

モデレートプレストレス導入による 温度ひびわれ制御に関する研究

STUDY ON CONTROL METHOD OF THERMAL CRACK
BY MEANS OF MODERATE PRESTRESSING

伊藤 洋*・清水昭男**・坂口雄彦***・西岡吉弘***

By Yo ITO, Teruo SHIMIZU, Takehiko SAKAGUCHI and Yoshihiro NISHIOKA

With enlarging scale of concrete structures, thermal cracks in massive reinforced concretes have become one of the pressing problems of the day. This paper deals with the development of a moderate prestressing method using an expansive demolition agent for thermal cracking control. In order to examine the degree of prestressing in new unbonded tendon, several experiments are carried out by cylindrical model in a laboratory. This new method is proved useful by several field experiments. In addition, the experimental results are compared with some numerical calculations to clarify the applicability of a newly proposed theoretical method to predict the control effect of thermal crack.

Keywords: mass concrete, thermal crack, moderate prestressing, cracking control method, field experiment

1. はじめに

近年のコンクリート構造物は、原子力発電所、大型橋梁の橋脚、LNGタンク、地中コンクリート構造物等に代表されるように大型化が著しく、セメントの水和熱による温度ひびわれが品質保証上（水密性、耐久性）無視できない問題となっていることは周知のとおりである¹⁾。このようなマッシブな鉄筋コンクリート構造物の設計・施工にあたっては、事前に温度ひびわれ発生の危険性の予測を行い、対策が必要な場合は適切な処置を行う必要があり、昭和61年にはJCIより「マスコンクリートのひびわれ制御指針」が出版され、設計・施工・管理が一体となった温度ひびわれ制御対策の基本的考え方および手順が示されている²⁾。しかし、温度ひびわれにかかる要因は多く、かつ設計・施工上の制約もあって常に十分な処置が行われるとは限らず、今後一層の制御法の研究・開発が望まれているところである³⁾。

本研究は、こういった背景にあって、主に壁体構造物を対象に設計面からの新たな温度ひびわれ対策として膨

張材を利用したモデレートプレストレス導入による制御法の開発を行ったものである。加えて、いくつかの現場実験を行ってその効果を確認するとともに、その評価においてACI法⁴⁾、Compensation plane法⁵⁾の考え方を応用した予測法を提案する。モデレートプレストレスの導入によるひびわれ制御は西ドイツ等でも実績があり⁶⁾、積極的にひびわれを防止するとともに、それが発生してもひびわれ幅の制御に効果が十分期待できるといった特徴がある。本研究では機械的なプレストレス導入ではなく、施工・管理軽減のために新たに開発した埋殺し型の特殊鋼棒を用いるが、温度ひびわれ制御に対する有用性が確認されたのでここにまとめて報告する。

2. 工法の概要⁷⁾

本工法は、マッシブなコンクリート壁体に発生するひびわれ制御を主目的にして、膨張材を利用したモデレートプレストレスの導入を行うものである。始めに、プレストレス導入用特殊鋼棒の概要を図-1に示す。本鋼棒は、同図に示したように、I. 膨張材、II. アンボンドシリーズ、III. 鋼棒、IV. シリンダー、V. 支圧板、より構成されている。まず、I. の膨張材は、場所打ち杭の杭頭処理用の静的破碎剤であり、CaOを主成分とし、打設コンクリートの水和反応時の温度上昇に伴って膨張圧が発

* 正会員 工博 (株)熊谷組原子力開発室土木技術部
(〒162 新宿区津久戸町2-1)

** 正会員 理博 (株)熊谷組原子力開発室土木技術部長
(同上)

*** 正会員 (株)熊谷組原子力開発室土木技術部 (同上)

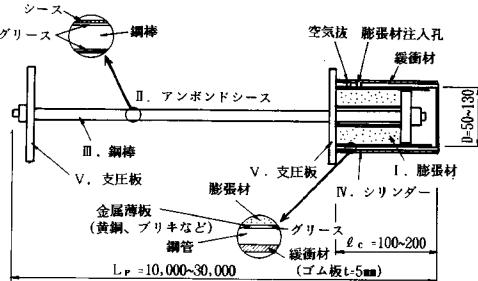


図-1 鋼棒概要 (単位:mm)

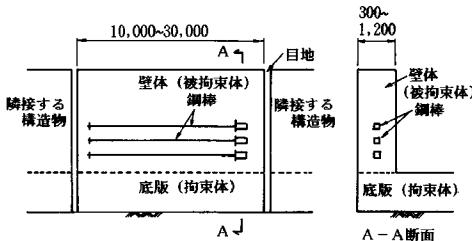


図-2 鋼棒設置状況の概念 (単位:mm)

現するといった特徴がある。膨張圧は、完全拘束状態では 300 kgf/cm^2 以上になる。II. アンボンドシースは、III. 鋼棒と打設コンクリートとの付着および摩擦によるプレストレス力の損失を小さくするため、ポリエチレン・塩ビ等のシース内側にグリースを塗ったものである。IV. シリンダーは膨張圧に耐え得る肉厚を有する鋼管で、この内側には周面摩擦を低減するためグリースが塗られ、さらに金属薄板（黄銅、ブリキ板等）が巻かれている。また、IV. シリンダーの外側には、径方向膨張圧が周辺のコンクリートに悪影響を及ぼさないよう、緩衝材（ゴム板 $t=5 \text{ mm}$ 等）を巻く。このような鋼棒により、1本当たり $5\sim20 \text{ tf}$ 程度のプレストレス力を得ることが可能となる。

次に、図-2 は鋼棒の軸体への設置概念状況を示したものである。鋼棒は、同図に示したように軸体中心部に設置され、完全に埋殺しとなる。図-3 は、施工手順である。まず、温度応力および発生ひびわれ幅の推定から導入プレストレス力を決め、鋼棒の設計・製作を行う。ついで、その鋼棒を構造物施工過程における鉄筋組立時に設置し、コンクリート打設前（打設直前～前日）に膨張材をシリンダー内に注入する。コンクリート打設後の施工管理は特に必要なく、プレストレスの導入は上述した膨張材の性質から、打設後の温度上昇に伴って行われる。

次に、こういった軸体構造物における中心温度、応力と鋼棒のプレストレス力の基本的関係を明確にするためそれらの典型的なものを示した図-4 に注目する。モデル化してプレストレス導入によりひびわれを制御するに

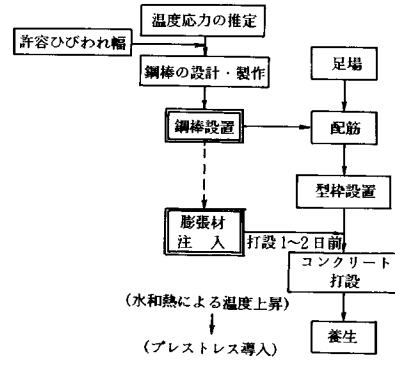


図-3 施工フロー

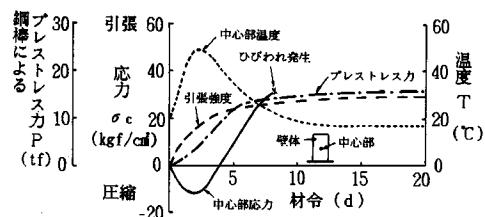


図-4 軸体構造物における典型的な温度、応力、プレストレス力の経時変化

は、温度応力の履歴において、コンクリートが硬化しプレストレス力による支圧応力を上回る強度を有した後から発生引張応力が引張強度を上回らない間に導入するのが効果的である。膨張材によるプレストレスの導入は、後述の実験から同図中に示したように強度の発現履歴より遅れ、最高温度上昇時近くになって現われ、その後数日で最終的な値の大半が導入されるといった履歴をたどることになる。ひびわれの発生は、最高温度上昇時からの降下過程で早くとも 2~3 日後と考えられ、本鋼棒によるプレストレスの導入が可能となる。

3. 基礎実験^{7)~9)}

基礎実験は、膨張材の発現時期と温度履歴、およびシリンダーの寸法・大きさとプレストレス力の関係を明らかにすることが主目的となる。

(1) 実験装置と方法

実験装置の概略は、図-5 に示すように①シリンダー（鋼管）、②膨張材（静的破碎剤）、③プレート、④PC 鋼棒、⑤支圧板、⑥ナット、⑦温床線、⑧ロードセル、⑨変位計、⑩温度調節器、⑪温度、ひずみ測定器、により構成される。まず、①（シリンダー）は高張力鋼管で、その内側には2. で述べたように、グリースが塗られ金属薄板が巻かれている。②（膨張材）は、静的破碎剤であり、熱を付加することによって反応が促進され、常温でのそれは著しく遅いといった特性がある。③（プレート）は、鋼管内径より 1 mm 程度直径の小さい円形鋼板

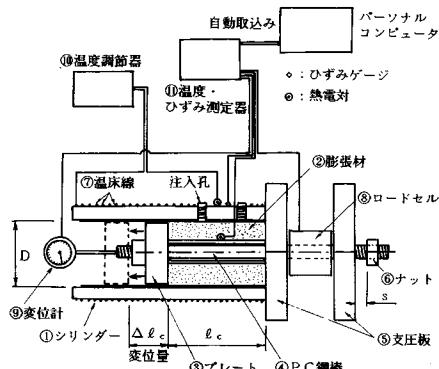


図-5 基礎実験装置の概略

(厚さ 19~22 mm) で、④の PC 鋼棒 ($\phi 17$)、あるいは丸鋼 ($\phi 22\sim28$) とともにプレストレス力を拘束するものである。⑤(支圧板)は、正方形鋼板 (200×200 mm, $t=19\sim22$ mm) で、実際にはコンクリートに定着し軸体にプレストレスを導入するものであるが、ここでは⑧ロードセルを圧縮する。⑥(ナット)は、1.3~15 m 程度の鋼棒を想定したときの弾性変位量 s を考慮する。弾性変位量 s による損失は、膨張材の性質とも関係し正確に推定することは難しいが、レラクセーションやクリープ等の影響も同時に含めると考え、ここでは全損失すると仮定する。したがって、弾性変位量 s は、 $s = L_p P / A_s E_s$ (P : プレストレス力, A_s : 鋼棒断面積, E_s : 鋼棒の弾性係数, L_p : 鋼棒長さ) として考慮し、あらかじめ $s=0.95\sim11$ mm 程度支圧板より離れた位置に設定する。たとえば、 $L_p=15$ m, $P=10$ tf, $A_s=6.158 \text{ cm}^2$ ($\phi 28$), $E_s=2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ であれば $s=11.6$ mm となる。⑦(温床線)は、ヒーター線の一種であり、100°Cまで熱を付加することが可能である。温床線はシリンダーにできるだけ隙間なく巻かれ、⑩の温度調節器によって自動制御される。⑨(変位計)は、③プレートの膨張変位量を測定するものである。⑪(温度、ひずみ測定器)は、シリンダー部の温度・ひずみ、膨張材の温度および支圧板の変位を自動測定するもので、温度は熱電対 (T型)、ひずみは箔ひずみゲージ、変位は 2/1000 mm 精度の高感度型変位計による。

次に、実験手順は以下のようである。まず、②膨張材 ($W/C=30\%$, W : 水, C : 破碎剤) を①シリンダー内に注入し、常温で 24 時間放置した後、コンクリートが打設されたとして加熱を開始する。温度履歴は、厚さ 1 m 程度の壁体を想定したときの経時変化を模擬したものと⁷⁾、温度固定 (40~60°C) としたもの⁹⁾、の 2 つの場合を考え、⑩の温度調節器により与える。ここで、前者を Run-A とし、後者を Run-B とする。各点の温度、ひずみおよび変位量は⑪の測定器から所定の時間間隔で

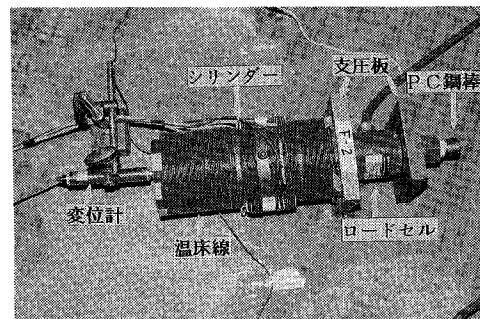


写真-1 基礎実験状況

表-1 実験条件および結果

ケース Run	温度 設定条件	シリンダ ー内径 D (mm)	膨張材 断面積 A_s (mm 2)	設定(最高) 温度 T_{max} (°C)	設定 弾性 変位量 s (mm)	プレ ート姿 位量 Δl_c (mm)	I 週間後 のプレス トレス力 P (tf)
A-1	マスコン クリート の温度経 時変化を 考慮した 場合	128 (124.9)	150	45	11	19.9	18.0
A-2		80.1 (41.3)	150	45	5.5	5.5	7.4
A-3		107 (80.8)	150	45	11	12.7	12.7
A-4		80.1 (41.3)	150	45	11	11.1	5.8
A-5		107 (80.8)	200	45	11	11.7	14.8
A-6		107 (80.8)	150	35	11	11.4	10.6 (12.1)*
A-7		107 (80.8)	150	45	11	12.8	17.1
A-8		50.7 (14.0)	150	45	0.95	1.9	2.7
B-1	一定温度	88.6 (52.57)	100	50	10	10.1	8.8
B-2		88.6 (52.57)	150	50	10	10.7	10.6
B-3		88.6 (52.57)	200	50	10	10.4	11.3
B-4		75.9 (36.17)	100	50	10	10.1	4.7
B-5		75.9 (36.17)	150	50	10	10.2	5.6
B-6		75.9 (36.17)	200	50	10	10.5	5.7
B-7		88.6 (52.57)	150	40	10	10.6	10.3
B-8		88.6 (52.57)	150	60	10	10.7	11.5

(*)* は 3 週間後の値を示す

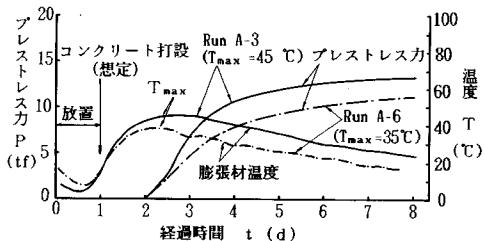


図-6 温度履歴が異なる場合のプレストレス力の経時変化

パソコンによる自動取り込み・記録が行われる。実験ケースは、シリンダー内径、膨張材長さ、および温度履歴を変えて、表-1(後述)に示した 16 ケースについて行う。

なお、写真-1 は実験装置を示したものである。

(2) 実験結果および考察

代表的な実験結果を示しつつ、膨張材の条件・性質と

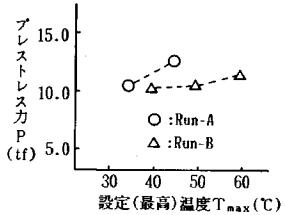


図-7 温度とプレストレス力の関係

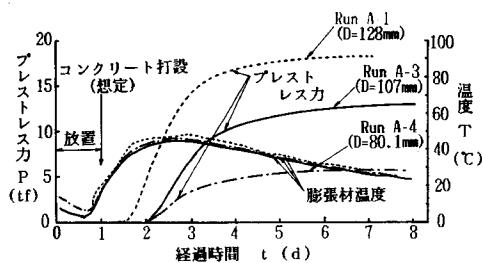


図-8 シリンダー内径 D が異なる場合のプレストレス力の経時変化

プレストレス力の関係を検討してみることとする。表-1は、実験ケースとその結果をまとめたものである。

まず、図-6はシリンダー内径 D と膨張材長さ l_c を同一にして、最高温度上昇 T_{\max} を 35°C と 45°C に設定したときのプレストレス力の経時変化を、膨張材注入時を材令0日として示したものである。加熱は上述したように膨張材を常温で24時間放置した後(図中、経過日数1日後)開始する。図中の実線は T_{\max} が 45°C の場合(Run-A-3)で、一点鎖線は 35°C のそれ(Run-A-6)である。プレストレス力は、最高温度上昇時より若干早く発現し、その後約2日程度で材令8日のそれの70~80%に達し、以後は漸増していることがわかる。また、プレストレス力の発現・上昇は温度レベルの高いRun-A-3で早いことが伺える。一方、図-7はRun-Bの結果も含め温度とプレストレス力の関係を整理したものである。一応、温度レベルが高いほどプレストレス力は大きくなる傾向にはあるものの顕著な差はない。他方、表-1のRun-A-6の3週間後のプレストレス力(下段())内)に注目すると、1週間後のそれよりさらに増加し、最終的なプレストレス力は温度履歴にはあまり依存しないことが示唆される(表-3のCase-4参照)。

次に、温度履歴と膨張材長さを同一にして、シリンダ内径 D を変えたときのプレストレス力の経時変化を示したのが図-8である。図中、破線が Run-A-1、実線が Run-A-3、一点鎖線が Run-A-4 である。同図より、当然ではあるが内径の大きいほどプレストレス力は増大している。また、その発現時期は Run-A-3 と Run-A-4 はほぼ同様であるが、最大径の Run-A-1 でやや早く、

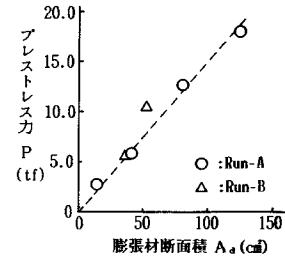


図-9 膨張材断面積とプレストレス力の関係

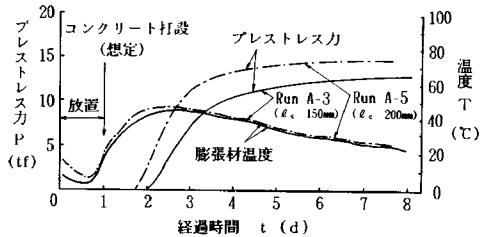


図-10 膨張材長さ l_c が異なる場合のプレストレス力の経時変化

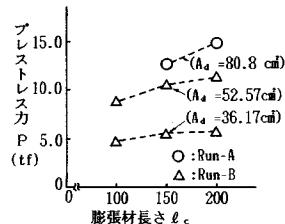


図-11 膨張材長さとプレストレス力の関係

内径がある程度以上になると反応が促進されてくることが示唆される。図-9は、膨張材断面積とプレストレス力の関係を表-1の結果から整理したものであるが、これより諸条件が同一であれば、プレストレス力は膨張材断面積に大きく依存しほば比例関係にあることがわかる。

次に、図-10は、膨張材の長さ l_c のみを変えたときのプレストレス力の経時変化を示したものである。図中で実線が $l_c = 150 \text{ mm}$ (Run-A-3)、一点鎖線が 200 mm (Run-A-5) の場合である。プレストレス力は、 l_c が長いとより大きくなってくることが判読できるが、これらの関係を整理した図-11をみてみると、確かにその傾向はあるものの顕著な差はない。

以上、膨張材断面積、長さ、温度とプレストレス力の関係について整理・検討した結果、いずれもプレストレス力およびその発現過程に影響をもたらすが、中でも断面積によるものが支配的に大きいことが認められた。したがって、推定プレストレス力は、鋼棒長さ $L_p=10\sim 15$ m、最高温度 $T_{max}=35\sim 60^\circ C$ 程度の範囲で、図-9から次式によって求めることとする。

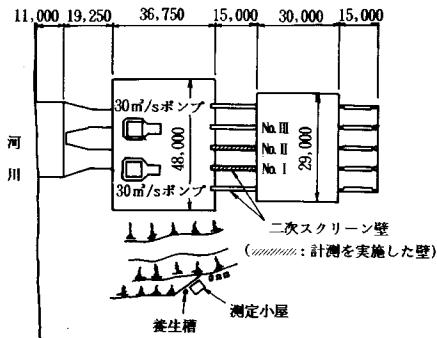


図-12 A 排水機場 (単位:mm)

表-2 コンクリートの配合

呼び強度 (kgf/cm ²)	粗骨材の 最大寸法 (mm)	スラン ア (cm)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	単位量 (kgf/m ³)				
						W	C	S	G	A.R.
210	25	8	4	59.8	43.0	159	266	804	1092	0.086

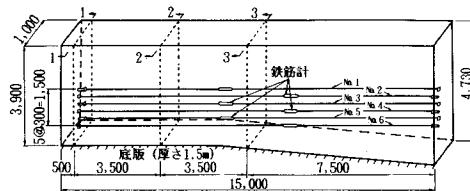


図-13 壁の構造寸法および鋼棒の設置状況 (単位:mm)

ここに, P : 鋼棒 1 本当たりのプレストレス力 (tf), A_d : 膨張材断面積 (cm^2), である.

4. 実構造物における実施例^{7), 10)}

本工法による実規模での実証はすでに 4 か所で行われたが (後述), ここではそのうち壁厚の最も大きい A 排水機場新設工事を取り上げ, その状況・効果について述べる. また, 他の 3 例については 5. で概略結果を示す.

(1) 実験の概要

現場実験に利用した A 排水機場新設工事は, A 地区の排水調整を行うための排水機場を新設する工事の一部であり, 図-12 にその概要を示す. 本工法の実施は, 図中斜線で示した二次スクリーン壁の No. I で行う. また, No. II, No. III の壁は No. I と同一構造形状をなしており, No. II 壁では比較検討のため, No. I 壁と同様の諸計測を実施する. 打設は 6 月 12 日午前 6 時から 9 時にかけて No. I, No. II 壁とも同時に打設し, No. III 壁は正午までに完了した. 打設温度は 25°C で, 型枠は厚さ 2 mm のメタルフォームを使用している. また, 使用したセメントは普通ポルトランドセメントであり, コンクリートの配合は表-2 に示すとおりである.

次に, No. I 壁の構造寸法および鋼棒の設置状況を図-13 に示す. 壁は厚さ 1 m, 長さ 15 m, 高さ 3.9 ~



写真-2 鋼棒設置状況

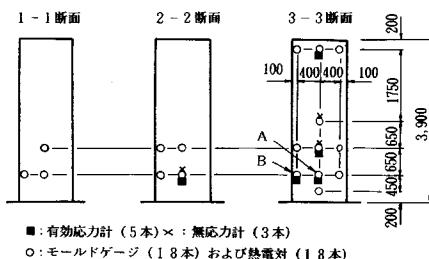


図-14 計器設置位置 (単位:mm)

4.73 m で, 既設コンクリートスラブ (厚さ 1.5 m) の上に打ち継がれる. 鉄筋は長手方向に配筋が D19 で 300 mm 間隔, かぶり 100 mm で配置されている. ここで, この壁体構造物における最高温度, コンクリート応力, ひびわれ幅を CPM により予測すると, $T_{\max}=46^\circ\text{C}$, $\sigma_c=24.4 \text{ kgf/cm}^2$, $w_{\max}=0.12 \text{ mm}$, となる (表-3 参照: 後述). 許容ひびわれ幅は, 水密性を考えて 0.1 mm 以下を目標とし, プレストレス導入によるひびわれ制御幅は計算上 0 mm とする. 鋼棒は, 壁体断面中央部にスラブ上面より 300 mm ピッチで 6 本設置すると仮定して, 1 本当たりのプレストレス力を後述 5. の評価手法により求めると, $P>11 \text{ tf}$ となり, 式 (1) から必要膨張材断面積は $A_d>73.3 \text{ cm}^2$ となる. よって, 鋼棒は, 図-1 (前述) において, $D=107 \text{ mm}$, $L_p=1440 \text{ mm}$, $l_c=150 \text{ mm}$ で, $\phi 28 \text{ mm}$ の丸鋼を用い, 図-13 に示したように, 型枠設置前に設置する. また, シリンダー内への膨張材の注入は, 3. で述べたようにコンクリート打設まで常温ではほとんど反応しないので前日の 11 日に行っている (図-3 参照).

なお, 写真-2 は鋼棒の設置状況を示したものである.

(2) 測定項目と測定方法

No. I, No. II 壁の測定において, 図-13 に示した 1-1, 2-2, 3-3 の各断面位置に配置された計器類の種類とその位置を図-14 に示す. 計測は熱電対, モールドゲージ, 有効応力計, 無効応力計により, それぞれ温度, コンクリートひずみ, コンクリート応力, 線膨張率を測定す

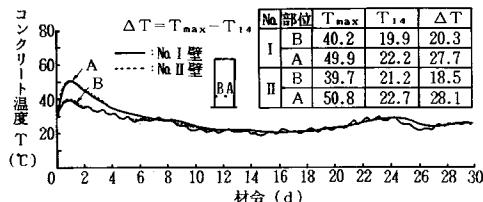


図-15 コンクリート温度の経時変化

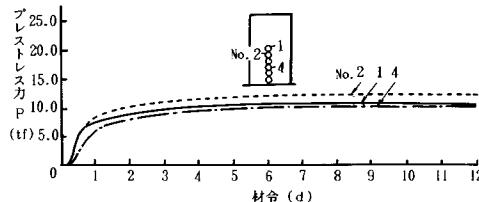


図-16 プレストレス力の経時変化

る。鋼棒のプレストレス力は図-13に示したように鋼棒に直列に設置した鉄筋計により測定する。また、コンクリートの強度試験は、現場養生された円柱供試体を用いて行う。No. I～III壁のひびわれ幅、長さの測定は、ひびわれ幅については、目視によりひびわれ幅が大きいとみなせる部分について3～5点程度クラックルーペにより、一方、ひびわれ長さは巻き尺を用いて測定する。

(3) 実験結果とその考察

現場実験によって得られた代表的な結果を示しつつ、本工法のひびわれ制御効果について検討する。まず、壁体中心部(A)と表面部(B)の温度履歴をNo. I壁(対策工)およびNo. II(無対策)について示したのが図-15である。同図中の4点の温度は、いずれも打設後22時間で最高温度に達し、中心部ではNo. I壁が49.9°C、No. IIが50.8°C、表面部ではおのおの40.2°C、39.7°Cとなっている。その後材令2週でいずれも約20°Cまで降下し、その後は外気温の変動に順応している。両壁ともほぼ同様の温度履歴である。図-16は、No. I壁における鋼棒のプレストレス力の経時変化を示したものであるが、プレストレス力P(膨張力)はコンクリート打設9時間後より発現し、材令2日で約10tf程度導入され、その後は緩やかに増加を続けている。No. II壁のひびわれ発生時(材令12日)におけるこれら3本のプレストレス力の平均値は $\bar{P}=10.7\text{ tf}$ であり、6本を合計すると64tfとなる。設計プレストレス力は、 $P=11.0\text{ tf}$ であることからほぼ一致していることになり、実際の構造物においても上述の式(1)が適用できることが示唆される。

次に、図-17は、No. I、No. II壁の中心部(A)における応力およびひずみの経時変化を、図-18は表面部のそれらをおのおの示したものである。これらの図よ

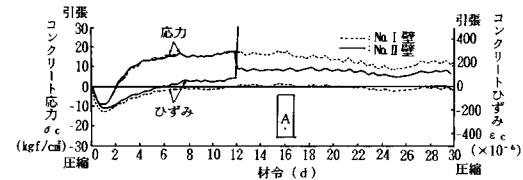


図-17 壁体中心部におけるコンクリート応力およびひずみ

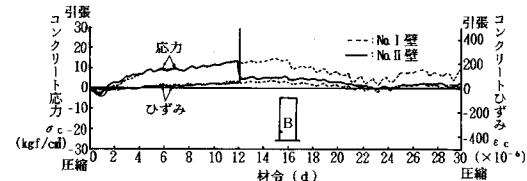


図-18 壁体表面部におけるコンクリート応力およびひずみ

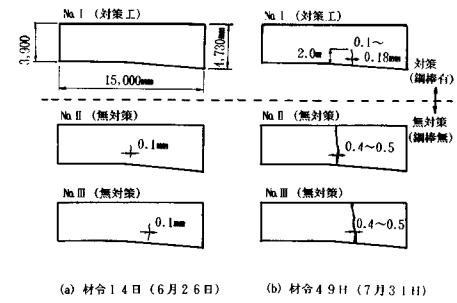


図-19 ひびわれ発生状況

り、応力 σ_c および拘束ひずみ ε_c とともに最高温度上昇時(材令22時間)に圧縮側の最大値を示し、その後引張側に転じていることが認められる。中心部と表面部の引張応力・ひずみに着目すると、いずれも中心部の方が大きくなっていることが判読できる。また、No. IとNo. II壁のそれらを比較すると、両者に有意な差はない、ひびわれ発生前でのプレストレス効果はあまり期待できないことが伺える。これは、本構造物のように拘束体が大きいと導入されたプレストレス力は全体へ分散し、被拘束体(壁)への導入効果が乏しくなることによる⁷⁾。しかし、材令12日の早朝に無対策のNo. II壁の応力が急減し、ひずみが急増している。これは、この時点でNo. II壁にひびわれが発生したことを示唆しているものと考えられる。次に、ひびわれ調査の結果得られたひびわれ発生状況を図-19に示す。同図の(a)は、材令14日の結果であるが、No. II、No. IIIの無対策壁において壁スパン中央部付近に幅約0.1mmのひびわれが発生しているが、対策工を実施したNo. I壁ではその発生は確認されていない。これは、上述の図-18の測定結果とも整合している。さらに、(b)図の材令49日になると、No. I壁でも幅0.1～0.18mmのひびわれが認められているが、No. II、No. III壁では0.4～0.5mmに増大

し、さらにひびわれ長さも全断面にわたっている。

結局、本工法を実施したNo. I壁の方が無対策のNo. II, III壁に比べ、ひびわれ幅・長さとも大幅に低減され、モデレートプレストレス導入が、ひびわれ発生後の制御に有用であることが確認された。

5. ひびわれ制御効果の評価

本工法をマッシブな壁体構造物に適用するにあたって、温度ひびわれ制御効果を予測し、適切な鋼棒設計・配置を行う必要がある。ここでは、ACI法の鉄筋によるひびわれ制御の考え方⁴⁾に立脚し、Compensation plane法（CPMと称す）⁵⁾を導入した本工法のひびわれ制御評価法について検討する。また、その妥当性はいくつかの実規模実証実験結果と整合させて吟味する。

(1) ひびわれ発生直前のコンクリート応力の推定

ひびわれ発生の判定およびひびわれ制御にあたって、まずひびわれ発生時のコンクリート応力分布を知る必要がある。この推定は、CPMの手法⁵⁾を基本として、図-20に示すようなモデルを考えることとする。これは、拘束体上に長さL、幅B、高さhの鉄筋コンクリート壁が打設され、同時に壁内部にはモデレートプレストレスが導入されたものである。これより、材令tにおける壁体中央断面の応力分布 $\sigma_t(x, y)$ は、プレストレス効果を加えて次のように表わすことができる²⁾。

$$\sigma_t(x, y) = \sigma_{it}(x, y) + \sigma_{rt}(x, y) - \sigma_{pt}(x, y) - \sigma_{st} \dots (2)$$

ここに、 $\sigma_{it}(x, y) = \sigma_{it-1}(x, y) + E(t) |\alpha \Delta T(x, y) - \Delta \bar{\epsilon} - \Delta \phi(y-h/2)|$ ：内部拘束応力、
 $\sigma_{rt}(x, y) = \sigma_{rt-1}(x, y) + R_{nt} E(t) \Delta \bar{\epsilon} + R_{mt} E(t) \times \Delta \phi(y-h/2)$ ：外部拘束応力、
 $\sigma_{pt}(x, y) = P_t / A + M_p(y - Y_c) / I$, $A = (E_c A_c + E_f A_f) / E_c$ ：モデレートプレストレス導入による拘束応力、

σ_{st} ：鉄筋による拘束応力、である。

ここで、 $E(t)$ ：コンクリートの弾性係数、 α ：コンクリートの線膨張率、 ΔT ：温度変化量、 $\Delta \bar{\epsilon}$ 、 $\Delta \phi$ ：自由な軸、曲げ変形増分、 R_n 、 R_m ：ピーク前の軸、曲げ拘束係数、 P ：モデレートプレストレス力、 A ：壁体の換算断面積、 M_p ：モデレートプレストレス導入によるモーメント、 I ：軸体の断面2次モーメント、 H ：軸体の全高さ、 h ：壁体の高さ、 b ：拘束体（底版）の厚さ、 x, y, z ：座標、 Y_c ：拘束体を含めた全体の重心のy座標、 E_c ：壁体の弾性係数、 E_f ：拘束体の弾性係数、 A_c ：壁体の断面積、 A_f ：拘束体の断面積、であり、添字tは材令を示している。ただし、 σ_{st} については未解明の点が多く、ここでは $\sigma_{st}=0$ とみなすこととする。

式(2)よりひびわれ発生の判定とプレストレス導入による応力 σ_t の低減効果を評価することができる。

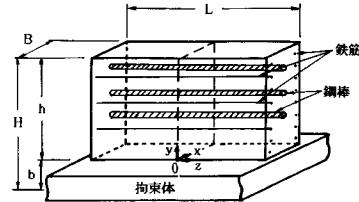


図-20 ひびわれ発生前のモデル

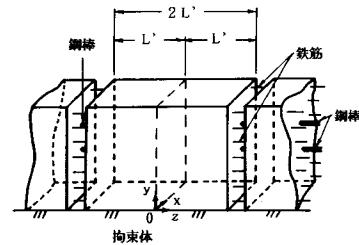


図-21 ひびわれ発生後のモデル

(2) ひびわれ制御効果の評価・予測

ここでは、(1)で求めた応力 $\sigma_t(x, y)$ がコンクリートの引張強度 f_t を上回ってひびわれが発生したときのモデレートプレストレス導入によるひびわれ幅の制御効果の評価法について検討する。評価式の誘導にあたっては、検討の対象となるコンクリート壁下面でのモーメントのつり合いを考えるACI法⁴⁾の鉄筋によるひびわれ制御の考え方を基本とし、また問題をできるだけ単純化するため一度発生したひびわれは軸体の全高まで成長すると仮定する。図-21は、図-20に示した構造物にひびわれ間隔 $2L'$ の貫通ひびわれが発生したときをモデル化したものである。同図で長さ $2L'$ の中央断面に新たに貫通ひびわれが発生し、ひびわれ間隔が L' となったときのひびわれ発生によって付加される鉄筋および鋼棒応力によるモーメント増分は、壁長さ $2L'$ のときの全体拘束モーメントから L' となったときの拘束モーメントを差し引いたものに等しいとして、この状態におけるモーメントのつり合いを考えることとする。

ここで、基本となるひびわれ間隔 L' (m)は、ひびわれ発生直前のコンクリート応力にプレストレス導入の有無によってあまり差がないことから（後述表-3参照）、ここではそれらを特に区別せず、長瀧らの方法¹¹⁾を用い、次式によることとする。

$$L' = \frac{(1 + K_{R0,V})A_c f_t - 2n\bar{\tau}_s U_s l_{ro}}{B\bar{\tau}_s} \dots (3)$$

ここに、 $K_{R0,V}$ ：拘束体を剛体としたときの壁体天端の拘束度、 A_c ：壁体の断面積、 f_t ：コンクリートの引張強度、 n ：鉄筋の本数、 $\bar{\tau}_f$ 、 $\bar{\tau}_s$ ：壁体と拘束体、鉄筋と壁体コンクリート間の平均付着応力、 U_s ：鉄筋の周長、 l_{ro} ：鉄筋とコンクリートの伝達長、 B ：壁体の幅、である。

モーメントのつり合いは、ひびわれ間隔が $2L'$ のときの拘束モーメントを $M_{2L'}$ 、 L' となったときのそれを $M_{L'}$ 、鉄筋による拘束モーメントを M_r 、モデレートプレストレス導入による抵抗モーメントを M_p とすると以下のように表わせる。ただし、 M_p は軸体全体(L)に対してのものであるから、 $2L'$ の部分については比例配分して $M_p \cdot (2L'/L)$ だけ作用するものと考える。

ここに、

$$M_{2L'} = \int_{A_f} \sigma_{t2L'}(x, y) y dA, \quad M_{L'} = \int_{A_f} \sigma_{tL'}(x, y) y dA,$$

$$M_P = \sum_{j=1}^m P_j y_{Pj}, \quad M_r = \sum_{i=1}^n A_{si} f_{si} y_{si},$$

$$\sigma_{t2L'}(x, y) = \sigma_{lt}(x, y) + \sigma_{Rt2L'}(x, y)$$

$$\sigma_{IL'}(x, y) = \sigma_{IL}(x, y) + \sigma_{RIL'}(x, y),$$

$$\sigma_{R2L}(x, y) = \sigma_{R(t-1)2L'}(x, y) + R_{Nt2L'} E(t) \\ - \Delta \bar{E} + R_{M2L'} E(t) \Delta \phi(y - h/2),$$

$$\sigma_{B(t)}(x, y) = \sigma_{B(t-1)}(x, y) + R_{N(t)} E(t)$$

$$\Delta\bar{\varepsilon} + R_{Ml}E(t)\Delta\phi(y-h,$$

であり、 σ_t : CPM により求まるコンクリート応力、 A_s : ひびわれ部の断面積、 A_s : 鉄筋の断面積、 f_{si} : 鉄筋応力、 y_{si} : 鉄筋 i の y 座標、 n : 鉄筋の本数、 P_j : 鋼棒 j のプレストレス力、 y_{pj} : 鋼棒 j の y 座標、 m : 鋼棒の本数、 $R_{M2L'}$ 、 $R_{NL'}$: $L=2L'$ 、 L' のときの軸拘束係数、 $R_{M2L'}$ 、 $R_{ML'}$: $L=2L'$ 、 L' のときの曲げ拘束係数である。ここで、曲げ拘束係数 R_M は、安全側を見積もるために $R_{M2L'} \geq R_{ML'}$ であるとする。

また、 f_{si} は便宜上高さ y_{si} における平均的なコンクリート応力 $\bar{\sigma}(x, y_{si})$ に比例すると仮定すると、比例定数を β として次のように書くことができる。

一方、鋼棒にも鉄筋と同様にひびわれ発生により付加応力 f_{p1} が発生すると思われるが、図-16 の結果から特に有意な差は認められることなく、およびそれに期待しない方が安全側であることから、ここではそれを無視する。

さらに、 f_{si} とひびわれ幅 w_i の関係は、いくつかの提案式があるがここでは限界状態設計指針によるひびわれ幅算定式を用いる¹²⁾。

$$w_i = k_1 \{4 d_c + 0.7 (C_s - \phi_s)\} (f_{si}/E_s + \epsilon_p) \dots \dots \dots \quad (6)$$

ここに、 k_t : 鋼材の付着にかかる係数（ここでは、PC鋼棒との併用のため 1.3 とする）、 d_c : 鉄筋のかぶり、 C_s : 鉄筋のピッチ、 ϕ_s : 鉄筋径、 E_s : 鉄筋の弾性係数、 ε_p : ひびわれの増加を考慮するための数値（ここでは、曲げの場合と同様に 150×10^{-6} とする）である。

結局、式(3)～(6)より、プレストレス力 P_j を決めれば β が求まり、式(5)から f_{si} の高さ方向の分布が得られ、ついで式(6)よりひびわれ幅 w_i を予測することができる。

表-3 実規模・現場実験の概要および結果^{7), 9), 10), 13)~16)}

ケース 項目		Case-1 (A配水機 場スクリ ーン壁)	Case-2 (実規模 実験壁)	Case-3 (温水槽 外壁)	Case-4 (外力抵抗 実験用 壁)
壁体寸法 (m)	厚さ	1.0	0.7	0.45	0.2
	長さ	15.0	18.0	42.35	2.0
	高さ	3.9	1.8	4.4	2.5
拘束体(底版)厚さ(m)	1.5	0.8	0.6	0.5	
シリンド ラー寸法 (mm)	内径D 膨張材長さ z_c	107 150	107 150	79.9 150	75.9 100
膨張材量(cc)	1134	1134	615.9	361.7	
配力方向鉄筋配置 (mm)	D19@300	D13@300	D16,22 @150	D13@300	
鋼棒径・本数・ 設置位置 (mm)	ø28 6@300 (下端より)	ø28 5@300 (下端より)	ø22,3本 1000,1900 ø22,2本 700,1600 ø2500 (下端より)	ø22,3本 700,1600 (下端より)	
鉄筋量 (%)	無対策	0.19	0.12	0.86	0.45
	対策	0.29	0.36	0.92	0.61
使用 コンク リート	セメントの種類	普通	普通	高炉B	普通
	W/C (%)	59.8	55.0	56	55
	単位セメント量 (kg/m³)	266	360	318	320
打設温度(℃)	25.0	27.0	23.3	10.0	
初期軸側強度 $f_{c-1} (kg/cm²)$	253.4	256.0	244.0	209.0	
最高上昇 温度(T _{max})	材令	22h	18h	27h	28h
	温度	50.8	45.8	38.2	16.0
鋼棒プレ ストレス 力P(t) ひびわれ発生直前の引張強度 $f_u (kg/cm²)$	設計値	11.0	11.0	7.0	7.0
	実測値	10.7	10~12	6.8	8.0 (90d)
	ひびわれ発生直前の引張強度 $f_u (kg/cm²)$	24.0	20.9	14.4	—
ひびわれ 発生直前の 最大コ ンクリート 応力 $\sigma_c (kgf/cm²)$	対策 実測値 (材令)	27.1 (12d)	14.9 (8d)	15.8 (7d)	—
	無対策 実測値 (材令)	19.0 (12d)	17.0 (8d)	12.0 (7d)	—
	対策 実測値 (材令)	27.4 (12d)	16.5 (8d)	16.8 (7d)	—
	無対策 実測値 (材令)	19.5 (12d)	18.0 (8d)	10.8 (7d)	—
温度ひびわれ指數 (無対策)	0.88	1.27	0.86	—	
無対策におけるひびわれ 間隔L _c (m)	計算値	8.7	5.3	11.9	—
	実測値	7.5	6.0	6.6~21.4	—
最大ひ びわれ幅 W _H (mm)	対策 推定値	0	0	0	0
	実測値 (材令)	0 (14d) (0.1~0.18 (48d))	0 (12d) (0.1~0.08 (48d))	0.05~0.11(d) (0.05~0.08 (36d))	0
	無対策 推定値 (長さら)	0.12 (0.11)	0.16 (0.14)	0.06 (0.07)	0
	無対策 実測値 (材令)	0.1 (14d) (0.4~0.5 (48d))	0.04~0.08 (0.05~0.2 (48d))	0.05~0.1 (11d) (0.2 (36d))	0
最終的な実測最大ひ びわれ幅低減率 $(w_{Hc} - w_r) / w_x (%)$	64	100	60	—	
最終的な実測ひび われ長さ低減率	50	19	40	—	
備考	・ひびわれ 発生後 の幅の制御 に効果有 ・壁面全体 に日射の 影響有。	同左 ・壁面端の みに日射 の影響有。 ・と考えら れる。この要 因によるひ びわれは 対象外と した。	同左 ・対策壁に のみ日射 の影響有。	外力抵抗 実験用の ためひび われ発生 無し。 但し、長 期的にも プレストレスの導 入が期待できるこ とを確認。	

拘束度 : $R_{N2L} = 0.5, 0.65, 0.65$ (Case-1, 2, 3),
 $R_{NL} = 0.35, 0.4, 0.4$ (Case-1, 2, 3),

$$R_{M2L} = 0.95 \sim 1.9, 1.09, 1.2 \sim 1.65 \text{ (Case-1, 2, 3)},$$

$$R_{M1L} = 0.95 \sim 1.9, 1.09, 1.2 \sim 1.65 \text{ (Case-1, 2, 3)}.$$

注1) $w_{max} = 2(d_s - d_c)$, d_s, d_c : 自由変形ひずみに対する鉄筋

この研究の主要な成果は既述したように総線をとれた
コンクリートの変位量¹¹⁾

注2)本研究の主要な成果を区別するために縦線を入れた

(3) 実験結果との比較・検討

本工法の有用性と上述した評価法の適用性を吟味するため、鋼棒を有する対策壁とそれを有しない無対策壁について現場実験・実測を行った結果と比較・検討する。表-3は、これらの実験の概要とその結果を整理し、まとめて示したものである^{7), 9), 10), 13)-16)}。実験結果は、一応4ケースについて示しているが、温度ひびわれの対象となるものはCase-1~3であり、Case-4は長期的なプレストレス力の変化と外力抵抗性を調べるために実施したもので、参考までに提示したものである。

これより、まず、Case-1~3の概略状況をみてみると、構造物寸法は壁厚0.45~1.0m、長さ15.0~42.35mで、温度は14.9~25.8°C上昇して、最終的には対策・無対策壁ともひびわれが発生している。対策壁における鋼棒のプレストレス力は、設計値と実測値でよく一致し、1本当たり7.0~12.0tf程度で、1壁体当たり3~6本設置している。ひびわれ発生直前の最大コンクリート引張応力 σ_{tmax} に着目すると、実測値は測定されたうちの最大値であるため計算値のそれとは位置的な差はあるが、両者はおおむね一致しており、CPMによる予測が妥当なものであることが伺える。ここで、対策と無対策の計算値の σ_{tmax} の差(0.3~1.5kgf/cm²)は、プレストレス導入による応力低減であるが、4.で述べたように拘束体への応力分散もあって結果的に有意な差は生じていない。参考までに温度ひびわれ指數^{17)~19)}を実測値より求めてみると、0.86~1.27となり10~70%程度のひびわれ発生確率を有していることになる。また、ひびわれ間隔 L' は、 $K_{R0,V}=0.38$ (Case-1)、0.75(Case-2)、0.73(Case-3)、 $\bar{\tau}_r=10$ 、 $\bar{\tau}_s=10\,000\text{ kgf/cm}^2$ 、 $l_{ro}=30\text{ cm}$ として長瀧らの式(3)により求めたものであるが、実測値と比較的よく一致している。

次に、発生直後と長期・最終的な材令に分けて示した最大ひびわれ幅 w_{max} に目を向ける。対策壁ではモデレートプレストレス導入によりひびわれ直後は、その幅を計算上0mm近くに制御できるように設計している。一方、無対策壁での推定 w_{max} は0.06~0.16mmであり、参考までに示した長瀧らの方法(表中()内)¹¹⁾によるものともよく一致している。ここで、実測された無対策壁でのひびわれ発生材令(厳密には確認時)における w_{max} は0.04~0.1mmであり、対策壁では0かそれに近いものとなっている。この時点での推定値は実測値とよく整合している。ただ、Case-1では長期的には対策壁にもひびわれが発生し(0→0.18mm)、無対策壁ではさらに成長・顕在化(0.1→0.5mm)している。ちなみに、このときの無対策壁におけるひびわれ幅の増分に対応する鉄筋応力を式(5)より求めると1083kgf/cm²となり、これは後述の図-22を参照してもかなり

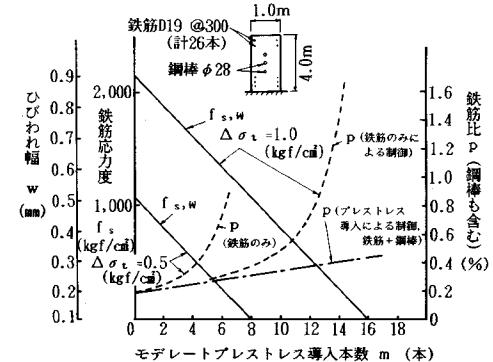


図-22 典型的なモデレートプレストレス導入本数と鉄筋応力度、ひびわれ幅、鉄筋比の関係

大きい値であるとみなせ、対策壁での最終的なひびわれ発生も納得できる。ひびわれ幅の経時的大要因としては、乾燥収縮、クリープ、レラクセーション、気温の日変化、季節的変化、および日射による付加応力増分などの要因が考えられるが^{20)~22)}、この定量的評価については未解明の点が多い²⁰⁾。しかし、最終的な実測値によるひびわれ幅、長さの低減率を求めるとき、前者で60~100%、後者で19~50%となっており、特にひびわれ幅の制御効果に本工法が優れていることが確認できる。

他方、Case-4は、壁厚も薄く温度上昇も小さいが、長期的には設計値を満足するプレストレスの導入が可能であることを示しており、温度ひびわれ以外のものへの応用も可能であることが示唆される。

次に、こういったひびわれ幅の制御効果を明確にするため、典型的なモデル(図-22上参照)を用いてモデレートプレストレス導入本数 m と鉄筋応力度 f_s 、ひびわれ幅 w 、鉄筋比 p (鉄筋+鋼棒、あるいは鉄筋のみ)の関係を示したものが図-22である。同図は、壁厚1.0m、高さ4.0mで、鉄筋はD19が300mmピッチで計26本配置され、プレストレスの導入は1本当たり10tf行われるとして算定したものである。また、式(4)における $M_{2L'} - M_{L'}$ は、壁長 $2L'$ と L' の拘束係数の差から、平均的応力差 $\Delta\bar{\tau}_{2L'-L'}$ を0.5、1.0kgf/cm²と仮定する。このモーメントから、 M_r を決め、 M_r を得て f_s と w を求める手順になる。また、図中の破線はプレストレスの導入効果を鉄筋のみによって負担したとしたときの鉄筋比である。これより、ひびわれ幅はプレストレス導入による場合はその本数 m に比例して低減し、鉄筋比 p は本数分だけ比例増加するが、鉄筋のみによる場合は加速的な增量が必要となり、実際には不可能な状況となっていくことが認められる。鉄筋のみによるひびわれ制御は、その増大によってより効果を發揮するといったきわめて消極的方法であるのに対し、プレストレスの導入は積極

的かつ確実な方法であることを裏付ける結果となつてゐる。つまり、モデレートプレストレスの導入は、特に小さいひびわれ幅への制御に優れることになる。

6. 結論

マッシブな鉄筋コンクリート構造物の温度ひびわれ対策工として、新しくモデレートプレストレス導入による制御法を開発した。また、その効果については、いくつかの現場・実規模実験により実験的に実証し、さらにその効果の予測法の誘導・提案を行つて理論的評価を加えた。本研究により得られた結果を以下に要約する。

(1) 温度ひびわれの制御法としてモデレートプレストレスの導入が有用であることを実証した。

(2) 膨張材を利用した新しいモデレートプレストレス導入法により、1本当たり 20tf 程度までのプレストレス力が得られることを確認した。

(3) 本工法に用いる特殊鋼棒のプレストレス力とシリングー寸法、温度履歴との関係を明らかにし、その内径(膨張材断面積)と特に強い相関があることを示した。

(4) 現場および実規模実験構造物におけるモデレートプレストレス導入壁のひびわれ幅および長さは、無対策壁のそれに比べてひびわれ幅で 60~100 %、長さで 19~50 % 低減された。

(5) モデレートプレストレス導入による温度ひびわれ制御効果の評価法は、ひびわれ発生直後のひびわれ幅の予測に有用である。

(6) 拘束体の大きい壁体構造物を対象としたモデレートプレストレスの導入は、ひびわれ発生後のひびわれ幅・長さの低減効果に優れ、特に小さいひびわれ幅への制御に有用性が大きい。

本研究は、主に壁体構造物の温度ひびわれ制御を対象にして行われたものであるが、スラブ等への適用や建築構造物の乾燥収縮ひびわれの防止、さらには開口部等の補強などにも応用が可能と考える。また、本研究の一部は昭和 62 年度より科学技術庁より放射性廃棄物処理処分技術開発促進費補助を受け、「コンクリートピットのひびわれ制御・止水技術の開発」で実施した成果である。

最後に本研究を遂行するにあたり、(株)熊谷組技術研究所豊川技術部の秦 昌樹部長、関口龍一氏、松村哲夫氏、佐藤 正氏、同豊川工場の鎌倉孝次氏、および同本社原子力開発室土木技術部の加藤恵三氏の多大なる協力を頂いた。また、現場・実規模実験にあたっては、本研究へのご理解とご協力を多くの関係者各位から頂いた。ここに、深謝の意を表する。

参考文献

- 1) たとえば、日本コンクリート工学協会：マスコンクリー

トの温度応力研究委員会報告書、技報堂、1985.11.

- 2) 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、技報堂、1986.3.
- 3) 田辺忠顯：マスコンクリートの温度応力制御技術の現状、土木学会論文集、第 372 号／V-5, pp.1~16, 1986.8.
- 4) ACI 207 委員会報告(万木正弘ほか訳)：マッシブなコンクリートのひびわれに対する拘束、体積変化および鉄筋の影響、コンクリート工学、Vol.13, No.2~4, 1975.
- 5) 1) に同じ、pp.48~98.
- 6) 成井 信・上阪康雄：モデレートプレストレッシングによるマスコンクリートのひびわれ制御、コンクリート工学、Vol.21, No.1, pp.56~61, 1983.1.
- 7) 清水昭男ほか：マッシブな鉄筋コンクリート構造物におけるひびわれ防止工法の開発、熊谷技報、第 36 号、pp.39~48, 1985.2.
- 8) 清水昭男ほか：静的の破碎剤を利用したモデレートプレストレス導入法に関する基礎的実験、土木学会第 39 回年次学術講演会講演概要 V, pp.95~96, 1984.9.
- 9) 科学技術庁放射性廃棄物処理処分技術開発促進費補助金事業「コンクリートピットのひびわれ制御・止水技術の開発」(株)熊谷組、成果報告書、1989.3.
- 10) 清水昭男ほか：モデレートプレストレス導入による温度ひびわれ防止効果について、第 7 回コンクリート工学年次講演会論文集、pp.661~664, 1985.7.
- 11) 長瀧重義・佐藤良一・小島 宏：水と熱による温度ひびわれ幅の実用算定法、第 7 回コンクリート工学年次講演会論文集、pp.1~4, 1985.7.
- 12) 土木学会：昭和 61 年度制定コンクリート標準示方書設計編、第 7 章、pp.74~84, 1986.10.
- 13) 清水昭男ほか：モデレートプレストレス導入による温度ひびわれ制御について、土木学会第 40 回年次学術講演会講演概要 VI, pp.97~98, 1985.9.
- 14) 秦 昌樹ほか：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、土木学会第 40 回年次学術講演会講演概要 V, pp.557~558, 1985.9.
- 15) 山田秀雄ほか：温水槽 RC 外壁の温度ひびわれ制御対策について、熊谷技報、第 40 号、pp.139~145, 1987.2.
- 16) 藤井康盛ほか：K 水槽 RC 壁における温度ひびわれ制御対策について、土木学会第 41 回年次学術講演会講演概要 V, pp.387~388, 1986.11.
- 17) 木村克彦・野 伸 定：マスコンクリート構造物の温度ひびわれ発生の評価方法に関する研究、土木学会論文集、第 378 号／V-6, pp.61~70, 1987.2.
- 18) 森本博昭・小柳 治：コンクリート構造物の温度ひびわれ危険度評価に関する研究、土木学会論文集、第 390 号／V-8, pp.67~75, 1988.2.
- 19) 2) に同じ、pp.237~238.
- 20) 2) に同じ、p.153.
- 21) 清水昭男ほか：マッシブなコンクリート構造物の温度ひびわれ発生に及ぼす日射の影響、第 8 回コンクリート工学年次講演会論文集、pp.13~16, 1986.7.
- 22) 秋田 宏・尾坂芳夫：日射を受けるコンクリート壁の温度分布に関する考察、土木学会論文集、第 378 号／V-6, pp.147~155, 1987.2.

(1988.9.28・受付)