

日射を受けるコンクリート壁の温度分布に関する考察

TEMPERATURE DISTRIBUTION IN CONCRETE WALL UNDER SOLAR RADIATION

秋田 宏*・尾坂芳夫**

By Hiroshi AKITA and Yoshio OZAKA

The temperature distribution in concrete wall is calculated as an one-dimensional problem of heat conduction. The flux of heat from the wall surface is considered to be three components, i.e. solar radiation and heat transfer of convection and emission. The results are compared with the observed temperature in a model tank and three real water tanks. Fairly good agreement independent of place, date, direction and inclination confirm the propriety of the calculating process.

Some information on the highest surface temperature are obtained referring to the direction of the wall, the absorption coefficient of solar radiation and the correction factor to atmospheric transmissivity.

Keywords : concrete wall, temperature distribution, solar radiation

1. まえがき

日射や気温変動によりPC貯水タンクに生ずる温度応力は、計算上かなり大きな値となるため、設計上の取り扱いが問題となる。著者らは実在のタンクによる温度やひずみの測定を行ってきたが、現実そのものを扱っている反面、計器埋設の位置や数に制限を受けたり、形状、寸法、塗装、周囲の地形等について、当該タンク固有の条件に左右されるため、一般的な知見を得るために十分とはいえない面がある^{1),2)}。

そこで、貯水タンクを想定した模型水槽を作つて温度分布の実測を行い、理論計算との比較を試みた。理論計算は、太陽からの日射、壁表面の熱の出入りを計算し、一次元の熱伝導問題として解くもので、風や塗装の影響も考慮してある。計算の妥当性が確かめられれば、地域・日時・方位・傾斜について任意の壁中の温度分布を求めることができるために、日射を受ける構造物の特性を知るのに有用である³⁾⁻⁵⁾。

本稿では、模型水槽による測定と理論計算について述

べ、結果の比較から計算の妥当性を確認し、実在のタンクによる測定結果との比較も行う。また、貯水タンクの温度分布に関して、理論計算から得られる2、3の知見について述べ、実測から得られた表面塗装の差についても触れる。

2. 模型実験

貯水タンクの側壁を想定し、測定部の厚さを30cm、他を10cm厚とした図-1のような長方形の模型水槽とした。使用コンクリートの配合は表-1に示した模型水槽欄のようであり、通常のタンクに用いられるものと同等である。温度計(熱電対)は、後に図-10に位置を示すように、壁厚方向に11個、表面状態の無塗装、吹付タイル塗装(白色)、パーマシールド塗装(赤色、ポリエステル系、J社の試供品)の3種類に対して3組埋設した。槽内の水は、氷および冷却機NEOCOOL DIP BD-31で、ほぼ20°Cに保ち、ラボ・ポンプ2台により攪拌して、一様な温度を実現した。水槽は、東北工業大学6号館屋上に設置し、後に結果を示す2ケースで、1985年7月29日は、測定壁面を真東に向か、8月5日は真南から30°西へ向けたものである。

測定は5時から17時まで、熱電対は自動記録により、気温・水温・壁表面の温度はアルコール温度計により、

* 正会員 工修 東北工業大学助教授 土木工学科
(〒982 仙台市八木山香港町35-1)

** 正会員 工博 東北大学教授 工学部土木工学科
(〒982 仙台市荒巻字青葉)

表-1 コンクリートの配合等

粗骨材の 最大寸法 (mm)	スランプ (cm)	水セメント比 W/C (%)	細骨材率 S/G (%)	単位重 (kg/m ³)					設計強度 (MPa)
				セメント C	水 W	細骨材 S	粗骨材 G	混和材	
模型水槽	20	10	42.0	41.0	417	173	681	1041	0.824(パリック S)
天童タンク	20	10	41.0	41.5	474	194	650	930	1.185(パリック SS)
鶴岡タンク	25	8	37.2	35.3	400	149	614	1150	1.60(アラストクリート)
鹿児島タンク	20	10	54.0	44.0	332	179	777	1031	0.33(A.E減水)

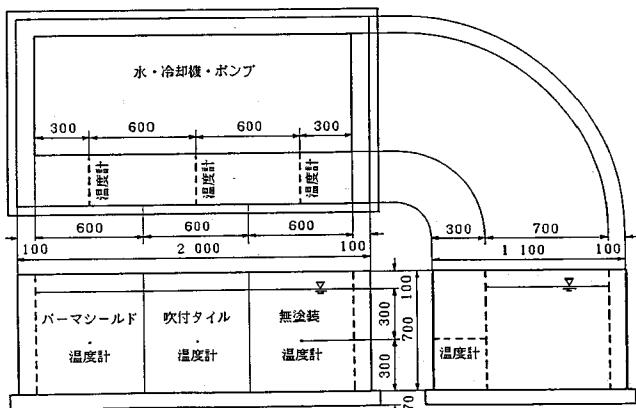


図-1 模型水槽

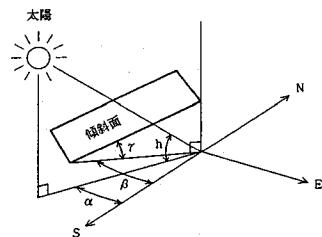


図-2 太陽、傾斜面の角度関係

1時間ごとに読み取った。なお、ロビッチ日射計による日射量の測定も合わせて行った。

3. 日射量の計算

当該地点の緯度、経度、日時から、太陽高度角・方位角（図-2、南を基準とする）が次のように定まる。春分の日から数えた日数を N とすれば、日赤緯 δ は⁶⁾、

緯度を ϕ とすれば、太陽高度角 α は、

太陽方位角 α は、

$$\cot \alpha = \sin \varphi \cot \tau - \cos \varphi \tan \delta \operatorname{cosec} \tau \dots (4)$$

となる。

日射量は、太陽からの直達日射、天空散乱日射および地上反射からなる。直達日射 I_{DN} は、Bouguer の式により⁷⁾,

で表わされる。ここで、 I_0 は太陽定数であり、地球と太陽間の距離の変動により、平均値 $1\,352\text{ W/m}^2$ を中心に 3% 程度の増減がある。 P は大気透過率であり、快晴の日でも時間・季節により、およそ $0.6\sim1.0$ の範囲で変化し、

で表わされる。式中の P_0 , a さらに I_0 , e については、冷房負荷計算の標準値として季節的な変化が示されている⁷⁾。

天空散乱日射 I_{sh} は、Berlage の式⁸⁾

$$I_{SH} = 0.5 I_0 \sin h \times \frac{1 - P^{\text{cosec } h}}{1 - 1.4 \ln P} \dots \dots \dots (7)$$

があるが、小木曽らは、実測により次の補正式を提案している⁸⁾。

$$I_{SH} = 1.2 I_0 \sin h \times \frac{(1 - P^{\text{cosec } h})(1 - P)}{1 - 1.4 \ln P} \dots\dots\dots (8)$$

地上反射は、直達日射と天空散乱日射から算出できるため、図-2に示すように任意の傾斜角 γ 、方位角 β をもつ斜面に対する日射量は、次式で求められる⁹⁾。

ここで、 R は反射率であり、斎藤らはコンクリートスラブの値として 18~21 % を報告しているので¹⁰⁾、本計算では 20 % を採用する。

4. 大気透過率の検討

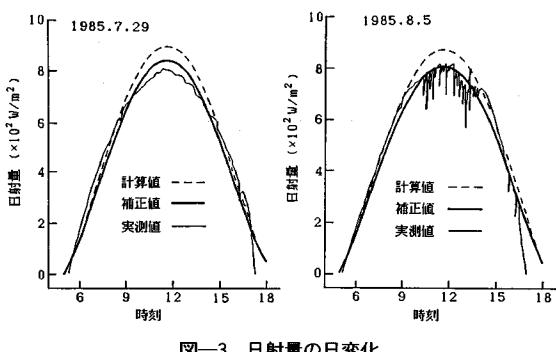
大気透過率は、雲の状態により、0~1の広い範囲で変動するため、その評価が適切でなければ、日射量の計算はきわめて誤差の大きいものとなる。通常、前章の式(5), (8), (9)は快晴の日(雲量2以下)には、そ

のまま使えるものとされている。

この点について検討するため、式(5)、(8)から算出される水平面全天日射量

と、ロビッチ日射計による実測値を比較したのが、図—3である。日射量の日積算値は、全国に213か所ある気象官署で測定しており、気象月報から容易に知られるため（表—2、日射量欄）¹¹⁾、大気透過率の不確かさを、日積算値が一致するように補正することができる。図には、補正した P による日射量も示してあり、この両日については3者に大きなずれはないが、補正によりいっそう実際の日射量に近いものが得られることがわかる。もちろん、この補正是平均的な取り扱いになるため、雲の状態が1日のうちに大きく変動する場合は、誤差も大きくなる。なお、表—2には気象月報から得られるデータばかりでなく、補正のために P に掛けるべき係数も示してある。

P に対する補正係数を、雲量のみから定められないかどうかを見るために、気象月報から得られる雲量と積算日射量により、両者の関係を調べたのが図-4である。比較対象は、仙台における1977年から1985年までの、7月、8月の5の倍数日とした。図から、雲量3以下では P に対する補正係数は1に近いことが認められるが、それの大きいものは40%近いことがわかる。したがって、雲量のみから P を補正するのでは、計算された日射量にかなりの誤差を伴う可能性がある。



卷之三十一

地区	仙台	天童 (山形)	鶴岡 (酒田)	鹿児島
年	1985	1985	1984	1985
月日	7.29	8.5	8.2	8.5
天気概況	晴	晴一時曇	晴	快晴
日射量(MJ/m ²)	23.6	23.6	24.9	24.0
平均雲量	2.8	3.0	4.0	0
平均風速(m/s)	2.8	3.3	1.4	3.0
平均蒸気圧(mbarr)	25.0	29.0	24.6	26.4
平均気温(°C)	29.0	27.0	27.9	29.4
最高気温(°C)	35.0	30.6	34.2	35.1
Pの補正係数	0.940	0.926	0.966	0.945
				0.981

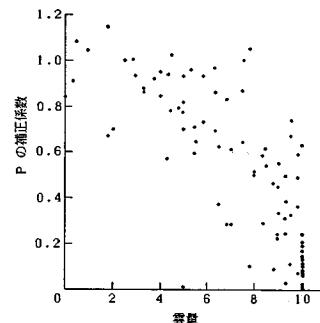


図-4 雲量・ P の補正係数の関係

5. 壁面入熱量

前章で算出された日射量に、壁表面の吸収率を掛けることにより、日射入熱量が求まる。壁表面では、さらに熱放射による周囲の大気や地物との熱の授受、および周囲の空気層を通じた対流による熱伝達がある。

放射による熱量は、壁表面の絶対温度を T_m とすれば、

ここで、 σ はステファン・ボルツマン定数 5.67×10^{-8} W/m²、 ε_w は放射率で多くの建築材料では 0.9 前後である¹²⁾。

大気からの放射は、気温を T_a として、

で表わされ、 ε_a は山本により水蒸気圧 b (表-2) を用い

で計算される¹³⁾

地上からの放射は

$Q_3 = \sigma T_a^4$ (14)
で表わされるが、これは気温と同一温度の黒体とみなし

したがって、全放射熱量は斜面に対する地表および天

$$\theta_0 \equiv Q_0 = Q_0 \cdot \frac{1}{2}(1 - \cos \gamma) - Q_0 \cdot \frac{1}{2}(1 + \cos \gamma) \cdots (15)$$

1-73-2

壁表面付近の空気層の対流による熱伝達については、風を考慮に入れた Jorges の実験式があるが¹⁵⁾、平均熱伝達率ではなく局所熱伝達率を知るのが目的なので改めて計算する。熱伝達率は風速、空気の温度、壁面と空気の温度差、壁面の寸法・傾斜・あらさ等により変化する。計算に必要な空気の物理定数は表-3のようである¹⁶⁾。自然対流熱伝達のグラスホフ数 G は

で表わされ、ここで g は重力加速度 9.8 m/s^2 , D は腰

張係数で気体の場合 $1/T_a$, x は壁下端からの距離, ν は動粘性係数である。グラスホフ数とプラントル数 P_r の積が 10^9 程度以下の場合は層流熱伝達と考えられ、又セルト数が

$$N_u = \frac{3}{4} \left[\frac{2 P_r^2 G_r}{5(1+2\sqrt{P_r}+2P_r)} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (17)$$

により、それ以外は遷移領域または乱流熱伝達と考えられ、図から読み取ることにより N_u を求める¹⁶⁾。

風速が 5 m/s を越える場合の熱伝達率は、強制対流のそれにはほとんど一致することが示されているので、5 m/s, 10 m/s の場合について求め、中間は直線補間により求めることとする。風速を W 、風方向に測った長さを x とすれば、レイノルズ数 R_e は、

$$R_e = Wx/\nu \quad (18)$$

スセルト数は

$$N_u = \frac{0.0296 R_e^{0.8} P_r}{1 + B R_e^{0.1} (P_r - 1)} \quad (19)$$

ここで B は

$$B = 0.860 [1 + \ln [(1 + 5 P_r)/6]/(P_r - 1)] \quad (20)$$

である。

伝熱量は、

$$Q_4 = \frac{\lambda N_u}{x} (T_w - T_a) \quad (21)$$

により求められ、ここで λ は流体の熱伝導率（表-3）である。したがって

$$\mu = \frac{\lambda N_u}{x} \quad (22)$$

が熱伝達率となる。

以上から、気温 25°C、壁表面温度 35°C に対して計算した熱伝達率により、表-4 を用いる。これらの計算式によれば、風速 W が小さいときには、山川らの実験値に近い値が得られる¹⁷⁾。また、水と接する内表面については、水温変動、壁面との温度差、流れの速度がいずれも小さいので、表-5 の値により層流の自然対流とし

表-3 空気の物理定数

温度(°C)	0	20	40	60
動粘性係数($\times 10^{-4} \text{m}^2/\text{s}$)	0.138	0.156	0.175	0.196
熱伝導率($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	0.0240	0.0257	0.0272	0.0287
プラントル数	0.72	0.71	0.71	0.71

表-4 壁表面の熱伝達率($\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)

	$x \leq 1 \text{m}$	$1 \text{m} < x$
$0 \text{ m/s} \leq w \leq 5 \text{ m/s}$	$2.0 + 2.4w$	$3.0 + 2.2w$
$5 \text{ m/s} < w \leq 10 \text{ m/s}$	$3.0 + 2.2w$	$3.0 + 2.2w$

表-5 水の物理定数

温度(°C)	0	10	20	30
動粘性係数($\times 10^{-4} \text{m}^2/\text{s}$)	1.79	1.31	1.01	0.80
熱伝導率($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	0.554	0.574	0.594	0.612
膨張係数($\times 10^{-3} \text{K}^{-1}$)	-0.06	0.09	0.20	0.29
プラントル数	13.6	9.57	7.11	5.55

て計算した。

6. 壁の熱伝導

壁表面の入熱量が知られれば、無限に広い壁の温度分布は、一次元の熱伝導方程式

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (23)$$

ここで、 ρ : 密度, c : 比熱, T : 温度, k : 热伝導率を、たとえばコントロールボリューム法により解いて求めることができる¹⁸⁾。半径 20 m, 壁厚 30 cm 程度の貯水タンク側壁は、円周方向の温度変化が急激でなければ、一次元の問題として差し支えないものと思われる。図-1 の模型水槽でも、温度計埋設位置で、十分広い壁と同一の温度分布が得られるかどうかを確認するため、図-5 の断面を対象に二次元問題として解析を行った。計算モデルは正方形要素を用い節点数 3 297、時間に関する積分は完全陰解法により、1ステップ 1/20 時間、1ステップの繰り返し数 3 である。

ここでは、最も表面温度が高くなったパーマシールド塗装と、逆に低くなった吹き付けタイル塗装の部分を取り出している。解析結果を、内外温度差の大きい 10 時について、等温線で表わしたのが図-5 である。これより、温度計埋設位置で等温線が壁面に平行になっていることが確かめられ、計算値で比較しても一次元解析と二

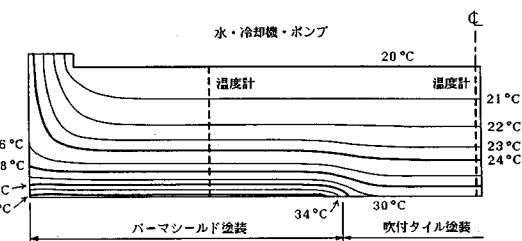


図-5 壁内部の等温線

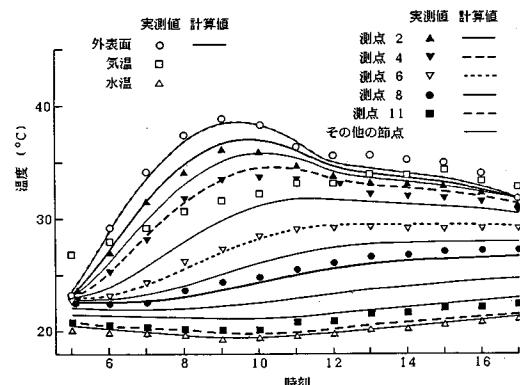


図-6 各点温度の時間変化 (無塗装, 1985.7.29)

次元解析の差は最大で 0.3°C である。したがって、本実験における三次元的な効果は非常に小さく、一次元状態の測定とみなして差し支えないものと考えられる。

7. 実測および計算結果

図-6~8は、測定面を真東へ向けた7月29日の、各測点温度の時間的変化を示したものである。計算値は全測点を、実測値はみにくくならない程度の測点だけを取り上げた。計算に用いた物理定数は、文献および一部実測により、表-6の値とした。

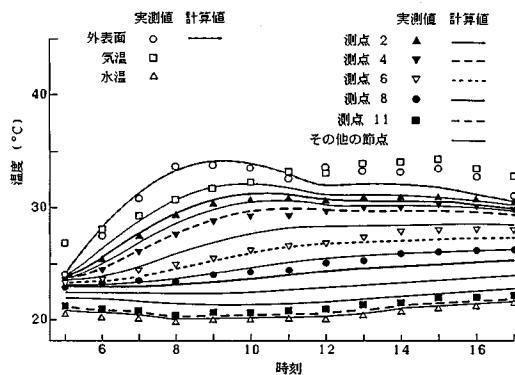


図-7 各点温度の時間変化(吹付けタイル, 1985.7.29)

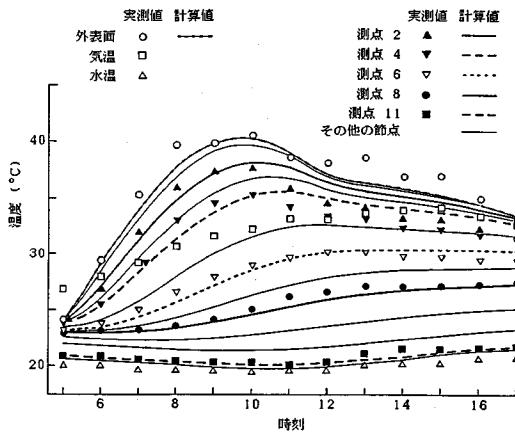


図-8 各点温度の時間変化(パーマシールド, 1985.7.29)

表-6 塗装・コンクリートの物理定数

塗装等	仙台			天童		鶴岡	鹿児島
	無塗装	吹付タイル	パーマシールド	吹付タイル	ウレタン樹脂		
日射吸収率		0.30	0.70	0.40	0.40		
放射率		0.88	0.88	0.88	0.88		
密度(kg/m^3)	1100		1230	1100	1230		
比熱($\text{mJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	1.13		1.35	1.13	1.35		
熱伝導率($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	0.14	0.16	0.14	0.14	0.16		
コンクリート	0.60					0.60	
日射吸収率	0.60					0.60	
放射率	0.88					0.88	
密度(kg/m^3)	2300	2300	2300	2300	2300	2300	2300
比熱($\text{mJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
熱伝導率($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	1.0	1.0	1.0	0.79	0.97	0.79	0.79

実測値と計算値のずれは最大でも 2°C 程度であり、計算手法および諸定数の選定は妥当なものであると考えられる。ただし、無塗装のコンクリート表面および塗装表面は、布テープではりつけたアルコール温度計で測定したところ、実測値と計算値が極端にかけはなれていた。したがって、温度計の読みと表面温度との差を次のように計算し、補正した値を図中に示してある。すなわち、みき部 $\phi 6$ 、球部 $\phi 5$ の温度計を取り付けた状態を図-9のように有限要素モデルに置き換え¹⁹⁾、すでに計算された壁表面の温度を境界条件とし、布テープ表面の入熱量から温度計球部アルコールの温度を算出した。ここで、球部周辺空気層の対流を無視し、ふく射と伝導による熱伝達のみを考慮し、物理定数は表-7を用いた。この球部と壁表面の温度差により実測値を補正したが、最大補正量は 4°C にも達することから、表面温度の測定には他の方法を検討する必要がある²⁰⁾。

塗装の違いによる、コンクリート表面最高温度の差は、無塗装を基準として吹付けタイルで 7°C 低く、パーマシールドでは 2°C 高い。したがって、温度応力を小さくする目的では、吹付けタイル塗装が有効であることがわかる。ただし、後藤も指摘しているように塗装の色による差は顕著で²¹⁾、白と黒では 20°C 近い差も生じ得るところから、吹付けタイル塗装でも他の色については必ずしも明らかではない。

図-10は、最も表面温度の高かったパーマシールド塗装に関する、断面内温度分布の時間変化であり、1時間ごとの計算値と7時、10時、15時の実測値を示した。表面温度が急激に上昇する6~8時は、表面付近の温度勾配が大きいが、9時以降はほぼ直線分布に近くなることがわかる。

図-11は、測定面を方位角 30° に向けた8月5日の、吹付けタイル塗装での測点温度の時間変化である。計算

表-7 温度計等の物理定数

	布テープ	空気	ガラス	アルコール
日射吸収率	0.50			
放射率	0.88			
密度(kg/m^3)	1230		1	2590
比熱($\text{mJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	1.35		1.0	0.79
熱伝導率($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	0.16	0.027	0.93	0.21

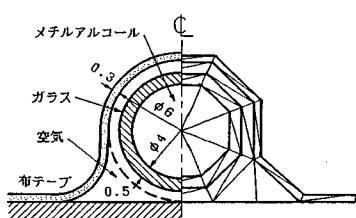


図-9 温度計のモデル化

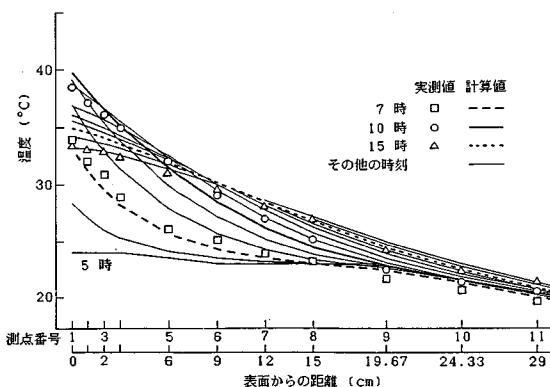


図-10 断面内温度変化(バーマシールド, 1985.7.29)

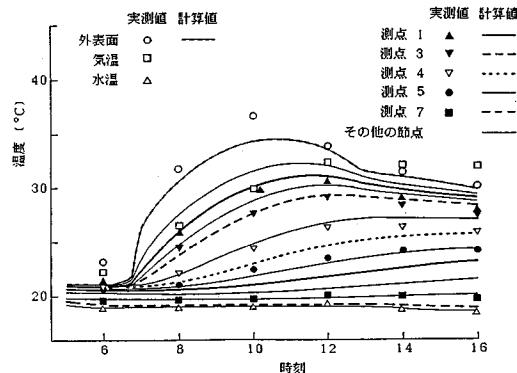


図-12 各点温度の時間変化(天童, 1984.8.2)

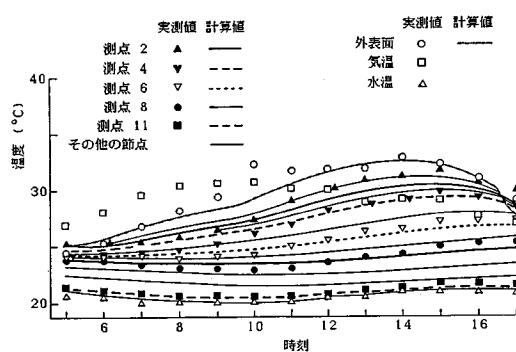


図-11 各点温度の時間変化(吹付けタイル, 1985.8.5)

では、16時30分頃に太陽が他の建物にかくれることを考慮してある。図-6～8と同様、実測値と計算値との差は最大2°C程度であり、異なる方位・日時でも妥当な結果を与えることを示している。

本計算では、大気透過率への補正、風速、水蒸気圧はすべて1日の平均として取り扱っている。したがって、雲の状態に大きな変動がある場合や、風速・水蒸気圧の午前と午後の差が著しい場合などは誤差が大きくなると思われる。しかしながら、日射量や風速を実測しなくとも、気象月報から得られるデータによる補正で、かなり精度のよい計算ができることが示されたわけである。

図-12～15は、天童市、鶴岡市、鹿児島市に実在する貯水タンクによる、測定値と計算値の比較である。天童と鶴岡は、2時間間隔でそれぞれ28時間および24時

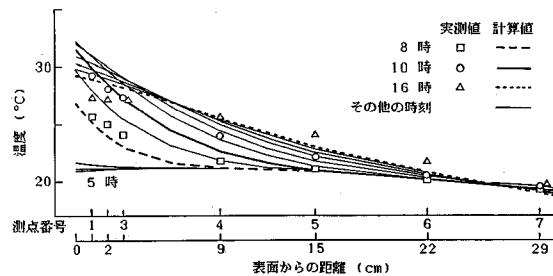


図-13 断面内温度変化(天童, 1984.8.2)

間測定したもの一部であり、鹿児島は3時間間隔で長期に観測したもの一部である²²⁾。壁中の測点は、天童が図-13のように7点であるが、鶴岡および鹿児島は2点である。計算に用いた気象データ、物理定数、測点に関するデータを、それぞれ表-2、表-6、表-8に示してある。

天童および鶴岡の気象データは、それぞれ12キロおよび22キロはなれた山形および酒田のものを用いた。また、塗装の日射吸収率を0.4としているのは、クリーム色であることを考慮したものである。さらに、地形によりそれぞれ7時以前および8時以前が日陰になることも考慮してある。アルコール温度計による表面温度測定値の補正も、模型水槽の場合と同様である。

鹿児島は、鉛直壁ではなく傾斜角7°のドーム部分の例であり、測点1(外側)のずれが大きい。コンクリート表面の日射吸収率を0.5とすることで、より実測値に

表-8 測点に関するデータ

	模型水槽	天童タンク	鶴岡タンク	鹿児島タンク
緯度(°)	38.3	38.4	38.7	31.6
経度(°)	140.9	140.4	139.8	130.5
方位(°)	-90, 30	-48	-33	66
傾き(°)	90	90	90	7
高さ(m)	スラブ面から 0.5	地表から 2.6	地表から 2.0	ドーム下端から 7
厚さ(cm)	30	30	30	18
内部測点数	11	7	2	2
測点位置	図-9	図-12	外表面から 1cm 内表面から 1cm	外表面から 5cm 内表面から 3.5cm

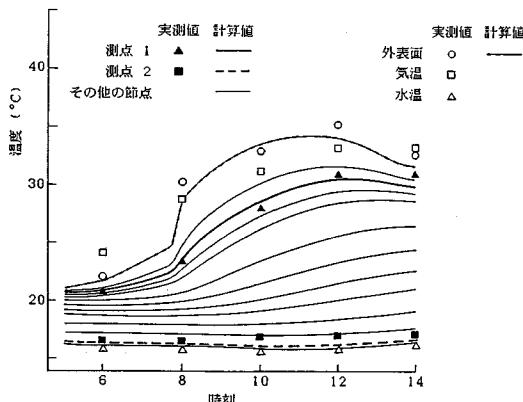


図-14 各点温度の時間変化(鶴岡, 1985.8.5)

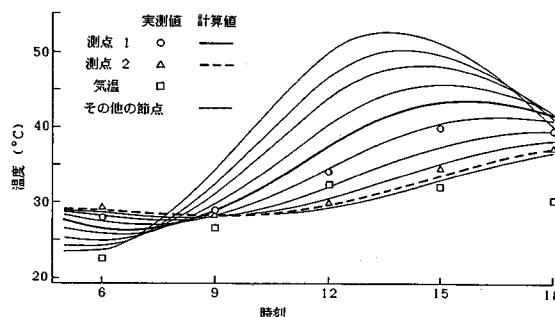


図-15 各点温度の時間変化（鹿児島、1984.7.17）

近い計算値が得られるが、文献にみられる最低値の 0.6 を採用している（表-6）。

全般的に、模型水槽の場合よりも若干ずれが大きいが、地域、日時、方位、傾斜によらず妥当な結果が得られることがわかる。

8. 計算から得られる 2, 3 の知見

模型水槽の物理定数を用いた仮想的なタンクに関し、1985年7月29日の仙台と、1984年7月17日の鹿児島の気象データを用い、以下の項目について計算を行った。

日射を受けるうえで障害物のないタンクでは、どの方向で最高の表面温度が生ずるかを調べるために、各方位について最高温度を計算した結果が図-16である。Priestley が示唆したように²³⁾、最高の表面温度はほぼ西面に生じ、その時刻は 16~17 時である。東側の極大と比較して、無塗装では約 3°C 程度、吹付けタイル塗装では約 2°C 程度高い。また、当該日の気象データが類似していたため、緯度による差が顕著ではない。

壁表面の入熱量に日射の占める割合が大きいので、日射吸収率の選定は重要であるが、利用できる資料は十分ではない。文献によれば、塗料についても白色の0.2から黒色の0.9まで幅があり、コンクリートについても明

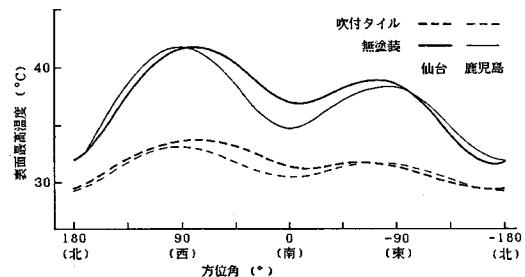


図-16 方位による表面最高温度

るい色の 0.6 から暗い色の 0.9 までが示されている。そこで、吸収率の違いが表面温度にどのように影響するかを、方位角 80° の面で調べたのが図-17 である。地域の差は顕著ではなく、吸収率 0.1 の差が表面最高温度約 2°C の差に対応し影響が大きいことから、より詳しい資料の整備が望まれる。

大気透過率 P が不確かな場合、その違いがどの程度表面最高温度に影響するかを調べたのが図-18である。 P に対する補正が0.9となるべきときに、補正なしで計算すると、無塗装で約 2°C 、吹付けタイルで約 1°C の差を生じることになる。したがって、雲量のみから推定した場合には（図-4）、それぞれ 8°C または 4°C の誤差もあり得るわけで、日射量の実測あるいは気象データによる補正が重要だと思われる。

実在の貯水タンクでも、伏流水を水源とする鶴岡では内水温が 16°C 、表流水を水源とする天童では 19°C と差がある。図-19は、内水温の変化に対する表面最高温度の変化で、 1°C に対して約 0.2°C であり、内水温の影響は小さいことがわかる。したがって、内水温が低いことは、そのまま夏季の温度応力に対して不利になるといえる。

軸対称構造物に作用する非対称荷重を扱うには、荷重を円周方向にフーリエ展開し、個々の項に対し非対称荷重用の有限要素を用いることができる。表-9のAは、無塗装のタンクで16時の表面温度分布を算出したもので、Bは内水温を20°Cとした場合の内外温度差を表わしている。Cは、フーリエ展開

により、 $n=4$ まで表わした内外温度差であり、Bとの差が最大で2%である。DおよびEは、付図のような下端固定の円筒について、非対称荷重用の有限要素により算出した曲げモーメントを、最大値がCに一致するように定数倍したもので、Cとほぼ3桁まで一致していることがわかる。表-10に、フーリエ係数と曲げモーメントの最大振幅を示したように、 n に対する最大振幅の変化が小さいことから、うなづける結果である。

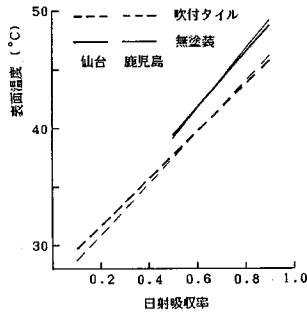


図-17 日射吸収率による表面温度

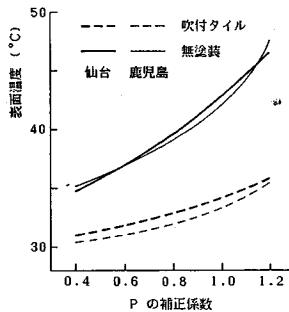


図-18 Pの補正係数による表面温度

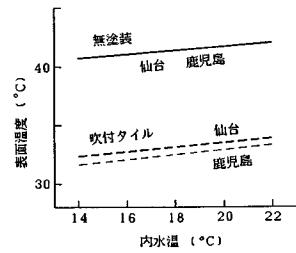


図-19 内水温による表面温度

=3で打ち切ると5%の誤差となる。

表-9 荷重と応答の比較

方位角	A 表面温度	B 温度差	C Bの近似値	D M_H	E M_V
0	33.5	13.5	13.8	13.9	13.8
20	36.6	16.6	16.4	16.5	16.5
40	39.3	19.3	19.4	19.3	19.3
60	41.1	21.1	21.2	21.1	21.1
80	41.8	21.8	21.6	21.6	21.6
100	41.2	21.2	21.1	21.1	21.1
120	39.5	19.5	19.6	19.5	19.6
140	36.8	16.8	16.8	16.8	16.8
160	33.7	13.7	13.5	13.6	13.5
180	31.2	11.2	11.3	11.5	11.4
-160	31.4	11.4	11.1	11.1	11.1
-140	31.8	11.8	11.7	11.8	11.8
-120	32.2	12.2	12.3	12.3	12.3
-100	32.5	12.5	12.5	12.5	12.5
-80	32.7	12.7	12.7	12.7	12.7
-60	32.8	12.8	12.9	12.9	12.9
-40	32.8	12.8	12.8	12.8	12.8
-20	32.8	12.8	12.7	12.8	12.7

表-9 付図

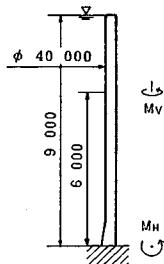


表-10 フーリエ係数および応答の最大振幅

n	0	1	2	3	4
荷重	a_n 30.3	1.19	-2.23	0.05	-0.40
	b_n 0	4.50	0.38	0.01	0.09
応答	M_H -9.97	-9.87	-9.59	-9.21	-8.89
	M_V -2.33	-2.32	-2.29	-2.24	-2.20

このように、位置によらず (θ によらず) 荷重と応答が比例するとみなせる場合には、ある点の応答がその点の荷重のみの影響を受け、他の点の荷重の影響を受けないと考えることができる。したがって、軸対称荷重用の有限要素により、その点での荷重が全周に作用する、と考えて計算しても差し支えないことになる。これは、Larrabee がグラフ上での比較から²⁴⁾、 $n=3$ までの展開で十分だとしていたものを確認したわけで、この場合 n

9. あとがき

日射を受けるコンクリート壁の温度分布を、可能な限りの資料を駆使して理論的に算出することを試みた。模型水槽および実在の貯水タンクによる測定結果との比較から、誤差が2°C程度であることが知られ、十分実用に供し得るものと思われる。また、気象データの解析から得られた一般的な結論、および晴天の日を対象とした計算と実測から得られた結論は次のようである。

(1) 日射量の計算に必要な大気透過率に、冷房負荷計算の標準値をそのまま用いると、快晴の日でも40%近い誤差を伴うことがある。

(2) 大気透過率で10%の差は、壁の表面最高温度で約2°Cの差に対応する。

(3) 壁表面の日射吸収率で10%の差は、壁の表面最高温度で約2°Cの差に対応する。

(4) 内水温で1°Cの差は、壁の表面最高温度で約0.2°Cの差に対応する。

(5) 壁の向きによる表面最高温度は、ほぼ西の面で16~17時に生じる。

(6) 無塗装のコンクリート面を基準にして、表面最高温度を比較すると、白の吹付けタイル塗装では約7°C低く、赤のバーマシールド塗装では約2°C高い。

謝 辞：本研究に必要な貯水タンクの実測にあたって、鶴岡市水道部、天童市水道課、株式会社安倍工業所の関係者には多大の便宜をはかっていただいた。また、鹿児島市の貯水タンクに関する測定データは、飛島建設株式会社から提供を受けた。ここに記して謝意を表わします。

参考文献

- 尾坂芳夫・秋田 宏：大型PCタンクの温度およびひずみ測定とその考察、プレストレスコンクリート、Vol. 24, No. 2, pp. 82~86, 1982.
- 秋田 宏・尾坂芳夫：PC貯水タンクの温度応力に関する

- る一考察, 土木学会論文集, No. 372/V-5, pp. 93~100, 1986.
- 3) 田辺忠顕・遠藤孝夫・原口 晃・山川秀次: 日射を受ける伊方原子力発電所2号炉外部壁の熱応力解析, 電力中央研究所報告, No. 379039, 1982.
- 4) 姫野賢治・渡辺 隆・勝呂 太: アスファルト舗装の内部温度の推定に関する研究, 土木学会論文集/V, No. 366, pp. 123~132, 1986.
- 5) 水谷重喜: 日射を受けるアスファルト混合物層の温度変化の推定, 舗装, Vol. 18, No. 7, pp. 18~21, 1983.
- 6) Wieder, S. (押田勇雄監訳): 太陽エネルギー入門, ワイリー・ジャパン, 1983.
- 7) 空気調和・衛生工学会: 空気調和・衛生工学便覧 I, 1981.
- 8) 小木曾定彰・斎藤平蔵・松尾 陽: 快晴時の日射について, 日本建築学会論文報告集, No. 66, pp. 21~24, 1960.
- 9) 渡辺俊行・浦野良美・林 徹夫: 水平面全天空日射量の直散分離と傾斜面日射量の推定, 日本建築学会論文報告集, No. 330, pp. 96~108, 1983.
- 10) 斎藤平蔵・松尾 陽・落藤 澄: 日射とその応用上の問題点, 空気調和・衛生工学, Vol. 38, No. 4, pp. 32~51, 1964.
- 11) 仙台管区気象台: 宮城県気象月報, 1985, 他.
- 12) 日本建築学会: 建築学便覧 I 計画, 丸善, 1980.
- 13) Yamamoto, G. : On nocturnal radiation, Science Rep. Tohoku Univ. 5, Vol. 2, No. 1, pp. 27~43, 1950.
- 14) 武山誠郎・大谷茂盛・相原利雄: 伝熱工学, 丸善, 1983.
- 15) 建築学大系編集委員会: 建築学大系 8, 彰国社, 1971.
- 16) 日本機械学会: 伝熱工学資料 第3版, 1975.
- 17) 山川秀次・田辺忠顕・笠原 清: 熱伝達率の試験ならびに実測例, マスコンクリートの温度応力発生メカニズムに関するコロキウム論文集, pp. 19~26, 1982.
- 18) Patankar, S. V. (水谷・香月訳): 熱移動と流れの数値解析, 森北出版, 1983.
- 19) 矢川元基・宮崎則幸: 有限要素法による熱応力・クリープ・熱伝導解析, サイエンス社, 1985.
- 20) 宮野秋彦・小林定教: 熱電対による表面温度測定について, 日本建築学会論文報告集, No. 253, pp. 81~89, 1977.
- 21) 後藤幸正: コンクリート構造物の耐久性, コンクリート工学, Vol. 15, No. 9, pp. 5~7, 1977.
- 22) 浅香昌司・肥沼年光・殿村順一・長野秀信: 35 000 t 円筒形PC水槽の建設と計測結果, プレストレストコンクリート, Vol. 27, No. 6, pp. 79~88, 1985.
- 23) Priestley, M. J. N. : Ambient thermal stresses in circular prestressed concrete tanks, ACI J., No. 10, pp. 553~560, 1976.
- 24) Larrabee, R. D., Billington, D. P. and Abel, J. F. : Thermal loading of thin-shell concrete cooling towers, J. ASCE, ST12, pp. 2367~2383, 1974.

(1986.5.19・受付)