

重力式コンクリートダム_の温度ひび割れ制御に
及ぼす自己収縮ひずみの影響に関する研究

平成 29 年 9 月

佐藤 英明

目 次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	3
1.3 本論文の構成	3
<参考文献>	5
第2章 重力式コンクリートダムに発生する水和熱に起因するひび割れ	6
2.1 水和熱に起因するマスコンクリートのひび割れの発生機構	6
2.1.1 はじめに	6
2.1.2 セメントの水和熱に起因する温度応力の発生機構	7
2.2 重力式コンクリートダムに発生する特徴的なひび割れ	9
2.2.1 温度応力が主原因と考えられるひび割れ	9
2.2.2 温度応力以外の要因が主原因と考えられるひび割れ	14
2.3 重力式コンクリートダムのひび割れ制御技術	16
<参考文献>	18
第3章 マスコンクリートの温度規制に基づくひび割れ制御に関する研究	19
3.1 はじめに	19
3.2 パイプクーリングの三次元熱伝導場における数値解析手法に関する研究	20
3.2.1 はじめに	20
3.2.2 パイプクーリングを考慮したコンクリートの温度解析手法	21
3.2.3 温度応力解析手法	25
3.2.4 実構造物による実験とコンクリートの材料特性	26
3.2.5 実験結果と解析結果との比較	31
3.2.6 結論	41
3.3 再開発ダムにおけるパイプクーリングによる温度ひび割れ制御の研究	42
3.3.1 はじめに	42
3.3.2 施工上の課題	44
3.3.3 三次元温度応力解析による暑中コンクリート対策の検討	45
3.3.4 施工概要	49
3.3.5 結論	50

3.4	骨材の新しいプレクーリング技術(気化冷却法)の開発	51
3.4.1	はじめに	51
3.4.2	既往のプレクーリング工法の種類と特徴	52
3.4.3	気化冷却法の概要	54
3.4.4	開発した気化冷却システム	66
3.4.5	気化冷却システムによる冷却効果と施工実績	70
3.4.6	結論	72
	<参考文献>	73
第4章	ダムコンクリートの自己収縮ひずみに関する基礎研究	76
4.1	はじめに	76
4.2	コンクリートの自己収縮ひずみの発生機構および測定方法	76
4.2.1	自己収縮ひずみの発生機構	76
4.2.2	自己収縮ひずみの測定方法	81
4.3	ウェットスクリーニングしたダムコンクリートの自己収縮ひずみ	82
4.3.1	各種ダムコンクリートの自己収縮ひずみ	82
4.3.2	ダムコンクリートの自己収縮ひずみに及ぼす養生温度の影響	87
4.3.3	ダムコンクリートの自己収縮ひずみに及ぼす高炉スラグ置換率の影響	90
4.3.4	ダムコンクリートの自己収縮ひずみに及ぼす混和剤の影響	90
4.6	まとめ	92
	<参考文献>	92
第5章	フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみの試験方法	94
5.1	はじめに	94
5.2	従来の試験方法によるフルサイズ骨材のダムコンクリートの自己収縮の測定	94
5.2.1	試験概要	94
5.2.2	使用材料および配合	96
5.2.3	試験方法および考察	96
5.3	供試体の形状に関する検討	99
5.3.1	試験概要	99
5.3.2	使用材料および配合	101
5.3.3	試験方法および考察	102
5.4	埋込型ひずみ計による測定方法に関する検討	103

5.4.1	埋込型ひずみ計の剛性に関する検討	103
5.4.2	埋込型ひずみ計とコンタクトゲージによる自己収縮ひずみの比較	104
5.5	各種セメントを用いたフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮特性	108
5.5.1	使用材料および配合	108
5.5.2	試験方法	109
5.5.3	試験結果および考察	109
5.6	まとめ	111
	<参考文献>	112
第6章	ダムコンクリートダムの自己収縮ひずみの評価方法に関する研究	114
6.1	はじめに	114
6.2	フルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮ひずみの推定方法	114
6.2.1	推定方法の検討	114
6.2.2	実験値と推定方法の比較	116
6.3	各種セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮における複合則の適合性	117
6.3.1	40mmふるいによりウェットスクリーニングしたコンクリートによる推定	117
6.3.2	20mmふるいによりウェットスクリーニングしたコンクリートによる推定	119
6.4	ダムコンクリートの自己収縮ひずみの設計値の提案	121
6.5	まとめ	124
	<参考文献>	124
第7章	重力式コンクリートダムの温度応力解析における自己収縮の影響	126
7.1	はじめに	126
7.2	重力式コンクリートダムの温度応力解析方法の概要と施工時における課題	127
7.3	各種セメントを用いた重力式コンクリートダム施工時の三次元温度応力解析	131
7.3.1	解析に用いるダムコンクリートの材料特性試験	131
7.3.2	三次元有限要素法による温度応力解析	138
7.4	まとめ	153
	<参考文献>	154
第8章	結論	155
8.1	本研究で得られた結論	155
8.2	今後の課題と展望	158

學術論文目錄・研究業績	160
謝辭	163

第1章 序論

1.1 研究の背景

ダムは、河川をせき止めて定常的に水源を得ることから始まった構造物であり、その起源は古代に遡る。当初は、土や石を積み上げることで河川を堰き止めていたが、ローマ帝国時代に消石灰と火山灰を主成分とした古代コンクリートと呼ばれるローマンコンクリートが発明されると、それを用いたコンクリートダムが建設されていった。現在のコンクリートに比べて、ローマンコンクリートは強度に優れ耐久性にも富む材料であったと推測されており、現在でもコロッセオやローマ水道の水道橋、ダムなど様々な巨大構造物が現存しているが、ローマ帝国の滅亡と同時にその技術は伝承されずに滅びていった。その後、中世ではメンソリーダムと呼ばれる石積みダムが主流となったが、強度的には十分ではなかった¹⁾。1824年にポルトランドセメントが、1866年にはダイナマイトが発明され、ダム建設は一気に近代化へ進むこととなる。ただし、この時期のダムは、粗石コンクリートと呼ばれるもので築堤されており、現在の国内でも数多くのダムが現役で活躍している。粗石コンクリートは、数十 cm 前後の玉石（1m 程の玉石も見られる）とコンクリートで造られており、重力式コンクリートダムとしての十分な重量とそれまで以上の強度を有していたが、突き固めは人力に寄らざるを得ず、当時施工されたダムの解体断面を観察すると粗石の下面に充填が不十分な箇所も見られるのが現状である。我が国で最初のコンクリートダムである布引五本松ダム（堤高：33.3m、堤頂長：110.3m、堤体積：22 千 m³（当初）、1900年、神戸市水道局）も、粗石コンクリートによる重力式コンクリートダムであった。このダムの建設によって、その後国内の水道用や発電用を中心としたコンクリートダムが盛んに造られていくこととなる。1918年にアブラハム（アメリカ）によってコンクリートの強度が水セメント比によって定まることが具体的に示され、以降のダムコンクリートは堤高が高いハイダムの構築に向けて強度を確保するよう単位水量を少なくして硬練りになっていった²⁾。このことは、本研究の主テーマであるダムコンクリートの温度ひび割れ制御における自己収縮ひび割れの影響、に繋がっていく考えとなる。

設計、施工技術において、現在の近代的なコンクリートダムの基礎を築いたと言えるダムは、Hoover ダム（堤高：221m、堤頂長：379m、堤体積：3,330 千 m³、1936年、アメリカ）であり、当時の英知が集まられて構築された。特に、Cooling of Concrete Dams（アメリカ開拓局：Boulder Canyon Project Final Reports, Part VII - CEMENT AND CONCRETE INVESTIGATIONS, 1949.）は、コンクリートダムにおけるセメントの水和熱に起因するひび割れ制御（温度規制）を理論的・体系的にとりまとめた画期的な書物であり、現在のダムの設計・施工においてもその技術は踏襲されている。例えば、横継目間隔や打上がり速度の制限、パイプクーリングによる人工冷却とジョイントグラウチングによる堤体の一体化など、多くの施工技術が理論的に確立されている。これによって、日本でも発電を目的とした大型のコンクリートダムの建設が進んでいき、パイプクーリング工法は標準的な重力式コンクリートダムの温度制御技術となっていった。一方、

プレクーリング工法によるコンクリートダム建設もほぼ同時期に始まり、以後大型の重力式コンクリートダムの温度規制対策として用いられていったが²⁾、国内ではブロック分割（柱状工法＋パイプクーリング＋ジョイントグラウチング）が主流となり、一時期はあまり行われなくなった。

マスコンクリートとしてのダムコンクリートの温度対策は、配合・材料面の研究も進み、水和熱制御と経済性を両立するための単位セメント量が、1930年代までは経験的に 223kg/m^3 が踏襲されていたが、低発熱からセメントの使用によって減少し、田子倉ダム（1959年、福島県）では 140kg/m^3 にまでになった。現在の一般的な重力式コンクリートダムでも、概ねこの程度の単位セメント量が用いられている。さらにコンクリートの発熱を抑制し、長期強度を確保するための研究が行われ、セメントの一部をフライアッシュで置換する方法が考え出され、1950年代には世界で用いられるようになった。近年では、コンクリートダムの合理化施工が進み、また温度応力解析の技術の発展も相まって、RCD工法（Roller Compacted Dam-concrete Method）法やCSG（Cemented Sand and Gravel）工法などが開発され、コンクリートの打設方法が従来の柱状工法から面状工法へと高速化施工へ移り変わってきた。このような工法では、単位セメント量はさらに低減されフライアッシュの置換率はさらに増大しており、面状工法では水平打継目を重機類が走行するためにパイプクーリングを行うことができないので、温度制御もプレクーリングが主流となってきた。

このように、コンクリートダムの歴史は、マスコンクリート構造物としての温度ひび割れ制御の歴史といっても過言ではないと考えられる。

現在のコンクリートダムでは、単位セメント量が少なく低発熱型セメントを使用した硬練りのコンクリートが用いられており、加えて粗骨材の最大寸法も大きく、一般構造物に用いられるコンクリートとは大きく異なっている。近年、一般のコンクリート構造物では長期耐久性やより生産性の向上が求められており、高強度コンクリートや高流動コンクリートなどの高品質なコンクリートが積極的に用いられるようになっており、一般コンクリートとダムコンクリートとでは、コンクリートを取り巻く環境は両極にあると言える。

そのなかで、コンクリートダムで開発され発展してきたマスコンクリートのひび割れ制御技術であるパイプクーリングやプレクーリングと言った人工冷却技術がある。前者（パイプクーリング）については、元々はコンクリートダムの柱状工法において、縦継目にジョイントグラウチングを行って一体化させるために堤体を最終安定温度まで冷却する二次クーリングと呼ばれる方法が主体であったが、近年の土木、建築構造物の多様化、大規模化に伴って大型で重要なコンクリート構造物における最高上昇温度を抑制するための一次クーリングと呼ばれる温度ひび割れ制御にも用いられる傾向にある。しかし、これらの構造物は富配合のコンクリートであり、また規模や形状、施工環境なども根本的にダムと異なることから、構造物に応じた適切な通水制御や配管レイアウトなどの検討が必要であったが、解析的に検討する実用的な方法がほとんど見られなかった。また、後者（プレクーリング）については、近年の重力式コンクリートダムの施工方法が柱状工法からパイプクーリングを行うことが難しい面状工法に移行していくなかで、高速施工に

応じたより効率の良い施工技術が求められていた。

しかし、これらの人工冷却技術によって十分な温度規制計画が検討され対策が実施された重力式コンクリートダムにおいても、温度だけでは説明が難しいひび割れが発生することがあった。そこで、セメントの水和に伴う収縮のうち、コンクリートの自己収縮の影響が疑われることがあったが、ダムコンクリートの自己収縮については、1940年代前後には行われていたものの、長期的にも 100×10^{-6} 程度であり、乾燥収縮などと比べて十分小さかったため、近年までほとんど研究は行われていなかった^{3),4),5)}。このような背景から、コンクリートダムのひび割れ制御技術の中でも、自己収縮についてはこれまで取り上げられることはなかった。そのため、施工中に温度応力などでは十分に説明できないひび割れが発生することがあっても⁶⁾、ダムコンクリートの自己収縮に関する研究事例は極めて少なく、実験データもほとんど見られないため、説明のつかないひび割れについては、これまで施工不良として取り扱われることが一般的であった。

1.2 研究の目的

本研究では、重力式コンクリートダムにおけるセメントの水和熱に起因する温度ひび割れ制御について、コンクリートの温度を制御する人工冷却技術（パイプクーリング工法およびプレクーリング工法）に関する研究、およびダムコンクリートの自己収縮ひずみについて研究することを目的とした。

人工冷却技術のうち、パイプクーリングについては、コンクリートの温度応力手法において、パイプクーリングによる熱除去効果を求められるより実用的な数値解析手法およびその冷却効果について研究、開発を行うことを目的とした。

プレクーリングについては、長期間にわたり連続かつ大量に打設を行うコンクリートダムを念頭において、従来の冷却技術に比べてより効果的かつ効率的なプレクーリング技術の研究、開発を行うことを目的とした。

また、ダムコンクリートの自己収縮については、ダムコンクリートの自己収縮の基礎特性についての研究、これまでほとんど実験データがなかったフルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮の試験方法から見直すと共に、それに基づきコンクリートダムの施工段階で温度応力解析を行って自己収縮がコンクリートダムのひび割れ発生の一原因と成り得るものかについて研究を行うことを目的とした。

1.3 本論文の構成

本論文では、重力式コンクリートダムにおける水和熱に起因するひび割れの制御について、コンクリート温度の制御方法および自己収縮の特性に関する研究の両面から研究を行った。

本論文における構成とその概要を、以下に示す。

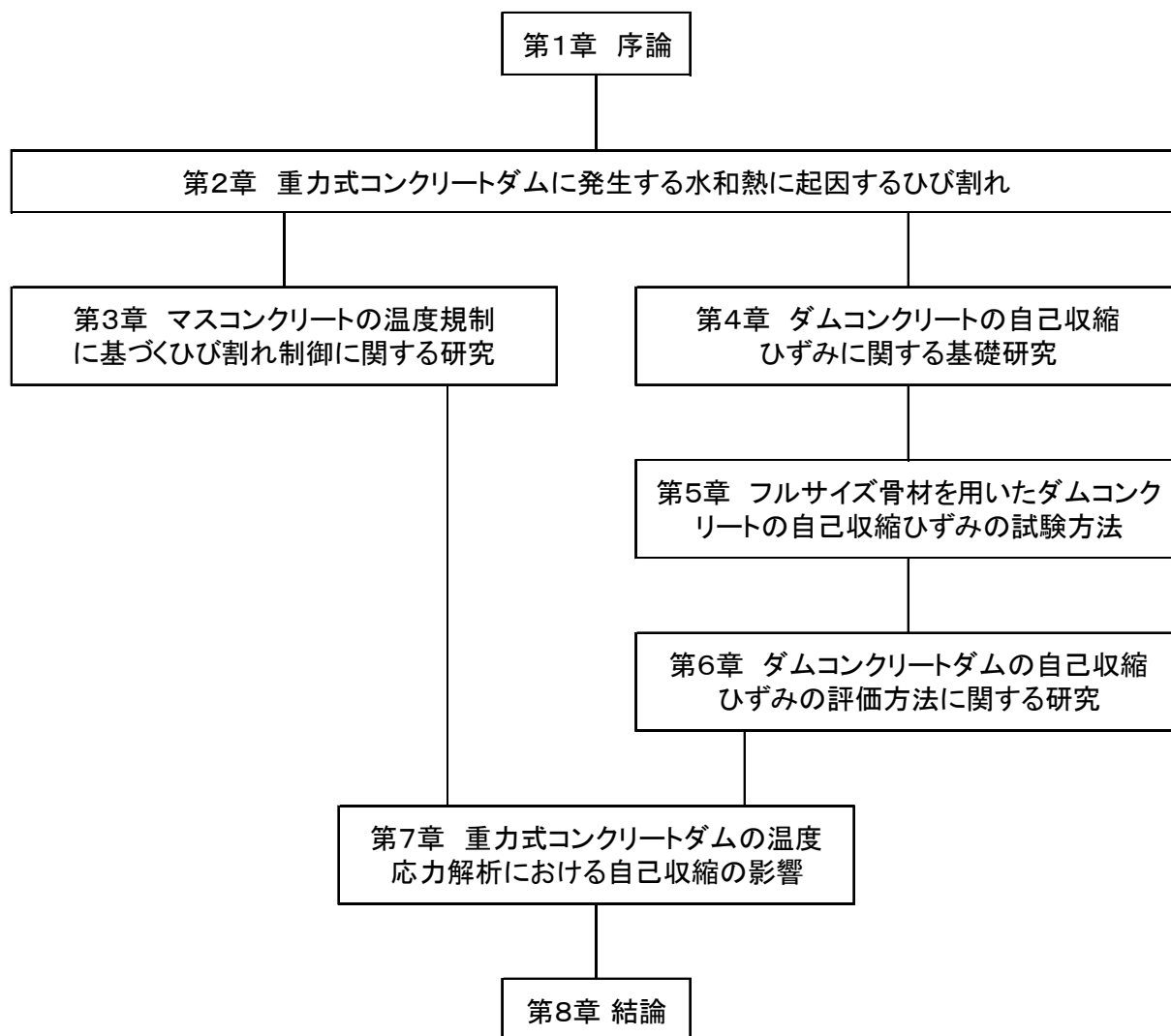


図-1.1 論文の構成

第1章では、本研究の背景、目的および本論文の構成について示した。

第2章では、水和熱に起因して重力式コンクリートダムに発生するひび割れについて、その発生メカニズムと特徴的なひび割れの形態および重力式コンクリートダムにおけるひび割れ制御技術について概説した。

第3章では、コンクリートダムで開発、発展してきた人工冷却技術に関し、パイプクーリングについては三次元有限要素法による数値解析手法を提案し、初期材齢における最高温度の低減効果（一次クーリング）について実構造物における実測値と解析値を比較することでその実用性、適用性を示した。また、本解析手法の適用事例として、重力式コンクリートダムの再開工工事の温度ひび割れ制御にパイプクーリングによる一次クーリングを実施した解析および施工概要を示し、その効果を確認した。プレクーリングについては、骨材の新しい冷却技術として「気化冷却法」を開発し、実際の重力式コンクリートダムの施工現場4箇所に導入して細骨材または粗骨材、あるいはその両者を冷却して、その効果を実証した。

第4章では、コンクリートの自己収縮ひずみについて、その発生メカニズムおよび一般的な測定方法について概説すると共に、実際のダムコンクリートの自己収縮の基本特性を、ウェットスクリーニングしたコンクリートによる供試体で確認した。

第5章では、粗骨材の最大寸法が150mmのフルサイズの粗骨材を用いたダムコンクリートについて、これまでの試験方法を見直し、新たに大型円柱縦型の供試体による方法を提案して、従来の試験方法と比較することでその適合性を確認した。また、フルサイズ骨材に対応した埋込型ひずみ計（標点距離： $L=500\text{mm}$ ，見かけの弾性係数： $E=1,000\text{N/mm}^2$ ）を新たに製作して、その測定精度を検証した。これに基づき、大型円柱供試体によるフルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮試験を実施し、実際のダムコンクリートの自己収縮特性を確認した。

第6章では、大型円柱供試体によるフルサイズ骨材を用いたダムコンクリートとウェットスクリーニングしたコンクリートによる小型供試体の試験結果を比較することで、小型供試体により試験から実際のフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮特性を推定する方法を提案して、検証、確認した。さらに、温度応力解析で用いるためのダムコンクリートの自己収縮ひずみの設計値を提案し、4種類のダム用セメントを用いたダムコンクリートとの試験結果との適合性を示した。

第7章では、コンクリートダムの既往の温度応力解析について、その概要と施工段階での検討時における課題を整理した。これを踏まえて、中規模の重力式コンクリートダムをモデルに、施工時における三次元温度応力解析を実施して、温度応力に及ぼす自己収縮の影響を4種類のダム用セメントを用いた場合について示した。

第8章では、第3章、第4章、第5章、第6章および第7章で得られた主な知見をとりまとめて示すと共に、本研究における今後の展望と課題について示した。

<参考文献>

- 1) ダム技術センター：改訂3版 コンクリートダムの細部技術，pp.1-67，平成22年。
- 2) ダム技術センター：多目的ダムの建設-平成17年度版 第5巻 設計Ⅱ編，平成17年。
- 3) Davis, H. E. : Autogenous volume change of concrete, Proc. ASTM, Vol. 40, pp. 1103-1110, 1940.
- 4) Houk, I. E. Jr., Borce, O. E. and Houghton, D. L. : Studies of autogenous volume change in concrete for Dworshak Dam, ACI Journal, July 1969.
- 5) Guide to Mass Concrete : ACI Committee 207, ACI 207.1R-05, 2006.
- 6) 日本ダム協会：コンクリートダムの施工，pp.401-427，平成20年。

第2章 重力式コンクリートダムに発生する水和熱に起因するひび割れ

2.1 水和熱に起因するマスコンクリートのひび割れの発生機構

2.1.1 はじめに

コンクリートダムに発生するひび割れには、これまで①温度応力によるもの、②乾燥収縮によるもの、③凍結融解作用によるもの、④外力作用および⑤使用材料に起因するもの、あるいはこれらの複合作用によるもの、などと考えられている¹⁾など。

① 温度応力によるひび割れについては、コンクリート打設後のセメントの水和熱によって躯体内部の温度が上昇し、その後躯体表面から大気への放熱によって徐々に冷却していく過程で生じる温度収縮に起因するもので、構造物を分断するようなひび割れとなる場合もある。このひび割れは、外部拘束ダムの構造・機能に大きな影響を及ぼすので、コンクリートダムの設計・施工上最も重要な課題であると言える、また、躯体の内部の残留温度や外気温の急低下など、内外温度差に起因するひび割れも発生し、長期的な温度収縮によるひび割れ発生の引き金になる場合もある。

なお、温度応力に起因するひび割れ、すなわちセメントの水和熱に関するひび割れにおいて、自己収縮によるひび割れについては、コンクリートダムにおいても温度応力との複合要因として幾つか疑わしいものが確認されている。

- ② 乾燥収縮によるひび割れは、コンクリート表面の水分逸散による乾燥に起因するもので、比較的初期の材齢で養生が不十分であるような場合に生じる事例が多いが、微細なものも多く、一般にはひび割れの深さはコンクリートの表面付近のみである。
- ③ 凍結融解作用によるひび割れは、表面ひび割れや骨材の吸水などによって浸透した水分が、寒冷時に凍結しその後の温度上昇で再び融解する減少が繰り返されることによって生じるもので、躯体の表面に亀甲状のひび割れとなって現れる。
- ④ 外力作用によるひび割れは、貯水位や地震力だけでなく、基礎岩盤の変形、揚圧力などダムに作用する外的な荷重などによって生じるもので、作用荷重によってひび割れには様々な形態がある。
- ⑤ 使用材料に起因するひび割れは、骨材中のシリカ化合物がセメントの水和反応の過程で生成される水酸化アルカリと反応して膨張ひび割れを生じる ASR（アルカリシリカ反応）と呼ばれるものなどがある。

このようなコンクリートダムに発生するひび割れを防ぐために、設計面や材料面、施工面で種々の検討が行われ対策が講じられるが、厳しい自然環境の中で建設されるコンクリートダムにおいて、ひび割れの発生を完全になくすことは難しいのが実情である。

この中でも、①温度応力による外部拘束に起因するひび割れは、ダムの構造安定性や耐久性、止水性などに重大な影響を及ぼす問題が生じる可能性もあるので、特に重要視されている、

以下では、マスコンクリートにおける温度応力の発生機構について、その概要を示す。

2.1.2 セメントの水和熱に起因する温度応力の発生機構

コンクリートダムに代表されるマスコンクリート構造物では、その体積に比べ放熱面である表面積が少ないことから、コンクリートの凝結硬化過程に発生するセメントの水和熱の放散が悪く、躯体内部には大きな温度変化が生じ、その温度変化に伴う体積変化が何らかの拘束を受けるとそれに伴う温度応力が生じる。コンクリートの初期材齢においては、温度上昇に伴って体積が膨張するが、その膨張変形が拘束される際に発生する温度応力は一般にはその大部分がクリープなどのコンクリートの塑性的性質によって応力緩和されるので、(膨張)ひび割れ発生の原因とはなる可能性は少ないと考えられる。一方、その後のコンクリートが弾性体と見なせる時における温度降下時に発生する温度応力は、初期材齢における応力よりも十分に大きく、外的な拘束を受けると収縮ひび割れとなって躯体に現れる。

これが、外部拘束に起因するひび割れであり、拘束体から概ね垂直にひび割れが発生し、ひび割れ幅も比較的広く、躯体を貫通するような構造的な欠陥となりやすい(図-2.1)。

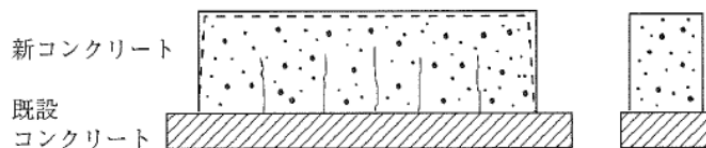


図-2.1 外部拘束に起因するひび割れ発生の様式図²⁾

コンクリートダムでは、この外部拘束に起因するひび割れの制御が、古くより行われてきた。

この外部拘束に起因するひび割れに関し、発生する温度応力は次式で表すことができる。

$$\sigma = R E_c \alpha \Delta T \quad (2.1)$$

ここに、 R : 拘束度、 E_c : コンクリートのヤング係数、 α : コンクリートの熱膨張係数、 ΔT : 温度低下量、である。

これに対し、コンクリートの躯体内に不均一な温度分布が生じると、場所的な体積変化量が異なるため、体積収縮や体積膨張が互いにその変形を拘束し合って、通常、釣り合い断面(コンクリートのヤング係数が断面内で一様な場合は、平均温度分布)に対して低温側に引張応力が、高温側に圧縮応力が発生し、引張強度を上回るとひび割れが発生する。

これが、内部拘束に起因するひび割れであり、一般に大気への放熱面である躯体表面に発生しやすいが、発生機構からも分かるとおり外部拘束に比べてひび割れの深さは比較的浅いものが多い(図-2.2)。

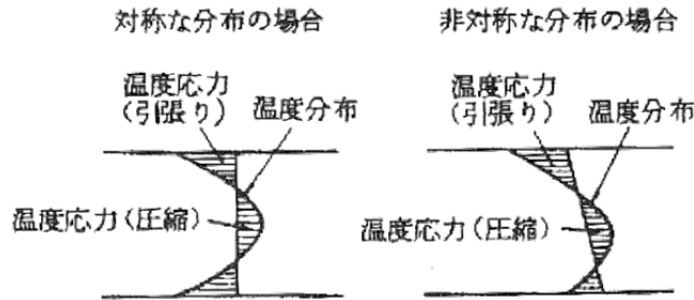


図-2.2 内部拘束に起因するひび割れ発生の模式図²⁾

このようなセメントの水和熱に起因する温度応力によるひび割れ発生の評価・判定については、発生引張応力度と引張強度との関係から評価する方法と温度収縮ひずみと限界ひずみ(伸び能力)との関係から評価する方法がある。

前者は、発生引張応力度をコンクリートの引張強度と直接比較することで評価する方法である。一方、後者のコンクリートの伸び能力については、概ね $100\sim 150\times 10^{-6}$ と言われており、ひび割れが生じない限界値としては 100×10^{-6} が設計値として用いられることが多い³⁾。

図-2.3 に、ダムコンクリートの割裂試験から求めた引張強度と弾性係数との関係を示した実験結果の一例⁴⁾であるが、コンクリートの配合および骨材の岩種にかかわらず両者の比はほぼ一定であり、この勾配が伸び能力である。

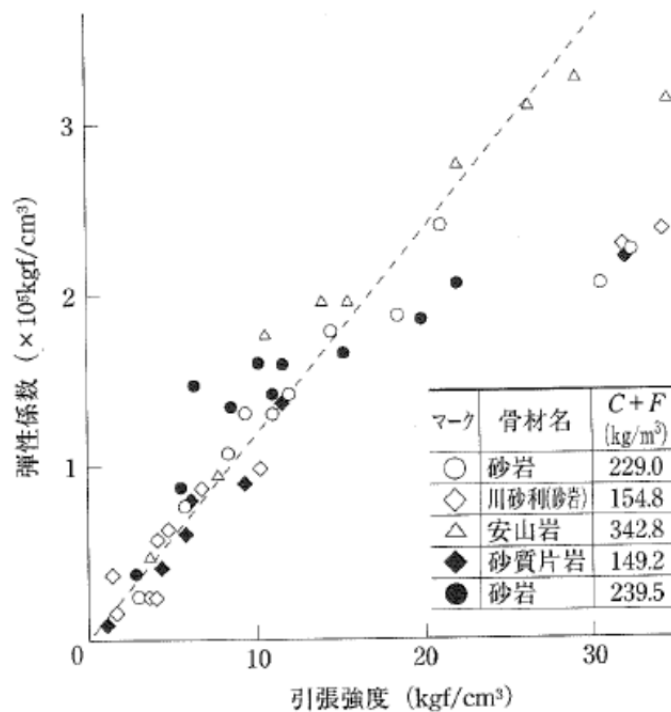


図-2.3 引張強度と弾性係数の関係の一例⁴⁾

2.2 重力式コンクリートダムに発生する特徴的なひび割れ

2.2.1 温度応力が主原因と考えられるひび割れ

ここでは、重力式コンクリートダムにおいて、水和熱に起因する、とりわけ温度応力が主原因と考えられる特徴的なひび割れについて以下に示す。

①着岩部に発生するひび割れ

重力式コンクリートダムのひび割れ制御において、着岩コンクリートに発生するひび割れは、ダムの構造安定性に深刻な影響を及ぼす可能性があることから、最も重要な課題と言える。

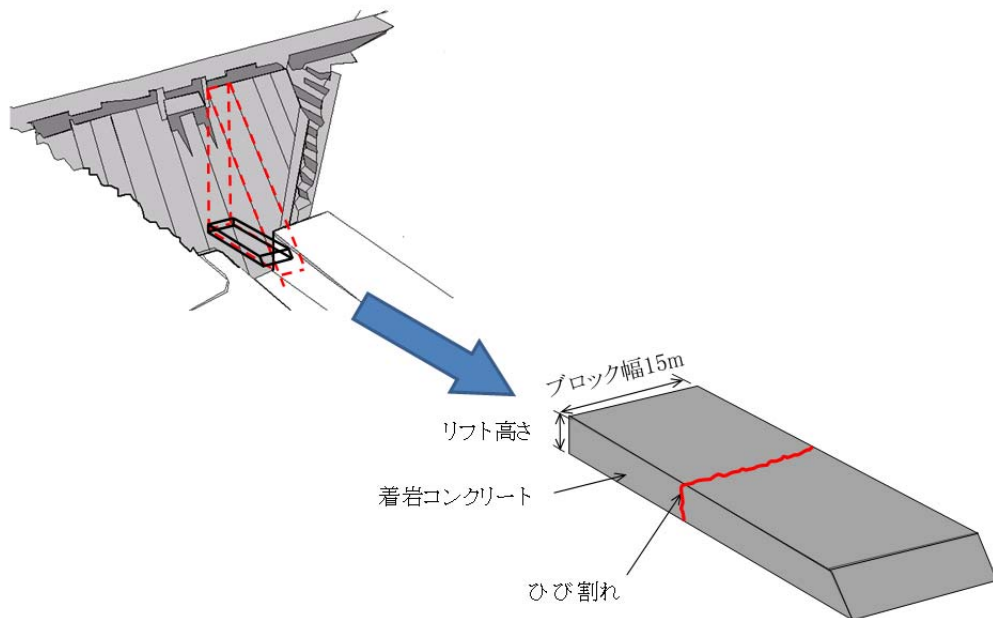


図-2.4 着岩コンクリートに発生するひび割れの例

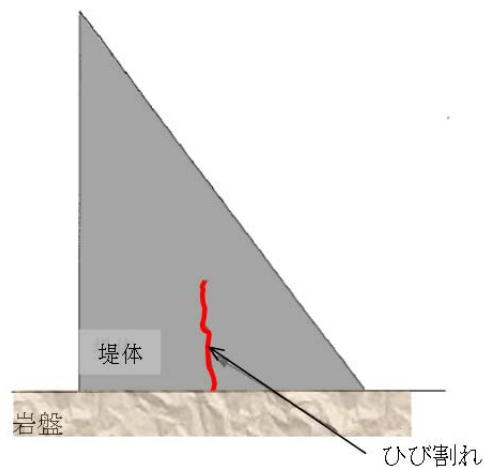


図-2.5 着岩コンクリートに発生したひび割れが上部リフトへ伝播する事例

このひび割れは、着岩コンクリートが打設後の温度降下に伴う体積収縮が基礎岩盤により拘束されることによって生じるものと考えられ、いわゆる外部拘束に起因する温度ひび割れである。

②水平打継目に発生するひび割れ

コンクリートダムでは、コンクリート打設後の次リフトを打設するまでの間に、大気への熱の放散によってブロック内部に温度勾配が生じ、ブロックの中央付近の水平打継目にブロックを貫く形でひび割れが発生する場合がある（図-2.6）。

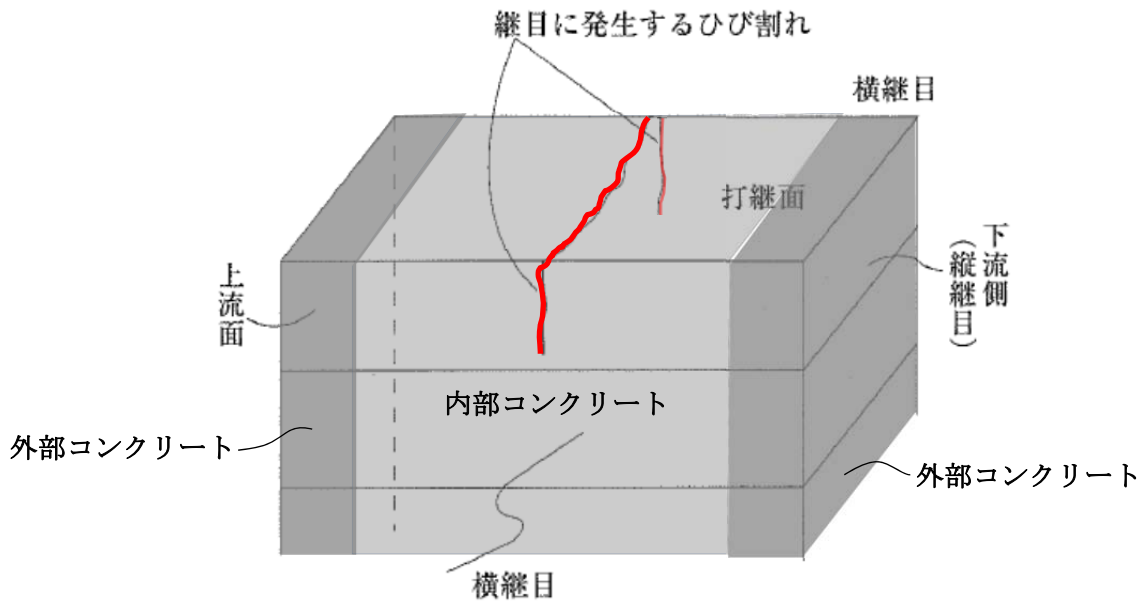


図-2.6 水平打継目に発生するひび割れの例³⁾

このような水平打継目におけるひび割れ発生の主原因は温度応力によるものと考えられており、その対策としては、打継目の温度管理や初期材齢における十分な湿潤養生、表面からの放熱を抑制するために次リフトを打設するまでの打継ぎ間隔の短縮などが有効である。

なお、このような水平打継目に発生したひび割れは、一般にひび割れ幅が大きくひび割れ深さも深い場合が多いため、長期的な温度収縮によって構造的に問題となるひび割れに伸展する可能性も高いので、上部リフトへのひび割れの伸展を防ぐためにひび割れに対して著角に用心鉄筋を敷設する対策が行われるのが一般的である。また、躯体の一体化を図り、加えて浸透水の進入を防ぐために、ひび割れを跨ぐように半割管を設置して、そこへグラウチングを行うなどの慎重な対策が講じられている事例も多い（図-2.7）。

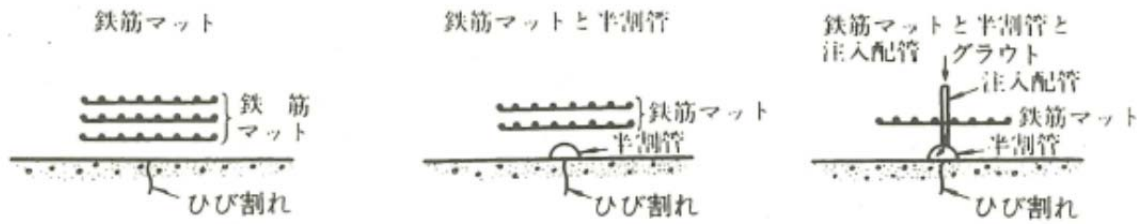


図-2.7 水平打継目に発生したひび割れの処置例¹⁾

③上下流面に発生する水平ひび割れ

図-2.8 は、重力式コンクリートダムの下流面に発生した水平ひび割れの例である。ひび割れの発生原因としては種々の要因が考えられるが、堤体の内外温度差に起因してブロック端部にそり応力が発生したものと思われ、いわゆる内部拘束による温度ひび割れが主原因と考えられている(図-2.9)。

近年のレヤ打設された重力式コンクリートダムで多くみられ、とりわけ長期放置後の打継ぎ時には発生頻度が顕著となることが多い。

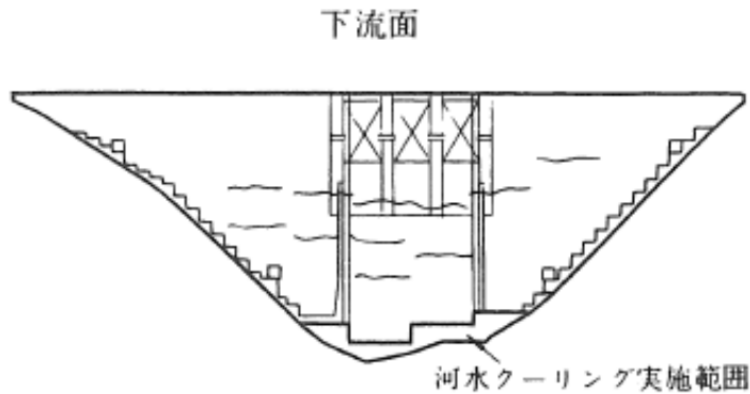


図-2.8 下流面に発生した水平ひび割れの例¹⁾

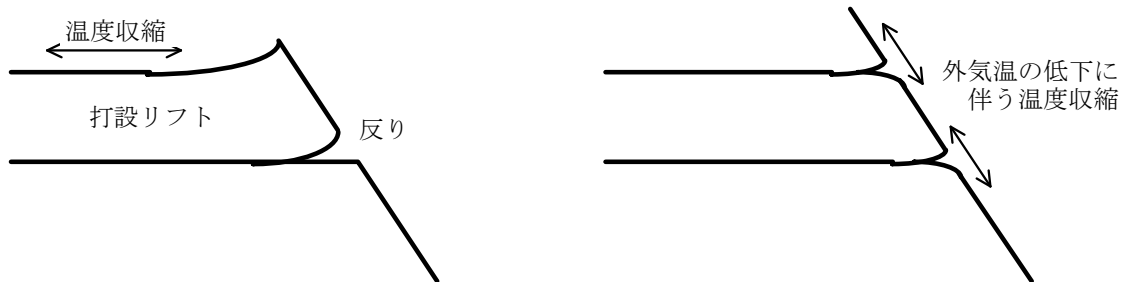


図-2.9 堤体表面の温度収縮に伴ってブロック端部に発生するそり応力による変形

④上長期打止めリフトから発生した鉛直ひび割れ

図-2.10 に、越冬中のコンクリート面上に新しく打ち継がれたコンクリートに発生したひび割れの例¹⁾を示す。

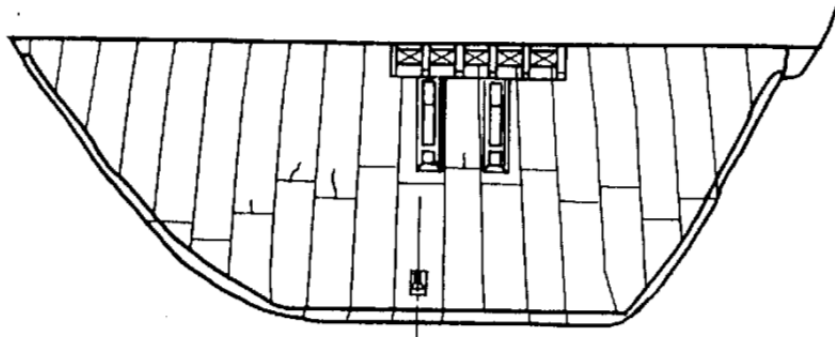


図-2.10 長期打止めへ打ち継いだコンクリートに発生したひび割れの例¹⁾

このひび割れの発生の主原因は、越冬や放流管などの堤内構造物設置に伴う長期打ち止めリフトへ打ち継いだ新しいコンクリートの変形が、旧コンクリートに拘束されることによって生じる外部拘束による温度ひび割れと考えられている。

⑤ブロック側面に発生したひび割れ

図-2.11 に、重力式コンクリートダムの先行ブロック側面に発生したひび割れの事例¹⁾を示す。

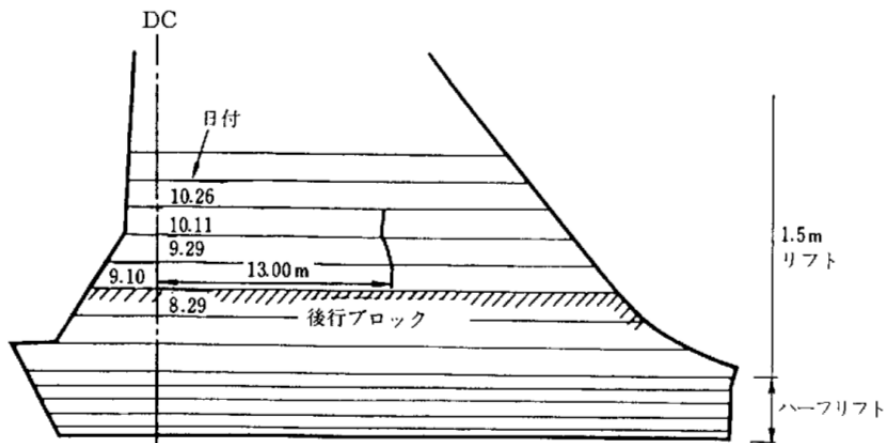


図-2.11 重力式コンクリートダムの先行ブロック側面に発生したひび割れの例¹⁾

このひび割れの発生の主原因は、一般には外気温の低下に伴うブロック側面の温度と内部の温度との温度差に起因する内部拘束による温度ひび割れと考えられている。

また、高い鉛直横継目面を長時間露出させておくとひび割れの発生の危険性が増すので、重力式コンクリートダムでは一般的に隣接ブロックとの打ち上がり高さについては、ダム軸方向で8リフト以下 ($\leq 12\text{m} = 1.5\text{m}/\text{リフト} \times 8\text{リフト}$) が標準とされている⁵⁾、と経験的にも言われている。

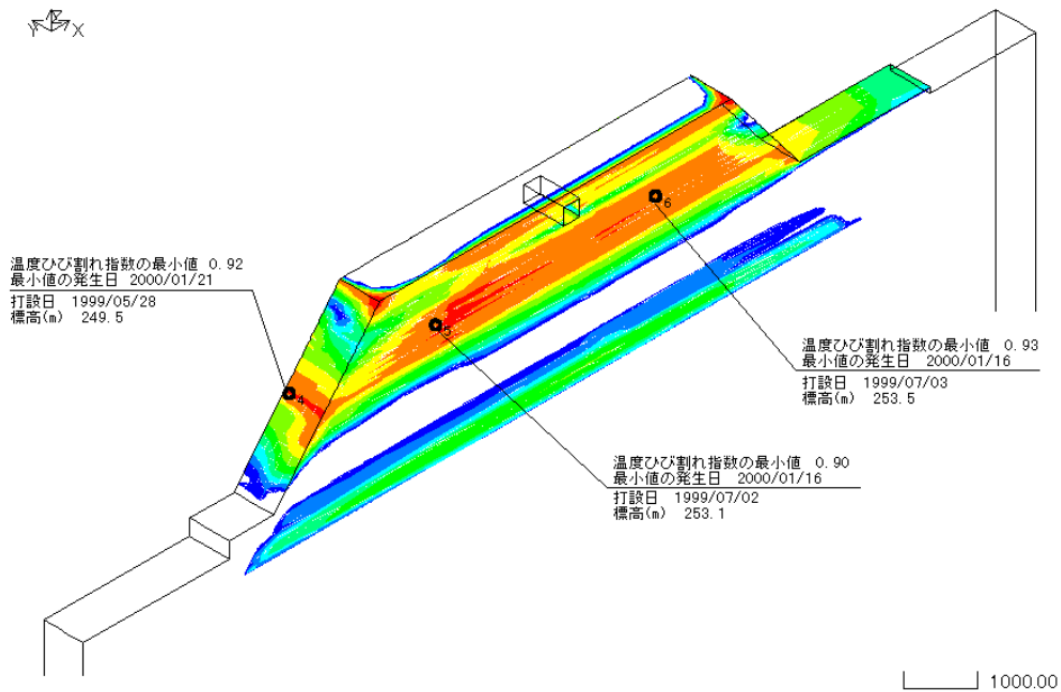


図-2.12 重力式コンクリートダムにおける側面放熱の影響に関する三次元温度応力解析事例
 (温度ひび割れ指数の最小値の分布図)

これについて、有限要素法による三次元温度応力解析によって、そのひび割れ発生機構を解析的に検討した。図-2.12 に、重力式コンクリートダムの長期的な側面放熱による温度応力解析結果の一例として、隣接ブロックとの打設リフト差は17m、レヤ打設でレヤ長は約100mの打設ブロックの横継ぎ目面における温度ひび割れ指数の最小値の分布図を示す。

この結果、ブロック側面には大きな引張応力度が広範囲にわたり発生し、複数のひび割れが発生する可能性があることが分かる。

このような現象が生じる理由としては、図-2.13 に示すように現象であると考えることができる。

すなわち、今一般的な横継ぎ目間隔 ($D=15\text{m}$) のブロックにおいて、隣接ブロックとのリフト差 H がブロック幅 D に比べて小さい場合 ($H < D$) には、ブロックの水平打継目からの放熱が卓越することとなり、水平打継目の長手方向の引張応力度がダム軸方向のひび割れとなって発生する可能性が高くなる。一方、隣接ブロックとのリフト差がブロック幅に比べて大きく ($H > D$) なる場合では、水平打継目に比べて側面(横継目)からの放熱が卓越することとなり、構造的に側面(横継目)の収縮に伴って曲げ引張応力が作用することとなるが、岩盤などの外部拘束によって変形が拘束されるとブロック側面にこのようなひび割れが生じることとなる。

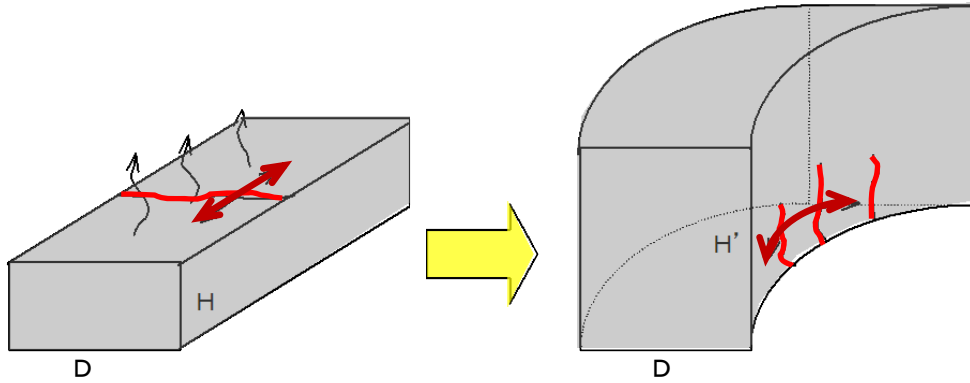


図-2.13 側面放熱の影響によるひび割れ発生の様式図

これら以外にも、施工中の監査廊などの開口部周辺に発生するひび割れなど、重力式コンクリートダムでは施工中に温度応力に起因するひび割れの発生はひび割れの程度や規模など多岐にわたっているため注意が必要である。

なお、上述した①～⑤に示したひび割れについては、基本的には何れも温度応力に起因したひび割れと考えられるので、設計段階での検討や施工段階での対策など、事前にその発生を制御する検討を行うことが重要である。

施工段階において、養生などの工夫により用熱を制御する対策も効果的ではあるが、セメントの水和熱を抑制する人工冷却技術（パイプクーリング工法およびプレクーリング工法など）は抜本的な対策として特に有効であるため、第3章で技術的な検討を行った。

2.2.2 温度応力以外の要因が主原因と考えられるひび割れ

ここでは、重力式コンクリートダムにおいて、温度応力以外の要因が主原因と考えられる特徴的なひび割れについて以下に示す。

①着岩コンクリートに発生するひび割れ

図-2.14 は、着岩コンクリートに発生したブロック分断ひび割れの例を示す。

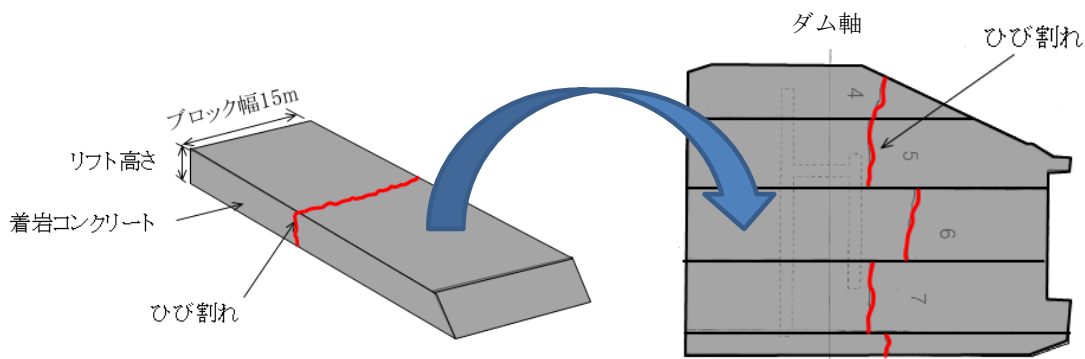


図-2.14 着岩コンクリートに発生したブロック分断ひび割れの例

このひび割れは、一見には温度収縮が岩盤に拘束されて発生した温度ひび割れと極めて似ているが、この事例では、

- ・湛水養生下で発生した。
- ・次リフト打設前の比較的初期の材齢（1週間以内）で発生した。
- ・着岩コンクリート内部の温度変化量が最大でも7°C程度であった。
- ・使用セメントが、高炉セメントB種が使用されていた。
- ・W/Cが45.3%と比較的水セメント比が小さい配合であった。

などから、温度収縮に加えて自己収縮の影響が疑われている。

②外部コンクリートに発生するひび割れ

図-2.15 は、堤体コンクリートの上下流面における外部コンクリートにおいて、横継目の間のほぼ中央付近に、鉛直方向に発生したひび割れでの例である。

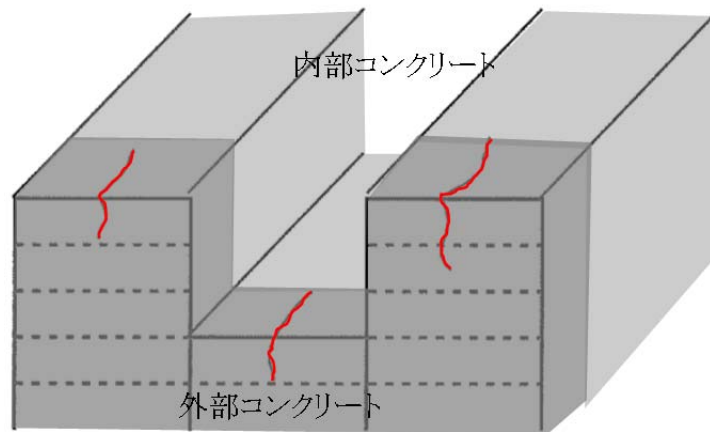


図-2.15 外部コンクリートに発生した鉛直ひび割れの例

このひび割れは、長期放置ブロックに打ち継いだ際に発生する鉛直微々割れと類似しているが、

- ・通常の打設インターバルで施工していた。
- ・次リフト打設前の比較的初期の材齢（1週間以内）で発生した。
- ・水平打継目は湛水養生を、上下流面は流水養生を行っていた。
- ・使用セメントが、高炉セメントB種が使用されていた。

などから、養生不足による乾燥収縮によるものとは考えにくいことから、自己収縮の影響が疑われている。

なお、RCD工法による重力式コンクリートダムにおいても、同じような上下流面に鉛直ひび割れが発生した事例がある（写真-2.1）。この事例では、上述のひび割れ発生例と同様に、高炉セメントB種が用いられており、また夏期打設の中標高部で発生したひび割れが鉛直方向の上下部リフトに伸延していったことから、温度収縮に加えて自己収縮に影響があるのではないかと考えられている。

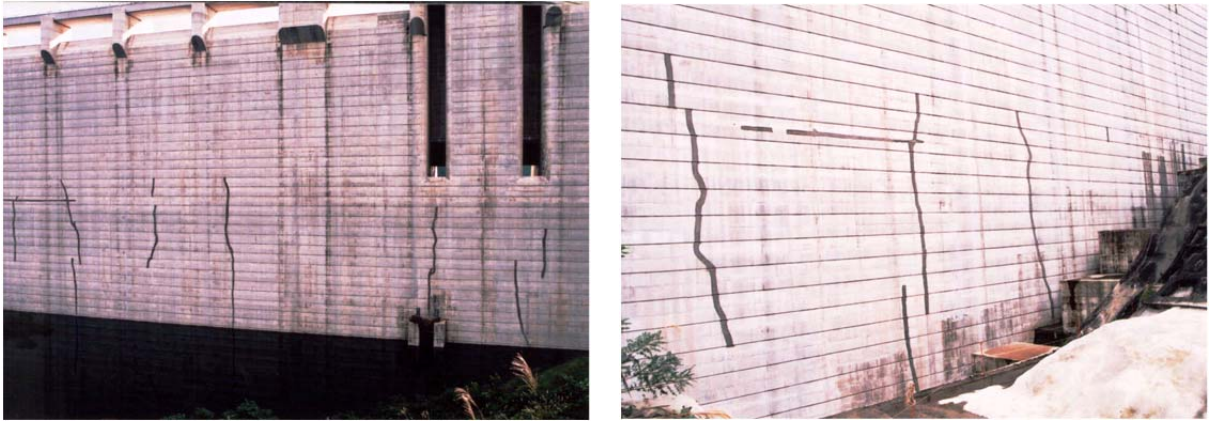


写真-2.1 RCD 工法による重式コンクリートダムに発生した鉛直ひび割れの例（ひび割れ補修後）

このようなひび割れ発生事例では、必ずしも温度応力だけでは十分に説明ができない現象であり、また施工状況を鑑みると養生不足などと言った施工不良とも考えられない。

そこで、重力式コンクリートダムにおいてもこれまで影響が小さいと考えられていた自己収縮の影響があるのではと考え、第4章以降でダムコンクリートに関する自己収縮特性、その試験方法および評価方法を検討すると共に、温度応力解析によって温度応力に及ぼす影響についても検討を行った。

2.3 重力式コンクリートダムのひび割れ制御技術

ダムコンクリートに代表されるマスコンクリートの温度ひび割れ制御は、ひび割れを完全に防止するというよりも、ひび割れの発生を制御するという見知で対策がとられているのが一般的である。

温度ひび割れの発生を制御する対策を目的別に分類すると、次の3つに要約できる、

- a) コンクリート温度の上昇量を小さくする。
- b) 発生する温度応力を緩和する。
- c) 温度応力に対する抵抗力をつける。

これらについて、既往の温度ひび割れ制御対策を整理すると、表-2.1のとおりである。

コンクリートダムでは、マスコンクリート構造物として古くから種々のセメントの水和熱による温度ひび割れの制御対策が行われてきた。このようなコンクリートダムにおけるひび割れの問題は、リフトスケジュールにおける最適な打設開始時期や打設リフト速度の制限などについては近年では設計・計画段階での温度応力解析に基づいて定められているのが一般的となってきた。また、材料・配合面では、低発熱型のセメントの使用や単位結合材料の低減などだけでなく、暑中時には混和材の大量添加など温度上昇を抑える対策なども採用されている。

しかし、これらの対策は基本的に内部コンクリートを対象としたものであり、止水性・耐久性を有する外部コンクリートについては従来の考え方が踏襲されている。

表-2.1 ダムコンクリートにおける温度ひび割れ制御対策

区分	a) コンクリート温度の上昇量を小さくする	b) 発生する温度応力を緩和	c) 温度応力に対する抵抗力をつける
設計・計画	<ul style="list-style-type: none"> ・ 温度、温度応力の予測 ・ 夏期、日中に打設しないなどの打設工程の検討 ・ 人工冷却(クーリング)の計画 ・ 配合強度の長期材齢基準の採用 ・ 配合強度の割増率の低減 ・ リフト高さの低減 ・ 運搬、打込み方法の検討 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 構造形式変更による部材厚の低減 ・ 拘束体と絶縁させるなどの拘束緩和方法の検討 ・ 施工単位のブロック面積を小さくする ・ ひび割れの入り易い部分に収縮目地を入れる 	<ul style="list-style-type: none"> ・ プレストレスを導入する ・ 補強鉄筋を入れる
材料・配合	<ul style="list-style-type: none"> ・ セメント量を減らす(流動化剤などの使用) ・ 水和熱の少ないセメントを用いる ・ スランプを小さくする ・ 粗骨材の最大寸法を大きくする ・ 設計基準強度を小さくする ・ 管理材齢を長期にとる ・ 骨材、水などを日射から防ぐ 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 減水剤、凝結遅延剤などを用いる ・ 膨張混和材を用いる 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 繊維補強材を使用する
施工	<ul style="list-style-type: none"> ・ プレクーリングを行う ・ パイプクーリングを行う ・ ポストクーリングを行う ・ 日中の打設を避ける ・ 夏期の打設を避ける ・ リフト高を小さくする ・ 長時間の打設を避ける 	<ul style="list-style-type: none"> ・ ブロック割りを小さくする ・ 打継ぎ時間間隔を短くする ・ 旧コンクリート、岩盤などの打継ぎ部を温める ・ 保温性の良い型枠を使う ・ 温床線、温水養生などの保温養生を行う ・ 風雪、日射、乾燥収縮、凍結融解から守る ・ 打継ぎ部を十分清掃する ・ 養生期間を長くとる 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 樹脂補強を行う

本論文の研究以外でも、外部コンクリートのひび割れ発生の抑制と長期耐久性の向上を図るために、高性能AE減水剤を用いてW/Bを低減させ強度・凍結融解特性を約15%向上させた配合(Gmax=80mm)を開発し、切目川ダム(和歌山県)の常時湛水位より上部と下流面全面に採用され、高い評価を得ることができた⁶⁾。

また、近年のコンクリートダムでは、合理化施工やi-Constructionの推進などによって、プレキャスト部材の使用、高流動コンクリートの採用、低品質骨材の利用、レディーミクストコンクリートによる施工などが使用されつつあり、今後さらに種々な材料やコンクリートが使用されていくものと考えられる。

表-2.2 切目川ダムにおける外部コンクリートの耐久性向上に向けた配合⁶⁾

配合	区分	粗骨材の最大寸法 (mm)	スラブ・フロー (cm)	空気量 (%)	水セメント比 (%)	細骨材率 s/a (%)	単用量 (kg/m ³)									
							水 (W)	セメント (C)	細骨材 (S)	粗骨材			混和剤			
										80-40 (G1)	40-20 (G2)	20-05 (G3)	AE減水剤	高性能AE減水剤	高性能AE減水剤	AE剤50倍液
A-1	外部	80	3±1	3.5±1	48.1	29	101	210	592	513	440	513	2.31	-	-	13.02
A-1'	外部	80	3±1	3.5±1	44.8	29	94	210	597	517	443	517	-	2.10	-	11.34

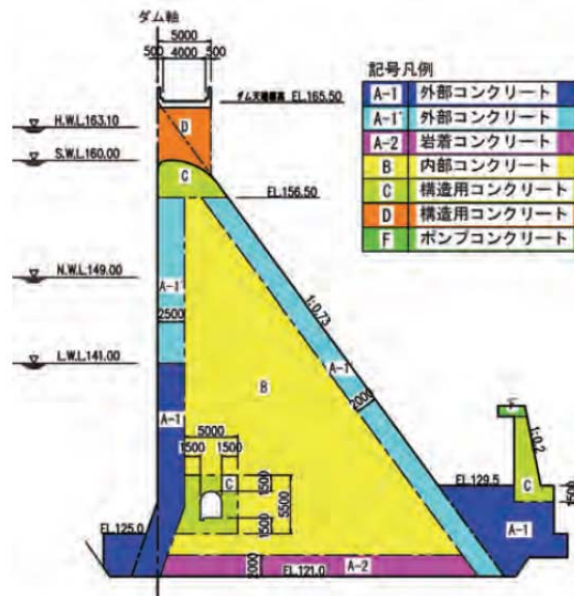


図-2.16 図-16 堤体コンクリートの配合区分図 (越流部標準断面)

このような背景から、コンクリートダムにおける温度ひび割れ制御の問題は、より複雑に高度になってくるものと思われる、長期耐久性の高い重要構造物として慎重な検討や対策を行う必要があると考える。

<参考文献>

- 1) ダム技術センター：改訂3版 コンクリートダムの細部技術，pp.385-400，平成22年。
- 2) 日本ダム協会：コンクリートダムの施工，pp.401-427，平成20年。
- 3) ダム技術センター：多目的ダムの建設-平成17年度版 第5巻 設計II編，pp.29-77，平成17年。
- 4) 水野光章，永山 功，矢沢克敏：初期材令におけるコンクリートの熱特性と力学特性，土木技術資料，pp.80-85，1982。
- 5) ダム技術センター：多目的ダムの建設-昭和62年版 第5巻 施工，建設省河川局監修。
- 6) 小宗茂揮，梁田信河，江上良二，與良祐司：切目川ダム堤体建設工事の設計と施工 (後編)，ダム日本，No.858，pp.13-27，2016。

第3章 マスコンクリートの温度規制に基づくひび割れ制御に関する研究

3.1 はじめに

コンクリートダムに代表されるマスコンクリート構造物では、コンクリートの凝結硬化過程におけるセメントの水和熱の放散性が悪く、部材内部には大きな温度変化、それに伴う温度応力が生じることから、温度応力に起因する温度ひび割れの発生が構造物の設計、施工上の重要な課題となっている。2.3 で述べたように、設計・施工段階における有効な対策として、人工冷却技術がある。

人工冷却技術のうち、パイプクーリングとプレクーリングは、コンクリートダムで開発、発展してきた技術といえ、これまで国内外を問わず数多くの実績がある。

パイプクーリングは、コンクリートの内部に熱伝導性の良い材質のパイプを敷設し、それに冷却水を流すことによって、コンクリート打設後にコンクリート内部から温度そのものを強制的に除去しようとする方法であり、打設後初期材齢で生じる最高温度を低減する一次クーリングとコンクリートが硬化後に最終安定温度まで冷却する二次クーリングとに分けることができる。一方、プレクーリングは、コンクリートの練混ぜ水や骨材等を予め冷却して練上がり温度を低減することでコンクリート内部に発生する最高温度を抑制しようとする方法である。

図-3.1 に、自然放熱に対してパイプクーリング或いはプレクーリングを行った場合の堤体内部のコンクリートの温度履歴を示す。

図-3.1 において、自然放熱を曲線 A-Y (A-X-Y) とすると、パイプクーリングによる温度履歴は曲線 A-F (A-B-C-D-E-F) のようになり、A-C が一次クーリング、D-E が二次クーリングを表し

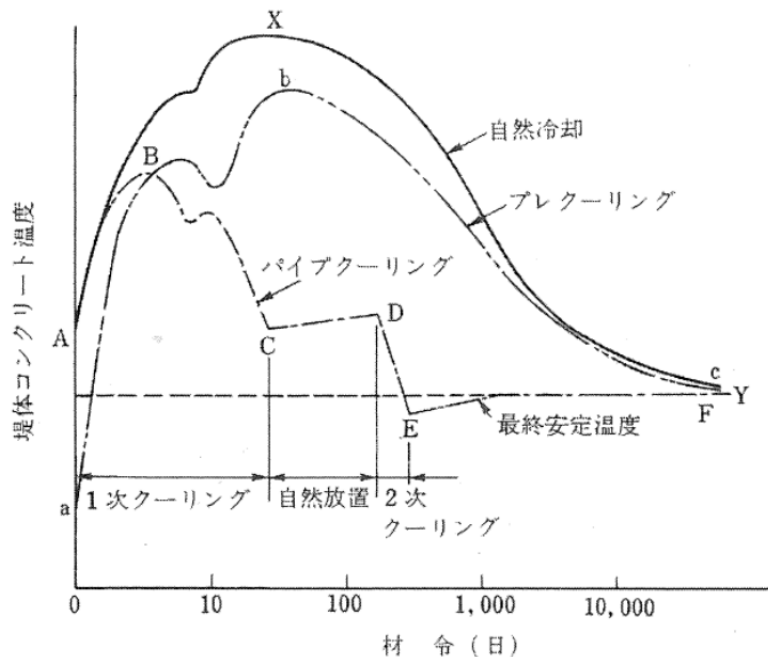


図-3.1 クーリングの方法の違いによるコンクリートの温度履歴¹⁾

ている。ここで、一次クーリングによる冷却期間を長くすると堤体コンクリートの温度は急速に低下できるが、コンクリートの強度発現が十分でない若材齢では逆に温度応力が大きくなってひび割れの発生原因となるため、一クーリングを終了するC点までの期間については十分に注意する必要がある。

プレクーリングによる温度履歴は、曲線 a-c (a-b-c) のようになり、コンクリートの打込み温度をAからaに抑制することで温度上昇をXからbに低下させて最終安定温度に対する温度降下量を低減することで温度ひび割れの発生を防止する。

本章では、数値解析によるパイプクーリングの冷却効果および新しいプレクーリングの技術についての研究について示す。

3.2 パイプクーリングの三次元熱伝導場における数値解析手法に関する研究

3.2.1 はじめに

パイプクーリングは、温度ひび割れを制御する一手段として、アメリカの Hoover ダム（1936年）の建設で行われたのを始まりとし、その後コンクリートダムの建設と共に発展してきたが、技術的には Hoover ダムで一応の施工法が確立されている。

従来のコンクリートダムでのパイプクーリングは、主として柱状工法において最終安定温度までの二次クーリングと分割施工されたブロック間を一体化するジョイントグラウチング（収縮継目をセメントミルクで充填する工法）とを合わせて行うことが基本となっており、これを効率よく行うために配管レイアウトなどが決められている。

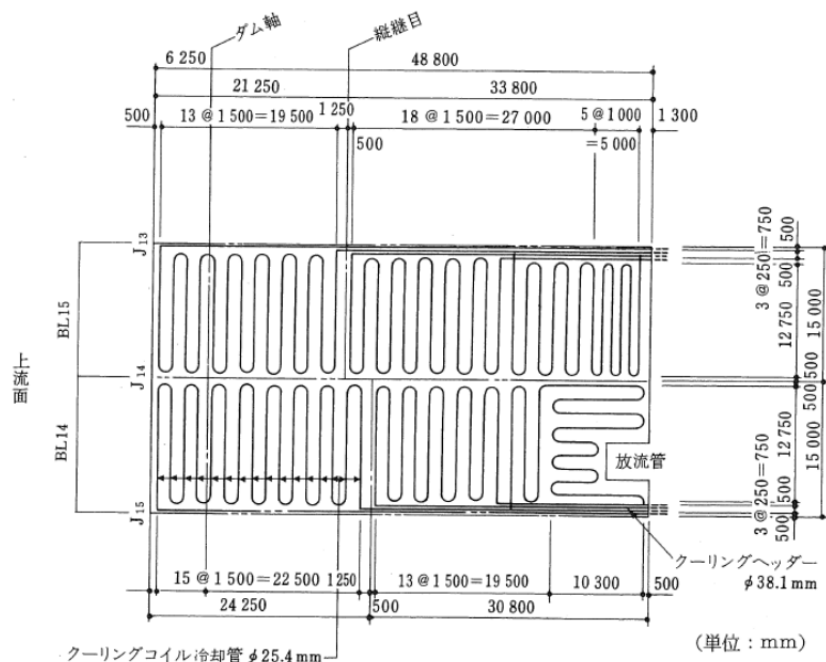


図-3.2 パイプクーリングの配管レイアウトの例¹⁾

図-3.2に、パイプクーリングを実施した重力式コンクリートダム配管レイアウトの一例を示すが、クーリングパイプの配管ピッチは標準的な打設リフト高さ(=1.5m)と同じ間隔で敷設されていることが分かる。これは、二次クーリング時にブロックを均一に冷却できるように、水平・高さ方向に等間隔となるような配置であるため、最高温度上昇をカットする一次クーリングにおいて必ずしも最適な配置であるとは言えない。

一方、近年は土木、建築構造物の多様化、大型化に伴って、コンクリートダム以外の大型で重要な構造物を構築する機会が増加し、このようなマスコンクリート構造物においても温度上昇を抑え、温度応力を積極的にコントロールする方法としてパイプクーリングが用いられるようになってきた。しかし、これらのマスコンクリート構造物は、貧配合のダムコンクリートとは異なり一般のコンクリート(或いは、高強度や高流動コンクリートなどの場合も多い)が用いられており、また規模や形状、施工環境などもコンクリートダムと根本的に異なることから、各々の構造物に応じた効率的なパイプクーリングを行うためには、適切な配管レイアウトや最適なクーリング水の水温や流速などの選定が求められている。

パイプクーリングの冷却効果に関する研究は、1930年代に開発された手法²⁾があり、現在のダムの設計、施工に至っても継承されている。この手法では、1本のパイプが受け持つ領域を円柱と仮定していること、パイプ内の水を温度固定境界として取り扱っていること、コンクリートの水和熱による発熱過程を考慮できないこと等の制約条件があるため、実際の現象を正しく評価しているとはいえず、またダム以外の構造物へそのまま適用することは困難であった。このためより精度の高い解析手法の開発が望まれており、田辺らの一連の研究^{3),4),5)}にみられるように、クーリングパイプ壁面における熱伝達率の取り扱いに関する実験式⁵⁾、コンクリートブロックを幾つかの二次元断面で代表させて解析する擬三次元解析手法⁵⁾などが提案されている。

本研究では、このような背景を踏まえ、マスコンクリートのパイプクーリング効果をより現実に近い三次元熱伝導場における熱収支問題としてとらえ、精度よくまた合理的にクーリング効果を把握するために、クーリング水の流速に着目し、速い流れに対してはクーリング水の熱輸送は定常的であるとした解析手法^{6),7),8)}、ならびにコンクリートのクリープによる応力の低減を考慮した弾性解の重ね合わせによる温度応力解析手法を開発した⁸⁾。また、実構造物を用いたパイプクーリングの冷却効果に関する実験を行い、解析手法の適用性を確認するとともに、パイプクーリングがマスコンクリートの温度応力に及ぼす影響についても検討を加えた。

3.2.2 パイプクーリングを考慮したコンクリートの温度解析手法

パイプクーリングは、マッシブなコンクリート中に熱伝導のよい材質のパイプを埋設し、それに冷水を流すことによって、コンクリートが硬化する際に発生する水和熱を強制的に除去しようとするコンクリートの温度規制の一手段であるが、その熱除去効果はパイプの材質および径、冷却水の水温および流速、配管網のレイアウトなどによって異なるものとなる。

いま、クーリングパイプの材質は十分に熱伝導性がよく、またきわめて肉厚が薄いものである

とすると、コンクリートに発生した熱はすみやかにパイプの内側に伝導する。ここで、パイプ内壁の温度が冷却水の温度より高い場合には冷却水への熱の移動が生じるが、図-3.1 に示すように冷却水の流れが層流であると、パイプ内壁での流速は壁面抵抗によりきわめて小さくなり冷却水による熱の輸送量が少なくなることから、パイプクーリングによる冷却効果はあまり期待することはできない。一方、冷却水の流速が十分に大きく乱流状態であると、パイプ内壁の水は常に入れ換わるため、熱の移動量は大きくなり、冷却効果も増大してコンクリートの温度上昇を抑えることが可能となる。

すなわち、パイプクーリングによって十分な冷却効果を上げるためには、基本的に冷却水の流れが乱流であることが必要である (図-3.3)。

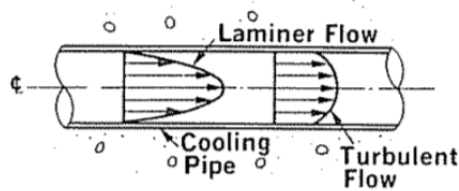


図-3.3 クーリングパイプ内の冷却水の流れ速度分布

パイプ内の流れが乱流であるための条件は、次式に示す Reynolds 数によって定めることができる。

$$R_e = \frac{vd}{\mu} \quad (3.1)$$

ここに、 R_e : Reynolds 数、 v : パイプ内の平均流速、 d : パイプ口径、 μ : 水の動粘性係数、である。

多くの実験によれば⁹⁾、円管内の流れにおいて層流状態が維持される限界の Reynolds 数は 2,000 程度であり、それ以上の流れでは遷移が起こり乱流となることが知られている。そこで、一般的に用いられている $\phi 1$ インチ ($\phi 2.54\text{cm}$) のクーリングパイプについて、乱流となる通水流速の最小限界を求めてみると、水の動粘性係数は常温でおよそ $0.01\text{cm}^2/\text{s}$ であるから、約 2 l/min となる。したがって、従来からコンクリートダムで行われているクーリング水の通水流速は $13\sim 16\text{ l/min}$ であることから、そのパイプ内の流れは乱流であり、また冷却効果が十分に期待できることがわかる。

ところで、クーリングパイプの熱伝導が極めてよいものとする、パイプクーリングによる冷却効果はコンクリートとクーリング水との間の熱の移動現象と考えることができるが、このような固体～流体間の熱の移動は対流熱伝達といわれ、熱移動量は次式に示す Newton の冷却の法則 (Newton's law of Cooling) で表わすことができる。

$$q = \alpha_w \cdot \Delta T \quad (3.2)$$

ここに、 q : 単位時間に単位面積を通過する熱量、 α_w : コンクリートとクーリングパイプ間の平均熱伝達率、 ΔT : 温度差、である。すなわち、コンクリートおよびパイプクーリング水の温度分

布は、式(3.2)に示す熱伝達境界を導入することによって統一的に取り扱うことが可能となる。

(1)コンクリートの三次元非定常熱伝導解析

a)基礎方程式

三次元問題に関する非定常熱伝導方程式は、一般に次式によって与えられる。

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k_x \frac{\partial T_c}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y \frac{\partial T_c}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z \frac{\partial T_c}{\partial z}\right) + Q_c(t) - C_c \rho_c \frac{\partial T_c}{\partial t} = 0 \quad (3.3)$$

ここに、 k_x, k_y, k_z : コンクリートの異方性熱伝導率、 T_c : コンクリートの温度、 $Q_c(t)$: コンクリートの内部発熱率、 C_c, ρ_c : コンクリートの比熱および密度、である。

式(3.3)が、非定常状態における三次元熱伝導に対する支配方程式であり、コンクリートの内部発熱を考慮した温度 T_c に関する準調和微分方程式 (quasi-harmonic equation) で与えられる。

b)境界条件

境界条件は、いずれも時間と場所の関数となり、以下に示すものがある。

境界上で温度が与えられている場合は、温度固定境界として、

$$T_c(x, y, z, t) = T_{c0}(x, y, z, t) \quad (3.4)$$

境界において熱の流入、流出がある場合は、対流熱伝達境界として、

$$k_x \frac{\partial T_c}{\partial x} l_x + k_y \frac{\partial T_c}{\partial y} l_y + k_z \frac{\partial T_c}{\partial z} l_z + q_a + \alpha_a (T_c - T_a) = 0 \quad (3.5)$$

ここに、 l_x, l_y, l_z : 境界上の垂線の方向余弦、 q_a : 表面での熱流束、 α_a : 表面での熱伝達率、 T_a : 外部の温度、である。

また、境界上で熱の流入、流出が全くない場合は、断熱境界として、

$$k_x \frac{\partial T_c}{\partial x} l_x + k_y \frac{\partial T_c}{\partial y} l_y + k_z \frac{\partial T_c}{\partial z} l_z = 0 \quad (3.6)$$

なお、パイプクーリングによる熱の収支は、パイプ周辺の境界において式(3.5)に示した一般の対流熱伝達境界と同様であると考えて、パイプと接する境界 ($\xi=1\sim n$) において、

$$k_x \left(\frac{\partial T_c}{\partial x}\right)_\xi l_x + k_y \left(\frac{\partial T_c}{\partial y}\right)_\xi l_y + k_z \left(\frac{\partial T_c}{\partial z}\right)_\xi l_z + \alpha_w (T_{c\xi} - T_{w\xi}) = 0 \quad (3.7)$$

ここに、 α_w : コンクリートとクーリング水間の平均熱伝達率、 T_w : クーリング水の温度、である。

(2)パイプクーリング水の一次元定常熱輸送解析

クーリングパイプ内の冷却水の流速は十分に発達した乱流であるとする、パイプ軸直角方向の水の温度分布は一様であると考えられるため、クーリングパイプの熱収支は、図-3.4 に示すよ

うにパイプ入口からの距離 s を局所座標にとった一次元方向の水の熱輸送だけを考えればよい。

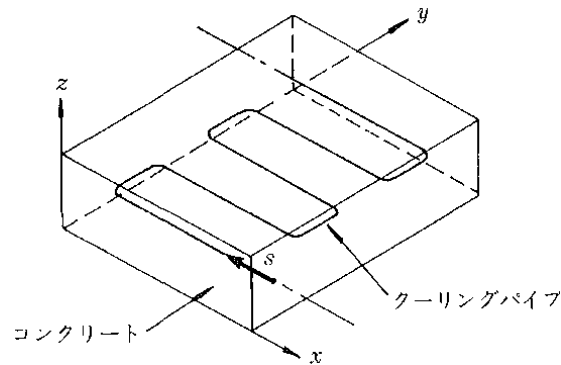


図-3.4 コンクリートとクーリングパイプの座標系

いま、クーリングパイプの微小部分 dS を取り出し、その間のパイプ断面積および流速を一定とすると、熱収支は dS 間の熱伝導を無視すると次式で表わすことができる (図-3.5)。

$$C_w \rho_w A v \left\{ \left(T_w + \frac{\partial T_w}{\partial s} \frac{dS}{2} \right) - \left(T_w - \frac{\partial T_w}{\partial s} \frac{dS}{2} \right) \right\} + Q + C_w \rho_w A dS \frac{\partial T_w}{\partial t} = 0 \quad (3.8)$$

ここに、 C_w 、 ρ_w ：水の比熱および密度、 A ：クーリングパイプの断面積 ($=\pi r^2$ 、 r はパイプ半径)、 v ：平均流速、 T_w ：微小体中央の温度、 Q ：水とコンクリート間の熱移動量、 t ：時間、である。

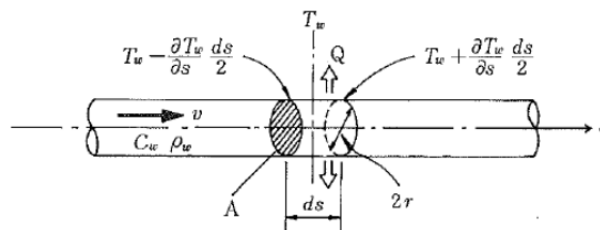


図-3.5 パイプクーリングの熱収支

ところでクーリング水とコンクリート間の熱の移動現象は、式(3.2)に示した Newton の冷却法則で表わされる対流熱伝達で示すことができ、クーリング水に流入する量を正とすると、熱の移動量 Q は、

$$Q = 2 \pi r dS \alpha_w (T_w - T_c) \quad (3.9)$$

である。

ここで、一般的なパイプクーリングでは、通水流速が早く十分に発達した乱流状態であるとすると、クーリング水の温度の時間的な変化は考慮しなくても工学的には実用上差し支えないものと考え、本解析においてクーリング水の熱輸送は式(3.10)に示す定常方程式で取り扱うものとした。

$$C_w \rho_w v \frac{\partial T_w}{\partial s} + \frac{2\alpha_w}{r} (T_w - T_c) = 0 \quad (3.10)$$

式(3.10)が、クーリング水の温度 T_w に関する一次元定常熱輸送解析の支配方程式である。

(3) 連成問題としての解析手法

式(3.3)および(3.10)を有限要素法により離散化¹⁰⁾し、連成問題として(T_c, T_w)について解くことによって、コンクリートの三次元熱伝導場におけるクーリング水の流れ方向の水温上昇を考慮したパイプクーリングによる熱収支の相互作用の問題を解析することができる。

3.2.3 温度応力解析手法

セメントの水和熱に起因する温度応力は、コンクリートの凝結硬化過程に伴って発生することから、コンクリートの力学的性質の時間的変化を考慮して解析を行う必要がある。一方、マシン製なコンクリート構造物では、部材内部の位置的な温度履歴が大きく異なるため、一般的な標準養生供試体でのコンクリートの力学的性質をそのまま用いて構造物内に発生する応力等を評価することは適切とはいえない。

そこで、本解析では、コンクリートの力学的性質の時間的変化は構造物の部位に応じた積算温度との関係により定める方法を用いることで考慮するものとした。

すなわち、温度応力の解析手法は、以下の手順で行うものとした。

- ① 温度解析を行った材令をいくつかのステップに分割し、各ステップにおける温度変化量 ΔT_{ci} および各要素の積算温度 M_f を求める。なお、積算温度の算定は次式によった。

$$M_n^e = \frac{1}{2} \left\{ \sum_{i=1}^{n-1} (T_{ci}^e + 10) \Delta t_i + \sum_{i=1}^n (T_{ci}^e + 10) \Delta t_i \right\} \quad (3.11)$$

ここに、 M_n^e : 要素 e に関する n ステップでの平均積算温度 (° D・D), T_{ci}^e : 要素 e に関する Δt_i 間の平均温度 (°C), Δt_i : i ステップにおける時間間隔 (日), である。

- ② 各要素の弾性係数 E_{ci}^e を積算温度 M_n^e との関係から求め、各ステップ間での温度変化量 ΔT_{ci} に対応する応力増分 $\Delta \sigma_i$ を三次元有限要素法による弾性解析によって算定する、
- ③ 各ステップでの応力増分 $\Delta \sigma_i$ を、それに対応するクリープ係数 ϕ に基づく応力低減率 $1/(1+\phi)$ によって低減させ、それらを重ね合わせることにより、コンクリートの力学的性質の時間的変化を考慮した温度応力を求めることができる。

図-3.6 に、温度応力解析手法のフロー図を示す。

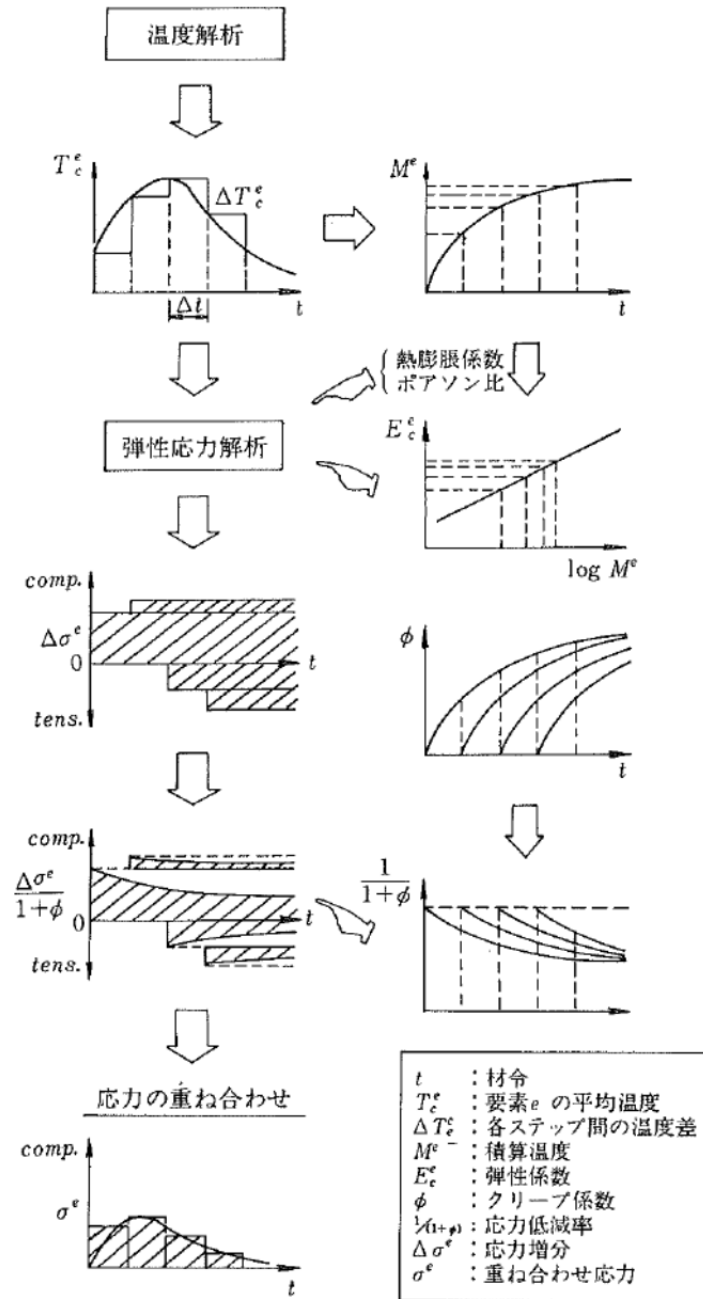


図-3.6 温度応力解析手法のフロー図

3.2.4 実構造物による実験とコンクリートの材料特性

(1) 実構造物を用いたパイプクーリング効果の実験

a) 実験概要

本解析手法の適応性ならびにパイプクーリングによる冷却効果を検証するために、実構造物においてパイプクーリング実験を実施し、部材内部の温度、応力等の各種計測を行った。

実験に用いた構造物は、多柱鋼管杭を基礎とする砂質地盤上に打設された厚さ 1m の鉄筋コン

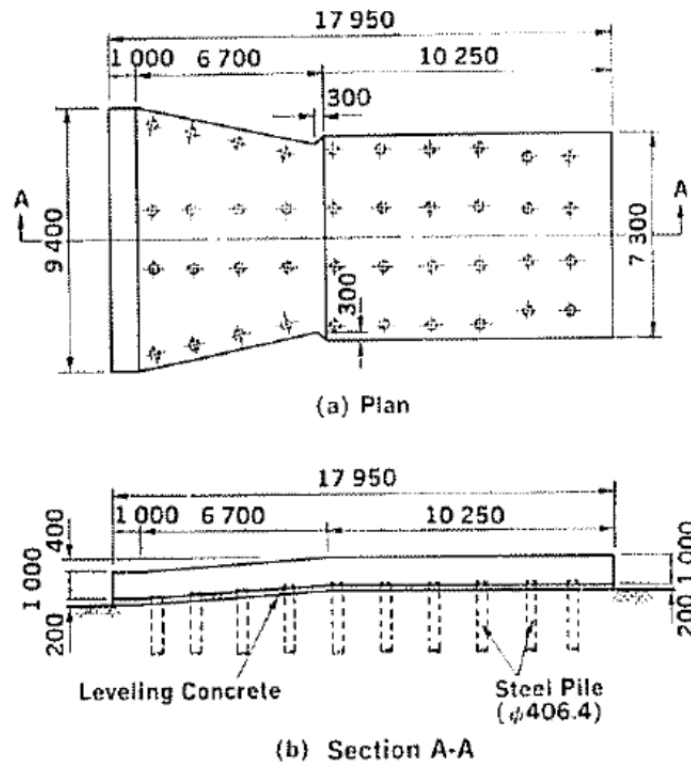


図-3.7 実験に用いた構造物の概要

クリートの底盤（図-3.7）であり、同一形状の躯体が2体同時に施工される計画であった。そこで、図-3.8に示すように、うち一体（試験体 No.2）に一般的に用いられている内径1インチ（ ϕ 25.4mm）の薄肉電縫鋼管を部材厚さの中心に1m間隔で2系統（A系統：78.5m，B系統：58.5m）配置することで、クーリングの有無による構造物の挙動の相違などクーリング効果を対比できるようにした。なお、クーリング水は循環式とし、循環水槽は断熱材で覆い、送水にはエアホースを使用して、通水水温を3台のチラーユニットにて 10°C に、通水流量を圧力流量制御装置にて15 l/minに制御するものとした。また、クーリングの実施期間は、構造物内の中心が最高温度に達するまでとし、打設上面は養生マットにて湿潤養生を行うものとした（図-3.8）。

構造物の挙動は、パイプクーリングを行わない試験体（No.1）とパイプクーリングを行った試験体（No.2）共に同一位置に埋設した熱電対、ひずみ計、有効応力計および無応力計によって計測した。図-3.9に、各種計測器の埋設位置を示す。また、クーリング水の温度は、パイプ入口と出口において、エアホース内に取り付けた熱電対によって計測した。

表-3.1に、コンクリートの配合を示す。使用セメントは、普通ポルトランドセメントである。なお、コンクリートの打設は、試験体 No. 1, No. 2 を同時に並行してポンプ打設した。コンクリートの打込み温度は、 30°C であった。

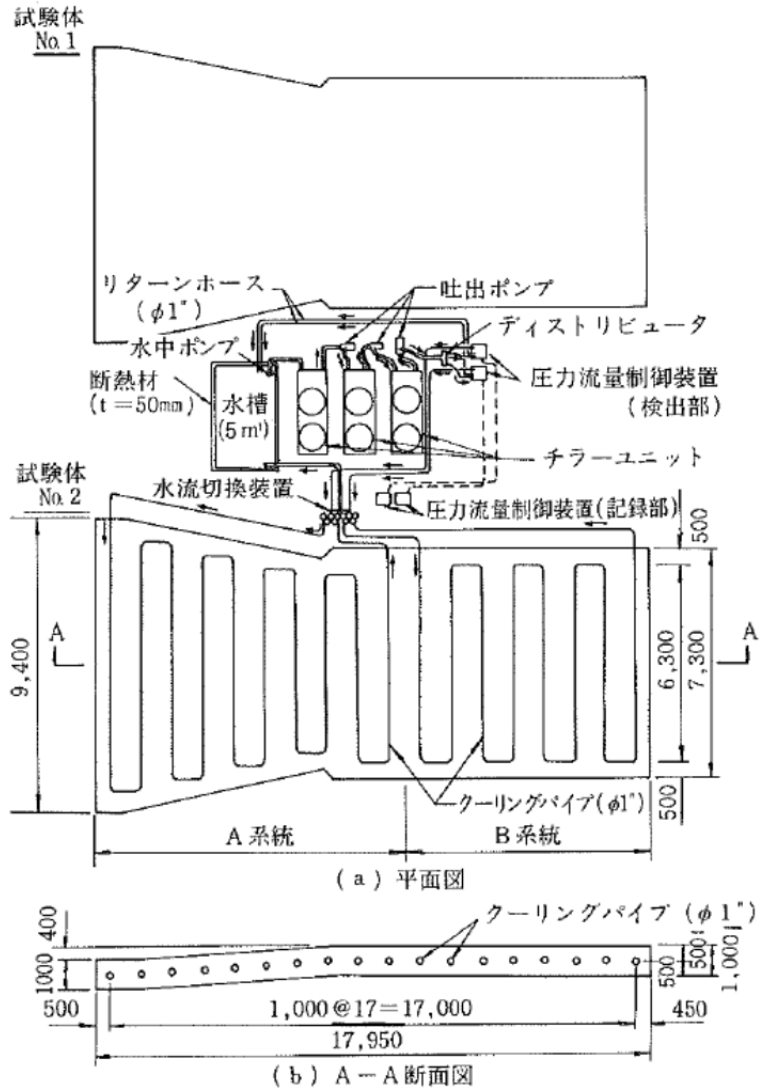


図-3.8 パイプクーリングの配管レイアウトおよび循環式クーリングシステム

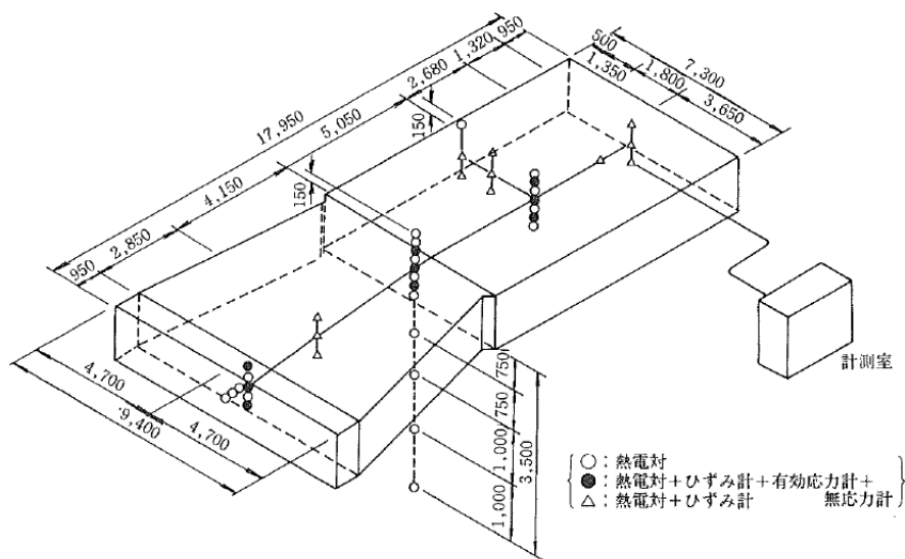


図-3.9 計測器の埋設位置

表-3.1 コンクリートの配合

呼び強度	粗骨材の最大寸法 (mm)	スランプ (%)	空気量 (%)	W/C (%)	s/a (%)	単 位 量(kgf/m ³)				
						W	C [*]	S	G	AE剤
21	25	8	4.0	59.8	43	159	266	804	1,092	0.086

*)使用セメントは、普通ポルトランドセメント。

b)コンクリートの材料特性

パイプクーリングの実構造物実験と並行して、試験体に用いたコンクリートの諸性質を把握するために、以下に示す材料実験を行った。

①コンクリートの力学的性質試験

試験体と同一のコンクリートを用いてφ10×20cmの円柱供試体を作成し、圧縮強度、引張強度および弾性係数の試験を行った。圧縮強度および引張強度試験はそれぞれJIS A 1108 および JIS A 1113 に準じ、弾性係数試験にはコンプレッソメータを用い破壊荷重の1/3点での割線弾性係数を求めた。供試体の養生条件は、標準養生および現場水中養生の2種類とし、試験時材齢は1, 2, 4, 5, 7, 14 および 28 日とした。図-3.10～図-3.12 に、それぞれ積算温度と圧縮強度、引張強度および弾性係数との関係を示す。

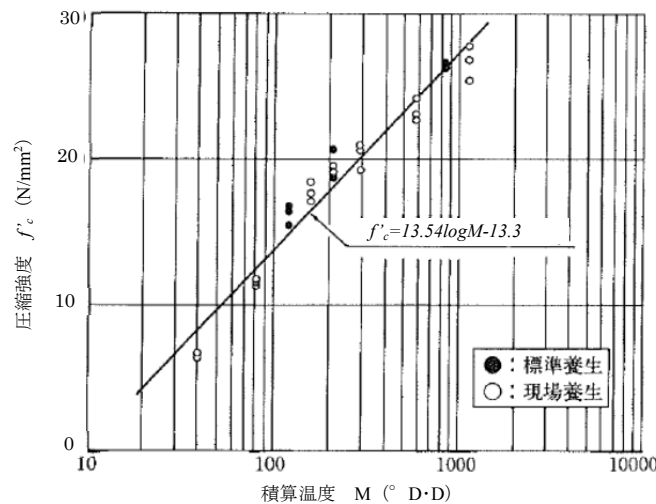


図-3.10 積算温度と圧縮強度との関係

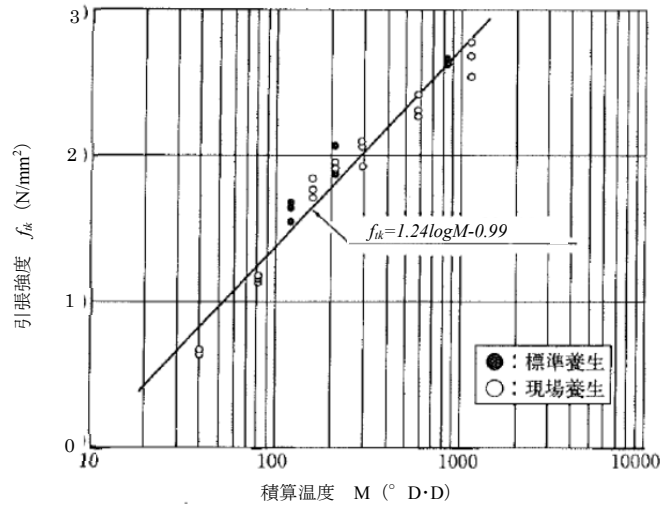


図-3.11 積算温度と引張強度との関係

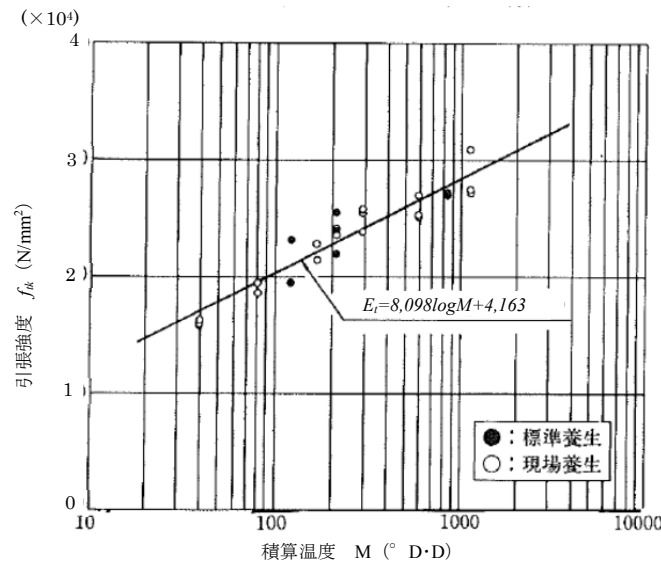


図-3.12 積算温度と弾性係数との関係

②コンクリートの熱的性質試験

コンクリートの熱的性質のうち、熱拡散率試験および熱膨脹係数の実験を実施した。

熱拡散率の試験は、Glover法に基づき中心部に熱電対を埋込んだφ15×30cmの供試体を作成し、材齢7日および28日に各2体ずつ行った。なお、供試体は現場水中養生とした。表-3.2に、熱拡散率の試験結果を示す。

表-3.2 コンクリートの熱拡散率の試験結果 (Glover法)

供試体	熱拡散率 $\times 10^{-6} (\text{m}^2/\text{s})$			
	7日		28日	
No.1	0.883	0.878	0.886	0.893
No.2	0.872		0.900	

また、熱膨張係数については、試験体に埋設した無応力計による自由伸縮ひずみ量と同位置での温度との計測から求めた。図-3.13 に計測結果を示すが、埋設位置の違いによる差異はほとんどみられず、概ね 10×10^{-6} ($1/^\circ\text{C}$) であった。

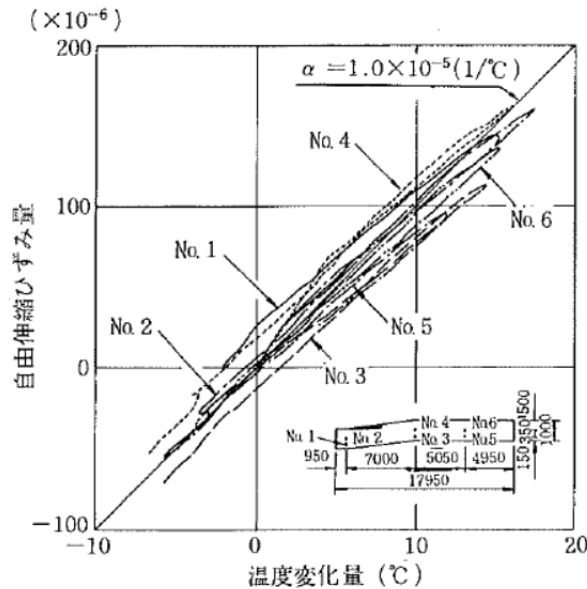


図-3.13 コンクリートの自由伸縮ひずみ

3.2.5 実験結果と解析結果との比較

(1)温度解析

a)解析条件

表-3.3 に、解析に用いたコンクリートの熱的性質を示す。

なお、コンクリートの比熱はセメント、骨材の比熱をそれぞれ $0.84 \text{ kJ/kg}^\circ\text{C}$ 、 $0.75 \text{ kJ/kg}^\circ\text{C}$ として各材料の相加平均により、熱拡散率は Glover 法による試験結果 (表-3.2) より、また熱伝導率はこれらの関係式(3.12)¹¹⁾より算定した。

$$K_c = C_c \cdot \rho_c \cdot h_c^2 \quad (3.12)$$

ここに、 K_c : コンクリートの熱伝導率 ($\text{W/m}^\circ\text{C}$)、 h_c^2 : コンクリートの熱拡散率 (m^2/s)、である。

また、断熱温度上昇式については、温度実測値の初期の上昇曲線を最小 2 乗法で近似して求めた¹²⁾。

なお、躯体コンクリートの上面における熱伝達率については Jürges の実験式(3.13)¹³⁾によって、型枠面については型枠の厚さを l_f (m)、熱伝導率を K_f ($\text{W/m}^\circ\text{C}$) として、式(3.14)に示す見かけの熱伝達率によって求めることができる¹²⁾。

表-3.3 温度解析に用いた諸常数

単位容積質量 (kg/m ³)		2,321	
比熱 (kJ/kg°C)		0.984	
熱伝導率 (W/m°C)		2.004	
熱拡散率 (m ² /s)		0.877 × 10 ⁻⁶	
断熱温度上昇 (°C)		$Q(t)=33.16(1-e^{-2.504t})$	
熱伝達率 (W/m ² °C)	上面	0 ≤ t < 24h	13.49
		24 ≤ t	5.58
	型 枠	0 ≤ t < 24h	9.33
		24 ≤ t < 42h	4.71
	42 ≤ t	5.58	
パイプクーリング境界 における平均熱伝達率 (W/m ² °C)		320	

$$\alpha_s = 1.163(4.8 + 4.3\omega) \quad (3.13)$$

$$\alpha_f = \frac{1}{\sum(l_f/K_f) + (\alpha_s)} \quad (3.14)$$

ここに、 α_s ：風による熱伝達率 (W/m²°C)、 ω ：風速 (m/s)、 α_f ：型枠を考慮した見かけの熱伝達率 (W/m²°C)、である。

ここで、現場の環境を考慮して、材齢 24h までの風速は 2m/s、それ以後は無風とし、また型枠は合板で厚さ 5mm、熱伝達率は 0.15 W/m²°C、型枠の取り外しは材齢 42h として、解析に用いた熱伝達率を式(3.13)および式(3.14)で求めた。

一方、パイプクーリングの解析条件は、A、B 系統ともにパイプ内径を $\phi 2.54\text{cm}$ 、入口水温を 10°C、通水流量を 15 l/min (流速は約 49cm/s) とした。ここで、パイプとクーリング水の境界における平均熱伝達率は、田辺らによればクーリング水の流速によって表せるとした実験式が提案されている⁹⁾。

$$\alpha_w = 1.163(4.75v + 43.0) \quad (3.15)$$

ここに、 α_w ：パイプクーリング境界における平均熱伝達率 (W/m²°C)、 v ：パイプ内の平均流速 (cm/s)、である。

したがって、本解析に用いる平均熱伝達率は、式(3.17)によって 320 W/m²°C と定めた。クーリングの実施期間は、コンクリート打設後 23h までとした。

なお、構造物の底面は実測値による温度固定境界とし、外気温については日変動を考慮した実測値を用いて、材齢 5 日まで解析を行った。

b) 実測値と解析値との比較

① コンクリートの温度

実構造物におけるコンクリート温度の実測値および今回開発した三次元温度解析手法による解析結果について、以下に示す。なお、解析モデルに対応する埋設計器の位置は、図-3.14 に示すとおりである。

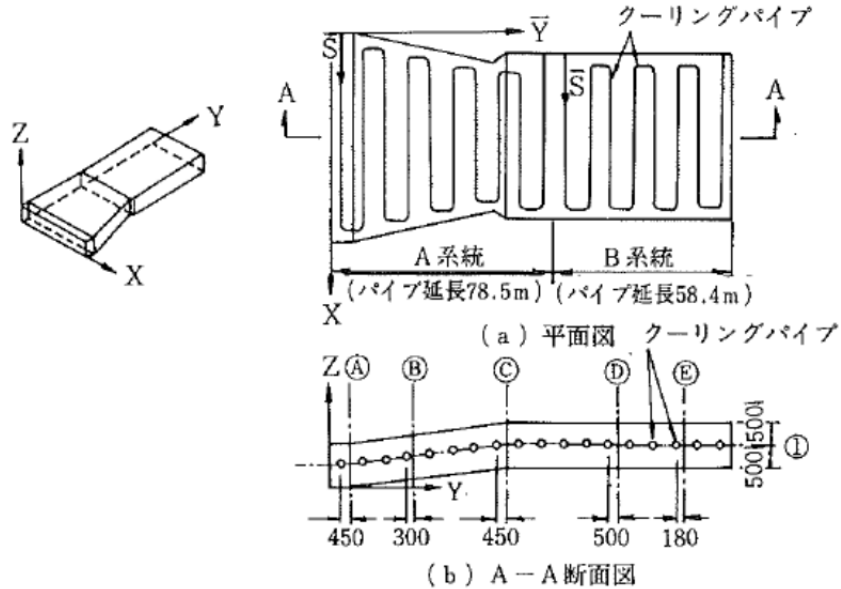


図-3.14 解析モデルと実測位置との関係

図-3.15 は、断面 D, E の床版の厚さ中央におけるコンクリートの温度履歴を示したもので、実測値と解析値は極めて良い一致を示しており、クーリングパイプからの水平距離による温度変化の違いもよく現われていることが分かる。また、クーリングは材齢 23 時間で停止したが、パイプから 180mm の位置の温度は、その後周囲からの熱の流入により上昇し、およそ 12 時間で周囲の温度に漸近する傾向が認められる。

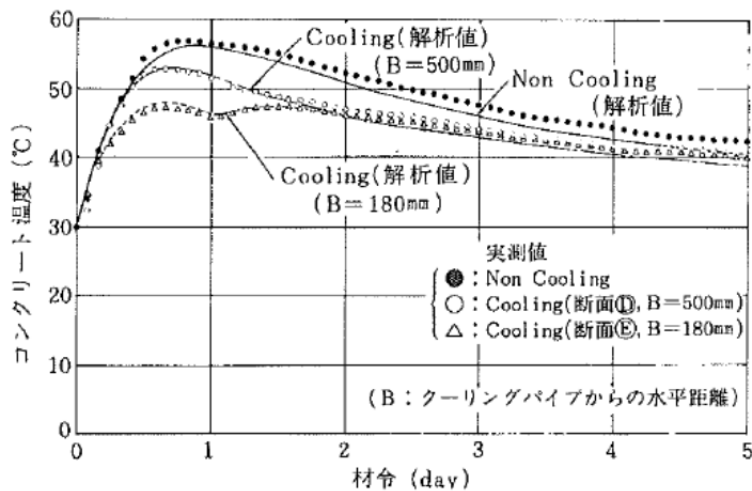


図-3.15 床版厚さ中央におけるコンクリートの温度履歴

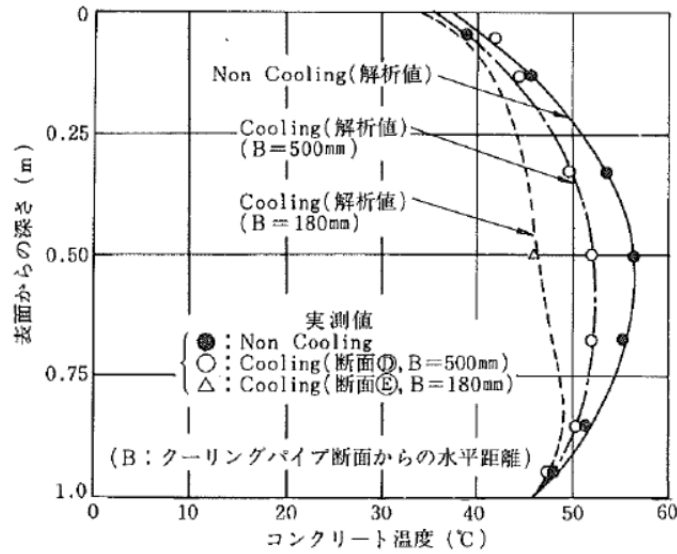


図-3.16 コンクリートの延長断面内温度分布 (材齢 23h)

図-3.16 は、断面 D, E の材齢 23h における鉛直断面内温度分布を示したもので、実測値に対して解析値は時間的な温度分布の挙動を良く捉えていることが分かる。

本解析手法がパイプクーリングを行ったマスコンクリートの温度性状を、実用上十分な精度で解析できるものであることが確認できた。なお、図中にはクーリングを行わない場合の温度性状も合わせて示してあるが、これらの実測値および解析結果より、パイプクーリングがコンクリートの温度上昇を抑える有効な手段であることが分かる。今回の実験では、クーリングを実施することによって、コンクリートの最高上昇温度を約 5°C 低減することができた。なお、パイプから水平に 18cm の位置でのコンクリート温度は、クーリング中では 50cm の位置に比べて 6°C 程度低い値となるが、クーリング停止後 (材齢 23h) には周囲からの熱の流入によって上昇し、およそ 12 時間で周囲の温度に漸近する傾向が認められた。

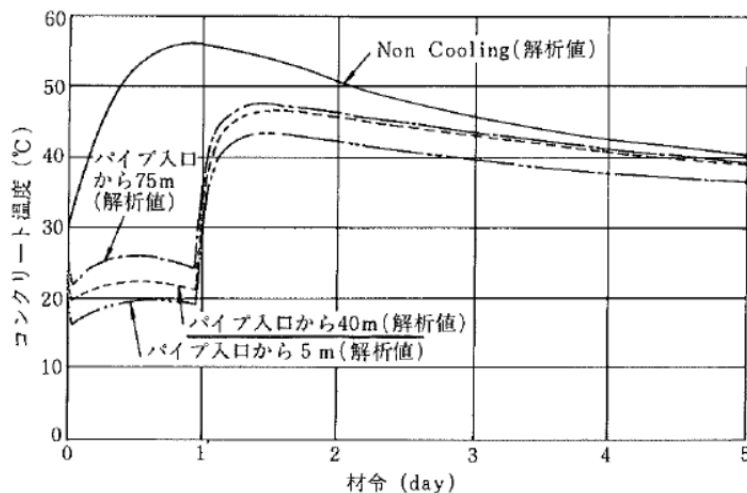


図-3.17 クーリングパイプ周りのコンクリートの温度履歴 (解析結果)

図-3.17は、A系統のクーリングパイプ周りの入口、中央および出口付近のコンクリートの温度履歴の解析結果を示したもので、入口と出口近傍とではクーリング中に約7°Cの温度差が生じるようであり、またクーリング停止後は急速な温度上昇を示すことが分かる。ただし、入口から5mの位置におけるコンクリート温度は、クーリング停止後は側面からの大気への放熱の影響を受け、パイプ周りの内部温度より若干低い値を示す。

図-3.18は、クーリングパイプ位置におけるコンクリートの鉛直断面内温度分布の解析結果を示したもので、クーリング中にはパイプ周辺に大きな温度勾配を生じるが、その範囲はパイプから十数センチ程度と比較的パイプから近い領域のみに限られることが分かる。

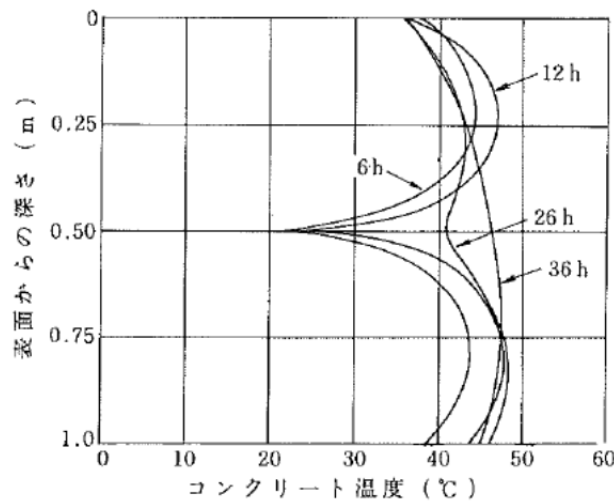


図-3.18 クーリングパイプ位置におけるコンクリートの鉛直断面内温度分布（解析結果）

図-3.19は、断面①の構造物の長手方向におけるクーリングパイプ位置でのコンクリートの温度分布の解析結果を示したものであり、パイプ埋設位置におけるコンクリートの温度は、クーリング水の通水方向に従って徐々に大きくなっているがパイプ間の温度は場所的には大きな差が生じないことが分かる。

なお、図-3.20に、断面A-Aの材齢23hにおけるコンクリートの等温度線図を示す。

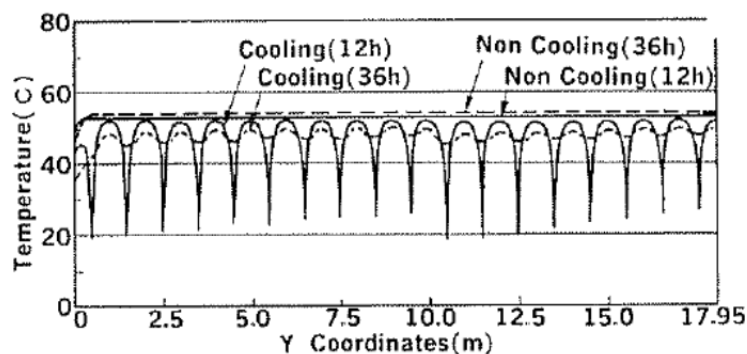


図-3.19 断面①のクーリングパイプ位置におけるコンクリートの温度分布（解析結果）

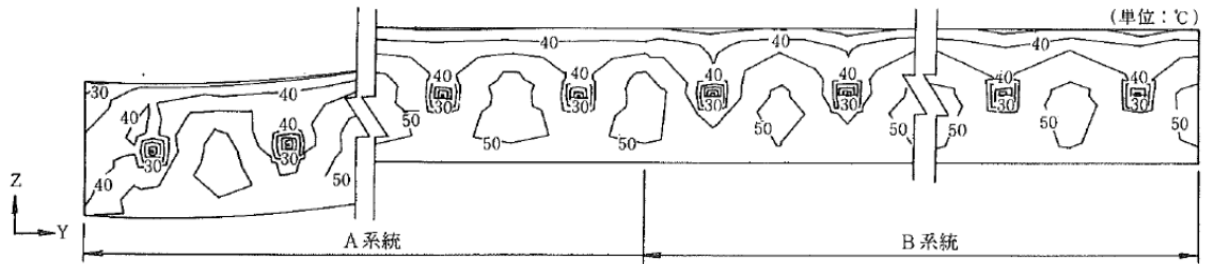


図-3.20 断面 A-A におけるコンクリートの等温度線図 (材齢 23h)

②クーリング水の温度

図-3.21 に、クーリング水の入口ならびに出口水温の経時変化を示す。クーリング水の入口湿度は解析上 10°C 一定としたが、実験では 3 台の冷凍機のサーモスタットによる調整によりやや変動し、 $9 \pm 1.5^\circ\text{C}$ であった。A、B 2 系統のパイプ出口における水温は、実測値と解析値は概ね一致を示しており、コンクリート温度とクーリング水温を連成させた本解析手法が妥当であることが明らかとなった。

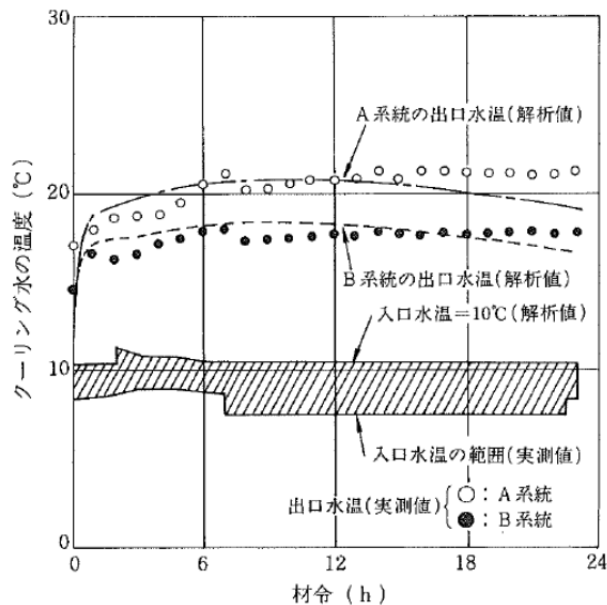


図-3.21 パイプ入口および出口におけるクーリング水温の経時変化

図-3.22 は、A 系統のクーリングパイプの材齢に応じた長さ方向の水温分布の解析結果を示したもので、通水の初期と後期では分布の形状が若干異なるものの、ほぼパイプ長に対して直線的に上昇することが認められる。今回の実験では、およそパイプ長さ 80m に対して水温は約 10°C の上昇で、単位長さ当たりの温度上昇は約 $0.125^\circ\text{C}/\text{m}$ であった。

一方、パイプ入口からの距離に伴って水温とコンクリートとの温度差は小さくなるため、クーリングとしての冷却効果が期待できるパイプの長さには、ある程度の限度があるものと思われる。そこで、クーリング水の温度が周囲のコンクリートの温度に等しくなる位置までをパイプの有効

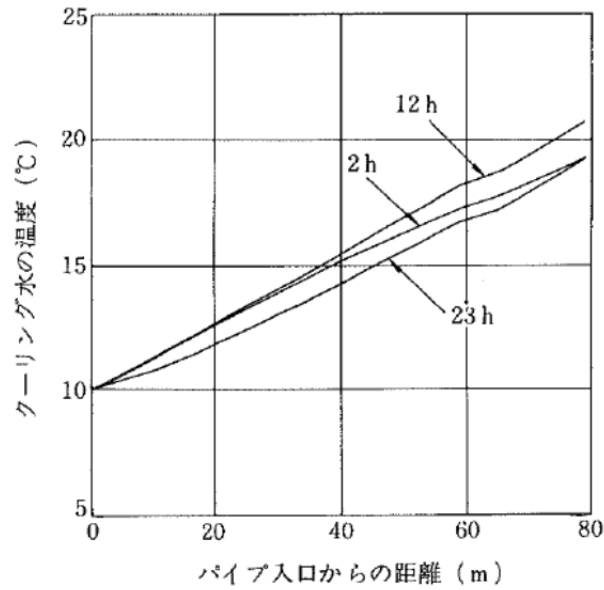


図-3.22 パイプ軸方向のクーリング水温の温度分布（解析結果）

長さとする、実験によればクーリング水の入口温度とコンクリートの最高温度との差はおよそ40°Cであることから、このような構造物内においてその長さは300m程度と考えることができる。

今回の実験によれば、パイプクーリングを実施することによって、コンクリートの最高上昇温度は約5°C低減できたことから、その熱除去の効果を確認することができた。

なお、パイプクーリングの熱除去の効果は、図-3.23に示すようにパイプ長に対して一様ではなく、パイプ入口で大きく、出口に向かって徐々に小さくなる傾向がみられる。時間的には、コンクリートの発熱に従ってクーリング水の熱吸収量は増すが、パイプの入口および出口付近では、構造物の側面からの放熱によってコンクリートの温度が低下することから、熱吸収量は少なくなることが分かる。

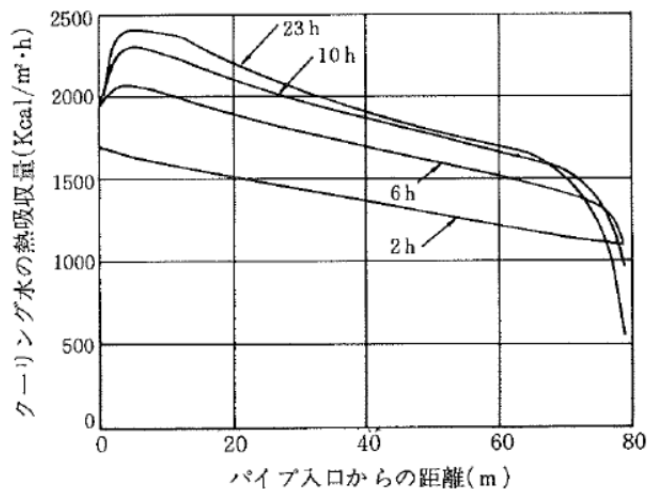


図-3.23 クーリング水温の熱吸収量の経時変化（解析結果）

したがって、クーリングパイプの場所的な熱吸収の効果からみれば、パイプは一系統の長いものを埋設するよりも、短いものを数多く設置した方がよいと考えることができよう。また、入口側と出口側で熱吸収量が異なることから、配管レイアウトによっては躯体コンクリートの温度収縮が一樣にはならない場合もあるので、コンクリートダムで一般に行われているように定期的に通水方向を切り替えて全体の収縮量ができるだけ一樣にすることは重要な施工方法であることが分かる。

(2)温度応力解析

a)解析条件

表-3.4 に、温度応力解析に用いた諸定数を示す。なお、コンクリートの弾性係数および熱膨張係数は図-3.12 および図-3.13 に示した材料試験結果に基づき、ポアソン比については既往の文献等¹⁴⁾より、またクリープ係数については本実験と同一配合のコンクリートを用いた別の実構造物実験結果¹⁵⁾より推定した。

表-3.4 温度応力解析に用いた諸定数

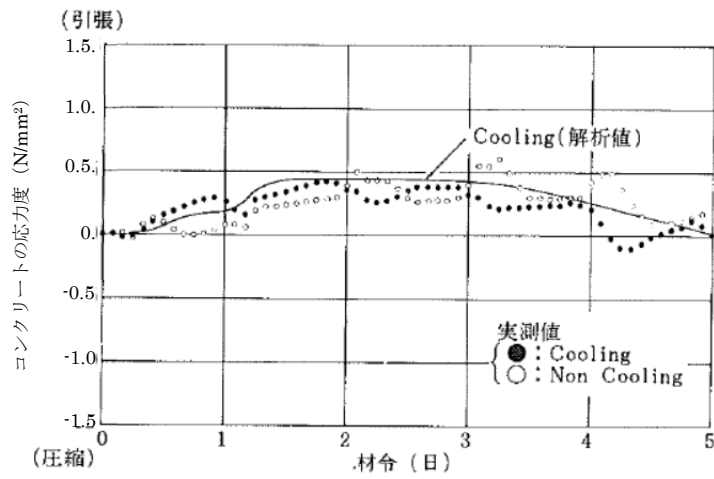
弾性係数 E_c (N/mm^2)	$E_c = 8,098 \log M - 4,163$
ポアソン比	0.167
クリープ係数 ϕ	$\phi = 0.2 t \ (0 \leq t \leq 5)$
熱膨張係数 ($1/^\circ\text{C}$)	1.0×10^{-5}

注) M は積算温度($^\circ\text{C} \cdot \text{D}$)、 t は材齢(day)

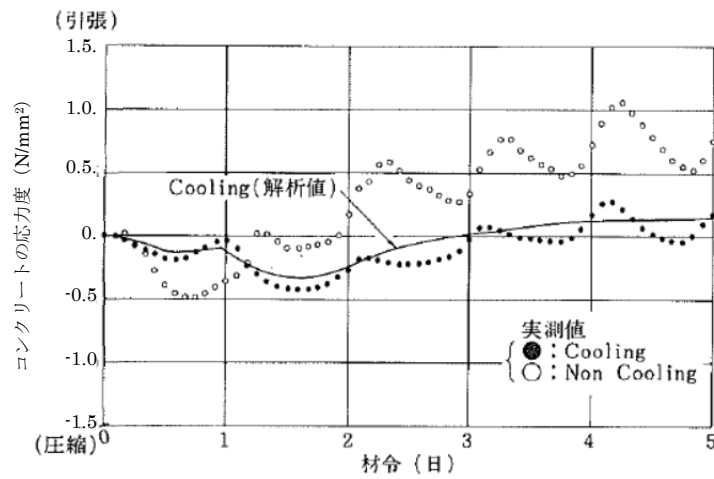
解析モデルの拘束条件については、本来ならば構造物が多柱鋼管杭を基礎とした捨てコンクリート(厚さ 20cm)上に打設されていることを考慮して、地盤反力に基づく杭の横抵抗ならびに捨コンクリートによる拘束度を水平等価バネ等として適切に評価する必要があるが、今回の解析ではその影響は比較的小さいものと考え、構造物の底面は水平ローラー支持として取り扱うものとした。また、各ステップでの温度変化量は、温度解析結果による値を用いた。

b)実測値との比較と解析結果の考察

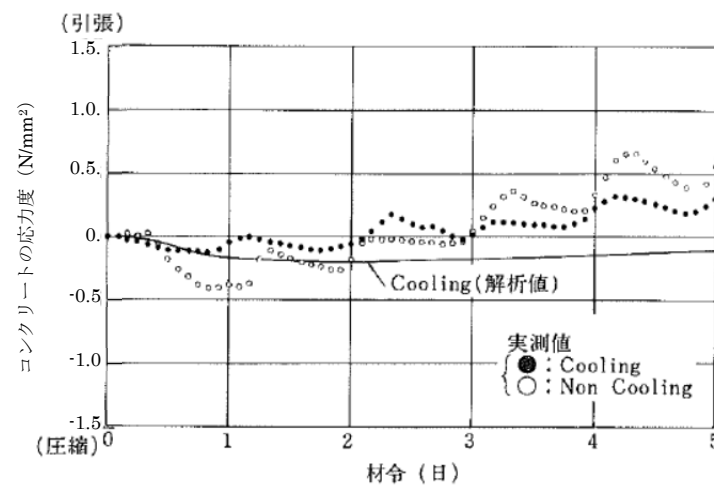
図-3.24 に、パイプクーリングを実施した試験体 No.2 の断面 D におけるコンクリートの温度応力の実測値と解析値の経時変化を、クーリングを行わない試験体 No.1 の実測値と合わせて示す。解析上構造物の下部拘束を考慮しなかったため、床版下部における解析値と実測値には若干の相違がみられるが、床版上部および中央部については良い一致を示していることが分かる。これより、コンクリートの力学的性質を積算温度に基づく時間的変化として考慮した弾性解の重ね合わせ法によるクリープ解析手法は、実用上十分な精度でコンクリートの温度応力の発生現象を把握



(a)床版上部 (上面から深さ 130mm)



(b)床版中央部 (上面から深さ 500mm)



(c)床版下部 (上面から深さ 850mm)

図-3.24 断面Dにおける温度応力の経時変化

できるものであると思われる。また、解析値に比べ実測値では大きな日変動が生じているが、これは実構造物が太陽光の直射を受けていたこと、その日射の影響を考慮していない温度解析の値を応力解析に用いたこと等の理由によるものと考えられる。なお、実測値によれば、床版上部の応力度についてはパイプクーリングの有無による顕著な差はみられないが、中央部および下部で温度降下材齢に発生する引張応力度の低減が明らかであり、特に中央部では有意な差となって現われていることが分かる。たとえば、材齢 4.5 日における引張応力度の低減量は、床版中央部で 0.76N/mm^2 、下部で 0.26N/mm^2 であった。これより、マッシブなコンクリート構造物における温度上昇ならびに温度応力の低減方法として、パイプクーリングは極めて有効な一手段であることが把握できた。

一方、図-3.25 に、クーリング時およびクーリング停止後におけるパイプ位置でのコンクリートの鉛直断面内応力分布の解析結果を示すが、クーリング中にはパイプ近傍における大きな温度勾配により、内部拘束に起因した 0.6N/mm^2 程度の引張応力度が発生する傾向が見られる。ただし、クーリング停止後は周囲からの熱の流入による温度上昇に伴って、パイプ周辺にはおよそ 2.0N/mm^2 程度の大きな圧縮応力に移行するものと思われる。これらの応力の発生領域は、温度勾配と同様にパイプから十数センチ程度と比較的パイプ近傍に限られるものと思われるが、クーリング中に生ずる引張応力度に対してはコンクリートが若材齢であることも踏まえて十分な注意が必要であると考えられる。今回の実験では、コンクリート内部が最高温度となった時点でクーリングを停止したが、さらに継続してクーリングを行うと逆にクーリングパイプ周辺に引張応力の発生が大きくなることが予想されるので注意を必要とする。一般にコンクリートダムでは、パイプクーリングによる過度な冷却を防止するために、一次クーリングにおけるコンクリートの最高温度後の冷却速度を $0.25\sim 0.5^\circ\text{C}/\text{日}$ 程度と規制されている。

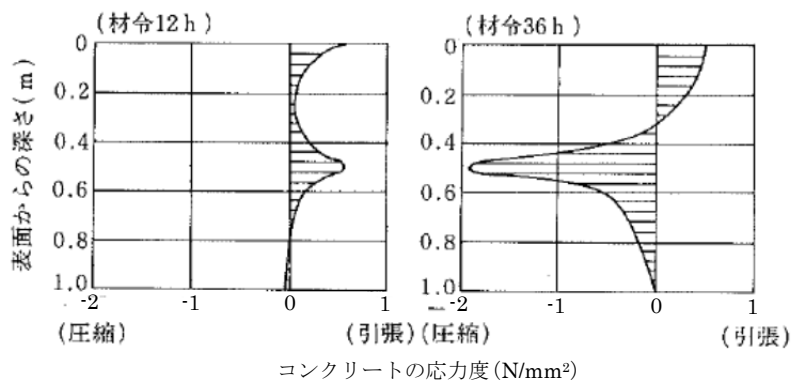


図-3.25 パイプクーリング位置での鉛直断面内応力分布（解析結果）

すなわち、効果的なパイプクーリングを行うためには、構造物の形状等およびコンクリートの配合や材料特性などに応じた適切な配管、水温や流量、通水期間等を選定する必要があると考えられる。

3.2.6 結論

マスコンクリート構造物におけるパイプクーリングについて、三次元熱伝導場における熱収支問題として統一的に取り扱う解析手法を提案し、実構造物における実測結果との比較に基づきその適応性および解析精度を示すとともに、パイプクーリングによる一次クーリングの冷却効果についても幾つかの考察を加えた。本研究で得られた知見を要約すると、以下に示す。

- (1) 有限要素法による三次元熱伝導場におけるコンクリートとパイプクーリング水の熱収支問題の相互作用の実用的な解析手法は、式(3.3)、式(3.10)の連立方程式で表わされる。
- (2) 温度応力については、材令をいくつかのステップに分割し、各ステップにおけるコンクリートの材料特性を積算温度に基づく時間的変化として考慮した弾性解析によって応力増分を求め、それらをクリープによる応力低減率に基づき重ね合わせを行うことで算定することができることを示した。
- (3) 本解析手法の適用性は、実構造物における実測と解析結果とを比較することによって確認し十分に実用的であることを示した。
- (4) パイプクーリングを行うことによってパイプ周辺十数センチ程度の範囲のコンクリートには大きな温度勾配が生じるようであるが、クーリング停止後は12時間程度でほぼ周辺の温度まで回復することが明らかとなった。
- (5) クーリング水の温度分布は入口から出口にかけて約 $0.125^{\circ}\text{C}/\text{m}$ とほぼ直線的に上昇し、実験に用いたような構造物におけるパイプの有効長はおよそ300mまでであると考えられる。
- (6) パイプクーリングによる熱除去の効果は、入口付近で大きく通水方向に徐々に低下することを示し、また時間的には大きな変化は見られないことも明らかにした。
- (7) クーリングパイプ周辺のコンクリートでは、初期の材齢に通常発生する圧縮応力は小さくなるが、クーリング停止後は周囲からの熱の流入による温度上昇に伴って、圧縮応力が増加することが明らかになった。
- (8) また、温度降下時に生じるコンクリート内部の引張応力は、パイプクーリングによって大きく減少することを示した。

なお、本理論が、市販の有限要素法(FEM)による3次元温度応力解析専用プログラム「ASUTEA-MACS」((株)計算力学研究センター)に採用されている。

謝辞

実構造物におけるパイプクーリング実験を行うにあたり、N排水機場新設工事作業所の関係者各位の協力を得たことに深く感謝の意を表する次第である。また、本実験は「マスコンクリートの温度挙動に関する総合実験研究プロジェクト(原子力開発室 建築技術部および土木技術部、豊川研究室、技術研究所材料研究部および第3技術部)(当時)」の一環として行われたものであり、関係諸氏にも合わせて謝意を表する次第である。

3.3 再開発ダムにおけるパイプクーリングによる温度ひび割れ制御の研究¹⁶⁾

3.3.1 はじめに

菅生ダムは、兵庫県南西部の夢前川水系菅生川に位置する重力式コンクリートダムで、洪水調節、および不特定用水補給を目的とした多目的ダムとして、昭和54年3月に竣工した(写真-3.1)。菅生ダムの集水面積は8.73 km²と小さいため、降雨から洪水が到達するまでの時間が非常に短く、貯水位が急激に上昇する特徴がある。

一方、洪水調節にはオリフィスによる自然調節方式を採用しているが、非常用洪水吐きはローラゲートによるゲート方式となっており、超過洪水に対して迅速かつ適切なゲート操作が要求され、洪水処理における管理上の難しさがあった。また、施設の維持管理に対する経済的負荷の軽減や、近年のゲリラ豪雨等に対する下流住民の安全確保などの問題に対処する必要もあった。

そこで、ゲート操作のリスクを解消し、より安全な洪水処理ができる「自然調節・自然越流方式」のダムとして再開発されることとなり、堰堤はより安全で維持管理の容易なダム管理に向けて、非常用洪水吐きの改良（ゲートレス化）が行われることとなった。

菅生ダムの再開発（堰堤改良）は、非常用洪水吐きのゲートレス化に伴う工事として、主として、①非常用洪水吐きの改造・新設、②減勢工改造（堤趾導流壁増設・減勢池改造）、および③ダム本体嵩上げ（嵩上げ高0.7m）からなる。

図-3.26 に非常用洪水吐きゲートレス化改造一般図を、表-3.5 に再開発前後の菅生ダム諸元を示す。

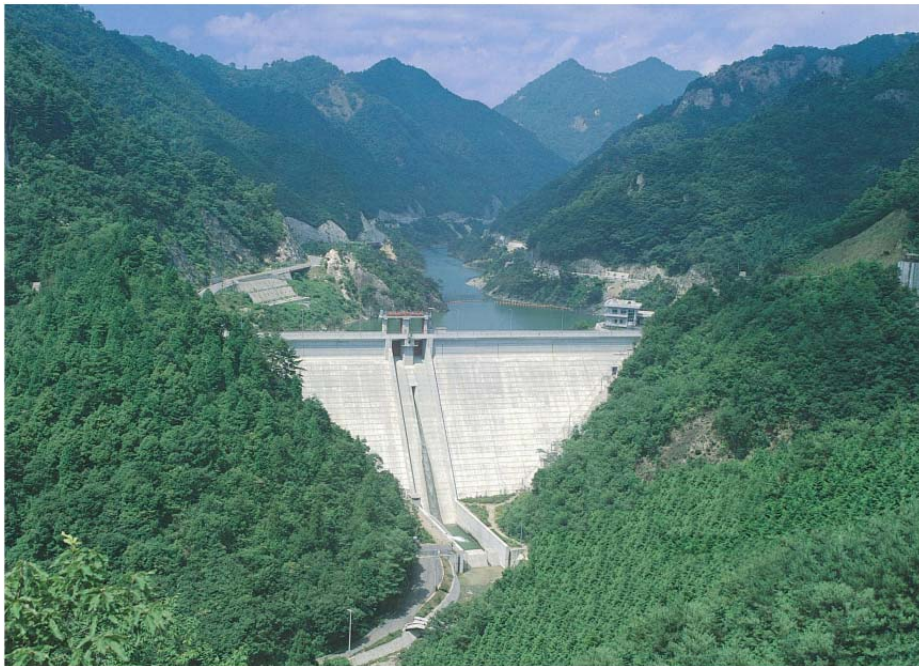


写真-3.1 菅生ダムの全景（再開発前）

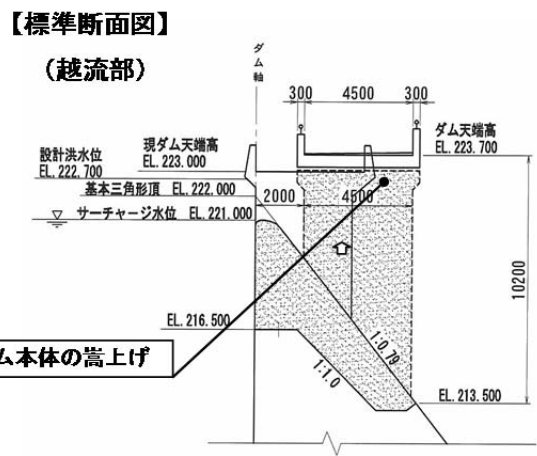
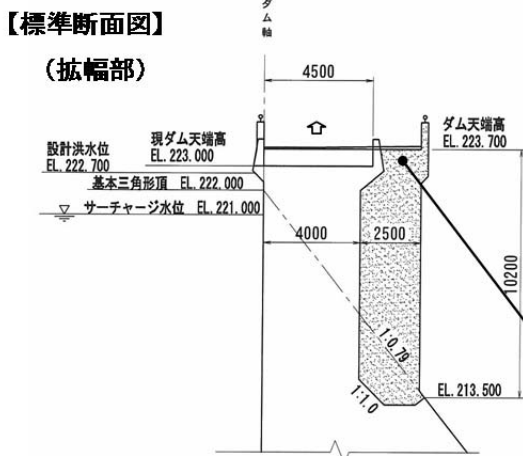
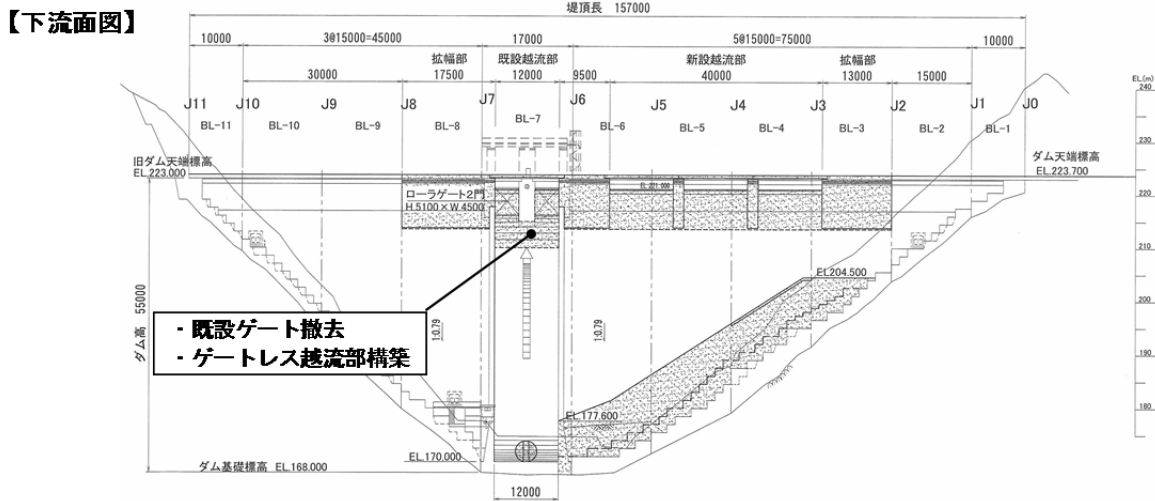
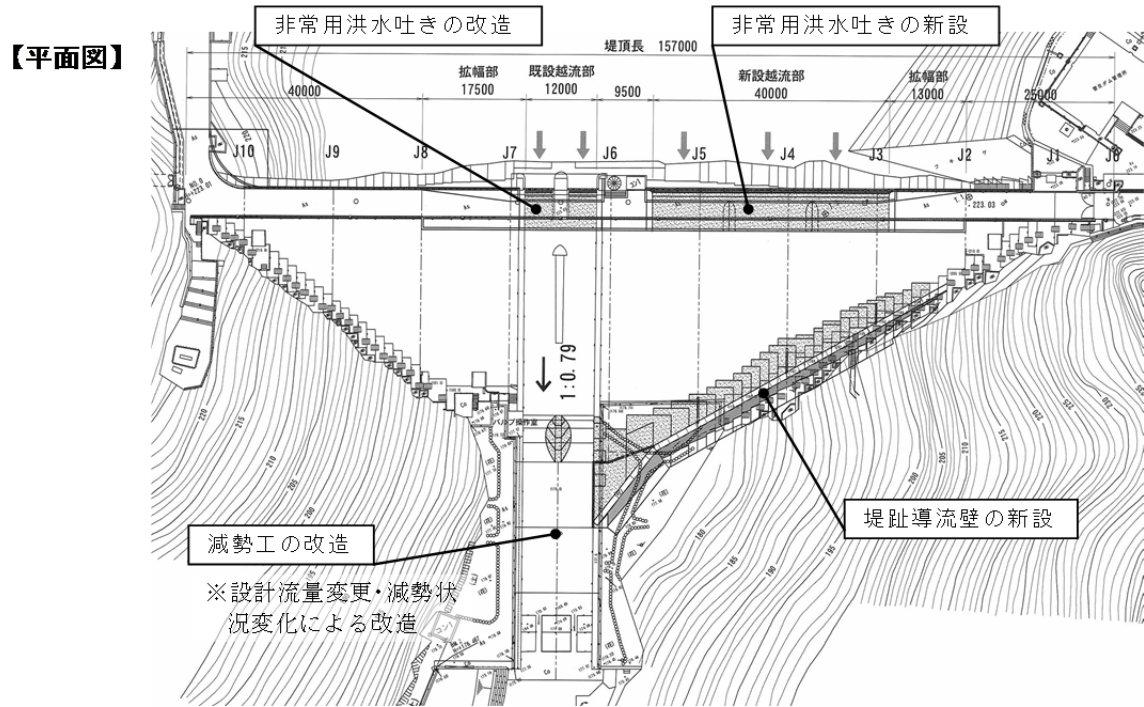


図-3.26 非常用洪水吐きゲートレス化改造一般図)

図-3.5 菅生ダム諸元（再開発前後）

項目		再開発前	再開発後
洪水調節計画	治水安全度	1/100	同 左
	洪水流出解析手法	中安総合単位図法	同 左
	計画降雨	昭和40年9月型	同 左
	ダム計画高水流量	100 m ³ /s	同 左
	洪水調節方式	自然調節	同 左
	ダム計画最大放流量	20 m ³ /s (サーチャージ水位)	同 左
	ピーク流入時放流量	20m ³ /s	同 左
ダム諸元	形式	重力式コンクリートダム	同 左
	ダム天端標高	EL.223.0 m	EL.223.7 m
	堤 高	55.0 m	55.7 m
	堤頂長	157.0 m	同 左
	上流面勾配	EL.190 mより下位1:0.1	同 左
	下流面勾配	1:0.79	同 左
容量諸元	総貯水容量	1,950,000 m ³	同 左
	有効貯水容量	1,700,000 m ³	同 左
	洪水調節容量	1,300,000 m ³	同 左
	不特定利水容量	400,000 m ³	同 左
	堆砂容量	250,000 m ³	同 左
水位諸元	設計洪水位	EL.222.0 m (ただし書き操作上限水位)	EL.222.7 m (越流水深1.7m)
	サーチャージ水位	EL.221.0 m	同 左
	常時満水位	EL.207.0 m	同 左
	最低水位	EL.199.0 m	同 左
放流設備	洪水放流設備	非常用洪水吐き (ローラゲート) 高5.1m×幅4.5m×2門	非常用洪水吐き (クレスト自由越流) 高1.7m×幅49.0m
		常用洪水吐き (オリフィス) 高1.30m×幅1.30m	常用洪水吐き 同 左
	利水放流設備	ホロージェットバルブ φ250mm	同 左
設計条件	設計震度	0.12	同 左
	設計洪水流量	250 m ³ /s (異常洪水流量)	260 m ³ /s (クリーガー曲線)
	岩盤強度	150 tf/m ²	同 左

3.3.2 施工上の課題

堤体越流部 5BL および非越流部 8BL については、旧堤体に打ち継ぐ新設コンクリート(図-3.27) に関して、現計画では下記に示すような課題があるためひび割れの発生が懸念されていた。

- ① コンクリートの打設時期が夏季であり、暑中コンクリートとしての対策が必要である。
- ② 打ち継ぐコンクリートは、高炉セメント B 種によるレディーミクストコンクリートであり、生コン工場への練上がり温度の抑制対策などは困難である。

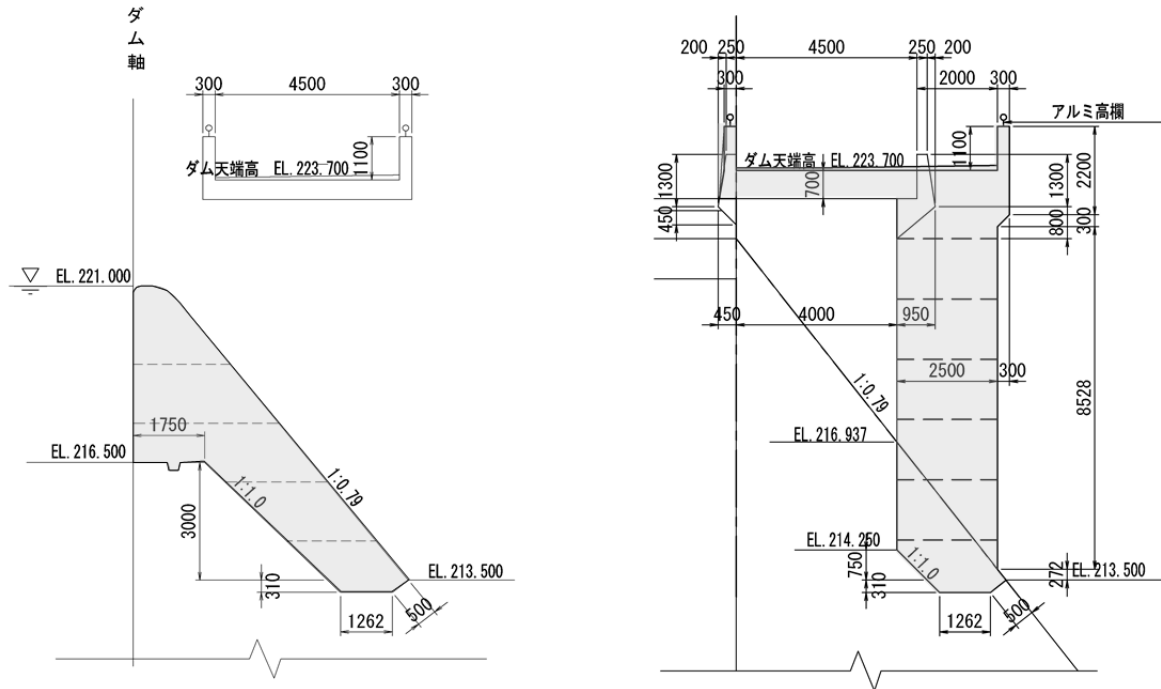


図-3.27 越流部（5BL）および非越流部（8BL）の新コンクリートのリフト打設計画

- ③ 一般的な打ち継ぎ施工とは異なり，新設コンクリートに対して2面から拘束を受ける厳しい条件下となる．

そこで，三次元有限要素法による温度応力解析を実施して，各ブロックについて温度ひび割れ制御対策について検討を行った¹⁶⁾．

3.3.3 三次元温度応力解析による暑中コンクリート対策の検討

図-3.28 に，越流部および非越流部の三次元温度応力解析モデルを示す．

現計画では，いずれもブロック幅は15mであり，打設リフト高さは1.5m（フルリフト）で計画されている．なお，越流部のモデルでは，堰柱部の配合を考慮した．

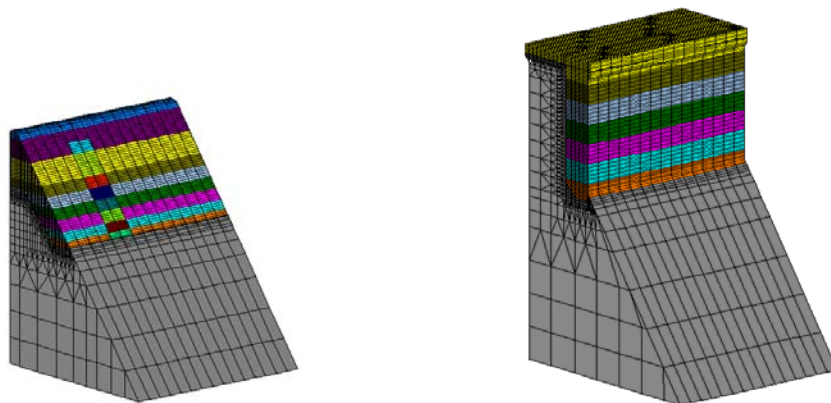


図-3.28 越流部（5BL）および非越流部（8BL）の三次元温度応力解析モデル

ひび割れ発生についての照査は、次式に示すひび割れ指数 ($I_{cr}(t)$) によった。

$$I_{cr}(t) = f_{tk}(t) / \sigma_t(t) > \gamma_{cr} \quad (3.1)$$

ここに、 $f_{tk}(t)$: 材齢 t 日におけるコンクリート引張強度、 $\sigma_t(t)$: 材齢 t 日におけるコンクリートの最大主引張応力度、 γ_{cr} : ひび割れ発生確率に関する安全係数、である。

今回の検討では、土木学会のコンクリート標準示方書【設計編】¹⁷⁾に基づき、ひび割れの発生をできるだけ制限したい場合として、 $\gamma_{cr} \geq 1.45$ とした。

検討の結果、越流部および非越流部共に、現計画では既設堤体へ打ち継ぐ下部リフトに外部拘束による大きな引張応力が発生し、ひび割れ発生の可能性が極めて高いことが明らかとなった。

そこで、温度ひび割れの制御対策について種々の検討を行い、現地の状況を踏まえて、暑中コンクリートにおけるひび割れ制御対策としては、以下の項目を実施することとした。

- ① 高炉セメント B 種に代えて、発熱の小さい低熱ポルトランドセメントを使用する。
(ただし、コンクリートの打ち込み温度が低下する 10 月中旬以降の打設リフトについては、温度応力上の問題が少なくなるので標準の高炉セメント B 種へ切り替えた。)
- ② 既設堤体に打ち継ぐ第一および第二リフトについては、ブロック中央部に埋設型枠 (鉄板 + 塩ビファスナー) による施工目地を設置し、ブロック分割を行って発生応力の緩和を図る。
- ③ また、第一リフトについては、ハーフリフト打設 (打設リフト高 75cm × 2 リフト) とし、更にパイプクーリングを敷設し、温度上昇の抑制を図る。

なお、パイプクーリングの冷却効果の解析には、今回開発した解析手法を用いて検討を行った (パイプクーリングを考慮した三次元温度応力解析モデルの一例として、越流部の解析モデルを図-3.29 に示す)。

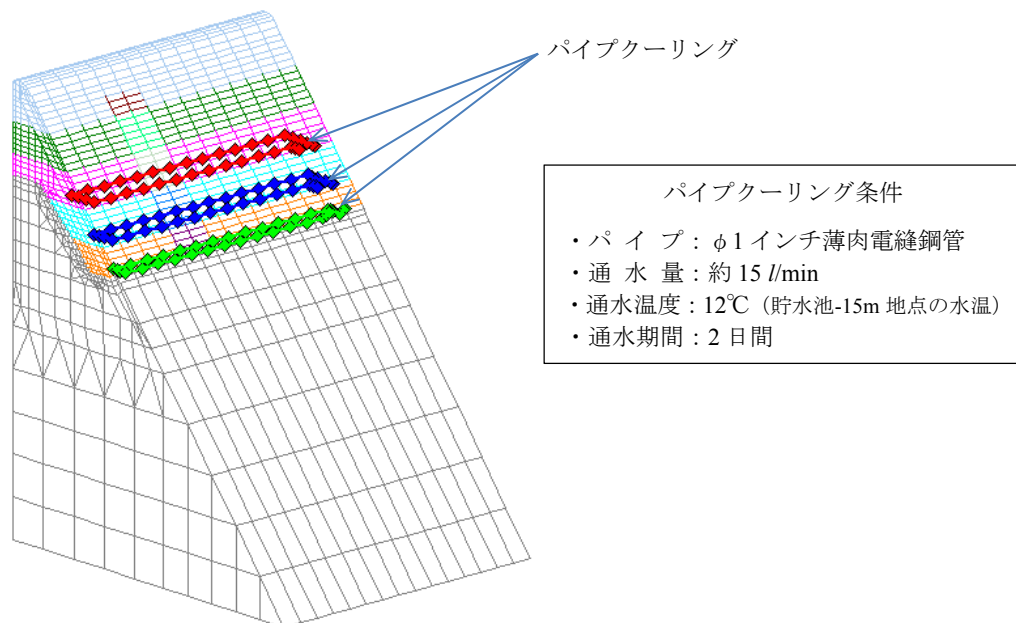


図-3.29 越流部 (5BL) のパイプクーリングを考慮した三次元温度応力解析モデルの一例

図-3.30 におよび図-3.31 に、それぞれ越流部（5BL）および非越流部（8BL）における三次元温度応力解析結果に基づく現計画と暑中コンクリートのひび割れ制御対策の効果を示す。

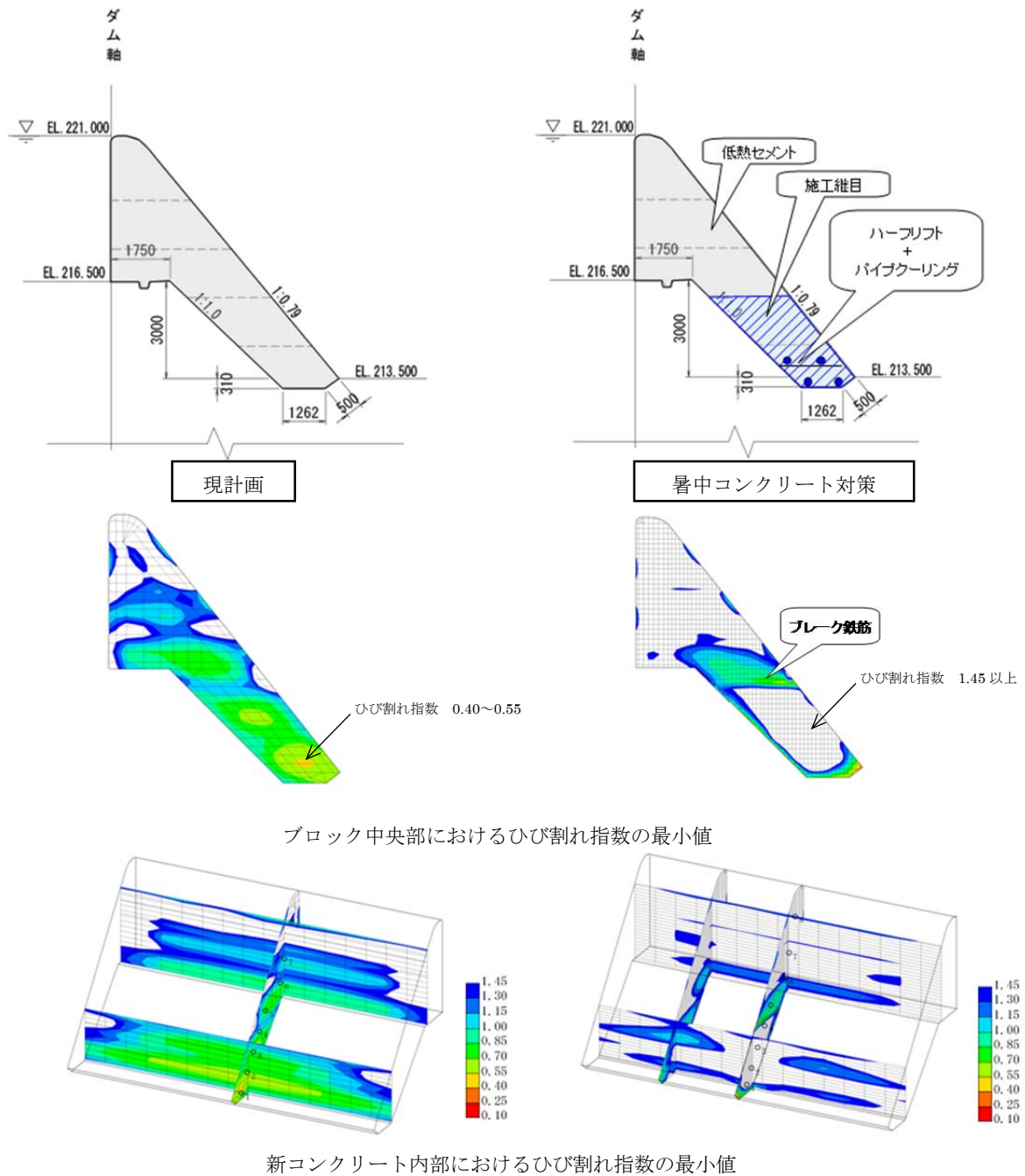
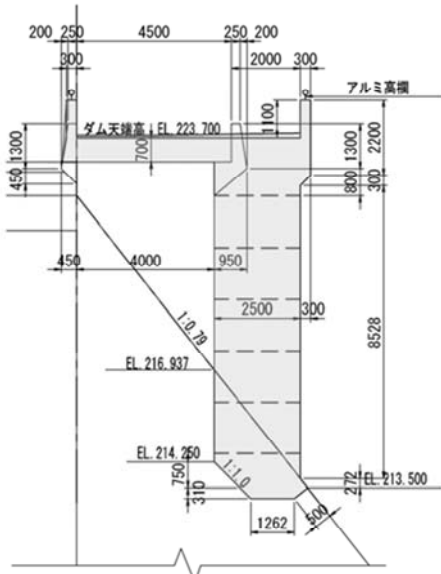
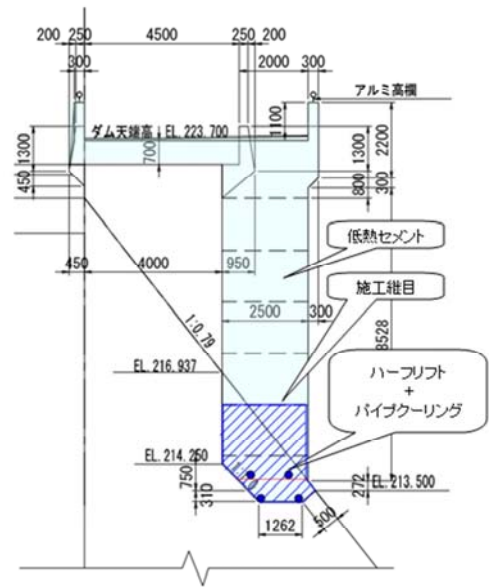


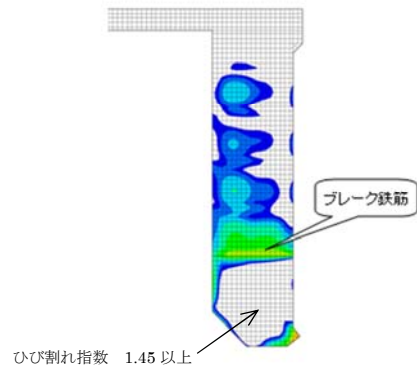
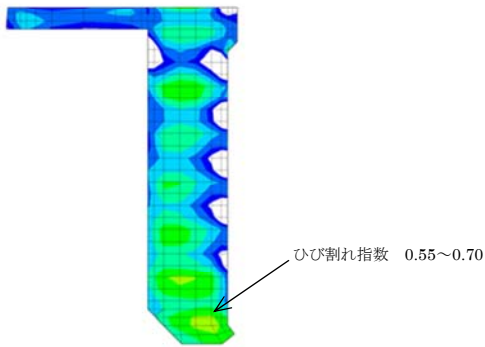
図-3.30 越流部（5BL）における温度応力解析結果に基づく暑中コンクリート対策



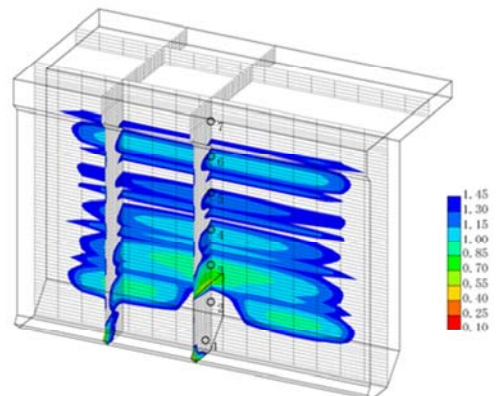
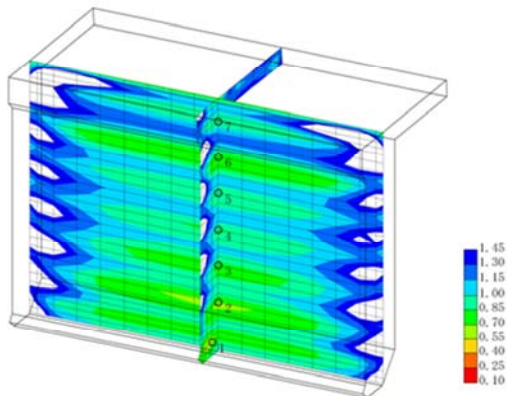
現計画



暑中コンクリート対策



ブロック中央部におけるひび割れ指数の最小値



新コンクリート内部におけるひび割れ指数の最小値

図-3.31 非越流部（8BL）における温度応力解析結果に基づく暑中コンクリート対策

また、コンクリートを運搬するトラックアジテータは、待機中に直射日光が当たらないよう木陰等に待機させると共に、回転ドラムに散水を行って、打ち込み前のコンクリートの温度上昇の抑制を図る対策を施すこととした。

3.3.4 施工概要

写真-3.2 に新設コンクリートの第一および第二リフトのブロック中央部に設置した埋設型枠（鉄板+塩ビファスナー）による施工目地の施工状況を、また写真-3.3 に第一リフトに敷設したパイプクーリングの施工状況を示す。



写真-3.2 ブロック分割を行うための鉄板と塩ビファスナーによる施工目地の設置状況



写真-3.3 パイプクーリングの敷設状況

なお、新旧堤体の打継ぎ部から上部2リフト（フルリフト換算）に設けたブロック中央部の施工目地については、更に上部リフトへのひび割れの伝搬・伸延を防ぐために、第三リフトに半割管（SGP 200A）およびブレイク鉄筋（D25@200，2段）を設置した。

また、パイプクーリングについては、貯水池の水深約15mから低温水（約12℃）を汲み上げて使用した。通水期間はコンクリート温度を計測しながら打設したコンクリートの内部温度がピークとなった時点から翌日までのおよそ計2～3日間で停止した。

ひび割れ制御対策を施した5BLおよび8BLについては、堤体打設完了後の竣工検査時点で、ひび割れの発生は見られなかった。

3.3.5 結論

重力式コンクリートダムは従来柱状工法から拡張レヤ工法（ELCM）やRCD工法などの面状工法に変わりつつあり、ダムコンクリートの運搬がダンプトラックなどの重機類による方法が主流となったため、水平打継目にパイプクーリングを敷設することが難しくなっている。そのため、近年の重力式コンクリートダムにおける温度ひび割れ制御は、パイプクーリングからプレクーリングが主体となってきた。

しかし、ダムの再開発やダム以外のマスコンクリート構造物などの温度ひび割れ制御では、その冷却効果が高く確実であることから、今後も使用されるものと考えられる。

本節では、三次元熱伝導場におけるコンクリートとパイプクーリング水の熱収支の解析手法の適用事例について、重力式コンクリートダムの再開発工事における温度ひび割れ制御の概要を示した。

本研究で得られた知見を要約すると、以下に示す。

- (1) 開発したコンクリートの三次元熱伝導場における熱収支問題として統一的に取り扱う解析手法は、当該ダムの再開発工事における温度ひび割れ制御の検討においても効果的であることが明らかとなった。
- (2) 本解析によって、実構造物における一次クーリングによるひび割れ制御の方法とその効果について検討し、幾つかの対策を組み合わせた効果について実施工で確認した。
- (3) その結果、当該構造物ではひび割れの発生は見られず、パイプクーリングによる温度ひび割れ制御は極めて効果的であることが把握できた。

今後、本研究に示した検討事例が、重力式コンクリートダムの再開発などに参考になることを望むものである。

3.4 骨材の新しいプレクーリング技術（気化冷却法）の開発

3.4.1 はじめに

プレクーリング工法は、主にアメリカにおいて発展してきた工法であり、国内でも1950年代に数多くのコンクリートダムで行われてきたが、1970年代に入るとコンクリート打設後の温度制御も可能であるパイプクーリングが主流となり、以来近年までほとんど行われることはなかった。しかし、近年コンクリートダムの合理化施工技術の開発、発展に伴って、コンクリートダムの施工方法が面状工法に移行していくと、堤体コンクリートの温度ひび割れの制御については施工上の特性からパイプクーリングが不向きであるため、再びプレクーリングが見直されてきた。また、最近のコンクリート構造物の大規模化や多様化、ならびに急速施工などの要望が増加する中で、大型橋梁基礎などの大規模なマスコンクリート構造物の温度規制法としても、プレクーリング工法は注目されている。

一般的なプレクーリング工法には、練混ぜ水や骨材などのコンクリートの練混ぜ材料を予め冷却する方法やコンクリートを練混ぜ時に直接冷却する方法などがある。

このうち、練混ぜ水の冷却は、設備的に最も簡便な方法であるためプレクーリングの基本として数多くの実績があるが、コンクリート1m³当たりの練混ぜ水量が少ないダムコンクリートにおいては、コンクリートの練上がり温度に対する冷却効果はさほど大きくはないため、練上がり温度の大幅な低減は期待できない。そこで、より多くの温度規制が必要な場合には、練混ぜ水の一部を氷に置換する方法や骨材などの他の練混ぜ材料を冷却するなど、練混ぜ水以外のプレクーリング工法を併用する必要がある。

練混ぜ水の一部を氷に置換する方法は、練混ぜ中に氷の融解熱が利用できる技術であるが、ダムコンクリートでは単位水量が少ないため、混入できる氷置換量の限界が低いことや、製氷・貯氷設備が大型となること、練混ぜ中に完全に融解する必要があるため練混ぜ時間が長くなることなどの問題が指摘されている。セメントについては、古くは搬送用のスクリュウコンベヤのシャフトに冷水を通水して冷却する方法などが試みられたようであるが、コンベヤ内の空気中の湿度の結露によりシャフト周辺にセメントが固結して、コンベヤが閉塞するなどの問題があり、実用化はされていない^{18),19)}。

このため、練混ぜ水の冷却と骨材の冷却との併用冷却が一般的であるが、冷水冷却や冷風冷却など従来の粗骨材の冷却方法では濁水処理設備などの付帯設備が大型となることや冷却効率の悪さ等の問題が、また極低温の液体窒素を利用した細骨材の冷却（或いは、コンクリートの直接冷却）では液体窒素の供給面の問題やランニングコストの問題などが指摘されており、コンクリートダム特有の大粒径の粗骨材への適用には課題があった¹⁹⁾。

表-3.6 一般的なダムコンクリートの配合における各練混ぜ材料のプレクーリング効果¹⁸⁾

材 料	コンクリート1m ³ 当たりの材料の使用量(kg)	比 熱	材料を10℃下げたときのコンクリートの温度低下
セメント	180 kg	0.12	0.4℃
水	100	1.	2.0℃(8.8℃)
細骨材	550	0.18	1.9℃
粗骨材	1600	0.18	5.7℃
計	2430	0.21	10.0℃(16.8℃)

(注) 水の()内温度低下値は0℃の水を50%水と置換し、残りの50%の水を10℃下げたときのコンクリートの温度低下を求めたものである。

一方、コンクリートの練上がり温度に対する熱的な冷却効果の面から見れば、配合量が多く熱容量の大きい骨材の冷却が最も効果的と言える(表-3.6)。

そこで、ダムコンクリートなどの長期間にわたる連続・大量打設に対応するために、骨材をより効率よく、かつ低コストで冷却することを目的として研究を行い、低温(或いは、低湿度空気)によって骨材表面の水分を積極的に気化させて骨材を冷却する方法(以下、気化冷却法と称す)の開発し、実用化に至った^{20)~24)}。

本研究は、本気化冷却法のダムコンクリートにおけるプレクーリング工法としての有効性ならびにその基本的な冷却特性などについての研究成果の概要を報告するものである。

3.4.2 既往のプレクーリング工法の種類と特徴

(1) コンクリートのプレクーリング工法

図-3.32に、これまで開発、実用化されてきた主なプレクーリング工法の種類を大別して示す。

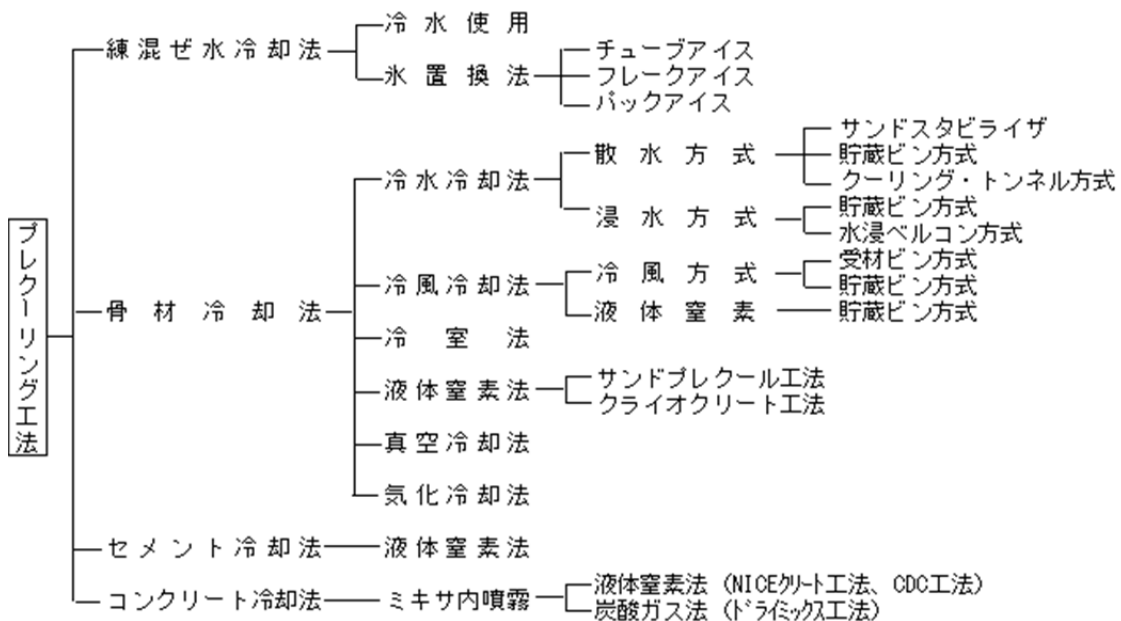


図-3.32 プレクーリング工法の種類

(2)各種プレケーリング工法の概要

a)練混ぜ水冷却法

練混ぜ水の冷却は、設備的にも最も簡便で温度制御も容易であることから、コンクリートのプレケーリングの基本としてこれまで多くの実績がある。

水は、セメントや骨材などに比べて比熱が大きいため熱的には有効な材料と言えるが、配合上単位水量が少ないダム用コンクリートなどでは、コンクリートの練上がり温度の大幅な低減は期待できない。

一方、氷置換法は、練混ぜ水の一部を氷に置換し、その融解熱（約 335 kJ/kg）を利用した方法で、冷却効果が大きくコンクリートの練上がり温度の制御・管理が容易であるが、製氷設備の運転・整備、氷片の貯蔵・運搬など取り扱いに難点が多く、また氷置換率を大きくすると練り混ぜ時間が長くなるなどの問題もある。

b)骨材冷却法

①粗骨材冷却

粗骨材は、コンクリートの配合材料中に占める割合が大きいことから、表-3.6 に示したようにコンクリートの練上がり温度に及ぼす影響が最も大きいので、練上がり温度を抑制するには粗骨材の冷却が最も効果的であると言える。

しかし、粗骨材は熱容量に対して表面積が小さいため、冷媒との熱交換効率が悪く、冷却時間が長くかかるなどの問題がある。

従来、粗骨材の冷却方法としては、主に冷水冷却と冷風冷却とが主流であったが、冷水冷却では濁水処理設備や骨材表面水の管理に問題があるなど、また冷風冷却では冷却効率が悪い、メカニカルヒートが大きい、均一な冷却が難しい、冷凍プラントが大規模となる、などの問題が指摘されていた。

一方、極低温の液体窒素を受材ビンに送風する方法（クライオクリート工法、等）や骨材を専用の真空容器に入れて減圧することにより骨材の表面水を蒸発させて冷却する方法（真空冷却法）、濁水を循環冷却できる特殊なチラーにより製造した冷却水槽中に没する鋼製ベルコン上に骨材を乗せて連続的に冷却する水浸冷却工法²⁵⁾やなどが実用化されている。

②細骨材冷却

細骨材は、コンクリートの配合材料中に占める割合が粗骨材に継いで大きく、骨材粒径別に考えれば、コンクリートの練上がり温度の抑制としては非常に効果的であると言える。また、細骨材は粒径が小さいことから、基本的には極めて短時間で冷却可能な材料であると言えるが、反面受材ビンなどに貯蔵された状態では透気性が悪く冷風冷却が難しいこと、ならびに保水性が高いために冷水による冷却では表面水の管理が困難でとなることなどから、従来細骨材の積極的な冷却はほとんど試みられていなかった。

一方、近年のコンクリートの高度化や大量打設の要求等に伴い、細骨材の新しいプレケーリン

グ技術として、前述の真空冷却法（細骨材の場合、透気性の問題があるようである）、特殊な強制遠心水切り装置（サンドスタビライザ）内に投入した細骨材に冷水を噴射しながら水切りを行う方法、細骨材を専用のミキサで攪拌しながら液体窒素にて冷却する方法（サンドプレクール工法）が実用化されている。なお、これらの方法が基本的にはバッチ処理である。

c)セメント冷却法

既往の冷却技術としては、セメントの輸送用スクリュコンベヤを特殊異な中空構造とし、その中に冷水を通してセメントを冷却する方法が試みられたが、冷却温度を下げすぎるとセメント粒子間の空気中の水分が結露し、セメントが凝結してしまい、設備の機能を停止させたり、セメントが使用できなくなる危険性があるので、現在では使用されていない。

一方、近年海外では、セメントサイロへセメントを移送する際に、配管内に液体窒素を噴入してセメントを冷却する方法（クライオフロー工法）が開発されているが、単位セメント量が少ないダム用コンクリートでは、コンクリートの練上がり温度に対する冷却効果は小さい。

d)コンクリート冷却法

液体窒素によるコンクリートの直接冷却には、練混ぜ時のミキサ或いは運搬用の生コン車のコンクリートへ液体窒素を直接投入して冷却する方法（CDC 工法）、練混ぜ後のコンクリートへ液体窒素を直接噴入する方法（NICE クリート工法）などが開発され、近年特に注目されてきたプレクーリング工法である。

液体窒素は、その投入量を変えるだけでコンクリート温度を容易に制御できることから、小規模な施工では比較的簡易な設備でコンクリートの打込み温度を調整できる利点があるが、連続かつ大量のコンクリート打設には、材料単価が高いことや材料供給面での制約など問題点も多い。

3.4.3 気化冷却法の概要

(1)冷却原理

開発した「気化冷却法」は、水の気化熱が約 2,430kJ/kg（氷の融解熱は、約 333kJ/kg）と極めて大きいことに着目したもので、常圧下において骨材の表面に付着している水分を低温（或いは、低温低湿度）空気によって積極的に気化させて、その気化熱によって骨材を冷却するプレクーリング工法である。本方法は、基本的には、微細な細骨材から大粒径の粗骨材まで骨材の粒径や寸法に関わらず冷却可能な方法である。

気化とは、液体が気体になる現象をいうが、例えば水が水蒸気には変わるときには周囲から多くの熱を奪う。すなわち、表面が濡れた物体を空気中に置くと、その水分の蒸発過程において物体は冷却されていく。「気化冷却法」は、この現象を積極的に利用した骨材の冷却方法である。

一般に通常の大気圧下では、水分が空気中へ気化するときに、表面に水分を持つ物体の温度は、理論的にはその周囲の大気の状態（例えば、温度 $t^{\circ}\text{C}$ 、相対湿度 $\phi\%$ ）と水の気化熱量とが釣り

合う温度（湿球温度 t' °C）まで冷却される（図-3.33, 図-3.34 参照）.

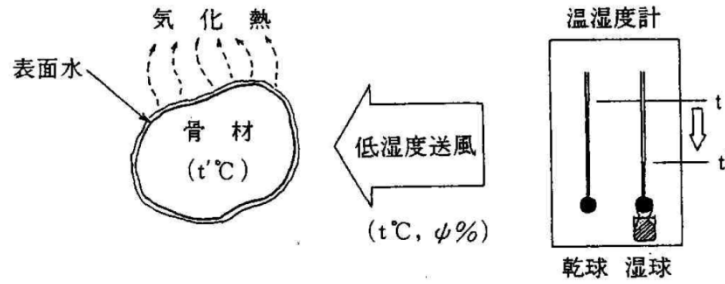


図-3.33 骨材の気化冷却法の概念

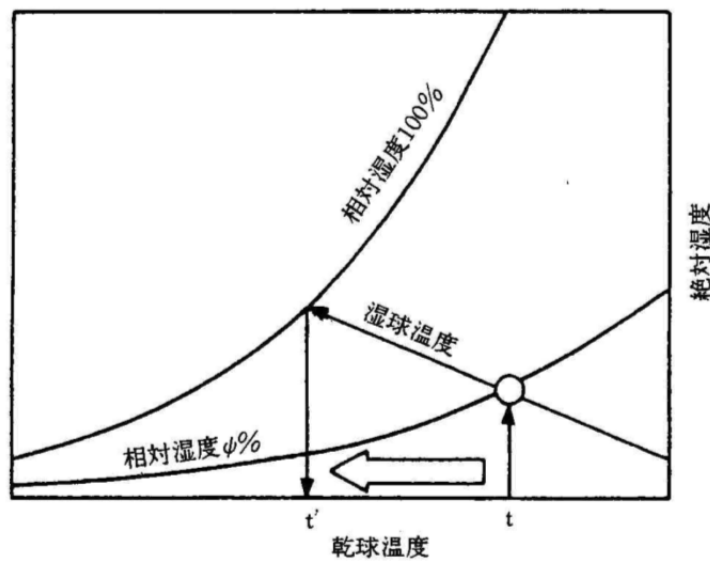


図-3.34 湿り空気線図による気化冷却原理

なお、より低温の骨材を得るためには、湿球温度の低い空気、すなわち同じエンタルピーの空気では相対湿度のより低い空気を、同じ相対湿度の空気では乾球温度のより低い空気を用いれば良い。

(2)粗骨材に関する基礎実験 I [気化冷却法の基本特性]

a)実験概要

ダム用の大粒径粗骨材に関する気化冷却法の基本的な冷却特性を把握するために、円形に成形した骨材単体を用いた冷却実験を実施した。

実験に使用した骨材は、密度 2.64 gf/cm^3 、比熱 0.64 J/kgK 、熱伝導率 3.90 W/mK および熱拡散率 $0.0083 \text{ m}^2/\text{h}$ の花崗岩を $\phi 75 \times 150\text{mm}$ に成形したもので（写真-3.4）、骨材の中心部には熱電対（銅-コンスタンタン型）を取り付けて骨材内部の温度を経時的に温度測定を行う方法とした。

なお、実験は温湿度を調整した室内にて実施し、散水には噴霧器を使用して、骨材表面が乾燥しないよう適宜散水を行った。



写真-3.4 円柱に成形した骨材 (φ75×150mm)

b)実験結果および考察

従来の例冷却および冷水（散水）冷却方法と、散水と送風を併用した気化冷却法とによる比較結果の一例として、図-3.35 に送風および散水を同一条件にした場合における円柱骨材の中陰温度の経時変化を示す。なお、骨材の初期温度は $35\pm 1^{\circ}\text{C}$ とし、温度低下量は送風温度を基準として整理した。

この結果、気化冷却法は、既往の冷却方法に比べて冷却速度を大幅に向上できること、ならびに理論的な冷却可能温度である送風空気の湿球温度まで骨材を容易に冷却できることが明らかとなった。したがって、本冷却法は、粗骨材のプレクーリング方法として極めて有効であることが把握できた。

また、図-3.36 に、同一の送風条件の基で、気化冷却法において散水の水温を 20°C と 6°C とした場合の円柱骨材の中心温度の経時変化を示す。散水温度が低い場合には冷却速度が僅かに速ま

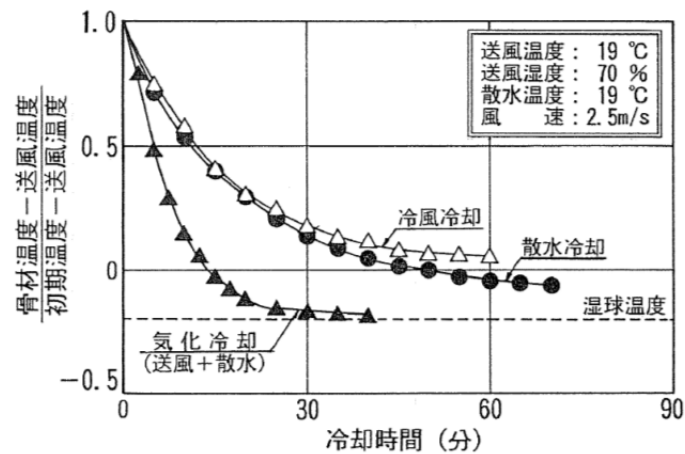


図-3.35 冷却方法の相違による円柱骨材中心温度の経時変化

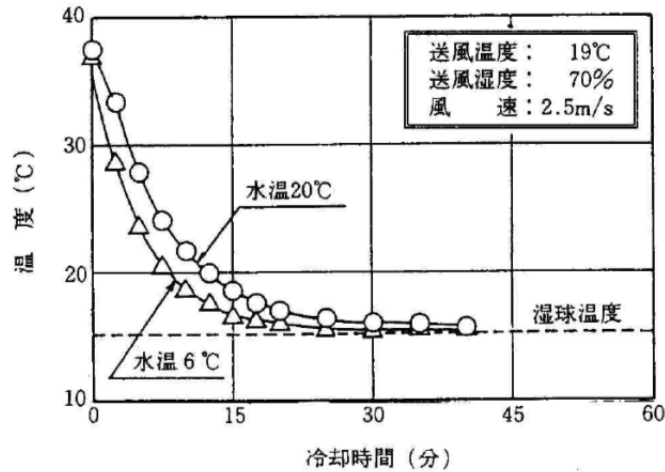


図-3.36 散水温度の相違による円柱骨材中心温度の経時変化

る傾向にあるが、最終的な冷却温度については 20°C 散水の場合と同じであることが分かる。すなわち、気化冷却法では、骨材は送風空気の湿球温度よりも低温にはできないことが明らかとなった。

これより、低温の散水を大量に行う場合を除けば（いわゆる、散水冷却となる）、気化冷却法では散水に特に冷水を用いなくても、十分な冷却効果が期待できるものと考えられる。

(3)粗骨材に関する基礎実験Ⅱ [風速, 散水量の検討]

a)実験概要

円柱骨材の冷却実験結果を踏まえて、ここでは低湿度空気と常時散水とした気化冷却法について、風速ならびに散水量が実際のダム用粗骨材の冷却に及ぼす影響について実験を行った。実験には、40mm , 80mm および 150mm 級の実際のダム用粗骨材を用いた (写真-3.5)。



写真-3.5 実験に使用したダム用粗骨材 (40mm, 80mm および 150mm)

表-3.7 実験に使用したダム用粗骨材の熱的性質

項目	粗骨材		
	150mm級	80mm級	40mm級
岩種	安山岩		
密度	2.75gf/cm ³		
比熱	0.75kJ/kgK		
熱伝導率	1.89W/mH		
熱拡散率	0.0033m ² /h		

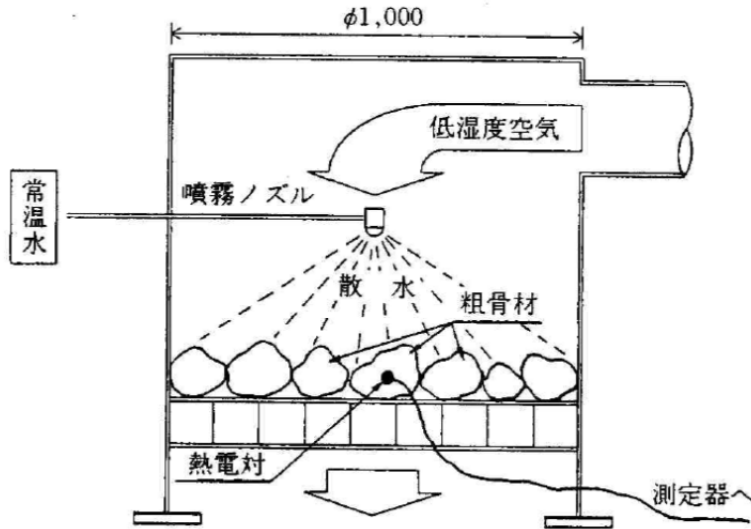


図-3.37 ダム用粗骨材による冷却実験装置

表-3.7 に実験に使用した骨材の熱的性質を、図-3.37 に実験装置の概要を示す。

なお、骨材の気化冷却特性を表す指標として、下記に示す冷却速度と冷却効率を考えた。

冷却速度について、冷却開始直後の単位時間あたりの温度低下量、すなわち図-3.38 に示すように骨材の初期温度から最終安定温度に至るまでの温度低下量の 1/3 点における初期温度勾配で表すものとした。また、冷却効率については、理論温度低下量 ΔT_m (骨材の初期温度 - 送風空気

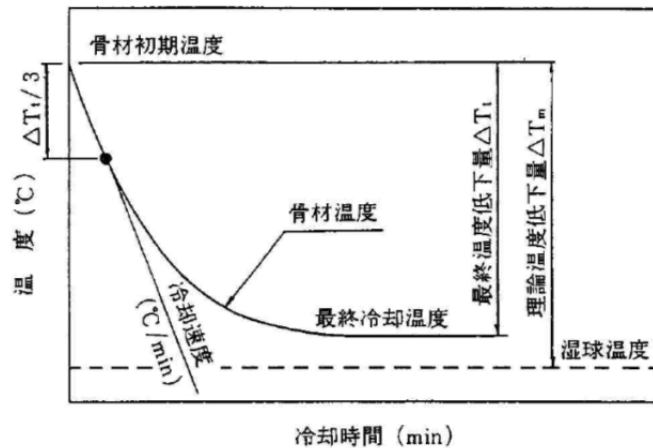


図-3.38 冷却速度と冷却効率

の湿球温度)と最終安定温度低下量 ΔT_i (骨材の初期温度-最終冷却温度)との比, すなわち $\Delta T_m / \Delta T_i$ で表すものとした。

b)実験結果および考察

図-3.39 に, 散水条件を同一 (散水温度: 約 30°C, 散水量: 0.55 m³/min) とした場合における骨材寸法別の風速と冷却速度との関係を示す。なお, 各実験共に, 送風の温湿度はおよそ 30°C, 15%であり, 各粗骨材の初期温度は約 30°Cに調整をして実験を実施した。

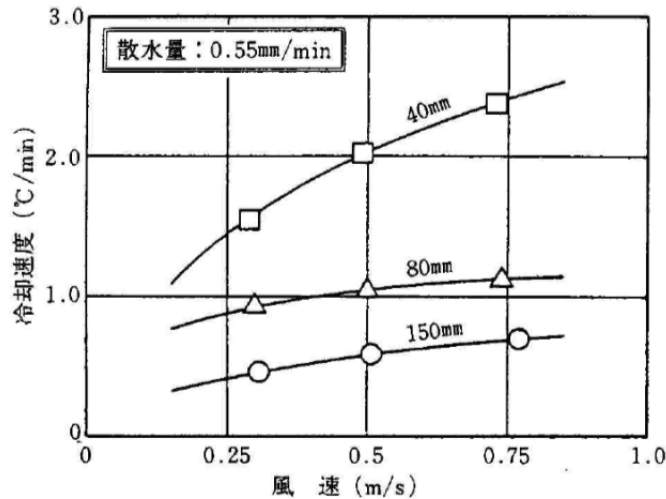


図-3.39 風速と冷却速度との関係

各骨材共に風速の増大に伴い冷却速度は向上する傾向がみられるが, 80mm および 150mm 骨材に比べて 40mm 骨材は風速の影響を大きく受けることが分かる。また, 骨材の寸法が大きくなるほど冷却速度は小さく, 大粒径の粗骨材ほど冷却時間が必要とすることも分かる。

図-3.40 に, 送風条件を同一 (温度: 30°C, 相対湿度: 15%, 風速: 0.7m/s) とした場合におけ

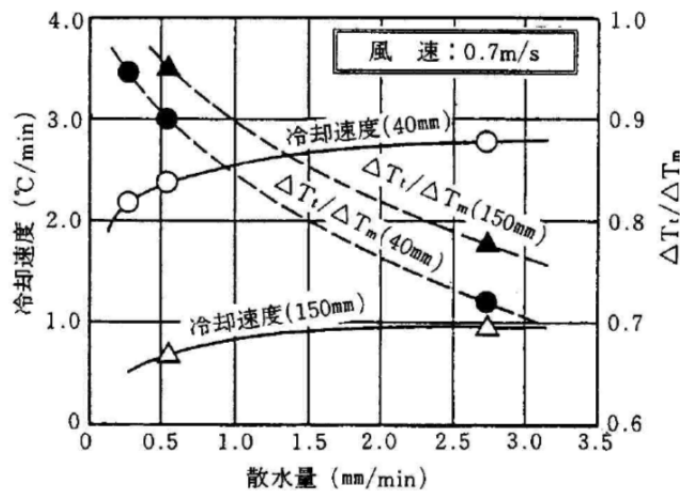


図-3.40 散水量と冷却速度との関係

る散水量と冷却速度，ならびに $\Delta T_m / \Delta T_i$ との関係を示す．なお，散水には約 30℃の常温水を使用した．

この結果，散水量の増加に伴って冷却速度は僅かに速まる傾向を示すが，逆に $\Delta T_m / \Delta T_i$ ，すなわち冷却効率については低下することが分かる．これは，常温散水の場合，散水量を多くしていくと骨材温度は理論的な冷却温度である送風空気の湿球温度まで低下させることができないことを示している，

したがって，散水送風による気化冷却では，必ずしも散水量を増大させることは適当とは言えないことが明らかとなった．

(4)細骨材に関する基礎実験

a)はじめに

気化冷却法は，その原理が単純な物理現象であるために，粗骨材だけでなく，これまで比較的冷却が難しいとされてきた細骨材についても容易に冷却が可能であり，粒径の小さい細骨材は極めて短時間に冷却できるものと考えられる．一方，細骨材は，粗骨材のように容器（骨材貯蔵ビンなど）に詰めた状態では圧力損失が大きく容易に送風空気が送れないため，空気との接触をより効率よく行う必要があることが明らかとなっている^{20),21),22)}．

そこで，気化冷却法によって細骨材を冷却するプレクーリング設備を開発するために，下記に示す点に留意した研究を行う．

- ① 細骨材を分散させ，送風空気を細骨材表面に十分に接触させること．
- ② 送風空気と細骨材との適切な接触時間を確保すること．
- ③ 細骨材の分散方法については，ミキサの回転などによる機械熱・摩擦熱の影響を受けないこと．

すなわち，細骨材をいかに以下に効率よく分散させて空気と接触させるかが，気化冷却法による細骨材冷却のポイントである．

b)実験概要

細骨材の分散を効果的に行うために，自由落下方式の分散装置を考案し，冷却効率の実験を実施した．**図-3.41**に，実験に使用した細骨材気化冷却装置の概要を示す．

当装置は，上部ホップから投入された細骨材が所定量切り出されて下部の受箱に落下するもので，低湿度空気は下部送風口から送風して，装置内で落下する細骨材と向かい合うかたち（向流）で接触させる構造とした．

また装置は，矩形断面（600×600mm）とし，高さ 500mm を 1 ユニットとして組み上げる形式として 1～4m まで 50cm 毎に落下高さを変化できるものとした．なお，装置の外面は外部からの熱貫入を防ぐために断熱材で覆い，内部には緩衝板（L-30×30×2）を取り付けて細骨材の分散を促進させると共に落下速度を抑制する構造とした（**図-3.42**，**写真-3.6**）．また，装置の内部には，熱電対および湿度センサを設置して，落下中の細骨材の温度および送風空気の温湿度の変化を測

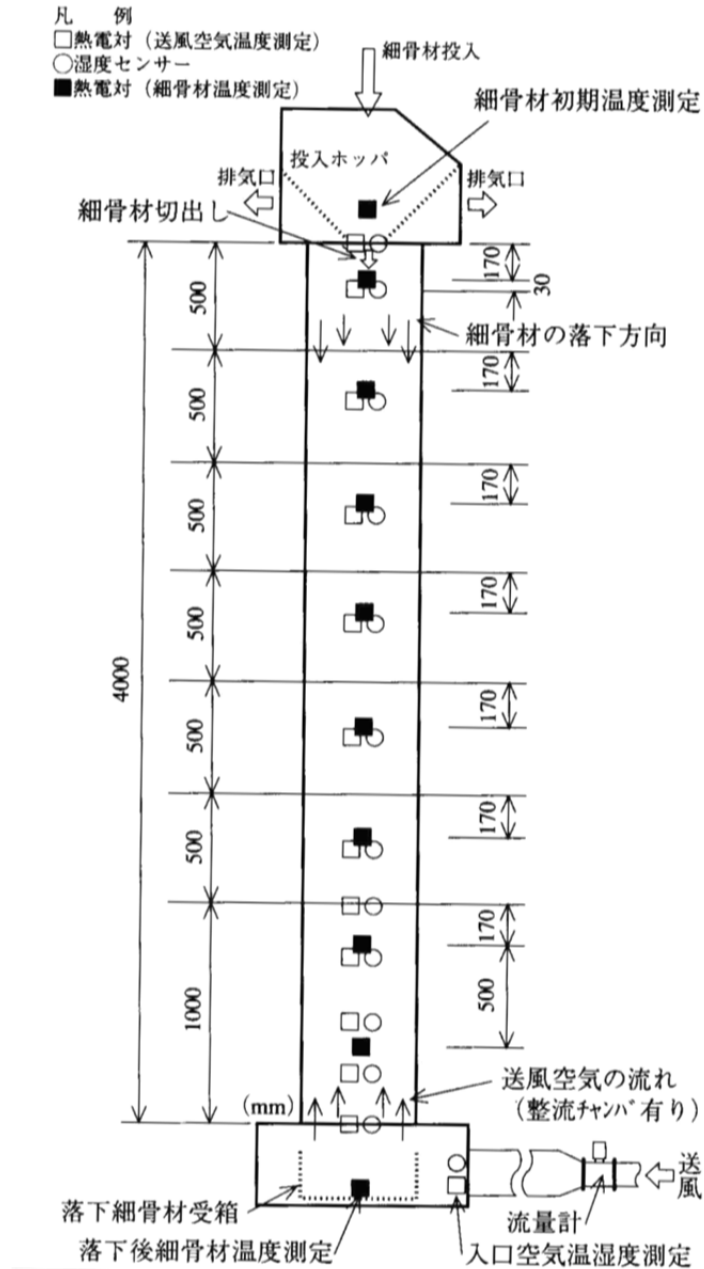


図-3.41 細骨材気化冷却実験装置の概要

定した。

図-3.43 に、本実験装置の高さと細骨材の落下時間の関係を示す。細骨材の落下時間は、装置高さ 4m では約 5 秒と、緩衝板が無い場合の自由落下に対して約 5 倍の落下時間を確保することができた。なお、緩衝板はステンレス製とし、柱部材に取り付けた振動機の使用と併せて、細骨材の緩衝板への付着低減を図った。

また、送風空気は、コンプレッサ (150 kw, 吐出量 20 m³/min 以上) で製造し、相対湿度 5% 程度の低湿度空気を得ることができた。

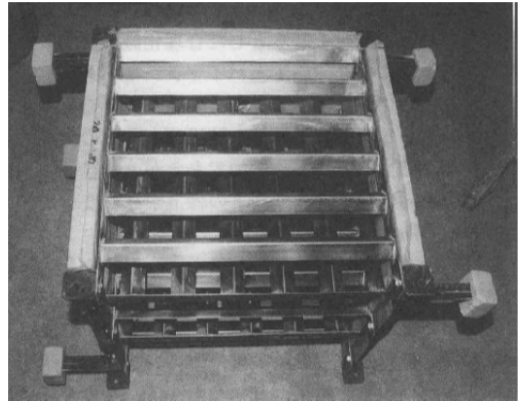
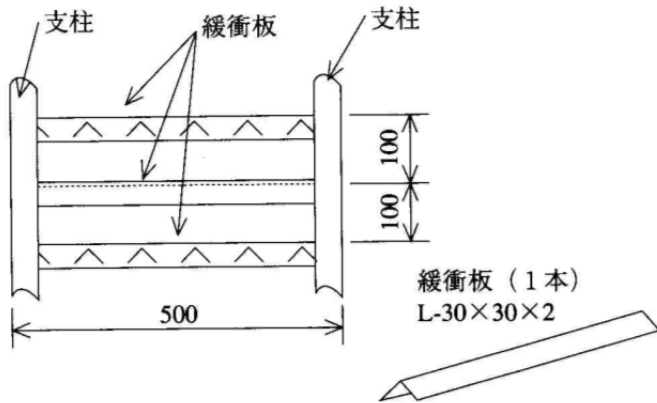


図-3.42 装置内部の緩衝板の構造

写真-3.6 緩衝板の設置状況

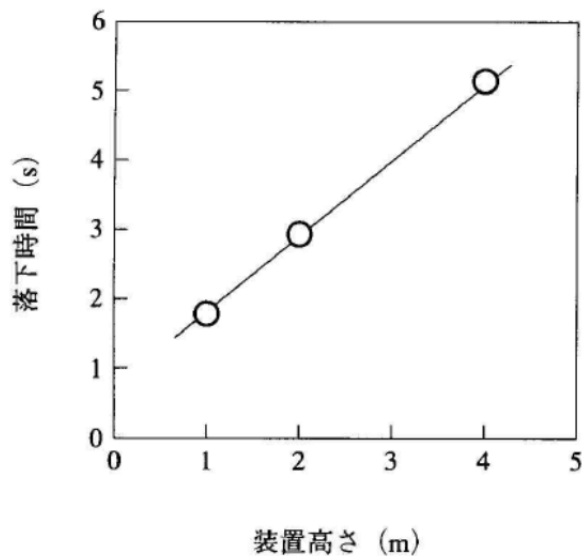


図-3.43 装置高さ and 細骨材の落下時間

表-3.8 に、実験に使用した細骨材の諸元を示す。

細骨材の冷却特性は、落下中の細骨材と送風空気の装置内での存在割合および落下時間に大きく影響を受けるものと考えられる。

そこで、実験条件としては、風速、砂空気比および装置高さをパラメータとして行った。表-3.9 に、実験の因子と水準の組合せを示す。各水準は、本装置における細骨材の落下状況の観察お

表-3.8 細骨材の諸元

岩種	比重	吸水率 (%)	粗粒率	比熱*) (cal/g°C)
安山岩	2.67	2.90	2.70	0.184

*) 比熱は10~30°Cの値の平均

表-3.9 細骨材の諸元

因子	水準		
風速 (m/s)	0.5	1.0	1.5
砂空気比 (kcal/kgf°C)	0.15	0.3	0.6
装置高さ (m)	4	2	1

*)細骨材の初期温度は30℃程度、表面水率は5%程度に調整し、湿球温度約8℃(乾球温度23℃、相対湿度5%)の空気を送風した。

よび気化による冷却速度を推定して選定した。また、細骨材の初期条件としては、夏期の実際のコンクリートダムのバッチャプラントの状況を考慮して、初期温度 30℃、表面水率 5%を目標に調整した。

ここに、風速は緩衝板を考慮しない装置断面内を流れる送風空気流量から求めたものであり、砂空気比とは比熱を考慮した落下細骨材量と送風空気量の割合とした。

$$\text{砂空気比} = (\text{細骨材落下量(kgf/min)} \times \text{細骨材比熱(kcal/kgf°C)}) / \text{送風空気量(kgf/min)}$$

ここで、空気の重さは1.293 kgf/Nm³より、砂空気比と風速の組み合わせによる細骨材の処理量(落下量)は表-3.10 のとおりとなり、本実験装置における細骨材の処理量は 378~4,500 kgf/h (6.3~75 kgf/min) となる。この値は、時間 100 m³のコンクリート製造能力を持つコンクリートダムにおける細骨材所要量の 1/200~1/15 程度の規模となる。

表-3.10 砂空気比と風速の組み合わせによる細骨材の処理量

砂空気比 (kcal/kgf°C)	風速 (m/s)		
	0.5	1.0	1.5
0.15	6.3	12.5	18.8
0.3	12.5	25.6	37.5
0.6	25.0	50.0	75.0

(kgf/min)

c)実験結果

表-3.11 に、実験結果の一覧を示す、

ここで、理論的な冷却限界である湿球温度に対する冷却された細骨材温度の割合を冷却効率と定義して、実験結果の分散分析を行うものとした。

$$\text{冷却効率(\%)} = (\text{細骨材初期温度} - \text{冷却後細骨材温度}) \times 100 / (\text{細骨材初期温度} - \text{送風空気湿球温度})$$

上式によれば、細骨材が送風空気の湿球温度まで冷却された場合は 100%となる。

表-3.11 実験結果の一覧

実験番号	装置高 (m)	砂空気比 (kcal/kgf℃)	風速 (m/s)	送風温度 (℃)	送風湿度 (%)	細骨材初期温度 (℃)	冷却後細骨材温度 (℃)
1	4	0.3	1.0	22.8	6.1	28.0	14.2
2	4	0.6	1.0	22.4	5.7	29.0	16.2
3	4	0.15	1.0	23.4	5.2	29.3	14.1
4	4	0.6	0.5	23.3	6.9	28.6	14.7
5	4	0.3	0.5	22.9	6.3	28.6	14.7
6	4	0.15	0.5	23.7	4.5	27.7	13.0
7	4	0.15	1.5	24.0	5.9	29.2	12.8
8	4	0.3	1.5	24.4	4.9	29.6	14.3
9	4	0.6	1.5	23.8	4.5	29.8	13.7
10	2	0.3	1.0	24.8	3.5	30.8	15.4
11	2	0.6	1.0	23.6	4.9	29.8	16.7
12	2	0.15	1.0	23.2	6.4	30.2	14.6
13	2	0.6	0.5	22.0	5.4	31.1	14.5
14	2	0.3	0.5	23.1	5.8	30.2	14.4
15	2	0.15	0.5	22.8	6.5	29.5	14.1
16	2	0.15	1.5	23.0	6.2	30.4	15.5
17	2	0.3	1.5	24.2	5.3	30.2	16.4
18	2	0.6	1.5	23.9	6.2	30.8	15.3
19	1	0.3	1.0	23.4	5.8	31.7	18.2
20	1	0.6	1.0	23.6	5.6	30.7	21.3
21	1	0.15	1.0	24.0	6.0	29.5	17.4
22	1	0.3	1.5	25.1	3.7	29.9	17.3
23	1	0.15	1.5	24.0	7.0	29.2	15.9
24	1	0.6	1.5	24.3	6.2	29.8	17.0
25	1	0.6	0.5	23.7	7.4	31.8	21.0
26	1	0.3	0.5	23.2	6.8	31.4	18.4
27	1	0.15	0.5	23.6	6.3	30.4	15.5

表-3.12 に、分散分析結果を示す。

これより、いずれの因子も冷却効率に影響を与えるが、特に砂空気比と装置高さの影響が顕著であることが明らかとなった。図-3.44 に、1%有意の因子である装置高さや砂空気比による母平均の推定を示す。

表-3.12 冷却効率を特性値とした分散分析結果

要因	平方和	自由度	不偏分散	F ₀
風速 (A)	171.97	2	85.98	4.92 *
砂空気比 (B)	987.92	2	493.96	28.29 **
装置高さ (C)	316.28	2	158.14	9.06 **
AC	187.99	4	47.00	2.69
誤差	279.36	16	17.46	

有意でない要因は、有意水準10%でプーリング *5%有意 **1%有意

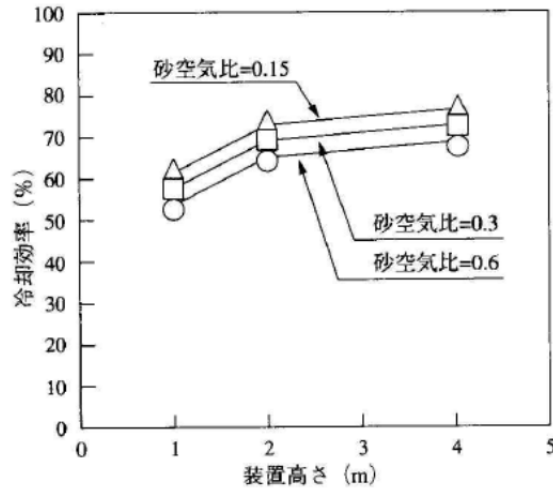


図-3.44 実験結果による母平均の推定

これによれば、冷却効率の最大値は80%程度が得られた。また、砂空気比を小さくするほど冷却効率は向上する傾向にあるが、単位時間当りの細骨材処理量は減少することとなるため、実用にあたっては、所要の冷却細骨材温度と細骨材処理量との関係から適切な値を選定する必要があるものと考えられる。なお、今回の実験によれば、装置高さは4m以上としても冷却効率は大幅に向上する可能性は少ないと考えられる。

なお、本装置による気化冷却によって、冷却前後に細骨材が受ける品質変化について確認した。

図-3.45に表面水率の変化と冷却効率との関係を、図-3.46に冷却前後の粒度分布の変化を示す。

図-3.46より、表面水率は一様に低下し、冷却効率が高いほど表面水率の低下量は大きくなる傾向にあるが、最大は2%程度であることが分かる。この細骨材の表面水率の低下は、コンクリートの品質の安定に加えて、単位水量の少ないダムコンクリートにおいては練混ぜ水の冷却が増大できるので効果的であると言える。

また、粒度分布の変化は、図-3.46に示すように0.15mm以下の微粒分の割合が減少し、粗粒率(F.M.)が僅かに増加する傾向にあった。これは、細骨材は表面水を有するため、微粒分が表

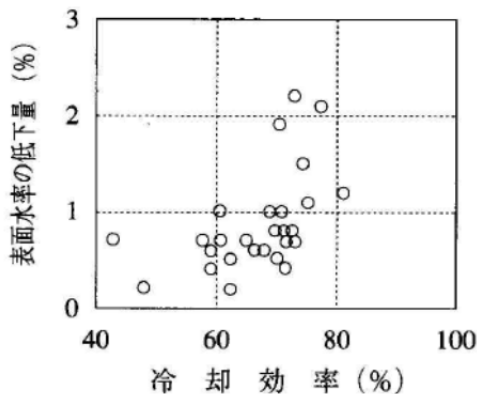


図-3.45 冷却効率と表面水率との関係

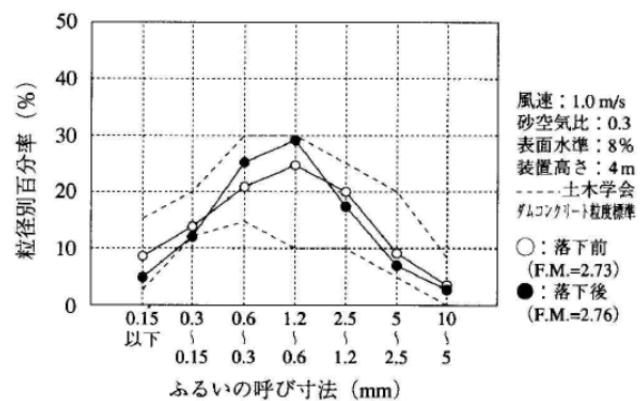


図-3.46 冷却前後の粗粒率の変化

面張力の影響で緩衝板表面に付着したためと考えられる。しかし、付着した細骨材微粒分は緩衝板上にて発達する状況は見られなかったため、コンクリートの性状に大きく影響を及ぼすものではないと考えられる。

3.4.4 開発した気化冷却システム

(1)細骨材気化冷却システム（分散落下方式）

基礎実験結果などを踏まえて、新たに細骨材の気化冷却システムを開発し、実際のコンクリートダムの施工現場に導入した。

開発した細骨材気化冷却システムは、細骨材の表面水の気化による潜熱移動と、骨材と送風空気との温度差による顕熱移動とを最大限に利用できるように、細骨材を効率よく分離・分散させるための回転ローラ式の分散装置を多数段組み込んだ縦型の熱交換装置（以下、気化冷却塔と称す）で、塔上部より投入した細骨材を塔下部より送風する低温空気（或いは、低温低湿度空気）と、分散落下中に短時間で効率良く接触させることにより連続的に冷却処理できる構造とした。

この気化冷却塔は、機械熱などを伴うことなく細骨材の分離・分散が行え、また縦型の冷却装置としたことから設備がコンパクトで設備の設置スペースが小さく、バッチャプラントへの隣接も容易で、練混ぜ設備への冷却後の運搬時の熱ロスが小さいなど、熱効率面と経済面で大きなメリットがある。

図-3.47 に、気化冷却塔内部の構造を示す。

塔内部の分散装置は、高い分散効果が得られるよう各段は直交させ、十分な熱交換時間が確保できるように一段置きに千鳥に配置した。

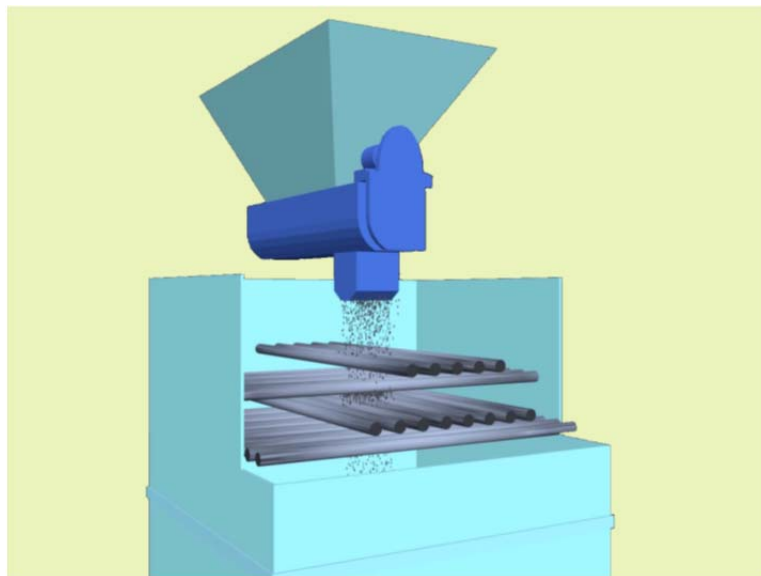


図-3.47 気化冷却塔の内部構造



写真-3.7 気化冷却塔の組み立て状況

また、分散装置は、現地での組み立て効率を高めるために、写真-3.7 に示すように最大 10 段の回転ローラを 1 ブロックとするユニット構造とした。なお、分散装置を構成する各ローラは、摩耗性や耐久性を考慮してステンレス製（φ100mm）とし、細骨材の付着を防ぐために各々回転機構に加えて、スクレーパーによる掻き落とし機構も設けている。

この気化冷却塔をはじめとする分散落下方式による細骨材気化冷却システムの基本構成は、低温空気を製造するための冷風製造設備、細骨材を分散落下させ送風空気との熱交換を行うコンパクトな細骨材気化冷却塔、および冷却した細骨材をバッチャプラントへ搬送するための供給ベルトコンベアへ持ち上げるバケットエレベータ、とした（図-3.48）。

坂本ダムに導入した基本仕様に加えて、細骨材の冷却処理量が大い大滝ダムでは、気化冷却塔の所要断面が各 3m×3m と大きいため、細骨材の投入部での分散効率をより高めるための細骨材の投入分散機を開発し、増設を行った、

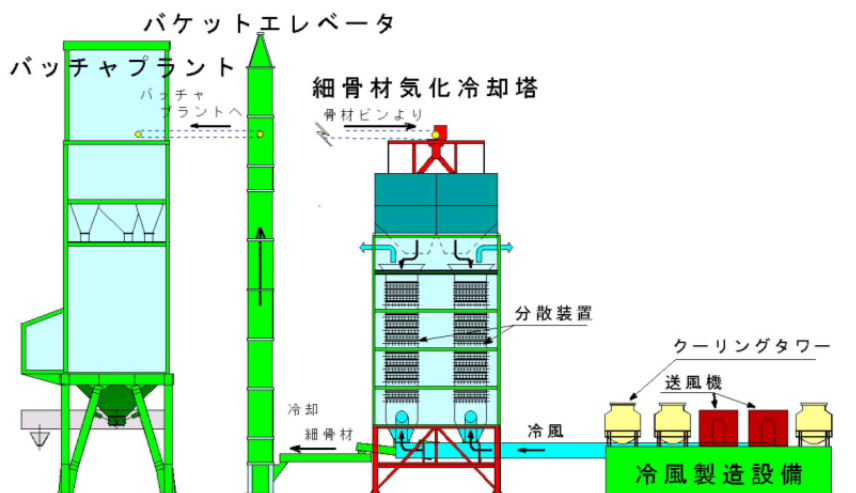


図-3.48 細骨材の気化冷却システム（分散落下方式：坂本ダム）

また、気化冷却塔上部への細骨材の供給は、バッチプラントの上部における骨材振り分け用のターンヘッドから横引きする方法（坂本ダム）や、バッチプラントへの骨材搬送コンベヤの乗り継ぎ部で切り替える方式（大滝ダム）などを開発、実用化し、既設バッチプラントへの増設方法を確立した。

(2)粗骨材気化冷却システム（貯蔵ビン方式）

基礎実験でも分かるように、粗骨材は透気性が良いことから、特殊な設備を必要とすることなく、骨材の貯蔵ビン等の下部より直接送風することで容易に気化冷却することが可能である。このとき、保水性の少ない粗骨材に気化冷却を有効に作用させるためには、ある程度の保水性を維持させることが重要である、

今回開発した貯蔵ビンでの粗骨材気化冷却システムは、貯蔵ビン上部に散水設備を備え、ビン下部より冷風を送り込む方法で、適切なインターバルで散水と冷風を制御する方法である。なお、坂本ダムでは、各粗骨材の貯蔵ビン共に、上部から5分間の散水を行い、ビン下部より30分送風する方法を基本とし、一台の冷風製造設備で順次貯蔵ビンへの送風を切り替えることによって、全ての粗骨材の冷却を行う方式とした（図-3.49）。

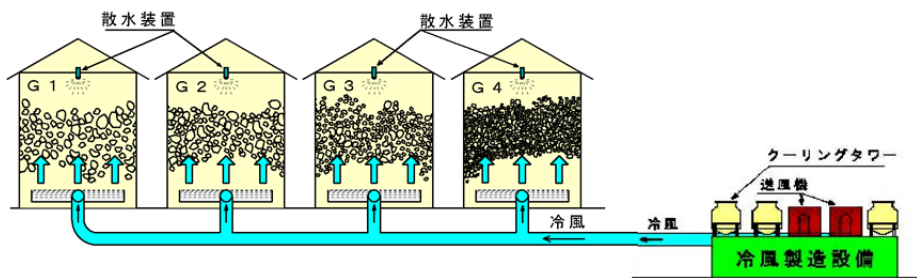


図-3.49 貯蔵ビン方式による粗骨材の気化冷却システム（坂本ダム）

冷風製造設備から粗骨材の各粒径別貯蔵ビンへの送風ダクトは、開閉バルブを介して取り付ける構造（写真-3.8）とし、各ビンへの送風は所定の時間間隔で切り替えて粗骨材を冷却する方法とした。また、ビン内における冷風吹き出し部は、粗骨材の上載荷重に耐え粗骨材の引き出し時の抵抗とならないよう頂部を半円形とし、側面に吹き出し用のルーバを設けた形状とし、平面的にはH型に配置した（写真-3.9）。

なお、コンクリート打設中には細骨材の気化冷却塔へ、他の時間帯には粗骨材の貯蔵ビンへ冷風の送風経路を切り替えることにより、1台の冷風製造設備で全種類の骨材の冷却を行う方法も実用化した（坂本ダム）。



写真-3.8 細骨材気化冷却システムの全景（坂本ダム）



写真-3.9 気化冷却塔内部の冷風の吹き出し部の形状

(3)コンクリートの練上がり温度管理システム

気化冷却システムおよびバッチプラントの各所に温度計をはじめとする各種計器を設置し、バッチプラントにおける練混ぜ水の冷却状況や気化冷却設備における各骨材の冷却温度、およびコンクリートの練上がり温度など、バッチプラントおよびプレケーリング設備の一連の運転状況を管理およびモニタリングする「コンクリート練上がり温度管理システム」を開発、実用化して、各施工現場に導入し、コンクリート製造設備における冷却システムの運転管理、コンクリートの品質の管理を行った。図-3.50 に、坂本ダムに導入したコンクリート練上がり管理システムによるパソコンのモニタ画面の表示例を示す。

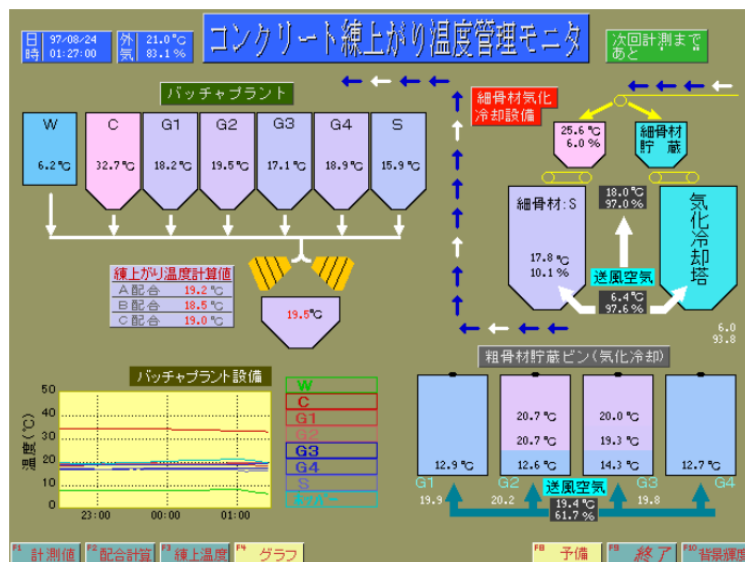


図-3.50 コンクリート練上がり管理モニタ画面の一例 (坂本ダム)

3.3.5 気化冷却システムによる冷却効果と施工実績

(1)冷却効果

細骨材の気化冷却システムは、冷風空気は気化冷却塔の下方から細骨材の投入方向である塔上方に向かう、いわゆる向流方式を採用したため熱交換効率が極めて高い、

その結果、熱交換時間は極めて短時間であるにもかかわらず、細骨材の分散状態が極めて良好で空気との熱交換も高効率を実現できたと共に、引き出し側の細骨材が最も冷却される状態となることから、細骨材は殆ど送風温度近くまで冷却できることに加えて、外気温や細骨材の初期温度ならびに表面水率の急激な変動に対しても、安定した冷却効果を発揮することができた。

また、貯蔵ビン方式の粗骨材の気化冷却システムは、顕熱移動だけでなく潜熱移動にも着目して制御を行ったことにより、冷却効率のさほど良くない従来の冷風冷却に比べて、比表面積が大きく異なる何れの粒径の粗骨材に対しても大幅な冷却効率の向上および確実な冷却を実現することができた。

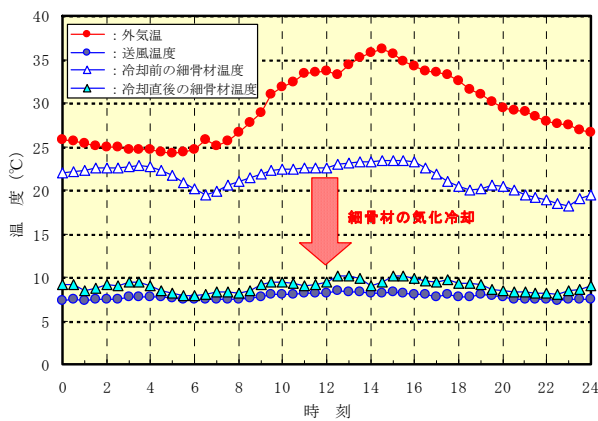


図-3.51 気化冷却塔による細骨材の冷却実績の一例 (大滝ダム)^{26),27)}

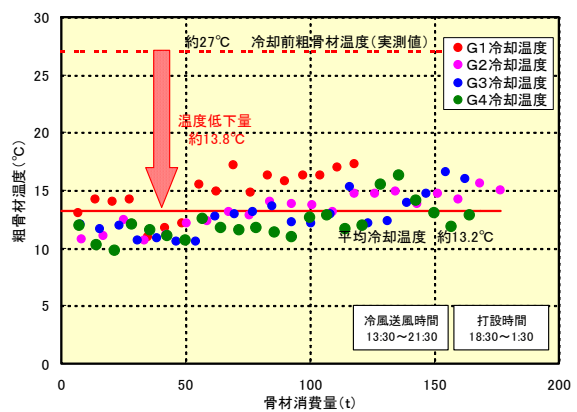


図-3.52 粗骨材の冷却実績の一例 (坂本ダム)²⁸⁾

(2)コンクリート練上がり温度の制御管理

気化冷却システムには、所要のコンクリートの練上がり温度が得られるよう、運転管理システムを備えており、各所に設置した温度計や湿度計などの計測データはパソコン処理を経由してリアルタイムにモニタリングしており、骨材の冷却運転管理だけでなく外気温や練混ぜ水の冷却温度などに基づき、きめの細かいマネジメントを行った。

その結果、気化冷却システムは設計通りの冷却効果を発揮したと共に、確実なコンクリートの練上がり温度の制御、管理も行うことができ、コンクリートの打設工程の短縮などに大きな成果を挙げることができた、

一例として、図-3.53 に平成 10 年の大滝ダムにおけるコンクリートの練上がり温度の制御実績を示す。このように、環境条件に応じた冷却設備の運転管理を実施するなどによって、管理制度を大幅に向上することができた。

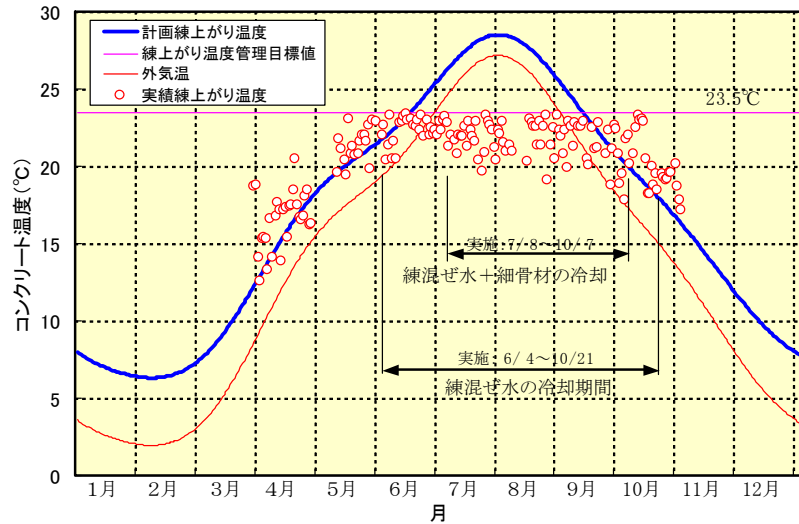


図-3.53 コンクリートの練上がり温度の制御実績（大滝ダム：平成10年）^{26),27)}

(3)導入実績

気化冷却システムの導入実績としては、坂本ダム（発注：高知県）、大滝ダム（発注：国土交通省近畿地方整備局）、大山ダム（発注：水資源機構）および切目川ダム（発注：和歌山県）である。

表-3.13 に、導入ダム現場の概要を示す。

表-3.13 気化冷却設備導入ダムの諸元と気化冷却設備概要

ダム名	坂本ダム	大滝ダム	大山ダム	切目川ダム
発注者	高知県	国土交通省近畿地方整備局	水資源機構	和歌山県
ダム諸元	形式	直線重力式コンクリートダム	重力式コンクリートダム	重力式コンクリートダム
	堤高	60.3 m	100.0 m	94.0 m
	堤頂長	193.5 m	315.0 m	370.0 m
	堤体積	174,400 m ³	1,009,000 m ³	580,000 m ³
コンクリート製造設備	製造能力 90 m ³ /h (2.25m ³ 傾動式ミキサ×2基)	135 m ³ /h (1.5m ³ 傾動式ミキサ×4基)	120 m ³ /h × 2棟 (3.0m ³ 傾動式ミキサ×1基、2棟)	90 m ³ /h (1.5m ³ 傾動式ミキサ×3基)
細骨材気化冷却システム	断面寸法 2.0m×2.0m×2塔	3.0m×3.0m×2塔	—	—
粗骨材気化冷却システム	貯蔵ビン G1, G2, G3, G4	—	G1, G2, G3	G1, G2, G3
	パッチャ受材ビン —	—	—	G1, G2, G3

(4)受賞実績

気化冷却法は、優れたプレクーリング技術として、

- ・平成11年度ダム工学会技術開発賞
- ・平成15年度日本建設機械化協会 貢献賞

を受賞した。

なお、本技術は、石川島建機㈱との共同開発である。

3.4.6 結論

一般に、これまでの骨材冷却技術には、①冷水を用いる方法、②冷風を用いる方法、③液体窒素などの他の冷媒を用いる方法および④真空冷却工法などがあった。

これらは、何れも骨材との温度差を持った何らかの冷媒を利用したもので、言い換えればこれらの冷媒と骨材との熱交換効率の確保や冷却の均一性の確保が行えるかが大きな課題であったと言える。

一方、ダムコンクリートは単位水量の少ない硬練りのコンクリートであることから水量管理が重要であり、特にRCDコンクリートなどでは骨材の表面水の変動がコンクリートの品質に大きく影響を及ぼすため、①の冷水を用いる方法では骨材の表面水が連続的に安定した状態で供給することが難しいことや、長時間の水切りを行うと温度上昇が大きくなって冷却効率が低下する、濁水処理設備が大きくなりスラッジの処理量が増大する、骨材に付着している微粉量が増加しコンクリートの品質への影響が大きい、などの問題が生じている。②の冷風を用いる方法では、透気性の悪い細骨材では冷却が困難であり、比表面積の小さな粗骨材では冷却時間が長く、均一な冷却が難しく、また骨材を透過した冷気には膨大な粉塵が生じるのでその処理方法や循環式ではフィルタの目詰まりなどが大きな問題であった。また、近年では③の液体窒素やドライアイスなど、骨材との温度差が大きくとれる冷媒を利用した方法が研究、開発されているが、冷却限界が低くとれる反面冷媒の単価が高く、大量の供給・運搬方法や酸欠への対策など、使用地点や場所、使用環境などに制約が多い。

表-3,14 に、気化冷却法と近年開発、実用化されている主な骨材冷却工法との比較を示す。

気化冷却法の開発で得られた知見から、当技術の特徴をとりまとめて、下記に示す。

- (1) 有害な排出物がなく無公害であり、現地の少量の水と空気を用いるだけで骨材を冷却できる。
- (2) 同一原理で、細骨材から大粒径の粗骨材まで対応できる。
- (3) 細骨材の気化冷却設備は、構造が単純で耐久性に優れ、メンテナンスが容易である。
- (4) 設置スペースが小さいため、バッチャプラントへの隣接が容易で、冷却後の温度上昇も少なく済む。
- (5) コンクリート打設時には細骨材の気化冷却塔へ、他の時間帯には粗骨材の貯蔵ビンへと送風を切り替えれば、一台の冷風製造設備によって全種類の骨材の効率良い冷却が可能であり、省資源・省エネルギーとして大きな効果がある。
- (6) コンクリートの製造サイクル、打設サイクルに影響を与えない。
- (7) ランニングコストが比較的安価である。
- (8) 濁水処理設備が不要である。

気化冷却法は、骨材の新しい冷却技術として多くの特徴を有しており、コンクリートダムをはじめとして長期間にわたり大量にコンクリートを打設するような場合におけるプレクーリング工法としては、特に有効であると考えられる。

本技術が、コンクリートダムをはじめとするマスコンクリート構造物の温度ひび割れ制御に、今後さらに活用されることを期待したい。

表-3.14 気化冷却法と近年開発、実用化されている主な骨材冷却工法との比較

ブレイキング工法		工法の概要	特 徴	問題点	冷却可能材料		
					細骨材	粗骨材	
						≦40mm	>40mm
気化冷却法	分散落下方式	・分散装置を内蔵した気化冷却塔に細骨材を投入し、塔下部より冷風を送風して、骨材の表面水を積極的に気化させて冷却する方法。	・有害な排出物が無く、無公害で環境に優しい。 ・設置スペースが小さく、パッチャへの隣接が容易。 ・冷却効果が確実。 ・冷却後の熱ロスが小さい。	・分散装置可動部のメンテナンスは必要。 ・イニシャルコストがやや高い。	○		
	貯蔵ビン方式	・透気性の良い粗骨材は、貯蔵ビンの上部より適宜散水を行いながら、ビンの下部より冷風空気を送風して、骨材の表面水を積極的に気化させて冷却する方法。	・有害な排出物が無く、無公害で環境に優しい。 ・設備は極めて安価で、簡便。 ・可動部が無く、メンテ	・冷却後の熱ロスが若干ある。		○	○
冷水冷却法	サンドスタビライザ	・高速回転する特殊な強制遠心水切り装置（サンドスタビライザ）内に細骨材を投入し、冷水を噴射しながら冷却、水切りを行う方法。	・塩分、泥分等の除去ができる。 ・表面水が安定する。 ・冷却温度の制御が比較的容易。	・F.M.が変化する。 ・大規模な給水設備、濁水処理設備が必要。 ・砕砂ではフィルタが目詰まりするため困難。	△		
	浸水冷却工法	・冷却水槽中を通る骨材運搬用の鋼製コンベアに骨材を載せて骨材を冷却する方法（泥水でも循環冷却可能な特殊なチラーを用いる）。 ・冷却水槽に投入した細骨材を、分級機を利用し引き上げた後に水切りを行って用いる冷却方法。	・冷却効率が良く、冷却効果は高い。 ・小径粗骨材に適する。	・専用のチラーが高価。 ・F.M.が変化する。 ・設置スペース、設備重量が大きい。		○	△
冷風冷却法	冷風方式	・粗骨材に冷風を送風して冷却する方法で、パッチャプラントのトップビンや貯蔵ビンで試みられている。	・設備は比較的簡便で、設置が容易。	・均一な冷却が比較的難しい。 ・冷却に時間がかかる。 ・冷却効率が悪い。 ・循環方式では、フィルタが目詰まりし、メンテナンスが問題。		○	○
液体窒素法	サンドブレイク工法	・細骨材を専用のミキサに投入し、攪拌しながら極低温の液体窒素を噴入して細骨材を冷却する方法。	・骨材温度の大幅な低下が可能。 ・冷却温度の制御が比較的容易。	・液体窒素は、高圧・極低温であるため、取り扱いに注意が必要。 ・液体窒素の安定した大量供給が難しい。 ・酸欠対策が必要。 ・ランニングコストが高い。	○		
真空冷却法	真空冷却工法	・骨材を真空容器に入れて減圧し、骨材の表面水を蒸発させてその蒸発潜熱で冷却する方法。	・有害な廃棄物が無く、無公害で環境に優しい。	・イニシャルコストがやや高い。 ・圧力容器の安全性が問題。 ・均一冷却が難しい。 ・透気性の悪い細骨材や表面水の少ない大粒径の粗骨材には不向き。	△	○	△

<参考文献>

- 1) ダム技術センター：改訂3版 コンクリートダムの細部技術. pp.351-371, 平成22年.
- 2) U.S. Bureau of Reclamation : Boulder Dam Canyon Project Final Reports, Part VII-CEMENT AND CONCRETE INVESTIGATIONS, Cooling of Concrete Dams, 1949.
- 3) 田辺忠顕・山川秀次：マスコンクリートにおけるクーリング効果の解析, 土木学会 36 回年次学術講演会講演概要集, 第5部, pp.53-54, 昭和56年.
- 4) 渡辺 朗・田辺忠顕：コンクリート構造物におけるパイプクーリング効果の擬3次元解析,

- 日本鋼構造協会第17回大会研究集会マトリックス解析法研究発表論文集，昭和58年。
- 5) 田辺忠顕・山川秀次，渡辺 朗：パイプクーリングにおける管堅面の熱伝達率の決定ならびに冷却効果の解析，土木学会論文報告集，第343号，pp.171-179，1984.
 - 6) 佐藤英明，佐谷靖郎：マスコンクリートにおけるパイプクーリング効果に関する研究，土木学会論文集，第372号/V-5，pp.111-120，1986.
 - 7) 佐藤英明，佐谷靖郎：パイプクーリングを施したマスコンクリートの温度応力に関する研究，第8回コンクリート工学年次講演会論文集，pp.41-44，1986.
 - 8) 佐藤英明，佐谷靖郎：マッシュなコンクリート構造物におけるパイプクーリング効果の実測と解析手法の開発，熊谷技報第40号，pp.13-23，1987.
 - 9) 本間 仁編：応用水理学 上 一般水理学，丸善，昭和41年。
 - 10) 川井忠彦監訳：応用有限要素解析，丸善，昭和55年。
 - 11) 岡田 清・六車 熙編集：改訂新版コンクリート工学ハンドブック，朝倉書店，pp.557-562，1985.
 - 12) 佐藤英明・佐谷靖郎：マスコンクリートの温度応力に関する研究 ー地下スラブの温度実測と初期材令のコンクリートの力学的特性に関する一考察ー，熊谷技報第33号，pp.35-42，1983.
 - 13) 建築学体系8，彰国社，1957.
 - 14) 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，昭和61年，など。
 - 15) 佐藤孝一，松浦光男，佐谷靖郎，林 徹：マスコンクリートの温度応力に関する研究，第7回コンクリート工学年次講演会論文集，pp.21-24，1985.
 - 16) 竹松 勉，小川和延，佐藤英明：菅生ダムの再開発工事概要ー設計と施工についてー，ダム日本，No.807，pp.13-32，2012.
 - 17) 土木学会：2007年制定 コンクリート標準示方書 [設計編]，pp.177-182，2008.
 - 18) 堀 和夫編：土木施工法口座10巻 ダム施工法，山海堂，pp.277-279，昭和53年。
 - 19) ダム技術センター：コンクリートダムの細部技術，昭和58年。
 - 20) 佐藤英明，本名誠二，島崎啓介，佐藤孝一：ダムコンクリートの骨材冷却に関する基礎的研究（その1），第17回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集，pp.306-307，1990.
 - 21) 佐藤英明，本名誠二，松澤 誠，小山秀紀：ダムコンクリートの骨材冷却に関する基礎的研究（その2），第17回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集，pp.308-309，1990.
 - 22) 佐藤英明，本名誠二，谷口安夫：ダム用コンクリート骨材の気化冷却技術に関する基礎的研究，熊谷技報第49号，pp.15-21，1991.
 - 23) 佐藤英明，本名誠二，江上良二：気化冷却を利用した細骨材冷却法の開発，熊谷組技術研究報告，第53号，pp.91-97，1994.
 - 24) 佐藤英明，古田島信義：骨材の気化冷却法によるダム用コンクリートのプレクーリング，セメント・コンクリート，No.613，pp.38-45，1998.
 - 25) 金成 猛，下崎方夫，富永克己，中岡史男，木村信夫，福本育央：水浸冷却によるコンクリート骨材プレクーリング工法の開発，熊谷技報第50号，pp.79-87，1991.
 - 26) 名波義昭，三上 章：大滝ダムにおける気化冷却法によるプレクーリングについて，ダム技

術, No.158, p51-58, 1999.

- 27) 瀧本圭一, 反田佳希, 佐藤英明: 気化冷却設備によるコンクリート骨材の冷却 ―紀の川水系紀の川大滝ダムにおける細骨材気化冷却設備の実績―, 建設の機械化, No.637, p36-40, 2003.
- 28) 氏原浩之, 玉井裕行, 佐藤英明: 坂本ダムのコンクリート打設工法と気化冷却法によるプレクーリングについて, ダム日本, No.650, pp.35-57, 1998.

第4章 ダムコンクリートの自己収縮ひずみに関する基礎研究

4.1 はじめに

ダムコンクリートの自己収縮に関する研究は、古くは1930年代後半にDavis博士によって、セメントの種類によっては長期的には 100×10^{-6} を上回る自己収縮ひずみが生じると報告¹⁾されている。1969年には、HoukらによってDworshakダムのコンクリートについての試験結果²⁾が報告されており、養生温度が高くなると混和材の種類によっては 100×10^{-6} を超える自己収縮ひずみが生じること、また混和材の中ではフライアッシュを30%置換したセメントを用いたコンクリートの自己収縮ひずみが最も小さな値を示すことなどが確認されている。一方、ACI 207委員会によれば、フルサイズ骨材での試験結果ではないものの幾つかのダムの試験結果から、貧配合かつ硬練りのダムコンクリートにおける自己収縮ひずみは材齢1年でも数 10×10^{-6} 程度であるという報告³⁾がある。

国内では、ダムコンクリートの自己収縮ひずみについて、緒方らが骨材の最大寸法150mmのフルサイズ骨材を用い、 $500 \times 300 \times 1,750$ mmの横置き角柱供試体を作成して測定を行っており、無視できない自己収縮ひずみが生じることを報告している⁴⁾。

しかし、これらの研究報告では、供試体形状や寸法、測定方法など自己収縮ひずみの試験方法が研究者により異なるため、これらの実験データを単純に比較することができない。

そこで、本章では、自己収縮ひずみについてその発生機構を確認すると共に、ダムコンクリートの基礎的なデータを把握するために、ELCM (Extended Layer Construction Method: 拡張レヤ工法)で施工された5箇所の実際の重力式コンクリートダムにおいて、ウェットスクリーニングしたダムコンクリートを用いて自己収縮試験を実施した。

4.2 コンクリートの自己収縮ひずみの発生機構および測定方法

4.2.1 自己収縮ひずみの発生機構

(1)自己収縮現象

コンクリートは、セメントの硬化過程において、セメントと水とが反応して生成する水和物の体積が反応前のそれぞれの体積の和に比べて減少するが、この体積減少が水和収縮である。水和収縮は、化学収縮または硬化収縮と呼ばれることもある。

硬化収縮についての研究は、古くは1900年まで遡るが、セメントペーストを用いた研究が盛んに行われてきた⁵⁾。

外部からの水の補給がない場合は、凝結によってセメント硬化体の骨格が形成された後は水和の進行と共に内部に不飽和の空隙が生じる。この現象は、水分の逸散を伴う乾燥と区別する意味で、自己乾燥 (Self-desiccation) と呼ばれている。

自己収縮を生じさせる駆動力は、セメント硬化体中の間隙水に発生する負圧によると考えられている。自己乾燥によって間隙水に発生する毛細管張力が発生し、メニスカス半径は水セメント比の減少に伴って減少するため、間隙水に発生する負圧は増加する⁶⁾。

セメントペーストの硬化収縮がコンクリートの巨視的な体積減少となって現れるが、これが自己収縮 (Autogenous shrinkage, あるいは Self-desiccation shrinkage) である、自己収縮には、水分の侵入や逸散、温度変化、炭酸化、外力や外部拘束による体積減少は含まれない (図-4.1)。

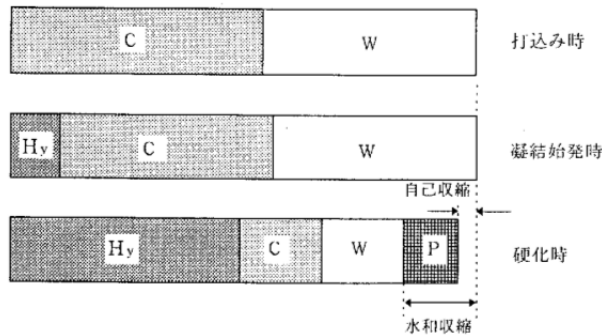


図-4.1 水和収縮と水平方向の自己収縮の関係⁷⁾

この現象は古くから知られており、1940年代頃には研究がさかんに行われていた。Davis博士の通常のコンクリートによる自己収縮ひずみの長期間にわたる測定によれば、その大きさは 100×10^{-6} 程度であるとされている¹⁾。このような測定結果などから、自己収縮は乾燥収縮に比べて1オーダー程小さいことから、これまでは乾燥収縮に包括されるとして事実上無視できるとされてきた。そのため、その後コンクリートの自己収縮に関する研究はほとんど見られなかった。

一方、近年、高流動コンクリートや高強度コンクリートなどが開発されると、自己収縮が非常に大きくなることが明らかとなってきた。一般に、自己収縮は、水結合材比が小さく硬化体の組織が緻密になるほど大きくなり、配合によっては自己収縮だけでもひび割れが発生する場合もある。

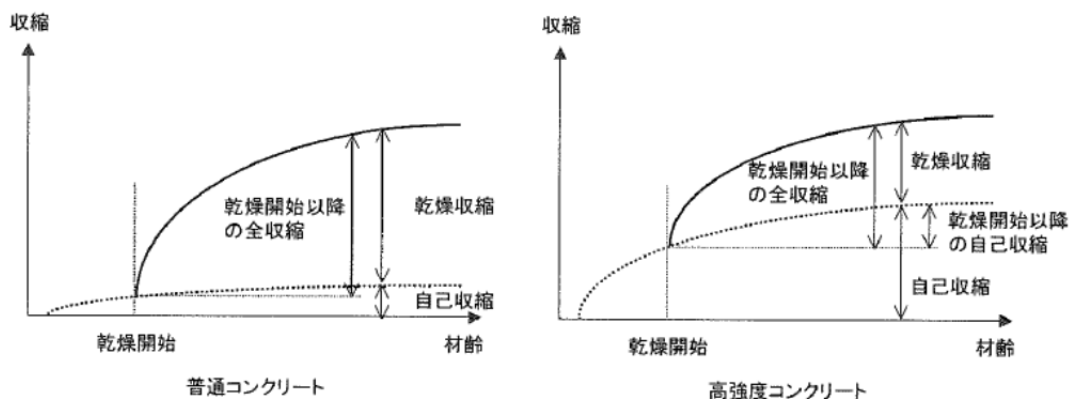


図-4.2 普通コンクリートの収縮と高強度コンクリートの収縮⁸⁾

図-4.2 に、普通コンクリートと高強度コンクリートの収縮の違いを示す⁸⁾。

普通コンクリートでは、自己収縮が小さいため、乾燥開始以前の収縮は小さく、また乾燥開始以降の全収縮はそのほとんどが乾燥収縮である。一方、高強度コンクリートなどの、水結合材比が小さなコンクリートでは、乾燥開始以降の全収縮における自己収縮の占める割合が大きく、その割合は乾燥開始材齢によって異なることが分かる。また、乾燥開始以前の収縮（自己収縮）も、無視できないほど大きくなる場合がある。

(2)自己収縮に及ぼす要因

自己収縮に及ぼす主な要因としては、以下に示すものが考えられている。

- ① 水結合材比
- ② セメントの種類
- ③ 混和材料

以下に、これらの概要について示す。

a)水結合材比の影響

このうち、水結合材比の影響を最も強く受け、前述したように水結合材比が小さくなると自己収縮増大し、特に水結合材比が30%より低下すると顕著となる（図-4.3）。

これより、水結合材比が小さい場合には、乾燥収縮や温度収縮に加えて、さらに自己収縮の影響を考慮する必要がある。

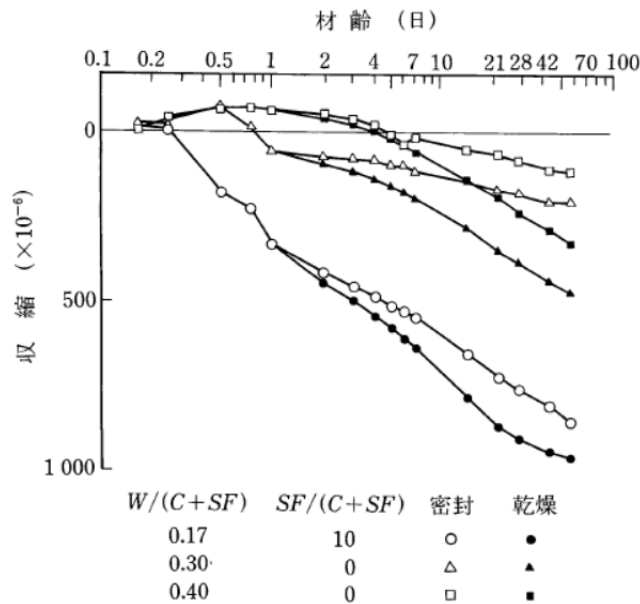


図-4.3 コンクリートの自己収縮の測定例⁶⁾

b)セメント種類の影響

自己収縮は、セメントの種類による影響も大きく、田澤・宮澤らによればセメントの鉱物組成とそれらの反応率を用いて推定する予測式を提案している⁹⁾。

$$\begin{aligned} \epsilon_{as} = & -0.012 \alpha_{C_3S}(t) \cdot (\% C_3S) \\ & -0.070 \alpha_{C_2S}(t) \cdot (\% C_2S) \\ & +2.256 \alpha_{C_3A}(t) \cdot (\% C_3A) \\ & +0.859 \alpha_{C_4AF}(t) \cdot (\% C_4AF) \end{aligned} \quad (4.1)$$

ここに、 ϵ_{as} : W/C=30%のセメントペーストにおける材齢 24h を原点とした自己収縮ひずみ ($\times 10^{-6}$)、 t : 材齢 (日)、である。

C_3A および C_4AF の係数は、 C_3S および C_2S の係数に比べて絶対値が 1~2 桁大きい。すなわち、 C_3A および C_4AF の反応が自己収縮に大きく関っており、これらの含有量が多いほど自己収縮が大きくなるのが分かる。

c)混和材料の影響

混和材料のうち、高炉スラグ微粉末は自己収縮に大きな影響を及ぼすことが知られている。図-4.4 に、粉末度の異なる高炉スラグ微粉末をセメントの一部に置換した場合におけるセメントペーストの自己収縮ひずみと置換率との関係を示す⁶⁾。

これによれば、粉末度 3,380 cm^2/g の場合では、高炉スラグ微粉末の混入により自己収縮はやや減少するが、粉末度が高い高炉スラグ微粉末を用いると自己収縮は著しく増加し、置換率が 70% 程度で最大を示すことが分かる。これは、高炉スラグ微粉末の混入により微細な絢孔が増加し、間隙水に発生する負圧が増大するためと考えられている。

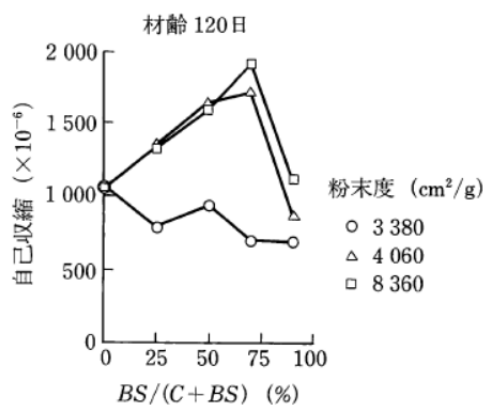


図-4.4 自己収縮に及ぼす高炉スラグ微粉末の影響⁶⁾

なお、膨張材やフライアッシュなどの混和剤、収縮低減剤などの化学混和剤は、自己収縮を低減させる硬化が確認されている。

(3)自己収縮を低減する材料

材料面から見た自己収縮の低減方法としては、幾つかの材料が確認されている。図-4.5 に、使用材料による自己収縮の低減方法を示す⁹⁾。

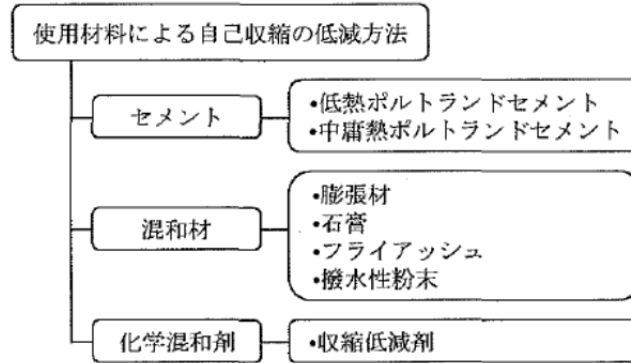


図-4.5 使用材料による自己収縮の低減方法⁹⁾

混和材料としては、一般には乾燥収縮低減剤や膨張材が自己収縮の低減に効果的である。図-4.6 に、セメントペーストの自己収縮に及ぼす乾燥収縮低減剤および膨張材の影響の一例を示す²⁾。乾燥収縮低減剤を使用することで、セメントペーストにおける自己収縮の増加速度は緩和できることが分かる。

膨張材を使用してもある程度の自己収縮の低減効果は見られるものの、その効果は膨張材の種類によって異なるので注意が必要である。

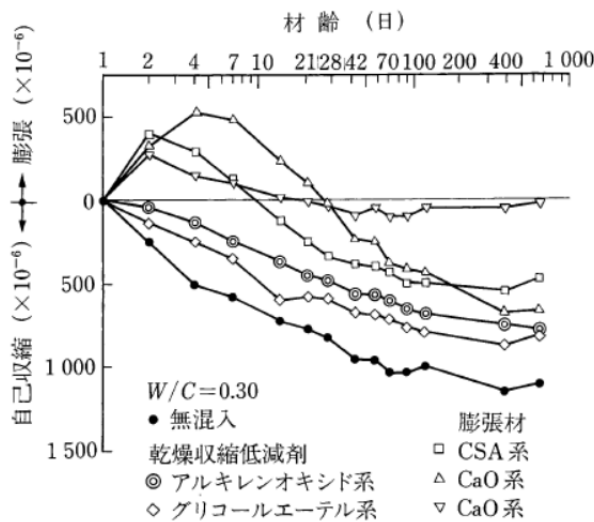


図-4.6 セメントペーストの自己収縮に及ぼす乾燥収縮低減剤および膨張材の影響⁶⁾

なお、石灰石微粉末やダムコンクリートに用いられるフライアッシュも、自己収縮の低減に有効である。

4.2.2 自己収縮ひずみの測定方法

コンクリートの自己収縮ひずみの測定方法には幾つかの方法が提案されているが、以下に主な測定方法について示す。

(1)セメントペースト、モルタルおよびコンクリートの自己収縮および自己膨張試験方法（案）： JCI-SAS-2

この方法による供試体の形状は、コンクリートの場合については角柱で、断面は幅と高さが等しく粗骨材の最大寸法の3倍以上とし、長さは幅または高さの3.5倍以上とするとされている。

粗骨材の最大寸法が30mm以下の場合には、100×100×400mm（または500mm）の供試体とされている（図-4.7）。

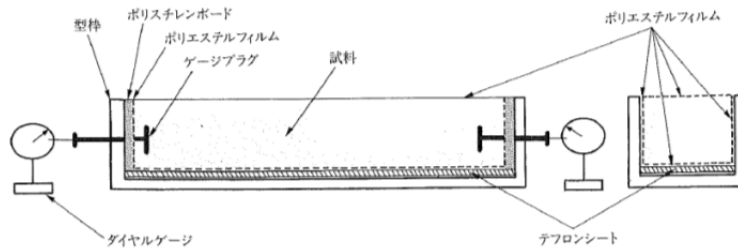


図-4.7 JCI-SAS-2による試験方法（脱型以前）¹⁰⁾

また、長さ変化の測定は、脱型前はコンクリート試料の両端に埋め込んだゲージプラグのをそれぞれダイヤルゲージで測定するが、脱型後は供試体全面をアルミ箔粘着テープでシールしてコンパレータ法（JIS A 1129-1）またはコンタクトゲージ法（JIS A 1129-2）によって行う方法である。

(2)高流動コンクリートの自己収縮試験方法⁸⁾（JCI）

この方法は、上記と同様の供試体を作成するが、コンクリート試料の作成の際に埋込型ひずみ計を埋設し、コンクリートのひずみを直接測定する方法である。前述の方法に比べて、脱型後の測定も簡便であるため、粗骨材の最大寸法が大きい一般の土木コンクリートでも150×150×540mmの供試体（Gmax=40mm）が作成され、測定が行われることが多い。

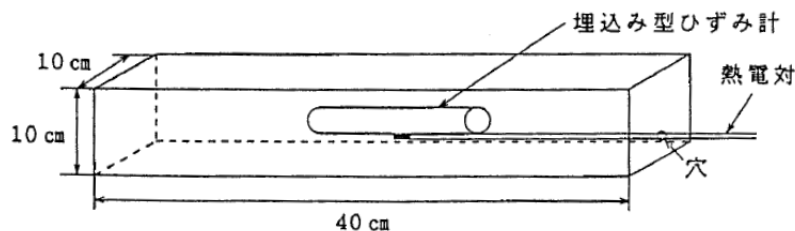


図-4.8 JCI超流動研究委員会法¹¹⁾

4.3 ウェットスクリーニングしたダムコンクリートの自己収縮ひずみ

4.3.1 各種ダムコンクリートの自己収縮ひずみ

(1)試験概要

表-4.1に、自己収縮試験を実施したコンクリートダムの諸元を示す。

KM ダムを除き、4箇所(KN, KY, KK, OT)のダムはいずれも ELCM 工法（拡張レヤ工法）で施工された重力式コンクリートダムである。なお、KM ダムについては RCD 工法（Roller Compacted Dam-concrete Method）によるダムであるが、高標高部は ELCM 工法で施工されている。

本研究では、ダムコンクリートの基礎的なデータを把握するために、ELCM 工法で施工された5箇所(KN, KY, KK, OT, KM)の重力式コンクリートダムにおいて、ウェットスクリーニングしたダムコンクリートを用いて自己収縮試験を実施した。

表-4.1に自己収縮試験を行った各コンクリートダムの諸元を、写真-4.1～4.5にそれぞれ各ダムの完成写真を示す。

表-4.1 自己収縮試験を行ったコンクリートダムの諸元

諸元	単位	ダム名				
		KN	KY	KK	OT	KM
堤高	m	54	65	43	100	45
堤頂長	m	147	462	154	315	127
堤体積	m ³	103,000	531,000	73,000	1,034,000	67,000



写真-4.1 KN ダム



写真-4.2 KY ダム



写真-4.3 KK ダム

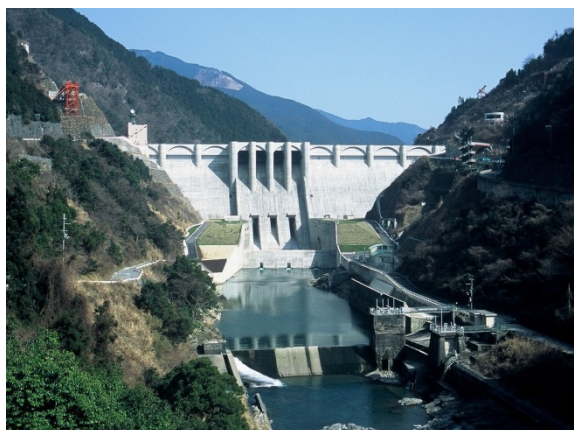


写真-4.4 OT ダム



写真-4.5 KM ダム

このうち原石山を持つダムは、KN ダム、KY ダムおよび OT ダムで、岩種はそれぞれ砂岩、花崗岩および粘板岩混入砂岩であり、骨材製造設備で破碎・ふるい分けにより生産した粗骨材、細骨材を使用している。KK ダムおよび KM ダムは、いずれも購入骨材で施工しており、前者は粗骨材が硬質砂岩と山砂利の混合を、細骨材は山砂を使用しており、後者は粗骨材、細骨材共に流紋岩質溶結凝灰岩である。

使用したセメントは何れもダム用セメントで、BB55 は高炉セメント B 種（高炉スラグの分量：55%）、M は中庸熱ポルトランドセメント、MF30 は中庸熱フライアッシュセメント（フライアッシュの分量：30%）である。

表-4.2 に各コンクリートダムにおける使用セメントの品質を、表-4.3 に各ダムにおけるダムコンクリート（ELCM 工法）の配合を示す。

表-4.2 各コンクリートダムにおける使用セメント

ダム名		KN	KY	KK		OT	KM	
セメントの種類		BB55	BB55	BB55	M	MF30	MF30	
セメントメーカー		A社	B社	C社	C社	D社	E社	
密度	(g/cm ³)	3.00	2.99	3.00	3.20	2.84	2.87	
比表面積	(cm ² /g)	3,340	3,950	3,860	3,270	3,472	3,230	
凝結	水量(%)	28.5	29.7	30.2	27.5	—	—	
	始発(h-min)	3-25	3-32	3-13	2-57	3-41	4-45	
	終結(h-min)	4-40	4-39	4-15	4-07	5-30	6-25	
安定性	パット法	良	良	良	良	良	良	
圧縮強さ (N/mm ²)	3d	12.5	15.2	10.6	12	11.6	12.3	
	7d	22.3	27.3	20.6	17.7	18.1	17.6	
	28d	47.7	55.0	39.2	35.4	33.9	34.1	
	91d	—	—	—	—	62.0	—	
水和熱 ^{*)} (J/g)	7d	217	—	271	273	199	(278)	
	28d	307	—	320	330	248	(325)	
酸化マグネシウム		(%)	4.1	3.63	4.4	1.1	0.76	1.1
三酸化硫黄		(%)	2.5	2.01	2.2	2.3	1.2	1.65
強熱減量		(%)	1.3	0.7	1.8	1.0	1.1	1.2
混和材 混合率	スラグ	(%)	55	54.6	55	—	—	—
	フライアッシュ	(%)	—	—	—	—	30	30

*) ()内は、ベースセメントの中庸熟ポルトランドセメントの試験結果。

表-4.3 自己収縮試験を行ったコンクリートダムの配合 (ELCM 工法)

ダム名	セメント		配合 区分	粗骨材の 最大寸法 (mm)	スランブ (%)	空気量 の範囲 (%)	W/(C+F) (%)	s/a (%)	単 位 量(kgf/m ³)									
	種類 ^{注2)}	メーカー							W	C	F	S	G				混和剤	
													150mm ~80mm	80mm ~40mm	40mm ~20mm	20mm ~5mm		
KN	BB55	A社製	外部	150	3±1	3±1	51.4	26	108	210	—	550	394	392	392	392	0.525	
KY	BB55	B社製	外部	150	4±1	3±1	54.8	22	115	210	—	452	406	406	406	406	0.525	
			内部	150	4±1	3±1	70.6	22	113	160	—	463	416	416	416	416	0.4	
KK	BB55	C社製	外部	150	3±1	3±1	45.3	23	86	190	—	499	428	514	343	428	0.475	
			内部	150	3±1	3±1	65.4	24	85	130	—	533	434	520	347	434	0.325	
	M	C社製	外部	150	3±1	3±1	45.3	23	86	190	—	503	430	517	344	430	0.475	
			内部	150	3±1	3±1	65.4	24	85	130	—	536	434	521	347	434	0.325	
OT	MF30	D社製	外部	150	3±1	3±1	46.7	23	98	147	63	490	413	413	413	412	0.525	
			内部	150	3±1	3±1	72.1	27	101	98	42	591	402	402	402	401	0.35	
KM	MF30	E社製	外部	80	3±1	3.5±1	48.1	29	101	148	62	592	—	511	438	511	0.525	
			内部	80	3±1	3.5±1	68.7	31	103	105	45	648	0.375	508	436	508	0.525	

注2)BB55:ダム用の高炉セメントB種で、高炉スラグの分量は55%、M:中庸熟ポルトランドセメント、MF30:中庸熟フライアッシュセメントで、フライアッシュの分量は30%。

自己収縮試験は、フルサイズの粗骨材で練り混ぜたダムコンクリートを40mふるいでウェットスクリーニングし、従来の150×150×530mmの横型角柱型枠(KMダムのみφ150×530mmで実施)に打ち込んで、埋込型ひずみ計(標点距離:L=100mm)による試験方法によって長手方向の軸ひ

ずみを測定した。なお、供試体はそれぞれ2体ずつ作成して測定し、自己収縮ひずみは2体の平均値（KNダムは3体の平均値）で示した。

写真-4.6～4.8に、KYダムにおける自己収縮試験用の供試体の作成状況を示す。



写真-4.6 自己収縮供試体の作成状況（KYダム）



写真-4.7 脱型後における水分の逸散防止のためのアルミ蒸着テープの貼付け（自己収縮試験体）（KYダム）



写真-4.8 恒温恒湿養生室における自己収縮ひずみの測定状況 (KY ダム)

なお、KN ダム、KY ダムおよびKK ダムについては、各ダム現場へ納入されているセメントメーカーの試験室、OT ダムについては現場のコンクリート試験室、またKMダムについてはコンクリート製造設備の運転管理をお願いしている専門業者のコンクリート試験室の協力を得て実施した。

(2)試験結果および考察

表-4.4に、各ダムの内部および外部コンクリートの自己収縮ひずみの試験結果を示す。

表-4.4 各種ダムコンクリートの自己収縮特性¹²⁾

ダム名	セメント		配合区分	粗骨材の最大寸法 (mm)	水結合材比 W/B (%)	単位結合材量 B (kg/m ³)	自己収縮によるひずみ (×10 ⁻⁶)		
	種類 ^{注2)}	メーカー					材齢3日	材齢7日	材齢28日
KN	BB55	A社製	外部	150	51.4	210	-43	-70	-126
KY	BB55	B社製	外部	150	54.8	210	-9	-25	-93
			内部	150	70.6	160	-13	-13	-15
KK	BB55	C社製	外部	150	45.3	190	-24	-51	-100
			内部	150	65.4	130	-13	-15	-29
	M	C社製	外部	150	45.3	190	-17	-29	-53
			内部	150	65.4	130	-3	-6	-26
OT	MF30	D社製	外部	150	46.6	210	-4	-14	-47
			内部	150	72.1	140	-7	-12	-19
KM ^{注3)}	MF30	E社製	外部	80	48.1	210	-10	-12	-25
			内部	80	70.7	150	-2	-3	-6

注1)養生温度は20℃.

注2)BB55:ダム用の高炉セメントB種で、高炉スラグの分量は55%, M: 中庸熱ポルトランドセメント,

MF30: 中庸熱フライアッシュセメントで、フライアッシュの分量は30%.

注3)供試体は、φ150×530mmで実施.

なお、使用材料ならびに配合については、実際のダムコンクリートの仕様・配合に基づくものであり、セメントの種類およびメーカー、骨材の岩種などはいずれも異なっている(表-4.2, 4.3)。

表-4.4によれば、中庸熟フライアッシュセメント(MF30)に比べてダム用の高炉セメントB種(BB55)を用いたダムコンクリートは、自己収縮ひずみが大きく、特に外部コンクリートにおいては材齢28日でも 100×10^{-6} を上回る自己収縮ひずみが生じることが明らかとなった。また、40mmふるいでウェットスクリーニングしたBB55によるダムコンクリートの自己収縮ひずみは、内部と外部コンクリートとの間に極めて大きな差異が見られることも分かる。

ただし、一般のコンクリートに用いられているセメントに比べて、ダムコンクリートに用いられているセメントは比表面積が小さく水和反応が緩やかな特性を示すため、ダムコンクリートの自己収縮についてはより長期間にわたって測定を行う必要があると考えられる。

なお、これらの自己収縮ひずみはあくまでもウェットスクリーニングしたコンクリートによるものであるため、実際のダムコンクリートの自己収縮特性についてはフルサイズ骨材を用いた本来の配合で検討する必要があると考えられる。

4.2.2 ダムコンクリートの自己収縮ひずみに及ぼす養生温度の影響

(1) 試験概要

コンクリートの自己収縮は、養生温度の影響を受けるとされており、養生温度が高温になるほど水和反応が速まり自己収縮も大きくなる傾向にある。ダムコンクリートは、極めてマッシブなコンクリート構造物であるため、低発熱型セメントが用いられる貧配合コンクリートであるが、堤体内部の上昇温度は長期間にわたって残留する。

そこで、貧配合のダムコンクリートにおいて、養生温度の影響がどの程度作用するかを試験的に検討した。

試験に用いたコンクリートは、表-4.2に示したKNダム、KYダムおよびKKダムにおける外部コンクリートとした。

試験は、予め恒温室で所定の温度に養生した練混ぜ材料でフルサイズ骨材によるダムコンクリートを練混ぜ、40mmふるいによりウェットスクリーニングしたコンクリートを用いた。供試体は、いずれも従来の $150 \times 150 \times 530\text{mm}$ とし、それぞれ2体ずつ作製して脱型後表面をアルミ泊粘着テープで封印し高温高湿室で所定の温度で養生して、自己収縮ひずみを測定した。

(2) 試験結果および考察

試験結果の一例として、図-4.9および図-4.10に、それぞれBB55およびMを用いたKKダムの外部配合コンクリートにおける打込み・養生温度を相違させた場合の自己収縮ひずみの経時変化を示す。

この結果、BB55を用いたコンクリートでは養生温度が 10°C および 20°C とした場合には自己収縮ひずみにさほど大きな差異は生じないが、養生温度を 30°C とすると材齢30日で約 200×10^{-6} 程

度と極めて大きな値を示すことが分かる。一方、Mを用いたコンクリートでは、養生温度による影響はさほど見られないことが分かる。

なお、Mを用いたコンクリートは概ね20日程度で自己収縮ひずみの増進が見られなくなるのに対して、BB55では材齢30日を越えてもその増大傾向がさほど低減せず、特に高温養生時にはその影響が顕著となることが分かる。

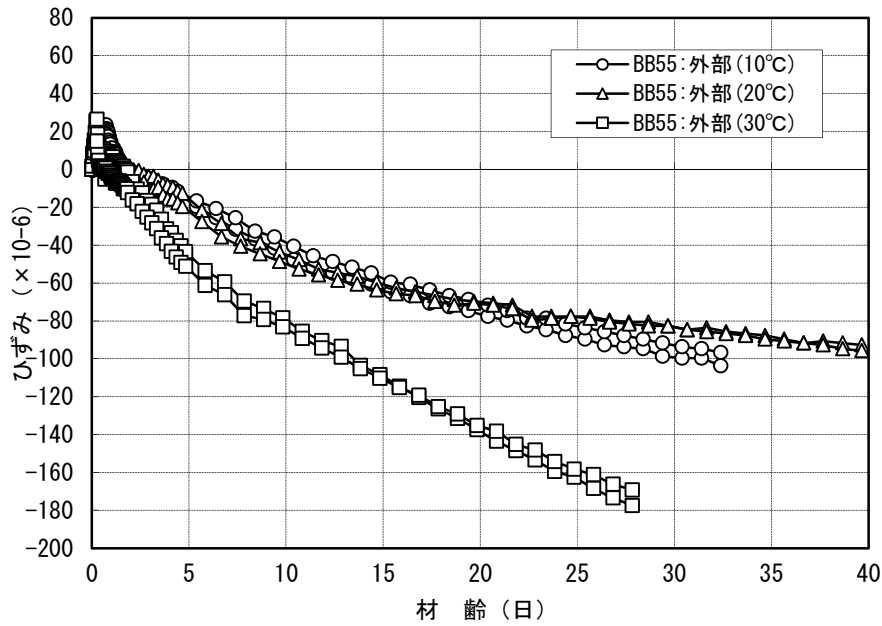


図-4.9 養生温度の違いによる自己収縮ひずみ (KK ダム : BB55) ¹³⁾

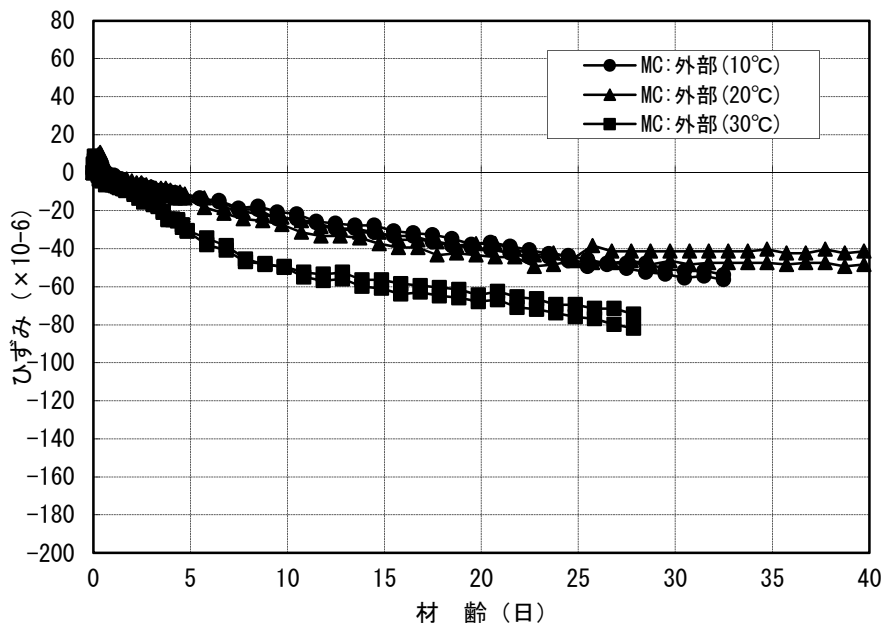


図-4.10 養生温度の違いによる自己収縮ひずみ (KK ダム : M) ¹³⁾

表-4.5 に、各ダムの外部コンクリートにおける自己収縮特性に及ぼす養生温度の影響についての試験結果をとりまとめて示す。

表-4.5 ダムコンクリートの自己収縮特性に及ぼす養生温度の影響

ダム名	セメント		配合区分	水結合材比 W/B (%)	単位結合材量 B (kg/m ³)	温度 (°C)	自己収縮によるひずみ(×10 ⁻⁶)		
	種類 ^{注)}	メーカー					材齢3日	材齢7日	材齢28日
KN	BB55	A社製	外部	51.4	210	10	-20	-47	-89
						20	-43	-70	-126
						30	-31	-58	-109
KY	BB55	B社製	外部	54.8	210	10	-26	-48	-84
						20	-9	-25	-93
						25	-17	-38	-124
KK	BB55	C社製	外部	45.3	190	10	-25	-45	-122
						20	-24	-51	-100
						30	-42	-84	-194
	M	C社製	外部	45.3	190	10	-10	-19	-52
						20	-17	-29	-53
						30	-23	-48	-87

注)BB55:ダム用の高炉セメントB種で、高炉スラグの分量は55%、M:中庸熟ポルトランドセメント。

これによれば、養生温度が高くなると自己収縮ひずみは概ね大きくなる傾向は見られ、貧配合のダムコンクリートにおいても自己収縮ひずみの温度依存性は確認できる。

図-4.10 に、BB および M を用いたコンクリートの養生温度の違いによる材齢 28 日における自己収縮ひずみを示す。この結果、セメントの種類によらず、養生温度が 10°C から 20°C では自己収縮ひずみに大きな差異は見られないが、20°C を超えると自己収縮ひずみは急激に増大する傾向が見られることが明らかとなった。

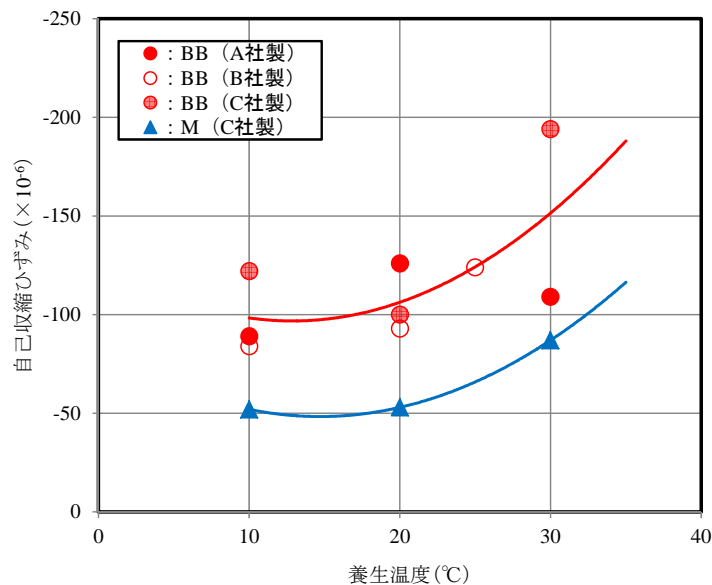


図-4.11 BB および M を用いたコンクリートの養生温度の違いによる自己収縮ひずみ (材齢 28 日)

4.2.3 ダムコンクリートの自己収縮ひずみに及ぼす高炉スラグ分量の影響

(1)試験概要

これまでの研究で、貧配合のダムコンクリートにおいても、比較的大きな自己収縮が生じることが明らかとなった。

ここでは、高炉スラグの影響を把握するために、セメントにおける高炉スラグの分量を高炉セメント B 種の範囲内で増減させた場合の影響について検討を試みた。

基本となるコンクリートは、表-4.2 に示した KK ダムの BB55（高炉スラグの分量：55%）による外部コンクリートとし、高炉スラグの分量を 50%および 58%としたセメントを用いて、自己収縮の比較試験を行った。

なお、試験には、40mm ふるいによりウェットスクリーニングしたコンクリートを用いた。供試体は、いずれも従来の 150×150×530mm とし、埋込型ひずみ計によって軸ひずみを計測した。

(2)試験結果および考察

表-4.6 に、高炉セメントにおける高炉スラグの分量を増減させた場合におけるダムコンクリートの自己収縮ひずみの測定結果（2体の平均値）を示す。

表-4.6 ダムコンクリートの自己収縮特性に及ぼす高炉スラグ分量の影響

ダム名	セメント		配合区分	水結合材比 W/B (%)	単位結合材量 B (kg/m ³)	自己収縮によるひずみ (×10 ⁻⁶)		
	種類 ^{注)}	メーカー				材齢3日	材齢7日	材齢28日
KK	BB58	C社製	外部	45.3	190	-30	-53	-128
	BB55					-24	-51	-100
	BB50					-29	-43	-97

注)養生温度は20°C.

この結果、同一配合において、高炉スラグの分量を低減させたセメントを用いることで自己収縮ひずみは低減する傾向が見られる。

一方で、高炉スラグの分量を低減させると断熱温度上昇特性における終局値は高くなり、温度応力の影響が大きくなるので、注意が必要である。

4.2.4 ダムコンクリートの自己収縮ひずみに及ぼす混和剤の影響

(1)試験概要

ここでは、混和剤の影響を把握するために、通常のコンクリート打設時に用いられる遅延型の AE 減水剤と冬期の打設時に用いられる標準型の AE 減水剤を添加した場合における比較試験を行った。

使用したコンクリートは、表-4.2 に示した KY ダムの BB55 (高炉スラグの分量: 55%) による外部コンクリートとし、冬期の打設を考慮してコンクリートの練上がり温度を 10°C として、AE 減水剤を遅延型 (ポゾリス No.8) と標準型 (No.70) を用いた場合について試験を行った。

なお、試験には、40mm ふるいによりウェットスクリーニングしたコンクリートを用いた。供試体は、いずれも従来の 150×150×530mm とし、埋込型ひずみ計によって軸ひずみを計測した。

(2)試験結果および考察

表-4.7 および図-4.11 に、自己収縮ひずみの測定結果 (2 体の平均値) を示す。

表-4.7 ダムコンクリートの自己収縮特性に及ぼす混和剤の影響

ダム名	セメント		配合区分	水結合材比 W/B (%)	単位結合材量 B (kg/m ³)	AE減水剤の種類	養生温度 (°C)	自己収縮ひずみ (×10 ⁻⁶)		
	種類	メーカー						材齢3日	材齢7日	材齢28日
KY	BB55	C社製	外部	54.8	210	遅延型 (No.8)	10	-13	-28	-93
			内部	70.6	160	標準型 (No.70)	10	-21	-42	-124

この結果、BB を用いた外部コンクリートで 10°C の養生温度において、AE 減水剤を遅延型 (No.8) から標準型 (No.70) に替えた場合、遅延型に比べて標準型の自己収縮ひずみは材齢 28 日で 30% 以上も大きくなるのが分かる。

すなわち、遅延型の AE 減水剤の場合は、セメントの水和反応を遅らせる効果があるので、自己収縮の反応も緩やかになるものと推測される。

したがって、養生温度が低い冬期であっても、AE 減水剤の切替時期は逆に自己収縮ひずみは大きくなる可能性があるため、注意が必要である。

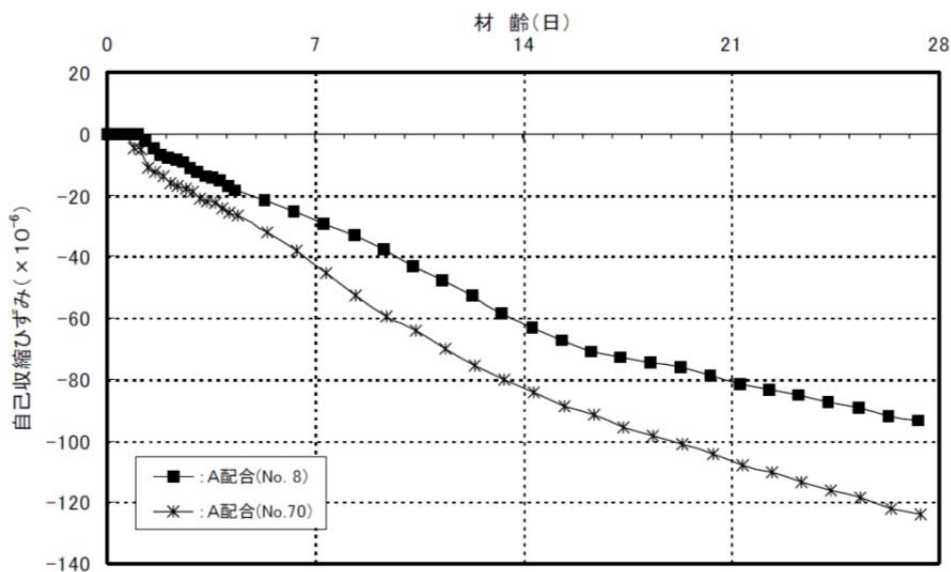


図-4.11 AE 減水剤の違いによる自己収縮ひずみ (KY ダム : BB)

4.6 まとめ

コンクリートの自己収縮ひずみの発生機構および測定方法について示すと共に、ダムコンクリートの自己収縮特性について、幾つかのダムにおける試験結果、養生温度や混和材の分量の影響の検討を行った。

本章で得られた知見をとりまとめて、以下に示す。

- (1) 複数の重力式コンクリートダムの施工に際して、40mmふるいでウェットスクリーニングしたダムコンクリートの自己収縮試験を実施し、単位結合材量の少ない貧配合のダムコンクリートにおいても自己収縮ひずみが生じることが明らかとなった。
- (2) 特に、ダム用の高炉セメントB種を用いた外部コンクリートでは材齢28日において 100×10^{-6} （養生温度20℃）を上回る自己収縮ひずみを生じることが明らかとなった。
- (3) ダム用のセメントは比表面積が小さく水和反応が緩やかな特性を示すため、材齢28日に至っても自己収縮ひずみは増大し続けていることから、ダムコンクリートの自己収縮についてはより長期間にわたって測定を行う必要があると考えられる。
- (4) 一般のコンクリートと同様に、貧配合で硬練りのダムコンクリートにおいても、養生温度が上がると自己収縮ひずみは大きくなり、セメントの種類にかかわらず養生温度が20℃を超えると急激に増大する傾向にあることが把握できた。
- (5) 高炉セメントB種を用いたダムコンクリートにおいても、高炉スラグの置換率の増減に応じて自己収縮ひずみも増減することが明らかとなった。
- (6) AE減水剤を遅延型から標準型に切替えた場合、遅延型に比べて標準型の自己収縮ひずみは材齢28日で30%以上も大きくなることが明らかとなり、養生温度が低い冬期であってもAE減水剤の切替時期で逆に自己収縮ひずみは大きくなる可能性があるので注意が必要である。

<参考文献>

- 1) Davis, H. E. : Autogenous volume change of concrete, Proc. ASTM, Vol. 40, pp. 1103-1110, 1940.
- 2) Houk, I. E. Jr., Borce, O. E. and Houghton, D. L. : Studies of autogenous volume change in concrete for Dworshak Dam, ACI Journal, July 1969.
- 3) Guide to Mass Concrete : ACI Committee 207, ACI 207.1R-05, 2006.
- 4) 緒方英彦, 服部九二雄, 長束勇, 朝河哲也, 青山咸康 : フルサイズの粗骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮特性, 農業土木学会論文集, No.246, pp.103-113, 2006.
- 5) 田澤栄一, 宮澤伸吾 : セメント系材料の自己収縮に及ぼす結合材料および配合の影響, 土木学会論文集, No.502/V-25, pp.43-52, 1994.
- 6) 田澤栄一, 宮澤伸吾 : 水和による自己収縮, コンクリート工学, Vol.32, No.9, 1994.
- 7) 日本コンクリート工学協会 : 自己収縮研究委員会報告書, 1996.
- 8) 土木学会 : 2002年版 コンクリート標準示方書 改訂資料, コンクリートライブラリー108,

pp.13-16, 平成 14 年.

- 9) 谷村 充, 富田六郎, : 第 4 節 体積変化制御の物理と化学, コンクリート混和材料ハンドブック, (社)日本材料学会編, (株)エヌ・ティー・エス, pp.78-90, 2004.
- 10) 土木学会 : セメントペースト, モルタルおよびコンクリートの自己収縮および自己膨張試験方法 (案), 2013 年制定コンクリート標準示方書 [規準編] 土木学会規準および関連規準, pp. 534-536, 2013.
- 11) 日本コンクリート工学協会 : 超流動コンクリート研究委員会報告書 (II), 1994.
- 12) 佐藤英明, 宮澤伸吾 : ダムコンクリートにおける自己収縮ひずみの評価方法に関する研究, 土木学会論文集 E2, Vol.72, No.2, pp.97-108, 2016.
- 13) 佐藤英明, 平野晃臣 : ダム用コンクリートの自己収縮特性における養生温度等の影響, 土木学会第 53 回年次学術講演会講演概要集, pp.762-763, 1998.

第5章 フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみの試験方法

5.1 はじめに

第4章では、実際のコンクリートダムの配合を用いて、40mmふるいでウェットスクリーニングしたダムコンクリートの自己収縮特性について実験的に研究を行った。その結果、セメントの種類や配合、養生温度などによっては無視できない大きさの自己収縮ひずみが発生することが明らかとなった。一方、ダムコンクリートの自己収縮に関する既往の研究報告^{1)~4)}では、一部を除きその殆どが同じようにウェットスクリーニングしたコンクリートによる試験結果である。しかし、これらの試験結果は、研究者により供試体形状や寸法、測定方法など自己収縮ひずみの試験方法が異なるため、単純に比較することができない。

そこで、本章では、実際のダムコンクリートの自己収縮特性を把握するために、フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートによる自己収縮の試験方法について検討を行った。また、新たに考案したフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮試験方法によって、自己収縮に及ぼすセメントの種類の影響を定量的に評価するために、実際のダムコンクリートについての自己収縮試験を実施して検討を行った。

5.2 従来の試験方法によるダムコンクリートの自己収縮の測定

5.2.1 試験概要

フルサイズの粗骨材を用いた実際のダムコンクリートの自己収縮ひずみの試験方法については、従来の高流動コンクリートの自己収縮試験方法⁵⁾を参考にし、粗骨材最大寸法150mmを考慮して500×500×2,000mmの角柱大型供試体を製作して行った⁶⁾。供試体内部に埋設した埋込型ひずみ計は、測定の信頼性を考慮して粗骨材の寸法の3倍以上の標点距離を持つ埋込型ひずみ計($L=500\text{mm}$, $E \approx 1,000\text{N/mm}^2$: 特注品)を新たに製作して用いた。

試験は、施工中の重力式コンクリートダム(OTダム)現場で実施したが、供試体が極めて大型で現場のコンクリート試験室内では行うことができなかったため、比較的温湿度の安定したリムグラウチングトンネル内で型枠を製作しコンクリートの打設を行った。供試体の型枠は構成型枠を使用し、ダムコンクリートの締固めには高周波バイブレータを使用した。

写真-5.1に大型供試体の型枠組立状況および特注の埋込型ひずみ計の設置状況を、写真-5.2にダムコンクリートの打設状況および締固め状況を示す。



写真-5.1 型枠組立状況



写真-5.2 コンクリートの打設状況

供試体は材齢3日目に型枠を脱型して、水分の逸散を防止するために周囲をアルミ箔粘着テープにてシールした(写真-5.3)。また、供試体周囲の環境温度を安定に保つために、直ちに20℃の水中養生とした。

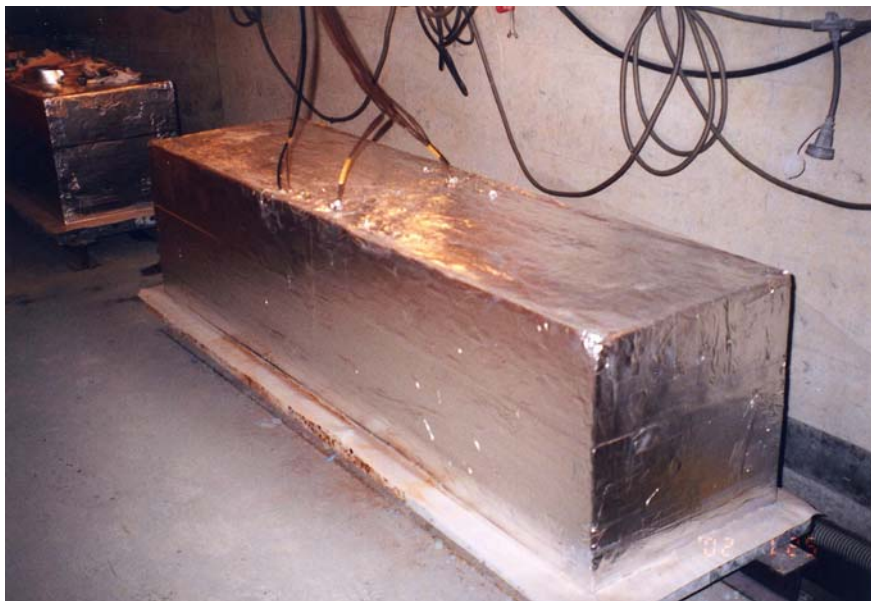


写真-5.3 500×500×2,000mmの角柱大型供試体⁶⁾

また、粗骨材寸法の影響を調べるために、ウェットスクリーニングによって粗骨材の最大寸法を低減させた供試体 150×150×530mm ($G_{max}=40\text{mm}$) および 100×100×400mm ($G_{max}=20\text{mm}$) を製作して測定結果を比較した。なお、供試体はそれぞれ2体製作した。

5.2.2 使用材料および配合

試験は、コンクリートダムの外部コンクリートを対象とした。表-5.1 に、試験に用いた実際のダムコンクリートの配合を示す。

表-5.1 試験に用いたダムコンクリートの外部配合

配合区分	粗骨材の最大寸法 (mm)	スランプ (%)	空気量の範囲 (%)	W/(C+F) (%)	s/a (%)	単 位 量(kgf/m ³)							
						W	C+F	S	G				混和剤
									150mm ~80mm	80mm ~40mm	40mm ~20mm	20mm ~5mm	
外部	150	3±1	3±1	46.6	23	98	210	490	413	413	413	412	0.525

使用したセメントは中庸熟フライアッシュセメント（密度：2.85，比表面積：3,570cm²/g，フライアッシュの分量：30%）を，骨材は粘板岩混入砂岩碎石（表乾比重：2.69）を用いた。

5.2.3 試験結果および考察

(1)コンクリートの打込み温度および凝結試験結果

試験の実施が冬期であったことから、コンクリートの打込み温度はいずれも 8.4℃であった。

また、プロクター貫入抵抗による凝結硬化速度試験の結果、雰囲気温度が約 16℃の基で凝結始発は 12h00min，終結は 16h30min あった。

(2) 熱膨張試験結果

自己収縮試験終了後（材齢 2 ヶ月後）に、養生水温を 10℃および 30℃に変化させて、各供試体の温度ひずみを測定し、熱膨張係数の測定を行った。表-5.2 および図-5.1 に、各供試体における熱膨張係数の試験結果の平均値を示す。

表-5.2 熱膨張係数の試験結果

粗骨材 最大寸法	熱膨張係数 (1/°C)
150mm	8.34×10^{-6}
40mm	7.54×10^{-6}
20mm	7.74×10^{-6}

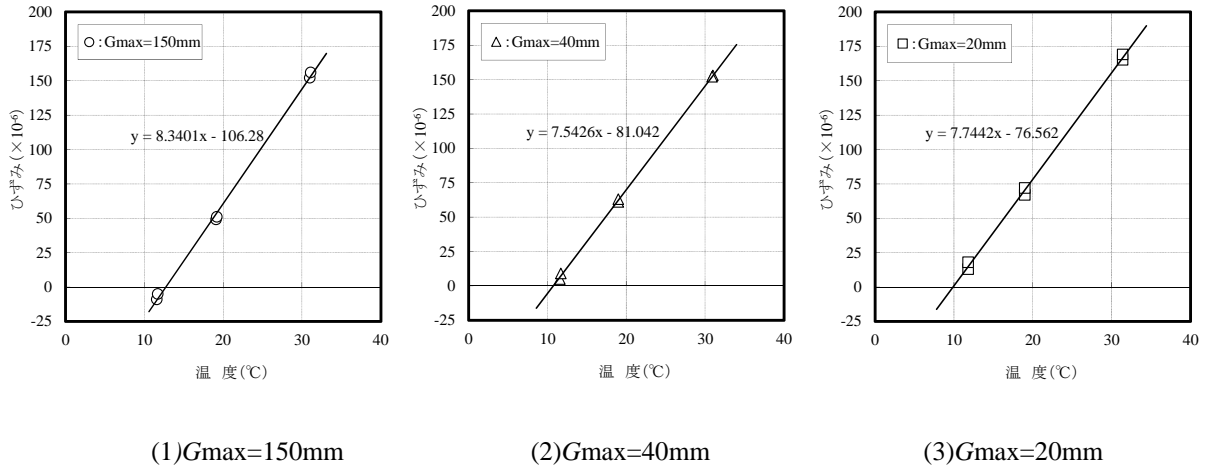


図-5.1 熱膨張係数の試験結果

この結果、粗骨材寸法が 40mm および 20mm の供試体では熱膨張係数にさほど大きな差異は見られないが、150mm の大型供試体については 40~150mm の粗骨材の影響を受けて熱膨張係数は約 10%大きい値を示した。

(3)自己収縮試験結果

自己収縮ひずみは凝結始発をひずみの起点として整理し、温度ひずみは表-5.2 に示した熱膨張係数試験結果によって補正した。

図-5.2 に、各コンクリート供試体における自己収縮ひずみの経時変化を示す。

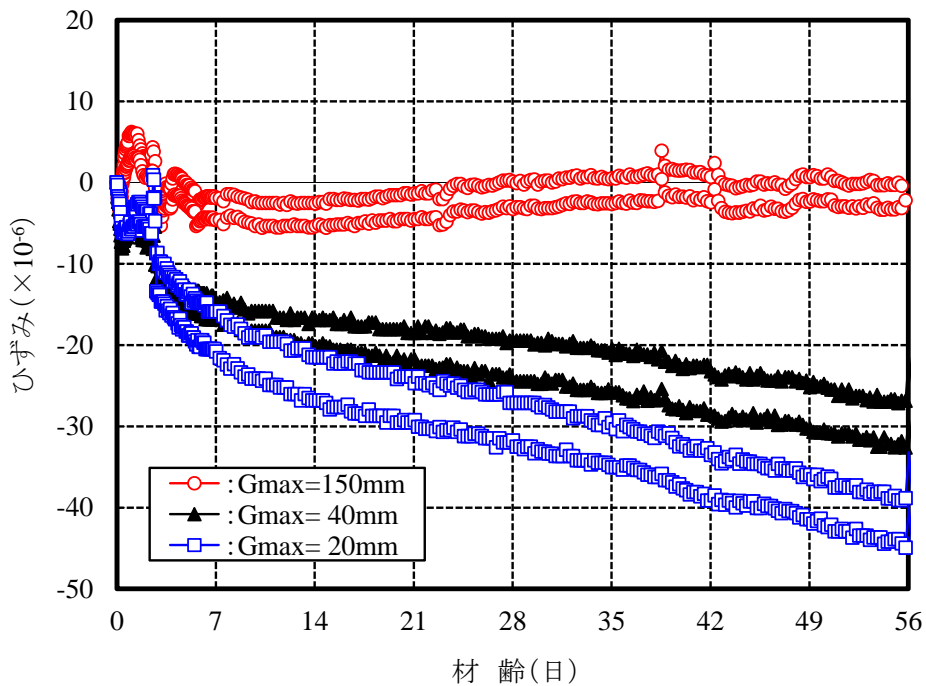


図-5.2 各種供試体による自己収縮ひずみの試験結果

ここで、最大膨張ひずみを0として整理すると図-5.3のとおり各供試体2体の試験結果が概ね一致し、特に $G_{max}=150\text{mm}$ および $G_{max}=40\text{mm}$ は良い一致を示す傾向にあることが分かる。

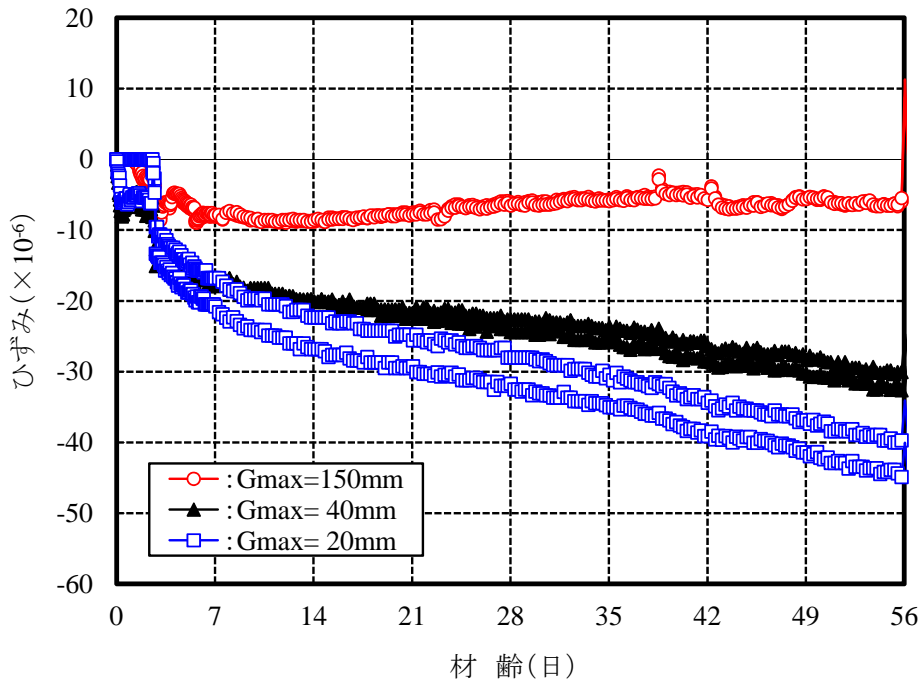


図-5.3 最大膨張ひずみを0として整理した各種供試体による自己収縮ひずみの試験結果

これより、中庸熱フライアッシュセメントによる外部コンクリートの自己収縮ひずみは、ウェットスクリーニングによって粗骨材の最大寸法が小さくなるほど大きくなる事が分かる。すなわち、供試体内における見かけ上のモルタル分が多くなるほど、自己収縮ひずみは大きくなる傾向を示す。また、使用セメントが中庸熱フライアッシュセメントであるにもかかわらず、小型供試体では比較的大きな自己収縮ひずみが生じており、また材齢8週を経過しても収縮ひずみが低減する傾向は見られない。

一方、 $G_{max}=150\text{mm}$ のフルサイズ骨材を用いた外部コンクリートによる大型供試体では、発生する収縮ひずみが最大でも 10×10^{-6} 程度と小さく、また材齢14日以降ではやや膨張傾向を示している。この原因については明らかではないが、ウェットスクリーニングした試験結果からセメントペースト部分の収縮がないとは言えないので、

- ・ 埋設したひずみ計は標点距離が $L=500\text{mm}$ であるが材質、直径は $L=100\text{mm}$ のものと同じであるため、供試体に埋め込む際に大粒径の粗骨材による上載荷重の影響で曲げひずみが生じた。
- ・ 大型バイブレータによる締め固め時の振動の影響などにより、ひずみ計が変形、移動、或いは故障した。

などの何らかの(複合)要因によって、収縮による軸ひずみが正確に測定できなかったものと考えられる。

(4)考察

以上、ダムコンクリートの自己収縮特性において、粗骨材の最大寸法の影響について試験的検討を行ってきた。

今回の結果で得られた知見をとりまとめて、以下に示す。

- (1) 中庸熟フライアッシュセメントを用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみは、ウェットスクリーニングによる小型供試体 ($G_{max}=40\text{mm}$ および 20mm) では自己収縮ひずみは材齢 8 週を過ぎても増大する傾向を示す。
- (2) 一方、フルサイズの粗骨材を用いた横置き的大型角柱供試体では自己収縮ひずみは最大でも 10×10^{-6} 程度と極めて小さい値を示したが、セメントペースト部分の自己収縮がないとは考えられないので、大粒径粗骨材による荷重や大型バイブレータによる振動の影響などによって正確な収縮ひずみが測定できなかったものと考えられる。
- (3) 貧配合のダムコンクリートにおいては、従来温度ひずみの制御が主であり、自己収縮ひずみの影響はさほど問題視はされていなかったが、とりわけ内部の温度上昇の大きい暑中時などでは、ひび割れ制御に関し温度ひずみと併せて自己収縮ひずみについても十分な検討を行う必要があると考える。
- (4) フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの試験方法として、従来の方法を用いたが、この試験方法では、供試体重量が大きいため、供試体の移動が容易ではなく、底面の水分逸散防止処理が難しい。
- (5) また、供試体寸法が大型になるほどセメントの水和熱により内部温度が上昇し大きな温度分布が生じるが、横置きの供試体では底面部と上面・側面部の放熱状態を同一の条件にするのが難しい。

5.3 供試体の形状に関する検討

5.3.1 試験概要

横置き角柱供試体における課題を解決するために、粗骨材寸法の大きなダムコンクリートについては、縦型の供試体として鉛直方向の軸ひずみを測定する方法を考えた。また、供試体内部の不均一な温度分布による曲げひずみが排除できるよう、供試体は側面からの放熱状態が均一となる円柱とすることで、正確な自己収縮ひずみが測定できるものと考えられる。なお、伊代田らは $\phi 100 \times 200\text{mm}$ のサミットモールドを利用したモルタルの自己収縮特性について報告している⁷⁾が、これまで縦型の円柱供試体によるコンクリートの自己収縮試験についての報告はほとんど見られない。

そこで、縦型供試体による試験方法の妥当性を確認するために、角柱横置き供試体との比較試験を行った(写真-5.4)。比較試験は、簡便のために $150 \times 150 \times 530\text{mm}$ の角柱供試体および $\phi 150 \times 530\text{mm}$ の円柱供試体を用い、埋込型ひずみ計(標点距離: $L=100\text{mm}$, 見かけの弾性係数: E



写真-5.4 150×150×530mm の角柱供試体用型枠
と φ150×530mm の円柱供試体用型枠



写真-5.5 250 l の傾胴式コンクリートミキサによるフルサイズ骨材を用いた
ダムコンクリートの練混ぜおよび排出状況



写真-5.6 40mmふるいによるウェットスクリーニング

≒40N/mm²)を設置して軸ひずみを測定する方法とした⁸⁾。

なお、コンクリートの練混ぜには容量250 lの傾胴式コンクリートミキサ(写真-5.5)を用い、練り上がったコンクリートは40mmふるいにてウェットスクリーニング(写真-5.6)して供試体を作成した。

円柱供試体は、型枠を脱型せずに上面には乾燥防止用のエポキシ系防水剤およびコーキング剤でシールした。角柱供試体については、打設後1日で脱型しアルミ粘着テープを巻き水分の逸散を防止した。円柱および角柱供試体は、各配合ともにそれぞれ2体ずつ作製し恒温恒湿室(20±2℃, R.H.80%)にて養生した。なお、型枠による拘束を低減するために、円柱型枠の側面、角柱型枠の底面にはテフロンシート(厚さ1mm)を設置した。

5.3.2 使用材料および配合

試験に用いたダムコンクリートは、表4章で示した実際のコンクリートダムで用いた配合の打ち、比較的大きな自己収縮ひずみが生じたKKダムのダム用の高炉セメントB種(BB55:密度3.00g/cm³,比表面積4,010cm²/g,高炉スラグの分量55%(一般の高炉セメントB種では40~45%))による内部および外部コンクリートとした。

表-5.3 ダムコンクリートの配合(KKダム)

配合区分	粗骨材 最大寸法 (mm)	スランブ の範囲 (cm)	空気量 の範囲 (%)	水セメ ント比 W/C (%)	細骨 材率 s/a (%)	単 位 量 (kg/m ³)								
						水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G				混和剤 ^{*)}	
									150mm ~80mm	80mm ~40mm	40mm ~20mm	20mm ~5mm	Ad-1	Ad-2
内部	150	3±1	3±1	65.4	24	85	130	533	434	520	347	434	0.325	0.016
外部	150	3±1	3±1	45.3	23	86	190	499	428	514	343	428	0.475	0.076

*) Ad-1: AE減水剤(リグニン系遅延型), Ad-2: AE助剤(空気連行剤)。

表-5.3に、ダムコンクリートの配合（KKダム）を示す。

なお、細骨材は山砂（表乾密度：2.65 g/cm³，吸水率1.03%，粗粒率2.72）を，150～80mm，80～40mmおよび40～20mmの粗骨材は硬質砂岩碎石（表乾密度：2.72～2.74g/cm³，吸水率0.22～0.40%）を用い，20～5mmの粗骨材については山砂利（表乾密度：2.64g/cm³，吸水率0.66%）を用いた。

5.3.3 試験結果および考察

図-5.2に、それぞれ2体の材齢1年まで測定した自己収縮ひずみの平均値について、経時変化を示す。一般にコンクリートの自己収縮ひずみは、凝結始発以降のひずみと定義⁵⁾されており、今回のウェットスクリーニングしたダムコンクリートについても、凝結始発からひずみの測定を行った。なお、セメントの水和熱により供試体は温度変化を生じるので、供試体中心部の温度を測定し温度ひずみを除去した。温度上昇は外部コンクリートで最大5°C程度であった。

なお、コンクリートの熱膨張係数については材齢1年後に試験を行い、内部コンクリートは 10.5×10^{-6} (1/°C)，外部コンクリートは 10.7×10^{-6} (1/°C) であった。

ここで、凝結始発から材齢約1日までのごく初期材齢で 30×10^{-6} 程度の膨張ひずみが測定されたが、収縮ひずみレベルの小さいダムコンクリートでは、膨張ひずみが自己収縮ひずみの評価に及ぼす影響は大きいと言える。しかし、膨張ひずみの発生原因や温度補正のためのごく初期材齢時のコンクリートの熱膨張係数など不明な点も多いのが現状であり、これらの点については今後の研究課題と考えられる。

そこで、本研究では、ダムコンクリートの温度応力の検討において安全側の評価となるよう、最大膨張時以降の収縮ひずみを自己収縮ひずみとして整理した。

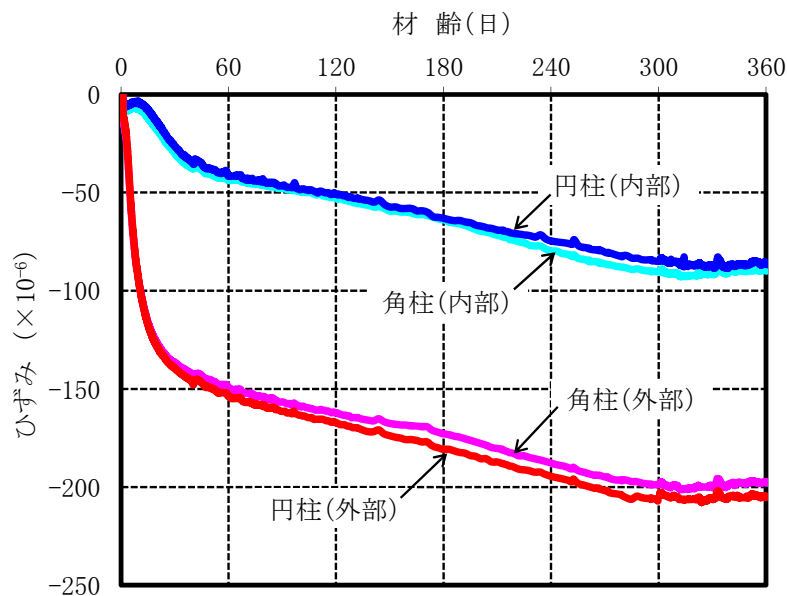


図-5.4 40mmふるいでウェットスクリーニングしたダムコンクリートの自己収縮ひずみ⁸⁾

図-5.4 に示すとおり、内部および外部コンクリートともに、一般的な横置き角柱供試体と縦型円柱供試体の試験結果には有意な差異は見られない。これより、いずれの供試体形状によっても自己収縮ひずみは適切に評価できると言える。

5.4 埋込型ひずみ計による測定方法に関する検討

5.4.1 埋込型ひずみ計の剛性に関する検討

(1) 試験概要

従来、コンクリートに埋め込むひずみ計は、見かけの弾性係数が高いタイプ（例えば、 $E \approx 1,000\text{N/mm}^2$ ）が用いられているのが一般的であった。その後、若材齢からのコンクリートの内部ひずみを測定する場合に対応するために、低弾性タイプ（例えば、 $E \approx 40\text{N/mm}^2$ ）の埋込型ひずみ計が開発されてきた。自己収縮ひずみの測定でも、セメントの凝結が始発する初期材齢から測定する必要があるため、最近は見かけの弾性係数の小さい低弾性タイプの埋込型ひずみ計が用いられることが多い。筆者も、ウェットスクリーニングしたダムコンクリートについては、これまで標点距離が100mmの低弾性タイプのひずみ計を用いてきた。

一方、粗骨材最大寸法が150mmにもなるフルサイズ骨材のダムコンクリートの自己収縮ひずみの測定を行う場合、標点距離の短いひずみ計を使用すると、モルタル分の局所的な収縮ひずみ分布の影響を受け、コンクリート全体としての挙動を正確に把握できない可能性も考えられる。そのため、ひずみ計の標点距離は大きくとる必要があるが、標点距離を大きくしたひずみ計は構造上見かけの弾性係数を小さくすることが難しい。

そこで、見かけの弾性係数が異なる2種類の埋込型ひずみ計による自己収縮ひずみの追従性について、比較試験を行った。試験に用いたダムコンクリートの使用材料は5.3.2と同じとし、配合については自己収縮ひずみが大きい表-5.3に示した外部コンクリートとして、40mmふるいでウェットスクリーニングして用いた。埋込型ひずみ計は、標点距離が100mmで見かけの弾性係数が異なる2種類（ $E \approx 1,000\text{N/mm}^2$ および 40N/mm^2 ）を、それぞれ150×150×530mmの角柱供試体およびφ150×530mmの円柱供試体に設置して、コンクリートを打ち込み測定した。

(2) 試験結果

図-5.5に測定結果を示すが、初期材齢におけるコンクリートの自己収縮ひずみは、いずれの形状の供試体においても埋込型ひずみ計の見かけの弾性係数の違いによらず同等であることが分かる。これより、硬練りのダムコンクリートの自己収縮の測定においては、見かけの弾性係数の高い埋込型ひずみ計でも問題がないことが明らかとなった。

また、一般的な横置き角柱供試体と縦型円柱供試体の試験結果には有意な差異は見られないことから、縦型の円柱供試体による自己収縮ひずみの測定方法は従来の試験方法と同等の結果を得ることができることが確認できた。

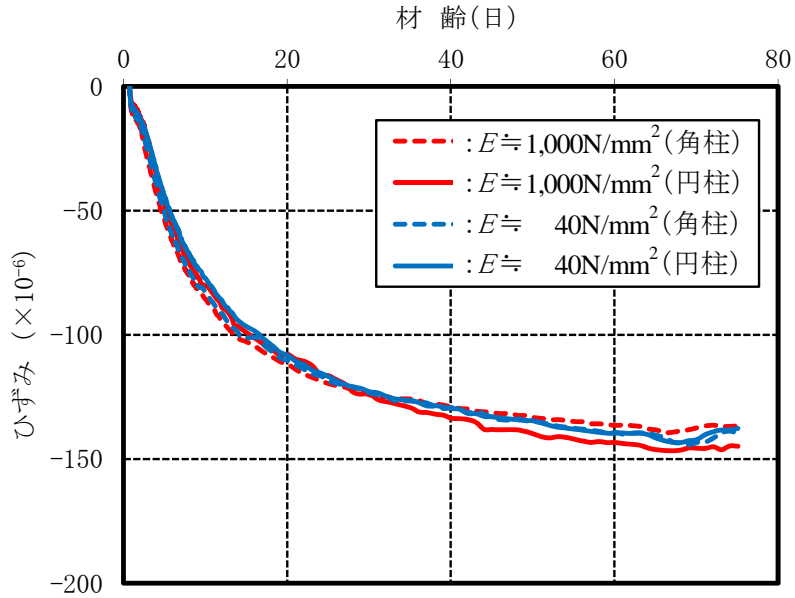


図-5.5 見かけの弾性係数の異なる埋込型ひずみ計によるダムコンクリートの自己収縮ひずみ

5.4.2 埋込型ひずみ計とコンタクトゲージによる自己収縮ひずみの比較

(1) 試験概要

フルサイズ骨材を有するダムコンクリートの自己収縮ひずみの測定については、5.4.1の試験結果を受けて5.2.1で示した剛性が高く、標点距離が500mmと粗骨材の最大寸法 ($G_{\max}=150\text{mm}$) の3倍以上とした埋込型ひずみ計（標点距離： $L=500\text{mm}$ ，見かけの弾性係数： $E \approx 1,000\text{N/mm}^2$ ，写真-5.7）を用いるものとした、



写真-5.7 標点距離 $L=500\text{mm}$ の大型の埋込型ひずみ計（特注品）

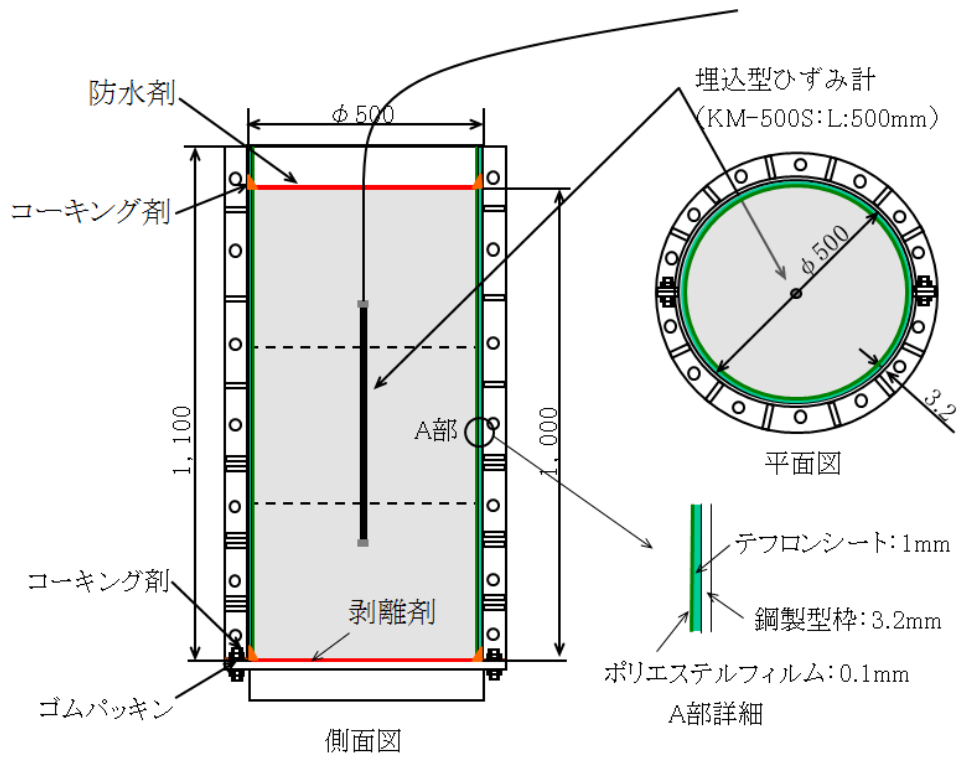


図-5.6 大型円柱供試体⁹⁾



写真-5.8 大型円柱供試体用鋼製型枠 (特注品)

開発した埋込型ひずみ計の信頼性を確認するために、同一供試体においてコンタクトゲート法 (JIS A 1129-2) との比較試験を行った。試験には、前述したダム用の高炉セメント B 種によるフルサイズの粗骨材の外部コンクリートを用い、縦型の大型円柱供試体⁹⁾ (φ500×1,000mm, 図-5.6

および写真-5.8参照) の中央部に鉛直に設置した埋込型ひずみ計の値と供試体表面の円周方向に等間隔に8箇所設置したコンタクトゲージ (基長: 300mm, ダイアルゲージの目量: 0.001mm) による鉛直ひずみの平均値を比較した¹⁰⁾。大型および小型供試体用の型枠は、いずれも鋼製とし、型枠による拘束を軽減するために、型枠内側面にはテフロンシートを設置すると共に、底面は剥離剤を塗布した。コンクリート打込み後、直ちに上面からの乾燥を防ぐ処置を施し、材齢2日目に脱型して水分の蒸発を防ぐためにアルミ箔粘着シートで全面をシールし、その表面にコンタクトチップを設置した。また、供試体は20±2℃, R.H.80%の恒温恒湿室で養生し、約1年間にわたって測定を行った (写真-5.9参照)。なお、供試体が大型でありシール作業およびコンタクトチップの設置作業に時間を要したため、コンタクトゲージによる測定は材齢4日から開始した。



写真-5.9 コンタクトゲージによる鉛直ひずみの測定¹¹⁾

供試体は水和熱による温度上昇に伴い温度変化を生じるので、供試体中心部の温度変化の測定値を用いて温度ひずみを除去し、自己収縮ひずみとした。なお、大型供試体中心部と表面部との温度差は、最大でも約1℃であった。コンクリートの熱膨張係数については、材齢1年後に試験を実施し、その試験結果に基づいて定めた (図-5.7)。

- ・フルサイズ骨材を用いた外部コンクリートの熱膨張係数 : $9.3 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$

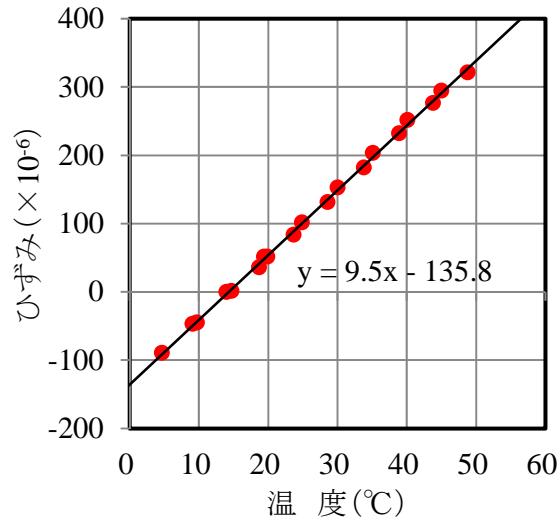


図-5.7 フルサイズ骨材を用いた外部コンクリートの熱膨張係数の試験結果

(2)試験結果

図-5.8に、材齢4日をひずみの起点として整理した自己収縮ひずみの測定結果を示す。

この結果、埋込型ひずみ計およびコンタクトゲージ法による自己収縮ひずみの測定値は良い一致を示しており、本研究で開発した標点距離500mmの埋込型ひずみ計によりダムコンクリートの自己収縮ひずみを長期間にわたり十分な精度で測定できることが確認できた

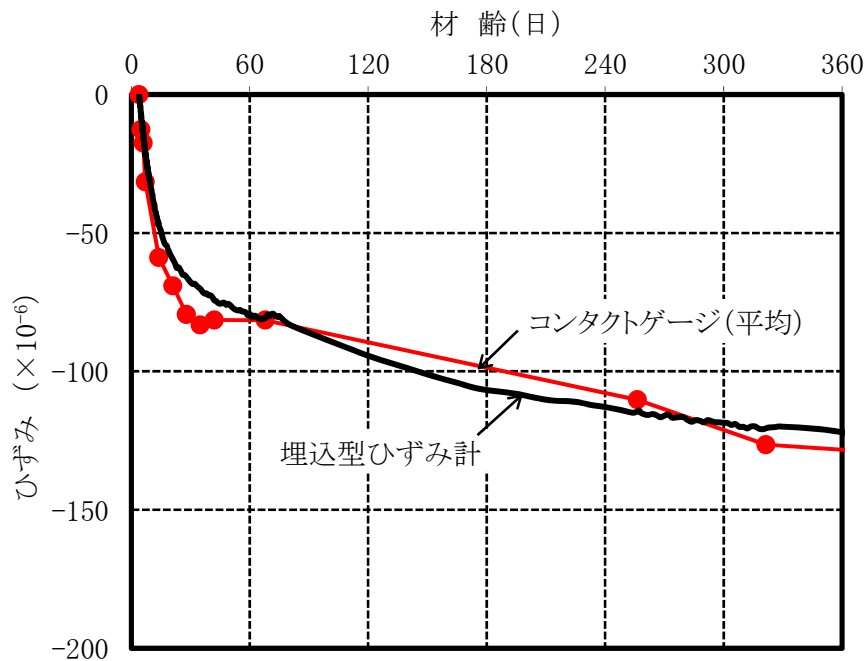


図-5.8 大型円柱供試体における埋込型ひずみ計とコンタクトゲージによる鉛直ひずみとの比較¹¹⁾

5.5 各種セメントを用いたフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮特性

5.5.1 使用材料および配合

表-4.3 に示したように、5 箇所コンクリートダムの施工の際に実施した試験結果から、他のセメントに比べてダム用の高炉セメント B 種を用いたダムコンクリートでは自己収縮ひずみが大きくなる傾向が認められた。

本節では、自己収縮に及ぼすセメントの種類の影響を定量的に評価するために、使用する骨材および混和剤ならびに試験条件を統一して、各種低熱型セメントを用いてフルサイズ骨材のダムコンクリートの自己収縮特性について検討を行った¹¹⁾。

試験に使用したダムコンクリートは、表-4.2 に示した KK ダムの内部および外部コンクリートの配合を基本とした。比較に用いたセメントは、ダム用の高炉セメント B 種 (BB) に加えて、中庸熟ポルトランドセメント (M)、中庸熟フライアッシュセメント (MF: フライアッシュの分量は 30%)、ならびに低発熱・収縮抑制型高炉セメント (LBB)⁸⁾ にフライアッシュを 15% 置換したもの (LBB+F) とした。表-5.4 に使用材料を、表-5.5 に比較試験を行ったコンクリートの配合を示す。単位結合材量は、外部コンクリートで 190kg/m³、内部コンクリートで 130kg/m³ を基本とし、スランプが 3±1cm となるように、セメントの種類に応じて単位水量を補正した。目標空気量は、3±1% とした。

表-5.4 使用材料

セ メ ン ト C	BB	ダム用の高炉セメント B 種 (比表面積: 4,010cm ² /g, 密度: 3.00g/cm ³ , 高炉スラグ分量: 55%)
	M	中庸熟ポルトランドセメント (比表面積: 3,850cm ² /g, 密度: 3.21g/cm ³)
	MF	中庸熟フライアッシュセメント (比表面積: 3,800cm ² /g, 密度: 2.85g/cm ³ , フライアッシュ分量: 30%)
	LBB	低発熱・収縮抑制型高炉セメント (比表面積: 3,450cm ² /g, 密度: 2.98g/cm ³ , 高炉スラグ分量: 58%)
混和材	F	フライアッシュ II 種 (密度: 2.20g/cm ³)
細骨材	S	山砂 (密: 2.65g/cm ³ , 吸水率: 1.03%, 粗粒率: 2.74)
粗 骨 材 G	150~80mm	硬質砂岩碎石 (密度: 2.73g/cm ³ , 吸水率: 0.22%)
	80~40mm	硬質砂岩碎石 (密度: 2.72g/cm ³ , 吸水率: 0.37%)
	40~20mm	硬質砂岩碎石 (密度: 2.74g/cm ³ , 吸水率: 0.40%)
	20~5mm	山砂利 (密度: 2.64g/cm ³ , 吸水率: 0.66%)
混和剤		Ad-1: AE減水剤 (リグニンスルホン酸化合物, 遅延型) Ad-2: AE助剤 (空気連行剤)

表-5.5 比較試験を行ったダムコンクリートの配合

セメント種類	配合区分	水結合材比 W/(C+F) (%)	細骨材率 s/a (%)	単 位 量(kg/m ³)									
				水 W	セメント C	フライアッシュ F	細骨材 S	粗骨材 G				混和剤	
								150mm ~80mm	80mm ~40mm	40mm ~20mm	20mm ~5mm	Ad-1	Ad-2
BB	内部	66.9	24	87	130	—	534	436	521	350	421	0.324	0.016
	外部	47.6	23	90	189	—	498	430	514	345	415	0.473	0.076
M	内部	64.6	24	84	130	—	538	438	524	352	424	0.325	0.016
	外部	46.3	23	88	190	—	502	433	517	347	418	0.474	0.076
MF	内部	63.8	24	83	91	39	535	436	522	350	422	0.326	0.052
	外部	46.3	23	88	133	57	497	429	512	344	415	0.474	0.284
LBB+F	内部	58.8	24	77	111	20	538	439	525	352	424	0.328	0.052
	外部	42.4	23	81	162	29	500	432	516	346	417	0.477	0.210

5.5.2 試験方法

大型供試体は、5.4.2に示したとおり、容量250lの傾胴式コンクリートミキサを用いてフルサイズ骨材 ($G_{max}=150mm$) を用いたコンクリートの練混ぜ、練り上がったコンクリートは、中心部に埋込型ひずみ計 ($L=500mm$, $E \doteq 1,000N/mm^2$) を設置した大型円柱供試体用型枠 ($\phi 500 \times 1,000mm$, 図-5.6) に打ち込み、ダム用高周波バイブレータで締め固めて作製した。

大型供試体用の型枠は鋼製とし、型枠による拘束を軽減するために、型枠内側面にはテフロンシートを設置すると共に、底面は剥離剤を塗布した。コンクリート打込み後、直ちに上面からの乾燥を防ぐ処置を施し、脱型せずに $20 \pm 2^\circ C$, R.H.80%の恒温恒湿室に設置した。埋込型ひずみ計による自己収縮ひずみの測定は、材齢1年まで実施した。

供試体は水和熱による温度上昇に伴い温度変化を生じるので、供試体中心部の温度変化の測定値を用いて温度ひずみを除去し、自己収縮ひずみとした。なお、大型供試体中心部と表面部との温度差は、最大でも約 $1^\circ C$ であった。コンクリートの熱膨張係数については、各供試体共に材齢1年後の試験結果の値に基づいて定めた。

フルサイズ骨材を用いた大型供試体は、水結合材比が小さく自己収縮ひずみの大きい外部コンクリートを対象として4種類のセメント全てについてそれぞれ1体ずつ作製した。なお、フルサイズ骨材を用いた内部コンクリートについては、BBのみ大型供試体を1体作製した。

5.5.3 試験結果および考察

(1)フレッシュコンクリート、凝結特性および熱膨張係数

表-5.6に、コンクリートのフレッシュ性状、凝結試験 (JIS A 1147) および熱膨張係数の試験結果を示す。なお、表中に示した空気量の試験結果は、ウェットスクリーニングしたコンクリートによる試験結果をフルサイズ骨材を用いた配合に換算したものである。なお、BBを除くフルサイズ骨材を用いた内部コンクリートの熱膨張係数については、外部コンクリートと同じ値とした。

表-5.6 フレッシュ性状，凝結および熱膨張係数試験結果¹⁾

セメント種類	配合区分	スランプ (cm)	空気量 ^{*1)} (%)	練上がり温度 (°C)	凝結時間 ^{*2)} (h-m)		熱膨張係数 ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	
					始発	終結	大型	小型
BB	内部	2.0	2.6	16.5	8-55	15-50	9.3	10.5
	外部	3.5	2.9	15.5	11-05	15-00	9.5	10.7
M	内部	4.0	3.0	20.0	8-00	11-00	—	9.3
	外部	4.0	3.2	21.5	9-20	12-15	8.9	10.6
MF	内部	4.0	2.7	20.5	8-30	12-40	—	10.4
	外部	4.0	3.2	22.0	9-15	13-15	9.5	10.2
LBB+F	内部	3.8	2.7	19.6	9-45	16-40	—	10.3
	外部	3.5	2.3	20.1	7-40	13-40	9.7	9.9

*1) 空気量はフルサイズ骨材を用いた配合に換算.

*2) 養生温度は20°C.

(2)フルサイズ骨材を用いたコンクリートの自己収縮

図-5.9に、大型円柱供試体によるフルサイズ骨材を用いた外部コンクリートおよびBBを用いた内部コンクリートの自己収縮ひずみの測定値を併せて示す. なお、フルサイズ骨材用いたコンクリートの自己収縮ひずみは、ウェットスクリーニングしたコンクリートと同様に最大膨張時以降の収縮ひずみとして整理した. この材齢は、セメントの種類およびコンクリートの配合区分により若干異なるが、概ね材齢1日であった.

外部コンクリートの自己収縮ひずみは、セメントの種類にかかわらず材齢2ヶ月程度まで大きな

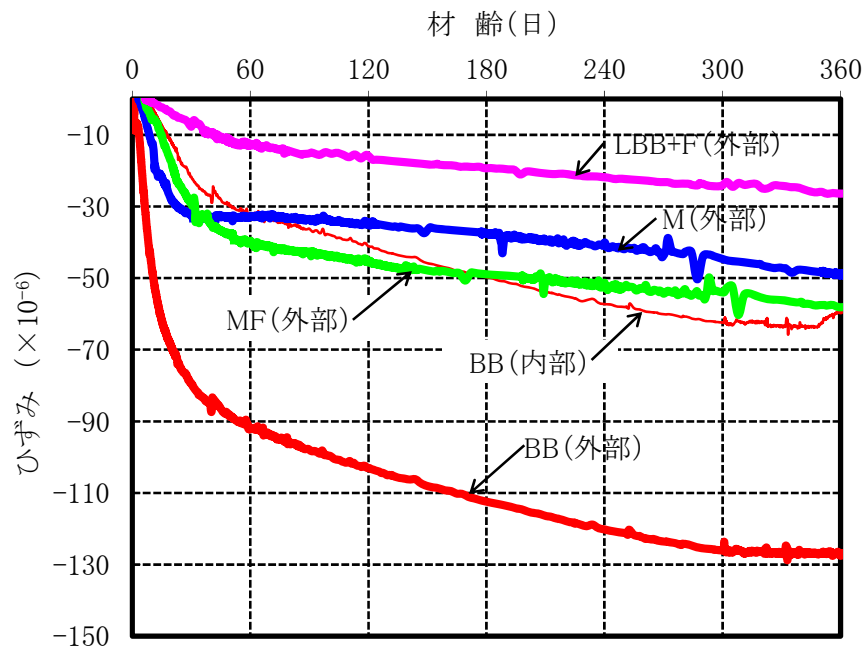


図-5.9 大型供試体によるフルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみ

増加を示し、その後も材齢1年にわたって増大する傾向を示すが、材齢1年で 130×10^{-6} という大きな自己収縮ひずみを生じるBBに比べて、M、MF、およびLBB+Fを用いた外部コンクリートの自己収縮ひずみは、約1/2～1/5と小さいことが分かる。なお、MおよびMFを用いた場合でも、材齢1年でおおよそ $50 \sim 60 \times 10^{-6}$ の自己収縮ひずみが生じることが分かる。

一方、BBを用いた内部コンクリートの自己収縮ひずみは、外部コンクリートに比べて十分に小さく、材齢1年でおおよそ 60×10^{-6} の程度であることが分かるが、内部と外部コンクリートの自己収縮ひずみに大きな差異があることは、両者の境界近傍では収縮ひずみ量の違いによる内部拘束応力が生じる可能性があることを表しているものと考えられる。

なお、図-5.9に示した試験結果によれば、ダムコンクリートであっても使用材料や配合条件によっては、一般のマスコンクリートと同程度の自己収縮ひずみが生じ、さらに長期にわたって増大するセメントもあることが分かる。したがって、コンクリートダムの温度応力の検討においても、今後、自己収縮ひずみを考慮する必要があると考えられる。

5.6 まとめ

本章では、粗骨材最大寸法が150mmのフルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみの試験方法について、検討を行ってきた。また、フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの試験方法を提案し、それに基づき幾つかのダム用のセメントを用いたダムコンクリートの自己収縮試験を実施した。本章で得られた知見をとりまとめて、以下に示す。

- (1) フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの試験方法として、従来の方法（横型角柱供試体）では供試体重量が大きいと、底面の水分逸散防止処理や底面部と上面・側面部の放熱状態を同一の条件にするのが難しい。
- (2) そこで、縦型の円柱供試体による方法を考案し、角柱供試体との比較試験を行った結果、両者の測定結果には有意な差は見られないことが把握できた。
- (3) また、供試体の埋め込むひずみ計については、硬練りのダムコンクリートにおいてはひずみ計の剛性（見かけの弾性係数）の違いに影響を受けないことも明らかとなった。
- (4) 新たに製作した標点距離が500mmの埋込型ひずみ計は、コンタクトゲージ法による自己収縮ひずみの測定結果と相違が無く、長期間にわたり安定した測定を行うことができることが確認できた。
- (5) 本研究で提案した大型円柱供試体によって、幾つかのダム用セメントを用いたフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮試験の結果、ダム用の高炉セメントB種を用いた外部コンクリートの自己収縮ひずみは材齢1年で約 130×10^{-6} と、内部コンクリートに比べて著しく大きい傾向を示すが、中庸熱ポルトランドセメントおよび中庸熱フライアッシュセメントを用いたコンクリートの自己収縮ひずみは、配合区分によらず 50×10^{-6} 程度以下であることが明らかとなった。
- (6) ダム用の高炉セメントB種を用いた場合、内部および外部コンクリートでは自己収縮特性に大

きな差異が見られることから，異種配合の境界では温度応力のみならず収縮差による内部拘束応力も温度ひび割れ発生の要因として考慮する必要があると考える。

- (7) 低発熱・収縮抑制型高炉セメントにフライアッシュを15%置換した場合には，ダムコンクリートの自己収縮は配合区分によらず大幅に低減でき，外部コンクリートにおいても材齢1年で約 30×10^{-6} であった。

なお，中庸熟ポルトランドセメントを用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみは，材齢8週を過ぎても増大する傾向を示した。そこで，より長期にわたって測定を行う必要があると考え，大型円柱供試体を用いて材齢1年まで測定を試みた。その結果，自己収縮ひずみは，概ね収束したため，ダムコンクリートの自己収縮ひずみの測定については，少なくとも材齢1年程度は必要と考えられる。

また，フルサイズ骨材のダムコンクリートと400mmおよび20mmふるいによるウェットスクリーニングしたコンクリートとでは，粗骨材を除去したコンクリートの自己収縮ひずみが大きな値となる傾向が見られたことは，ウェットスクリーニングしたコンクリートからフルサイズ骨材のダムコンクリートの自己収縮ひずみが推測できる可能性があることを意味しているものと考えられる。

<参考文献>

- 1) Davis, H. E. : Autogenous volume change of concrete, Proc. ASTM, Vol. 40, pp. 1103-1110, 1940.
- 2) Houk, I. E. Jr., Borce, O. E. and Houghton, D. L. : Studies of autogenous volume change in concrete for Dworshak Dam, ACI Journal, July 1969.
- 3) Guide to Mass Concrete : ACI Committee 207, ACI 207.1R-05, 2006.
- 4) 緒方英彦，服部九二雄，長束勇，朝河哲也，青山咸康：フルサイズの粗骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮特性，農業土木学会論文集，No.246, pp.103-113, 2006.
- 5) 土木学会：セメントペースト，モルタルおよびコンクリートの自己収縮および自己膨張試験方法（案），2013年制定コンクリート標準示方書〔規準編〕土木学会規準および関連規準，pp.534-536, 2013.
- 6) 佐藤英明，吉村耕市郎，山本一雄，田中正和，永野康裕：フルサイズの粗骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮特性，土木学会第57回年次学術講演会講演概要集，pp.1281-1282, 2002.
- 7) 伊代田岳史，兼安真司，壇康弘：高炉セメント中のスラグ粉末度と石こう量が水和発熱と自己収縮特性に与える影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.29, No.1, pp.99-104, 2007.
- 8) 佐藤英明，宮澤伸吾，谷田貝淳：ダムコンクリートの温度応力に及ぼす自己収縮の影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.30, No.2, pp.181-186, 2008.
- 9) 佐藤英明，宮澤伸吾，谷田貝敦：各種セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮，コンクリート工学年次論文集，Vol. 31, No.1, pp.1531-1536, 2009.

- 10) 堀口佳紀, 宮澤伸吾, 佐藤英明: ダムコンクリートの若材齢における体積変化, (社)日本コンクリート工学協会関東支部栃木地区研究発表会, 2009.
- 11) 佐藤英明, 宮澤伸吾: ダムコンクリートにおける自己収縮ひずみの評価方法に関する研究, 土木学会論文集 E2, Vol.72, No.2, pp.97-108, 2016.

第6章 ダムコンクリートの自己収縮ひずみの評価方法に関する研究

6.1 はじめに

実際のダムコンクリートの自己収縮特性を明らかにするために、第5章で検討した実際のダムコンクリートの自己収縮の試験方法を用いて、フルサイズ骨材によるダムコンクリートの試験を行ったが、大型供試体によるダムコンクリートの自己収縮試験は、供試体寸法や重量が大きく場所的、経済的にも頻繁に行えるものではない。そのため、より簡便な試験方法として、ウェットスクリーニングしたダムコンクリートを用いて自己収縮特性を把握するのが望ましいと考える(図-6.1)。



図-6.1 ウェットスクリーニングした小型供試体の試験結果からフルサイズ骨材のダムコンクリートを推定

そこで、本章では、ウェットスクリーニングしたコンクリートからのフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮ひずみを推定する方法について検討を行い、幾つかのダム用セメントを用いたフルサイズ骨材によるダムコンクリートについてその適合性を確認すると共に、温度応力解析に用いる設計値についての検討も行った。

6.2 フルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮ひずみの推定方法

6.2.1 推定方法の検討

自己収縮は、セメントの水和に伴う現象でありセメントペースト部分で生じるものであるため、

骨材量が増大するほどコンクリートとしての自己収縮は減少することとなる。したがって、ウェットスクリーニングによって粗骨材を除去すると、見かけの配合に占める骨材量が減少するので、自己収縮ひずみは増大するものと推測される。異なるふるい目の寸法でウェットスクリーニングしたダムコンクリートの自己収縮試験結果（図-5.3）からも、その傾向は鑑みることができる。

田澤，宮澤らによれば，コンクリートの自己収縮ひずみはセメントペーストと骨材の二相材料と考えて，直列モデルではそれぞれの体積比から，並列モデルではそれぞれの体積比と弾性係数から複合則によって求められるとしている^{1),2)}。ここで，直列モデルでは，セメントペーストと骨材が直列に配置され，セメントペーストの収縮が骨材の剛性による拘束の影響を受けないと仮定されている。一方，セメントペーストと骨材が並列に配置される並列モデルでは，骨材による拘束効果が考慮されている。これより，セメントペーストの弾性係数に比べて骨材の弾性係数が大きい一般的な場合では，直列モデルによる収縮ひずみの推定値は複合則による推定値としては最大の値となる。したがって，温度応力の検討において考慮する自己収縮ひずみについては，直列モデルを用いれば安全側の評価となると考えられる。

以上より，フルサイズ骨材のコンクリートの自己収縮ひずみを推定する方法として，本研究ではフルサイズ骨材のダムコンクリートを「ウェットスクリーニングによって骨材を除去したコンクリート」と「除去された骨材」の二相材料と仮定して，直列モデルによる複合則を適用することとした（図-6.2）。

すなわち，ウェットスクリーニングによって粗骨材を除去したコンクリートの自己収縮ひずみが分かれば，式(6.1)，(6.2)によってフルサイズ骨材のコンクリートの自己収縮ひずみを簡便的に推定できると考えた³⁾。なお，今回の複合則では，内部乾燥による骨材の収縮の影響はないもの

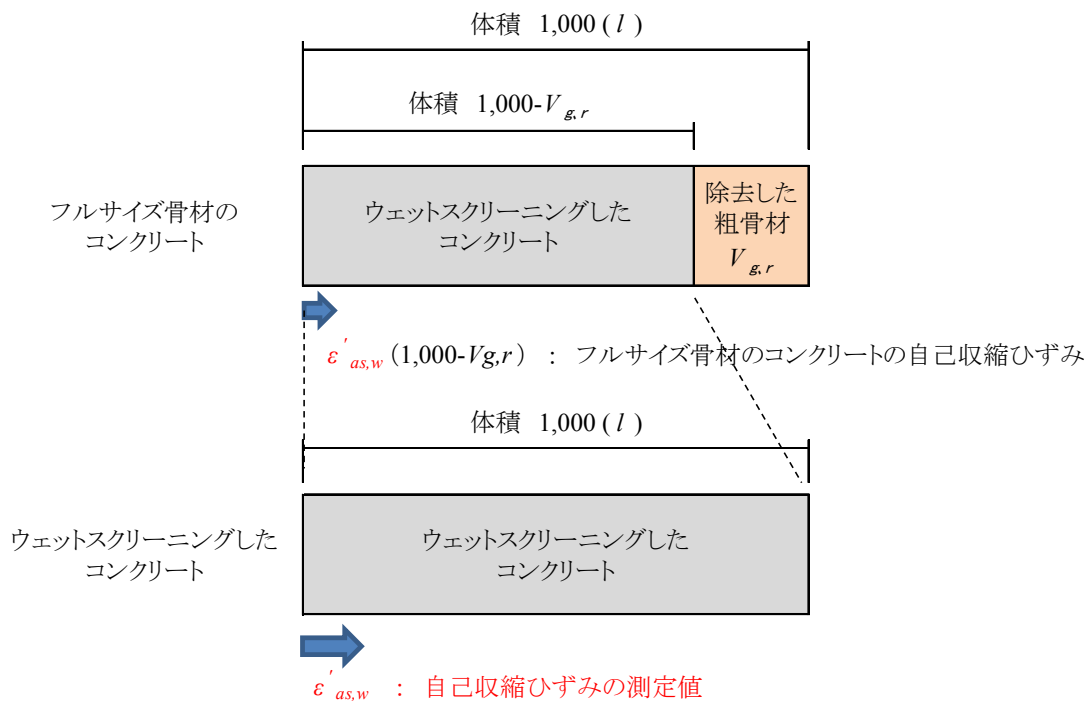


図-6.2 二相材料の直列モデルによる複合則の概要

と仮定した。

$$\varepsilon'_{as,b}(t) = \beta_g \cdot \varepsilon'_{as,w}(t) \quad (6.1)$$

$$\beta_g = (1000 - V_{g,r}) / 1000 \quad (6.2)$$

ここに、 $\varepsilon'_{as,b}(t)$ ：材齢 t までのコンクリートの自己収縮ひずみ ($\times 10^{-6}$)， $\varepsilon'_{as,w}(t)$ ：ウェットスクリーニングにより粗骨材を除去したコンクリートの材齢 t までの自己収縮ひずみ ($\times 10^{-6}$)， β_g ：骨材体積比に基づく係数， $V_{g,r}$ ：ウェットスクリーニングによって除去されたコンクリート 1m^3 当たりの骨材量 (l)，である。

6.2.2 実験値と推定方法の比較

ここでは、これまでの試験で比較的大きい自己収縮ひずみが生じるダム用の高炉セメントB種を用いた内部および外部コンクリートについて、式(6.1)，(6.2)の適合性を検討した。

表-6.1 に、推定方法の検討に用いたダムコンクリートの配合を示す。

表-6.1 推定方法の検討に用いたダムコンクリートの配合

配合区分	粗骨材最大寸法 (mm)	スランブの範囲 (%)	空気量の範囲 (%)	水セメント比 W/C (%)	細骨材率 s/a (%)	単 位 量 (kg/m ³)								
						水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G				混和剤 [*]	
									150mm ~80mm	80mm ~40mm	40mm ~20mm	20mm ~5mm	Ad-1	Ad-2
内部	150	3±1	3±1	65.4	24	85	130	533	434	520	347	434	0.325	0.016
外部	150	3±1	3±1	45.3	23	86	190	499	428	514	343	428	0.475	0.076

*) Ad-1：AE減水剤（リグニン系遅延型），Ad-2：AE助剤（空気連行剤）。

なお、試験は、内部および外部コンクリート共に、大型円柱供試体（ $\phi 500 \times 1,000\text{mm}$ ）を各1体、小型円柱供試体（ $\phi 150 \times 530\text{mm}$ ）を各2体ずつ作成し、それぞれの平均値で比較した。

ここで、40mmふるいによってウェットスクリーニングした内部および外部コンクリートの骨材体積比に基づく係数は、使用した粗骨材の密度が150~80mm骨材については 2.73 g/cm^3 ，80~40mm骨材については 2.72 g/cm^3 であることから、それぞれ以下のとおりである。

$$\text{内部コンクリート} : \beta_g = 0.649$$

$$\text{外部コンクリート} : \beta_g = 0.654$$

図-6.3に、フルサイズ骨材を用いた $\phi 500\text{mm}$ の大型円柱供試体の自己収縮ひずみの実測値と、式(6.1)，(6.2)による推定値を示す。また、 $\phi 150\text{mm}$ の小型円柱供試体の実測値も併せて示した。なお、フルサイズ骨材を用いたコンクリートの試験方法については、5.4.2に示したとおりである。これより、フルサイズ骨材によるコンクリートの推定値と試験結果とは概ね一致することが分かる。すなわち、ウェットスクリーニングして粗骨材を除去したコンクリートの自己収縮ひずみを測定し、その結果から式(6.1)，(6.2)に示した骨材の体積比による複合則を用いることで、実際の

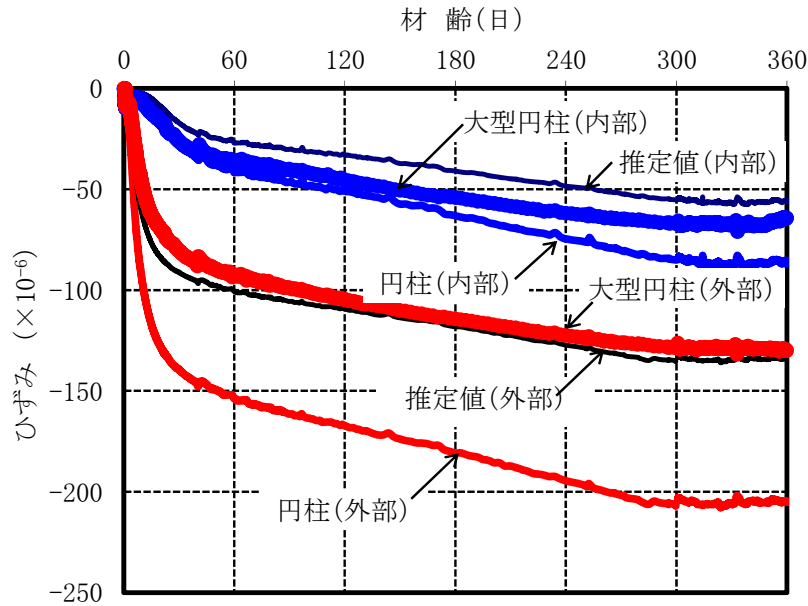


図-6.3 ダム用の高炉セメントB種を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみと複合側による推定値³⁾

するサイズ粗骨材によるダムコンクリートの自己収縮ひずみを推定できることが把握できた。なお、内部コンクリートについては、水セメント比が大きくひずみレベルも小さいので実験値と推定値との差が相対的に大きくなっているが、最大でも 10×10^{-6} 程度であった。

6.3 各種セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮における複合則の適合性

6.3.1 40mmふるいによりウェットスクリーニングしたコンクリートによる推定

(1) 使用材料、配合および試験方法

前節で、BBを用いたフルサイズ骨材によるコンクリートの自己収縮ひずみについては、ウェットスクリーニングによって粗骨材最大寸法を40mmとしたコンクリートの自己収縮ひずみの測定値と骨材の体積比による複合則とから推定できることを示した。

ここでは、他のセメントを用いた場合についても複合則が適応可能か、検討を行った。

試験に用いた配合は、表-6.1に示した外部コンクリートをもとに、5.5と同様にダム用の高炉セメントB種(BB)に加えて、中庸熱ポルトランドセメント(M)、中庸熱フライアッシュセメント(MF)および低発熱・収縮抑制型高炉セメント(LBB)にフライアッシュを15%置換したもの(LBB+F)とした。使用材料および各セメントを用いたコンクリートの配合は、それぞれ表-5.4および表-5.5のとおりである。

また、大型円柱供試体および小型円柱供試体の作製方法は、これまでと同様とし、鋼製型枠にコンクリート打込み後、直ちに上面からの乾燥を防ぐ処置を施し、大型供試体は脱型せずに、小

型供試体は脱型して全面をアルミ箔粘着テープでシールして、 $20\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、R.H.80%の恒温恒湿室に設置した。埋込型ひずみ計による自己収縮ひずみの測定は、大型および小型供試体共に材齢1年まで実施した。

(2)試験結果及び考察

表-6.2に40mmふるいによってウェットスクリーニングした各配合のコンクリートにおける骨材体積比に基づく係数を、図-6.4に配合(表-5.5)および円柱小型供試体の実測値から式(6.1), (6.2)および表-6.2を用いて推定したフルサイズ骨材の外部コンクリートの自己収縮ひずみの推定値を、大型供試体による実測値と併せて示す。

表-6.2 40mmふるいによってウェットスクリーニングした外部コンクリートにおける骨材体積比に基づく係数

セメントの種類	骨材体積比に基づく係数 β_g
BB	0.654
M	0.651
MF	0.655
LBB+F	0.652

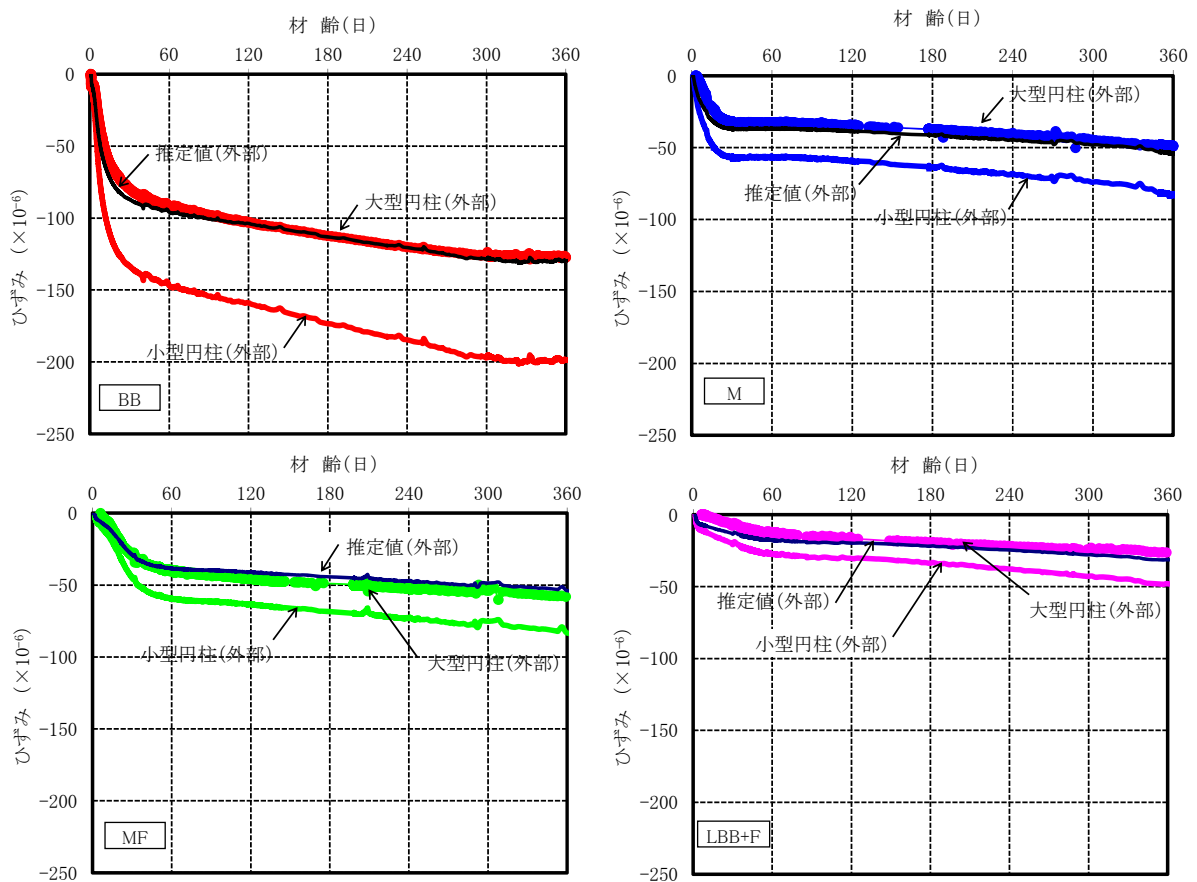


図-6.4 各種セメントを用いた外部コンクリートの自己収縮ひずみの実測値と複合則による推定値との比較⁴⁾

これより、いずれのセメントを用いた外部コンクリートにおいても、推定値と実測値は良い一致を示していることが分かる。

したがって、ウェットスクリーニングしたコンクリートを用いた小型供試体による自己収縮試験を行うことで、複合則の式(1), (2)を用いればフルサイズ骨材のダムコンクリートの自己収縮ひずみを十分な精度で推定できることが確認できた。

なお、BBを用いたダムコンクリートは、MおよびMFを用いた場合に比べて外部コンクリートの自己収縮ひずみが大きく、一般の高炉セメントB種を用いた普通コンクリートと同程度の自己収縮ひずみが生じることが分かる。一方、発熱および収縮の低減を図った高炉セメントB種であるLBBにフライアッシュを混合した場合(LBB+F)では、自己収縮ひずみが大きく低減できることが明らかとなった。

6.3.2 20mmふるいによりウェットスクリーニングしたコンクリートによる推定

(1)使用材料，配合および試験方法

6.3.1では、直列モデルによる複合則によって、ウェットスクリーニングによって粗骨材の最大寸法を40mm以下とした試験結果からフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮特性を推定できることを明らかにした。

ここでは、粗骨材をさらに20mmふるいによってウェットスクリーニングしたコンクリートを用いて、提案した複合則の適合性について検討を行った。

検討には、5.2で示した実際のOTダムの外部コンクリート（使用セメントは、中庸熟ポルトランドセメント：F/(C+F)=30%）による横置き角柱供試体の試験結果を用いた。

表-6.3に、ダムコンクリートの配合を再掲する（表-5.1を参照）。

表-6.3 ダムコンクリートの外部配合

配合区分	粗骨材の最大寸法 (mm)	スランブ (%)	空気量の範囲 (%)	W/(C+F) (%)	s/a (%)	単 位 量(kgf/m ³)							
						W	C+F	S	G				混和剤
									150mm ~80mm	80mm ~40mm	40mm ~20mm	20mm ~5mm	
外部	150	3±1	3±1	46.6	23	98	210	490	413	413	413	412	0.525

ここで、40mmふるいによってウェットスクリーニングした供試体（100×100×400mm）の試験結果からフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮ひずみ（500×500×1,000mm）の試験結果を、20mmふるいによってウェットスクリーニングした供試体（100×100×400mm）の試験結果からは40mmふるいによってウェットスクリーニングした供試体（150×150×530mm）の試験結果およびフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮ひずみ（500×500×1,000mm）の試験結果を、それぞれ複合則によって推定した。

(2)試験結果及び考察

表-6.4 に、所定のふるいによってウェットスクリーニングした供試体の試験結果から、それぞれの供試体の自己収縮ひずみを推定する骨材体積比による係数を示す。なお、粗骨材の密度は、 2.69 g/cm^3 である。

表-6.4 各供試体の自己収縮ひずみを推定する骨材体積比による係数

粗骨材の最大寸法 (mm)	供試体寸法 (mm)	骨材体積比に基づく係数 β_g	
		150mm粗骨材の推定	40mm粗骨材の推定
150	500×500×1,000	1.000	—
40	150×150×530	0.693	—
20	100×100×400	0.539	0.778

図-6.5 に、ウェットスクリーニングによって作製した横置き角柱供試体の試験結果から、式(6.1), (6.2)を用いて推定した 40mm ふるいによる骨材およびフルサイズ骨材のコンクリートの自己収縮ひずみの推定値を、それぞれの供試体による実測値と併せて示す。

この結果、 $G_{\text{max}}=20\text{mm}$ の試験結果と $G_{\text{max}}=40\text{mm}$ のコンクリートの自己収縮ひずみの実測値は極めて良い一致を示しており、セメントペースト分の少ないダムコンクリートにおいては提案した直列モデルによる複合則は十分な精度で適合することが確認できた。これは、小型の供試体によっても、実際のダムコンクリートの自己収縮ひずみを十分に推定できることを示唆している。

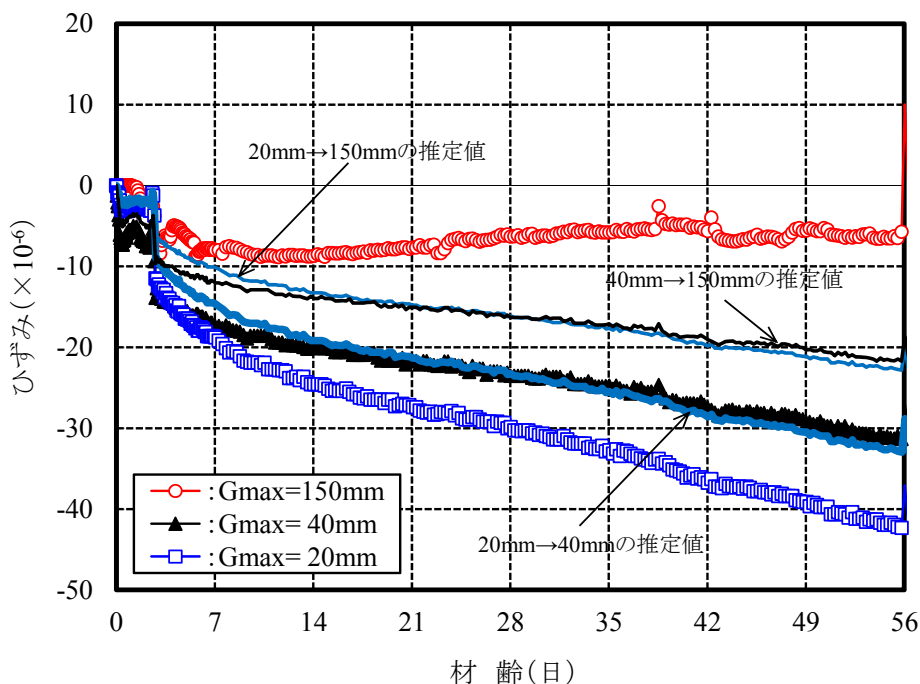


図-6.5 横置き角柱各供試体の実測値と小型供試体の試験結果からの複合則による推定値

また、 $G_{max}=20\text{mm}$ および 40mm からフルサイズ骨材のダムコンクリートの自己収縮ひずみの推定値について両者はほぼ一致しているが、実測値との乖離は大きい。これは、5.2.3 で示したとおり、横置き大型供試体では大粒径粗骨材による荷重や大型パイプレータによる振動の影響などによって正確な収縮ひずみが測定できなかったものと考えられる。なお、図-6.3 および図-6.4 に示したとおり、縦型円柱供試体による試験結果では、フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみは、小型供試体の試験結果から複合則によって行えることは明らかであると言える。

6.4 ダムコンクリートの自己収縮ひずみの設計値の提案

ダムコンクリートの施工段階における温度ひび割れの検討において、FEM 温度応力解析を実施する際に自己収縮の影響を考慮することを想定し、入力値として必要となる自己収縮ひずみの予測式について、実験結果に基づいて検討を行った。

土木学会コンクリート標準示方書の予測式^{5),6)}に基づき、材齢 t (日) における自己収縮によるひずみ $\varepsilon'_{as}(t)$ を式(6.3)で表すこととする。

$$\varepsilon'_{as}(t) = -\varepsilon'_{as\infty} \cdot \beta(t) \quad (6.3)$$

$$\varepsilon'_{as\infty} = A \times \exp\{B \times (W/C)\} \quad (6.4)$$

$$\beta(t) = 1 - \exp\left\{-a(t-t_s)^b\right\} \quad (6.5)$$

$$a = \alpha_1 \times \exp\{\beta_1 \times (W/C)\} \quad (6.6)$$

$$b = \alpha_2 \times \exp\{\beta_2 \times (W/C)\} \quad (6.7)$$

ここに、 $\varepsilon'_{as\infty}$: 自己収縮ひずみの最終値 ($\times 10^{-6}$)、 $\beta(t)$: 自己収縮ひずみの経時変化を表す関数、 W/C : 水結合材比、 $a, b, \alpha_1, \alpha_2, \beta_1, \beta_2$: 自己収縮の進行速度を表す係数、 t_s : 凝結の始発 (日)、である。

ここで、式(6.4)の係数 A および B については、内部および外部コンクリートの各水結合材比と自己収縮ひずみの最終値とからセメントの種類毎に一義的に求めることができる。なお、自己収縮ひずみの最終値については、小型供試体の試験結果からの複合則によって推定した材齢 1 年におけるフルサイズ骨材のコンクリートの自己収縮ひずみの値とした。また、自己収縮の進行速度を表す係数 a および b については、式(6.5)による計算値が複合則による推定値の挙動と概ね一致するようにセメントの種類毎に定めた。なお、式(6.6)および(6.7)の $\alpha_1, \alpha_2, \beta_1$ および β_2 については、 a および b の値と水結合材比との関係から一義的に求めることができる。

表-6.5 に、自己収縮ひずみの提案式における各種セメントを用いたダムコンクリートの係数を示す。

図-6.6 に、フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみについて、小型供試体の試験結果から複合則により求めた内部および外部コンクリートの推定値と提案式 (式(6.3)) に

よる予測値, およびフルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの実測値とを併せて示す. いずれのセメントを用いた場合についても, 提案式は複合則による推定値や実測値と概ね一致することが分かる.

これより, ダムコンクリートにおいても土木学会のコンクリート標準示方書の予測式を適用し, 式(6.3)~(6.7)における各係数の値を適切に設定することによって, 各種セメントを用いたダムコ

表-6.5 ダムコンクリートにおける自己収縮ひずみの提案式における係数⁷⁾

セメント種類	配合区分	水結合材比 W/C	A	B	a		b	
					α_1	β_1	α_2	β_2
BB	内部	0.669	1,069	-4.4	7.5	-7.0	0.15	2.1
	外部	0.476						
M	内部	0.646	56	-0.1	2.3	-3.8	0.14	1.6
	外部	0.463						
MF	内部	0.638	299	-3.7	0.34	-1.6	0.31	1.0
	外部	0.463						
LBB+F	内部	0.588	94	-2.5	7.5	-9.4	0.31	1.1
	外部	0.424						

注)適用範囲は, W/C:45~70%, Gmax:150mm以下.

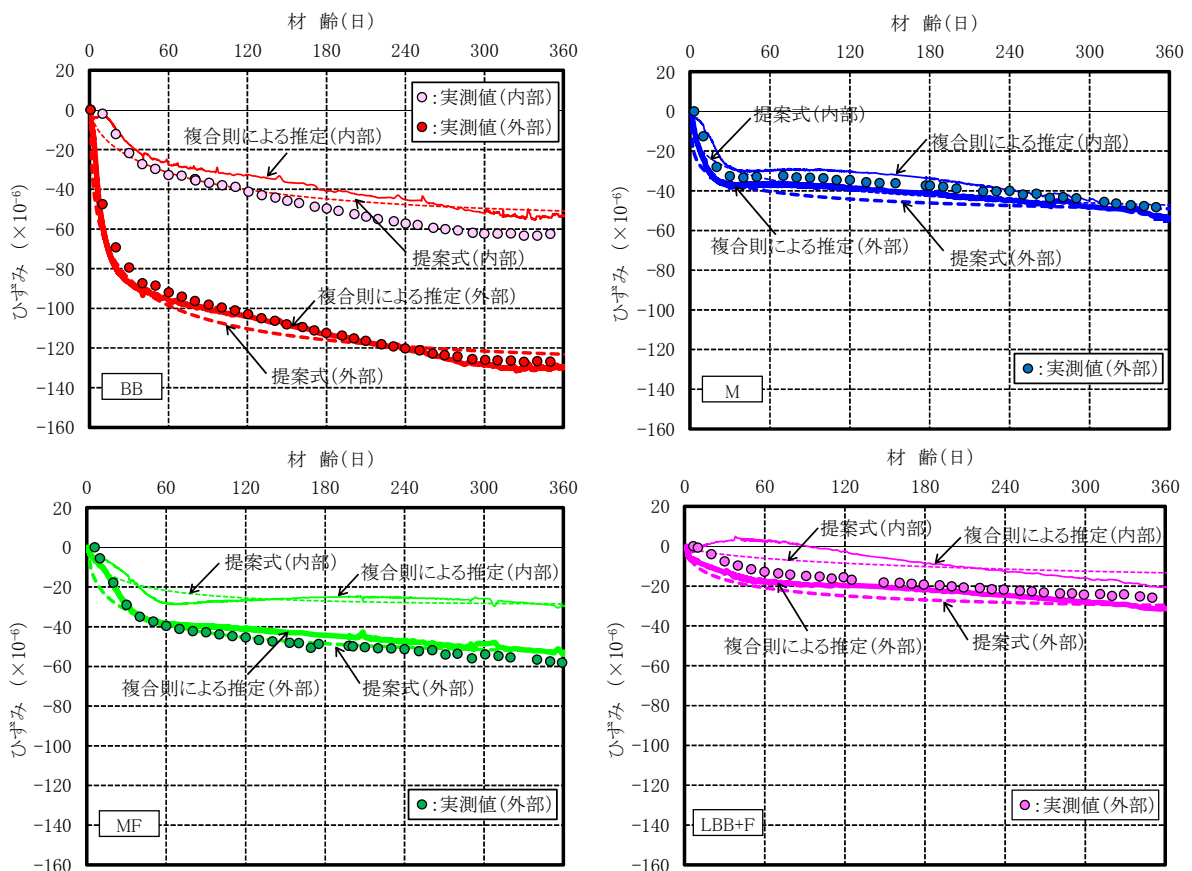


図-6.6 内部および外部コンクリートの自己収縮ひずみの複合則による推定値, 提案式による予測値および実測値⁷⁾

ンクリートの自己収縮ひずみを概ね推定できるものと考える。

なお、今回の試験結果はいずれも 20°C の恒温恒湿室での値であるが、一般のマスコンクリートでは高温下でさらに自己収縮ひずみが大きくなるといわれている^{8),9)}。

4.2.2 で示したように、ダムコンクリートでも同様の傾向があることが確認されているが、研究事例は極めて少ない現状にあるので、今後さらに高温下での特性についてデータの蓄積が必要であると考えられる。

また、内部と外部コンクリートの自己収縮特性を比較すると、特にBBについては収縮ひずみに大きな差異が見られるが、これは両者のコンクリートで水結合材比が大幅に異なるためである。この水結合材比の差異が収縮ひずみに及ぼす影響の程度は、高炉セメントB種を用いた一般のコンクリートの場合と同程度である⁴⁾。一方、M、MFおよびLBB+Fについては、ひずみレベルが小さく水結合材比の影響はあまり明確には現れていない。この点については、今後更なる研究が必要であると考えられる。

図-6.7 に、材齢 28 日および最終値における自己収縮ひずみの実測値と提案式による予測値を示す。なお、材齢 28 日については、表-4.3 に示した各コンクリートダムにおける実測値からの予測値も併せて示した。これより、今回の提案式によれば、水結合材比が 45~70% の範囲で粗骨材の最大寸法が 150mm 以下のダムコンクリートにおいて、セメントの種類および水結合材比により自己収縮ひずみを予測することが可能であると言える。

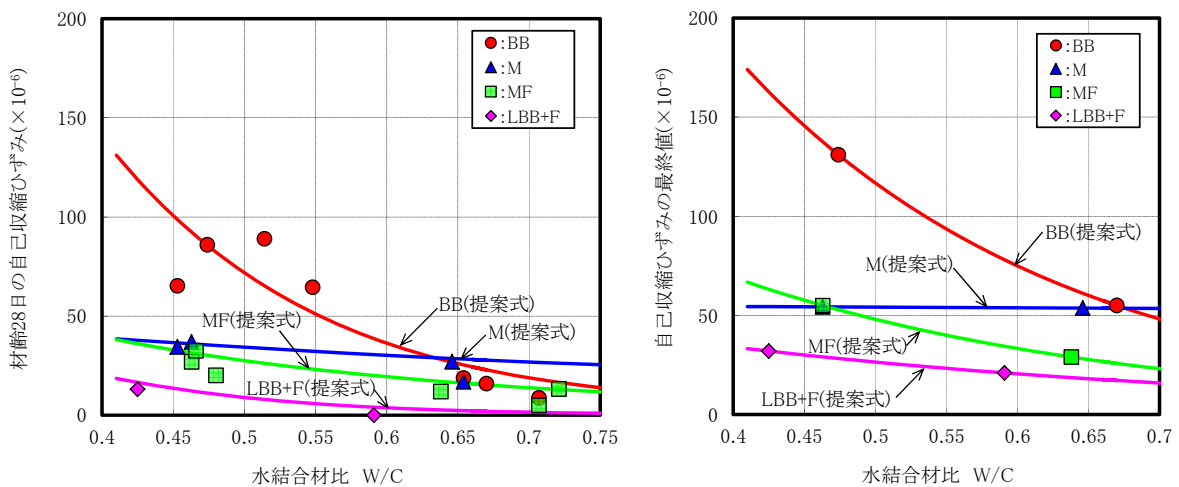


図-6.7 フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみの実測値と提案式による予測値との比較 (材齢 28 日および最終値)¹⁾

従来、コンクリートダムの温度規制計画では、自己収縮ひずみの影響は温度ひずみに比べて小さいものとして無視されてきたが、本研究によれば配合条件によっては考慮すべき自己収縮ひずみが生じることが明らかとなった。特に、ダム用の高炉セメントB種フルサイズ骨材によるダムコンクリートでは、材齢 1 年で 100×10^{-6} 以上もの自己収縮ひずみを生じることが把握できた。また、ダム特有の異種配合コンクリートの境界 (内部と外部コンクリートの接合部) 付近では、水

結合材比の相違による収縮特性の違いが相互に拘束し合って内部拘束応力が生じる可能性があることが容易に推測できるので、異種配合の境界ではひび割れ発生に対して十分な検討が必要であると考えられる。

これより、コンクリートダムの施工段階における温度応力の検討において、今後自己収縮ひずみを考慮して評価する必要があると考えられる。

6.5 まとめ

フルサイズの骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮特性について、ウェットスクリーニングしたコンクリートによる簡便な試験から推定する方法について検討を行った。また、FEM 温度応力解析に用いるダムコンクリートの自己収縮ひずみの設計値について、大型供試体によるフルサイズ骨材を用いたコンクリートの試験結果に基づき検討を行った。

本章で得られた知見をとりまとめて、以下に示す。

- (1) 自己収縮に及ぼす骨材量の影響は直列モデルによる複合則によって評価可能であり、40mmふるいでウェットスクリーニングしたコンクリートによる試験結果に基づいて、フルサイズ骨材のダムコンクリートの自己収縮ひずみを推定できることを示した。
- (2) 各種セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみは、水結合材比の関係に基づく土木学会コンクリート標準示方書の自己収縮予測式を用い、予測式の諸係数をセメントの種類に応じて適切に設定することによって予測できることを明らかにした。
- (3) 20mmふるいでウェットスクリーニングしたコンクリートによっても、40mm骨材およびフルサイズ骨材のダムコンクリートの自己収縮ひずみを推定できることも把握でき、小型の供試体によっても実際のダムコンクリートの自己収縮ひずみを十分に推定できることを示した。
- (4) コンクリートダムの施工段階における温度応力解析においても、一般のマスコンクリートと同様に自己収縮ひずみを考慮した検討を行う必要があると考えられる。
- (5) 特に、異種配合コンクリートの境界（内部と外部コンクリートの接合部）付近では、水結合材比の相違による収縮特性の違いが相互に拘束し合って内部拘束応力が生じる可能性があるため、注意が必要である。

<参考文献>

- 1) 田澤栄一，宮澤伸吾，佐藤剛，小西謙二郎：コンクリートの自己収縮，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.14, No.1, pp.561-566, 1992.
- 2) 田澤栄一，宮澤伸吾：セメント系材料の自己収縮に及ぼす結合材および配合の影響，土木学会論文集，No.502/V-25, pp.43-52, 1994.
- 3) 佐藤英明，宮澤伸吾，谷田貝淳：ダムコンクリートの温度応力に及ぼす自己収縮の影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.30, No.2, pp.181-186, 2008.
- 4) 佐藤英明，宮澤伸吾，谷田貝敦：各種セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮，コン

クリート工学年次論文集, Vol.31, No.1, pp.1531-1536, 2009.

- 5) 田澤栄一, 宮澤伸吾: コンクリートの自己収縮ひずみの予測法に関する研究, 土木学会論文集, No.571/V-36, pp.211-219, 1997.
- 6) 土木学会: 2012年制定コンクリート標準示方書 [設計編], pp.310-312, 2013.
- 7) 佐藤英明, 宮澤伸吾: ダムコンクリートにおける自己収縮ひずみの評価方法に関する研究, 土木学会論文集 E2, Vol.72, No.2, pp.97-108, 2016.
- 8) 土木学会: 2012年制定コンクリート標準示方書 [設計編], pp.303-318, 2013.
- 9) 日本コンクリート工学協会: マスコンクリートのひび割れ制御指針 2008, pp.47-54, 2008.

第7章 重力式コンクリートダム の温度応力解析における自己収縮の影響

7.1 はじめに

コンクリートダム の設計・施工に当たっては、止水性や構造安定性に有害な温度ひび割れの発生を抑制することが重要であり、これに対する抑制手段は温度規制と呼ばれている。

重力式コンクリートダム について考えると、打設されたコンクリートはセメントの水和過程で温度上昇を生じるが、通常上部に層状に打ち継がれていくため施工中は堤体内部に温度が残留することとなる。その後、堤体上下流面での熱拡散や岩盤などへの熱伝導によって長期間にわたり徐々に冷却されていき、最終的には外気温や貯水池水温などとの平衡温度、すなわち最終安定温度に至ることとなる。このような温度変動に伴う体積変化が基礎岩盤や下部コンクリートに拘束されると温度応力が発生するが、初期の温度上昇過程においてはコンクリートの弾性係数も小さく、塑性的な挙動も大きいことから発生する圧縮応力は小さく一般的には長期的に緩和されると考えられている。しかし、最高温度から最終安定温度に至るまでの温度降下過程については、概ね弾性的な挙動と捉えることができるため、基礎岩盤などの拘束を受けて堤体内部には引張応力が発生する。一般には、このような温度降下量によって生じる弾性ひずみがコンクリートの限界ひずみを超えることのないようにコンクリートダム の温度規制の検討が行われているが、現在の設計段階においては温度ひずみにのみ基づいて設計されている。

一方、最近では一般のマスコンクリート構造物における温度ひび割れの検討では、温度ひずみと自己収縮ひずみを考慮した検討が行われているのが基本となってきたが、コンクリートダム の設計および施工の何れ段階での検討においては、自己収縮ひずみについてはまだ十分なデータがないとして考慮するに至ってはいない^{1),2)}。そのため、このようなダムコンクリートの自己収縮ひずみが、コンクリートダム 施工時の温度応力に及ぼす影響については、いまだ十分に研究されていないと考えられる。

しかし、前章までの研究で、硬練りで貧配合のダムコンクリートのおいても、配合やセメントの種類によっては無視できないほどの自己収縮ひずみが生じること、ならびにコンクリートの配合の異なる境界付近においては温度だけでなく自己収縮ひずみの相違によって内部拘束応力が生じる可能性があることも明らかになった^{3),4),5)}。また、実際の施工中のコンクリートダム の現場において、温度規制を行っていたにもかかわらず、ごく初期材齢に着岩コンクリートや外部コンクリートにブロックを分断するように発生したひび割れなどが確認されることもあった。しかし、このようなひび割れは、外力や温度応力の影響だけでは十分に説明ができないため、これまでは養生不足などの施工不良などとして取り扱われるのが現状であった。

本章では、これまでのコンクリートダム における温度応力検討の変遷を踏まえて、現在における重力式コンクリートダム の施工段階での解析的課題について検討を行った。また、ELCM工法による中規模な重力式コンクリートダム の施工時における三次元温度応力解析を試み、セメントの種類の違いによる自己収縮ひずみの影響について検討を行った。解析結果に基づき、通常、重

力式コンクリートダムの構造的に問題となる着岩部だけでなく、止水性・耐久性へ影響を及ぼす堤体上下流面についても検討した。

7.2 重力式コンクリートダムの温度応力解析方法の概要と施工時における課題

重力式コンクリートダムの施工方法は、以前は柱状工法が一般的であったが、近年では拡張レヤ工法（ELCM工法）やRCD工法などの面状工法が主流となっている。しかし、いずれの施工方法においても、長期的に大気と接している上下流面に比べて、隣接ブロックは通常さほど時間差をおくことなく打設されていくことから、隣接ブロックへの熱放散の影響は小さいとされている。そのため、従来の温度解析はダムを上下流方向に切った断面による二次元解析で行われることが一般的である。温度応力解析についても、重力式コンクリートダムではブロック内の温度勾配が隣接ブロックへの方向にほとんど生じないという温度解析上の前提から、構造上の安定解析と同様の断面での二次元問題として取り扱われている。

コンクリートの温度解析は、非定常熱伝導方程式を解くことに他ならず、数値解析手法としては古くはCarlsonの方法やSchmidtの方法などの差分法が用いられてきたが、現在では解析モデルの自由度や汎用性の高い有限要素法が一般的となっている。

一方、コンクリートダムにおける温度応力の検討については、温度応力の経時変化を求めるのではなく、最終安定温度に至った終局温度状態における温度応力を求めればよいとしている。長期的な温度低下に伴って発生する収縮応力によるひび割れは進行性があるため、コンクリートダムに代表されるような着岩したマスコンクリート構造物では特に重視されてきた²⁾。

ここで、セメントの水和熱による温度上昇に伴う初期の圧縮応力については、コンクリートは塑性的でありクリープの影響を考慮して無視できるとすると、コンクリートが概ね弾性的な挙動を示す長期の材齢における温度低下に伴う外部拘束による引張応力については、近似的に次式で示すことができる。

$$\sigma_{t,\max} = R \cdot E_c \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (7.1)$$

ここに、 $\sigma_{t,\max}$ ：最終安定温度における最大引張応力度、 R ：基礎岩盤による拘束度、 E_c ：コンクリートの弾性係数、 α ：コンクリートの熱膨張係数、 ΔT ：温度降下量 ($\Delta T = T_{\max} - T_{\infty}$)、 T_{\max} ：最高温度、 T_{∞} ：最終安定温度、である。

コンクリートダムの温度規制では、拘束度や最終安定温度は人為的にコントロールするのが難しいので、配合が定まれば最高温度を制御することに他ならない。

マスコンクリートに関する研究が進むにつれて、発生する温度応力は温度降下が生じる時の堤体形状に大きく支配されることが分かり、拘束度 R は対象となるコンクリートブロックの大きさのそのものに関係するのでなく、その縦横比に関係することが明らかになってきた⁷⁾。

図-7.1に、拘束度の大きさが最大となる着岩面中央部における外部拘束度と H/L （縦横比）、 E_C/E_R （ E_C 、 E_R は、それぞれコンクリートおよび岩盤弾性係数）の関係を示す⁶⁾。図-7.1によれば、コン

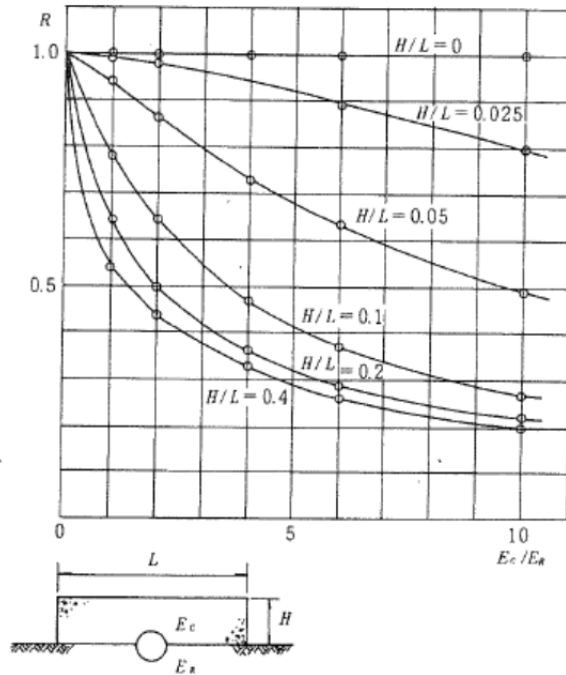


図-7.1 種々の H/L に対する E_c/E_R と外部拘束度の関係⁶⁾

クリートの打ち上がり高さが高いほど拘束度は小さくなり、同じ温度低下の場合では温度降下量に対するひび割れ発生に対する抵抗性は大きいことになる。このような理論を利用して近年の重力式コンクリートダム の温度規制法は発展してきており、RCD工法などによる面状工法では定期的な打設サイクルで堤体コンクリートを急速に立ち上げ、堤体全体を一様でかつ緩やかな温度降下状態とすることで、大規模なダムにおいても縦継目なしで施工することが可能となった²⁾。

このような外部拘束に加えて近年のダム の設計では、基礎岩盤による外部拘束と打設リフト内の不均一な温度分布による内部拘束を考慮して一般化された拘束度マトリックスを用いる解析法（以下、拘束度マトリックス法と称す）が提案され用いられている⁸⁾。この方法は、温度上昇時に発生する温度応力はコンクリートの塑性的性質による応力緩和されるとし、その後のコンクリートが弾性体と見なせる温度降下時に発生する温度応力よりも十分に小さいとして、温度解析による内部の最高温度から最終安定温度に至るまでの各リフトの温度降下量から拘束度マトリックスを用いて拘束温度ひずみ分布を求める方法である（図-7.2）。また、拘束度マトリックス法では、初期の温度上昇時に作用する圧縮応力を考慮していないが、一般的には設計上安全側の見地に立っていると考えられる。また、堤体の形状や基礎岩盤とコンクリートの弾性係数のみにより拘束度マトリックスが求められる点は、複数の温度規制計画を検討する場合などに対して簡便で極めて優れた解析法であると言える。一方、拘束度マトリックス法は、基本的に堤体二次元モデルにおける中央軸に着目した最終安定温度状態での解析法であるため、熱放散の影響を強く受ける上下流面などにおける施工段階での温度応力の検討には適応が難しい面がある。

これに対し、近年のマスコンクリートの温度応力の検討で主流となってきた二次元有限要素法による温度応力解析手法によれば、コンクリートの熱的性質だけでなく力学的性質についても経

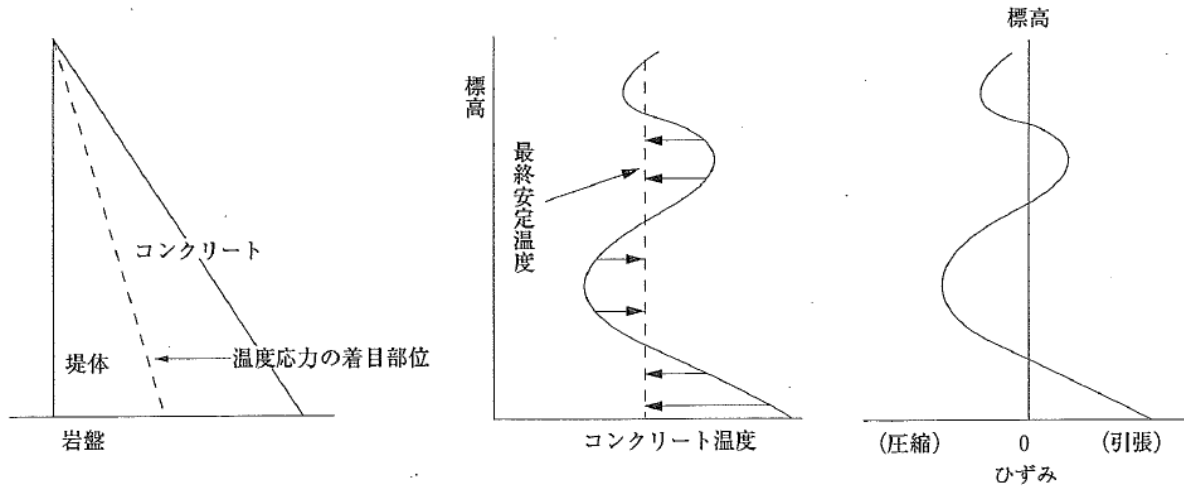


図-7.2 堤体内部の温度降下量と岩盤拘束によって発生する温度応力²⁾

時的な材料特性を適切に取り扱う必要があるものの、複雑な形状や局所的な応力状態、種々の施工環境にも柔軟に対応できるため、近年主に施工段階における温度応力の検討に用いられるようになってきた。

しかし、これまでのコンクリートダムにおける温度応力解析手法においては、あくまでもセメントの水和熱による温度規制の検討であり、一般のマスコンクリートにおける温度ひび割れに対する照査で標準的となってきた自己収縮の影響^{9),10)}については考慮されていないのが現状である。また、有限要素法による温度応力解析についても、近年のコンピュータの演算処理能力の向上に伴い一般のマスコンクリートでは三次元解析が標準となりつつあるが^{8),9)}、重力式コンクリートダムの検討では、隣接ブロック間に収縮継目を設置してひび割れ制御を行っていることから、上下流方向の断面での二次元解析で取り扱われることが多い。その反面、長期打止めしたリフトでは、その後に打ち継いだコンクリートの上下流面の横継目間のブロックにひび割れが発生する事例が見られ(図-7.3)、外部拘束による温度ひび割れと考えられているが、二次元モデルによる検討ではこのような問題を取り扱うことができない。

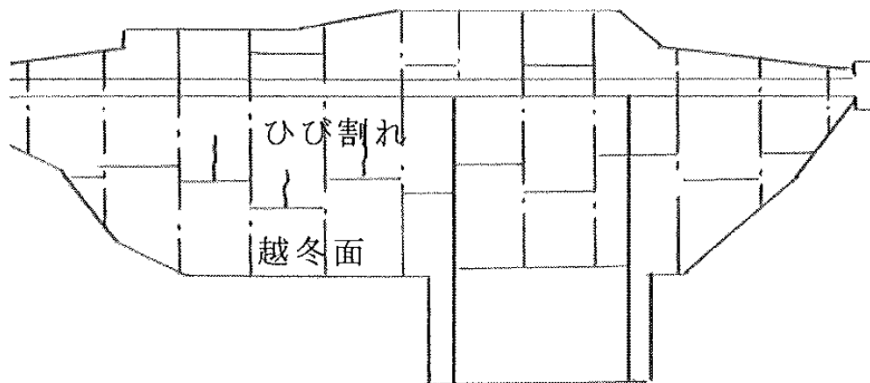


図-7.3 長期打止めしたリフトからのひび割れ¹⁰⁾

2.2.2で示したように、重力式コンクリートダムでは、温度規制を行っていたにもかかわらず、温度応力だけでなく自己収縮の影響が疑われたひび割れ発生事例も多い。

図-7.4に、重力式コンクリートダムの着岩コンクリートに発生したひび割れの事例を示す（図-2.14を参照）。このようなひび割れは、一般には内部コンクリートに比べて単位結合材量が多い着岩コンクリートは発熱量が大きく、温度低下量も大きくなるので、温度低下に伴う体積収縮が岩盤拘束されることによって生じる、外部拘束によるひび割れと考えられている。しかし、この事例では、着岩コンクリートの温度変化がほとんどなく、湛水養生を行っていたにもかかわらず発生したことから、温度応力に加えて自己収縮の影響も疑われている。

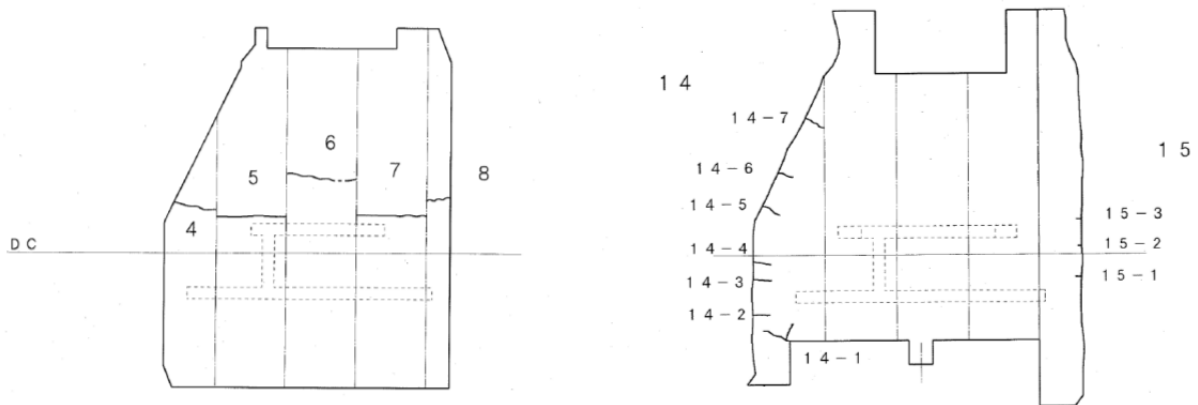


図-7.4 着岩コンクリートに発生したひび割れ

図-7.5は、打設ブロックの上下流面の中央部に鉛直に発生したひび割れの事例¹¹⁾である（図-2.15を再掲）。このようなひび割れは、型枠際でもあることから、これまではコンクリートの締固め不足や養生の不足、型枠の早期脱型による強度不足などの施工不良、あるいは乾燥収縮の影響として処理されてきたが、自己収縮もひび割れ発生の一因であると考えられている¹⁰⁾。

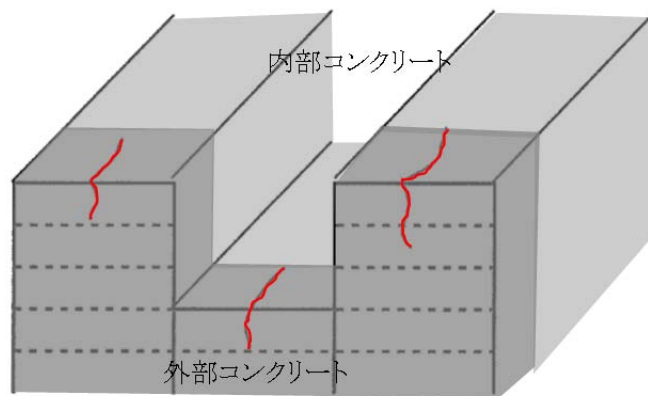


図-7.5 打設ブロック中央部に発生した鉛直ひび割れの事例¹⁰⁾

このような状況を踏まえると、重力式コンクリートダムの施工段階における応力状態を把握するためには、自己収縮を考慮した有限要素法による三次元温度応力解析で検討を行う必要があると考えられる。

7.3 各種セメントを用いた重力式コンクリートダム施工時の三次元温度応力解析

7.3.1 解析に用いるダムコンクリートの材料特性試験

(1)使用材料，配合および試験方法

解析に用いるダムコンクリートの配合は，実際の ELCM 工法によって施工された粗骨材の最大寸法が 150mm のコンクリートダムの内部コンクリート（単位セメント量 130kg/m³）と外部コンクリート（単位セメント量 190kg/m³）を参考に定めた．また，本研究によれば，第6章で示したとおり自己収縮はセメントの種類によって大きく異なることが明らかとなっている．そこで，セメントの種類については，表-6.8 に示したダム用の高炉セメント B 種（BB：高炉スラグの分量 55%），中庸熟ポルトランドセメント（M），中庸熟フライアッシュセメント（MF：フライアッシュの分量 30%），ならびに低発熱・収縮抑制型高炉セメントにフライアッシュを 15%置換したものの（LBB+F）の4種類について解析を行うものとして，それぞれを用いた配合について試験を行った．また，いずれの配合においても同一の骨材を用い，細骨材は山砂（表乾密度：2.65g/cm³，吸水率 1.03%，粗粒率 2.74）を，150～80mm，80～40mm，および 40～20mm の粗骨材は硬質砂岩碎石（表乾密度：2.72～2.74g/cm³，吸水率 0.22～0.40%）を用い，20～5mm の粗骨材については碎石と山砂利（表乾密度：2.64g/cm³，吸水率 0.66%）との混合としたものを用いた．

表-7.1 に，試験に用いた各種ダム用セメントによるダムコンクリートの配合を再掲する（表-5.5）．

表-7.1 解析に用いた各種ダム用セメントによるダムコンクリートの配合¹⁾

セメント種類	配合区分	水結合材比 W/C+F (%)	細骨材率 s/a (%)	単 位 量(kg/m ³)									
				水 W	セメント C	フライアッシュ F	細骨材 S	粗骨材 G				混和剤	
								150mm ～80mm	80mm ～40mm	40mm ～20mm	20mm ～5mm	Ad-1	Ad-2
BB	内部	66.9	24	87	130	—	534	436	521	350	421	0.324	0.016
	外部	47.6	23	90	189	—	498	430	514	345	415	0.473	0.076
M	内部	64.6	24	84	130	—	538	438	524	352	424	0.325	0.016
	外部	46.3	23	88	190	—	502	433	517	347	418	0.474	0.076
MF	内部	63.8	24	83	130	—	535	436	522	350	422	0.326	0.052
	外部	46.3	23	88	190	—	497	429	512	344	415	0.474	0.284
LBB+F	内部	58.8	24	77	111	20	538	439	525	352	424	0.328	0.052
	外部	42.4	23	81	162	29	500	432	516	346	417	0.477	0.210

*) Ad-1 : AE減水剤（リグニン系遅延型）,Ad-2 : AE助剤（空気連行剤）．

今回の試験では，これらの配合に関し，熱的性質として断熱温度上昇特性および熱膨張係数について行った．また，力学的性質としては，圧縮強度，引張強度および静弾性係数について試験した．

コンクリートの練り混ぜには容量250 lの傾胴式コンクリートミキサを用いて行い．断熱温度上昇および熱膨張係数の熱的性質試験については，フルサイズ骨材（Gmax=150mm）のコンクリー

トをそのまま打ち込みダム用高周波バイブレータで締め固めて供試体を作成した。一方、各種力学的試験については、40mmふるいでウェットスクリーニングしたコンクリートによって供試体を作成して試験を行った。

(2) 熱的性質および力学的性質の試験結果

a)フレッシュ性状および凝結試験結果

表-7.2に、コンクリートのフレッシュ性状および凝結試験結果（JIS A 1147）を示す。なお、表-7.2に示す空気量の試験結果は、40mmふるいでウェットスクリーニングしたコンクリートによる試験結果を、粗骨材最大寸法150mmのフルサイズ骨材のコンクリートに換算したものである。

表-7.2 フレッシュ性状および凝結試験結果¹⁾

セメント種類	配合区分	スランプ (cm)	空気量*1) (%)	練上がり温度 (°C)	凝結時間*2) (h-m)	
					始発	終結
BB	内部	2.0	2.6	16.5	8-55	15-50
	外部	3.5	2.9	15.5	11-05	15-00
M	内部	4.0	3.0	20.0	8-00	11-00
	外部	4.0	3.2	21.5	9-20	12-15
MF	内部	4.0	2.7	20.5	8-30	12-40
	外部	4.0	3.2	22.0	9-15	13-15
LBB+F	内部	3.8	2.7	19.6	9-45	16-40
	外部	3.5	2.3	20.1	7-40	13-40

*1) 空気量はフルサイズ換算。

*2) 養生温度は20°C。

b)熱的性質の試験結果

断熱温度上昇試験は、空気循環式の試験装置を用い、20±2°C、R.H.80%の恒温恒湿室で練り混



写真-7.1 断熱温度上昇試験の状況

ぜ材料の温度を安定させて練り混ぜ、約40 l (φ400×350mm) の試験容器に打ち込み温度計測を行った。写真-7.1に試験状況を、図-7.6および図-7.7にそれぞれフルサイズ骨材を用いた内部および外部コンクリートの断熱温度上昇の試験結果を示す。

図-7.6および図-7.7より、内部コンクリートに比べて単位結合材量が多い外部コンクリートの方が断熱温度上昇量は大きい、同一配合であってもセメントの種類によって異なることが分かる。このうち、BBを用いたダムコンクリートの断熱温度上昇量が最も大きい、高炉セメントであってもセメントの成分を調整¹²⁾しフライアッシュを併用したLBB+Fを用いることによって、断熱温度上昇量を著しく低減できることが分かる。

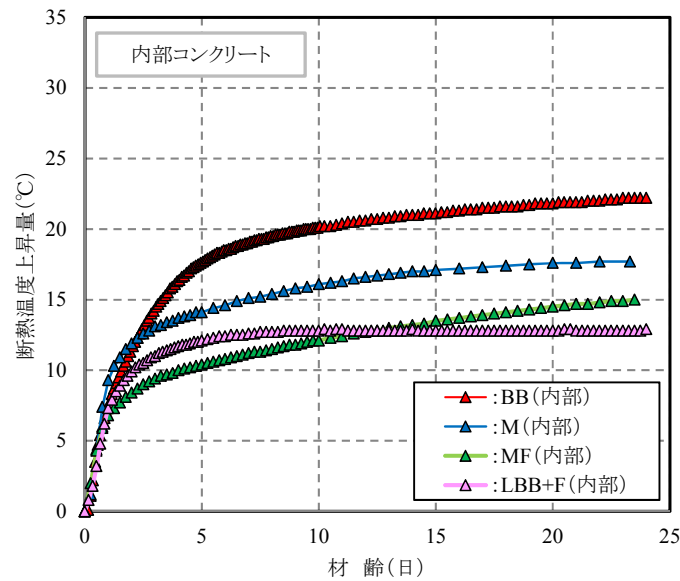


図-7.6 フルサイズ骨材を用いた内部コンクリートの断熱温度上昇の試験結果

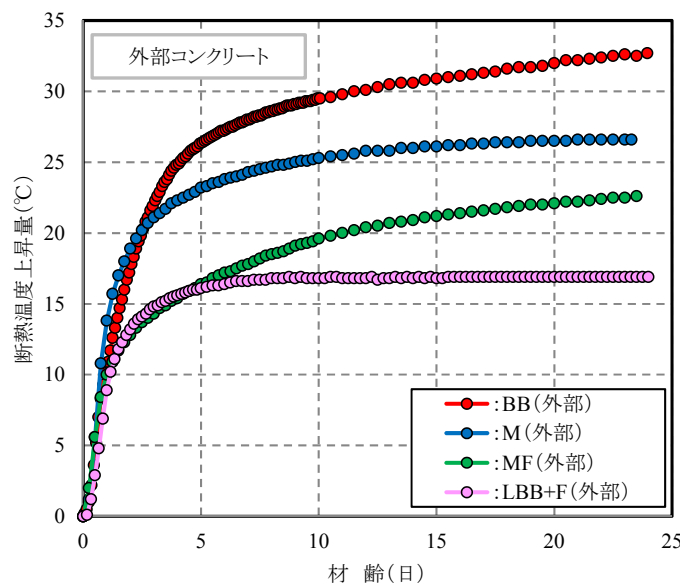


図-7.7 フルサイズ骨材を用いた外部コンクリートの断熱温度上昇の試験結果

なお、温度解析には、図-7.6および図-7.7に示した試験結果を次式で表す関数に近似し、最小二乗法により各係数を求めて用いることとした。

$$Q(t) = Q_{\infty}(1 - e^{-\gamma t}) \tag{7.1}$$

ここに、 $Q(t)$: 材齢 t における断熱温度上昇量、 Q_{∞} : 終局断熱温度上昇量、 γ : 温度上昇に関する常数、 t : 材齢 (日) , である。

表-7.3 に、各試験結果に基づく断熱温度上昇式(7.1)における近似式を示す。

表-7.3 試験結果に基づく断熱温度上昇特性の近似式

セメント種類	配合区分	Q_{∞}	γ
BB	内部	21.0	0.37
	外部	31.9	0.43
M	内部	15.7	0.68
	外部	24.9	0.65
MF	内部	14.6	0.27
	外部	22.1	0.24
LBB+F	内部	12.8	0.72
	外部	16.9	0.69

注)コンクリートの練上がり温度は20℃。

熱膨張係数については、中心部に埋込型ひずみ計 ($L=500\text{mm}$, $E \approx 1,000\text{N/mm}^2$) を設置した大型円柱供試体用鋼製型枠 ($\phi 500 \times 1,000\text{mm}$) にフルサイズ骨材によるダムコンクリートを打ち込み、恒温恒湿室で養生して自己収縮ひずみを測定した後に、材齢1年の時点で5~50℃まで5℃毎に段階的に温度を変化させて温度とひずみの計測結果から求めた。なお、外部コンクリートについて

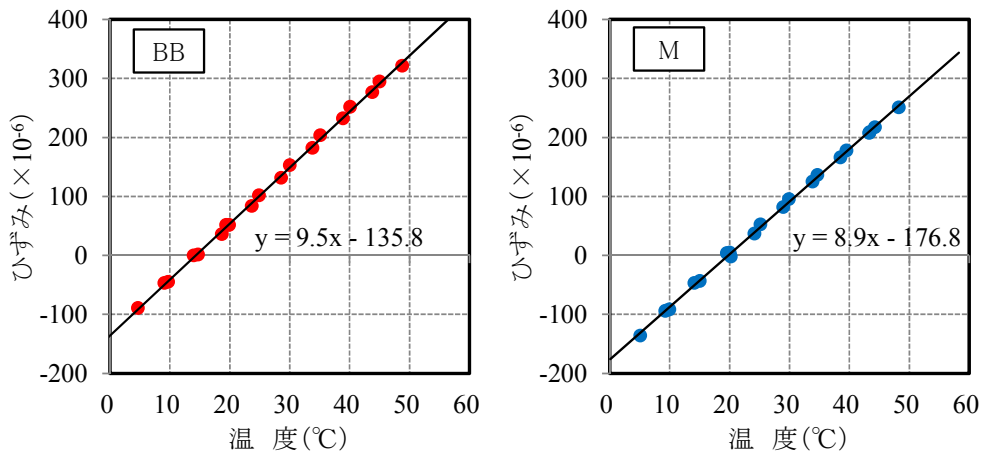


図-7.8 フルサイズ骨材を用いた外部コンクリート (BB, M) の熱膨張係数試験結果

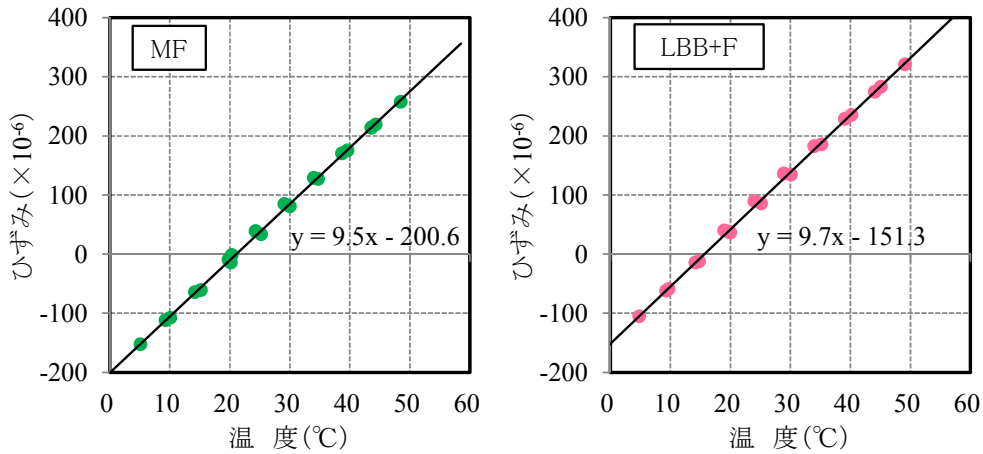


図-7.9 フルサイズ骨材を用いた外部コンクリート (MF, LBB+F) の熱膨張係数試験結果

ては4種類のセメント全てについてそれぞれ1体ずつ、内部コンクリートについてはBB のみ大型供試体を1体作製して計測した。

図-7.8および図-7.9に、それぞれBB, MおよびMF, LBB+Fによるフルサイズ骨材を用いた外部コンクリートの熱膨張係数の試験結果を示す。なお、BBを用いた内部コンクリートの熱膨張係数は、 9.3×10^{-6} ($^{\circ}\text{C}$) であった。

c)力学的性質の試験結果

圧縮強度、引張強度および静弾性係数試験については、いずれも40mmふるいでウェットスクリーニングしたコンクリートをφ150×300mmの供試体に打ち込んで作製し、材齢1日で脱型後、 $20 \pm 2^{\circ}\text{C}$ の水中養生を行って、所要の材齢で試験を実施した。

写真-7.2に試験状況を、図-7.10および図-7.11にそれぞれ内部および外部コンクリートの材齢1



写真-7.2 圧縮試験の状況
(コンプレッソメータを取り付けて静弾性係数を同時に測定)

年までの圧縮強度試験結果 (JIS A 1108) を示す。

内部コンクリートについては、BBおよびMを用いた場合に比べてフライアッシュを用いたMF、LBB+Fの圧縮強度は何れも小さい傾向を示すが、外部コンクリートにおいてはMFを用いた場合とBBおよびMを用いたコンクリートとはほぼ同程度であった。

なお、圧縮強度は有効材齢との関係として、次式で近似した¹³⁾。

$$f'_c(t') = \frac{t'}{a+b(t'-S_f)} f'_c(i) \quad (7.2)$$

ここに、 $f'_c(t')$: 有効材齢 t' 日におけるコンクリートの圧縮強度 (N/mm²) , $f'_c(i)$: 基準材齢 i 日におけるコンクリートの圧縮強度 (N/mm²) , i : 設計基準強度の材齢 (日) , a, b : セメントの種類および基準材齢に応じた定数, S_f : セメントの種類に応じた硬化原点に対応する有効材齢 (日) , である。

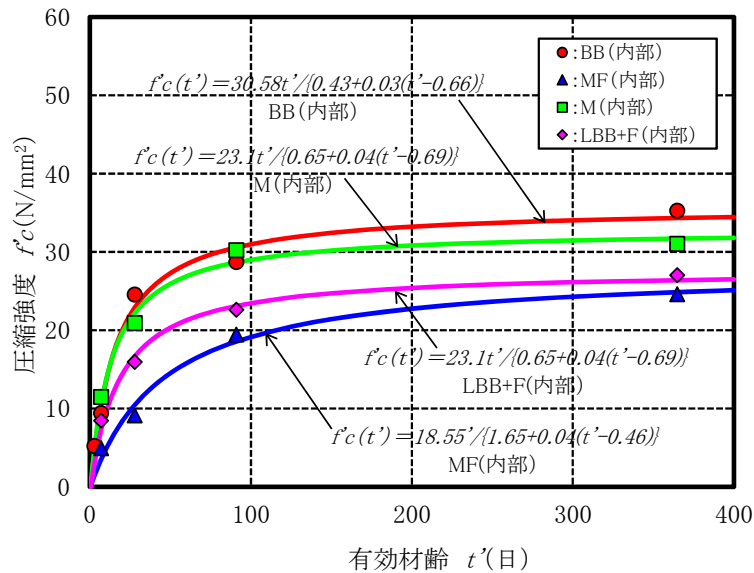


図-7.10 内部コンクリートの圧縮強度試験結果

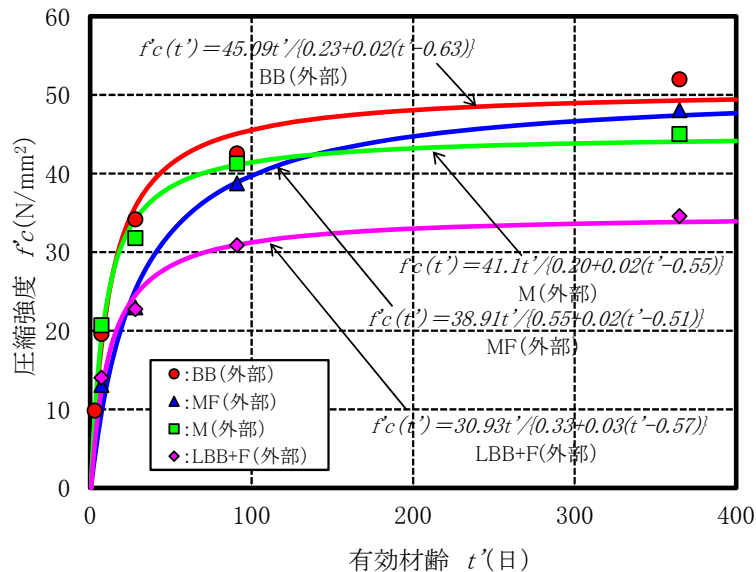


図-7.11 外部コンクリートの圧縮強度試験結果

また、写真-7.3に割裂引張試験の状況を、図-7.12および図-7.13にそれぞれ割裂引張強度（JIS A 1113）およびヤング係数（JIS A 1149）の試験結果を圧縮強度との関係として示す。なお、静弾性係数試験は、圧縮試験の供試体を併用してコンプレッソメータを用いて行った（写真-7.2参照）。

また、各図中には同一配合について別ロットで実施した若材齢時の試験結果も併せて示した。割裂引張強度およびヤング係数は、セメントの種類やコンクリートの配合（内部、外部）によらずに概ね同等の傾向を示した。



写真-7.3 割裂引張試験の状況

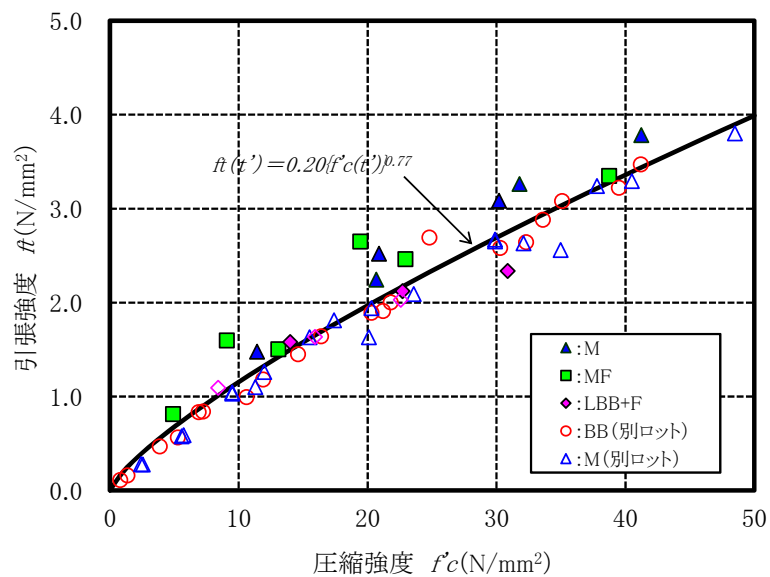


図-7.12 圧縮強度と割裂引張強度との関係

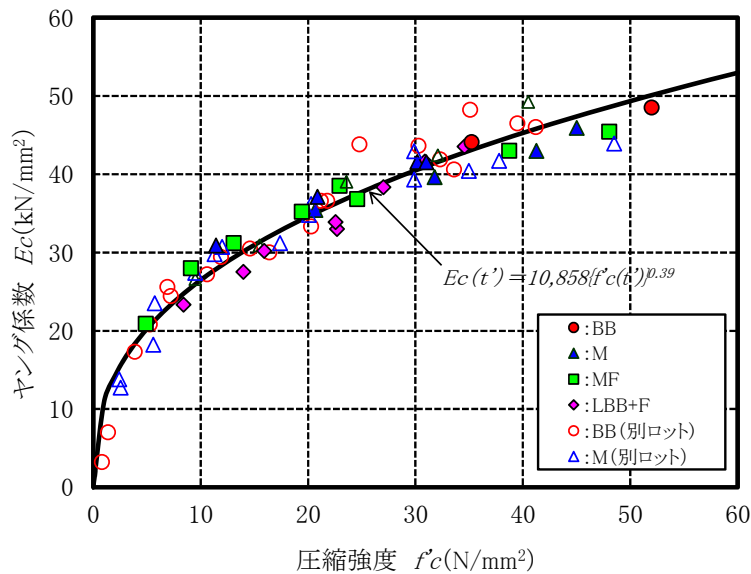


図-7.13 圧縮強度とヤング係数との関係

7.3.2 三次元有限要素法による温度応力解析

(1) 解析概要

本研究では、コンクリートダムの施工段階において、セメントの種類の違いによってダムの内部に発生する拘束応力の違いを把握するだけでなく、自己収縮ひずみを考慮することによって、その影響の程度について検討を行った。すなわち、コンクリートダムでは単位セメント量の異なる異種配合を同時に施工するため、外的な拘束だけでなく、配合の違いによる自己収縮ひずみの相違によって内部拘束応力が生じることとなる。これが、コンクリートの温度応力と相まって大きな引張応力が生じ、ひいてはひび割れ発生の原因となる可能性があると考えられる。

そこで、本章では、異種配合を有するコンクリートダムについて、自己収縮ひずみと温度ひずみが同時に作用した場合について三次元有限要素モデルを用いて解析的に検討を行った。

(2) 解析モデルおよび解析手法

解析の対象としたモデルは、ELCM工法による堤高60mの中規模の重力式コンクリートダムとし、ブロック幅15mの半断面の三次元解析モデルとした(図-7.14)。上流面は鉛直、下流面は1:0.8とし、打設リフト高さは全て0.75m(ハーフリフト)とした。また、着岩コンクリートはハーフリフトで4リフトとし、堤体上下流面における外部コンクリートは厚さ3mとした。

なお、温度解析は非定常熱伝導解析によって、応力解析については有効弾性係数による線形弾性解析の重ね合わせ法によった。また、自己収縮ひずみは本研究で提案したダムコンクリートの設計値(6.4を参照)に基づいて定め、各打設リフトの材齢における内部および外部コンクリートのそれぞれの自己収縮ひずみを求めて、温度ひずみに重ね合わせて応力を求める方法とした。

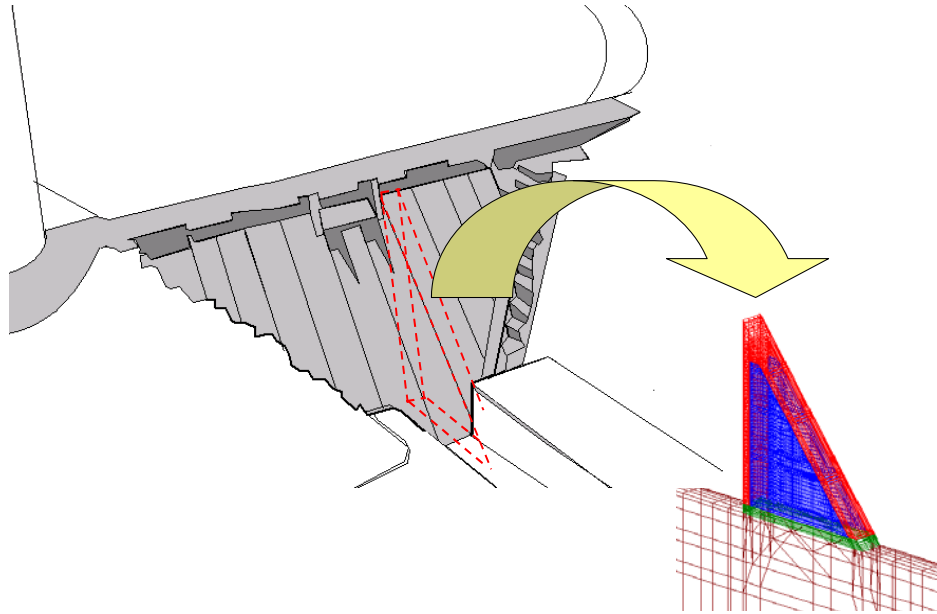


図-7.14 重力式コンクリートダム のモデル

図-7.15に、三次元有限要素法による温度応力解析モデルを示す。

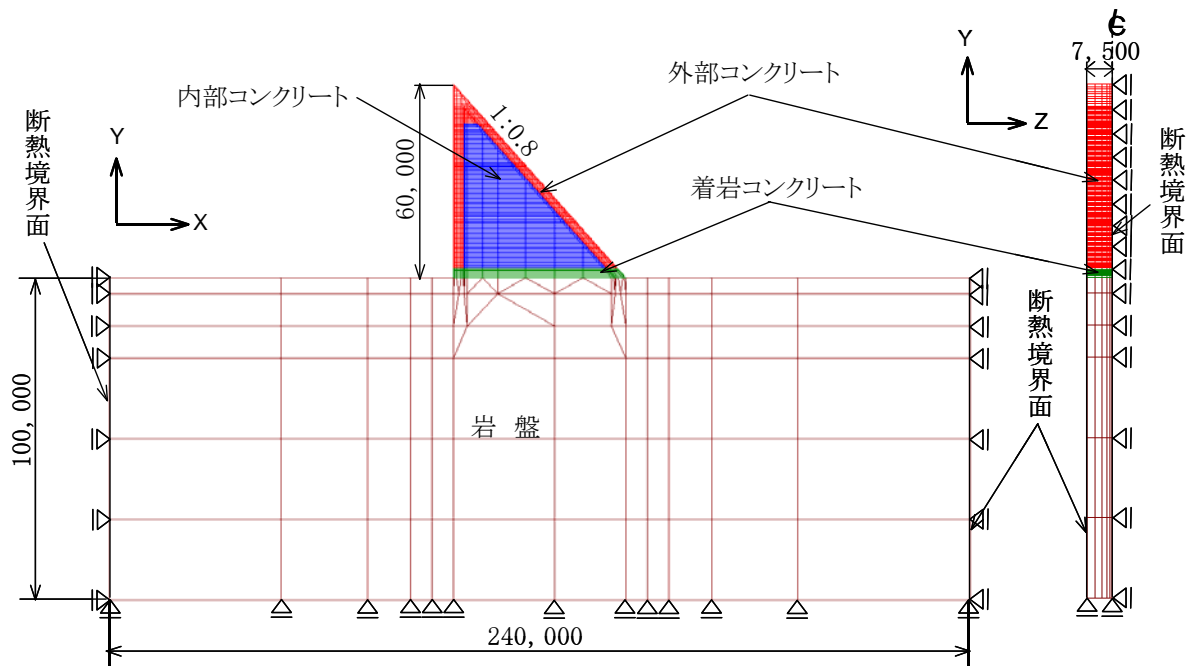


図-7.15 三次元有限要素法による温度応力解析モデル

(3) 解析条件

ダムコンクリートの諸物性（密度，断熱温度上昇特性，熱膨張係数，圧縮強度，引張強度およびヤング率）については，7.3.1で示した試験結果を用いた。なお，内部コンクリートの熱膨張係数については，試験を実施したBBを除き外部コンクリートと同じ値とした。着岩コンクリートの

物性値は、外部コンクリートと同じ値を用いた。コンクリートの比熱、熱伝導率およびクリープ係数については、土木学会コンクリート標準示方書³⁾を参考に定めた。同様に、基礎岩盤の比熱、熱伝導率、密度および熱膨張係数についても、土木学会コンクリート標準示方書¹³⁾を参考に定めた。

自己収縮ひずみについては、土木学会コンクリート標準示方書の予測式^{13),14)}に基づき、材齢 t (日) における自己収縮によるひずみ $\varepsilon'_{as}(t)$ を式(7.3)で表すこととする。

$$\varepsilon'_{as}(t) = -\varepsilon'_{as\infty} \cdot \beta(t) \quad (7.3)$$

$$\varepsilon'_{as\infty} = A \times \exp\{B \times (W/C)\} \quad (7.4)$$

$$\beta(t) = 1 - \exp\{-a(t-t_s)^b\} \quad (7.5)$$

$$a = \alpha_1 \times \exp\{\beta_1 \times (W/C)\} \quad (7.6)$$

$$b = \alpha_2 \times \exp\{\beta_2 \times (W/C)\} \quad (7.7)$$

ここに、 $\varepsilon'_{as\infty}$: 自己収縮ひずみの最終値 ($\times 10^{-6}$)、 $\beta(t)$: 自己収縮ひずみの経時変化を表す関数、 A, B : 自己収縮ひずみの最終値に関する係数、 W/C : 水結合材比、 $a, b, \alpha_1, \alpha_2, \beta_1, \beta_2$: 自己収縮の進行速度を表す係数、 t_s : 凝結の始発(日)、である。

自己収縮ひずみの最終値および各係数については、セメントの種類毎に水結合材比から、本研究で提案した設計値 (表-6.2) より求めた。

以下に、内部および外部コンクリートの自己収縮ひずみの推定値を示す。

内部コンクリート

$$\text{BB} : \varepsilon'_{as}(t) = 56.3 [1 - \exp\{-0.069(t-0.372)^{0.61}\}]$$

$$\text{M} : \varepsilon'_{as}(t) = 52.5 [1 - \exp\{-0.198(t-0.333)^{0.39}\}]$$

$$\text{MF} : \varepsilon'_{as}(t) = 28.2 [1 - \exp\{-0.123(t-0.354)^{0.59}\}]$$

$$\text{LBB+F} : \varepsilon'_{as}(t) = 21.6 [1 - \exp\{-0.030(t-0.406)^{0.59}\}]$$

外部コンクリート

$$\text{BB} : \varepsilon'_{as}(t) = 131.6 [1 - \exp\{-0.268(t-0.461)^{0.41}\}]$$

$$\text{M} : \varepsilon'_{as}(t) = 53.5 [1 - \exp\{-0.399(t-0.389)^{0.29}\}]$$

$$\text{MF} : \varepsilon'_{as}(t) = 53.9 [1 - \exp\{-0.162(t-0.385)^{0.49}\}]$$

$$\text{LBB+F} : \varepsilon'_{as}(t) = 32.6 [1 - \exp\{-0.139(t-0.319)^{0.49}\}]$$

着岩コンクリートの打設開始は10月1日とし、各打設リフトの打継ぎ間隔は5日サイクルとした。解析に用いた外気温は、夏期最高気温および冬期最低気温をそれぞれ25°Cおよび0°Cとしたsin関数で設定し、コンクリートの打込み温度については施工状況を考慮して外気温+2°Cのsin関数とした。ただし、通年打設を行うものとして、冬期および夏期における打込み温度についてはコンクリート標準示方書の暑中、寒中コンクリート等を参考に、冬期はプレヒーティングを夏期はブ

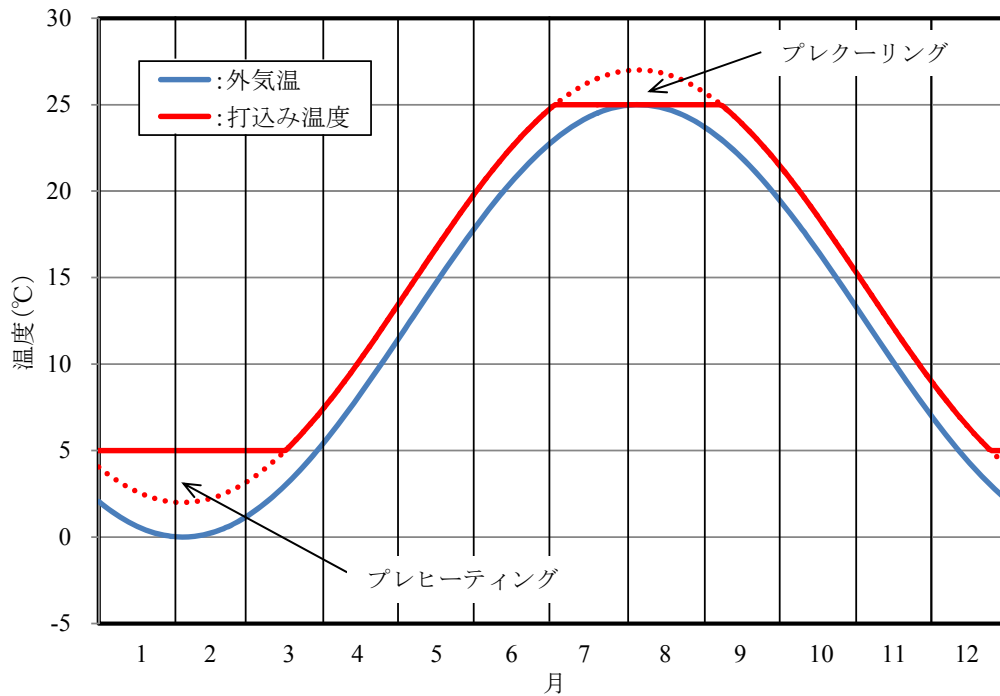


図-7.16 外気温とコンクリートの打込み温度の温度規制

表-7.4 温度応力解析条件

区分	項目	単位	堤体コンクリート		基礎岩盤
			内部	外部(着岩)	
温度解析	比熱	kJ/kg°C	0.871		0.790
	熱伝導率	W/m°C	2.88		3.5
	密度	kg/m ³	BB : 2,479 M : 2,490 MF : 2,478 LBB+F : 2,486	BB : 2,481 M : 2,495 MF : 2,475 LBB+F : 2,483	2,650
	断熱温度上昇特性	—	BB : $Q(t)=21.0\{(1-\exp(-0.37t))\}$ M : $Q(t)=15.7\{(1-\exp(-0.68t))\}$ MF : $Q(t)=14.6\{(1-\exp(-0.27t))\}$ LBB+F : $Q(t)=12.8\{(1-\exp(-0.72t))\}$	BB : $Q(t)=31.9\{(1-\exp(-0.43t))\}$ M : $Q(t)=24.9\{(1-\exp(-0.65t))\}$ MF : $Q(t)=22.1\{(1-\exp(-0.24t))\}$ LBB+F : $Q(t)=16.9\{(1-\exp(-0.69t))\}$	—
	初期条件 (打込み温度)	°C	外気温+2°C		年平均気温として打設1年前より温度解析を実施
	境界条件	熱伝導率	14(上下流面、水平打継ぎ面)		14(露出面)
	外気温	°C	$T_{air}=12.5+12.5\sin\{2\pi(t+154/365)\}$		同左
応力解析	圧縮強度	N/mm ²	BB : $f_c(t)=30.58t'/\{0.43+0.03(t'-0.66)\}$ M : $f_c(t)=23.1t'/\{0.65+0.04(t'-0.69)\}$ MF : $f_c(t)=18.55t'/\{1.65+0.04(t'-0.46)\}$ LBB+F : $f_c(t)=23.1t'/\{0.65+0.04(t'-0.69)\}$	BB : $f_c(t)=45.09t'/\{0.23+0.02(t'-0.63)\}$ M : $f_c(t)=41.1t'/\{0.20+0.02(t'-0.55)\}$ MF : $f_c(t)=38.9t'/\{0.55+0.02(t'-0.51)\}$ LBB+F : $f_c(t)=30.93t'/\{0.33+0.03(t'-0.57)\}$	—
	引張強度	N/mm ²	$f_t(t)=0.20(f_c(t))^{0.77}$		—
	ヤング係数	N/mm ²	$Ec(t)=10,858(f_c(t))^{0.39}$		6,000
	クリープ係数 ⁵⁾	—	最高温度或いは最初のピーク温度時の有効材齢まで： $\phi_e(t)=0.42$ 最高温度に達する有効材齢+1有効材齢(日)以降： $\phi_e(t)=0.65$ 最高温度に達する有効材齢後の1有効材齢(日)までは直線補間する		—
	自己収縮ひずみ	—	BB : $\epsilon'_{as}(t)=56.3[1-\exp\{-0.069(t-0.372)^{0.61}\}]$ M : $\epsilon'_{as}(t)=52.5[1-\exp\{-0.198(t-0.333)^{0.39}\}]$ MF : $\epsilon'_{as}(t)=28.2[1-\exp\{-0.123(t-0.354)^{0.59}\}]$ LBB+F : $\epsilon'_{as}(t)=21.6[1-\exp\{-0.030(t-0.406)^{0.59}\}]$	BB : $\epsilon'_{as}(t)=131.6[1-\exp\{-0.268(t-0.461)^{0.41}\}]$ M : $\epsilon'_{as}(t)=53.5[1-\exp\{-0.399(t-0.389)^{0.29}\}]$ MF : $\epsilon'_{as}(t)=53.9[1-\exp\{-0.162(t-0.385)^{0.49}\}]$ LBB+F : $\epsilon'_{as}(t)=32.6[1-\exp\{-0.139(t-0.319)^{0.49}\}]$	—
	熱膨張係数	$\times 10^{-6}/°C$	BB : 9.3 M : 8.9 MF : 9.5 LBB+F : 9.7	BB : 9.5 M : 8.9 MF : 9.5 LBB+F : 9.7	10

レクーリングを行って5℃および25℃に制限した（図-7.16）。

すなわち、温度規制を行ってコンクリートの打込み温度を抑制し、温度ひび割れの発生を制御した場合について検討を行った。

なお、基礎岩盤の初期温度（鉛直温度分布）については、年平均気温を基に、堤体第1リフトの打設1年間前から外気温による温度解析を行って求めた。

表-7.4に、温度解析および応力解析の解析条件をとりまとめて示す。

なお、解析は、4種類のセメントを用いた場合について、それぞれ自己収縮ひずみを考慮した場合と考慮しない場合の2ケース、合計8ケースについて実施した。

(4)解析結果

a) 温度解析結果

①発生最高温度分布

図-7.17および図-7.18に、それぞれBB、MおよびMF、LBB+Fを用いた場合における各打設リフトの発生最高温度の分布図を示す。これより、打設時期が冬期である中標高部についてはコンクリートの打込み温度が小さく外気温も低いので温度上昇は小さい傾向にあるが、着岩コンクリートおよび上部標高の外部コンクリートについては比較的溫度上昇の大きな部分が見られることが分かる。特に、着岩および外部コンクリート共に、BBを用いた場合の最高温度が最も高く、次いでM、MFおよびLBB+Fの順であった。

表-7.5に、各セメントを用いた場合に堤体（外部コンクリート）に発生する最高温度を示す。

表-7.5 各種セメントを用いた場合における堤体内の最高温度

セメントの種類	最高温度 (℃)
BB	41.6
M	38.6
MF	36.8
LBB+F	34.3

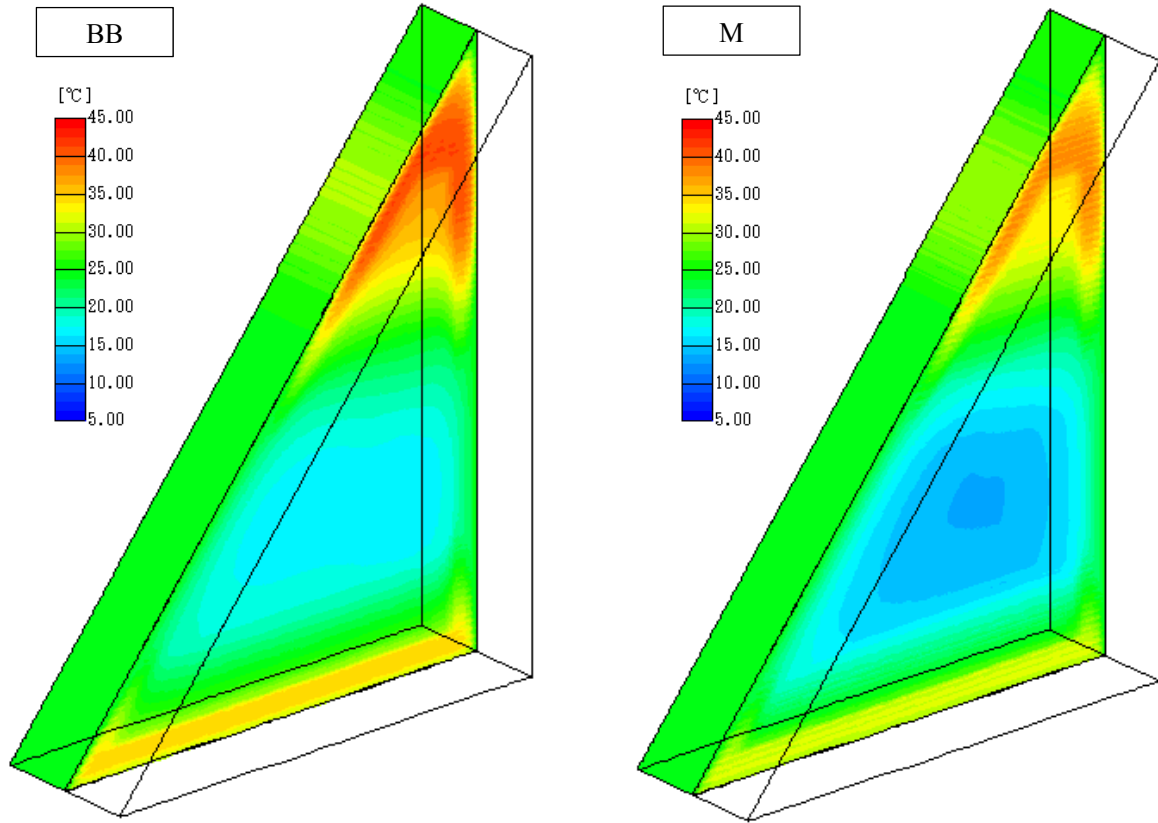


図-7.17 BB および M を用いた場合の発生最高温度分布図

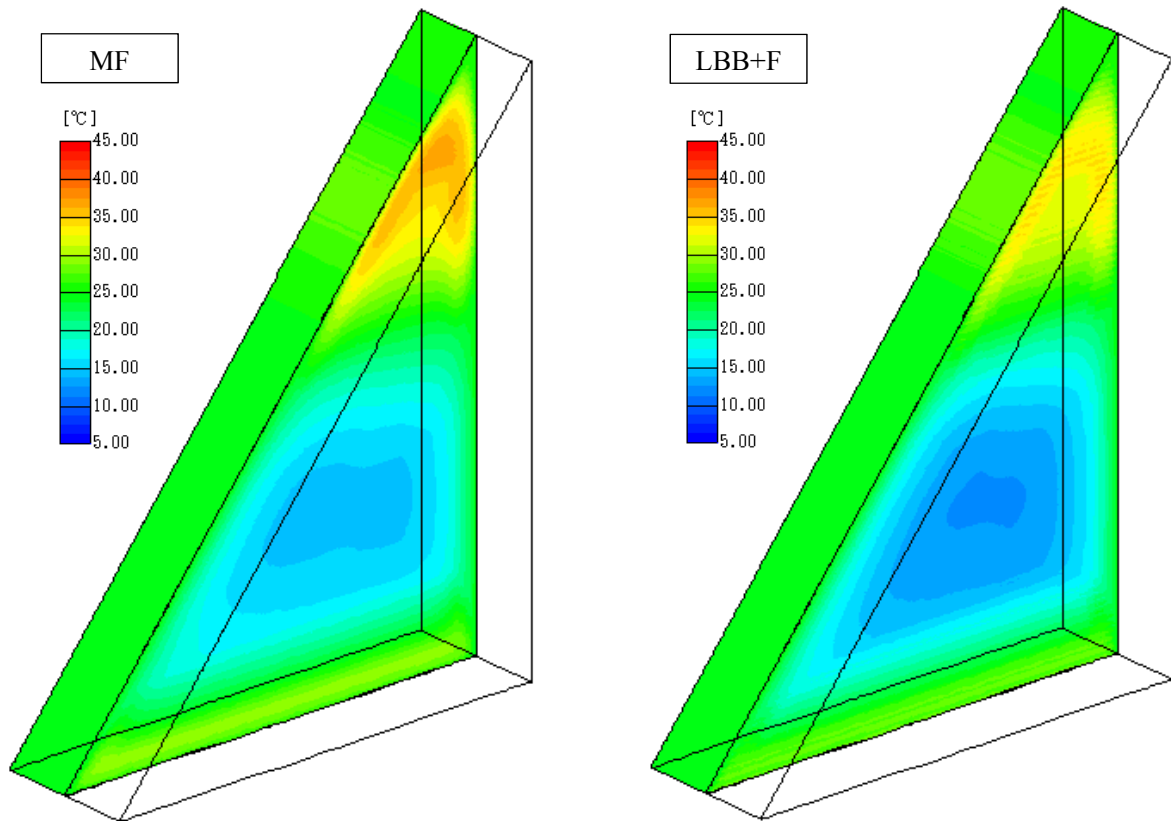


図-7.18 MF および LBB+F を用いた場合の発生最高温度分布図

②着岩コンクリートにおける温度履歴

図-7.19には、各種セメントを用いた場合の着岩コンクリートについて、中でも温度上昇量が大きい第3リフトの温度履歴を示す。何れのセメントを用いた場合においても、最高温度上昇量は十数℃前後で一般のマスコンクリートに比べて高くはないが、セメントの違いによる相違は明確であり、中でもBBを用いた場合が最も高く、次いでM、MFの順で、LBB+Fを用いた場合が最も低くなる事が分かる。表-7.6に、着岩コンクリート（第3リフト）に発生する最高温度を示す。

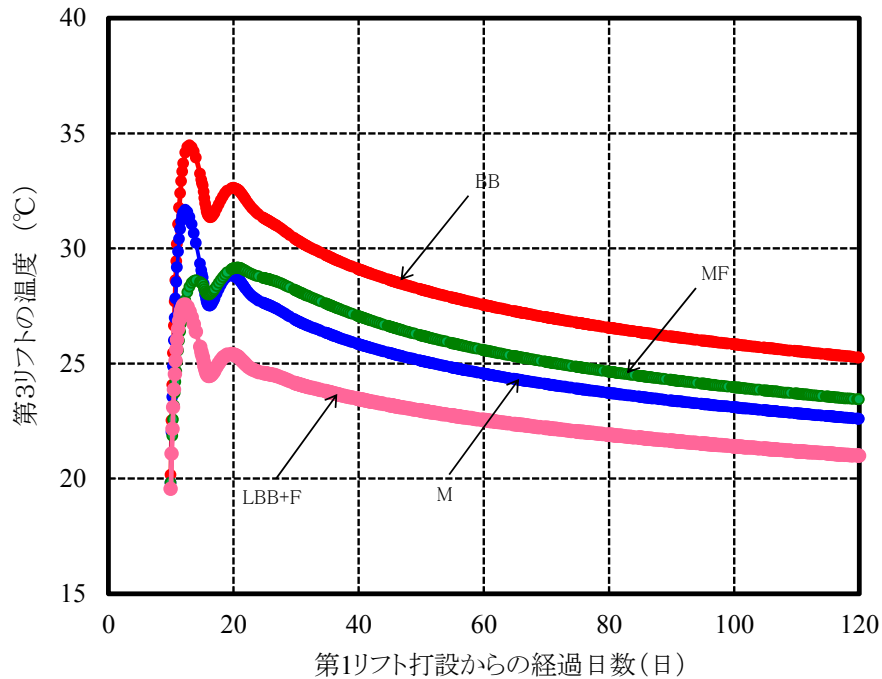


図-7.19 各種セメントを用いた着岩コンクリート（第3リフト）における温度履歴図

表-7.6 各種セメントを用いた場合における着岩部第3リフトの最高温度

セメントの種類	最高温度 (°C)
BB	34.5
M	31.7
MF	29.2
LBB+F	27.6

今回の解析に用いた配合では、着岩コンクリートの最高温度は、ダムコンクリートのセメントとして使用事例の多いMFに比べてダム用のBBでは5.3℃、Mでは2.5℃高くなること、またLBB+Fについては1.6℃低くなる事が分かる。

図-7.20に、着岩コンクリートの第1リフト打設後12.7日および30日後の堤体コンクリートの温度分布を示す。

これより、第1リフト打設後30日を経過した時点でも、セメントの種類による温度差は打設直

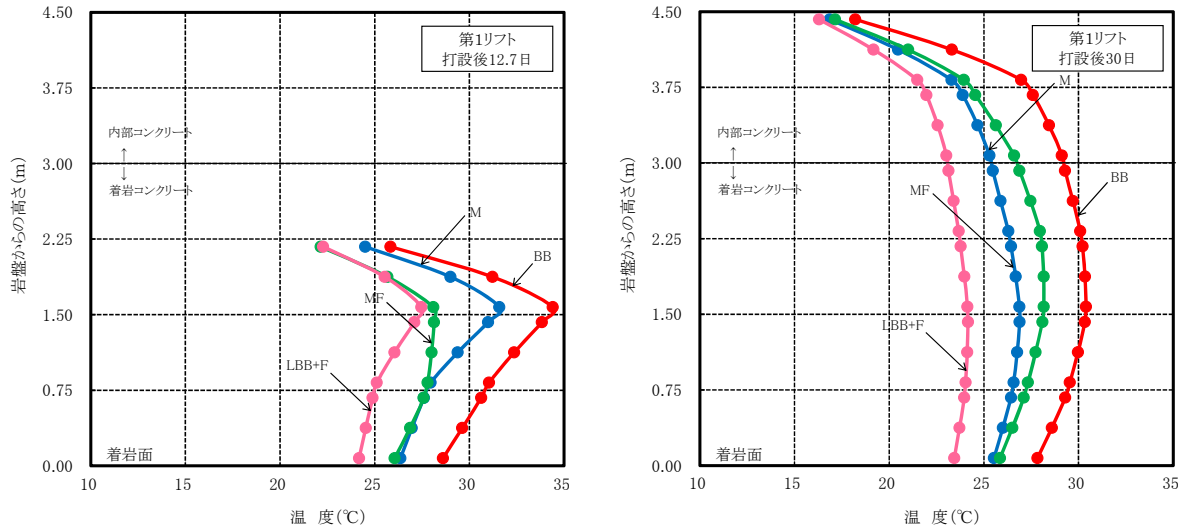


図-7.20 各種セメントを用いた着岩部近傍の堤体コンクリートの温度分布図

後の温度上昇時とさほど大きな差異は見られない。

これは、コンクリートダム の温度規制の方法として、セメントの選定は極めて効果的であり、かつ重要であることを意味している。

b) 温度応力解析結果

① 最小ひび割れ指数分布

図-7.21～図-7.24 に、それぞれ BB, M, MF および LBB+F を用いた場合における各打設リフトの最小ひび割れ指数の分布図を示す。

BB を用いた場合、自己収縮を考慮しない従来の温度応力解析では、堤体内部および表面部にひび割れ発生の可能性は最も低い欠課となったが、自己収縮を考慮することで、ひび割れ指数が小さい範囲が拡大し、特に着岩コンクリートについては最も厳しい欠課となった。次いで、MF を用いた場合が自己収縮の有無によって影響が大きくでた結果となった。M および LBB+F を用いた場合については、解析結果には自己収縮の有無に対する影響はさほど大きくはないことが明らかになった。

なお、LBB+F を用いた場合は、堤体内部の最高上昇温度は最も低い状態であったにもかかわらず、堤体表面部に非常に広範囲にひび割れ指数の小さな領域が生じることが明らかとなった。これは、LBB+F を用いた場合、断熱温度上昇は最も低い、強度特性も小さいことに起因しているものと考えられる。

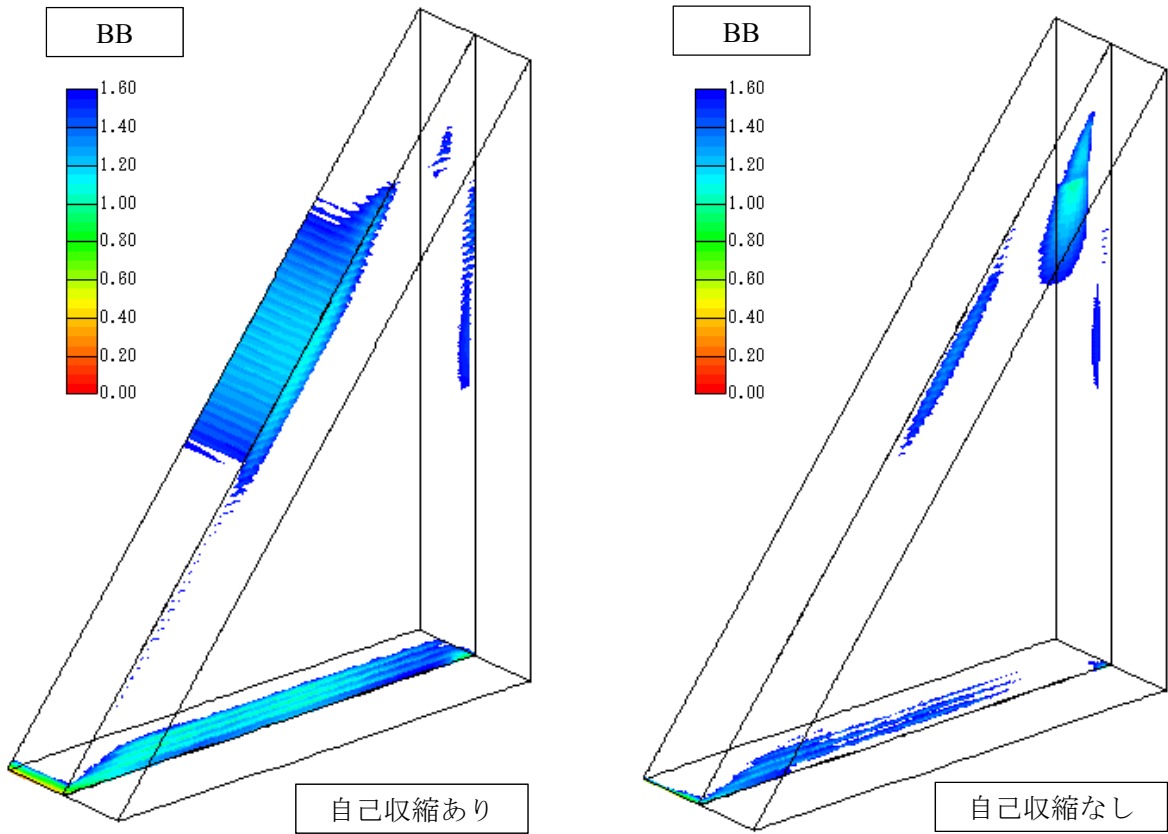


図-7.21 BB 用いた場合の最小ひび割れ指数の分布図

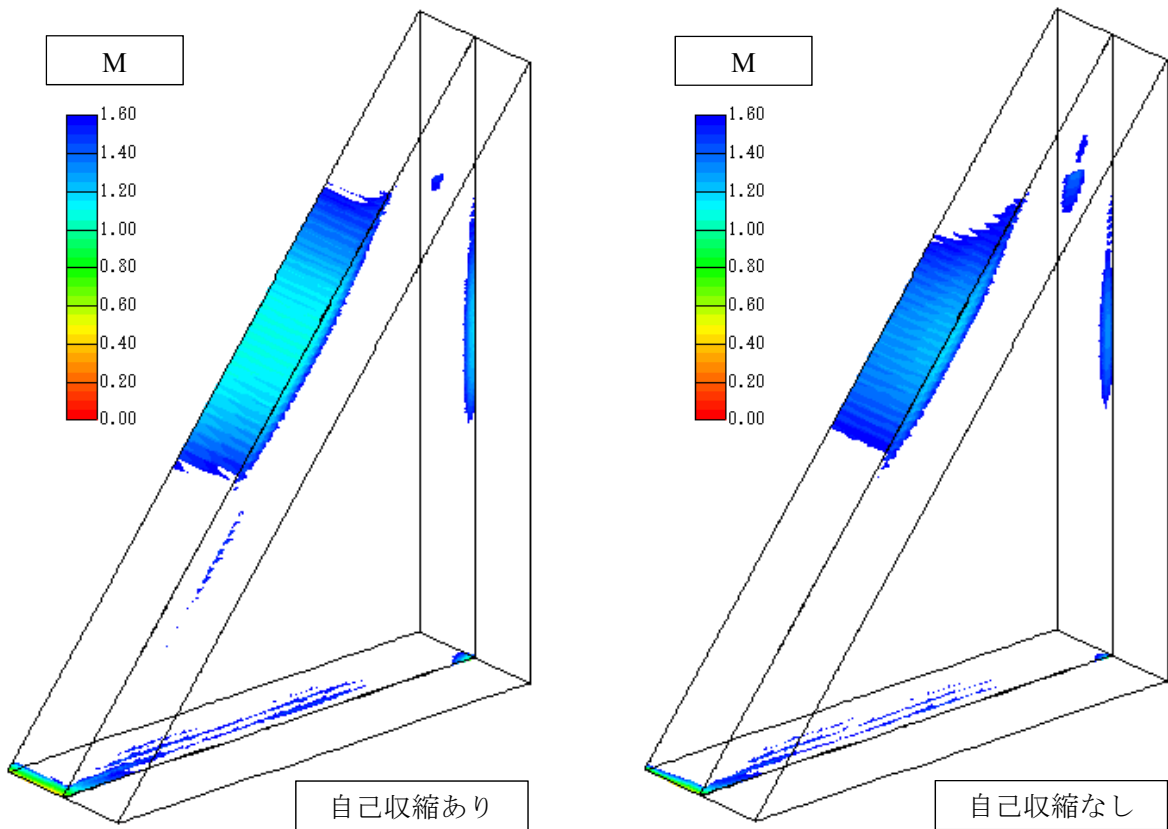


図-7.22 M を用いた場合の最小ひび割れ指数の分布図

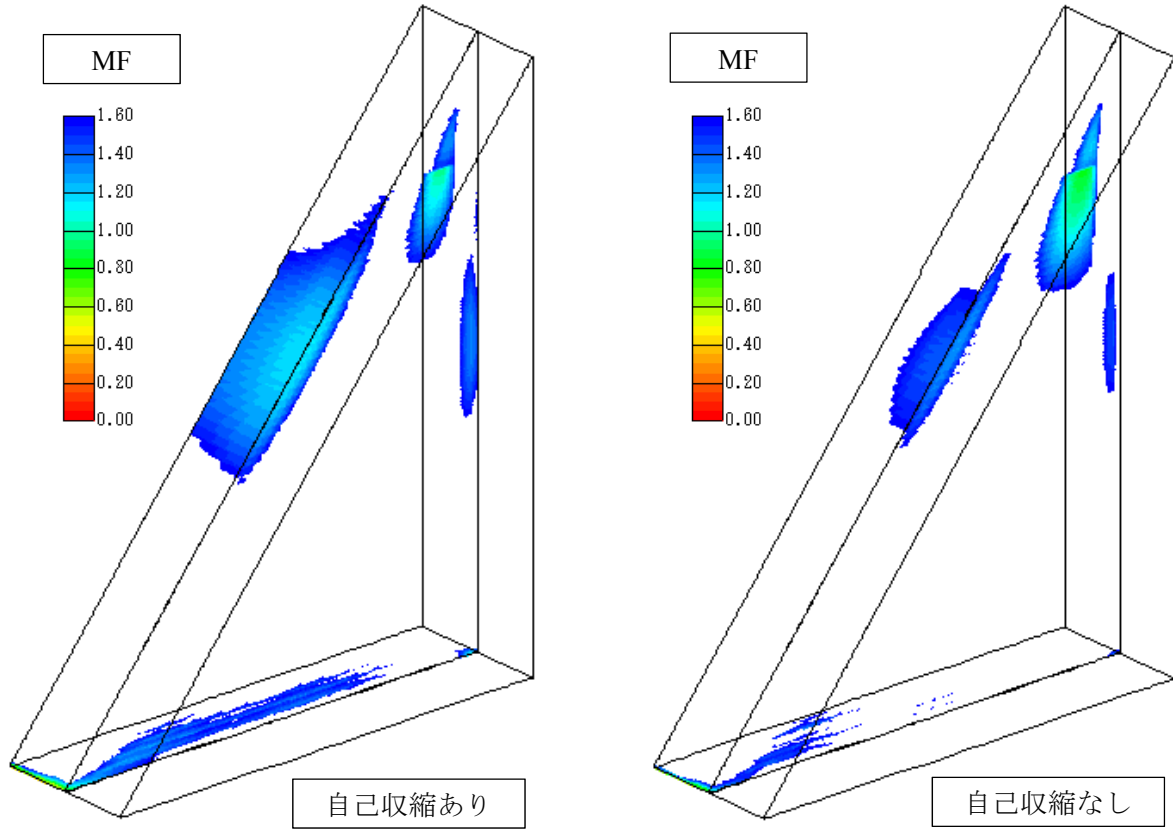


図-7.23 MF 用いた場合の最小ひび割れ指数の分布図

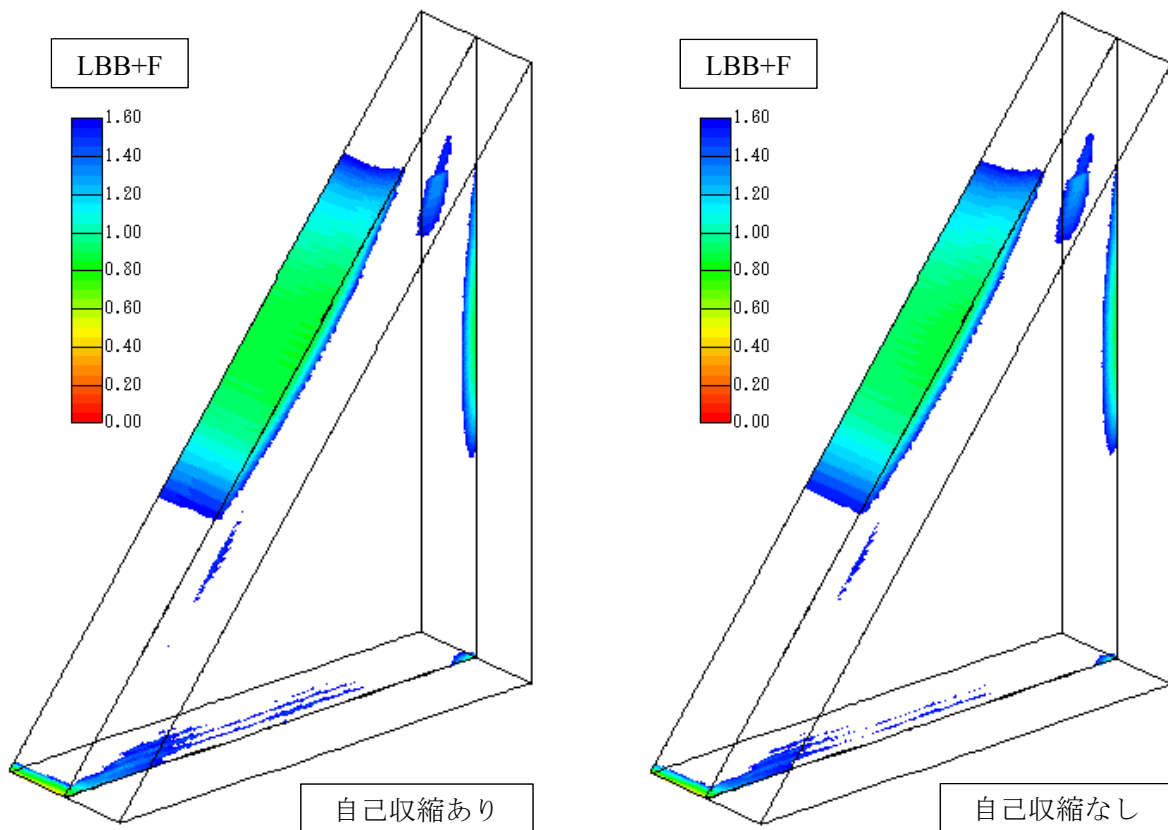


図-7.24 LBB+F を用いた場合の最小ひび割れ指数の分布図

②着岩部の上下流方向に発生する温度応力

2.2.1に示したように、着岩部に堤体上下流方向のひび割れが発生すると、堤体の構造安定性に極めて重大な影響を及ぼす危険性があるため、重力式コンクリートダムでは重要な問題として取り扱われており、温度規制の主目的もこの温度ひび割れの抑制の他ならない。

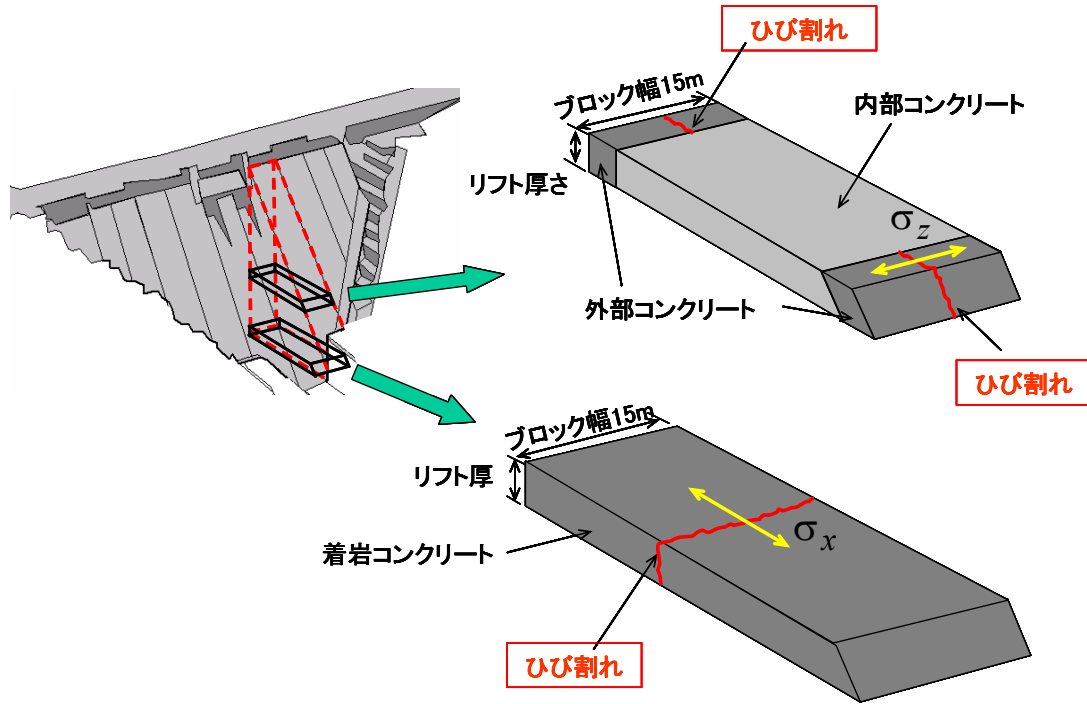


図-7.25 拘束応力 σ_x および σ_z に起因するひび割れ

図-7.26に、各セメントを用いたダムコンクリートを打設した場合におけるブロック中央部の着岩部近傍(第1,3および5リフト)の上下流方向の発生応力度 σ_x の経時変化を示す(図-7.25を参照)。

これより、他のセメントを用いた場合に比べて、BBを用いた場合は着岩コンクリート(第1および第3リフト)に大きな引張応力度が発生することが分かる。また、自己収縮ひずみの影響についても、BBを用いた場合が最も顕著で、着岩コンクリートの発生引張応力度はおよそ 1 N/mm^2 ほど、MFを用いた場合が 0.5 N/mm^2 ほど引張応力度が増大するが、他のセメントを用いた場合については自己収縮ひずみ影響はさほど大きくはない。一方、内部コンクリート(第5リフト)については、セメントの種類にかかわらず自己収縮ひずみの有無による発生応力には大きな差異が見られないことも分かる。

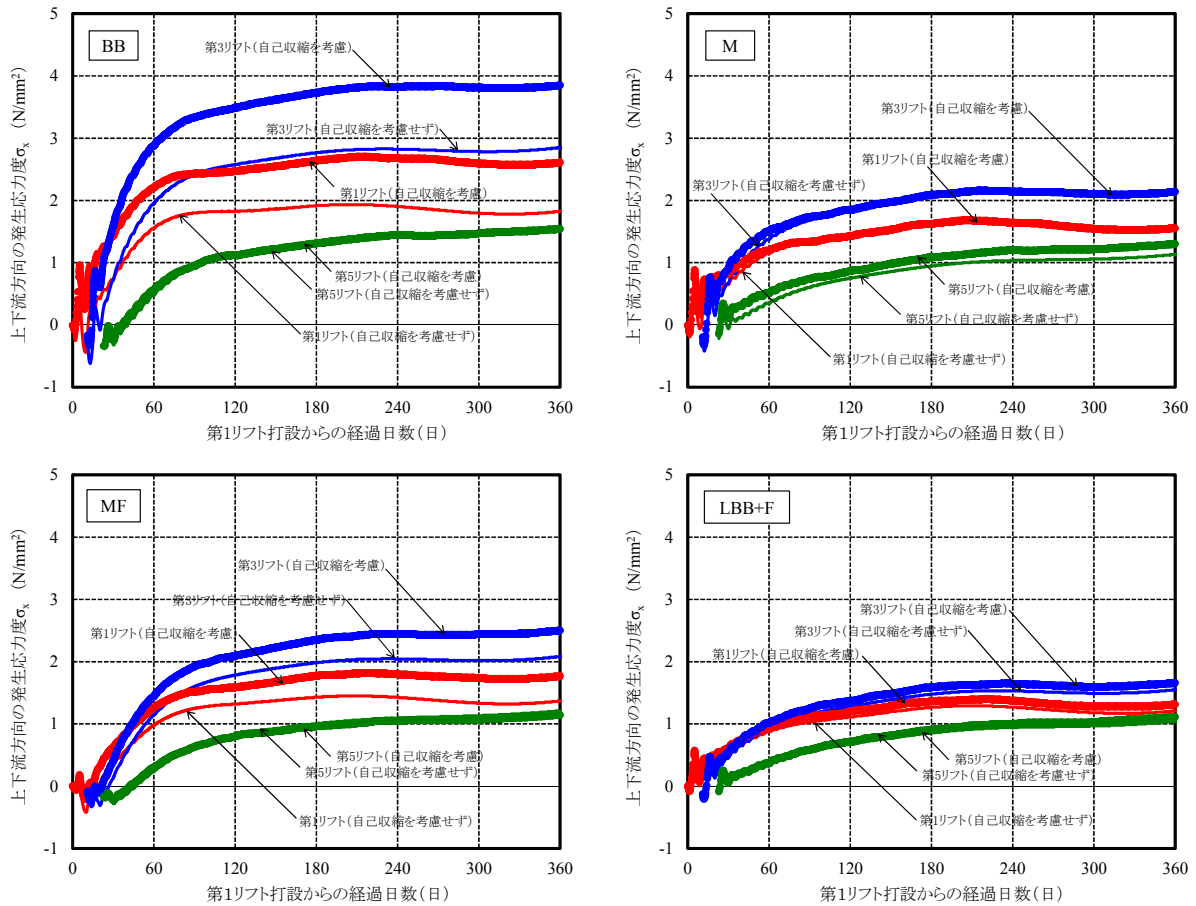


図-7.26 ブロック中央部の着岩部近傍の上下流方向発生応力度 σ_x の経時変化

図-7.27に、第1リフト打設後180日におけるブロック中央部の着岩部近傍の上下流方向の発生引張応力度 σ_x の鉛直分布を、引張強度と併せて示す。この結果、着岩コンクリートの上下流方向に発生する引張応力度は、自己収縮ひずみを考慮しないケースでは何れのセメントを用いた場合でもおよそ 2 N/mm^2 程度とほぼ同程度である。しかし、自己収縮ひずみを考慮することによって、着岩コンクリートの発生引張応力度は増大し、特にBBを用いた場合にはその影響が顕著であることが分かる。なお、MおよびLBB+Fを用いた外部コンクリートでは自己収縮の影響は極めて小さく、内部コンクリートにおいては何れのセメントを用いた場合においても自己収縮ひずみの影響は殆ど見られない。

これより、着岩コンクリートの自己収縮ひずみは、セメントの種類によっては基礎岩盤による外部拘束応力に大きな影響を及ぼす可能性があり、重力式コンクリートダムの安定性、止水性に影響を及ぼす上下流方向に発生するブロック分断ひび割れに対する発生要因となり得ることが明らかとなった。また、着岩部におけるブロック分断ひび割れは、自己収縮ひずみを考慮することで、最終安定温度に至る長期的な材齢で生じるだけでなく、施工段階での比較的早い材齢に生じる可能性があることも明らかとなった。

なお、表-7.7に、自己収縮ひずみの有無による着岩部第3リフトのひび割れ指数への影響を示す。

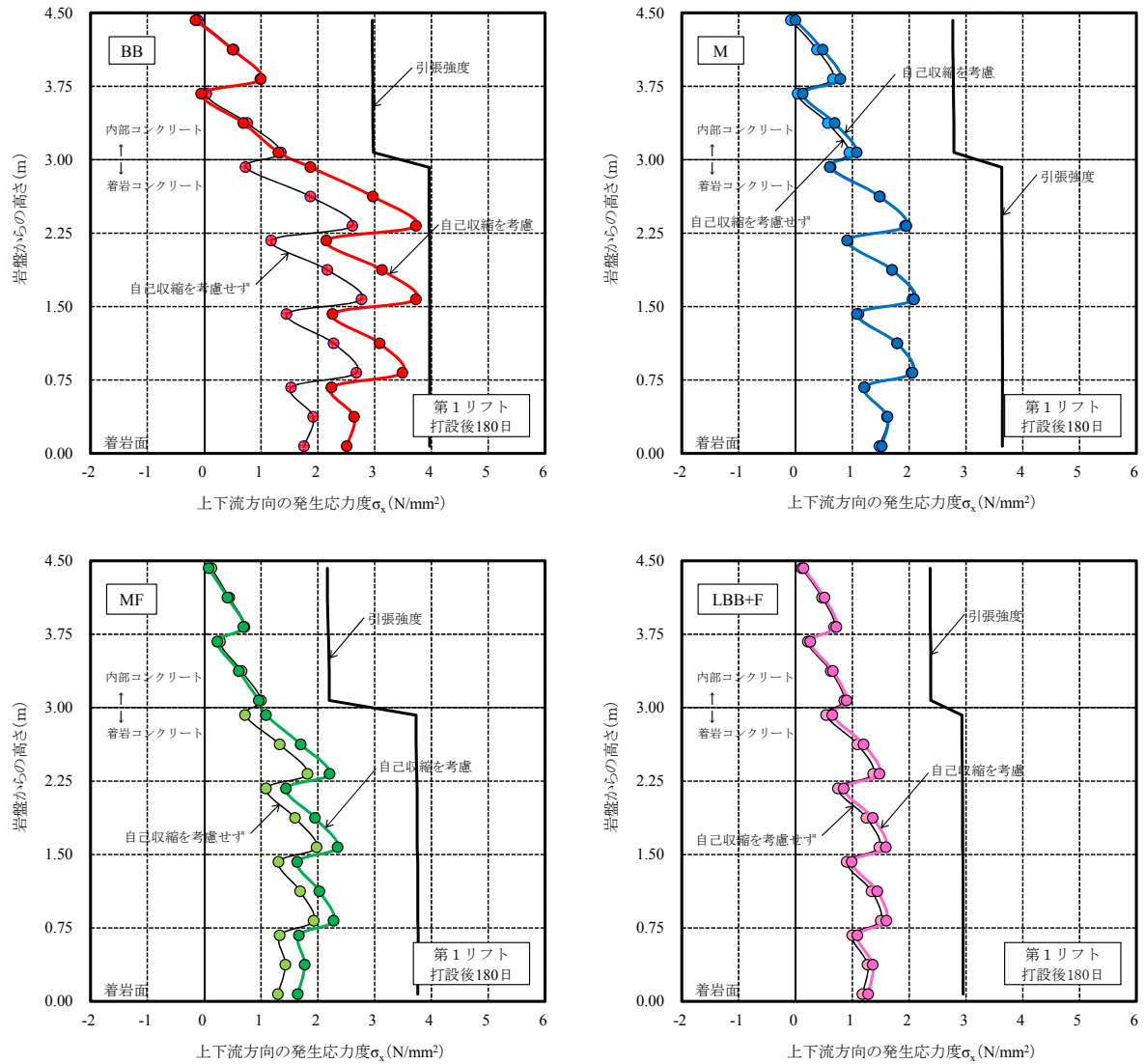


図-7.27 ブロック中央部の着岩部近傍の上下流方向発生応力度 σ_x の鉛直分布

自己収縮ひずみの影響の程度は、BBを用いたコンクリートの場合が極めて顕著であり、自己収縮を考慮することによって第1リフト打設後180日における着岩コンクリートのひび割れ指数が1.43であったものが1.06まで低下することが確認できた。

表-7.7 自己収縮の有無による着岩部第3リフトのひび割れ指数への影響 (第1リフト打設後180日)

セメントの種類	ひび割れ指数	
	自己収縮なし	自己収縮考慮
BB	1.43	1.06
M	1.77	1.74
MF	1.89	1.60
LBB+F	1.99	1.85

なお、図-7.28 に、着岩コンクリート第3リフトのブロック中央部における第1リフト打設後1年までのひび割れ指数の経時変化を示す。これによると、自己収縮を考慮しない場合において、BBを用いた場合ではひび割れ指数の最小値は1.4程度、他のセメントを用いた場合では1.5以上であることが分かる。

一方、自己収縮を考慮することによって、いずれのセメントを用いた場合でもひび割れ指数は減少し、特にBBを用いた場合では1.0程度まで小さくなり、着岩部にブロックを分断するひび割れが発生する可能性が高いことが分かる。

ダムコンクリートの伸び能力は概ね 100×10^{-6} (図-2.3を参照) であり、これが温度規制計画における許容拘束ひずみとされているが、この 100×10^{-6} に対応する温度応力解析によるひび割れ指数は、概ね1.25~1.3程度であると言われている¹⁵⁾。

したがって、自己収縮を考慮していないこれまでのひび割れ制御計画における検討ではひび割れの発生は十分制御されているとしても、自己収縮を考慮しなければ過小評価となってしまうものと考えられる。とりわけ、BBやMFを使用した場合などでその影響が大きく表れるので注意が必要であると言える。

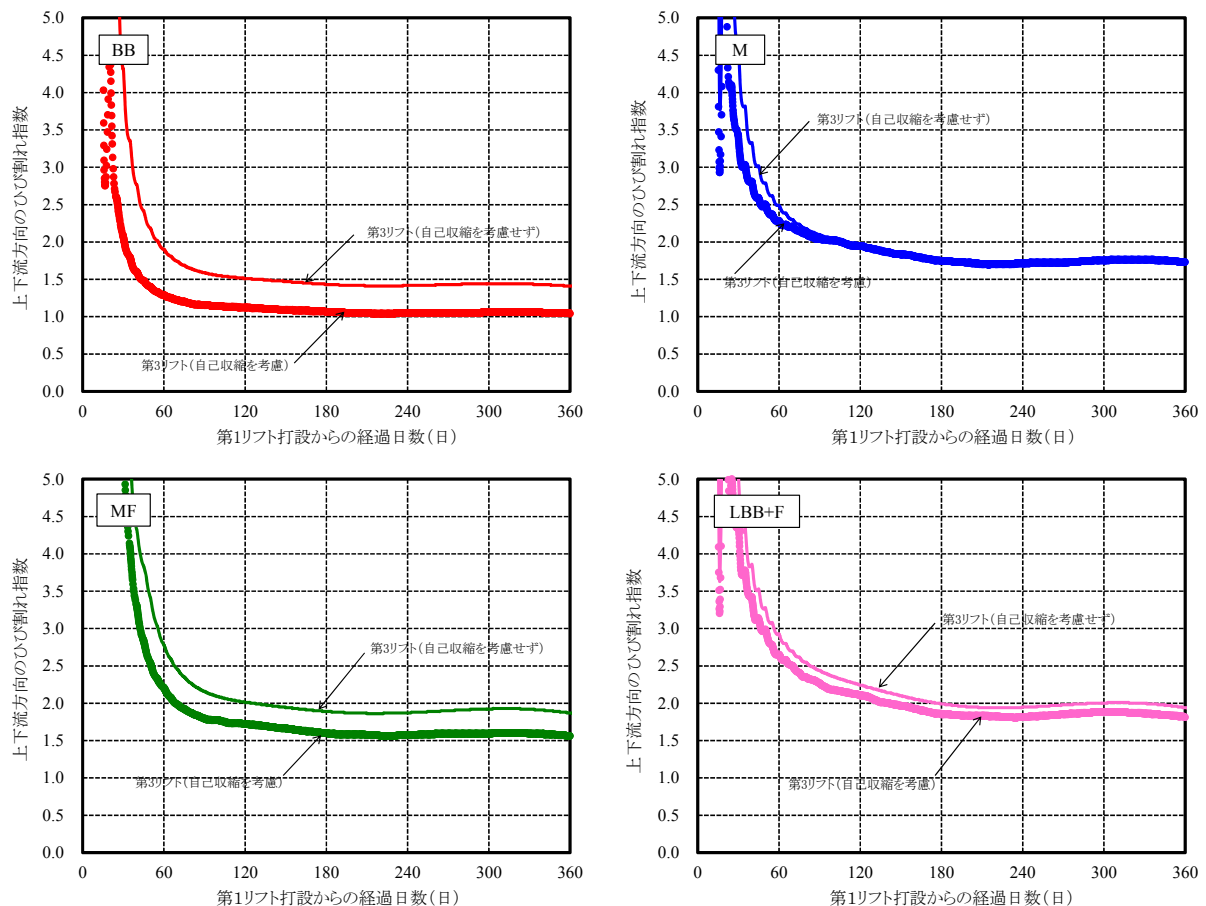


図-7.28 着岩コンクリート第3リフトのブロック中央部におけるひび割れ指数の経時変化

c)上下流面のダム軸方向に発生する温度応力

図-7.29に、岩盤拘束の影響のない堤体中上部標高のリフト(第58リフト:岩盤からの高さ43.5m)における打設後174日の堤体上流面および下流面近傍のダム軸方向に発生する引張応力度 σ_z の深さ分布を示す。これより、単位セメント量の異なるコンクリートが同時に打設される堤体上下流面近傍では、外部コンクリートの引張応力度が大きくなる傾向が見られる。また、その傾向は、BBを用いた場合に最も顕著で自己収縮ひずみを考慮することによっておよそ1 N/mm²、次いでMFを用いた場合では0.3 N/mm²程度増大することが明らかとなった。なお、セメントの種類にかかわらず、上流側に比べて下流側の表面部の方が発生引張応力は大きい傾向にあることも把握できた。

すなわち、異種配合コンクリートの境界近傍においては、配合による自己収縮ひずみの違いが内部拘束応力を発生させて、コンクリートダムの止水性、耐久性に影響を及ぼすひび割れが発生する要因となるものと推測される。また、従来の二次元断面モデルでの温度応力解析では把握で

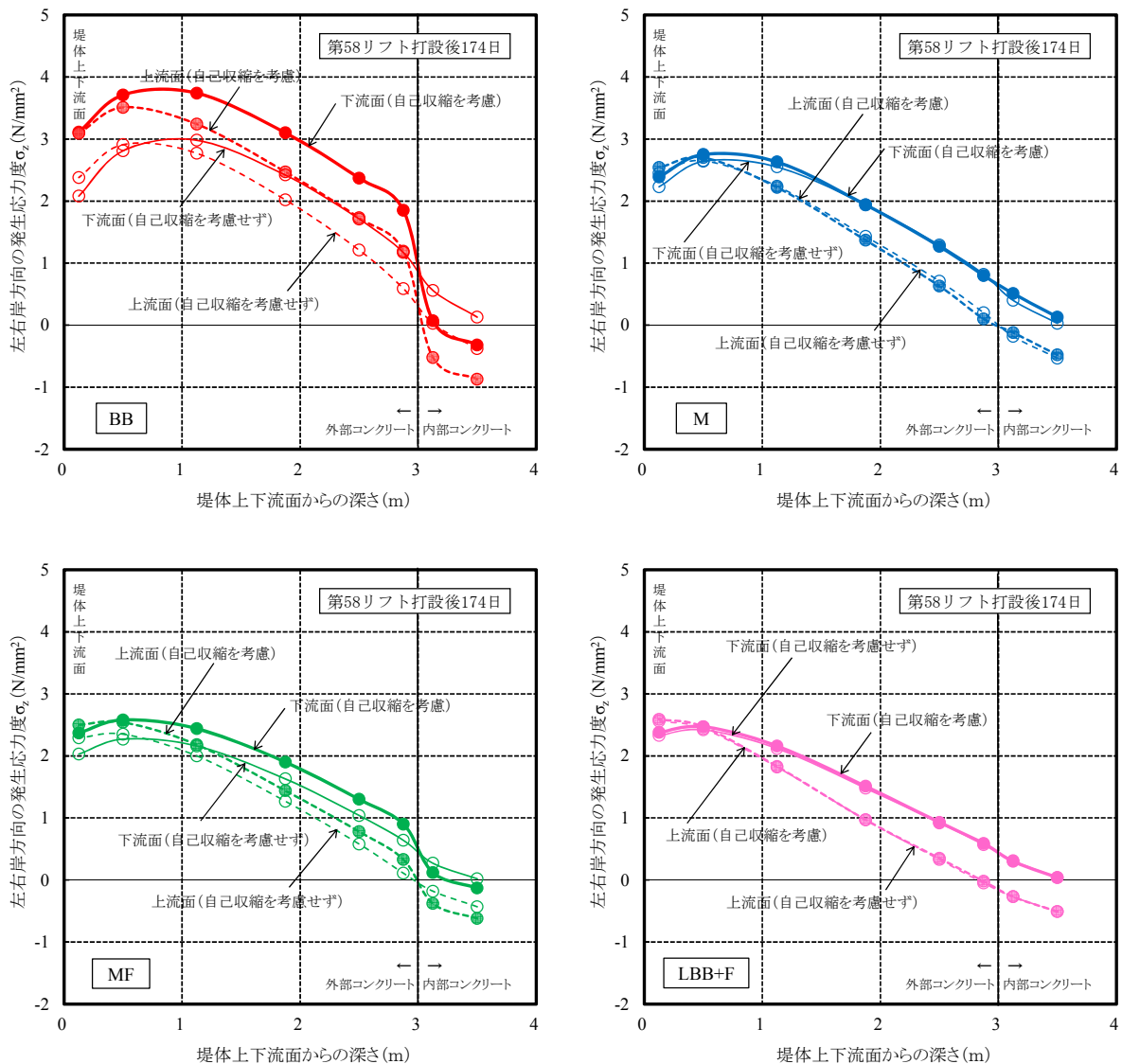


図-7.29 上下流面近傍のダム軸方向発生応力度 σ_z の鉛直分布

きなかった上下流面の横継目の間に発生する鉛直ひび割れに関し、温度ひずみだけでなく本解析で示したような自己収縮ひずみの影響も考慮して三次元モデルで検討を行う必要があるものと思われる。

なお、LBB+Fを除き、何れのセメントを用いた場合においても、自己収縮ひずみの影響によって外部コンクリートに発生する引張応力度は一樣に増大するが、逆に内部コンクリートにおいては圧縮側に移行する傾向が見られる。これより、上下流面に発生するひび割れの深さは、外部コンクリートの範囲だけであるものと推測される。

7.4 まとめ

現在の重力式コンクリートダムの施工段階での解析的課題について検討を行うと共に、4種類のダム用セメントを用いた材料試験に基づき、プレクーリングによる温度規制を行った中規模の重力式コンクリートダムについて三次元温度応力解析を実施し、自己収縮ひずみによる拘束応力の影響について検討した。

本章で得られた知見を取りまとめて、以下に示す。

- (1) 自己収縮ひずみを考慮することによって、何れのセメントを用いた場合でも着岩コンクリートの上下流方向に発生する引張応力度はBBおよびMFを用いた場合には増大し、特にBBを用いた場合は顕著であることが明らかとなった。
- (2) 着岩コンクリートにおけるこのブロック分断ひび割れは、セメントの種類によっては引張応力度が 1 N/mm^2 もの大きな増加を示し、またその発生材齢は比較的短い材齢、いわゆる施工中に発生する可能性があることも把握できた。
一方、MおよびLBB+Fを用いた着岩コンクリートについては上下流方向の引張応力度への影響は小さく、内部コンクリートについては何れのセメントを用いた場合においても自己収縮ひずみの影響はほとんど見られない。
- (3) これより、重力式コンクリートダムの安定性、止水性に影響を及ぼす上下流方向に発生するブロック分断ひび割れの検討においては、自己収縮ひずみを考慮しない場合は過小評価になると考えられる。
- (4) 異種配合のコンクリートが同時に施工される堤体上下流面近傍では、外部コンクリートにおけるダム軸方向に発生する引張応力度は内部コンクリートに比べて大きくなることが把握できた。
- (5) また、自己収縮ひずみを考慮すると、配合の違いによる自己収縮ひずみの差異によって内部拘束応力が発生し、外部コンクリートの引張応力度は一樣に増大するが、その傾向はBBを用いた場合が最も顕著であり、表面近傍の引張応力度が 1 N/mm^2 も増大することが明らかとなった。
- (6) ただし、内部コンクリートの引張応力度は圧縮側となるため、上下流面に発生するひび割れの深さは、外部コンクリートの範囲だけにとどまるものと考えられる。

- (7) 重力式コンクリートダム施工時におけるひび割れ制御について、自己収縮ひずみがひび割れ発生 の要因となり得ると考えられることから、今後は温度ひずみだけでなく自己収縮ひずみに起因する拘束応力も考慮した三次元モデルで検討を行う必要があると考える。

なお、長期的な自己収縮ひずみの影響については、まだ研究もほとんど見られないことから、拘束度マトリックス法での自己収縮ひずみの取り扱いなどについては今後の課題であると考えられる。

<参考文献>

- 1) 土木学会：2013年制定コンクリート標準示方書 [ダムコンクリート編]，pp.38-39，2013.
- 2) ダム技術センター：多目的ダムの建設—平成17年版 第5巻 設計II編，pp.29-77，2005.
- 3) 佐藤英明，宮澤伸吾，谷田貝淳：ダムコンクリートの温度応力に及ぼす自己収縮の影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.30，No.2，pp.181-186，2008.
- 4) 佐藤英明，宮澤伸吾，谷田貝敦：各種セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮，コンクリート工学年次論文集，Vol.31，No.1，pp.1531-1536，2009.
- 5) 佐藤英明，宮澤慎吾：ダムコンクリートにおける自己収縮ひずみの評価方法に関する研究，土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造)，Vol.72，No.2，pp.97-108，2016.
- 6) 下村 周，永山 功，矢沢克敏：コンクリートダムの温度応力に関する考察 (II)，土木研究所試料 1558号，1980.
- 7) 大藪勝美，永山 功，小林政登：RCD工法によるコンクリートダムの温度規制，土木技術資料，Vol.29-12，1987.
- 8) 土木学会：2012年制定コンクリート標準示方書 [設計編]，pp.303-318，2013.
- 9) 日本コンクリート工学会：マスコンクリートの制御指針 2016，pp.41-82，2017.
- 10) 日本ダム協会：コンクリートダムの施工，pp.401-423，2008.
- 11) 佐藤英明，宮澤慎吾：ダムコンクリートにおける自己収縮ひずみの評価方法に関する研究，土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造)，Vol.72，No.2，pp.97-108，2016.
- 12) 宮澤伸吾，大澤友宏，廣島明男，鯉淵 清：低発熱・収縮抑制型高炉セメントを用いたコンクリートの特性，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.27，No.1，pp.487-492，2005.
- 13) 土木学会：2012年制定コンクリート標準示方書 [設計編]，pp.303-318，2013.
- 14) 田澤栄一，宮澤伸吾：コンクリートの自己収縮ひずみの予測法に関する研究，土木学会論文集，No.571/V-36，pp.211-219，1997.
- 15) 土木学会：コンクリートライブラリー139 2013年制定コンクリート標準示方書改訂資料—維持管理編・ダムコンクリート編—，pp.93-119，2013.

第8章 結論

8.1 本研究で得られた結論

重力式コンクリートダム施工段階におけるひび割れ制御（温度規制）に関し、本研究では人工冷却技術ならびに自己収縮特性について検討を行った。各章で得られた知見をとりまとめて、以下に示す。

【第3章】マスコンクリートの温度規制に基づくひび割れ制御に関する研究

コンクリートダムの温度規制における施工技術として開発されてきたパイプクーリング工法およびプレクーリング工法の人工冷却に関し、パイプクーリング工法については有限要素法による実用的な数値解析手法の提案を、プレクーリング工法については骨材表面水の気化熱による冷却技術の開発・実用化を行った。

ーパイプクーリングに関する研究ー

- (1) マスコンクリート中におけるパイプクーリングによる熱収支問題に関し、三次元非定常熱伝導場における実用的な温度解析手法を提案し、実構造物における実測値と解析値とを比較した結果、極めて良く一致したことから、本温度解析手法の妥当であることが確認できた。
- (2) クリープによる応力低減率を考慮した重ね合わせ法による温度応力解析手法による解析値を実構造物における実測値と比較することで、その適用性を確認し、十分に実用的であることが把握できた。
- (3) パイプクーリングによる熱除去効果は、パイプ周辺十数センチ程度の範囲であることが明らかとなった。これより、コンクリート部材内部の最高上昇温度を低減するためには、クーリングパイプの敷設間隔は最大でも1m以下とするのが効果的である。
- (4) クーリングパイプ周辺のコンクリートには大きな温度勾配が生じることが確認でき、最高上昇温度を過ぎてもクーリングを続けると逆にパイプ周辺にひび割れを誘発する危険性があるので注意が必要である。
- (5) クーリング水の温度分布は入口から出口にかけて約 $0.125^{\circ}\text{C}/\text{m}$ とほぼ直線的に上昇し、実験に用いたような構造物におけるパイプの有効冷却長はおよそ300mまでであると考えられる。
- (6) なお、パイプクーリングによって部材内部に発生する最高上昇温度を適切に低減することで、温度降下時に生じるコンクリート内部の引張応力は、大きく減少できることを示した。
- (7) 本解析手法を重力式コンクリートダムの再開発工事における温度ひび割れ制御に適用し、パイプクーリングによる一次クーリングの方法とその効果について実施工で確認した。

ープレクーリングに関する研究ー

- (1) 開発した気化冷却技術は、骨材の表面水を低温（低湿度）空気中で積極的に気化させて骨材を冷却する新しいプレクーリング技術で、同一原理で細骨材から大粒径の粗骨材まで対応できる極めて優れた冷却技術であることを確認した。

- (2) 理論的な冷却温度は、送風空気の湿球温度まで可能で、同一条件下の一般の冷風冷却や散水冷却に比べてより冷却温度は低くでき、冷却速度も大幅に速いことを確認した。
- (3) 細骨材の気化冷却設備（気化冷却塔）は、分散は自然落下方式、熱交換は向流方式の設備を開発し、実際の2箇所のダム現場でその効果を実証した（坂本ダムおよび大滝ダム）。
- (4) 貯蔵ビン方式の粗骨材冷却システムは、3箇所のダムでの実証を実施し、冷却効果を確認している（坂本ダム、大山ダムおよび切目川ダム）。
- (5) また、一台の冷風製造設備で送風先を切り替えることにより、コンクリート打設時には細骨材を、他の時間帯には粗骨材を冷却できるシステムを開発し、実際のダム現場でその効果を実証した（坂本ダム）。
- (6) 直近のダム現場では、コンクリート打設時にはバッチャプラントの受材ビンの粗骨材を、他の時間帯には貯蔵ビンの粗骨材を冷却できるシステムを開発し、一台の冷風製造設備の冷却稼働効率をさらに向上させ、ダム施工現場で実用化した（切目川ダム）。
- (7) 気化冷却法は、コンクリートダムをはじめ長期間にわたって大量にコンクリートを打設するような大型構造物におけるプレクーリング工法としては、特に有効であると考えられる。

【第4章】ダムコンクリートの自己収縮ひずみに関する基礎研究

コンクリートの自己収縮ひずみの発生機構および測定方法について示すと共に、ダムコンクリートの自己収縮特性について、幾つかの実際のコンクリートダムにおいてウェットスクリーニングしたダムコンクリートの自己収縮試験結果を実施し、養生温度や混和材の置換率、混和剤の種類の影響についても検討を行った。

- (1) 40mmふるいでウェットスクリーニングしたダムコンクリートの自己収縮試験の結果、単位結合材量の少ない貧配合のダムコンクリートにおいても自己収縮ひずみが生じることが明らかとなった。
- (2) 特に、ダム用の高炉セメントB種を用いた外部コンクリートでは、材齢28日において 100×10^{-6} （養生温度20℃）を上回る自己収縮ひずみが生じることを明らかにした。
- (3) ダム用のセメントは水和反応が緩やかな特性を示すため、材齢28日に至っても自己収縮ひずみは増大し続けており、ダムコンクリートの自己収縮についてはより長期間にわたって測定する必要があると考えられる。
- (4) 一般のコンクリートと同様に、貧配合で硬練りのダムコンクリートにおいても、養生温度が上がると自己収縮ひずみは大きくなり、セメントの種類にかかわらず養生温度が20℃を超えると急激に増大する傾向が見られる。
- (5) 高炉セメントB種を用いたダムコンクリートでは、高炉スラグの置換率の増減に応じて自己収縮ひずみも増減することが明らかとなった。
- (6) 養生温度が低い冬期では、養生時の初期凍害の防止や打設サイクルの確保のために強度発現を促進させるためにAE減水剤を遅延型から標準型へ切替えが行われるが、養生温度が低いにもかかわらず逆に自己収縮ひずみは大きくなる可能性があるため注意が必要である。

【第5章】フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみの試験方法

粗骨材最大寸法が 150mm のフルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみの試験方法について、新たに縦型円柱供試体による試験方法を提案し検討を行った。

- (1) フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの試験方法について、底面の水分逸散防止処理や底面部と上面・側面部の放熱状態を同一の条件にするのが難しい従来の方法（横型角柱供試体：500×500×2,000mm，約1,200kg）に対し、縦型の円柱供試体による方法を提案し、角柱供試体との比較試験を行った結果、両者の測定結果には相違がないことを確認した。
- (2) 供試体の埋め込むひずみ計について、硬練りのダムコンクリートにおいてはひずみ計の剛性（見かけの弾性係数）の違いに影響を受けないことを明らかにした。
- (3) フルサイズ骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮試験用に新たに開発した標点距離が 500mm の埋込型ひずみ計は、約1年間にわたるコンタクトゲージ法による測定値との比較試験の結果、相違が無く、長期間にわたり安定した測定ができることを確認した。
- (4) 反応が緩やかなダム用セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮ひずみは、材齢8週を過ぎても増大する傾向を示すことから、自己収縮特性を把握するためにはより長期間にわたって測定を行う必要があり、少なくとも材齢1年程度は必要と考えられる。
- (5) 本研究で提案した大型円柱供試体によって、幾つかのダム用セメントを用いたフルサイズ骨材によるダムコンクリートの自己収縮試験の結果、ダム用の高炉セメントB種を用いた外部コンクリートの自己収縮ひずみは材齢1年で約 130×10^{-6} と、内部コンクリートに比べて著しく大きい傾向を示すが、中庸熱ポルトランドセメントおよび中庸熱フライアッシュセメントを用いたコンクリートの自己収縮ひずみは、配合区分によらず 50×10^{-6} 程度以下であることが明らかとなった。
- (6) ダム用の高炉セメントB種を用いた場合、内部および外部コンクリートで自己収縮特性に大きな差異が見られるため、異種配合の境界では温度応力および収縮差による内部拘束応力も温度ひび割れ発生の要因として考慮する必要があると考える。
- (7) 低発熱・収縮抑制型高炉セメントにフライアッシュを15%置換した場合には、ダムコンクリートの自己収縮は配合区分によらず大幅に低減でき、材齢1年の外部コンクリートで約 30×10^{-6} であった。

【第6章】ダムコンクリートの自己収縮ひずみの評価方法に関する研究

ウェットスクリーニングしたコンクリートによる簡便な試験からフルサイズコンクリートの自己収縮特性を推定する方法を提案し、比較試験で確認した。また、FEM 温度応力解析に用いるダムコンクリートの自己収縮ひずみの設計値について、セメントの種類と水結合材比から求められる自己収縮ひずみの設計値を提案した。

- (1) 自己収縮に及ぼす骨材量の影響は直列モデルによる複合則により評価可能であることを明らかにし、ウェットスクリーニングしたコンクリートによる試験結果からフルサイズ骨材のダ

ムコンクリートの自己収縮ひずみを推定できることを示した。

- (2) ダムコンクリートの自己収縮ひずみは、土木学会の自己収縮予測式を用いて予測できることを明らかにした、ダムコンクリート用の設計値を提案した。
- (3) ダム用の高炉セメントB種を用いた場合、内部および外部コンクリートでは自己収縮特性に特に大きな差異が見られることから、異種配合の境界では温度応力のみならず収縮差による内部拘束応力が温度ひび割れ発生の要因となりうるので、重力式コンクリートダムの施工段階における温度応力解析においては、自己収縮ひずみを考慮した検討を行う必要があると考えられる。

【第7章】重力式コンクリートダムの温度応力解析における自己収縮の影響

現在の重力式コンクリートダムの施工段階での解析的課題について検討を行うと共に、4種類のダム用セメントを用いた材料試験に基づき、プレクーリングによる温度規制を行った中規模の重力式コンクリートダムの三次元温度応力解析を実施して、自己収縮ひずみによる拘束応力の影響について検討した。

- (1) 自己収縮ひずみを考慮することによって、何れのセメントを用いた場合でも着岩コンクリートの上下流方向に発生する引張応力度はBBおよびMFを用いた場合には増大し、特にBBを用いた場合は顕著であり、比較的短い材齢いわゆる施工中にブロック分断ひび割れの発生する可能性が高まることを示した。
- (2) 一方、MおよびLBB+Fを用いた着岩コンクリートについては上下流方向の引張応力度への影響はほとんど見られないことが明らかとなった。
- (3) したがって、重力式コンクリートダムの安定性、止水性に影響を及ぼす上下流方向に発生するブロック分断ひび割れについては、セメントの種類によっては自己収縮ひずみを考慮しない場合では過小評価になることを示した。
- (4) 異種配合のコンクリートが同時に施工される堤体上下流面近傍では、外部コンクリートにおいてダム軸方向に発生する引張応力度が大きく、自己収縮ひずみを考慮することでさらに増大し、その傾向はBBを用いた場合が最も顕著であることが明らかにした。
- (5) 重力式コンクリートダム施工時におけるひび割れ制御について、自己収縮ひずみがひび割れ発生の要因となり得ることが明らかにされたことから、施工段階におけるひび割れ制御では温度ひずみだけでなく自己収縮ひずみに起因する拘束応力も考慮した三次元モデルで検討を行う必要があると考える。

8.2 今後の課題と展望

重力式コンクリートダムの温度ひび割れ制御の更に向上していくためには、今後以下に示す課題を検討していく必要があると考える。

- (1) 重力式コンクリートダムの設計段階における温度規制計画の検討では、拘束度マトリックス

法によって検討されている場合が多いが、拘束度マトリックス法への自己収縮ひずみの適用方法について検討を行う必要がある。現在の温度ひずみに自己収縮ひずみの最終値をそのまま加えると、セメントの種類によらずほとんどの場合 100×10^{-6} を上回る結果となると考えられるが、温度応力解析結果でも明らかなように、自己収縮ひずみの全てが収縮ひずみとして終局状態で作用するとは考えにくいので、クリープによるひずみ緩和なども含め今後の研究を期待したい。

- (2) ダムコンクリートに使用されるセメントは、それぞれのメーカー特有のものも多く、断熱温度上昇特性や自己収縮特性のバラツキも多いと考えられるので、より多くの試験を実施し、データの蓄積することによって、ダムコンクリートにおける自己収縮特ひずみの設計値の推定精度の向上を図る必要がある。特に、本研究では材齢1年まで測定した自己収縮ひずみの最終値に関しては、Davis博士の研究を除き、その実態がほとんど明らかになっていないので、さらなる長期測定を行う必要があると考える。
- (3) 一般のコンクリートの自己収縮特性は、温度依存性が確認されており、本研究によってもダムコンクリートでもその現象は確認されたが、試験データも少ないので、さらに種々のダムコンクリートについて試験を行う必要がある。
- (4) 混和材の分量や混和剤の型式にも自己収縮特性は影響を受けるので、さらなる試験データの蓄積が望まれる。

学術論文目録・研究業績

【本研究に関連する発表論文】〔査読付き論文〕

- 1) 佐藤英明, 佐谷靖郎: パイプクーリングを施したマスコンクリートの温度応力に関する研究, 第8回コンクリート工学年次講演会論文集, pp.41-44, 1986.
- 2) 佐藤英明, 佐谷靖郎: マスコンクリートにおけるパイプクーリング効果に関する研究, 土木学会論文集, 第372号/V-5, pp.111-120, 1986.
- 3) 佐藤英明, 宮澤伸吾, 谷田貝敦: ダムコンクリートの温度応力に及ぼす自己収縮の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.2, pp.181-186, 2008.
- 4) 佐藤英明, 宮澤伸吾, 谷田貝敦: 各種セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.1, pp.1531-1536, 2009.
- 5) Shingo Miyazawa, Hideaki Sato, and Astushi Yatagai : Influence of Autogenous Shrinkage on Thermal Stress in Dam Concrete, 4th International Conference on Construction Materials, Performance, Innovations and Structural Implications, pp.1172-1177, 2009.
- 6) 宮澤伸吾, 佐藤英明, 谷田貝敦: 自己収縮を考慮したダムコンクリートの温度応力について, 第36回セメント・コンクリート研究討論会論文報告集, pp.105-110, 2009.
- 7) H. Sato, S. Miyazawa, and A. Yatagai : Autogenous Shrinkage of Dam Concrete and its Influence on Thermal Stress, International Conference on Advanced in Construction Materials through Science and Engineering, 2011.
- 8) H. Sato, S. Miyazawa, and A. Yatagai : Thermal Crack Estimation of Dam Concrete Considering the Influence of Autogenous Shrinkage, Concreep 10, ASCE, pp.1289-1298, 2015.
- 9) 佐藤英明, 宮澤伸吾: ダムコンクリートにおける自己収縮ひずみの評価方法に関する研究, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol.72, No.2, pp.97-108, 2016.

【本研究に関連する発表論文】〔査読なし論文および熊谷組技術研究報告〕

- 1) 佐藤英明, 佐谷靖郎: マスコンクリートの温度応力に関する研究 –地下スラブの温度実測と初期材令コンクリートの力学的特性に関する一考察–, 熊谷技報, 第33号, pp.35-49, 1983.
- 2) 佐藤英明, 佐谷靖郎: マッシブなコンクリート構造物におけるパイプクーリング効果の実測と解析手法の開発, 熊谷技報, 第40号, pp.13-23, 1987.
- 3) 佐藤英明, 本名誠二, 谷口安夫: ダム用コンクリート骨材の気化冷却技術に関する基礎研究, 熊谷技報, 第49号, pp.15-21, 1991.
- 4) 佐藤英明, 本名誠二, 江上良二: 気化冷却を利用した細骨材冷却法の開発, 熊谷組技術研究報告, 第53号, pp.91-97, 1994.
- 5) 佐藤英明, 古田島信義: 骨材の気化冷却法によるダム用コンクリートのプレクーリング, セ

- メント・コンクリート, No.613, pp.38-45, 1998.
- 6) 氏原浩之, 玉井裕行, 佐藤英明: 坂本ダムのコンクリート打設工法と気化冷却法によるプレクーリングについて, ダム日本, No.650, 1998.
 - 7) 岩井幸雄, 窪内雅弘, 玉井裕行, 佐藤英明: 坂本ダムの仮排水路閉塞工におけるコンクリート温度規制計画と施工, ダム技術, No.186, pp.50-59, 2002.
 - 8) 瀧本圭一, 反田佳希, 佐藤英明: 気化冷却設備によるコンクリート骨材の冷却 — 紀の川水系紀の川大滝ダムにおける細骨材気化冷却設備の実績 —, 建設の機械化, No.637, pp.36-40, 2003.
 - 9) 佐藤英明, 千坂 修: コンクリート骨材の気化冷却システム, 建設機械, pp.45-49, 2004.
 - 10) 竹松 勉, 小川和延, 佐藤英明: 菅生ダムの再開発工事概要 — 設計と施工について —, ダム日本, No.807, pp.13-32, 2012.

【本研究に関連する口頭発表】

- 1) 佐藤英明, 本名誠二, 島崎啓介, 佐藤孝一: ダムコンクリートの骨材冷却に関する基礎的研究 (その1), 第17回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集, pp.306-307, 1990.
- 2) 佐藤英明, 本名誠二, 松澤 誠, 小山秀紀: ダムコンクリートの骨材冷却に関する基礎的研究 (その2), 第17回土木学会関東支部技術研究発表会講演概要集, pp.308-309, 1990.
- 3) 佐藤英明, 本名誠二, 江上良二, 土居平治: 低湿度空気を利用した細骨材気化冷却装置の特性, 土木学会第48回年次学術講演会講演概要集, pp.464-465, 1993.
- 4) 中岡史男, 村瀬佐太美, 有馬 勇, 佐藤英明: 情報化施工によるマスコンクリートの温度ひび割れ制御, 土木学会第48回年次学術講演会講演概要集, pp.84-85, 1993.
- 5) 有馬 勇, 佐藤英明, 中岡史男, 下嶋一幸: マスコンクリートにおけるパイプクーリングの冷却特性に関する一考察, 土木学会第49回年次学術講演会講演概要集, pp.1136-1137, 1994.
- 6) 佐藤英明, 平野晃臣: ダム用コンクリートの自己収縮特性における養生温度等の影響, 土木学会第53回年次学術講演会講演概要集, pp.762-763, 1998.
- 7) 玉井裕行, 佐藤英明, 小松昭夫, 高崎卓郎: 坂本ダムにおける気化冷却法によるプレクーリングについて, 土木学会第53回年次学術講演会講演概要集, pp.28-29, 1998.
- 8) 古田島信義, 佐藤英明, 玉井裕行, 森田栄治: 細骨材気化冷却設備の冷却特性と基礎理論, 土木学会第54回年次学術講演会講演概要集, pp.16-17, 1999.
- 9) 佐藤英明, 吉村耕一郎, 山本一雄, 田中正和, 永野康裕: フルサイズの粗骨材を用いたダムコンクリートの自己収縮特性, 土木学会第57回年次学術講演会講演概要集, pp.1281-1282, 2002.
- 10) 佐藤英明, 吉村耕市郎, 吉川信二郎, 石井宏一: パイプクーリングの三次元熱収支効果を考慮したコンクリートの二次元非定常熱伝導解析, 土木学会第59回年次学術講演会概要集, pp.1141-1142, 2004.

- 11) 谷田貝敦, 宮澤伸吾, 佐藤英明: ダムコンクリートの拘束応力に及ぼす自己収縮の影響, 土木学会第 61 回年次学術講演会概要集, pp.451-452, 2006.
- 12) 杉山淳司, 宮澤伸吾, 佐藤英明: 各種セメントを用いたダムコンクリートの自己収縮および力学的特性, 土木学会第 63 回年次学術講演会概要集, pp.855-856, 2008.
- 13) 佐藤英明, 宮澤伸吾, 谷田貝敦: セメントの種類がコンクリートダムの拘束応力に及ぼす影響, 土木学会第 64 回年次学術講演会, pp. 819-820, 2009.
- 14) 佐藤英明, 横井克則, 三浦健太, 牛尾 仁: ダムコンクリートの凍結融解特性に関する一考察, 土木学会第 68 回年次学術講演会, pp. 201-202, 2013.

【本研究業務に関連する受賞歴】

- 1) 気化冷却法の開発／平成 11 年度 ダム工学会技術開発賞, 2000.
- 2) コンクリート骨材の気化冷却システム／平成 15 年度日本建設機械化協会・貢献賞, 2003.
- 3) ダムコンクリートにおける自己収縮ひずみの評価方法に関する研究／平成 28 年度土木学会吉田賞 (論文部門), 2017.

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、終始多大なるご指導ご教示を頂きました足利工業大学大学院工学研究科建設・環境工学専攻 宮澤伸吾教授には心よりお礼申し上げます。業務の合間を縫っての執筆でしたので、休日や夜間でのとりまとめ作業となり進捗が思うようにならない中で、先生にも休日返上でご指導ご助言を頂くなど、大変ご迷惑をおかけしたと共に常に有益なアドバイスを頂きましたことを心より感謝いたします。また、足利工業大学大学院工学研究科建設・環境工学専攻 横室 隆教授，同 末武義崇教授，ならびに法政大学デザイン工学部都市環境デザイン工学科 溝渕利明教授には、貴重なご意見を多数頂きましたことを、厚くお礼申し上げます。

本論文における人工冷却技術の研究・開発において、多大なるご協力を頂きました各ダム施工現場の発注者ならびに JV 関係者の皆様に、ここに深く感謝の意を表します。また、細骨材の気化冷却法の開発においては、共同研究者である石川島建機株式会社の皆様にご尽力頂きましたことを感謝いたします。

自己収縮の各種試験にあたっては、各ダム現場で使用していましたセメントメーカーの研究所の皆様，ならびに足利工業大学宮澤研究室の卒業生の皆様にご協力頂きましたことを、数値解析データの作成および解析結果の整理にあたっては株式会社デイ・シイ技術センター 谷田貝敦様にご協力頂きましたことを、心よりお礼申し上げます。

そのほか、本研究を進めるにあたり、株式会社熊谷組をはじめとする多くの皆様のご支援ご協力を受けましたことをここにお礼申し上げます。

株式会社熊谷組技術研究所時代に、人工冷却の実験・研究ならびに論文の執筆・投稿を共に行っておりましたが、若くしてご逝去されました同僚の故佐谷靖郎様ならびに故江上良二様にここに追悼の意を表します。

本学位論文の執筆中に、本研究の一部をとりまとめた土木学会論文集への投稿論文が平成 28 年度土木学会吉田賞（論文部門）を頂くことができましたことは、大変光栄であると共に授賞式では名誉ある賞に身の引き締まる思いでした。

最後に、私のわがまを暖かく見守ってくれました家族に心から感謝いたします。

2009 年に永眠しました故父との約束が果たすことができ墓前にご報告できましたことを、紙面借りて皆様にお礼申し上げます。

佐藤 英明

