

[2011] 変形 FLIC 法によるパイプクーリング効果の高精度予測

正会員 伊藤 洋 (熊谷組 原子力開発室)
 正会員 ○坂口 雄彦 (熊谷組 原子力開発室)
 西山 勝栄 (熊谷組 原子力開発室)
 森 清就 (熊谷組 原子力開発室)

1. はじめに

パイプクーリング工法はもともとコンクリートダムにおいて発生する熱応力を低減させるための一方策として発展してきたものであるが、最近ではコンクリート構造物の大型化・多様化に伴ってダム以外の重要なマスコンクリート構造物においても実施されるようになり、その冷却効果に関する研究もかなり進んできている。^{1)・2)} しかしながら、クーリング実施に伴うコンクリート内部の温度分布を精度よく予測することは容易でなく、その評価に当たって重要なパイプ壁面における局所熱流束が伝熱方程式の中で未知量であるなど曖昧な点も多い。

本論文では、こういった背景にあって、従来のコンクリートとパイプ内水の2つの伝熱方程式からパイプ壁面熱流束項を消去し一つの支配方程式にすることにより、伝熱場を理論的に評価し得ることを可能にした上で、その解法に変形FLIC法を適用させてパイプクーリング周辺の変熱解析を行う手法を提示する。さらに、その検証に当たってはできるだけ正確なデータを得る必要があるため、実規模の大型供試体(幅、高さ1m、長さ10m)を用いた実験を実施し、その結果と本解析結果を比較検討する。その結果、本手法によりクーリング効果の高精度予測が十分可能であることが示唆されたのでここに報告する。

2. 変形FLIC法のパイプクーリング解析への応用

(1) 基礎式

パイプクーリング解析の基礎式は、従来次式(1), (2)に示すようにコンクリートとパイプ内水の2つの場について各々独立した伝熱方程式が用いられている。

$$(\rho c)_c \frac{\partial T_c}{\partial t} = \text{div}(\kappa_c \text{grad} T_c) + q_1 - q_2 \quad \text{: コンクリート場の伝熱方程式} \dots (1)$$

$$(\rho c)_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = -\text{div} \{ (\rho c)_w (v T_w) \} + q_2 \quad \text{: パイプ内水の伝熱方程式} \dots (2)$$

ここに、 (ρc) : 熱容量, T : 温度, t : 時間, κ : 熱伝導率, q_1 : コンクリートの内部発熱率, q_2 : コンクリートからパイプに吸収される熱吸収率 ($q_2 = h(T_c - T_w)$), h : パイプ壁の局所熱流束に係る係数, v : パイプ内水の流速, であり、添字 c, w は各々コンクリート, パイプ内水の諸量であることを表す。

通常、これらの式を解くことによりコンクリートとパイプ内水の温度分布が得られるわけであるが、その際両式に含まれる熱交換流束項 q_2 は未知量であるためおのずと実験・経験式が用いられてきている。しかし、 q_2 に関係する物理量は、元来、 $f((\rho c)_c, (\rho c)_w, T_c, T_w, \kappa_c, \kappa_w, v, q_1, \alpha, L, r_p, R) = 0$, (α : 軀体表面熱伝達率, L : 供試体長さ, r_p : パイプ半径, R : コンクリート厚さ)と多く一義的に決まるものではなく、実験・経験的に決定するには限界があろう。そこで、本論では上式(1), (2)より未知量 q_2 を消去することによりパイプ内水とコンクリート場の伝熱を同時に満足する伝熱方程式として次式(3)を用いることとする。

$$(\rho c) \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\kappa \text{grad} T) - \text{div} \{ (\rho c)_w (v T) \} + q_1 \dots (3)$$

式(3)は伝導、対流という2つの熱輸送形態を同時に含むものであり、同式を精度よく解析することによりパイプクーリング周辺の温度場を理論的に求めることができる。

(2)変形FLIC法による解析法^{3)~6)}

上述の式(3)に示した伝熱方程式を解くに当たっては、伝導場と対流場の熱輸送量が大きく異なってしまうため、一般的な差分法や有限要素法ではうまく解析できないことが知られている。そこで、ここでは著者らが既にこの種の解法に提案・成功している変形FLIC法を適用・応用する。変形FLIC法は、FLIC差分法を三角形領域に拡張したものである

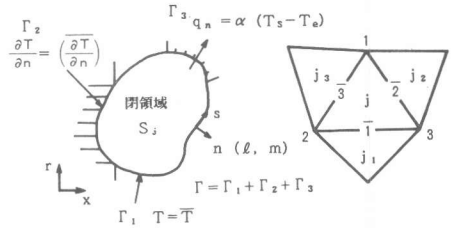


図-1 場の境界と三角形要素

が、FLIC (Fluid in Cell) 法そのものは、直交格子で分割されたCell内の流体のもつ諸量 (質量、運動量、エネルギー等) の時間的変化を2段階に分けて計算するというものであり、流体運動を記述するLagrange, Eulerの2通りの方法の特徴を有している。以下にその変形FLIC法による定式化の概略を具体的に述べることにする。

まず、図-1に示すように解析領域を三角形に分割し、その中の任意の要素jに注目する。ここに、図中の i, \bar{i} ($i = 1, 2, 3$) は三角形の頂点及び対辺を意味する。また j, j_i ($i = 1, 2, 3$) は三角形の図心であるとする。そこで、式(3)を図-1の任意の閉曲線内で面積積分し、半径 r の軸対称回転体であることを考慮すると次のようになる。

$$\int_{S_j} [\partial T / \partial t + \text{div}(\eta \mathbf{v} T)] r \, dr dx = \int_{S_j} [\text{div}(a \text{grad} T) + \zeta] r \, dr dx \dots (4)$$
ここに、 $\eta = (\rho c)_w / (\rho c)$, $a = \kappa / (\rho c)$, $\zeta = q_1 / (\rho c)$, S_j : 要素jの領域または面積である。式(4)にGaussの発散定理を適用して整理すると次式を得る。

$$\int_{S_j} [\partial T / \partial t \cdot r \, dr dx + \int_{\Gamma_j} \eta \mathbf{v}_n T r \, ds] = \int_{\Gamma_j} \varepsilon_n r \, ds + \int_{S_j} \zeta r \, dr dx \dots (5)$$

$$\left\{ \begin{matrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \end{matrix} \right\} = \begin{pmatrix} \ell & m \\ -m & \ell \end{pmatrix} \left\{ \begin{matrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_x \end{matrix} \right\}, \quad \left\{ \begin{matrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_x \end{matrix} \right\} = a \text{grad} T$$

ここに、 Γ_j : 要素jを構成する境界、 \mathbf{v}_n : 境界上における n 方向の速度、 ℓ, m : 法線 n の方向余弦、である。

そこで上述のように変形FLIC法を適用して2段階に分けて差分化するため、初めに式(4)の左辺をLagrange微分により表現し、式(5)を書き直すと次のようになる。

$$D/Dt \cdot \int_{S_j} r T \, dr dx = \int_{\Gamma_j} \varepsilon_n r \, ds + \int_{S_j} \zeta r \, dr dx \dots (6)$$

ここで $\int_{S_j} r \, dr dx = S_j \cdot r_{Gj} / 2$, $\int_{\Gamma_j} r \, dr dx = R_{G\bar{i}} \cdot \ell_{\bar{i}}$ を考慮し、さらにLagrange微分を前進差分で近似し、それを時刻 $(n+1) \Delta t$ における中間的な値 \tilde{T}_j について整理すると、

$$\tilde{T}_j = T_j^{(n)} + \Delta t / (S_j r_{Gj}) \left\{ \sum_{i=1}^3 \varepsilon_{n\bar{i}} R_{G\bar{i}} \cdot \ell_{\bar{i}} + \zeta_j^{(n)} S_j r_{Gj} \right\} \dots (7)$$

となる。ここに、 $T_j^{(n)}$: 要素jにおける時刻 $t = n \Delta t$ での温度、 r_{Gj} : 三角形要素jの図心の r 座標 ($r_{Gj} = (r_1 + r_2 + r_3) / 3$), $\varepsilon_{n\bar{i}}$: 辺 \bar{i} を共有する2要素の平均値、 $R_{G\bar{i}}$: 辺 \bar{i} の構成節点の r 座標の和 (たとえば $R_{G1} = r_2 + r_3$), $\ell_{\bar{i}}$: 辺 \bar{i} の長さ、である。

つぎに、第2段階では式(5), (6)の左辺を等置することにより、

$$D/Dt \cdot \int_{S_j} r T \, dr dx = \int_{S_j} \partial T / \partial t \cdot r \, dr dx + \int_{\Gamma_j} \eta \mathbf{v}_n T r \, ds \dots (8)$$

となり、これを離散化すると、

$$(\tilde{T}_j - T_j^{(n)}) S_j r_{Gj} / \Delta t = (T_j^{(n+1)} - T_j^{(n)}) S_j r_{Gj} / \Delta t + \sum_{i=1}^3 \ell_{\bar{i}} P_{\bar{i}} R_{G\bar{i}} \dots (9)$$

となる。従って時刻 $t = (n + 1) \Delta t$ における温度 $T_j^{(n+1)}$ は次のように導かれる。

$$T_j^{(n+1)} = \tilde{T}_j - \Delta t / S_j r_{e,j} \cdot \sum_{i=1}^3 \ell_i P_i R_{e,i}, P_i = \eta v_{ni} [\delta_i \tilde{T}_{j,i} + (1 - \delta_i) \tilde{T}_j] \quad (10)$$

ここに、 δ_i は上流パラメータであり、 $0 \leq \delta_i \leq 1$ の値をとる。

以上が変形 F L I C 法による定式化の概要であり、境界条件は以下ようになる。

$$T = \bar{T} \text{ on } \Gamma_1, \quad \partial T / \partial n = \partial \bar{T} / \partial n \text{ on } \Gamma_2, \quad q_n = \alpha (T_s - T_e) \text{ on } \Gamma_3 \quad (11)$$

ここに、 q_n : 単位面積当たりの熱流束, α : 軀体壁面熱伝達率, T_s : コンクリート表面の温度, T_e : 外気温であり、 $-$ (バー) はその境界において既知であることを表す。

従って、式(7), (10)を式(11)の境界条件下で解くことにより温度場を求めることができる。

(3) 解析モデルと条件

本解析に用いた解析モデルは、後述の実験条件と整合させるため、図-1に示すようなパイプを中心とした軸対称回転体3次元モデルを設定する。また、クーリング水は左から右へ流速 v で流れており、コンクリート軀体は断熱材により全面が覆われているものとする。解析は、同図中上部に示したような半断面(図中斜線分)について軸対称解析を行うこととする。境界条件は、パイプ部左端入口のクーリング水温度が固定温度境界 Γ_1 ($T = \bar{T}_{wi}$, \bar{T}_{wi} : 流入水温度)、モデル上部の断熱材表面が熱伝達境界 Γ_3 ($q_n = \alpha (T_s - T_e)$) であり、それ以外は断熱境界 Γ_2 ($\partial T / \partial n = 0$) とする。解析に用いた諸定数は表-1に示す通りである。ここで、コンクリートの断熱温度上昇は、後述する実験結果(標準供試体 I-I 断面中心温度 T_{s1} , 図-4参照)により得た近似式を用いる。

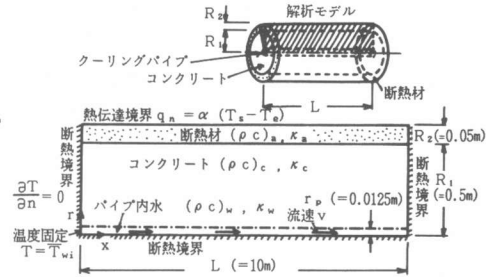


図-2 解析モデル

表-1 解析に用いた諸定数

コンクリートの等価熱容量 $(\rho c)_c$	2.2 MJ/m ³ K
コンクリートの熱伝導率 κ_c	2.3 W/mK
断熱材の等価熱容量 $(\rho c)_a$	31.4 MJ/m ³ K
断熱材の熱伝導率 κ_a	0.041 W/mK
水の等価熱容量 $(\rho c)_w$	4.2 MJ/m ³ K
水の熱伝導率 κ_w	0.60 W/mK
断熱材表面の熱伝達率 α	11.63 W/m ² K
パイプ内水流速 v	0.50 m/s
モデル寸法	
長さ L	10.0m
パイプ半径 r_p	0.0125m
コンクリート半径 R_1	0.50m
断熱材厚 R_2	0.05m
コンクリートの断熱温度上昇式	$T_s(^\circ\text{C}) = 50(1 - e^{-2t}), t(\text{d})$

3. パイプクーリング実験

(1) 実験供試体と実験方法

2.で示した解析手法の妥当性を確認し、同時にパイプクーリング効果の基本的性質を調べるため、実構造物規模の大型供試体を用いたパイプクーリング実験を行うこととする。

本実験に用いた供試体の概要を図-3に示す供試体は、パイプクーリングを実施するクーリング供試体(同図上部)とそれを行わない標準供試体(同下部)の2体である。前者は幅1m高さ1mの正方形断面で長さ10mの直方体コンクリート軀体であり、その中心に内径 $r_p = 25\text{mm}$ の薄肉電線鋼管が埋設されている。また、供試体の周囲すなわち型枠の内側および供試体上部には、表面放熱を防止するため厚さ5cmの断熱材(発砲スチロール製)が取付けてある。

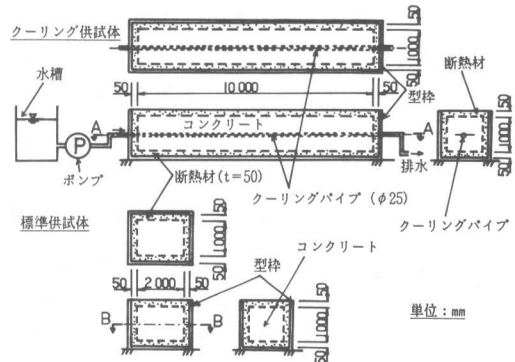


図-3 実験供試体の概要

表-2 コンクリートの配合

粗骨材 最大寸法 G _{max} (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	単 位 量 (kg/m ³)			
					W	C	S	G
15	12	4.0	54.8	44.8	197	360	757	1078

一方、後者はクーリング供試体と同一寸法の断面をもつ長さ2mの無筋コンクリート供試体であり、同じく断熱材で全体が覆われている。

コンクリートの打設は両供試体とも同時に行われたが、クーリング供試体においては打設開始と同時にポンプによりクーリングパイプ内に毎分15ℓ (流速 $v=0.5\text{m/s}$) の水道水 (常温) を材令35時間まで流しクーリングを実施する。使用コンクリートは普通ポルトランドセメントを用い、その配合は表-2に示すとおりである。

温度計測は、図-4に示すようにパイプ内水は5点 ($P_1 \sim P_5$)、コンクリート内部はクーリング供試体で5断面 (C-C~H-H断面) で各6点 ($C_1 \sim C_6$)、標準供試体の1断面 (I-I断面) で5点 ($S_1 \sim S_5$) について行われ、各々T型熱電対により温度の経時変化が自動測定・記録される。

(2) 実験結果と解析結果の比較検討

本実験により得られた結果のうち代表的なものを掲示して、基本的性質を吟味しつつ解析結果と比較検討する。

初めに、図-5はA-A断面すなわちクーリング供試体長手方向のコンクリート温度分布を材令6, 12, 18, 24時間について示したものであり、測点 $C_2 \sim C_5$ は各々パイプ中心から5cm, 10cm, 20cm, 30cmにおけるものである。図中、●は実験値、破線は計算値の温度である。当然ながら全体にコンクリート温度はクーリング効果の大きいパイプ周辺では小さくそれより離れるに従って大きくなっている。また、全体的にも温度は上昇し、各点の温度差も徐々に広がる傾向にあることが認められる。一方、長手方向の温度分布に着目すると、コンクリート温度は流水方向にほんのわずかではあるが増大していることが計算では判読できるが、実験では多少バラツキもあることも加わって明確ではない。しかし、実験値と計算値を比較

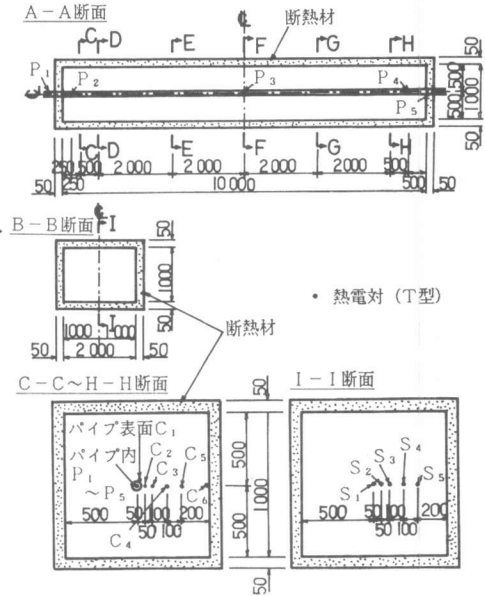


図-4 計測位置 (単位: mm)

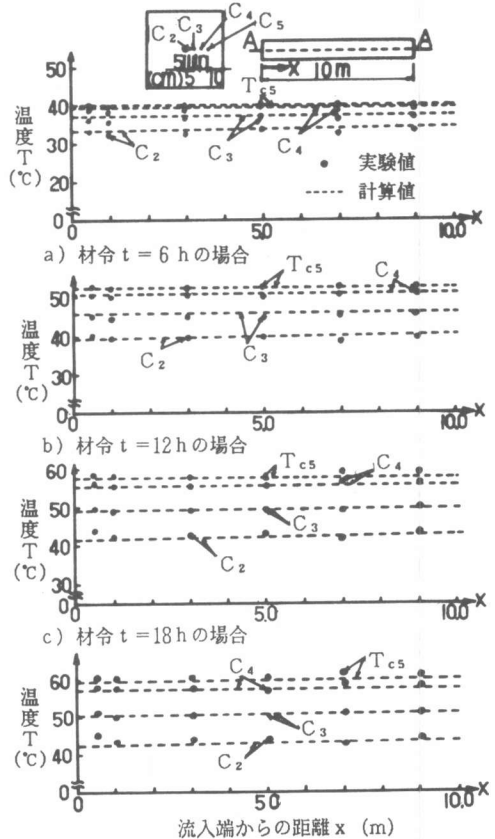


図-5 A-A断面におけるコンクリート温度分布の経時変化

すると全体的にはよく一致している。

つぎに、コンクリート温度の経時変化の詳細を見るため長手方向中央部に位置し、パイプに直交するF-F断面のそれに着目する。図-6は、その各測点温度の経時変化を示したものである。図中、実線 T_{P3} はパイプ内水温、 $T_{C2} \sim T_{C5}$ はコンクリート温度、一点鎖線は標準供試体中心のコンクリート温度 T_{S1} 、破線は計算値である。また、 T_{S1} の経時変化より推定した断熱温度上昇近似曲線 $\{T_a = 50(1 - e^{-2t}), t(d)\}$ も点線で併せて載せてある。図より、パイプ内水温(実線 T_{P3})はクーリング期間を通じてあまり変化していないが、コンクリート温度($T_{C2} \sim T_{C5}$)はいずれもセメントの水和熱による温度上昇に伴って経時的に上昇してくることがわかる。その上昇勾配はしだいに緩やかになり、材令20時間を超えるとほぼ一定となっている。また、各点の温度は上述したようにパイプから近い程低くそれより離れるに従って高くなっているが、クーリングを停止した材令35時間直後からはパイプに近い測点程急激に上昇

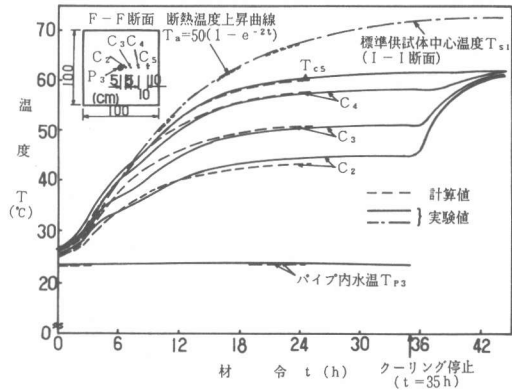


図-6 F-F断面におけるコンクリート温度の経時変化

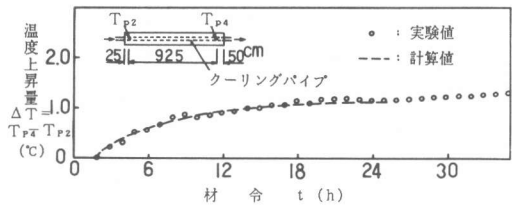


図-7 パイプ内水の温度上昇量の経時変化

し、いずれも T_{C5} に早期に一致してくることになる。このような温度場において、クーリング効果は断熱温度 T_a との差ということになり、 $10 \sim 30^\circ\text{C}$ 程度の温度低減効果が認められる。計算値は実測値と打設直後の若材令時に最大 2°C 程度の差があるものの全体的にはよく一致しているといえる。若材令時の差異は打設時の時間・空間的バラツキや環境変化等によるものと考えられる。

一方、図-7はパイプ内水温の長手方向上昇量 $\Delta T = T_{P4} - T_{P2}$ の経時変化を示したものである。ここで、パイプ内水流入・出温度は図-4に示した測点 P_2, P_4 におけるそれを用いることとする。水温はコンクリート温度の変化に対応して材令2時間頃より上昇し始め、材令20時間を超えるとほぼ一定の値($\Delta T = 1.2^\circ\text{C}$, $0.13^\circ\text{C}/\text{m}$)となっている。水温上昇はこのようになりに微妙な値であるが、この場合においても計算値は実験をうまく再現しており、十分な精度を得ていることがわかる。

図-8は、F-F断面内のパイプ内水を含めたコンクリートの温度分布を示したものであり、a)は材令 $t = 6\text{ h}$, b) 12 h , c) 18 h , d) 24 h のそれである。同図には実測値(図中実線)、標準供試体温度(一点鎖線)、および計算値(破線)を併せて示しており、クーリングによる断面半径方向の冷却効果を一点鎖線と実線(或いは破線)の差より明確に知ることができる。これより、クーリング効果は、コンクリート温度上昇に伴って増大し、その影響半径もしだいに広がっていくが、温度そのものはある一定時間を経過するとあまり変化しなくなることが認められる。また、パイプ周辺の温度勾配がかなり大きいこともわかる。計算値と実測値はこのような断面分布をとってもよく一致する結果となっており、本手法の妥当性が伺える。

4. まとめ

パイプクーリング工法は、古くからコンクリート温度低減の有効な手法の一つとして用いられておりその評価手法についての研究もかなり進んできている。しかし、解析上の困難さもあってクーリング効果評価のキーポイントとなるコンクリートとパイプ内水との熱交換流束が理論上未知量であるなど、事前予測に当たって問題を残している。本論では、このような未知量である熱交換流束項を用いずクーリング効果を理論・解析的に評価し得る手法を検討した。その結果、伝熱場は伝導、対流項を含む一つの移流伝熱方程式で十分説明し得ることが確認され、その解析に当たって変形FLIC法を用いることにより解析可能となることがわかった。一方、その検証のためにパイプクーリング周辺の正確な温度データを得ることを目的に実施した大型供試体を用いた実験において、計算値はその結果をよく再現し、本手法の妥当性が実証された。本手法は、現状では複雑な3次元伝熱場にそのまま適用することは解析上難しいと思われるが、クーリング効果の基本予測、コンクリートとパイプ内水の熱伝達率の理論的決定、或いは初期のクーリング効果の非定常性検討など従来技術と併せ応用することによりこの種の予測・評価精度を向上させ得るものと考えられる。

最後に、本実験に当たって協力を得た(株)熊谷組豊川研究室 松村哲夫氏に深くお礼申し上げる。

<参考文献>

- 1) 田辺・山川・渡辺：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，土木学会論文集，第343号，1984.3.
- 2) 佐藤・佐谷：マスコンクリートにおけるパイプクーリング効果に関する研究，土木学会論文集第372号，1986.8.
- 3) 鷲津・田中・池川：変形FLIC法による非圧縮粘性流解析，日本航空宇宙学会誌，27巻，307号 1979.8.
- 4) 足立・辻村・今泉：分岐集合部を有する管内非定常流の一解析法，日本機械学会論文集（第2部）48巻，366号，1977.2.
- 5) K.Sato, T.Shimizu and Y.Ito：Fundamental study on permeability and dispersion in double porosity rock masses, 5th Int.Conf on Numerical Methods in Geomechanics, 1985.4.
- 6) 佐藤・伊藤：地下空洞周辺の伝熱に関する研究，土木学会論文集，第363号，1985.11.

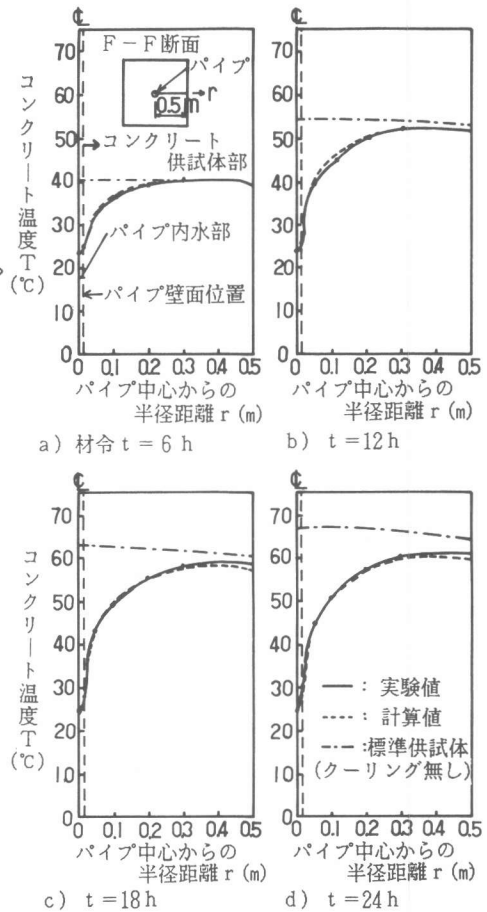


図-8 F-F断面における温度分布の時変化