

第 3 章

3

実用化へのキーテクノロジー（実用レベルを支える基盤技術）

### 第3章 実用化へのキーテクノロジー（実用レベルを支える基盤技術） 目次

|         |              |       |       |
|---------|--------------|-------|-------|
| 地球工学研究所 | 構造工学領域       | 上席研究員 | 松村 卓郎 |
| 地球工学研究所 | バックエンド研究センター | 上席研究員 | 廣永 道彦 |
| 地球工学研究所 | バックエンド研究センター | 上席研究員 | 白井 孝治 |
| 地球工学研究所 | バックエンド研究センター | 主任研究員 | 園部 亮二 |
| 地球工学研究所 | 流体科学領域       | 上席研究員 | 古賀 智成 |

|                        |                         |    |
|------------------------|-------------------------|----|
| 3 - 1                  | 高温下のコンクリート塩害評価法の開発      | 27 |
| 3 - 2                  | 高温下の塩害・中性化複合劣化メカニズム     | 33 |
| 3 - 3                  | 鉄筋コンクリート製円筒構造物の温度ひび割れ評価 | 38 |
| 3 - 4                  | ストリーミングと遮へい性能           | 42 |
| 3 - 5                  | 部分模型を用いた自然対流除熱実験        | 47 |
| 3 - 6                  | 縮尺模型を用いた地震時転倒試験         | 50 |
| コラム1：低放射化・高性能コンクリートの開発 |                         | 57 |



松村 卓郎（1988年入所）  
 専門はコンクリート工学。これまで、主として、臨海コンクリート構造物の耐久性評価に関する研究を進めてきた。コンクリートキャスク貯蔵技術研究では、コンクリートキャスクの高温条件下での塩害評価を担当した。今後は設計・建設だけでなく、維持管理に関わる問題にも取り組みたい。

（3-1執筆）



廣永 道彦（1983年入所）  
 入所以来、一貫して放射性廃棄物処分におけるコンクリートの耐久性研究に従事。現在は、低レベル放射性廃棄物の余裕深度処分施設のセメント系材料の長期耐久性およびガス透気特性に関する研究と、高レベル放射性廃棄物を対象とした低アルカリ性セメントの研究を実施している。

（3-2執筆）

白井 孝治（8ページに掲載）  
 （3-3、3-6およびコラム1執筆）



園部 亮二（1992年（株）日立製作所入社、2003年7月より当所に出向）  
 出向前は六ヶ所再処理施設 オフガス設備関連の機器設計Grに所属し、機器設計から現地試運転助勢作業に従事していた。現在、当所では主に中間貯蔵に関連する経済産業省からの受託研究作業に従事している。

（3-4執筆）



古賀 智成（1988年入所）  
 長年、新型炉プラントの安全、系統などの設計や伝熱流動研究に従事していたが、近年は使用済燃料中間貯蔵の除熱問題の研究に重点を移している。特に自然循環（対流）除熱の確立を目指している。

（3-5執筆）

# 3-1 高温下のコンクリート塩害評価法の開発

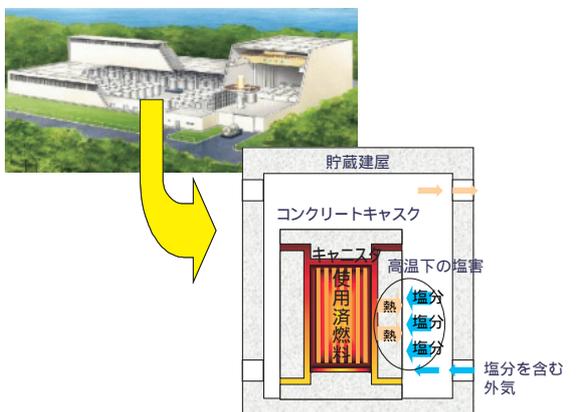
コンクリートキャスク貯蔵施設は使用済燃料の取扱い上海岸付近に立地する可能性があり、施設の鉄筋コンクリート構造物の塩害が懸念される。塩害による鉄筋腐食やひび割れは、鉄筋コンクリート構造物の遮蔽機能、構造強度を低下させる恐れがあることから、塩害評価は重要な課題である。特に、コンクリートキャスクは、**図3-1-1**に示すように、たとえ屋内で貯蔵される場合でも、自然空冷式により塩分を含んだ外気に触れる機会があり、しかも、使用済燃料の発熱により60 程度の高温となることも予想されることから、高温下の塩害についての検討が必要である<sup>(1)</sup>。しかしながら、既往の塩害評価技術にはコンクリートの温度の影響が考慮されていない。

本節では、鉄筋コンクリートの塩害評価に関わるコンクリート中の塩化物イオンの拡散性状に与える温度の影響、中性化の影響、ならびに鉄筋腐食の生じる限界塩分濃度に与える温度の影響を検討した実験、ならびにこれらの結果を基に提案した、既往の評価法をベースにした塩害評価法<sup>(2)</sup>について述べる。

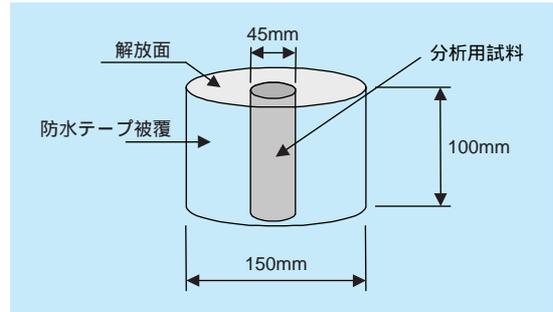
## 3-1-1 塩化物イオンの拡散係数の温度依存性<sup>(3)</sup>

### (1) 実験の概要

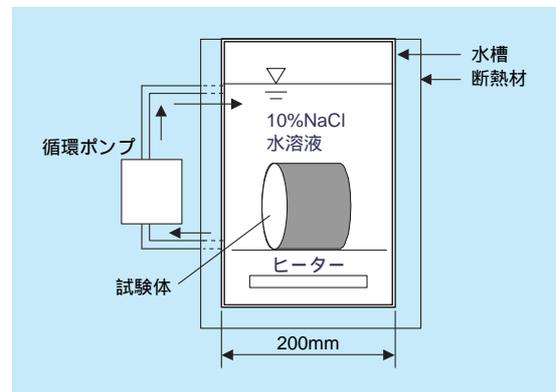
実験に用いた試験体の形状は、**図3-1-2**に示すように、直径150mm、高さ100mmの円柱型である。セメントは



**図3-1-1** コンクリートキャスク貯蔵方式の例と塩害の想定される部分



**図3-1-2** 塩化物イオン拡散実験に用いた試験体



**図3-1-3** 塩化物イオン拡散実験装置の概要

普通ポルトランドセメントを用い、水セメント比(W/C)は40、50、60%の3種類とした。セメントは普通ポルトランドセメントを用いた。試験に用いた浸漬溶液は10%塩化ナトリウム水溶液とし、温度を25、45、65、80、90 の5種類とした。試験装置を**図3-1-3**に示す。同一配合、同一温度でそれぞれ6体の試験体を用い、浸漬時間を6種類とした。浸漬時間は温度毎に変化させ、14～256日間とした。

### (2) 実験の結果

塩化物イオンの浸透は、濃度差拡散の支配方程式である次式のFickの第2法則に従うとされている。

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} \quad (3.1.1)$$

ここに、C：塩化物イオン濃度、t：時間、x：表面から

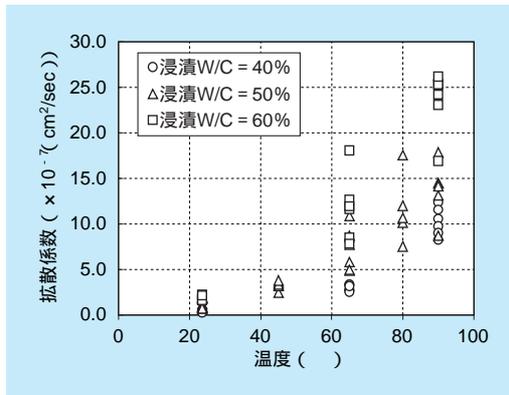


図3-1-4 拡散係数と温度の関係

の距離、 $D$  : 拡散係数である。上式の初期条件、境界条件がそれぞれ、 $C(x, 0) = 0$ 、 $C(0, t) = C_0 = \text{const.}$ における解は次式となる。

$$C(x, t) = C_0 \left\{ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{x}{2\sqrt{Dt}} \right) \right\} \quad (3.1.2)$$

ここに、 $\operatorname{erf}(u)$  : ガウスの誤差関数である。

測定された塩化物イオン濃度の深さ方向分布を最小自乗法により上式に近似し、拡散係数を求めた。得られた拡散係数と温度の関係を図3-1-4に示す。温度が高くなると拡散係数は非常に大きくなる。また、水セメント比の大きいコンクリート程、拡散係数は大きい傾向がある。

### (3) 拡散係数に与える温度の影響

拡散係数と温度の関係をアレニウスプロットにより表すと図3-1-5のようになる。W/C = 50%とW/C = 60%では65℃以上になると温度上昇による拡散係数の

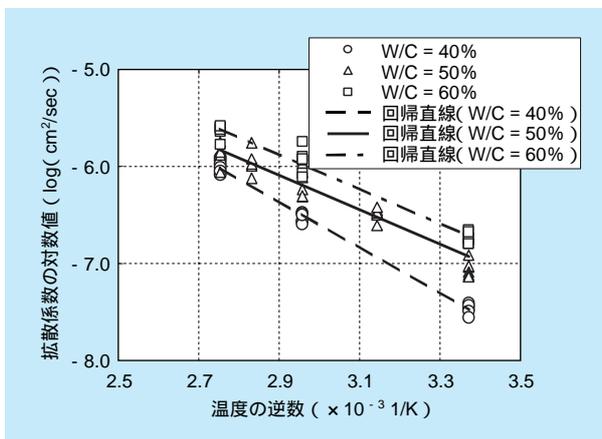


図3-1-5 絶対温度の逆数と拡散係数の対数値の関係

増大が僅かに小さくなる傾向にあるが、アレニウス式の速度係数を拡散係数に読み替えると、拡散係数の温度依存性は概ねアレニウス式で表現できることが分かる。温度依存性を表す活性化エネルギーは次式により定義される。

$$D = A \exp(-E_a/RT) \quad (3.1.3)$$

ここに、 $D$  : 拡散係数、 $A$  : 頻度因子、 $E_a$  : 活性化エネルギー、 $R$  : 気体定数、 $T$  : 絶対温度である。

温度  $T_1$ 、 $T_2$  における拡散係数をそれぞれ  $D_1$ 、 $D_2$  とすると、次式が成り立つ。

$$\ln (D_1/D_2) = -E_a (1/T_1 - 1/T_2) / R \quad (3.1.4)$$

すなわち、活性化エネルギーは次式により表され、拡散係数の対数値を縦軸とし、絶対温度の逆数を横軸としたグラフの傾きに  $(-2.30R)$  を乗じた値として得られる。

$$\begin{aligned} E_a &= -R \times (\ln D_1 - \ln D_2) / (1/T_1 - 1/T_2) \\ &= -2.30 \times R \times (\log D_1 - \log D_2) / (1/T_1 - 1/T_2) \end{aligned} \quad (3.1.5)$$

図3-1-5の近似直線の傾きから、式(3.1.5)を用いて、活性化エネルギーを求めると表3-1-1の通りである。W/C = 40%の方が、W/C = 50%および60%よりも活性化エネルギーが大きく、温度依存性が大きいことが分かる。

コンクリート試験体を用いて活性化エネルギーを求めた例は少ないが、Pageらは、セメントペーストの活性化エネルギーを45℃までの拡散セル方式の実験から求め、W/C = 40、50、60%のセメントペーストの活性化エネルギーは、それぞれ41.8、44.6、32.0kJ/molと報告している<sup>(4)</sup>。水セメント比が小さい方が活性化エネルギーが大きい傾向にあり、本研究の結果と同様の傾向に

表3-1-1 活性化エネルギーの計算値

| W/C (%) | 活性化エネルギー (KJ/mol) |
|---------|-------------------|
| 40      | 46.0              |
| 50      | 34.5              |
| 60      | 34.9              |

ある。活性化エネルギーの値も同程度であり、拡散係数の温度依存性が主にセメントペーストの性能に依存しているためと考えられる。また、Gotoらは、60 までのペーストの拡散セル方式の実験から、W/C = 40 % のペーストで 50.2kJ/mol の活性化エネルギーを報告している<sup>(5)</sup>。本実験の結果と比較すると若干大きい値であるが、Gotoらの実験では、60 の高温養生を行っているため、水和反応速度が大きくなり、水和生成物が緻密に成長しなくなり、大きな空隙が生じやすくなるため<sup>(6)</sup>と考えられる。水セメント比の小さい方が活性化エネルギーが大きい理由としては、塩化物イオンのセメント硬化体への固定化に対する温度の影響、熱によるセメントペーストの劣化などが考えられる。

#### (4) 評価式の導出

実験結果を基に、温度を変数としたコンクリート中の塩化物イオン拡散係数の評価式を導出した。評価式の導出に際しては次の事項を考慮した。

65 を越えると温度による拡散係数の増大が若干小さくなる傾向にあるので、安全側の評価として、65 以下の温度依存性を用いることとする。

イオンの拡散はコンクリート中の液相で生じるため、一般の構造物のようにコンクリートが非飽水状態の場合には、本研究で得られた飽水状態の拡散係数よりも小さいことが予想される。そこで、非飽水状態の場合でも温度依存性は飽水状態の場合と同じであると考え、

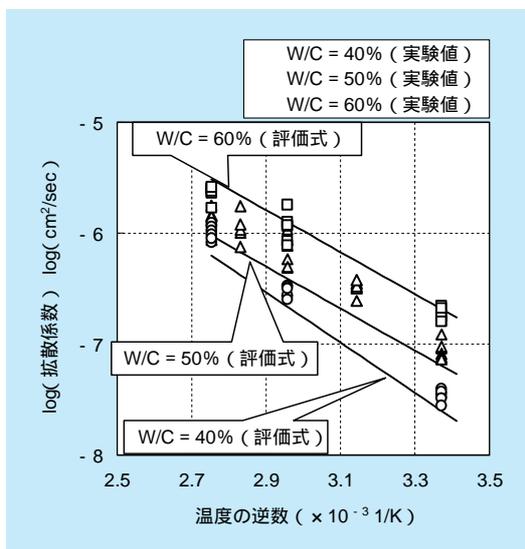


図3-1-6 提案した評価式による拡散係数の対数値と絶対温度の逆数の関係

得られた温度依存性のみを採用し、既に明らかとなっている常温での拡散係数を温度に応じて増大させる評価式とする。常温(20 )での値は実構造物の多数のデータを基に設定されている土木学会コンクリート標準示方書「施工編」(平成11年版)<sup>(7)</sup>の評価式の値とする。

実験結果に基づくと、高温下における塩分拡散係数は次式のように評価できる。評価式で得られる拡散係数と試験結果を併せて図3-1-6に示す。

$$\log(Y) = -A \cdot X + B, \quad X = \frac{1}{T} \cdot 1000 \quad (3.1.6)$$

ここに、Y：拡散係数 (cm<sup>2</sup>/sec)、T：絶対温度 (K)、A：定数 (W/C = 40 % の場合 2.27、50 % の場合 1.90、60 % の場合 1.90)、B：定数 (W/C = 40 % の場合 0.05、50 % の場合 - 0.79、60 % の場合 - 0.28)

### 3-1-2 腐食発生の限界塩化物イオン濃度の温度依存性

#### (1) 実験の概要

予め塩分を混入した鉄筋コンクリート試験体を一定温度、一定湿度(相対湿度95%)環境に静置し、鉄筋の腐食状態を把握した。また、試験体コンクリート中の塩化物イオン濃度を定量分析により把握した。鉄筋腐食状況と塩分濃度を比較することにより、高温下における鉄筋の腐食限界塩化物イオン濃度を評価した。

試験体は図3-1-7に示すように、円柱型のコンクリートに最小かぶり厚が20mmとなるように、鉄筋(19mm丸鋼鉄筋、長さ18cm)を埋め込んだ形状とした。鉄筋の試験区間は8cmとし、その他の部分は防水テープで

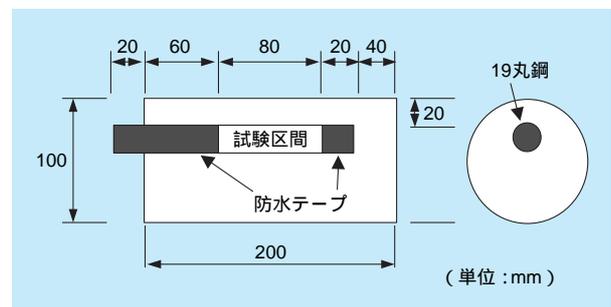


図3-1-7 限界塩化物イオン濃度評価実験に用いた試験体の形状

被覆した。試験期間は0（試験前）、2.5、5.0、11ヶ月である。

**(2) 実験結果および評価**

一般に、鉄筋の腐食発生の限界塩化物イオン濃度は、全塩分濃度で1.2kg/m<sup>3</sup>と設定されることが多い<sup>(7)</sup>。そこで、先ず、常温下のコンクリート中の塩分濃度と腐食発生率の関係を調べた。試験開始前の塩分量と腐食面積率のデータについて、全塩分濃度を0.4kg/m<sup>3</sup>毎の6つの濃度区分に分け、各区分における腐食した鉄筋と腐食していない鉄筋の本数を調べ、腐食発生率（腐食した鉄筋の本数 / （腐食した鉄筋の本数 + 腐食していない鉄筋の本数）%）を算出した。図3-1-8に、腐食発生率とコンクリート中の全塩分濃度との関係を示す。また、腐食発生率と全塩分濃度との関係を次のlogistic関数を用いて近似した。

$$y = \frac{100}{1 + b \exp(-k \cdot x)} \quad (3.1.7)$$

ここに、y：腐食率（%）、x：塩分濃度（kg/m<sup>3</sup>）、b、k：定数である。

腐食発生率と全塩分濃度の関係は、logistic関数により良好に近似できていると考えられ、全塩分濃度1.2kg/m<sup>3</sup>の時の腐食発生率は80%程度であることが分かる。すなわち、通常（常温）の限界塩化物イオン濃度は、腐食発生率80%程度を考えた場合の値であると判断できる。このため、以降の検討では腐食発生率80%時の全塩分濃度を限界塩化物イオン濃度と定義し、これを評価指標とした。なお、試験期間の増大に伴う限界塩化物イオン濃度の上昇あるいは低下の傾向は認められず、試験期間の影響は小さいと考えられたため、以降の検討では試験期間の区別は行わないこととした。

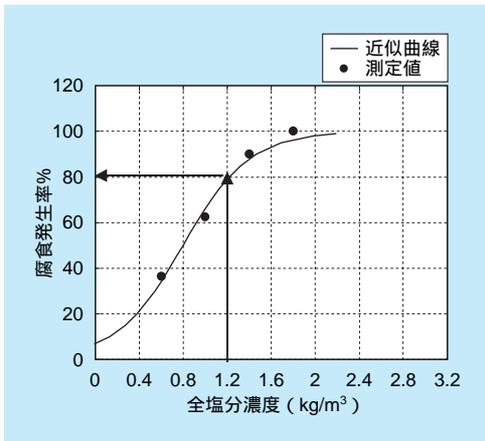


図3-1-8 常温下の腐食発生率と全塩分濃度の関係

65、90の各温度における腐食発生率と全塩分濃度の関係を図3-1-9に示す。90における限界塩化物イオン濃度は65の場合よりも大きい。温度が高くなると一般に腐食速度が増大するため、限界塩化物イオン濃度が小さくなることも予想されたが、65における限界塩化物イオン濃度は約1.2kg/m<sup>3</sup>と常温と同程度、90では約1.6kg/m<sup>3</sup>と常温よりも大きな値となった。今回の実験では、温度により限界塩化物イオン濃度が低下する可能性は小さいと考えられる。

また、水セメント比と限界塩化物イオン濃度の関係を図3-1-10に示す。水セメント比が大きくなると限界塩化物イオン濃度は大きく低下し、特に、水セメント比

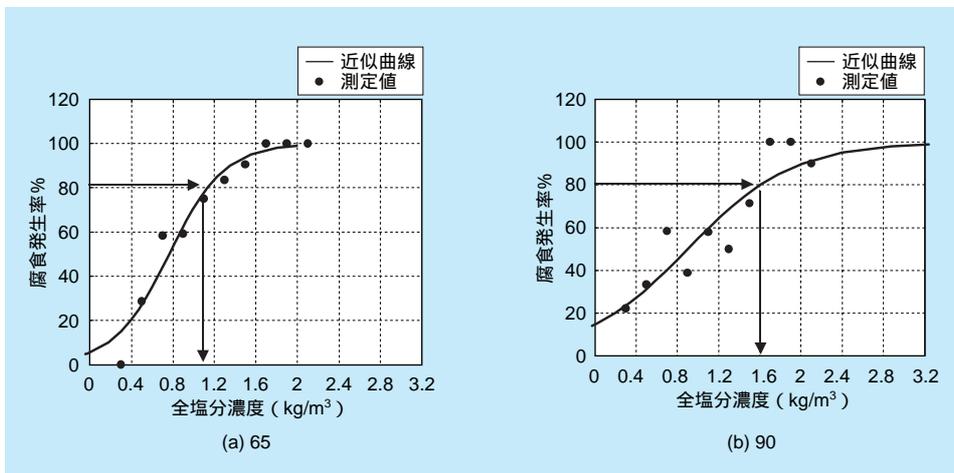


図3-1-9 腐食発生率と全塩分濃度の関係（温度の影響）

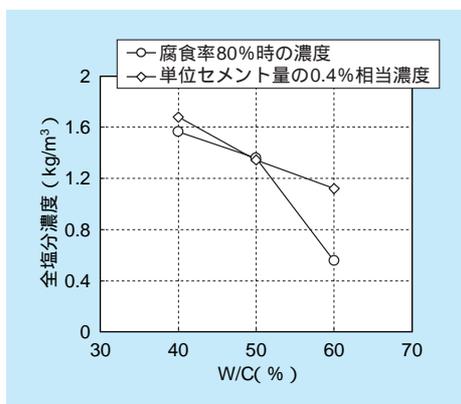


図3-1-10 W/Cと限界塩化物イオン濃度の関係

60%の場合に顕著である。一方、コンクリート中の塩分は単位セメント量の0.4%程度までフリーデル氏塩等によりコンクリートに固定化されるとの報告もあることから、各W/Cの試験体の配合から単位セメント量の0.4%を算出し、限界塩化物イオン濃度と比較した。図3-1-10に示すように、W/C = 60%を除けば、限界塩化物イオン濃度と単位セメント量の0.4%の値はほぼ一致しており、常温と同程度の割合で塩分の固定化が生じていると考えられる。

以上を総合的に考えると、温度65 ~ 90 の範囲では、温度が高くなっても限界塩化物イオン濃度は低下せず、常温における値1.2kg/m³を高温コンクリート中の鉄筋腐食の限界塩化物イオン濃度と見なしてもよいと考えられる。

### 3-1-3 高温下での中性化が塩化物イオン拡散係数に与える影響

#### (1) 実験の概要

試験体は、全体を速やかに中性化させるため、直径15cm、高さ15cmで、中心に直径5cmの孔を有する円筒形状とした。試験体は同一要因について2体とした。試験体全体が中性化したことを確認した後、塩水噴霧試験に供した。比較のため、中性化させない試験体の塩水噴霧試験を同条件で実施した。中性化試験の炭酸ガス濃度は15%、非中性化試験の炭酸ガス濃度は空気中の濃度(約0.03%)である。試験要因は、水セメント比(40、50、60%)、塩水噴霧時の温度(40、65)とした。中性化試験ならびに非中性化試験は9週間行い、塩水噴霧試験は、温度40の場合には6週間ならびに10週間、温度65の場合には6週間ならびに15週間行った。試験条件は、中性化試験ならびに非中性化試験時の温度65、湿度30%、塩水噴霧試験時の湿度50%である。

#### (2) 実験の結果

全塩分濃度の深さ方向分布から拡散係数を求めた結果を図3-1-11に示す。温度により中性化の影響は異なったものとなっている。65では、中性化したコンクリートの拡散係数は中性化していないコンクリートの拡散係数と比較して同程度以下である。したがって、65では中性化により拡散係数は増大しないと考えられる。一方、40においては、水セメント比40%では中性化

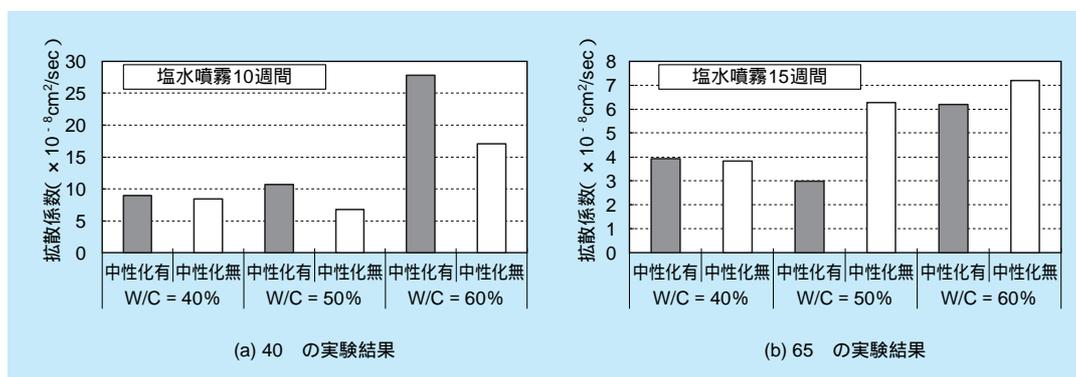


図3-1-11 中性化したコンクリートの拡散係数

したコンクリートと中性化していないコンクリートの拡散係数は同程度であるが、水セメント比50、60%では中性化したコンクリートの拡散係数は中性化していないコンクリートの拡散係数の1.6倍程度である。このような特定の条件下での拡散係数の増大に関する報告は少なく、理由は不明であるが、水セメント比50%以上のコンクリートの場合には中性化によりコンクリートの塩化物イオン拡散係数は増大する可能性があると考えられる。

### 3-1-4 高温下のコンクリート塩害評価法

一般に、鉄筋コンクリートの塩害は、コンクリートへの塩化物イオンの浸透、鉄筋腐食の発生、進行、腐食によるひび割れの発生、腐食の著しい進行という劣化過程を経ると考えられている。この塩害の劣化過程と耐荷力、変形などの構造的な性能の関係は十分に明らかにされていないが、腐食によるひび割れが生じるまでは、構造性能はほとんど低下しないことが知られている<sup>(8)</sup>。したがって、安全側ではあるが、鉄筋腐食の発生を限界状態とすれば、構造性能が低下しないことを評価することができる。(図3-1-12参照)

鉄筋腐食の発生を限界状態とした評価方法は次のとおりである。まず、次式により、コンクリート中の塩化物イオン浸透の予測を行い、設計供用期間終了時の鉄筋位置の塩化物イオン濃度を評価する。

$$C_d = C_0 \left( 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{0.1 \cdot c}{2\sqrt{D_d \cdot t}} \right) \right) \quad (3.1.8)$$

ここに、 $C_d$ ：鉄筋位置における塩化物イオン濃度の設

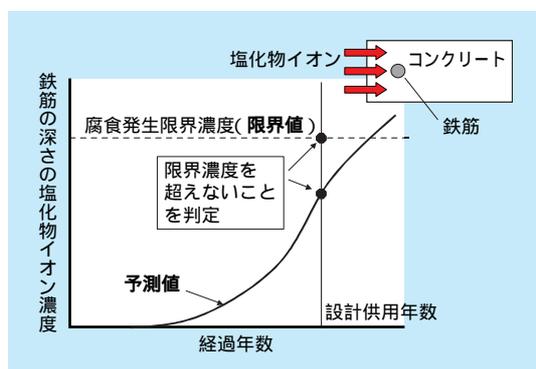


図3-1-12 塩害評価法の概念

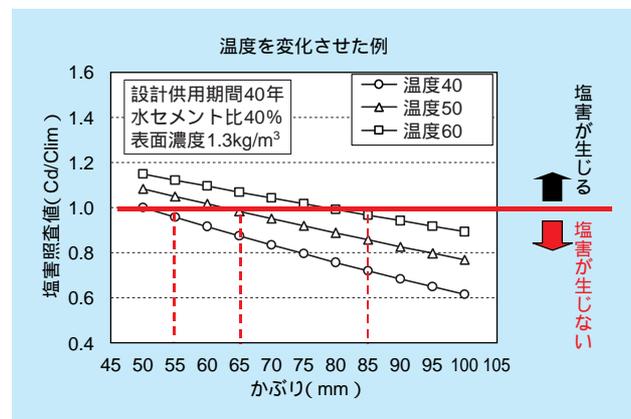


図3-1-13 高温下における塩害評価の例 (中性化の影響が無い場合)

計値、 $C_0$ ：コンクリート表面における塩化物イオン濃度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) (文献(9)による)、 $c$ ：かぶり (mm)、 $t$ ：設計耐用年数 (年)、 $D_d$ ：中性化を考慮した塩化物イオンの拡散係数 ( $\text{cm}^2/\text{年}$ ) で次式による

$$D_d = F \times D_p, \log D_p = A \times (1/T) + B \quad (3.1.9)$$

ここに、 $D_p$ ：塩化物イオンの拡散係数 ( $\text{cm}^2/\text{年}$ )、 $F$ ：中性化の影響を考慮する係数、 $T$ ：絶対温度 (K)、 $A$ ：定数 ( $W/C = 40\%$  以下の場合 2.27、41～50% の場合 1.90、51～60% の場合 1.90)、 $B$ ：定数 ( $W/C = 40\%$  以下の場合 7.55、41～50% の場合 6.71、51～60% の場合 7.22)

次に、次式により、鉄筋腐食の限界塩化物イオン濃度未満であることを照査する。

$$\frac{C_d}{C_{\text{lim}}} \leq 1.0 \quad (3.1.10)$$

ここに、 $C_{\text{lim}}$ ：鉄筋腐食発生限界濃度 (=  $1.2 \text{ kg}/\text{m}^3$ )

図3-1-13に塩害評価の試算例を示す。コンクリート表面の塩化物イオン濃度が  $1.3 \text{ kg}/\text{m}^3$  の場合、水セメント比40%のコンクリートを使用すれば、コンクリートの温度が40、50、60の場合それぞれ、かぶり(鉄筋の埋込み深さ)55mm、65mm、85mmがあれば、供用期間40年間の健全性は保証される。

この評価法は、構成される評価式の適用範囲から、90 までの温度範囲で使用される水セメント比40%～60%の鉄筋コンクリート構造物に適用できる。

## 3 - 2 高温下の塩害・中性化複合劣化メカニズム

コンクリートキャスクは、その貯蔵形態から、内部から燃料による発熱が作用するとともに、コンクリートの品質上、塩分飛散による塩害、空気中の二酸化炭素の影響による中性化による劣化が懸念される<sup>(1)</sup>。

本研究は、コンクリートキャスク貯蔵技術の確立のための検討の一環として、熱と塩害、中性化の複合劣化について、実験・化学分析に基づき検討したものである。

### 3-2-1 試験方法

熱、塩害、中性化によるコンクリートの複合劣化を解明するために実施した試験項目は、以下のとおりである。

塩水噴霧後に中性化を作用

塩分を含有(0、2、4 kg/m<sup>3</sup>)させたものに中性化を作用

中性化および熱の作用後に塩水噴霧を作用

上記の試験手順をそれぞれ図3-2-1、2、3に示す。

図3-2-1～3で示した分析・測定項目のうち、塩分量分析、中性化測定は前節3-1で実施した。本節では化学分析を主体に複合劣化作用前後の試験体を分析して、その劣化状況を観察することによって、変質のメカニズムについて検討を実施した。なお、試験体はどれもペーセント試験体とした。分析項目は以下のとおりである。

X線回折

熱と中性化および熱と塩害、塩害と中性化の複合化によって、生成した結晶性のセメント水和物の同定を行い、

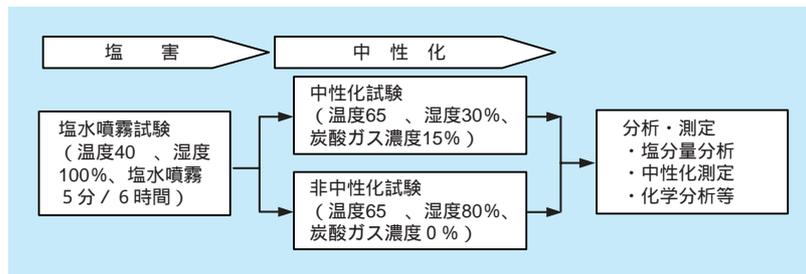


図3-2-1 塩水噴霧後に中性化作用の手順

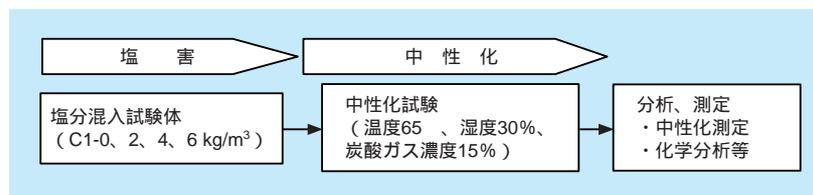


図3-2-2 塩分を含有(0、2、4 kg/m<sup>3</sup>)させたものに中性化を作用させた場合の試験手順

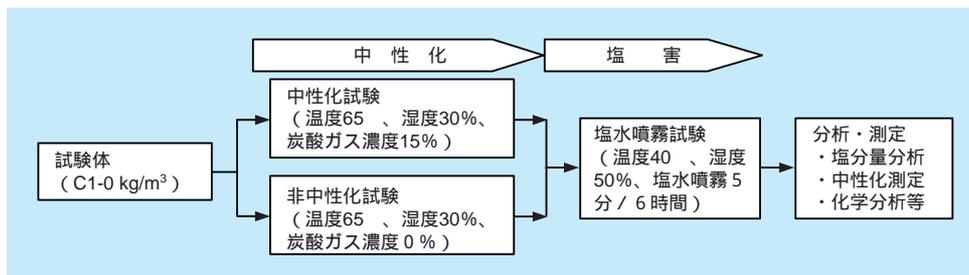


図3-2-3 中性化および熱の作用後に塩水噴霧を作用させた場合の試験手順

セメント水和物の結晶相に与える影響の確認を行うことを目的として実施した。

#### 示差熱分析

熱と中性化および熱と塩害、塩害と中性化の複合劣化によって、生成した水和物の質量変化と熱量による同定および定量を行うことを目的として実施した。

#### X線マクロアナライザー（以下「EPMA」と記す）

熱と中性化および熱と塩害、塩害と中性化の複合劣化によって塩分浸透した、CO<sub>2</sub>接触面・塩分浸透面からのClの浸入深さと濃度を元素分布結果より確認するために実施した。

#### 細孔径分布

熱および中性化、塩害の影響が試験体の空隙径に与える影響を把握するために実施した。

#### 固相・結晶水水分分析装置（以下「NMR」と記す）

熱および熱と中性化が、セメント水和物の主要水和物であるカルシウムシリケート水和物（以下「C-S-Hゲル」と記す）に与える影響の変化を調査するために実施した。

### 3-2-2 試験結果

分析結果を以下に示す。

これらの結果を取りまとめると各試験条件下における劣化状況は以下の通りである。

1) 塩水噴霧後に中性化を作用させた試験体の分析結果  
 温度 40、湿度 100% で塩水噴霧を 8 週間継続させた試験体を、温度 65、湿度 30% で 4 ~ 8 週間中性化および熱環境条件に設置したペースト試験体の分析結果を以下に示す。

(a) 塩水噴霧（温度 40、湿度 100%、9 週間設置）

#### 後の試験体の状況

EPMA の結果から、塩素イオンの浸入は表面から数ミリであった。塩素イオンが浸入している部分にはフリーデル氏塩の生成が確認されたが、浸入していない部分にはフリーデル氏塩の生成は確認されなかった。空隙径分布は初期試料とほぼ同じ形態であったが、空隙率が塩素イオンの浸入に関わらず全体的に数%低減していた。

図 3-2-4 に EPMA 分析結果、図 3-2-5 に細孔径分布測定結果を示す。

(b) 塩水噴霧後の中性化試験結果（温度 65、湿度 30%、4 週間）

表面（塩水噴霧方向）

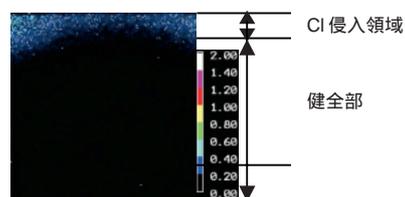


図 3-2-4 塩水噴霧後の Cl イオンの EPMA 分析結果

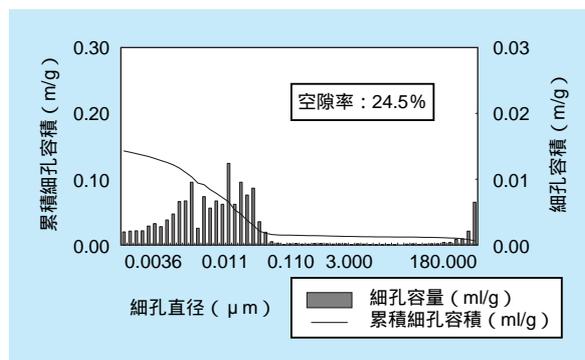


図 3-2-5 (1/2) 塩水噴霧前（初期試料）の細孔径分布

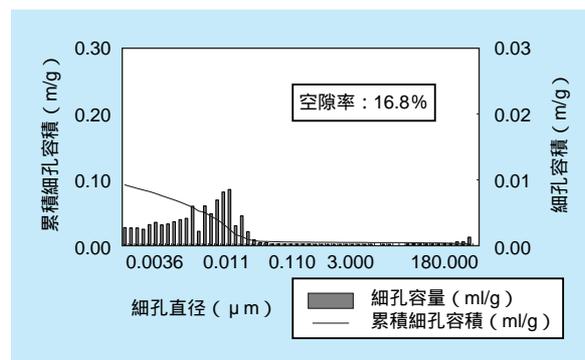


図 3-2-5 (2/2) 塩水噴霧後の細孔径

試験体表面から内部に向かって中性化していることが確認された。EPMA および示差熱分析の結果から、塩水噴霧により確認されていたフリーデル氏塩は乖離して、中性化深さよりも内部側に塩素イオンの濃縮部が確認された。塩水噴霧時には確認されなかった、Aragonite と Vaterite が確認された。また、中性化 4 週間から 8 週間になっても、生成水和物、空隙率等に大きな相違はみとめられなかった。

図 3-2-6 に塩水噴霧後、中性化 4 週間進行させた試験体の EPMA 分析結果、図 3-2-7 に同細孔径分布を示す。

さらに、塩水噴霧後の熱試験体で、上記と同じ条件で 8 週間設置も行ったが、各分析結果とも、4 週間設置し

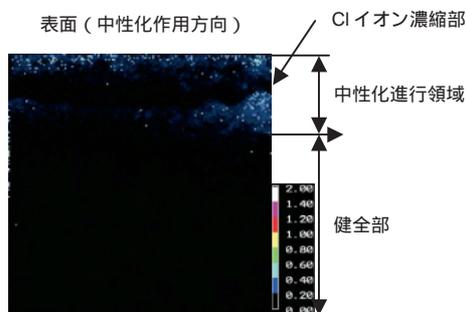


図3-2-6 塩水噴霧後、中性化4週間試験体のClイオンのEPMA分析結果

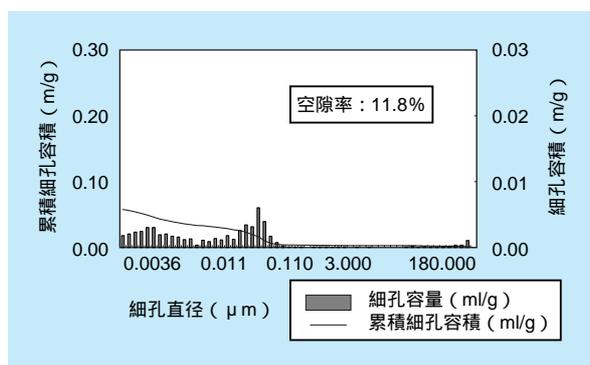


図3-2-7 塩水噴霧後、中性化4週間試験体劣化部の細孔径分布

たものと同じような傾向であった。

## 2) 塩分を含有した試験体の中性化試験体の分析結果

塩分含有量を0、2、4 kg/m<sup>3</sup>にした試験体を温度65、湿度30%で8週間設置した試験体の分析結果を以下に示す。

### (a) 塩分含有量0 kg/m<sup>3</sup>の分析結果

中性化の影響により表面付近に炭酸カルシウムの生成が確認された。熱のみの影響を受けた試験体の水和物は構成は初期試料と同じであった。中性化した部分の空隙率は初期試料の半分程度に低減しているとともに、全体的に各空隙径の頻度も減少していた。これは1)の結果と同様であった。一方、熱のみの作用を受けた試験体は空隙率は変わらないものの、空隙径の分布に大きな相違が現れた。1)の塩素イオンが浸入した部分と同様に通常C-S-Hゲルが分布していると考えられている3 nm付近の空隙径が極端に低減していた。

### (b) 塩分含有量2 kg/m<sup>3</sup>の分析結果

中性化の影響により表面付近に炭酸カルシウムの生成が確認されたが、0 kg/m<sup>3</sup>には若干のCa(OH)<sub>2</sub>が確認

されていたが、この場合は完全にCa(OH)<sub>2</sub>が消失しているのが確認された。中性化していない部分は初期試料とほぼ同じ水和物構成であった。熱のみの影響を受けた試験体も初期試料とほぼ同じ水和物構成であることが確認された。中性化した部分の空隙率および空隙径の分布は塩分含有量0 kg/m<sup>3</sup>とほぼ同じ傾向であった。中性化していない部分の空隙率および空隙径の分布は初期試料とほぼ同等であった。一方、熱のみの影響を受けた試験体の表面は、塩分含有量0 kg/m<sup>3</sup>と同様の傾向であったが、EPMAによる分析結果で、表面近傍で塩素イオンの試験体内部の移動が見られた付近より内部の部分は初期試料と同様の空隙径分布であることが確認されたが、比較的大きな空隙径が増加している傾向であった。

図3-2-8に塩分含有量0 kg/m<sup>3</sup>、図3-2-9に塩分含有量2 kg/m<sup>3</sup>の細孔径分布測定結果、図3-2-10にEPMA分析結果を示す。

また、塩分含有量4 kg/m<sup>3</sup>の試験体における各分析結果は、塩分含有量2 kg/m<sup>3</sup>の試験体とほぼ同様の傾向であった。

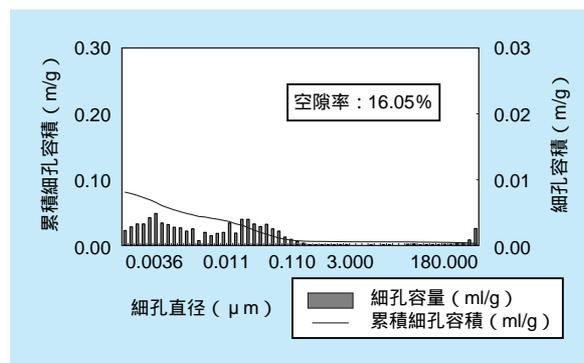


図3-2-8 (1/2) 塩分含有量0 kg/m<sup>3</sup>中性化部の細孔径分

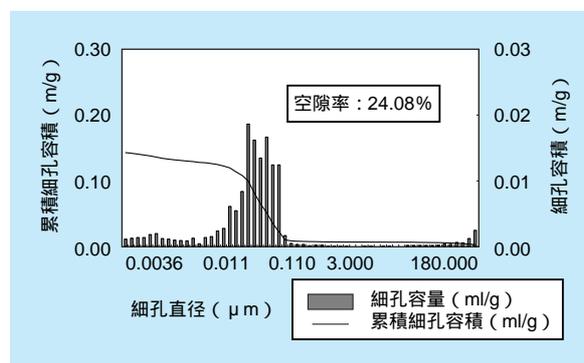


図3-2-8 (2/2) 塩分含有量0 kg/m<sup>3</sup>健全部の細孔径分

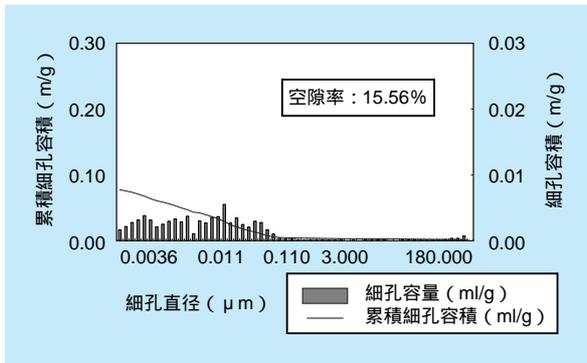


図 3-2-9 (1/2) 塩分含有量 2 kg/m<sup>3</sup> 中性化部の細孔径分布

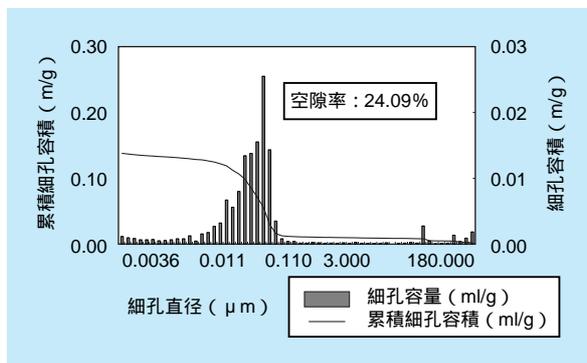


図 3-2-9 (2/2) 塩分含有量 2 kg/m<sup>3</sup> 健全部の細孔径分布

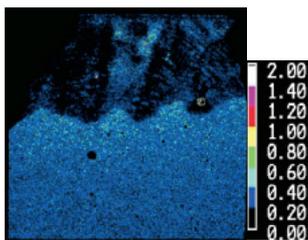


図 3-2-10 塩分含有量 2 kg/m<sup>3</sup> 試験体の Cl イオンの EPMA

### 3) 中性化および熱を作用させた後に塩水噴霧した試験体の分析結果

温度 65 °C、湿度 30% で中性化および熱環境条件下に 9 週間設置した後、温度 40 °C、湿度 100% で塩水噴霧させた試験体の分析結果と、温度 65 °C、湿度 30% で中性化および熱環境条件下に 9 週間設置した後、温度 65 °C、湿度 100% で塩水噴霧させた試験体の分析結果を示す

#### (a) 温度 65 °C、湿度 30% での中性化および熱試験体の分析結果

中性化した部分には Aragonite と Vaterite が確認され

た。これは、熱と中性化の複合劣化が作用した場合に、いずれの条件でも確認された水和物である。熱のみを作用させた試験体は初期試料とほぼ同じ水和物構成であった。中性化した部分の空隙率は初期試料の半分程度に低減しているとともに、全体的に各空隙径の頻度も減少しているが、中性化していない部分の空隙率・空隙径頻度は初期試料とほぼ同程度であった。この傾向はいずれの試験条件で得られた結果と同じである。

一方、熱のみの作用を受けた試験体は空隙率は変わらないものの、空隙径の分布に大きな相違が現れた。2) の塩素イオンが浸入した部分と同様に通常 C-S-H ゲルが分布していると考えられている 3nm 付近の空隙径が極端に低減していた。既往の知見では熱による C-S-H ゲルの影響が 60 °C 程度から生じることが指摘されていることから、同様の現象が生じたと思われる。

#### (b) 温度 40 °C、湿度 50% での塩水噴霧試験体の分析結果

中性化の影響により表面付近に炭酸カルシウムの生成が確認されたが、上記 (a) の試験終了時には若干の Ca(OH)<sub>2</sub> が確認されていたが、この場合は完全に Ca(OH)<sub>2</sub> が消失しているのが確認された。また、フリーデル氏塩は確認されなかった。中性化していない部分は初期試料とほぼ同じ水和物構成であった。

一方、熱のみの影響を受けた試験体は、塩素イオンが浸入している部分にはフリーデル氏塩の生成が確認されたが、浸入していない部分にはフリーデル氏塩の生成は確認されず、初期試料とほぼ同じ水和物構成であることが確認された。中性化した部分の空隙率は初期試料の半分程度に低減しているとともに、全体的に各空隙径の頻度も減少していた。この傾向はいずれの試験条件と同じである。中性化していない部分の空隙率および空隙径の分布は初期試料とほぼ同等であった。

一方、熱のみの作用を受けた試験体は空隙率は変わらないものの、空隙径の分布に大きな相違が現れた。a) の塩素イオンが浸入した部分と同様に通常 C-S-H ゲルが分布していると考えられている 3nm 付近の空隙径が極端に低減していた。既往の知見では熱による C-S-H ゲルの影響が 60 °C 程度から生じることが指摘されているが、本試験条件での温度は 40 °C であるため、温度の影響に塩素イオンによる影響が加味されたためと考えた。

#### (c) 温度 60 °C、湿度 50% での塩水噴霧試験体分析結果

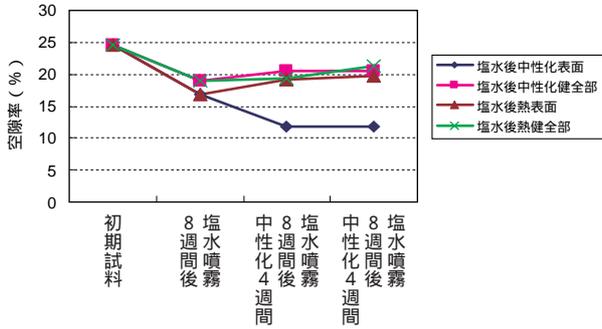


図 3-2-11 塩水噴霧（40）後中性化（65）環境下での空隙率の変化

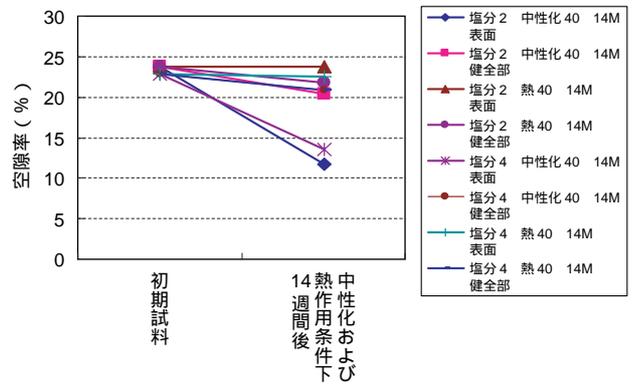


図 3-2-13 塩分含有試験体(2、4 kg/m<sup>3</sup>)の 40 環境下での中性化および熱環境 14 週間での空隙率の変化

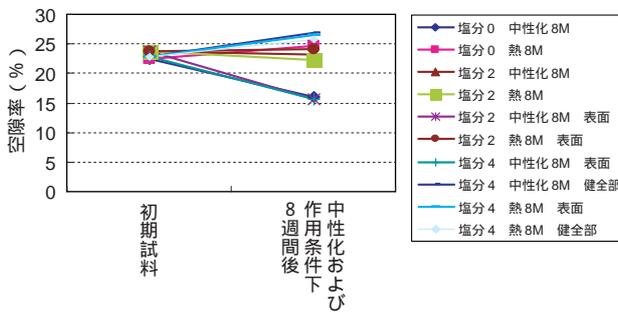


図 3-2-12 塩分含有試験体(0、2、4 kg/m<sup>3</sup>)の 65 環境下での中性化および熱環境 8 週間での空隙率の変化

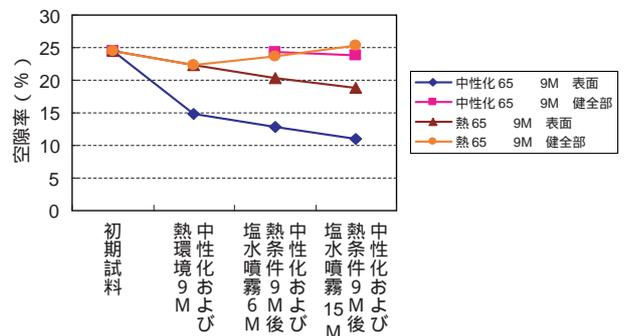


図 3-2-14 65 環境下での中性化および熱作用後の塩水噴霧試験体の空隙率の変化

構成水和物は温度 40 の場合といずれも同じである。空隙率および空隙径の分布も 40 の場合とほぼ同じ傾向であったが比較的大きな空隙径のものが増加している。

ここで、図 3-3-11 ~ 14 に各試験における空隙径分布の変化を示す。

この図から、いずれの試験結果からも、中性化の影響を受けた部分は空隙率が減少していることがわかる。逆に、それ以外の部分に大きな空隙率の変化は見られない。

一方、先に示したように、個々の空隙径分布を見ると、その相違は明らかである。すなわち、熱の影響、特に 65 の場合は C-S-H ゲルまでもが大きな影響を受けているが、比較的大きな空隙径が増加しているため、空隙率の値は変わらないが、物質移行に大きな影響は生じると思われる。ここで、初期に塩分を含有した試験体を 40 の環境に設置した試験体でも 65 と同様の空隙径分布であることが今回の試験で確認された。これは、可溶性塩分によりセメント中の Ca 成分が遊離し、C-S-H ゲルまで影響を及ぼしたものと考えられた。

熱および塩分が C-S-H ゲルに与える影響を検討するために、図 3.3-15 ~ 17 に NMR の分析結果の一例を示す。

その結果、いずれの分析結果に共通していることは、中性化の影響を受けた部分に塩素イオンが浸入した部分は、C-S-H ゲルの構造骨格が変化しているということである。中性化した部分に塩素イオンが作用している部分は Q3、Q4 のスペクトルピークが確認されている。これは、先の NMR の分析方法で示したように、通常、鎖状の構造を示す構造のセメント水和物が明らかに変化していることを示しているものである。

この結果から、中性化と塩素イオンの影響が作用している部分は、セメントの特性を支配するカルシウムシリケート水和物に変質していることであり、物質移行に対する耐久性が著しく低下していることを示すと思われる。

これらの結果から、中性化している部分を一つの指標と考え、複合劣化の進行を考慮すべきと思われる。

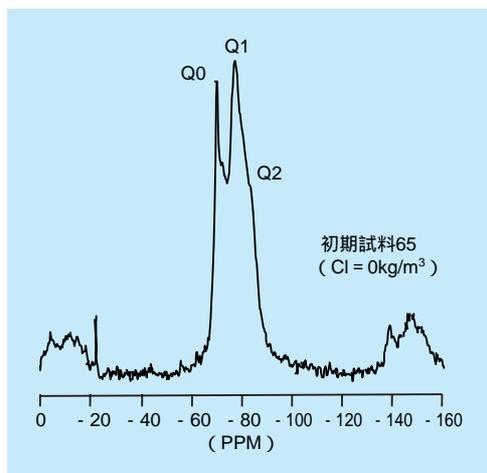


図3-2-15 初期試料のNMR分析結果

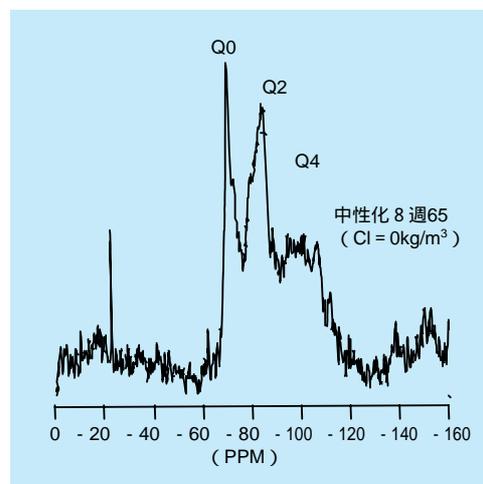


図3-2-17 熱と中性化を作用させた試料のNMR分析結果

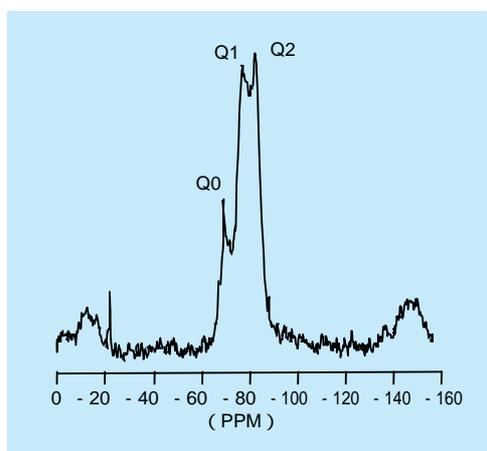


図3-2-16 熱のみを作用させた試料のNMR分析結果

### 3-2-3 まとめ

熱と塩害、中性化の複合劣化の進行は、まず熱の影響により比較的空隙径の大きな分布に変化することが大きな要因の一つと考えられた。

次に、中性化した部分に塩素イオンの浸入があった場合には、セメント系材料の水和物およびその構造に影響を与えることがわかった。一方、いずれの条件でも中性化した部分で塩素イオンの浸入が見られた部分では、水和物構成、構造骨格および空隙径分布におおきな変化が認められることから、複合劣化に対する評価は中性化の進行深さが指標の一つとして有効と考えられた。

## 3 - 3 鉄筋コンクリート製円筒構造物の温度ひび割れ評価

コンクリート製貯蔵容器は、その供用期間中、使用済燃料の発熱により高温環境下にさらされるため、温度上昇に伴う熱膨張や温度応力により、外周部にひび割れの発生が想定される。4-1節でも詳述するが、鉄筋コンクリート製貯蔵容器のコンクリート温度制限値については、長期的には温度荷重、短期的には地震時に自重の慣性力しか作用しないこと、品質の優れたコンクリートを使用することを前提として、局所的には90℃を許容する設

計としており、コンクリートキャスクの排気口近傍で局所的な高温化が予想される(図3-3-1参照)。

本節では、温度荷重が作用するコンクリートキャスクのひび割れ発生を評価するため、ひび割れ幅等を解析的に評価する手法について述べる。まず、切り欠きを導入した無筋コンクリート梁試験体を用いて高温破壊靱性試験を行い、破壊力学パラメータの温度依存性を取得した。さらに、RC円筒構造物を用いた伝熱試験を実施し、数

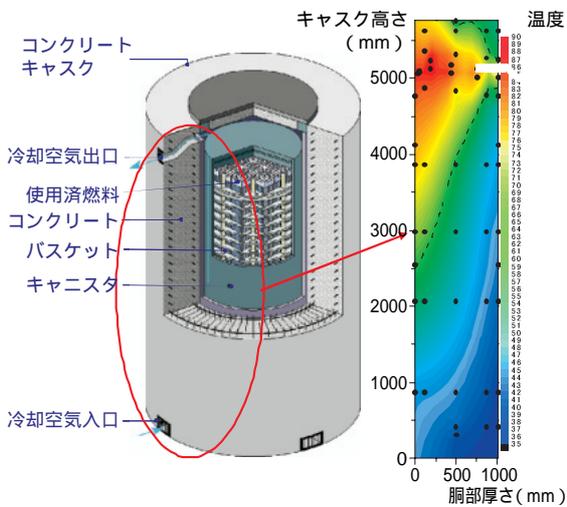


図3-3-1 コンクリートカスクの温度分布例

値解析を行い、ひび割れ幅の定量化を行った。

### 3-3-1 高温破壊靱性試験

#### (1) 使用材料

試験では、普通ポルトランドセメント（比重3.16）を使用した。表3-3-1に、使用した骨材の物理特性を示す。骨材は、JASS5N<sup>(1)</sup>で規定される仕様を満足する材料とした。表3-3-2に、コンクリートの配合を示す。水セメント比は60%、スランプは10cm、空気量は4.5%とした。また、混和剤には、ポゾリス No.70を使用した。

#### (2) 試験体

図3-3-2に、試験体の形状を示す。試験体は、幅B100mm × 高さW200mm × 長さL1,260mmのコンクリ

表3-3-1 骨材の物理特性

| 骨材   | 細骨材     | 粗骨材      |
|------|---------|----------|
| 産地   | 大井川水系川砂 | 大井川水系川砂利 |
| 表乾比重 | 2.61    | 2.64     |
| 吸水率  | 1.56%   | 0.77%    |
| 最大寸法 | 5 mm    | 20mm     |
| 粗粒率  | 2.63    | 6.63     |

表3-3-2 コンクリートの配合

| W/C % | S/a % | 単位量 (kg/m <sup>3</sup> ) |     |     |     |      |
|-------|-------|--------------------------|-----|-----|-----|------|
|       |       | C                        | W   | G   | S   | 混和剤  |
| 60    | 53.5  | 280                      | 168 | 974 | 858 | 4.48 |

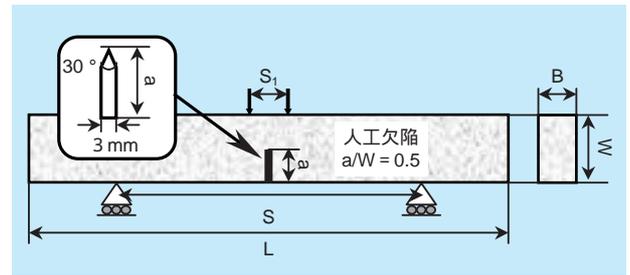


図3-3-2 試験体の形状

ート梁とした。人工欠陥は、打設時に梁中央に金属製プレート打設方向と平行に仕上げ面側に挿入した。人工欠陥の形状は、先端に30度の鋭角を有し、深さaは高さWの1/2、幅3mmである。

#### (3) 試験方法

500kN容量の電気油圧式サーボ型試験機を用いて、変位速度一定条件下で4点曲げ荷重により破壊靱性試験を実施した。荷重スパンSは800mm、荷重治具のスパンS<sub>1</sub>は100mmである。試験温度は20、65、90、120、150の5温度とし、試験体を恒温槽（20、65、90では湿度65%RH）で養生し、水中取出重量に対する養生中の重量変化率が一定となった時点（温度養生期間：約5週間）で試験に供した。試験体数は、各試験温度につき6体とした。

#### (4) 試験結果

##### (a) 破壊靱性値K<sub>IC</sub>の算出

ASTMの手順を参照し、試験時の荷重力 - 開口変位 (CMOD) から立ち上がりの勾配より5%少ない勾配を持つ直線の交点から荷重P<sub>C</sub>を求め、次式に従いK<sub>IC</sub>値を算出した<sup>(2)</sup> (α = a/W)。

$$K_{IC} = 3P_c S / BW^2 \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_I(\alpha)$$

$$F_I(\alpha) = 1.122 - 1.121\alpha + 3.740\alpha^2 + 3.873\alpha^3 - 19.05\alpha^4 + 22.55\alpha^5$$

##### (b) 破壊エネルギーG<sub>F</sub>の算出

破壊エネルギーG<sub>F</sub>は、次式に従い算出した<sup>(3)</sup>。

$$G_F = (0.75W_0 + W_1) / A_{lig}$$

ここで、W<sub>0</sub>は試験体が破断するまでの荷重 CMOD 曲線下の面積、W<sub>1</sub> = 0.75(S/L · m<sub>1</sub> + 2m<sub>2</sub>)g · CMOD<sub>c</sub>は試験体の自重および荷重治具がなす仕事、A<sub>lig</sub>はりガメ

ントの面積、 $m_1$ は試験体の質量、 $m_2$ は荷重治具の質量、 $S$ は荷重スパン、 $L$ は試験体長さ、 $g$ は重力加速度、 $CMOD_c$ は破断時のひび割れ開口変位である。

(c) 破壊靱性値及び破壊エネルギーの温度依存性

図3-3-3に、破壊靱性値  $K_{Ic}$  と破壊エネルギー  $G_F$  の温度依存性を示す。 $K_{Ic}$  は 65 までほぼ一定値であるが、90 で減少後、温度の上昇に伴い大きくなる傾向にある。一方、 $G_F$  は 65 までは温度の上昇に伴い大きくなるが、90 で若干減少後、温度の上昇に伴い大きくなる傾向にある。コンクリート材料は、65 ~ 90 付近において熱の影響により鉱物組成が変化することが指摘されており<sup>(4)</sup>、破壊力学パラメータも鉱物組成の変化に伴い大きく変動している。

(d) 引張軟化特性の温度依存性

破壊靱性試験で得られた荷重 CMOD 曲線より、日本コンクリート工学協会から提案されている多直線近似法<sup>(3)</sup>を用いて、引張軟化特性を推定した。図3-3-4に

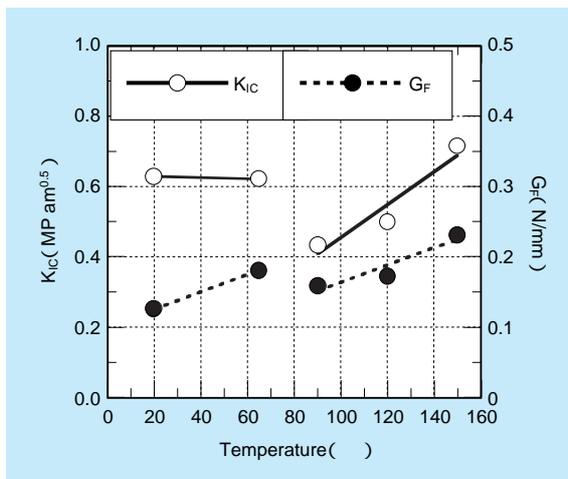


図3-3-3  $K_{Ic}$  と  $G_F$  の温度依存性

引張軟化特性の温度依存性を示す。90 まででは温度上昇に伴い引張強度が漸減し、限界仮想ひび割れ幅も大きくなる。一方、120 ~ 150 では、引張強度がやや回復し、限界仮想ひび割れ幅も室温に比べ増加している。

### 3-3-2 RC 円筒構造体の伝熱試験

#### (1) 試験体および試験方法

図3-3-5に示す外径 1200 × 内径 590 × 高さ 1000mm の円筒試験体を製作し、伝熱試験を実施した。試験体は、内面に厚さ 9.5mm の鋼製ライナプレートを設置し、コ

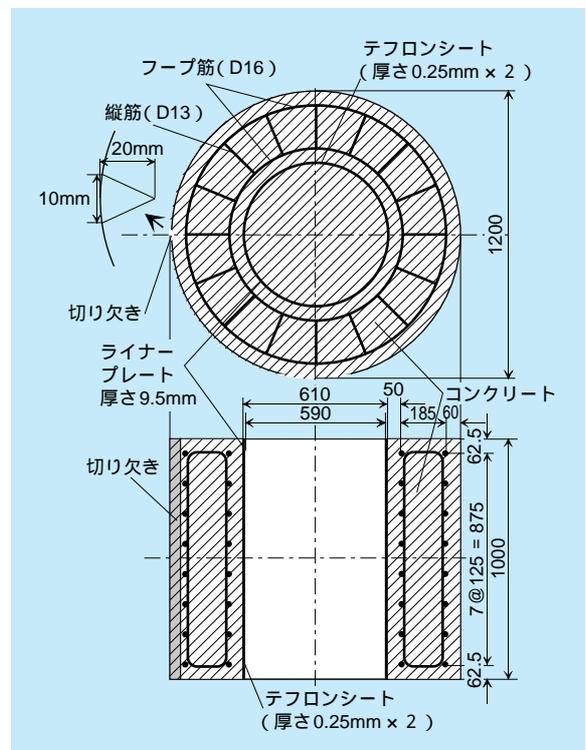


図3-3-5 試験体の形状寸法

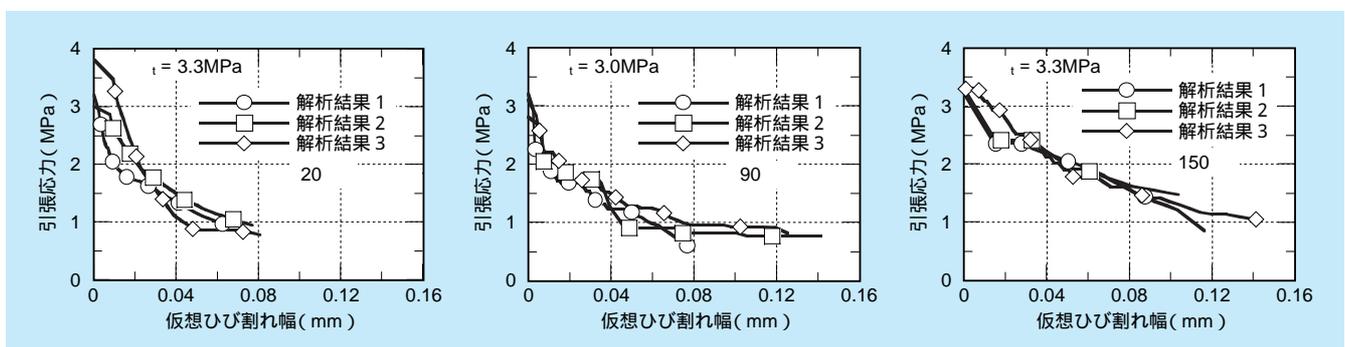


図3-3-4 引張軟化特性の温度依存性

ンクリートとの拘束を緩和するために、間に厚さ約0.25mmのグリスを塗布したテフロンシートを2枚挿入した。コンクリートの配合は、破壊靱性試験で使用した材料と同一である。鉄筋はフープ筋にD16、縦筋にD13を用い、鉄筋比が周方向で1.07%、軸方向で0.48%とした。また、試験体には、幅10mm、高さ20mmのくさび型の切り欠きを導入した。切り欠き開口部にクリップゲージを取り付け試験中の開口変位を測定した。また、試験体表面にはひずみゲージおよび熱電対を、試験体内部には熱電対を取り付け、応力状態や温度分布を測定した。

加熱条件については、恒温槽内に試験体を設置後、試験体および恒温槽内の雰囲気温度を38℃まで加熱・保持したまま、試験体内面の温度が90℃になるまで加熱ヒータによって昇温した。この時の昇温速度は、約2℃/hとした。その後、一定時間保持した後、自然冷却した。この間の切り欠きの開口変位、ひずみおよび温度データを取得するとともに試験後の試験体のひび割れ状況を記録した。

## (2) 試験結果

最初のひび割れは、切り欠きで約190時間後に発生し、ひび割れ発生時の温度差は約7℃であった。また、試験中の切り欠き先端でのひび割れ幅は最大0.2mmであった。

図3-3-6に試験後の試験体のひび割れ状況を示す。切り欠き以外でも端部にはひび割れが発生し、上面ではライナプレートまで貫通するひび割れも発生した。これらのひび割れは、ほぼ縦筋の位置に発生していた。

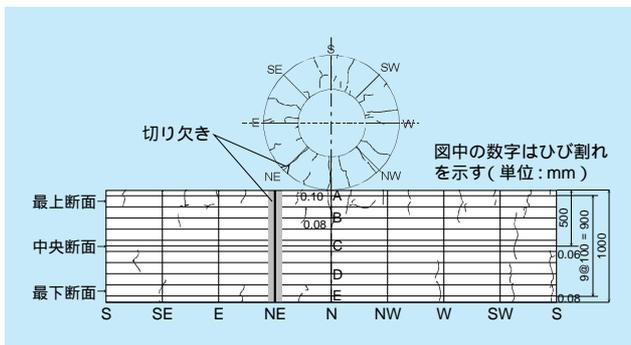


図3-3-6 試験後の試験体のひび割れ状況

## 3-3-3 温度ひび割れ解析

### (1) 解析方法

解析には二次元有限要素法プログラムCRANCYLを用いた。CRANCYLは、重力ダムのひび割れ解析プログラムCRAN<sup>(5)</sup>をベースに改良したもので、線形弾性体のみを対象として、線形破壊力学に基づく離散ひび割れモデルにより、ひび割れ発生や進展を評価できる。

解析条件は平面ひずみ条件とし、鉄筋についてはひび割れが発生後にはひび割れ面に鉄筋部の等価剛性を有する接触パネを負荷し、鉄筋の引き抜きをモデル化した。ひび割れモデルでは、コンクリートの引張強度、破壊靱性値、引張軟化曲線等の物性値および境界条件の温度データは実測値を用いた。また、ライナプレートは拘束を緩和させるテフロンシートの効果を導入するため、コンクリートと同じ線膨張係数を用いた。なお、弾性係数、引張強度、破壊靱性値は、ばらつきを考慮し、正規分布(変動係数0.1)に従うものとした。

### (2) 解析結果

図3-3-7にひび割れの発生の状況を示す。ひび割れは貫通ひび割れと微少なひび割れが発生しており、比較的良く試験結果を表している。

また、図3-3-8に切り欠き先端でのひび割れ幅を測定値と比較して示す。ひび割れは、199時間後に切り欠き先端で発生し(温度差11℃)、215時間後に貫通した。解析で得られたひび割れ発生時刻は、実験値と良く一致しているが、最大ひび割れ幅では、測定値の0.2mmに対し、解析値では0.32mmと1.5倍程度の値であり、実用上十分な精度で再現されている。

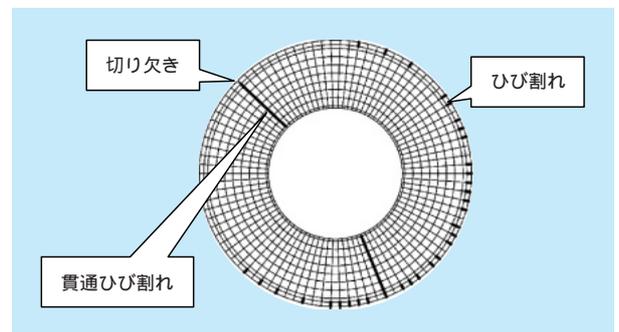


図3-3-7 解析でのひび割れの発生状況

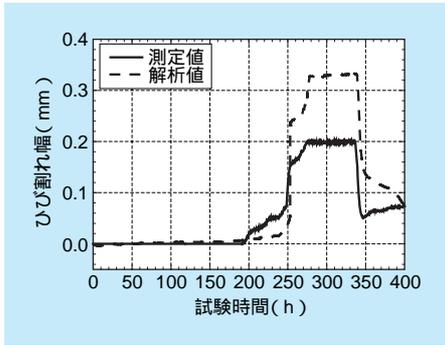


図3-3-8 ひび割れ幅の試験と解析の比較

### 3-3-4 まとめ

温度荷重が作用するコンクリートカスクの温度ひび割れ挙動を評価するため、切欠きを導入した円筒鉄筋コンクリート製試験体を製作して伝熱試験を行い、ひび割れ進展解析と比較した。その結果、ひび割れ進展発生や進展状況について良い一致が見られた。

今後、クリープ特性等を解析コードに導入して更なる精度の向上を図り、コンクリートカスクの設計に反映する。

## 3-4 ストリーミングと遮へい性能

コンクリートカスクの遮へい性能評価にあたっては、冷却流路確保の必要性から、ストリーミングなどの固有の設計要件を考慮する必要があるが、これらを考慮したコンクリートカスクの安全設計・評価手法が必ずしも確立されていないのが現状である。

コンクリートカスクの給排気口などからのストリーミングを含めた放射線量の評価については、従来2次元コード（例えばDOT等）を用いて実施されているが、米国等ではモンテカルロ法を用いた3次元コード（例えばMCNP等）による評価が主流になってきている。

そこで、コンクリートカスクの遮へい性能評価として、給排気口を模擬した試験体、線源などを用いたストリーミング試験およびモンテカルロ法による試験解析を実施し、解析コードの検証、さらに、実機でのストリーミング評価を実施した。図3-4-1にストリーミング評価フローを示す。

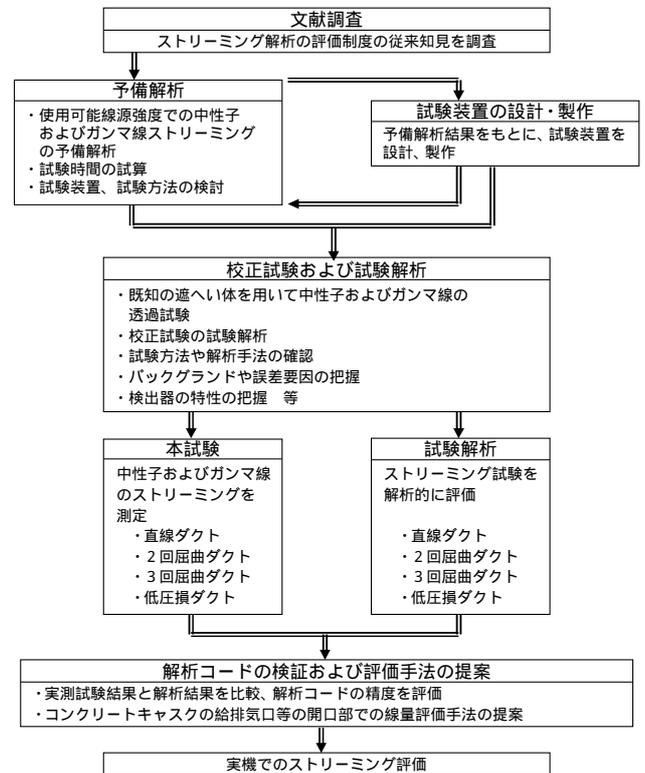


図3-4-1 ストリーミング評価フロー

### 3-4-1 ストリーミング試験

#### (1) 試験体系

試験体概略図を図3-4-2に示す。試験体は幅900×長さ1700×高さ1600mm（全体の概略寸法）で、コンクリートカスクの給排気口を模擬したダクトを有したコンクリート試験体および線源遮へい設備などで構成されたものである。試験は、ダクトの2つの開口部の一方に

は線源を、もう一方には検出器を設置し、ダクトは直線型、2回屈曲型、3回屈曲型、低圧損（管群）型の4種類を製作し、それぞれについて実施した。また、線源については表3-4-1に示す中性子線<sup>252</sup>Cf、ガンマ線<sup>137</sup>Csおよび<sup>60</sup>Coを用い、検出器については中性子線には<sup>3</sup>He

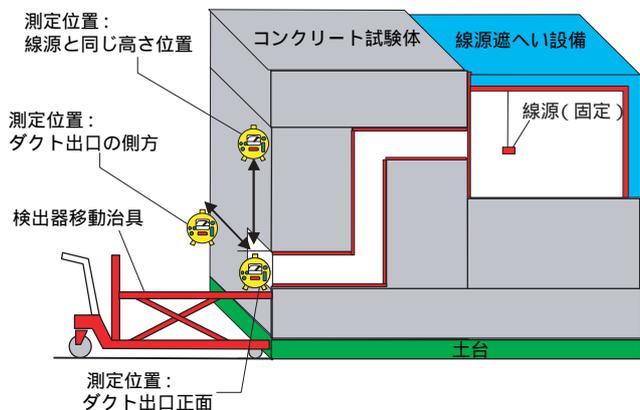


図3-4-2 試験体概略図(2回屈曲ダクト)

表3-4-1 線源仕様

| 線種                | 半減期(y) | 線源強度(kBq) |
|-------------------|--------|-----------|
| <sup>252</sup> Cf | 2.64   | 2429      |
| <sup>137</sup> Cs | 30.0   | 1949      |
| <sup>60</sup> Co  | 3.27   | 5873      |

比例計数管を、ガンマ線にはNaIシンチレーション検出器およびガンマ線サーベイメータを用いた。

試験では図3-4-3に示すように、線源、検出器の位置を開口部近傍や開口部から離れた位置などに設置し、それらをパラメータとした。得られた計数値はバックグラウンド量で補正し、線量当量率への変換はICRP-51による換算係数を用いた。

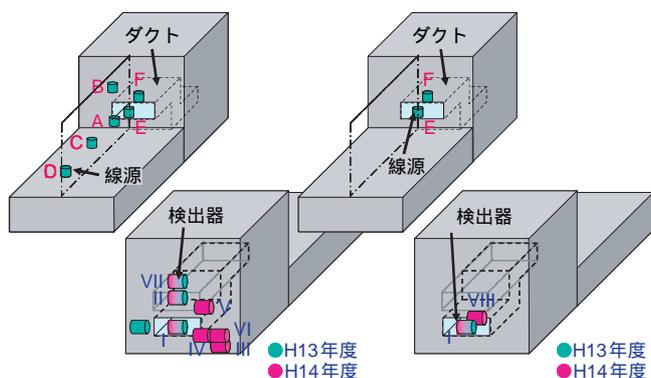


図3-4-3 線源、検出器位置(2回屈曲ダクト)

## (2) 試験結果

表3-4-2に2回屈曲ダクトを用いたケースでの、中性子試験結果、表3-4-3にガンマ線試験結果を示す。これらの結果はバックグラウンドを差し引いて、線量当量率に換算した結果である。

表3-4-2 中性子試験結果

| ケース | 線源位置 | 線源位置 | 線量当量率 (μSv/h)         | 誤差 (μSv/h)           |
|-----|------|------|-----------------------|----------------------|
| n-1 | A    | I    | $3.13 \times 10^{-2}$ | $5.0 \times 10^{-4}$ |
| n-2 | A    | II   | $3.26 \times 10^{-2}$ | $6.0 \times 10^{-4}$ |
| n-5 | B    | V    | $1.80 \times 10^{-2}$ | $4.0 \times 10^{-4}$ |
| n-8 | D    | I    | $5.24 \times 10^{-2}$ | $7.0 \times 10^{-4}$ |
| n-9 | F    | I    | $1.41 \times 10^{-1}$ | $1.1 \times 10^{-3}$ |

表3-4-3 ガンマ線試験結果

| ケース | 線源位置 | 検出器位置 | NaIシンチレーション検出器       |                      | サーベイメータ              |
|-----|------|-------|----------------------|----------------------|----------------------|
|     |      |       | 線量当量率 (μSv/h)        | 誤差 (μSv/h)           | 線量当量率 (μSv/h)        |
| G-1 | E    | I     | $9.4 \times 10^{-3}$ | $2.2 \times 10^{-5}$ | $9.7 \times 10^{-3}$ |
| G-2 | E    | VIII  | -                    | -                    | $4.1 \times 10^{-2}$ |
| G-3 | E    | I     | $4.5 \times 10^{-2}$ | $1.3 \times 10^{-6}$ | $6.4 \times 10^{-2}$ |
| G-4 | F    | VIII  | -                    | -                    | $4.1 \times 10^{-1}$ |
| G-5 | E    | I     | $1.3 \times 10^{-2}$ | $1.7 \times 10^{-4}$ | $3.5 \times 10^{-2}$ |

## 3-4-2 試験解析

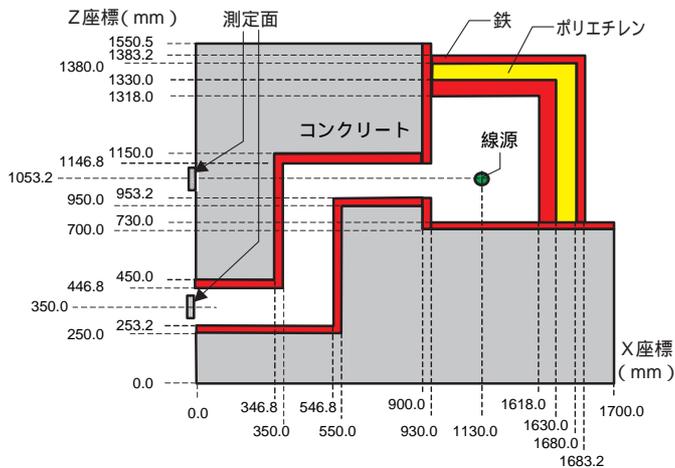
### (1) 解析手法

解析にはモンテカルロ法を用いた3次元計算コードMCNP-4Bを使用した。解析モデルは図3-4-4(中性子の2回屈曲ダクトのケース)に示すように、試験体形状、線源、計測位置などを詳細に模擬し、コンクリートについては、製作時に採取したコンクリートサンプルの成分を分析し、その結果を反映した。エネルギーの範囲は、設定する核種のエネルギーと検出器の有効測定範囲より設定し、中性子のエネルギーの範囲は $10^{-2} \sim 10^7$ eVとし、エネルギーの分割としては $10^{-3} \sim 10^7$ eVの範囲を13群に分割設定した。また、ガンマ線のエネルギー範囲は0.1~3.0MeVとし、エネルギーの分割としては0.1~1.5MeVの範囲を0.1MeV毎の14群に分割設定した。MCNP-4Bでは検出器に入射するエネルギー群毎の計数率を計算し、この計算値に線量率換算定数を乗じ、線量当量率を算出した。

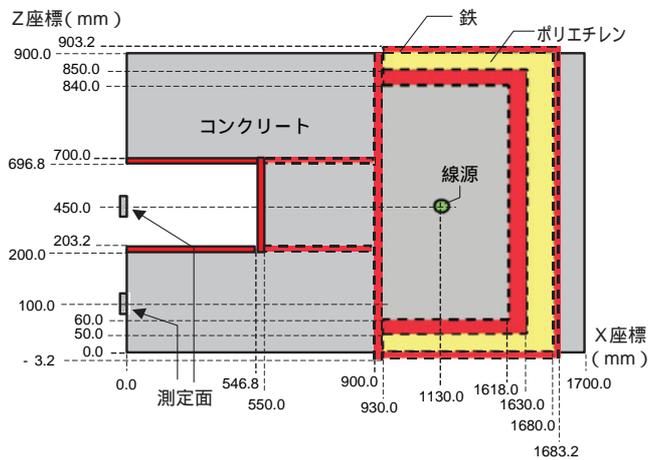
また、試験では床面近くに検出器を設置しているため、床面を考慮した解析体系とし、解析時の発生粒子数を増やす方法として、以下の方法を採用した。

・ Weight Window :

発生する粒子の進行方向を制限することで加速させる方法



(a) 側面図(垂直面での断面)



(b) 上面図(水平面での断面)

図3-4-4 解析モデル(中性子(2回屈曲モデル))

・カットオフエネルギー：

線量当量率に対する感度が小さいエネルギー範囲を制限する方法

(2) 解析結果

解析結果の妥当性を評価するにあたり、解析結果を試験結果で除した値C/Eを評価値に設定した。

中性子の試験結果と解析結果の比較(C/E)を図3-4-5に、ガンマ線の試験結果と解析結果の比較(C/E)を図3-4-6に結果示す。また、ガンマ線については、参考にスペクトルで比較した結果を図3-4-7に示す。

中性子については試験と解析の差は最大で60%程度、ガンマ線については最大で40%程度であった。

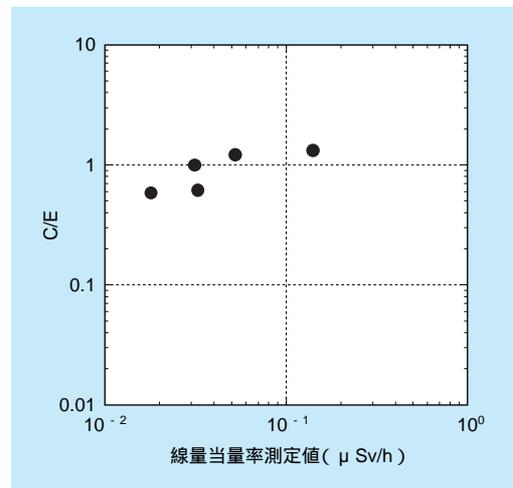


図3-4-5 中性子での試験と解析の比較

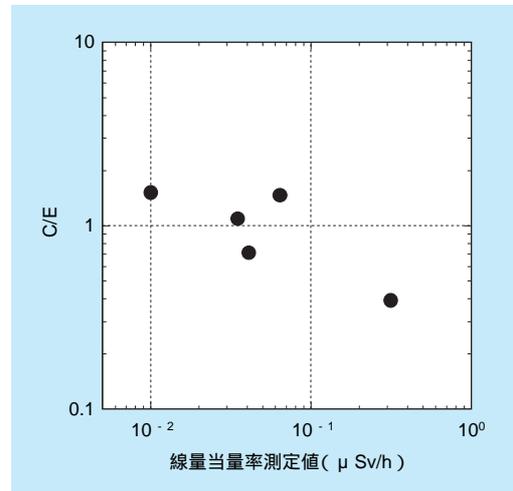


図3-4-6 ガンマ線での試験と解析の比較

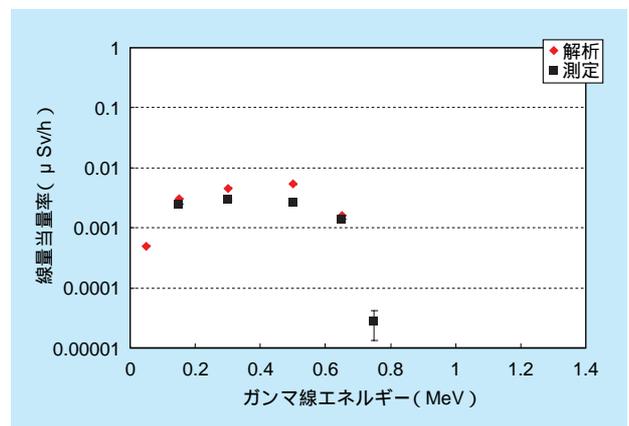


図3-4-7 ガンマ線スペクトルの試験と解析の比較(ケースG-1)

### 3-4-3 実機解析

ストリーミング試験での解析手法を基に、MCNP-4Bを用いて、コンクリートキャスク実機解析を実施した。

#### (1) 目標評価基準

目標評価基準の設定においては以下の条件を考慮した。

- ・コンクリートキャスク下部の給気口付近については、作業量従事者の接近があり、放射線被ばくを可能な限り低減する必要がある。貯蔵区域の線量当量率は周辺キャスク4基からの寄与を考慮する。
- ・貯蔵区域の線量区分は施設の遮へい設計および作業従事者の被ばく線量評価の基礎となるものである。法令<sup>(1)</sup>で定められた作業従事者の線量当量率は50mSv/yearである。評価基準はこの法令制限値の1/2程度を目安とする。
- ・貯蔵区域内の線量当量率の基準は、1年を50週、貯蔵区域への立入頻度を週あたり2時間と仮定し、250  $\mu$  Sv/h以下（キャスク1基からの寄与分は表面から1mで約60  $\mu$  Sv/h）とする。
- ・遮へい試験、解析結果（解析値/測定値）をもとに、安全裕度を2.5とする。  
キャスク表面から1mについては、25  $\mu$  Sv/hと設定した。

#### (2) 解析条件および解析手法

キャスクに収納される燃料の仕様を表3-4-4に示す。線源条件として、キャスクに収納される燃料集合体は平均燃焼度と最高燃焼度燃料が混在するが、キャニスタ内では均質化線源として扱った。

燃料有効部、上部ノズルおよび上部プレナムは、特に上部方向への線量率寄与が異なる可能性があるため、均

表3-4-4 キャスクに収納される燃料仕様

| 項目      |       | 平均燃焼度    | 最高燃焼度     |
|---------|-------|----------|-----------|
| 濃縮度     | wt%   | 4.7      | 4.7       |
| 燃焼度     | MWD/t | 50000    | 55000     |
| 比出力     | MW/t  | 38.4     |           |
| 冷却期間(年) |       | 10       |           |
| 燃焼度分布   |       | 上部1/12   | PF = 1.0  |
|         |       | 中央部10/12 | PF = 1.15 |
|         |       | 下部1/12   | PF = 1.0  |
| 収納体数    |       | 21体      |           |
| キャスク内配置 |       | 外側12体    | 内側9体      |

質化せず各々線源領域として設定した。キャニスタ蓋部は遮へい部材と見なせるため、均質化には含めないものとした。

また、ガンマ線と中性子を個別に評価し、ガンマ線については燃料有効部ガンマ線と放射化ガンマ線を個別に解析した。このため、線源については、放射化ガンマ線、燃料有効部ガンマ線、燃料有効部中性子の3つの線源を設定し、個別に解析評価し、線量当量率評価では個別に算出した線量当量率を合算した。また、解析ではカットオフエネルギーおよびWeight Windowを採用し、カットオフエネルギーの設定についてはMCNPのデフォルトの設定を使用し以下とした。

- ・中性子源：0.01eV
- ・ガンマ線：0.05MeV

なお、MCNPにおいては、計算結果の統計誤差が10%以下となるように、FCD出力が10%以下となるまで計算を実行した。

#### (3) 解析体系および評価位置

解析体系は、コンクリートキャスク（キャニスタを含む）の給排気口の形状の対称性および軸対象と周方向対象性を考慮し、軸方向で2分割および周方向で4分割し、全体系で8分割とした。

解析は、中性子、ガンマ線について3次元体系のMCNP-4Bを用いて実施した。解析モデルを図3-4-8に示す。

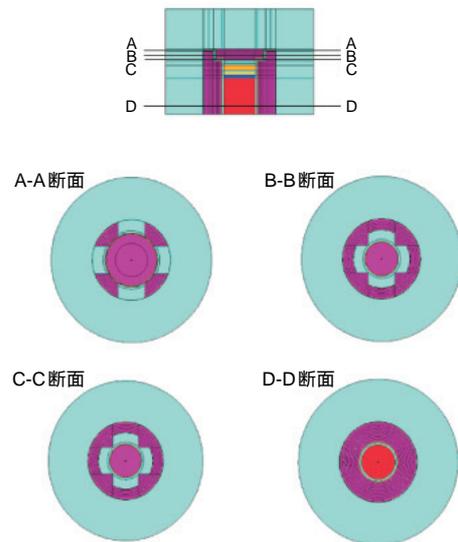


図3-4-8 解析モデル

評価点位置は、図3-4-9および表3-4-5に示すものとし、キャスクの側部、上部の表面および表面から1 m離れた位置とした。

#### (4) 解析結果

表3-4-6に各評価点における解析結果を示す。また、

図3-4-10にキャスク蓋表面の線量当量率の分布の例を示す。

評価点について、表面では蓋中心で約77  $\mu\text{Sv/h}$ と最も大きいのが、目標基準値をやや下回る結果である。表面から1 m位置では蓋中心で目標基準値をやや上回っているものの、蓋全体としては目標線量率をほぼ達成している。

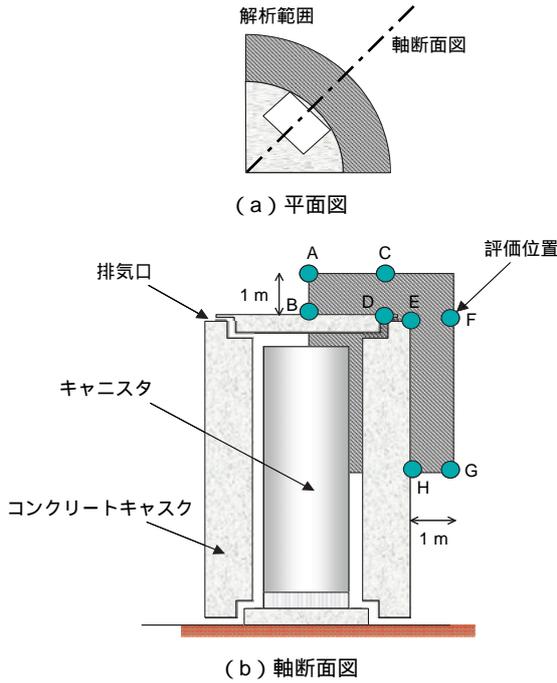


図3-4-9 解析評価位置

表3-4-5 解析評価位置

| 記号 | 径方向     | 軸方向     | 備考         |
|----|---------|---------|------------|
| A  | 中心      | 表面より1 m |            |
| B  | 中心      | 表面      |            |
| C  | ダクト屈曲部  | 表面より1 m | 遮へい欠損が大と想定 |
| D  | ダクト屈曲部  | 表面      | 遮へい欠損が大と想定 |
| E  | 表面      | ダクト出口面  |            |
| F  | 表面より1 m | ダクト出口面  |            |
| G  | 表面より1 m | 燃料中心部   |            |
| H  | 表面      | 燃料中心部   |            |

表3-4-6 解析結果 (線量当量率)

(単位:  $\mu\text{Sv/h}$ )

| 位置  | 表面   |    |     |    | 表面から1 m |    |     |    |
|-----|------|----|-----|----|---------|----|-----|----|
| 評価点 | B    | D  | E   | H  | A       | C  | F   | G  |
| 結果  | 77   | 64 | 4.5 | 56 | 27      | 19 | 4.6 | 29 |
| 基準値 | 2000 |    |     |    | 25      |    |     |    |

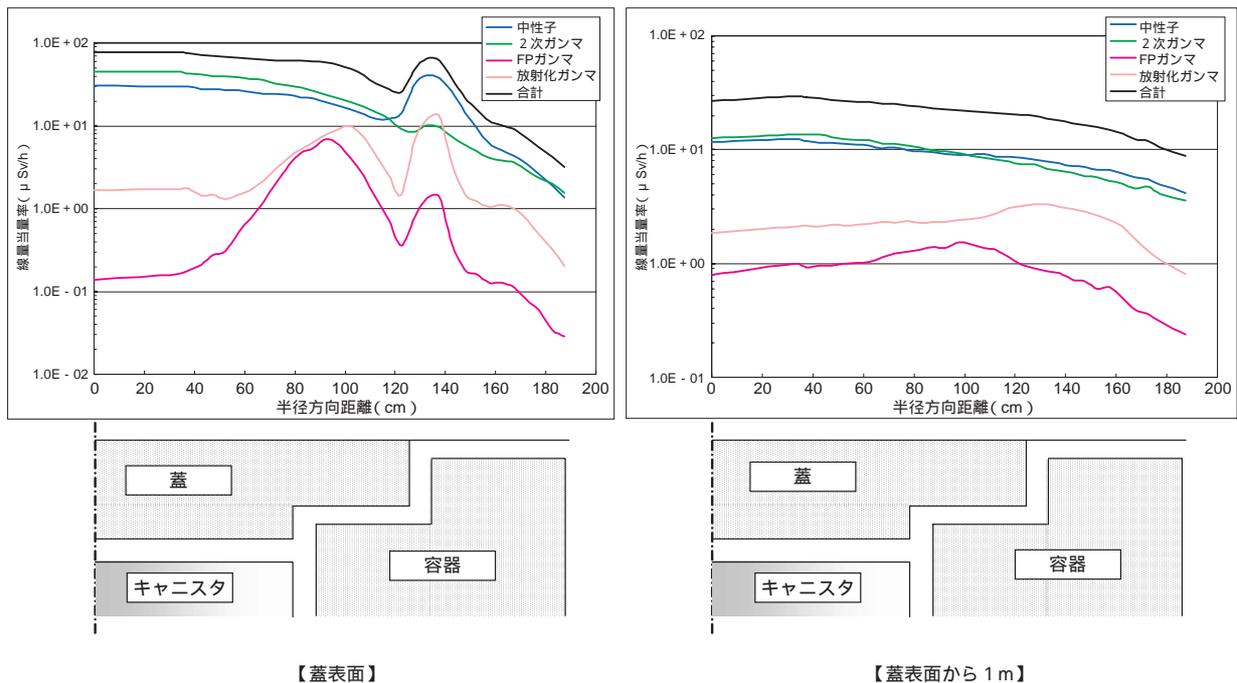


図3-4-10 キャスク上部 線量率分布

### 3-4-3 まとめ

試験結果と解析結果を比較した結果、排気口からのストリーミングによる線量当量率の寄与分はMCNP

コードにより適切に評価できる。

実機での排気口近傍では目標基準値をほぼ満足した結果であった。

## 3 - 5 部分模型を用いた自然対流除熱実験

コンクリートキャスクはそれ自身で起こる自然対流によって冷却され、他設備に頼ることが無いために、冷却上の信頼性が高いとみなされている。コンクリートキャスクの断面図を図3-5-1に示す。周囲の空気は、下部入口から吸い込まれ、使用済燃料の除熱にともない温度上昇することにより浮力を獲得し、上部出口から自力で排出する。出入口には漏洩する放射線量を低減するための迷路構造が設けられている。使用済燃料を収納するキャニスタは、その側部とコンクリート容器内壁との間に形成されるアニュラス流路により冷却される。この流路の中央には、高温のキャニスタ表面から外側コンクリートへのふく射伝熱をさえぎるために熱遮へい板が置かれている。これまで、コンクリートキャスクのアニュラス冷却パスはシンプルな構造をしており、除熱性能の評価は容易と考えられてきた。しかしながら、ここで発生する自然対流が既知の流れとは異なる特徴を有するために、実際の評価はそれほど容易ではないことが分かってきている。この研究では、コンクリートキャスクの30°セクターを模擬した実寸大の実験装置（図3-5-2）を用い

て、コンクリートキャスク内部の流路（キャニスタ表面を含む）において発生する自然対流の解明を図った。

### 3-5-1 流れの種類

まず、詳細な検討に入る前に、コンクリートキャスク内部で発生している冷却流れが、どのような分類に属するのかを調べた。浮力に影響される流れにおいて重要な相似則パラメータとして、グラスホフ（Gr）数とレイノルズ（Re）数が挙げられる。これらの代表的な数値に対して、流れの判別法<sup>(1)</sup>を適用することにより、その種別が明らかとなる。この評価の結果、コンクリートキャスクの内部で起こっている流れは、ボールト貯蔵施設や金属キャスク貯蔵建屋で発生するような（自然対流

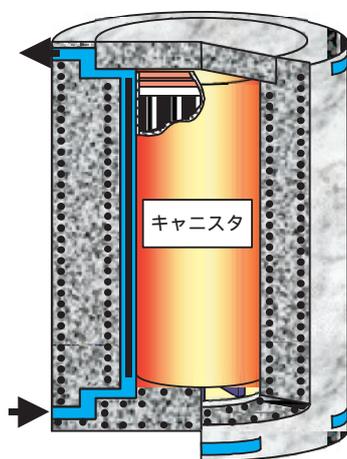


図3-5-1 コンクリートキャスクの概略構造

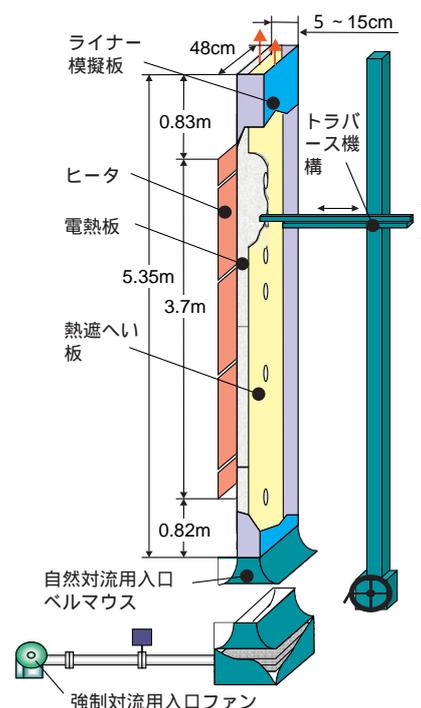


図3-5-2 実験装置概略

と強制対流とが同時に存在する)共存対流ではなく、純粋な自然対流であることが判明した。コンクリートキャスクでは、キャニスタ冷却部における高温空気そのものが持つ浮力により流れが起こっており、スタックなどにより引き起こされる強制的な流れの影響は見られないことが分かった。

### 3-5-2 キャニスタ表面の熱伝達

コンクリートキャスクの除熱評価でまず課題となるのは、キャニスタの表面温度である。この表面温度に対して、どのような因子が最も影響を及ぼすか調べてみた。

コンクリートキャスクの除熱実験では、冷却パスの幅(ギャップ)を50mmと100mmと変え、さらに流れとして自然対流のみならずファンを使った強制対流についても(即ち流量を変えて)その影響を調べている。それぞれの実験では、さらに発熱量をパラメータとした。各実験におけるキャニスタ表面温度(入口から表面までの温度上昇度で表す)の最高値を、伝熱面の熱流束(発熱量を伝熱面積で割ったものであり、発熱の密度に相当する)をパラメータとして整理すると、図3-5-3が得られた。全ての実験結果は、ほぼ一本の線の近傍にある。発熱体キャニスタの表面温度は、全体の流量や流路の幅には影響されておらず、熱流束のみに影響されていることが明示されている。すなわち、キャニスタ表面で起こる流れは、流量や流路面積に影響される内部流(例えば管内流に代表される)の自然対流ではなく、表面近傍の伝熱密度とそれに起因する対流に支配される外部流(例えば垂直平板流で代表される)の自然対流の特徴を持っていることが分かった。

以上において明らかになったことは、流れの特徴を定量的に表すキャニスタ表面熱伝達率の評価において、さ

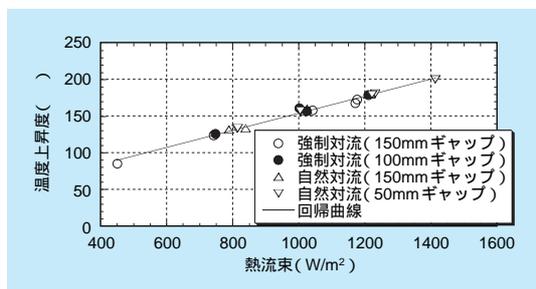


図3-5-3 キャニスタ表面温度と熱流束の関係

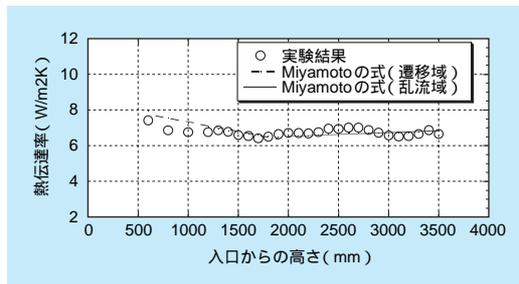


図3-5-4 キャニスタ表面熱伝達率

らに顕著に示されている。図3-5-4に、実験によって得られた高さ方向各位置(横軸)におけるキャニスタ表面の熱伝達率(縦軸)を示す。同図上には代表的な外部流における自然対流熱伝達式<sup>(2)</sup>の推定カーブも同時に載せている。実験結果は既存の熱伝達式と極めてよく一致する。他方、実験結果は内部流に対する自然対流熱伝達率実験式の予測値とはかなり異なっていた。すなわち、熱伝達率評価においても、コンクリートキャスクの表面で起こっている伝熱現象は外部流の自然対流によることが示された。体系が内部流に類似であるにもかかわらず、実際には外部流の自然対流が起こる理由については、アニュラス流路の幅が大きいことや、加熱面がアニュラス部の片面(内側)のみで垂直平板表面の自然対流に類似の伝熱体系であることなどが挙げられる。詳細についてはさらに検討が必要であるが、これまでの内部流と外部流の定義そのものが曖昧になっていた可能性もある。

### 3-5-3 内部流路の圧力損失

コンクリートキャスクの除熱評価では、発熱体の表面温度の他に、コンクリート容器の温度が課題となる。アニュラス流路では熱遮へい板が設けられていることから、アニュラス部にあるコンクリートキャスク壁は十分に低い温度に抑えられる。従って、コンクリートキャスクにとって最も高温となる可能性の高い個所は、空気の出口近傍である。出口部では、高温の出口空気がライナー構造などを通じて、コンクリートに影響を与える。出口空気の温度を下げるためには、冷却風量を増やして、空気の温度上昇度を抑える必要がある。このためには、内部流路の圧力損失を低減しなければならない。

コンクリートキャスク内部流路の圧力損失は、空気の温度が一樣な入口や出口の領域においては、既存の便覧

類を用いて推定することが可能であり、その結果は十分に信頼できると考えられる。また、このような等温流については実験評価も可能である。他方、アニュラス伝熱部では、流路断面内に温度分布があり、伝熱面近傍に速い上昇流が存在することから、摩擦損失係数は、等温流の場合よりもかなり大きくなると推定される。しかしながら、既存の便覧類には、温度分布の伴う浮力上昇流における摩擦損失係数は示されていない。また、実験により、浮力上昇流の摩擦損失を直接計測することは不可能である。

垂直に置かれた単一の円管を外部から加熱した時に、管内で発生する自然対流の圧力損失を管出入口で測定しても、出入口間の差圧は非加熱時（等温時）とほぼ同じとなるだけである。なぜならば、加熱時の出入口の差圧は浮力と圧損がバランスした結果を示すだけであり、測定値は当然のことながら（流れの有無にかかわらず）周囲の圧力差に等しい（厳密には出入口の縮流と拡流の圧損相当分だけ、周囲の圧力差より小さい）からである。このように、浮力流における摩擦損失を直接的に計測することは不可能である。しかしながら、これまでに理論的な摩擦損失の評価が試みられている<sup>(3)</sup>。ただし、その結果は検証されるには至っていない。

ここでは、実験結果と既存便覧類のデータの両者を併用して、アニュラス伝熱部における空気摩擦損失を間接的に求めることとした。これは、浮力上昇流における摩擦損失評価に対する初めての実験的なアプローチとなっている。

コンクリートキャスクの内部流路では、浮力と圧力損失がバランスして等しくなっている。このうち浮力については、流路内部の上下方向ならびに流路断面方向の温度分布と周囲の温度分布を用いることによって、単独で評価が可能である。他方の圧力損失評価に関しては、まず全体風量は入口等温部で測定可能であり、これにより各部における風速が与えられ、同時に内部流路各部の圧損係数（図3-5-5参照）は、アニュラス伝熱部の摩擦損失係数を除けば、既存の便覧類により得られる。よって、アニュラス伝熱部以外の内部流路圧力損失はすべて計算が可能である。これらの計算結果を浮力から引けば、残余の値としてアニュラス伝熱部摩擦損失が求められることとなる。

図3-5-6と図3-5-7に、本研究で得られた非等温場の

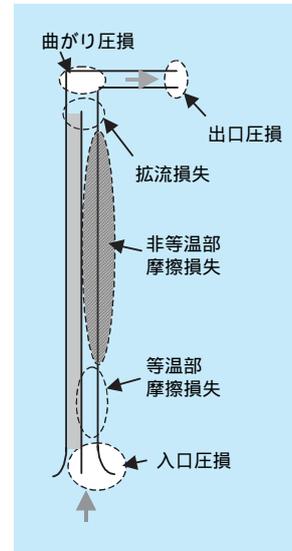


図3-5-5 流路内圧損評価箇所

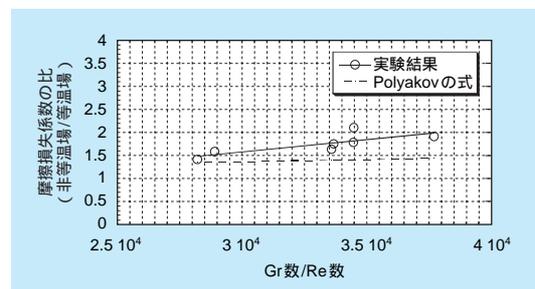


図3-5-6 非等温場の摩擦損失係数 (ギャップ幅50mmのケース)

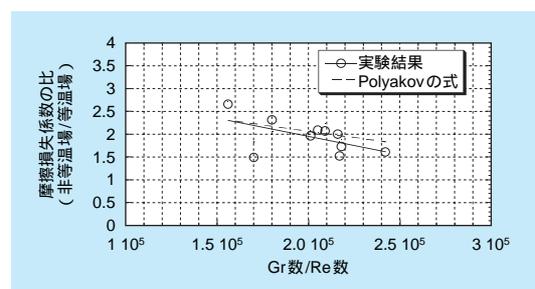


図3-5-7 非等温場の摩擦損失係数 (ギャップ幅100mmのケース)

摩擦損失係数を等温場の摩擦損失係数で規格化した値（縦軸）を、浮力流れ場のグラスホフ（Gr）数とレイノルズ（Re）数の比（横軸）をパラメータとして整理する。ここでは体系が異なる2ケース（ギャップ幅が50mmと100mm）について評価を行っている。なお、両図はGr数/Re数の大きさが異なる範囲となっている。

図3-5-6は右上がりとなっており、浮力が大きくなると(Gr数/Re数が大きくなると)摩擦損失係数が大きくなって行くことを示している。これに対して、図3-5-7はGr数/Re数が図3-5-6よりも更に大きい範囲になっているが、浮力が大きくなると摩擦損失係数は逆に小さくなっている。これらのグラフから、二つの結論が導き出される。まず、浮力上昇流の摩擦損失係数は、等温流の摩擦損失係数より、2～2.5倍程度大きくなる。さらに、その値には上限がある(図3-5-6と図3-5-7の中間のGr

数/Re数に最大値がある)ということである。両図に示されるように、実験結果は既存理論式<sup>(3)</sup>とほぼ一致しており、両者の整合性についても同時に確認することができた。

以上の研究により、コンクリートキャスクの除熱設計で最も重要なキャニスタ周りの熱伝達率と圧力損失の評価手法が確認された。この結果は、コンクリートキャスクがより高燃焼度の使用済燃料を貯蔵する場合に特に有用な情報となる。

### 3 - 6 縮尺模型を用いた地震時転倒試験

使用済燃料を収納するコンクリートキャスク貯蔵施設は、地震に遭遇した場合においても周辺公衆に対し放射線被ばく上の影響を及ぼすことがないように、その安全上の重要度に応じた設計を行うことが要求される。また、合理的な貯蔵を目指す観点から、縦置きで固縛しないで貯蔵される方策も想定される。

コンクリートキャスクは、使用済燃料を収納したキャニスタ(耐震Asクラス相当)をコンクリート製貯蔵容器(Bクラス相当、S<sub>2</sub>機能維持)内に包蔵しているため、想定地震発生時にキャニスタが使用済燃料の再臨界防止機能を維持でき、かつキャニスタがその密封性を維持するように設計する必要がある。

図3-6-1に、縦置きで固縛しないコンクリートキャスクの耐震性能評価フローを示す。この評価フローでは、まず、想定される地震荷重に対して、コンクリートキャスクの転倒・滑りの発生を評価し、許容値との比較から地震時転倒安定性の評価を実施する。特に、コンクリートキャスクの特徴として、キャニスタとコンクリート内面間の自然対流による除熱性能を期待しており、地震時においても流路間隔を保持する構造としている。したがって、コンクリートキャスクが地震による動的な外力を受けた場合、キャニスタとコンクリート製貯蔵容器のガタ系の動的相互作用を考慮して、コンクリートキャスクに発生する加速度やキャニスタの発生応力を評価する必要がある。

本節では、地震時におけるコンクリートキャスクの転

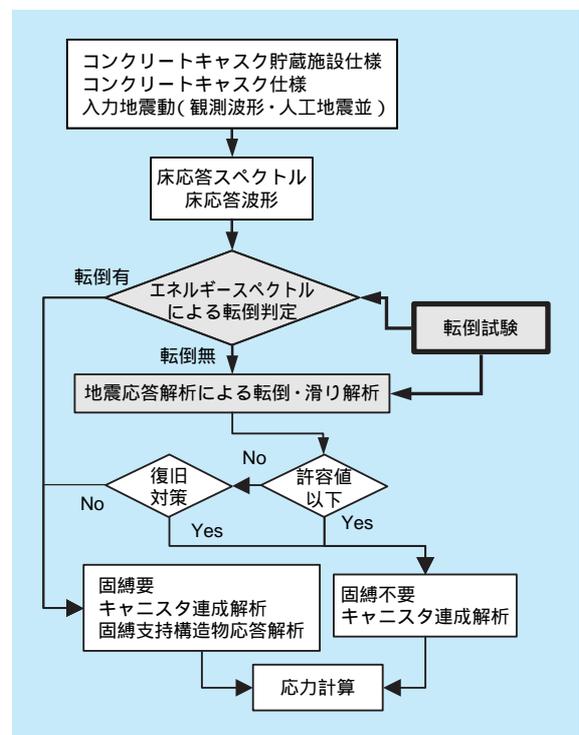


図3-6-1 耐震性能評価フロー

倒や滑りの発生を評価するため、コンクリート製貯蔵容器とキャニスタの実形状や連成挙動を円筒剛体間の動的な振動問題として取り扱い、これらのキャスクの縮尺相似模型を用いた大型振動台による転倒試験を行うとともに、エネルギースペクトルを用いた転倒安定評価手法について述べる。

### 3-6-1 転倒試験用試験体

対象としたコンクリートキャスクは、4-1節で詳述する鉄筋コンクリート（RC）製キャスクとした。図3-6-2および表3-6-1に、RC製キャスクの概要と主な諸元を示す。また、図3-6-3および表3-6-2に、コンクリートキャスク相似模型の形状・寸法および主な諸元を示す。

実機との相似性および100トンクラスの大型振動台の性能限界を考慮し、縮尺率は1/3とした。表3-6-3に、

表3-6-1 RC製コンクリートキャスクの主な諸元

| 部 位        | 材 質          | 項 目      | 設 計 値                  |
|------------|--------------|----------|------------------------|
| キャスク<br>本体 | 鉄筋コン<br>クリート | 外径 (mm)  | 3940                   |
|            |              | 高さ (mm)  | 5787 (躯体部)             |
|            |              | 重量 (ton) | 147                    |
| キャニスタ      | ステンレス<br>鋼   | 直径 (mm)  | 1676                   |
|            |              | 高さ (mm)  | 4630                   |
|            |              | 板厚 (mm)  | 16                     |
|            |              | 重量 (ton) | 20                     |
|            |              | 重心位置     | キャニスタ底部より<br>高さ約2320mm |
| ライナー       | 炭素鋼          | 内径 (mm)  | 1850                   |
|            |              | 板厚 (mm)  | 25                     |

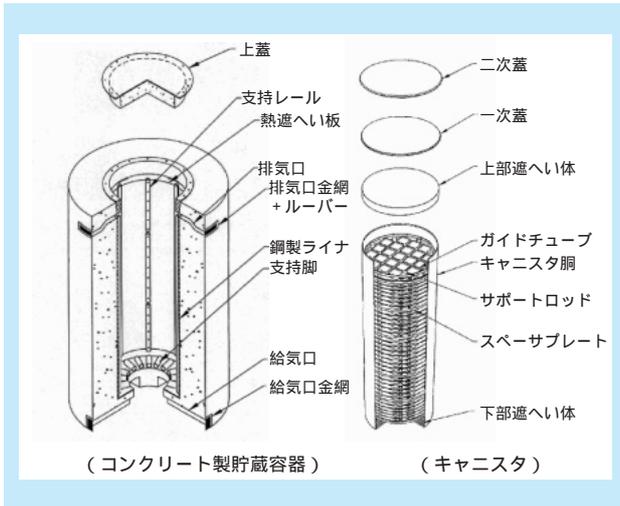
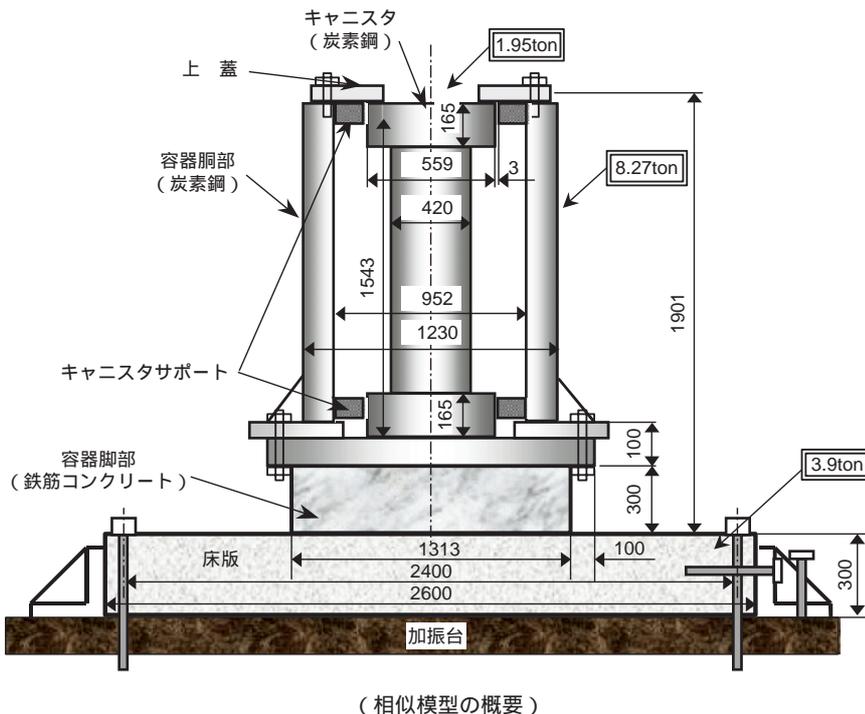


図3-6-2 鉄筋コンクリート製キャスクの概要

表3-6-2 コンクリートキャスク相似模型の主な諸元

| 部 位   | 寸 法    |         | 材 質                               |
|-------|--------|---------|-----------------------------------|
| 貯蔵容器  | 模型全高   | 1901mm  | 胴部構造：<br>炭素鋼<br>脚部構造：<br>鉄筋コンクリート |
|       | 上部構造外径 | 1230mm  |                                   |
|       | 上部構造内径 | 952mm   |                                   |
|       | 質 量    | 8.17ton |                                   |
| キャニスタ | 模型全高   | 1543mm  | 炭素鋼                               |
|       | 最大外径   | 559mm   |                                   |
|       | 中央部外径  | 420mm   |                                   |
|       | 質 量    | 1.95ton |                                   |



(相似模型の概要)



(キャニスタモデル)



(振動試験中の相似模型)

図3-6-3 相似模型の形状・寸法

表3-6-3 実機キャスクの転倒に関する相似則

| 物理量     | 記号 | 次元               | 相似則                                     |         |
|---------|----|------------------|---|---------|
|         |    |                  | 換算式*                                    | N = 3   |
| 長さ      | L  | L                | $L_m/L_p = 1/N$                         | 1/3     |
| 時間      | T  | T                | $T_m/T_p = 1/N^{1/2}$                   | 1/1.73  |
| 加速度     | a  | LT <sup>-2</sup> | $a_m/a_p = 1$                           | 1       |
| 速度      | V  | LT <sup>-1</sup> | $V_m/V_p = 1/N^{1/2}$                   | 1/1.73  |
| 角度      | -  | -                | $m/p = 1$                               | 1       |
| 質量      | M  | M                | $M_m/M_p = 1/N^6$                       | 0.0556  |
| 慣性モーメント | I  | ML <sup>2</sup>  | $I_m/I_p = M_m/L_m^2/M_p/L_p^2 = 1/N^5$ | 0.00617 |
| 摩擦係数    | μ  | -                | $μ_m/μ_p = 1$                           | 1       |

\*添字pはプロトタイプ、mは縮尺模型を示す。  
 \*\*実機と試験体で脚部の軸応力が等しくなるように質量に補正係数を設けた。

加速度と反発特性に関わる物理量の次元の換算率を1とした場合の各物理量に関する換算率を示す。

容器脚部は、円形鋼板（直径1,513mm × 厚さ60mm）と鉄筋コンクリート製の円形板（直径1,313mm × 厚さ300mm）より構成される。鉄筋コンクリート製の円形板は、円形鋼板に溶接したスタッド（直径13mm × 長さ80mm）により結合される。鉄筋コンクリート製円形板に使用した鉄筋はD13であり、200mm間隔で上下に直交配置した。振動試験用床モデルは、鉄筋コンクリー

ト製床版（幅2,000mm × 長さ2,600mm × 厚さ300mm）とした。鉄筋はD13を使用し、上下に直交配置した。

コンクリートの配合仕様については、セメントは普通ポルトランドセメント、細骨材および粗骨材は大井川産の川砂、粗骨材の最大寸法は20mm、減水剤としてボゾリスNo.70を使用した。水セメント比は50%とし、材令28日におけるコンクリートの強度が35MPa以上、スランプは10 ± 2cm、空気量は4.5 ± 1%となるよう配合を定め、試験体を製作した。

### 3-6-2 転倒試験

#### (1) 計測項目

図3-6-4に、転倒試験時の計測項目を示す。主な計測項目は、試験体の回転角速度、加速度、滑り変位等である。回転角度は、回転角速度を積分して算出した。

#### (2) 試験条件

表3-6-4に、加振試験で用いた地震入力波形を示す。

加振試験では、2種類の観測記録波（El Centro、JMA神戸）と2種類の人工地震波（低地震地帯S<sub>2</sub>、高地震地帯S<sub>2</sub>）を用いた。図3-6-5に、JMA神戸と低地

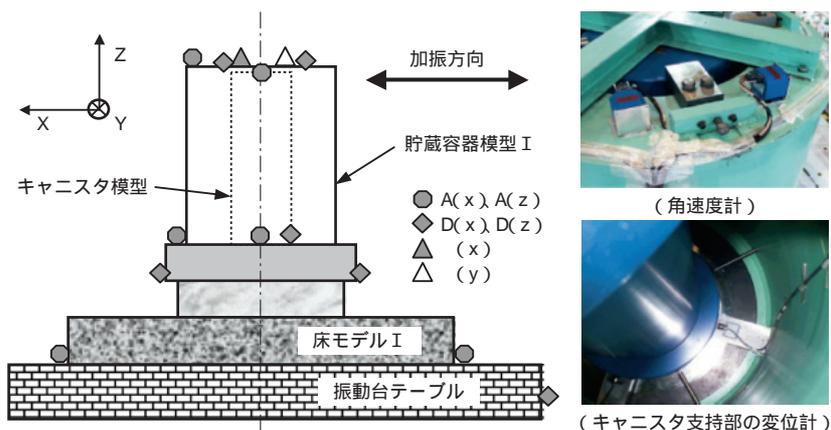


図3-6-4 転倒試験時の計測項目

表3-6-4 加振試験で用いた地震入力波形

| 入力波形  |                            | 備考                               | 最大加速度値               |
|-------|----------------------------|----------------------------------|----------------------|
| 観測記録波 | El Centro                  | Imperial Valley Earthquake, 1940 | NS 342gal, UD 206gal |
|       | JMA神戸                      | 1995年兵庫県南部地震：神戸海洋気象台             | NS 821gal, UD 333gal |
| 人工地震波 | 耐専No.1：低地震地帯S <sub>2</sub> | マグニチュード6.5、震央距離7.2km             | H 259gal, UD 168gal  |
|       | 耐専No.2：低地震地帯S <sub>2</sub> | マグニチュード8.5、震央距離68km              | H 204gal, UD 124gal  |

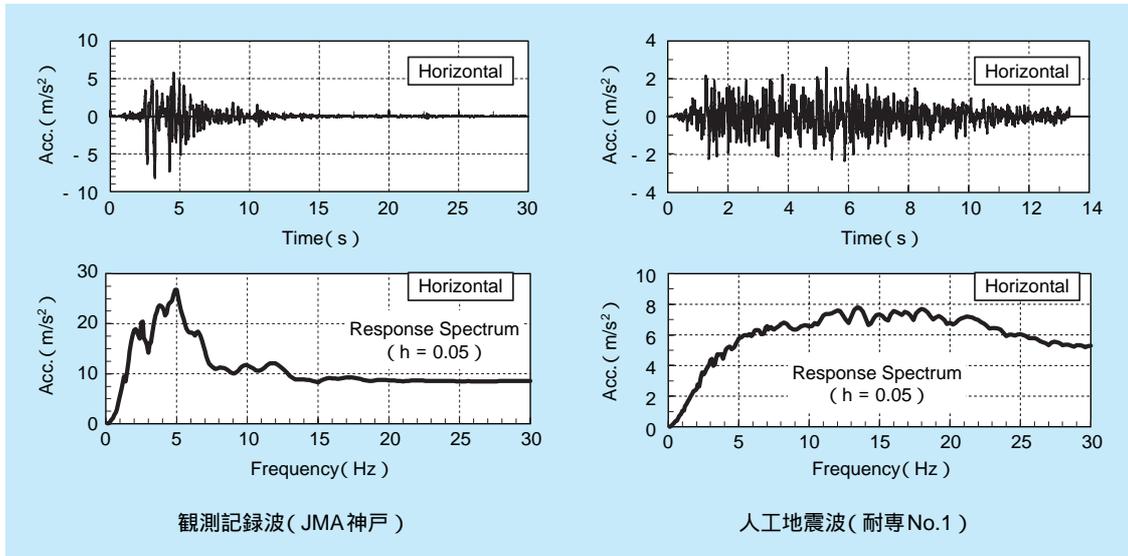


図3-6-5 JMA神戸と低地震地帯S<sub>2</sub>の時刻歴と応答スペクトル(減衰比5%)

震地帯S<sub>2</sub>の時刻歴と応答スペクトル(減衰比5%)を示す。

試験では、キャニスタの支持条件(ギャップの有無)や入力加速度レベル、上下動の有無をパラメータとして実施した。なお、表3-6-3に示される縮尺モデルの相似則より、時間を原波形に対し1/1.73倍とした。

## (2) 試験結果

### (a) 自由振動試験

転倒試験に先立ち、貯蔵容器とキャニスタを一体化し、縮尺模型を傾けて自由ロッキング振動を生じさせ、ロッキング減衰係数を測定した。

図3-6-6に、角速度の時刻歴波形の例を示す。角速度振幅の比で定義される角速度減衰率の平均値(0.81)を求め、次式よりロッキング振動における減衰定数h(0.066)を求めた。

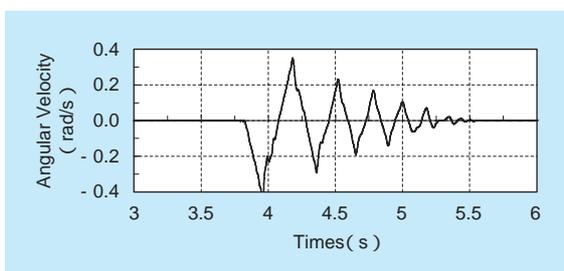


図3-6-6 角速度の時刻歴波形の例

$$\dot{\theta} \rightarrow \delta \times \dot{\theta} \quad \text{at } t=0 \quad (0 \leq \delta \leq 1)$$

$$h = \sqrt{(\ln \delta)^2 / \pi^2 + (\ln \delta)^2}$$

### (b) 摩擦係数測定試験

鉄筋コンクリート製の床版を加振台上にボルトで固定した後、床版上に容器脚部単体を設置して正弦波(入力加速度10m/s<sup>2</sup>、5Hz)で水平加振を行い、容器脚部に発生する水平加速度から動的な摩擦係数を測定した。

図3-6-7に、摩擦測定試験の概要と測定例を示す。加振振動数を5 Hzとした場合の容器脚部の変位と水平応

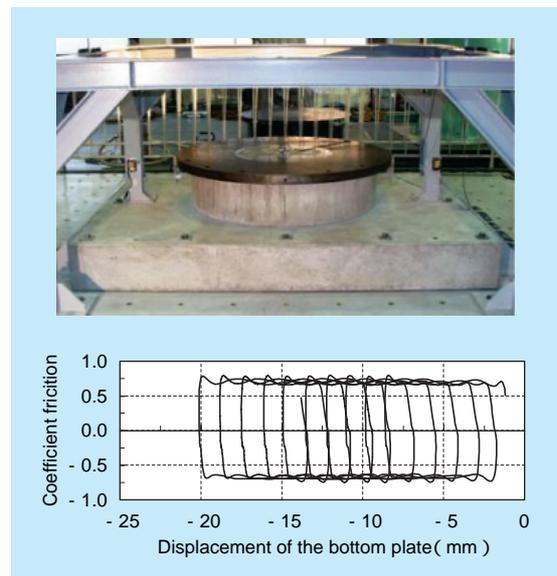


図3-6-7 摩擦測定試験の概要と測定例

答加速度の関係より、コンクリート同士の摩擦係数として、約0.65程度の値が得られている。

(c) 試験結果

図3-6-8に、1965年兵庫県南部地震のJMA神戸の加振波形を水平方向と上下方向を同時に入力した場合に得られた時刻歴波形の例を示す。縮尺モデルの振動挙動は、浮き上がり後、三次元的なコマ回り振動を伴うロッキング振動が発生した。最大応答角度は0.417rad、縮尺模型の重心位置における最大浮上り変位は26.5mmであったが、残留滑り変位は約5mmであった。

図3-6-9に、最大入力加速度の入力倍率と最大応答角度の関係の例を示す。これらの結果より、設計に用いられる人工地震波については、1倍レベルの入力ではロッキング振動や滑りが発生しないことがわかった。また、

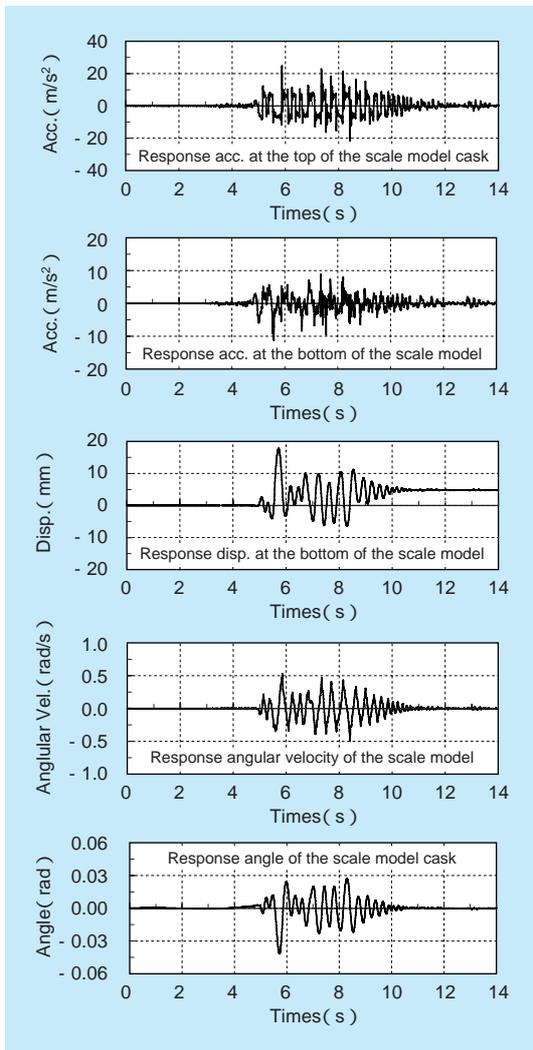


図3-6-8 記録された応答波形の例(JMA神戸)

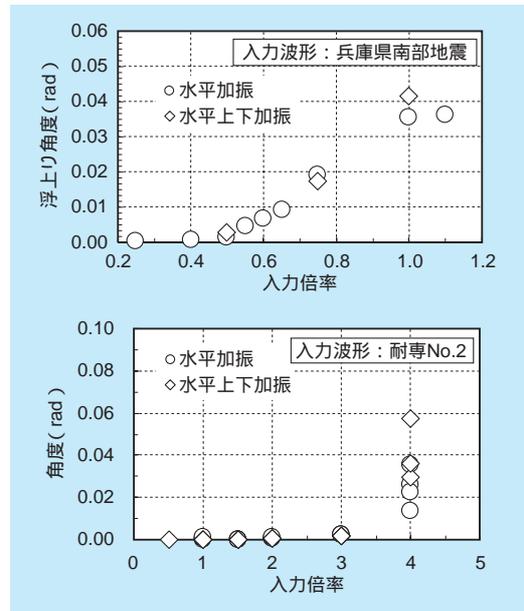


図3-6-9 最大入力加速度と最大応答角度の関係

人工地震波の入力レベルを3倍以上増幅した場合においても、キャスク縮尺モデル試験体に急激にロッキング振動が大きく発生するものの、転倒には至っていない。

試験体の振動挙動は、ロッキング振動が支配的で、滑りは単独では発生していない。なお、繰返し加振によるロッキング振動の応答のばらつきについては、試験体のロッキング振動が大きくなるほど顕著となり、最大で2倍程度となった。また、上下動の影響は、水平入力のみとの応答に比べ、最大で20%程度の増加が見られた。

図3-6-10に、貯蔵容器モデルとキャニスタモデル間に実機相当のギャップ量(3mm)を設けた場合の最大入力加速度(人工地震波：タイプ2)と最大応答角度の関係を示す。キャスクとキャニスタ間にギャップを設けるとロッキング振動が抑えられる結果となった。

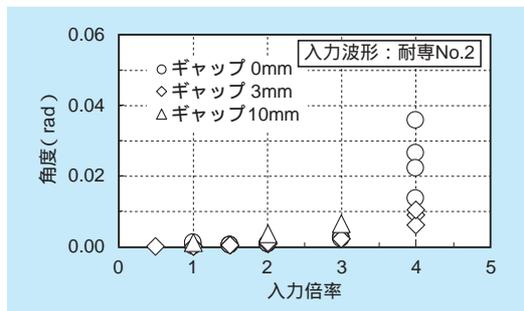


図3-6-10 ギャップ量が最大応答角度に及ぼす影響

### 3-6-3 エネルギースペクトルによる転倒判定手法

本節では、3-6-2で示した試験結果に基づき、転倒の有無を判定する手法として、秋山等<sup>(1)</sup>が提案した転倒評価手法の概要を述べるとともに、その検証を行った。秋山等は、剛床におかれた図3-6-11に示される均質直方体の二次元モデルを対象とし、エネルギースペクトルに基づく転倒評価手法を提案しており、転倒評価式は次式で与えられる。

$${}_{ou}V_E(a) < V_{Ereq}$$

$V_{Ereq}$ は、転倒に必要な転倒限界エネルギー速度換算値を表し、次式で求められる。

$$\begin{aligned} V_{Ereq} &= \sqrt{\frac{2E_{req}}{M}} = \sqrt{2g\Delta H} \\ &= \sqrt{2ga(1-\sin\alpha)} = \sqrt{g(\sqrt{B^2 + H^2} - H)} \end{aligned}$$

ここで、 $m$ は剛体の質量、 $H$ は転倒に必要な重心の高さ、 $g$ は重力加速度であり、式中のその他の記号は、図3-6-11に示す通りであり、 $V$ 、 $B$ 、 $H$ の単位はそれぞれcm/s、cm、cmである。

一方、剛体に入力されるエネルギーは、次式より計算される転倒エネルギースペクトル ${}_{ou}V_E(a)$ で与えられる。

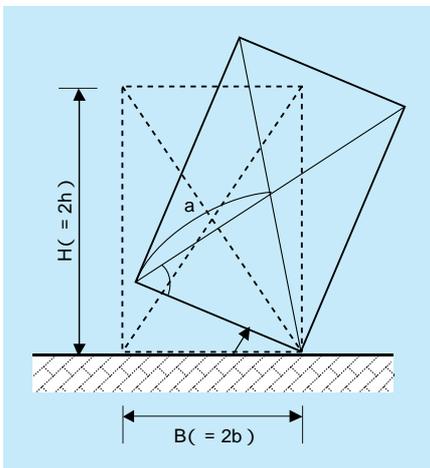


図3-6-11 二次元の解析モデル（均質直方体）

$${}_{ou}V_E(a) = \sqrt{\int_{T_0}^{T_1} f(T)(V_{E0}(T))^2 dT}$$

$$f(T) = -\frac{2(T-T_1)}{(T_1-T_0)^2}, T_0 = 0.05\sqrt{a}, T_1 = 0.5\sqrt{a}$$

ここで、 $V_{E0}(T)$ は無減衰系のエネルギースペクトルであり、転倒エネルギースペクトルは、速度換算値で示されている。図3-6-12に、JMA神戸波形のエネルギースペクトルを示す。

図3-6-13に、JMA神戸波を用いた振動試験結果について、転倒エネルギースペクトルによる予測結果（入力エネルギー）と実験結果（応答エネルギー）を比較して示す。なお、水平・上下入力の場合の転倒エネルギースペクトル $V_{EH, EV}$ については、水平方向と上下方向の入力エネルギー $E_H$ 、 $E_V$ を用いて、次式より算出した。

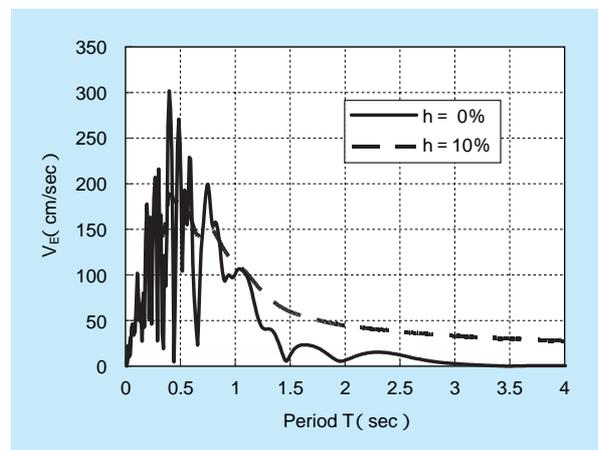


図3-6-12 JMA神戸波形のエネルギースペクトル

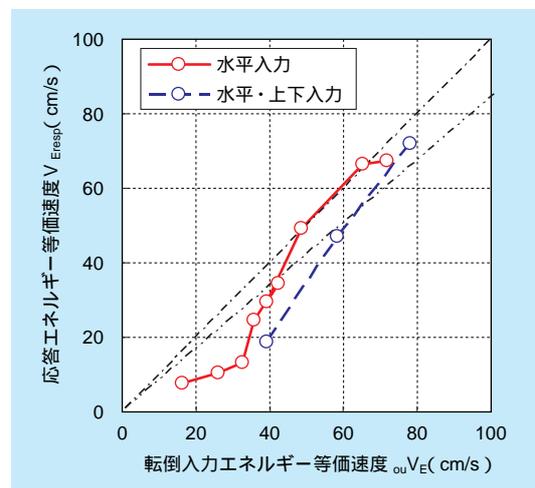


図3-6-13 入力エネルギーと応答エネルギー（JMA神戸）

$$V_{EH, EV} = \sqrt{2(E_H + E_V)/M}$$

JMA 神戸波の例では、地震動の初期に大きな振幅を有する特徴的な波形であり、この振幅がロッキングを開始するのに十分な加速度を有している。この場合、転倒エネルギー・スペクトルによる入力エネルギーと浮上り量より算出される応答エネルギーは、良い相関関係にある。

これより、地震時におけるコンクリートカスクの転倒の発生については、地震時に入力されるエネルギーと浮上りに必要なエネルギーとの比較において、適切な安全率を設定することにより、十分な安全裕度をもって判定可能である。

### 3-6-4 地震応答解析

転倒の発生が予測されない場合、コンクリートカスクの固縛の要否を決定するためには、浮上りや滑りの発生量を適切に推定する必要がある。

汎用の二次元有限要素法コード TDAP と三次元有限要素法コード ABAQUS (Explicit 版) を用いて、相似模型の重心位置と質量、および回転慣性が等価である二次元あるいは三次元モデルにより、転倒・滑り・回転を考慮した地震応答解析を行った。

図 3-6-14 に、JMA 神戸波を入力した場合の解析結果を実験値と比較して示す。また、図 3-6-15 に、三次元解析モデルと解析結果の例を示す。三次元解析では、回転振動を伴いながら、ロッキング振動や滑りが発生している状態を再現している。さらに、二次元あるいは三次元解析結果は、いずれも、概ね実験で得られた最大応答角度を保守側に評価するようになっており、実用上十分な精度で追跡が可能である。今後、詳細な三次元解析を実施することにより、実機コンクリートカスク各部に発生する応力やひずみを直接的に評価することも可能である。

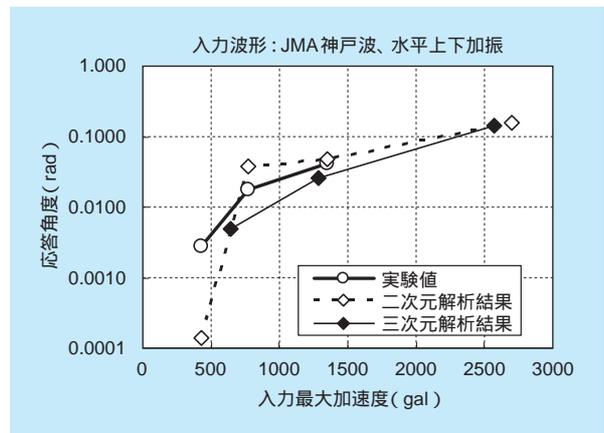


図3-6-14 解析結果と実験値の比較(JMA 神戸波)

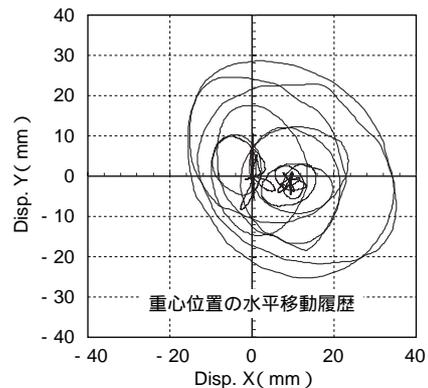
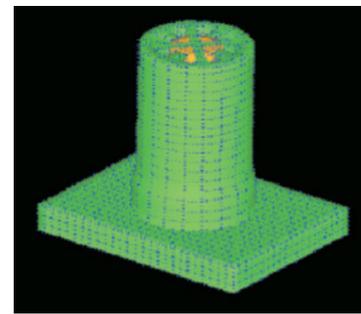


図3-6-15 ロッキング・滑り・回転を考慮した地震応答解析(解析コードABAQUS)

## コラム1：低放射化・高性能コンクリートの開発

### C1-1 背景

使用済燃料をコンクリートキャスクで数十年間貯蔵すると、貯蔵容器材料に使用したコンクリートや鋼材中に含まれる微量元素（例えば、CoやEu）が中性子照射により放射化する。図C1-1-1に、コンクリートキャスク貯蔵終了後の放射能レベルの評価例を示す。貯蔵終了後のキャスク胴部では、クリアランスレベルを超える誘導放射エネルギーが存在するため、貯蔵容器を貯蔵終了後に一般産業廃棄物として取り扱う場合、一定の管理期間が必要になる。

さらに、貯蔵容器の構造部材は、使用済燃料からの崩壊熱により長期間高温環境下に曝される。図C1-1-2に、コンクリートキャスクの除熱性能試験結果の一例を示す。排気口付近において局所的な高温化がみられ、熱膨張に起因するひび割れが懸念される。

そこで、コンクリートキャスク用の低放射化・高性能材料を開発した。図C1-1-3に、低放射化・

高性能コンクリートの定義を示す。放射化の要因となるEuやCoの含有量が少なく、耐熱性に富むことが要求される。

### C1-2 放射化量の評価

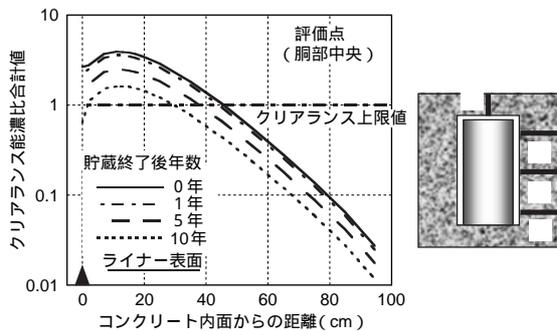
まず、微量元素を含めた鉄筋コンクリートの材料組成を設定し、PWR使用済燃料用コンクリートキャスク（最高燃焼度55GWD/tU・10年冷却×21体）を対象として、線源の減衰を考慮した放射化計算（計算コードTHIDA-2）を実施し、貯蔵40年後の各部位における誘導放射エネルギー濃度分布を算出した。

その結果、40年供用後のコンクリートキャスクでは、放射性廃棄物のクリアランスレベルを上回る放射化された部位が存在し、その原因となる支配核種はEu-152とCo-60であることを示した。また、この解析結果を逆解析し、低放射化材料とするために、キャスク製造時に許容されるこれら核種含有量の存在範囲を明らかにした。

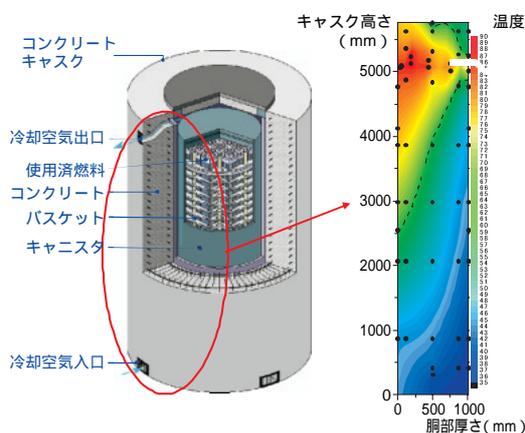
### C1-3 低放射化・高性能コンクリートの試作

粗骨材として石灰石、細骨材として比較的安価なアルミナセラミック系素材（アルミナ骨材）を選定し、放射化試験・分析を行った。その結果、それらの材料は、EuとCoの含有量が低放射化材料とするための許容範囲内にあり、低放射化コンクリート用の骨材の組合せとして適切であることを明らかにした。さらに、これらの材料にフライアッシュ（細骨材の粒度調整）を用いるコンクリートの配合設計を行い、この配合が良好な施工性を有することを確認した。

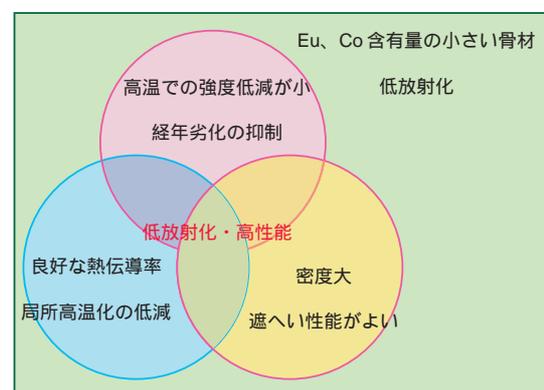
次に、この配合のコンクリートを用いて、温度条件65～105で10ヶ月間の温度履歴を与えて、



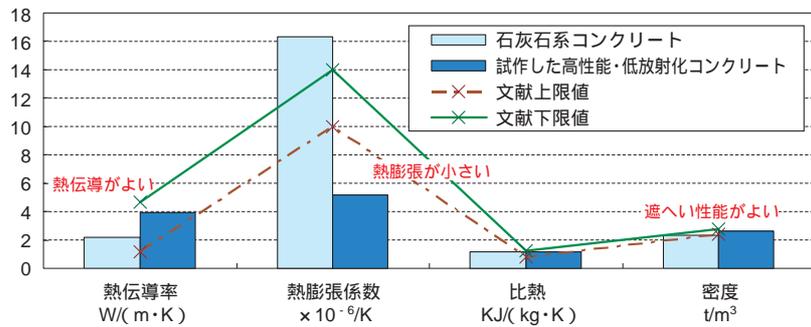
図C1-1-1 貯蔵後のコンクリートキャスク放射能レベル



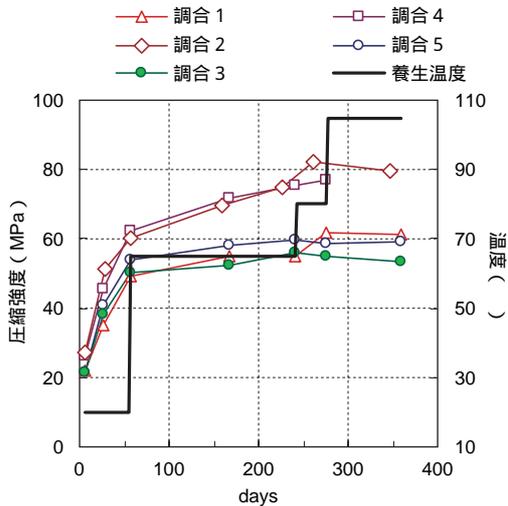
図C1-1-2 コンクリートキャスク除熱性能試験結果の一例



図C1-1-3 低放射化・高性能コンクリートの定義



図C1-4-1 試作した低放射化・高性能材料の熱物性値



図C1-3-1 高温下における圧縮強度の経時変化



図C1-4-2 試験体全景

圧縮強度や初期弾性係数の影響を評価した。図C1-3-1に、高温下における圧縮強度の経時変化の一例を示す。開発したコンクリートは、20 の気中養生後、6ヶ月間65、1ヶ月間80 の温度履歴を与えても強度の低下はみられず、高温環境下の使用においても、長期健全性の確保が期待される。

#### C1-4 低放射化・高性能コンクリートの性能確認

図C1-4-1に、試作した低放射化・高性能材料の熱物性値を示す。

開発したコンクリートは、熱伝導性に優れ、キャスクの除熱性能向上に有効であること、また、熱膨張係数が小さく、熱膨張に起因するひび割れ

が発生しにくい材料であることを示した。さらに、このコンクリートの密度は、一般的な天然骨材を用いた従来材料に比べて10%程度大きいので、キャスクの遮へい厚さを低減できる可能性がある。

さらに、通常コンクリートと開発したコンクリートを用いた円筒形コンクリート試験体(図C1-4-2: 内径 590mm × 外径 1200mm × 高さ 300mm)を製作し、温度ひび割れ試験を実施してその性状を比較した。開発したコンクリートを用いた円筒形試験体は、熱伝導性向上による最高温度の低減および熱膨張の低減により、通常コンクリートの場合に比べ温度ひび割れの発生が少なく、耐久性に優れることを検証した。

今後、コンクリートキャスクの本格的運用において、本研究で開発した低放射化・高性能材料の適用が図られれば幸いである。