

プレストレストコンクリートシリンダー の熱応力に関する研究

CREEP EFFECT ON THE RMAL STRESS ANALYSIS IN
PRESTRESSED CONCRETE CYLINDER SUBJECTED TO
SUSTAINED TEMPERATURE CROSS-FALLS

藤田 亀 太 郎*
By Kametaro Fujita

1. ま え が き

プレストレストコンクリート圧力容器が原子力発電に利用されることが多くなってきており、容器内温度の上昇、内圧の上昇が効率の点から必要となってきている。もちろんコンクリートを直接高温にさらすことは危険であり、また内側と外側との温度差が大となるほど熱応力度も大となるため、内側には冷却層を設けて内外両面の温度差を低くするようにしているのは当然である。この熱応力度が内圧による応力度と同程度またはこれ以上となって、プレストレストコンクリート圧力容器設計上重大な要素となっている。たとえば、シリンダー内半径 9 m、外半径 12 m、コンクリート壁厚 3 m の場合で内圧 25 kg/cm²、内外表面温度差（内側温度が外側温度より高い）40°C の場合のコンクリート応力度を弾性理論によって求めるとつぎのようである。半径方向応力 σ_r のみを比較する。

内圧によるもの	{	内側……………-57 kg/cm ²
		外側……………-64 kg/cm ²
熱 応 力 度	{	内側……………+95 kg/cm ²
		外側……………-80 kg/cm ²

すなわちこの例では内圧によるものよりも熱応力によるものの方が設計に重要な意味を有していることが明らかである。いまの場合フルプレストレッシングとなるように設計をするとすれば、外側のプレストレスは最低 $80+64=144$ kg/cm² 必要となる。これだけのプレストレスを与えるには必要なプレストレッシング力は、シリンダー長 1 m 当り円周に沿って 4940 t/m となる。これは非常に大きいプレストレッシング力である。

他方コンクリートのクリープは高温となるほど増大するものであって別に試験された一軸クリープ試験結果によると** コンクリートクリープ係数 ϕ とコンクリート温度 T °C との間にはつぎの関係が成立する。

* 正会員 工博 極東鋼弦コンクリート振興(株)社長

**この試験結果は未発表である。与えられた実験式はコンクリートの蒸発を防止したシールされた供試体について 20°C ~90°C の範囲内での試験結果から求めたものである。

$$\log \phi = 0.00812 T + 0.141$$

このようにコンクリートのクリープがそのコンクリートの受けている温度によって異なり、高温ほどクリープも大きいから、シリンダー断面内での各点のクリープも異なっていることとなる。すなわち、シリンダー内側ほど同一応力に対するコンクリートクリープひずみは大となる。かつ内側ほどプレストレスト合成されて大きいコンクリート応力度が作用することとなるのであるが、クリープ変形は大きい。このため断面の連続条件が成立しなくなるから、当然新しく内力が生じ（これ自身はつりあっている）、断面の連続条件を満足させる必要がある。このようにしてコンクリートのクリープはコンクリート応力分布を弾性理論によるそれと全く異なったものとしてしまう。この影響は熱応力に関しては有利に作用し、弾性理論で求めたものよりも小さい値を与えるようになるものである。したがってこのようにコンクリートのクリープの影響を熱応力計算に考慮するならば、与えなければならないプレストレスの量を減少させることが可能となり、圧力容器の経済性が増加することとなる。これらを確かめるため内直径 90 cm、外直径 130 cm、高さ 160 cm のプレストレストコンクリートシリンダーを製作し、内側に温水を外側に冷水を循環させ、両者の温度差を 50°C に保った場合のコンクリートひずみ変化を測定した。

2. 供試体寸法および製作

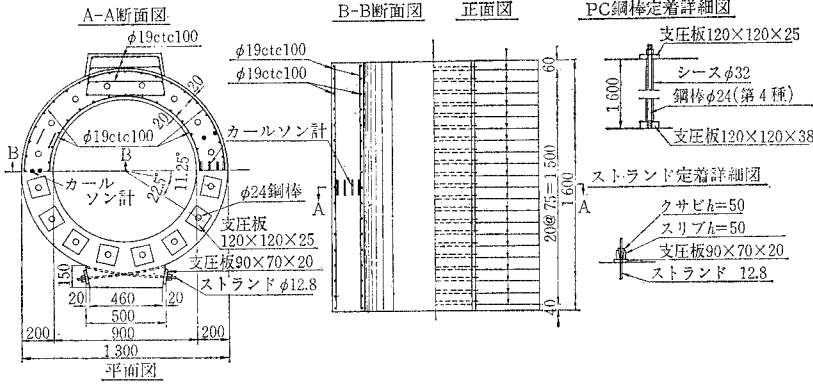
(1) 供試体形状寸法

供試体は図-1に示すように内径 900 mm、外径 1300 mm、壁厚 200 mm、高さ 1600 mm のコンクリートシリンダーである。

外周には 180° の角をなす相対するリブを設け、 $\phi 12.8$ mm の PC 鋼より線を定着してプレストレスを与えた。PC 鋼より線のピッチは 75 mm である。PC 鋼より線は円弧の半周を巻くように設けられている。

長軸方向プレストレスは $\phi 24$ mm の PC 鋼棒を中心角 22.5° で壁内に配置し、壁の中心線に沿って配置して

図-1 供 試 体



(2) 使用材料

a) コンクリート 使用セメントはアサノ普通ポルトランドセメント(香春工場製)である。骨材は酒匂川産のもので、単位容積重量、粗粒率は表-1 のようである。コンクリートの配合は表-2 のようである。

コンクリート圧縮強度(直径 10 cm, 高さ 20 cm 円柱供試体)は表-3 のようである。

コンクリートのヤング係数は供試体に 8 個のワイヤストレインゲージを貼ってひずみ測定結果から求めた。図-2 にはコンクリート材令とコンクリートヤング係数との関係が図示してある。

表-1 骨材の性質

	単位容積重量 (kg/m ³)	粗粒率
細骨材	1674	2.98
粗骨材	1667	2.74

表-2 コンクリート配合

c (kg)	w (kg)	s/a (%)	w/c (%)	スランプ (cm)	空気量 (%)	湿和剤 ポリリス No. 8
400	160	36.5	40	7.5	5	0.25%×c

粗骨材最大寸法 20 mm

表-3 コンクリート圧縮強度 (kg/cm²)

材令(日)	圧縮強度 (kg/cm ²)	材令(日)	圧縮強度 (kg/cm ²)
15	383	94	496
31	413	137	553

b) PC鋼材 PC鋼より線は直径 12.8 mm で神鋼鋼線鋼索(株)製であって、機械的性質の試験結果は表-4 に示してある。荷重-ひずみ曲線は図-3 に示し

ある。

供試体内壁は厚さ 1.5 mm の鉄板でシールし、コンクリート打ちの内型わくの代用とし、かつ防水の役をするようにした。シリンダーの長さは実験設備を考慮して 160 cm と定めたため、シリンダー中央部分ではシリンダー縁端モーメントの影響を無視することができない結果となっている。すなわち温度差を 50°C とした場合弾性理論による縁端モーメントはつぎのようになる。

$$M_0 = \frac{\alpha ET}{2(1-\nu)} \frac{t^2}{6} = \frac{10^{-5} \times 3.5 \times 10^5 \times 50}{2(1-0.2)} \times \frac{20^2}{6} = 7610 \text{ kg}\cdot\text{cm/cm}$$

ここに、 α : 温度膨張係数 = $10^{-5}/^\circ\text{C}$

E : コンクリートヤング係数 = $3.5 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$

T : 温度差 = 50°C

ν : ポアソン比 = 0.2

t : 壁厚 = 20 cm

任意断面のモーメントは半無限長シリンダーについて次式で与えられる。

$$M_z = -D \frac{d^2 u}{dz^2} = M_0 e^{-\beta z} (\cos \beta z + \sin \beta z)$$

$$\beta = \sqrt{\frac{3 \times 0.96}{55^2 \times 20^2}} = 0.0393$$

よって $z=160 \text{ cm}$ とすると $\beta z=6.28$ となるので、一端に作用する縁端モーメントは他端には影響を与えないことになる。

$$z=80 \text{ cm} \text{ の断面において } \beta z=3.14$$

よって両端に縁端モーメント M_0 が作用するから

$$M_z = \alpha M_0 \cdot e^{-3.14} (\cos 3.14 + \sin 3.14) = -2 \times 0.0433 \times M_0 = -660 \text{ kg}\cdot\text{cm/cm}$$

壁に沿っての M_θ は

$$M_\theta = \nu M_z = -132 \text{ kg}\cdot\text{cm}$$

以上のモーメントによる応力度は

$$\sigma_z = \pm 10 \text{ kg/cm}^2$$

$$\sigma_\theta = \pm 2 \text{ kg/cm}^2$$

である。

図-2 材令とヤング係数の関係

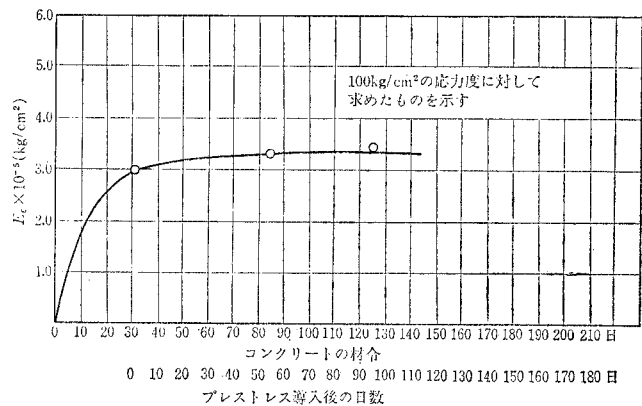


図-3 PC 鋼より線応力-ひずみ曲線

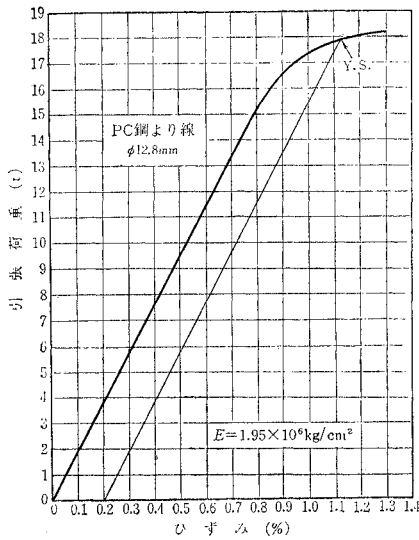
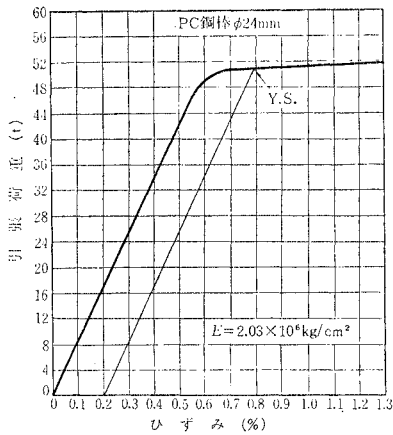


図-4 PC 鋼棒応力-ひずみ曲線



である。

表-4 PC 鋼より線

直径 (mm)	引張荷重 (kg)	破断時ひずみ (%)	降伏荷重 (kg)	断面積 (mm ²)	レラクセーション (%)
12.84	19200	5.1	17900	98.7	1.0

降伏荷重は残留ひずみ 0.2%, レラクセーションは 10 時間試験結果

PC 鋼棒は直径 24 mm で第 4 種の一材品のものであって、住友電工 (株) 製で機械的性質は表-5 のようである。また応力-ひずみ曲線は図-4 に示してある。

表-5 PC 鋼棒

直径 (mm)	引張荷重 (kg)	引張強度 (kg/mm ²)	降伏点応力度 (kg/mm ²)	レラクセーション (%)	おし部破断強度 (kg/mm ²)
23.23	58600	138.5	120.2	0.45	136.9

(3) コンクリート打ち

シリンダー内側はシール用鉄板を型わくとし、外側は鋼製型わくを用いた。組立用鉄筋および長軸方向シース

を組立て型わく内に配置した。同時にカールソン型ひずみ計を図-1 に示すように配置した。この配置位置その他は 2. (4) に述べてある。

コンクリートは強制振動練りミキサーを用いて練りませ、練りませ時間は 90 秒とした。コンクリートを型わく内に投入し、型わくパイプレーター 2 基 (振動数 3000 ~ 3600 vpm) と小型棒状パイプレーター 2 本 (9000 vpm) とを用いて振動締固めを行なった。コンクリートの打ち上りと同時に鉄板製内型わく内に砂を投入してコンクリート圧力とバランスがとれるように注意した。

コンクリート打ち後十分な養生を実施し、材令 7 日で外型わくを取りはずし、ただちに外壁周面および上下面には防水剤クリートボンドを塗って完全にシールした。

写真-1 には PC 鋼材および鉄筋配置、外型わくの配置状況を示す。

写真-2 はシリンダーリブに取付けた型わく振動機の状況を示す。

写真-3 は内型わく内に砂を投入してコンクリート圧力に抵抗させる状況を示す。

写真-1 PC 鋼棒、鉄および外型わくの配置

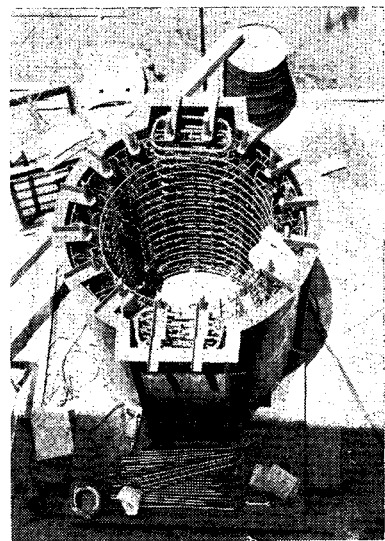


写真-2 シリンダーリブに型わく振動機を取付ける

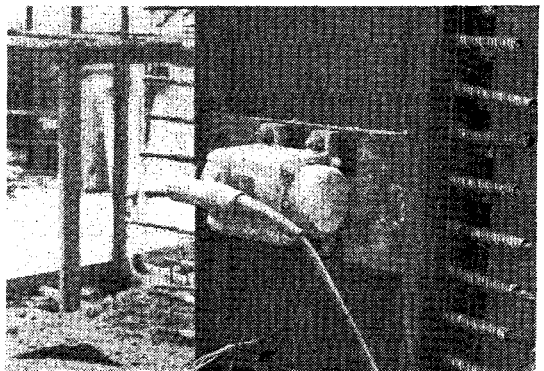
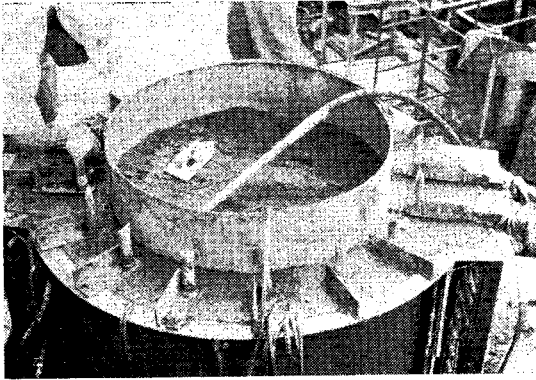


写真-3 円型わく内に砂を投入し、コンクリート圧力とつりあわせる



(4) プレストレッシング

供試体材令 31 日で供試体を 300×100×10 mm のゴム板 10 枚上に乗せ、シリンダー下端の変位をなるべく拘束しないような状態にしてプレストレスを与えた。

プレストレスは最初に PC 鋼棒を緊張定着した。ジャッキの受圧面積は 84.23 cm²、ジャッキ内部摩擦 4%、ジャッキ圧力平均 478 kg/cm² を用いて計算すると PC 鋼棒 1 本当り引張力は 38.6 t である。つぎに円周方向の PC 鋼より線を両端より緊張定着した。

写真-4 には円周方向プレストレス作業状況を

写真-4 円周方向プレストレス作業状況

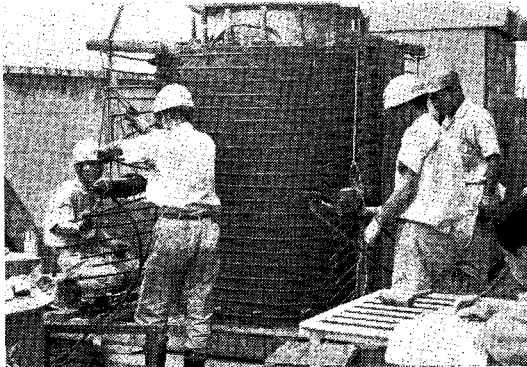


写真-5 PC 鋼より線に防水剤の塗布

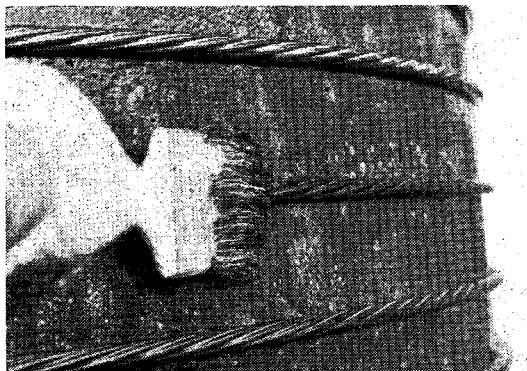
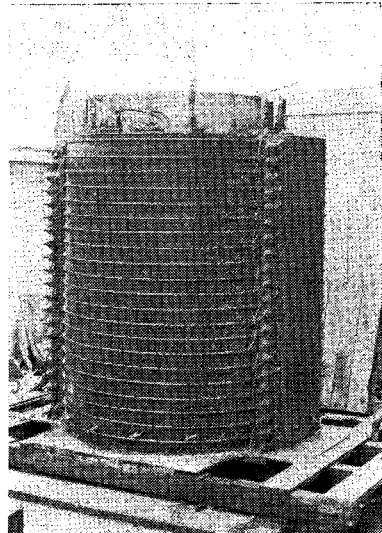


写真-6 完成した供試体外観



を示す。

写真-5 に外周に防水剤を塗布している状況を示す。

写真-6 には完成した供試体外観を示す。

3. 試験方法

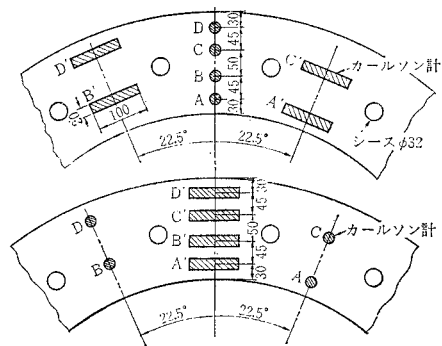
(1) 測定方法

ひずみ測定にはカールソン型ひずみ計を用いた。土木測器製であって、直径 20 mm、長さ 100 mm、最少読みとり 6 マイクロ、測定範囲は -1000~+500 マイクロであり、温度は -30°C~+70°C までのものを用いた。カールソン型ひずみ計の配置は 図-1 および 図-5 に示してあるように、リブと直角な断面でシリンダー高さの 1/2 断面である。一断面に多数のカールソン型ひずみ計を配列することは望ましくないので、図-5 のように切線方向に 4 個平行に配置したときは中心角 22.5° で鉛直方向に 2 本ずつ配置した。また鉛直方向に 4 本配置したときは、中心角 22.5° の断面で 2 本ずつ切線方向に配置した。以下測定値は常に 2 個の平均値である。

(2) 温度差を与える方法

供試体をゴム板上に乗せ、外周に直径 180 cm のヒュ

図-5 カールソン型ひずみ計設置詳細図



ーム管を配置し、供試体の内外には水を満たした。内側には7.5kWのヒーターを入れて水を熱し、外側は水道の水で循環させ、山武ハウエル製の温度調節器を用いて内外水温を一定に保つようにした。また内部の温水が一樣な温度となるようにするため、攪拌装置を設けた。図-6には試験装置の概要を示す。

温度差調節器を用いて供試体内温水と外側水との温度差を50°Cに保つようにする。

供試体材令41日(供試体にプレストレスを与えてから10日目)から上記の内外面の温度差を与える試験を開始した。カーソン計による温度測定結果は図-7のようであって、温度上昇開始後10日程度定常状態に達

図-6 試験装置の概要

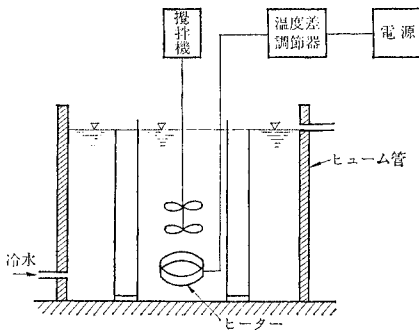


図-7 温度分布図

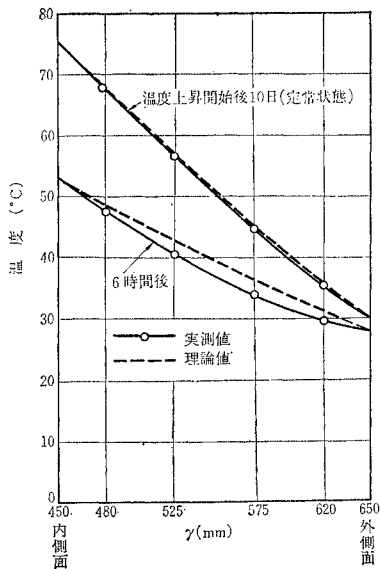
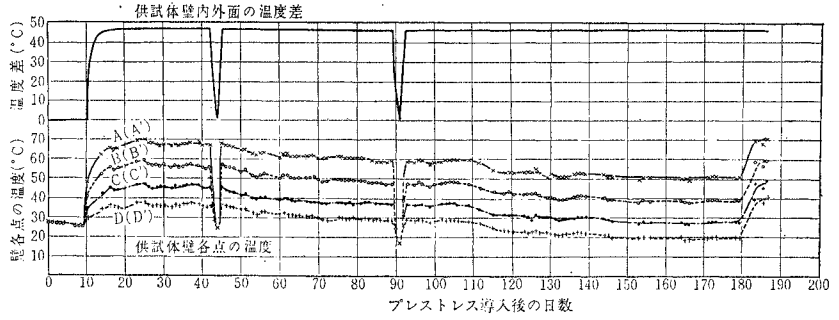


図-8 供試体壁内外面温度変化状態



し、理論値

$$T = (T_a - T_b) \frac{\log \frac{b}{r}}{\log \frac{b}{a}}$$

ここに、 T_a : 内側温度、 T_b : 外側温度

と良く一致している。温度上昇開始後6時間ではまだ定常状態には達せず、温度勾配は定常状態よりも急な区間もあることが明らかである。

供試体内温水と供試体外冷水との温度差を50°Cに保つように調節した場合、コンクリート内外両面の温度差は定常状態で46°Cとなっていることが測定結果より明らかである。

(3) 試験方法

供試体はプレストレスを与えてから10日で上記の方法により供試体内側の水の加熱を開始した。約10日後頃からコンクリートの内外両面の温度差は一定となり、定常状態に達していることは図-8から明らかである。

その後一定期間ごとに内外両面の温度差をなくすよう内側の温水を冷却させ、再び加熱をくり返えず試験を実施した。これら温度変化を与えた試験のサイクルは図-8に示してある。

写真-7 供試体外周にヒューム管を配置する

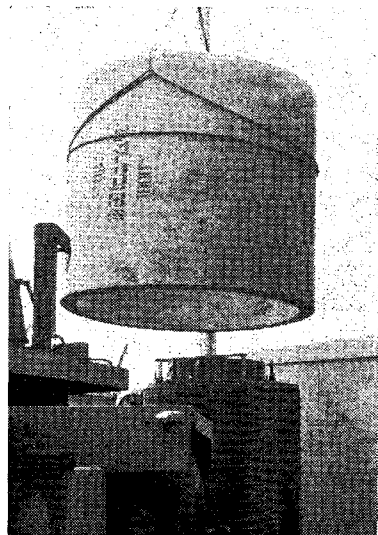


写真-8 試験中の供試体上部状況

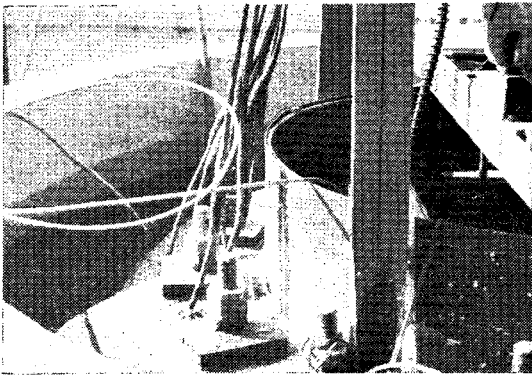
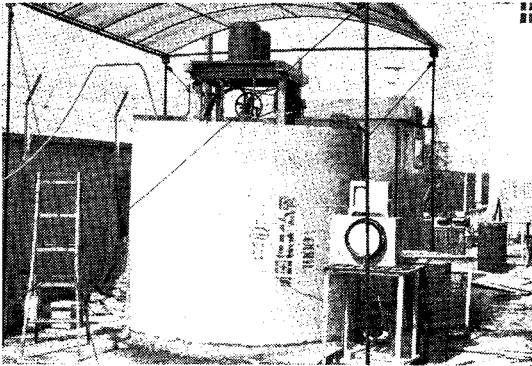


写真-9 試験装置の外観



カールソン計によるひずみ測定はプレストレスを与えると同時に開始し、温度の変化にともなうひずみ変化の状態をくり返えし測定した。

写真-7には供試体外周にヒューム管を配置する状況を示す。

写真-8には試験中の供試体上部を示す。

写真-9には試験中の外観を示す。

4. 試験の結果とその検討

(1) プレストレスの分布

プレストレス作業直前のカールソン読みを零点として測定をしたものである。

a) 鉛直方向プレストレスング 鉛直方向プレストレスング終了後のカールソン計によるひずみ分布測定結果は図-9に示してある。このプレストレスング終了時のシリンダー壁に沿っての温度分布は図-10に示してある。これは供試体外周が日照を受けた結果によるものであって、供試体内外両面に温度差が生じた。この結果はシリンダーに熱応力が生じ、ひずみ測定結果にはこの熱応力とプレストレスとの合成されたものが含まれていることになる。

よって熱応力によるひずみを分離するため、測定された温度分布から $\sigma_z, \sigma_\theta, \sigma_r$ を弾性理論で計算する。計算式は次式によった。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\alpha E_c T}{\alpha(1-\mu) \log \frac{b}{a}} \left\{ -\log \frac{b}{r} - \frac{a^2}{b^2-a^2} \left(1 - \frac{l^2}{r^2}\right) \log \frac{b}{a} \right\} \\ \sigma_\theta &= \frac{\alpha E_c T}{\alpha(1-\mu) \log \frac{b}{a}} \left\{ 1 - \log \frac{b}{r} - \frac{a^2}{b^2-a^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2}\right) \log \frac{b}{a} \right\} \\ \sigma_z &= \frac{\alpha E_c T}{\alpha(1-\mu) \log \frac{b}{a}} \left\{ 1 - \alpha \log \frac{b}{r} - \frac{2a^2}{b^2-a^2} \log \frac{b}{a} \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 α : コンクリート線膨張係数 10×10^{-6}

μ : コンクリートポアソン比 0.2

T : 内外両面温度差

E_c : コンクリートのヤング係数

$3.0 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$

鉛直方向 P C 鋼棒図心位置の半径は設計では $(l+a)/\alpha = 550 \text{ mm}$ であるが実際のものをコンクリート打ち後測定した結果では設計より 9 mm 小さく $r=550-9=541 \text{ mm}$ となっていた。したがってシリンダー壁の断面図心に対して内側に 15 mm の偏心があったことになる。断面図心線の半径 r_g は次式で求めた。

$$r_g = \frac{2(b^3 - a^3)}{3(b^2 - a^2)} = 556 \text{ mm}$$

鉛直方向プレストレスングの作用は上下両端面で図心位置に作用する軸力および定着位置の偏心量 15 mm によるモーメント P_e とがシリンダーに作用したこととなる。軸力 P によっては等分布圧縮応力度が生ずる。

図-9 鉛直軸方向プレストレスング終了後のひずみ分布

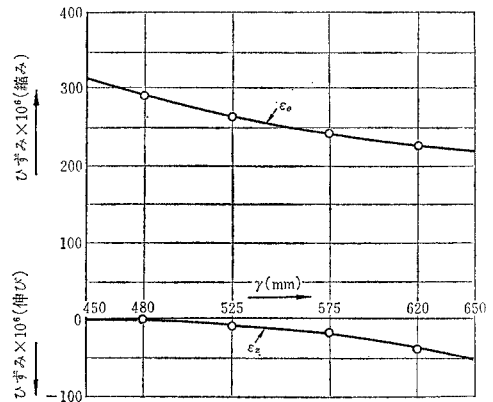
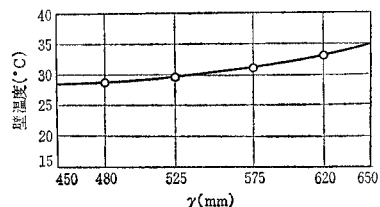


図-10 鉛直軸方向プレストレスング終了後の温度分布



$$\sigma = \frac{\Sigma P}{\pi(b^2 - a^2)} = \frac{617\,600}{\pi(65^2 - 45^2)} = 91 \text{ kg/cm}^2$$

ここに、 ΣP = 全プレストレッシング力 $\equiv 16 \times 38.6 \text{ t} = 617.6 \text{ t}$ 、長さ l なるシリンダーに縁端モーメント M_0 が作用した場合 $z=l/2$ 断面に生ずるモーメント M は次式で与えられる。

$$M = 2 M_0 \frac{\sinh \frac{\beta l}{2} \cdot \cos \frac{\beta l}{2} + \cosh \frac{\beta l}{2} \sin \frac{\beta l}{2}}{\sinh \beta l + \sin \beta l} \dots\dots (2)$$

しかるに、 $\beta \cdot \frac{l}{\alpha} \approx 3.14$ (2.(1) 参照)

よって

$$M = -2 M_0 \cdot \frac{\sinh \pi}{\sinh 2\pi} = -0.0846 M_0$$

しかるに、 $\Sigma P = 617\,600 \text{ kg}$ 、 $e = 1.5 \text{ m}$ であるから、断面図心半径、 $r_g = 55.6 \text{ cm}$ の円弧 1 cm 当りのモーメントを求めると、

$$M_0 = \frac{\Sigma P \cdot e}{2\pi r_g} = \frac{617\,600 \times 1.5}{2\pi \times 55.6} = 2\,650 \text{ kg}\cdot\text{cm/cm}$$

よって

$$M_{(z=l/2)} = -0.0846 \times 2\,650 = -224 \text{ kg}\cdot\text{cm/cm}$$

よってこの曲げによる応力度、軸応力度および熱応力度等を考慮して鉛直方向プレストレッシング直後の合成応力度を計算するとつぎのようである。

表-6 鉛直方向プレストレッシング直後の σ_z (kg/cm²) 計算値

r (cm)	プレストレッシングによるもの		熱応力	合成応力度
	軸力	曲げ		
45.0	+91	-4	-15	+72
48.0	+91	-3	-10	+78
52.5	+91	-1	-5	+85
57.5	+91	+1	+3	+95
62.0	+91	+2	+8	+101
65.0	+91	+3	+12	+106

ひずみと応力との関係は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_z &= \frac{\sigma_z}{E} - \frac{\nu}{E} (\sigma_\theta + \sigma_r) \\ \epsilon_\theta &= \frac{\sigma_\theta}{E} - \frac{\nu}{E} (\sigma_z + \sigma_r) \end{aligned} \right\} \dots\dots (3)$$

式 (3) より σ_θ を消去する。

$$\sigma_z = \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_z + \nu\epsilon_\theta) + \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_r \dots\dots (4a)$$

式 (3) より σ_z を消去する。

$$\sigma_\theta = \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_\theta + \nu\epsilon_z) + \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_r \dots\dots (4b)$$

ここに、 $E/(1-\nu^2) = 3.0 \times 10^5 / 0.96 = 3.125 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$
 $\nu/(1-\nu) = 0.2/0.8 = 0.25$

鉛直方向プレストレスを与えた直後の ϵ_z 、 ϵ_θ は測定されている (図-9)。よって σ_r は未知であるが、簡単に熱応力のみを考慮して式 (4a)、(4b) から σ_z 、 σ_θ を求めると表-7 のようになる。

表-7 測定 ϵ_z 、 ϵ_θ から求められた σ_z 、 σ_θ (kg/cm²)

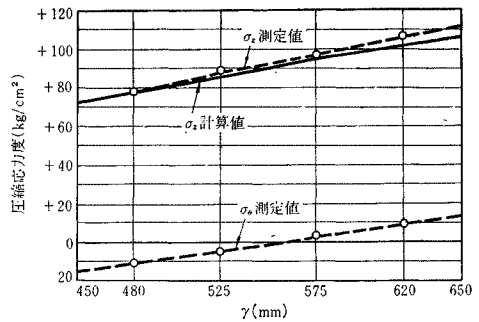
r (cm)	σ_z の計算			σ_θ の計算		
	$\frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_z + \nu\epsilon_\theta)$	$\frac{\nu}{1-\nu} \sigma_r$	σ_z	$\frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_\theta + \nu\epsilon_z)$	$\frac{\nu}{1-\nu} \sigma_r$	σ_θ
48.0	+78	-	+78	-11	-	-11
52.5	+89	-	+89	-5	-	-5
57.5	+96	-	+96	+3	-	+3
62.0	+107	-	+107	+9	-	+9

以上 表-6、表-7 を比較すると 図-11 のようになる。これから計算値と測定値とは比較的良く一致していることが明らかである。

b) 円周方向プレストレッシング PC鋼より線 1 本当り引張端引張力は平均 14.3 t であった。プレストレッシング作業中 PC鋼より線を木ハンマーで打撃し、摩擦を減少させたので、摩擦係数 $\mu = 0.1$ と仮定する。

$$\alpha = 90^\circ = \pi/2$$

図-11 鉛直方向プレストレッシング直後の 応力分布比較



よって最小引張力は

$$P = P_0 e^{-\alpha\mu} = 14.3 \times e^{-0.05\pi} = 14.3 \times 0.8546 = 12.2 \text{ t}$$

PC鋼より線間隔は 7.5 cm であるから、プレストレッシングによって生ずる中心方向圧力 p_b はつぎのようになる。

$$p_b = \frac{12\,200}{7.5 \times 65} = 25.0 \text{ kg/cm}^2$$

平面応力状態を考え、円環外周に中心軸方向力 p_b が作用した場合の σ_r 、 σ_θ は次式で求められる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= p_b \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) \\ \sigma_\theta &= p_b \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots (5)$$

計算結果は 表-8 のようである。

円周方向プレストレッシングによるひずみ分布は 図-12 に示してある。測定結果と計算結果とを比較するにあたって式 (4a)、(4b) 両式を用いる。 σ_r に対する係数は $\nu/(1-\nu) = 0.25$ であるから、 $\sigma_r = 25 \text{ kg/cm}^2$ で約 6 kg/cm^2 の値となる。表-9 では σ_r を無視して計算してある。

また一方 $r = 45 \text{ cm}$ 、 $r = 65 \text{ cm}$ における測定ひずみ

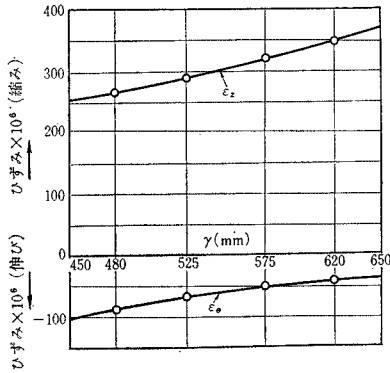
表-8 σ_r, σ_θ (kg/cm²) の計算値

r (cm)	σ_r	σ_θ
45.0	0	+96
48.0	+6	+90
52.5	+13	+83
57.5	+19	+77
62.0	+23	+73
65.0	+25	+71

表-9 $\epsilon_\theta, \epsilon_z$ の測定値から求めた σ_θ, σ_z (kg/cm²)

r (cm)	σ_θ	σ_z
48.0	+91	+18
52.5	+82	+11
57.5	+75	+8
62.0	+69	+3

図-12 円周方向プレストッシングによるひずみ分布



$\epsilon_\theta, \epsilon_z$ とから逆に σ_θ, σ_z の $r=a, r=b$ での値を求めるとつぎのようである。 $r=a$ において $\sigma_r=0$ である。また $r=b$ において $\sigma_r=p_b$ である。よって、

$$\epsilon_\theta = \frac{\sigma_\theta}{E} - \frac{\nu}{E} (\sigma_z + \sigma_r)$$

$$\epsilon_z = \frac{\sigma_z}{E} - \frac{\nu}{E} (\sigma_\theta + \sigma_r)$$

についてつぎの条件式が測定値と組合わせて成立する。

$$(\sigma_\theta)_{r=a} - 0.2(\sigma_z)_{r=a} = 3.0 \times 10^5 \times 316 \times 10^{-6} \dots \dots \dots (6a)$$

$$(\sigma_\theta)_{r=b} - 0.2\{(\sigma_z)_{r=a} + p_b\} = 3.0 \times 10^5 \times 219 \times 10^{-6} \dots \dots \dots (6b)$$

$$(\sigma_z)_{r=a} - 0.2(\sigma_\theta)_{r=a} = 0 \dots \dots \dots (6c)$$

$$(\sigma_z)_{r=b} - 0.2\{(\sigma_\theta)_{r=b} + p_b\} = 3.0 \times 10^5 \times (-54 \times 10^{-6}) \dots \dots \dots (6d)$$

ただし、 $r=a, r=b$ におけるひずみは測定ひずみから外挿して求めた。以上式 (6a)~(6d) を解いて

$$(\sigma_\theta)_{r=a} = 99 \text{ kg/cm}^2$$

$$(\sigma_z)_{r=a} = 20 \text{ kg/cm}^2$$

式 (6b), (6d) において $p_b = 25 \text{ kg/cm}^2$ を代入して解くとつぎの結果がえられる。

$$(\sigma_\theta)_{r=a} = 71 \text{ kg/cm}^2$$

$$(\sigma_z)_{r=b} = 3 \text{ kg/cm}^2$$

計算結果と比較すると $r=a, r=b$ において 表-10 の

表-10 σ_θ の比較

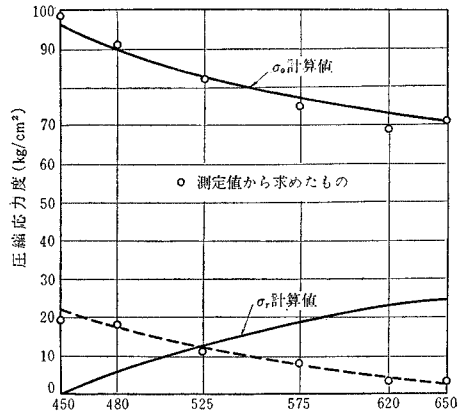
r (cm)	計算値	測定値
45	+96	+99
65	+71	+71

ようである。

以上の両結果は比較的良く一致している。

以上を図示すると 図-13 のようになる。

図-13 円周方向プレストッシングによる応力度の比較

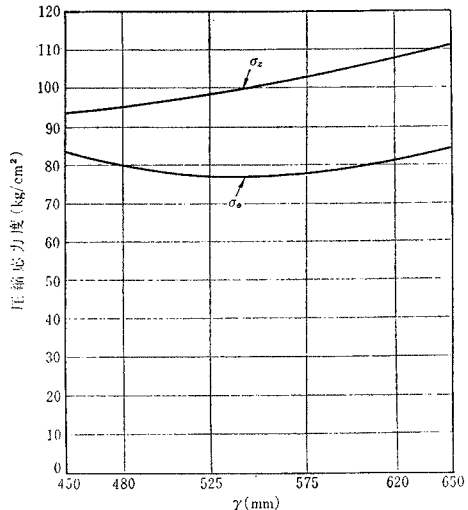


c) プレストレスの分布 4. (1) a) および 4. (1) b) において求められた σ_z および σ_θ を合成して 表-11 のようなプレストレスの分布が求められる (計算値と測定値の平均として示す)。

表-11 プレストレスの分布

r (cm)	σ_z (kg/cm ²)			σ_θ (kg/cm ²)		
	鉛直方向プレストッシング	円周方向プレストッシング	合成プレストレス	鉛直方向プレストッシング	円周方向プレストッシング	合成プレストレス
45.0	+72	+21	+93	-15	+98	+83
48.0	+78	+18	+96	-11	+91	+80
52.5	+87	+12	+99	-5	+82	+77
57.5	+95	+8	+103	+2	+76	+78
62.0	+104	+4	+108	+9	+72	+81
65.0	+108	+3	+111	+13	+71	+84

図-14 プレストレス σ_z, σ_θ の分布



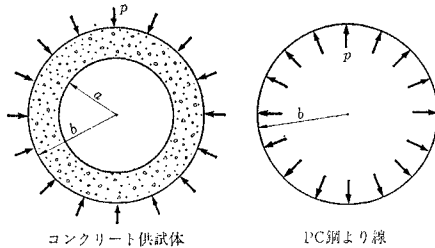
以上のプレストレス分布結果を図示すると 図-14 のようになる。

(2) 温度勾配によるコンクリート応力分布

a) 応力分布の計算 温度上昇の結果供試体の半径方向変形および鉛直方向の変形を生ずる。この結果供試体円周方向PC鋼より線および鉛直方向PC鋼棒のひずみ変化がおり、これによる引張力の変化を生ずる。この引張力の変化は同時にまた供試体コンクリート応力度の変化を与える。以下この値を推定する。

円周方向PC鋼より線引張応力の変化によるもの。図-15のようにコンクリート円環とPC鋼より線を分け、相互に半径方向力 p を作用させる。

図-15 円周方向PC鋼より線引張応力変化の計算モデル



コンクリート環体が内外両面で温度差 T を生じた場合、環体外側の半径方向変位 $(u)_{r=b}$ がPC鋼より線環の半径方向変位と等しくなる条件を用いて p を定める。

コンクリート環体の変位 $(u)_{r=b}$ は次式で与えられる。

$$(u)_{r=b} = b \alpha T \left(\frac{1}{2 \log \frac{b}{a}} - \frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) - \frac{b \{ (1-\nu)b^2 + (1+\nu)a^2 \}}{(b^2 - a^2) E_c} \dots (7a)$$

PC鋼より線環半径方向変位は次式で与えられる。

$$(u)_{r=b} = \frac{b^2 \cdot \Delta S}{E_p \cdot A_p} \cdot p \dots (7b)$$

両式から

$$p = \frac{\alpha T \left(\frac{1}{2 \log \frac{b}{a}} - \frac{a^2}{b^2 - a^2} \right)}{\frac{(1-\nu)b^2 + (1+\nu)a^2}{(b^2 - a^2) E_c} + \frac{b \Delta S}{E_p \cdot A_p}} \dots (8)$$

ここに、 ΔS : PC鋼より線のピッチ 7.5 cm

A_p : PC鋼より線1本の断面積 0.988 cm²

E_p : PC鋼より線のヤング係数

1.95×10^4 kg/cm²

式(8)によって p が求まると次式で σ_r, σ_θ は平面応力状態として求められる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= -p \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) \\ \sigma_\theta &= -p \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) \end{aligned} \right\} \dots (9)$$

コンクリート シリンダーの鉛直方向 ひずみは温度勾配によってつぎようになる。

$$\epsilon_z = \frac{2 \alpha T}{(b^2 - a^2) \log \frac{b}{a}} \left(\frac{b^2 - a^2}{4} - \frac{a^2}{2} \log \frac{b}{a} \right)$$

軸方向プレストレスの変化を p_z とすると、PC鋼棒の応力変化によるひずみと温度変化によるひずみとを考慮して次式が成立する。

$$\begin{aligned} & \frac{2 \alpha T}{(b^2 - a^2) \log \frac{b}{a}} \left(\frac{b^2 - a^2}{4} - \frac{a^2}{2} \log \frac{b}{a} \right) - \frac{p_z}{E_c} \\ &= \frac{A_c p_z}{E_p A_p} + \alpha_s \frac{T}{2} \dots (10) \end{aligned}$$

ここに、 A_p : PC鋼棒全断面積 64.8 cm²

A_c : コンクリート断面積 6782 cm²

α_s : PC鋼棒線膨張係数 1.2×10^{-5}

よって温度勾配 T によるコンクリート応力度は式(9)、(10)を考慮してつぎのような式で求めることとする。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\alpha E_c T}{2(1-\nu) \log \frac{b}{a}} \left\{ -\log \frac{b}{r} - \frac{a^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \log \frac{b}{a} \right\} \\ & \quad - p \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) \\ \sigma_\theta &= \frac{\alpha E_c T}{2(1-\nu) \log \frac{b}{a}} \left\{ 1 - \log \frac{b}{r} - \frac{a^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2} \right) \log \frac{b}{a} \right\} \\ & \quad - p \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) \\ \sigma_z &= \frac{\alpha E_c T}{2(1-\nu) \log \frac{b}{a}} \left\{ 1 - 2 \log \frac{b}{r} - \frac{2 a^2}{b^2 - a^2} \log \frac{b}{a} \right\} - p_z \end{aligned} \right\} \dots (11)$$

b) 測定結果との比較 温度分布が定常状態に達した場合について検討する。

高温にしてから 32 日または 89 日目に供試体内部のヒーターを切り、24 時間放置し、さらに冷水を供試体内側に注入して 24 時間放置すると、供試体壁の温度分布は一定となることが確かめられる。つぎに再びヒーターの電源を入れて加熱を開始すると 24 時間後には定常状態の温度分布がえられる。したがって供試体壁に沿っての温度が一定となったときのひずみと 24 時間温度勾配が定常状態に達したときのひずみとの差を熱応力による弾性ひずみであると仮定する。

以上のようにして温度上昇、降下を2回行ったが、この場合の測定ひずみ $\epsilon_z, \epsilon_\theta$ はつぎの表-12 のよう

表-12 温度勾配によって生ずるひずみの測定値

r (cm)	$\epsilon_z \times 10^6$		$\epsilon_\theta \times 10^6$	
	第1回*	第2回**	第1回*	第2回**
48.0	+177	+137	+266	+174
52.5	+91	+77	+110	+91
57.5	-29	-38	-15	-27
62.0	-134	-133	-79	-94

* 加熱開始後 32 日~35 日での測定

** 加熱開始後 89 日~92 日での測定

ある。温度勾配は 45°C である。

以上 表-12 を用いて σ_z, σ_θ を求めると 表-13 のようである。

表-13 測定ひずみから求めた σ_z, σ_θ

r (cm)	$\sigma_z(\text{kg/cm}^2)$		$\sigma_\theta(\text{kg/cm}^2)$	
	第1回*	第2回**	第1回*	第2回**
48.0	+76	+62	+88	+72
52.5	+40	+36	+45	+39
57.5	-9	-13	-5	-10
62.0	-49	-52	-34	-41

* $E_c = 3.2 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$

** $E_c = 3.35 \times 10^6 \text{kg/cm}^2$

よって温度勾配 45°C 時の弾性理論による計算値(式(11)による)と測定ひずみから求められた σ_z, σ_θ とを比較すると 表-14 のようになる。

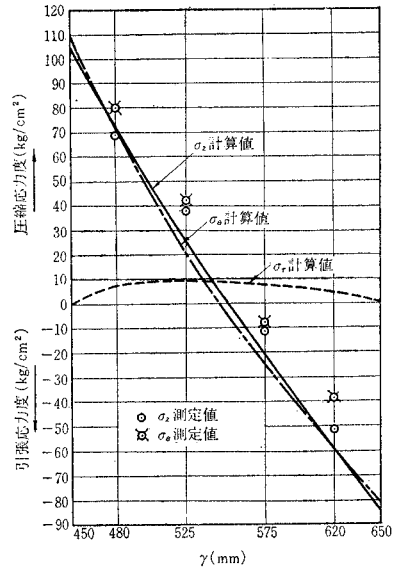
表-14 温度勾配による熱応力度

r (cm)	$\sigma_z(\text{kg/cm}^2)$		$\sigma_\theta(\text{kg/cm}^2)$	
	弾性理論値	測定値の平均	弾性理論値	測定値の平均
45.0	+105	—	+109	—
48.0	+72	+69	+71	+80
52.5	+26	+38	+21	+42
57.5	-21	-11	-23	-8
62.0	-60	-51	-60	-38
65.0	-85	—	-81	—

以上を図示すると 図-16 のようになる。

これによると、弾性理論による熱応力分布と測定応力度分布とはその傾向においては一致しているといえるが、引張側応力度は計算値に比して小さくなっている。しかし、所定の温度勾配を与えるに、約 24 時間を必要としているのでこの間にコンクリートクリープひずみも生じているため、測定ひずみがそのまま弾性ひずみであると考えすることはできない。したがって、測定ひずみから応力度を換算するにあたってクリープの影響を無視しているから正しい応力度が求められるとはいえない。しかし、大体の傾向としては弾性理論によって熱応力を計算しても良いことがこの 図-16 から明らかである。

図-16 温度勾配 45°C 時の応力計算値と測定値の比較



(3) コンクリートのクリープを考慮した応力度変化

a) ひずみ測定結果 温度上昇開始後のコンクリートひずみの時間的変化を測定した結果を図-17, および図-18 に示してある。図-17 には供試体鉛直軸方向ひずみ ϵ_z を、図-18 には供試体壁周方向ひずみ ϵ_θ を、それぞれ示してある。このひずみには温度変化によるひずみ αT 、熱応力によるひずみおよびプレストレスによ

図-17 供試体鉛直軸方向ひずみ変化

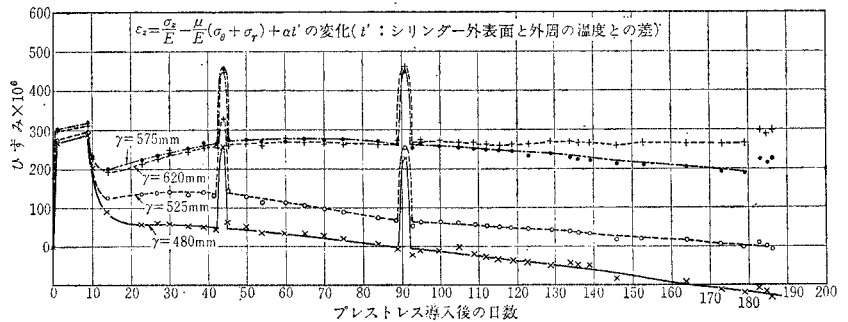


図-18 供試体周壁切線方向ひずみ変化 (シリンダー内外温度差のひずみ αT を含む)

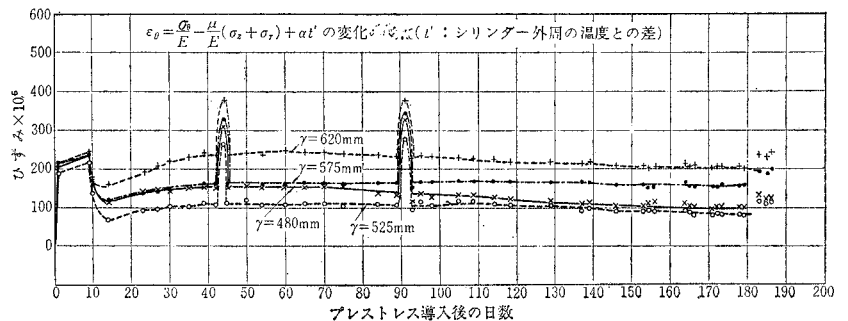


図-19 供試体鉛直方向のひずみ変化 (αT を差し引いたもの)

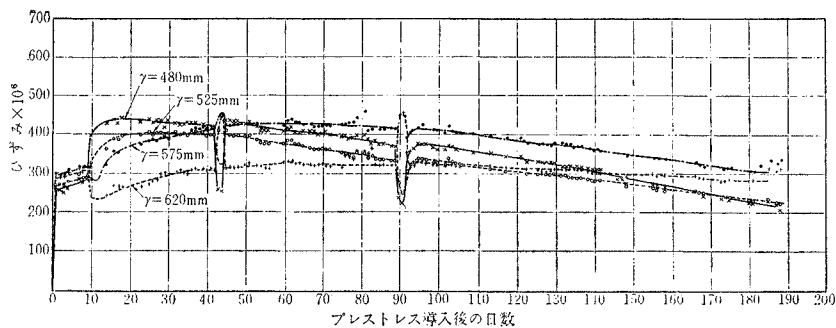
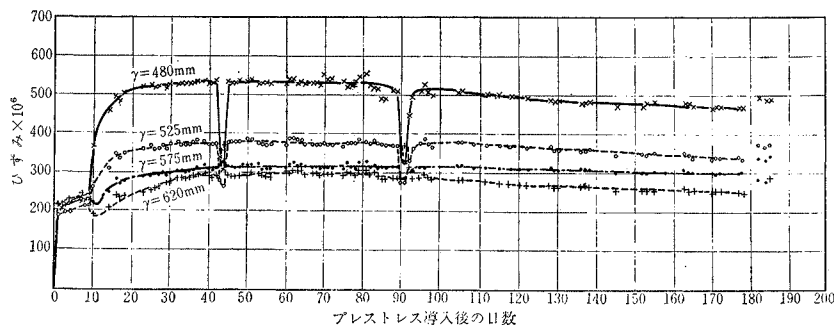


図-20 供試体周壁切線方向ひずみ変化 (αT を差し引いたもの)



るひずみも含まれていることは当然である。同時にまたこれら応力によるクリープひずみも同時に含まれている。温度を途中で降下させた場合のひずみ変化は熱応力による弾性的ひずみ変化とみなしてもよいものと考えられる。

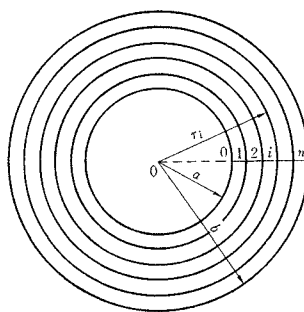
以上 図-17、図-18 にはいずれも温度膨張ひずみ αT を含んでいるものであるから作用している応力によるひずみとこれがクリープひずみの時間的変化を明らかとするため、別に 図-19 および 図-20 をえがいた。これらはいずれも 図-17 および 図-18 のひずみから各測定位置での温度 T (これもカールソン計で求められる) による温度膨張 αT を差し引いたもので示してある。したがって 図-18~図-19 にはいずれも熱応力度およびプレストレスによる合成応力度によるひずみとこれがクリープひずみとの時間的変化を示すものとなる。これらの図から明らかなことは温度上昇開始と同時に供試体内側の鉛直方向および切線方向ひずみは急増し、供試体外側のそれは減少している。これは当然温度勾配によって生ずるコンクリート応力度が供試体内側で σ_z, σ_θ とも圧縮応力度となり、供試体外側で σ_z, σ_θ はいずれも引張応力度となることは弾性理論からも明らかなところである。しかし時間の経過とともに供試体外側コンクリートひずみは鉛直および切線方向で次第に増加するのに対し、供試体内側コンクリートひずみは次第に減少するか、ほとんど変化しないかである。すでに 1. で述べたように、コンクリートのクリープひずみは高温となるほど大きな

るものである。供試体内側コンクリートの温度は $70^\circ \sim 76^\circ \text{C}$ となっているから非常に大きいクリープひずみを生ずるはずである。内側コンクリートはプレストレスと温度勾配による圧縮応力度を受けているのであるから、弾性理論では非常に大きい圧縮応力度 ($190 \sim 200 \text{ kg/cm}^2$) が作用することになり、さらにコンクリートは高温状態にあるからクリープひずみも大となり、ひずみ増加は著しく大きくなると考えられる。しかしながら、実際のひずみ変化は時間の経過とともに減少するか、ほとんど変化がおこなないかである。このことは

弾性理論で求められたプレストレスと熱応力度とが温度勾配を与えながら高温に保たれた期間中に変化を生じ、もはや弾性理論がそのままは成立せず、コンクリートのクリープの影響を考慮に入れなければ実際の応力分布はわからないことを示すものである。

b) 応力度の近似計算 供試シリンダーにはプレストレスと同時に熱応力が作用している。シリンダー内外両面に温度差を与えた直後で定常状態に達すると、この熱応力度は弾性理論で求められたものほとんど一致するものとなることは 図-16 で示したとおりである。したがってこの時のコンクリート応力度はプレストレスおよび熱応力度を弾性理論で求め、これを加算するだけでよいことになる。しかしその後はコンクリートのクリープによって応力度分布が変化するのであることは 4. (3) a) のひずみ測定結果から容易に推論できるところである。

図-21 シリンダーを n 個のシリンダーに分割する



すなわち、コンクリート応力度はしだいに平均化されると考えてよい。このようなコンクリートのクリープの影響を考慮に入れたコンクリート応力度の計算を厳密に実施することは困難であるので、ここではつぎの

ような近似計算を用いることとする。

① 円周方向コンクリート応力度 σ_θ の計算：シリンダー壁厚を n 等分し、厚肉シリンダーを薄肉シリンダーの n 個の層からなっているものと仮定する。各シリンダー半径を $r_0, r_1, r_2, \dots, r_n$ で表わす (図-21)。

以下計算は近似計算であるのでポアソン比の影響を無視するものとする。ひずみのつりあい式は次式で与えられる。

$$\frac{d\varepsilon_\theta}{dr} + \frac{\varepsilon_\theta - \varepsilon_r}{r} = 0 \dots\dots\dots(12)$$

ポアソン比の影響を無視し、薄板とするから、 $\varepsilon_r \approx 0$ と仮定する。よって、

$$\frac{d\varepsilon_\theta}{dr} + \frac{\varepsilon_\theta}{r} = 0 \dots\dots\dots(13)$$

$r=a$ から $r=r_i$ まで積分すると、

$$\log \frac{\varepsilon_{\theta i}}{\varepsilon_{\theta a}} = \log \frac{a}{r_i} \dots\dots\dots(14)$$

$$\frac{\varepsilon_{\theta i}}{\varepsilon_{\theta a}} = \frac{a}{r_i} \dots\dots\dots(14a)$$

ここに、 $\varepsilon_{\theta i}$ ：断面 i の円周方向ひずみ

$\varepsilon_{\theta a}$ ：内側の円周方向ひずみ

いま経過時間を載荷直後から順次微小区間に分割して各分割区間での時間的経過に対するつりあい関係を求める。

t_{j-1} 時点での r_i 点の円周方向応力度を $\sigma_{\theta i, j-1}$ で表わす t_j 時点での r_i 点の円周方向応力度を $\sigma_{\theta i, j}$ で表わす。時点 t_{j-1} と時点 t_j との間で r_i 点の円周方向応力度の変化を $\Delta\sigma_{\theta i, j}$ で表わすものとする。すなわち、

$$\sigma_{\theta i, j} = \sigma_{\theta i, j-1} + \Delta\sigma_{\theta i, j} \dots\dots\dots(15)$$

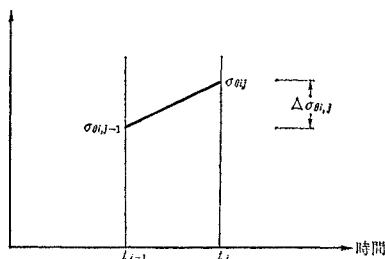
また r_i 点での温度を T_i で表わす。

温度 T_i における時点 t_{j-1} と時点 t_j との間での単位クリープ量の増加分を $K_{i, j}$ で表わすと、ひずみ変化は次式で表わされる。

$$\Delta\varepsilon_{\theta i, j} = \left(\sigma_{\theta i, j-1} + \frac{\Delta\sigma_{\theta i, j}}{2} \right) K_{i, j} + \frac{\Delta\sigma_{\theta i, j}}{E_c} \dots\dots(16)$$

ここに第1項はクリープひずみを第2項は弾性ひずみを示す。すなわち、図-22 に示すように時間とともに $\Delta\sigma_{\theta i, j}$ なる応力変化がおこるものとするれば、クリープひずみはこの平均応力変化量に単位クリープ量を乗じたものとなる。同時に $\Delta\sigma_{\theta i, j}$ による弾性ひずみも生ずる

図-22 $\sigma_{\theta i}$ と時間との関係



から式 (16) がえられる。式 (16) を書き換えると、

$$\Delta\varepsilon_{\theta i, j} = K_{i, j} \sigma_{\theta i, j-1} + \left(\frac{K_{i, j}}{2} + \frac{1}{E_c} \right) \Delta\sigma_{\theta i, j} \dots\dots\dots(16a)$$

外力は作用していないのであるから、シリンダー半径方向切断面において各区間断面積は等しいからつぎの条件式がつねに成立する必要がある。

$$\sum_{i=0}^n \Delta\sigma_{\theta i, j} \equiv 0 \dots\dots\dots(17)$$

式 (16a) より、

$$\Delta\sigma_{\theta i, j} = \left(\frac{K_{i, j}}{2} + \frac{1}{E_c} \right) \sigma_{\theta i, j-1} - \frac{K_{i, j}}{\left(\frac{K_{i, j}}{2} + \frac{1}{E_c} \right)} \Delta\sigma_{\theta a, j} \dots\dots\dots(18)$$

式 (14a) の関係を代入して、

$$\Delta\sigma_{\theta i, j} = \frac{1}{\left(\frac{K_{i, j}}{2} + \frac{1}{E_c} \right)} \frac{a}{r_i} \Delta\varepsilon_{\theta a, j} - \frac{K_{i, j}}{\left(\frac{K_{i, j}}{2} + \frac{1}{E_c} \right)} \sigma_{\theta i, j-1} \dots\dots\dots(18a)$$

$$\left. \begin{aligned} m_{i, j} &= \frac{1}{\left(\frac{K_{i, j}}{2} + \frac{1}{E_c} \right)} \frac{a}{r_i} \\ n_{i, j} &= \frac{K_{i, j}}{\left(\frac{K_{i, j}}{2} + \frac{1}{E_c} \right)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(19)$$

と置くと、

$$\Delta\sigma_{\theta i, j} = m_{i, j} \Delta\varepsilon_{\theta a, j} - n_{i, j} \sigma_{\theta i, j-1} \dots\dots\dots(18b)$$

式 (17) に代入して次式が求まる。

$$\sum_i^n (m_{i, j} \Delta\varepsilon_{\theta a, j} - n_{i, j} \sigma_{\theta i, j-1}) \equiv 0$$

よって、

$$\Delta\varepsilon_{\theta a, j} = \frac{\sum_i^n n_{i, j} \sigma_{\theta i, j-1}}{\sum_i m_{i, j}} \dots\dots\dots(20)$$

式 (20) は温度差を与えた時のコンクリート応力度 (弾性理論で求められる) から出発して、任意に分割された時間区間ごとに計算を進めるための出発の式である。式 (20) を式 (18) に代入して $\Delta\sigma_{\theta i, j}$ が求められ、式 (15) から $\sigma_{\theta i, j}$ が求められる。以上のように温度差を与えた時点から出発して順次各区間ごとの応力度が上式で近似的に求められる。

② シリンダー鉛直方向応力度 σ_z の計算：①の場合と同様に厚肉シリンダーを n 個の薄肉シリンダーに分割する。

時点 t_{j-1} と時点 t_j との間に生ずる鉛直方向ひずみ変化量は式 (16) と全く同一形式で与えられる。すなわち、応力度変化 $\Delta\sigma_{zi, j}$ もまた式 (18a) と同一形式である。よって、

$$\Delta\sigma_{zi, j} = m_{i, j} \Delta\varepsilon_{zi, j} - n_{i, j} \sigma_{zi, j-1} \dots\dots\dots(21)$$

鉛直方向の力のつりあい式から鉛直軸方向には外力は作用しないから、

$$\sum \Delta \sigma_{zi,j} \cdot a_i \equiv 0 \dots\dots\dots(22)$$

ここに、 a_i = 半径 r_i のシリンダー断面積 = $2\pi r_i \cdot \Delta r$
 よって

$$\sum_i \Delta \sigma_{zi,j} \cdot r_i \equiv 0 \dots\dots\dots(22a)$$

式 (21), (22a) の両式から

$$\sum_i (m_{i,j} \Delta \epsilon_{zi,j} - n_{i,j} \sigma_{zi,j-1}) r_i \equiv 0$$

よって、

$$\Delta \epsilon_{zi,j} = \frac{\sum_i n_{i,j} r_i \sigma_{zi,j-1}}{\sum_i m_{i,j} r_i} \dots\dots\dots(23)$$

温度差を与えた時点を経験原点とし、順次計算を進めれば、任意時点でのコンクリート応力度を式 (23), (21) から求められることは①の $\sigma_{\theta i}$ を求める場合と全く同じである。以上の近似計算方法を用いて、コンクリート応力度分布変化を求めることとする。 σ_z を求めるにあたって鉛直方向ひずみ変化は全断面を通して一定であると仮定している。すなわち無限に長いシリンダーの場合にのみ成立するものである。本実験においては図-19で示したようにシリンダー中央の鉛直方向軸ひずみは全断面で一定でなく、時間とともに変化しており、上記無限長シリンダーの仮定は成立しなくなっている。これはシリンダー高さが本実験に用いられたものでは十分でなく、自由縁端での自由な変形の影響が表わされていることによるものである。よって以下 σ_z については計算せず、円周方向の σ_{θ} についてのみ述べることにする。クリープ係数または単位クリープはコンクリートの温度によって異なるものであることは別の試験によって確かめられた。コンクリートのクリープ係数 φ と温度 $T^{\circ}\text{C}$ との間にはつぎの関係が成立している。

$$\log \varphi = \alpha T + \beta$$

ここに、 α, β は実験式から定まる定数

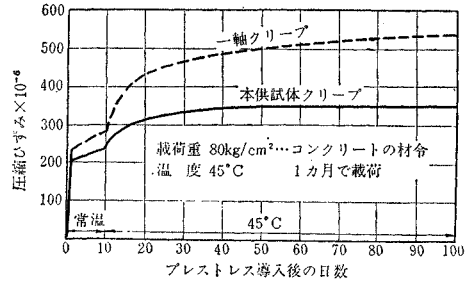
しかし、この試験は一軸方向に圧縮応力作用させた場合のものであるから、本供試体のように3軸方向圧縮応力をうける場合のコンクリートのクリープにそのまま適用できないであろう。

本供試体で周壁の中心では $\sigma_z \approx 105 \text{ kg/cm}^2$, $\sigma_{\theta} \approx 80 \text{ kg/cm}^2$, $\sigma_r \approx 20 \text{ kg/cm}^2$ となっている。

前記①の方法によって周壁中央でのコンクリート応力度 σ_{θ} を計算すると、ほとんど変化がないことがわかる。よって図-20の円周方向コンクリートひずみ測定結果の $r=52.5 \text{ cm}$ と $r=57.5 \text{ cm}$ との中間のコンクリートひずみ変化を求め、これと同じ一軸方向圧縮応力度および温度を作用させた別のクリープ試験結果によるコンクリートひずみ変化とを比較すると図-23のようになる。

すなわち、本供試体のように3軸方向圧縮応力を受けるコンクリートでは1軸方向のみに圧縮応力を受けるコンクリートに比してクリープひずみは著しく小さい

図-23 一軸クリープと本供試体クリープの比較



ものとなっている。図-23によると、本供試体でのクリープひずみは1軸クリープひずみの約1/1.8となっている。以下簡単のため計算では1軸クリープひずみまたは単位クリープひずみまたは単位クリープを3.で求めたものの1/2であると仮定して計算を進めることとする。

また、 $E_c = 3.3 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$

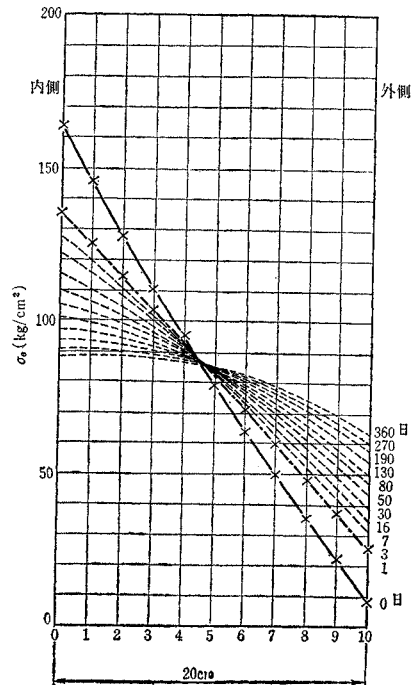
$$\alpha = 1.0 \times 10^{-5} / ^{\circ}\text{C}$$

温度差 46°C

と仮定し、前記①の方法により、シリンダー壁厚を10等分して順次数値計算を進める。この場合考える時点としては1日、3日、7日、16日、30日、50日、80日、130日、190日、270日、360日として計算をした。

計算の結果は図-24および図-25に示してある。図-24には温度差を与え、これが定常状態となったのちから各種時点でのコンクリート応力度(プレストレス+熱応力度)の分布を示してある。図-25には図-20

図-24 r_{θ} の変化

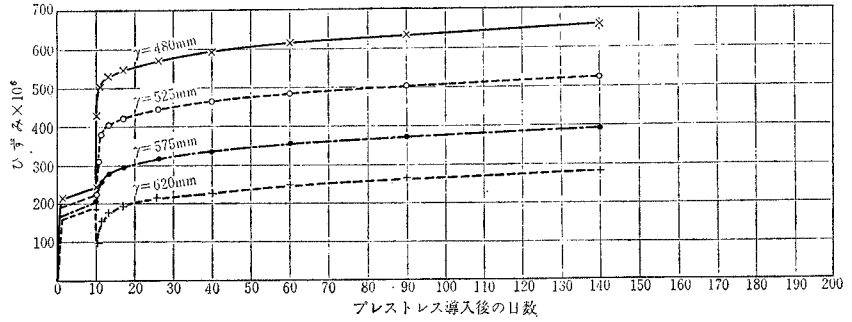


の測定結果と比較の便利
なようにひずみ測定位置
におけるコンクリートひ
ずみとプレストレスを与
えたのちの日数との関係
を図示した。この計算結
果を測定結果と比較する
と、その傾向としては良
く一致しているといえ
る。個々のひずみ測定値
については必ずしも一致

はしていないが、これは近似計算法であることからやむ
をえないことであろう。また 図-20 では内外両面での
温度差はつねに一定であるが、外側の冷水の温度変化と
ともに内側の温水温度も変化し、コンクリート温度もま
た一定でなくなっている。しかし本計算結果から明らか
なように、コンクリート応力度はコンクリート クリー
プの影響を受けてしだいに平均化されることは 図-20 の
ひずみ測定結果および応力分布近似計算結果の 図-24
から明らかである。したがってコンクリートのクリープ
を考慮すればコンクリート応力度については常に有利な
結果を与えるものであることが明らかである。すなわち
大きい圧縮応力度はしだいに減少し、小さい圧縮応力度
は増加する。弾性理論によってコンクリート応力度を求
める場合コンクリートの引張応力度を許さないような設
計は以上のことを考えるならば、非常に安全側すぎると
考えられる。したがってコンクリートのクリープの影響
を考慮すれば、応力計算を弾性計算で実施するとすれ
ば、コンクリートに 15~20 kg/cm² の引張応力度を許
しても十分安全であるといえる。それは実際の場合コン
クリートの熱容量は大きいので、本試験のように温度勾
配が非常に急激に定常状態とはならず、非常にゆっくり
としか温度勾配は定常状態とならないのでその間にもコ
ンクリートのクリープは生じ、コンクリート応力分布を
平均化させることになる。このことを考えれば弾性理論
によるような引張応力度が実際に生ずる可能性は非常に
小さいと考えることができるからである。

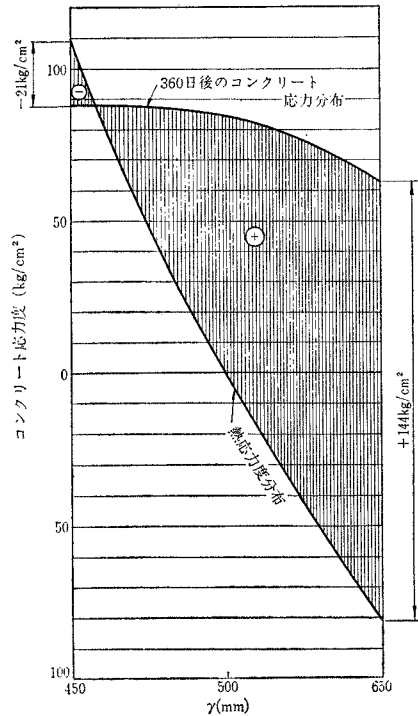
つぎに温度勾配を急激に消去したような場合には熱応
力度の分布は弾性理論で計算した加熱時熱応力の値の符
号を逆としたものとなって生ずることとなる。よってコ
ンクリートのクリープの影響によってコンクリート応力
度分布が平均化された状態（内側圧縮応力度は減少し、
外側圧縮応力度は増加している）に、上記温度勾配を消
去した場合の弾性論による熱応力度が作用するので、内
側に引張応力度を生ずる危険性があり、外側の圧縮応力
度が過大となる傾向がある。いま 図- 24 で示した温度
勾配を与えてのち 360 日で急激にこの温度勾配を消去
した場合のコンクリート応力度を求めると 図-26 のよ

図-25 円周方向ひずみ変化の計算値



うになる。すなわち 内側には 21 kg/cm² の引張応力度
が（この引張応力区間は内側から約 1.6 cm）外側には
144 kg/cm² の圧縮応力度がそれぞれ作用することとな
る。すなわち、このような状態（炉の運転を急に中止し
たような場合）で熱応力に関してのコンクリート応力度
については最悪となる。しかし上記はシリンダー全断面
について一瞬にして温度勾配が消えたとしたが実際には
コンクリートの熱容量が大きいので、上記のような理想
的状态再現されることはありえない。

図-26 360 日後急激に温度勾配を消去した
場合のコンクリート応力分布



e) コンクリートの許容応力度について 圧力容器
の設計にあたって熱応力によるコンクリート応力度はコ
ンクリートのクリープの影響を受け、プレストレス熱応
力との合成応力度は弾性理論によって求められるものに
比して非常に変化し、コンクリート自身については有利

な結果を与えるものであることが明らかである。すなわち、圧力容器の内側コンクリート応力度（プレストレス+熱応力度）は温度勾配を与えた直後では非常に大きい圧縮応力度となり、外側コンクリート応力度は小さい圧縮応力度または引張応力度となるが、コンクリートのクリープの影響を受けて内側圧縮応力度は減少し、外側コンクリート応力度は増加し、断面内でのコンクリート応力度分布はしだいに平均化されるものである。しかし、温度勾配を急激に消去するような状態がおこると内側には引張応力度が外側には大きい圧縮応力度がそれぞれ発生することになる。しかし実際にはコンクリート容器の熱容量は非常に大きいので、加熱時コンクリート温度勾配が定常状態に達するまであるいは炉運転中止時与えられていた温度勾配が消えるまでには相当期間（1カ月程度と考えられる）を必要とする。このためこの期間中にコンクリートのクリープが生じ、応力分布は弾性理論で求められたものよりもコンクリートに対しては有利な結果を与える方向になるものと考えることが可能である。またたとえ引張応力度が生じたとしてもその値を15~20 kg/cm²程度におさえることが可能であれば、ひびわれの危険は全く考えられないし、十分な鉄筋特に異形鉄筋の類を引張を生ずる区間に配置しておけば、ひびわれ発生は完全に防止できるものである。

万一ひびわれを生じたとすれば、熱応力度自身もひびわれ前に比して小さくなるものである。

以上のことを考慮して設計にあたって熱応力をも同時に考慮する場合、コンクリート許容引張応力度は圧縮強度350~400 kg/cm²のコンクリートに対して15~20 kg/cm²として熱応力を弾性計算によって計算してよい。ただし、この場合引張応力の生ずるコンクリート区間には異形鉄筋を配置してこの引張応力に抵抗できるようにする必要がある。この場合SD-30、SD-35の鉄筋に対してその許容引張応力度を1800 kg/cm²とするのがよい。

5. 研究結果の総括

本試験に用いられた内径90 cm、外径130 cm、高さ160 cmのプレストレストコンクリートシリンダーの内面と外面とに温度差約50°Cを与え、コンクリートひずみ変化を円周方向および鉛直軸方向について測定するとともに、コンクリートのクリープを考慮したプレストレスと熱応力度との合成応力度の変化を近似計算法によって求めた結果の範囲内からつぎの事項を明らかとすることができた。

(1) 短時間に温度勾配が与えられる場合の熱応力度分布は弾性理論式による熱応力度は加熱時および冷却時ともに短時間で定常温度勾配が与えられる場合のみに正確に求められるものであって、定常状態になるまで長期間を必要とするような場合には弾性理論で求めたのでは

誤差は大きい。かつ弾性理論で求めたものよりも実際のコンクリート応力はコンクリートに対して有利なものとなる。

(2) 高温時のコンクリートクリープが大きいことは熱応力度に対しては有利な結果を与える。すなわち内側の大きい合成圧縮応力度はしだいに低減され、外側の小さい合成圧縮応力度または引張応力度はしだいに大きい圧縮応力度となり、断面全体として合成応力度は平均化されるようになる。

この結果、合成応力度分布は弾性理論で求めたプレストレスと熱応力との合成応力度分布とは全く異なった分布となるものである。

(3) コンクリートのクリープの影響をコンクリート応力度の計算に考慮する場合、シリンダーを多数の薄肉シリンダーに分割してある微少時間内における応力変化によるクリープひずみおよび弾性ひずみを考えて求めたつりあい式を解いてコンクリート応力度の変化が時間と共にどのように変化するかを計算する事が可能である。

(4) コンクリートのクリープが温度とともにどのように変化するかについてはすでに3.において取扱ったが、プレストレストコンクリートシリンダーのように3軸方向の圧縮応力度を受けるコンクリートではそのクリープ係数または単位クリープ量は、1軸方向のみ圧縮応力度を受けたコンクリートのそれと異なって小さくなる。したがって(3)の近似解法によってコンクリート応力度を求める場合にはこのことを考慮に入れる必要がある。

(5) コンクリートのクリープは定常状態での熱応力度の計算にあたっては有利な影響を与えるものであるが、急激に温度勾配が消失するような場合には加熱開始時とは逆に内側に引張力を生ぜしめる危険がある。しかし、実際には瞬時にして温度勾配が消失するようなことはコンクリート圧力容器の熱容量を考えればありえないことといえる。したがって瞬間的に温度勾配が消失したとして求めた内側コンクリート引張応力度は圧縮強度350~400 kg/cm²のコンクリートに対して15~20 kg/cm²まで許容してもよいであろう。もちろんこのように計算上生ずるコンクリート引張応力度はこれを異形鉄筋でうけられるように設計する必要がある。

(6) コンクリートのクリープについての不確かさを避けるため、弾性理論によって熱応力を求める場合、この熱応力を同時に考えた応力状態に対してコンクリートの許容引張応力度は圧縮強度350~400 kg/cm²のコンクリートについて15~20 kg/cm²としてよい。ただし、引張区間のコンクリート引張応力度は異形鉄筋によって受けられるようにしなければならない。鉄筋の許容応力度はSD-30、SD-35に対して1800 kg/cm²とするのがよい。

(1967.2.7・受付)