

研究展望

マスコンクリートの温度応力制御技術の現状

THE STATE OF RESEARCH ACTIVITIES ON THERMAL STRESS CONTROL OF MASSIVE CONCRETE

田辺 忠顕

By Tadaaki TANABE

1. 序

マスコンクリートにおける温度応力の制御技術は、最初、ダムの施工技術開発の中で培われてきた。特に、1935年完成のアメリカ合衆国コロラド河のフーバーダム¹⁾は、温度制御の技術開発を待って、始めて施工可能となったもので、パイプクーリングのもとで244万m³の堤体コンクリートが約2年間の短期間に、打設された。この一連の技術は、温度制御という点で画期的であったが、温度応力の発生メカニズムが十分に解明されたとか、温度応力が正しく推定し得るようになったわけではなかった。しかし、おおよそ、温度ひびわれを制御し得ることから、このあと30年間、温度応力制御に関する研究は、はかばかしい成果をみせなくなった。

この間、ACI誌に公表されている論文は、コンクリートの自己成長に関する論文^{2), 3)}のほか、Dworshakダム関連で、引張ひずみの限界値をいずれまで許容し得るか⁴⁾、また、打設リフトの表面温度を低く抑えて打ち上げることにより、ダム堤体の最高温度をどの程度まで下げられるか⁵⁾という研究が散見されるだけとなる。

1972年、Purdue大学のNorway教授を委員長とするACI 224委員会のひびわれ制御に関する報告⁶⁾が公表されたが、マスコンクリートのひびわれ制御の章の中でも温度応力に関する定量的な記述はほとんどされなかった。

1973年、ACI 207委員会は、「マスコンクリートのひびわれに対する拘束・体積変化・鉄筋の影響」⁷⁾と題する委員会報告を公表し、その中で始めて、温度応力の制

御について、実際に使用可能な定量的な手法を示した。

わが国の事情はというと、1970年代では森⁸⁾、塚山⁹⁾らの先駆的研究が挙げられるが、現在使用されている土木学会の『昭和53年版コンクリート示方書』をみると、第20章「マスコンクリート」の規定が、単にセメントの発熱に注意すること、施工方法に注意することとの精神規定が盛られているだけで、定量的な規定はないままにとどまっている。

このような事情の中で、1975年以降、わが国においては、温度応力に関する研究が、ダム以外の分野で、急速に、そして大きく取り上げられるようになった。これは、大断面富配合のコンクリート構造物、たとえばLNGタンクなどのタンク類、原子力発電所の大断面コンクリート構造物、地中地下コンクリート構造物、大断面橋脚等、コンクリートによる大規模構造物がふえたこと、環境の厳しいところに設置する構造物がふえたことなどが契機となっている。

このような情勢が、大型コンピュータの計算能力の進歩、そして、一方、実応力を計り得る有効応力計の開発と相まって、温度応力の研究を大幅に進歩させることになった。

本報告では、これらの現状を概観するとともに、新たな研究の方向を考察する。ただし、3年前に、JCIマスコンクリート温度応力研究委員会が、その時点以前における研究成果を詳細に総括評価¹⁰⁾しているので、その後の研究成果、主として、若材令時の応力・ひずみの関係、クリープ則、外部拘束係数、計算方法を実測結果に基づきながら述べることにする。

* 正会員 工博 名古屋大学教授 工学部土木工学科
(〒464 名古屋市千種区不老町)

2. 温度応力に影響を及ぼす基本的要因

温度応力推定の最初のステップは、温度分布を精度よく求めることであり、そのためには、コンクリートの発熱率・熱伝導率・熱伝達率などに関する考察が必要である。

しかし、これらについては、すでに JCI 委員会報告¹⁰⁾の中で詳しく述べられているので、ここでは、4. で多少発熱率に関して考察する以外は省くことにする。

そこで、若材令時のコンクリートの応力・ひずみ関係から考察を始める。後にも述べるが、最近の研究成果¹¹⁾によると、温度応力が単に、ひびわれを出すか出さないかだけの問題ではなく、その後の構造挙動にまで影響を及ぼすことが示されている。この意味でも、温度応力の推定方法、あるいは温度ひびわれ幅の推定方法が、より確かな理論構成の上に立って論じ直される時期にきていると考えられるのである。

(1) 若材令時コンクリートの応力・ひずみ関係

コンクリートがまだ十分硬化せず水和が進行しつつある状態において、応力とひずみとの関係がどのように記述されるかは、基本的な問題である。

一般に、構成式を式(1)のごとく書いたとき、

$$|\sigma(t)| = [D(t)] \left\{ |\varepsilon_t| - |\varepsilon_T| - |\varepsilon_p| - |\varepsilon_{crep}| \right\} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 $|\varepsilon_t|$: 全ひずみ増分、 $|\varepsilon_T|$: 温度ひずみ増分、 $|\varepsilon_p|$: 塑性ひずみ増分、 $|\varepsilon_{crep}|$: クリープひずみ増分

単純にコンクリートを等方性・垂弾性材料として、各

表-1 若材令試験体の配合

粗骨材 最大寸法 (mm)	スラブ (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	S/a (%)	単位量 (kg/m ³)			
					水 W	セメント C	細 S	粗 G
25	7	2	55.0	40.9	189	344	724	1049

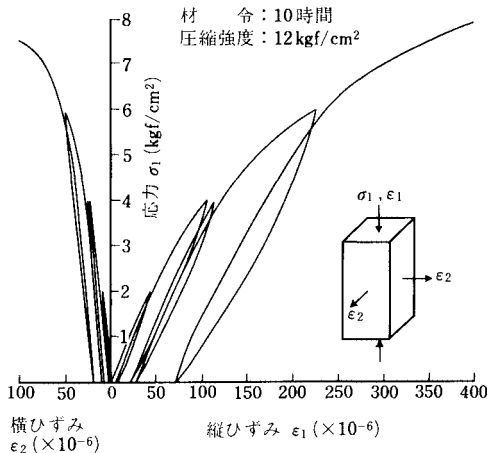


図-1 (a) 材令 10 時間における応力・ひずみ関係

材令ごとに、一軸圧縮試験を行い、応力・ひずみの勾配から $D(t)$ を定めるのが通例であった。そして $|\varepsilon_p|$ (塑性ひずみ増分) は無視し、 $|\varepsilon_{crep}|$ (クリープひずみ増分) は、一軸のクリープ実験結果を 3 軸応力状態に拡張して用いてきた。

しかし、材令 1 日以内の若材令では、塑性ひずみを無視できないのではないか、また瞬間的にもあれ、式(1)のような弾性構成式を用いるのは、何か不備があり得るのではないかという疑問があった。そこで、次のような若材令時の繰り返し載荷実験を行った。

材令 10 時間 (圧縮強度 12.0 kgf/cm²)、材令 24 時間 (圧縮強度 51 kgf/cm²) のコンクリートに対して、強度の約 1/4~1/3 点、1/2~2/3 点で一軸圧縮繰り返し実験を行ったのである。

若材令コンクリートの繰り返し載荷試験を行って、除荷すると残留ひずみが残るが、これは、そのときまでに生じていた塑性ひずみとクリープひずみとの和と考えることができる。

クリープひずみは、載荷時間が零であれば生じないと、できるだけ短時間に載荷除荷を行い残留ひずみを測定すると、塑性ひずみを得ることができる。

コンクリートの配合は表-1 に示すようであるが、材令 10 時間のコンクリートの圧縮強度 12.0 kgf/cm² の約 1/6 点、 $\sigma_{max} = 2.0$ kgf/cm² で、繰り返し載荷を行うと図-1 (a) に示すように多少残留ひずみが残るようであるが、ヤング率 0.54×10^5 kgf/cm²、ポアソン比 0.15 の弾性体とみなしてもよいような応力ひずみ曲線を与えている。約 1/3 強度点 ($\sigma_{max} = 4$ kgf/cm²) で繰り返し載荷を行うと、塑性ひずみ (残留ひずみ) が $25 \sim 30 \times 10^{-6}$ 程度生じ、除荷再載荷の勾配 (ヤング率) は、 0.47×10^5 kgf/cm²、ポアソン比は 0.17 程度となる。

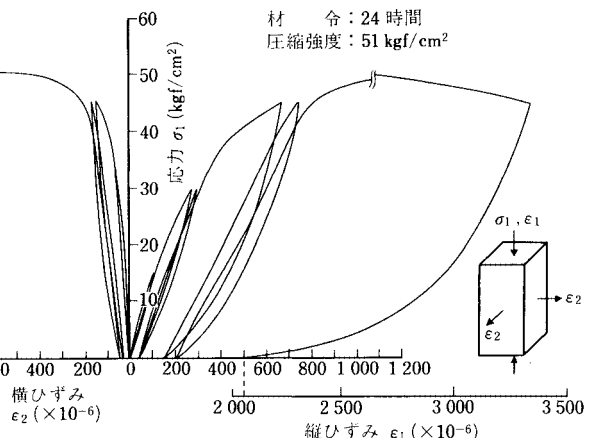


図-1 (b) 材令 24 時間における応力・ひずみ関係

材令 24 時間における繰返し実験結果では、図一1 (b) に示すように圧縮強度 (51 kgf/cm²) の 1/3 点 ($\sigma_{max} = 15 \text{ kgf/cm}^2$) 付近における応力・ひずみ関係は弾性体に近くヤング率 $1.4 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ 、ポアソン比 0.17 で、強度の 2/3 点付近 ($\sigma_{max} = 30 \text{ kgf/cm}^2$) で繰返し載荷を行うと塑性ひずみ (残留ひずみ) が $30 \sim 40 \times 10^{-6}$ 生じ、除荷、再載荷の勾配が $1.2 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ 、ポアソン比は 0.18 となっている。

コンクリートの応力の大きさが、その時点の圧縮強度の 1/3 以上になる場合には、塑性ひずみを考慮した解析を行わなくてはならないことをこれらの結果は示している。一般のコンクリート構造物においては、極端に外部拘束が強い場合を除けば、温度勾配によって生じる圧縮応力の大きさは、その時点の強度の 1/3 以下であろう。したがって、一応 $\{\epsilon_p\}$ を無視することに対して、根拠は存在すると考えられた。しかし、まれであっても、その範囲以上の応力が作用するときには、塑性解析を考える必要がある。この場合のひずみの流れ則については、まったく実験データはない。若材令時の引張領域についても、実験データの蓄積が望まれる。

一方、塑性ひずみとは、異なった扱いをされるクリープひずみ $\{\epsilon_p\}$ はどうであろうか。通常コンクリートの時間依存性ひずみは、クリープひずみとして扱われ、等方・等質物質であるとの仮定から、体積変形とせん断変形に分離した後、3 方向のせん断変形は互いに独立で、同じクリープ関数をもつとして扱われてきた。したがって、特殊な flow rule を仮定する塑性ひずみとは、異なった扱いがされている。若材令コンクリートのクリープひずみについても、同様の仮定が成り立つのか否か、また、塑性ひずみと分離する必要があるのか否かなど、基本的な疑問が存在するが、2 軸、3 軸応力状態の若材令クリープ実験は見当たらない。

材令 1 日、2 日という若材令コンクリートで一軸方向に観測されたクリープひずみは、実測結果^{12), 13)} によるとかなり大きいことがわかる。これは水和が急激に進行中で、まだセメントの水和化合物のゲルが十分に発達していない段階であることによるが、このような段階におけるコンクリートのクリープの理論的研究としては、河角^{14), 15)}、Bazant^{16), 17)} らの研究が挙げられる。河角らは、セメントペーストの水和進行を考慮したレオロジーモデルを立て、次のような仮定のもとに、クリープ式を導いた。すなわち、(a) 水和の進行に伴い水和物の結晶の数が增加する、(b) 微小時間増分内のクリープひずみ増分は、応力が大きいほど、結晶間の水の層の厚さが大きくなるほど増加する、他方、この増分は、隣接する結晶の接触長さ・水の粘性・結晶の数が增加するほど小さくなる。(c) コンクリートのクリープは、コンクリ

ト中のペースト量に近似的に比例する、という 3 つの仮定からクリープ式を導き、式の中に現われる定数を実験的に求めている。

Bazant は、「界面を有する多相連続体の熱力学とコンクリートのクリープ解析」¹⁶⁾ なる論文を公表し、その中で有限厚の物質の界面における自由吸着の熱力学および阻害される吸着の熱力学に基づいて、コンクリートを粘性モデルに置き換え、モデルの定数を定める方法を示した。これらの定数は、水和の程度に応じて、また応力・温度の変化に応じて定まるものとなっている。

以上の理論を実際に応用するためには、水和反応、他の実験結果に基づいて多くの定数を定める必要があるが、若材令コンクリートの水和実験やクリープ実験の数および実験条件が不十分なため、実用の域には達していない。

現在、使われている手法は、まず、一定材令、一定荷重、一定温度、一定湿度下でクリープ関数 $J(t, \tau)$ を実験的に求める。クリープひずみ ϵ は、

$$\epsilon = J(t, \tau)\sigma(t) - \int_{\tau_0}^t \sigma(\tau) \frac{\partial J(t, \tau)}{\partial \tau} d\tau \dots \dots \dots (2)$$

より求める。 $J(t, \tau)$ は、単位応力当たりのクリープ関数で、 t : クリープひずみを求めるときの材令、 τ : 載荷材令である。

原口¹⁸⁾らは、

$$J(t, \tau) = [A(\tau)T + B(\tau)] \ln(t - \tau + 1) \dots \dots \dots (3)$$

として、 $A(\tau)$ 、 $B(\tau)$ を、材令 1 日、3 日、7 日、28 日、91 日で実験的に求めている。吉川らは¹⁹⁾、各種の実験から、

$$J(t, \tau) = \begin{cases} 1.8(0.76 + 0.012T) \\ \sum J_d [1 - e^{-\lambda_d(t-\tau)}] & (\tau \leq 1.0) \\ (0.55 \log \tau + 1.8)(0.76 + 0.012T) \\ \sum J_d [1 - e^{-\lambda_d(t-\tau)}] & (\tau \geq 1.0) \end{cases} \dots \dots (4)$$

ただし、 T は、コンクリートの養生温度である。また、 $J(t, \tau)$ として、CEB-FIP の提案式あるいは、山崎²⁰⁾ のように若材令時の項をこれに付加して用いる場合もある。

なお、これらの式は、一定条件下で求められたものであるため、実際の応用に当たっては、温度ならびに応力が、変化する場合のクリープ則が必要となる。一般には、温度シフトファクター $\xi(T)$ 、時間シフトファクター $\eta(t - \tau_0)$ を用いて、 $\xi(t, \tau_0) = \eta(t - \tau_0)\xi(T)$ より

$$J(t, \tau) = J(\xi(t, \tau_0), \tau) \dots \dots \dots (5)$$

とすることが多い。

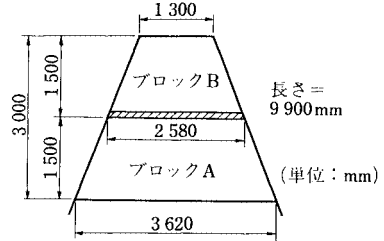
以上のごとく、若材令時のクリープ則に関しては、等方性材料として、体積変形・せん断変形の独立した 2 つのクリープ関数を容認するという範囲内で研究が進められているのが現状である。2 つのクリープ関数が、また

一方のせん断変形と他方向とのせん断変形が独立か否かは、今後の研究課題である。

(2) 拘束体との境界におけるすべり

若材令コンクリートの構成則のほか、今まで十分な実測結果が得られていなかった境界面におけるすべりの問題がある。これは、外部拘束の程度を大きく左右するので、その実現象の把握が注目されていた。

著者ら²¹⁾は、図一2、表一2に示す供試体を用いて、

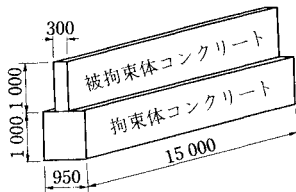


図一5 コンクリート重力式土留擁壁の断面

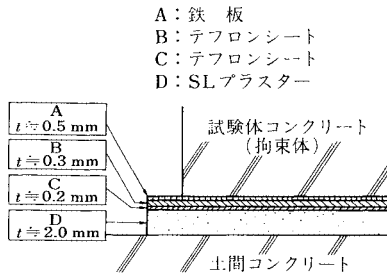
表一2 拘束体被拘束体コンクリートの配合

呼び強度	スラブ (cm)	W/C (%)	S/a (%)	単位量 (kg/cm ³)				混和剤 Poz. No.70
				C	W	S	G	
240	9	58.9	49.7	280	165	913	948	2.80

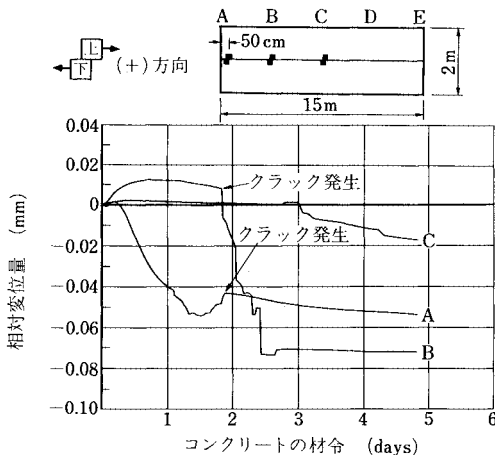
Air = 4 ± 1%



図一2 試験体寸法



図一3 拘束体底部処理



図一4 新旧コンクリートの界面におけるすべり

マスコンクリート温度応力の実大実験を行った。試験の拘束体は、図に示したように高さ1m、幅0.95m、長さ15mであり、地盤と拘束体の間は、図一3に示してあるように、2枚のテフロンシートを用いてほぼ完全に水平拘束を除去した。この拘束体上部に高さ1m、幅0.3m、長さ15mの新コンクリートを打設して、全体の変形・温度・応力・ひずみ・境界面のすべり・境界面での圧力を測定した。詳細は、文献を参照していただきたいが、被拘束体の温度は、打設温度28°Cから最高60°Cに達し、時間とともに降下した。この間の、境界面のすべりを記録したのが図一4である。端部では、材令1.5日で最高0.05mmすべっている。

材令2日頃から、この供試体は、ひびわれが入ってしまい、すべりの観測値も流れてしまっている。

竹下らは²²⁾、図一5に示す土留擁壁において、ブロックAとブロックBとの間に、硬化遅延性のコンクリートを敷いて上部コンクリートを打設した結果、上部Bブロックは材令1日で、下部ブロックよりも0.01mm伸び、材令10日で、0.08mm収縮する記録を得ている。

平賀らは²³⁾、長さ10.6m、幅4.0m、厚さ0.85mのスラブ(コンクリートの単位セメント量=296kgf/m³)をコンクリート基礎上に打設した際、材令3日ぐらいで0.01mm程度のすべりを観測している(ただし、この場合のすべり方向は、常識的に考えると反対方向であった)。

ここに示したすべり量は全体的にかなり小さいが、先に文献(21)で示した実験の拘束体だけの打設のときは、地盤との摩擦が切れているため最大で約1mmすべっている。

これらの結果から、境界面のすべり抵抗の大きさに応じて、ある場合には、大きくすべり、ある場合には、ほとんどすべらないというのが事実のようである。それでは、各種の打継面の処理状態に応じてどの程度のすべり摩擦係数を考えたらよいかということになるが、これらに関する研究は、石川²⁴⁾の研究以外にはあまりみられない。ある程度のすべりがあり得るということは、マスコンクリート工事において承知していてもよい現象のようである。

3. 温度応力計算方法の進歩

先に述べた物性のモデル化および境界条件の設定が適切であれば、有限要素法、有限帯板法、有限ブリズム法、境界有要法など、各種の計算法が、正解に近い値を計算するものと考えられる。それよりも多少、精度は劣るが、FEM等にほぼ近い解を与える方法として、最近 Compensation Line 法、Compensation Plane 法が、JCI マスコンクリート温度応力委員会によって開発された。

このほか、簡易法として、塚山の方法、小野の方法、吉岡の方法、夏目らの方法などがある。これらの簡易法は、外部拘束係数の基準値として、ACI 207 委員会報告に述べてある外部拘束係数を使用するが多い。ACI 委員会報告中の外部拘束係数は、十数年前に報告されたものであり、適用の範囲が限られているのもやむを得ない。これらについては、JCI 温度応力委員会報告¹⁰⁾に詳しく述べられているので、参照していただきたい。

ここでは、温度応力の発生メカニズムが、より直感的に理解しやすい Compensation Line 法 (Plane 法) について、やや詳しく述べることにする。

この方法の大きな特徴は、拘束係数を軸方向と曲げの2つに分離して温度応力の計算手法の中に曲げ変形による応力を考えたことである。従来の ACI 207 委員会報告の中では、拘束係数は、1つで高さ方向の拘束は図表から読み取ることになっていた。

(1) 平面保持の法則

舗装板コンクリートの温度応力については、曲げ変形の効果が考えられているのであるから、一般のマスコンクリート構造体に曲げ変形の考え方がなかったのが不思議な気もするが、構造体の大きさ、また、徐々に硬くなるものの、打設直後の状態から温度が上昇する間は特に軟らかく、剛性が一定の一般の構造体とは異なることが曲げ変形を考えなかった理由として挙げられる。

もともと、はりの曲げ理論は、平面保持の法則を仮定して、始めて出てくるものであるから、このような場合にも平面保持則が成り立つか否かが、要点である。

コンクリートのブロックに、温度上昇が生じコンクリートの熱膨張が生じるときに、外部的な拘束があった

くない場合には、従来から、Compensation Line をひいて、この場合の温度応力を求めていた。Compensation Line とは、図—6 に示す、まったく外部拘束がない構造体に、実線で示す温度分布が存在する場合に、ある直線 ($\epsilon = \epsilon_c + \phi_c y$) をひいて、この直線と温度分布曲線とで囲まれた面積の差し引きが等しくなる場合、すなわち

$$\left. \begin{aligned} \int (aT - \epsilon_c - y\phi_c) dA &= 0 \\ \int (aT - \epsilon_c - y\phi_c) y dA &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

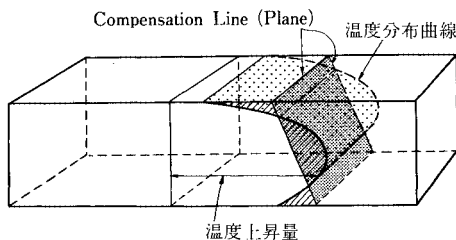
式 (6) を満たす直線 ($\epsilon = \epsilon_c + \phi_c y$) をいうのであるが、この直線と温度曲線との差にヤング係数をかけると応力が求まるとしている。これは、平面保持則を仮定していることにはかならない。すなわち、外部拘束がない場合には、一般に、マスコンクリートの温度応力を求めるために、従来から、平面保持則を容認していたのである。

また、同様に、類似の場合として、膨張セメントを用いたときの応力を求める問題がある。応力の求め方としては、代表的に辻の研究²⁵⁾があるが、はり部材に対してひずみの直線分布を仮定している。すなわち軟らかい状態から、硬化するまでの膨張性コンクリートについても、ひずみの直線性がある精度で成立していると判断される。

それでは、内部拘束のみでなく、コンクリートブロックに岩盤等との接着面が存在して、外部拘束作用が働く場合はどうであろうか。その類似の例として、コンクリート床版、鋼桁の合成構造がある。硬化コンクリートのヤング係数は、 $2.0 \sim 3.0 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ で、鋼のヤング係数は、 $2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ と考えてもよいから、この場合のヤング係数比 E_s/E_c は、約 7~10 である。このような剛性比の違いにもかかわらず、ひずみの直線分布を仮定する解析が従来から行われ、設計に使用されているが、その仮定の妥当性に疑問を挟む議論は聞かれない。もちろん不完全合成桁の場合は除外する。

マスコンクリートブロックを、旧コンクリート上に打設すると、新コンクリートは、材令とともに、剛性が増加するが、1日 で容易に $3 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2 \sim 5 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2$ になり得る。旧コンクリートのヤング係数が、 $2.5 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ 程度と仮定すると、この場合のヤング係数比は約 5~8 となっている。すなわち、合成桁におけるヤング係数比よりも少ないぐらいである。そうであれば、この場合にも、ひずみの直線分布を仮定しても、そうおかしくはないであろう。

それでは、実測によって、ひずみの直線性がどの程度確かめられているかということであるが、ごく最近、西岡²⁷⁾が行った実験を紹介したい。使用した供試体は文

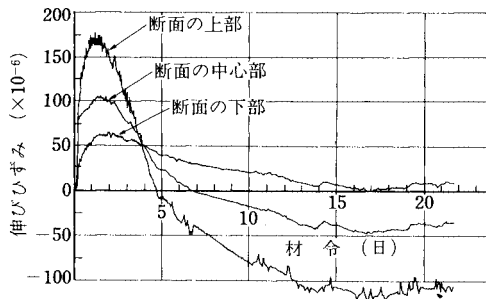


図—6

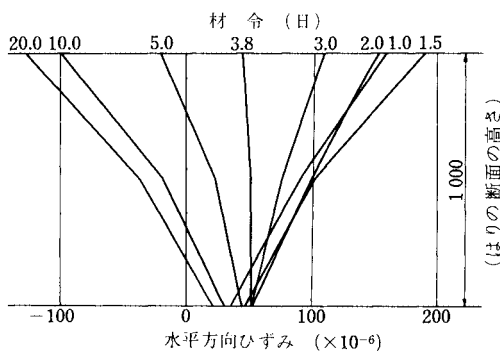
献21)のものと同束体はまったく等しく、被拘束体のみ長さをその半分の7.5mにしたもので、断面の形状寸法はまったく等しい。コンクリートの配合もまったく同じで、したがって、被拘束体の温度は、打設温度が26°Cで最高上昇温度は52°Cであった。東京測器製のひずみ計に、特殊な定着装置を設け、コンクリートと、ひずみ計との間にすべりがないように工夫した計測器を用いて被拘束体のスパン中央部で計ったひずみの分布状況は、図-7に示すようであった。この場合のひずみとは、長さ変化量をもとの長さで割った全体ひずみで、応力ひずみ・温度膨張ひずみ・クリープひずみなどの総和である。この実験においては、同じ位置断面に通常タイプのひずみ計も埋設して計測を行っているが、通常タイプのひずみ計では、1/2の高さ位置のひずみ値が大きくなって、図-7のようなきれいな直線性を示さない。これは、若材令時のコンクリートがまだ十分に硬化していないため、ひずみ計とコンクリートとの間に相対すべりが存在するためと考えられる。

別な報告例としては、山崎¹⁰⁾らが実測した長さ24m、高さ2.4m、厚さ1.5mの壁のひずみ分布であるが、図-8に示すように、やはりかなりきれいな直線分布をしている。

実測ひずみの分布としては、このほかにも多くの例が



(a) ひずみの経時変化



(b) スパンセンターの断面におけるひずみ分布

図-7 断面内のひずみ変化

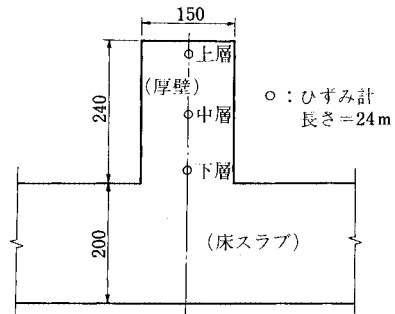
あるが、必ずしもすべてが直線性を満たしているわけではない。しかし、その多くの場合に計器の測定誤差があり得ると考えられる。

一方、理論的には、2. で述べた構成則を用いると、クリープのある場合であっても、きれいにひずみの直線性が示されているのである^{10), 26)}。

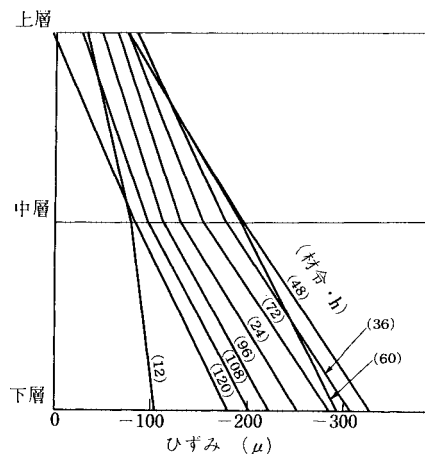
一度、ひずみの直線性を容認すると、各種の断面・剛性を有する構造物の温度応力計算がFEMに頼らずに容易に行える。ここでは、ひずみの直線性を面的に拡張したCompensation Plane法と、層状打設の場合のCompensation Line法について述べる。

(2) Compensation Plane法 (CPM)

コンクリート基礎上に壁、ブロックなどの構造物を打設する場合、拘束体の剛性はコンクリート基礎の剛性とその下の岩盤あるいは地盤の剛性の複合された剛性となり、かつコンクリート基礎の形状、寸法はさまざまで、そのたびに拘束効果は異なる。しかし、コンクリート基礎とその上の構造物を一体として被拘束体と考え、半無限岩盤あるいは半無限地盤を拘束体と考え、Compensation Plane法を適用すると、FEMなどによらず簡単に、



(a) ひずみを測定した床スラブ上の厚壁 (単位: cm)



(b) 温度ひずみ測定結果

図-8 厚壁のひずみ測定結果

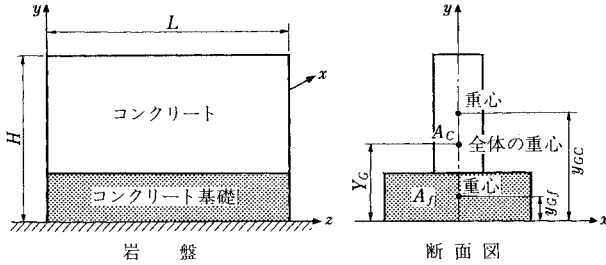


図-9 コンクリート基礎に打設されたコンクリート

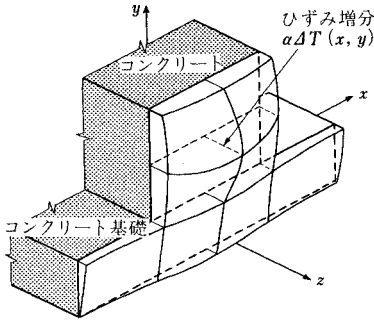


図-10 断面上のひずみ増分分布

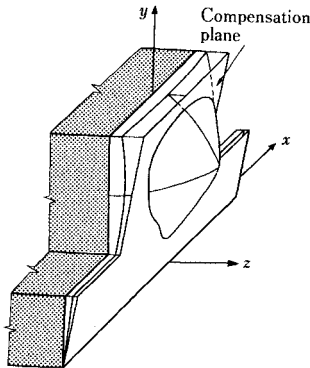


図-11 Compensation Plane の適用

応力が求められる。図-9 に示す壁状構造物の場合、 (x, y) 面内での温度解析を行って得られた温度変化に対して Compensation Plane を考える。

いま、材令 t_1 と t_2 の間に、図-9 に示す断面において、その温度増分によって生じた自由な温度のひずみ増分が二次元的に図-10 のようになったとする (y 軸に関して線対称とする)。図の山の部分がひずみ増分を示している。この山に対して、山の中腹を図-11 のように Plane で切り、平面上になった部分の体積と平面の下の山の部分と平面に囲まれた部分の体積とを等しく、また、重心位置におけるそれらのモーメントが 0 となるようにする。この平面を Compensation Plane とよぶ。なお、基礎のコンクリートと上部のコンクリートでは、ヤ

ング係数が異なるため、基礎と上部を一体として取り扱う場合に、Compensation Plane の求め方が多少異なる。すなわち、ここでいう体積とは、ヤング係数の重みをつけた体積のこととなる。この Compensation Plane の位置を決めるには、自由な軸変形増分 $\Delta\epsilon$ と自由な曲げ変形増分 $\Delta\phi$ を求めればよい。 $\Delta\epsilon$ は、軸方向力の平均値として次式で与えられる。

$$\Delta\epsilon = \frac{E_f \int_{A_f} \alpha \Delta T(x, y) dA + E_c \int_{A_c} \alpha \Delta T(x, y) dA}{E_f A_f + E_c A_c} \dots\dots\dots (7)$$

- ここで、 A_f : コンクリート基礎の断面積
- A_c : 上部コンクリートの断面積
- E_f : コンクリート基礎のヤング係数
- E_c : 上部コンクリートの材令 t_1 と t_2 の間のヤング係数
- α : コンクリートの熱膨張率

なお、コンクリート基礎の材令が若いときは、 E_f も時間の関数になることに注意する必要がある。また、全体の重心の位置 Y_c は、

$$Y_c = \frac{E_f A_f y_{cf} + E_c A_c y_{cc}}{E_f A_f + E_c A_c} \dots\dots\dots (8)$$

- ここで、 y_{cf} : コンクリート基礎の重心の基礎底面からの高さ (図-9 参照)
- y_{cc} : 上部コンクリートの重心の基礎底面からの高さ (図-9 参照)

である。 Y_c は各時間ステップごとに変化することに注意されたい。

次に自由な曲げ変形増分、すなわち Compensation Plane の xy 平面に対する傾きの増分 $\Delta\phi$ を求める。まず、曲げ変形を完全に拘束すると、次の曲げモーメントが重心まわりに生じる。

$$M = E_f \int_{A_f} (\alpha \Delta T(x, y) - \Delta\epsilon)(y - Y_c) dA + E_c \int_{A_c} (\alpha \Delta T(x, y) - \Delta\epsilon)(y - Y_c) dA \dots\dots\dots (9)$$

一方、図-11 に示されるような傾き $\Delta\phi$ の平面上に分布する変形が完全に拘束されるとすると、そのときに発生するモーメントは次式で表わされる。

$$M = E_f \int_{A_f} (y - Y_c)^2 \Delta\phi dA + E_c \int_{A_c} (y - Y_c)^2 \Delta\phi dA \dots\dots\dots (10)$$

式 (9)、(10) のモーメントは等しいので、これらを等置することにより、 $\Delta\phi$ は、

$$\Delta\phi = \frac{E_f \int_{A_f} (\alpha \Delta T(x, y) - \Delta\epsilon)(y - Y_c) dA}{E_f \int_{A_f} (y - Y_c)^2 dA + E_c \int_{A_c} (y - Y_c)^2 dA}$$

$$\times \frac{+ E_c \int_{A_c} (\alpha \Delta T(x, y) - \Delta \bar{\epsilon})(y - Y_c) dA}{\dots\dots\dots(11)}$$

として求められる。

このようにして $\Delta \bar{\epsilon}$ と $\Delta \phi$ が求まり、Compensation Plane の位置が決定されると、内部拘束ひずみ増分 $\Delta \epsilon(x, y)$ は、

$$\Delta \epsilon(x, y) = \alpha \Delta T(x, y) - \Delta \bar{\epsilon} - \Delta \phi (y - Y_c) \dots\dots\dots(12)$$

として求められる。したがって、内部拘束応力増分は、上部のコンクリート内では、

$$\Delta \sigma_{rc}(x, y) = E_c \alpha \Delta T(x, y) - \Delta \bar{\epsilon} - \Delta \phi (y - Y_c) \dots\dots\dots(13)$$

コンクリート基礎内では、

$$\Delta \sigma_{rA}(x, y) = E_A \alpha \Delta T(x, y) - \Delta \bar{\epsilon} - \Delta \phi (y - Y_c) \dots\dots\dots(14)$$

で表わされる。ここで、 $\Delta \sigma_{rc}$ 、 $\Delta \sigma_{rA}$ は (x, y) の関数として与えられているので、厚さ方向の応力変化も考慮されている。

次に、外部拘束応力は外部拘束軸力と外部拘束曲げモーメントから計算できる。まず、完全拘束軸力と完全拘束曲げモーメントの増分 ΔN_0 、 ΔM_0 を求める。 ΔN_0 、 ΔM_0 は、式 (7)、(11) で得られた $\Delta \bar{\epsilon}$ 、 $\Delta \phi$ を用いて次式で表わすことができる。

$$\Delta N_0 = \Delta \bar{\epsilon} (E_r A_r + E_c A_c) \dots\dots\dots(15)$$

$$\Delta M_0 = \Delta \phi \left[E_r \int_{A_r} (y - Y_c)^2 dA + E_c \int_{A_c} (y - Y_c)^2 dA \right] \dots\dots\dots(16)$$

外部拘束軸力および外部拘束曲げモーメントの増分 ΔN_R 、 ΔM_R は、 ΔN_0 、 ΔM_0 に外部拘束係数 R_N 、 R_M を乗じて次式で求められる。

$$\Delta N_R = R_N \Delta N_0 = R_N \Delta \bar{\epsilon} (E_r A_r + E_c A_c) \dots\dots\dots(17)$$

$$\Delta M_R = R_M \Delta M_0 = R_M \Delta \phi \left[E_r \int_{A_r} (y - Y_c)^2 dA + E_c \int_{A_c} (y - Y_c)^2 dA \right] \dots\dots\dots(18)$$

式 (17)、(18) から、外部拘束応力増分は、上部のコンクリート内では、

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{rc}(x, y) &= \frac{E_c}{E_r A_r + E_c A_c} \Delta N_R \\ &+ \frac{E_c (y - Y_c)}{E_r \int_{A_r} (y - Y_c)^2 dA + E_c \int_{A_c} (y - Y_c)^2 dA} \Delta M_R \\ &= R_N \Delta \bar{\epsilon} E_c + R_M \Delta \phi E_c (y - Y_c) \dots\dots\dots(19) \end{aligned}$$

コンクリート基礎内では、

$$\Delta \sigma_{rA}(x, y) = R_N \Delta \bar{\epsilon} E_r + R_M \Delta \phi E_r (y - Y_c) \dots\dots\dots(20)$$

で表わされる。

したがって、上部のコンクリート内、コンクリート基礎内での温度応力増分 $\Delta \sigma_c(x, y)$ 、 $\Delta \sigma_A(x, y)$ は、それ

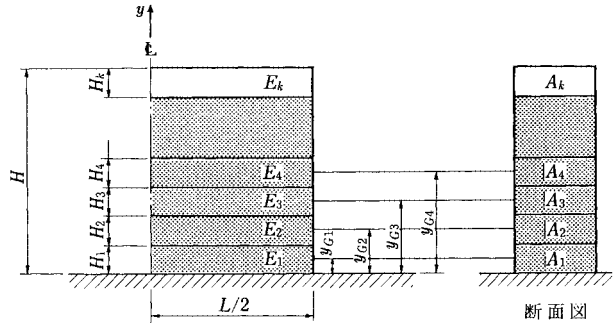


図-12 層状に打設されたコンクリート

ぞれ

$$\Delta \sigma_c(x, y) = \Delta \sigma_{rc}(x, y) + \Delta \sigma_{rc}(x, y) \dots\dots\dots(21)$$

$$\Delta \sigma_A(x, y) = \Delta \sigma_{rA}(x, y) + \Delta \sigma_{rA}(x, y) \dots\dots\dots(22)$$

となり、材令 t_2 における温度応力 $\sigma_{2c}(x, y)$ 、 $\sigma_{2A}(x, y)$ は、

$$\sigma_{2c}(x, y) = \sigma_{1c}(x, y) + \Delta \sigma_c(x, y) \dots\dots\dots(23)$$

$$\sigma_{2A}(x, y) = \sigma_{1A}(x, y) + \Delta \sigma_A(x, y) \dots\dots\dots(24)$$

ここで、

$\sigma_{1c}(x, y)$: 材令 t_1 における上部コンクリート内での温度応力

$\sigma_{1A}(x, y)$: 材令 t_1 におけるコンクリート基礎内での温度応力

で求められる。

(3) 層状打設における Compensation Line 法 (CLM)

コンクリートを層状に打設する場合も、コンクリート各材令時のヤング係数を考慮した計算を行うことによってコンクリートリフト全体を一体として被拘束体と考え、岩盤あるいは地盤を拘束体と考える。

図-12 に示すような層状のコンクリート構造物で、時刻 t_1 において k 番目のリフトを打設しており、時刻

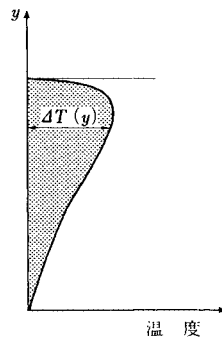


図-13 コンクリート内の温度増分

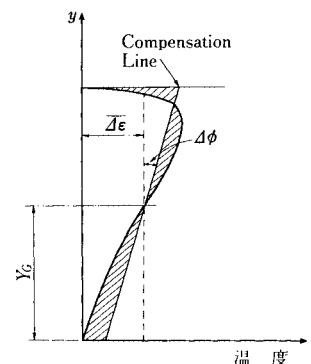


図-14 Compensation Line の適用

t_2 までの高さ方向の温度増分 $\Delta T(y)$ が図-13に示すような分布になったとする。なお、この場合、奥行方向は半無限と考える。この温度増分によって生じたひずみ増分に対して、図-14に示すように Compensation Line を適用する。この Compensation Line の位置を決めるには、前節の場合と同様に、自由な軸変形増分 $\Delta \bar{\varepsilon}$ と自由な曲げ変形増分 $\Delta \phi$ を求めればよい。 $\Delta \bar{\varepsilon}$ は軸方向力の平均値として次式で与えられる。

$$\Delta \bar{\varepsilon} = \frac{\sum_{i=1}^k BE_i \int_{y_{i-1}}^{y_i} \alpha \Delta T(y) dy}{\sum_{i=1}^k BH_i E_i} \quad (25)$$

ここで、 y_i : i 番目のリフトの岩盤または地盤の表面からの高さ
 H_i : i 番目のリフトのリフト高
 E_i : i 番目のリフトの t_1 と t_2 の間のヤング係数
 B : リフトの単位幅
 α : コンクリートの熱膨張率

また、全体の重心の位置を岩盤または地盤の表面から Y_c の高さにあるとすると、 Y_c は、

$$Y_c = \frac{\sum_{i=1}^k BH_i E_i y_{ci}}{\sum_{i=1}^k BH_i E_i} \quad (26)$$

として、各リフトごとの重心の岩盤または地盤の表面からの高さ y_{ci} から求められる。 E_i は時間とともに変化するので、重心の位置もそれにつれて変化することに注意する必要がある。

次に、傾きの増分 $\Delta \phi$ (自由な曲げ変形増分) を求める。まず、曲げ変形を完全に拘束すると次のモーメントが生ずる。

$$M = \sum_{i=1}^k BE_i \int_{y_{i-1}}^{y_i} (\alpha \Delta T(y) - \Delta \bar{\varepsilon})(y - Y_c) dy \quad (27)$$

一方、図-17に示すような曲率 $\Delta \phi$ の直線分布をなす変形が完全に拘束されるとすると、そのときに発生するモーメントは次式で表わされる。

$$M = \sum_{i=1}^k BE_i \int_{y_{i-1}}^{y_i} (y - Y_c)^2 \Delta \phi dy \quad (28)$$

式 (27), (28) のモーメントは等しいので、これらを等置することにより、 $\Delta \phi$ は

$$\Delta \phi = \frac{\sum_{i=1}^k BE_i \int_{y_{i-1}}^{y_i} (\alpha \Delta T(y) - \Delta \bar{\varepsilon})(y - Y_c) dy}{\sum_{i=1}^k BE_i \int_{y_{i-1}}^{y_i} (y - Y_c)^2 dy} \quad (29)$$

となる。

Compensation Line の位置が決定されると、内部拘束ひずみ増分は、

$$\Delta \varepsilon_i(y) = \alpha \Delta T(y) - \Delta \bar{\varepsilon} - \Delta \phi (y - Y_c) \quad (30)$$

として求まる。したがって、内部拘束応力増分は、打設された k 番目のリフト内では、

$$\Delta \sigma_{ik}(y) = E_k [\alpha \Delta T(y) - \Delta \bar{\varepsilon} - \Delta \phi (y - Y_c)] \quad (31)$$

j 番目 ($j < k$) のリフト内では、

$$\Delta \sigma_{ij}(y) = E_j [\alpha \Delta T(y) - \Delta \bar{\varepsilon} - \Delta \phi (y - Y_c)] \quad (32)$$

で表わされる。

次に、完全拘束軸力と完全拘束曲げモーメントの増分 ΔN_0 , ΔM_0 を求める。 ΔN_0 , ΔM_0 は式 (25), (29) で得られた $\Delta \bar{\varepsilon}$, $\Delta \phi$ を用いて

$$\Delta N_0 = \Delta \bar{\varepsilon} \sum_{i=1}^k BE_i H_i \quad (33)$$

$$\Delta M_0 = \Delta \phi \sum_{i=1}^k BE_i \int_{y_{i-1}}^{y_i} (y - Y_c)^2 dy \quad (34)$$

外部拘束軸力および外部拘束曲げモーメントの増分 ΔN_R , ΔM_R は、 ΔN_0 , ΔM_0 に R_N , R_M を乗じて、

$$\Delta N_R = R_N \Delta N_0 = R_N \Delta \bar{\varepsilon} \sum_{i=1}^k BE_i H_i \quad (35)$$

$$\Delta M_R = R_M \Delta M_0 = R_M \Delta \phi \sum_{i=1}^k BE_i \int_{y_{i-1}}^{y_i} (y - Y_c)^2 dy \quad (36)$$

式 (35), (36) から、外部拘束応力増分は、 k 番目のリフト内では、

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{rk}(y) &= \frac{E_k}{\sum_{i=1}^k BE_i H_i} \Delta N_R + \frac{E_k (y - Y_c)}{\sum_{i=1}^k BE_i \int_{y_{i-1}}^{y_i} (y - Y_c)^2 dy} \Delta M_R \\ &= R_N \Delta \bar{\varepsilon} E_k + R_M \Delta \phi E_k (y - Y_c) \quad (37) \end{aligned}$$

j 番目のリフト内では、

$$\Delta \sigma_{rj}(y) = R_N \Delta \bar{\varepsilon} E_j + R_M \Delta \phi E_j (y - Y_c) \quad (38)$$

で表わされる。

したがって、 k 番目、 j 番目のリフト内での温度応力増分 $\Delta \sigma_k(y)$, $\Delta \sigma_j(y)$ は、それぞれ

$$\Delta \sigma_k(y) = \Delta \sigma_{rk}(y) + \Delta \sigma_{rk}(y) \quad (39)$$

$$\Delta \sigma_j(y) = \Delta \sigma_{rj}(y) + \Delta \sigma_{rj}(y) \quad (40)$$

となり、また t_2 における k 番目、 j 番目のリフト内での温度応力 $\sigma_{2k}(y)$, $\sigma_{2j}(y)$ は、それぞれ

$$\sigma_{2k}(y) = \sigma_{1k}(y) + \Delta \sigma_k(y) \quad (41)$$

$$\sigma_{2j}(y) = \sigma_{1j}(y) + \Delta \sigma_j(y) \quad (42)$$

ここで、 $\sigma_{1k}(y)$: t_1 における k 番目のリフト内での温度応力

$\sigma_{1j}(y)$: t_1 における j 番目のリフト内での温度応力

で求められる。

ここで、上記のように導いた計算方法の適用範囲は、一種の曲げ理論であるから、 $L/H > 1$ (H は層となった全体の高さ) であることに注意されたい。

上記の手法を実際に適用するにあたっては、各種の site condition に対応する外部拘束係数 R_N , R_M の値が必要となる。かなり理想化された状態に対して、FEM

計算を行い、その結果から、 R_n 、 R_M の値を求めているのが、JCIのマスコングリート研究委員会報告¹⁰⁾である。詳細は文献を参照していただきたいが、 L/H （被拘束体の底辺長と高さとの比）を1～15まで変化させ、 E_c/E_R を1～ ∞ まで変化させて、plane strain状態、軸対称状態に対して R_n 、 R_M の値を同定している。

また、実測の温度分布・応力分布から R_n 、 R_M を推定する試みも始まっている。

この方法による温度応力の推定値と、実測値との比較対応は、同委員会報告の中でも、述べられている。このほかに新たな例として、先に述べた著者らの実験結果を示すと、以下のようなものである。これは、著者らの実験結果に対して、前田²⁷⁾らが、Compensation Line法およびCompensation Plane法を適用した例である。Compensation Lineを拘束体のみの場合に適用したのは、温度場・応力場ともに幅方向に一樣とみなせたからであり、拘束体と被拘束体との複合体の場合には温度場、応力場が幅方向に一樣でなかったからである。図-15に、断面と計測位置、図-16に、拘束体打設時の温度、図-17に、被拘束体打設時の温度、図-18に、拘束体の

みの場合の実測値と計算値との比較、図-19に、被拘束体の応力の実測値と計算値が示されている。いずれの場合もかなり良好な一致を示している。

また、このほか、層状打設を行った場合の例として、万木²⁸⁾らの、図-20に示す本四連絡橋のアバットの温度応力の実測と解析とを紹介する。構造物は、図-23に示す本州四国連絡橋のアバットである。プレバッドコンクリートで施工された基礎上に構築され、長さ67m、幅49m、高さ70mで、施工にあたっては、平面的

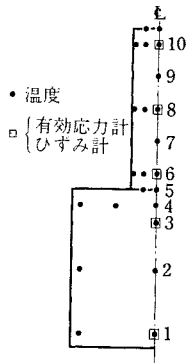


図-15 計測項目、位置

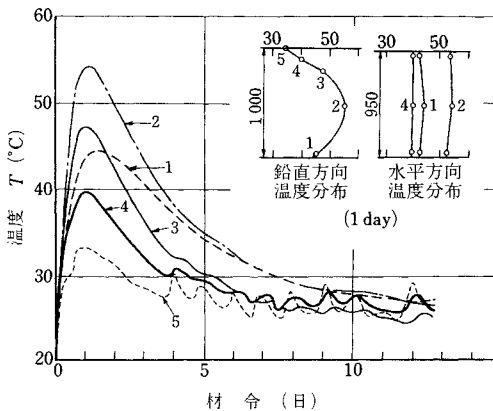


図-16 拘束体打設後温度履歴

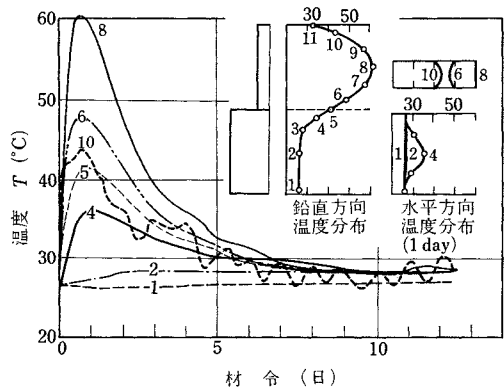


図-17 被拘束体打設後温度履歴

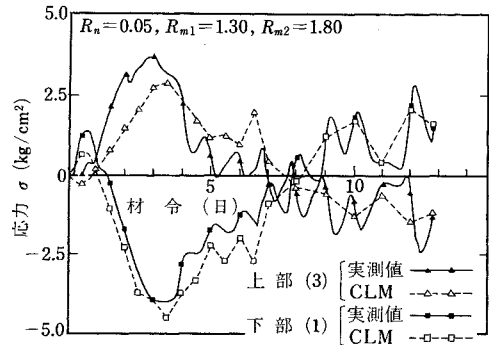


図-18 拘束体応力履歴 (C. L. M)

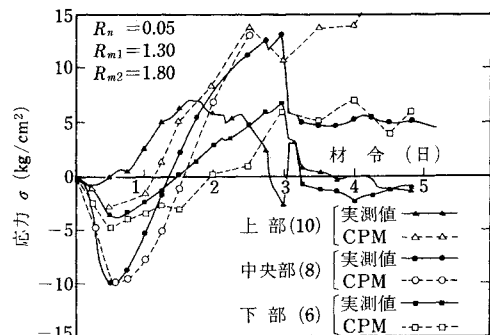
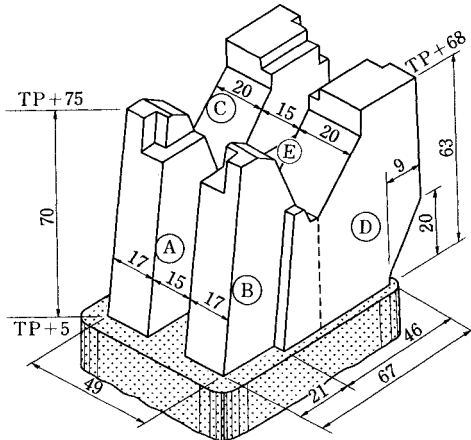


図-19 被拘束体応力履歴 (C. P. M)

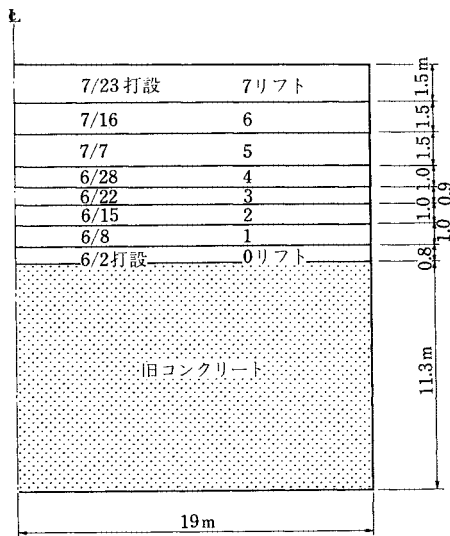
表-3 配合表

設計基準強度* σ_{ck} (kgf/cm ²)	粗骨材 最大寸法 G_{max} (mm)	スランブ の範囲 SI (cm)	空気量の 範囲 Air (%)	水セメント 比 W/C(%)	細骨材率 S/a (%)	単 位 量 (kg/cm ³)				
						水	セメント**	細骨材	粗骨材	混和剤
240	40	11±1.5	4±1	55.4	38.2	155	280	710	1 150	0.7

* 材令91日
** 中庸熱型高炉セメント



(a) 構造物概略図



(b) リフトと打設年月日

図-20

には5つのブロック(約17m×30m)に分割され、標準的には1リフト1.5m、打継ぎ間隔9日で打設された。施工は、昭和58年6月から、昭和60年2月にわたって行われたが、比較的実測点の多い1つのブロックの第1~第8リフトの検討結果を報告する。施工にあたっては、温度応力の低減を図るため、低発熱セメントの使用、フレックアイスを使用するプレクーリング、パイプクーリ

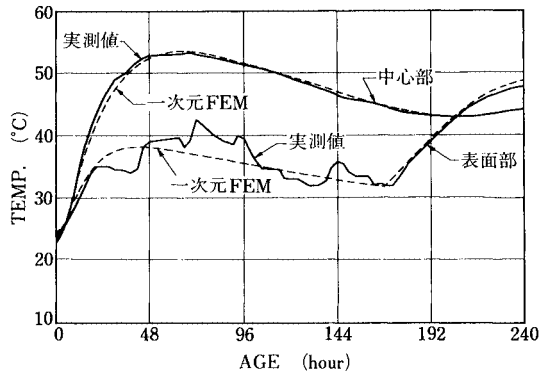


図-21 温度履歴曲線の一例(第6リフト, R2ブロック)

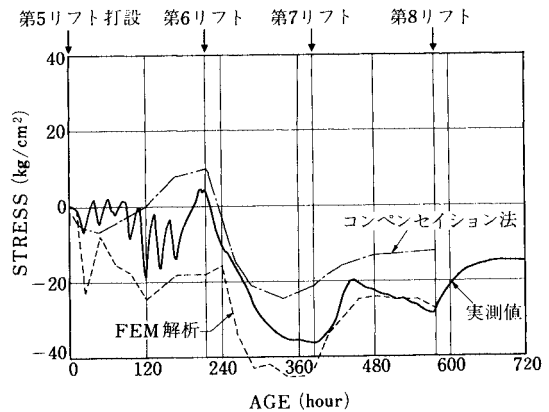


図-22 コンクリートの応力履歴曲線(R2-5リフト・表面部)
[実測値: S3R2-2]

ングなど対策を講じている。

コンクリートの配合は表-3に示すようである。有限要素法および Compensation Line法の両方により応力を解析し比較を行っている。応力計算に用いる温度分布として、FEM 応力計算の場合は実測温度を、Compensation Line法の場合は、セメントの断熱温度上昇式から一次元計算して求めた温度を使用しているが、図-21の結果からみると両者はほとんど一致しているので、実質上同じ温度を使用しているとみなしてもよいであろう。Compensation法における外部拘束係数は、JCI委員会報告から、 $E_c/E_R=1.0$ 、 $L/H=4$ (第1~第8リフトに共通)に対応する $R_N=0.5$ 、 $R_M=1.0$ (最高

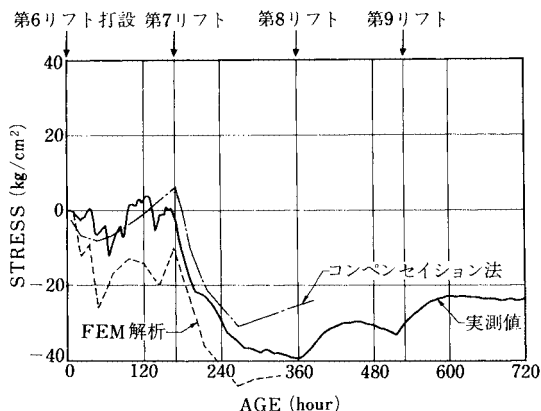


図-23 コンクリートの応力履歴曲線 (R2-6リフト・表面部)
[実測値：S3R2-5]

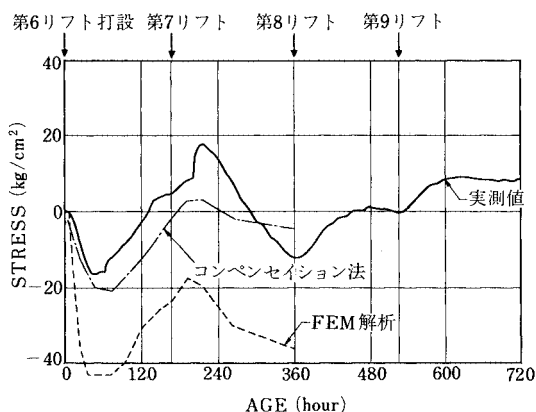


図-24 コンクリートの応力履歴曲線 (R2-6リフト・中央部)
[実測値：S3R2-4]

温度以前), $R_M=1.9$ (最高温度以降) としている。

応力履歴の曲線を図-22～図-24に示したが、Compensation法、有限要素法ともに、全体的に実測値と一致している。各リフトの表面部の実測応力は、次のリフトの打設とともに、大きく圧縮側に变化するが Compensation法、有限要素法ともに同様な变化を示し、層状打設による応力変化を精度よくとらえているといえる。

図-24の場合などは、FEMよりも Compensation Line法の方が実測挙動に近い値を与えている。層状打設を行うと、ややしばらく時間が経過した後、下層のリフトからひびわれの入ることもあり、その後の応力変化の実測・計算値の比較報告が待たれる。

4. 温度応力の制御方法

いままで述べてきたように、温度応力は、温度勾配の形成に伴い、自由な熱変形が内部的にまた外部的に拘束

される結果生じるものであるから、その大きさを制御する方法としては、温度そのものをあまり上昇させない方法がまず考えられる。たとえば、この方法としてプレクーリング、パイプクーリング、また、配合条件の最適化などがある。このような温度制御手法がどの程度有効であるかは、降下した温度分布による応力の低減量によるのであるから、各場合の温度分布そしてその場合の応力の計算方法が明らかになっていれば、自動的に計算できるわけである。

プレクーリングの方法としては、冷水を用いる方法、フレークアイスを用いる方法、液化窒素を用いる方法などがある。

いずれの場合も打設温度の推定となるから、混合する材料の練りませ時の温度・比熱・潜熱などから計算すればよい。液化窒素によるプレクーリングの本格的工事はオーストラリア、イギリスなどでダム工事²⁹⁾などに使用されているが日本ではまだない。しかし、そのための予備実験は行われつつある³⁰⁾。

パイプクーリングを実施する場合には、その温度分布計算はかなり面倒であり、精解を求めようとする、大規模なFEM³¹⁾解析が必要となる。非常に粗い計算、すなわち、パイプの水温を不変とした場合であっても、マスコンクリートブロック内に、固定温度境界を有するFEM解析を行う必要がある。

しかし、これらいずれの場合についても、発熱源となるコンクリートが、どの程度、熱を発生させるかが、わかっていなくてはならない。水和熱は、反応速度を表わしているから、厳密には周囲の温度分布とそれに伴う、反応速度方程式を解く必要がある。現状は、マスコンクリートということで、断熱温度条件下で得られた発熱式を用いるのが普通となっている。断熱温度上昇式については、JCIマスコンクリート温度応力委員会で、多くの実験データを集めて、式のあてはめを行っているが、試験方法が各研究者によって異なるためのばらつき、試験装置自体の誤差などにより、かなりばらついた値となっている。最近、鈴木³²⁾らが、新たな断熱温度上昇試験装置を考案し、断熱温度上昇を求めているが、一般に、文献10)による値よりも大きな断熱上昇値を与えている。今後、このあたりの数値を見直す必要も考えられる。

このほか、セメントの水和熱の抑制に効果のある混和剤なども、開発されつつある³³⁾。

温度制御以外で温度応力を低減する方法として、竹下³⁴⁾は、拘束体と被拘束体との間に、硬化速度の遅いセメントを用いるレアー層を設けること、したがって、外部拘束効果をこれによって、大いに低減できることを公表している。

このほか、Moderateプレストレスを与える方法³⁵⁾な

ども検討されている。

以上のように、材料そのものを新しく開発して、発熱量を低減しようとする試み、何らかのクーリングによって温度そのものを低く抑える試み、外部拘束効果を緩和する試み、プレストレスを多少導入する試みなど各種の提案があるが、これらの効果を、定量的に示すためには、実際にそのために低減された温度応力が、計算されねばならない。このためにも、やはり、Compensation Line法、ないし Compensation Plane法がきわめて効果的である。

まず、最初に、プレクーリングの効果については、温度分布を、プレクーリングによって低減された温度を初期温度として求め、あとは、先に述べた Compensation Line法をあてはめればよい。パイクーリングの場合にも、最初の内部拘束による応力を求めるときのあてはめが、多少複雑になるが、外部拘束係数については、まったく同じものを使用してよいと考えられる。

拘束体と被拘束体の間に、水和速度の遅いレアー層を設ける場合には、外部拘束効果の R_N 、 R_M が変化することに等しい。どの程度 R_N 、 R_M が低減するかは、実際の実験結果に Compensation Plane法をあてはめて、その値を定める必要がある。たとえば、竹下³⁰⁾らの実験に対応して、 R_N を同定すると以下ようになる。

竹下らは、高さ 15 cm、幅 10 cm、長さ 10.5 m の拘束体の上に、同じ長さで断面が高さ 40 cm、幅 10 cm の被拘束体を打設し、その境界に超遅延剤を添加したコンクリートを敷いて、外部拘束の低減効果を測定している。断面内の 3 点の実測温度および配合から類推した 4 週でのヤング係数 $2.8 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ を用いて、材令 3 日以降の応力増分が一致するように R_N を推定すると、図 25 のように、A1 (遅延剤添加量 = c の 0.4%)、A3 (同添加量 = 0.65%) に対して、それぞれ $R_N = 0.2$ 、 $R_N = 0.05$ なる値が得られる。実験供試体の断面寸法および測定点の制限から、 R_M は同定できない。この値は、この敷モルタルに対しておそらく一般的に用いられる値であって、他のマスコンクリート工事の温度応力の推定が、同定された外部拘束係数を用いてできるはずである。

プレストレスを導入する場合には、その低減効果は、温度応力の場合とまったく同様に考えることが可能であろう。すなわちプレストレスによる軸力の一部は、拘束体によって、抵抗されるから、そ

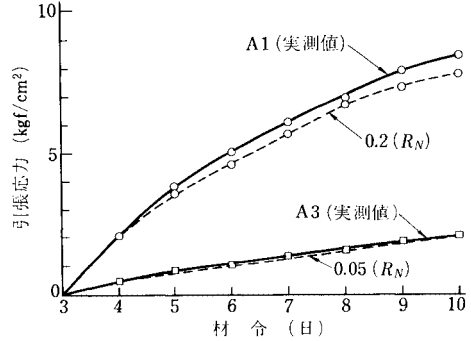


図 25 同定された軸拘束係数 (R_N)

の一部分のみが、被拘束体に伝わることになる。その割合を R_N 、同様にして、曲げモーメントについても、 R_M とすると、プレストレスによって、被拘束体に導入される応力は、次式で表わされる。

$$\Delta\sigma = R_N \frac{P}{A} + R_M \frac{M_0}{I} y$$

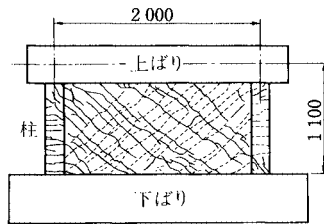
R_N 、 R_M の値は、温度応力の場合とほとんど等しいと考えられるが、やはり、キャリブレーションが必要であろう。

一度、このようにして各種の低減工法の効果が定量化されれば、どの工法がより効果的か、簡単に経済比較ができることになる。

5. 温度応力問題と構造物の耐久性あるいは終局強度との関連

最後に、温度応力が単に建設時のひびわれの発生の有無だけで終わる一過性の問題ではなく、場合によっては、コンクリート構造物の寿命にも関連する問題であることを指摘しておく必要があると考えられる。

たとえば、遠藤らは¹¹⁾以下のような数値実験を行った。



鉄筋比および要素厚さ

	P_x (%)	P_y (%)	厚さ (cm)
壁	0.853 (D6)	0.853 (D6)	10.0
柱	0.64 (D6)	3.81 (D13)	20.0
上ばり	4.18	0.473 (D10)	30.0
下ばり	4.18	0.473 (D10)	30.0

鉄筋の材料定数

	降伏応力 σ_y (kg/cm ²)	剛性 E_s (kg/cm ²)
D6	3 620	2 100 000
D10	3 530	2 100 000
D13	3 680	2 100 000

コンクリートの材料定数

圧縮強度 σ_{cu} (kg/cm ²)	割裂強度 σ_{cr} (kg/cm ²)	ヤング係数 E_o (kg/cm ²)	ピークひずみ ϵ_0	ポアソン比 ν
297	23.6	234 000	0.00223	0.167

図 26 供試体およびその材料

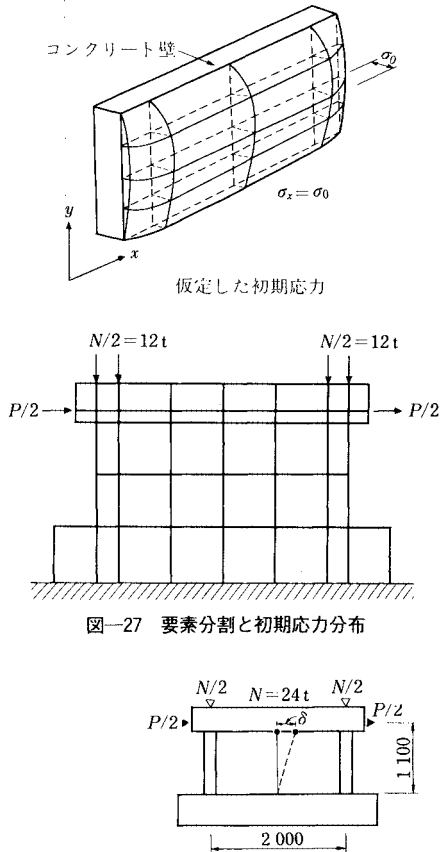


図-27 要素分割と初期応力分布

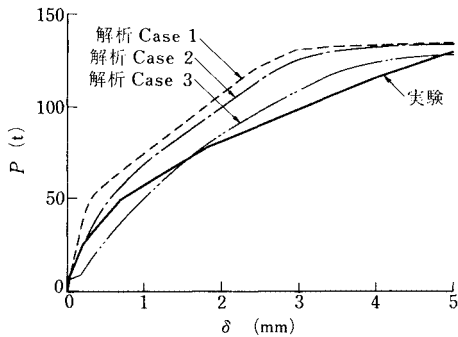


図-28 荷重-変位曲線

図-26 に示す壁状の構造物（高さ 1.1 m、長さ 2.0 m、厚さ 10 cm）に、鉄筋が鉛直・水平 2 方向に等量の 0.853 % 配置されている。この構造物を作製するとき、層状打設を行ったことによって、温度応力が水平方向に、20 kgf/cm²（ケース 2）、40 kgf/cm²（ケース 3）生じた場合の終局水平耐力を温度応力が零（ケース 1）の場合と比較した。

コンクリートの降伏関数として、ひずみ硬化を有する Von Mises タイプを用い、クラックの入った後は exponential 型の tension stiffness を考える弾塑性解析

によると、最終的に、図-28 に示す荷重変位曲線が得られる。温度応力が 20 kgf/cm² の場合には、温度応力が零の場合に比べて剛性が低く現われるが、耐力はほぼ等しい。温度応力が 40 kgf/cm² の場合には、温度応力によるひびわれによって水平方向の鉄筋に 300 kgf/cm² ~ 600 kgf/cm² の応力が生じ、終局耐力は 129 t と、温度応力が零の場合に比べて 10 t 低い値が計算された。

このような初期応力は、温度応力ばかりでなく、乾燥収縮によっても生じるものであり、この計算例は、製作過程に生じた初期応力が、剛性の低下ばかりでなく、最終の耐力も低減する場合のあることを示している。

現行の土木学会コンクリート示方書では、外気温の影響を温度差 15°C 考えて、構造物を設計することを定めているが、製作過程の温度応力を、外気温による温度荷重に換算すると、場合によっては、その 2 倍~3 倍となっていることも考えられるのである。

上記の問題は、より広範囲な検討の結果により設計基準の中で考慮すべきものであり、軽々に結論は出せないが、問題点の存在だけを指摘しておきたい。

このほか、小野、長滝らによって、耐久性に影響を及ぼす温度応力のひびわれ幅に関しても、研究が始められている。

6. 結 論

温度応力を制御するためには、非常に多くのパラメーターが関与する現象、しかもかなりばらつきをもって関与する現象を、的確に解析しながら、効率のよい対処法をとることが必要である。本報告で述べた範囲は、そのごく一部で応力・ひずみの構成則、応力計算方法、いくつかの重要な実験結果・実測例にとどまったが、このほかにも、岩盤・地盤の物性値、ねじりの影響、熱の発生率など詳細な検討を必要としている要因がある。またばらつきを考慮に入れた統計確率的手法についても述べる事ができなかった。現在の段階としては、理論解析上の大枠が定まりつつあるというところで、ヤング係数値の誤差・クリープの不明確さは存在するものの、その計算上の大枠は、変える必要がないという段階、すなわち温度応力発生メカニズムにかなり忠実な計算上の枠組が定まりつつある段階といえるのではあるまいか。そのことまでを本文中に述べたつもりである。

今後の最大の研究項目の 1 つとして、温度応力によるひびわれ幅の推定という難問が存在するが、すでに多くの研究者が取り組みつつあり、成果もあがり始めている。

このような不連続性の問題も、従来の実験結果のうえに、かなり巧妙で有力な解析手法が開発されつつあり、その応用の成果に期待がかけられているのである。5 年後にあらためてその成果を問いたいと期待している。

参 考 文 献

- 1) ACI 207 Committee Report : Mass Concrete for Dams and Other Massive Structures, ACI Proc., Vol. 67-17, April, 1970.
- 2) Slate F. O. and Matheus, R. E. : Volume Changes on Setting and Curing of Cement Paste and Concrete from Zero to Seven Days, ACI Proc., Vol. 64-4, January, 1967.
- 3) Serafim, J. L. and Guerreiro, M. : Autogenous and Hygrometric Expansion of Mass Concrete, ACI Proc., Vol. 66-57, September, 1969.
- 4) Houk, I. E., Paxton, J. A. and Houghton, D. L. : Prediction of Thermal Stress and Strain Capacity of Concrete by Tests on Small Beams, ACI Proc., Vol. 67-16, March, 1970.
- 5) Carlson, R. W. and Thayer, D. P. : Surface Cooling of Mass Concrete to Prevent Cracking, ACI Proc., Vol. 56-9, Aug., 1959.
- 6) ACI Committee 224 Report : Control of Cracking in Concrete Structures, ACI Proc., Vol. 69-69, Dec., 1972.
- 7) ACI Committee 207 Report : Effect of Restraint, Volume Change, and Reinforcement on Cracking of Massive Concrete, ACI Proc., Vol. 70-45, July, 1973.
- 8) 森 忠次 : 一辺が拘束された三角形ならびに四角形板の熱応力と拘束度について, 土木学会論文報告集, No. 89, 1963年.
- 9) 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研究, 東京大学学位論文, 1974年.
- 10) JCI マスコンクリート温度応力研究委員会報告書 : マスコンクリートの温度応力推定方法に関する既応の研究とその総括, 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, 日本コンクリート工学協会, 11月, 1985年.
- 11) 遠藤孝夫・田辺忠顕 : コンクリート構造物の終局耐力に及ぼす初期応力の影響, 第8回コンクリート工学年次講演会論文集, 日本コンクリート工学協会, 1986年.
- 12) 田辺忠顕・原口 晃・石川雅美 : マスコンクリートの温度応力問題における岩盤あるいは旧コンクリートの外部拘束効果, 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, 日本コンクリート工学協会, 9月, 1982年.
- 13) 田沢栄一・飯田一彦 : 硬化時温度応力の発生メカニズムについて, 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, 日本コンクリート工学協会, 9月, 1982年.
- 14) 河角 誠・関 慎吾・笠原 清・栗山武雄 : セメントの水和と内部水の粘性からみたコンクリートのクリープ特性, 土木学会論文報告集, No. 321, 5月, 1982年.
- 15) 河角 誠・田辺忠顕 : セメントの水和と内部水の粘性を考慮したコンクリートのクリープ則の3次元への拡張のための一つの試み, RC 構造の有限要素解析に関するコロキウム論文集, 日本コンクリート工学協会, 12月, 1984年.
- 16) Bazant, Z. P. : Constitutive Equation for Concrete Creep and Shrinkage based on Thermodynamics of Multi-Phase Systems, MATERIAUX ET CONSTRUCTIONS, Vol. 3, No. 13, 1970.
- 17) Bazant, Z. P. : Thermodynamics of Interacting Continua with Surfaces and Creep Analysis of Concrete Structures, Proc. of 1st Int. Conf. on Structural Mechanics in Reactor Technology, Paper H 2/1, Sept. 1971.
- 18) 原口 晃・河角 誠・田辺忠顕・岡沢孝雄 : 黒田ダム嵩上げ工事におけるコンクリートの打設計画, 電中研依頼報告 375561, 7月, 1976年.
- 19) 大崎幸雄・吉川弘道・河田秋澄 : マスコンクリートの温度応力解析に適用する構成方程式の検討, 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, 日本コンクリート工学協会, 9月, 1982年.
- 20) 山崎敏敏 : 若材令コンクリートのクリープ, 昭和56年学術講演梗概集(構造系), 日本建築学会, 1981年.
- 21) 田辺忠顕・島田静雄・梅原秀哲 : コンクリート構造物の製作過程に生じる初期応力に関する研究, 昭和60年度科学研究費補助金研究成果報告書, 3月, 1986年.
- 22) 竹下治之 : 日本国土開発技術研究所内部資料.
- 23) 平賀友晃・倉林 清・板谷俊郎・田辺忠顕 : パイプクーリングをしたコンクリートにおける温度応力の実測と解析, 第2回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, 日本コンクリート工学協会, 3月, 1984年.
- 24) 石川雅美・田辺忠顕 : マスコンクリートの温度応力発生メカニズムに関する検討, コンクリート工学年次講演会論文集, 日本コンクリート工学協会, 6月, 1982年.
- 25) 辻 幸和 : ケミカルプレストレスおよび膨張分布の推定方法, コンクリート工学, Vol. 19, No. 6, 6月, 1981年.
- 26) 原口 晃・田辺忠顕・岡沢孝雄・阿部博俊 : 伊方原子力発電所格納容器基礎マットコンクリートの施工時温度応力に関する研究, 電力中研依頼報告 74558, 6月, 1975年.
- 27) 前田強司・石川雅美・西岡 哲 : Compensation Line (Plane) 法の適合性について, 第41回土木学会年次学術講演会講演概要集第5部, 11月, 1986年.
- 28) 土木学会 : コンクリート標準示方書 61年版改訂資料, 10月, 1986年.
- 29) Engineering News Record, May 30, 1985.
- 30) 十河茂幸・中根 淳・浅井邦茂・直井彰秀 : 液体窒素により冷却されたコンクリートの基礎的性質, 第8回コンクリート工学年次講演会論文集, 日本コンクリート工学協会, 1986年.
- 31) 川原場博美・鹿子木唯夫・田辺忠顕 : マスコンクリートの温度応力に対するパイプクーリング効果の自由度FEM解析プログラムの開発, 第8回コンクリート工学年次講演会論文集, 日本コンクリート工学協会, 1986年6月.
- 32) 住友セメント・セメントコンクリート技術開発センター : 各種セメントコンクリートの断熱温度上昇試験結果, 4月, 1986年.
- 33) 安藤哲也・坂井悦郎・松本雅夫・小野啓一 : 水和熱抑制剤を添加したコンクリートの基礎的研究, 第2回マス

- 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，日本コンクリート工学協会，3月，1984年。
- 34) 竹下治之・浅沼 潔・横田季彦：マスコンクリートの外部拘束による温度応力の抑制方法に関する研究，第40回土木学会年次学術講演会講演概要集第5部，土木学会，9月，1985年。
- 35) 秦 昌樹・清水昭男・伊藤 洋・佐藤 正：温度ひびわれ制御におけるモデレートプレストレス導入効果の評価，第40回年次学術講演会講演概要集，土木学会，9月，1985年。

(1986.7.25・受付)
