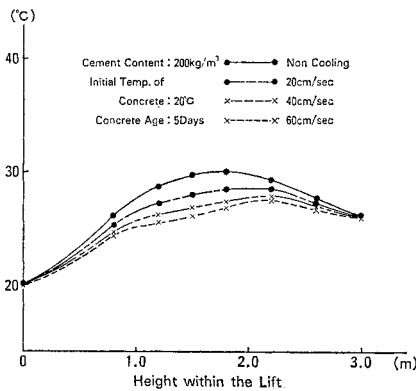
マスコンクリートにおけるパイプクーリング効果の合理的解析の一步として、パイプと冷却水との熱伝達境界に使用されるべき熱伝達率を明らかにした。当然のことであるが熱伝達率は流速によって変化し、流速が大きいほど、ほぼ直線状に増大することが示された。次にこの熱伝達率を用いてコンクリートの発熱過程も考慮できるパイプクーリングの擬 3 次元解析手法を提案した。これは 3 次元マスコンクリートブロックを、いくつかの 2 次元断面で代表させ直交する冷却パイプの冷却水については各断面からの流入熱量について熱収支を考える手法である。本手法を用いれば、任意のパイプレイアウト、任意のコンクリートの温度過程（発熱、冷却）についてパイプクーリング効果を解析できる。

最後に、本研究の遂行にあたって、実験の実施、数値計算などで多大な協力を頂いた名古屋大学大学院 溝淵利明君、法政大学卒論生 尾藤慎二君に深く感謝致します。

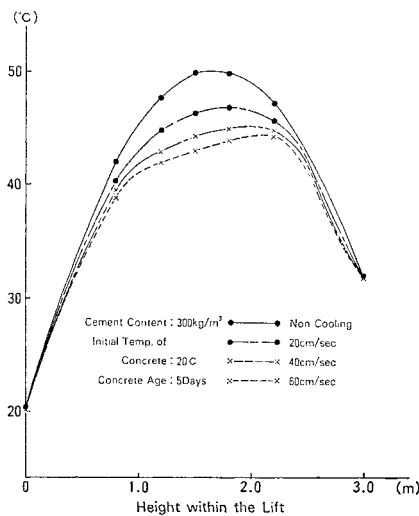
参 考 文 献

- 1) 渋谷重信・佐藤重夫：大型高性能振動台基礎コンクリートの施工，コンクリート工学，Vol. 17, No. 10, 1979 年。
- 2) U.S. Bureau of Reclamation : Boulder Canyon Project Final Reports, Part VII-Cement and Concrete Investigations Bulletin 3, Cooling of Concrete Dams, 1949.
- 3) 田辺忠顕・山川秀次：マスコンクリートにおけるクーリング効果の解析，土木学会年次学術講演会講演概要集，第 5 部，1981 年。
- 4) 田辺忠顕・山川秀次：マスコンクリート・クーリング効果の 3 次元解析，土木学会中部支部研究発表会講演概要集，1982 年。
- 5) 日本機械学会：伝熱工学資料，1975 年。

(1982.5.12・受付)



(c) Temp. Variation at the Section 4 along the Height within the Lift, Concrete Age=5 days



(c) Temp. Variation at the Section 4 along the Height within the Lift, Concrete Age=5 days