

第 4 章

4

実物大コンクリート
キャストによる実用
化研究（その成果）

第4章 実物大コンクリートキャスクによる実用化研究（その成果） 目次

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 上席研究員 竹田 浩文
地球工学研究所 バックエンド研究センター 主任研究員 亘 真澄

4 - 1 コンクリートキャスクの基本設計と実機製造 61
4 - 2 通常時の除熱試験 65
4 - 3 事故時の除熱試験 71
4 - 4 除熱解析 77
4 - 5 キャニスタの落下事故試験 82

コラム2：キャニスタ内ヘリウム漏えい検知方法の開発 87
コラム3：除熱性能に優れたコンクリートキャスク蓋部構造の開発 92

白井 孝治（8ページに掲載）
（4-1および4-5執筆）



竹田 浩文（1988年入所）
FBR炉内、使用済燃料中間貯蔵施設内およびコンクリートキャスクを対象とした熱流動現象に関する研究に従事。特に、自然循環現象における諸現象の解明および模型試験によって実機現象を精度良く予測するための相似則について検討している。
（4-2およびコラム2執筆）



亘 真澄（1989年入所）
入所以来、放射性物質の輸送・貯蔵の安全性に関わる研究に従事してきた。特に、天然六フッ化ウラン輸送容器の耐火性能や使用済燃料貯蔵容器の伝熱特性について、実規模での実験や解析評価の実績がある。現在は、中間貯蔵施設操業開始に向けて、安全性の確保・向上を図るため、研究を実施している。
（4-3、4-4およびコラム3執筆）

4-1 コンクリートキャスクの基本設計と実機製造

コンクリートキャスク方式貯蔵施設は、キャスク本体と建屋から構成され、キャスクの構造や使用材料については、我が国に特有な使用条件（敷地規模、海岸立地、耐震性）を考慮し、設計貯蔵期間中に想定される荷重に対し必要とされる強度や図4-1-1に示される安全機能を維持する必要がある。

4つの安全機能は下記のように分担される。

閉じ込め機能は、コンクリート製貯蔵容器内に収納されるキャニスタで担保する。

遮へい機能は、我が国では敷地が狭く、通常、コンクリート製貯蔵容器と建屋の両方で担保する。使用済燃料の燃焼度や冷却年数にもよるが、一般に敷地が狭いほど建屋の壁厚・天井厚を大きくする必要がある。ちなみに、米国では建屋を設けないケースが多い。

臨界防止機能は、キャニスタ内のバスケットが担保する。高燃焼度燃料には中性子を吸収するポロン入りの材料が使われる。

除熱機能は、コンクリートキャスクと建屋の両方で担保する。通常、乾式貯蔵では自然空冷により、除熱する。建屋は必要に応じて煙突効果を持たせるよう排気塔を有する。

コンクリートキャスクを用いた中間貯蔵施設の設計に係わる技術的詳細については、2章でも述べたように、学協会等で民間規格化されており、原子力安全に係わる項目は日本原子力学会で標準化され、構造強度に係わる項目は日本機械学会で規定されている。一方、国レベル

でも、これら民間規格の策定作業にあわせ、安全審査の考え方や技術的に考慮すべき事項をとりまとめた技術要件が策定されている。

当所では、2-4節で紹介したように、更なるコスト低減の観点からコンクリートキャスク貯蔵方式の許認可に必要な健全性評価データ・手法の整備を進めるため、実規模または縮尺モデルを用いた確証試験を軸とした検討・評価を実施した。

本節では、コンクリートキャスクへの要求性能について述べるとともに、2種類の構造形式を選定して基本設計を実施し、これら基本設計に基づき製造した2種類の実物大キャスクの概要について述べる。

4-1-1 コンクリートキャスクへの要求性能と基本設計項目

表4-1-1に、基本設計項目と燃料仕様を示す。

主要な構造形式として、図4-1-2に示される鉄筋コンクリート（Reinforced Concrete:RC）製と充てんコンクリート鋼板（Concrete Filled Steel:CFS）製の2種類を選定した。RC製キャスクでは、荷重は鉄筋コンクリート部、支持部材、支持脚で負担し、鋼製ライナは遮へい材として取り扱う。一方、CFS製キャスクでは、荷重

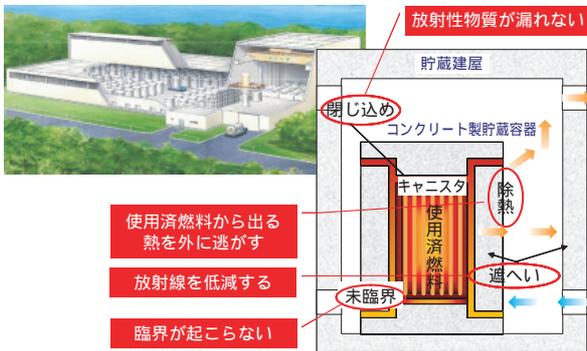
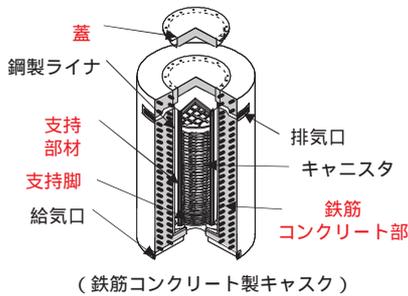


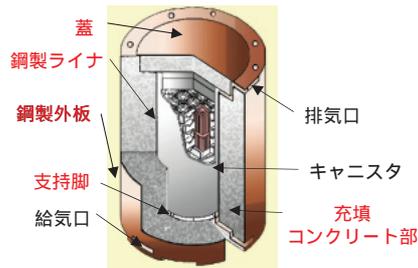
図4-1-1 コンクリートキャスク方式使用済燃料貯蔵施設概念とその安全機能

表4-1-1 基本設計項目と燃料仕様

機能	運転状態	評価項目
除熱評価	通常時 異常時	発熱量、自然冷却空気量 各部温度、被覆管健全性
密封評価	通常時	溶接構造の品質保証 (破壊力学的評価)
遮へい評価	通常時	被ばく線量 冷却空気放射化
未臨界評価	通常時	キャニスタ内満水時 乾式時
構造強度	通常時	耐久性、温度応力 耐圧、耐震
	異常時	キャニスタ落下時 キャスク転倒事故時 給気口閉塞時
燃料仕様	対象燃料	17×17高燃焼度PWR
	初期濃縮度	4.9%以下
	最大燃焼度	55MWd/kgHM
	冷却期間	10年



(鉄筋コンクリート製キャスク)



(充てんコンクリート鋼板製キャスク)

図4-1-2 コンクリートキャスクの基本構造

は鋼製部で負担し、充てんコンクリートは遮へい材として取り扱う。いずれのタイプも、貯蔵建屋内での使用を前提としている。

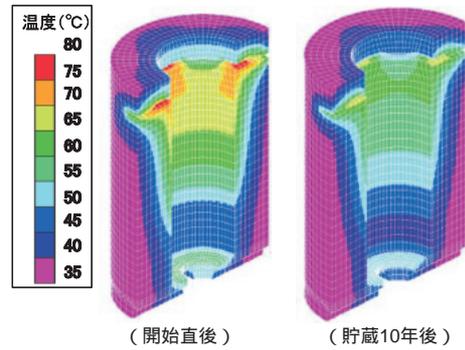
これら2種類のキャスクに対して基本設計を実施した。図4-1-3に、コンクリートキャスクの除熱性能や設計期間中における経年劣化(中性化や塩害等)に対する評価例を示す。通常時および異常時における除熱・密封・遮へい・未臨界および構造強度の評価を行い、実用化の見通しを得た。

4-1-2 コンクリートキャスク試験体の製造

(1) コンクリート製貯蔵容器

貯蔵容器は、コンクリート製の円筒容器で、使用済燃料を収納したキャニスタ1基を垂直姿勢で貯蔵し、使用済燃料から発生する崩壊熱や放射線を適切に除去できる機能を有している。

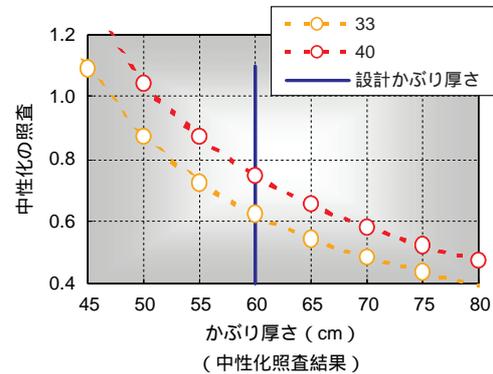
除熱機能については、貯蔵容器の上部および下部側面にそれぞれ4箇所設けた給排気口ダクト、および鋼製ライナとキャニスタ間の隙間で冷却空気流路を形成し、自然空冷により使用済燃料の崩壊熱を除去する構造で維持される。遮へい機能については、コンクリートにより使用済燃料から発生する放射線を遮へいする。給排気口ダクトには、放射線ストリーミング低減のため屈曲構造を設けている。



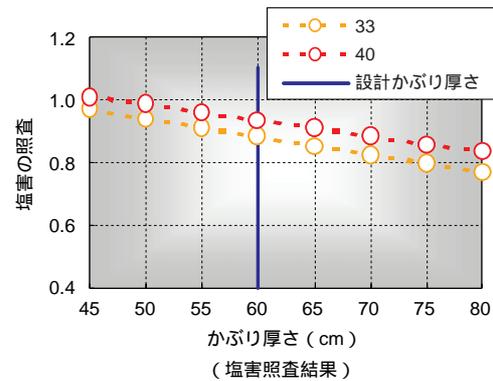
(開始直後) (貯蔵10年後)

状態	通常貯蔵時			異常時 (給気口閉塞)
	開始直後	10年後	20年後	50%
コンクリート部 最高温度	74	64	60	85

(除熱性能評価結果)



(中性化照査結果)



(塩害照査結果)

図4-1-3 除熱性能や経年劣化の評価例

表4-1-2に、製造時に参照した荷重や基規準を示す。本確認試験では、図4-1-2に示される2種類のコンクリート製貯蔵容器の製造を行った。コンクリート部の施工および管理にあたっては、「建設工事標準仕様書・同解説 JASS 5N 原子力発電所施設における鉄筋コンクリート工事(2001年)」「日本建築学会、以下 JASS 5N)を基本とし、日本建築学会および土木学会による関係各種基規準等に基づいて実施した。

表4-1-2 製作時に参照した荷重や基準

貯蔵容器		RC製	CFS製
考慮すべき荷重	長期	自重と温度荷重	
	短期	地震荷重 B (S2)	
コンクリート部	材料	JASS 5N*	JIS(A 5308, 1998) JASS 5N*の一部
	設計	告示452号 RC基準*	(温度制限値注)
	製造	JASS 5N相当*	
鋼製部	材料	設計・建設規格**	
	設計	クラス1支持構造物	
	製造	JASS 6*	

注：RC製貯蔵容器のコンクリート温度制限値については、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いる。CFS製貯蔵容器については、遮へい剤としてのコンクリート品質を確保するため、90以下とする設計としている。

RC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いる。CFS製貯蔵容器の温度制限値については、遮へい材としてのコンクリート品質を確保するため、90以下とする設計としている。

さらに、使用済燃料装荷による温度荷重によるひび割れを抑制するため、土木学会コンクリート標準示方書設計編の鋼材の腐食に対する許容ひび割れ幅に示される値(かぶり厚さ60mmの時、特に厳しい腐食性環境を想定する場合、ひび割れ幅0.21mm)を許容値とした。その結果、たて筋の直径38mm、間隔125mm、よこ筋の直径38mm、間隔150mmとしている。

表4-1-3および図4-1-4に、RC製およびCFS製貯蔵容器試験体の主な仕様と製作状況を示す。

表4-1-4に、コンクリートの配合を示す。いずれのキャスクにおいても、高性能AE減水剤を使用した高品質のコンクリート(W/C50%)を使用した。また、発熱によるひび割れを抑制するため、中庸熱コンクリートを使用した。

打設時に高さ方向に打継目を設けず、良好な施工性と仕上がりを確保し、基本設計どおりに製作を完了した。

表4-1-3 コンクリート製貯蔵容器試験体の主な仕様

項目	仕様		
外径	3940mm	3890mm	
内径	1850mm	1832mm	
全高	5787mm	6030mm	
蓋部	金属厚さ	50mm	30mm
	コンクリート厚さ	525mm	520mm
胴部	鋼製ライナ厚さ	40mm	25mm
	コンクリート厚さ	980mm	980mm
	鋼製外板厚さ		12mm
底部コンクリート厚さ	480mm	644mm	
主要材質	鉄筋	鋼板充てん	コンクリート
	コンクリート		
重量	空重量	約146 t	約157 t
	キャスタ収納時	約181 t	約187 t



(RC製貯蔵容器) (CFS製貯蔵容器)



(赤城試験センターでの設置状況)

図4-1-4 実物大コンクリート製貯蔵容器試験体

通常時・異常時におけるコンクリートキャスクの除熱性能の詳細については、次節以降を参照されたい。

表4-1-4 コンクリート製貯蔵容器のコンクリート配合

容器種類	設計基準強度(N/mm ²)	水セメント比(%)	細骨材率(%)	セメント(kg/m ³)	水(kg/m ³)	細骨材(kg/m ³)	粗骨材(kg/m ³)	AE剤(g)	高性能AE減水剤(g)	スランブ(cm)	空気量(%)
RC	30	48.0	49.3	355	170	870	992	1.42	3.20	21 ± 1.5	4.5 ± 1.5
CFS	24	49.5	51.2	344		909	960	1.38	3.10		

(2) キャニスタ

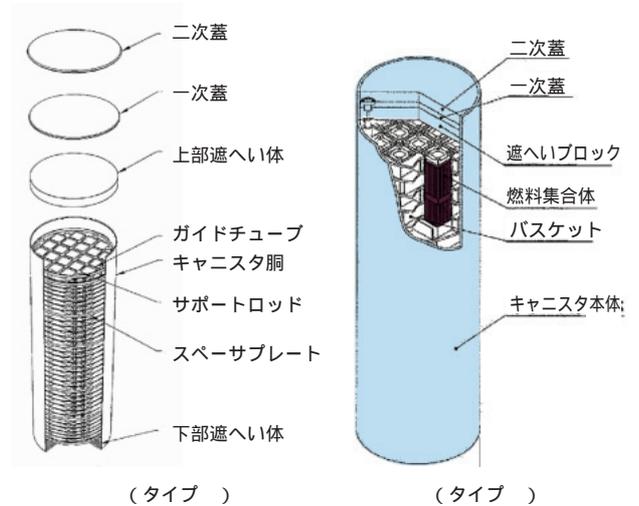
キャニスタは、二重蓋を有する溶接密封構造であり、厚さ約20mm程度のスチレンス鋼製の円筒容器に二重蓋を片側溶接することで蓋部の密封境界を形成する。内部にはヘリウムガスを充てんし、貯蔵期間中不活性状態を保つことにより燃料被覆管の健全性を維持するとともに、ヘリウムガスの伝熱性能により除熱性能を向上させる。また、蓋部周辺での取扱作業や溶接時の作業従事者の被ばくを低減するため、一次蓋内側にスチレンス鋼製の遮へい蓋を設置するか肉厚の大きい一次蓋を採用し、キャニスタ上部の線量を制限する構造である。

本研究で製作したキャニスタは、海外で使用されているキャニスタとは異なり、我が国の貯蔵施設の立地が海岸近くに予想されることから、キャニスタ材料として、耐腐食性能の高いスーパーステンレス鋼や二相ステンレス鋼が用いられている。さらに、除熱性能向上の観点から、バスケット材料にアルミニウム合金を使用している。

キャニスタは、材料・構造の違いから2種類を製作した。キャニスタに収納されるPWR燃料集合体は21体で、輸送時や貯蔵時に臨界防止、密封等の安全機能を有する。タイプ のキャニスタは、バスケットがステンレス製で、ガイドチューブと呼ばれる角管をスペーサープレートに差し込んで固定する構造である。スペーサープレートには、除熱性能の向上をはかるため、アルミニウム製の伝熱プレートが取り付けられている。キャニスタ本体の材料は、耐腐食性に優れたスーパーステンレス鋼（S31254）である。一方、タイプ のキャニスタは、バスケットがアルミニウム合金製で、中空のアルミ板を格子状に組み上げた構造である。キャニスタ本体は、RCキャニスタ同様、耐腐食性を考慮して、二相ステンレス鋼（SUS329J4L）製である。

図4-1-5に、タイプ およびタイプ のキャニスタの基本構造を示す。また、表4-1-4および図4-1-6に、キャニスタの主な仕様と製作状況を示す。

このように、本研究で製作したキャニスタは、我が国特有の設計が含まれており、実物大のキャニスタを製作して、除熱・落下試験を行うことは重要である。除熱・落下試験については、次節以降を参考にされたい。



(タイプ) (タイプ)

図4-1-5 キャニスタの基本構造

表4-1-5 キャニスタの主な仕様

キャニスタ	タイプ	タイプ
全長	4630mm	4470mm
外径	1676mm	1640mm
銅板厚さ	16mm	19mm
空重量	19ton	16ton
最大重量	35ton	30ton
材質	スーパーステンレス	二相ステンレス
バスケット	ステンレス+炭素鋼	アルミ



(タイプ キャニスタ本体)



(タイプ) (タイプ)

図4-1-6 キャニスタの製作状況

4 - 2 通常時の除熱試験

キャスクの通常貯蔵時の熱的健全性を調べるために、RC製キャスクおよびCFS製キャスクを用いて、貯蔵期間を模擬した定常試験を実施した。試験では、貯蔵初期（0年）、貯蔵中期（20年）および貯蔵末期（40年）に対して、崩壊熱をヒータ出力により模擬し、それぞれ22.6kW、16kWおよび10kWとした試験を行った。

4-2-1 試験方法

試験は、図4-2-1-1に示すような断熱性の良い二重テント構造の除熱試験建屋の中で行い、定常状態での温度計測は、外気温度の変化の少ない深夜に実施した。また、試験時の建屋内の換気流量は、コンクリートキャスクから排気される高温の空気が自然対流現象を阻害しないように、温度成層界面がキャスクの頭部より上にも保持される換気量に調節した。

温度計測には、熱電対を使用し、キャスクのコンクリート容器内部、キャニスタ表面、キャスク内部、除熱試験建屋内および床面など約600点について計測した。冷却空気流量は、給気口において無指向性の熱線流速計を使用して計測した流速分布から求めた。また、排気口での流速測定については、空気温度が高く、熱線流速計の使用が困難なため、プロベラ流速計を用いた。

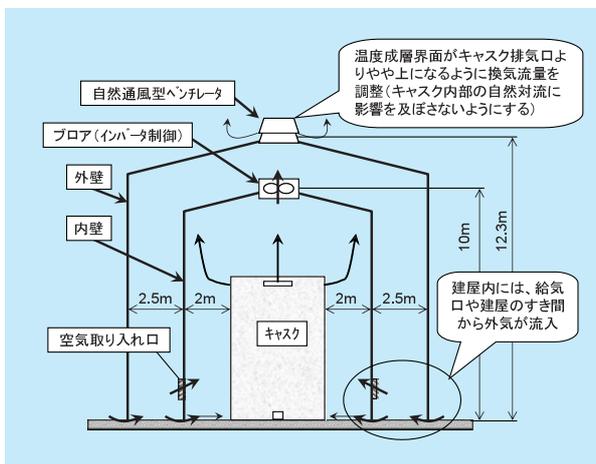


図 4-2-1-1 除熱試験建屋

4-2-2 RC製キャスク試験結果

(1) 給気流量

給気口は、コンクリート容器の下部に4つ設けられている。給気される空気は、温度変動は小さいものの三次元性の強い流れとなる。よって、冷却流量を求める際は、図4-2-2-1に示すように4つある給気口の一つに助走ダクトを設置し、給気口へ流入する空気の流れを一次元的な流れにした上で、給気口での流速分布を無指向性の熱線流速計で計測することにより、全体流量を算出した。この際、助走ダクトを設置することによりこの部分での圧力損失が増えないようにベルマウスをつけて、他の給気口との流量バランスを保つようにした。なお、図4-2-2-1中のグラフは、発熱量22.6kWのケースでの給気口での流速計測結果である。ダクトを設置した給気口での平均流速は、0.837m/sであり、この結果から全体の冷却空気流量は、0.281m³/sと求められた。

(2) 排気流速分布および排気温度分布

空気により運ばれる熱量を精度よく求めるには、給排気口両方でのエンタルピを求める必要がある。

図4-2-2-2中のグラフは、排気口での流速分布計測を示したものである。

特に、排気口では、100 近い高温の空気が排気され

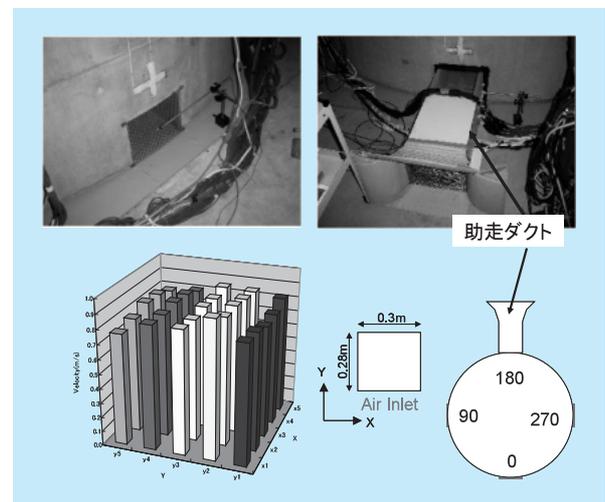


図 4-2-2-1 給気流量測定

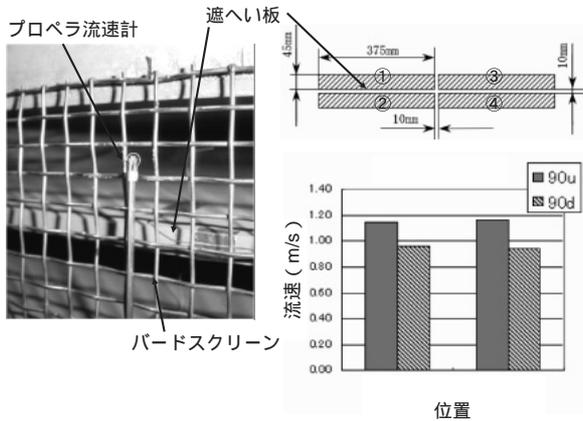


図 4-2-2-2 排気流速測定

ることから、一般に熱線流速計での計測が困難であるため、ここでは、プロベラ流速計を用いて流速分布を計測した。RC製キャスクでの排気口形状は、図に示すように遮へい板により4つの領域に区切られている。よって、それぞれの領域の中心での流速を計測した。結果は、上の段の流速が浮力の影響を受けるため、下の段の流速より約20%大きいことが分かった。

また、図4-2-2-3に排気口での温度分布を示す。

排気口の内側では、大きな温度分布が付いており、ダクト内側の側上側と下側では、約60の温度差がある。これは、容器のアニュラス部に設置してある熱遮へい板によって、キャニスタ側からは、高温の空気が上昇し、ライナ側からは、低温の空気が上昇してくるためである。しかし、水平部ダクト通過中に空気が混合されるために、排気口外側では、上側と下側での温度差は、約5程度

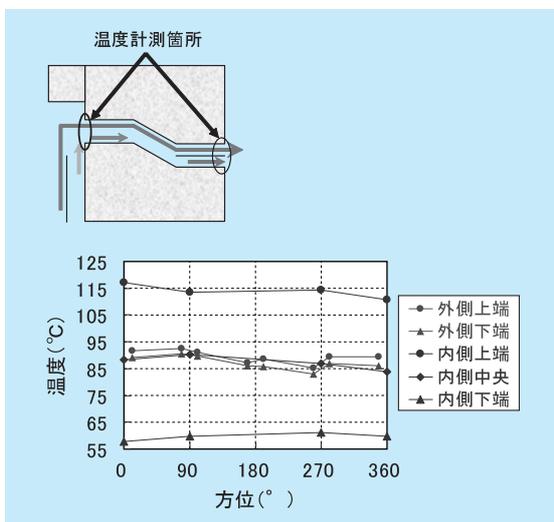


図 4-2-2-3 排気温度分布

となった。

(3) 除熱量の配分

キャニスタからの発熱は、冷却空気により運ばれる熱量 (Q1)、コンクリート容器の側面からの放熱量 (Q2)、貯蔵容器の上面からの放熱量 (Q3) さらには、床面からの放熱量 (Q4) に割り振られる。これまでに、コンクリートキャスクの除熱量の配分は、実験的に明らかにされていない。よって、除熱量の配分が明らかになることにより、解析評価上有用なデータとなると考えられる。

ヒータ出力22.6kWの条件において、これらの伝熱形態で運ばれる熱量を実測データより算出し、それぞれの割合を求めた。

a. 冷却空気によって運ばれる熱量

排気口での流速と温度に基づいて、排気される空気の持つエンタルピを計算し、給気口での流量と温度に基づき求めたエンタルピを差し引くことにより、冷却空気によって運ばれるエネルギー量を計算した。その結果、冷却空気によって運ばれるエネルギー量は、17.3kWとなった。ここでは、排気口で計算した質量流量は給気口で計算した質量流量に比べ16%少ない値となったが、この原因としては、主として排気口での流速計測誤差が考えられる。

b. 貯蔵容器側面からの放熱量

側面からの放熱は、高さ方向に設置されたコンクリート表面とコンクリート内部の熱電対で計測された温度の差から各高さ周方向の平均熱流束を次式より求め、高さ方向に積分した。

$$q = \frac{2\pi\lambda_c l}{\ln(r_s/r_o)}(T_o - T_s)$$

その結果、側面からの放熱量は、 $q = 2.67\text{kW}$ となった。なお、コンクリートの熱伝導率には、 $c = 2.22\text{W/mK}$ (実測値) を用いた。

c. 貯蔵容器上面からの放熱量

上面からの放熱については、蓋部と貯蔵容器の胴部の上面に分けて計算を行った。蓋部については、蓋底面は6mmのライナが張られており、その上に480mmのコンクリート層があり、上面は25mmの鋼板で構成されている。また、蓋部直径は、1.994mである。蓋部の底面および上面に設置されて熱電対の温度データを使用し、熱伝導で蓋部を通過する熱量を求めると、 $q = 0.761\text{kW}$

となった。なお、この値は、蓋部中央と90°側の熱流束の平均値である。また、コンクリート上面から熱伝導で通過する熱量を求めると、 $q = 1.075\text{kW}$ となった。よって、上面からの放熱量は、これらの和として $q = 1.84\text{kW}$ と求められた。ここでは、鋼板の熱伝達率は 60.7W/mK (SM400)、コンクリートの熱伝達率は 2.22W/mK (実測値)を使用した。

d. 貯蔵容器床面からの放熱量

貯蔵容器底面のスラブ内センターには、深さ方向に100mm、250mm、400mmの位置に熱電対が埋め込まれている。この内、ヒータを投入する前のバックグラウンドデータから100mmと250mmの間の温度差が付いていないことが分かった。よって、ヒータ投入後は、この二点の温度差に基づき、熱伝導で貯蔵容器から床面に逃げる熱量を概略計算できると判断した。ここでは、床から熱伝導で伝わる熱量を求めると、 $q = 0.014\text{kW}$ となり、ほとんど熱逃げがないことがわかった。

e. まとめ

空気で運ばれる熱量(Q1)、貯蔵容器側面からの放熱量(Q2)、貯蔵容器上面からの放熱量(Q3)、床面からの放熱量(Q4)とすると、合計で 21.8kW となり、ヒータ投入量 22.6kW よりも約3.5%熱量が少ない結果となった。この原因としては、排気口で求めた質量流量が給気口で求めた質量流量よりも少ないことから排気口での流速計測誤差が、出口のエンタルピ計算に誤差をもたらせていると考えられる。また、上記計算による熱量の合計に対するそれぞれの熱量の割合は、図4-2-2-4に示す

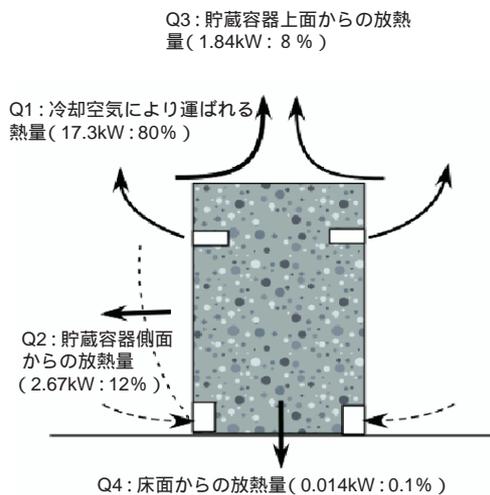


図4-2-2-4 除熱量の配分

ように、 $Q1 : Q2 : q3 : Q4 = 80\% : 12\% : 8\% : 0.1\%$ となった。

(4) コンクリート容器温度

図4-2-2-5に、キャスクのコンクリート容器内の断面温度分布を示す。

温度分布は、給気口温度を33℃として換算して評価している。なお、33℃は、日本全国で観測された気温を基に求められた設計用外気条件の一例である。補正方法として、キャスク各部の測定値に、給気温度と33℃との差を足し合わせた。試験で得られた給気温度は、いずれも33℃を下回っていたことから、補正時には、実際よりも高い給気温度を適用していることになる。この補正により、キャニスタ表面温度は実際よりも高く見積もられることになり、輻射熱については、実際とずれが生じることになるが、熱遮へい板により輻射熱は、直接コンクリート側に伝わらない構造となっていることから、その影響は少ないと判断される。

なお、コンクリートの高温域は、排気口内側に集中しており、コンクリート容器下部の温度は低い。貯蔵初期では、排気口内側の一部において90℃((社)日本機械学会コンクリートキャスクの構造規格⁽¹⁾では、コンクリート温度制限値として長期間に対して65℃(許容応力を低減すると90℃)と規定されている。)を越える部位が現れた。さらには、キャスクの蓋部において、コンクリート温度が133℃と高温になった。また、貯蔵末期

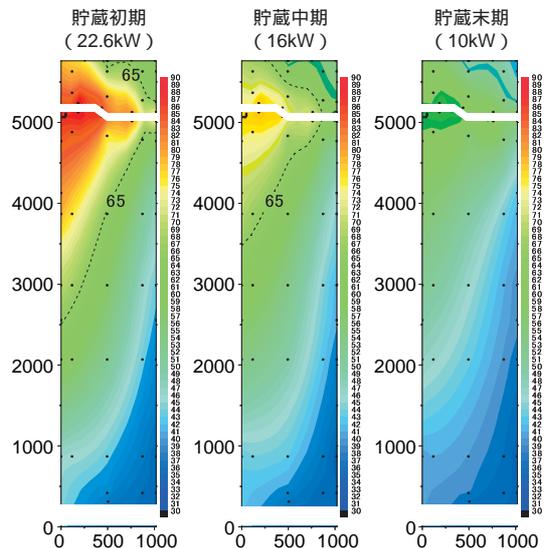


図4-2-2-5 コンクリート容器の断面温度分布 (RC製キャスク)

では、コンクリート胴内において、65 を超える部位はなかった。

(5) キャニスタ温度

図4-2-2-6に各発熱量でのキャニスタ表面の軸方向温度分布を示す。特に45°断面で温度が下がり、180°断面で温度が上昇していることがわかる。

45°側の温度が低くなっている原因は、貯蔵容器内部に設置されたキャニスタが、45°側に偏心して45°側のガイドレールに接触しているためにキャニスタ表面からガイドレールに熱が伝わったものと考えられる。一方、180°側の温度が高くなっている原因の一つは、45°側に熱が逃げ、相対的に反対側の180°側の温度が高くなっていることであるが、それ以外の要因として、キャニスタ内部に挿入されているバスケットが180°側でキャニスタ内面と接している可能性も考えられる。

また、キャニスタの底部の温度が特に低くなることから、発熱量が10kWの貯蔵末期では、この部分の温度が

100 を下回っており、SCCの観点から注意が必要となる。

図4-2-2-7は、各発熱量でのキャニスタ中心部の径方向温度分布を示したものである。温度分布は、ほぼ対称になっている。上記で説明した様なバスケットの接触によるキャニスタ内部への温度影響はないと考えられる。

(6) 評価

図4-2-2-8は、発熱量22.6kWおよび10kWにおいて、各部の軸方向温度分布を示したものである。ヒータ温度およびキャニスタ表面温度は、両者で大きく異なるが、コンクリート表面温度においては、差異は少ない。

また、表4-2-2-1は、発熱量をパラメータとした際の各部の温度および流量を示したものである。特に、22.6kWにおいて、排気口内側で90°を超える領域が生じたことから、設計の見直しが必要である。さらに、10kWにおいては、キャニスタ底部において、低温域が生じることから腐食に対するの注意も必要である。

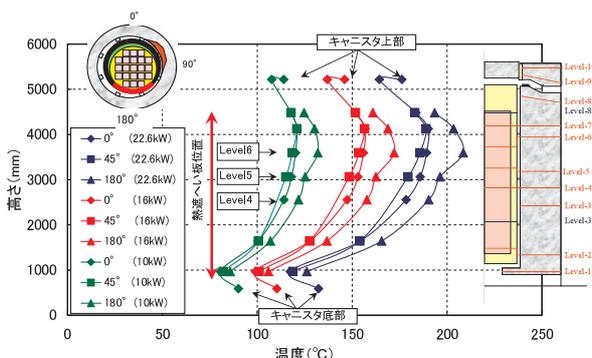


図4-2-2-6 キャニスタ表面の軸方向温度分布 (RC製キャスク)

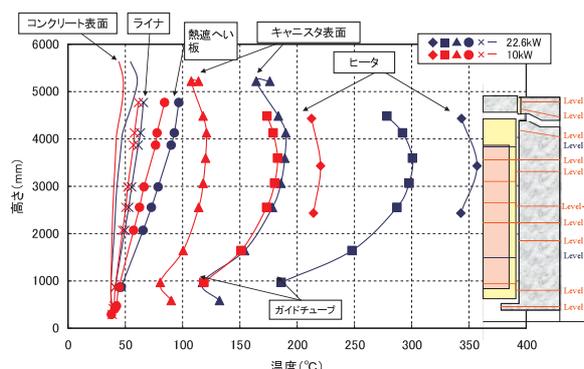


図4-2-2-8 各部の軸方向温度分布 (RC製キャスク)

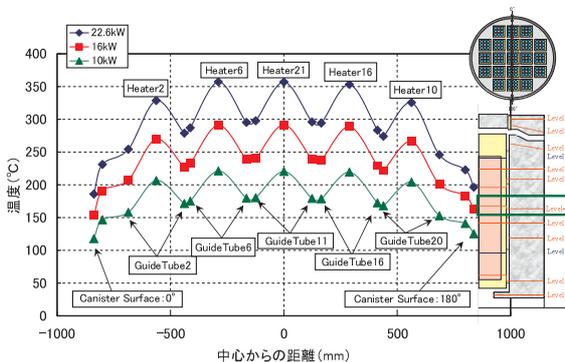


図4-2-2-7 キャニスタ内部の温度分布 (RC製キャスク)

表4-2-2-1 温度および流速 (RC製キャスク)

	貯蔵初期 (22.6kW)	貯蔵中期 (16kW)	貯蔵末期 (10kW)
給気温度()	33	33	33
コンクリート胴部最高温度()	91	78	65
キャニスタ表面最高温度()	209	171	132
キャニスタ表面最低温度()	89	77	66
ガイドチューブ最高温度()	301	243	183
空気温度上昇度()	65	51	36
空気流量 (kg/s)	0.335	0.363	0.271

4-2-3 CFS 製キャスク試験結果

(1) コンクリート容器温度

図4-2-3-1に、コンクリート容器の断面温度分布を示す。なお、温度分布は、給気口温度を33で換算して評価している。

貯蔵初期では、排気口内側の一部において90を越える部位は現れなかった。コンクリートの高温域は、排気口内側に集中しており、容器下部の温度は低い。また、貯蔵末期では、コンクリート胴内において、65を越える部位はなかった。

(2) キャニスタ温度

図4-2-3-2に、キャニスタ表面の軸方向温度分布を示す。キャニスタ底部の温度が高くなっているが、これは、キャニスタ底部で空気がよどむ流路形状になっているためである。

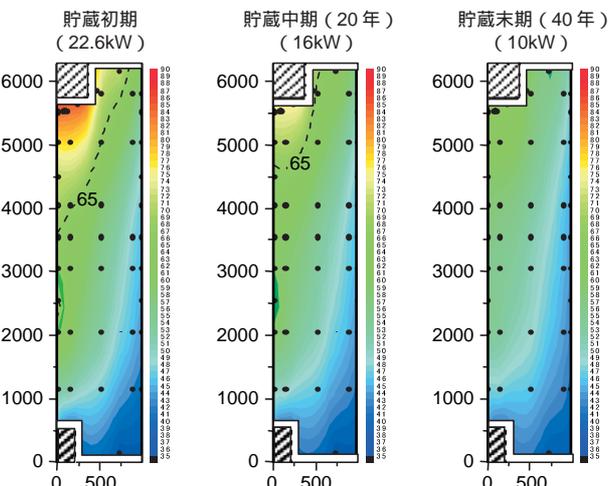


図4-2-3-1 コンクリート容器の断面温度分布 (CFS製キャスク)

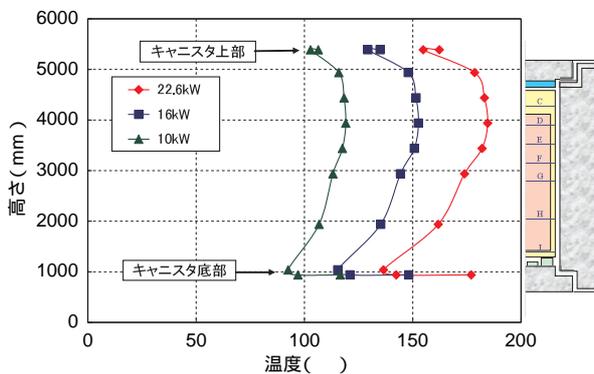


図4-2-3-2 コンクリート内温度分布 (CFS製キャスク)

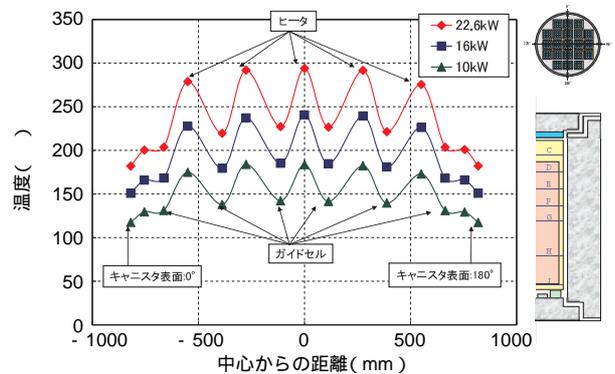


図4-2-3-3 キャニスタ内温度分布 (CFS製キャスク)

めである。また、10kWにおいては、キャニスタ下部で100以下となる領域が現れるが、その範囲は小さい。

図4-2-3-3は、キャニスタ中心部の径方向温度分布である。温度分布は、ほぼ軸対象となっている。

(3) 評価

表4-2-3-1は、発熱量をパラメータとした際の各部温度および流量である。貯蔵初期を模擬した22.6kWの発熱に対してもコンクリート胴部の最大温度は、90を下回っており、また、ガイドチューブ温度も制限温度(300)を大きく下回っている。

4-2-4 RC製とCFS製キャスクの比較

図4-2-4-1は、キャニスタ表面の軸方向温度分布を示したものである。特に、キャニスタ下部の温度の違いが大きい。これは、両者において、流路構造が異なるためである。今回用いたRC製キャスク試験対では、給気口から入った冷却空気が、一旦、キャスク下部のキャビテ

表4-2-3-1 温度および流速 (CFS製キャスク)

	貯蔵初期 (22.6kW)	貯蔵中期 (16kW)	貯蔵末期 (10kW)
給気温度(°C)	33	33	33
コンクリート胴部最高温度(°C)	83	74	63
キャニスタ表面最高温度(°C)	192	158	123
キャニスタ表面最低温度(°C)	123	106	85
ガイドチューブ最高温度(°C)	228	186	143
空気温度上昇度(°C)	52	42	30
空気流量(kg/s)	0.363	0.385	0.344

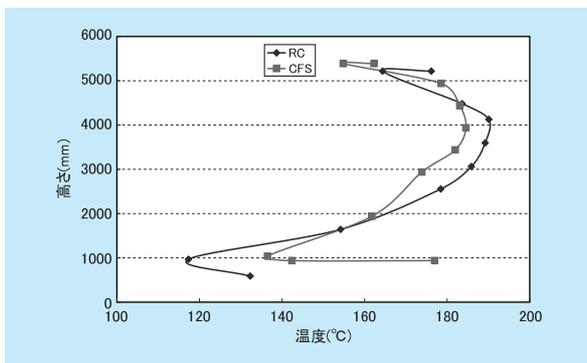


図4-2-4-1 キャニスタ表面温度分布比較

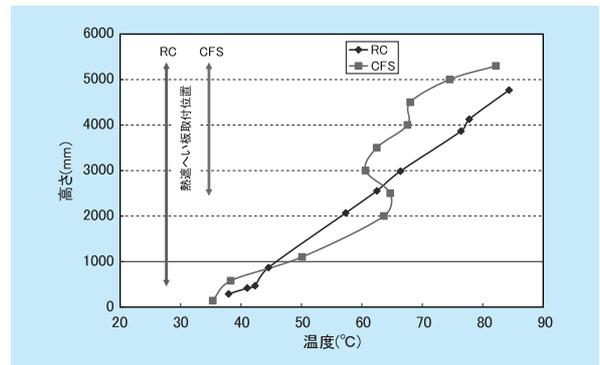


図4-2-4-3 ライナ温度分布比較

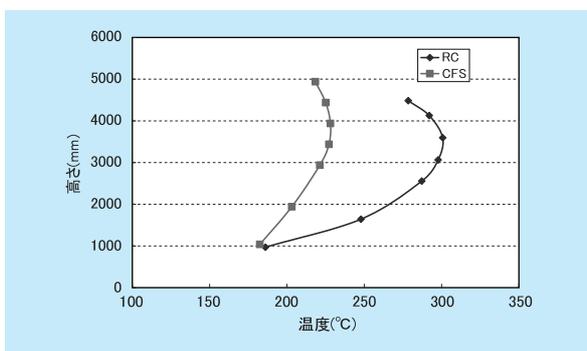


図4-2-4-2 ガイドチューブ温度分布比較

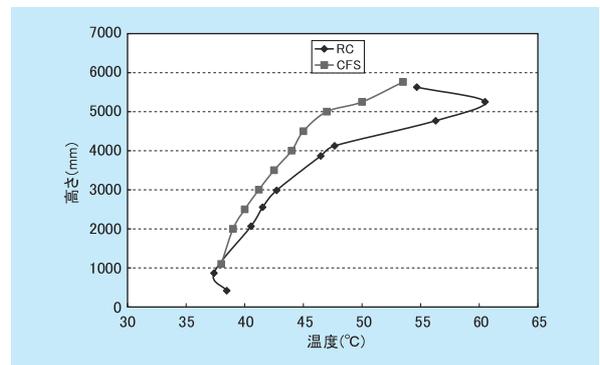


図4-2-4-4 コンクリート表面温度分布比較

ィに集まった後、直接、キャニスタの底部に衝突するため、キャニスタ底部が冷やされる。一方、CFS製キャスクでは、給気口から入った空気は、アニュラス部内に流れ込み、キャニスタ底部は、空気の淀み域となっている。このことから、CFS製キャスクでのキャニスタ底部の温度は、高温となると考えられる。

図4-2-4-2は、ガイドチューブの軸方向温度を示したものである。CFS製キャスクの方が最大で73℃低くなった。これは、CFS製キャスクで使用したタイプキャニスタは、バスケットに熱伝導性に優れたアルミニウム合金を用いていることからタイプキャニスタよりもキャニスタ内部の温度が低くなったためである。

また、図4-2-4-3は、ライナ温度を示したものである。CFS製キャスクでは、熱遮へい板が流路の上部にのみ設置してあることから、ライナ下部は輻射熱を受けて温度が高くなっているが、上部の温度の高温化は抑えられている。

図4-2-4-4は、コンクリート表面の軸方向温度分布を示したものである。RC製キャスクでは、排気口がキャスクの頭部から少し下部の位置に取り付けられているこ

とから、この部分の温度が特に高くなっている。

4-2-5 結論

二種類の実物大コンクリートキャスクを用いて、発熱量をパラメータとした試験を実施し、除熱評価に必要な温度・流速データを取得した。また、除熱解析の検証用データとして有用な除熱の配分が明らかとなった。

今回の試験に使用した2つの試験体の内、RC製キャスクにおいては、コンクリート内に温度制限温度を超える部位が観られたため、設計変更による対応が必要であると考えられる。特に、排気口がダウンステップ状になっていることに加え、排気口高さがCFS製キャスクよりも低く、ドラフト高さが小さくなっているため十分な自然循環力が得られないと考えられる。よって、コンクリートキャスクにおいて、除熱性能を確保するには、流路設計が重要である。

また、キャニスタについては、バスケットにアルミ合金を使うことの有効性が示された。

4 - 3 事故時の除熱試験

通常時の除熱試験に引き続いて、事故時の除熱試験を行い、事故時における除熱特性を明らかにした。

事故時における除熱特性は、これまで解析的な評価が中心で、通常時同様、十分な実験データが得られていなかった⁽¹⁾⁽²⁾。コンクリートカスクは、自然対流によって内部の熱が除去される方式で、解析評価の検証には、実験データが不可欠である。特に、給気口閉塞事象のような非正常性のある現象では、解析のみによる評価は困難である。

試験は、RC製カスクおよびCFS製カスクの両方を対象とし、事故時の条件として、以下の二つの条件を選定した⁽³⁾⁽⁴⁾。

給気口50%閉塞（四つの給気口のうち二つを閉塞）

給気口100%閉塞（四つの給気口全てを閉塞）

4-3-1 試験方法

試験に使用したコンクリートカスクおよび試験装置は、4-2節に示す通りである。カスク内部の発熱量は設計値の22.6kWとした。試験の実施方法は、まず、通常時の条件で定常状態にキープした後、給気口をビニールシートとテープで塞いだ。閉塞後、50%閉塞条件で

は、三日程度経過すると温度分布が定常状態に達したため、定常状態での温度分布、給気流量を測定した。一方、100%閉塞条件では、コンクリートやヒータ温度が高くなりすぎる可能性があったため、48時間で試験を終了した。48時間後では、まだ、定常状態には達していない。閉塞事故は、見回り検査によって発見、対処されるため、見回り検査の間隔（時間）が一つの評価時間となる可能性がある。また、コンクリートの事故時温度制限の考え方で、短時間を24時間と規定している⁽⁵⁾。本研究では、一日一回の見回りを仮定し、24時間閉塞が続くものと仮定した。但し、24時間を評価時間とするが、試験は48時間継続し、より長時間のデータを取得した。

CFS製カスクの場合、50%閉塞条件について二通りの試験を実施した。CFS製カスクでは、隣り合う二つの給気口を塞ぐ場合と向かい合う二つの給気口を塞ぐ場合で、流れに変化が生じる可能性がある（図4-3-1）。一方、RC製カスクの場合には、給気口から入った冷却空気が一旦一つの空間に集まった後、そこからキャニスタ側面に分配される構造であるため、塞ぎ方の影響はないものと考え、0、90°側給気口閉塞の試験のみを行った。表4-3-1に、試験ケースを示す。

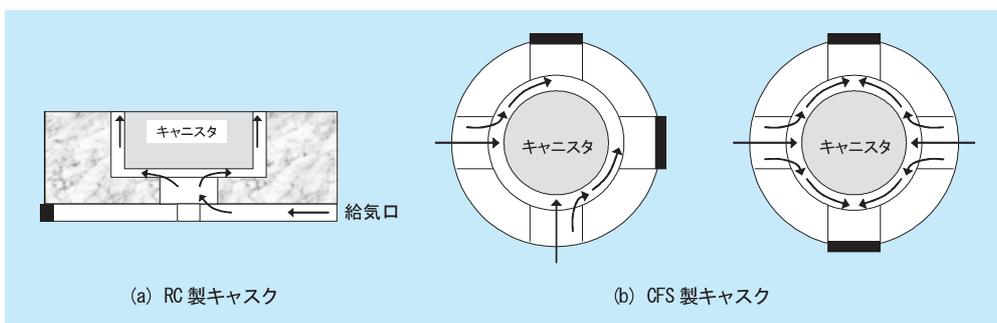


図4-3-1 給気口形状の違いによる50%閉塞条件での流入空気の流れパターン

表4-3-1 試験ケース

No.	カスクタイプ	カスク姿勢	充填ガス	ヒータ出力	給気口閉塞率	状態
1	RC	垂直	He	22.6kW	50% ^{*1}	定常
2	RC				100%	非定常
3	CFS				50% ^{*1}	定常
4	CFS				50% ^{*2}	定常
5	CFS				100%	非定常

* 1 : 0、90°側給気口を閉塞 * 2 : 0、180°側給気口を閉塞

4-3-2 試験結果

(1) 50%閉塞条件

温度・流量変化

表4-3-2に試験結果の一覧を示す。各試験ケースでは、定常温度測定時における給気温度に違いがあるが、比較のため、給気温度を33℃に統一した。冷却空気流量の減少割合は、給気口の半分を閉塞したとしても、RC製キャスクの場合で4.2%、CFS製キャスクの場合で最大22.9%であった。流速で見ると、RC製キャスクの場合、通常条件で約0.84m/sであるのに対し、50%閉塞条件では約1.6m/sで約2倍に増えている。流速が増えると圧力損失も増加するが、RC製キャスクの場合、給気口ダクトの形状がストレートで圧力損失が小さく、キャスク全体の圧力損失に占める給気口部分の割合も小さい。従って、50%閉塞条件においても、流量減少が少なく抑えられている。一方、CFS製キャスクの場合、給気ダクトが屈曲形状で、流速増加に伴う圧力損失の増加がRC製キャスクに比べて大きい。従って、50%閉塞条件における流量減少がCFS製キャスクで大きくなっている。

軸方向温度分布及びフローパターン

a. RC製キャスク

図4-3-2及び3に、定常状態におけるRC製キャスク各部の軸方向温度分布を示す。これらのデータも、比較のため、給気温度を33℃に統一している。図4-3-2を見ると、通常時と50%閉塞時の比較で、キャスク下部から上部に向かって、温度差が徐々に大きくなっていることがわかる。給気流量が減少したことにより、キャスク内部からライナまで全体がほぼ同じ温度上昇傾向を示している。図4-3-3は、キャスク表面温度について、角度別の温度分布を示す。通常条件で、角度ごとにばらつきが見られるが、50%閉塞による温度変化は、どの

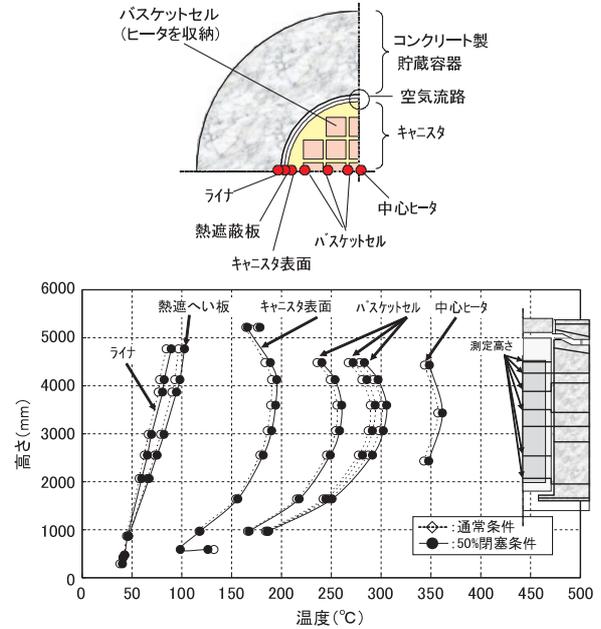


図4-3-2 50%閉塞条件での軸方向温度分布 (RC製キャスク、0°方向)

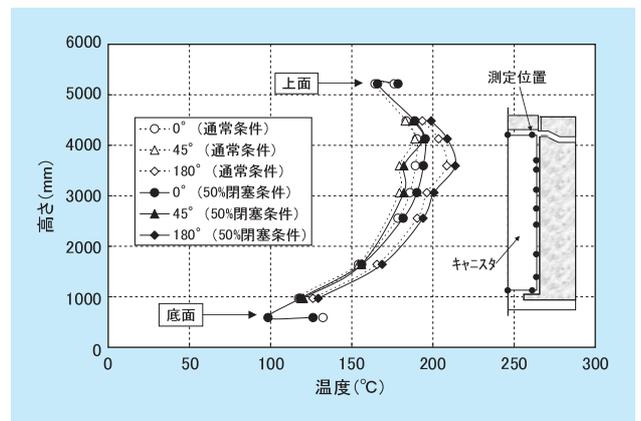


図4-3-3 50%閉塞条件でのキャニスタ表面温度 (RC製キャスク)

角度も同じである。つまり、閉塞している0°側も、空気が流入している180°側も、キャニスタ側面では、50%閉塞による影響を同じように受けていることを示

表4-3-2 50%閉塞条件での温度・流量測定結果

閉塞位置 (°)	RC		CFS	
	0, 90	0, 90	0, 90	0, 180
コンクリート胴部温度 (°C)	96(+5)	93(+10)	94(+11)	
キャニスタ表面温度 (°C)	214(+5)	200(+8)	199(+7)	
バスケット最高温度 (°C)	306(+5)	235(+7)	235(+7)	
給排気口での空気温度差 (°C)	70(+5)	66(+14)	66(+14)	
冷却空気流量 (kg/s)	0.321(-4.2%)	0.280(-22.9%)	0.290(-20.1%)	

注：カッコ内は、通常条件での結果との差を表す。

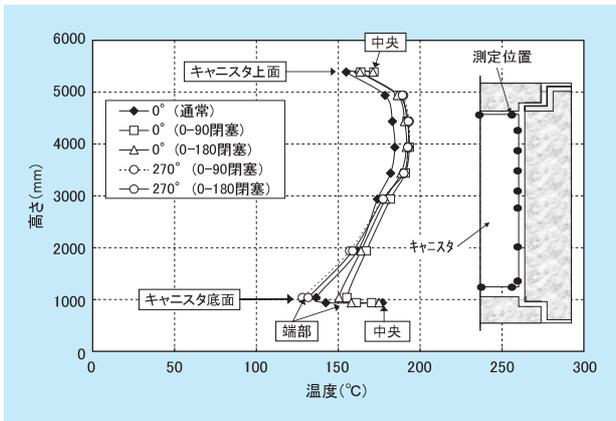


図4-3-4 50%閉塞条件でのキャニスタ表面温度 (CFS製キャスク)

している。今回製作したRC製キャスクと同様な給気部形状を持つキャスクでは、50%閉塞事象について、0、90°側を塞いだ場合と0、180°側を塞いだ場合で、温度分布に相違は生じない。

b. CFS製キャスク

図4-3-4には、CFS製キャスクの結果を示す。図中には、0、90°閉塞と0、180°閉塞条件におけるキャニスタ表面温度が示されている。いずれのケースにおいても、給気口が閉塞されている0°側の温度は、キャニスタ下部から温度が上昇している。一方、空気が流入している270°側は、通常条件よりも、流入空気量が増えているので、キャニスタ下部では温度が下がっている。その後、温度は上昇し、高さ約3mから上では、閉塞している0°側の温度と同じ分布を示すようになる。この結果から、50%閉塞条件での流れは、以下のようになっているものと推測できる。開いている給気口から流入した空気がキャニスタ側面の流路に達し、その後、閉塞している側の流路に回り込む。この回り込みは高さ約3mまでに終わって、その後は、ほぼ一様に上昇していく。熱遮へい板が高さ2.5mから始まっていることも、流れを安定させ、上方に向かう流れの形成に役立っていることが推測される。

コンクリート胴部温度

図4-3-5及び6に、コンクリート胴部の等温図を示す。通常条件の温度分布に比べ、50%閉塞により、排気口周辺で高温領域が増加していることがわかる。

50%閉塞条件での結果のまとめ

以上の結果より、50%閉塞条件におけるコンクリー

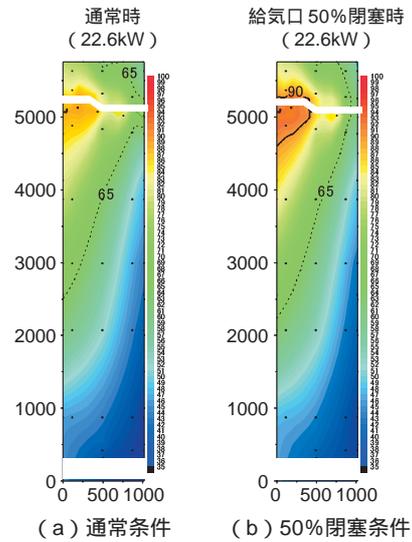


図4-3-5 コンクリート胴部の等温図 (RC製キャスク、90°断面)

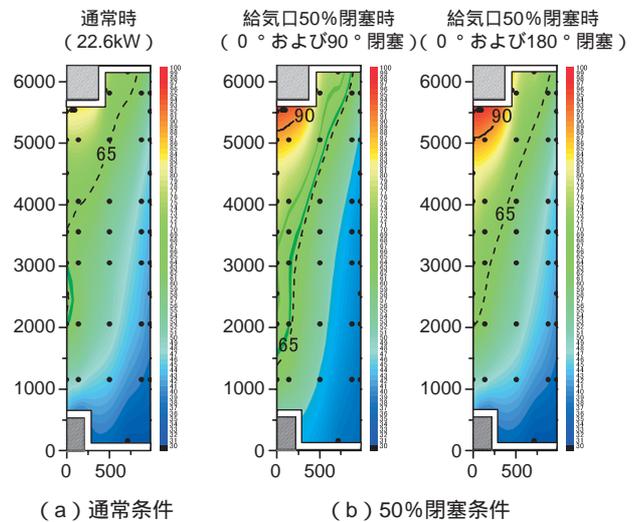


図4-3-6 コンクリート胴部の等温図 (CFS製キャスク、90°断面)

トキャスクの除熱特性について、以下の結論を得た。

- ・給気口50%閉塞条件におけるコンクリート胴部の温度上昇量は、RC製キャスクで最大5、CFS製キャスクで最大11である。コンクリートの温度制限値として、機械学会の規格⁽⁵⁾では、短時間での温度として175が示されており、この制限値は十分下回ることから、除熱評価上問題はないものと考えられる。
- ・冷却空気流量は、給気部分の形状の違いにより、RC製キャスクの方が減少割合が小さく、約4%の減少であった。CFS製キャスクでも、最大約23%の減少であり、四つの給気口うち二つが塞がったとしても、閉

塞されていない二つの給気口から十分な空気が供給されるため、キャスク各部の温度上昇量は小さい。

- ・ RC製キャスクの場合には、給気口50%閉塞による流れの偏りは給気口部分に限られる。一方、CFS製キャスクの場合には、高さ約3m付近まで、空気の回り込みが見られるが、それより上では、ほぼ一様に流れる。

(2) 100%閉塞条件

RC製キャスクの結果

a. 100%閉塞後の排気口空気温度の経時変化及びフローパターン

RC製キャスクの排気口は、放射線ストリーミングの低減を目的に、出口部に十字状に鋼板が設置されている。排気口上側では、高温の空気が僅かに流れ出ているのに対し、下側では上側で出ていく分を補うだけの空気が内部へ流入している。しかし、流出する空気は極僅かで、ほとんど流出・流入していない状態である。この理由として、排気口ダクトの形状が挙げられる。RC製キャスクの排気口形状は、外側に向かってダウンステップ状であるため、高温の空気が浮力に逆らって下向きには流れにくく、ダクト内で高温空気が栓をした状態となっている。図4-3-7にRC製キャスクの100%閉塞条件での空気の流れの状態図を示す。排気口から流入・流出がほとんどないため、キャスク内部では、空気が循環しているものと考えられる。また、冷却空気による熱除去がないため、内部の熱は主に熱伝導で外側に伝わるだけで、熱が内部にこもりやすい。この流れの状態が安定かどうか

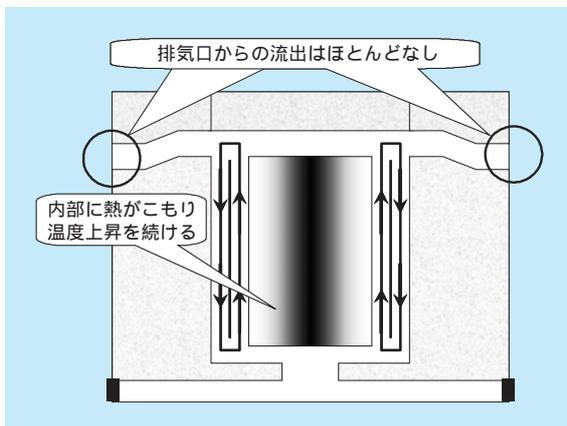


図4-3-7 100%閉塞条件での空気の流れ (RC製キャスク)

を調べるため、一つの排気口から強制的に扇風機を使って空気を送り込んだが、流入条件が発生することはなかった。

b. 軸方向温度分布

図4-3-8および9にキャニスタ表面および中心バスケットセルの温度変化を示す。閉塞前までは、キャニスタ内で生じる熱の約8割が空気を取り去られていたが、閉塞により空気の流出が止まり、このエネルギーがコンクリート胴部を通して熱伝導で外部に放出される。冷却空気の流路に面するキャニスタ表面やライナ温度は、この影響を受けて比較的短時間に温度上昇する。キャニスタ内部やコンクリート内部は、熱容量が大きいいため、温度上昇は緩やかである。キャニスタ表面の温度分布形状に、閉塞前後で大きな変化が見られないことから、キャニスタ側面では下から上に向かう自然対流が生じているものと推測される。

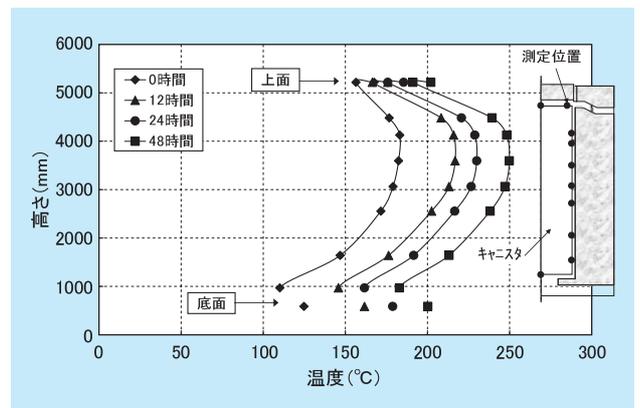


図4-3-8 100%閉塞条件でのキャニスタ表面温度の変化 (RC製キャスク、0°方向)

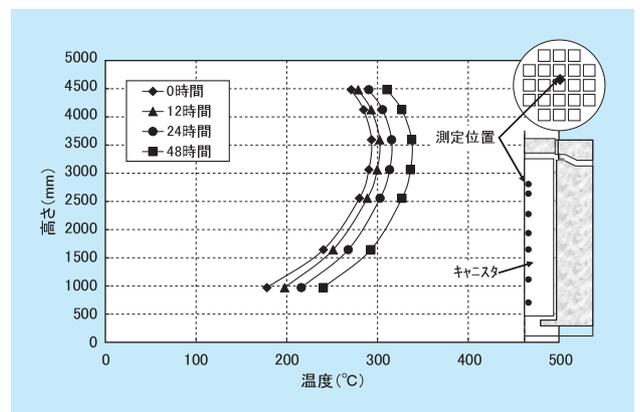


図4-3-9 100閉塞条件での中心バスケット温度の変化 (RC製キャスク、0°方向)

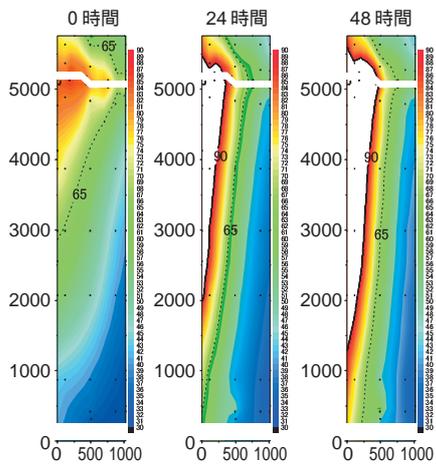


図 4-3-10 100%閉塞条件でのコンクリート胴部温度の変化 (RC 製キャスク 90° 断面)

c. コンクリート胴部の断面内温度の変化

図 4-3-10 に、コンクリート胴部の等温図の変化を示す。コンクリートの高温領域が広がる様子が示されている。

CFS 製キャスクの結果

a. 100%閉塞後の排気口空気温度の経時変化及びフローパターン

次に、CFS 製キャスクの 100%閉塞条件での試験結果について示す。図 4-3-11 は、排気口出口の空気温度の経時変化である。RC 製キャスクとは異なり、排気口での空気の流入・流出が見られた。0°側全体および 270°側の半分の排気口からは、キャスク内部への空気流入があり、その他の排気口からは、空気が流出した (図 4-3-12)。CFS 製キャスクの排気口は、中央に仕切板があり、左右に二分割された構造である。CFS 製キ

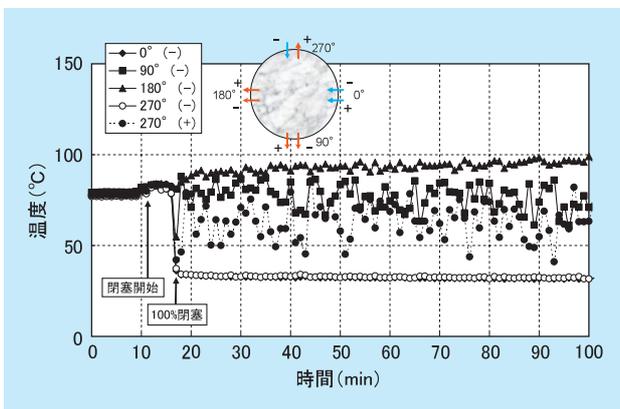


図 4-3-11 100%閉塞条件での排気口出口空気温度の経時変化 (CFS 製キャスク)

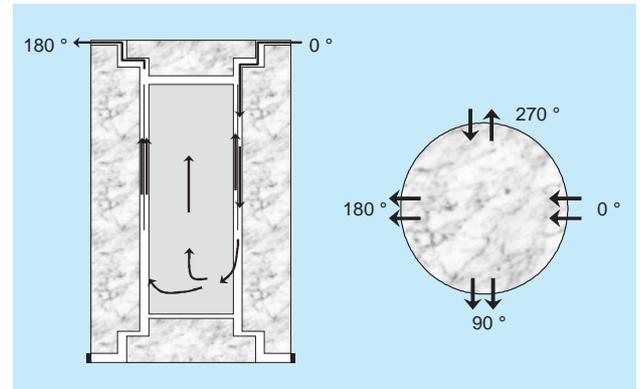


図 4-3-12 100%閉塞条件での冷却空気の流れ (CFS 製キャスク)

ャスクで、空気の流入・流出が見られた原因としては、排気口形状がアップステップ状であることが挙げられる。高温の空気は、浮力で上昇しようとするため、アップステップ状の流路では、止まることなく流出する。一つずつ給気口を塞いでいくと徐々に排気口での流出空気が少なくなり、全ての給気口を塞ぐと、一度、ほとんど流出がない状態となる。その後、排気口での流出と流入状態が形成される。どの角度から流入・流出するかは、キャスク内部でのキャニスタの偏りや周囲環境 (風など) あるいは偶然性に左右されるものと考えられる。また、四つの排気口のうち、いくつが流入となるかも、推測は困難であるが、高温空気の流出が流れの主要因であり、それを補うだけの空気が流入することを考えると、1~2個の排気口から流入することが予想される。本試験では、一つずつ排気口を塞いでいるが、その塞ぎ方により流入条件が変わることもあり得る。そこで、塞ぐ順番を変えて、流入条件が変化するかどうかを調べたが、変化は見られなかった。今回の試験条件では、0°と270°の半分が流入という状態が安定条件である。この状態は、48時間の試験期間中、変わることはなかった。

b. 軸方向温度分布

図 4-3-13 及び 14 にキャニスタ表面およびバスケット中心セルの温度変化を示す。キャニスタ表面温度は、排気口からの空気の流入により、0°方向キャニスタ上部で、通常条件の時よりも温度が下がる。バスケット中心セルの温度も、0°および270°排気口からの空気の流入による温度低下の影響を受け、上部の温度上昇が下部の温度上昇に比べ少くだけ小さくなっている。

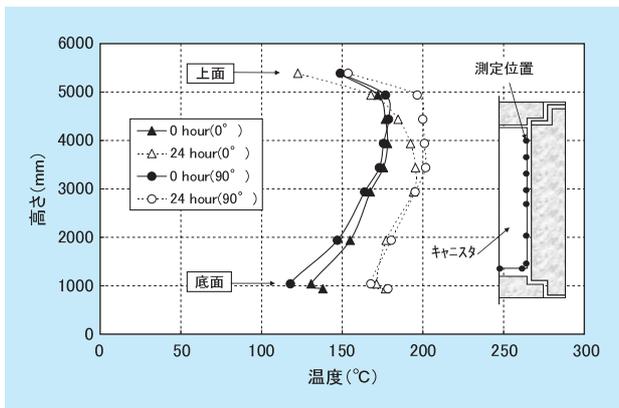


図 4-3-13 100%閉塞条件でのキャニスタ表面温度 (CFS 製キャスク)

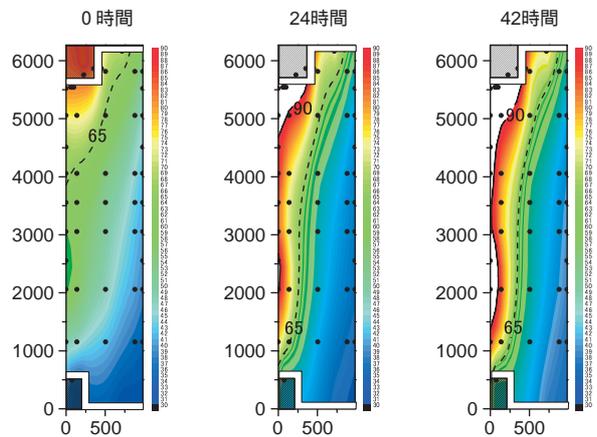


図 4-3-15 100%閉塞条件でのコンクリート胴部温度の変化 (CFS 製キャスク、90° 断面)

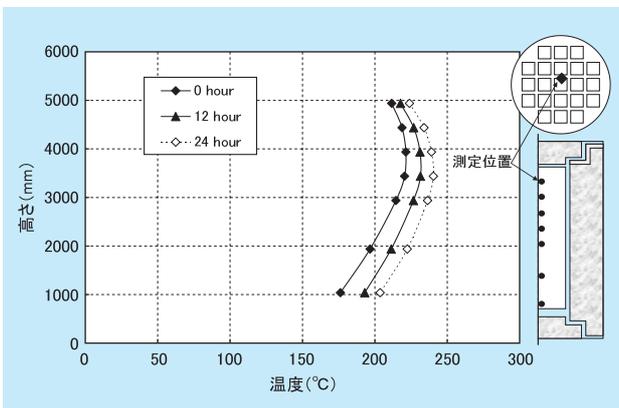


図 4-3-14 100%閉塞条件での中心バスケットセル温度 (CFS 製キャスク)

表 4-3-3 100%閉塞条件での温度測定結果 (閉塞後24時間)

	RC製	CFS製
コンクリート胴部()	113(+ 25)	101(+ 19)
キャニスタ表面()	250(+ 44)	209(+ 18)
バスケット中心セル()	321(+ 23)	247(+ 19)

注：カッコ内は、閉塞前の定常状態での結果との差を表す

c. コンクリート胴部の断面内温度の変化

図 4-3-15 に、90° 方向のコンクリート胴部の等温図を示す。試験は 48 時間継続したが、48 時間後のデータに一部欠損が生じたため、図には最終時間として 42 時間後のデータを示す。コンクリートの高温領域が広がる様子が示されている。

温度変化

表 4-3-3 に、100%閉塞後 24 時間経過した時点での、キャスク各部の最高温度を示す。これまで述べてきたように、RC 製キャスクの場合には、冷却空気の流入がないため、通常条件からの温度上昇量が CFS 製キャスクに比べ、大きくなっている。100%閉塞条件で、24 時間経過した時の最高温度の上昇量は、RC、CFS 製キャスクともに、安全上問題とならない値である。

100%閉塞条件での結果のまとめ

以上の結果より、100%閉塞条件におけるコンクリートキャスクの安全性について、以下の結論を得た。

- ・ 給気口 100%閉塞条件におけるキャスク各部の温度上昇は、RC 製キャスクで最大 44、CFS 製キャスクで最大 19 であり、この上昇量は安全上問題にはならない。
- ・ 100%閉塞時の空気の流れは、排気口部分の形状の違いにより異なる。ダウンステップ状の排気口を持つ RC キャスクの場合には、排気口での空気の流入・流出がなく、内部に熱がこもりやすい。そのため、閉塞後の温度上昇量も CFS 製キャスクに比べて大きい。CFS 製キャスクの場合、排気口がアップステップ状であるため、排気口での空気の流出と流入が見られた。空気の流入・流出に伴い、空気熱が程度除去されるため、閉塞後の温度上昇量は比較的小さい。
- ・ 48 時間試験を継続したが、温度は定常状態には至らず、さらに温度は上昇を続ける。

4 - 4 除熱解析

使用済燃料の中間貯蔵では、これまで貯蔵容器として金属キャスクが主に使用されており、金属キャスクについての除熱解析事例は、実験データとの検証も含めて、数多く発表されている^{(1)~(6)}。一方、コンクリートキャスクは、主に米国で実用化され、すでに多数のキャスクが使用されているが、除熱評価に関して、実験データが十分ではなく、解析手法の検証も不十分であった⁽⁷⁾⁽⁸⁾。数値計算による解析評価では、熱伝導解析だけで評価する方法と冷却空気の流動・熱伝達を熱流動解析で解き、固体部分（キャニスタ内部とキャスク胴部）の熱伝導解析とカップリングして解く方法がある。熱伝導解析のみで評価を行う場合には、冷却空気流量を浮力と流路抵抗のバランスから求め、空気との熱伝達がある部位に熱伝達境界を設定する。自然対流の熱流動評価は、実験データによる検証が不可欠で、コンクリートキャスクの場合、流速が比較的遅く実験データと一致しにくいことも懸念されるため、実験データの取得が必要である。

そこで、著者らは、実物大コンクリートキャスクを使った除熱実証試験を実施し、その実験データを基に解析手法の構築・検証を行った。

4-4-1 解析手法

(1) 解析対象

解析対象は、4-1～3節までに示された実証試験に使用した二種類のコンクリートキャスクである。

解析領域を図4-4-1に示す。キャスクおよびキャニスタ内のバスケットの構造から、対称性を考えると1/8モデルでも評価が可能であるが、給気口50%閉塞条件（四つある給気口のうち二つを塞ぐ条件）での解析評価を考慮し、1/4モデルとした。

(2) 解析モデル・手法

解析モデルは、キャニスタ内部と外部の二つのモデルに分かれている。キャニスタは、円筒形であるが、内部には格子状のバスケットがあり、このバスケットの形状が除熱評価上重要であるため、x-y-z座標系を用いた。

一方、キャニスタ外部は、冷却空気の自然対流が重要で、キャニスタとライナに挟まれた流路は、r-z座標系でメッシュ分割が可能である。しかし、給排気口は、四角いダクトであるため、r-z座標系だけでは、形状が正確に模擬できないため、境界適合座標系（BFC）を用いた。

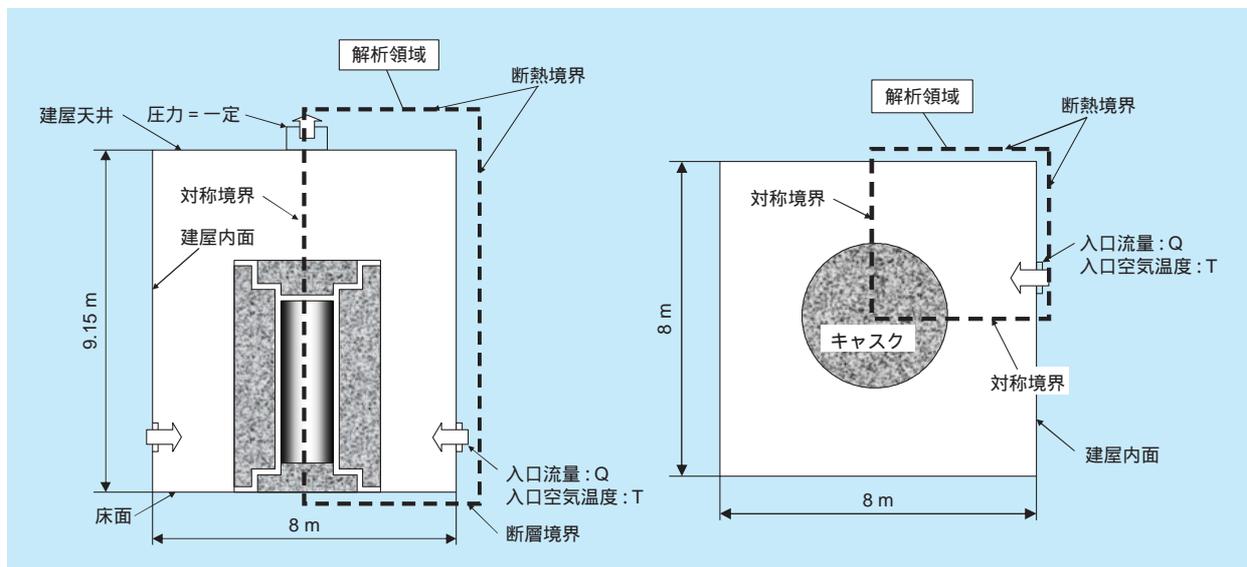


図4-4-1 解析領域

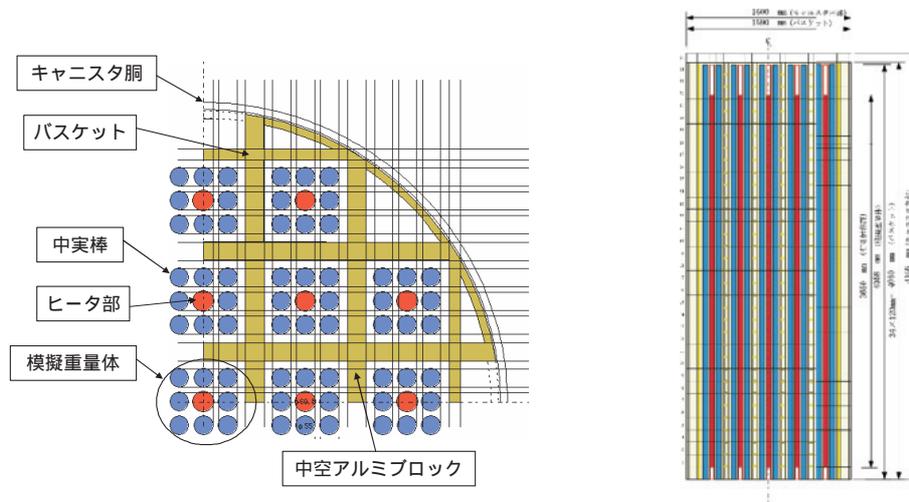


図4-4-2 解析メッシュ図(キャニスタ)

以下に、キャニスタ内外のモデルについて記述するが、RC製キャスクとCFS製キャスクで、同じ手法を用い、同様の成果を得ているため、本報告書では、CFS製キャスクについてのみ記載するものとする。

キャニスタ内部

キャニスタ内部には、ヘリウムガスが充填されている。ヘリウムガスは、熱伝導率が高い気体で、これまでの実験でも、対流効果が小さいことが確認されている。そこで、本解析では、キャニスタ内部は、熱伝導が支配的であると考え、ヘリウムガスの対流効果を無視した熱伝導解析モデルを使用した。CFS製キャスクに用いたキャニスタのメッシュ分割図を図4-4-2に示す。ヒータの発熱は、高さ方向の発熱領域を考慮し、その部分の角棒(中心位置の角棒のみ)に一様発熱として与えた。バスケット外周部は、x-y-z座標系では形状模擬ができないため、キャニスタ外部モデルとの結合を行う際に、エネルギーバランスが保存されるように接続を行った。CFS製キャスク用のキャニスタは、アルミ製のバスケットで、そのバスケットは、中空の矩形アルミブロックを組み上げた構造をしている。解析モデルでは、このブロックをアルミとヘリウムの混合材として扱った。混合材の熱伝導率は、x,y,z方向で異なる値を使用した。メッシュ分割数は、 $22 \times 22 \times 35 = 16,940$ である。

キャニスタ内部では、熱伝導に加え、ふく射伝熱が重要な伝熱因子である。本解析では、ふく射伝熱を等価熱伝導率に置き換えて計算を行った。ヘリウム空間の熱伝導率は、ヘリウムの熱伝導率と等価熱伝導率を加えた値

を使用した。模擬重量体、ヒータ、ヘリウムの熱伝導率は、温度依存性を考慮したが、等価物性を計算したバスケットのアルミ合金は温度依存性を考慮していない。

また、バスケット底面とキャニスタ底面、模擬重量体とキャニスタ底面、バスケットとバスケット挿入用ガイドは完全接触条件とした。

キャニスタ内部の解析には、FIT-3Dコードを使用した。FIT-3Dは、本来、熱流動解析コードで、これまで使用済燃料貯蔵施設の解析に使用してきたコードである。今回は、流動解析機能を使わず、熱伝導解析コードとして使用した。

キャニスタ外部

キャニスタ外部では、冷却流路内およびキャスク外表面で、空気による自然対流熱伝達が行われる。また、コンクリートキャスク胴内では、熱伝導により内部から外部へ熱が伝わっていく。この空気の流動とキャスク内部での熱伝導を一つのモデルで解析を行った。図4-4-3に解析メッシュ図を示す。流路内では、キャニスタ表面での自然対流を解析するため、メッシュ分割を細かく設定した。熱遮へい板の内側では半径方向に20分割、外側では12分割とし、キャニスタ表面近傍で、最小高さ2.46mmとした。メッシュの総数は、R方向120、方向40、Z方向121で、合計580,800である。図4-4-4に、キャスク内面のモデル図を示す。ふく射については、冷却流路およびキャスク外表面にふく射境界を設定した。浮力の扱いは、運動方程式の浮力項で考慮した。流れの解析は、乱流モデルとしてRNG k-モデルを使用した。

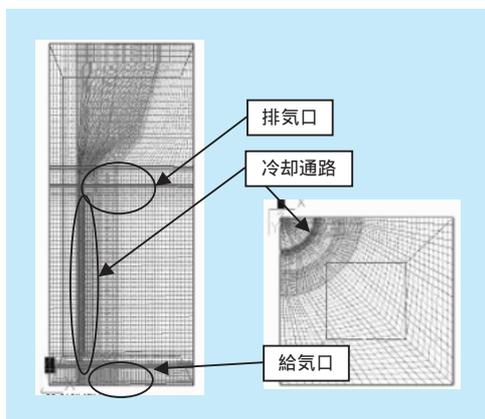


図4-4-3 解析メッシュ図

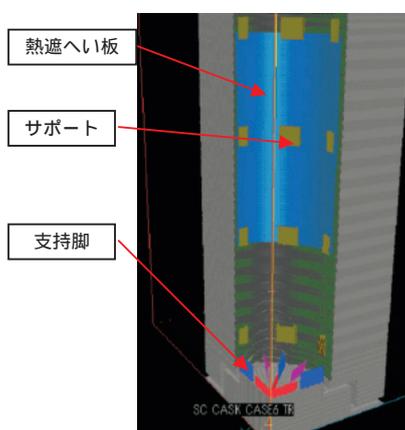


図4-4-4 キャスク内面のモデル図

解析コードは、汎用熱流体解析コードPHEONICSを使用した。時間差分は、半陰解法（SIMPLEST）を用いた。

(3) 境界条件

流入、流出境界条件

冷却空気の流入条件として、建屋の給気口に境界条件を設定した。給気口の空気温度は、キャスク給気口での測定値を使用した。流量は測定を行っていないため、建屋天井部ファン中心の空気温度とキャスク給気口の空気温度差からエネルギー上昇量の評価を行い、ヒータ総出力と等しくなるように空気流量を設定した。

流出境界は、建屋天井ファン部に圧力境界条件（ $P = 0$ ）を設定した。入口での乱流量は、乱流粘性係数が分子程度になるように設定した。

壁面境界条件

空気の流動に対し、壁面での流速条件として、対数則

を適用した。適用箇所は、キャスク内部、外部、建屋壁、天井及び床面である。但し、対称面（ 0° 、 90° 境界面）はフリースリップ条件とした。

温度について、建屋外側（側面、天井、床面）、キャスク底面および対称面は断熱とした。

ふく射境界

ふく射については、対面間でのふく射を考慮した。ふく射を考慮した箇所は以下の通りである。

キャニスタ表面 熱遮へい板

キャニスタ表面 キャスク内側ライナ（熱遮へい板が無い高さのみ）

キャニスタ表面 キャニスタサポート内側

キャニスタサポート外側 熱遮へい板

熱遮へい板 キャスク内側ライナ

キャスク側部 建屋壁

キャスク上部 建屋天井

キャニスタ内部モデルと外部モデルの結合条件

キャニスタ内部モデルと外部モデルは、キャニスタ胴内面で結合される。キャニスタ内部モデルと外部モデルの境界で計算される熱流束を受け渡して、収束計算を行い、全体の温度分布および流速分布を求める。

(4) 解析条件

解析は、CFS製キャスクの通常貯蔵時を対象に実施した。表4-4-1に、解析条件を示す。解析は定常解析である。

4-4-2 解析結果

キャニスタ内部モデルと外部モデルをリンクした全体解析の結果を以下に示す。図4-4-5は、建屋内全体での流速ベクトル図を示す。排気口から出た高温の空気が浮力で上昇している様子が再現されている。

図4-4-6には、キャスク内部の冷却流路内での温度コンタ図を示す。冷却流路内では、キャニスタ表面近傍に自然対流による比較的速い流れがあり、この部分で温度

表4-4-1 解析条件

対象キャスク	CFS製キャスク
発熱量 (kW)	22.6
給気口空気温度 ()	27.5
給気流量 (kg/s)	1.086

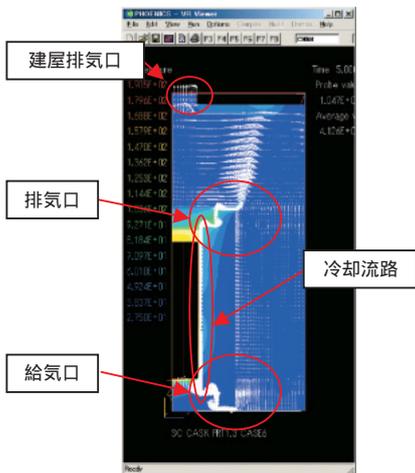


図4-4-5 建屋内での流速ベクトル図

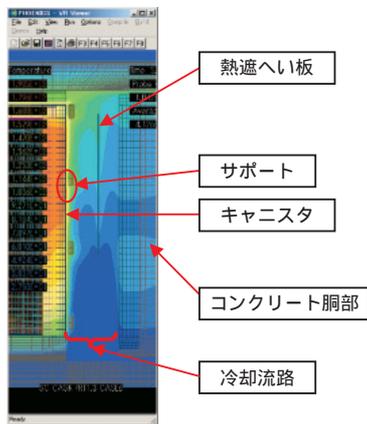


図4-4-6 冷却流路内の温度コンタ図

が高くなっている。冷却流路内では、熱遮へい板よりキャニスタ表面側の流路で大部分の空気が流れるが、熱遮へい板の外側でも、弱い上昇流が見られる。流路内では、下降流や循環流は見られない。

次に、キャスク各部について、解析結果と実験結果の比較を行う。

図4-4-7にキャニスタ外部の軸方向温度分布を示す。キャニスタ表面温度は、全般に解析結果と実験結果がよく一致しているが、キャニスタ上面で、実験結果が解析結果に比べ、温度が高くなっている。これは、実験の場合、キャニスタ上面から、ヒータをキャニスタ内部に挿入する構造となっていて、熱が上下方向に伝わりやすくなっているのに対し、解析ではヒータの貫通部を模擬しておらず、熱の伝わりが少ないためである。熱遮へい板は、非常に薄い板で、温度分布は冷却空気の影響を受け

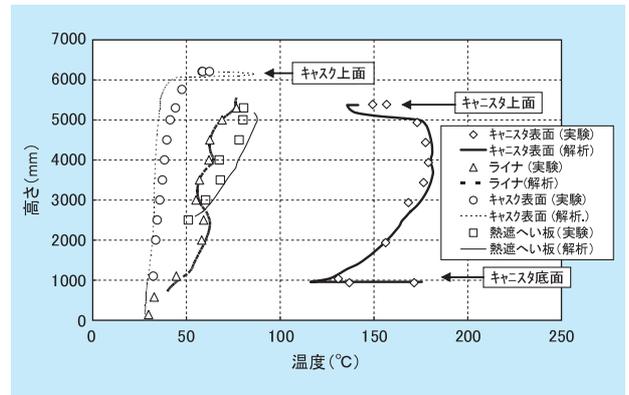


図4-4-7 キャニスタ外部の温度比較

やすい。実験では、キャニスタサポートによる流れの乱れや熱遮へい板自身の凹凸による影響などで、ばらつきが大きくなっている。一方、解析では、完全な曲面でモデル化されているため、ばらつきは小さくなっている。ライナ温度は、熱遮へい板が高さ2.5m以上にしかないため、高さ2.5m付近でキャニスタからのふく射が遮られる効果により、一旦温度が下がっている。この傾向は、解析結果とも良く一致しており、ふく射モデルが妥当であることを裏付けている。キャスク外表面の温度は、キャスク上部の排気口周辺で、解析結果の方が高くなっている。解析結果で得られたキャスク内部の冷却空気流量は0.326kg/sで、実験結果0.363kg/sよりも小さく、従って排気温度は高くなる。実験での給排気温度差は52 に対し、解析では56 であった。また、実験では、コンクリート内部およびキャスク外表面の鋼板の熱伝導により、排気口周辺の熱が下方により多く伝えられている。図4-4-8には、キャスク周囲の空気温度の高さ方向分布を示す。解析結果の方が、キャスク高さまでは、低

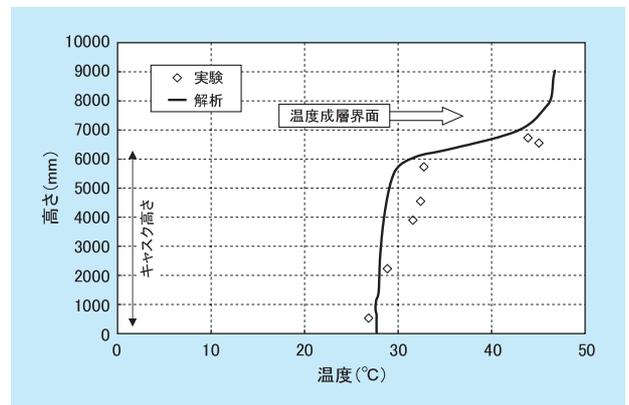


図4-4-8 キャスク周囲の空気温度分布

くなっている。これは、設定した建屋内への流入空気量が、実際の場合より多く計算されていることが原因である。解析で、キャスク周囲の高さ方向温度分布が低く、給排気口での温度差が高いということは、ドラフト力が実験の場合よりも大きいことを意味しているが、流量は実験結果よりも小さくなっている。これは、解析で計算される流路の圧力損失が実験結果よりも大きくなっているためである。

図4-4-9に、キャニスタ内部モデルでの解析結果を示す。全体に解析結果の方が実験結果よりも低い結果となった。上述のように、キャニスタ表面温度は、上面で、実験結果よりも解析結果が低くなっており、キャニスタ内部はこの温度に影響を受けたものと考えられる。

図4-4-10、11に冷却流路内の空気流速および温度分布を示す。流路内では、空気流速は測定できなかったため、実験結果との比較はできないが、熱遮へい板の内外

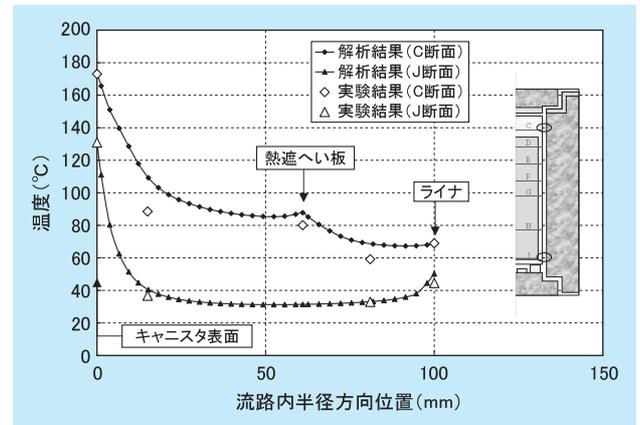


図4-4-11 冷却流路内の温度分布

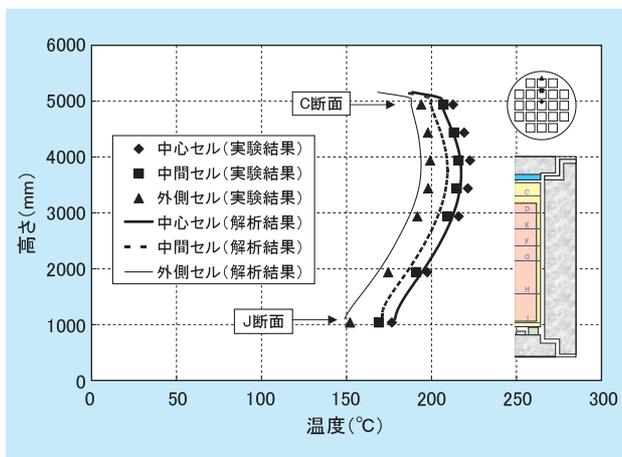


図4-4-9 キャニスタ内部モデルの解析結果

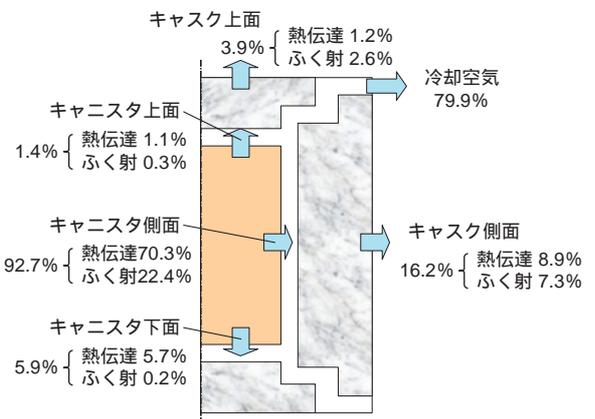


図4-4-12 解析結果から得られた除熱配分

で大きな流量差があることが示されている。温度分布は、キャニスタ表面から15mm離れた位置とライナから30mm離れた位置での測定結果があるが、全体流量が小さくなり、給排気温度差が大きくなっていることから明らかに、解析結果の方が温度が高くなっている。

図4-4-12には、解析結果から計算したキャニスタ表面およびキャスク表面での除熱配分を示す。CFS製キャスクの場合、キャニスタ内部の発熱量のうち、約80%が冷却空気によって外部に除去される。

4-4-3 まとめ

コンクリートキャスクの除熱評価手法を確立するため、キャニスタ内部と外部の二つのモデルを組み合わせた解析手法を構築し、実験データとの比較・検証を行った。解析は、通常貯蔵条件での定常解析で、RC製および

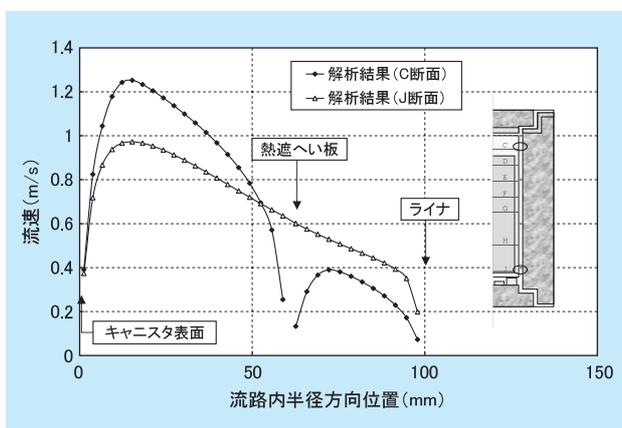


図4-4-10 冷却流路内の流速分布

CFS製キャスクの両方に適用が可能である。得られた成果は、以下の通りである。

- ・コンクリートキャスクの解析手法を構築した。手法は以下の通りである。

キャニスタ内部モデルは、 x,y,z 座表系でメッシュ分割を行い、熱伝導解析のみを適用した。ヘリウムの対流効果は無視し、ふく射伝熱は等価熱伝導率に置き換えて計算を行った。

キャニスタ外部モデルは、BFC座標系でメッシュ分割を行い、空気の流動には熱流動解析を適用した。乱流モデルはRNG $k-\epsilon$ モデルを使い、流路内の空気はできるだけ細かいメッシュ分割（最小幅2.46mm）を行った。また、キャスクだけでなく、キャスク周囲もモデルに含め、キャスク内部を流れる冷却空気量を計算する。

- ・二つのモデルは、キャニスタ内面で結合し、エネルギーが保存されるように熱流束の受け渡しを行う。
- ・キャニスタ内部モデル単独で、実験データによる検証解析を行った結果、妥当性が検証された。但し、キャニスタ内面とバスケット等のギャップや接触部の扱いについては、保守側の仮定や実験データに基づく評価が必要である。
- ・キャニスタ内部モデルと外部モデルをリンクした全体解析を行い、冷却空気流量や温度分布を実験結果と比較した。その結果、流量は誤差約10%以内、キャニスタ内の最高温度は誤差約7%以内でよく一致した。以上の結果より、本解析の妥当性が検証された。但し、解析結果は必ずしも、保守側の結果を与えるものではないので、安全裕度の設定に注意が必要である。

4 - 5 キャニスタの落下事故試験

キャニスタは貯蔵施設で輸送容器から取り出され、垂直姿勢あるいは水平姿勢でコンクリート製貯蔵容器に挿入され、貯蔵される。米国では、深層防護の観点から、万が一の落下や転倒等により衝撃荷重が作用する事象を想定した安全評価が米国規制委員会より公表されている。一方、キャニスタの落下事故等に関する実験事例は、国内を始め海外でも例が少なく、実物大キャニスタの変形や損傷に関する基礎データの蓄積が必要である。

本試験では、除熱試験に供した2種類の実物大キャニスタを用いて実機と同等の二重溶接蓋を設け、非機構論的な事象を想定した落下試験を行い、キャニスタの構造健全性(密封性能維持のための大変形や破損のないこと)を評価した。なお、落下試験は、赤城試験センターに設置した落下試験ヤード(図4-5-1参照)で実施した。

本節では、以下の項目について述べる。

- キャニスタ蓋溶接(一次蓋および二次蓋の溶接)
- 密封試験
- 非破壊検査(浸透探傷検査、超音波探傷検査)
- 落下試験
- 落下試験解析

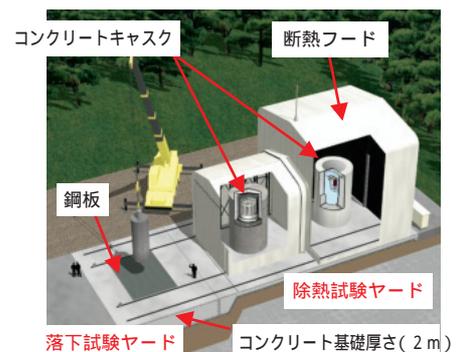


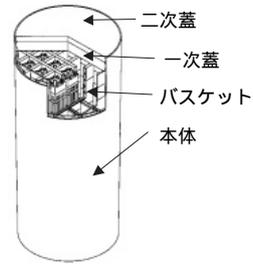
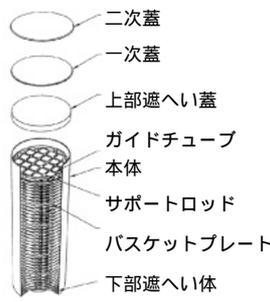
図4-5-1 落下試験ヤード(赤城試験センター)

4-5-1 落下試験用試験体

落下試験では、2種類のキャニスタ(タイプ と)を使用した。落下試験では、使用済燃料の重量を模擬するため、模擬重量体をバスケット内部に装填した。

図4-5-2および表4-5-1に、キャニスタの概要と主な仕様を示す。PWR燃料を21体収納し、いずれのキャニスタ材料も、耐食性の高いステンレス鋼である。

タイプ は、上部遮へい体、一次蓋、二次蓋を積み重ね、一次蓋と二次蓋を胴部に片側から溶接する構造であり、バスケットは、スパーサプレート・ガイドチュー



[タイプ]

[タイプ]

図4-5-2 キャニスタの概要

表4-5-1 キャニスタの主な仕様

仕様	タイプ	タイプ
高さ	4630mm	4470mm
外径	1676mm	1640mm
燃料装荷時重量	35 t	30 t
材質	スーパーステンレス	二相ステンレス
バスケット	ステンレス+炭素鋼	アルミ
収納燃料	17×17型 PWR21体/キャニスタ	
最大発熱量	22.6kW/キャニスタ	

4-5-2 落下試験

表4-5-2に、落下試験条件を示す。落下試験では、ハンドリング事故を想定した非機構論的な事象として水平姿勢における取扱時転倒事象ならびに垂直姿勢における取扱時落下事象等を想定し、水平姿勢における1m落下試験、垂直姿勢における6m落下試験を実施した。衝

表4-5-2 落下試験条件

キャニスタ	タイプ	タイプ
ハンドリング事故を想定した非機構論的な事象	転倒	落下
落下姿勢	水平	垂直
高さ	1m*	6m**
キャニスタ	タイプ	タイプ

* 転倒による衝撃エネルギーと等価な衝突エネルギーを自由落下により付与
** 貯蔵容器高さからの落下

ブ・サポートロッドで構成される。タイプ は、厚肉の一次蓋と二次蓋を胴部に片側から溶接する構造であり、バスケットはアルミ合金製の板材を格子状に組み立てた構造である。

図4-5-3に、蓋部の溶接フローを示す。浸透探傷試験は、一次蓋と二次蓋における溶接開先面および溶接部とし、初層、中間層、最終層に対して実施した。超音波探傷試験は、蓋表面から斜角探傷法、キャニスタ側面からの垂直探傷法により実施した。密封試験は、JISZ2331「ヘリウム漏れ試験方法」に準拠して実施した。

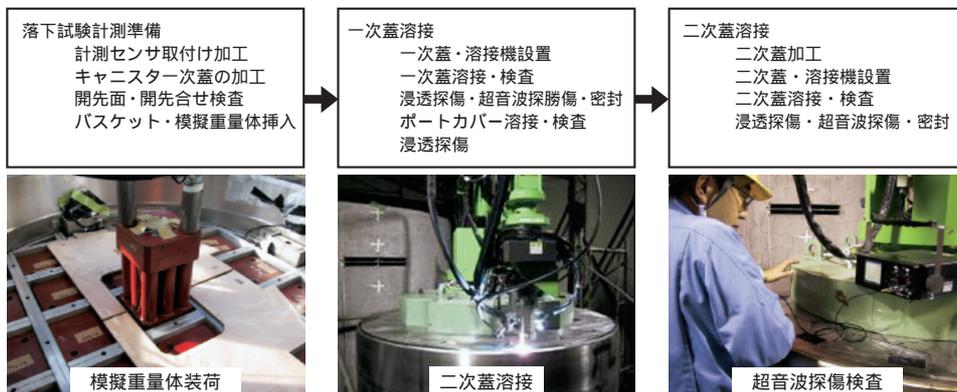


図4-5-3 蓋部の溶接フロー

突面は、非降伏面相当とし、厚さ50mmの鉄板を取り付けたコンクリートブロック（厚さ2m×幅13m×長さ10m、重量約550トン）を設置した。

計測項目は、構成部材の各部分の加速度およびひずみ等である。なお、落下試験後に密封試験を実施し、キャニスタの密封性能を確認した。

(1) 水平落下試験

図4-5-4に、水平落下試験の実施状況と計測データの一例を示す。なお、加速度波形は、1kHzのローパスフィルターで処理している。キャニスタ蓋部には、436Gの最大衝撃加速度は発生しているが、キャニスタの衝突部で若干変形が生じたのみである。

図4-5-5に、二次蓋溶接部の密封試験の状況を示す。試験後の密封試験の結果、いずれの溶接部も 1.0×10^{-9} Pa・m³/s以下であり、密封性能は健全であった。

図4-5-6に、衝突面に直撃した蓋溶接部の断面マクロ撮影写真を示す。一次蓋溶接部にはき裂の発生が見られ、蓋仮付け溶接部から初層まで至っている。溶接施工時には、熱収縮による胴板の内側方向への倒れ込みが生じるため、キャニスタを水平に落下させると倒れ込み部の始点を起点に曲げモーメントが発生したことが原因と考えられ、熱変形の低減や直接溶接部に衝撃が加わらないための設計上の配慮も必要である。

(2) 垂直落下試験

図4-5-7に、垂直落下試験の実施状況と計測データの一例を示す。なお、加速度波形は、1kHzのローパスフィルターで処理している。キャニスタ胴中央部には、1153Gの最大衝撃加速度は発生しており、キャニスタ底板が衝突時の燃料の慣性力により凸状に変形した。

試験後の密封試験の結果、いずれの溶接部も 1.0×10^{-9}

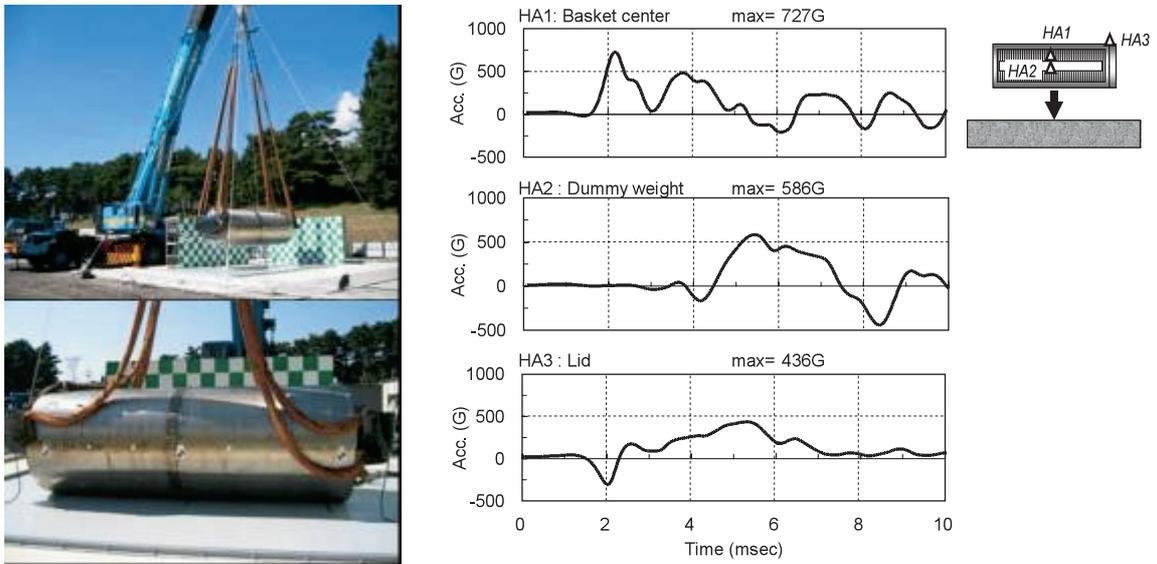


図4-5-4 水平落下試験の実施状況と計測データ(加速度記録波形)の一例

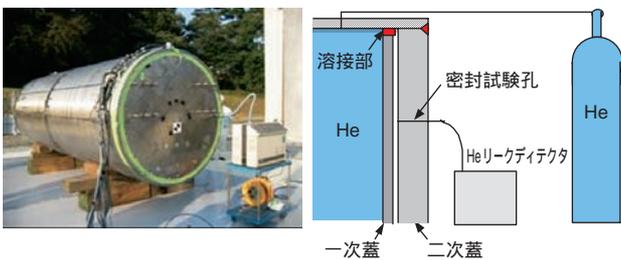


図4-5-5 二次蓋溶接部の密封試験の状況

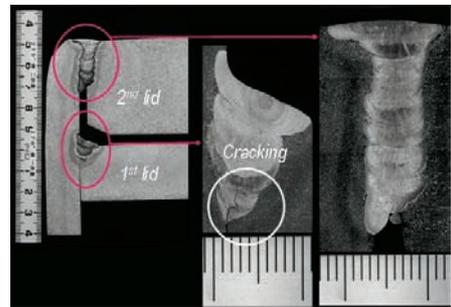


図4-5-6 蓋溶接部の断面マクロ撮影写真

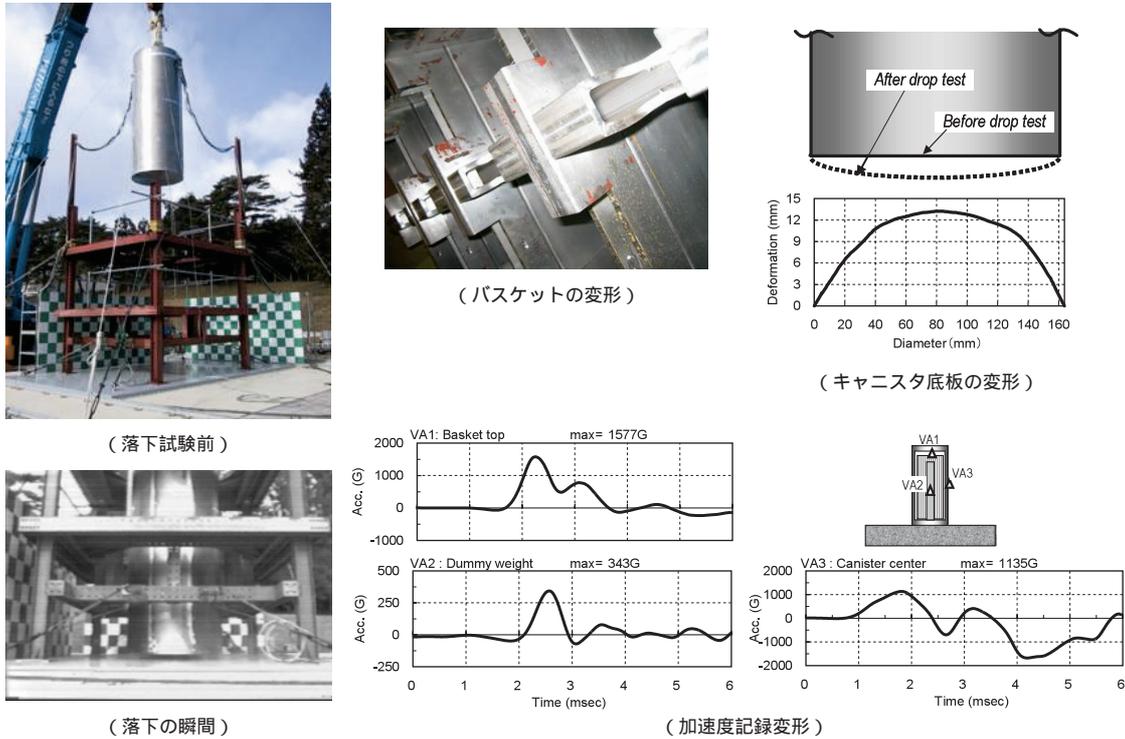


図4-5-7 垂直落下試験の実施状況と計測データの一例

Pa・m³/s以下であり、密封性能は健全であった。また、試験後に撮影した蓋溶接部の断面マクロ写真より、溶接部に有意な変形やき裂の発生は、みられなかった。

4-5-3 落下試験解析

衝撃荷重を受けるキャニスタの衝撃挙動や、各部位に発生する変形状態を詳細に把握するため、衝撃応答解析コードLS-DYNA3Dを用いて衝撃応答解析を行い、キャニスタ各部に生じる加速度やひずみを評価した。

図4-5-8に、落下解析モデルの有限要素分割図を示す。キャニスタの形状および落下姿勢を考慮し、水平落下解析には1/2面对称モデルを、垂直落下解析には1/4面对称モデルを用いた。初期条件として、想定した落下高さからの自由落下速度を全節点に入力した。

解析モデルについては、落下衝撃時におけるキャニスタ本体の挙動のみならず、バスケットに発生する変形や模擬重量体との相互作用を評価するため、全ての部位について実物に沿ったモデルとした。また、一次蓋、二次蓋における溶接部は、キャニスタ本体と剛結しているものと仮定し、節点共有とした。

表4-5-3に、落下解析に用いた材料物性を示す。材料

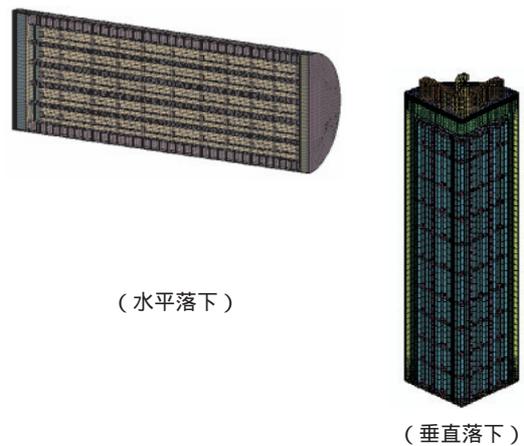


図4-5-8 落下解析モデルの有限要素分割図

表4-5-3 落下解析に用いた材料物性

材 料	スーパー ステンレス鋼	二相 ステンレス鋼
密 度	8.0g/cm ³	8.0g/cm ³
ヤング係数	192GPa	213GPa
硬化係数	1012MPa	786MPa
降伏応力	407MPa	664MPa
ポアソン比	0.31	0.27

モデルについては、母材を用いた材料試験結果より、バイリニアの応力 - ひずみ関係で与え、Von-Mises型の降

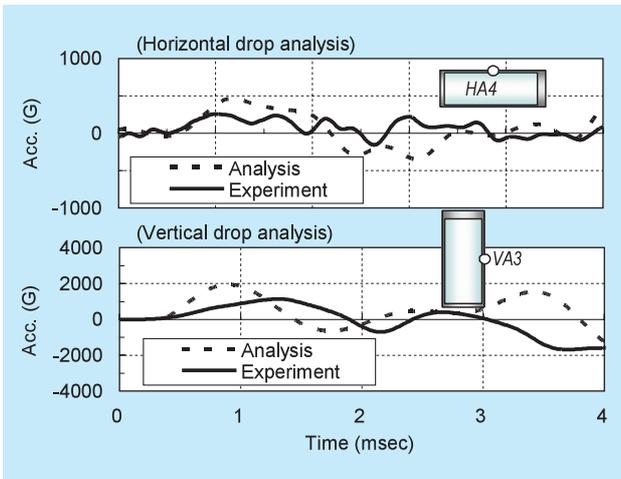


図4-5-9 落下試験解析結果と実験値の比較

伏曲面を有する等方硬化モデルとした。

図4-5-9に、落下試験解析結果と、落下試験で本体に発生した加速度値と比較して示す。いずれの姿勢においても、解析で得られた最大加速度は、実験値と良好一致を示しており、十分な精度で再現されている。

表4-5-4に、解析結果のまとめを示す。解析で発生したひずみは、溶接部近傍で最大8.4%発生しているが、キャニスタに使用される材料における設計最大引張強さに相当するひずみ（20%以上）に比べれば十分小さい値である。

表4-5-4 落下解析のまとめ

評価部位	相当塑性ひずみ	
	水平落下	垂直落下
容器本体	8.4%	5.0%
一次蓋	5.3%	2.6%
二次蓋	5.4%	7.0%

4-5-4 まとめ

落下高さ1 mからの剛な衝突面への水平落下および6 mからの垂直落下のいずれの試験においても、密封機能の健全性が維持され、キャニスタ各部位の局所的に発生するひずみは、いずれも10%以下の値であり、使用する材料の破断に相当するひずみ（20%以上）に比べ小さい。また、衝撃応答解析コードLS-DYNA3Dにより推定した本体のひずみは、試験結果を良く再現しており、これらの姿勢の評価においては十分な精度で追跡が可能である。

以上より、キャニスタの構造健全性として確保すべき溶接部の密封性能については、使用済燃料の現実的な破損評価が想定される設計加速度の範囲内では、損なわれることはない。

コラム2：キャニスタ内ヘリウム漏えい検知方法の開発

コンクリートキャスクでは、使用済燃料は、キャニスタ内に収納され、蓋部は溶接されている。よって、キャニスタは、密封機能を有している。なお、密封機能維持の確認の観点から、検査ができる設計が求められている。このため、キャニスタ内部のヘリウムが漏えいした際に、ヘリウムの対流効果が低減することによるキャニスタ側面の表面温度変化を利用して、ヘリウム漏えいを検知する方法¹⁾が、提案されている。しかし、その温度変化量は小さく、この方法では、微小漏えいや発熱量の小さい長期貯蔵時に対する検知信頼性が不十分である。

ここでは、キャニスタ内のヘリウム漏えいをキャニスタ表面の温度情報から早期かつ高い信頼性で検知する方法を開発することを目的として、実物大コンクリートキャスクを用いたヘリウム漏えい試験を実施した。

C2-1 試験ケースおよび温度計測位置

RC製キャスクおよびCFS製キャスクを用いて、ヘリウム漏えい試験を実施し、キャニスタ内のヘリウム内圧とキャニスタ表面温度の関係を調べた。表C2-1-1に、試験ケースを示す。

試験では、キャニスタ内に、初期の常温状態で、大気圧（ゲージ圧で0kPa）レベルのヘリウムが充てんされており、ヒータ発熱によるキャニスタ内部の昇温とともに内圧が上昇し、初期貯蔵状態を模擬した発熱量22.6kWの定常状態においては、キャニスタ内圧がCFS製キャスクにおいて56kPa、RC製キャスクにおいては59kPaになった。CASE1およびCASE3は、この状態から、キャニスタ上部に設けられたヘリウム充てんポートのバルブを開放し、ヘリウム漏えいを生じさせた。また、CASE2においては、初期の常温状態において、ヘリウムを約100kPa充てんした状態から、発熱量22.6kWで昇温して、定常状態にした。この時の内圧は、151kPaであり、この状態から、ヘリウム漏えいを生じさせ

表C2-1-1 試験ケース

CASE No.	キャスクタイプ	初期圧力 (kPa)	最終圧力 (kPa)	漏えい率 (Pam ³ /s)
CASE 1	CFS製キャスク	56	5	4.86×10^{-1}
CASE 2	CFS製キャスク	151	1	5.16
CASE 3	RC製キャスク	59	1	3.60×10

た。

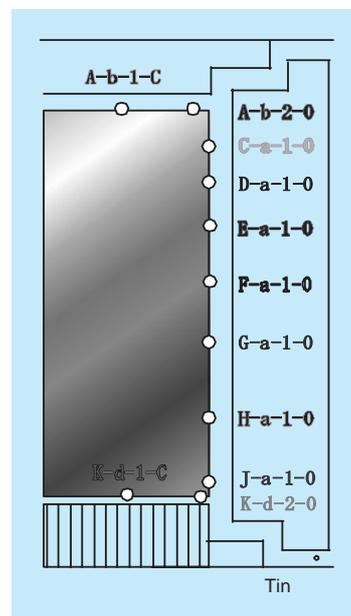
なお、図C2-1は、キャニスタ表面の温度計測位置ならびに給気口温度計測位置を示したものである。

C2-2 試験結果

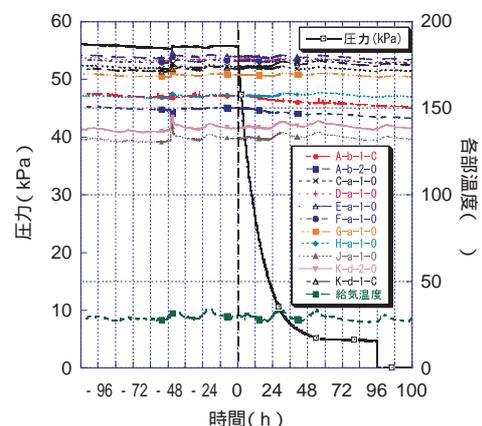
C2-2-1 ヘリウム漏えい検知方法の予備的検討

ヘリウム漏えい検知方法を構築するためにCASE1試験を実施し、温度データの分析を行った。図C2-2-1-1に、ヘリウム漏えい前後のキャニスタ表面温度および給気口での空気温度とキャニスタ内圧の関係を示す。

なお、ヒータ出力22.6kWでの定常状態で、キャ



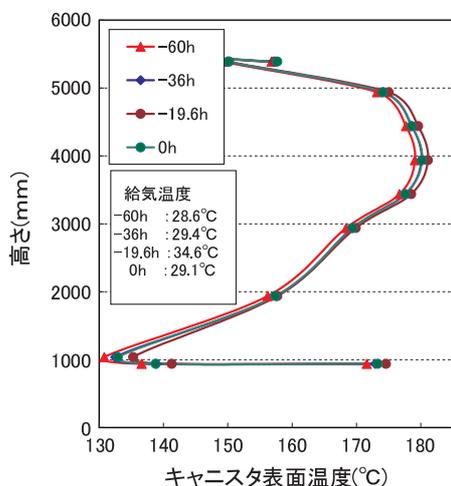
図C2-1 温度計測位置



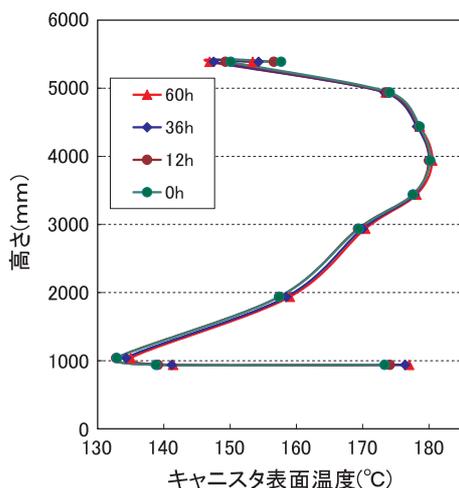
図C2-2-1-1 キャニスタ表面温度と圧力の関係

キャニスタ内圧は、56kPaであり、試験では、キャニスタ上部に設置してあるバルブを開放し、約4日間で5kPaまでヘリウムを漏えいさせた。その後、バルブを全開にし、圧力を大気圧レベル（ゲージ圧で0kPa）まで落とし、バルブを閉めた。図から分かるように、キャニスタ表面温度は、給気温度に左右されるため、ヘリウム漏えいが原因となる表面温度変化と給気温度による表面温度変化を区別する必要がある。図C2-2-1-2は定常時のキャニスタ表面温度分布、図C2-2-1-3は、ヘリウム漏えい時のキャニスタ表面温度分布の変化を示す。

通常時では、キャニスタ表面温度は、給気温度の増減に追従して変化するのに対して、ヘリウム漏えい後は、特に、キャニスタの底部中心の温度が著しく上昇するのに対して、キャニスタ上部中心の温度



図C2-2-1-2 キャニスタ表面温度(通常時)

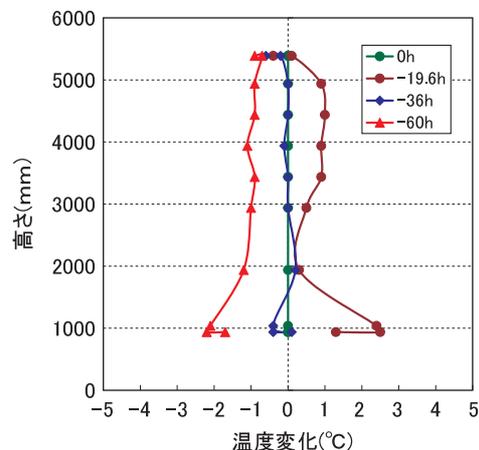


図C2-2-1-3 キャニスタ表面温度(漏えい時)

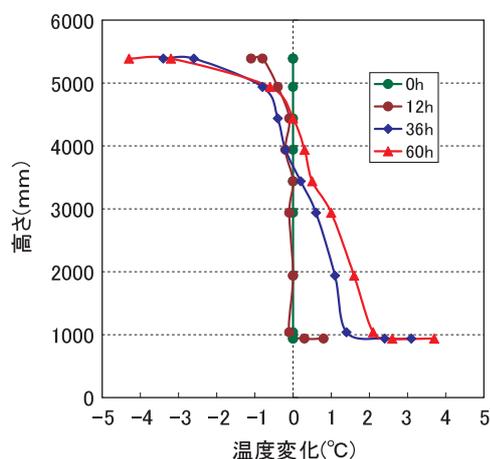
は著しく低下することが分かる。また、図C2-2-1-4は、通常時におけるヘリウム漏えい10時間からのキャニスタ表面各点での温度変化を示す。また、図C2-2-1-5は、ヘリウム漏えい時の0時間からのキャニスタ各点の温度変化を示している。

特に、図C2-2-1-5から分かるように、ヘリウム漏えい後のキャニスタ上部中心と底部中心の温度差は、ヘリウム漏えい開始から60時間後で8℃程度付いている。

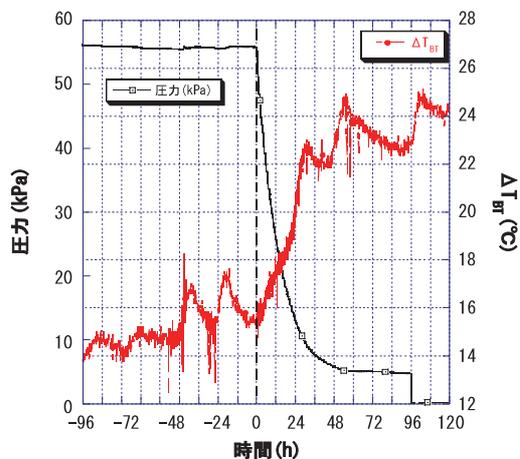
したがって、キャニスタ底部中心温度 (T_B) から上部中心温度 (T_T) を引いた温度差を T_{BT} と定義付け、 T_{BT} の変化を監視することにより、ヘリウム漏えいを検知できるかどうかを調べることとした。図C2-2-1-6は、 T_{BT} とヘリウム内圧の関係、図C2-2-1-7は、 T_{BT} と給気温度の関係を示したもの



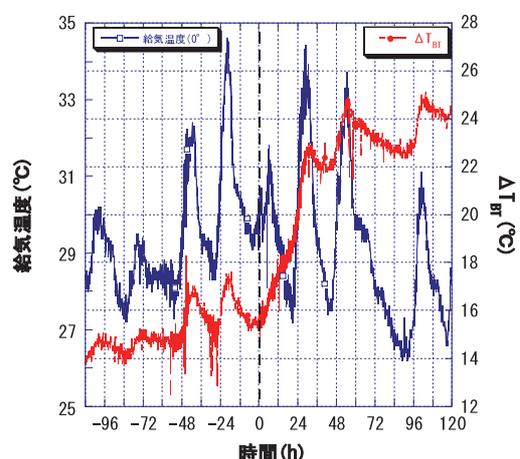
図C2-2-1-4 キャニスタ表面温度変化(通常時)



図C2-2-1-5 キャニスタ表面温度変化(漏えい時)



図C2-2-1-6 T_{BT} と圧力(CASE1)



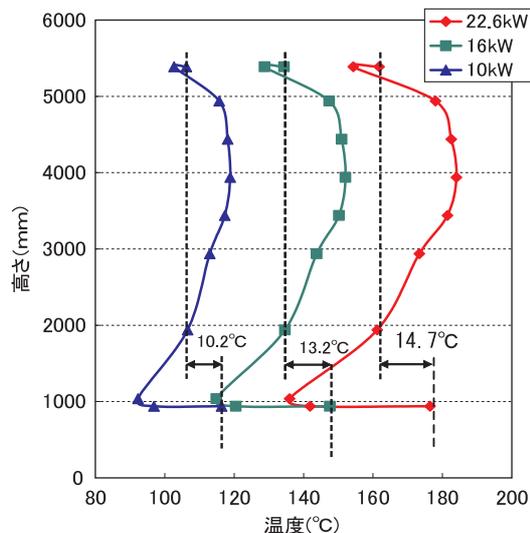
図C2-2-1-7 T_{BT} と給気温度(CASE1)

である。

ヘリウム漏えいととも、 T_{BT} に約8 の上昇が観られる。また、給気温度変化と T_{BT} の変化を比べると、ヘリウム漏えい後の現象が落ち着いた状態では、 T_{BT} は、給気温度の変動に追従しているが、ヘリウム漏えいの過渡時では、給気温度が下がっても T_{BT} が上昇する傾向が観られることから、

T_{BT} と給気温度を合わせて監視することにより、漏えいの早期検知が可能であると考えられる。また、図C2-2-1-8 キャニスタの発熱量とキャニスタの表面温度分布の関係を示しており、22.6kW（貯蔵初期）では、 T_{BT} は14.7、16kW（貯蔵20年後）では、

T_{BT} は13.2、10kW（貯蔵40年後）では、 T_{BT} は10.2 となっている。



図C2-2-1-8 発熱量とキャニスタ表面温度

よって、貯蔵期間が長くなるにつれ、 T_{BT} は減少しており、ヘリウム漏えい時に見られる T_{BT} が上昇する現象とは相反することから、ヘリウム漏えい検知を判断する際の妨げる要因とはなっていない。

また、発熱量の小さい長期貯蔵時（貯蔵40年後：10kW）においても、ヘリウム漏えい時の T_{BT} の有意な上昇が期待されることと給気温度変化の利用から、検知可能と予想される。

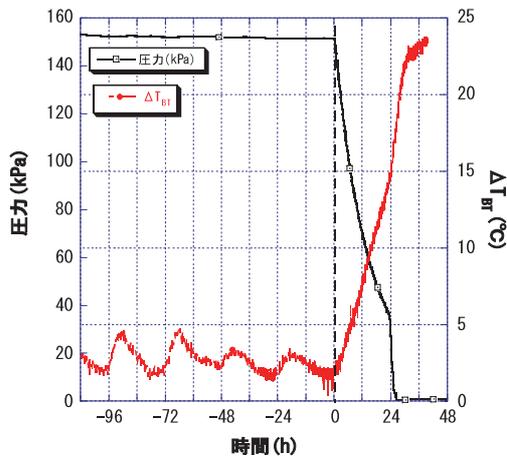
なお、本検知方法で用いている原理は、キャニスタ内の圧力変化情報をキャニスタ表面温度変化情報に変換することであることから、検知の限界は、すなわち、圧力変化が検知できる限界と同等となる。本試験ケースでの漏えい率は、4日間の漏えいで $10^{-1} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ であることからその二桁程度長い期間（約1年）の漏えいが圧力変化を検知できる限界であると仮定すると、 $10^{-3} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 程度となる。

C2-2-2 本検知方法の適用性確認

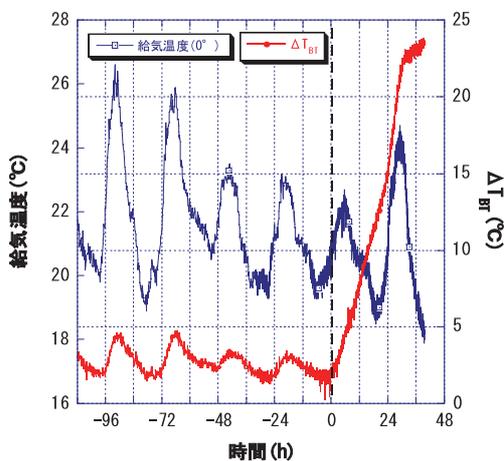
(1) キャニスタ内圧が高い場合（CASE2 試験）

キャニスタ内ヘリウムの圧力を151kPaまで加圧した状態から約1日で36kPaまで低下させ、その後、約3時間で1kPaに落とす試験を実施した。図C2-2-2-1は T_{BT} と圧力の関係であり、図C2-2-2-2は、 T_{BT} と給気温度の関係である。なお、一連の漏えい率は $5.16 (\text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s})$ となる。

この試験結果から分かるように、ヘリウム内圧が高い状態から漏えいが生じると、キャニスタ内ヘリ



図C2-2-2-1 T_{BT} と圧力(CASE2)

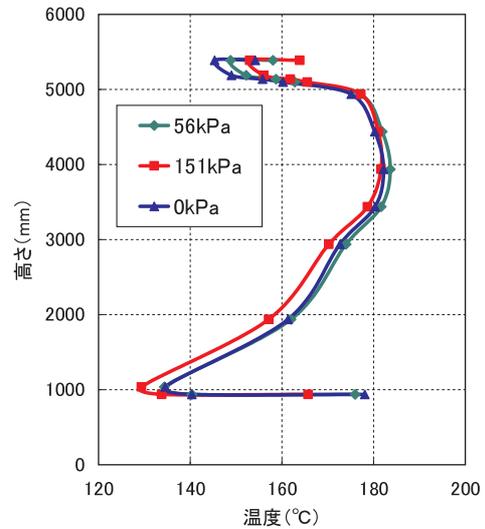


図C2-2-2-2 T_{BT} と給気温度(CASE2)

ウムの対流効果の低減が大きいことから T_{BT} の変化も大きくなり、検知感度が良好になる。ここでは、ヘリウム漏えい後、 T_{BT} は約20 上昇している。

また、図C2-2-2-3は、キャニスタ内のヘリウム圧力とキャニスタ表面温度分布の関係を示したものである。

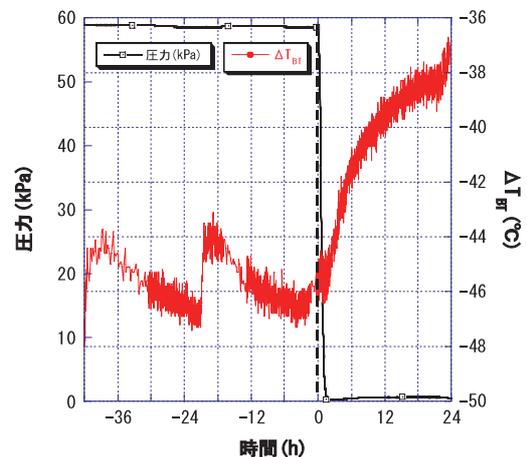
ここでは、給気温度を33 に換算した上で比較している。なお、33 は、日本全国で観測された気温を基に求められた設計用外気条件の一例である。それぞれ、加圧(151kPa)では、 T_{BT} が1.8、通常(56kPa)では、 T_{BT} が17.9、ヘリウム漏えい(0kPa)では、 T_{BT} が23.9となっている。この図より、ヘリウムの対流効果が存在することがキャニスタ表面温度の違いから推測される。



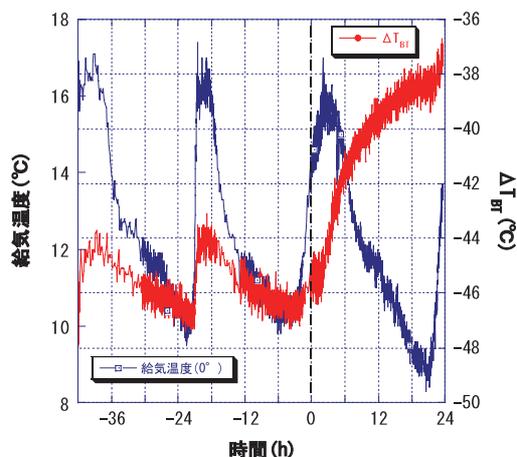
図C2-2-2-3 内圧とキャニスタ表面温度

(2) キャスクの種類が異なる場合 (CASE3 試験)

RC製キャスクを用いたヘリウム漏えい試験を実施した。図C2-2-2-4は、 T_{BT} と圧力の関係であり、図C2-2-2-5は、 T_{BT} と給気温度の関係である。今回用いたRC製キャスクでは、冷却空気が直接キャニスタ底部に衝突する流路構造となっていることから、キャニスタ底部はCFS製キャスクよりも温度が低くなる傾向がある。このため、キャニスタ底部温度からキャニスタ上部温度を引いて求めた T_{BT} は、CFS製キャスクとは異なり、マイナスの値となっているが、ヘリウム漏えい時の T_{BT} は、CFS製キャスクの場合と同様に上昇している。なお、この際の



図C2-2-2-4 T_{BT} と圧力(CASE3)



図C2-2-2-5 T_{BT} と給気温度(CASE3)

ヘリウム漏えいは、約2時間で59kPaから1kPaに落としており、漏えい率は、 $3.60 \times 10^{-3} (\text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s})$ と大きなものとなっている。よって、キャニスタ内部のヘリウム対流効果の減少がキャニスタ表面温度に伝わるまでに時間遅れが生じているが、1日後に T_{BT} は約8℃上昇している。

C2-2-3 結論

本試験において、ヘリウム漏えいが生じると、特にキャニスタ底部中心の温度は著しく上昇し、キャ

ニスタ上部中心の温度は著しく低下することが分かった。そこでキャニスタ底部中心の温度からキャニスタ上部中心の温度を引いた値を T_{BT} と定義付けた。ヘリウム漏えい時には、この値は大きく増加することから、 T_{BT} の監視がヘリウム漏えい検知に対して有効であることがわかった。また、給気温度が夜間低下する際にも T_{BT} が単調に一定値に向かって上昇する。よって、キャニスタ上部中心、キャニスタ底部中心および給気口の計3箇所の温度情報のみを用いて、キャニスタ内のヘリウム漏えいの早期検知が可能であることが分かった。

なお、本検知手法の特徴は、以下の通りである。

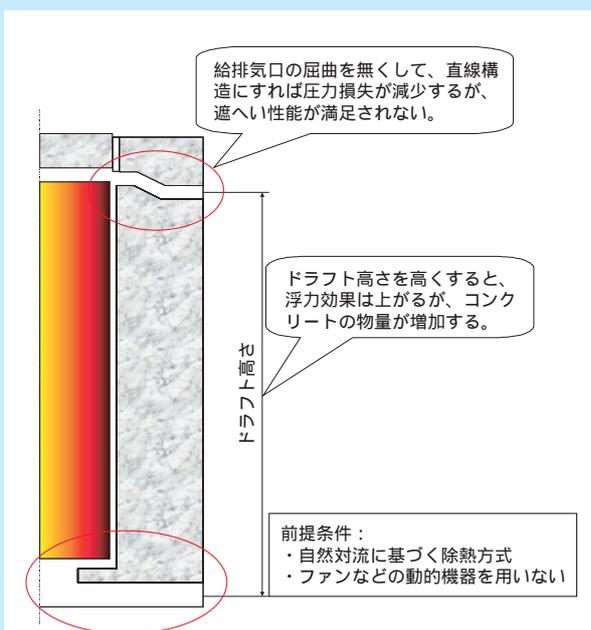
- 1) キャニスタ内圧を高めるほど検知感度が良好になる。
- 2) 発熱量の小さい長期貯蔵時においても信頼性が高い検知が可能である。
- 3) 貯蔵期間による発熱量の低減により、漏えい検知を誤認することはない。なお、本システムで検知できる漏えい率の限界値は、約 $10^{-3} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ と考えられる。
- 4) 流路形状の異なるコンクリート容器でも本手法が適用できる。

コラム3：除熱性能に優れたコンクリートキャスク蓋部構造の開発

コンクリートキャスクの特徴の一つは、キャスク内部に、冷却空気を取り込み、自然対流で内部の熱の大部分を外部に放出する方式をとっていることである。これは、コンクリートが金属に比べ、熱伝導率が小さく、使用最高温度が低いため、金属キャスクのように、本体胴の熱伝導だけでは、十分な除熱性能が得られないことが原因である。コンクリートキャスクのメリットである経済性を、より向上させるためには、遮へい性能の面から、金属キャスクに比べ、本体胴の厚さが大幅に増し、全体重量も増加しているコンクリートキャスクのコストを少しでも低減することが重要である。そのためには、コンクリートキャスクの除熱設計の合理化が有効と考えられる。

4-1～3節で示されているように、従来のコンクリートキャスクの除熱設計は、安全裕度の少ないものになっている。これは、コンクリートの物量を少しでも低減させるとともに、構造を簡素化していることが大きな要因となっている。

除熱性能を上げるための一つの方法は、冷却空気の浮力効果を増加させるために、ドラフト高さ（給排気口の高低差）を高くすることであるが、その分、キャスクの高さが増し、コンクリートの物量も増加することにつながってしまう（図C3-1）。また、もう一つの方法は、冷却空気流路の圧力損失をできるだけ小さくすることであるが、遮へい性能の低下に



図C3-1 コンクリートキャスクの除熱性能向上に関する課題

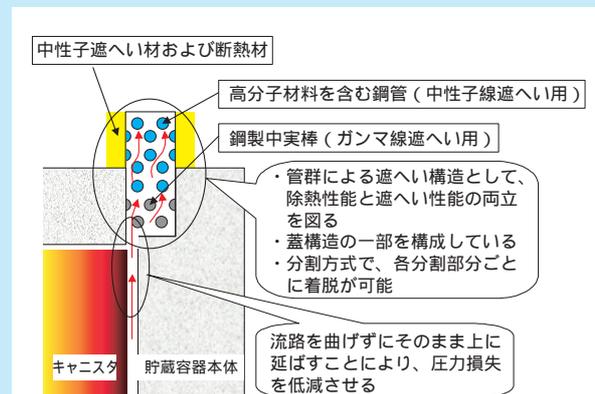
つながらない工夫が必要である。一般に、コンクリートキャスクの給排気口は、ストリーミングを低減させるために、屈曲構造となっている。圧力損失の観点からは、屈曲構造よりも直線構造の方が望ましいが、直線構造では、要求される遮へい性能を満足できない場合が多い。

以上述べたように、コンクリートキャスクの除熱性能向上の観点から、圧力損失が小さく、遮へい性能も満足する新たな給排気口を開発することは有意義である。

C3-1 新たな排気口設計の概念

従来のコンクリートキャスクの構造を見ると、給排気口の屈曲部を直線構造にすることにより、圧力損失の低減を図れることは、容易に発想される。さらに、排気口については、流路を直角に曲げてキャスクの側面に付けるのではなく、キャニスタ側面の流路をそのままキャスク上面に向けた方が圧力損失は小さくなる。しかし、このような排気口の形状を採用した場合、如何に遮へい性能を満足させるかが問題となる。ここで、著者らは遮へい性能を満足させる方法として、鋼製の中実棒と高分子材料を入れた鋼管を流路内に配列する方法を考案した。鋼製中実棒は、ガンマ線遮へい用であり、高分子材料を入れた鋼管は、中性子線遮へい用である。これらの管群を適切に配置（管の大きさ、数、位置など）することにより、十分な遮へい性能を持たせることが可能である。遮へい性能については、3-4節に示されている通り、実験により検証しているため、本節では、除熱性能についてのみ記述することとする。

さらに、今回提案の構造の特徴は、流路を形成している管群部分を蓋構造の一部としていることと、管群部分を分割式（実験では8分割）にしている点



図C3-2 新たな排気口設計の概念

にもある（以下、低圧損蓋と呼ぶ）。管群部を本体に組み込むことも可能であるが、蓋部に組み込むことにより、コンクリートキャスク本体胴部の構造を単純化させ、製作を容易にしている。また、分割方式にすることにより、管群部の一部を取り外してコンクリートキャスク内部（例えば、キャニスタ表面など）の観察（あるいは検査など）が可能な構造となっている（流路が直線的であるため、管群部を外さずに、そのままファイバースコープ等を挿入して内部を観察する場合にも、屈曲構造に比べて、操作性は良い）。

なお、今回の提案では、以下の点に留意が必要である。

- ・従来のコンクリートキャスクで、排気口が側面に付いている一つの理由として、屋外に貯蔵された場合に、雨水が内部に入りやすくすることが挙げられる。今回提案の方式は、屋外に貯蔵した場合には、雨水がそのまま内部に浸入するため、屋外の貯蔵には不向きである。従って、基本的には、貯蔵建屋内に設置される場合を想定している。

- ・管群構造による流路形状は、給排気口のいずれにも適用は可能であるが、排気口のみに取り付けることで、十分な除熱性能の向上が図れることや、給気口部分に取り付けるスペースが少ないこと等を考慮し、今回は排気口部分にのみ適用することとした。

C3-2 実験用低圧損蓋の試作

C3-1節で述べた設計概念に基づき、その除熱性能を検証するため、実験用蓋部を試作した（図C3-3、4）。製作した蓋部は、4-1～3節で述べられている実物大コンクリートキャスクによる除熱試験で使用し、除熱性能を明らかにした。



図C3-3 低圧損蓋の全体写真



図C3-4 管群部の拡大写真

4-2節で述べられているように、今回除熱試験に使用した二種類のコンクリートキャスクのうち、RC製キャスクでは、制限値を超えるコンクリート温度が測定された。従って、RC製キャスクに対して、新提案の低圧損蓋を適用して実験することが望ましかったが、すでに試験を終了していたため、CFS製キャスクを対象に、設計・製作を行った。

なお、試験の目的が除熱性能であるため、中性子線の遮へい体は取り付けなかった（管群部の鋼管内には、何も入れず、空気が入った状態である）。

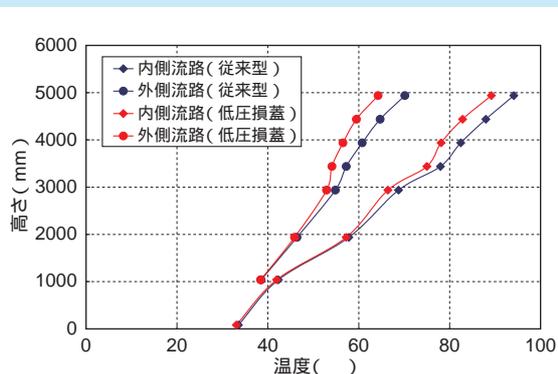
C3-3 除熱試験

低圧損蓋をCFS製キャスクの既存の蓋と交換して取り付け、既存の排気口を塞いで試験を実施した。試験条件は、通常時（ヒータ出力22.6kW）を対象とした。

以下に、既存の蓋を付けた場合との比較として、試験結果を示す。

(1) 冷却空気

図C3-5に、流路内の冷却空気の軸方向温度分布



図C3-5 冷却空気0 °の軸方向温度分布

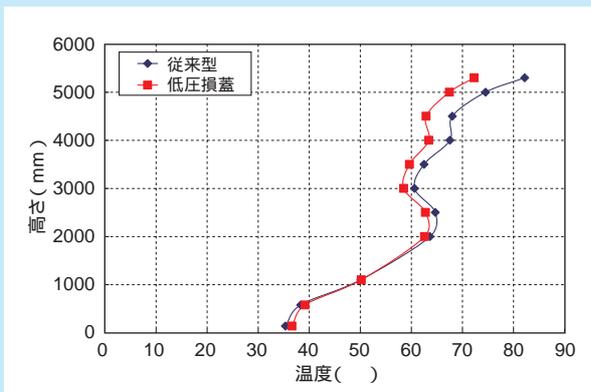
を示す。熱遮へい板の内側流路および外側流路の両方において、従来型の結果に比べ、温度が低下している。冷却空気流量を比較すると従来型では、0.363 kg/sであるのに対して、低圧損蓋では、0.416kg/sとなり、14.6%増加した。一方、排気口での温度分布が大きいことと、排気流速も分布があることから、排気温度の設定が困難であることが判明した。排気流速や温度の評価は、除熱設計の重要な因子であるため、今後、評価手法を構築することが必要である。

(2) ライナー温度

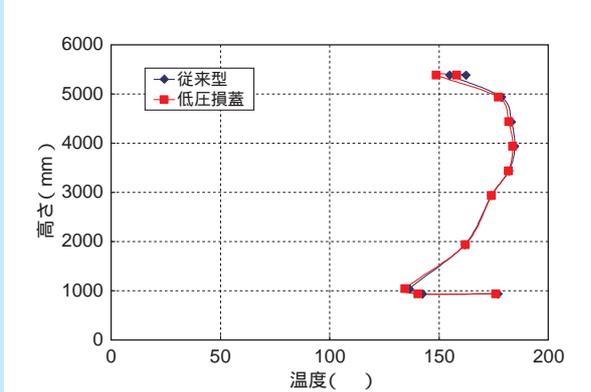
図C3-6にライナー0°の軸方向温度分布比較を示す。両方とも上部に向かって、温度差が上昇していくが、低圧損蓋の結果は、従来蓋に比べ、約10°温度が低下している。

(3) キャニスタ温度

図C3-7はキャニスタ表面の軸方向温度分布である。従来蓋と低圧損蓋で、ほぼ同じ温度分布となっている。キャニスタ表面温度は、表面での熱流束および自然対流熱伝達により決まるが、キャニスタ内部の発熱量が同じであるため、表面での熱流束が同



図C3-6 ライナー0°の軸方向温度分布



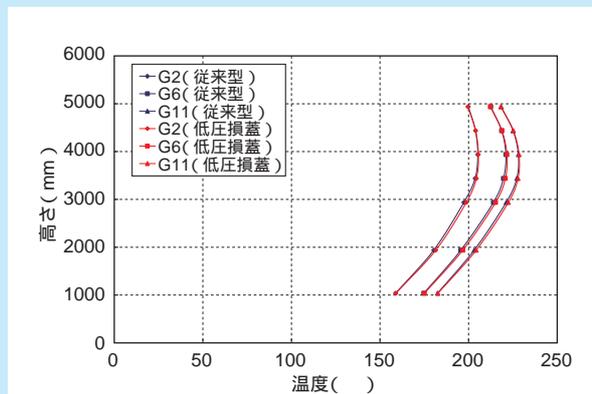
図C3-7 キャニスタ表面0°の軸方向温度

じとなり、その結果として表面温度の差異が小さくなっている。一部、相違が見られる箇所は、キャニスタ蓋部付近で、低圧損蓋の結果の方が温度が低くなっている。これは従来型の場合、排気口の屈曲部があるため、キャスク蓋部とキャニスタ蓋部の空間に高温の空気が流れ込み易いのに対して、低圧損蓋の場合には、ダクトがストレートなため、この空間に空気が流れ込みにくくなっていることが原因の一つと考えられる。

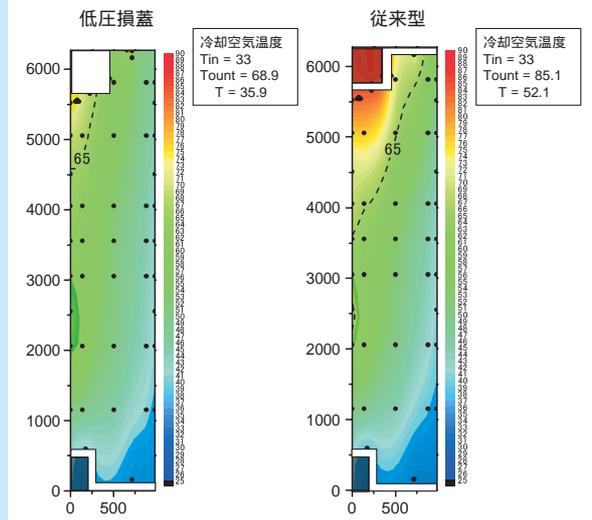
図C3-8は、キャニスタ内部の温度比較である。発熱量が同じで、キャニスタ表面温度も同じであることから、内部温度も、ほとんど差異は観られない。

(4) 貯蔵容器

図C3-9に、コンクリート内部(90°断面)の温度分布の比較を示す。従来蓋では、排気口内側近傍のコンクリート最大温度が83°であるのに対して、



図C3-8 ガイドチューブの軸方向温度



図C3-9 コンクリート内部0°温度分布の比較

低圧損蓋では、この部分の温度が73 となり、10 低くなっている。また、長期間のコンクリート制限温度である65 を超える領域も少なくなっている。なお、給気温度を33 に換算して比較している。

C3-4 まとめ

表C3-1は、圧損蓋と従来型の各部温度および流量の比較を示したものである。低圧損蓋を用いることにより、従来のコンクリートキャスクに比べて、冷却空気流量が14.6%増加し、給排気温度差も低減することが分かった。

また、コンクリート最高温度も10 程度低減することから低圧損蓋の除熱性能上の有効性が示された。

表C3-1 低圧損蓋と従来蓋の各部温度および流量の比較

	低圧損蓋(22.6kW)	従来型(22.6kW)
給気温度()	33	33
コンクリート胴部最高温度()	73 (- 10)	83
蓋部最高温度()	119 (- 13)	132
キャニスタ表面最高温度()	19 (- 1)	192
キャニスタ表面最低温度()	12 (- 2)	123
ガイドチューブ最高温度()	228 (0)	228
空気温度上昇度()	42 (- 10)	52
冷却空気流量(kg/s)	0.416(+ 14.6%)	0.363

()内は、「従来型(22.6kW)」からの差