

PC 貯水タンクの温度応力に関する一考察

CONSIDERATION ON AMBIENT THERMAL STRESS OF CIRCULAR PRESTRESSED CONCRETE WATER TANKS

秋田 宏*・尾坂芳夫**

By Hiroshi AKITA and Yoshio OZAKA

The temperature and strain distributions are observed in a circular prestressed concrete water tank of 10 000 t capacity. The observed strains are compared with calculated strains obtained from finite element models. Close agreement was obtained for the both strains not only in elastic component but also in creep component. It confirms the propriety of used model and assumption.

25°C difference in the temperature of each wall face is proposed for design from the observed data for 3 years and the meteorological data for 15 years. It induced the tensile stress of 5.2 MPa at the inside surface of the wall concrete. It is also shown that the reduction of thermal stress by creep effect can not be expected.

1. ま え が き

円筒形 PC 貯水タンクは、一般に屋根、側壁および底版からなる構造物である。内水圧により側壁円周方向に生ずる引張応力に対しては、円周方向プレストレスで対抗させ、通常 1 MPa 程度の圧縮応力が残るように設計する。円周方向プレストレスのために生ずる、水平方向曲げモーメントによる引張応力を打ち消すために、鉛直方向にもプレストレスを導入するのが普通である¹⁾。

日常的な気温変動や日照等により、側壁の内外に温度差が生じた場合には、伸縮による曲率変化が妨げられるために曲げモーメントが生ずる。さらに側壁下端には、側壁の伸縮による半径方向の移動を底版が拘束するために、大きな水平方向曲げモーメントが生ずる。後に示すように、標準的な大きさのタンクで、外表面の温度が内水温よりも 25°C 上昇したときに生ずる曲げモーメントは、水深 8 m の内水圧による曲げモーメントよりも若干大きい。これらの曲げモーメントは同時に生じ得るので、引張応力の合計を打ち消すためのプレストレスはか

なりの大きさとなる。したがって、設計時にどの程度の温度差を考慮すべきかは、経済上大きな問題である。

Creasy は²⁾、側壁外表面から熱の放散があるために、外表面の温度は常に大気温よりも低いと説明している。さらにこの考えに基づき、アメリカ合衆国の設計指針では 7°C の温度差が提案された³⁾。

Priestley は⁴⁾、大気温だけを考えるのでは不十分であることを指摘し、日照・風・タンクの色などを考慮した計算により、30°C の温度差が予測できることを示した。その後の、Wood と Adams による実測の結果も、この数字を裏付けている^{5), 6)}。

しかしながら、コンクリートのクリープを考慮すれば、実際に生ずる温度応力は弾性理論で求めた値の半分になるとの主張もある⁷⁾。そのため、わが国で制定された「水道用プレストレストコンクリートタンク標準仕様書」にも⁸⁾、Green と Perkins の解説書にも設計温度差が明記されてなく⁹⁾、依然として肝心な部分が不明朗なまま、設計者の裁量に任されている。

設計温度差をいかなる根拠に基づき、どの程度に定めるべきかを明らかにするための第一段階として、実際のタンクによる温度とひずみの測定結果と、有限要素モデルによる計算結果から、設計温度差を提案するのが本稿の目的である。また、実際の設計に資するように、地盤

* 正会員 工修 東北工業大学助教授 土木工学科
(〒982 仙台市八木山香澄町 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)

に固定された側壁のみを考える簡略モデルによった計算との比較についても述べる。

2. 実測値と計算値の取扱い

実測の対象は、山形県鶴岡市の10000t配水タンクであり¹⁰⁾、その諸元を表一に、側壁コンクリートの配合を表二に示す。測定のためのゲージ類は、ほぼ南北に近い断面内に配置し、南北に対称なので、図一には南側の主要な部分を示してある。図中の数字はひずみゲージを、英字が温度センサーを表わしており、かつ内は対応する北側のゲージ番号である。側壁の温度分布が、つねに外表面と内表面の温度を直線で結んだものになるとは考えにくいので、それぞれの表面および表面から1cmの位置に温度センサーを配置した。ここで外表面とは、側壁コンクリートの外表面に施された、ウレタン樹脂塗装の外表面のことである。なお、測定は年に2~5回適当な日を選び、1日の変動を調べるために、2時間間隔で24時間ずつ行った。

ひずみのゼロ点設定は、プレストレス導入以前に行っているため、観測されるひずみはプレストレス、内水圧に対する応力および温度応力に対応するひずみと、それらのクリープおよび乾燥収縮の総和であると考えられる。計算を容易にするために内水圧に対する応力は、2つの部分に分けて考えるものとする。1つは水位変動の平均と考えられる、6mの内水圧に対する応力で、これに対してはクリープが生じるものとし、もう1つは1日を周期として平均水位からずれる部分の応力で、これに対してはクリープが起きないものとする。同様にして温度応力についても、旬平均気温に対応する部分にはクリープを考え、旬平均気温からのずれに対してはクリープを無視する。

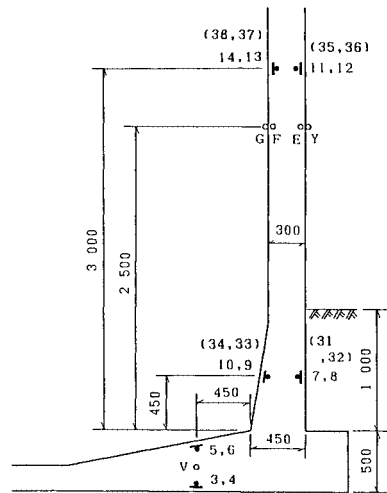
クリープを含まない変動部分のひずみは、実測された温度分布と内水圧および旬平均気温から、モデル計算により算出することができる。クリープを含む部分は、実測ひずみから計算値を差引いたものの平均として分離し、それに再び計算値を加えたものを計算ひずみとして、実測ひずみと対比させる。このような比較では、もともと実測ひずみと計算ひずみの平均を一致させてあるの

で、極端なずれは生じないが、もし仮定された計算モデルが妥当なものであれば、両者の変動の幅と形がよく一致するはずである。

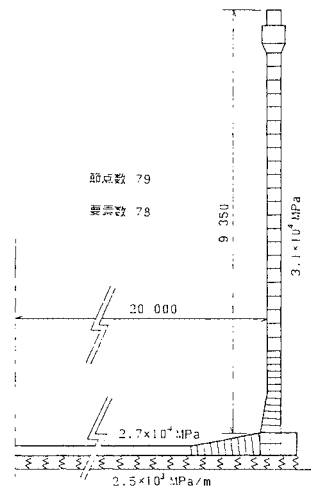
3. 計算モデル

日射による温度荷重を円周方向にフーリエ展開すると、4項程度で表わすことができ、荷重と応答の分布が相似であるため、温度応力はその方位での温度勾配のみよると考えて差し支えないことが示されている¹¹⁾。したがってある方位の温度応力は、その方位での温度勾配が全周に一樣に生じた場合と同じになるため、計算モデルには軸対称シェル要素を用いることができ、その変位関数は次式で表わされる。

$$\begin{cases} u = \alpha_1 + \alpha_2 S \\ w = \alpha_3 + \alpha_4 S + \alpha_5 S^2 + \alpha_6 S^3 \end{cases} \dots\dots\dots (1)$$



図一 ゲージ等埋設位置



図二 計算モデル

表一 タンクの諸元

内径	40m
有効水深	8m
側壁高	9.35m
側壁厚	30cm
側壁ハンチ部厚	45cm
底板厚	20cm
底板ハンチ部	50cm

表二 側壁コンクリートの配合

設計基準強度 (MPa)	40
粗骨材の最大寸法 (mm)	25
スランブ (cm)	8
水セメント比 (%)	37.2
細骨材率 (%)	35.3
セメント	400
水	149
粗骨材	614
細骨材	1150
プラスチック	1.60

- ここで、 u : 接線方向変位
- s : 要素内座標
- w : 法線方向変位
- $\alpha_1 \sim \alpha_6$: 未定係数

底版を弾性的に支えるために Winkler 基礎を用い¹²⁾、図一2に示すような要素分割のモデルを採用する。従来用いられてきた、下端部で剛な基礎に剛結された側壁を考える簡略モデルでは、下端部の回転が拘束されるために過大な水平方向の曲げモーメントを与えることは明らかである。しかし、設計時の計算には便利に利用できるものと思われることから、比較のため簡略モデルによる計算も行う。

温度測定の際壁外表面とは塗装の表面であり、コンクリート表面までかなりの温度差を生ずると思われるが、この測定結果からは知ることができない。また、温度変化の過渡的な状況では、表面付近の温度勾配が他の部分に比べて大きいことも予想される。そこで、外表面から 1 cm 内側の温度と内表面の温度を直線で結んだものが、平均的な温度勾配を与えるものと考え、さらに単純化して 1 cm 内側の温度をそのまま側壁外表面の温度とみなした直線分布を仮定した。

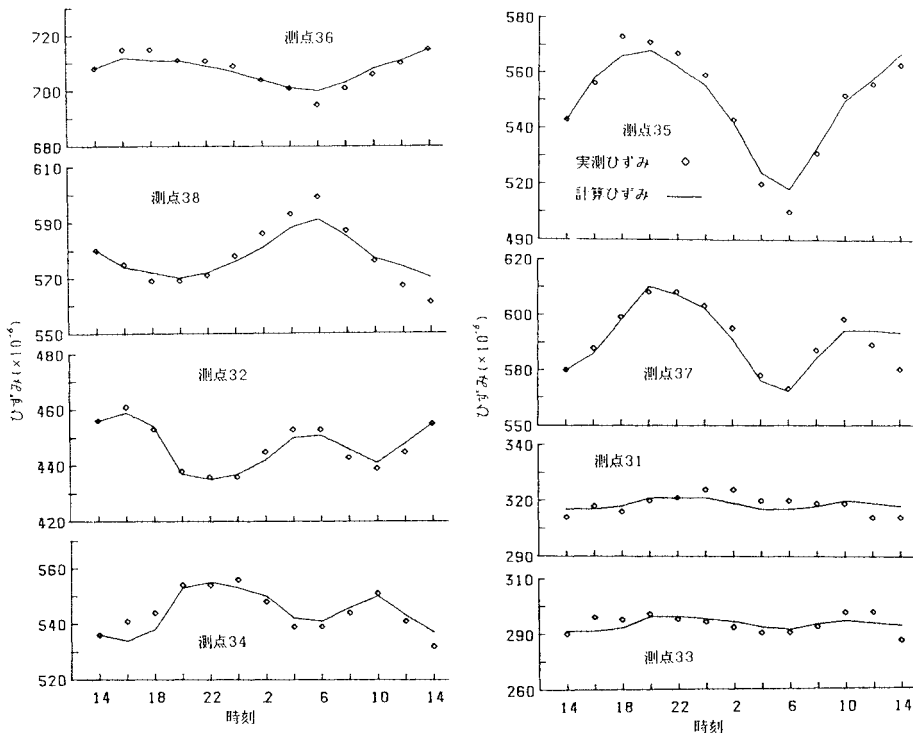
モデル計算に用いる物理定数で、側壁および底版コンクリートのヤング率さらに基礎の反力係数は、おおよその値が知られているだけである。そこで、これらの定数

を多くの実測値と関連づけて定めることを試みた。すなわち、計算ひずみと実測ひずみの残差の 2 乗の全測点、測定回数、全測定日に関する総和は、これらの定数の変化に応じて変化するので、これらの定数を変数とみなした 3 次元空間で 2 乗和を最少にする位置として各定数を定めるのである。計算の結果、側壁および底版コンクリートのヤング率として、それぞれ 3.1×10^4 MPa、 2.7×10^4 MPa、基礎の反力係数として 2.5×10^3 MPa/m が得られた。

4. 実測ひずみと計算ひずみの比較

前章で物理定数を決定したモデルにより計算した結果を、測定日ごとに集計した残差の 2 乗和の、最も小さい例と大きい例、すなわち実測ひずみとの一致が良い例と悪い例である、1982 年 4 月（北側）と 1981 年 4 月（南側）について、それぞれ図一3と図一4に示す。対応する測定日の内水位の変動および側壁の温度変化を、図一5と図一6に示した。

1982 年 4 月は、側壁の温度勾配が反転する複雑な変動をしているが、実測ひずみと計算ひずみ（2. の考え方による）がよく一致している。1981 年 4 月は、側壁の温度勾配が単調に減少しているにもかかわらず、実測ひずみと計算ひずみにずれが認められ、さらに、測定の初めに共通のずれが認められる。しかしながら、最も悪い



図一3 実測ひずみと計算ひずみの比較 (1982. 4. 北)

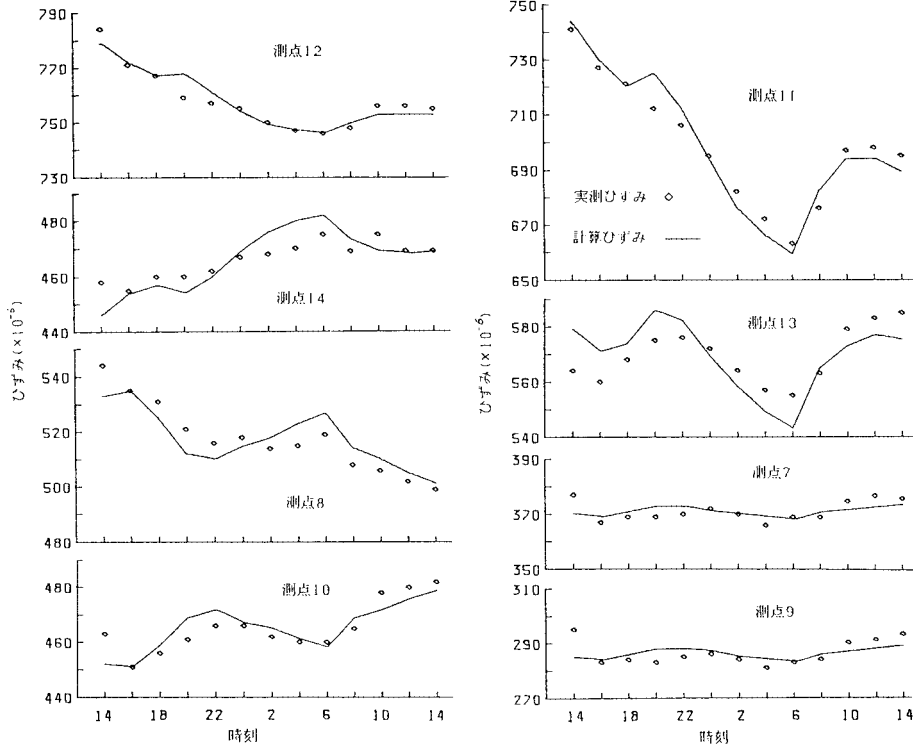


図-4 実測ひずみと計算ひずみの比較 (1981.4, 南)

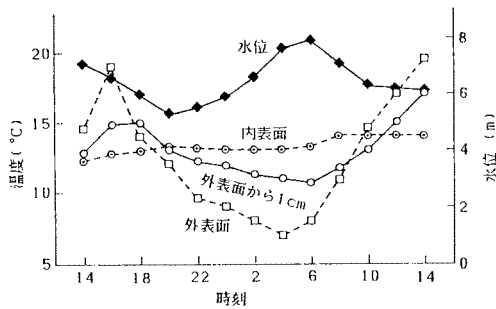


図-5 水位と温度の変動 (1982.4, 北)

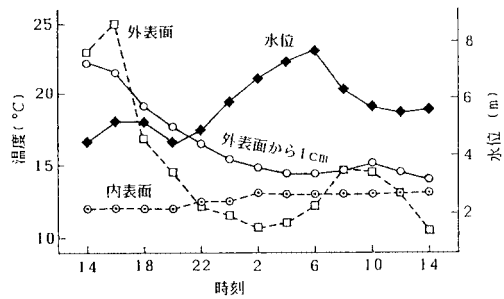


図-6 水位と温度の変動 (1981.4, 南)

例であっても、全体的な変動をよく表わし得ているところから、計算モデルおよび温度分布の仮定は妥当なものであると判断される。

5. クリープ等を含むひずみ

クリープ等を含む部分として実測ひずみから分離された値(実測値)と、CEBの予測式により理論的に計算したひずみを比較してみる。CEBの予測式は、図表から読み取った値により計算することもできるが、ここでは以下のような解析的な表式を採用する¹³⁾。

クリープ係数は、

$$\varphi(t, t_0) = \beta_d(t_0) + 0.4\beta_d(t - t_0)$$

$$+ \varphi_{r1} \cdot \varphi_{r2} \cdot \{\beta_d(t) - \beta_d(t_0)\} \dots \dots \dots (2)$$

$$\beta_d(t_0) = 0.8 \left[1 - \left(\frac{t_0}{t_0 + 47} \right)^{2.15} \right]$$

$$\beta_d(t - t_0) = \left(\frac{t - t_0}{t - t_0 + 328} \right)^{1.2}$$

$$\varphi_{r1} = 4.45 - 0.035RH$$

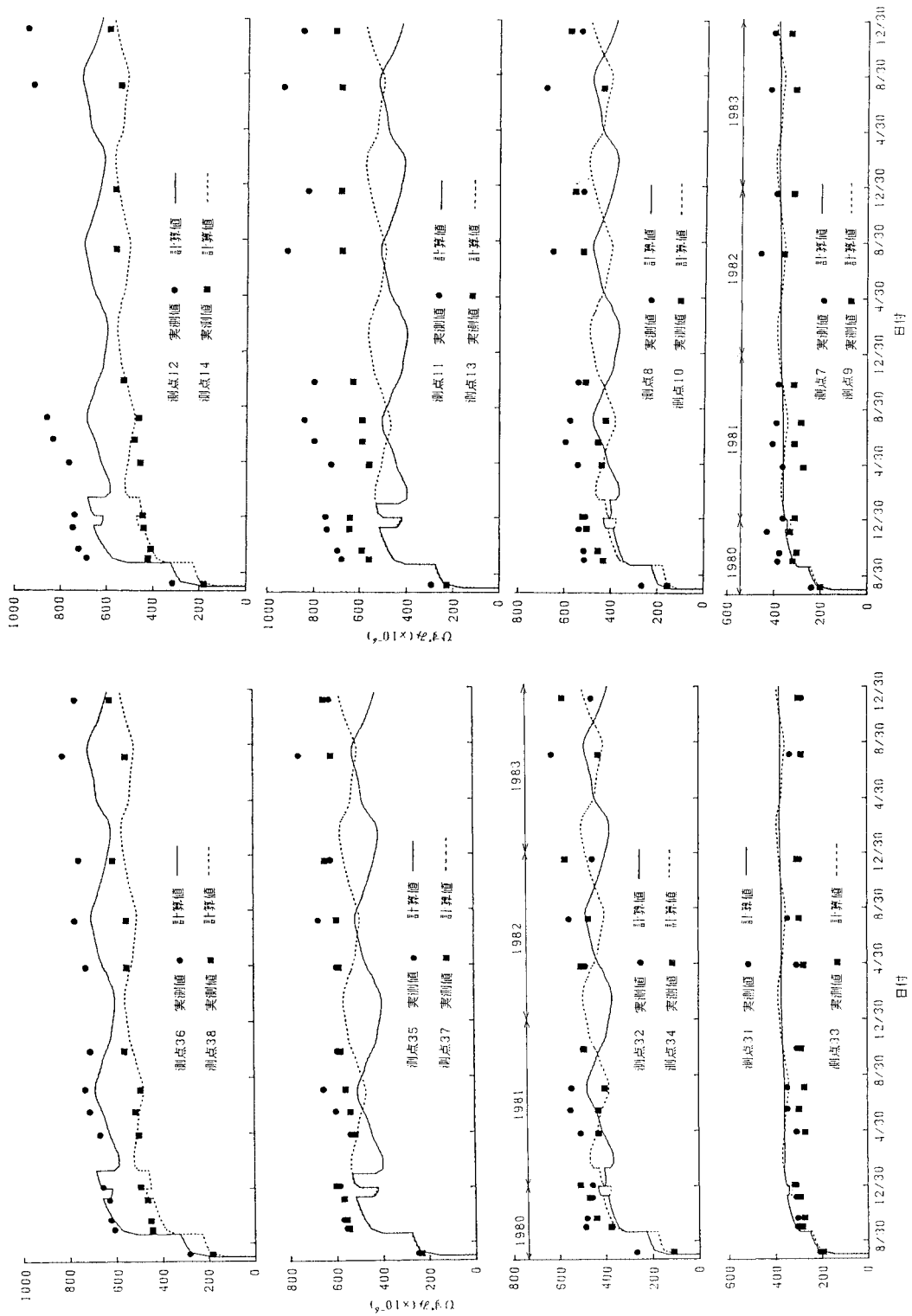
$$\varphi_{r2} = e^{\{4.4 \times 10^{-5} h_{e0} - \frac{0.357}{h_{e0}} - \ln(\frac{h_{e0}^{0.1667}}{2.6})\}}$$

$$\beta_d(t) = \left[\frac{t}{t + k_1(h_{e0})} \right]^{k_2(h_{e0})}$$

$$k_1(h_{e0}) = e^{\{5.02 + \ln(6.95h_{e0}^{0.25})\}}$$

$$k_2(h_{e0}) = e^{\{0.00144h_{e0} - \frac{1}{h_{e0}} - \ln(1.005h_{e0}^{0.2945})\}}$$

ここで、 t : 注目時点の有効材令



図一7 ひずみのクリープ等を含む部分

- h_0 ：有効厚
- t_0 ：有効載荷材令
- RH：相対湿度
- e ：自然対数の底
- ln：自然対数

乾燥収縮ひずみは、

$$\epsilon_s(t, t_0) = \epsilon_{s1} \cdot \epsilon_{s2} \cdot \{\beta_s(t) - \beta_s(t_0)\} \dots \dots \dots (3)$$

$$\epsilon_{s1} = (0.000775RH^2 - 0.1565RH^2 + 11.0325RH - 303.25) \times 10^{-5}$$

$$\epsilon_{s2} = e^{10.00174h_0 - \frac{0.32}{h_0} - \ln(\frac{h_0^{0.251}}{1.9})}$$

$$\beta_s(t) = \left\{ \frac{t}{t + k_3(h_0)} \right\}^{k_4(h_0)}$$

$$k_3(h_0) = 11.8h_0 + 16$$

$$k_4(h_0) = e^{-0.00257h_0 + \frac{0.32}{h_0} + \ln(0.22h_0^4)}$$

ここで、 t_0 ：有効乾燥開始材令

クリープ・乾燥収縮を計算するために用いた、各測点の材令は表-3 のようであり、計算は10日を単位とし、1か月を30日として扱った。相対湿度と有効厚は表-4 のようになるが、ここで相対湿度は気象月報から得られた値の平均値を丸めたものである。ヤング率は、円柱供試体による材令28日の実測値をもとに、ヤング率と強度および強度と材令の関係式から¹³⁾、次のように計算した。ヤング率と強度の関係は、

$$E_c(t) = 1.25 \times 9500 \sqrt{f_{cm}(t)} \dots \dots \dots (4)$$

ここで、 $E_c(t)$ ：材令 t でのヤング率

$f_{cm}(t)$ ：材令 t での圧縮強度

表-3 各測点の材令 (単位：日)

測点	7, 8, 9, 10	11, 12, 13, 14
	31, 32, 33, 34 (底版から45cm)	35, 36, 37, 38 (底版から3m)
1次緊張	22	15
2次緊張	74	67
側壁外面塗装	131	124
水張試験開始	154	147
水張試験終了	169	162
供用開始	208	201

表-4 相対湿度と有効厚

RH	塗装前	外面塗装後	行水時
		80%	80%
A	2.4	2.4	30
h_0	底版より45cm		
	部材厚37.5cm	90	1125
	底版より3m		
	部材厚30cm	72	900

表-5 各材令でのヤング率

材令	ヤング率 ($\times 10^2$ MPa)
15	276
22	283
28	290
67	305
74	307
147	314
162	315
201	317

材令と強度の関係式

$$\beta_c(t) = \frac{f_{cm}(t)}{f_{cm}(\infty)} = \left(\frac{t}{t + 47} \right)^{2.45}$$

を用いると、

$$E_c(t) = E_c(28) \sqrt[3]{\frac{\beta_c(t)}{\beta_c(28)}} \dots \dots \dots (5)$$

となり、計算結果は表-5 となった。また、クリープポアソン比は、弾性計算時と同じ1/6を用いた¹⁴⁾。

図-7が、クリープを含む部分として、実測ひずみから分離された値と、CEBの予測式による計算値との比較である。計算値では、乾燥収縮ひずみがクリープひずみの20分の1程度と小さくなったが、原因は相対湿度が高かったこと、測定開始から注水までの乾燥期間が133日で短かったこと等による。測点により、両者がよく一致しているものと、かなりずれているものがあるが、経時的な変動はよく表わされていることがわかる。特に南側(測点7~14)においては、外表面側の測点(番号の小さい測点)での実測値がすべて、計算値または内表面側の測点に比べて大きくなっていることがわかる。

供用開始後のひずみは、計算値でも3年の間に若干増加しているが、グラフを目で見てわかるほどではない。一方、実測ひずみから得られた値は、目で見てわかる程度に増加しているのが認められる。

6. 起こり得る温度差

貯水タンクにおける温度応力が問題になるのは、夏である。なぜならば、後に図-11と図-12に示すように、タンク外面が高温のときに側壁内面に引張応力が生じ、内水圧により生じた引張応力に加算されるからである。

供用開始後における夏の測定値で利用可能なのは3回

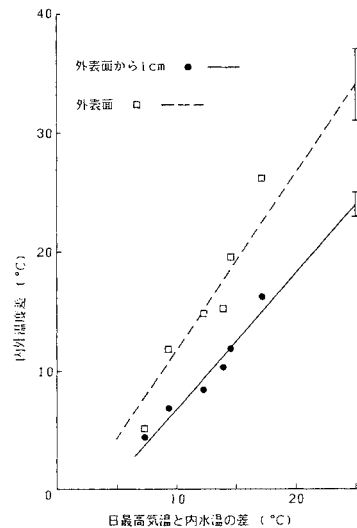


図-8 内外温度差

表一六 日最高気温と内外温度差

日付	日最高気温	水温	内外温度差(1cm)	内外温度差(表面)
1982.8.4	21.9	14.5	4.4	5.1
1982.8.5	24.8	15.4	6.8	11.8
1983.8.2	26.5	14.2	8.4	14.8
1983.8.3	28.5	14.5	10.3	15.2
1985.8.4	30.1	15.5	11.9	19.5
1985.8.5	33.0	15.8	16.2	26.1

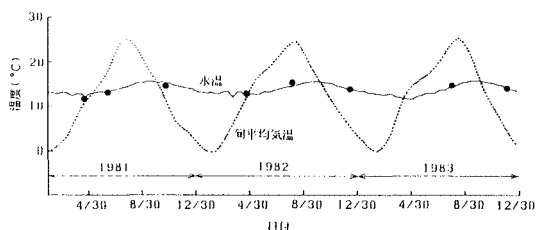
分であるが、いずれも最悪の条件となるような、晴天で気温の高い日に当たったわけではない。したがって、気象月報から得られる最高気温との比較により、側壁に生じ得る最高温度差を推定してみる。側壁内外の温度差は、最高気温のほかにも日照や風の影響を受けるが、最悪な状態は風や雲のないときに起こることは明らかであり、最高気温との関連が密接だと思われるからである。

過去 15 年間における鶴岡市の最高気温は、1978 年 8 月 3 日の 39.9°C であり、測定日の最高気温は表一六のようである。図一八には、横軸に最高気温と内水温との差を、縦軸には側壁内外の最高温度差を、外表面に対するものと、外表面より 1 cm 内側に対するものをプロットしてある。わずかに 6 点からの推定では、かなり荒っぽいものになるが、39.9°C すなわち内水温との差約 25°C に対応するのは、側壁外表面を対象にすると 37°C 程度、外表面より 1 cm 内側を対象にすると 25°C 程度となる。

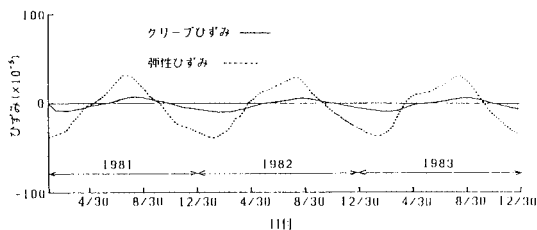
7. 設計上考慮すべき温度差

図一九に、タンク内水温と旬平均気温を示した。水温は、実線がタンクより 10 数 km 離れた浄水場での測定値であり、黒丸がタンク内での測定値である。両者に有意な差は認められないので、以下の計算では浄水場での測定値をそのまま用いる。また、気象月報から得られる実際の旬平均気温は、変動が激しすぎるので、月平均気温を 15 日の気温とし、5 日と 25 日の気温を二次曲線補間により求めたものを、図中に破線で示し計算にも用いた。

旬平均気温と内水温との差に対応する温度応力についてはクリープを考えるので、クリープによって温度応力がどの程度緩和するかを調べてみる。図一十は、当該温度応力に対する弾性ひずみと、CEB の推定式により計算したクリープひずみを対比させたものであり、ピー



図一九 水温と旬平均気温



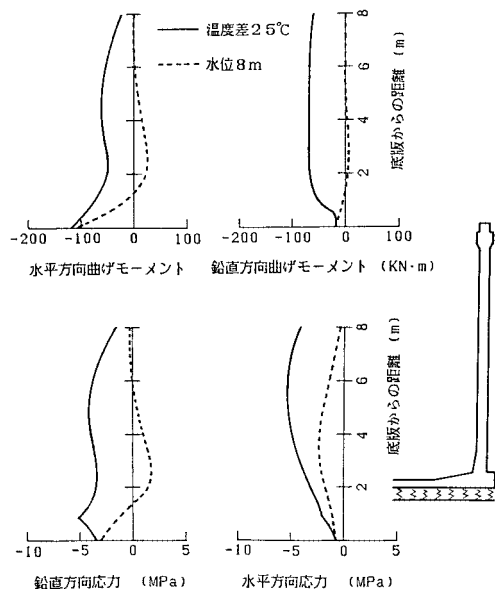
図一十 弾性ひずみとクリープひずみ

ク時の比率は 20 % 程度すなわち 2°C 相当である。しかしながら、この比率は年々低下してゆく性質のものであるから、温度応力に対してはクリープによる緩和を期待することができないものと考えられ、設計温度差は 25°C となる。

8. 側壁内面に生ずる引張応力

温度差 25°C と水位 8 m に対する、側壁の曲げモーメントと側壁内面の応力を、計算モデルおよび簡略モデルについて、それぞれ図一十一と図一十二に示した。ここで、温度差は地上部で一樣、地下部では 50 cm 下で 0 になる直線変化を仮定した。水平方向（水平軸まわり）曲げモーメントは側壁下端で最大となるが、壁厚が大きいため引張応力の最大は下端から 90 cm の位置に生ずることがわかる。また、側壁下端の曲げモーメントは、温度差 25°C で内水圧 8 m のものよりも大きいことがわかる。

水平方向の応力値は、両モデルが互いに近い値を示している。鉛直方向では、計算モデルは下端部の回転による



図一十一 曲げモーメントおよび応力 (計算モデル)

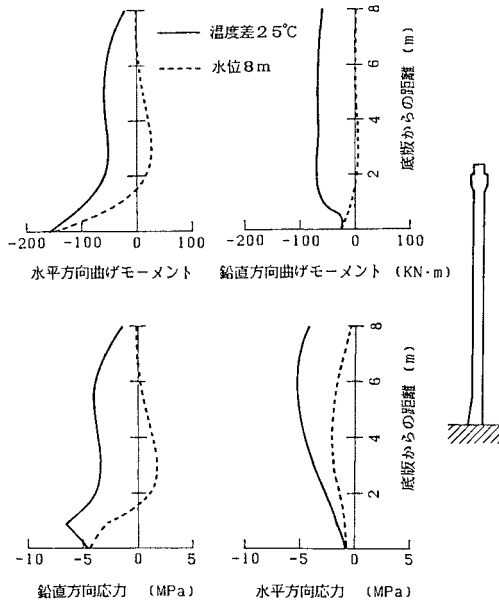


図-12 曲げモーメントおよび応力 (簡略モデル)

曲げモーメントの減少のため、簡略モデルの80%程度になっており、仕様書に示された下端モーメントの比率にはほぼ一致している⁸⁾。結果として、簡略モデルでは下端から90cm付近の鉛直方向引張応力が最大値6.5MPaであるのに対し、計算モデルでは下端から6m付近の水平方向引張応力と、90cm付近の鉛直方向引張応力が同程度で、最大値5.2MPaを示している。

9. あとがき

日常的な気温変動により、PC貯水タンクに生ずる温度応力の程度を知り、設計時に考慮すべき温度荷重を推定するために、鶴岡市の配水タンクで実測を行い、モデル計算の結果と組み合わせた解析を試みた。一連の考察から得られた結果は以下のである。

(1) タンクの側壁内外に生じ得る温度差は、最大で25°C程度と推定されるので、設計においてもこの程度考慮する必要があると思われる。

(2) 温度応力のうちクリープで緩和される部分は約2°C相当であり、時の経過とともにその割合が減少することを考慮すれば、クリープによる温度応力の緩和を期待することはできないと思われる。

(3) 簡略モデルでは、側壁下部の鉛直方向引張応力が20%程度大きく計算されるため最大の応力を与えるが、計算モデルでは、水平・鉛直方向とも同程度の引張応力5.2MPaを与える。

これらの結果を設計時にどのように考慮すべきかを論ずるためには、コンクリートの剛性評価・ひびわれの取

り扱いに関してさらに調査が必要と思われるので、今後の検討課題としたい。また、ここで得られた結果は、当該地域の気象データと結びつけてはいるが、タンクの形状・寸法や環境条件など、対象としたタンク固有の特性も含まれているので、必ずしも一般的ではない。しかしながら、タンクの温度応力に関する設計資料が乏しい現状では、有益な参考資料になるものと思われる。また、より一般的な結論を得るためには、他のいくつかのタンクについての実測や、モデル実験による検討も必要と思われる。

謝 辞：本研究に必要な実測を行うにあたり、鶴岡市水道部および株式会社安部工業所の関係者各位には、種々の便宜をはかっていただいたことを付記し謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 鈴木素彦・吉岡民夫：上水用タンクの現状と問題点，プレストレストコンクリート，Vol.20，No.5，pp.5~13，1978.
- 2) Creasy, L. R. : Prestressed concrete cylindrical tanks, Construction record limited, 1961.
- 3) Recommended designs and specifications for 50 yr. rated prestressed concrete tanks, BBR prestressed tanks, Inc., 1974.
- 4) Priestley, M. J. N. : Ambient thermal stresses in circular prestressed concrete tanks, ACI journal, No.10, pp.553~560, 1976.
- 5) Vessey, J. V. and Preston, R. L. : A critical review of code requirements for circular prestressed concrete reservoirs, FIP 8th congress, pp.3~13, 1978.
- 6) Wood, J. N. and Adams, J. R. : Temperature gradients in cylindrical reservoirs, 6th Australian conference on mechanics and strengths of materials, 1977.
- 7) 猪股俊司：プレストレストコンクリート製容器，F. K. K. 技術資料，No.7，1976.
- 8) 日本水道協会：水道用プレストレストコンクリートタンク標準仕様書，1980.
- 9) Green, J. K. and Perkins, P. H. : Concrete liquid retaining structures, Applied science pub., 1980.
- 10) 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，プレストレストコンクリート，Vol.24，No.2，pp.82~86，1982.
- 11) Larrabee, R. D., Billington, D. P. and Abel, J. F. : Thermal loading of thin-shell concrete cooling towers, J. ASCE, ST 12, pp.2367~2383, 1974.
- 12) Cook, R. D. (川股重也訳)：有限要素法の基礎，科学技術出版，1981.
- 13) CEB Design Manual : Structural effects of time-dependent behavior of concrete, Georgi Publishing Comp., 1984.
- 14) Neville, A. M. (後藤幸正・尾坂芳夫監訳)：コンクリートの特性，技報堂出版，1979.

(1985.8.31・受付)