

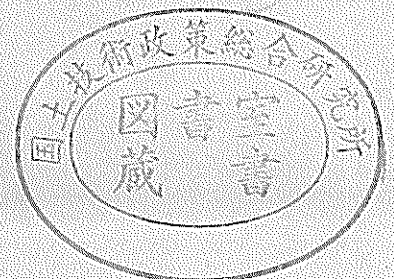
運輸省港湾技術研究所

港湾技術研究所 報告

REPORT OF
THE PORT AND HARBOUR RESEARCH
INSTITUTE
MINISTRY OF TRANSPORT

VOL. 31 NO. 3 Sept. 1992

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



港湾技術研究所報告 (REPORT OF P.H.R.I)

第31巻 第3号 (Vol.31, No.3) 1992年9月 (Sept.1992)

目次 (CONTENTS)

1. Planning and Technology for lock Canal upon History
— From Medieval Canal to the Panama Canal —
.....Masataka NAGANO..... 3
(運河計画論史 —中世の運河からパナマ運河までの閘門式運河—
.....長野正孝)
2. 我国沿岸の潮位と平均海面の変動の解析
.....村上和男・山田邦明.....37
(Analysis of tide gauge records and sea-level change around Japanese coast
.....Kazuo MURAKAMI and Kuniaki YAMADA)
3. 円筒構造物のコンクリート打設直後の温度応力解析
.....清宮 理・山田昌郎・長廻幹彦.....71
(Thermal Stress Analysis for Cylindrical Concrete Structures
.....Osamu KIYOMIYA and Masao YAMADA and Mikihiko NAGASAKO)
4. 水平管における空気混入軟泥の流動特性 (第二報)
.....岡山義邦・鮎貝基和・鈴木 誠・福本裕哉.....97
(Fluidity Characteristics of Muddy Slurry with Compressed Air in Horizontal Pipe
(2nd report)
.....Yoshikuni OKAYAMA, Motokazu AYUGAI, Makoto SUZUKI and Hiroya FUKUMOTO)
5. 杭打施工管理システムの開発
.....石塚浩次・根本孝志・林田善久127
(Developent of Execution Control System for Pipe Driving
.....Koji ISIZUKA, Takashi NEMOTO and Yoshihisa HAYASIDA)

3. 円筒構造物のコンクリート打設直後の温度応力解析

清宮 理*

山田昌郎**

長廻幹彦***

要 旨

セメントの水和熱によるコンクリート打設直後の温度ひびわれは、従来重力式ダムなど特に大規模なコンクリート構造物において問題とされてきた。近年コンクリート構造物の大型化にともないタンク、ケーソン、橋梁下部工等のコンクリート構造物でも問題化してきている。温度ひびわれはコンクリートの体積変化が既設コンクリートなどにより拘束されることにより生じるものである。したがって拘束の機構を明らかにすることが、ひびわれの制御方法を検討するうえで重要な一項目となる。

既設コンクリート（拘束体）により拘束を受ける新設コンクリート（被拘束体）が直立壁である場合についてはこれまでも研究がなされており、いくつかの簡易予測法も提案されている。しかし被拘束体が円筒部材である場合については、現在のところ温度ひびわれに関する知見が少ない。そこで模型実験と有限要素法による数値解析により円筒構造物の温度ひびわれについての検討を行なった。

模型実験および数値解析の結果、円筒壁の拘束度は直立壁よりもかなり小さくなる傾向を示した。これは円筒壁では壁体の半径方向変位により直立壁より応力が低下するためと考えられる。したがって円筒壁の温度ひびわれに関する挙動を数値計算により予測する際には、三次元有限要素法など面外方向の変位も考慮できる手法が有効と考える。

キーワード：温度ひびわれ，円筒壁，拘束度，模型実験，有限要素法

*構造部 構造強度研究室長

**構造部 構造強度研究室

***研修生 若築建設株式会社

3. Thermal Stress Analysis for Cylindrical Concrete Structures

Osamu KIYOMIYA*

Masao YAMADA**

Mikihiko NAGASAKO***

Synopsis

Thermal cracking due to heat of cement hydration has been a problem for especially large scale structures as gravity dams. Recently as large scale structures such as tanks, caissons, and substructures for bridges are constructed, thermal cracking becomes a serious problem for these structures. Thermal cracking is caused by restraint to volume change of concrete. Therefore to make clear the mechanism of the restraint is indispensable for control of cracking.

As to straight wall members, some predictive methods for the restraint to volume change have been suggested. However research data on the thermal cracking in cylindrical members is insufficient. Hence, the authors studied the thermal cracking in cylindrical members through model tests and numerical analysis using finite element method.

As a result of the model tests and the numerical analysis, the degree of restraint for cylindrical members tended to be rather smaller than that for straight walls. It is considered to be caused by reduction of tensile stress due to out-plane displacement of cylindrical walls.

Therefore the analysis method with which the out-plane displacement can be considered like three dimensional finite element method should be effective to predict thermal cracking in cylindrical members.

Key Words : Thermal Crack, Cylindrical Wall, Degree of Restraint, Model Test, Finite Element Method

*Chief of Structural Mechanics Laboratory, Structural Engineering Division

**Member of Structural Mechanics Laboratory, Structural Engineering Division

***Trainee, Wakachiku Construction Co.,Ltd.

目 次

要旨	71
1. まえがき	75
2. 研究の背景	75
2.1 港湾構造物での温度ひびわれの状況	75
2.2 既往の研究	76
2.3 温度ひびわれのメカニズム	76
3. 有限要素法による温度応力解析	77
3.1 温度分布の計算法	77
3.2 温度応力の計算法	79
4. 模型実験	79
4.1 模型の概要	79
4.2 計測方法	80
4.3 若材令時のコンクリートの性質	82
5. 実験結果	84
5.1 温度分布	84
5.2 コンクリートと鉄筋のひずみ	85
5.3 外部拘束度	87
5.4 ひびわれ指数	88
5.5 変形	89
6. 計算結果	90
6.1 解析モデル	90
6.2 温度分布	91
6.3 コンクリート応力	91
6.4 外部拘束度	92
6.5 変形	92
7. 考察	92
8. 結論	94
9. あとがき	95
参考文献	95

1. まえがき

臨海域の開発が進むにつれ、海洋開発の対象海域はより大水深域へと広がりつつある。これにともなって波浪制御構造物も水深50m以上の海域に設置する必要性が生じており、そのためにいくつかの新しい構造形式が提案されている。その一つに二重円筒ケーソン式防波堤¹⁾²⁾があり、既に境港³⁾や紀伊長島港⁴⁾などで採用され建設が進んでいる。二重円筒ケーソンは、図-1のように開口部を有する外側円筒と、内部を砂などで中詰されている内側円筒の二重の円筒部材で構成されており、二つの円筒壁間の遊水部で波浪エネルギーを吸収する構造となっている。二重円筒ケーソンでは、外側円筒の直径は20数m、板厚は60~80cmとなる。このようにコンクリート構造物が大型化してくると、そのコンクリート打設時期、使用材料や施工方法によっては温度ひびわれの発生が危惧される。二重円筒ケーソンでみられたひびわれの発生形態を写真-1に示す。円筒壁鉛直方向に部材を貫通して何本かのひびわれが発生している。温度ひびわれはその性質上部材を貫通するものであり、厳しい海洋環境下に設置される港湾構造物では、海水の浸入などによりその耐久性に悪影響を及ぼすと予想される。また海面下に没している部材に一旦ひびわれが発生すると、その補修はきわめて困難であり、止水性や強度の確保は難しい。したがって温度ひびわれ発生が危惧されるコンクリート構造物では、部材内の温度変化や発生する温度応力を事前に予測し、適切な設計、施工を行うことが重要となる。

従来、円筒壁の設計における温度ひびわれの検討は、直立壁における検討方法を用いて便宜的に行われてきている。これは円筒壁における温度ひびわれの現象が十分に把握されていないため、その解析手法が整理されていないからである。そこで本報告では、円筒部材の温度ひびわれに関する挙動を調べるため行った、円筒構造物の模型温度実験および三次元有限要素法による温度応力解

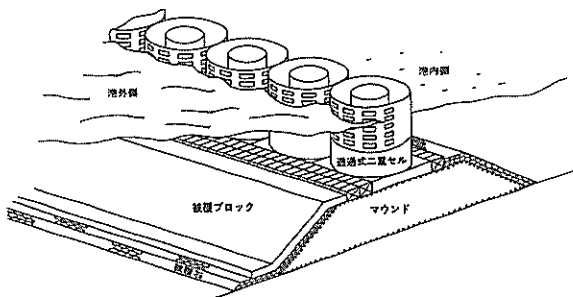


図-1 二重円筒ケーソン式防波堤

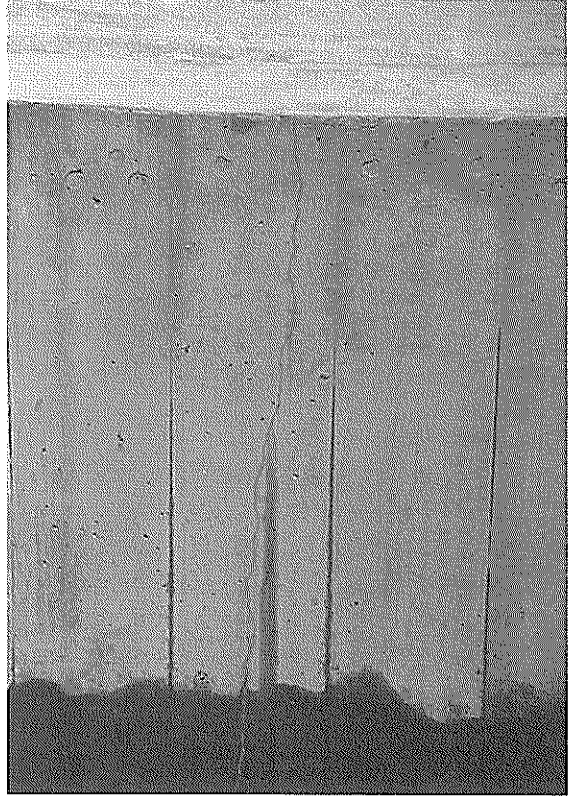


写真-1 円筒壁に発生した温度ひびわれ

析の結果について述べる。今回得られた結果は二重円筒ケーソンに限らず、コンクリート製のタンクやタワー等の他の円筒部材にも適用できると考えられる。

2. 研究の背景

2.1 港湾構造物での温度ひびわれの状況

セメントの水和熱が原因となって発生するコンクリート打設直後の温度ひびわれは、従来はコンクリートダムなどのように寸法の特に大きい構造物においてのみ問題とされてきた。しかしコンクリート構造物の大型化、急速施工化にともない、これまで問題とならなかった構造形式でもその施工方法、自然条件によっては温度ひびわれが発生する場合があることがわかってきた。したがって温度ひびわれの発生機構を明らかにし、その予測手法を確立することが重要となってきている。

港湾構造物でも従来から上部工やケーソンの一部には温度ひびわれが発生していたが、耐久性や強度のうえで大きな問題となるものではなかった。しかし現在では大水深で用いられる防波堤や護岸用の大型ケーソン、沈埋

トンネル⁹⁾等のコンクリート構造物でも温度に起因するとみられるひびわれが施工時に発生しており対応に苦慮している。このように大型なコンクリート製の港湾構造物では、部材は厚くなり一回のコンクリート打設量も増大する傾向にある。また施工工程上から夏期でのコンクリート打設も行われることから温度ひびわれの発生が問題となる場合が多くなっている。ひびわれ幅が大きい何本かのひびわれの発生は、耐久性、止水性や強度の低下をもたらす。現在沈埋トンネル、橋梁下部工、閘門、長大ケーソンなどでは施工前に温度ひびわれに関する検討を行っている。

2.2 既往の研究

マスコンクリートの温度ひびわれに関しては、ACI(アメリカコンクリート協会)⁶⁾およびJCI(日本コンクリート工学協会)⁷⁾で検討がなされ、壁部材とスラブを中心に検討方法が取りまとめられている。これらはコンクリートが十分固結するまでの若材令時のコンクリートの力学的性質、部材内の温度、温度応力および温度ひびわれ幅の算定方法について言及している。コンクリート製の港湾構造物の温度ひびわれについては港研資料No.664⁸⁾で概略検討をしており、ひびわれの発生要因(打設時期、板厚、セメント量など)およびその制御方法についてまとめている。円筒部材についてはこれらの指針類や港研資料では特に言及されていない。水道タンク、原子炉格納容器などの円筒部材でも温度ひびわれの問題が少なからず生じている。水道タンク⁹⁾などでは、底版と円筒壁が剛結合でなくかつ円筒壁に施工目地を設けるなどの工夫により温度ひびわれの対策を行っている。また事前検討では円筒壁を二次元的に考え直立壁として温度応力解析を行っている。

境港での二重円筒ケーソン¹⁰⁾でも従来の直立壁の方法を踏襲して温度応力の検討を行い、現場計測によるひびわれ発生の有無に関して確認をした。この結果過度の温度ひびわれが生じることなく施工が完了した。また小野¹¹⁾らは三次元有限要素法により円筒壁の外部拘束度に関して検討を行った。ここでは直径、高さなどの要因が拘束度に及ぼす影響を調べており、直立壁と比較して拘束度が円筒壁では小さくなる事を指摘している。円筒壁の温度応力の検討は、直立壁と比較してごく限られており、円筒壁での温度応力状態や拘束度に関しての知見は少ないのが現状である。

2.3 温度ひびわれのメカニズム¹²⁾

セメントの硬化時に発生する水和熱はコンクリート部

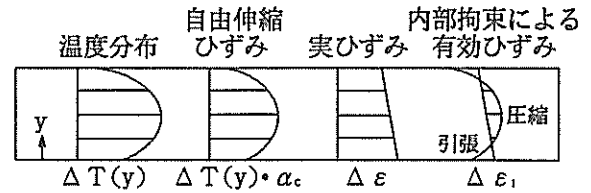


図-2 内部拘束による温度応力の発生

材内の温度を上昇させ、水和反応終了後はコンクリート表面からの放熱作用により部材内温度は降下する。この温度変化による部材の体積変化が周囲から拘束を受けることにより、温度ひびわれが発生する。温度ひびわれの原因となる拘束には、部材内の温度分布によって生じる内部拘束と、既設コンクリート等の他の構造物より受ける外部拘束がある。

図-2にコンクリート部材内のコンクリート打設後の温度分布とひずみ分布の概要を示す。打設後セメントの水和熱により部材内の温度は上昇を始めるがコンクリート部材表面からの放熱作用により部材表面部では中心部より温度が低くなる。この温度勾配に合わせて部材に自由伸縮がおこれば応力は発生しないが、実際には部材の剛性によりこの自由伸縮は拘束される。自由伸縮ひずみと実際のひずみの差は、部材表面部には引張応力として、部材中心部には圧縮応力として発生する。これが内部拘束応力とよばれるものである。内部拘束によるひびわれは表面部に発生し部材を貫通しない。また一般に内部拘束が問題となるのは、部材内温度が最高となるコンクリート打設後比較的初期の段階である。

一方、外部拘束応力¹³⁾⁻¹⁵⁾はコンクリートの体積変化を外部から拘束するために生じるものである。被拘束体は新設のコンクリート、拘束体は被拘束体に隣接して既に存在する基礎または部材である。図-3のように基礎上に打設されたコンクリート壁は、最高温度に達した後温度降下により収縮しようとする。しかし壁体底部は基礎と接合しているため自由な収縮が許されず、図に示すような引張応力が発生する。これが外部拘束応力である。外部拘束体としては基礎地盤、既設コンクリート、くいなどがある。一般に外部拘束によるひびわれは規則性をもって発生することが多く、またひびわれは部材を貫通するものとなり、またひびわれが閉じることはほとんどない。ひびわれ発生の時期はコンクリート打設後数日から数カ月後までの広い期間にわたる。外部拘束応力の大きさは平均温度降下量と外部拘束の程度によって左右されることがわかっており、ひびわれ発生の予測をするためには外部拘束の機構を明らかにすることが重要となる。

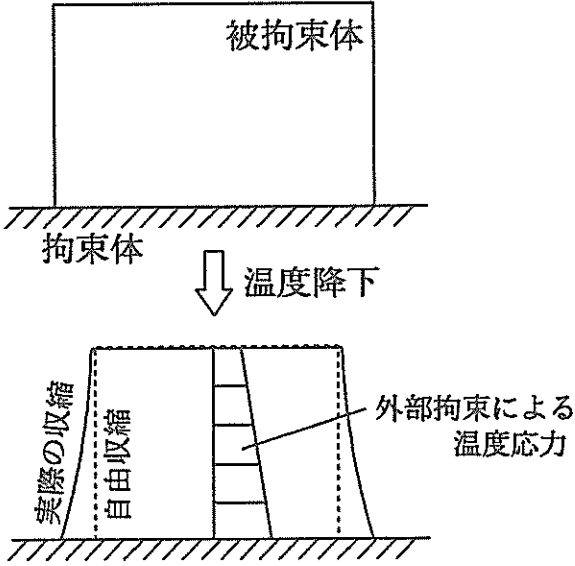


図-3 外部拘束による温度応力の発生

外部拘束機構に関しては、拘束を受ける新設コンクリート（被拘束体）が直立壁である場合についてはこれまでも研究がなされており、いくつかの簡易予測法が提案されている。代表的なものにACIの方法がある。これは断面平均温度降下量と拘束度から式(1)によって温度応力を算出するものである。

$$\sigma_R = K_R \cdot E_e \cdot \alpha_c \cdot \Delta T \quad (1)$$

- ここで、 σ_R : 発生する引張応力度 (kgf/cm²)
 K_R : 外部拘束度
 E_e : コンクリートのヤング係数 (kgf/cm²)
 α_c : コンクリートの熱膨張係数 (1/°C)
 ΔT : 断面平均温度降下量 (°C)

ここで拘束度 K_R は図-4のACIの図表から求める。ここでは壁の長ささと高さの比で壁の高さ方向の拘束度を示している。この比が大きいほど拘束度は大きくなる。また拘束度は壁の下端で1.0で上方に行くにしたがい値は小さくなる。拘束度は拘束体と被拘束体の剛性比によっても影響を受けるため、図表から得られた値に次式で求めた修正係数 M をかける必要がある。

$$M = \frac{1}{1 + \frac{A_c \cdot E_c}{A_R \cdot E_R}} \quad (2)$$

- ここで、 A_c : コンクリートの断面積 (cm²)
 E_c : コンクリートのヤング係数 (kgf/cm²)

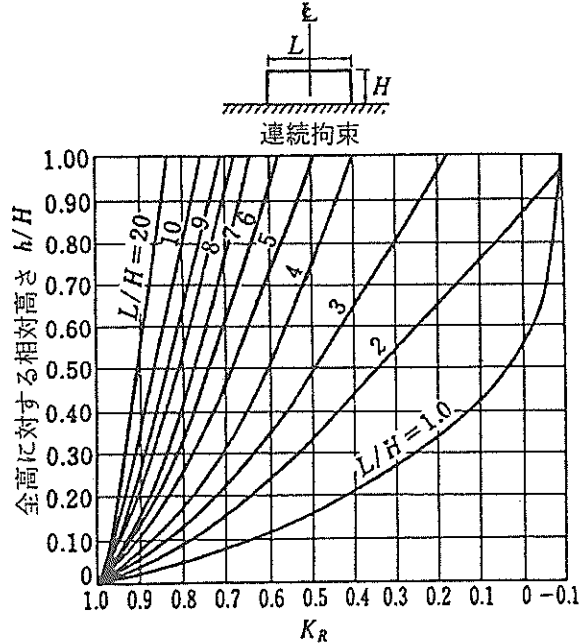


図-4 外部拘束度の分布 (ACI図表)

- A_R : 拘束体の断面積 (cm²)
 E_R : 拘束体のヤング係数 (kgf/cm²)

拘束体の有効断面積 A_R は $2.5A_c$ を最大とする。

ACIの方法では拘束度が壁の縦横比 (L/H) から与えられるため、円筒壁の場合には壁長 L をどのように設定するかが問題となる。いままで直径 D の円筒壁の設計では L として円周長 πD や $\pi D/2$ を用いている例もあるが、その妥当性については十分に検討がなされていない。いずれにせよ被拘束体が円筒部材である場合については、現在のところ外部拘束に関する知見は少なく、円筒構造物の温度ひびわれ制御を行うためには外部拘束の機構を明らかにすることがまず重要であると考えられる。

3. 有限要素法による温度応力解析¹⁶⁾

3.1 温度分布の計算法

物質内を移動する熱量 q は、その熱移動方向の温度勾配に比例する。これはフーリエの法則と呼ばれ、式(3)で表すことができる。

$$q = -\lambda_x \frac{dT}{dx} \quad (3)$$

ここで、 T は温度、 x は熱の移動方向にとった座標であり、 λ_x は熱伝導率と呼ばれ、物質における x 方向の熱の伝わりやすさを表す定数である。

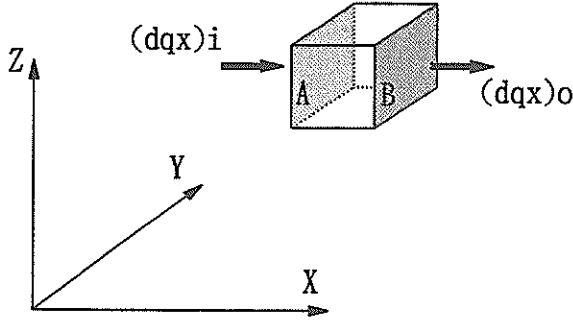


図-5 物質内の微小六面体

図-5のように物質内の微小六面体を考える。断面Aから微小時間 dt に流入する熱量 $(dqx)_i$ は式(3)より

$$(dqx)_i = -\left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) dydzdt \quad (4)$$

となる。また断面Bから流出する熱量 $(dqx)_o$ は

$$(dqx)_o = -\left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) dydzdt + \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) dx dydzdt \quad (5)$$

となる。したがって x 方向の熱の移動により微小六面体に蓄積される熱量 q_x は次式となる。

$$q_x = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) dx dydzdt \quad (6)$$

同様に y 方向、 z 方向の熱の移動により蓄積される熱量は式(7)、式(8)となる。

$$q_y = \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y}\right) dx dydzdt \quad (7)$$

$$q_z = \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z}\right) dx dydzdt \quad (8)$$

また物質内で発熱がある場合、時刻 t における単位時間あたり単位体積あたりの発熱量を $Q(t)$ とすれば微小六面体内での発熱量 q' は

$$q' = Q(t) dx dydzdt \quad (9)$$

となる。一方、これらの熱量の増加により微小六面体の温度は上昇するが、そのときに必要な熱量 ΔQ は物質の密度を ρ 、比熱を c とすれば次式で求められる。

$$\Delta Q = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dx dydzdt \quad (10)$$

式(6)から式(9)までの合計と式(10)は等しいことから次式が得られる。

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z}\right) + Q(t) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (11)$$

各方向の熱伝導率が等しい等方等質な物質においては、式(11)は整理されて次式となる。

$$\lambda\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right) + Q(t) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (12)$$

これが一般に非定常熱伝導方程式と呼ばれる式である。有限要素法による熱伝導解析においてもこの式が基本方程式となる。

式(12)を変分法により定式化することにより次に示す要素の有限要素式が得られる。

$$[k]\{\phi\} + [c]\left\{\frac{\partial \phi}{\partial t}\right\} = \{f\} \quad (13)$$

ここで、

$$[k] = \int_{V_e} \lambda \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial [N]}{\partial x} + \frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial [N]}{\partial y} + \frac{\partial [N]^T}{\partial z} \frac{\partial [N]}{\partial z} \right) dV$$

$$[c] = \int_{V_e} \rho c [N]^T [N] dV$$

$$\{f\} = \int_{V_e} Q [N]^T dV - \int_{S_e} q [N]^T dS$$

- $\{\phi\}$: 時刻 t における要素の節点温度ベクトル
- $[N]$: 節点温度と要素内温度を結びつける内挿関数マトリックス
- $[N]^T$: $[N]$ の転置行列
- V_e : 要素領域
- S_e : 要素の境界
- ρ : 密度
- c : 比熱
- Q : 要素内での単位体積単位時間あたりの発熱量
- q : 要素境界から流出する熱量

式(10)をすべての要素で集めて組み立てることにより、解析モデル全体の有限要素式が得られる。

$$[K]\{\phi\} + [C]\left\{\frac{\partial\phi}{\partial t}\right\} = \{F\} \quad (14)$$

ここで、 $[K]$: 熱伝導マトリックス
 $\{\phi\}$: 全体の節点温度ベクトル
 $[C]$: 熱容量マトリックス
 $\{F\}$: 熱流速ベクトル

こうして得られた非定常熱伝導有限要素式を時刻歴で解くことにより、解析モデル内の温度分布を算出することができる。

3.2 温度応力の計算法¹⁷⁾

温度応力解析における平衡方程式は、仮想仕事の原理を用いて次式のように書ける。

$$\int_V \delta\{\epsilon\}^T \{\sigma\} dV - \int_V \delta\{U\}^T \{F\} dV - \int_S \delta\{U\}^T \{T\} dS = 0 \quad (15)$$

ここで、 $\{\epsilon\}$: ひずみベクトル
 $\{\sigma\}$: 応力ベクトル
 $\{U\}$: 変位ベクトル
 $\{F\}$: 単位体積あたりの物体力ベクトル
 $\{T\}$: 単位面積あたりの表面力ベクトル
 V : 物体の体積領域
 S : 物体の表面積領域
 $\{\}^T$: ベクトルの転置

温度応力解析ではひずみは弾性ひずみと温度ひずみの和であるから、フックの法則は次式となる。

$$\{\sigma\} = [D] (\{\epsilon\} - \{\epsilon_t\}) \quad (16)$$

$[D]$: 応力-ひずみマトリックス
 $\{\epsilon_t\}$: 温度ひずみベクトル

またひずみベクトルと変位ベクトルは未知変数である節点変位ベクトル $\{d\}$ を用いて、次式で表わせる。

$$\{\epsilon\} = [A]\{d\} \quad (17)$$

$$\{U\} = [N]\{d\} \quad (18)$$

$[A]$: ひずみ-変位マトリックス
 $[N]$: 形状関数マトリックス

式(16)~式(18)を式(15)に代入して整理すると、要素での有限要素式が得られる。

$$[k]\{d\} = \{f_s\} + \{f_v\} + \{f_t\} \quad (19)$$

$$\text{ここで、} [k] = \int_V [A]^T [D] [A] dV$$

$$\{f_s\} = \int_S [N]^T \{T\} dS$$

$$\{f_v\} = \int_V [N]^T \{F\} dV$$

$$\{f_t\} = \int_V [A]^T [D] \{\epsilon_t\} dV$$

$[k]$ は要素の剛性マトリックスであり、 $\{f_s\}$ 、 $\{f_v\}$ はそれぞれ表面力および体積力による節点荷重ベクトルである。また $\{f_t\}$ は温度ひずみによる見かけの節点力ベクトルであり、熱伝導解析により求められた温度分布から算出される。

式(19)をすべての要素でたし合わせるにより、解析対象全体の有限要素式が得られる。得られた式を各時刻において解くことにより温度応力を求めることができる。

ただし今回の有限要素モデルでは、鉄筋はモデル化されておらず、またコンクリートのひびわれは考慮されていない。すなわちひびわれ発生後の応力の再配分および鉄筋のひびわれ制御について計算からは知見は得られない。

4. 模型実験

4.1 模型の概要

コンクリート円筒部材の温度ひびわれに関する挙動を把握するため、図-6に示すような円筒構造物模型を製作し、コンクリート打設後約10日間温度応力に関する計測を実施した。実験は大型構造実験施設内の反力床上にコンクリートベース(底版)を製作して行った。屋内実験であるため日射や風による影響はほとんどないと考えた。試験状況を写真-2に示す。

試験体は表-1に示すように、直径5.0mのものと同径3.5mのものそれぞれについて打設高さを変えて3種類ずつ、計6体製作した。いずれも実験は8月と9月(平均気温15℃~28℃)の夏期に行っている。円筒部材の基礎となる底版(拘束体)は幅6m厚さ75cmの正八角形の無筋コンクリートブロックであり、円筒部材打設の約1カ月前に製作した。拘束体の底部にはシートおよび発泡スチロールを敷き、反力床との縁を切った。また拘束体側面には厚さ50mmの発泡スチロールを厚さ12mmの合板

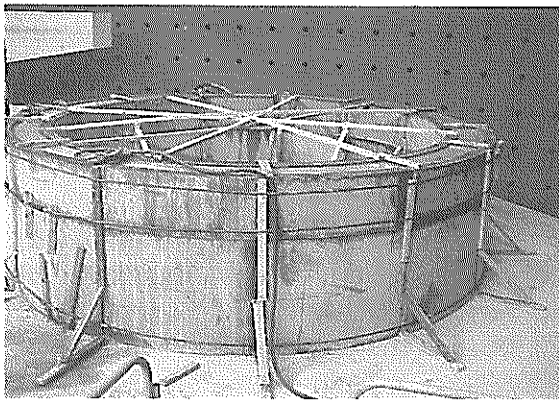
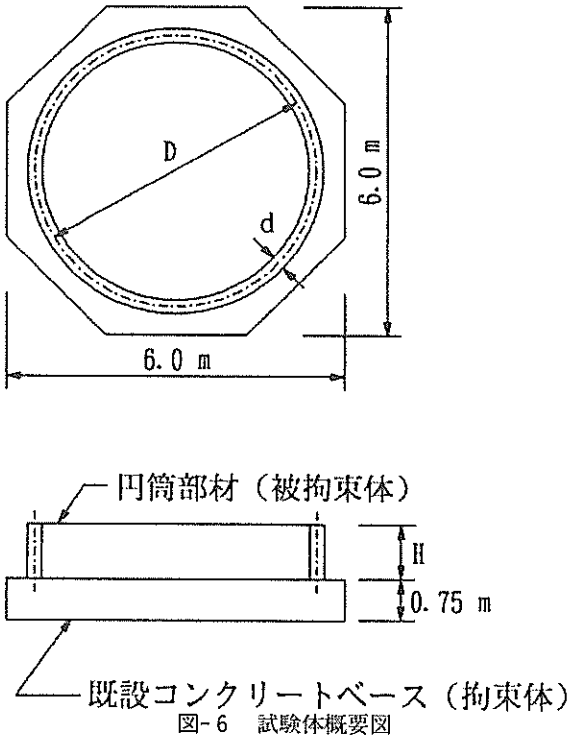


表-1 試験体一覧

	壁厚 d	直径 D	円周長 L	高さ H	L/H
試験体 No.1	25 cm	5.0 m	15.7 m	0.50 m	31.4
試験体 No.2				1.00 m	15.7
試験体 No.3				1.50 m	10.5
試験体 No.4	20 cm	3.5 m	11.0 m	0.35 m	31.4
試験体 No.5				0.70 m	15.7
試験体 No.6				1.05 m	10.5

でサンドイッチ状にした型枠を用い、そのまま型枠を残して実験を行った。

鉄筋コンクリート製の円筒部材の厚さは、直径5mの方が25cm、直径3.5mの方が20cmとした。試験体No.2での配筋図を図-7に示す。鉛直方向と円周方向に格子状に配筋した。鉄筋はすべてSD295のD13を使用した。鉛直方向の鉄筋は壁外側、内側とも約50cmピッチで計64本を配し、下端は拘束体に深さ20cm穿孔し接着剤で定着した。円周方向の鉄筋は高さ15cmピッチで配置した。鉄筋はすべて溶接継手とした。また鉄筋のかぶり厚は40mmとした。側面型枠には底部部と同じ発泡スチロールを挟んだ合板を用いており、実験終了時まで型枠を設置したまま養生を行った。これは、型枠を取り外すと側面からの放熱により温度勾配が生じ内部拘束ひびわれを生じる可能性が大きく、今回の実験の主目的である外部拘束機構の解明にとって妨げとなるからである。また円筒壁上面には散水を行って乾燥しないよう注意した。

使用したコンクリートの種類、配合等について、表-2に示す。拘束体には高炉セメントB種を用いており、設計基準強度は400kgf/cm²とした。一方、円筒壁には普通ポルトランドセメントを使用し、単位セメント量400kg/m³で設計基準強度は400kgf/cm²とした。スランブは18cm、最大骨材寸法は20mmとした。また混和材としてAE減水材標準型を使用した。コンクリートの練り上がり温度は20℃を目標とした。

4.2 計測方法

(1)計測項目

円筒部材内には以下に述べる計測器を配置し、打設後3日間は1時間おきにそれ以降は3時間おきに自動計測を行った。測定は各試験体の2断面で行った。図-8に試

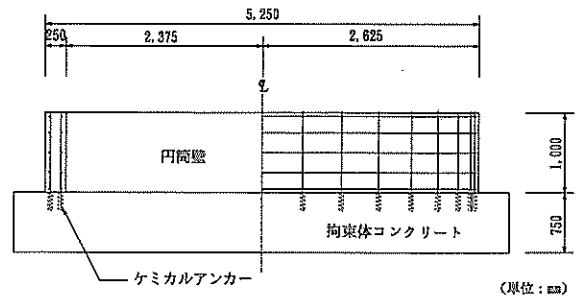


表-2 使用したコンクリートの諸元

	拘束体	円筒壁
設計基準強度	400 kgf/cm ²	400 kgf/cm ²
セメントの種類	高炉セメントB種	普通ポルトランド
単位セメント量	350 kg/m ³	400 kg/m ³
水セメント比	50 %	50 %

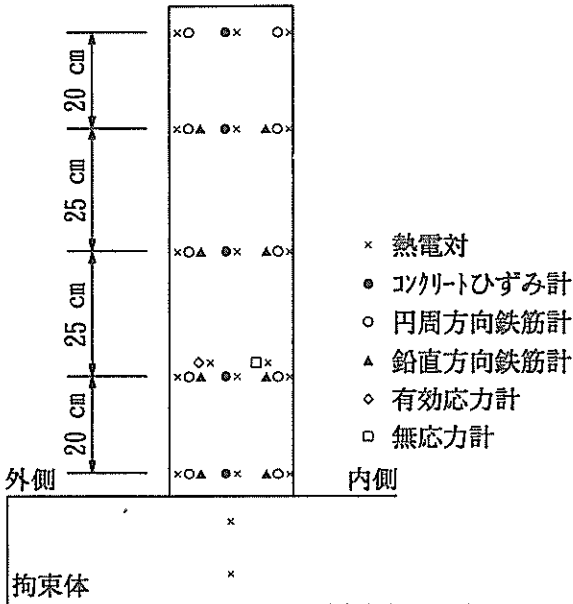


図-8 計測器の配置 (試験体No. 2)

験体No.2での計測器の一断面での配置図を示す。この断面では、高さ方向の5箇所に熱電対を配置した。コンクリートひずみ計を各位置の中央部に5台、有効応力計と無応力計を1台ずつ部材内部に配置した。また鉄筋ひずみゲージを貼り鉄筋ひずみも併せて計測した。他の試験体についてもほぼ同様な配置で計測を行った。

①熱電対

熱電対は2種類の異なった金属線で閉回路を作成し2点間での温度差による起電力を計測することにより温度を計測する。円筒壁の断面内の温度分布を計測するため、高さ約25cm間隔でそれぞれ外側部、中央部、内側部の3箇所で熱電対を設置した。また円筒壁下の拘束体内部の温度および外気温も測定した。また他の計器の計測値の温度補正をするために、ひずみ計などの計測器設置位置にも熱電対を設置した。

②コンクリートひずみ計

壁中央部に高さ約25cmおきに埋め込み型ひずみ計を設置して、コンクリートの円周方向ひずみを測定した。ひずみ計の概略を図-9に示す。コンクリートひずみ計は、設置箇所に生じたクリープ、温度、乾燥収縮などトータルとしてのひずみを計測する。

③鉄筋計

ひずみ計と同様に高さ約25cm間隔で円周方向の鉄筋と鉛直方向の鉄筋にひずみゲージを貼った。

④有効応力計

各試験体とも断面内に1箇所設置した。有効応力計の

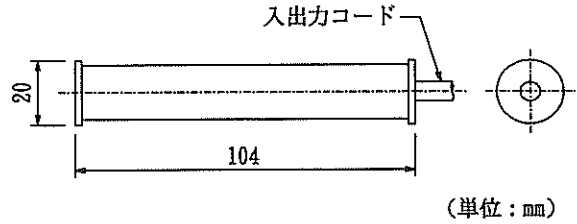


図-9 埋め込み型ひずみ計

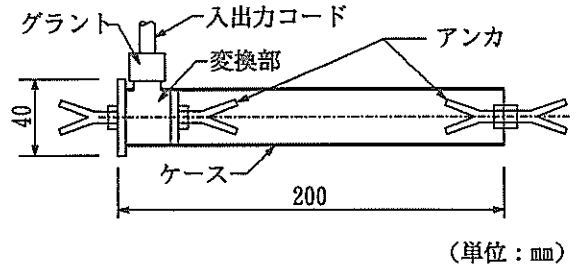


図-10 有効応力計

簡単な構造を図-10に示す。200mmの間隔内で自由伸縮ひずみの影響を取り除いた温度応力を計測する。

⑤無応力ひずみ計

コンクリートの熱膨張係数を調べるため、円筒壁内に無応力ひずみ計を1箇所設置した。無応力ひずみ計は図-11に示すように、円筒形のケースにより周囲のコンクリートと縁を切ったコンクリートのひずみを計測するものである。すなわち外力、クリープなどの影響を取り除き温度変化によるコンクリートの伸縮を自由にした無応力状態でのひずみを計測するものであり、得られたひずみと温度からコンクリートの熱膨張係数を算出することができる。

(2)ひずみ記録の整理方法

コンクリートひずみ計で計測された実ひずみは温度変化による自由伸縮ひずみと応力発生につながる有効ひずみ、およびクリープひずみとの和で表わされるとする。

$$\varepsilon_m = \varepsilon_f + \varepsilon_e + \varepsilon_c \quad (20)$$

ここで、 ε_m : 実ひずみ
 ε_f : 自由伸縮ひずみ
 ε_e : 有効ひずみ
 ε_c : クリープひずみ

自由伸縮ひずみはコンクリートの温度変化によって生じるひずみであり、温度変化量とコンクリートの熱膨張係数より無応力計を用いて次式で求められる。

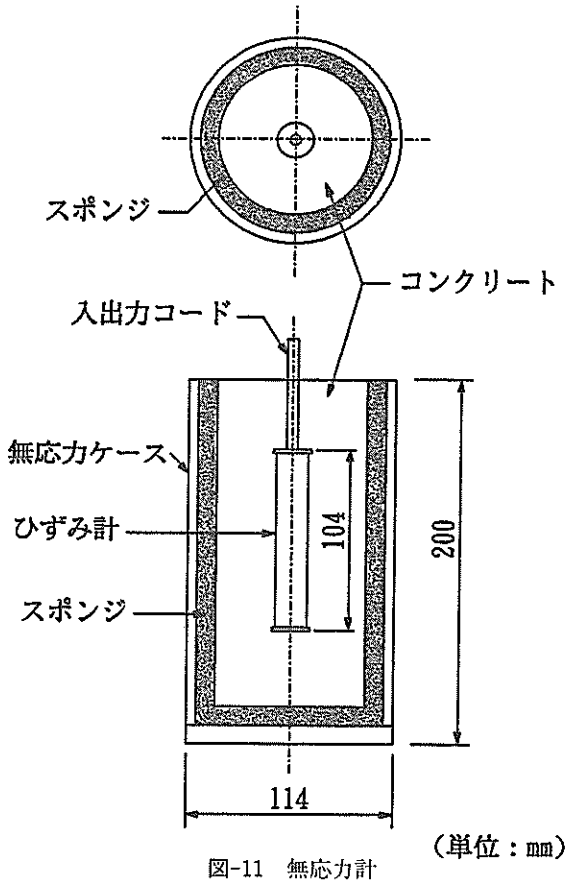


図-11 無応力計

$$\varepsilon_f = \alpha_c \cdot (T - T_0) \quad (21)$$

- α_c : コンクリートの熱膨張係数 ($1/^\circ\text{C}$)
- T : コンクリートの温度 ($^\circ\text{C}$)
- T_0 : コンクリートの初期温度 ($^\circ\text{C}$)

クリープについてはさまざまな考え方があがるが、今回は有効ひずみから応力を計算する際に、ヤング係数を低減した有効ヤング係数を用いることで考慮した。有効ヤング係数は、コンクリート標準示方書¹⁸⁾に準拠してコンクリートの圧縮強度より推定した。したがってこれ以降有効ひずみはクリープひずみを含んだものとして取扱い、その増分は次式で求めることができる。

$$\Delta \varepsilon_e = \Delta \varepsilon_m - \alpha_c \cdot \Delta T \quad (22)$$

- $\Delta \varepsilon_e$: 有効ひずみの増分
- $\Delta \varepsilon_m$: 実ひずみの増分
- ΔT : コンクリートの温度変化量 ($^\circ\text{C}$)

4.3 若材令時のコンクリートの性質

(1) コンクリート強度

コンクリート強度試験の結果を表-3に示す。この結果に基づき各ケースにおいて材令 t 日における圧縮強度を最小二乗法を用いて式(23)で近似した。

$$f'_c(t) = \frac{t}{a+bt} f'_c(91) \quad (23)$$

ここで、 $f'_c(t)$: 材令 t 日における圧縮強度 (kgf/cm^2)、 a, b は定数、 $f'_c(91)$ は91日における圧縮強度をそれぞれ示す。

得られた定数 a, b および91日強度 $f'_c(91)$ を表-4に示す。引張強度、ヤング係数については『コンクリート標準示方書』にしたがい、圧縮強度から以下の式で推定し

表-3 コンクリートの強度試験結果

試験体	材令	圧縮強度 (kgf/cm^2)	引張強度 (kgf/cm^2)	ヤング率 (kgf/cm^2)	ポアソン比
拘束体 No. 1	91日	385	27.5	3.36E+05	0.210
	3日	254	21.9	2.44E+05	0.179
	5日	292	25.9	2.61E+05	0.207
	7日	311	29.7	2.70E+05	0.195
	14日	356	30.0	2.88E+05	0.218
	28日	393	30.5	3.05E+05	0.201
	56日	419	34.6	3.11E+05	0.204
91日	437	32.3	3.22E+05	0.222	
No. 2	3日	237	22.8	2.32E+05	0.173
	5日	296	24.9	2.80E+05	0.184
	7日	310	27.4	2.86E+05	0.187
	14日	353	27.6	3.13E+05	0.201
	28日	373	31.2	3.08E+05	0.205
	56日	414	29.6	3.23E+05	0.213
	91日	431	31.3	3.30E+05	0.217
No. 3	3日	213	20.5	2.34E+05	0.189
	5日	262	24.6	2.49E+05	0.192
	7日	280	23.1	2.71E+05	0.198
	14日	332	26.4	2.70E+05	0.186
	28日	370	27.2	2.95E+05	0.212
	56日	386	24.4	3.04E+05	0.217
	91日	401	28.1	3.09E+05	0.215
No. 4	3日	203	22.9	2.24E+05	0.239
	7日	254	26.6	2.67E+05	0.188
	14日	265	26.5	2.88E+05	0.164
	21日	321	30.9	3.01E+05	0.197
	28日	391	28.4	3.14E+05	0.203
	56日	403	32.8	3.40E+05	0.209
	94日	442	32.2	3.32E+05	0.228
No. 5	3日	182	17.5	2.14E+05	0.171
	9日	323	25.9	2.68E+05	0.194
	14日	323	28.1	2.83E+05	0.186
	21日	355	30.0	3.04E+05	0.211
	28日	376	29.1	3.01E+05	0.195
	57日	359	33.4	3.36E+05	0.200
	91日	432	28.7	3.26E+05	0.216
No. 6	3日	152	16.9	2.14E+05	0.165
	5日	226	22.3	2.72E+05	0.188
	7日	263	26.6	2.75E+05	0.179
	14日	317	29.1	3.00E+05	0.200
	29日	332	33.1	3.16E+05	0.202
	66日	389	35.1	3.29E+05	0.197
	90日	397	36.2	3.35E+05	0.218

表-4 圧縮強度推定式

$f'c(t) = \frac{t}{a+bt} f'c(91)$			
試験体	$f'c(91)$	a	b
No. 1	437	3.6	0.96
No. 2	431	2.7	0.97
No. 3	401	2.7	0.97
No. 4	442	4.6	0.95
No. 5	432	4.9	0.95
No. 6	397	3.6	0.96

た。

$$f_t(t) = c \cdot \sqrt{f'_c(t)} \quad (24)$$

$$E_e(t) = \psi(t) \cdot 1.5 \cdot 10^4 \sqrt{f'_c(t)} \quad (25)$$

ここで、 $f_t(t)$: 材令 t 日における引張強度(kgf/cm²)

c : $c=1.4$

$E_e(t)$: 材令 t 日の有効ヤング係数(kgf/cm²)

$\psi(t)$: クリープによるヤング係数の補正係数

- 材令3日まで $\psi(t)=0.73$
- 材令5日以降 $\psi(t)=1.00$
- 材令3日から5日までは直線補間

これら強度定数の経時変化の実測値と推定式を図-12に示す。圧縮強度に関しては実測値と推定式が良く一致した。引張強度と有効ヤング係数に関しては実測値の方が推定式よりやや大きな値であった。

(2)コンクリートの発熱特性

コンクリートの発熱特性を示す断熱温度上昇曲線は、一般に次式の形で表される。

$$T_{ad} = Q(1 - e^{-\alpha t}) \quad (26)$$

ここで、 T_{ad} : 材令 t 日における断熱温度上昇量(°C)

Q : 断熱温度上昇の最終値(°C)

α : 温度上昇速度(°C/day)

t : 材令(day)

円筒壁に使用したコンクリートについては断熱温度上昇試験を行った。空気循環式の試験機を使用し、打込み時から材令7日まで0.25日ごとにコンクリート温度を測定した。打込み温度は23.3°C、最高温度は83.2°C、温度

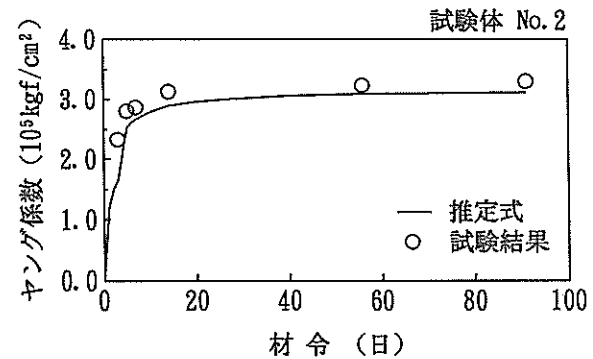
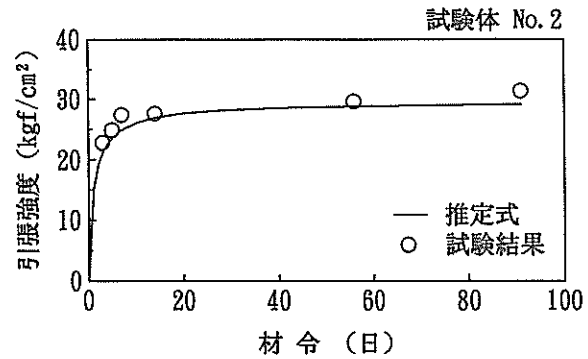
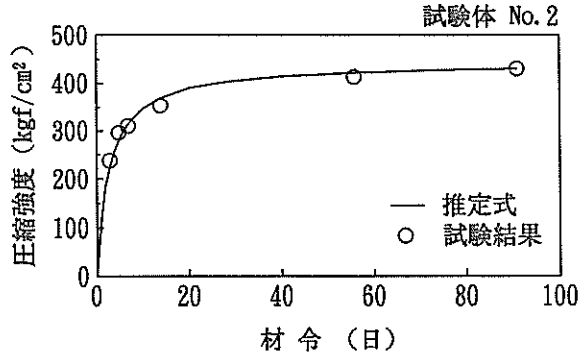


図-12 強度試験結果と推定式

上昇量は59.9°Cであった。試験結果から式(26)中の定数 Q 、 α の値は、 $Q=60.0$ 、 $\alpha=1.37$ となった。図-13に測定結果と断熱温度上昇曲線を示す。

(3)コンクリートの熱膨張係数

円筒壁内に設置した無応力計より熱膨張係数を求めた。コンクリートでは温度変化によるひずみと温度変化量とがほぼ比例し、この勾配から熱膨張係数が求められる。一般的に膨張時と収縮時において熱膨張係数は異なる値になる。したがって温度上昇時と降下時とに分けて、最小二乗法により熱膨張係数をそれぞれ求めた。図-14に試験体No.2での計測値と回帰直線を示す。他の試験体でも同様にして求めた熱膨張係数を表-5に示す。どのケース

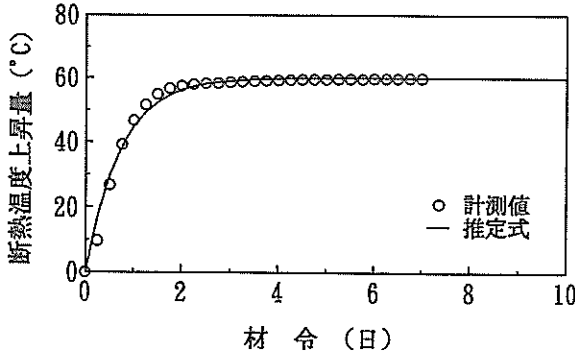


図-13 断熱温度上昇試験結果

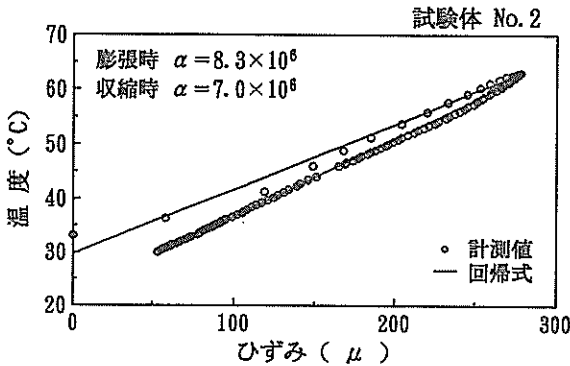


図-14 熱膨張係数の算定

表-5 熱膨張係数 α (1/°C)

試験体	膨張時	収縮時
No. 1	8.9E-06	8.5E-06
No. 2	8.3E-06	7.0E-06
No. 3	9.8E-06	7.4E-06
No. 4	16.5E-06	9.9E-06
No. 5	12.6E-06	10.1E-06
No. 6	12.6E-06	10.9E-06

でも膨張時の熱膨張係数の方が収縮時よりもやや大きくなった。

5. 実験結果

5.1 温度分布

コンクリートの水和熱による温度変化は、コンクリート自体の発熱特性、打設部材の形状、および外気温、打設温度、養生方法などの材料特性や施工条件によって影響を受ける。表-6に各試験体の打設時の温度条件と温度測定結果を示す。ここで平均気温は打設後10日間の外気温を平均して求めた。最高温度は試験体No.3の67.3°Cであり、最大温度降下量も試験体No.3での44.2°Cであった。ただし試験体No.5とNo.6は秋口にコンクリート打設を行ったので温度は低めとなった。

図-15に試験体No.2での温度の経時変化を示す。図中の断面上部は円筒壁上面から5cmの位置であり、断面下部は円筒壁下端から5cm上の位置である。最高温度は円筒壁中央部で63.9°Cであり、その発現はコンクリート打設から0.71日後であった。上面と下面での最高温度は45°C~50°Cであった。温度変化の曲線形状は比較的なだらかで1週間ほどすると部材温度はほぼ一定値となった。

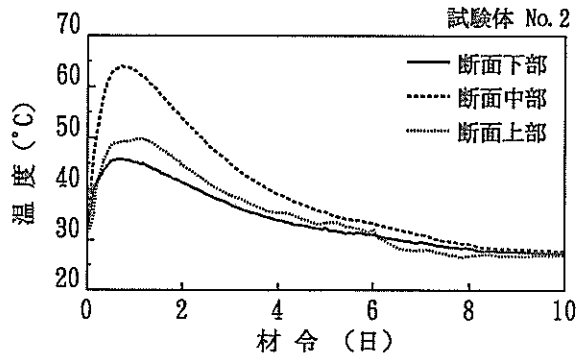
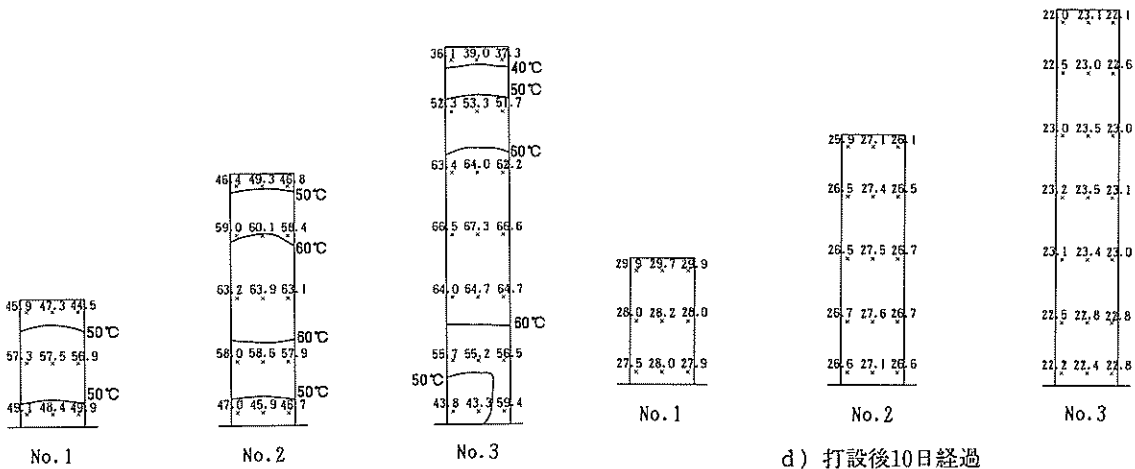


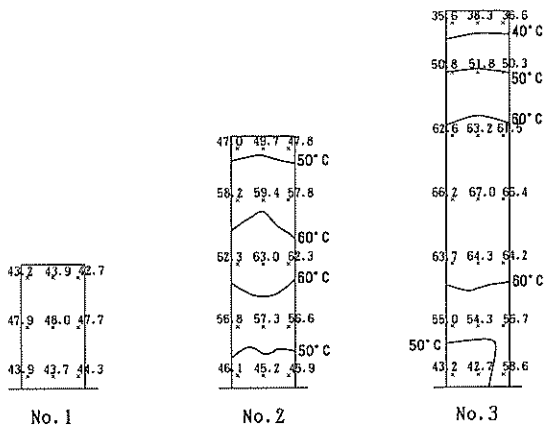
図-15 温度の経時変化図

表-6 温度の測定値

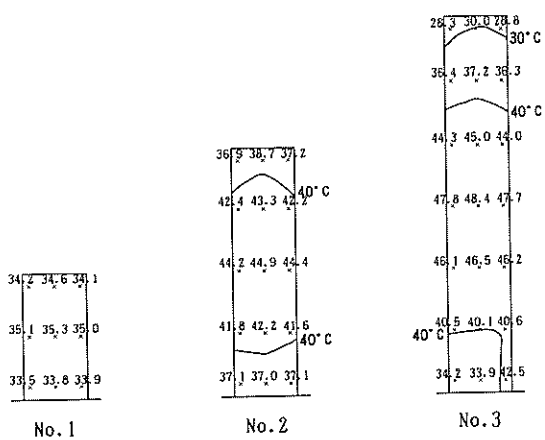
試験体	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4	No. 5	No. 6
平均外気温	28.0 °C	25.0 °C	23.0 °C	23.5 °C	19.0 °C	15.0 °C
拘束体初期温度	30.9 °C	27.9 °C	25.5 °C	24.5 °C	19.0 °C	16.5 °C
円筒壁打設温度	37.3 °C	33.2 °C	32.0 °C	29.6 °C	25.4 °C	22.4 °C
最高温度	57.5 °C	63.9 °C	67.3 °C	37.9 °C	45.1 °C	47.9 °C
最終安定温度	29.0 °C	28.0 °C	23.1 °C	22.2 °C	19.0 °C	15.3 °C
最大温度降下量	28.5 °C	35.9 °C	44.2 °C	15.7 °C	26.1 °C	32.6 °C



a) 最高温度時

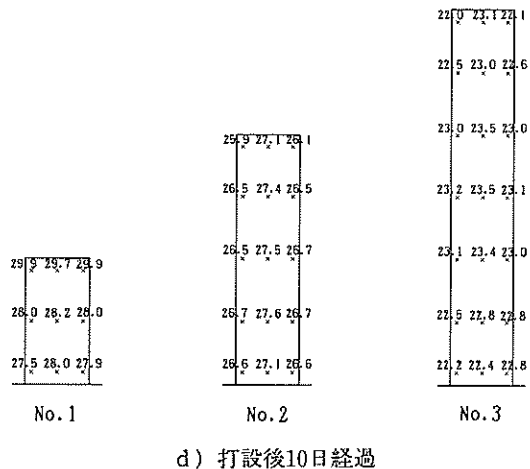


b) 打設後1日経過



c) 打設後3日経過

図-16 断面内の温度分布状況



d) 打設後10日経過

図-16は試験体No.1, No.2およびNo.3での1日目, 最高温度発生時, 3日目および10日目の断面温度分布図である。円筒壁側面は断熱材(発泡スチロール)を用いた型枠で養生したため, 部材断面での水平方向の温度差は小さかった。すなわち中央部で63.9°Cのとき型枠部では63.0°Cであり, 散水養生をしている壁上面および下端の拘束体との打継ぎ面から熱が外気に流出していることがわかった。3日目から部材内の温度はほぼ一様になった。10日目に外気温とほぼ同一の部材温度となった。

5.2 コンクリートと鉄筋のひずみ

式(2)から求めたコンクリートの有効ひずみの試験体No.2での経時変化を, 円筒壁の断面上部, 中央部および下部について図-17に示す。ここで引張ひずみを正, 圧縮ひずみを負としている。断面中央部と下部では初期の温度上昇時に圧縮ひずみが発生し, 最高温度に達し温度降下に転じたとき引張ひずみとなった。また断面上部では下部とは逆に温度上昇時に引張り下降時に圧縮のひずみ

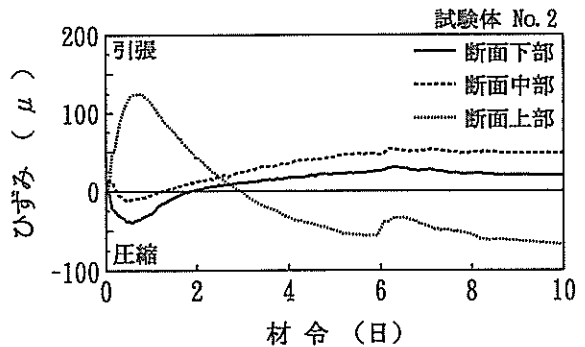


図-17 ひずみの経時変化図

計測データ - 試験体 No. 5 -

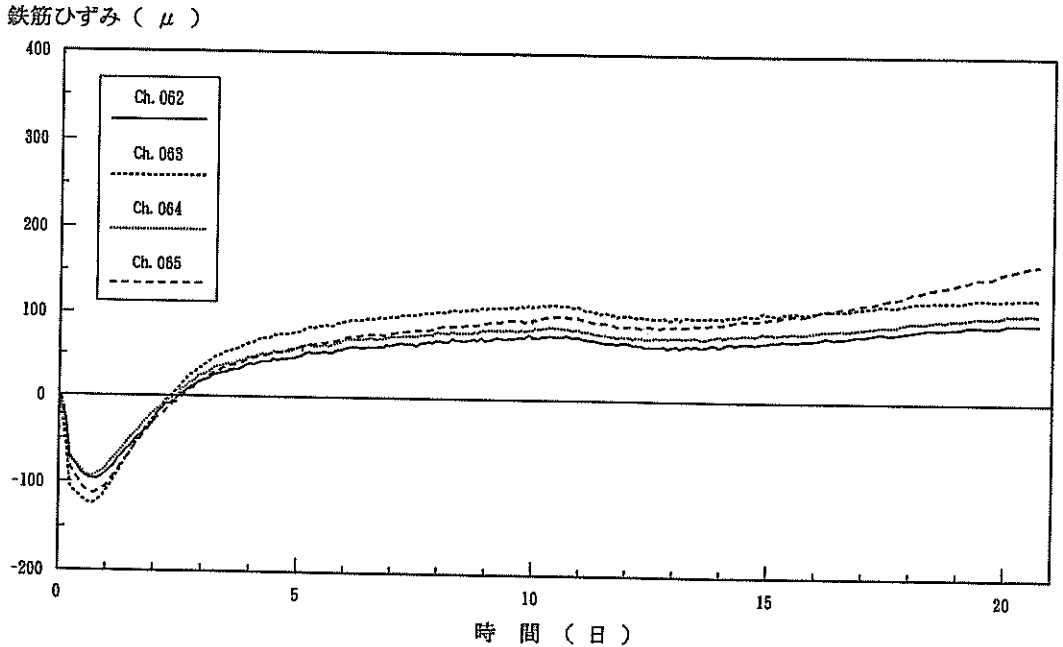


図-18 鉄筋ひずみの経時変化

が発生した。これは内部拘束よりも外部拘束が卓越している場合の典型的なパターンであり、今回の円筒壁では外部拘束による影響が大きいことがわかる。またコンクリートに生じた引張ひずみの値は 150μ 以下であった。コンクリートのひびわれ発生限界引張ひずみは、硬化コンクリートで約 200μ 、初期材令ではクリープひずみを含んで 500μ 程度といわれている。したがってひずみの測定結果からは、試験体にひびわれが発生した可能性は少ないといえる。

図-18に試験体No.5での鉄筋のひずみの経時変化を示す。試験体下端での円周方向の鉄筋ひずみを図に示すが2日目まで圧縮のひずみが生じておりその後引張のひずみに転じた。鉄筋ひずみの傾向は、コンクリートひずみの傾向と類似していた。最大ひずみ量は 150μ 程度でありこの計測結果からもコンクリートにひびわれが生じた可能性が少ないことを示している。図-19に試験体No.5での断面内の円周方向の鉄筋のひずみ分布を示す。断面下端から中央部にほぼ一様な引張ひずみが生じており上端に行くにしたがい引張ひずみの値は低減し上端では圧縮ひずみに転じた。また図-20に鉛直方向の鉄筋ひずみの断面内での分布を示す。断面内では引張のひずみが生じたが下端では円筒壁外側の方が内側より引張ひずみ量が大きかった。これは断面に円筒壁内側への曲げ変形が生じていたことを示す。

試験体 No.5

材令 5日

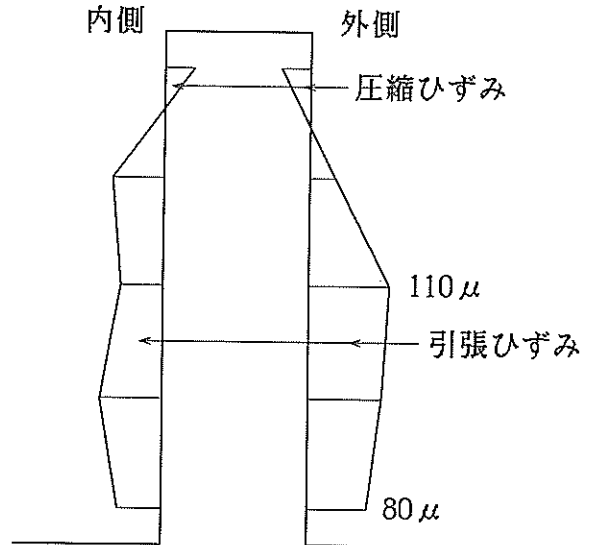


図-19 円周方向鉄筋のひずみ分布

試験体 No.5

材令 5日

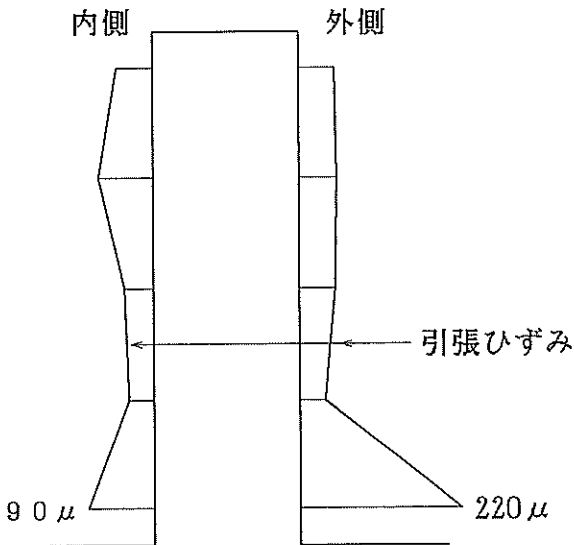


図-20 鉛直方向鉄筋のひずみ分布

5.3 外部拘束度

円筒壁での外部拘束の程度を調べるため、外部拘束度を求めた。式(27)で求めた有効ひずみは内部拘束によるひずみと外部拘束によるひずみに分けられる。

$$\epsilon_e = \epsilon_i + \epsilon_R \quad (27)$$

ここで、 ϵ_e : 有効ひずみ
 ϵ_i : 内部拘束ひずみ
 ϵ_R : 外部拘束ひずみ

したがって外部拘束ひずみを求めるためには有効ひずみから内部拘束ひずみを引く必要がある。内部拘束ひずみは円筒壁内の温度差から生じる。図-16に示したように円筒壁内の温度差は部材内の半径方向にはほとんどなく高さ方向に生じていた。そこで高さ方向の温度差に着目して内部拘束を求めた。図-21に示すように円筒壁内の高さ方向に温度が分布していると、高さ y における温度を $T(y)$ とおく。ひずみは高さ方向に直線分布すると仮定する。内部拘束により生じる軸力と曲げモーメントは、断面全体としては0になることから、ひずみ分布が求められる。高さ y の位置での内部拘束ひずみ $\epsilon_i(y)$ は式(28)で表される。

温度分布

$T(y)$

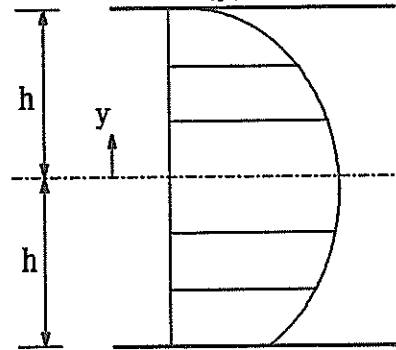


図-21 高さ方向の温度分布曲線

$$\epsilon_i(y) = \alpha_c \cdot \left(\frac{1}{2h} \int_{-h}^h T(y) dy + \frac{3y}{2h^3} \int_{-h}^h T(y) \cdot y dy - T(y) \right) \quad (28)$$

ここで、 α_c : コンクリートの熱膨張係数
 h : 円筒壁高さの1/2

こうして求めた内部拘束ひずみを有効ひずみから引き、外部拘束によるひずみを求めた。その経時変化を図-22に示す。ひずみの傾向は図-17と類似しているがコンクリート打設直後に内部拘束ひずみの影響が大きく4～5日以降は外部拘束ひずみが卓越した。

外部拘束度 K_R は以下の式から得られる。

$$K_R = \frac{\Delta\sigma_r}{\alpha_c \cdot E_c \cdot \Delta T} \quad (29)$$

ここで、 $\Delta\sigma_r$: 外部拘束応力の変化量(kgf/cm²)
 ΔT : 断面平均温度の降下量(°C)
 E_c : コンクリートのヤング係数(kgf/cm²)

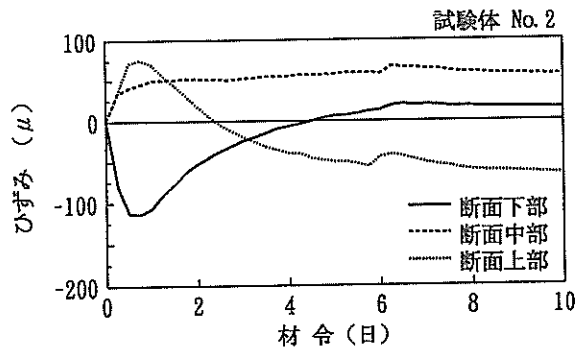


図-22 外部拘束ひずみの経時変化図 (試験体No. 2)

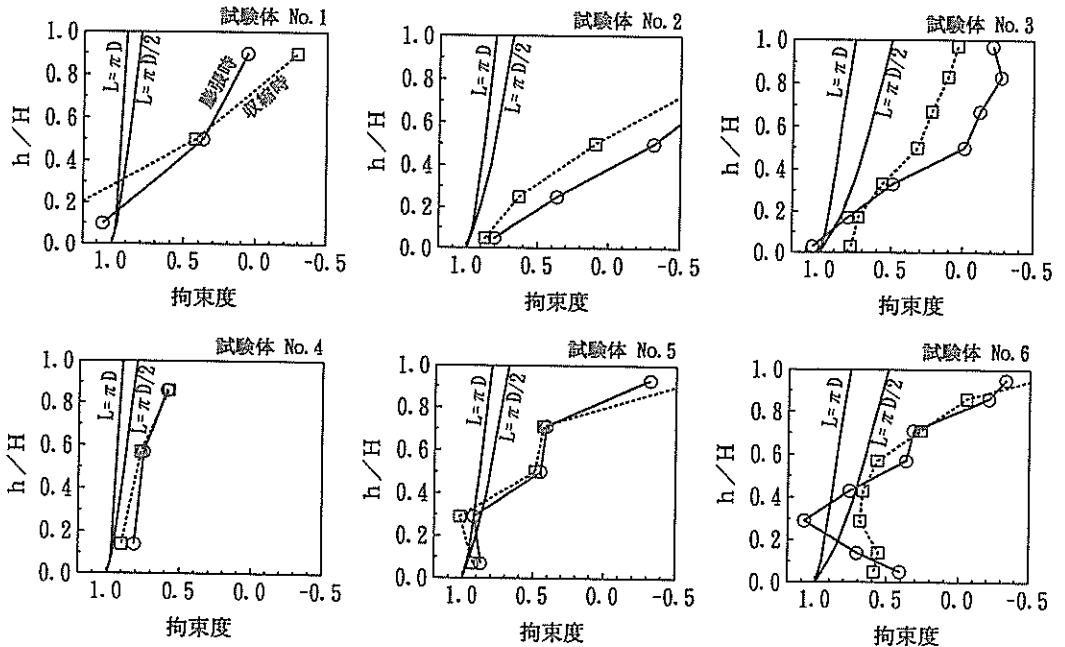


図-23 実測データより求めた外部拘束度

実験から得られた外部拘束度を、ACIの図表から求められる直立壁での外部拘束度と比較するため、膨張時と収縮時に分けて求めた。またACIの方法では、拘束体の剛性の影響を考慮するために、図表から読み取った拘束度に式(2)で定まる修正係数 M をかける必要がある。したがって式(9)で求めた拘束度を M で除して、ACIの図表と比較した。この結果を図-23に示す。

円筒壁の場合、ACIの図表を使用する際、壁長 L をどのように設定するかが問題となるが、ここでは L として円周長 πD とその半分の $\pi D/2$ を用いた。ここで D は円筒壁の直径である。図-23から分かるように実験値から求めた拘束度はACI図表による値よりも全体的に小さい値となった。またその傾向は円筒壁上部にいくほど大きく、直立壁とは異なる高さ方向の分布となった。

図-24は壁体下部 $0.1H$ の位置での拘束度を、円筒壁の縦横比(高さ H と円周長 L の比)を横軸にとってプロットしたものである。ほぼ1.0に近い値であるが同じ直径の円筒壁であれば、高さが低いほど拘束度は大きいという傾向が見られた。

試験体No.2で壁体下部 $0.1H$ の位置で温度降下時に発生する外部拘束による応力は、直立壁としてACI法で求めると 56.7kgf/cm^2 であり、今回の実験では 36.3kgf/cm^2 であった。壁体中部 $0.5H$ では、ACI法で 48.3kgf/cm^2 、実験では 3.8kgf/cm^2 となり両者の差は大きかった。ただしここでの応力度は、最高温度発生時の応力

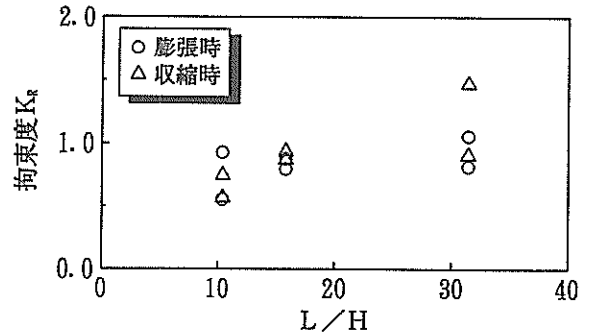


図-24 外部拘束度と L/H との関係

度とほぼ最終の安定温度となった8日目の応力度との差から求めた。

このように円筒壁においては、直立壁よりも外部拘束度は小さく円筒壁上部ではほとんど外部拘束の影響はないという結果になった。

5.4 ひびわれ指数

計測されたコンクリートひずみから算出した有効ひずみとコンクリートの強度試験結果から得られた引張強度より、円筒壁各部での温度ひびわれ指数を算出した。時刻 t における温度ひびわれ指数 $I_{cr}(t)$ は次式(30)で求められる。ひびわれ指数が1.0以下だとひびわれの発生の可能性が十分あると言われている。

$$I_{cr}(t) = \frac{f_t(t)}{\sigma_t(t)} \quad (30)$$

ここで、 $f_t(t)$: 時刻 t におけるコンクリートの引張強度 (kgf/cm²)

$\sigma_t(t)$: 時刻 t における温度応力 (kgf/cm²)

温度応力 $\sigma_t(t)$ は、有効ひずみに有効ヤング係数をかけて求めた。

図-25に試験体No.2で有効応力から算出したひびわれ指数の経時変化を示す。コンクリート打設後2, 3日のひびわれ指数はかなり大きな値で6日ごろに最小値となりその後は再び漸増した。最小値は3.2でありひびわれはまず発生しないと考えられた。図-26および図-27はそれぞれ内部拘束および外部拘束による応力のみで算出したひびわれ指数である。内部拘束応力によるひびわれ指数は最高温度が発生する0.8日目付近で最小となり、1.7程度となった。内部拘束によるひびわれの発生が危惧されるのは打設後初期の段階であることがわかる。打設後初期の段階では、内部拘束により引張応力が生じるが、外部拘束による圧縮応力の方が絶対値が大きいため、両者の和としては圧縮応力となったことがわかる。

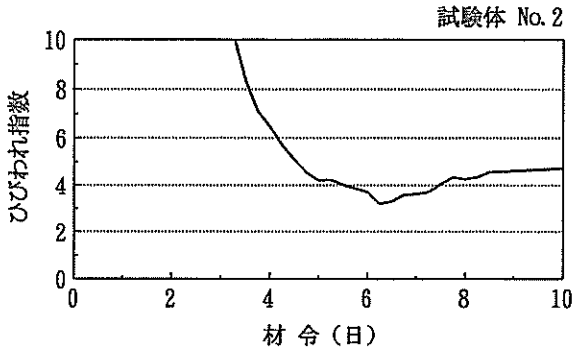


図-25 ひびわれ指数の経時変化図

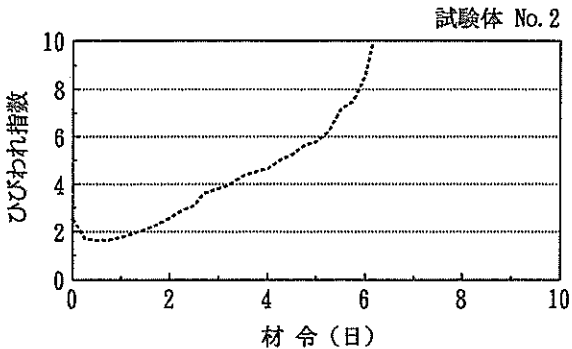


図-26 内部拘束応力によるひびわれ指数

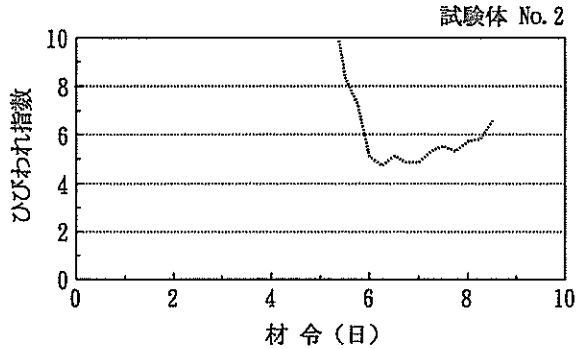


図-27 外部拘束応力によるひびわれ指数

また計測終了後に型枠をはずし、コンクリート表面のひびわれ発生の有無を目視で観察した。いずれの試験体においてもひびわれの発生は認められなかった。

5.5 変形

壁の面内に内力が生じた場合、一方向に連続した直立壁では面外方向の変形は顕著でない。しかし円筒壁では壁直角方向(半径方向)の変位が生じる。これは円筒壁をリングの積み重ねと考えると温度応力による収縮によりリングの径は小さくなる。したがって外部拘束の少ない円筒壁上部ほど円筒壁の径は小さくなる。円筒壁全体としては内側に変形するように見える。円筒壁下端は拘束されているので下端には曲げが生じることになる。壁の面内剛性より面外剛性(曲げ剛性)の方が小さいと変形は顕著となる。この円筒壁の変形状況を倒れ込みと定義する。そこでコンクリートひずみより壁体の半径方向の変位(倒れ込み)を算定した。高さ h における円周方向のコンクリートひずみを $\epsilon(h)$ とすれば、その高さでの円周長 $L'(h)$ は次式となる。

$$L'(h) = L \cdot (1 + \epsilon(h)) \quad (31)$$

したがって円周の直径は $L'(h)/\pi$ に変化しており、この増分を 2π でわれば円筒壁の外側への変位 $d(h)$ が得られる。

$$d(h) = \frac{L \cdot \epsilon(h)}{2\pi} \quad (32)$$

こうして求めた1日目、2日目、3日目、8日目の変位の高さ方向の分布を図-28に示す。円筒外側方向への変位を正とした。温度上昇時には熱膨張により外側へ変位し、その後温度降下による収縮がおり内側への倒れ込みが生じていることがわかる。円筒壁下部で変位が0となっていないのは、拘束体の伸縮と計測したコンクリートひ

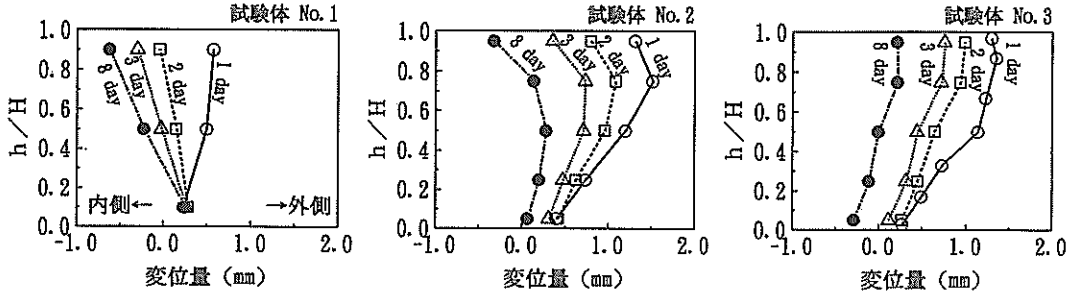
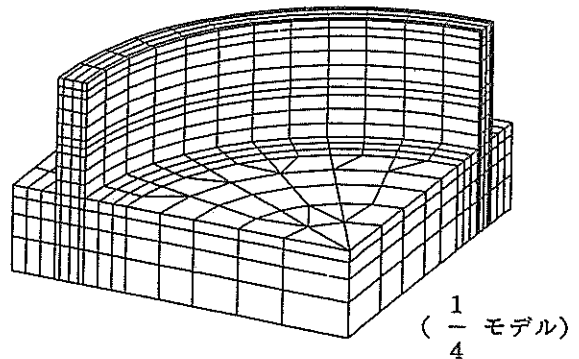


図-28 円筒壁の半径方向の変位

ずみの零点補正が正確でないことが原因と考えられる。コンクリートひずみの零点は打設後初期の塑性流動等の影響で正確には知ることが難しいため、ここではそのままの値で表示している。いずれにしても壁体上部の変位は下部の変位より1mm程度大きいことがわかる。

半径方向の変位により壁長が変化するため、円周方向の応力は緩和されることになる。半径方向の倒れ込みは壁体上部ほど容易であるから、応力の緩和も上部ほど大きくなると考えられる。これは前述した円筒壁における拘束度と直立壁の拘束度の差が上部ほど大きいという結果の原因と考えられる。

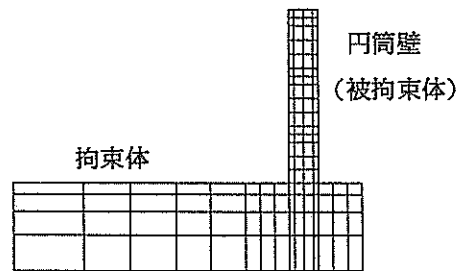


6. 計算結果

6.1 解析モデル

模型実験での試験体を対象に有限要素法による温度応力解析を行った。解析には三次元ソリッド要素を用いて、対称性と境界条件を考慮して図-29に示すように試験体 No.2の1/4をモデル化した。ここでは円筒壁と拘束体との両者を有限要素化した。モデルでの総節点数は1495点、総要素数は1096個である。

熱伝導解析を行う際には図-30に示すように、拘束体(底版)の底面およびモデルの切断面は断熱境界とし、他の部分は熱伝達境界としている。熱伝達係数やその他熱伝導解析に用いた入力データを表-7に示す。型枠は発泡スチロールと合板であるので、円筒壁側面および拘束体側面の熱伝達係数は $1.5 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とした。円筒壁上面と拘束体上面は散水養生しているが、その効果により熱伝達係数は変化する。そこで円筒壁上面および拘束体上面の熱伝達係数を $7.0 \sim 12.0 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ で変化させて、簡単なモデルで数ケースの二次元熱伝導解析を行い実験での温度履歴と形状を合わせ最適な係数を求めた。この結果、円筒壁上面で $12.0 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、拘束体上面で $7.0 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ としたケースで温度分布や最高温度がほぼ



(断面)

図-29 解析モデル図

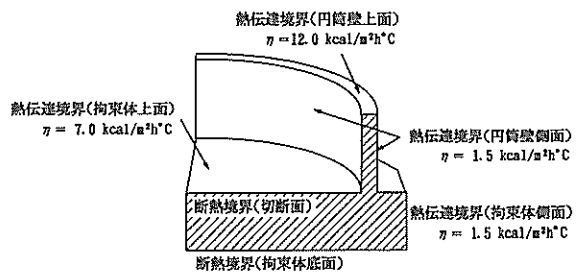


図-30 熱伝導解析での境界条件

表-7 熱伝導解析の入力データ

①コンクリートの熱特性		
熱伝導率 λc	2.42 kcal/mh ^o C	
比熱 Cc	0.25 kcal/kg ^o C	
単位体積重量 γc	2450 kg/cm ³	
発熱特性	Q = 58.7	
Q(t) = Q(1-e ^{-at})	a = 1.97	
②境界条件		
	養生方法	熱伝達率 η
円筒壁上面	散水	12.0 kcal/m ² h ^o C
円筒壁側面	発泡スチロール+合板	1.5 kcal/m ² h ^o C
拘束体上面	散水	7.0 kcal/m ² h ^o C
拘束体側面	発泡スチロール+合板	1.5 kcal/m ² h ^o C
拘束体底面	発泡スチロール+合板	断熱境界
③初期温度条件		
円筒壁	拘束体	外気温
33.2 ^o C	28.0 ^o C	28.0 ^o C

実験結果と一致した。このケースでの熱伝達係数を三次元熱伝導解析での入力値とした。

次に三次元熱伝導解析によって求めた温度分布を入力データとして応力解析を行った。その際円筒壁の強度特性(ヤング率やポアソン比)としては、各時刻において圧縮強度試験結果より推定した値を用いた。また拘束体のヤング係数およびポアソン比はそれぞれ 3.36×10^6 kgf/cm², 0.21と一定に設定した。応力解析をする際の境界条件として、拘束体底面と反力床は合板およびシートで縁が切れているため、上下方向変位のみ拘束して水平方向変位と回転は自由とした。

応力解析で計算される応力度は、外部拘束と内部拘束による応力度の合計値である。

6.2 温度分布

有限要素法による熱伝導解析によって算出された温度の経時変化を図-31に示す。最高温度は63.6^oCであり、模型実験で測定された63.9^oCとほぼ一致した。またその発現時期もほぼ同じ0.8日であった。図-32は最高温度発生時の断面内の温度分布図であり、これも図-16の実験での温度分布とよく一致した。ただし温度降下速度は異なり、数値解析の方が約2日早く最終安定温度に達している。

このように今回の熱伝導解析では、最高温度と分布はかなりの精度で実験値と計算値が一致した。

6.3 コンクリート応力

図-33に応力解析で得られた円筒壁の3箇所でのコンクリート応力の経時変化を示す。断面中央部と下部では

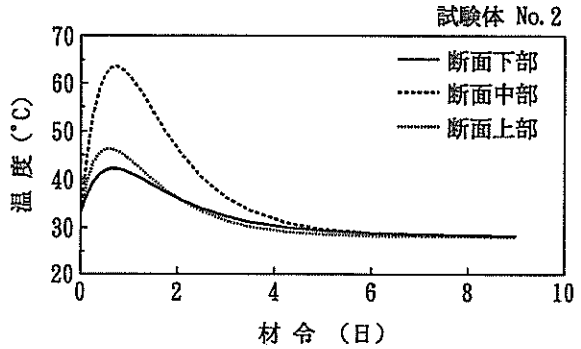
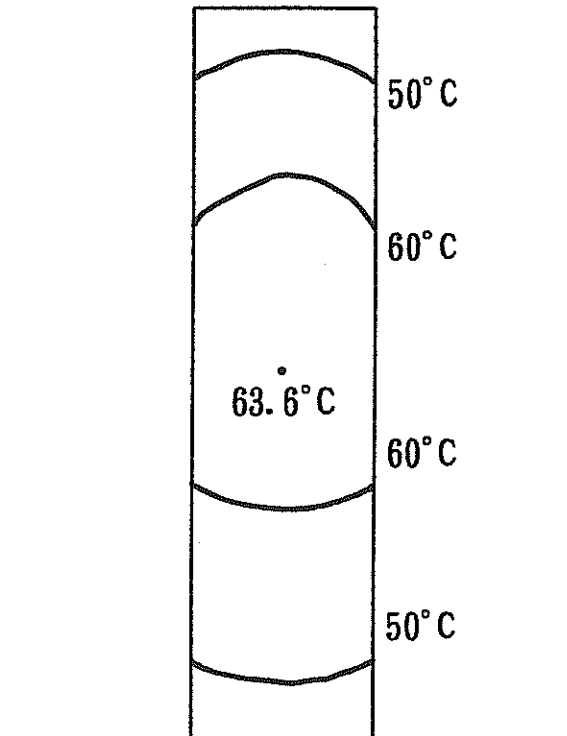


図-31 温度の経時変化図 (F.E.M.)



試験体 No. 2
打設後 0.75日

図-32 断面内の温度分布図 (F.E.M.)

最高温度到着まで圧縮応力が生じ、その後は引張応力が生じた。断面上部では逆の傾向を示した。この傾向は、実験でのひずみの経時変化と類似している。図-34に84時間後の円筒壁内の応力度の分布を示す。この時間は、内部拘束による応力度が減少し外部拘束による応力度が卓

越してくるときである。図に示した応力度の方向は円周方向で紙面直角方向である。高さ $H/3$ 付近に最大の引張応力度が計算された。円筒壁の下端と上端にはほとんど応力度は計算されなかった。上端では圧縮応力度であった。

つぎに内部拘束によって発生する応力を求めるため、拘束体の剛性をほぼ0として応力解析を行った。この方法により拘束体の影響を取り除くことができ、円筒壁内

部の温度分布のみにより発生する内部拘束応力を求めることができる。図-35に経時変化を示す。図-36に分布を示す。内部拘束による応力度は円筒壁中央で引張の最大値となり、上端と下端では逆に圧縮応力度が計算された。

次に最初に求めた温度応力から内部拘束応力を引くことで外部拘束応力を求めた。その経時変化図を図-37に示す。また外部拘束による応力の断面内の分布状況を図-38に示す。最大応力度は円筒壁の下端の外側に発生し、円筒壁の内側より外側の方が大きな引張応力度が計算された。外部拘束による応力度は壁の上方に向かうにつれ値が減少し上端では圧縮応力度となった。また拘束体内の応力はほとんど0であった。

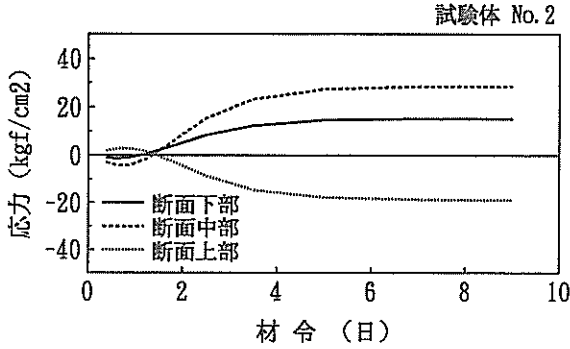


図-33 コンクリート応力の経時変化図 (F.E.M.)

No. 2 試験体 84時間後

全応力 (外部拘束 + 内部拘束) 応力度

(単位: Kg_f/cm²)

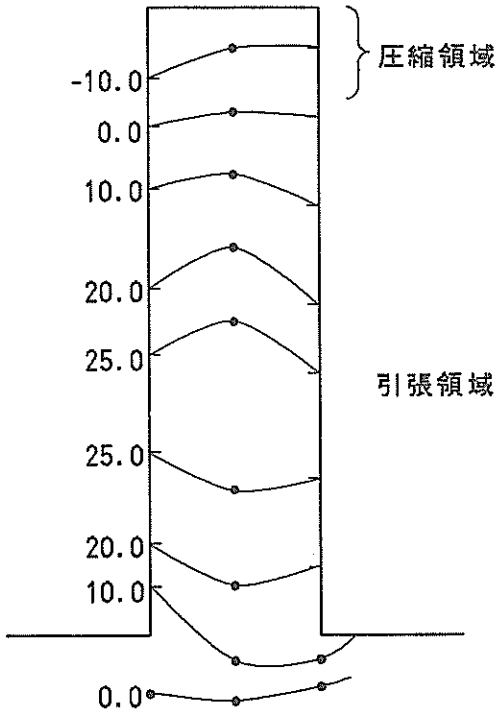


図-34 応力の分布図 (F.E.M.)

6.4 外部拘束度

外部拘束応力より、外部拘束度を求めた。その高さ方向の分布を図-39に示す。模型実験の結果のときと同様に、ACI図表から求めた値も図示する。有限要素法により求めた拘束度は図-23に示す模型実験から得られた拘束度とほぼ同じ傾向を示している。0.1Hの高さでの拘束度は0.6~0.8であり、ACI図表での0.95より小さくなっている。また0.5Hの位置ではACI図表の半分程度の値となり、壁体上部ではほぼ0となった。

6.5 変形

円筒壁における拘束度が直立壁のものより小さくなる原因として、円筒壁の半径方向への倒れ込みが考えられる。そこで数値解析でも半径方向への円筒壁の変位を調べた。図-40に1日目、2日目、3日目、8日目の変位を示す。計算結果からも円筒壁は温度上昇時には熱膨張により外側へ変位し、その後温度降下による収縮がおり内側への倒れ込みが生じていた。ただし変位の大きさは最大値で約0.4mmであり、模型実験から得られた図-28に示す値よりかなり小さい値となった。図-41に円筒壁内の鉛直応力度の分布形状を示す。円筒壁の内側の基部に圧縮応力度が外側に引張応力度が計算されており部材に曲げが生じていたことを示している。またこの応力度は上方に行くにしたがい減少しており、基部付近を中心に円筒壁が回転したことを示し、模型実験における変形の状態と一致していた。

7. 考察

コンクリート打設後の部材内の温度変化に関しては、コンクリートの発熱特性や境界条件を正しく設定すればかなりの精度の予測が可能であるといわれている。今回

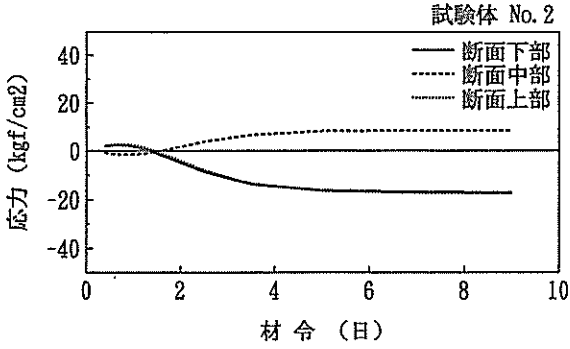


図-35 内部拘束応力の経時変化図 (F.E.M.)

NO. 2 試験体 84時間後
内部拘束応力度

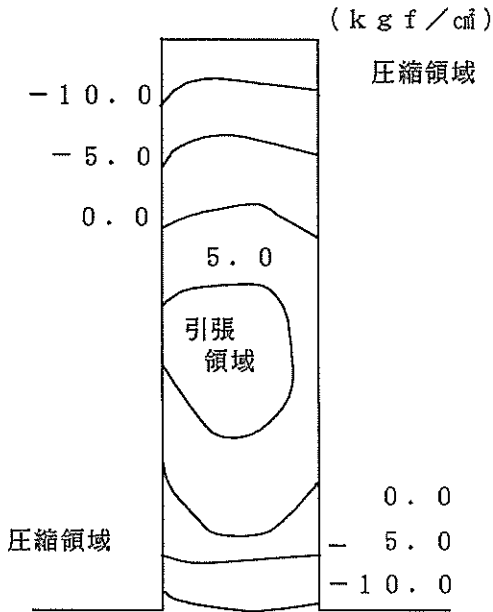


図-36 内部拘束応力の分布図 (F.E.M.)

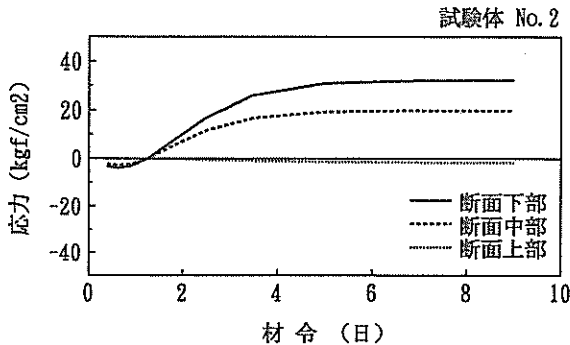


図-37 外部拘束応力の経時変化図 (F.E.M.)

NO. 2 試験体 84時間後

外部拘束応力度 (kgf/cm²)

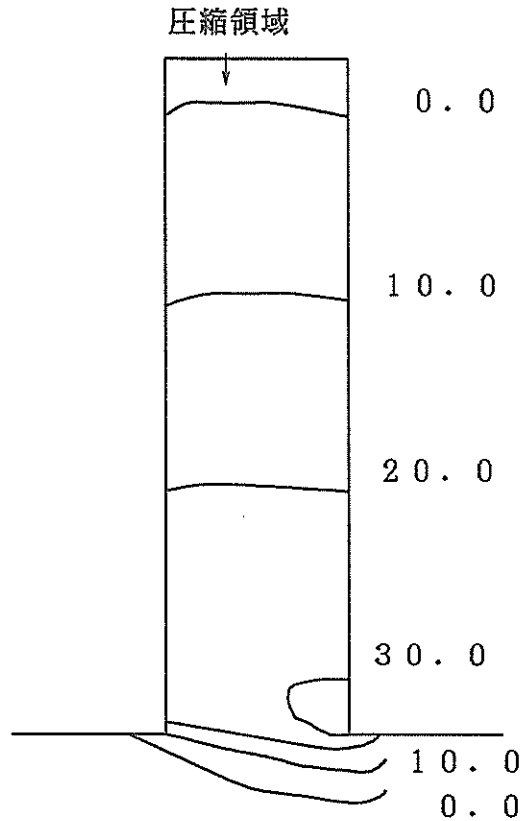


図-38 外部拘束応力の分布図 (F.E.M.)

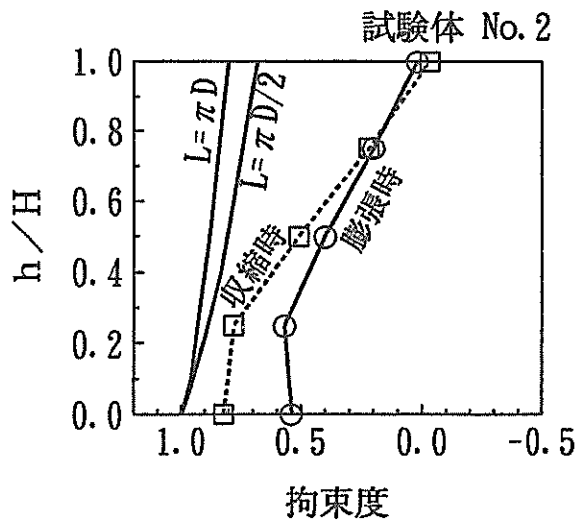


図-39 F.E.M.解析で求めた外部拘束度

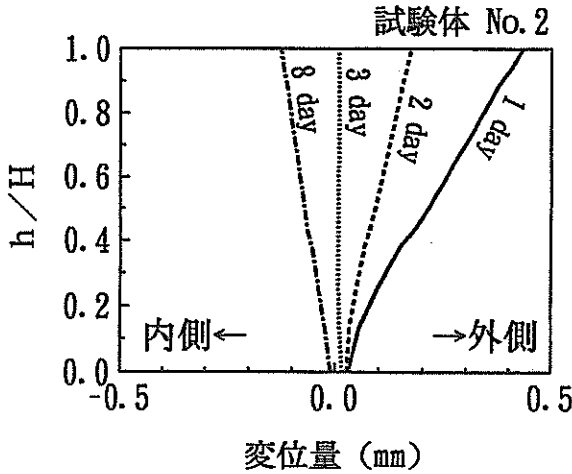


図-40 円筒壁の半径方向の変位 (F.E.M.)
試験体 No.2

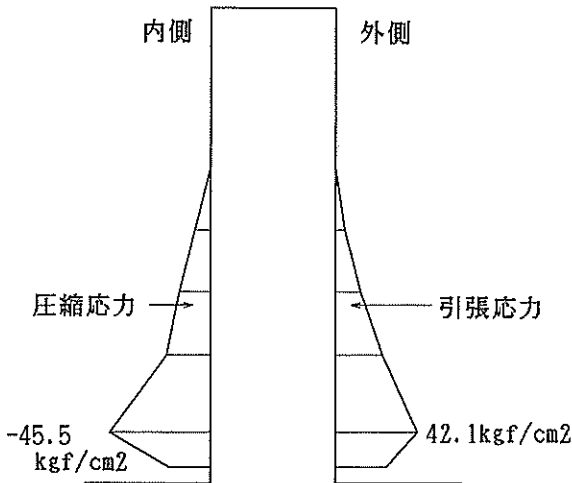


図-41 鉛直応力度の分布 (F.E.M.)

の検討においても実験値と数値解析による結果はほぼ一致した。特に部材内最高温度とその発生時刻はほぼ正確に予測することができた。ただし、温度降下の状況は必ずしも良く一致しておらず、最終安定温度に達するまでに実験結果の方が2日程長くかかった。

今回の実験では、初期の段階（打設後2～3日）には断面上部に引張ひずみが発生し、それ以降は断面下部に引張ひずみが発生し、上部では圧縮ひずみとなった。したがって打設後2～3日は内部拘束が卓越し、その後は外部拘束が卓越したと考えられる。またコンクリートの

引張ひずみの最大値はいずれの試験体でも50～100 μ 程度であり、ひびわれが発生するまでには至らなかった。実際、目視による観察でもひびわれは認められなかった。

円筒壁においてACIの方法での外部拘束度を求めた。その結果を表-8にまとめるが、全体的に円筒壁での拘束度は直立壁に準じてACI図表から求めた拘束度よりもかなり小さい値となった。壁体下部では0.6～0.8程度の値となり、直立壁での値より2割程度小さい値となった。一方、壁体上部ではほぼ0に近い値となり、拘束体の影響はほとんどないと考えられた。また三次元有限要素法を用いた数値解析でも同様な結果が得られた。数値解析の結果壁体下端で拘束度が1になっていないが、これは拘束体の一部（円筒壁との接合部）もある程度の深さまで温度変化による影響を受けているためと考えられる。

以上のことから円筒壁の温度ひびわれ検討では、従来から直立壁に適用されてきた簡易予測手法を適用し、壁長に円周長 πD や $\pi D/2$ を用いて計算すると、安全側の設計になると言える。

円筒壁は直立壁と異なり、面内応力により壁直角方向（半径方向）に変位が発生すると考えられる。具体的には温度上昇にともなう部材の膨張により円筒壁は外側に膨らみ、温度降下によって円筒壁は内側に倒れ込む。つまり直立壁に比べて円筒壁では、壁長がより容易に変化することができる。したがってこの変形により円周方向の応力は緩和されることになる。これが円筒壁の拘束度が直立壁のものより小さくなる原因と考えられる。

模型実験のコンクリート実ひずみより算定した変位にはこの傾向がみられた。また有限要素法による数値解析結果でも同様の傾向が得られた。ただしその変位量は実験値の半分以下となっており、定量的な一致はみられなかった。

8. 結論

本研究では、円筒壁の模型実験および有限要素法による数値計算を行い、次のような結論が得られた。

- ①円筒壁の模型実験において、水和熱により発生する最高温度はコンクリート打設から20時間以内に生じ、1週間後に最終温度となった。最高温度とその分布については、有限要素法によりかなり精度良く推定することができた。ただし長期的な温度降下の状況はあまり一致しなかった。

表-8 外部拘束度の比較

位置 h/H	試験体	ACI法		実験(膨張時)		実験(収縮時)	
		L/H	拘束度 K_{R1}	拘束度 K_{R2}	K_{R2}/K_{R1}	拘束度 K_{R2}	K_{R2}/K_{R1}
0.1	No. 1	15.7	0.97	1.06	1.09	1.47	1.52
	No. 2	7.9	0.95	0.80	0.84	0.87	0.92
	No. 3	5.2	0.92	0.93	1.01	0.75	0.81
	No. 4	15.7	0.97	0.82	0.85	0.91	0.94
	No. 5	7.9	0.95	0.88	0.93	0.94	0.99
	No. 6	5.2	0.92	0.56	0.61	0.57	0.62
0.5	No. 1	15.7	0.89	0.37	0.42	0.42	0.47
	No. 2	7.9	0.81	-0.32	—	0.09	0.11
	No. 3	5.2	0.70	-0.01	—	0.32	0.46
	No. 4	15.7	0.89	0.76	0.85	0.79	0.89
	No. 5	7.9	0.81	0.45	0.56	0.49	0.60
	No. 6	5.2	0.70	0.56	0.80	0.62	0.89

②外部拘束による温度応力は、直立壁で一般的に行われている簡易計算法で壁長を円周長 πD 、 $\pi D/2$ と仮定して計算した場合と比較して、実験結果、計算結果ともかなり小さくなった。円筒壁の温度応力の予測に通常の直立壁での簡易予測手法を用いると、温度応力を大きめに計算することになる。

③実験結果より求めた外部拘束度は、直立壁に用いられている算定式(ACI法)によって計算した値より小さくなった。また三次元有限要素法による解析によって求めた拘束度も高さ $0.1H$ の位置で $0.6\sim 0.8$ であり、ACI法の 0.9 より小さく、実験結果とはほぼ同じ傾向を示した。

④円筒壁には、温度上昇時には外側、下降時には内側への倒れ込みが生じた。模型実験から得られた円筒壁の半径方向の変位は最大で約 1mm であり、三次元有限要素法で求めた変位量の約 2 倍であった。ただし倒れ込みの方向と形状は実験と計算とで同じであった。円筒壁が壁直角方向(半径方向)に倒れ込むことにより温度応力が緩和され外部拘束度も小さくなると考える。

⑤円筒構造物の温度ひびわれの解析を精度良く行うためには、円筒壁の半径方向の変位が無視できないと考えられ、この挙動を正確に再現できる三次元有限要素法が有力な解析手法となる。

9. あとがき

今回の研究を行うにあたって、模型実験では株式会社ピー・エスの林三雄氏と仲田健治氏により多大な御協力を頂きました。また運輸省京浜港工事事務所の野口孝俊氏には、研究の初期段階で御協力を賜りました。ここに感謝の意を表します。(1992年6月29日受付)

参考文献

- 1) 運輸省運輸政策局：海洋構造物の沖合展開のための開発研究，平成3年3月，pp.162-276
- 2) 清宮 理，白崎正浩：円筒型波浪制御構造物の構造開発，土木学会第43回年次学術講演会講演概要集，第5部，昭和63年10月，pp.46-47
- 3) 片岡真二，他4名：二重円筒ケーソン堤の開発について，土木学会海洋開発論文集，Vol.6,1990,pp.347-352
- 4) 小川洋二，市川忠生：紀伊長島のウォーターフロント開発，土木学会誌，1990年6月，pp.8-11
- 5) 手塚茂樹，富澤修次：沈埋トンネル函体製作工事におけるひびわれ制御対策，コンクリート工学，Vol.27, No.5,1989年5月，pp.38-49
- 6) ACI207Committee：Effect of Restraint,Volume Change, and Reinforcement on Cracking of Mass Concrete, ACI Materials Journal,Vol.87, No.3, May-June1990,pp.271-295
- 7) 日本コンクリート工学協会：マスコンクリートのひびわれ制御指針，1986年3月，305p.

- 8) 清宮 理, 野口孝俊, 横田 弘: コンクリート部材の温度ひびわれ発生の簡易予測法の適用例, 港湾技研資料, No.664, 1990年3月, 62p.
- 9) 浜田純夫他3名: 固定式PCタンクについての一考察, プレストレストコンクリート, Vol.23, No.3, May, 1981
- 10) 清宮 理, 野口孝俊: PC円筒波浪制御構造物での温度ひびわれの検討, プレストレストコンクリート, Vol.33, No.3, 1991年5月, pp.91-97
- 11) 江渡正満, 木村克彦, 小野 定, 館崎真司: 円筒状構造物の外部拘束度に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集11-1, 1989年, pp.481-486
- 12) 塚山隆一: マッシブな鉄筋コンクリートの温度上昇ならびに温度ひびわれに関する基礎研究, 学位論文, 1974年
- 13) JCIマスコンクリートの温度応力研究委員会: 外部拘束係数の同定とそれに基づく温度応力計算方法の提案(その3), コンクリート工学, Vol.23, No.10, 1985年10月, pp.4-16
- 14) 吉岡保彦, 米沢敏男: マスコンクリートの温度応力算定に用いる外部拘束度に関する研究, 第8回コンクリート工学年次講演会論文集, 1986年6月, pp.25-28
- 15) 小野 定, 櫛田泰仁: マスコンクリートの外部拘束による温度ひびわれ制御について, セメント技術年報34, 1980年, pp.234-237
- 16) 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年4月
- 17) 長田晴道, 小野 定: 温度解析方法に関する既往の研究成果について, 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, 1982年8月, pp.35-48
- 18) 土木学会: コンクリート標準示方書・施工編, 1991年9月, pp.128-146