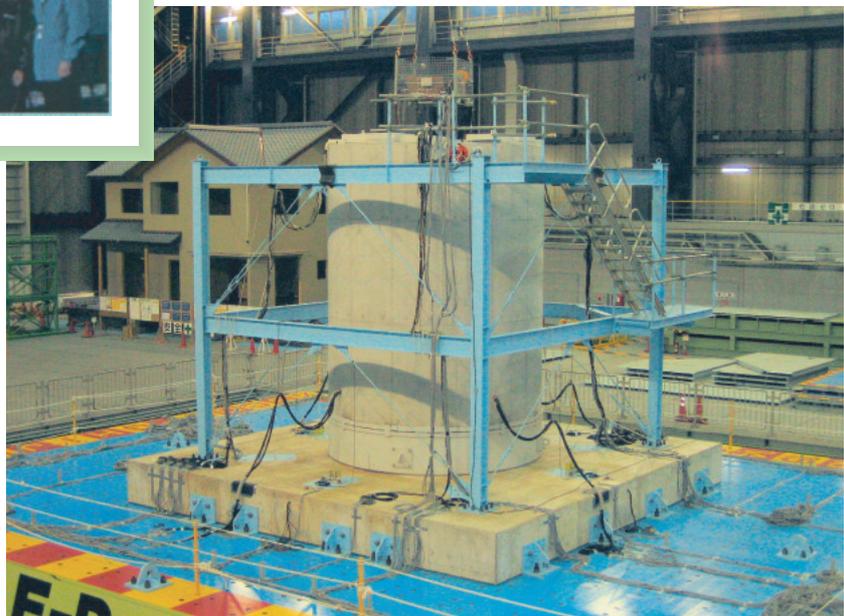


DENCHUKEN REVIEW

コンクリートキャスク貯蔵技術 経済的な中間貯蔵実用化への挑戦

電中研レビュー No.52 2006.2



コンクリートキャスク貯蔵技術（経済的な中間貯蔵実用化への挑戦）

編集担当 地球工学研究所 重点課題責任者 研究参事 三枝 利有

巻頭言	関西電力(株)常務取締役 岸田 哲二	2
電中研「貯蔵・輸送研究」のあゆみ		4
第1章 なぜコンクリートキャスクか（中間貯蔵技術としてのメリット）...		7
1-1 不確実性を考慮した使用済燃料貯蔵需要		9
1-2 海外におけるコンクリートキャスク貯蔵		11
1-3 金属キャスク貯蔵とコンクリートキャスク貯蔵の比較		15
第2章 研究のニーズと位置づけ		17
2-1 原子力政策大綱と電気事業の動向		19
2-2 安全審査に係わる技術要件（経済産業省 原子力・安全保安院）		20
2-3 安全設計及び検査基準（日本原子力学会）		20
2-4 構造規格（日本機械学会）		20
2-5 研究の位置づけ		24
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）		25
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
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）		59
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
第 5 章 キャニスタ材料の健全性.....	97
5-1 キャニスタ材料の環境と特色	99
5-2 従来型ステンレス鋼の耐食性	102
5-3 高耐食型ステンレス鋼の耐食性	108
5-4 従来型ステンレス鋼の破壊靱性	112
5-5 高耐食型ステンレス鋼の破壊靱性特性	117
第 6 章 使用済燃料の健全性.....	121
6-1 20 年間保管した使用済燃料の健全性	123
6-2 貯蔵中のモニタリング手法の開発	129
コラム 4 : 中性子によるキャニスタ内ヘリウム漏洩検知の可能性.....	134
第 7 章 コンクリートキャスク実用化研究の将来展開 (実用化への シナリオ)	135
7-1 キャニスタ材の大気応力腐食割れ対策・評価	137
7-2 コンクリートキャスク長期健全性実証試験	143
7-3 コンクリートキャスクの耐震試験	144
おわりに ===== 研究参事 地球工学研究所長 当麻 純一	149
引用文献・資料等.....	150

表紙絵： コンクリートキャスクに装荷される模
擬使用済燃料集合体、 米国アイダホ国
立研でのコンクリートキャスク貯蔵試験
体と日米の担当者、 コンクリートキャ
スクの耐震試験

経済的な中間貯蔵技術実用化への挑戦



昨今、中国やインド等の開発途上国の経済発展には目覚ましいものがあり、それに伴うエネルギー需給の逼迫は今後とも継続するものと予想されている。現在、わが国では原油輸入量の9割を中東に依存しており、その中東の原油生産量も将来的には大きな増加は見込めないというのが、専門家の見解である。このような状況下において、昨年来の原油価格の高騰がわが国の経済に与える影響が比較的小さかったのは、オイルショック以降の脱石油対策の一つとして推進してきた原子力発電

が少なからず寄与したものと推察する。

一方、昨年2月には気候変動枠組条約が発効し、わが国においては地球温暖化につながる温室効果ガスを2008年から2012年に1990年比で6%削減することが義務付けられている。

このような状況において、非化石燃料を使用する原子力発電の重要性はますます高まっており、昨年10月に閣議決定された「原子力政策大綱」において、再処理路線を前提とした原子燃料サイクルの重要性が再確認されたことは大変意義深いことと考える。その中でも、わが国の原子燃料サイクル全体の運営に柔軟性を付与する役割を担うとともに、エネルギーの備蓄効果も期待できる中間貯蔵施設の実現は喫緊の課題であり、電気事業者として取り組むべき重要課題と認識している。

中間貯蔵技術は海外においてさまざまな方式が既に実用化されているが、わが国においてもそれらを採用できるような基盤整備が必要となってくる。行政庁においては2000年6月に原子炉等規制法に貯蔵事業に関する規制が追加され、関連する省令が施行されるとともに、その後、金属キャスクやコンクリートキャスクに係る技術要件が策定され、安全審査に際して技術的に重要と考えられる基本的事項がとりまとめられた。一方、民間においても、原子力学会や機械学会で金属キャスクやコンクリートキャスクの安全設計標準や構造規格が策定され、キャスクの安全機能を確保するための設計、製造、検査等に係る具体的な取決めの明確化が図られてきたところである。これらの民間規格を策定する上で重要なのは、その妥当性が種々の実証試験や解析に基づく客観的事実により裏付けられていることであり、(財)電力中央研究所はこれまで電気事業者と密接な連携の下、プロジェクト研究を推進してこられ、それらの研究成果は大いに貢献したものと考えている。

本レビューは、貯蔵方式の内、米国では実用化されているものの、わが国においては実用経験のないコンクリートキャスク貯蔵技術について、その成果の概要が紹介されている。今後も将来の中間貯蔵技術のあり方を見据え、安全性を基盤とした経済性に優れた技術の確立に向けて、(財)電力中央研究所の今後の活動に期待している。

関西電力(株)常務取締役

岸 田 哲 二

電中研「貯蔵・輸送研究」のあゆみ

西 暦	当 研 究 所 の 状 況	国 内 外 の 状 況
1955	・原子力発電に関する調査研究開始	・第1回原子力平和利用国際会議（ジュネーブ会議）
1956		・原子力委員会発足
1966		・原電、東海発電所で初の営業運転開始
1976	・使用済燃料海上輸送安全評価の研究を開始	
1977	・使用済燃料輸送容器信頼性実証試験開始（～1994）	
1978	・原子燃料物質の陸上輸送安全評価の研究を実施	・原子力安全委員会発足
1979	・大型輸送容器特別研究室を設置	・日本原燃サービス（株）発足
1980	・再処理返還廃棄物の輸送・貯蔵研究を開始 ・日米共同で使用済燃料貯蔵の研究を開始（～1982） ・天然六フッ化ウラン輸送物の火災時挙動研究開始（～1983）	・初の原子力安全白書発表
1981	・返還廃棄物対策に関する研究-高レベル廃棄物輸送用キャスクの安全性に関する研究-（～1985）	
1985	・原燃サイクルバックエンドP.T.による推進体制を組織	・日本原燃産業（株）発足
1986	・中低レベル返還廃棄物輸送容器健全性試験（～1987）	・IAEA 輸送規則が改訂（1985年版）
1986	・放射性廃棄物輸送容器等安全性実証試験を開始（～1998）	
1987	・原子力発電所使用済燃料貯蔵技術確証試験フェーズⅠ（～1991）開始	
1988	・100トン級実規模鋳鉄キャスクの落下試験を公開実施（～1990） ・我孫子研究所にバックエンド研究を総合推進する原燃サイクル部を組織	
1989	・電中研レビュー20号（原子燃料サイクルの確立を目指して）発行 ・低レベル廃棄物貯蔵容器の健全性確認試験（～1990）	・1985年版IAEA輸送規則国内取り入れ
1990	・天然六フッ化ウラン輸送容器安全性実証試験を開始（～1995） ・使用済燃料管理技術開発-乾式貯蔵実用化試験-を開始（～1994）	
1991	・仏IPSN（原子力安全防護研究所）と天然六フッ化ウラン輸送物の耐火試験の共同研究を開始（～1997）	
1992	・高レベル廃棄物輸送物落下試験を公開実施	・原子力安全委員会が「原子力発電所内の使用済燃料乾式キャスク貯蔵について」を決定 ・PATRAM 1992 横浜開催 ・日本規格協会材料規格「低温用厚肉フェライト球状黒鉛鋳鉄品 JIS G 5504-1992」制定
1993	・原子力発電所使用済燃料貯蔵技術確証試験フェーズⅡ（～1996）開始 ・プルトニウム輸送容器等安全性実証試験を開始（～1999） ・使用済燃料の構内キャスク貯蔵の総合報告書作成 ・高燃焼度使用済燃料輸送物の安全性実証試験を開始（～1999）	・プルトニウム輸送船「あかつき丸」が無事帰港 ・日本原燃（株）六ヶ所再処理施設の着工
1994	・返還低レベル廃棄物落下時健全性試験（～1996）	・原子力委員会、新原子力長計を策定 ・高レベル放射性廃棄物返還輸送船「パシフィック・ピントール号」青森・むつ小川原入港
1995	・使用済燃料管理技術開発-使用済燃料貯蔵技術調査-を開始（～1999）	・東電福島第一にわが国初の乾式キャスク貯蔵開始 ・「もんじゅ」ナトリウム漏えい事故 ・PATRAM 1995 ワシントン開催
1996		・原子力委員会、「原子力政策円卓会議」を設置 ・IAEA 輸送規則が改訂（1996年版 ST-1）

西 暦	当 研 究 所 の 状 況	国 内 外 の 状 況
1997	<ul style="list-style-type: none"> ・バックエンドプロジェクトを組織して研究を重点化 ・リサイクル燃料資源貯蔵技術調査等 - コンクリートモジュール貯蔵技術確証試験 - (~ 2003) 開始 	<ul style="list-style-type: none"> ・使用済燃料の発電所外貯蔵の検討を閣議了解 ・電事連、プルサーマル計画を発表 ・動燃アスファルト固化施設で火災事故 ・原電、東海発電所を停止
1998		<ul style="list-style-type: none"> ・総合エネルギー調査会原子力部会「リサイクル燃料資源中間貯蔵の実現に向けて」を中間報告 ・PATRAM 1998 パリ開催
1999	<ul style="list-style-type: none"> ・米国サンディア国立研究所とバックエンド研究に関する研究交流の覚書締結 	<ul style="list-style-type: none"> ・JCO 臨界事故発生 ・原子炉等規正法の一部改正施行 (原子力発電所敷地外での使用済燃料貯蔵が可能に)
2000	<ul style="list-style-type: none"> ・電中研レビュー No.40 (原子燃料サイクルバックエンドの確立に向けて) 発行 	<ul style="list-style-type: none"> ・通産省「使用済燃料の貯蔵の事業に関する規則」、「使用済燃料貯蔵施設の設計及び工事の方法の技術基準に関する省令」、「使用済燃料貯蔵施設の溶接に関する技術基準を定める省令」制定 ・原子力長計 「中間貯蔵は再処理までの時間的な調整を行い、2010 年までの操業準備中」 ・資源エネルギー庁「使用済燃料貯蔵施設 (中間貯蔵施設) に係る技術報告書」 ・IAEA 輸送規則が改訂 (1996 年版 TS-R-1 (ST-1, Revised))
2001	<ul style="list-style-type: none"> ・赤城試験センター内「コンクリートキャスク確証試験設備設置」 	<ul style="list-style-type: none"> ・PATRAM 2001 シカゴ開催 ・日本機械学会「使用済燃料貯蔵施設規格 - 金属キャスク構造規格 SFA1-2001」制定
2002		<ul style="list-style-type: none"> ・原子力安全委員会が「金属製乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵施設のための安全審査指針」を決定 ・むつ市 中間貯蔵専門家会議を設置 ・むつ市長が中間貯蔵誘致を表明
2003	<ul style="list-style-type: none"> ・米国アイダホ国立研究所とコンクリートキャスク長期健全性実証試験共同研究開始 (~ 2006 年) ・ISSF 2003 国際貯蔵セミナーを INMM と共催 (品川) 	<ul style="list-style-type: none"> ・日本機械学会「使用済燃料貯蔵施設規格 - コンクリートキャスク及キャニスタ詰替装置及びキャニスタ輸送キャスク構造規格 SFB1-2003」制定 ・IAEA 輸送規則が改訂 (1996 年版 TS-R-1As Amended 2003)
2004	<ul style="list-style-type: none"> ・仏 CEA と貯蔵など研究協力協定を締結 ・貯蔵設備長期健全性等確証試験を開始 (~ 2008) ・地球工学研究所バックエンド研究センターを組織 	<ul style="list-style-type: none"> ・PATRAM 2004 ベルリン開催 ・日本原子力学会標準「使用済燃料中間貯蔵施設用金属キャスクの安全設計及び検査基準：2004」制定 ・総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安部会核燃料サイクル安全小委員会「コンクリートキャスクを用いる使用済燃料貯蔵施設 (中間貯蔵施設) に係る技術検討報告書」 ・青森県 中間貯蔵安全性チェック検討会を設置 ・原子力安全・保安院「金属キャスクを用いる使用済燃料貯蔵施設の安全審査に係る技術要件」策定
2005	<ul style="list-style-type: none"> ・貯蔵設備長期健全性等確証試験の中で、E - ディフェンスで実物大コンクリートキャスクの耐震試験 	<ul style="list-style-type: none"> ・ASME Code Case “ Use of Ductile Cast Iron Conforming to ASTM A 874/A 874M-98 or JIS G 5504-1992 for Transport Containments ” 制定 ・青森県が中間貯蔵立地に調印 ・日本規格協会材料規格「低温用厚肉フェライト球状黒鉛鋳鉄品 JIS G 5504-2005」制定 ・原子力委員会「原子力政策大綱」策定 ・日本原子力学会「使用済燃料中間貯蔵施設用コンクリートキャスク及びキャニスタ詰替装置の安全設計及び検査基準：2006」制定 (予定)

第 1 章

1

**なぜコンクリートキャ
スクか（中間貯蔵技術
としてのメリット）**

第1章 なぜコンクリートキャスクか（中間貯蔵技術としてのメリット） 目次

社会経済研究所 上席研究員 長野 浩司
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 重点課題責任者 研究参事 三枝 利有

1 - 1 不確実性を考慮した使用済燃料貯蔵需要	9
1 - 2 海外におけるコンクリートキャスク貯蔵	11
1 - 3 金属キャスク貯蔵とコンクリートキャスク貯蔵の比較	15



長野 浩司（1987年入所）
使用済燃料貯蔵技術の経済性比較、原燃サイクルと炉型戦略のモデル分析、長期世界エネルギーモデル分析等を基盤として、原子力とくに原燃サイクル政策の研究に取り組んでいる。

（1-1執筆）



白井 孝治（1987年入所）
放射性物質輸送容器の落下衝撃に対する健全性評価、天然UF6輸送容器耐火・破裂評価、航空機等の飛来物に対する鉄筋コンクリートの耐衝撃性評価研究等に従事。一方、使用済燃料貯蔵技術については、金属キャスクの落下衝撃や耐震性評価に従事し、ここ数年間、コンクリートキャスク貯蔵方式の実用化研究に取り組んでいる。

（1-2執筆）



三枝 利有（1983年入所）
専門は材料科学・工学。入所以来、使用済燃料等の輸送・貯蔵研究に従事。これまで、金属キャスク貯蔵及びコンクリートキャスク貯蔵方式の実用化研究を実施・とりまとめた。今後は大容量・長期貯蔵に向けた研究などを旨とする。

（1-3執筆）

1-1 不確実性を考慮した使用済燃料貯蔵需要

(1) 使用済燃料貯蔵の意義と課題

当所はかねてより、原燃サイクル戦略における使用済燃料貯蔵の基本的意義について、以下の3つの側面を指摘してきた⁽¹⁾⁽²⁾。

- ・原子炉付設プールの容量超過を回避する「緊急避難措置」
- ・再処理施設への使用済燃料フィードの調整機能
- ・将来の不確実性への対処

原子力委員会は、2004年6月に設置した「新計画策定会議」での議論を基に、2005年10月に「原子力政策大綱」⁽³⁾を策定し、閣議決定した。大綱における使用済燃料貯蔵に関する記載を抜き出してみる。まず、「1-2. 現状認識」においては、「使用済燃料の中間貯蔵は、使用済燃料が再処理されるまでの間の時間的な調整を行うことを可能にするので、核燃料サイクル全体の運営に柔軟性を付与する手段として重要」⁽³⁾との認識を示している。今回の大綱策定における最初かつ最重要のステップであった、将来の核燃料サイクルのあり方に関する4つのシナリオの比較評価において、「我が国においては、核燃料資源を合理的に達成できる限りにおいて有効に利用することを目指して、(一部略)使用済燃料を再処理し、回収されるプルトニウム、ウラン等を有効利用することを基本的方針とする」⁽³⁾と結論づけた上で、「使用済燃料は、当面は、利用可能になる再処理能力の範囲で再処理を行うこととし、これを超えて発生するものは中間貯蔵する。中間貯蔵された使用済燃料及びプルサーマルに伴って発生する軽水炉使用済 MOX 燃料の処理の方策は、六ヶ所再処理工場の運転実績、高速増殖炉及び再処理技術に関する研究開発の進捗状況、核不拡散を巡る国際的な動向等を踏まえて2010年頃から検討を開始する。」⁽³⁾とした。

大綱は、使用済燃料貯蔵に関する上述の3つの側面のうち、最も重要と考えられる第3の「不確実性への対処」を今後の核燃料サイクルの展開において積極的に活用しようとする一方で、長期的な方向性、とりわけ今後発生していく MOX 燃料などの対処については適切な検討を要する課題と捉えている。

本節では、将来の貯蔵需要の動向を概観した上で、使用済燃料貯蔵技術に求められる役割、とりわけコンクリートキャスク貯蔵に代表されるコンクリートモジュール貯蔵技術の特色を活用する方途について展望を示す。

(2) 不確実性を考慮した使用済燃料貯蔵需要評価⁽⁴⁾⁽⁵⁾

2050年にかけて発生する使用済燃料貯蔵需要、とりわけその不確実性への対処について、本項では次の2ケースを対象に考察する。

最尤度(基本)ケース：基本的に従来想定のとおりであり、現時点において最も蓋然性が高いと考えられるケース

リスク管理ケース：極端かつ蓋然性は低いながら、このケースへの対処を念頭におくことで他の状況へも十分余裕をもったロバストな対処が可能となるケース

具体的なリスク管理ケースとして、ここではPA上その他の理由によりプルサーマルの実施が遅延を迫られ、プルトニウム需要が低減することへの対処として再処理施設の操業スケジュールの調整を図る状況を想定し、以下の2オプションを設定した。

リスク管理Aケース：再処理施設の設備利用率を50%として操業を続け、プルサーマル実施が軌道に乗った時点で設備利用率を100%として操業する。

リスク管理Bケース：計算期間を通じて再処理施設の設備利用率50%で操業する。

評価の結果として、図1-1-1は、日本全国の使用済燃料管理の時間推移を、最尤度ケースを例に示している。最尤度ケースにおいては現行計画の通りプルサーマルを実施するため、相当量のMOX使用済燃料が発生していく。図1-1-1は全国集計値を示しているが、発電所サイト毎にみれば、原子炉付設プールの貯蔵容量に余裕のあるサイトと、追加の貯蔵措置の機動的発動が求められるサイトが混在していることが示唆される。次に、日本全国大での使用済燃料貯蔵需要の推移を図1-1-2に示す。最尤度ケースにおいては、2050年までに10,000tHM程度の貯蔵需要が発生していくが、リスク管理ケースにおいては対処必要量が增大するとともに、貯蔵需要の発生

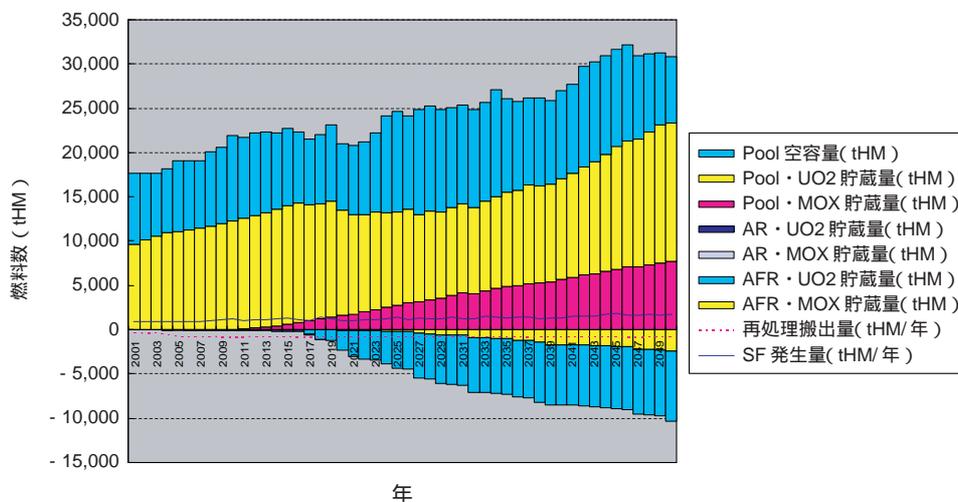


図1-1-1 最尤度ケースの使用済燃料管理動態⁽⁴⁾

横軸より上部が各発電所サイトでの蓄積・管理状況、下部が敷地外 (AFR) 貯蔵施設での貯蔵状況を示す

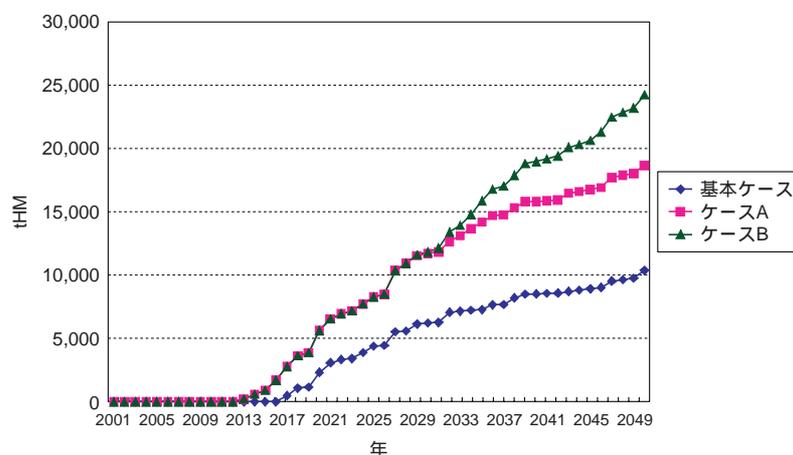


図1-1-2 日本全国大の敷地外貯蔵需要⁽⁴⁾

年も4年程度早期化している。

(3) 考察：コンクリートモジュール貯蔵の意義

以上の評価を通じて、将来の使用済燃料貯蔵需要への対応においては、多様な貯蔵ニーズに適用可能であり、かつ機動的な展開と配備を可能とする貯蔵技術が要求さ

れているといえる。これらの点において、コンクリートキャスク貯蔵に代表されるコンクリートモジュール貯蔵方式は、他の貯蔵方式と比較して、そのモジュール性や簡素かつ良好な施工性、設備更新や解体撤去の容易さなどにより、状況変化への機動的な対処を可能とする有利な特徴を具備していると考えられる。

1-2 海外におけるコンクリートキャスク貯蔵

1-2-1 概要

使用済燃料の中間貯蔵はわが国のみならず、海外においても重要課題であり、様々な技術開発が行われており、参考になるところが多い。1980年代以降、ドイツで最初の乾式貯蔵技術を用いた中間貯蔵施設が実用化し、その後、スイスでも、既実績のある乾式貯蔵技術に加え、国内の発電所の事情等から、乾式の詰め替え設備を有する中間貯蔵施設が実用化している。また、スウェーデンでは地下式の湿式貯蔵施設が実用化している。米国では金属キャスクのみならずコンクリートキャスクについても許認可や施設運転の実績があり、現在民間による敷地外コンクリートキャスク貯蔵施設の建設計画が推進されている。

本章では、米国における貯蔵対策の動向とコンクリートキャスク貯蔵方式による中間貯蔵の実績と計画について述べる。

1-2-2 米国の規制体系

米国安全規制委員会（NRC）における独立使用済燃料貯蔵施設（ISFSI：Independent Spent Fuel Storage Installation）の審査過程では、SFPO（Spent Fuel Project Office）が、中核的な役割を果たしている。

使用済燃料貯蔵に関しての認可に必要な手続きおよび条件、技術要件、管理要件等は、連邦規則10CFR（Code of Federal Regulations）Part72「使用済燃料及び高レベル放射性廃棄物の独立貯蔵に関する認可要件（Licensing Requirements for the Independent Storage of Spent Nuclear Fuel and High Level Radioactive Waste）」に規定されている。

乾式貯蔵施設の審査に関しては、以下の審査指針に基づいている。

- ・ NUREG-1536「乾式キャスク貯蔵システムの標準審査指針（Standard Review Plan for Dry Cask Storage Systems, NUREG-1536）」
- ・ NUREG-1567「乾式キャスク貯蔵施設の標準審査指針

（Standard Review Plan for Dry Cask Storage Facilities, NUREG-1567）」

これらの審査指針は、審査を行う際の透明性・公平性を期すために定めたものである。また、緊急事項に対しては、Interim Staff Guidance（ISG）という暫定的な審査指針を作成し、円滑な審査の一助としている。

米国での貯蔵施設あるいはキャスクの認可には以下に示す2つの手順がある。

サイト固有認可（Site Specific License）

10CFR72に沿って認可手続きをするものであり、NUREG-1567に基づく。NRCが申請を受理した後、基本的には公開となり一般公衆が検閲でき、また公聴会の開催を要求できる。認可は最大20年までとしているが延長も可能である。

サイト固有認可の例として、アイダホ国立研究所（Idaho Nuclear Engineering and Environmental Laboratory, INEEL/DOE）や民間燃料貯蔵施設（Private Fuel Storage Facility, PFSF）がある。

一般認可（General License）

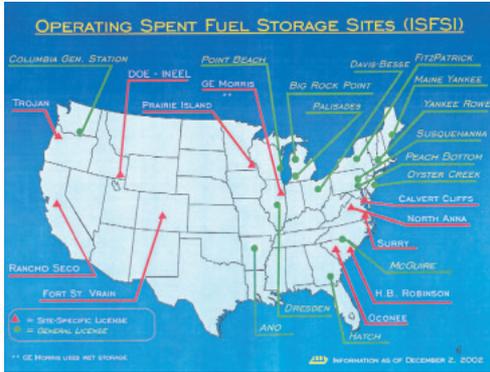
申請者の許認可手続きを軽減するため、10CFR Part72の1990年に改正において取り入れられた認可の方法であり、NUREG-1536に基づく。申請者は、10CFR Part72サブパートK（発電用原子炉の設置場所での使用済燃料の貯蔵にかかる一般認可）に従って、すでに10CFR Part50に従い原子炉としての認可を受けているサイト内でその炉から取り出された燃料を貯蔵する場合には、申請書の提出なしに事前届だけで認可される。

各許認可手順の利点・欠点

一般認可は10CFR Part50に基づいて運転が認可されている原子炉に限定される。したがって、廃炉を計画している原子炉では、廃炉後の使用済燃料はサイト固有認可に基づく。

一般認可では貯蔵される使用済燃料は健全でなければならないので、破損燃料は、サイト固有認可の場合のみ貯蔵できる。

一般認可では新たな安全解析書（SAR）や安全評価書（SER）を必要とせず、パブリックコメントの期



(運転中)



(認可準備中)

図1-2-1 米国におけるISFSIの立地状況 (2002年12月2日現在)

間を設けてないので時間と費用を節約できる。一方、サイト固有認可では、詳細な環境影響評価等に伴う多大な時間と費用が発生するが、公衆の意見を反映した

認可の変更が可能である。

1-2-3 使用済燃料貯蔵の状況

使用済燃料の貯蔵状況⁽¹⁾は、1997年時点では商業炉サイト内で36,600トン、2005年には52,000トンまで増加すると予測されている。2002年5月現在で、42,540トン(燃料集合体:約117,000体相当)の使用済燃料が貯蔵され、そのうち約10%が乾式貯蔵方式である。

図1-2-1に、米国におけるISFSIの立地状況を示す。2002年12月2日現在で、ISFSIは全米26サイト(サイト固有認可11サイト、一般認可15サイト)で運転されている。また、13サイト(サイト固有認可5サイト、一般認可8サイト)で、認可を準備中である。

1986年6月に乾式貯蔵を開始して以来、26サイトにおいて使用済燃料の貯蔵が行われているが、作業員、公衆および環境に影響を及ぼす放射線の漏れもなく安全に貯蔵が行われている。

1-2-4 コンクリートキャスク貯蔵方式による中間貯蔵の実績と計画

(1) 貯蔵実績

表1-2-1に、米国におけるコンクリートキャスク方式

表1-2-1 米国におけるコンクリートキャスク方式による貯蔵の実績と計画 (2004年開始予定分~)

原子力発電所 (施設)	原子力発電所 (施設)	BNFL Fuel Solutions		Holtec	NAC
		VSC-24	I Solutions (TranStor/Wesflex)	HI-STORM100	NAC UMS
発電所敷地内貯蔵施設					
パリセード	1993	18			
ポイントビーチ	1995	12			
アーカンソーニュークリアワン (ANO)	1996	17			
ハッチ	2000			4	
ドレスデン	2000			10	
フィッツパトリック	(2002)				
ビクロックポイント	(2002)				
ヤンキーロー	(2002)				
メインヤンキー	(2002)				
トロージャン	(2002)		(*)	(*)	
コネチカットヤンキー	(2002)				
パロベルデ	(2002)				
バーモントヤンキー	(2002)				
WNP2	(2002)				
マクガイヤー	(2003)				
セコヤー	(2004)				
発電所敷地外貯蔵施設					
PFSF (ユタ州・スカルバレー)	(2004)				

貯蔵実績 (数字はキャスク基数) 貯蔵計画 (*)貯蔵キャスクはBNFL Fuel Solutions製、キャニスタはHoltec社製

による貯蔵の実績と計画を示す。図1-2-2および図1-2-3に、コンクリートキャスクの貯蔵状況および発電所内のキャニスタの装荷作業を示す。また、図1-2-4に、キャニスタの詰替装置やコンクリートキャスク移送装置の例を示す。



図1-2-2 コンクリートキャスクの貯蔵状況（米国）



図1-2-4 キャニスタの詰替装置やコンクリートキャスク移送装置の例

(2) 敷地外使用済燃料貯蔵施設の動向

米国における最初の敷地外乾式使用済燃料貯蔵施設として、PFSFと呼ばれる独立使用済燃料貯蔵施設の開発、認可、建設が民間企業において取り組まれており、2001年12月にNRCから最終の修正安全評価書（SER）を得ている。

表1-2-2に、PFSFの概要を示す。また、図1-2-5に、



（プール内での燃料装荷作業）



（プール内からのキャスク吊上げ）



（キャニスタ蓋部の溶接）



（キャニスタ輸送キャスクの目視検査）

図1-2-3 発電所内のキャニスタの装荷作業

表1-2-2 PFSFの概要

貯蔵施設概要	<ul style="list-style-type: none"> ・ 予 定 地：ユタ州スカルバレーのインディアン居留地内（ソルトレーク市南西約 110km） ・ 立地条件：内陸部の半乾燥大陸気候 ・ 敷地面積：約 3.3km²（約 1.8km × 約 1.8km） ・ 貯蔵容量：40,000ton（コンクリートキャスク約 4,000 基） ・ 貯蔵方式：コンクリートキャスク（HI-STORM 100 を採用予定） ・ 申 請 者：PFSF/LLC（Limited Liability Company、8 電力のコンソーシアム） ・ 認可状況 1997 年 6 月：申請 2001 年 12 月：NRC による最終修正安全評価書（SER）の発行 2002 年 1 月：NRC による最終環境影響評価書（EIS）の発行
コンクリートキャスク	<ul style="list-style-type: none"> ・ Holtec 社製 HI-STORM 100 ・ 鋼板コンクリート製：外寸：3.37m × 5.87mH（胴部遮へい厚 68cm） ・ キャニスタ（ステンレス鋼製）：外寸：1.74m × 4.84mH（胴部肉厚 12.7mm） ・ 認可状況 2000 年 5 月貯蔵認可取得

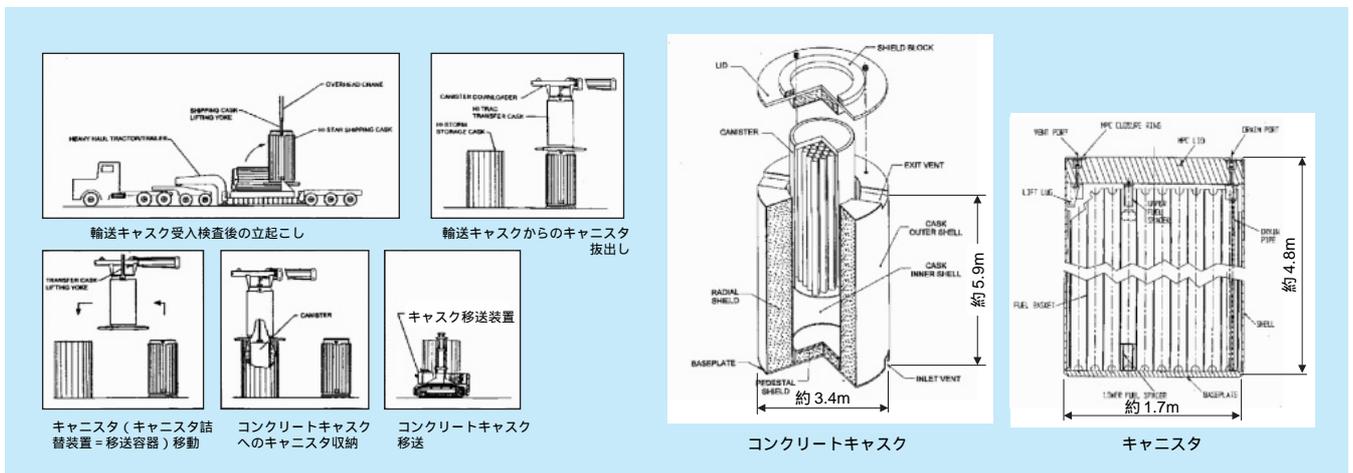


図1-2-5 PFSF施設内での取扱方法やコンクリートキャスクの構造概要

施設内での取扱方法やコンクリートキャスクの構造概要を示す。

1-2-5 認可済・審査中の各技術の状況

現在、表 1-2-3 に示すように、NRC が認可した使用済燃料貯蔵キャスクは 14 種類あり、このうちコンクリートキャスクは、NAC-UMS、FuelSolutionsTM、VSC-24、HI-STORM 100 の 4 種類である。標準的な認可期間は 20 年間であり、その後さらに 20 年延長することも可能である。

表 1-2-3 NRC が認可した使用済燃料貯蔵キャスク

製造業者	キャスクモデル	認定有効期限
General Nuclear Systems	CASTOR V/21	2010 年 8 月
Nuclear Assurance Corp.	NAC S/T	2010 年 8 月
	NAC C28 S/T	2010 年 8 月
	NAC-UMS	2020 年 6 月
	TN-32 MPC	2020 年 4 月
Transnuclear West	NUHOMS-24P	2015 年 1 月
	NUHOMS-52B	
Transnuclear, Inc.	TN-24	2015 年 1 月 2013 年 11 月
	TN-68	
British Nuclear Fuel System Solutions	Fuel Solutions™	2021 年 2 月
Pacific Sierra Nuclear Associates	VSC-24	2013 年 5 月
Holtec International	HI-STAR 100*	2019 年 10 月
Holtec International	HI-STORM 100	2020 年 6 月

* 2000 年に、初の貯蔵と輸送両用システム（MPC68 キャニスタを使用）の認可取得。

1 - 3 金属キャスク貯蔵とコンクリートキャスク貯蔵の比較

(1) 技術的比較

表1-3-1は、日本における金属キャスクとコンクリートキャスクの設計概念を技術的に比較した結果を示す⁽¹⁾。設計には他の多様な概念も有り得る。例えば、輸送可能なコンクリートキャスクの設計も有り得る。実際、輸送・貯蔵兼用のコンクリートキャスク・金属製キャスク

がドイツで報告されている⁽²⁾。

(2) 経済性比較

表1-3-2は、文献⁽³⁾におけるキャスク（固定費）の経済性比較の例である。この種の公開文献は、きわめて限られており、実際のコストはそのときの条件により異

表1-3-1 日本における金属キャスクとコンクリートキャスク両貯蔵方式の設計概念比較

方式	金属キャスク貯蔵	コンクリートキャスク貯蔵
キャスクおよび貯蔵施設の概念例		
キャスク総重量	110 トン (PWR24体またはBWR69体収納時)	180 トン (PWR24体またはBWR69体収納時)
キャスクの主な機能	輸送・貯蔵兼用	貯蔵専用
密封機能	一次蓋、二次蓋とも金属ガスケット (蓋間圧力常時監視。外部への漏えいを実質無視できるように金属キャスク内部は負圧、蓋間空間は正圧。)	一次蓋、二次蓋とも溶接構造 (蓋間圧力監視なし。除熱性能の向上を期待する場合、キャニスタ内部は正圧。)
キャスクの遮へい機能	鋼、鉛、レジン、グリコール水の組合せ	コンクリート、鋼の組合せ (蓋にレジンを使用する場合あり。)
未臨界機能	キャスクバスケットの幾何学的配置及び中性子吸収材により未臨界を維持	
除熱機能	金属キャスク表面を自然冷却	コンクリート製貯蔵容器に給排気口があり、キャニスタ表面を自然冷却

表1-3-2 キャスクの容量と経済性比較

キャスクの種類	容 量	キャスク単価\$10 ³
コンクリートキャスク（貯蔵専用）	24/52 PWR/BWR	\$350
コンクリートキャスク輸送可能バスケット	24/52 PWR/BWR	\$400
横型コンクリートサイロ（貯蔵専用）	24/52 PWR/BWR	\$500
輸送・貯蔵兼用金属キャスク	26 PWR	\$1,000 ~ \$1,500
船積み可能な貯蔵用金属キャスク	21 PWR	\$1,500 ~ \$3,500
貯蔵専用金属キャスク	24/52 PWR/BWR	\$750 ~ \$1,500
輸送専用金属キャスク	21 PWR	\$1,500 ~ \$3,500

なる。同文献には、運転費として、原子力発電所やMRS貯蔵等でのハンドリングコストも記載している。固定費と運転費を合計した全システム費用で比べると、コンクリートキャスク貯蔵は金属キャスク貯蔵に比べて10～20%低コストとされている。

第 2 章

2

研究のニーズと位置
づけ

第2章 研究のニーズと位置づけ 目次

地球工学研究所 重点課題責任者 研究参事 三枝 利有

2 - 1	原子力政策大綱と電気事業の動向	19
2 - 2	安全審査に係る技術要件（経済産業省 原子力・安全保安院）	20
2 - 3	安全設計及び検査基準（日本原子力学会）	20
2 - 4	構造規格（日本機械学会）	20
2 - 5	研究の位置づけ	24

三枝 利有（8ページに掲載）
（第2章執筆）

2 - 1 原子力政策大綱と電気事業の動向

原子力委員会は従来（平成12年11月）の原子力長計に代えて平成17年10月に原子力政策大綱を定めた。政府はこれを原子力政策に関する基本方針として尊重し、原子力の研究、開発及び利用を推進することとし、閣議決定した。

本原子力政策大綱によると、『使用済燃料は原子力発電後、再処理し、回収されるプルトニウム、ウラン等を有効利用することを基本方針とする。さらに、使用済燃料は、当面は、利用可能になる再処理能力の範囲内で再処理を行うこととし、これを超えて発生するものは中間貯蔵する。中間貯蔵された使用済燃料及びプルサーマルに伴って発生する軽水炉使用済MOX燃料の処理の方策は、六ヶ所再処理工場の運転実績、高速増殖炉及び再処理技術に関する研究開発の進捗状況、核不拡散を巡る国際的な動向等を踏まえて、2010年頃から検討を開始する。この検討は、六ヶ所再処理工場の操業終了に十分間に合う時期までに結論を得ることとする。』

『中間貯蔵は、使用済燃料が再処理されるまでの間の時間的な調整を行うことを可能にするので、核燃料サイクル全体の運営に柔軟性を付与する手段として重要とさ

れ、現在、事業者が操業に向け施設の立地を進めている。』

経済産業省原子力安全・保安院や原子力安全委員会においても、中間貯蔵の法令改正、政省令制定・改正、安全審査指針及び技術要件の策定を行っている。図2-1-1にわが国における使用済燃料の年間発生量と再処理計画の現状を示す。

青森県とむつ市、東京電力、日本原子力発電の4者は平成17年10月19日、むつ市に使用済燃料中間貯蔵施設を立地することで合意した。当所は、専門家として、むつ市の専門家会議及び青森県の安全性チェック検討委員会に協力してきた。わが国初めての中間貯蔵施設は2010年頃の操業開始を目指している。今後は、新会社による詳細立地調査及び許認可申請作業が進められる。当所は従来にも増して、合理的・科学的な中間貯蔵施設の実用化に向けて、電気事業及び国を支援していく。

なお、今後はむつ市以外の中間貯蔵施設や原子力発電所敷地内での貯蔵施設の計画が複数、具体化していくものと考えられ、個々のサイト条件に応じた貯蔵施設の実用化研究を推進していく。

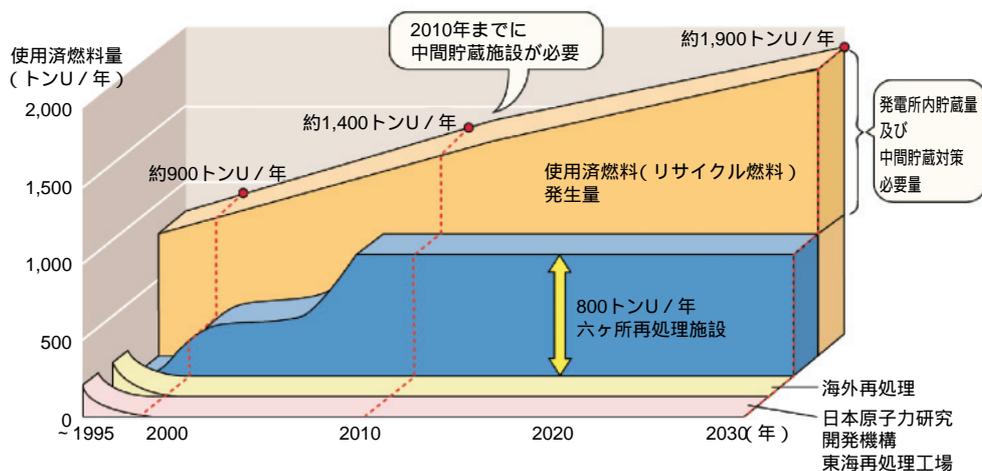


図2-1-1 使用済燃料貯蔵の需要（電事連）

2 - 2 安全審査に係る技術要件 (経済産業省 原子力・安全保安院)

総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安部会 核燃料サイクル安全小委員会は、平成16年6月に「コンクリートキャスクを用いる使用済燃料貯蔵施設（中間貯蔵施設）に係る技術検討報告書」とりまとめた。この報告書は、「核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律（昭和32年法律第166号）」第43条の4に定める「使用済燃料貯蔵施設」の安全審査に際して、技術的に重要と考える基本的事項（技術要件）安全審査において技術的に考慮すべき事項等について、とりまとめている。

検討には、「使用済燃料貯蔵施設（中間貯蔵施設）に係る技術検討報告書」（平成12年12月 資源エネルギー庁）「金属製乾式キャスクを用いる使用済燃料中間貯蔵施設のための安全審査指針」（平成14年10月3日 原

子力安全委員会決定）及びその他の原子力安全委員会が定めた指針類等を参考にして入る。

本技術要件は、立地条件、基本的安全機能、放射線管理及び環境安全、その他の安全対策に係る技術要件を定めた。さらに、考慮すべき事項として、平常時・事故時条件、密封機能、遮へい機能、臨界防止機能、除熱機能、放射線業務従事者の被ばく管理、使用済燃料に関する考慮、キャニスタの内部空間の雰囲気に対する考慮、地震に対する考慮をまとめ、安全審査の際に活用されるべきものとしている。

当所は、経済産業省総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会 核燃料サイクル安全小委員会中間貯蔵ワーキンググループ委員として、取りまとめに協力した。

2 - 3 安全設計及び検査基準 (日本原子力学会)

日本原子力学会は、「使用済燃料中間貯蔵施設用コンクリートキャスク及びキャニスタ詰替装置の安全設計及び検査基準：2005」（H17）を規定した。この標準は、燃料取替設備を設置しない使用済燃料中間貯蔵施設に用いるコンクリートキャスクキャスク及びキャニスタ詰替装置について、安全設計および検査の要求事項を規定している。安全設計では、基本的要求事項及び安全設計の

方法を規定している。検査では、検査を行う段階と検査項目、検査容量を規定している。

本標準で引用されている当所の研究成果は次のとおりである。

コンクリートキャスク熱流動解析コード検証に用いる実証試験データ一式⁽¹⁾

2 - 4 構造規格（日本機械学会）

日本機械学会は、「使用済燃料貯蔵施設規格 コンクリートキャスク及びキャニスタ詰替装置およびキャニスタ輸送キャスク構造規格」JSME SFB1-2003（H15）を規定した。

この規格は、使用済燃料中間貯蔵施設の設備のうち、コンクリートキャスクキャスク及びキャニスタ詰替装置、ならびにキャニスタ輸送キャスクに適用し、安全機能を確保する上で必要な構造上の要求に関連する、材料、設

計、製造、検査について規定している。本規格で引用されている当所の研究成果は次のとおりである。

鉄筋コンクリート製貯蔵容器規格内容及び温度制限値を超える場合のコンクリートの許容応力度(図2-4-4)²⁰³⁾

コンクリート充填鋼板製貯蔵容器規格内容⁽²⁾

キャニスタ材料に対する溶接継手効率評価結果⁽⁴⁾

図2-4-1にコンクリートキャスク貯蔵施設の設計概念例⁽⁵⁾、図2-4-2にキャニスタおよびコンクリートキャスクの運用態様例、図2-4-3に本規格対象機器の設計概念例を示す。

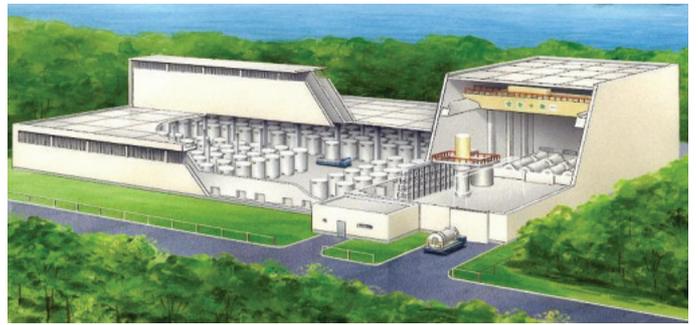


図2-4-1 コンクリートキャスク貯蔵施設の設計概念

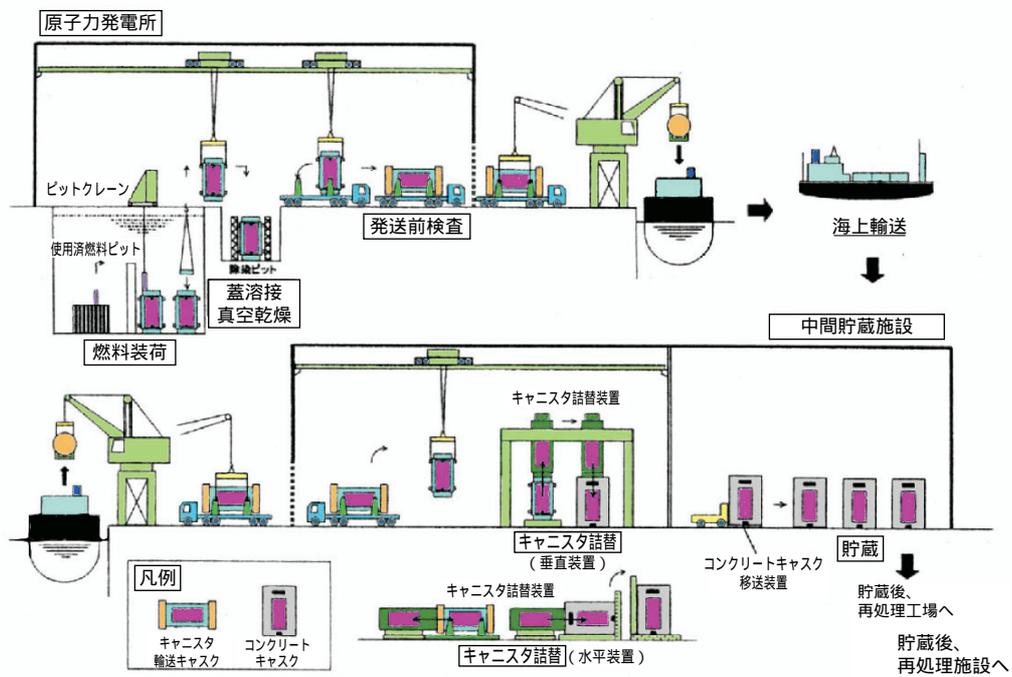


図2-4-2 キャニスタおよびコンクリートキャスクの運用態様例

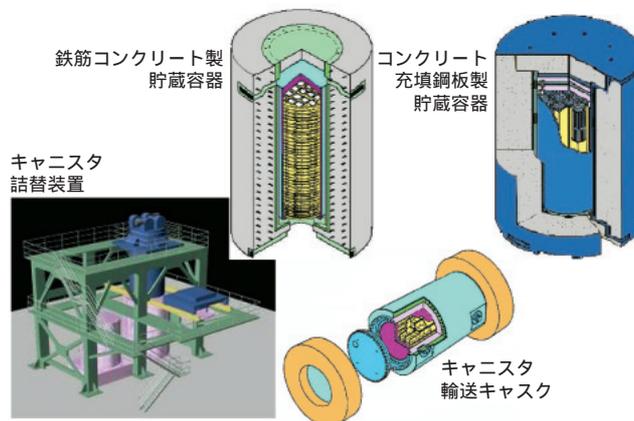


図2-4-3 コンクリートキャスク構造規格の対象機器の設計概念例

2-4-1 基本的考え方

(1) 考慮すべき事象

本規格で考慮すべき事象として、貯蔵時取り扱い時における設計事象、輸送時の各条件および試験状態を定めた。金属キャスク構造規格では地震時は設計事象に重ね合わせた⁶⁾が、ここでは設計事象として取り込んでいる。これらは、「コンクリートキャスク貯蔵方式を中心としたキャニスタ系使用済燃料中間貯蔵施設の安全設計・評価手法について」⁽⁶⁾(財)原子力安全研究協会)を参考にしている。

(2) 評価すべき状態と評価基準

コンクリートキャスクの圧力荷重、熱荷重およびその他の荷重により機器に加わる負荷状態が「供用状態 A」、「供用状態 B」、「供用状態 C」、「供用状態 D」に分類・定義された。上述の設計事象との対応は、設計仕様書で定めることとされた。設計仕様書は使用済燃料貯蔵事業者等が作成する。

(3) 各構成機器の安全機能と相当する分類

キャニスタ：使用済燃料の密封機能、遮へい機能、臨界防止機能および除熱機能を有しており、告示 501 号の第 4 種容器に相当する。しかしながら、図 2-4-2 に示す様々な運用の様態に応じ、圧力荷重のほか自重に働く慣性力、収納物の慣性力、熱応力を考慮する必要があることから、第 1 種容器相当の「解析による設計」手法を採用し、構造健全性を評価することとされた。

コンクリート製貯蔵容器：使用済燃料の遮へい機能および除熱機能を有するとともに、キャニスタを支持する機能を有する。現状、鉄筋コンクリート製貯蔵容器およびコンクリート充填鋼板製貯蔵容器の 2 種類を想定しており、前者は通商産業省告示第 452 号「コンクリート製原子炉格納容器に関する構造等の技術基準」等、後者は告示 501 号の第 1 種支持構造物等に相当するとした。

キャニスタ詰替装置：使用済燃料の遮へい機能、除熱機能およびキャニスタを支持する機能を有する。キャニスタ詰替装置の構造部分は告示 501 号の第 1 種支持構造物に相当し、機械部分はクレーン構造規格（平成

13 年厚生労働省告示第 41 号)を考慮して規定された。

キャニスタ輸送キャスク：使用済燃料を収納するバスケットを除き、従来の輸送キャスクと同じ機能を有し、告示 501 号の第 1 種容器に相当する。ただし、臨界防止機能はキャニスタが分担する。

(4) 耐震設計

キャニスタ

キャニスタの耐震重要度は A クラスに分類された。さらに、貯蔵中および取扱い中に耐震設計審査指針で規定する基準地震動 S_1 による地震力または静的地震力のいずれか大きいほう (S_1^* 地震力) に対して、基本的安全機能、燃料支持機能および燃料再取出し機能を有する部材が健全であることとされた。またさらに、貯蔵中に耐震設計審査指針で規定する基準地震動 S_2 による地震力に対して、また、取扱い中に S_1 による地震力に対して、貯蔵後輸送が可能ないように基本的安全機能、燃料支持機能および燃料再取出し機能を維持することとされた。

コンクリート製貯蔵容器

貯蔵時に B クラス機器に対して規定される静的地震力に対して、遮へい機能部材および除熱機能を有する部材が健全であることとされた。さらに貯蔵中の S_2 による地震力に対して貯蔵後輸送が可能ないようにキャニスタの基本的安全機能を阻害せず、キャニスタの支持機能および再取出し機能を維持し、遮へい機能を大きく失うことなく、転倒したり過度に滑ることなく、また地震後にコンクリートキャスク移送装置で移送できることとされた。

コンクリートキャスク支持構造物（使用する場合は貯蔵中の S_2 による地震力に対してコンクリートキャスクの支持機能を維持するとされた。

2-4-2 特記事項

(1) キャニスタの溶接密封構造・材料

キャニスタの接合部は溶接構造で、原子力発電所で使用済燃料を収納した後に現地で、蓋を溶接する。溶接後のキャニスタは薄肉であることおよび内部に使用済燃料を収納しているなどの理由で、残留応力除去の熱処理を行わない。わが国の場合、中間貯蔵施設は海岸に面した場所に立地すると考えられ、コンクリートキャスクの外気は潮風環境となる。コンクリートキャスク内部のキャ

ニスタの外表面には、外気（潮風）が流れ、直接塩分を含む空気が接触する、いわゆる外面からの応力腐食割れ（SCC）の条件に置かれるので注意が必要である。

キャニスタ蓋部の溶接時には内側から目視・アクセスできないことから片側部分溶け込み溶接になる。また、上述のように内部に使用済燃料を収納していることから溶接部の放射線透過試験ができず、代わりに多層浸透探傷試験または超音波探傷試験を行う。これらのことから、溶接部には仮想欠陥を想定し、応力評価時の許容値を割下げて評価する「溶接継手効率」が採用された。

（2）コンクリート製貯蔵容器の温度制限値

コンクリートの温度制限値には、告示452号の一般部規定が準用された。また、コンクリートの温度が長時間に亘り65℃を超える部位が生じる場合には、その部位の許容応力度を適切に補正する必要があるとされた⁽⁷⁾⁽⁸⁾。その温度が90℃以下である場合に限り、次式によって算出される重量減少率 α （%）が5%以下となる調査であることをあらかじめ確認することとしている。

$$\alpha = \{1 - (W/W_0)\} \times 100$$

W：材令28日まで標準養生、以降91日まで温度20℃、湿度85% R.H.で養生した後に、想定される温度履歴を模擬した状態のコンクリートの質量（kg）

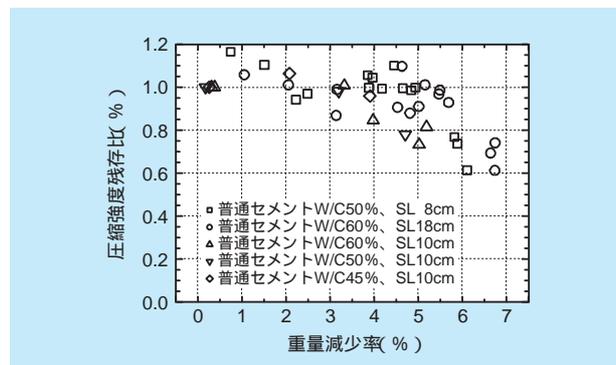


図2-4-4 コンクリートの重量（水分）減少による圧縮強度の低減⁽⁷⁾⁽⁸⁾

表2-4-1 65℃を超える部分(90℃以下)のコンクリート強度低減

種類	強度低減係数
許容圧縮応力度	0.8
許容せん断応力度	0.6
許容付着応力度	0.6

W₀：材令28日まで標準養生、以降91日まで温度20℃、湿度85% R.H.で養生したコンクリートの質量（kg）

図2-4-5に重量（水分）減少による圧縮強度の低減との関係を示す。表2-4-1に65℃を超える部分（90℃以下）のコンクリート強度低減係数を示す。

2 - 5 研究の位置づけ

当所の研究は、上述の国の政策や電気事業の動向を踏まえて、国や学会の技術要件・標準・規格に反映され、現実の許認可に役立ち、中間貯蔵の実用化に資することを目標にしている。

コンクリートキャスク貯蔵については、米国などで実

用化しているが、海岸近くに立地する可能性が高いことによる潮風環境、地震、狭い敷地面積など、わが国特有の条件に適合するための課題がある。図2-5-1はこれら課題と成果を位置づけたものである。次章以降に主な成果の概要を示す。

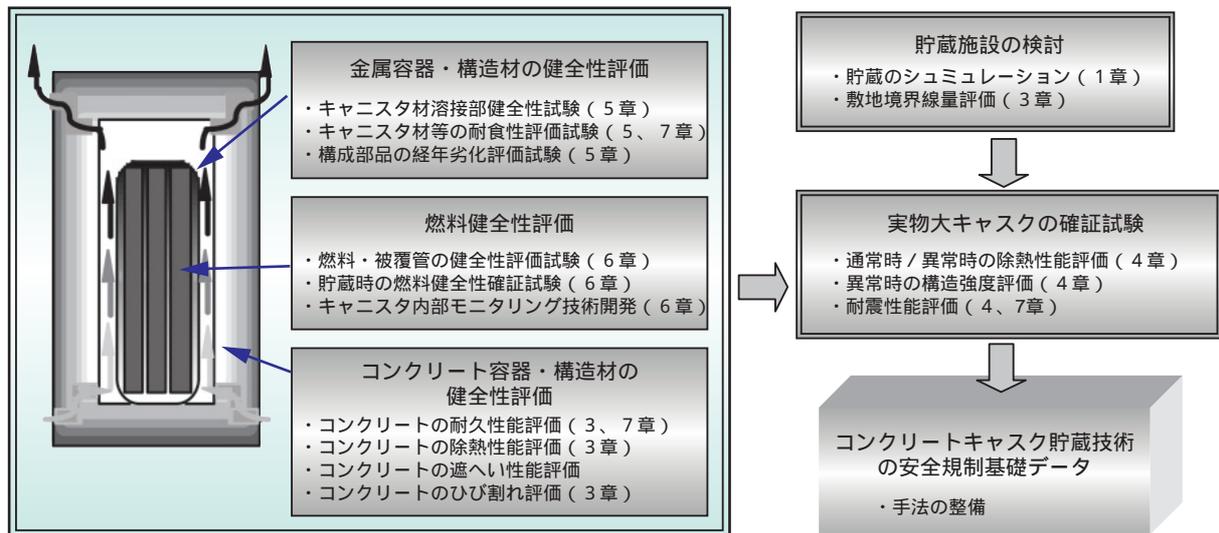


図2-5-1 コンクリートキャスク貯蔵の課題と本書における成果

第 3 章

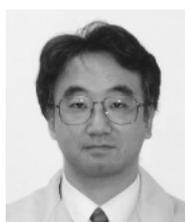
3

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⁽¹⁾。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⁽²⁾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⁽³⁾

(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

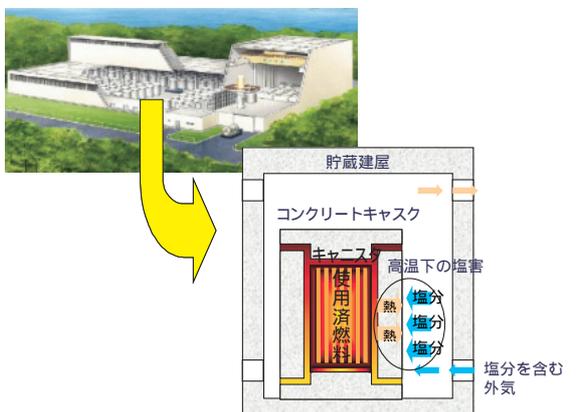


図3-1-1 コンクリートキャスク貯蔵方式の例と塩害の想定される部分

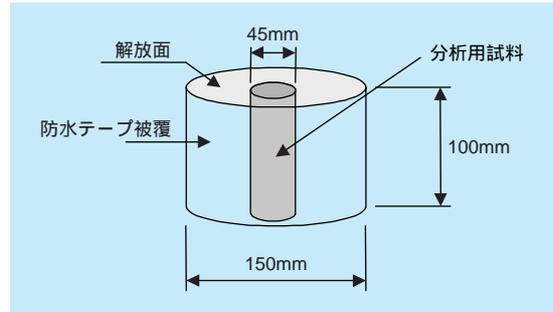


図3-1-2 塩化物イオン拡散実験に用いた試験体

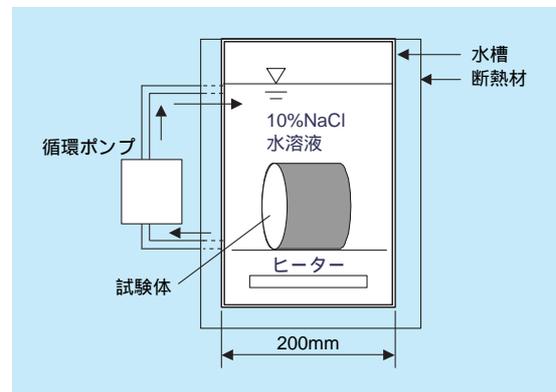


図3-1-3 塩化物イオン拡散実験装置の概要

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

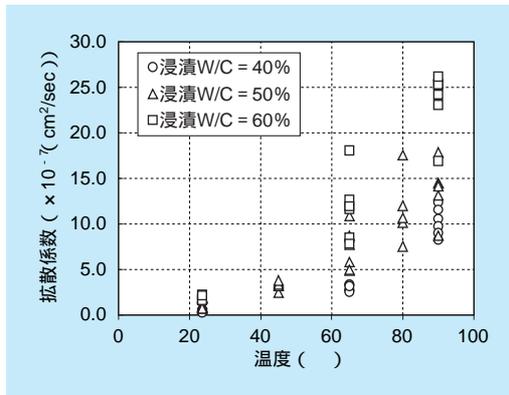


図3-1-4 拡散係数と温度の関係

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

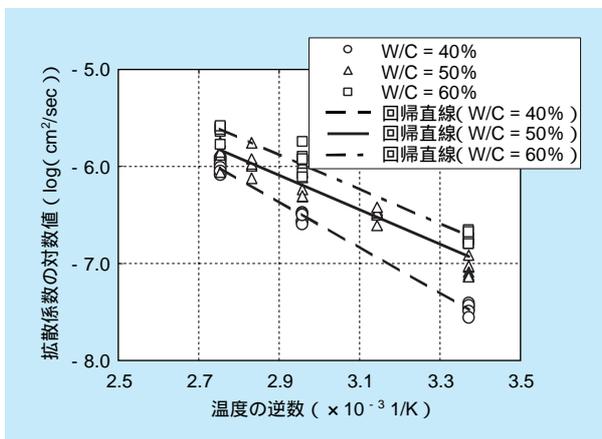


図3-1-5 絶対温度の逆数と拡散係数の対数値の関係

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⁽⁴⁾。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
40	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⁽⁵⁾。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⁽⁶⁾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、

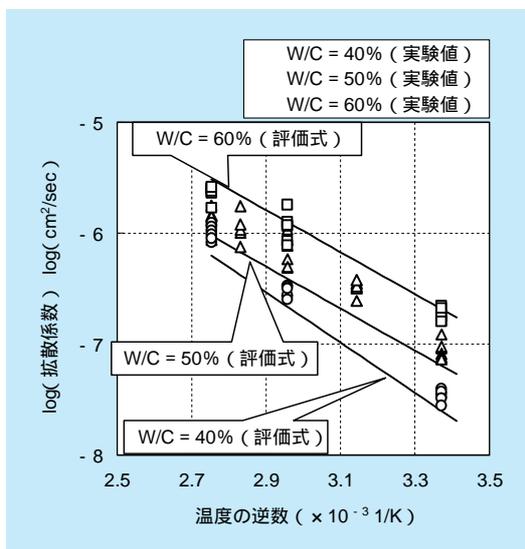


図3-1-6 提案した評価式による拡散係数の対数値と絶対温度の逆数の関係

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)⁽⁷⁾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 (cm²/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

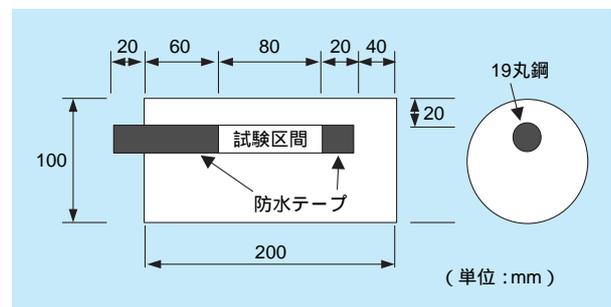


図3-1-7 限界塩化物イオン濃度評価実験に用いた試験体の形状

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/m³と設定されることが多い⁽⁷⁾。そこで、まず、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/m³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/m³）、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/m³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。

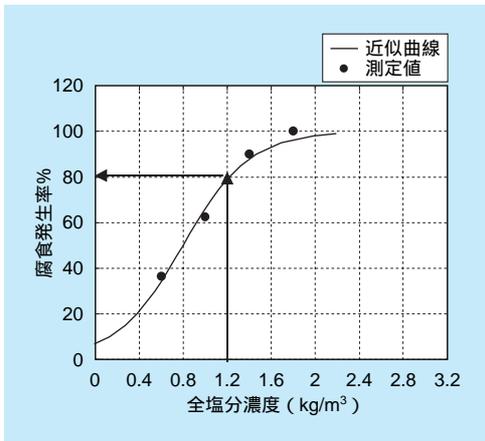


図3-1-8 常温下の腐食発生率と全塩分濃度の関係

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/m³と常温と同程度、90では約1.6kg/m³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

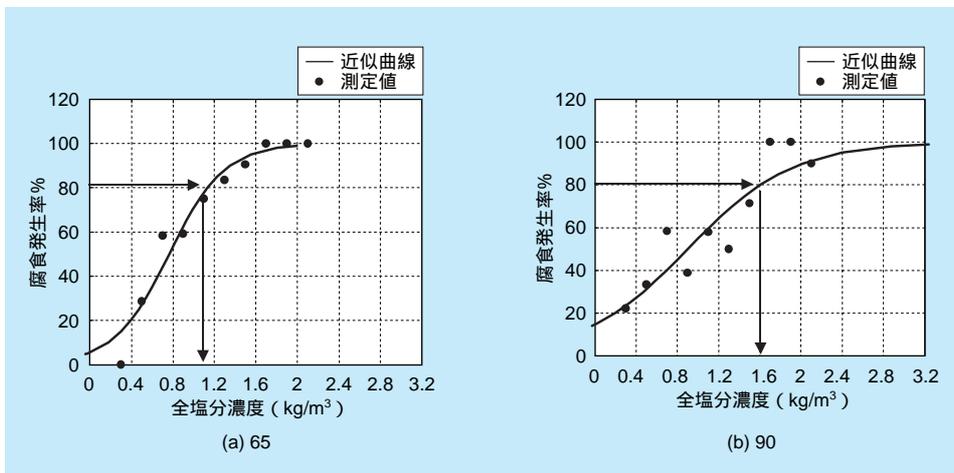


図3-1-9 腐食発生率と全塩分濃度の関係（温度の影響）

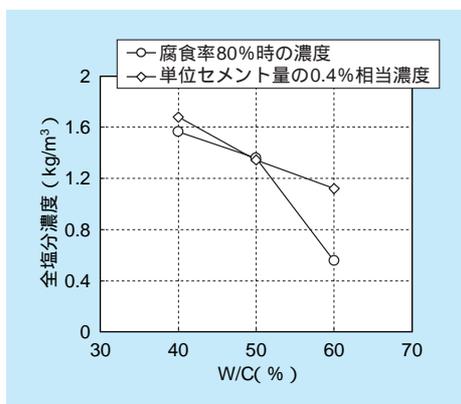


図3-1-10 W/Cと限界塩化物イオン濃度の関係

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

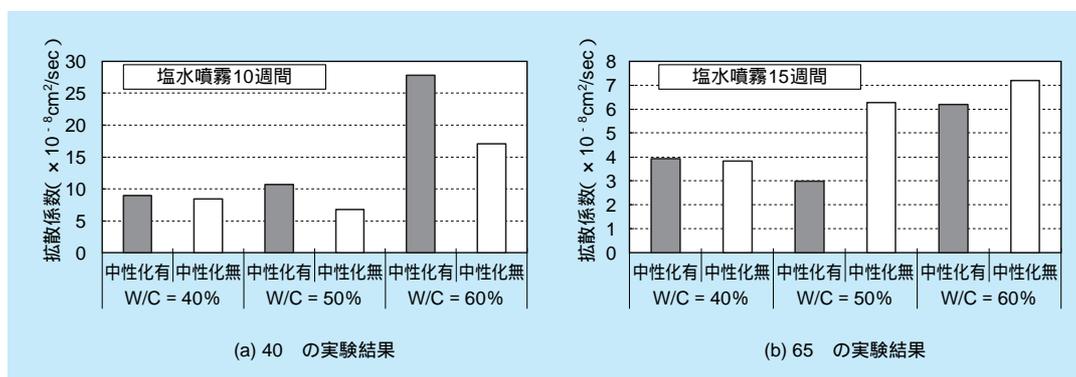


図3-1-11 中性化したコンクリートの拡散係数

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、構造的な性能はほとんど低下しないことが知られている⁽⁸⁾。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、構造的な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

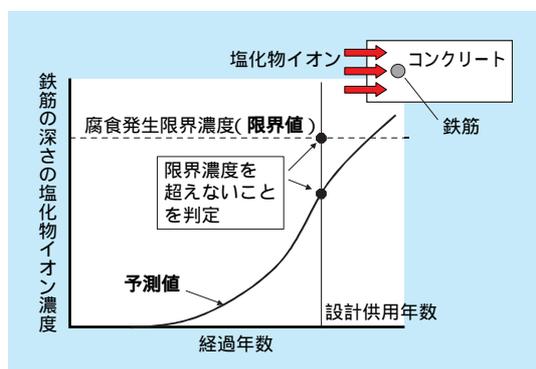


図3-1-12 塩害評価法の概念

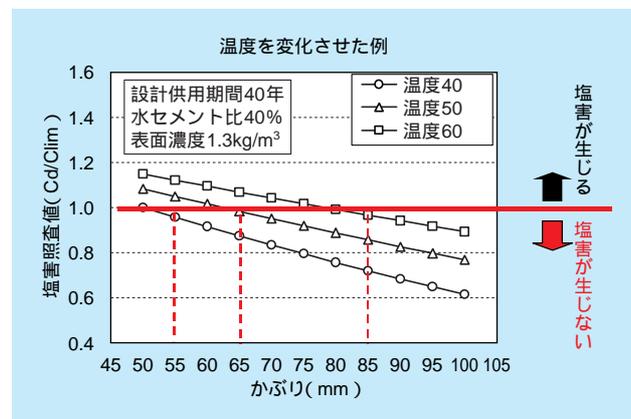


図3-1-13 高温下における塩害評価の例 (中性化の影響が無い場合)

計値、 C_0 ：コンクリート表面における塩化物イオン濃度 (kg/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

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

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_{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⁽¹⁾。

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/m³)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ラスト試験体とした。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、

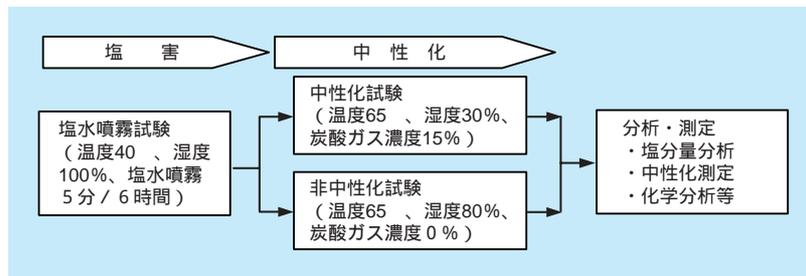


図3-2-1 塩水噴霧後に中性化作用の手順

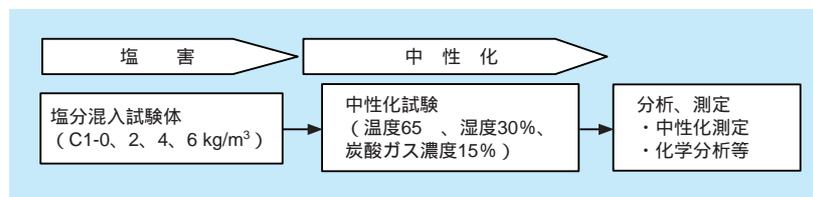


図3-2-2 塩分を含有(0、2、4 kg/m³)させたものに中性化を作用させた場合の試験手順

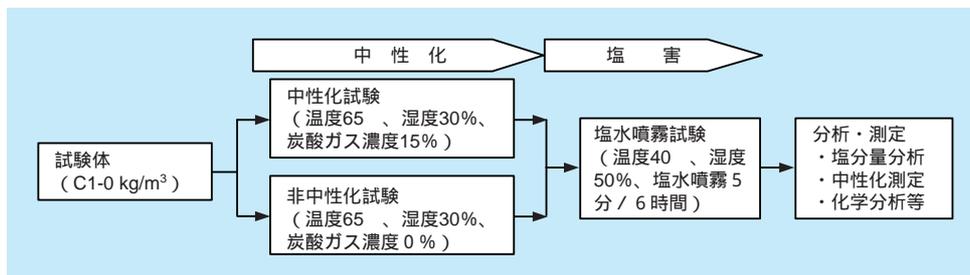


図3-2-3 中性化および熱の作用後に塩水噴霧を作用させた場合の試験手順

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、CO₂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）

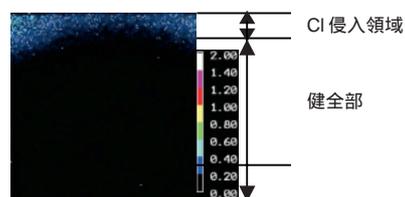


図 3-2-4 塩水噴霧後の Cl イオンの EPMA 分析結果

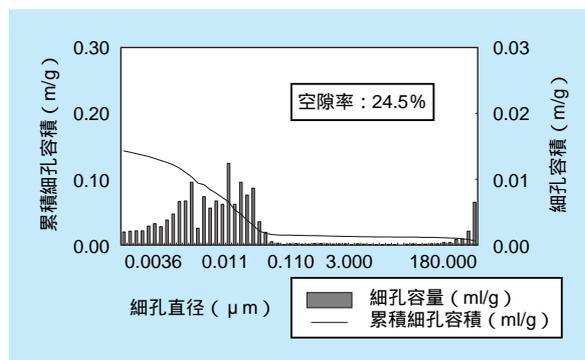


図 3-2-5 (1/2) 塩水噴霧前（初期試料）の細孔径分布

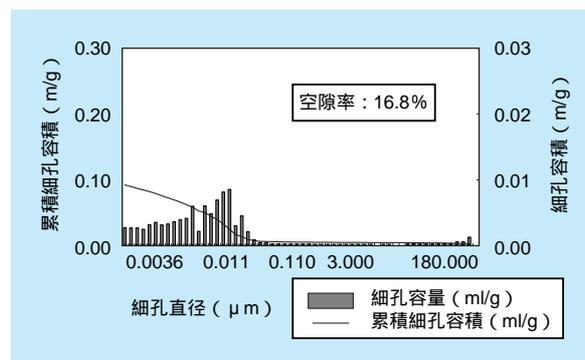


図 3-2-5 (2/2) 塩水噴霧後の細孔径

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

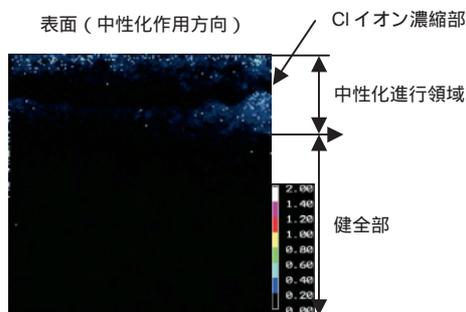


図3-2-6 塩水噴霧後、中性化4週間試験体のClイオンのEPMA分析結果

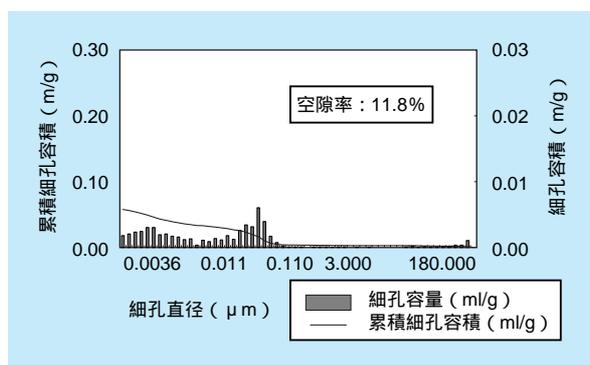


図3-2-7 塩水噴霧後、中性化4週間試験体劣化部の細孔径分布

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/m³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/m³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/m³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/m³には若干のCa(OH)₂が確認

されていたが、この場合は完全にCa(OH)₂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/m³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/m³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/m³、図3-2-9に塩分含有量2 kg/m³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/m³の試験体における各分析結果は、塩分含有量2 kg/m³の試験体とほぼ同様の傾向であった。

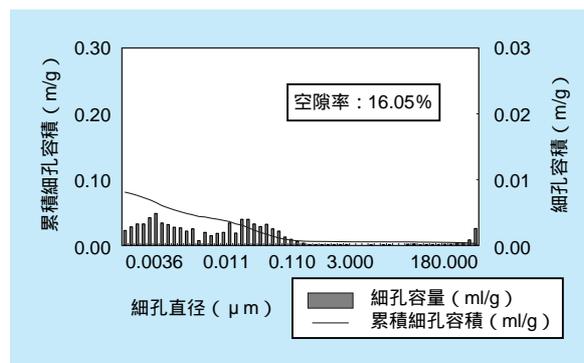


図3-2-8 (1/2) 塩分含有量0 kg/m³ 中性化部の細孔径分

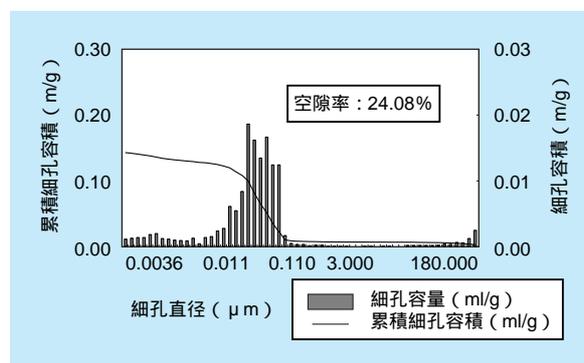


図3-2-8 (2/2) 塩分含有量0 kg/m³ 健全部の細孔径分

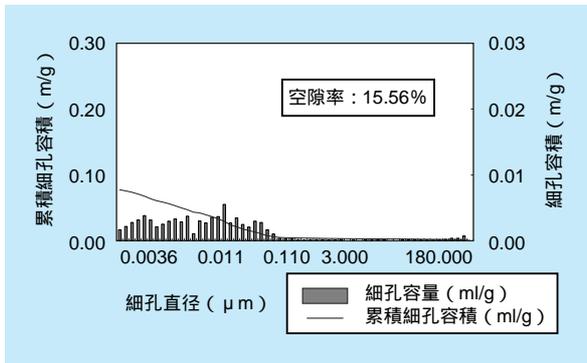


図 3-2-9 (1/2) 塩分含有量 2 kg/m³ 中性化部の細孔径分布

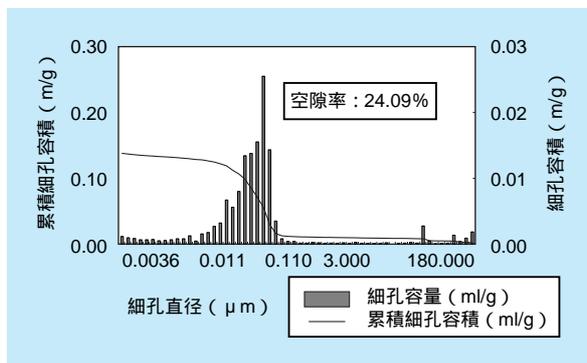


図 3-2-9 (2/2) 塩分含有量 2 kg/m³ 健全部の細孔径分布

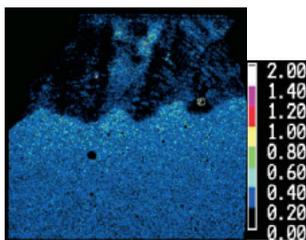


図 3-2-10 塩分含有量 2 kg/m³ 試験体の Cl イオンの EPMA

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)₂ が確認されていたが、この場合は完全に Ca(OH)₂ 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

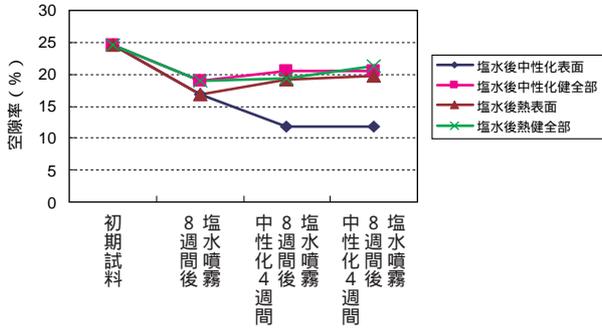


図 3-2-11 塩水噴霧 (40) 後中性化 (65) 環境下での空隙率の変化

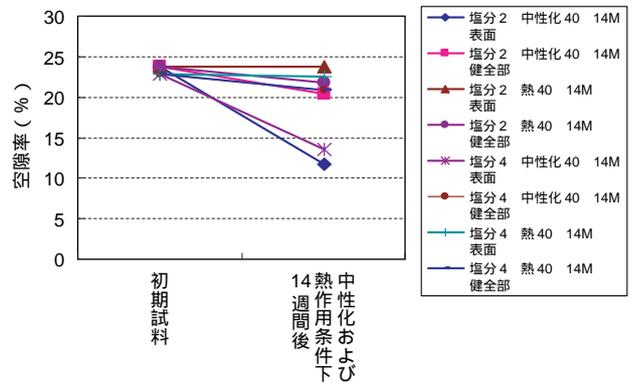


図 3-2-13 塩分含有試験体(2、4 kg/m³)の 40 環境下での中性化および熱環境 14 週間での空隙率の変化

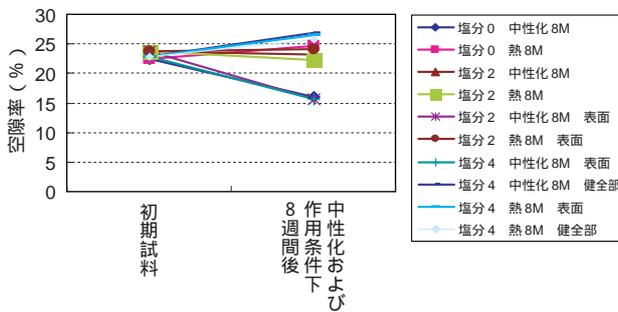


図 3-2-12 塩分含有試験体 (0、2、4 kg/m³) の 65 環境下での中性化および熱環境 8 週間での空隙率の変化

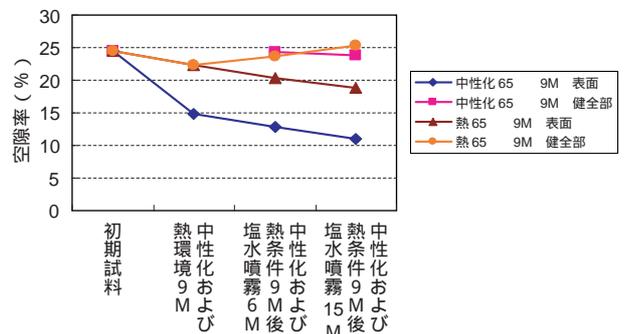


図 3-2-14 65 環境下での中性化および熱作用後の塩水噴霧試験体の空隙率の変化

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。

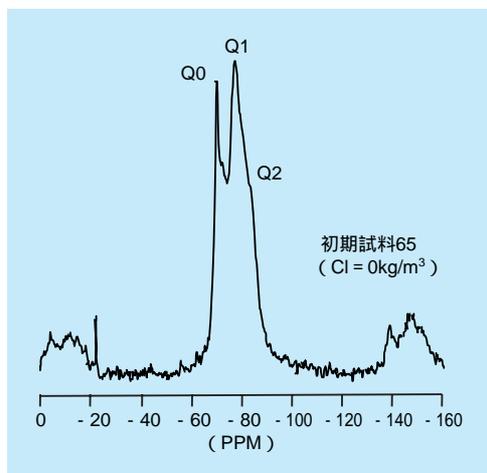


図3-2-15 初期試料のNMR分析結果

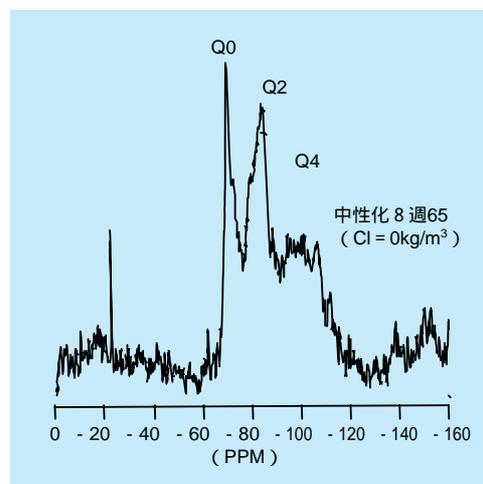


図3-2-17 熱と中性化を作用させた試料のNMR分析結果

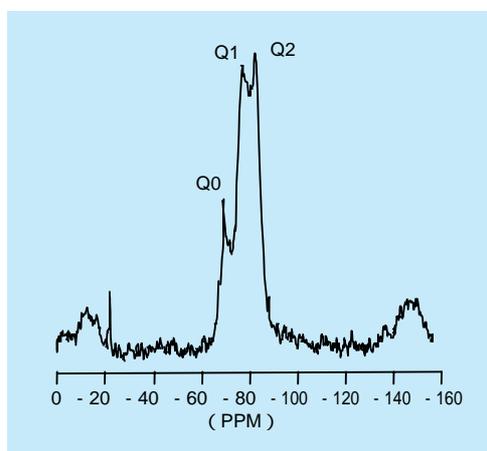


図3-2-16 熱のみを作用させた試料のNMR分析結果

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

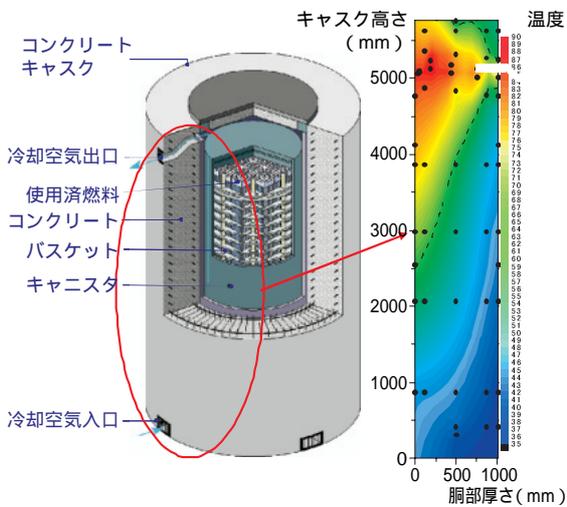


図3-3-1 コンクリートカスクの温度分布例

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⁽¹⁾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 ³)				
		C	W	G	S	混和剤
60	53.5	280	168	974	858	4.48

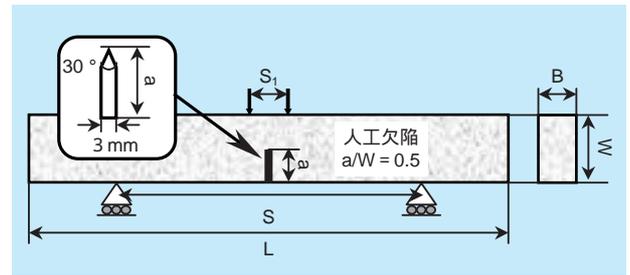


図3-3-2 試験体の形状

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点曲げ荷荷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S₁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_{IC}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_Cを求め、次式に従いK_{IC}値を算出した⁽²⁾ (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_Fの算出

破壊エネルギーG_Fは、次式に従い算出した⁽³⁾。

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

ここで、W₀は試験体が破断するまでの荷重 CMOD 曲線下の面積、W₁ = 0.75(S/L · m₁ + 2m₂)g · CMOD_cは試験体の自重および荷重治具がなす仕事、A_{lig}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℃までは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⁽⁴⁾、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⁽³⁾を用いて、引張軟化特性を推定した。図3-3-4に

引張軟化特性の温度依存性を示す。90℃ま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

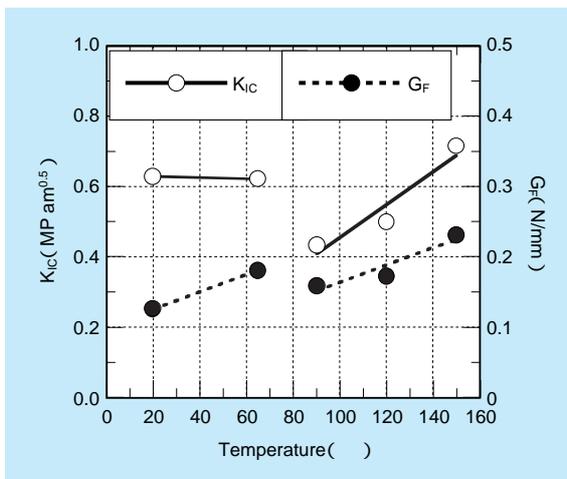


図3-3-3 K_{Ic} と G_F の温度依存性

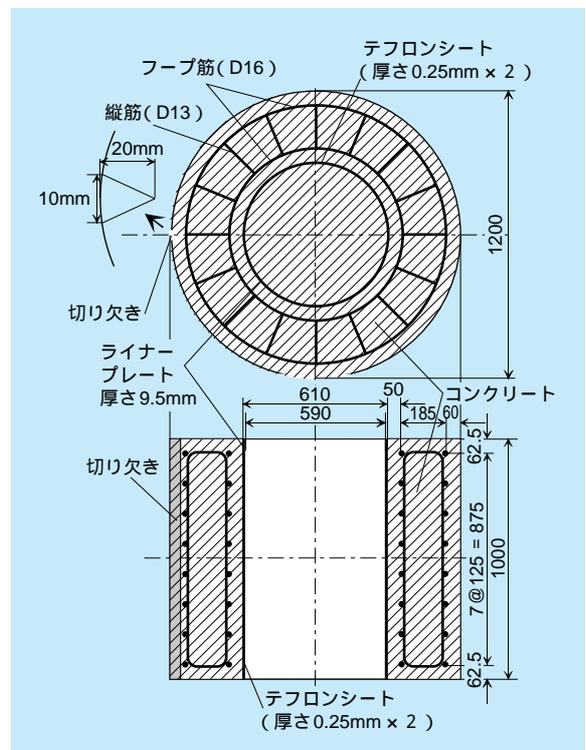


図3-3-5 試験体の形状寸法

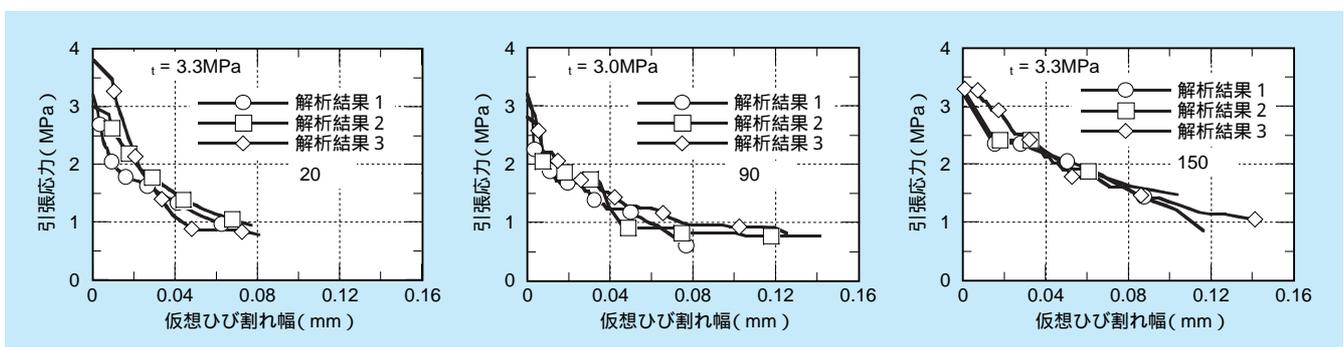


図3-3-4 引張軟化特性の温度依存性

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、切り欠き部で約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。

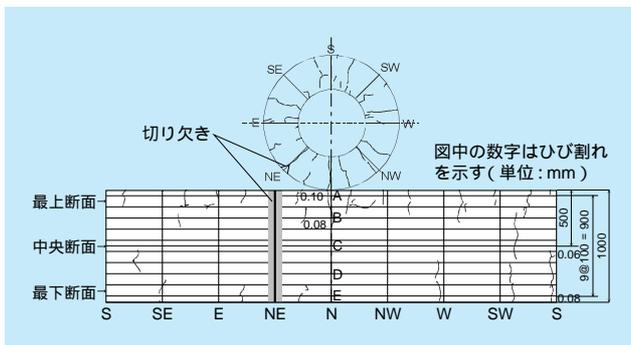


図3-3-6 試験後の試験体のひび割れ状況

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⁽⁵⁾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。

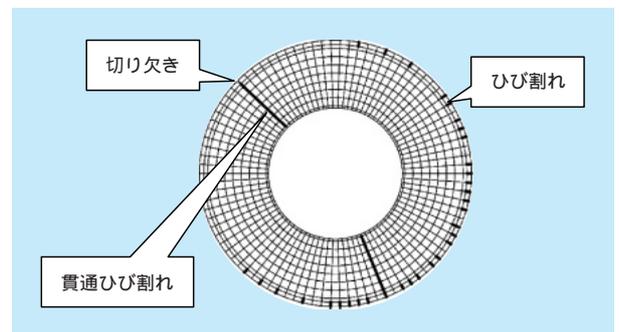


図3-3-7 解析でのひび割れの発生状況

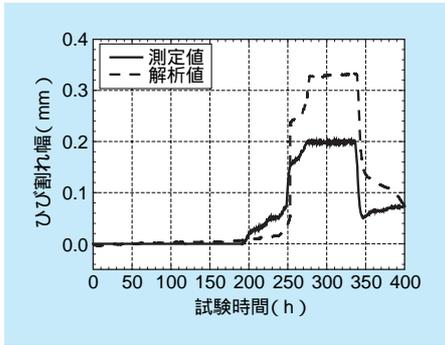


図3-3-8 ひび割れ幅の試験と解析の比較

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。

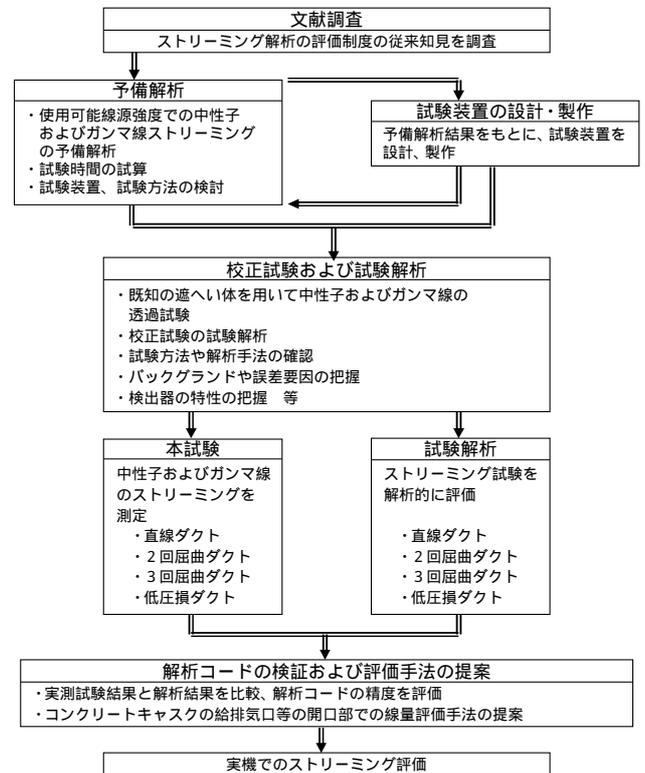


図3-4-1 ストリーミング評価フロー

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²⁵²Cf、ガンマ線¹³⁷Csおよび⁶⁰Coを用い、検出器については中性子線には³He

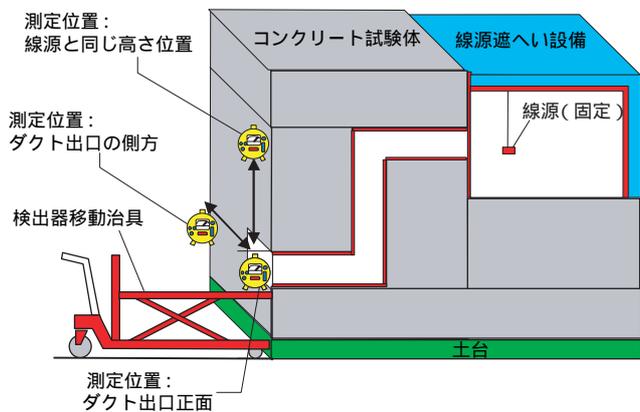


図3-4-2 試験体概略図(2回屈曲ダクト)

表3-4-1 線源仕様

線種	半減期(y)	線源強度(kBq)
²⁵² Cf	2.64	2429
¹³⁷ Cs	30.0	1949
⁶⁰ 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。

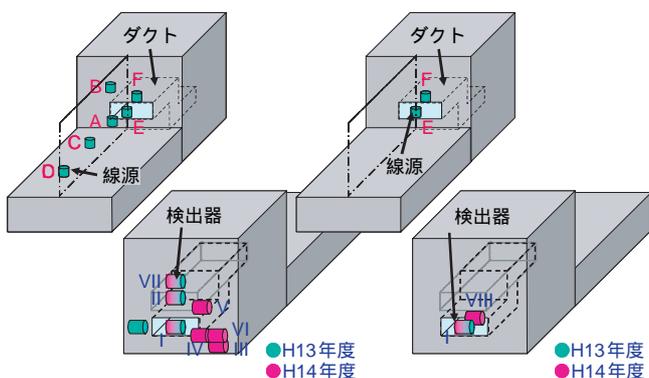


図3-4-3 線源、検出器位置(2回屈曲ダクト)

(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	3.13×10^{-2}	5.0×10^{-4}
n-2	A	II	3.26×10^{-2}	6.0×10^{-4}
n-5	B	V	1.80×10^{-2}	4.0×10^{-4}
n-8	D	I	5.24×10^{-2}	7.0×10^{-4}
n-9	F	I	1.41×10^{-1}	1.1×10^{-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	9.4×10^{-3}	2.2×10^{-5}	9.7×10^{-3}
G-2	E	VIII	-	-	4.1×10^{-2}
G-3	E	I	4.5×10^{-2}	1.3×10^{-6}	6.4×10^{-2}
G-4	F	VIII	-	-	4.1×10^{-1}
G-5	E	I	1.3×10^{-2}	1.7×10^{-4}	3.5×10^{-2}

3-4-2 試験解析

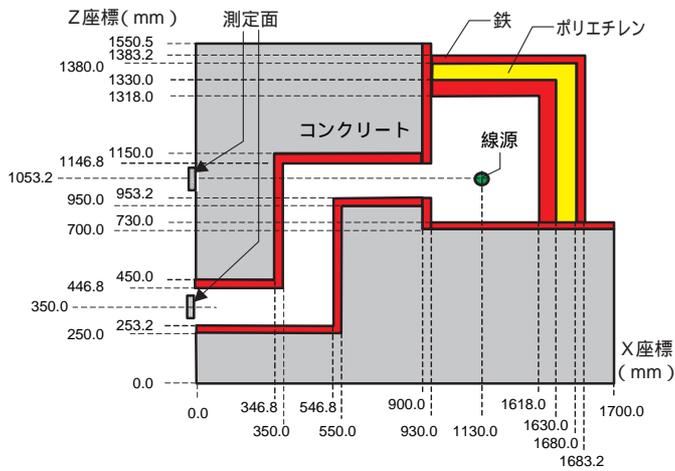
(1) 解析手法

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。

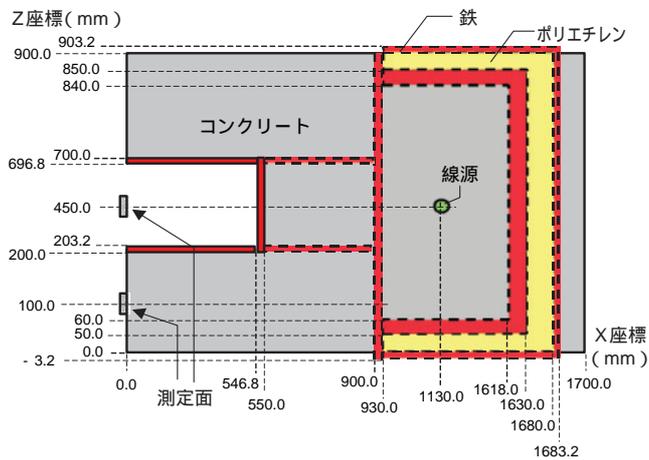
また、試験では床面近くに検出器を設置しているため、床面を考慮した解析体系とし、解析時の発生粒子数を増やす方法として、以下の方法を採用した。

・ 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。

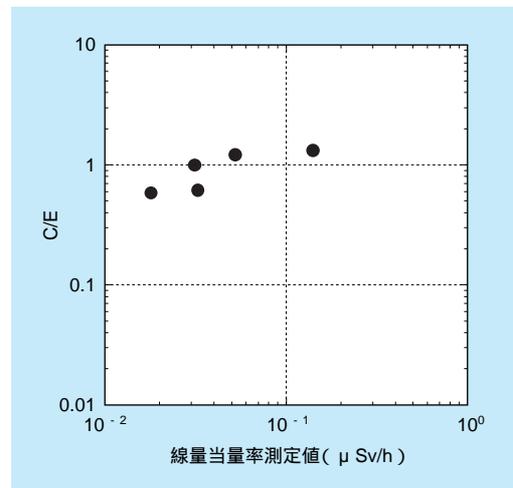


図3-4-5 中性子での試験と解析の比較

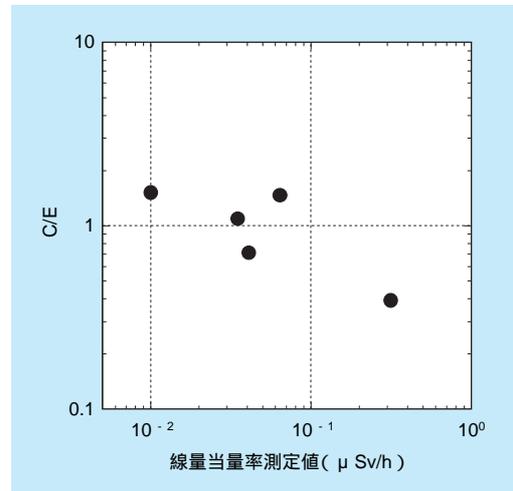


図3-4-6 ガンマ線での試験と解析の比較

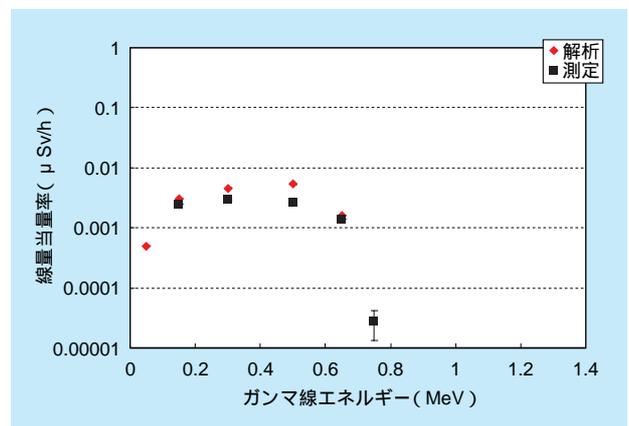


図3-4-7 ガンマ線スペクトルの試験と解析の比較(ケースG-1)

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⁽¹⁾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 μ 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 μ 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 μ 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。

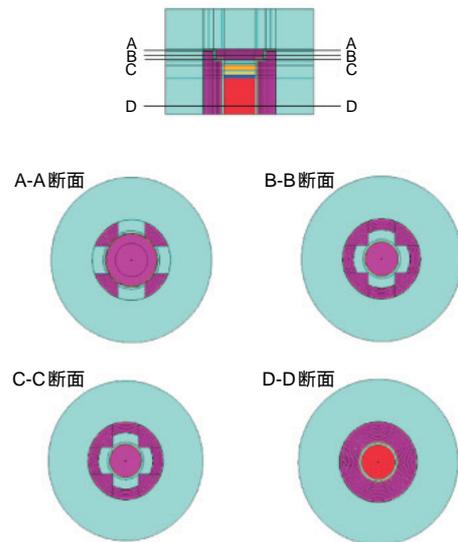


図3-4-8 解析モデル

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。

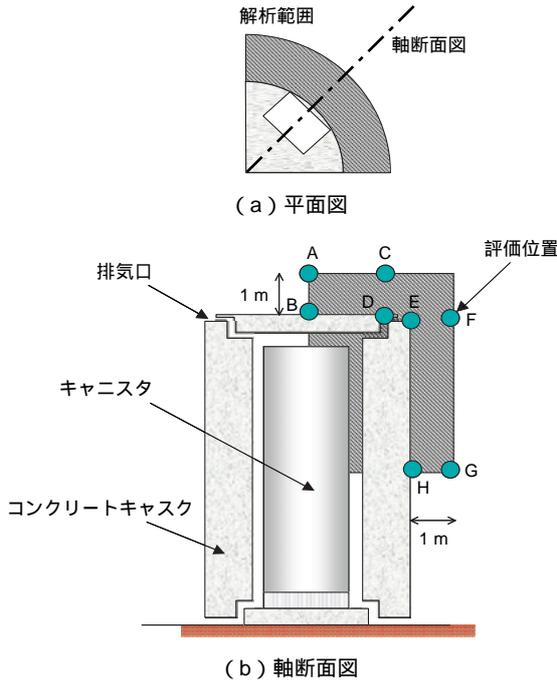


図3-4-9 解析評価位置

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			

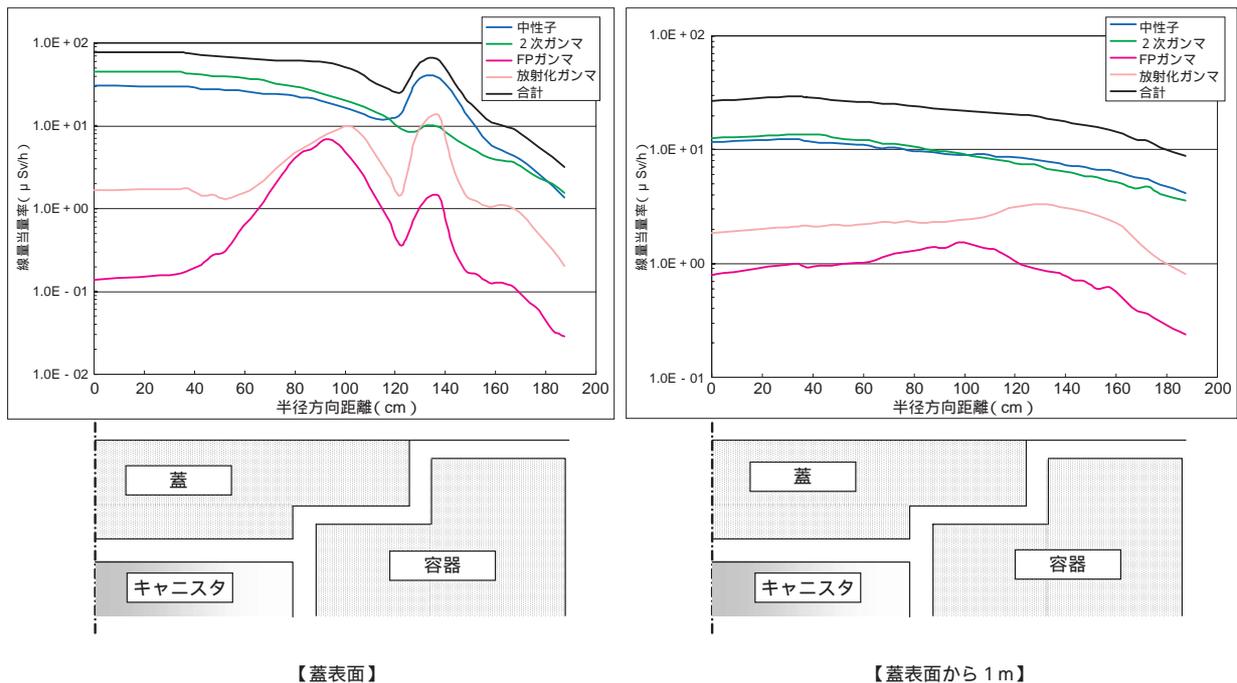


図3-4-10 キャスク上部 線量率分布

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⁽¹⁾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

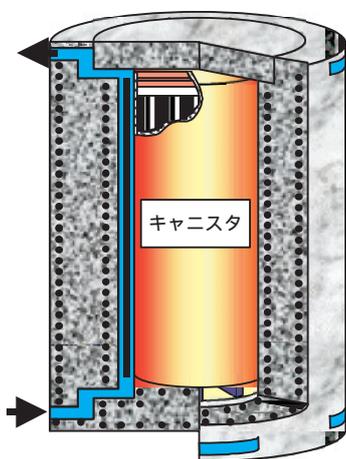


図3-5-1 コンクリートキャスクの概略構造

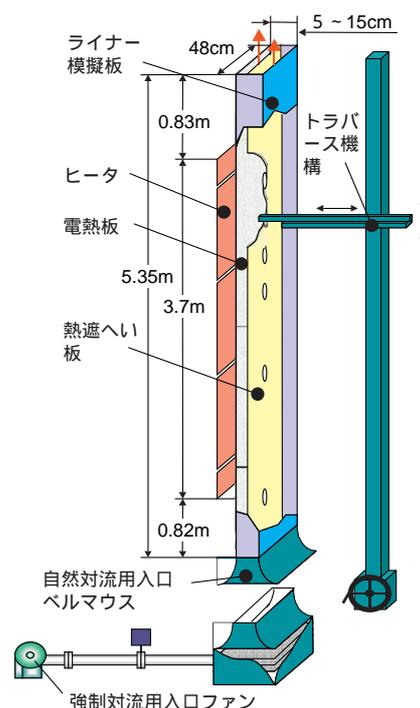


図3-5-2 実験装置概略

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

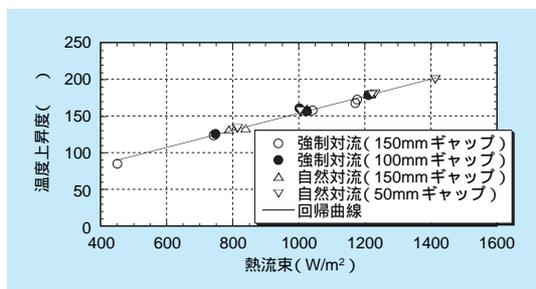


図3-5-3 キャニスタ表面温度と熱流束の関係

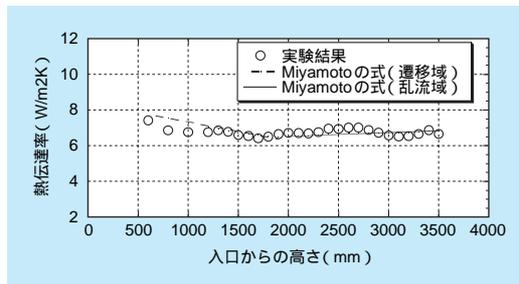


図3-5-4 キャニスタ表面熱伝達率

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⁽²⁾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⁽³⁾。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

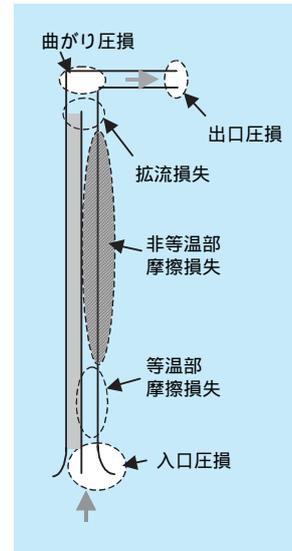


図3-5-5 流路内圧損評価箇所

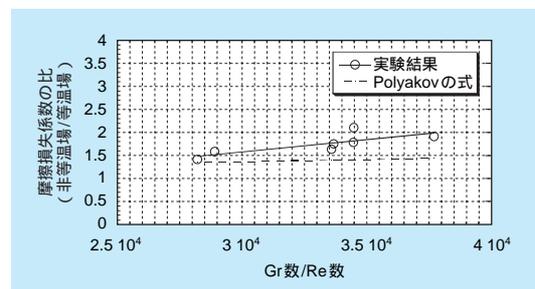


図3-5-6 非等温場の摩擦損失係数 (ギャップ幅50mmのケース)

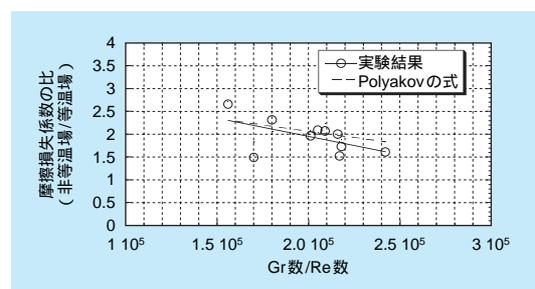


図3-5-7 非等温場の摩擦損失係数 (ギャップ幅100mmのケース)

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⁽³⁾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、S₂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

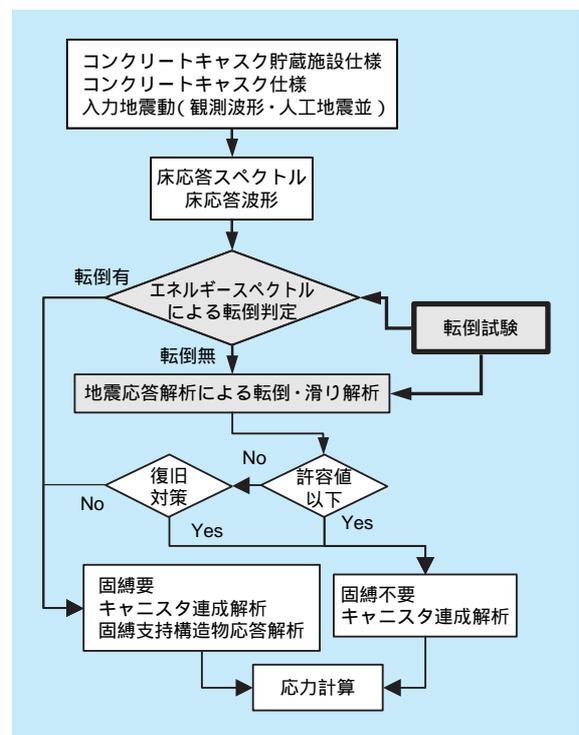


図3-6-1 耐震性能評価フロー

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 本体	鉄筋コン 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 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 高さ約2320mm
ライナー	炭素鋼	内径 (mm)	1850
		板厚 (mm)	25

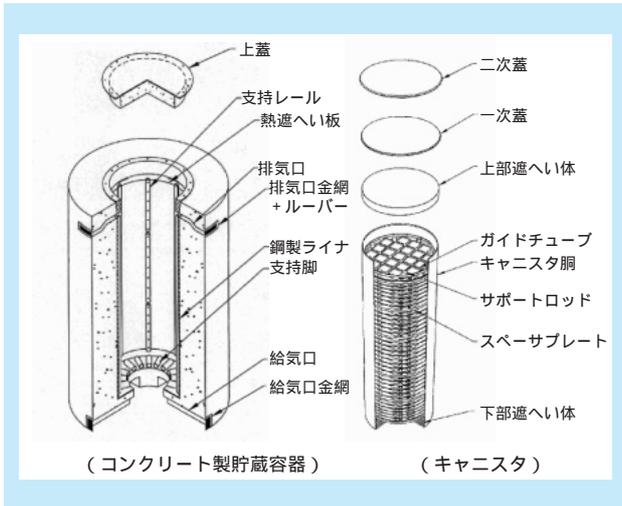
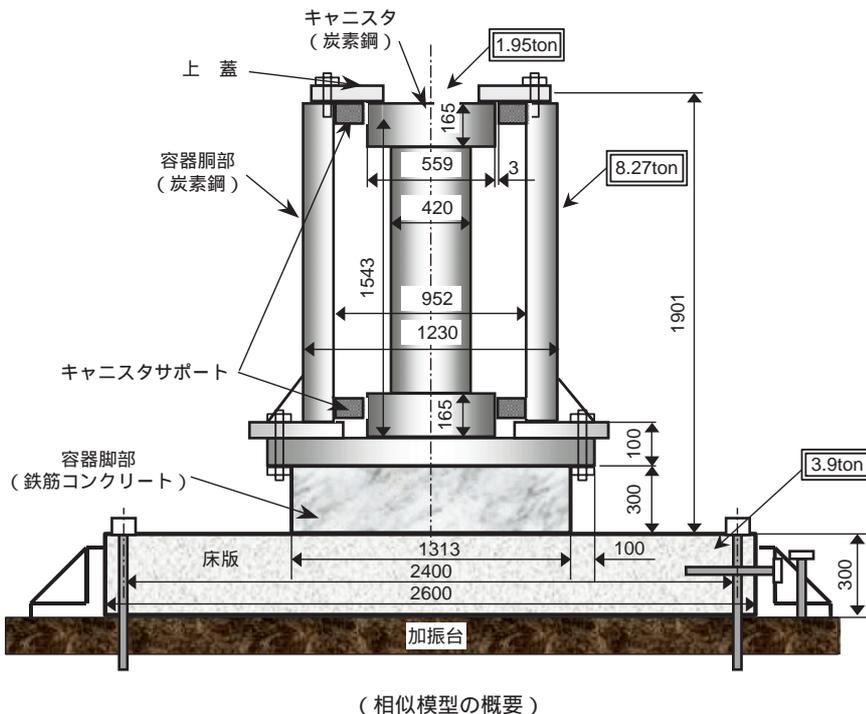


図3-6-2 鉄筋コンクリート製キャスクの概要

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： 炭素鋼 脚部構造： 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 ⁻²	$a_m/a_p = 1$	1
速度	V	LT ⁻¹	$V_m/V_p = 1/N^{1/2}$	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 ²	$I_m/I_p = M_m/L_m^2/M_p/L_p^2 = 1/N^5$	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S₂、高地震地帯S₂）を用いた。図3-6-5に、JMA神戸と低地

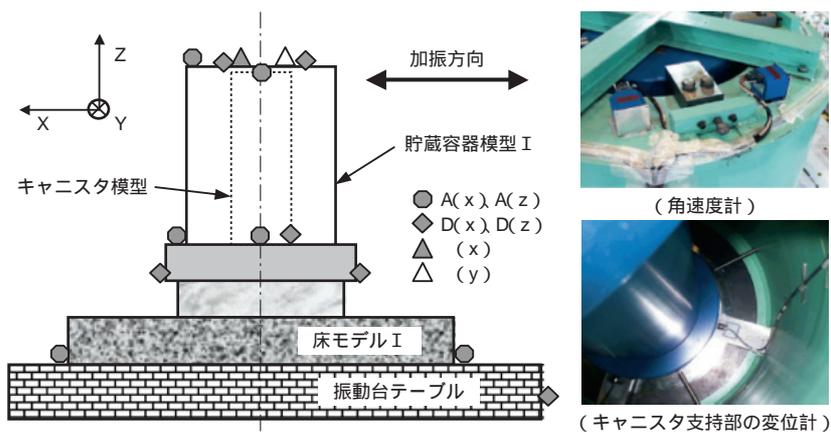


図3-6-4 転倒試験時の計測項目

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 ₂	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 ₂	マグニチュード8.5、震央距離68km	H 204gal, UD 124gal

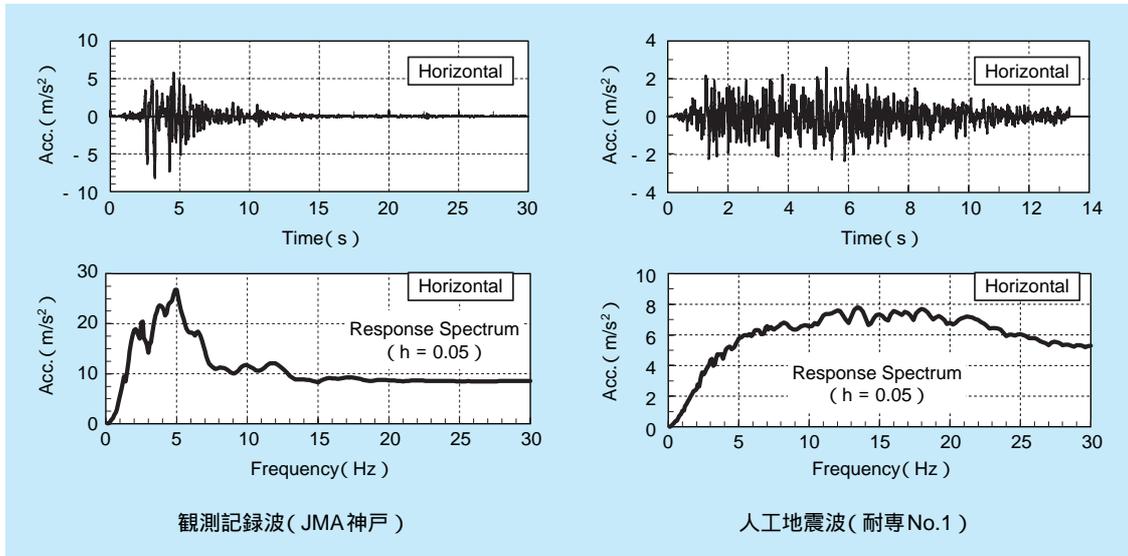


図3-6-5 JMA神戸と低地震地帯S₂の時刻歴と応答スペクトル(減衰比5%)

震地帯S₂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。

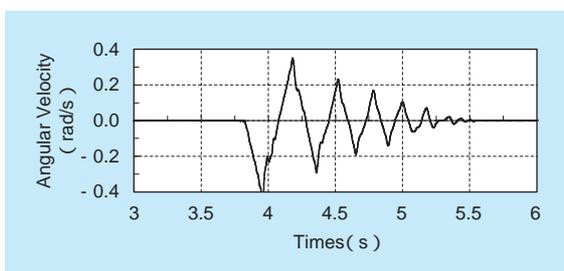


図3-6-6 角速度の時刻歴波形の例

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

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

(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/s²、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

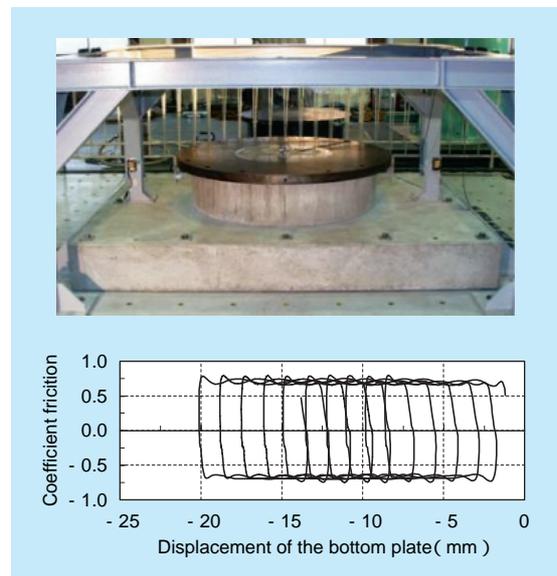


図3-6-7 摩擦測定試験の概要と測定例

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、

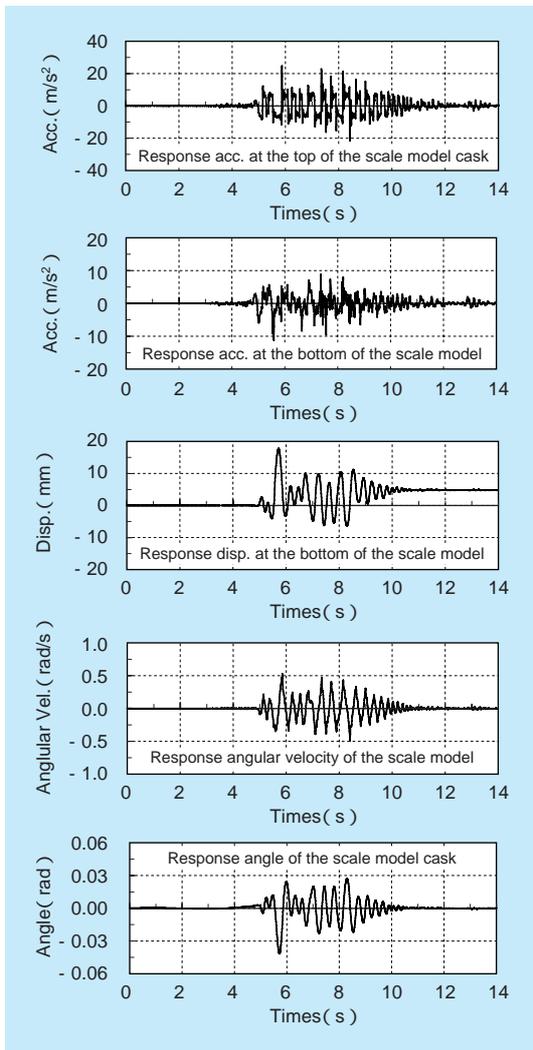


図3-6-8 記録された応答波形の例(JMA神戸)

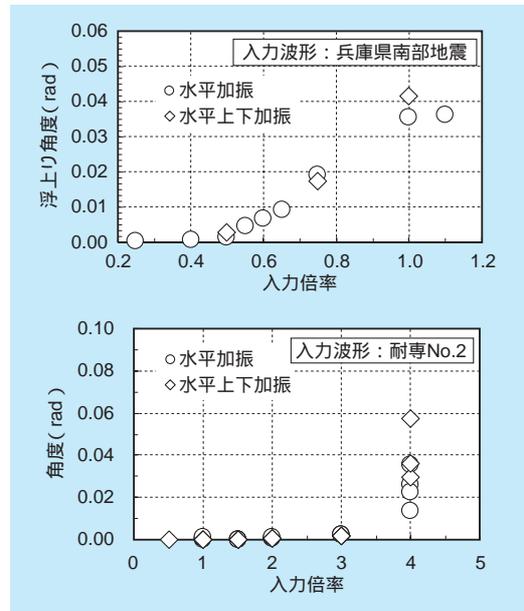


図3-6-9 最大入力加速度と最大応答角度の関係

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。

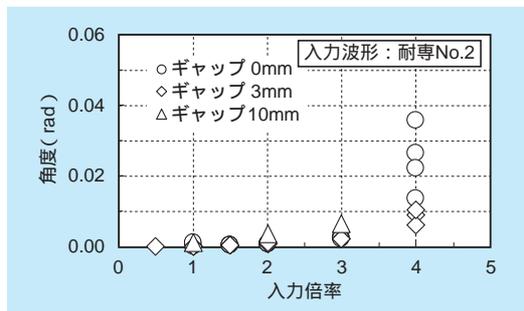


図3-6-10 ギャップ量が最大応答角度に及ぼす影響

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⁽¹⁾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。

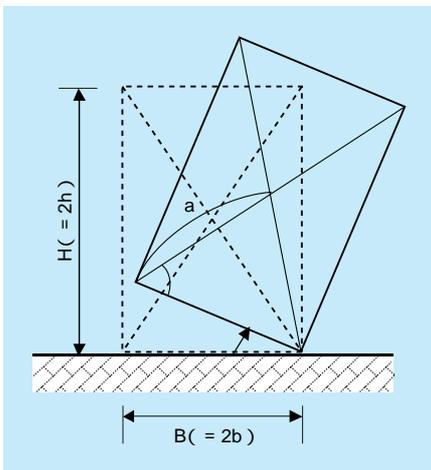


図3-6-11 二次元の解析モデル（均質直方体）

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

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

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。

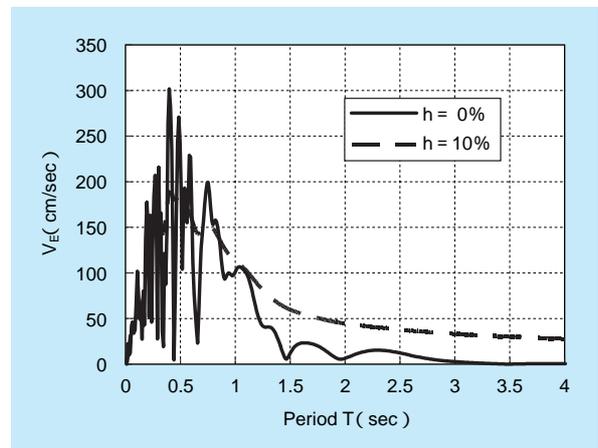


図3-6-12 JMA神戸波形のエネルギースペクトル

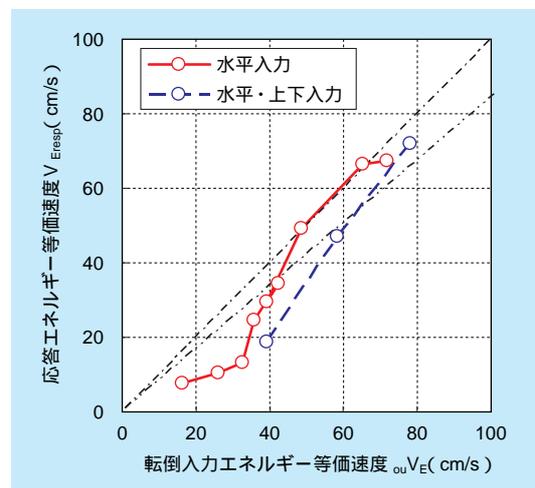


図3-6-13 入力エネルギーと応答エネルギー（JMA神戸）

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

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。

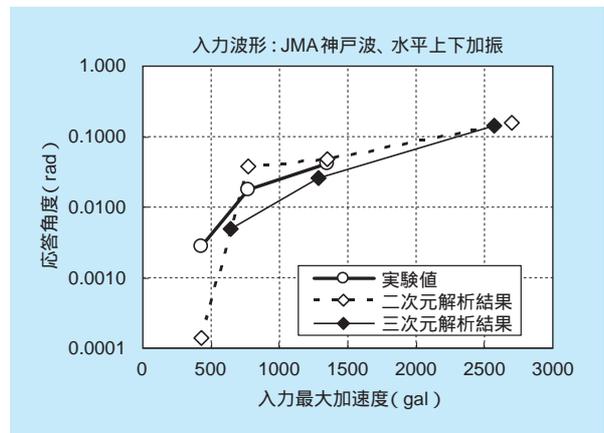


図3-6-14 解析結果と実験値の比較(JMA 神戸波)

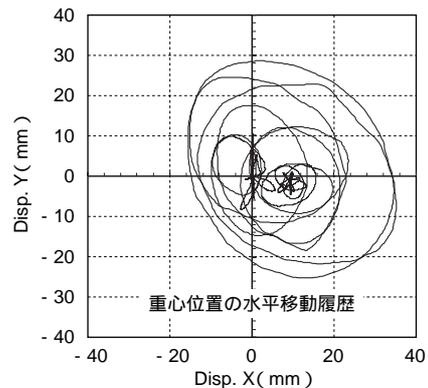
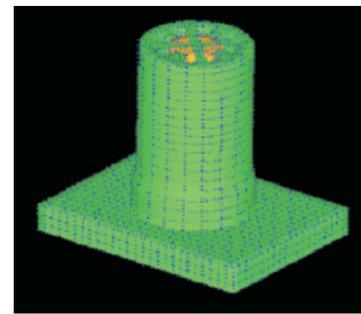


図3-6-15 ロッキング・滑り・回転を考慮した地震応答解析(解析コードABAQUS)

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

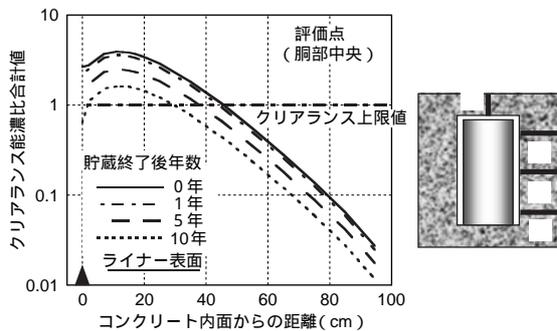
まず、微量元素を含めた鉄筋コンクリートの材料組成を設定し、PWR使用済燃料用コンクリートキャスク（最高燃焼度55GWD/tU・10年冷却×21体）を対象として、線源の減衰を考慮した放射化計算（計算コードTHIDA-2）を実施し、貯蔵40年後の各部位における誘導放射能濃度分布を算出した。

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。

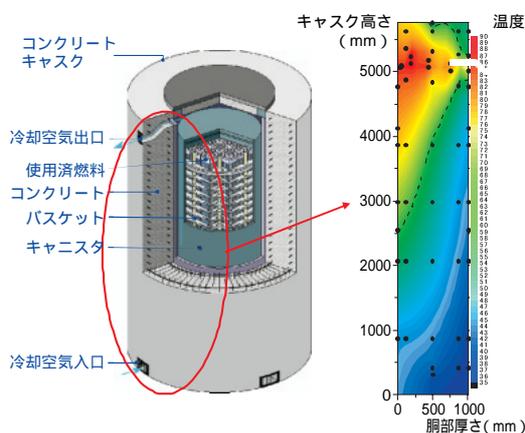
C1-3 低放射化・高性能コンクリートの試作

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。

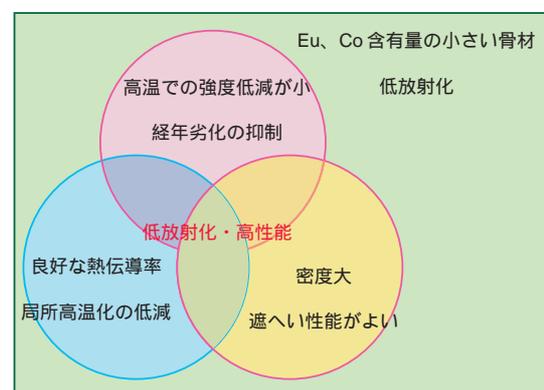
次に、この配合のコンクリートを用いて、温度条件65～105で10ヶ月間の温度履歴を与えて、



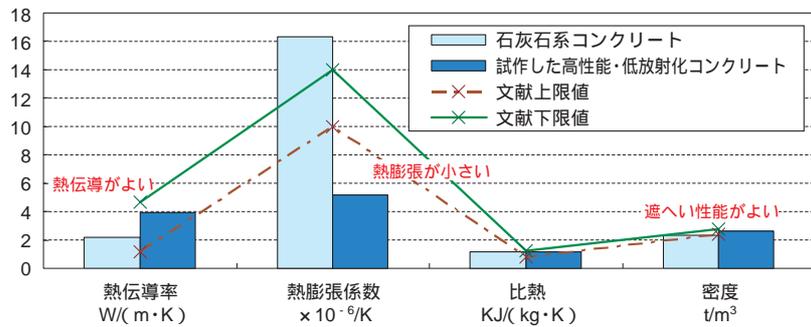
図C1-1-1 貯蔵後のコンクリートキャスク放射能レベル



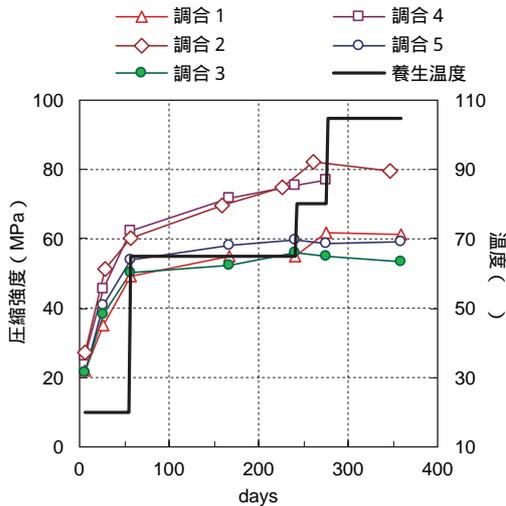
図C1-1-2 コンクリートキャスク除熱性能試験結果の一例



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。

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

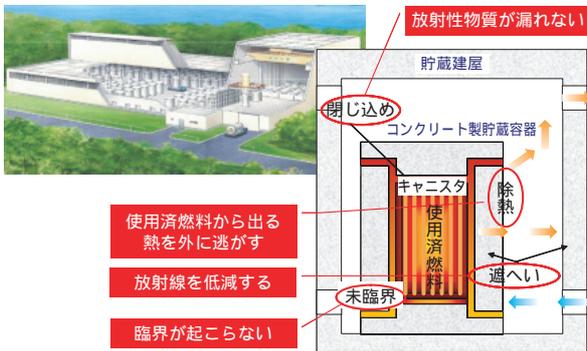
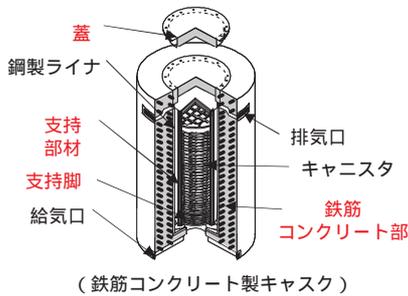


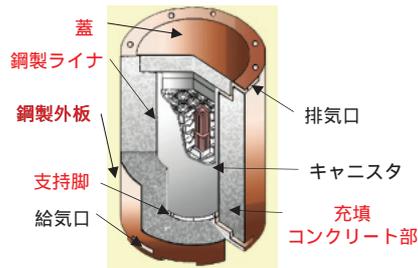
図4-1-1 コンクリートキャスク方式使用済燃料貯蔵施設概念とその安全機能

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。

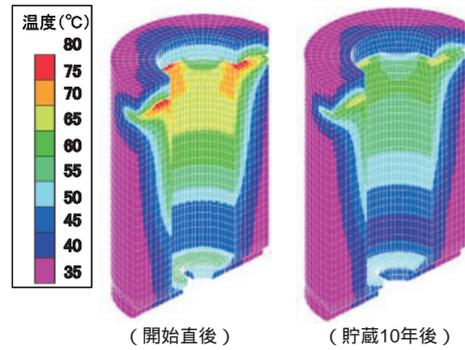
これら2種類のキャスクに対して基本設計を実施した。図4-1-3に、コンクリートキャスクの除熱性能や設計期間中における経年劣化(中性化や塩害等)に対する評価例を示す。通常時および異常時における除熱・密封・遮へい・未臨界および構造強度の評価を行い、実用化の見通しを得た。

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。

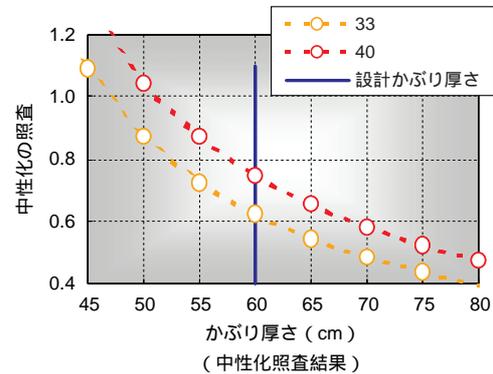


(開始直後)

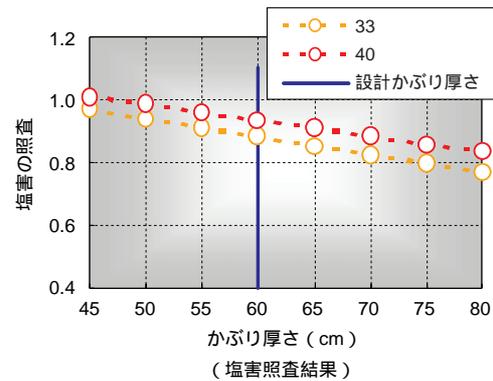
(貯蔵10年後)

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。本確証試験では、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	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。

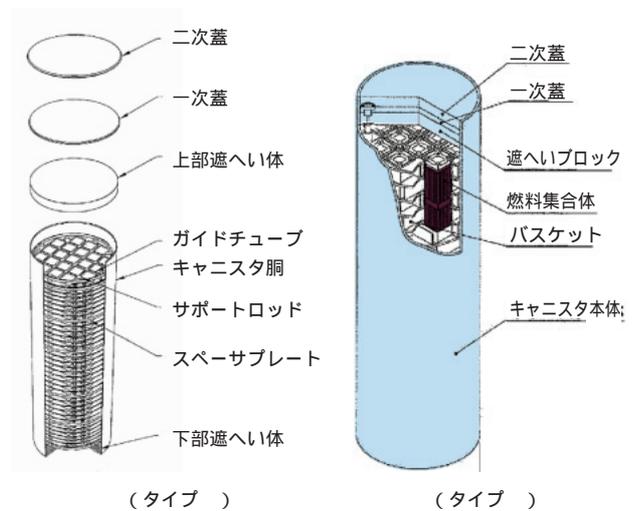


図4-1-5 キャニスタの基本構造

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。

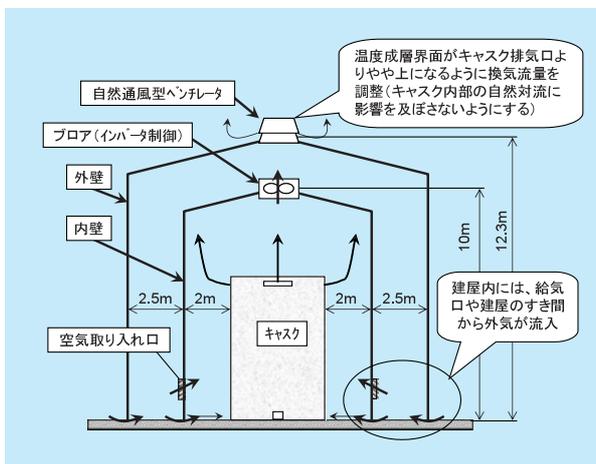


図 4-2-1-1 除熱試験建屋

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

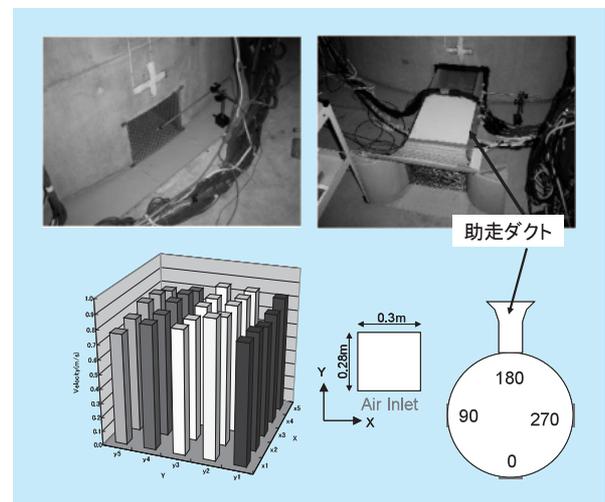


図 4-2-2-1 給気流量測定

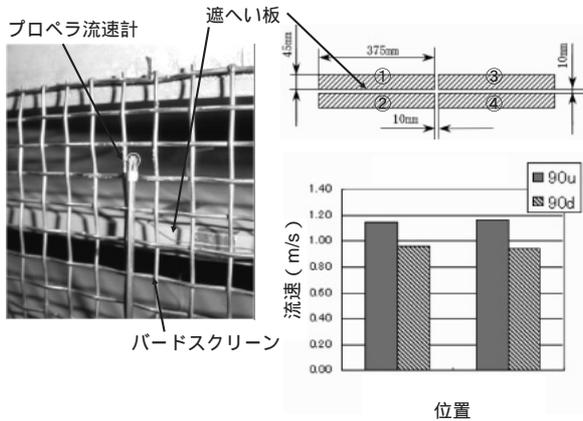


図 4-2-2-2 排気流速測定

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

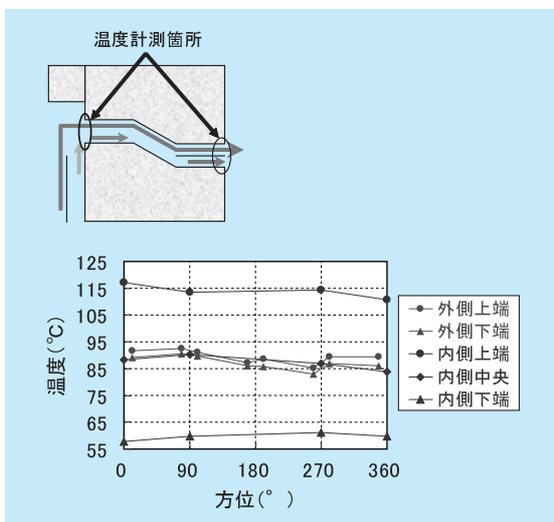


図 4-2-2-3 排気温度分布

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

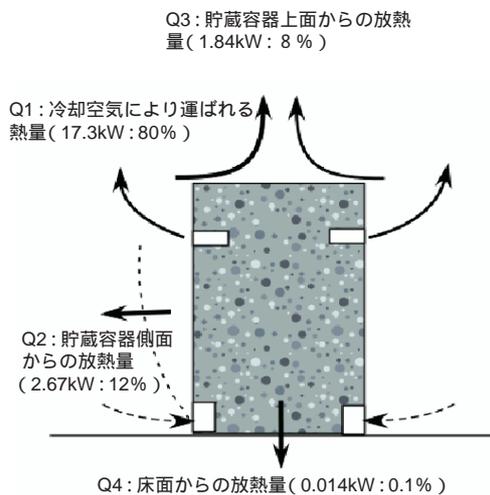


図4-2-2-4 除熱量の配分

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

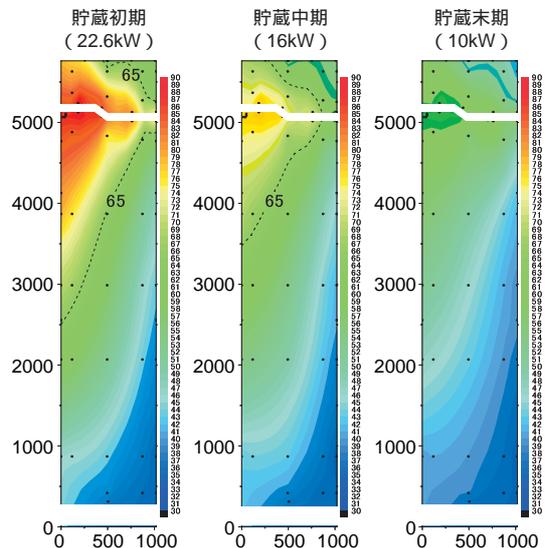


図4-2-2-5 コンクリート容器の断面温度分布 (RC製キャスク)

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。

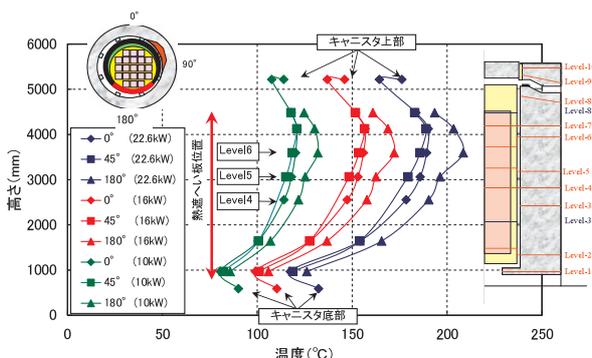


図4-2-2-6 キャニスタ表面の軸方向温度分布 (RC製キャスク)

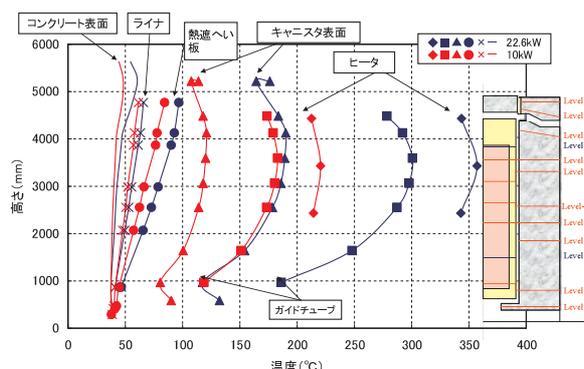


図4-2-2-8 各部の軸方向温度分布 (RC製キャスク)

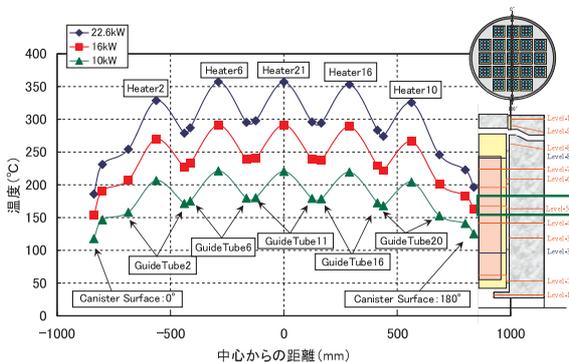


図4-2-2-7 キャニスタ内部の温度分布 (RC製キャスク)

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℃を超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。

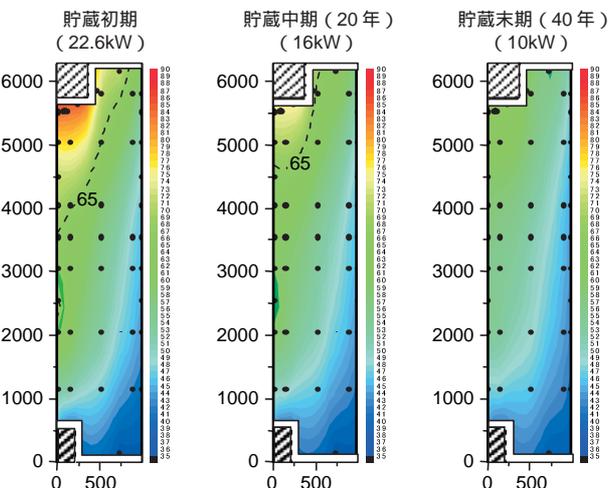


図4-2-3-1 コンクリート容器の断面温度分布 (CFS製キャスク)

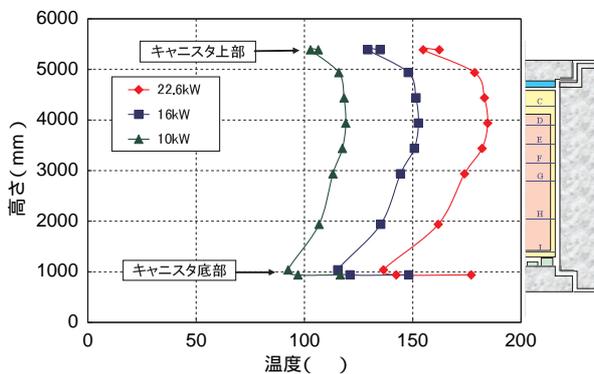


図4-2-3-2 コンクリート内温度分布 (CFS製キャスク)

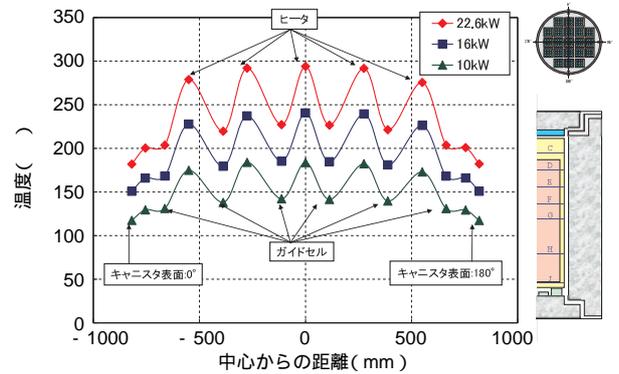


図4-2-3-3 キャニスタ内温度分布 (CFS製キャスク)

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(℃)	33	33	33
コンクリート胴部最高温度(℃)	83	74	63
キャニスタ表面最高温度(℃)	192	158	123
キャニスタ表面最低温度(℃)	123	106	85
ガイドチューブ最高温度(℃)	228	186	143
空気温度上昇度(℃)	52	42	30
空気流量 (kg/s)	0.363	0.385	0.344

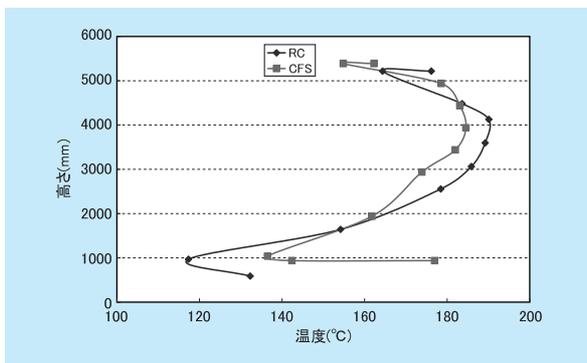


図4-2-4-1 キャニスタ表面温度分布比較

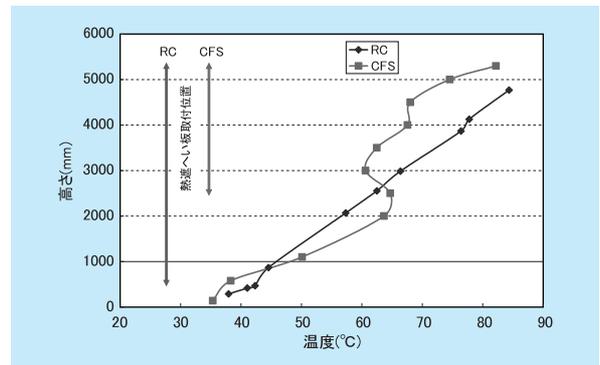


図4-2-4-3 ライナ温度分布比較

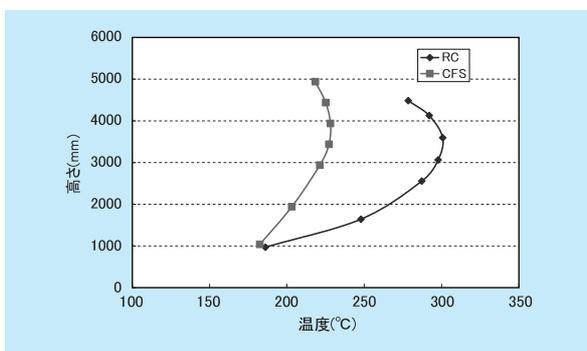


図4-2-4-2 ガイドチューブ温度分布比較

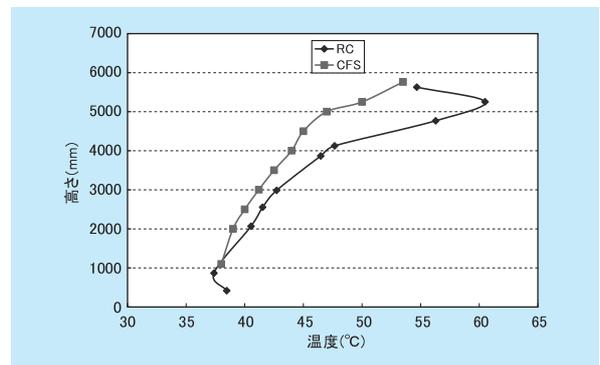


図4-2-4-4 コンクリート表面温度分布比較

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。

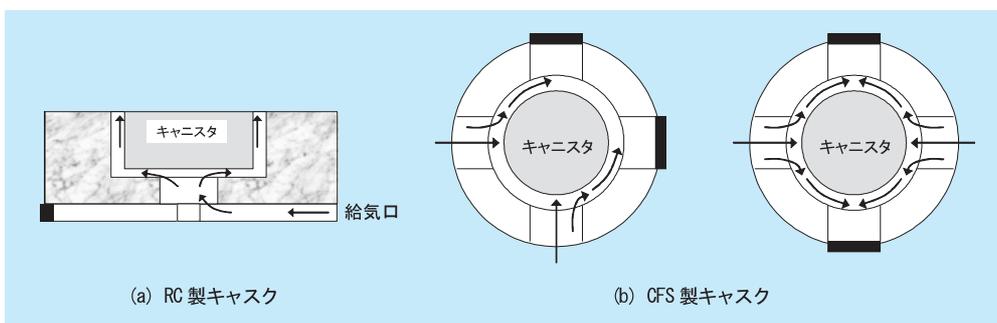


図4-3-1 給気口形状の違いによる50%閉塞条件での流入空気の流れパターン

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、キャニスタ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、キャニスタ表面温度について、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

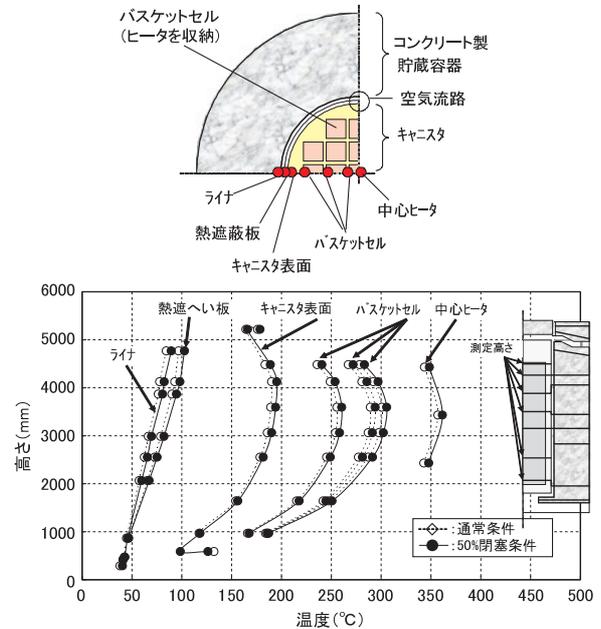


図4-3-2 50%閉塞条件での軸方向温度分布 (RC製キャスク、0°方向)

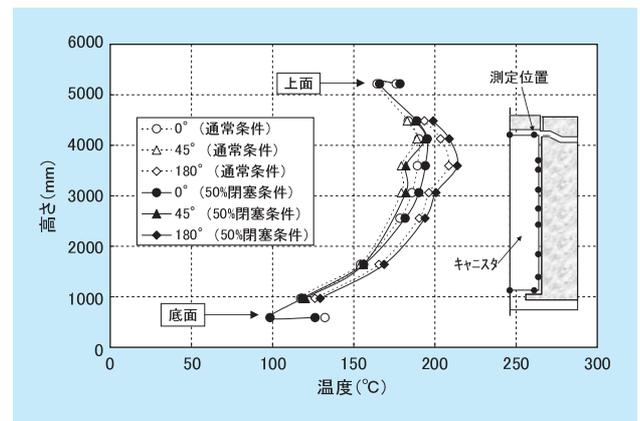


図4-3-3 50%閉塞条件でのキャニスタ表面温度 (RC製キャスク)

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。

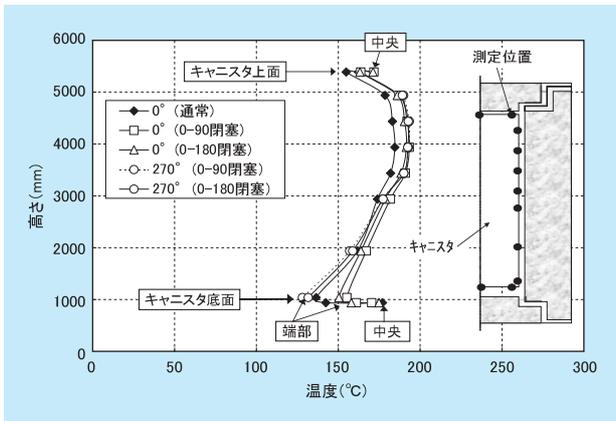


図4-3-4 50%閉塞条件でのキャニスタ表面温度 (CFS製キャスク)

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

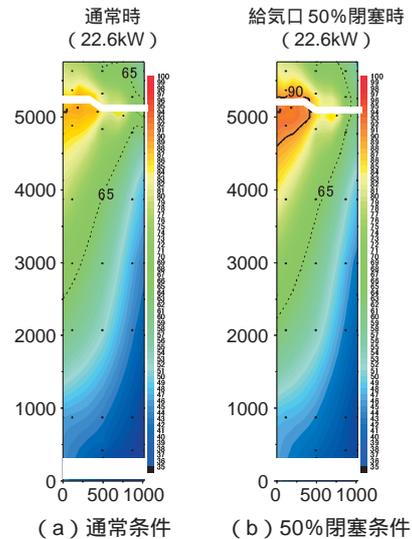


図4-3-5 コンクリート胴部の等温図 (RC製キャスク、90°断面)

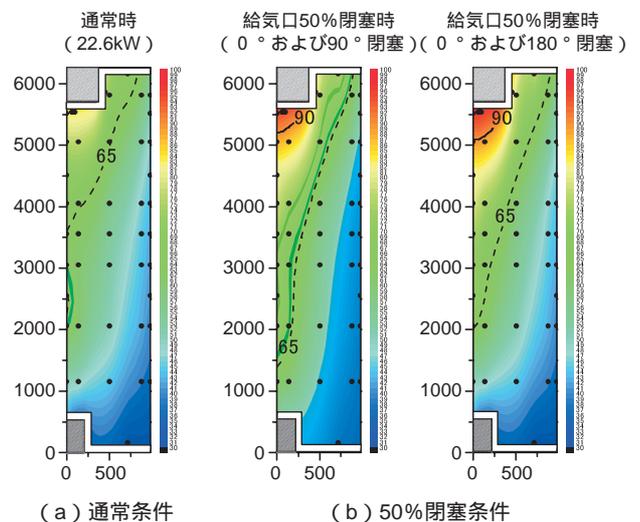


図4-3-6 コンクリート胴部の等温図 (CFS製キャスク、90°断面)

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

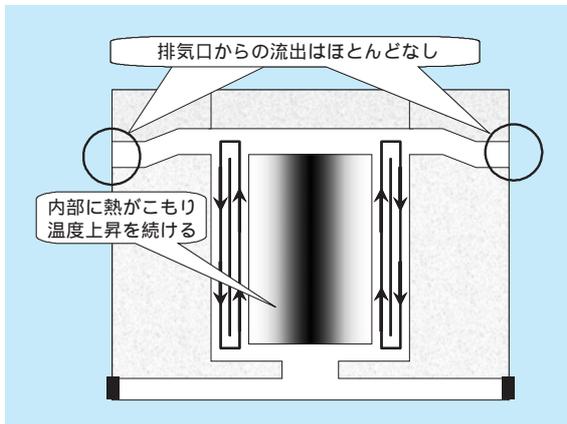


図4-3-7 100%閉塞条件での空気の流れ (RC製キャスク)

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。

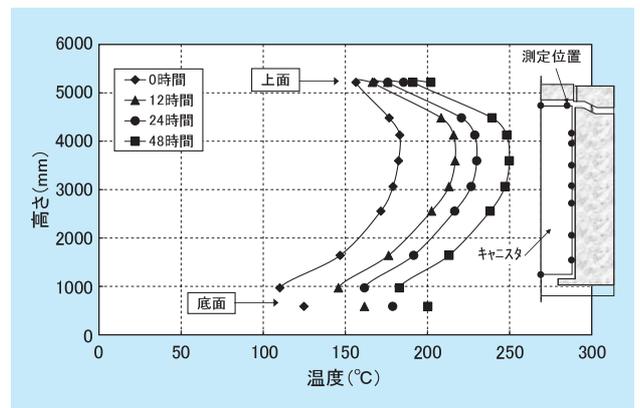


図4-3-8 100%閉塞条件でのキャニスタ表面温度の変化 (RC製キャスク、0°方向)

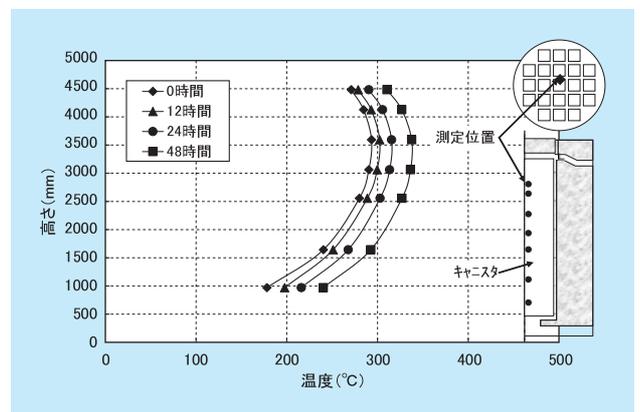


図4-3-9 100閉塞条件での中心バスケット温度の変化 (RC製キャスク、0°方向)

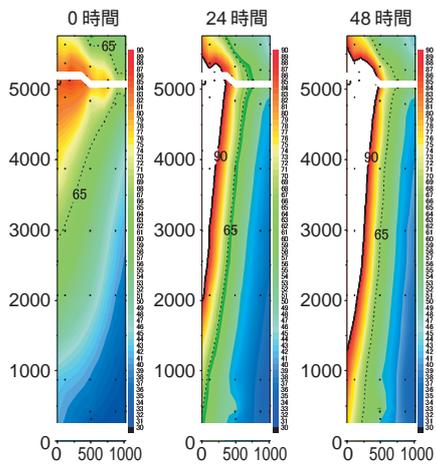


図 4-3-10 100%閉塞条件下でのコンクリート胴部温度の変化 (RC 製キャスク 90° 断面)

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%閉塞条件下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

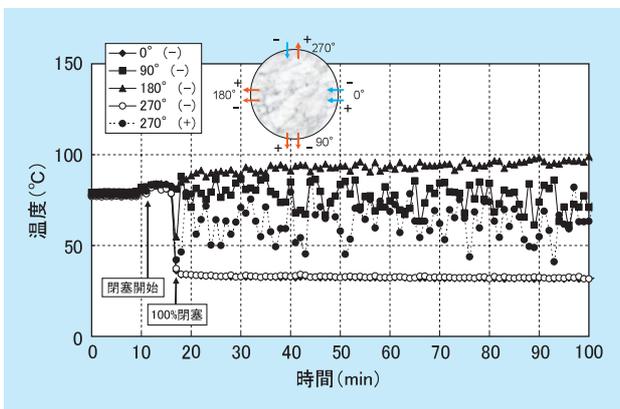


図 4-3-11 100%閉塞条件下での排気口出口空気温度の経時変化 (CFS 製キャスク)

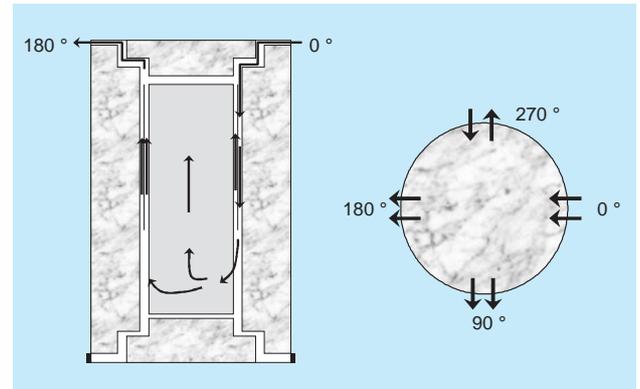


図 4-3-12 100%閉塞条件下での冷却空気の流れ (CFS 製キャスク)

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。

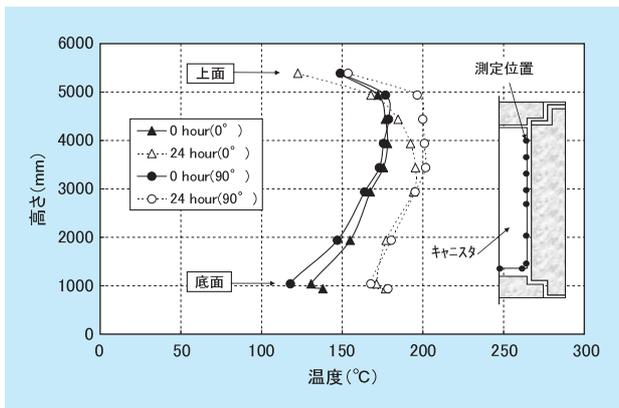


図 4-3-13 100%閉塞条件でのキャニスタ表面温度 (CFS 製キャスク)

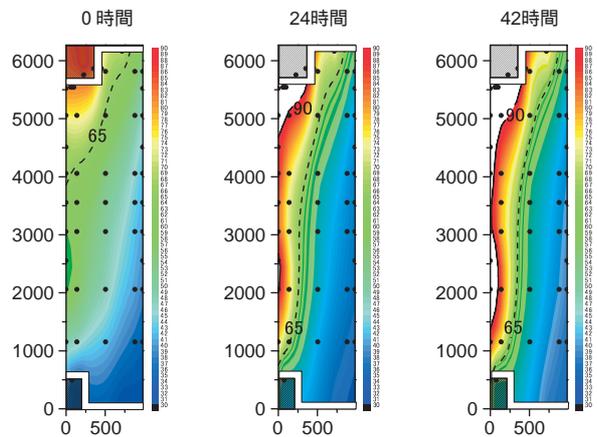


図 4-3-15 100%閉塞条件でのコンクリート胴部温度の変化 (CFS 製キャスク、90°断面)

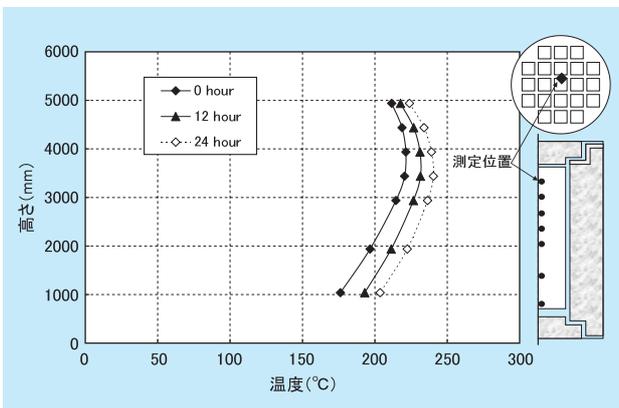


図 4-3-14 100%閉塞条件での中心バスケットセル温度 (CFS 製キャスク)

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。

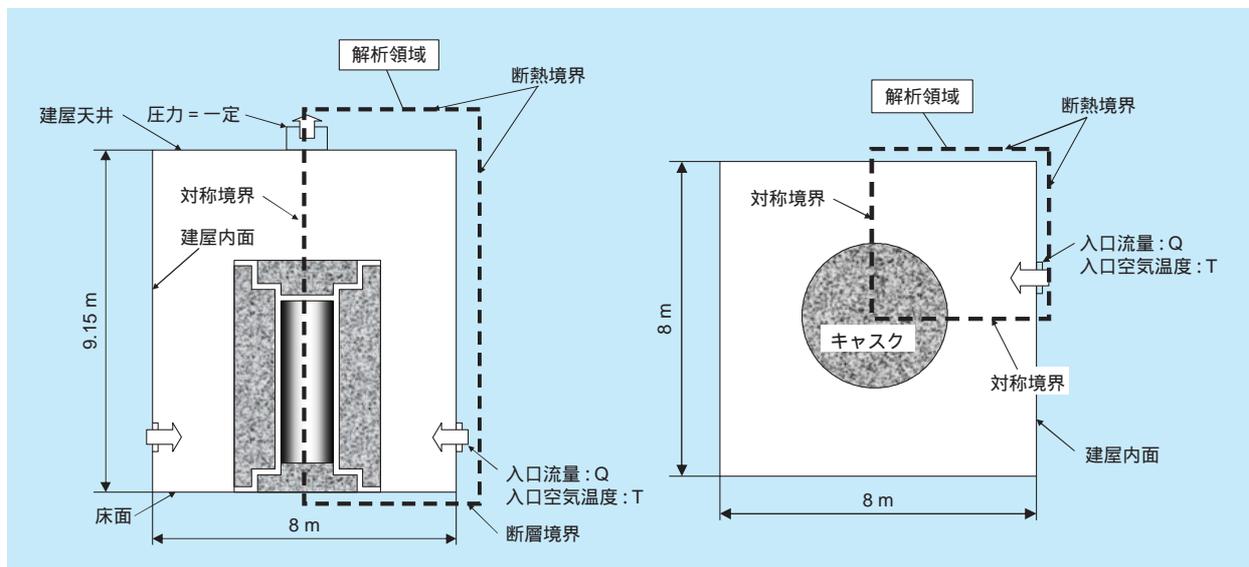


図4-4-1 解析領域

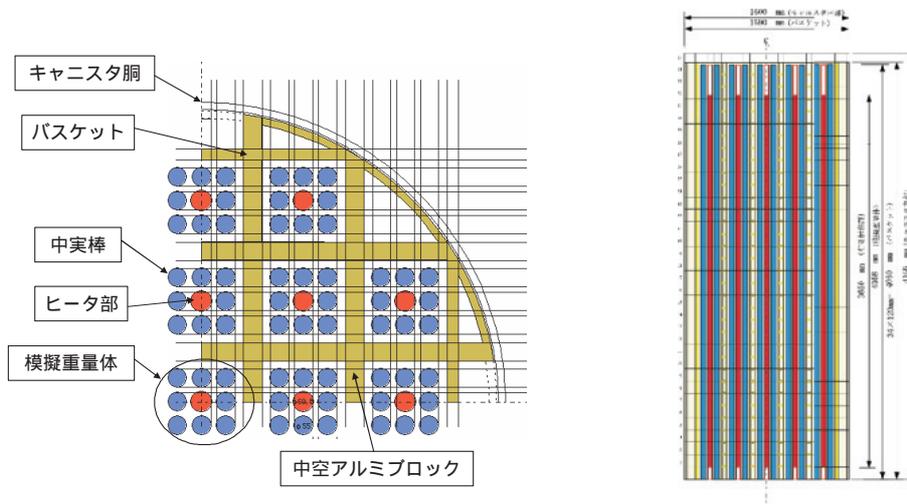


図4-4-2 解析メッシュ図(キャニスタ)

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。

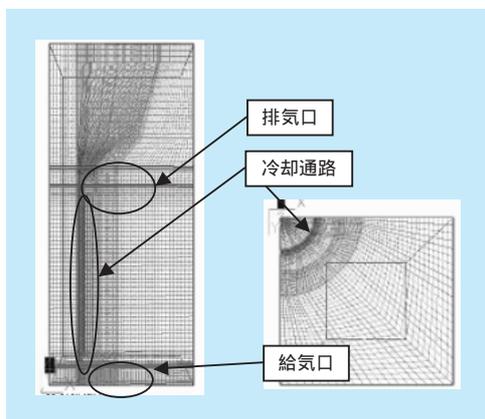


図4-4-3 解析メッシュ図

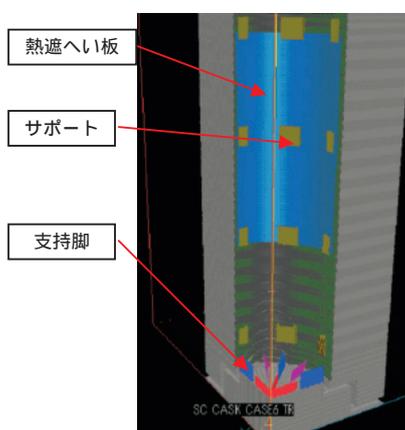


図4-4-4 キャスク内面のモデル図

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グラフを示す。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

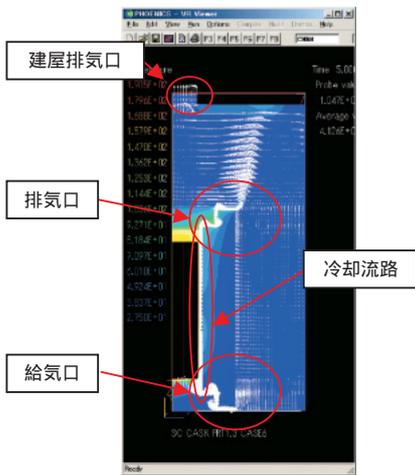


図4-4-5 建屋内での流速ベクトル図

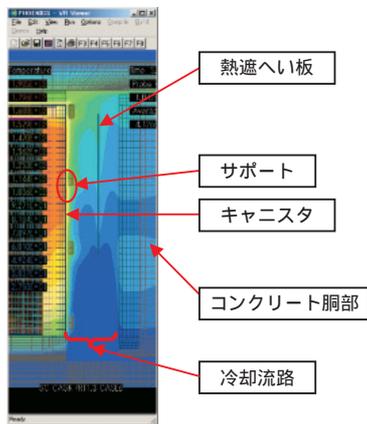


図4-4-6 冷却流路内の温度コンタ図

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

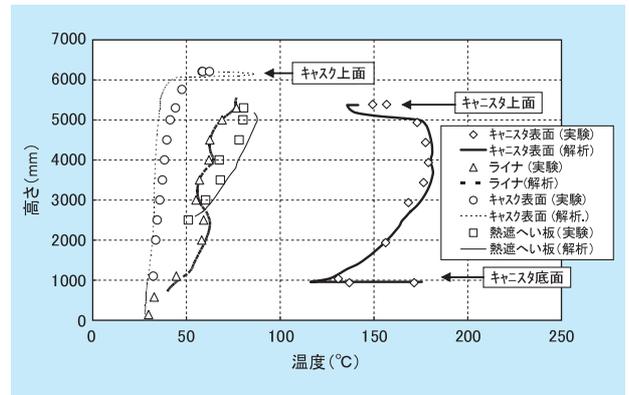


図4-4-7 キャニスタ外部の温度比較

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

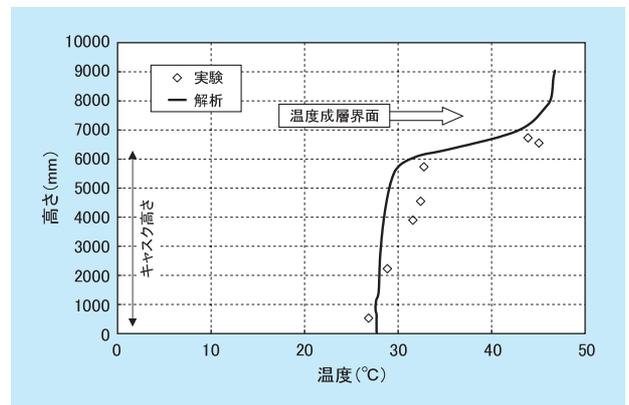


図4-4-8 キャスク周囲の空気温度分布

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

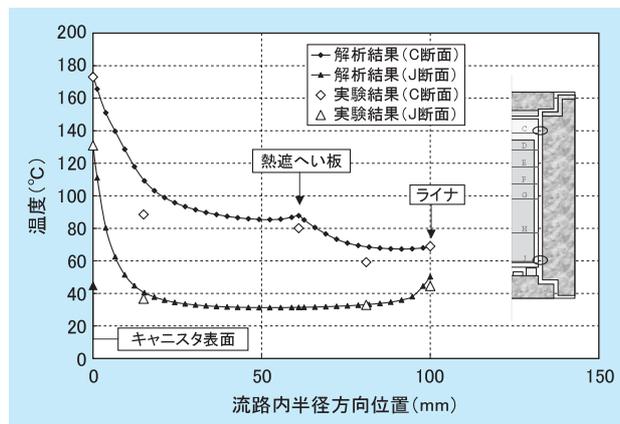


図4-4-11 冷却流路内の温度分布

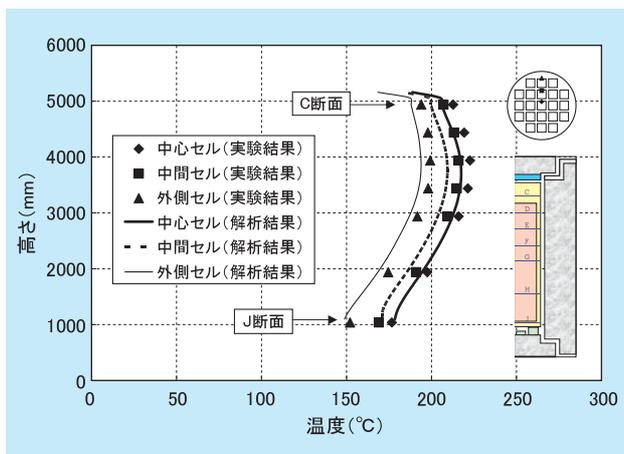


図4-4-9 キャニスタ内部モデルの解析結果

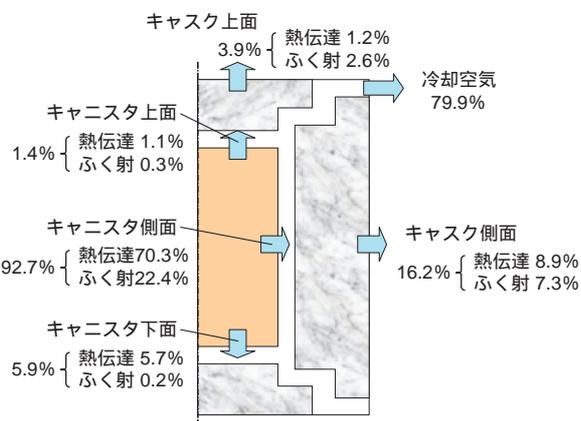


図4-4-12 解析結果から得られた除熱配分

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

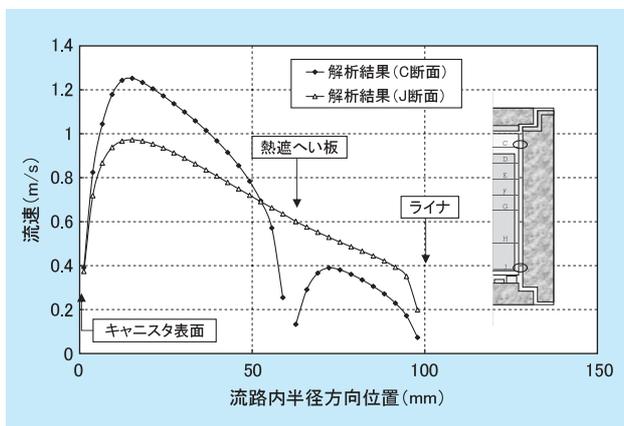


図4-4-10 冷却流路内の流速分布

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

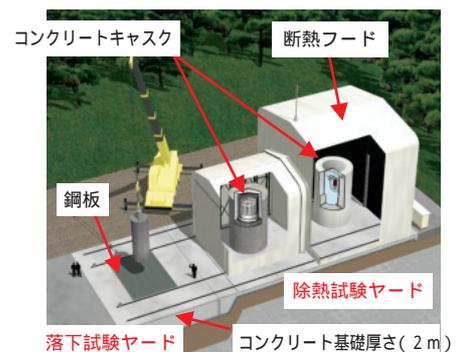


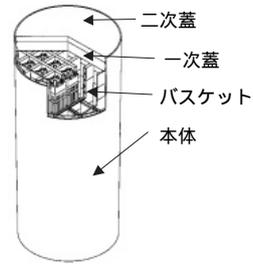
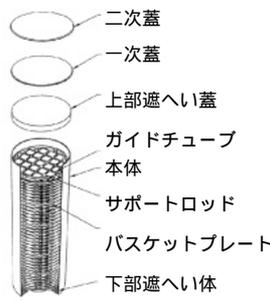
図4-5-1 落下試験ヤード(赤城試験センター)

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。

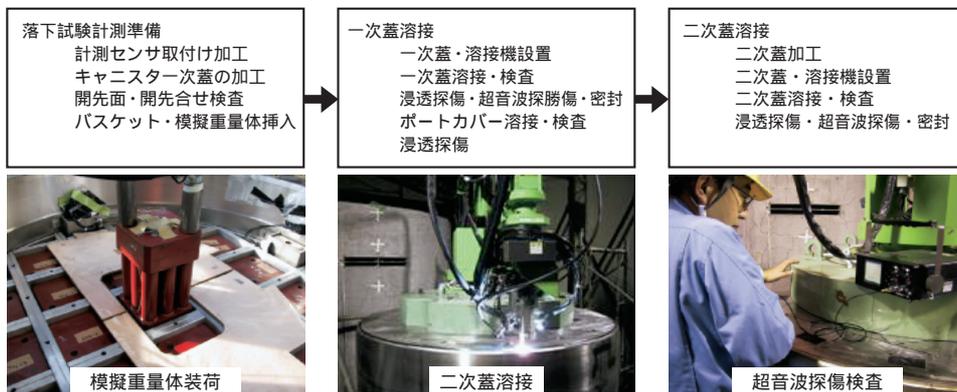


図4-5-3 蓋部の溶接フロー

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。

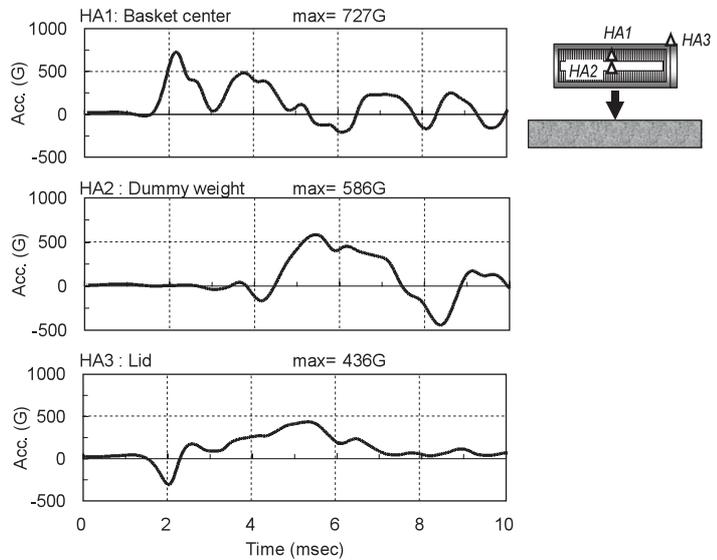


図4-5-4 水平落下試験の実施状況と計測データ(加速度記録波形)の一例

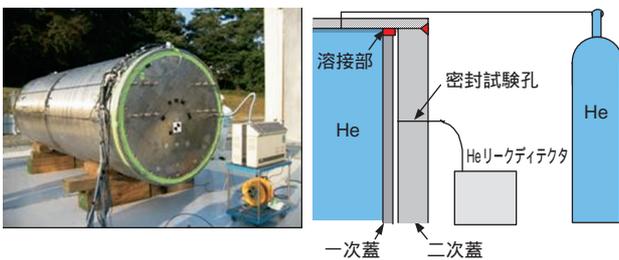


図4-5-5 二次蓋溶接部の密封試験の状況

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}

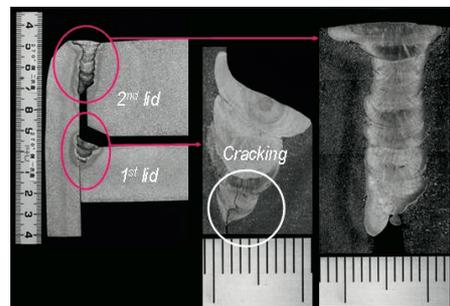


図4-5-6 蓋溶接部の断面マクロ撮影写真

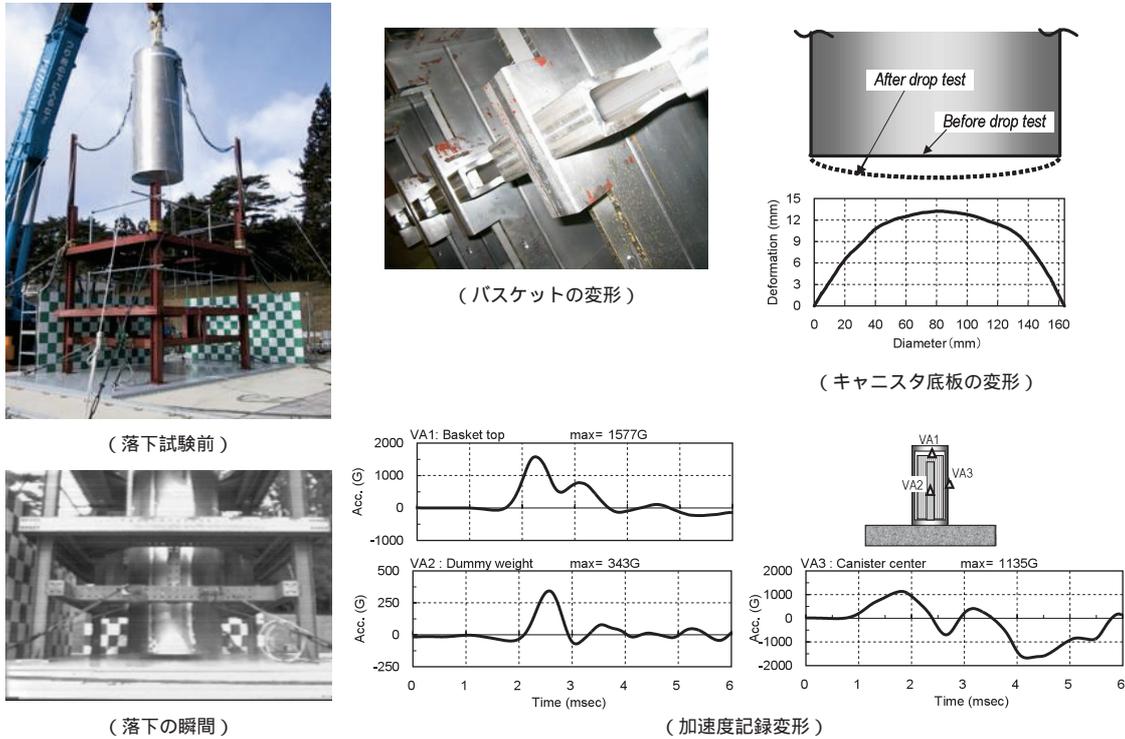


図4-5-7 垂直落下試験の実施状況と計測データの一例

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

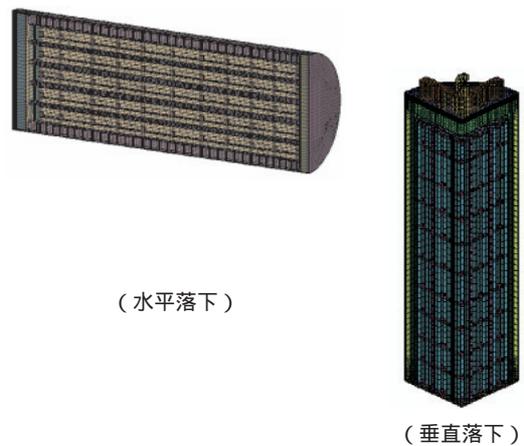


図4-5-8 落下解析モデルの有限要素分割図

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

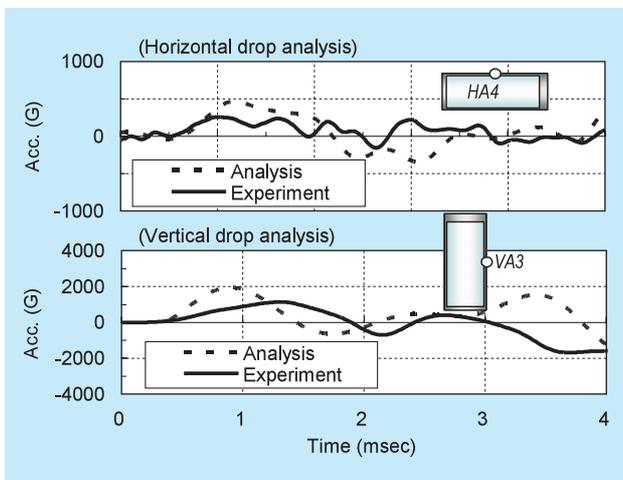


図4-5-9 落下試験解析結果と実験値の比較

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。

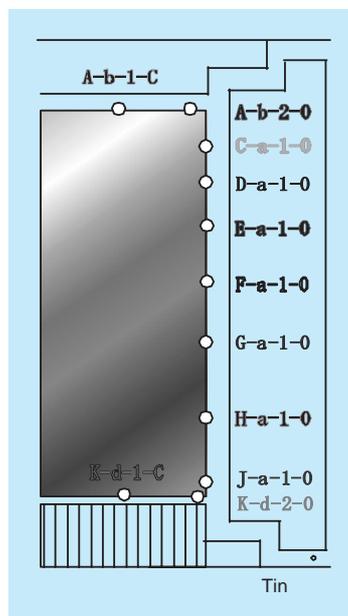
なお、図C2-1は、キャニスタ表面の温度計測位置ならびに給気口温度計測位置を示したものである。

C2-2 試験結果

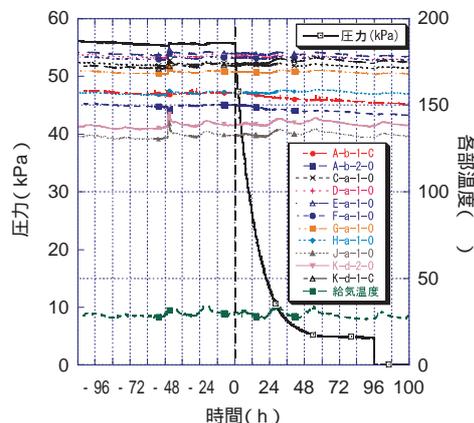
C2-2-1 ヘリウム漏えい検知方法の予備的検討

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



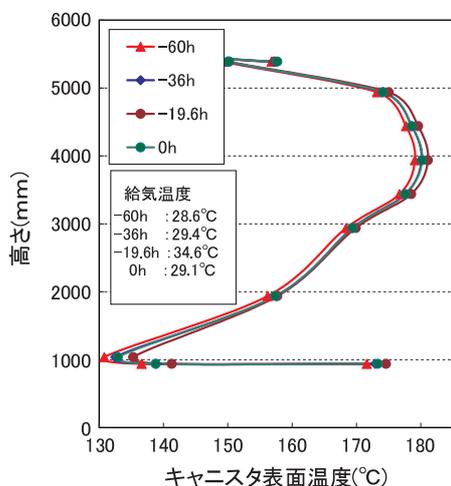
図C2-1 温度計測位置



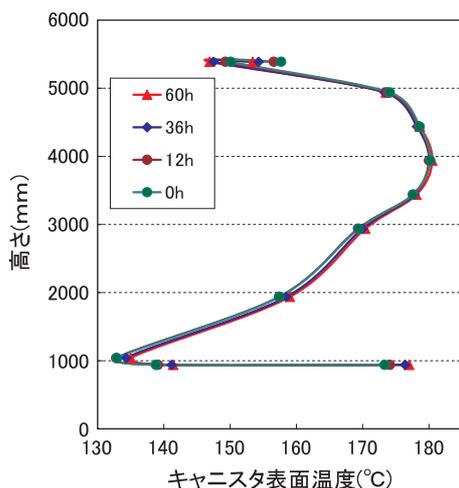
図C2-2-1-1 キャニスタ表面温度と圧力の関係

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、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)

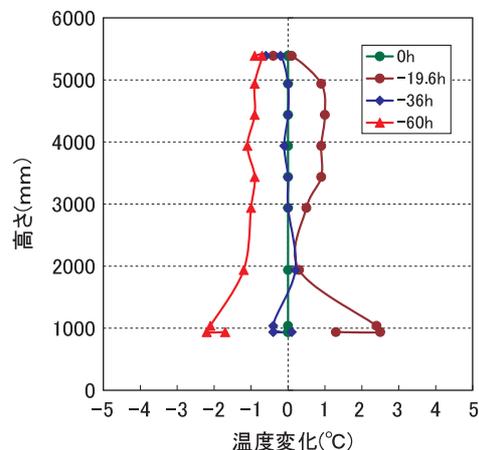


図C2-2-1-3 キャニスタ表面温度(漏えい時)

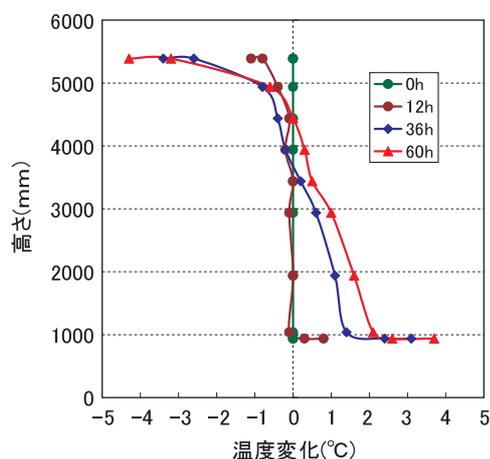
は著しく低下することが分かる。また、図C2-2-1-4は、通常時におけるヘリウム漏えい10時間からのキャニスタ表面各点での温度変化を示す。また、図C2-2-1-5は、ヘリウム漏えい時の0時間からのキャニスタ各点の温度変化を示している。

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。

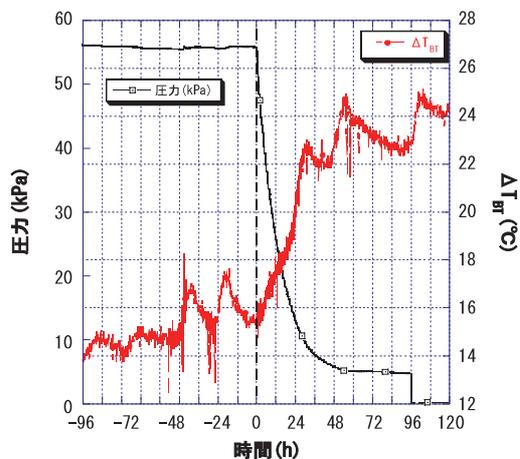
したがって、キャニスタ底部中心温度 (T_B) から上部中心温度 (T_T) を引いた温度差を T_{BT} と定義付け、 T_{BT} の変化を監視することにより、ヘリウム漏えいを検知できるかどうかを調べることにした。図C2-2-1-6は、 T_{BT} とヘリウム内圧の関係、図C2-2-1-7は、 T_{BT} と給気温度の関係を示したもの



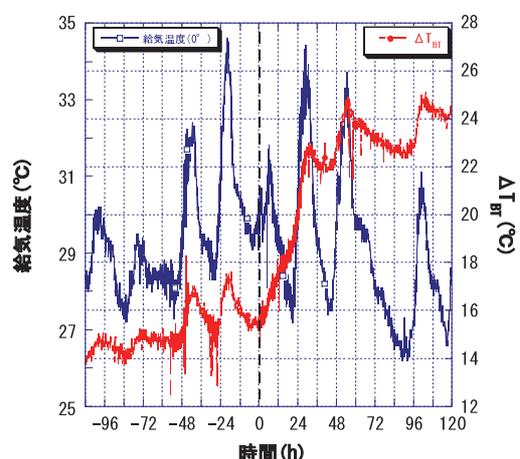
図C2-2-1-4 キャニスタ表面温度変化(通常時)



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)



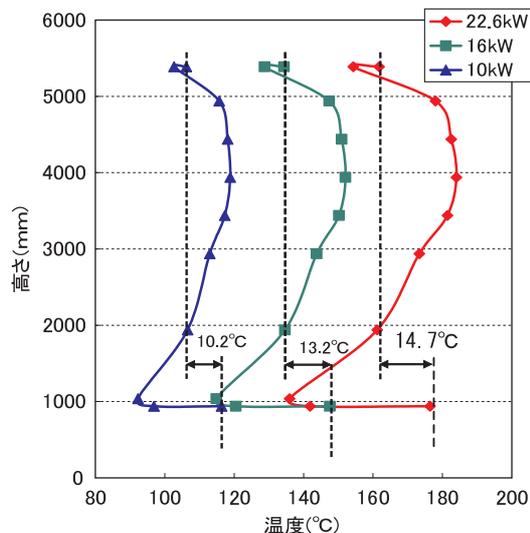
図C2-2-1-7 T_{BT} と給気温度(CASE1)

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。

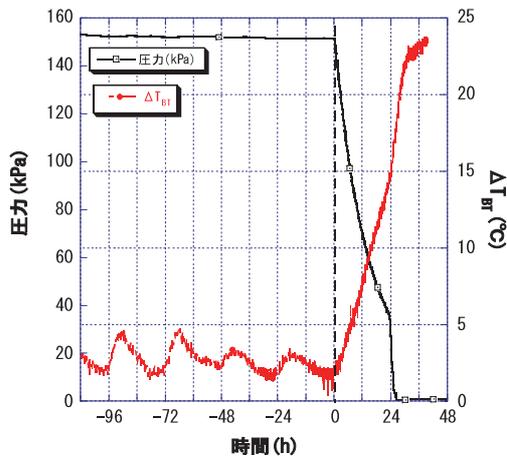
なお、本検知方法で用いている原理は、キャニスタ内の圧力変化情報をキャニスタ表面温度変化情報に変換することであることから、検知の限界は、すなわち、圧力変化が検知できる限界と同等となる。本試験ケースでの漏えい率は、4日間の漏えいで $10^{-1} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ であることからその二桁程度長い期間（約1年）の漏えいが圧力変化を検知できる限界であると仮定すると、 $10^{-3} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 程度となる。

C2-2-2 本検知方法の適用性確認

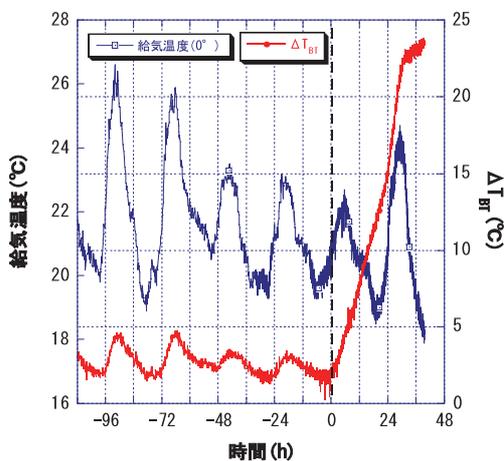
(1) キャニスタ内圧が高い場合（CASE2 試験）

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)

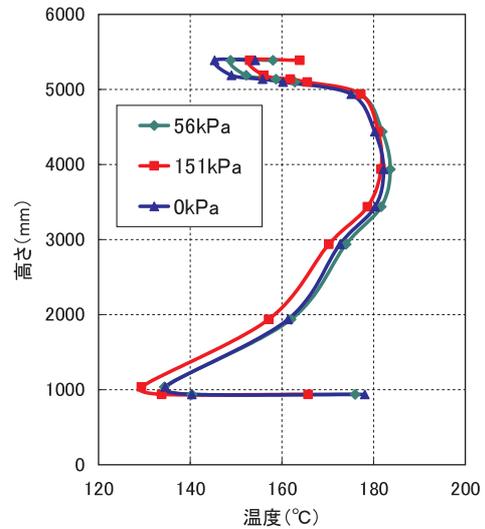


図C2-2-2-2 T_{BT} と給気温度(CASE2)

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。

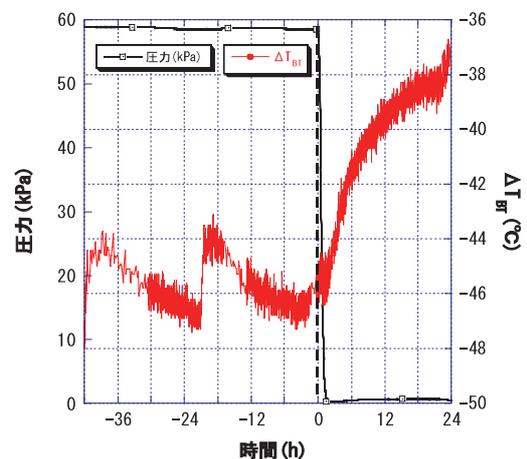
ここでは、給気温度を33 に換算した上で比較している。なお、33 は、日本全国で観測された気温を基に求められた設計用外気条件の一例である。それぞれ、加圧(151kPa)では、 T_{BT} が1.8、通常(56kPa)では、 T_{BT} が17.9、ヘリウム漏えい(0kPa)では、 T_{BT} が23.9となっている。この図より、ヘリウムの対流効果が存在することがキャニスタ表面温度の違いから推測される。



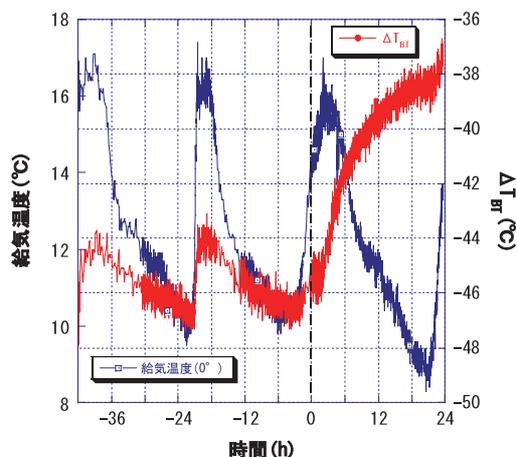
図C2-2-2-3 内圧とキャニスタ表面温度

(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。

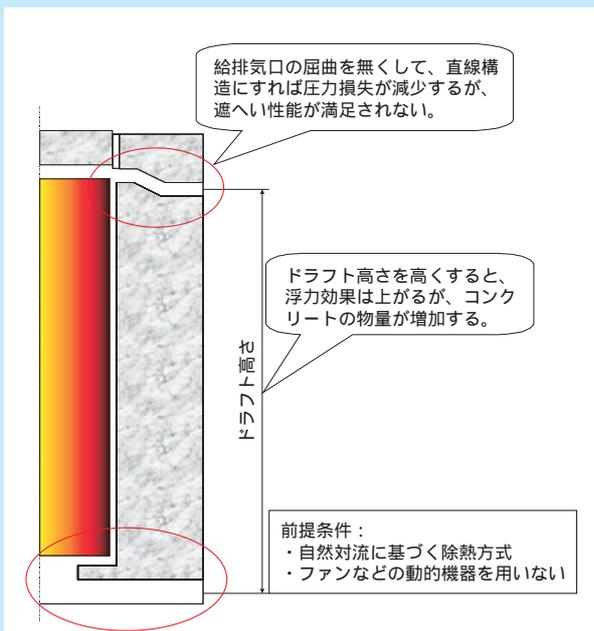
- 1) キャニスタ内圧を高めるほど検知感度が良好になる。
- 2) 発熱量の小さい長期貯蔵時においても信頼性が高い検知が可能である。
- 3) 貯蔵期間による発熱量の低減により、漏えい検知を誤認することはない。なお、本システムで検知できる漏えい率の限界値は、約 $10^{-3} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ と考えられる。
- 4) 流路形状の異なるコンクリート容器でも本手法が適用できる。

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

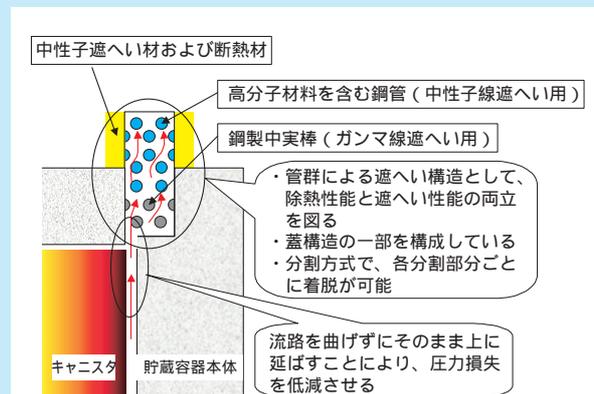
つながらない工夫が必要である。一般に、コンクリートキャスクの給排気口は、ストリーミングを低減させるために、屈曲構造となっている。圧力損失の観点からは、屈曲構造よりも直線構造の方が望ましいが、直線構造では、要求される遮へい性能を満足できない場合が多い。

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）。

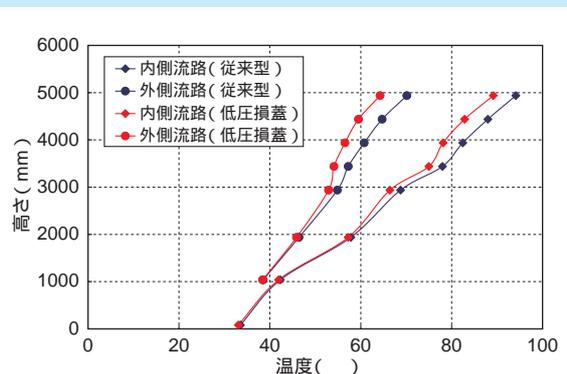
C3-3 除熱試験

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

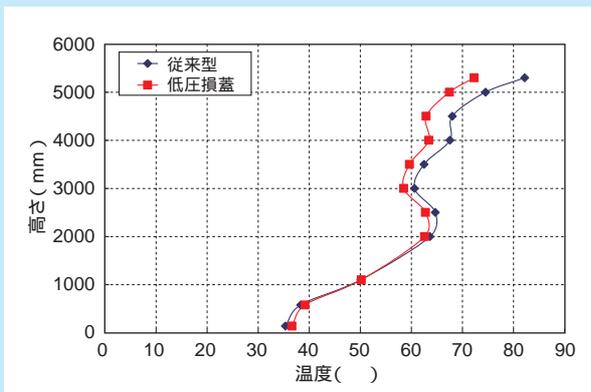
を示す。熱遮へい板の内側流路および外側流路の両方において、従来型の結果に比べ、温度が低下している。冷却空気流量を比較すると従来型では、0.363 kg/sであるのに対して、低圧損蓋では、0.416kg/sとなり、14.6%増加した。一方、排気口での温度分布が大きいことと、排気流速も分布があることから、排気温度の設定が困難であることが判明した。排気流速や温度の評価は、除熱設計の重要な因子であるため、今後、評価手法を構築することが必要である。

(2) ライナー温度

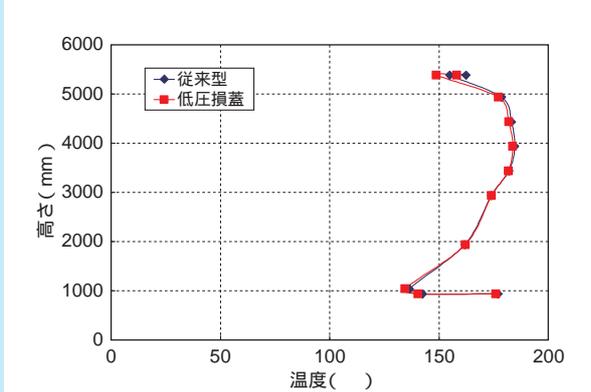
図C3-6にライナー0°の軸方向温度分布比較を示す。両方とも上部に向かって、温度差が上昇していくが、低圧損蓋の結果は、従来蓋に比べ、約10°温度が低下している。

(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



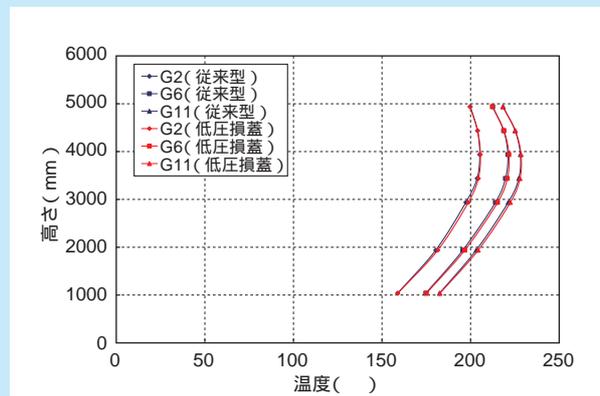
図C3-7 キャニスタ表面0°の軸方向温度

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。

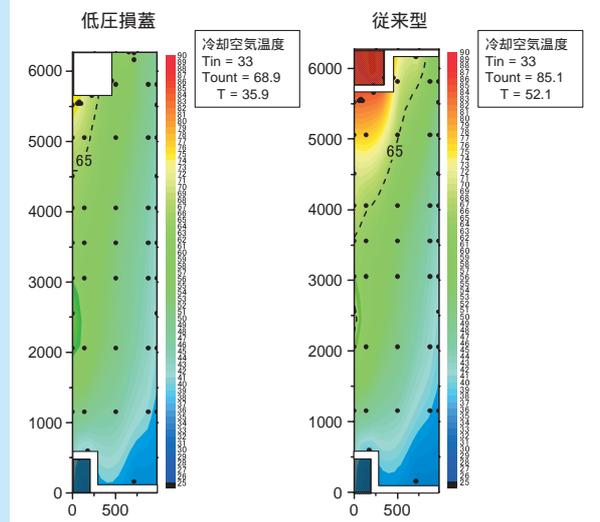
図C3-8は、キャニスタ内部の温度比較である。発熱量が同じで、キャニスタ表面温度も同じであることから、内部温度も、ほとんど差異は観られない。

(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

第 5 章

5

キャニスタ材料の
健全性

材料科学研究所 機能・機構発現領域 上席研究員 新井 拓
 地球工学研究所 バックエンド研究センター 上席研究員 小崎 明郎
 材料科学研究所 機能・機構発現領域 主任研究員 谷 純一

5 - 1 キャニスタ材料の環境と特色 99
 5 - 2 従来型ステンレス鋼の耐食性 102
 5 - 3 高耐食型ステンレス鋼の耐食性 108
 5 - 4 従来型ステンレス鋼の破壊靱性 112
 5 - 5 高耐食型ステンレス鋼の破壊靱性特性 117



新井 拓 (1988年入所)
 入所後、しばらくは、使用済み燃料輸送・貯蔵兼用球状黒鉛鋳鉄キャスクの材料特性評価を行った。最近は、コンクリートキャスクキャニスタ材の破壊靱性特性やSCC特性に関する研究と軽水炉構造材料のSCCに関する研究に取り組んでいる。
 (5-1、5-3および5-5執筆)



小崎 明郎 (1991年入所)
 金属材料構造物の腐食寿命評価(すきま腐食等)や破壊力学的健全性評価に関する研究に従事。輸送容器の海没時の腐食評価、貯蔵容器の潮風腐食評価、高レベル地層処分用オーバーバック材の長期腐食寿命評価を行ってきた。最近は、電柱間に敷設された光通信ケーブル用ワイヤの腐食寿命評価研究にも取り組んでいる。
 (5-1、5-2および5-4執筆)



谷 純一 (1991年入所)
 軽水炉構造材料の腐食割れ、火力ボイラ管の腐食疲労などの研究を経て、現在は中間貯蔵用ステンレス鋼キャニスタの腐食割れの研究を主な仕事としている。手法的には、材料の電気化学的特性や表面状態を調べることで、劣化評価や腐食機構の検討などを進めてきた。今後は、電力流通設備の腐食評価にも取り組んでいきたい。
 (5-3執筆)

5 - 1 キャニスタ材料の環境と特色

(1) キャニスタの概要

コンクリートキャスク貯蔵では、使用済み燃料は、キャニスタと呼ばれるステンレス鋼製の容器に収納され、コンクリートキャスク内に挿入される。貯蔵時にはコンクリートキャスク底部の給気口から入った冷却空気が自然対流により上方に流れながらキャニスタ表面を冷却し、排気口より排出される。使用済み燃料を収納するキャニスタは、熱間圧延ステンレス鋼板を用いた溶接構造の底付き円筒形状の容器であり、臨界防止、遮蔽、除熱および密封の機能を有する。キャニスタの全長、直径は、それぞれ、4500mm、1650mm程度であり、胴部の肉厚は、20mm程度である。キャニスタに使用済み燃料を収納した後、2重蓋をそれぞれ胴部に溶接することにより密封性を確保する。

(2) 使用環境と要件

使用済み燃料は、発電所において水中でキャニスタに装荷される。内部の水を抜き、乾燥させた後、1次蓋、2次蓋がそれぞれ、溶接により取付けられ密封される。このとき、内部には不活性ガスが充てんされる。使用済み燃料を装荷したキャニスタは、輸送用容器（金属キャスク）に収納され、中間貯蔵施設に輸送される。中間貯蔵施設において、コンクリートキャスク内へ収納され、中間貯蔵に供される。キャニスタの温度は、収納する燃料の燃焼度、発電所での冷却期間および中間貯蔵開始から経過時間や冷却空気条件（気象条件）等に依存する。キャニスタ表面温度は、時間の経過に伴う崩壊熱の低下により徐々に低下する。また、キャニスタ表面温度は、上下方向に分布し、下部から上部に向けて徐々に温度が高くなる。実物大コンクリートキャスク試験体を用いた除熱試験結果によると貯蔵初期（使用済み燃料の発熱量22.6kW）で90（363K）～210（483K）程度、貯蔵末期で70（343K）～130（403K）程度となると推定される。中間貯蔵期間の終了後、キャニスタは、コンクリートキャスクから取り出され、輸送容器に収納され、再処理施設へ移送される。

キャニスタには、通常時、事故時のいずれにおいても以下の機能の維持が求められる。

臨界防止機能、 除熱機能、 密封機能

このうち、 臨界防止機能について主としてバスケットに対する要件であり、キャニスタ本体（蓋も含む）には、 除熱機能、 密封機能が求められる。以上ことから、キャニスタ材料に要求される一般的な性能には、

- (i) 崩壊熱除去が可能な熱伝導率を有すること
- (ii) 溶接が可能であること
- (iii) ハンドリング時の事故で想定される落下衝撃に耐えられる強度および破壊靱性特性を有することが挙げられる。さらに、中間貯蔵施設の海岸部への立地の可能性があり、かつ、年間を通じて湿度が比較的高いわが国においては、冷却空気中に含まれる海塩粒子のキャニスタ表面への付着が考えられる。このため、
- (iv) 塩化物応力腐食割れ（SCC）に対して十分な抵抗力を有することが要求される。

(3) 候補材

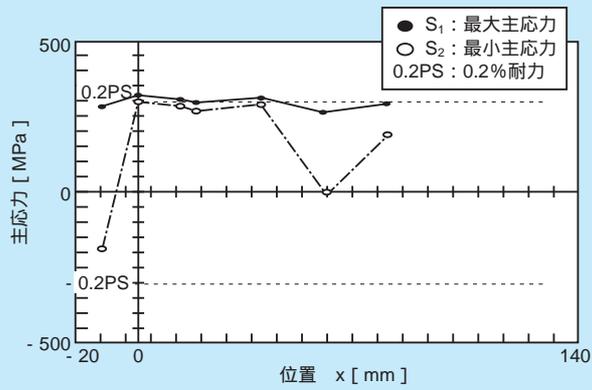
貯蔵施設の立地条件から、SCC発生の可能性が小さいと考えられる米国においては、(i)～(iii)条件を満たす材料として304系ステンレス鋼が選択され、実際に使用されている。我が国においても304系および316系のステンレス鋼が候補材としても挙げられているが、これらのステンレス鋼は、SCCに対する感受性が比較的高いとされている⁽¹⁾。このため、より耐食性の高い候補材として以下の2材料の使用が検討されている。

- ・ SUS329J4L 2相ステンレス鋼⁽²⁾
 - ・ YUS270 (S31254) = スーパーステンレス鋼
- これらの候補材について検討すべき課題には、
- ・ ハンドリング時の事故で想定される落下衝撃に耐えられる破壊靱性を有するかどうか
 - ・ 十分な耐SCCを有するかどうか

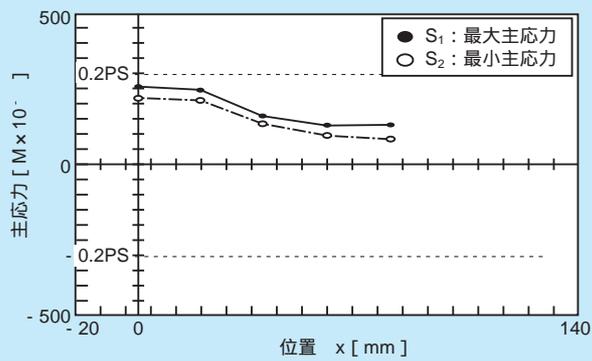
の2つが挙げられる。当所では、上記4候補材について実機相当材料を用いた破壊靱性特性およびSCC特性の評価を行ってきた。評価結果を次節以降にまとめた。

(4) 溶接残留応力⁽¹⁾

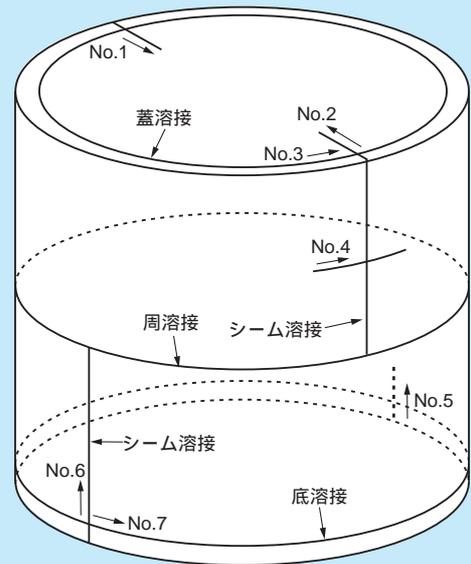
キャニスタの溶接部は、薄肉円筒の形状精度維持のため



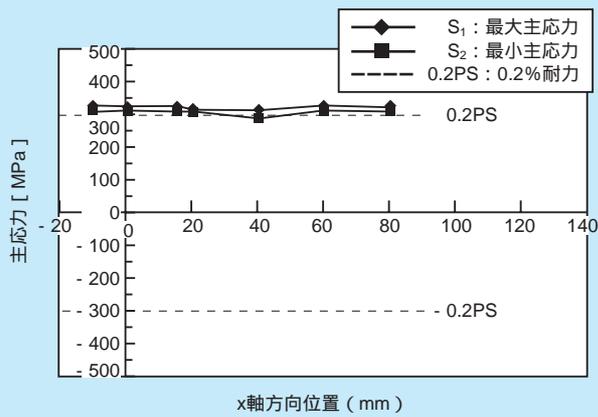
(a) X線回折法



(b) 切断開放法



(a) SUS304鋼の測定線No.1の主応力分布
(左上：X線回折法、左下：切断開放法)



(b) SUS304L鋼の測定線No.1の主応力分布 (X線回折法)

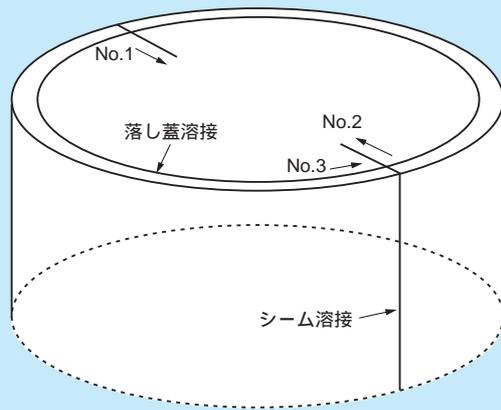


図5-1(4)-2 実径の蓋部モデル試験体による溶接残留応力測定結果の例

5 - 2 従来型ステンレス鋼の耐食性

(1) はじめに

キャニスタの耐食性については、密封機能保持のため特に高い配慮を払う必要がある。キャニスタの貯蔵期間を仮に40年から60年と想定すると、貯蔵中に海塩粒子がキャニスタ外表面に直接飛来して蓄積するとともに、使用済み燃料の崩壊熱の減衰によりキャニスタの温度は低下し、貯蔵期間中にコンクリート製貯蔵キャスク内部の相対湿度が上昇して腐食が起こり易くなっていく。また、溶接部は溶接残留応力が残っていることから応力腐食割れ（SCC）等の耐食性を考慮して腐食寿命を評価できるようにしておく必要がある。

電中研においては、貯蔵中におけるキャニスタの腐食寿命評価方法の提案を目的として、SUS 304系、316系ステンレス鋼を対象に平成9年度から15年度まで試験研究を実施した。その際、約数年間の短期間で数十年間のキャニスタの腐食寿命を評価するための結果を得る必要があることから、促進試験（60の塩水ミスト充滿環境下）と自然暴露試験（国内で非常に厳しい腐食環境とされる宮古島）を併用した。

現在、国内で考えられているキャニスタの候補材料としてSUS 304、304L、316、316L（BWR用316（LN）含む）等の許認可実績のある材料ならびに原子力プラントで使用実績はないが高耐食性の329J4L、YUS270等のステンレス鋼が想定されていることは5-1の(3)項で述べた。

本項では、許認可実績のあるステンレス鋼（SUS 304系、316系）を従来型ステンレス鋼と称し、これらSUS304、304L、316（LN）の母材ならびに溶接部を対象として、種々の腐食試験を行い、得られた成果を基に取纏めた従来型ステンレス鋼の腐食寿命評価方法の概要について述べる。

(2) 従来型ステンレス鋼の腐食形態

キャニスタの貯蔵環境である海塩粒子飛来環境におけるステンレス鋼の腐食形態は局部腐食（孔食、すきま腐食、応力腐食割れ（SCC）等）である。これらの材料はいずれも孔食、すきま腐食、ならびにSCCを発生する条件下で貯蔵に供されるため、腐食の発生を前提とす

る速度論的な寿命評価を行う必要がある。

(3) 孔食やすきま腐食に対する腐食寿命評価方法

キャニスタ材料の孔食やすきま腐食特性について定性的な材料比較を行う際には、各材料の孔食やすきま腐食の発生電位を比較することにより可能⁽¹⁾である。しかし、孔食やすきま腐食に対する腐食寿命（密封寿命）を定量的に評価する際には、各々の腐食速度等を用いてキャニスタの肉厚貫通までの寿命を推定する必要がある。評価例を以下に示す。

孔食やすきま腐食に対するキャニスタの腐食寿命 =
腐食開始温度（約100）になるまでの期間
+ 腐食進行により肉厚貫通までの期間（進展寿命）
……………（5.2-1）式
（発生までの潜伏期間（発生寿命）は比較的短いためここでは無視した。）

「腐食開始温度（約100）になるまでの期間」は、実機を対象にキャニスタ各部位の貯蔵中の温度履歴を解析することにより求まる。

SUS 304、304Lの孔食速度については、鋭敏化の影響も含めて宮古島基準の自然環境中での暴露データが経産省受託試験において電中研により整備され、また、すきま腐食速度については、宮古島基準の自然環境中におけるSUS 304の暴露データが既に得られている⁽²⁾⁽³⁾。

約6年間の暴露期間で得られた最大孔食速度は最も大きいケースで約20 μm/年（SUS304（非鋭敏化材）、アンダーグラス（雨のあたらない自然通風型）暴露の場合）であり、貯蔵期間40年間では0.8mmと見積もられることから、孔食単独でキャニスタに貫通孔があくことはないと推定できる。

すきま腐食は塩化物が堆積した腐食生成物下で発生することが経産省受託試験において認められており、すきま腐食の発生は想定しておく必要があるが、すきま腐食速度は孔食同様に自然環境では非常に進行が緩やかな結果が得られている。

このため、孔食、すきま腐食に関しては、単独での侵食効果よりも、SCC発生の起点になりうるとの観点か

ら、考慮することが必要と考えられる。

また、これまでに得られた暴露データは実貯蔵サイトのものではないため、実貯蔵サイトでの寿命を判断する際には、実サイトが決まった段階で同様の方法による腐食速度データもしくは宮古島との比較データ等を取得し、寿命を評価することが望ましい。

(4) SCC に対する腐食寿命評価方法⁽⁴⁾

(a) 溶接残留応力

SCC は引張応力が存在する部位において局所的なすべりを伴って進行する腐食であり、キャニスタでは溶接部近傍の溶接残留応力が存在する部位が対象となる。キャニスタの溶接残留応力については、5-1の(4)項で述べたように、実機と同じ遠隔自動溶接による実径の蓋部モデル試験体 (SUS304、304L 鋼) を用いて、溶接残留応力を実測している⁽⁴⁾。その結果を踏まえ、本項では、引張応力として1.0 y (y : 0.2%耐力) ならびに0.5 y をおおよその基準として SCC 試験を行った。

(b) SCC に対するキャニスタの腐食寿命評価方法

耐 SCC 性能について定性的な材料比較を行う際には、各候補材料の SCC 発生電位 (すきま腐食の発生下限界電位と一致)⁽⁵⁾⁻⁽⁷⁾ を比較することにより可能である。

しかし、SCC に対して貯蔵中の密封性がいつまで保たれるかという定量的な腐食寿命評価に際しては、例えば以下の概念で推定する必要がある。

SCC に対するキャニスタの腐食寿命 =
 腐食開始温度 (約 100) になるまでの期間
 + SCC 発生までの期間 (SCC 発生寿命)
 + SCC が進展してから肉厚貫通までの期間
 (SCC 進展寿命) (5-2) 式

「腐食開始温度 (約 100) になるまでの期間」は、5-2の(3)項と同様、温度解析により求まる。

(c) SCC 発生寿命⁽²⁾

SUS 304、304L、および 316 (LN) の SCC 発生寿命は、図5-2-1 に示す応力負荷試験片を用いて自然暴露および促進試験の両方で取得した。試験片は、肉厚 1.5mm × 幅 10mm × 長さ 65mm で、絶縁したチタン製

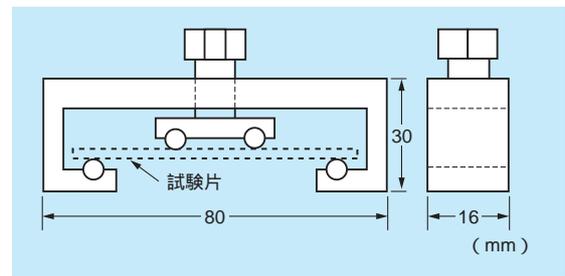


図5-2-1 SCC発生寿命を調べるための応力負荷試験片

の治具で0.5 y と1.0 y の応力を負荷した。暴露試験は、財団法人日本ウェザリングテストセンターの宮古島試験場を用いて直接暴露とアンダーグラス暴露で行った。促進試験条件は以下のとおりである。

試験温度：60、湿度：95% RHS、NaCl ミスト充満 (試験片表面では、NaCl 飽和濃度)

腐食試験後に、除荷して試験片断面を切断して光学顕微鏡ならびに電子顕微鏡で観察し、SCC の発生を調べた。図5-2-2 と図5-2-3 に得られたデータの例を、表5-2-1 に結果をまとめて示す。

SUS304 等のステンレス鋼表面には強固な腐食生成物が生成・成長し、その下では孔食のみでなくすきま腐食の発生も認められた。孔食の底部ならびに腐食生成物下

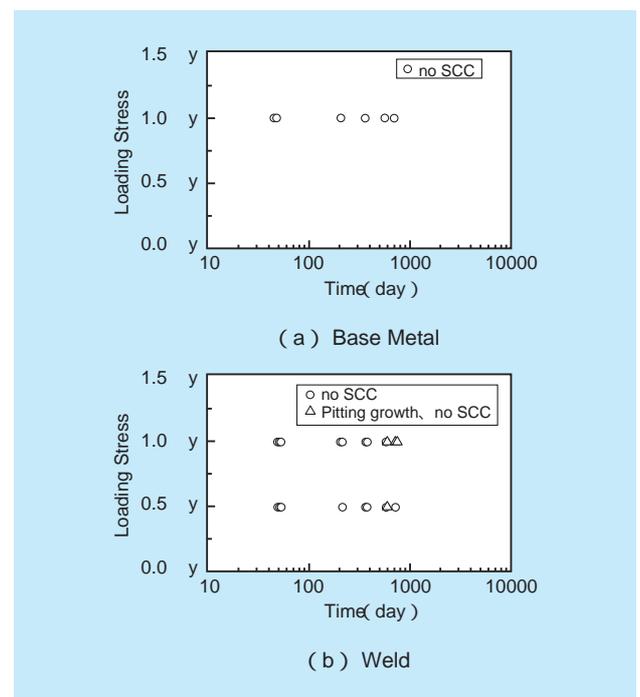


図5-2-2 SCC 発生までの時間の例 (SUS304：自然暴露 (直接暴露))

表5-2-1 キャニスタ材のSCC発生寿命測定結果

材 質		負荷 応力	SCC発生寿命/自然暴露（日）		SCC発生寿命/促進環境 B（日）
			直接暴露A1	アンダーガラスA2	
SUS304	母材	1.0 y	860以上	993以上	15～30未満
	溶接部	1.0 y	993以上	364～573未満	10～15未満
		0.5 y			15～30未満
SUS304L	母材	1.0 y	860以上	993以上	15～30未満
	溶接部	1.0 y	993以上	1098以上	5未満
		0.5 y			5～15未満
SUS316（LN）	母材	1.0 y	686以上	686以上	15～30未満
	溶接部	1.0 y	581以上	581以上	
		0.5 y			

注1) 「860以上」：暴露後860日を経過してもまだSCCを発生していないことを示す。他も同様。自然暴露ではほとんどの試験片においてまだSCCを発生していない。
 注2) 「364～573未満」：364日を経過してもまだSCCを発生していなかったが、573日目に回収した試験片ではSCCの発生が一部認められたことを示す。他も同様。

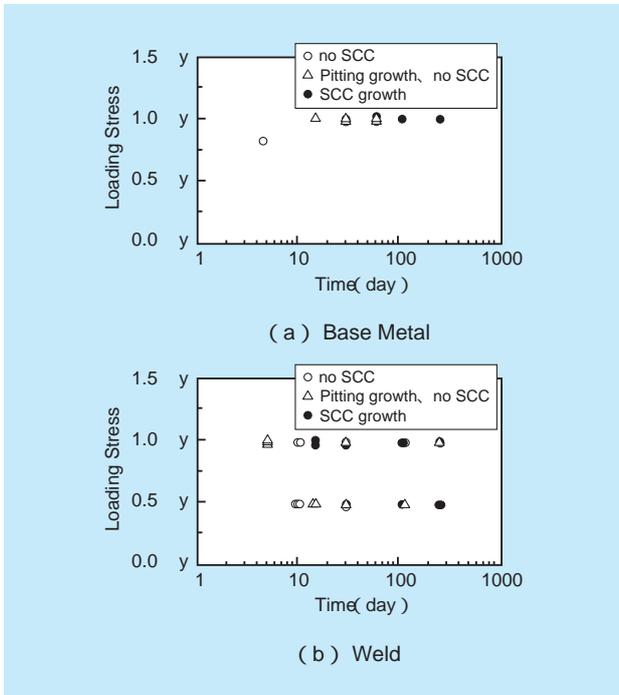


図5-2-3 SCC発生までの時間の例
(SUS304：促進環境)

に発生したすきま腐食の底部からSCCが発生していることが、試験片の断面観察で確認されている。

即ち、SCCは孔食経路のみでなくすきま腐食経路でも起こり得ると考える必要がある。

(d) SCC進展寿命

SUS 304、304L、および316（LN）のSCC進展速度データは、図5-2-4に示す応力負荷試験片を用いて自然暴露および促進試験の両方で取得した。試験片は、肉厚10mm×幅15mm×長さ90mmで、試験片中央部に疲労

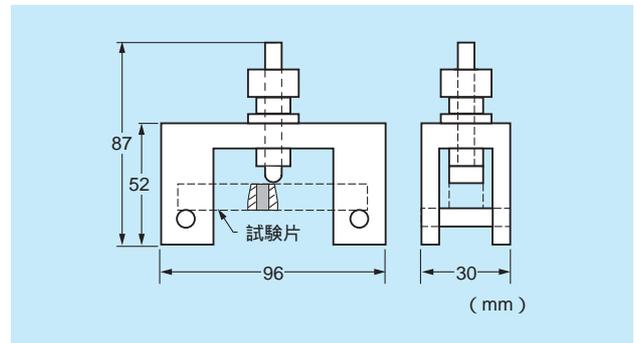
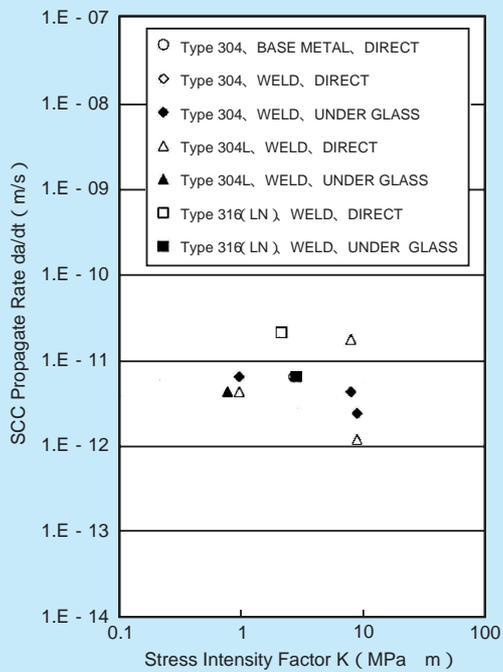


図5-2-4 SCC進展速度を調べるための応力負荷試験片

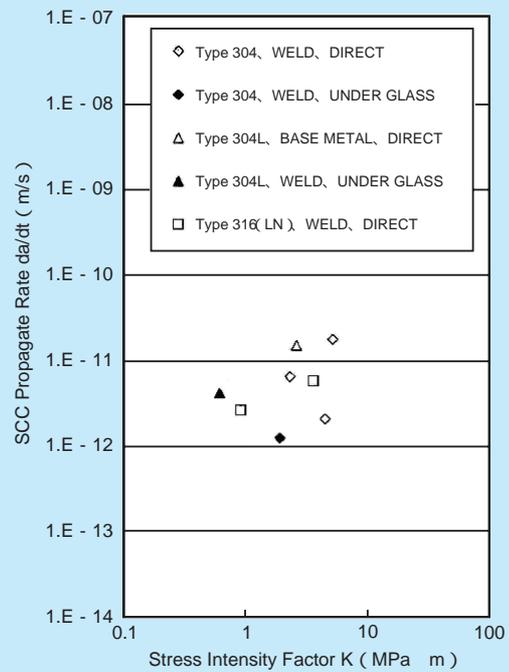
予き裂（貫通き裂、半楕円表面き裂）を挿入し、絶縁したチタン製の治具で0.4 yと0.8 yの応力を負荷した。暴露試験方法と促進試験条件は前(c)項と同じである。

腐食試験後に、負荷応力を再測定するとともに、除荷後に試験片断面を切断して光学顕微鏡ならびに電子顕微鏡で観察し、SCCき裂の最大進展深さを測定するとともに、応力拡大係数Kを求めた。図5-2-5と図5-2-6に得られたデータの例を、表5-2-2に結果をまとめて示す。

SUS 304と304Lにおいては、促進試験の場合は応力拡大係数Kが約0.3～32MPa^{-1/2}mの範囲においてSCC進展速度（深さ方向最大き裂進展量から求めた速度の平均値）は約 $9.3 \times 10^{-10} \sim 1.2 \times 10^{-9}$ m/sであったが、暴露試験においては応力拡大係数Kが約0.6～9.0MPa^{-1/2}mの範囲において $6.4 \times 10^{-12} \sim 1.5 \times 10^{-11}$ m/sであり、促進試験におけるSCC進展速度に比べて約2オーダー小さい。また、得られたデータの範囲において、促進試験と暴露試験共に応力拡大係数（K値）依存性は小さい結果が得られた。

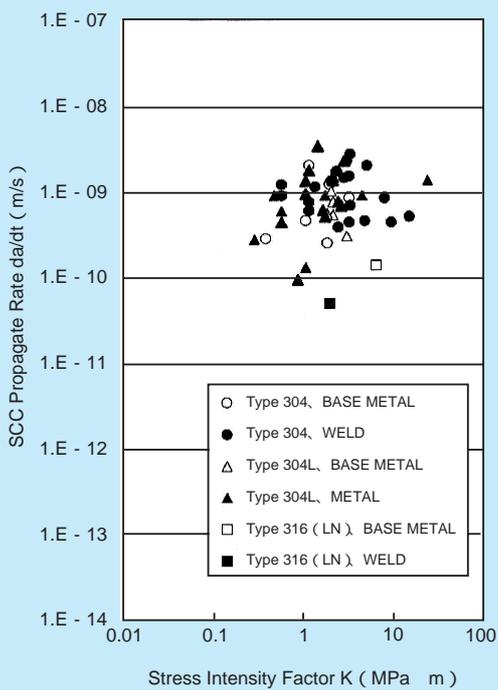


(a) 貫通予き裂

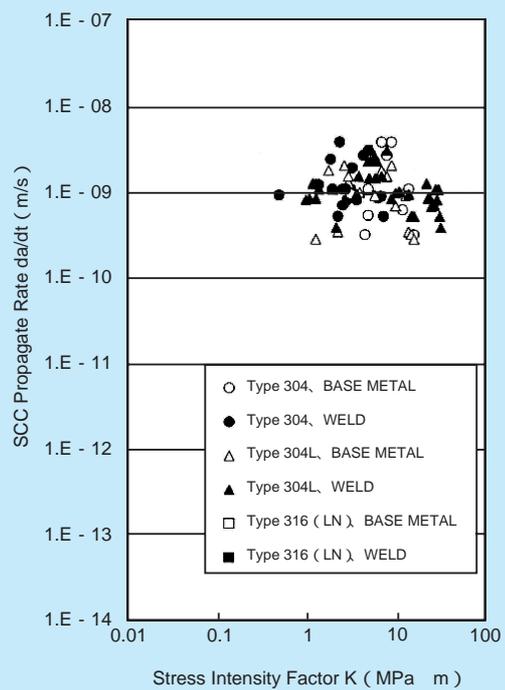


(b) 半楕円表面予き裂

図5-2-5 従来型ステンレス鋼のSCC進展速度(自然暴露)



(a) 貫通予き裂



(b) 半楕円表面予き裂

図5-2-6 従来型ステンレス鋼のSCC進展速度(促進環境)⁸⁾

表5-2-2 キャニスタ材の SCC 進展速度測定結果

材 質		SCC 進展速度 / 自然暴露 (m/s)		SCC 進展速度 / 促進環境 B (m/s)
		直接暴露 A1	アンダーグラス A2	
SUS304	母材	6.4×10^{-12}	-(SCC 未発生)	9.3×10^{-10}
	溶接部	6.6×10^{-12}	3.2×10^{-12}	1.2×10^{-9}
SUS304L	母材	1.5×10^{-11}	-(SCC 未発生)	1.0×10^{-9}
	溶接部	7.5×10^{-12}	4.2×10^{-12}	9.7×10^{-10}
SUS316 (LN)	母材	-(SCC 未発生)	-(SCC 未発生)	1.4×10^{-10}
	溶接部	9.8×10^{-12}	6.4×10^{-12}	5.0×10^{-11}

注) SCC 進展速度の数値は、各試験片毎の深さ方向最大き裂進展量から求めた速度の平均値を示す。

得られた暴露試験での SCC き裂進展速度約 $6.4 \times 10^{-12} \sim 1.5 \times 10^{-11} \text{m/s}$ は、1 年当りのき裂進展量約 0.2 ~ 0.5mm/年に相当 (15 mm の板厚貫通までに約 30 ~ 74 年) する。

その他、電中研においては、本研究とは異なる定荷重方式の試験片 (試験片本体: 肉厚 2 mm × 平行部幅 5 mm × 平行部長さ 30mm) を用いて、人工海水等を滴下する方法を用い、試験片破断までの寿命を求めた例も報告されている⁽⁹⁾。この場合に得られる試験片破断寿命は、1) SCC 発生寿命 + 2) 最大き裂深さが肉厚 2 mm 分に達するまでの SCC 進展寿命 + 3) 最大き裂深さが肉厚 2 mm 分に達した後に幅 5 mm 分の試験片が破断に到るまでの寿命、の合計値である。この破断寿命の概念は、機械的な破断を評価する際には適しているが、キャニスタの密封寿命は最大き裂深さが肉厚に到達した時点で密封性能を喪失すると考えられることから、放射性物質の閉じ込め性能に関わる保守的評価のためには各々の寄与を分離して評価する必要がある、今後の課題と言える。

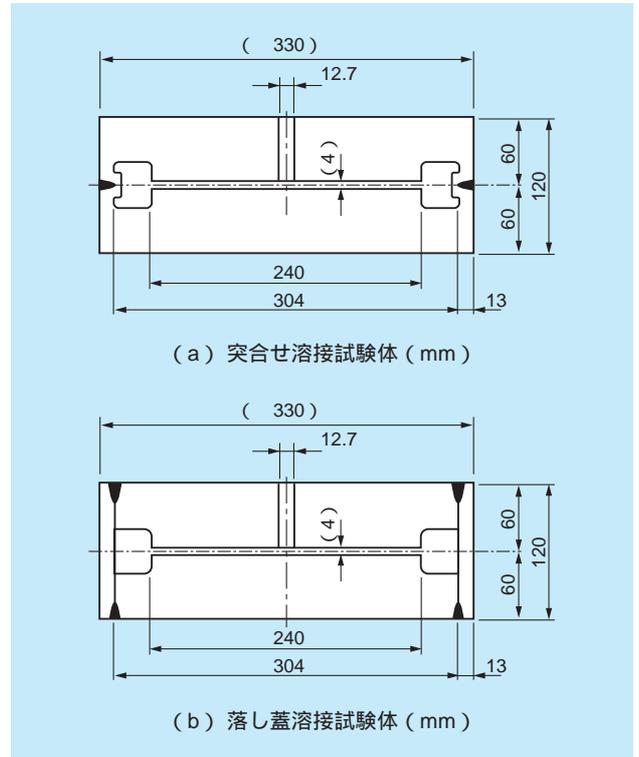


図5-2-7 キャニスタ1/5縮尺モデル試験体の寸法形状

(e) キャニスタ 1/5 縮尺モデル試験体の密封寿命

実機の溶接構造を模擬したキャニスタ径が 1/5 の縮尺モデル試験体を、応力負荷試験片で用いたのと同じ促進環境下に曝し、定期的に密封性能を測定することにより、SCC による密封性能喪失までの密封寿命を調べた。図 5-2-7 に試験体の形状を、表 5-2-3 に試験体リストを示す。写真 5-2-1 に密封性能を喪失したキャニスタ 1/5 縮尺モデル試験体の概観写真の例を示す。

密封性能を喪失したキャニスタ 1/5 縮尺モデル試験体の切断解体調査 (ミクロ組織観察ならびに破面の SEM 観察) により、密封性能の喪失の原因が SCC によるも



写真5-2-1 密封性能を喪失したキャニスタ1/5縮尺モデル試験体 (304 落し蓋溶接) の例 (白い泡が発生している部分が漏洩位置を示す。)

表5-2-3 試験体一覧とキャニスタ1/5縮尺モデル試験体の密封寿命の比較（促進環境）

材質ならびに溶接方式		1/5縮尺モデル試験体による構造物としての密封寿命A（日）	応力負荷試験片による密封寿命			備考
			SCC発生寿命 B1（日）	SCC進展寿命 B2（日）	肉厚貫通寿命 B3（B1 + B2）（日）	
SUS304	突合せ溶接	1201	10～15未満	平均値125 注1）	平均値135～140	B3 A
	落とし蓋溶接	980				
SUS304L	突合せ溶接	719	5未満	平均値155 注2）	平均値160	B3 A
	落とし蓋溶接	541				
SUS316（LN）	落とし蓋溶接	981以上 （密封性能保持中）	15～30未満	3009注3）	3024～3039	-

注）本表では負荷応力 $1.0 \sigma_y$ の溶接部の促進試験データを適用した例を示す。
 B2の算出方法： $B2 = (1/5縮尺モデル試験体の肉厚13mm) / (促進試験で求めたSCCき裂進展速度da/dt)$
 注1）：平均値：肉厚13mm / ($1.2 \times 10^{-9} m/s$; = 38mm/年) = 125日
 注2）：平均値：肉厚13mm / ($9.7 \times 10^{-10} m/s$; = 31mm/年) = 155日
 注3）：肉厚13mm / ($5.0 \times 10^{-11} m/s$; = 1.6mm/年) = 3009日
 SUS316（LN）のSCC進展速度はデータ数が一点のため、さらにデータ数を増やして判断する必要がある。

のであることを確認し、構造物としてのキャニスタがSCCによって密封性能を喪失することがありうることが示された。

表5-2-1と表5-2-2に示す促進試験結果を用いて、キャニスタ1/5縮尺モデル試験体の溶接部肉厚13mmが貫通するまでの寿命と、同じ促進環境に曝したキャニスタ1/5縮尺モデル試験体の構造物としての密封寿命実測結果を比較した結果を表5-2-3に示す。キャニスタ1/5縮尺モデル試験体の密封寿命実測値は、小型の応力負荷試験片から求めた密封寿命に比べて、概ね大きい値を示し、構造物としての裕度を有することが明らかとなった⁽¹⁰⁾。

さらに、試験後の切断解体調査を行った304落とし蓋溶接試験体においては60mm厚さの蓋板（母材）断面の

肉厚方向最奥部の圧縮応力域と推定される領域で応力腐食割れによるき裂進展が停止している可能性が示唆された。

以上のことから、構造物としてのキャニスタの密封寿命を評価する際には、肉厚方向の溶接残留応力分布を考慮して評価することが非常に重要であると言える。

(f) キャニスタの自然環境中における密封寿命を推定

表5-2-1及び表5-2-2に示すように、促進試験結果と同様に自然環境においてもSCC発生寿命、SCC進展速度が求められ、密封寿命の推定が可能となることが示された。宮古島での暴露試験結果からキャニスタの自然環境中における密封寿命を推定した結果の例を表5-2-4に

表5-2-4 キャニスタの自然環境中における密封寿命（宮古島での暴露試験結果からの推定例）

		SCC発生寿命 A（年）	SCC進展寿命		C（= A + B2） （年）	
			進展速度（平均値） B1（mm/年）	肉厚貫通寿命（平均値） B2（肉厚13mm/B1）（年）		
直接暴露	SUS304	母材	2.4以上	0.2	65	67
		溶接部				
	SUS304L	母材	2.4以上	0.5	260	262
		溶接部	2.7以上	0.2	65	68
SUS316LN	母材	1.9以上	（SCC未発生）			
	溶接部	1.6以上	0.3	43	45	
アンダーグラス暴露	SUS304	母材	2.7以上	（SCC未発生）		
		溶接部	1.0～1.6未満	0.1	130	131
	SUS304L	母材	2.7以上	（SCC未発生）		
		溶接部		0.1	130	133
SUS316（LN）	母材	1.9以上	（SCC未発生）			
	溶接部	1.6以上	0.2	65	67	

示す。

このように、(5.2-2)式に従い、小型の応力負荷試験片による、SCC発生寿命とSCC進展寿命、ならびにキャニスタの温度履歴を求めることでキャニスタの密封寿命が求まり、得られた結果は、構造物としてのキャニスタ1/5縮尺モデル試験体による密封寿命実測値に比べて安全側の寿命を与え得ることが明らかとなった。

なお、実貯蔵サイトでの寿命を判断する際には、実サイトが決まった段階で本項と同様の方法もしくは、比較データを取得し、寿命を評価することが望ましい。

(5) おわりに

貯蔵サイトがまだ決まっていない段階で、約数年間の

短期間で数十年間のキャニスタの腐食寿命を評価するための結果を得る必要があることから、国内でも非常に厳しい腐食環境とされる宮古島での暴露試験データを取得するとともに、促進試験を行い、促進試験で求めた寿命評価方法が自然環境中においても適用でき、SCC発生寿命とSCC進展速度データからキャニスタの腐食寿命が判断できることを示した。

実際の貯蔵サイトにおけるキャニスタの腐食寿命を正確に評価するためには、環境因子が単独の影響でなく複雑に絡む環境条件を可能な限り考慮できるように同様の小型応力負荷試験片を用いて実際のサイトにおけるキャニスタの環境条件での試験データを求めて判断する必要があると考えられる。

5 - 3 高耐食型ステンレス鋼の耐食性

化学プラントなど、耐食性が要求される機器類に用いられる基本的な材料は18Cr-8Niのいわゆる304系のオーステナイトステンレス鋼である。さらに、耐酸性や耐ハロゲン性、あるいは強度が要求されるような箇所には304系をベースとして合金元素量を増やしたり、Cr、Ni以外の添加元素を加えたりした、さまざまなステンレス鋼が開発されてきた。塩素イオンを代表とするハロゲンが存在する環境では、孔食やすき間腐食が問題となりやすい。孔食やすき間腐食への抵抗性はCr、Mo、Nの添加によって高められる。応力腐食割れ(SCC)は、孔食やすき間腐食が起点となるものと考えられるため、それらの元素量が増せば応力腐食割れに対する感受性も低減できると考えられる。Niはオーステナイト相を安定化させるための添加元素であるが、耐酸性を増すことや、応力腐食割れの感受性を減ずることも知られている。

コンクリートキャスクキャニスタの候補材も、304系よりも耐食性の著しく高い材料が選定されており、海塩粒子の付着に伴う応力腐食割れによってキャニスタが損傷を受ける可能性は極めて低いと考えられる。ただし、高耐食型ステンレス鋼に関する多くの研究は大気環境で使用する一般構造物を念頭に置いており、キャニスタで想定される常温から100以上の温度範囲においてまと

まった評価をした例は少ない。当所においては、種々の温度条件において、キャニスタ候補材の耐食性および応力腐食割れ感受性を評価した。

5-3-1 耐孔食性

ステンレス鋼の耐食性の指標の一つに孔食電位がある。孔食の発生には塩素濃度の他に電位、すなわち酸素濃度などの環境の酸化力も関係する。塩化物イオンを含む脱気溶液中において、試料電極に徐々に電圧を印加すると、ステンレス鋼表面の保護皮膜(不動態皮膜)が塩素イオンにより破壊されることにより急激な電流の上昇が認められる。このときの電位を孔食電位と呼んで、材料の耐孔食性の指標として用いている。当所におけるSUS304Lの大気中腐食試験結果からはESCCが孔食を起点に生ずる可能性が示唆された。従って、孔食に対する抵抗性とESCC抵抗性には相関関係があるものと考えられる。そこで耐孔食性指標 $R_{pit} = [\%Cr] + 3.3[\%Mo] + 16[\%N]$ を用い比較を行ったところ、各材料の R_{pit} はSUS304L、SUS329J4LおよびYUS270に対して、それぞれ18.1、40.3および43.1となりキャニスタ候補材の R_{pit} はSUS304Lの2倍以上となり、優れた耐孔

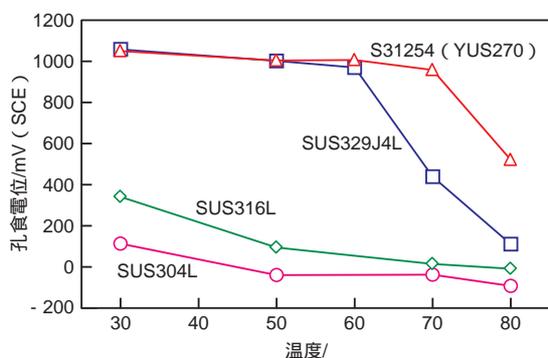
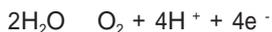


図5-3-1 飽和人工海水中で計測した孔食電位

食性が示唆された。そこで本報告では孔食電位 (Epit) を実際に測定し、この点を確認することとした。なお、試験溶液は海塩粒子の乾燥過程で高濃度の塩水が生ずることを考慮して、各試験温度での飽和人工海水とした。図5-3-1にその結果を示すが、比較材の304Lは30におけるEpitが約100mV vs. SCE程度で、試験温度の上昇に伴い-150mV vs. SCE程度まで低下した。SUS316LのEpitは304Lと比較して高い側にあるが、温度依存性はほぼ同様な傾向であり、350mV vs. SCEから-50mV vs. SCEまで単調に低下した。これに対しSUS329J4LおよびYUS270のEpitは試験温度60までは非常に高く、次式に示す水の分解が生ずる電位に近い値となっている。



60を越えると、SUS329J4LのEpitが低下し始め、70を越えるとYUS270のEpitも低下し始めた。Epitが低下するような温度条件下では試験片表面に典型的な孔食が生じていた。

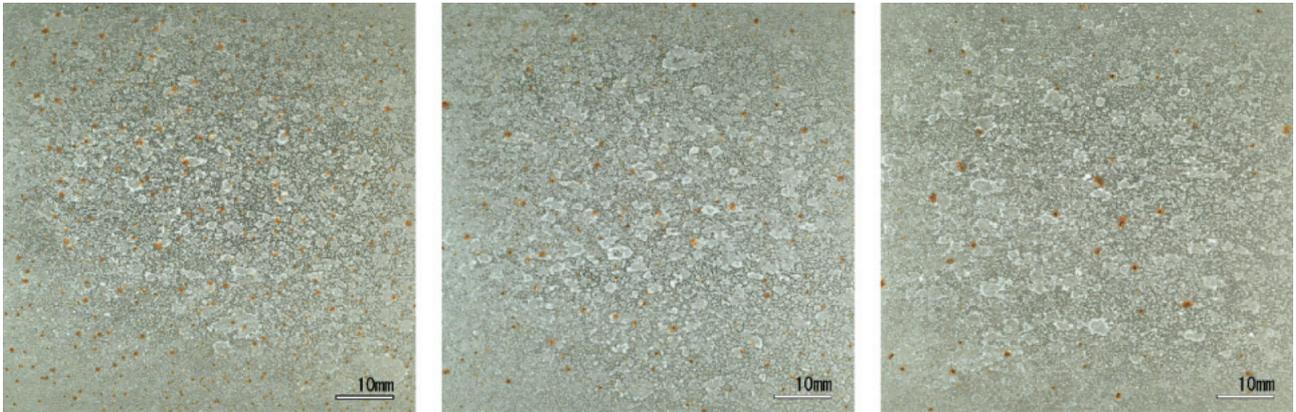
以上のように、飽和人工海水中のSUS329J4LおよびYUS270の孔食電位は、304L等と比較し30から80までの広い温度範囲で高い値であることが判明した。化学プラント等の事例において粒内型のSCCは孔食を介して発生/進展するケースが多いことを考慮すると、孔食電位が高い、すなわち孔食が発生し難いことは、SCCが生じ難いことを意味するものであり、キャニスタ候補材の優れた特性を裏付けるものと考えられる。

5-3-2 付着塩分量、相対湿度と発錆の関係

キャニスタの使用環境は大気中であるため、実機で想定される腐食は、水溶液腐食ではなくて大気腐食である。

孔食電位の評価は材料特性を知る上で重要であるが、実環境に近い条件での腐食性の評価も必要である。また、発錆が生じた箇所ではすき間腐食などの浸食が生じるため、応力腐食割れの起点となる可能性がある。つまり、発錆の有無は応力腐食割れの有無を判定する指標にもなりうる。ここでは、錆の発生(発錆)を指標として腐食性を評価した結果について述べる。試験片としては、SUS316L、SUS329J4L、YUS270の3鋼種を用いた。試験片表面に人工海水を噴霧して表面塩素濃度を0.1、1、5 g/m² as Clに調整し、5 Lの容器内に水平に置き、所定の温度で所定の湿度になるように少量の水を試験片と共に封入した。試験片と水を密封したケースは、恒温槽内に設置し、500時間保持した。試験終了後に、試験片表面を撮影し、画像から錆の領域を抽出することによって発錆面積率を求めた。錆領域の抽出には汎用の画像解析ソフトを用いた。なお、試験片の縁は加工の影響などにより腐食量が多くなる恐れがあるため、外周部2 mmの領域は発錆面積率の算出から除外した。試験開始後24h程度で発錆の有無は肉眼で判別できるようになり、それ以降の変化は目視観察の限りにおいては確認できなかった。500h経過後の試験片表面の一例を図5-3-2に示す。図は80、相対湿度20%、塩分付着量5 g/m²という比較的厳しい条件の結果を示したものである。同一の試験条件における鋼種の比較では、SUS316Lの発錆面積が最も大きく、SUS329J4L、YUS270の発錆面積はSUS316Lの1/3程度となった。

発錆面積率0.05%以上、もしくは0.02%以上を発錆の境界と定めて、塩分付着量と相対湿度を軸にとった発錆マップを作成した。図5-3-3は80における試験結果をまとめたものである。図中×とで示したものが発錆ありで、それぞれ発錆面積率0.05%以上、0.02%以上であり、で示したものは発錆面積率0.02%未満を意味し、発錆なしと定義した。なお、図中において3鋼種まとめて1点の相対湿度値に対応する。80においては、鋼種によらず、発錆の臨界条件は塩分濃度5 g/m²に対し、相対湿度20~25%の間に存在すると考えられる。70、80においても同様な評価を行った。傾向として、候補材は従来材よりも耐食性に優れることが示されたが、図5-3-3に示されるように、試験条件があまり細かくなかったために定量的な違いを述べるほどには至らなかった。



(a) SUS316L

(b) SUS329J4L

(c) YUS270

図5-3-2 発錆試験後の表面状態 (80 °C、RH = 20%、5g/m²、as Cl)

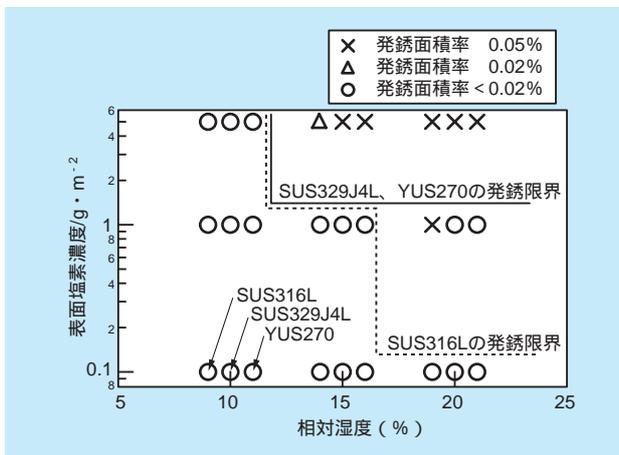


図5-3-3 80 °Cにおける発錆マップ

5-3-3 応力腐食割れ感受性評価

キャニスタの密封機能喪失の原因として最も懸念すべき腐食現象は応力腐食割れ (SCC) である。SCCの評価には種々の方法があるが、SCCの発生から進展までを含めたSCC感受性を調べるためには、単純な定荷重試験が適している。図5-3-4に示すように、バネを用いた単軸引張によるSCC試験を行った。負荷応力は0.2%耐力の半分から引張強さ近傍までの範囲で種々設定した。図中の試験片中央部に人工海水を滴下し、海塩を付着させた。

塩分付着後、恒温・恒湿器中で破断検出器に接続し、治具ごと80 °C-相対湿度 (RH) = 35%、70 °C - RH = 35%および60 °C - RH = 35%の環境中に試験片を保持しSCC試験を行った。試験中、所定の時間毎に試験を

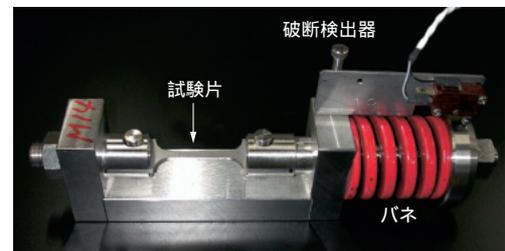


図5-3-4 SCC感受性評価の試験片と治具

中断し表面観察および写真撮影を行った。図5-3-5にSEMで観察した試験片表面の様子を示す。図中(a)~(d)は、いずれも別個の試験片であり、同一箇所の時間変化を記録したものではない。図に示した試験片はSUS329J4Lで、試験条件は80 °C、相対湿度35%である。撮影箇所は、発錆が生じた箇所に対応する。試験時間12hにおいても応力方向に依存した微小なき裂状腐食が認められており、この試験条件においてはき裂状腐食発生の潜伏期間がほとんど無いことを示している。また、試験環境中での保持時間が長いものほどき裂状腐食の形状が大きくなっている。YUS270についても、同様な結果が得られた。

80 °C、相対湿度35%の条件下での付加応力と破断時間もしくは試験時間の関係を図5-3-6に示す。SUS329J4LおよびYUS270の両候補材については30,900hまで試験を行っても、SCCによって破断しなかった。SUS304Lの場合、最も応力が高い条件では250hで破断しており、SUS329J4LおよびYUS270とともにSUS304Lと比較して高いSCC抵抗性が示された。図5-

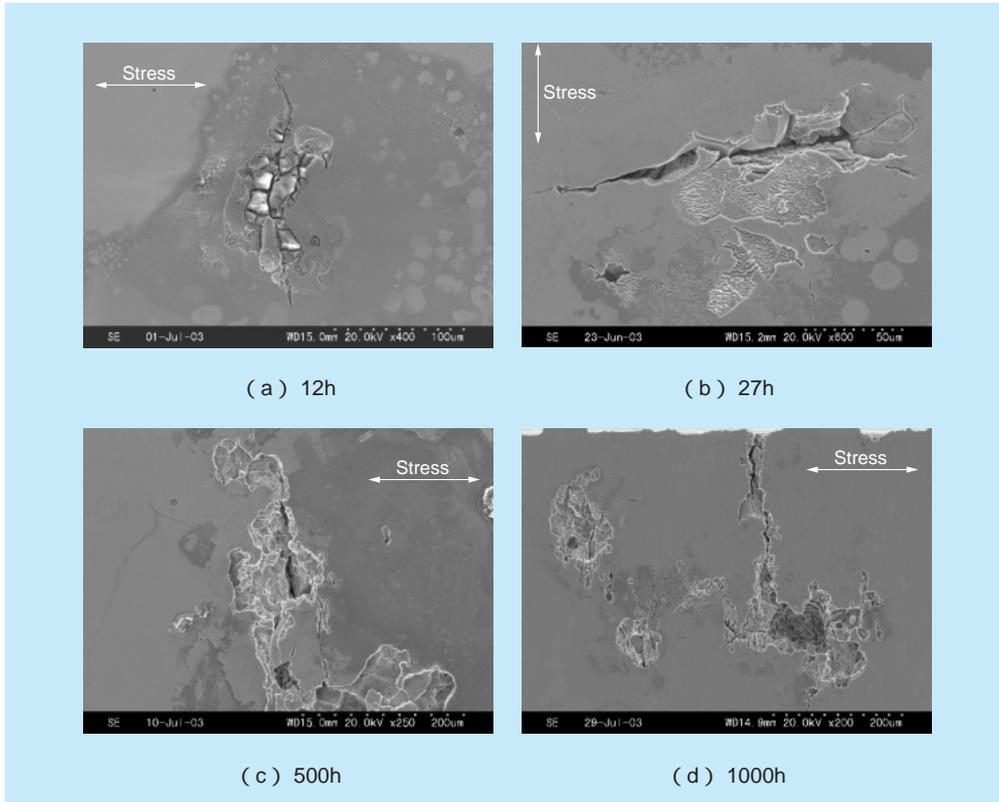


図5-3-5 SUS329J4Lの初期き裂 (80 MPa、RH = 35%、10g/m² as Cl、1.2 mm²)

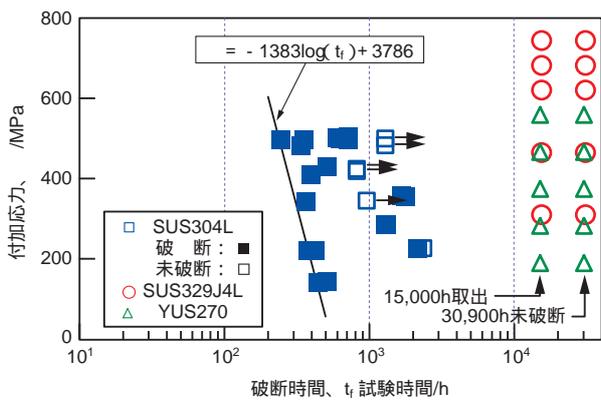


図5-3-6 付加応力と破断時間の関係 (80 MPa、RH = 35%)

3-5 に示したとおり高耐食性材料においても、SCC き裂の起点となり得る、微小なき裂状の浸食の発生には、ほとんど潜伏期間が無いことが明らかである。一方で、図 5-3-6 に示すように高耐食性材料は高い耐 SCC 性を有している。これは、き裂状の腐食から SCC き裂への変化が遅いこと、あるいは SCC き裂進展速度が遅いことによるものと推定される。

5 - 4 従来型ステンレス鋼の破壊靱性

(1) JIC 値 (JQ 値)

現在、国内で考えられているキャニスタの候補材料として SUS 304、304L、316、316L (BWR用316LN含む)等の許認可実績のある材料ならびに原子力プラントで使用実績はないが高耐食性の329J4L、YUS270等のステンレス鋼が想定されている。

本項では、許認可実績のあるステンレス鋼 (SUS 304、304L、316LN) を従来型ステンレス鋼と称し、SUS304、SUS304L、SUS316 (LN) 鋼の母材、溶着金属、ならびに熱影響部 (HAZ部) を対象として、適切なサイドグループを付与した0.5T-CT試験片を用いて、米国材料学会 ASTM の規格⁽¹⁾に従って、単一試験方法 (除荷コンプライアンス法) による静的破壊靱性試験を行い、外力負荷時の評価に必要な材料の破壊靱性値 J_{IC} 、 J_Q 値を求めた。

単一試験方法とは、一本の試験片で荷重負荷と除荷を複数回繰返して、得られた応力 - 歪関係から計算した J 積分値と外装したき裂進展量とから J_{IC} 値を求める方法である。SUS304、SUS304L で得られた結果の例を図5-4-1に示す。

除荷コンプライアンス法で得られた J 値 (図5-4-1に示す) を他文献のデータと比較検討したところ、(社)日本機械学会の「発電用原子力設備規格 維持規格 JSME S NA1-2000」⁽²⁾ () -17-3 頁のオーステナイト

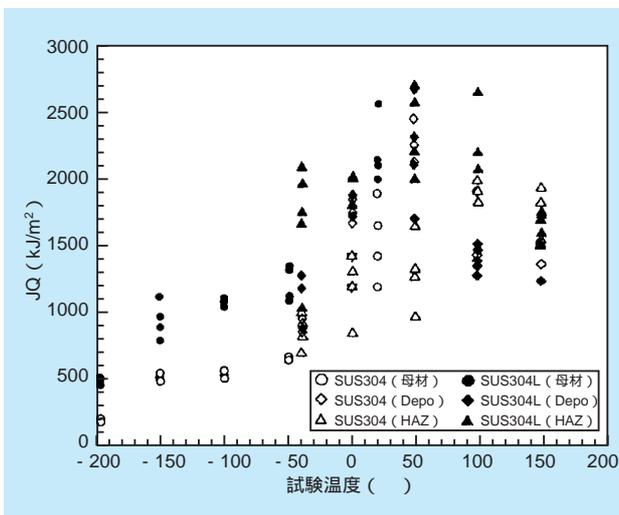


図5-4-1 従来型ステンレス鋼の破壊靱性値の温度依存性

ステンレス鋼の J_{IC} 値に比べて、本確認試験で得られた J 値はほぼ同レベルの値ないしかなり上回る値を示し、差異が認められた。

得られた J 値が正当にき裂発生点の J 値 (J_I 値) として認められるか否かを確認することはき裂の発生を評価する上で極めて重要であることから、次項の COD 試験を行いき裂発生点の J 値 (J_I 値) を確認することとした。

(2) COD 試験から求めた J_I 値

ここでは、SUS304、SUS304L、SUS316 (LN) の母材、溶着金属、ならびに熱影響部 (HAZ部) を対象として、適切なサイドグループを付与した0.5T-CT試験片を用いて、複数試験片方法によるき裂開口変位 (COD) 試験 (英国規格 BS5762-19793) 等による) を行い、安定き裂発生点を示す破壊力学的パラメータ J_I (き裂先端開口変位) を求めた。さらに、 J_I と J 値との相関関係を求めて、き裂発生点の J 値 (J_I 値) を求めた。複数試験片方法とは、複数の試験片を用いて外挿法によって安定き裂の発生点を把握する方法である。BS5762-1979に記載された J_I 導出の概念図を図5-4-2と図5-4-3に示す。

複数試験片法による J_I の測定手順は BS 5762-1979 を基本としているが、コンパクト試験片の J_I の算出式は日本溶接協会 WES 1108-19954) 等に基づいている。

また、一般的に、 $J = m \cdot y$ の関係⁽⁵⁾があることから、 J_I から延性き裂発生時の J 値、即ち J_I を求めることができる。

なお、最終的に評価手法として用いる破壊力学パラメ

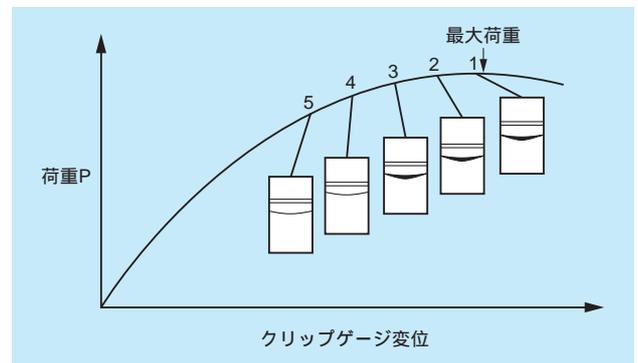


図5-4-2 荷重 クリップゲージ変位曲線
(出典: BS5762-1979)

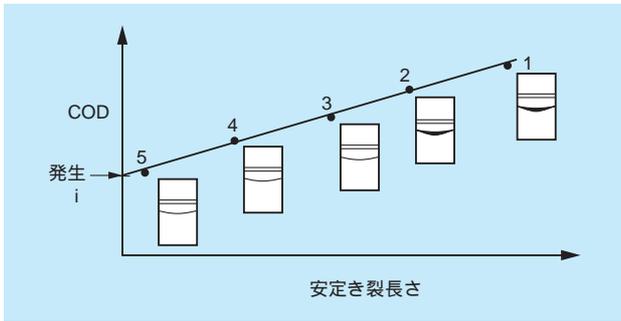


図5-4-3 i (安定き裂発生点を示すき裂開口変位) 導出の概念図 (出典: BS5762-1979)

ータはJ積分値を無次元化した を想定しており、 は J積分値のみでなくCODの評価も可能なパラメータである。

即ち、 $J = J_0 + \frac{1}{2} E \gamma_y^2 a$ ($m = 1$ の場合の例)

ここで、 E : ヤング率、 γ_y : 降伏歪、 i : き裂開口変位 (COD)、 a : き裂長さ

試験装置 (油圧サーボ式疲労試験機) を用いて、図5-4-2に示すように負荷荷重とクリップゲージ変位の荷重変位曲線を求め、種々の荷重で除荷した。除荷後、加熱着色法で破面を着色した後に、試験片を強制破壊させて、破面を現出させ、初期き裂 (疲労予き裂) 長さ a_0 と安定き裂進展量 a を求めた。 a_0 と a は図5-4-4に示すように9位置の値の平均値として求めた。

荷重変位線図から、荷重終了点から弾性域の勾配に平行に引いた線と横軸の交点よりクリップゲージ変位の塑性成分 V_p を求めた。さらに、WES 1108-1995⁽⁴⁾、ASTM E1290-89⁽⁶⁾ 等で規定されるコンパクト (CT)

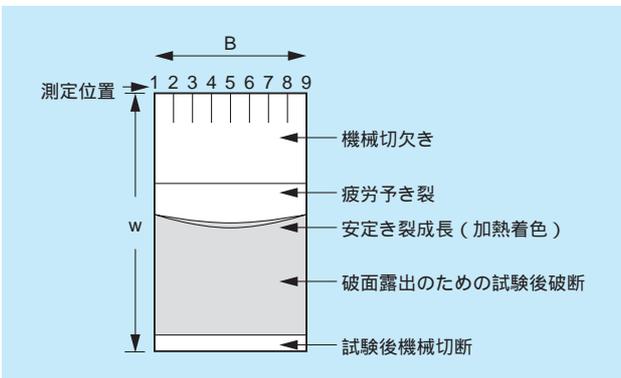


図5-4-4 試験片破面の概念図 (出典: BS5762-1979)

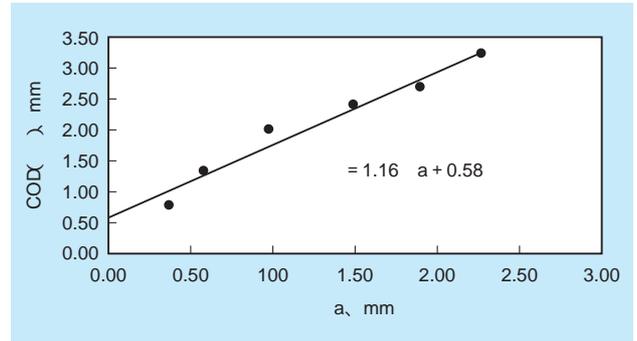


図5-4-5 COD (i) - a 線図の例 (304L 母材、150)

試験片の算出式により、当該試験片の J を求めた。

求めた各き裂進展量 a と、COD (i) を図5-4-5の例に示すようにプロットし、 $a = 0$ なる点に外挿して得られるCOD値を安定き裂成長開始時のCOD値、 i とした。

また、 J と i との一般式 $J = m \gamma_y$ に実験データ (荷重変位線図から求めたJ積分値と実験値としての i) を適用し係数 m を求めた。即ち、 γ_y と J の積と J の相関をプロットし、プロットした点を原点を通る直線で近似したときの傾きを m とした。

ここで、 γ_y は有効降伏強度で、各温度における0.2%耐力と引張強さの平均値である。

また、 m は無次元の係数で、平面歪み状態では1~3⁽⁵⁾ であることが知られている。

-40 ~ 150 の温度範囲で、SUS316 (LN) 熱影響部では、SUS316 (LN) 母材や溶着金属部よりも低い J_i 値が得られ、熱影響部の靱性値が最も低いことが明らかとなった。

即ち、

$$J_i (\text{熱影響部}) < J_i (\text{溶着金属部}) < J_i (\text{母材})$$

一方、SUS304 母材ならびにSUS304L 母材の J_i 値は、-40 ~ 150 の温度範囲で、これまでに得られている J_0 値よりもかなり小さい値を示した。同様に、-40 ~ 150 の温度範囲で、SUS304 溶着金属、SUS304L 溶着金属では、母材の J_i 値よりも小さい値を示し、SUS316 (LN) 材と同様の大小関係を示した。

J と i との一般式 $J = m \gamma_y$ の係数 m の値の算出に要した γ_y と J 積分値との相関の例を図5-4-6に、本試験で実験的に得られた J と i の相関式を表5-4-1にまとめて示す。

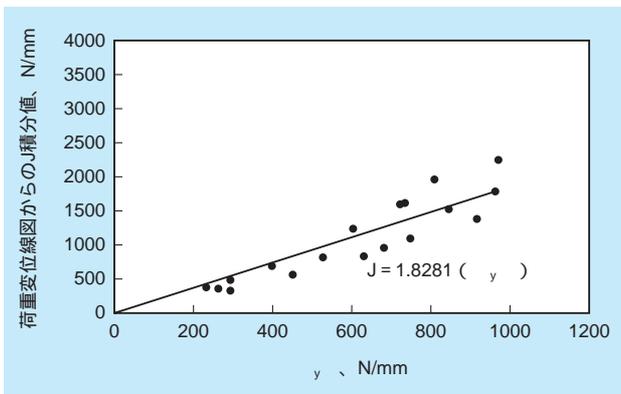


図5-4-6 y とJ積分値との相関(304L 母材、mの決定)

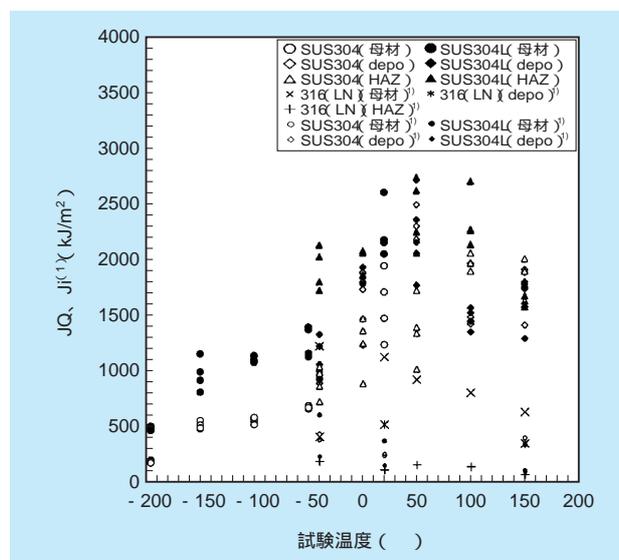
表5-4-1 Jと y との関係式

材 質		Jと y との関係式	
SUS304	母材	$J = m y$	$m = 1.73$
	溶着金属	$J = m y$	$m = 1.66$
SUS304L	母材	$J = m y$	$m = 1.83$
	溶着金属	$J = m y$	$m = 1.71$
SUS316(LN)	母材	$J = m y$	$m = 2.68$
	溶着金属	$J = m y$	$m = 2.48$
	熱影響部	$J = m y$	$m = 1.62$

一方、J-R カーブから J_0 値を求めて J_i 値と比較を試みた。その結果、 J_0 値導出の際に、低温側の 20 と -40 では J_0 値が求まり、SUS304 母材では $J_0 = 651$ (-40) 941 (20) N/mm と J_i 値の約 1.5 (-40) 倍及び 4.0 (20) 倍の値が、SUS304L 母材では $J_0 = 1616$ (-40) 12393 (20) N/mm と J_i 値の約 2.7 (-40) 倍及び 34.1 (20) 倍の値が得られた。母材に比べて靱性の比較的低い SUS304 溶着金属、SUS304L 溶着金属、SUS316 (LN) 熱影響部についても概ね同様の傾向を示した。

一方、試験温度の高い 150 では、SUS304 母材、SUS304L 母材ともに J_0 値の導出は困難であった。

図 5-4-7 に COD 試験から得られた SUS304 と SUS304L の母材ならびに溶着金属部、及び SUS316 (LN) 熱影響部の J_i 値を、これまでの除荷コンプライアンス試験で得た SUS304 と SUS304L の J_0 値、ならびに SUS316 (LN) 母材ならびに溶着金属部の J_i 値と併せて示す。SUS304 母材と SUS304L 母材の J_i 値は同じ材質の J_0 値よりも小さく、また、SUS316 (LN) 母材の J_i 値よりも小さい。また、COD 試験結果を鋼種別に整理して

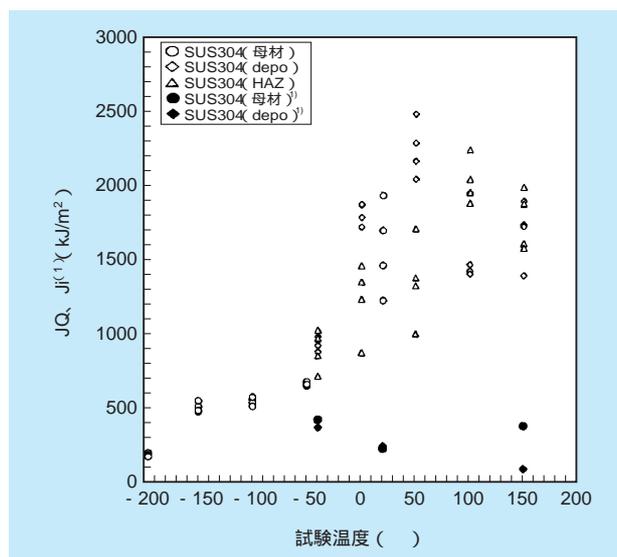


注 1) : 図中の SUS304、304L の小サイズ記号及び 316 (LN) は安定き裂成長開始時の J 積分値 (J_i 値) を示す。

図5-4-7 SUS304、304L、316 (LN) 材の0.5T-CT試験片による破壊靱性値の温度依存性 (除荷コンプライアンス法(単一試験片法)による J_0 値 + COD 試験法(多数試験片法)による J_i 値)

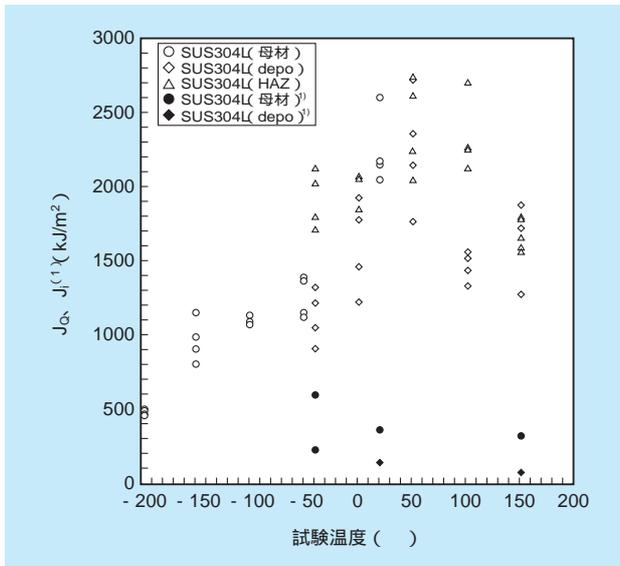
図 5-4-8 ~ 図 5-4-10 に示す。

また、得られた SUS304 母材の J_i 値 (常温で 233 kJ/m²) と SUS304L 母材の J_i 値 (常温で 363kJ/m²) を文献データ⁽²⁾の SUS304 母材の常温での値と比較すると、文献値のデータ数が少ないという難点はあるが、国



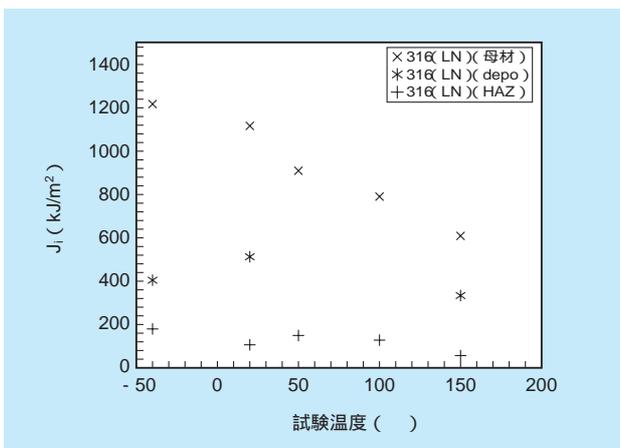
注 1) : 図中の黒抜き記号は安定き裂成長開始時の J 積分値 (J_i 値) を示す。

図5-4-8 SUS304材の0.5T-CT試験片による破壊靱性値の温度依存性 (除荷コンプライアンス法(単一試験片法)による J_0 値 + COD 試験法(多数試験片法)による J_i 値)



注1)：図中の黒抜き記号は安定き裂成長開始時のJ積分値（J値）を示す。

図5-4-9 SUS304L材の0.5T-CT試験片による破壊靱性値の温度依存性
(除荷コンプライアンス法(単一試験片法)による J_0 値+COD試験法(多数試験片法)による J_1 値)



注1)：図中の記号は全て安定き裂成長開始時のJ積分値（J値）を示す。

図5-4-10 SUS316(LN)材の0.5T-CT試験片による破壊靱性値の温度依存性
(COD試験法(多数試験片法)による J_i 値)

内データの J_{IC} 値(500~686kJ/m²)、国外データの J_{IC} 値(795~1148kJ/m²)よりもかなり小さな値を示し、靱性評価上は厳しい安全側の値が示された。

なお、COD試験後の破面観察より発生した安定き裂はいずれも延性破面であった。

(3) 材料の破壊靱性値に関する総合評価

(a) 単一試験片法と複数試験片法

オーステナイト系ステンレス鋼の場合には炭素鋼の場合と異なりき裂先端の塑性変形量が大きいことが知られている。このため、途中で破面を確認せず $J - a$ 曲線から途中のき裂進展量を類推する除荷コンプライアンス手法(単一試験片法)ではき裂の進展開始時の破壊靱性値を正確に抑えにくく、かつ、高めの値が得られるのに対し、その都度破面を割ってき裂の進展量を実測する多数試験片法によるき裂開口変位試験(COD試験)ではき裂の進展開始時の破壊靱性値を正確に取得しやすいものと推察される。

(b) き裂進展開始を評価するための破壊靱性値 - J_0 値と J_1 値 -

ステンレス鋼製のキャニスタのき裂進展開始を評価する際には、材料の破壊靱性値を用いる必要があるが、米国材料学会(ASTM)等による除荷コンプライアンス手法(単一試験片法)による J_{IC} 試験方法を適用して得られる J_0 値を材料の破壊靱性値として用いるよりも、英国規格BS 5762-1979に準拠し本確認試験で適用した多数試験片法によるき裂開口変位試験(COD試験)を適用して求めた J_i 値を材料の破壊靱性値として用いる方がき裂の発生をより正確に、かつ、より安全側の評価を与えるものと示唆された。

(c) き裂進展を許容する場合の材料の破壊靱性評価式

多数試験片法によるき裂開口変位試験(COD試験)結果より、材料の破壊靱性値であるJ積分値を温度毎にき裂進展量との関係式として求めることができる。SUS304鋼の例を表5-4-2に示す。これらの式は、き裂進展を許容する場合の材料の破壊靱性評価式である。

(d) 微少なき裂進展を許容した材料の破壊靱性値 $J_{0.2}$

キャニスタ用ステンレス鋼においては材料の延性が高いため、0.2mmのオフセットラインとの交点を工学的なき裂発生点 J_{IC} として定義するASTM規格を参考に、差し支えない範囲内でのき裂進展を許容できると仮定すると、評価に用いるべき材料の破壊靱性値は、例えば、表5-4-2の式中でき裂進展量 $a = 0.2\text{mm}$ とすることにより必要なJ積分値($J_{0.2}$)を求めることができる。延性

表 5-4-2 COD 試験結果から求めた材料の破壊靱性評価式 (SUS304 鋼の例)

部位	試験温度 ()	J 積分値 (N/mm) と き裂開口変位 (mm) との関係式	き裂開口変位 (mm) と き裂長さ a (mm) との関係式、 ならびに有効降伏強度 σ_y (N/mm ²)	材料の J 積分値 (N/mm) と き裂長さ a (mm) との関係式
母材	- 40	$J = m \sigma_y$ $m = 1.73$	$= 0.70 a + 0.37, \sigma_y = 666$	$J = 806.5 a + 426.3$
	20		$= 0.96 a + 0.30, \sigma_y = 449$	$J = 745.7 a + 233.0$
	150		$= 1.24 a + 0.72, \sigma_y = 307$	$J = 658.6 a + 382.4$
溶着金属	- 40	$J = m \sigma_y$ $m = 1.66$	$= 0.82 a + 0.32, \sigma_y = 703$	$J = 956.9 a + 373.4$
	20		$= 0.92 a + 0.28, \sigma_y = 533$	$J = 814.0 a + 247.7$
	150		$= 1.22 a + 0.13, \sigma_y = 440$	$J = 891.1 a + 95.0$

表 5-4-3 COD 試験結果から求めた J_i 、 $J_{0.2}$ 、JQ 値ならびに き裂進展量 a (SUS304 鋼の例)

部位	試験温度 ()	J_i 値 (N/mm) (a = 0mm)	$J_{0.2}$ 値 (N/mm) (a = 0.2mm)	JQ 値	
				JQ 値 (N/mm)	a (mm)
母材	- 40	426	588	651	0.3
	20	233	382	941	0.9
	150	382	514	3.0E + 20	板厚貫通
溶着金属	- 40	373	565	1352	1.0
	20	248	411	1478	1.5
	150	95	273	1923	2.1

注) JQ 値のき裂進展量 a が 25mm 以上ある場合について板厚貫通と見なした。

の高いキャニスタ用ステンレス鋼においては $J_{0.2}$ 値を J_i 値の代替として用いても差し支えないと考えられる。

(e) J_Q 値適用の際の注意点

表 5-4-2 の例に示す靱性評価式を用いて、 J_Q 値のき裂進展量を推定するとともに、 $a = 0.2\text{mm}$ き裂が進展したときの $J_{0.2}$ 値を求めた結果を、き裂進展開始時の J_i 値と比較した結果の例を表 5-4-3 にまとめて示す。

多数試験片法によるき裂開口変位試験 (COD 試験) を適用して求めた J_Q 値については、表 5-4-3 の算出例に示す材料靱性評価式から判断するとかかなり大きいき裂進展量 (中には板厚貫通も) を許容した値も含まれているため、 J_Q 値をそのまま評価に用いることは望ましくない。 J_Q 値を適用する際には、想定されるき裂進展量が問題となるほど大きくないことを確認する必要がある。

材料の破壊靱性値としての種々の J 積分値を比較した結果を概念的に図 5-4-11 に示す。

(4) 延性き裂進展の判定条件

外力が負荷された時のキャニスタ溶接部の健全性評価に際しては、溶接残留応力と拘束を考慮した解析により外力としての J 積分評価曲線 (もしくは J 積分値) を

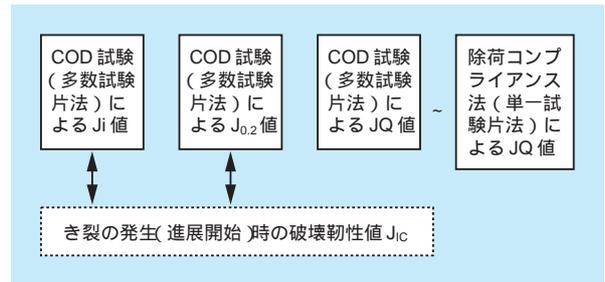


図 5-4-11 材料の破壊靱性値としての種々の J 積分値の比較概念図

求めて、材料の破壊靱性値 (材料の J_i 値、or $J_{i,c}$ 値、or J_i 値、or $J_{0.2}$ 値) と比較し、その大小関係により、延性き裂が発生するか否かが判断できる。

即ち、

材料の破壊靱性値 (or $J_{i,c}$ 値、or J_i 、or $J_{0.2}$) > 外力としての J 値 (あるいは J 積分値) 延性き裂は進展しない。

材料の破壊靱性値 (or $J_{i,c}$ 値、or J_i 、or $J_{0.2}$) < 外力としての J 値 (あるいは J 積分値) 延性き裂は進展する。

：無次元化した J 積分値 (5-4 の (2) 項参照)、J 積分解析等⁽⁷⁾⁽⁸⁾ から求められる。

5 - 5 高耐食型ステンレス鋼の破壊靱性特性

(1) はじめに

コンクリートキャスクキャニスタには、放射性物質の密封機能が要求される。既にコンクリートキャスク貯蔵が行われている米国では、キャニスタにSUS304系ステンレス鋼が使用されているが、中間貯蔵施設が沿岸部に立地される可能性がある我が国では、冷却空气中に含まれる海塩粒子に起因する塩化物応力腐食割れ (ESCC) の発生が懸念される。このため、従来のSUS304系やSUS316系のステンレス鋼に代わる高耐食性のステンレス鋼 (SUS329J4L、YUS270) の採用が検討されている^{(1) - (3)}。これらの高耐食性候補材を使用するためには、ハンドリング時の落下事故等においてもキャニスタが破損する可能性の無いことを示す必要がある。キャニスタの蓋は、使用済み燃料を収納後に本体へ溶接されるため、溶接部の形状は部分溶込み溶接となり、裏波の形成を確認することができない。このため、蓋部溶接部に対しては溶接初層に欠陥を想定した構造健全性評価が必要となる。一般に欠陥を有する構造物の健全性は、破壊力学により評価されるが、これを行うためには想定される使用条件での材料の破壊靱性値が必要となる。破壊靱性値は、同一規格内の材料であっても、製造方法や熱処理、板厚などにより異なる可能性があるため、実機キャニスタと同じ条件で製造された材料を用いて評価することが重要である。特に破壊靱性特性が溶接方法・条件に大きく依

存する溶接部については、実機を再現した溶接部を用いた評価が不可欠である。しかし、これらの高耐食性候補材のキャニスタ溶接部における破壊靱性特性は明らかにされていない。このため本研究では、2種類の高耐食性候補材のキャニスタ溶接部での破壊靱性特性の解明を目的に、キャニスタ蓋部を模擬した溶接継ぎ手の母材、溶接熱影響部および溶着金属に対して試験温度をパラメータとする弾塑性破壊靱性試験を実施した⁽⁴⁾。

(2) 実験方法

(a) 供試材および試験片

高耐食性材料を使用するキャニスタの2次蓋溶接部を模擬した溶接継ぎ手を製作し、これを供試材とした。

SUS329J4L 継ぎ手材

母材：SUS329J4L (JIS G4304-1999⁽⁵⁾)

溶接金属：SUS329J4L 相当材

YUS270 継ぎ手材

母材：YUS270 (ASME SA240 S31254⁽⁶⁾ 相当材)

溶接金属：Alloy 625相当材 (JIS Z3334 YNiCrMo-3⁽⁷⁾)

各供試材の化学組成を表5-5-1および表5-5-2に示す。溶接には実機と同じTIG溶接を用い、溶接条件も実機と同条件とした。開先形状は、実機溶接部とほぼ同等の形状としたが、溶接熱影響部 (Heat Affected Zone:

表5-5-1 SUS329J4L継ぎ手材の化学組成 (wt%)

		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	W	N
Base metal	Spec.	0.030	1.00	1.50	0.040	0.030	.	5.5 ~ 7.5	24 ~ 26	2.5 ~ 3.5	.	0.08 ~ 0.3
	Sample	0.01	0.41	0.45	0.024	0.001	0.49	6.88	25.67	3.33	0.4	0.23
	Weld metal Sample	0.016	0.3	0.5	0.008	0.002	0.49	9.06	25.28	3.06	1.96	0.22

表5-5-2 YUS270継ぎ手材の化学組成 (wt%)

		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Fe	N	Nb+Ta	Al	Ti
Base metal	Spec.	0.020	0.80	1.00	0.030	0.015	0.5 ~ 1	17 ~ 19.5	19 ~ 21	5.5 ~ 6.5	.	0.16 ~ 0.24	.	.	.
	Sample	0.013	0.51	0.55	0.023	0.001	0.62	17.84	19.84	6.92	.	0.19	.	.	.
	Weld metal Sample	0.02	0.13	0.11	0.009	0.001	0.14	55.88	21.59	8.34	0.19	.	2.88	0.3	0.31

表5-5-3 溶接条件

Condition	SUS329J4L	YUS270
Welding method	TIG	TIG
Welding wire	DP3WT	YNiCrMo-3
Welding current(A)	250 ~ 300	150 ~ 250
Welding voltage(V)	11.5	9
Number of pass	35	20

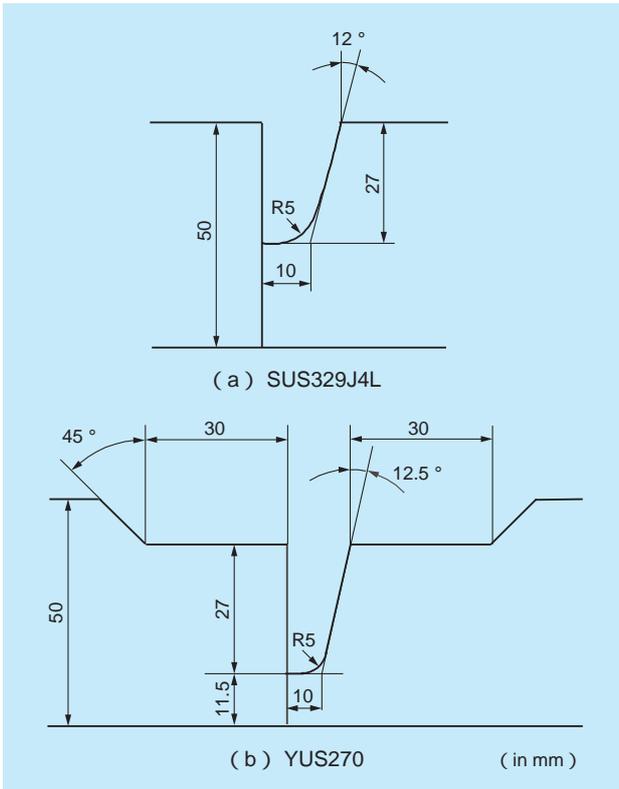


図5-5-1 開先形状

HAZ)より試験片を採取するため、片側の開先を垂直に立てた形状とした。各供試材の溶接方法及び開先形状をそれぞれ、表5-5-3、図5-5-1に示す。

試験片には、サイドグループ付きの1インチ厚さのコンパクトテンション型(1TCT)試験片を用いた(図5-5-2)。各供試材のそれぞれ、母材、溶接金属、HAZより図5-5-3に示す方法で試験片を切り出した。肉厚方向採取位置は、事前に実施したシャルピー衝撃試験の結果から、母材の板厚方向の最弱部を代表すると考えられる位置とした。

(b) 試験方法

破壊靭性試験には、ASTM E1820-99⁽⁸⁾に基づく、除荷コンプライアンス法を用いた。本法は、荷重負荷の途

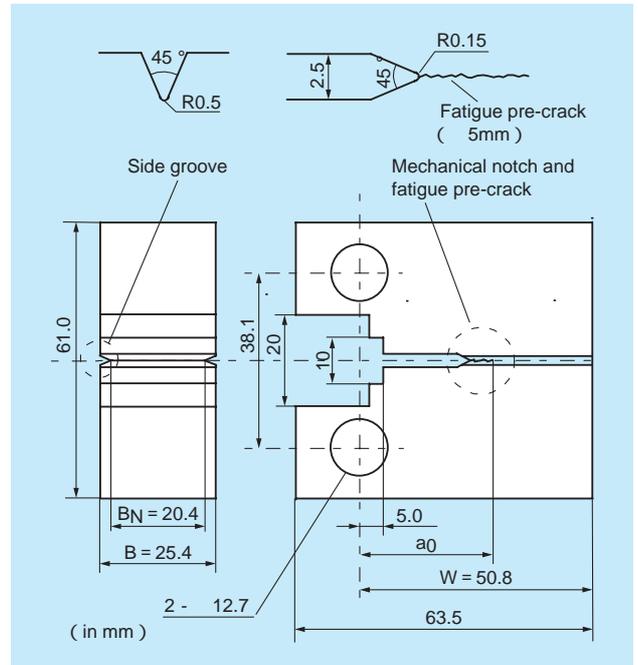


図5-5-2 CT試験片の寸法・形状

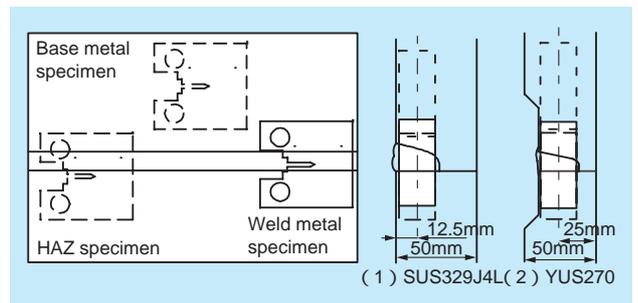


図5-5-3 溶接継ぎ手からの試験片採取方法

中で除荷を繰り返し行い、このときの荷重、Pと荷重線変位、 V_{LLD} の関係より試験片に付与したエネルギー、Jとき裂進展量、 a の関係を得るものである。試験時に測定した $P-V_{LLD}$ 関係より求めた $J-a$ 関係を最小自乗法により指数関数に近似し、き裂進展抵抗(J-R)曲線を得た。J-a関係の線形部分に対する最小自乗近似により得た鈍化直線を V_{LLD} で0.2mmオフセットした直線とJ-R曲線との交点におけるJ値を破壊靭性値、 J_Q とした。 J_Q が試験片寸法やき裂の均一進展およびデータの信頼性に関する要求を全て満足した場合は、 J_Q を有効な破壊靭性値、 J_{IC} とした。

(c) 試験条件

キャニスタ温度は、収納燃料、冷却空気条件や貯蔵時間などに依存するため、想定される温度範囲において破

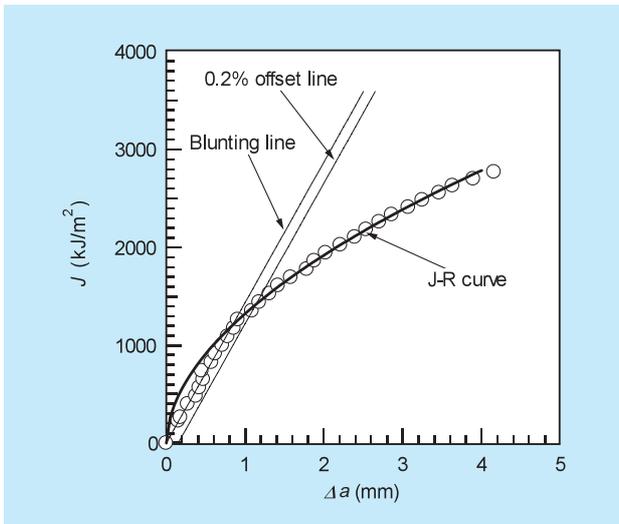


図5-5-4 J- Δa 関係の例

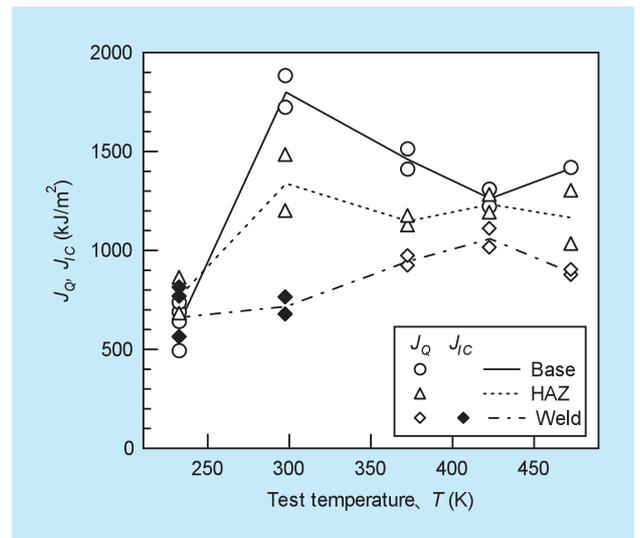


図5-5-5 SUS329J4L継ぎ手材の破壊靱性値と温度の関係

破壊靱性特性を把握することが重要である。これを踏まえて試験温度には以下の5温度条件を選択した。

試験温度：233K、298K、373K、423K、473K

各温度条件における繰返し数は、各供試材の各試験片採取位置に対して2以上とした。

(3) 実験結果

供試材、試験片採取部位、試験温度によらず、全ての試験片で延性き裂の進展が認められた。不安定破壊をした試験片は存在せず、本候補材の高い靱性が示唆された。図5-5-4にJ- Δa 関係(図中の)とJ-R曲線の例を示す。一部の試験片では、 Δa が小さい領域でJ- Δa 関係に乱れが認められる場合があったが、多くの試験では、本例のように安定したJ- Δa 関係が得られた。SUS329J4L継ぎ手材およびBの J_Q と温度の関係をそれぞれ、図5-5-5および図5-5-6に示す。SUS329J4L継ぎ手材の母材の J_Q は、233Kで最小の約600kJ/m²を、298Kで最大の約1800kJ/m²を示した。以後、温度の増加に伴い若干減少し、473Kで約1500kJ/m²となった。HAZの J_Q の温度依存性は母材と同じ傾向を示し、 J_Q の値は母材とほぼ同じか、若干小さい値を示した。溶接金属の J_Q は、233Kで母材とほぼ同じ値を示した後、温度の増加とともに増加し、423Kで最大値(約1000kJ/m²)を示した。

図5-5-6は、YUS270継ぎ手材の結果であるが、母材および溶接金属の J_Q の平均値は、233Kで約900kJ/m²と420kJ/m²をそれぞれ示した後、温度の増加に伴い単調

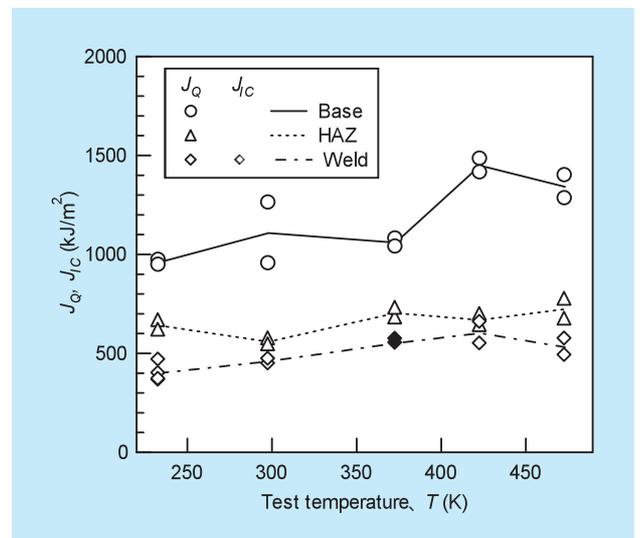


図5-5-6 YUS270継ぎ手材の破壊靱性値と温度の関係

に増加し、473Kでは、約1400kJ/m²と約550kJ/m²を示した。HAZの J_Q は、各温度において溶接金属の値よりも若干大きな値を示した。全ての試験温度で最小の J_Q を与える部位は、溶接金属であった。

J_{IC} は、SUS329J4L継ぎ手材の溶接金属の233Kと298KおよびYUS270継ぎ手材の溶接金属の373Kのみで得られた。その他の試験条件では、ASTM E1820の有効性に関する要求の内の試験片寸法要求を満足することができず、 J_{IC} を得ることができなかった。 J_{IC} 得るためには、試験片寸法を大きくする必要があるが、実機溶接部の板厚を考えると、寸法要求を満足する試験片を採

取することは難しい。304ステンレス鋼や低合金鋼などで、小型のCT試験片で得られたき裂進展抵抗、J-Rや破壊靱性、 J_{IC} は、より大型のCT試験片と同等もしくは小さいという結果が報告されている⁽⁹⁾⁻⁽¹²⁾。また、本研究で得られた J_{IC} は全て J_Q のばらつきの範囲内にあることから、本試験で得られた J_Q の値は、 J_{IC} の値を同等もしくは、保守的に評価していると考えられる。米国で既にキャニスタ材としての使用実績がある304系ステンレス鋼の破壊靱性値は、軽水炉配管溶接部対象としたものを含めほとんど得られていないが、304系や316系ステンレス鋼の273K～室温付近での J_{IC} は、母材で500～1150kJ/m²程度、TIG溶接部で200～600kJ/m²程度であるという報告がある⁽¹³⁾⁻⁽¹⁶⁾。両供試材の室温での J_Q は、これらの値と同等かそれ以上であり、両供試材は、304系や316系ステンレス鋼と同等、もしくはそれ以上の靱性を有すると言える。

(4) まとめ

コンクリートキャスクキャニスタ用の高耐食性候補材であるSUS329J4LとYUS270について実機蓋部溶接部を模擬した溶接継手の母材、HAZ、溶接金属から試験片を採取し、温度をパラメータとする破壊靱性試験を実施した。得られた結果は、以下のようにまとめられる。

- ・ SUS329J4Lの母材とHAZの破壊靱性値 J_Q は、233Kで最小値を、室温で最大値を示した後、温度の増加と共に若干減少した。溶接金属の J_Q は、試験温度と共に増加した。YUS270では試験片採取位置によらず J_Q は、試験温度と共に増加した。
- ・ 両供試材共に溶接部の破壊靱性値は、母材、HAZと同等かより小さい値を示し、キャニスタ溶接部の健全性評価を行う際には、溶接金属の破壊靱性値を用いて評価を行えばよいことが明らかになった。

上記の結果は、日本機械学会のキャニスタ設計規格⁽¹⁷⁾において、健全性評価手法の選定する際の参考データとして用いられた。

第 6 章

6

使用済燃料の健全性

原子力技術研究所 発電基盤技術領域 上席研究員 笹原 昭博
 材料科学研究所 副所長 上席研究員 松村 哲夫
 原子力技術研究所 発電基盤技術領域 主任研究員 名内 泰志

6 - 1 20年間保管した使用済燃料の健全性 123
 6 - 2 貯蔵中のモニタリング手法の開発 129
 コラム4：中性子によるキャニスタ内ヘリウム漏洩検知の可能性 134



笹原 昭博（1987年入所）
 入所した当初は金属燃料FBRを用いたマイナーアクチニドの燃焼解析や軽水炉の燃焼管理計算などを行った。現在、使用済燃料の高次アクチニド核種や核分裂生成核種の生成量評価、ペレット酸化挙動・水素移動評価を実施している。今後、基礎的な炉物理挙動から使用済燃料の実際的な臨界管理に至るまでの研究を行って行きたい。

（6-1執筆）



松村 哲夫（1977年入所）
 原子力発電所の炉心解析、燃料の高燃焼度化、MOX燃料、次世代炉、貯蔵技術など炉心・燃料の解析技術に従事してきた。今後は、より広い視点で、原子力技術、材料技術などに取り組んで行きたい。

（6-2執筆）



名内 泰志（1999年入所）
 ウラン酸化物、ウラン-プルトニウム混合酸化物燃料を装荷した軽水炉、及び燃料を貯蔵する燃料プール等での中性子の挙動に関する研究をすすめている。中性子や線の計測技術の工学応用に対しても関心を持って取り組んでいる。

（コラム4執筆）

6-1 20年間保管した使用済燃料の健全性

乾式貯蔵方式では使用済燃料の貯蔵雰囲気はヘリウムガス等の不活性雰囲気中に保たれている場合には、燃料の健全性が確保されると考えられるが、実際に長期間貯蔵または保管した燃料棒に各種試験を実施して燃料の健全性を確認することが必要である。本研究では20年間湿式（水雰囲気）または乾式（空気雰囲気）で保管した使用済BWR-MOX燃料および乾式（空気雰囲気）で保管したPWR-UO₂燃料を対象に、各種試験を実施し、貯蔵による燃料特性への影響について評価した。

6-1-1 20年間保管した使用済BWR-MOX燃料の各種試験⁽¹⁾

本試験で用いたBWR-MOX燃料は、初期プルトニウム富化度が2.7wt%で、欧州の商用BWRで燃焼度18～22MWd/kgHMまで照射したものである。試験ではこれらの燃料棒のうち5本を用いた。このうち3本は燃料棒の状態を湿式（水プール）で20年間保管され、残り2本は短尺に切断された後、空気雰囲気のカプセルに密封し20年間保管（乾式保管）された。両燃料ともに20本程度で保管されたため、保管初期温度は実際の貯蔵条件に比較すると低かったと予想される。燃料集合体中で湿式保管された燃料と対照的な位置で照射された燃料については、保管前に各種試験が実施されており、保管前後の燃料の特性について直接比較を行った。乾式保管された短尺燃料については同一の燃料について保管前後の試験結果の比較を行い、20年間の保管による影響の検討を行った。

(1) 外観観察

図6-1-1に湿式保管された燃料棒の保管後の外観と集合体内の対照位置で照射された燃料棒の保管前の外観を示す。保管後の燃料棒の表面には艶がなく、軸方向に燃料の取り扱い時に生じたと考えられる擦れ痕が見られるが、20年間の保管による外観の大きな変化は見られない。

(2) パンクチャー試験⁽²⁾

貯蔵中の燃料からの核分裂生成ガス（FPガス）放出は燃料棒の内圧上昇をもたらす、燃料棒破損につながる可能性がある。そのため湿式保管した燃料棒の保管前後のFPガス放出率の測定を行った（表6-1-1）。保管前後の比較では対称位置でほぼ一致する結果となっており、保管中にFPガスの有意な放出が生じた可能性は低いと判断される。また、カプセル中で保管した短尺燃料についても雰囲気ガス組成分析を行い、同様な結果となった。

(3) ペレット金相観察⁽²⁾

金相写真によって燃料組織の観察と酸化膜厚さの測定を行った。図6-1-2に空気雰囲気中で20年保管した燃料棒のマクロ金相写真を示す。ペレットにはクラックが入っているが、20年保管による金相の大きな変化は見られない結果となった。

被覆管内側および外側酸化膜についても金相観察を行った結果、被覆管の外側は均一な酸化膜に覆われており、平均2～3μmの厚さであった。ノジュラー腐食厚さは30～35μmで、内側酸化膜厚さは1～15μmであった。

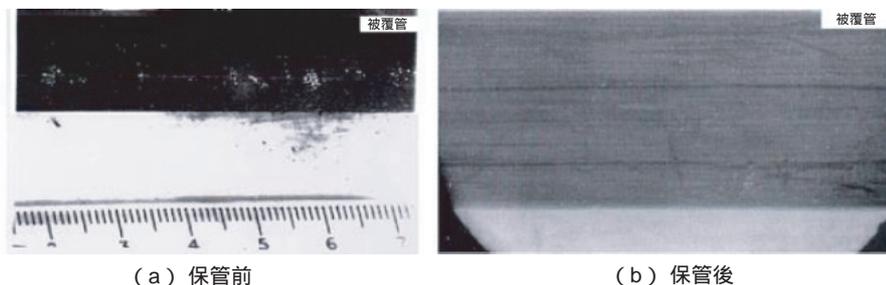


図6-1-1 湿式保管した燃料棒の外観の比較

表6-1-1 核分裂精製ガスの放出率の測定結果

燃料棒	湿式 1	A	湿式 2	D	湿式 3	B	乾式 1	乾式 2
保管前または保管後	保管後	保管前	保管後	保管前	保管後	保管前	保管前	保管前
燃焼度 (MWd/kgHM)*	21.4		18.2		21.0		17.9	22.1
FPガス放出率 (%)	14.0	12.9	12.4	13.8	16.0	14.8	11.1	14.7

A、D、Bは燃料集合体中で湿式保管燃料と対称な位置で照射された燃料を示す。

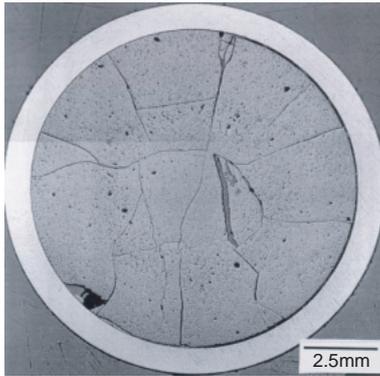


図6-1-2 短尺燃料棒の金相観察

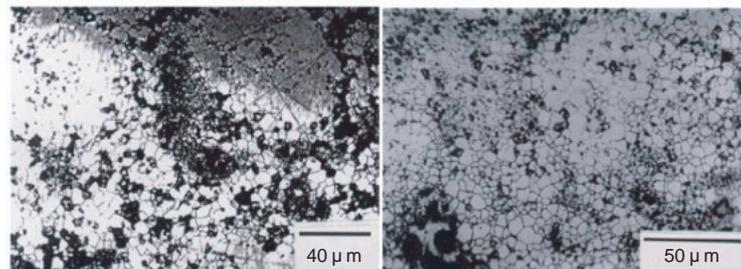
ペレット組織について、図6-1-3に例として20年保管前後におけるペレット周辺領域の燃料組織の金相を示す。ペレット周辺領域では比較的大きな結晶粒（プルトニウム領域）を小さな結晶粒（ウラン領域）が取り囲む構造をしており、製造時の組織構造に近いものとなっている。ペレット中心領域についても同様な観察を行い、ペレット半径の1/2から中心領域にかけては、高温のた

めにプルトニウムとウランの拡散が生じて、ペレット周辺領域に見られたような組織構造が消滅し、結晶粒径が全体的に均一な組織となっている。

以上の金相観察の結果をまとめたものを表6-1-2に示す。これらの観察結果から、今回の低燃焼度BWR-MOXの場合には20年保管によるペレット組織構造などに顕著な変化は見られない結果となった。

(4) ペレット密度測定

MOX燃料では貯蔵中に高次アクチニドの α 崩壊によりヘリウムがペレットに蓄積し、ペレットの膨張（スエリング）が生じると燃料破損に至る可能性がある。そのため湿式または乾式で保管されたペレットについて密度測定を行った。図6-1-4に文献データと比較した結果を示す。本試験で得られたペレット密度は文献データとほぼ同等の範囲内にあり、20年保管による密度の変化は少ないと判断される。



(a) 保管前

(b) 20年保管後

図6-1-3 BWR-MOX燃料のペレット周辺部の金相

表6-1-2 ペレットの金相観察結果のまとめ

燃料	試料	燃焼度 (MWd/kgMH)	外側酸化膜 (μm)	内側酸化膜 (μm)	ペレット/被覆管ギャップ (μm)	結晶粒径 (μm)
空気保管燃料	保管前	26.7	ノジュール： - 均一： 2-4	6-12	40、30、25、 45	中心： 8、中央： 16、 周辺： 4
	保管後	26.5	ノジュール： 30-35 均一： 2-3	1-15	10-85 平均： 40	中心： 7、中央： 7.5、 周辺： 3
	保管前	26.4	ノジュール： - 均一： 2-4	6-14	25、25、15	中心： 10、中央： 14、 周辺： -

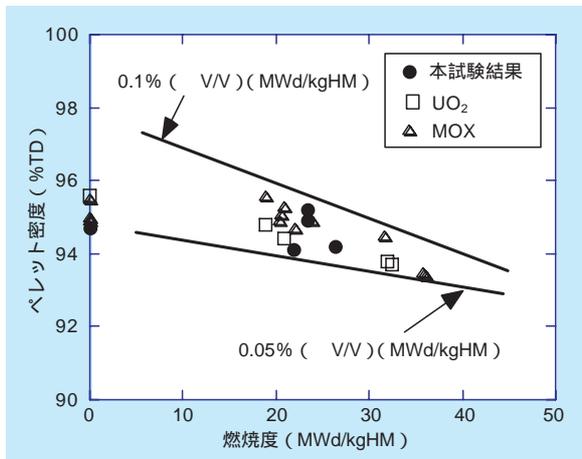


図6-1-4 ペレット密度の文献値との比較⁽³⁾

6-1-2 20年間保管した使用済PWR-UO₂燃料の各種試験⁽¹⁾

本試験で用いたPWR-UO₂燃料は欧州の商用PWRで燃焼度約58MWd/kgHMまで照射された後、約20本程度が小型金属カスクで空気雰囲気中で20年間保管されたものである。そのため保管開始時の燃料温度は実際の貯蔵燃料よりも低温であった予想される。本燃料棒については文献データとの比較を行うことで20年保管の影響について検討した。

(1) 外観観察とパンクチャー試験

図6-1-5に20年保管後の被覆管の外観を示す。被覆管表面は薄い酸化膜に覆われており、燃料棒の引き抜きや挿入で生じたと思われる軸方向の線が見られる。全体として特に異常は認められない。渦電流法による燃料棒軸方向の酸化膜厚さの測定から、最大酸化膜厚さは約30μmであった。また、パンクチャー試験を実施し、FPガスの放出率は約2.2%であった。

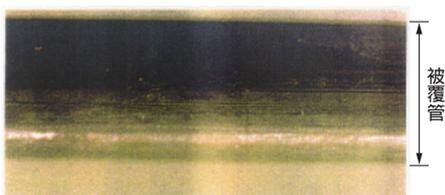


図6-1-5 被覆管の外観観察

(2) ペレットの金相観察

ペレットの組織観察のために燃料棒の最高燃焼度位置および最大酸化膜厚さ位置より採取した試料について金相観察を実施した。ペレットの割れは基本的にはペレットの径方向にあり、また、ペレットには製造時に使用したポアフォームによって生成したと考えられる大きなボアが認められた。結晶粒は製造時に比較するとやや変化をしていたが全体的には大きな変化はなく、照射中に特に高温の履歴は経験していないと思われる。ペレット中央部分では、結晶粒径の増大が認められ、結晶粒径は約6μmであった。ペレット周辺部では空隙率が高く、リム組織が見られた。

(3) 被覆管酸化膜および水素濃度と水素配向分布測定

最高燃焼度位置の被覆管内側酸化膜厚さを図6-1-6に示す。酸化膜厚さは約10μmであった。

図6-1-7に最高燃焼度位置および最大酸化膜厚さ位置における0°、180°方向の被覆管試料の水素化物分布を示す。水素分析の結果、最高燃焼度位置の試料で56ppm、最大酸化膜厚さ位置の試料で122ppmとなった。水素化物の方位が径方向に配向した場合、燃料被覆管の機械的強度の劣化につながる。そのため図6-1-7の被覆管の金相写真中の全ての水素化物についてJISの測定方法に従って水素化物方位の測定を実施し、水素化物方向性係数Fn値(管半径方向に対し40°以内の角度を持つ板状水素化物の数の観察した板状水素化物の総数に対する比)を求めた。

表6-1-3に測定した水素化物総数、半径方向から40°以内の角度を持つ水素化物の数を示す。また、製造時に取得されたデータも合わせて表に示す。求めたFn値は0.16～0.29の範囲内にあり、被覆管製品に対するJIS規格(0.45)を満足する値となっている。製造時のデータと比較すると本試験結果のFn値はやや大きくなっ

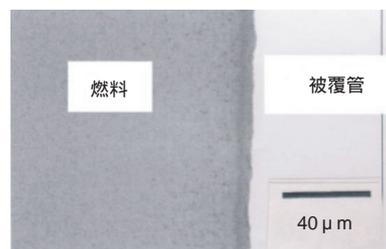


図6-1-6 20年保管後の被覆管内側酸化膜

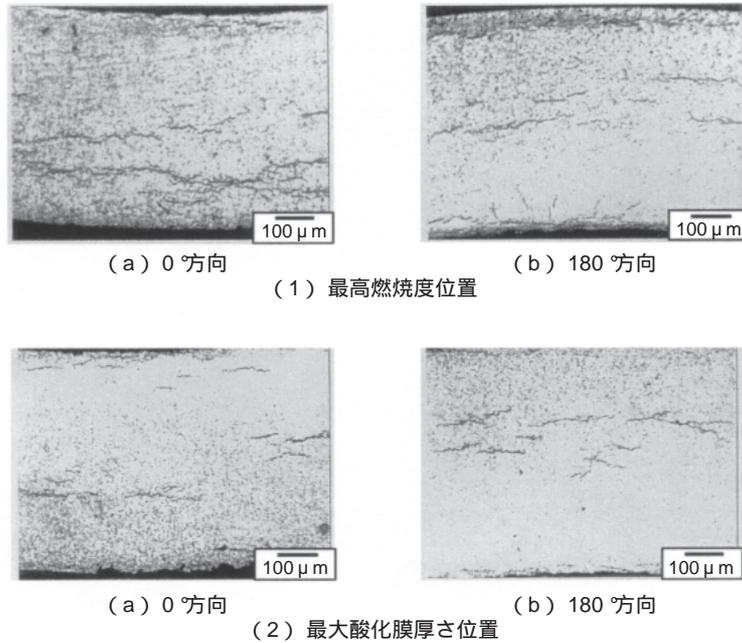


図6-1-7 被覆管中の水素化物の分布

表6-1-3 被覆管の水素化物方位の測定結果

観察位置	管半径方向に対し40°以内の角度を持つ水素化物の数	観察した水素化物の総数	Fn値
(a)	27	176	0.16
(b)	32	146	0.22
(c)	33	114	0.29
(d)	17	100	0.17
製造時			0.118/0.163
JIS H4751			≤ 0.45

ている領域もあり、水素化物配向に若干の変化が生じている。ジルコニウム合金中の水素化物は析出時（例えば、温度の降下時）に有る程度の引張応力が負荷されると、引張方向に垂直に析出することが知られている。本試験の被覆管においても同様の事象が生じた可能性がある。被覆管の周方向応力については、照射中は燃料棒内圧よりも外圧の方が大きいために、引張応力は負荷されても非常に小さい。一方、保管中は外圧が大気圧のために燃料棒内圧が直接的に周方向引張応力として作用する。本試験燃料棒の内圧はパンクチャー試験結果から4.58MPaと測定されており、これを被覆管の貯蔵中の上限温度380℃での周方向応力に換算すると約80N/mm²程度となる。応力レベルとしては水素化物配向が緩やかに変化する領域に相当する⁽⁴⁾。従って、本試験で見られた水素化物配向の変化は、長期間保管中に燃料棒内圧による被覆管周方向引張応力が負荷された状態で、被覆管が次第に冷却されて水素化物が再配向析出したと考えられる。

しかし、変化自体は非常に小さく、Fn値も製造時のJIS規格に比較して十分小さいため、燃料の健全性には影響は与えないと評価される。

(4) 被覆管の引張試験⁽⁵⁾

20年保管による燃料被覆管の機械的特性への影響を調べるために被覆管の引張試験を実施した。図6-1-8に試験結果と文献値とを合わせて示す。0.2%耐力については文献値は照射に伴い耐力がやや増加し、また温度の上昇に伴い減少する傾向を示すが、本試験結果も類似被覆管の結果との比較から文献値と同様の温度および照射による挙動を示している。

引張強さについては文献値は照射に伴い引張強さがやや増加し、また温度の上昇に伴い減少する傾向を示す。本試験結果は温度については同様の挙動を示すが、照射の影響については未照射材と顕著な変化は見られず、これは試験試料のバラツキ等によるものと考えられる。

(5) 水素移動試験と計算評価⁽⁶⁾

貯蔵中の使用済燃料は温度が次第に低下する。その際に燃料被覆管中に固溶していた水素が軸方向の温度勾配によって被覆管の低温領域に熱拡散し、固溶限を越えた場合には水素化物として析出することによって燃料の機械的健全性に影響を及ぼす可能性がある。そのため燃料被覆管軸方向の水素の移動を評価する水素の再分布試験

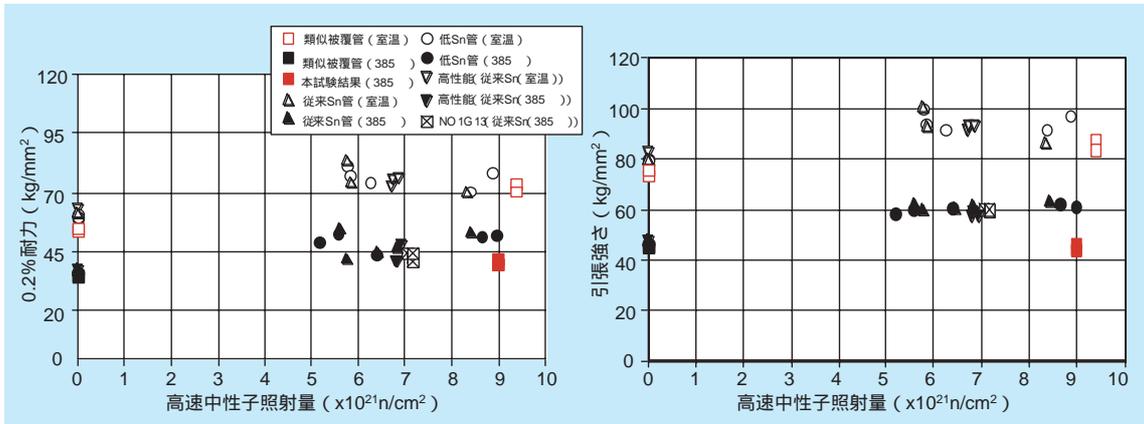


図6-1-8 0.2%耐力と引張強さの文献値との比較

を実施し、温度勾配下で水素の移動に関係する輸送熱を求めた。

試験に用いた照射した被覆管試料の水素量は65ppmおよび110ppmであった。また、参照用として予め約64ppmおよび約110ppmの水素を吸収させた未照射被覆管2試料についても試験を行った。

試験では試料の一方を380、他方を340に加熱し、試料全体を断熱材で覆って平衡状態まで加熱を保持した。試料の温度分布は熱電対で測定した。図6-1-9に試験終了後、被覆管を5mm毎に切断して、分析で求めた水素濃度を示す。水素は380の高温の部分から340の低温の部分へ顕著に移動していることがわかる。また、未照射被覆管に比べ20年保管した被覆管では水素の移動量が大きくなる傾向を示している。この水素分布と水素の熱拡散の式を利用することで水素の輸送熱を求めた。

表6-1-4に水素移動試験から求めた輸送熱を示す。

表6-1-4 試験から求めた輸送熱

試料番号		輸送熱 (Q*) (kcal/mol)
未照射材	1	4.5
	2	7.1
照射材後20年保管	1	17.7
	2	10.6

未照射材の水素量は比較的ばらつきが大きいですが、求めた輸送熱の値は文献⁽⁷⁾による報告値と同程度の値となった。また、未照射材に比べて照射して20年間保管した燃料被覆管の輸送熱は2～3倍大きい結果となった。

これらの輸送熱を用いて、PWR燃料棒の軸方向の水素量の時間変化の解析を実施した。評価では文献⁽⁸⁾のPWR燃料のヘリウム雰囲気中における燃料温度分布と初期水素濃度分布を用いた(図1-6-10)。また、拡散係数、水素の被覆管への固溶限は文献中の評価式を用いた。計算は軸方向1次元、燃料棒長さは3.7mとした。計算で求めた40年間乾式貯蔵した場合の燃料棒軸方向の

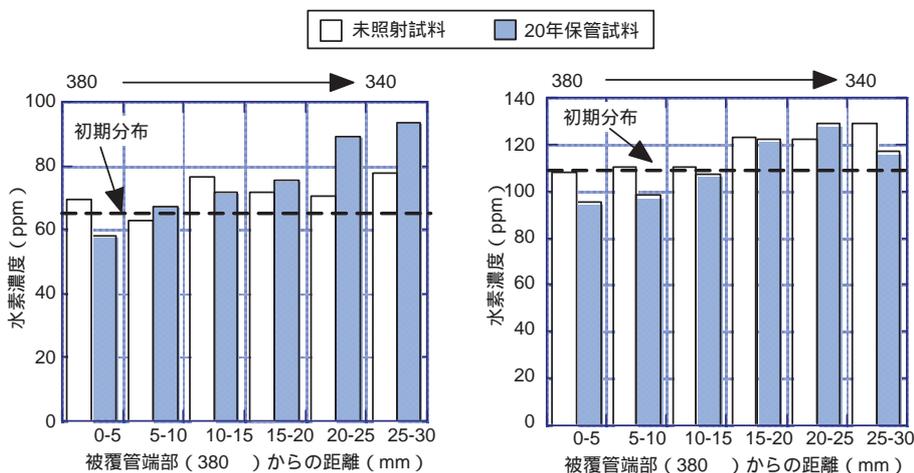


図6-1-9 水素移動試験片の測定で求めた水素濃度

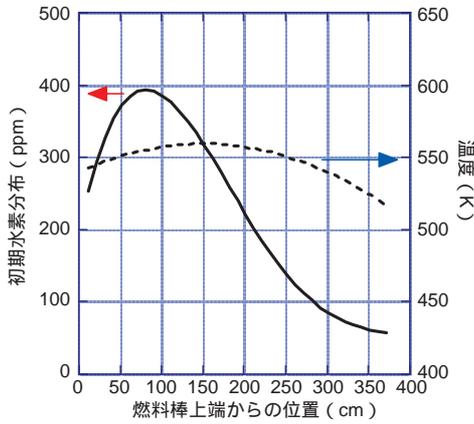


図1-6-10 計算に用いた初期水素濃度および温度分布

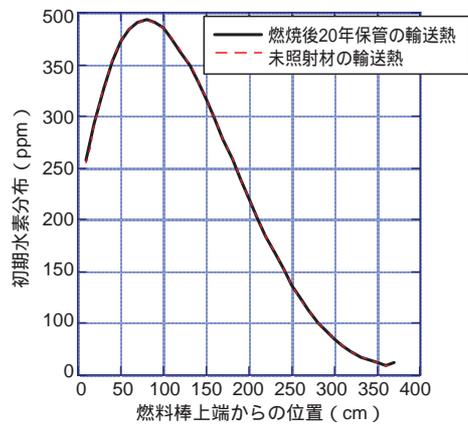


図1-6-11 40年間乾式貯蔵した場合の計算で求めた燃料棒の水素分布

水素濃度分布の計算結果を図1-6-11に示す。本計算では実験で得られた輸送熱のうち、未照射被覆管データの最小値と20年保管被覆管データの最大値を用いた。計算結果から、いずれの場合においても水素濃度分布は全体的に初期水素分布からの変化は小さく、今回得られた輸送熱の差異による影響は少ないと判断される。被覆管両端部では20年保管燃料の輸送熱を用いた場合に水素量がやや増加する傾向が見られるが、その変化は少ない結果となった。

6-1-3 おわりに

20年間乾式または湿式保管したBWR-MOX燃料およ

び20年間乾式保管したPWR-UO₂燃料を対象に乾式貯蔵時の燃料の健全性を調べるために種々の試験を実施した。本試験から20年保管による核分裂生成ガスやヘリウムガスのペレットからの新たな放出や酸化膜厚さの増加、燃料組織変化等は見られない結果となった。被覆管についても20年保管による機械的強度への影響も少ないと判断される。本試験で用いた燃料棒は保管初期の燃料温度は実際の貯蔵条件に比べて低いと思われるが、20年間という時間経過が燃料特性に与える影響は少ないと判断される。被覆管の軸方向の水素移動についても初期水素分布からの変化は小さく、水素移動による燃料被覆管への健全性に与える影響は少ない結果となった。

6-2 貯蔵中のモニタリング手法の開発

貯蔵容器（キャニスタ）で使用済燃料を乾式貯蔵する場合には、使用済燃料の状態を直接、目視等で観察する事が困難である。使用済燃料中に蓄積した Kr-85 ガスは、使用済燃料が破損した場合にはキャニスタ内に拡散するため、Kr-85 から放出される 線を貯蔵容器外から検出出来れば燃料健全性を貯蔵容器の密封性を担保したまま確認する事が可能となる。

本節では、燃料破損の検出限界およびキャニスタの実設計を踏まえた本モニタリング手法の適用性についての検討結果を紹介する。

6-2-1 モニタリング手法の概念

コンクリートキャスクでは、使用済燃料を収納したキャニスタを溶接により密封するため、使用済燃料の状態を直接、目視等で観察する事が困難である。核分裂生成物（Fission Products: FP）の1つである Kr-85（希ガス）は燃料の核分裂に伴い燃料ペレット内に生成・蓄積する。希ガスは移動性が高いため、生成した Kr-85 の数%程度が燃料ペレット内から移動し、燃料棒内に蓄積されている。このため、燃料被覆管に破損（リーク）が発生した場合には、燃料棒内に蓄積されていた Kr-85 ガスはキャニスタ内部に拡散すると予想される。Kr-85 は 514keV の 線を放出する半減期 10.72 年の放射性物質であるため、キャニスタ外部から Kr-85 の 線を計測すれば、燃

料被覆管の破損の検出が可能となる（図6-2-1）。

6-2-2 模擬試験による Kr-85 の定量限界曲線の導出

燃料被覆管の破損の検出を目的として、Kr-85 の存在量の定量化を行うためには、Kr-85 の 514keV の 線を他の 線と区別して検出する必要があるが、陽電子消滅時の 線は 511keV とエネルギー的に近く、この陽電子消滅 線との弁別が重要となる。このため、図6-2-2 に示す様な模擬キャニスタを製作し、Kr-85 の 線の定量限界曲線を導出した。

図6-2-3 に、高分解能の Ge 半導体検出器（FWHM: 1.84keV for 1333keV）を用いた、 線の測定例を示す。「Kr-85 の 514keV ピーク計数値」、「514keV と 511keV の 線ピーク比」、「514keV でのピーク計数と 514keV 付近の散乱 線（ベース計数）比」をパラメータとして、試験データの定量誤差と統計計算で予想される定量誤差を考え合わせると、Kr-85 の定量誤差（Dt）は以下の式で計算できることが分かった。

$$Dt = \sqrt{[\{ (1+2 \cdot B) / S \} + (P \cdot g \cdot u)^2]}$$

Dt : 定量誤差（統計計算誤差）

S : ピーク計数値

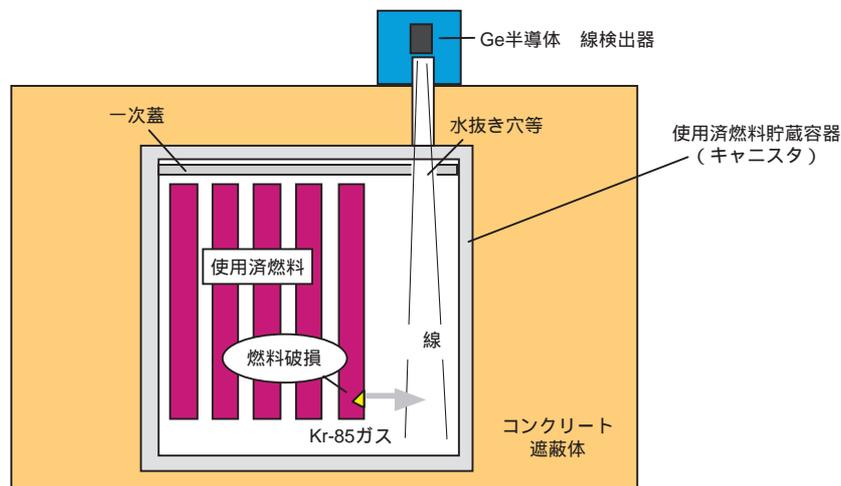


図6-2-1 Kr-85を用いたモニタリング手法の概念

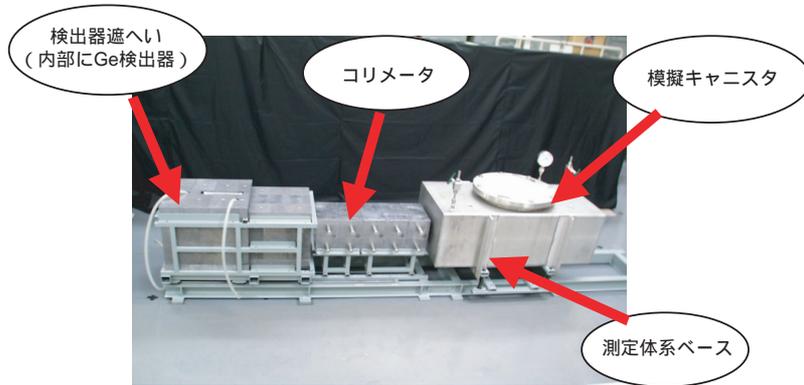


図6-2-2 モニタリング模擬試験装置 (写真)

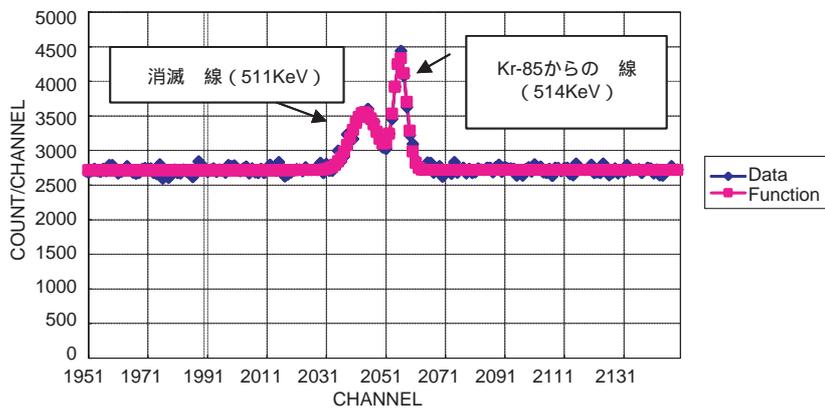


図6-2-3 モニタリング模擬試験でのKr-85 (514keV) 線の測定例

- B : ベース比 [(514keV 付近の散乱線) / (514keV)]
- P : ピーク比 [(511keV) / (514keV)]
- u : ピーク比補正係数 (0.0116)
- g : ピーク比補正係数相対誤差 (25%)

ク計数値を計算した結果である。

6-2-4 実キャニスタ設計への適用

実際に設計検討されているキャニスタ構造 (PWR 燃料、21体収納) を対象に、Kr-85 からのガンマ線を高感度に測定する方法を検討した。検出位置からキャニスタ内の空間 (Kr-85 を含む) を出来るだけ多く見込み、使用済燃料などからの線を低減するため、使用済燃料が

この定量誤差計算式は「定量限界曲線」の決定方法と言えるものである。図6-2-4 は上記の計算式を用いて、定量誤差 (1%) を 20% にするのに必要な 514keV ピー

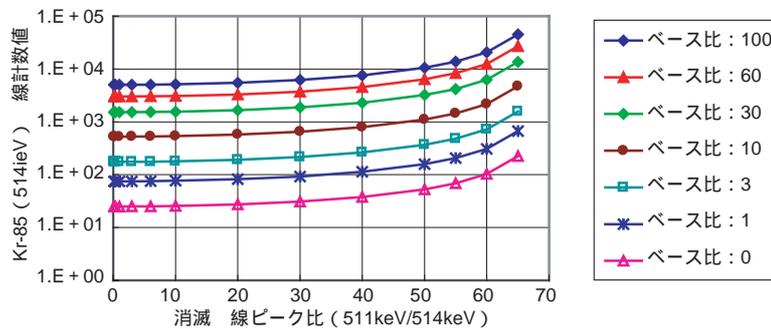


図6-2-4 各種条件におけるKr-85 線の必要計数値「定量限界曲線」

無いキャニスタ周辺部に蓋部に貫通しない専用孔を設ける方式を評価対象とした（図6-2-5）。使用済燃料などからの線の多くはキャニスタ蓋で遮蔽される。専用孔取り付け後の、キャニスタ蓋の機械的な健全性を確認するために、構造強度健全性の評価上厳しいとされる輸送中の0.3m垂直落下および9m垂直落下事象を選定し、構造強度解析コードABAQUSを用いて解析を行った。この結果、落下事象での応力はキャニスタ蓋上の密封リング部分に集中するため、専用孔位置で応力は少なく、専用孔を取り付けても、キャニスタ蓋の構造健全性および密封性に問題の無いことを確認した（図6-2-6）。

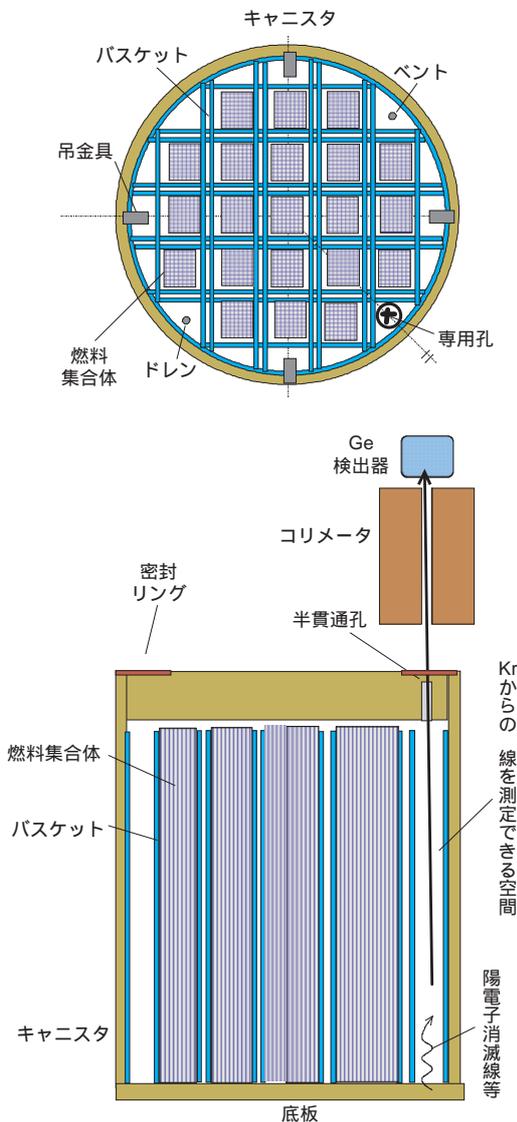


図6-2-5 実用化の検討に用いたキャニスタ設計例

6-2-5 実キャニスター設計における Kr-85 の検出性能

先の定量検出曲線を用いて、Kr-85の線の検出性能を解析的に検討した。モニタリングではKr-85ガスからの信号線と、妨害線として専用孔付近で発生する散乱線及びキャニスター底部で発生する陽電子消滅線が検出される（図6-2-5）。これらの妨害線が存在する場合でも、燃料棒1本中のKr-85ガスの10%以上の放出があれば、Kr-85ガスからの信号線を妨害線の中から判別する事が出来るため、燃料棒の破損の検出が可能である事が判った（表6-2-1）。燃料被覆管が破損した場合でも、燃料中に蓄積したKr-85ガスの大部分は燃料ペレット内に保持され、蓄積量の数%がキャニスタ内に放出されると考えられるため、燃料棒1本中のKr-85ガスの10%以上の放出量は、数本の燃料棒の破損に対応すると考えられる。

6-2-6 中間貯蔵施設でのモニタリング手順

コンクリート・キャスク貯蔵では、中間貯蔵施設への搬入時、搬出時にはキャニスタを専用の輸送容器で輸送するため、中間貯蔵施設で詰め替え作業が必要である（図6-2-7）。このため、中間貯蔵施設から再処理施設への搬出検査の際に、本モニタリング手法を、ハンドリングエリアで適用する事が可能である。モニタリング手順を検討した結果、約1日の測定でモニタリングが可能である事が分かった。また、モニタリング装置の費用は約1億円、モニタリングに掛かる費用は1回約100万円と見積もられる。

6-2-7 まとめ

貯蔵容器（キャニスタ）で使用済燃料を乾式貯蔵する場合には、使用済燃料の状態を直接、目視等で観察する事が困難である。使用済燃料中に蓄積したKr-85ガスは、使用済燃料が破損した場合にはキャニスタ内に拡散するため、Kr-85から放出される線を貯蔵容器外から検出出来れば燃料健全性を貯蔵容器の密封性を担保したまま確認する事が可能となる。

Kr-85ガスを用いた模擬装置を用いた試験により、

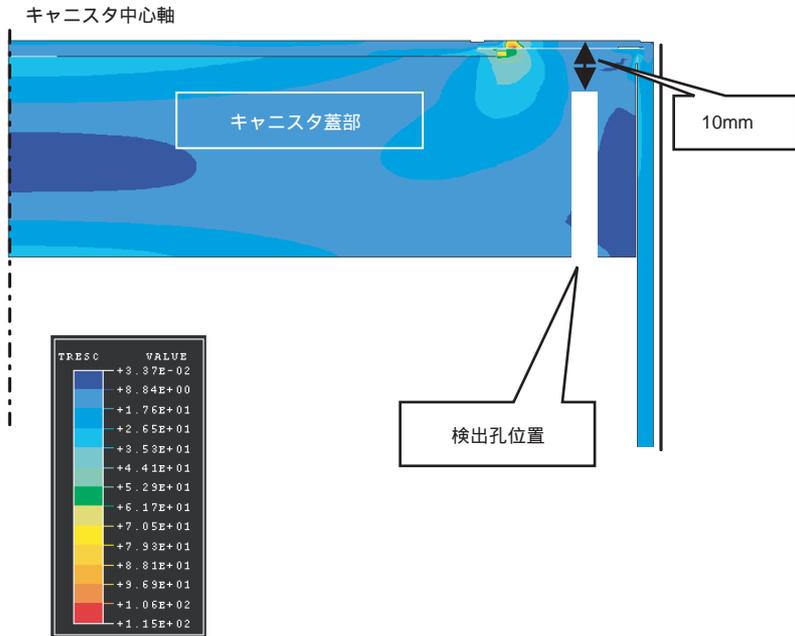


図6-2-6 9m頭部垂直落下時の応力コンター図（一次応力）

表6-2-1 検知可能なKr-85ガス量の推定

Kr-85放出量		7.09E + 09	7.09E + 10	7.09E + 11
(破損率)		1本の1%	1本の10%	1本の100%
514keVピーク計数率		2.98E - 03	2.98E - 03	2.98E - 01
測定時間	約3時間(10,000秒)			
	514keVピーク計数)	2.98E + 01	2.98E + 02	2.98E + 03
	消滅線ピーク比	2.52E + 02	2.52E + 01	2.52E + 00
	散乱線ベース比	1.13E - 02	1.13E - 03	1.13E - 04
	定量可否	×		
測定時間	約28時間(100,000秒)			
	514keVピーク計数)	2.98E + 02	2.98E + 03	2.98E + 04
	消滅線ピーク比	2.52E + 02	2.52E + 01	2.52E + 00
	散乱線ベース比	1.13E - 02	1.13E - 03	1.13E - 04
	定量可否	×		
測定時間	約280時間(1,000,000秒)			
	514keVピーク計数)	2.98E + 03	2.98E + 04	2.98E + 05
	消滅線ピーク比	2.52E + 02	2.52E + 01	2.52E + 00
	散乱線ベース比	1.13E - 02	1.13E - 03	1.13E - 04
	定量可否	×		

Kr-85から放出される線と使用済燃料からの妨害線を分離して検出出来る事を確認し、燃料破損を検出出来る測定限界を定量的に明らかにした。

実際に設計検討されているキャニスタ構造（PWR燃料、21体収納）を対象に、Kr-85からのガンマ線を高感度に測定する方法を検討し、非貫通の検出孔を設ければ、燃料棒1本中のKr-85ガスの10%以上の放出量があれば、燃料棒の破損の検出が可能である事が判った。

本モニタリング手法を中間貯蔵施設での使用済燃料の

搬出前検査に適用する手順を検討した。コンクリートキャスク貯蔵では、搬出時にキャニスタを輸送キャスクに詰め替える必要があるため、詰替エリアでの搬出前検査が考えられる。本モニタリング装置の概念と運用方法を検討し、搬出前検査では概ね1日の作業で実施出来るとの見通しを得た。

今後、本モニタリング方式の有効性を示すことにより、実用化を進める。

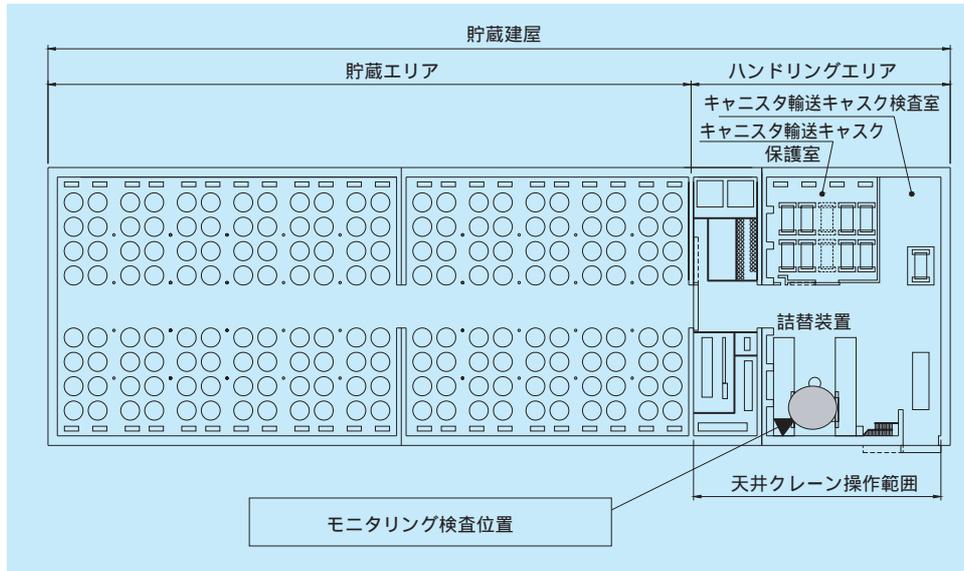


図6-2-7 コンクリートカスクの中間貯蔵施設の全体配置図（平面図）とモニタリング検査の適用位置

コラム4：中性子によるキャニスタ内ヘリウム漏洩検知の可能性

はじめに

キャニスタに封入されたヘリウムの圧力は、キャニスタに貯蔵した燃料の発熱に依存する。燃料の情報が不確かな条件でキャニスタからのヘリウムの漏洩を検知するには、ヘリウムの密度を測定することが有効、と考えられる。

重量の大きい金属容器に密閉されたヘリウムの密度を測定するために、中性子の利用を考える。中性子がヘリウム中を衝突せずに距離Lを透過する確率は、ヘリウムの数密度Nとマイクロ断面積 σ_t を用い、

$$P = e^{-\sigma_t L N} \quad (1)$$

であらわされる。エネルギーが既知の中性子の透過率Pを測定すれば、Nを絶対値で求めることが可能となる。

中性子の透過率Pによりヘリウムの密度Nを測定するには、キャニスタを中性子源と中性子検出器で挟む必要がある。また本手法が有効となる条件は、ヘリウムの数密度Nに対する透過率Pの感度が大きいことであるが、気体は密度が小さいので、Lを増加させてPの感度を上げる必要がある。一方で、キャニスタの外部で中性子を測定する場合、使用済燃料から発生する中性子が測定の妨害になる可能性がある。感度の良好化と妨害中性子の除去のため、6-2節の燃料健全性検査法のためにキャニスタ上蓋部内側に設けた「半貫通孔」と「キャスク上蓋に設けたコリメータ機構」を利用する。図1に示すように、6-2節でのGe検出器配置位置に中性子検出器（有機液体シンチレータ等）を配置する。キャスクの底部に ^{252}Cf などの中性子源を配置し、ヘリウムで満たされた長さ4.5mの空間を中性子源と検出器ではさむ。この体系では、使用済燃料集合体で発生する中性子はキャニスタとキャスク上蓋で遮蔽され、検出器はコリメータにより、中性子源のみを視野に納める。

本概念に関して、計算機実験を行った。米国ロスアラモス国立研究所で開発されたMCNPコードを用い、中性子源から検出器に至る中性子束の、ヘリウム密度による変化を計算した。使用済燃料を初期 ^{235}U 濃縮度5%、燃焼度55MWd/t、冷却10年のPWR燃料21体とし、測定用の中性子源を放射能1GBqの ^{252}Cf とした。ヘリウムの密度を0.0446, 0.0670, 0.0892mol/l（気圧で1、1.5、2atmに相当）とした。エネルギー2MeV以上の高速中性子束を

図2に示す。誤差はモンテカルロ法の統計誤差である。コリメータ等の利用により、使用済燃料からの妨害中性子の影響を受けることなく、中性子束がNの増加に対しほぼ線形に減少することがわかった。これは中性子とヘリウムの相互作用が小さく、(1)式をNに関してテイラー展開した一次項までの式で透過率を表現できることによる。

$$P \propto 1 - \sigma_t L N \quad (2)$$

以上によりヘリウム密度が測定可能で、漏洩検知に利用できる見通しが得られた。

中性子透過法は感度の点から、密度Nの小さい気体に対しては殆ど利用されてこなかった。しかし、キャニスタのような4m超の空間を利用すれば、気体といえども中性子透過法が成立し得る。

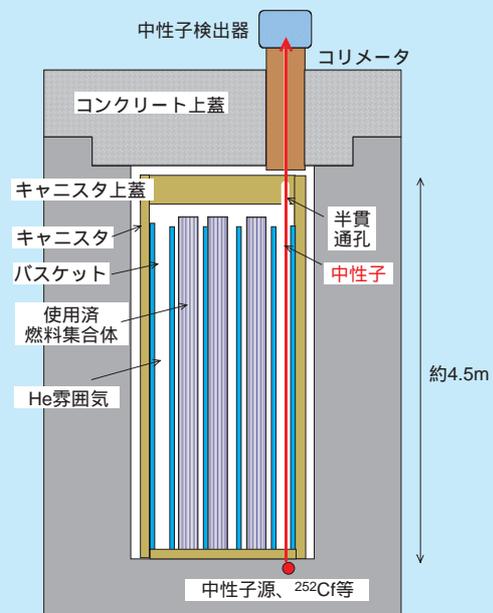


図1 中性子の透過率測定を用いたキャニスタ内部ヘリウム密度測定法の概念図

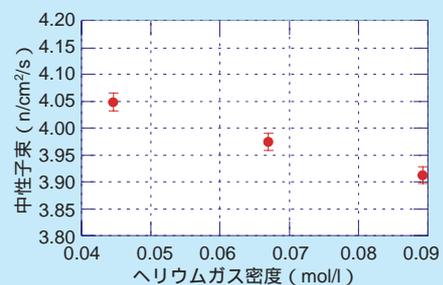


図2 ヘリウムの密度の差異による透過中性子束の変化

第 7 章

**コンクリートキャスク
実用化研究の将来展開
(実用化へのシナリオ)**

第7章 コンクリートカスク実用化研究の将来展開（実用化へのシナリオ） 目次

材料科学研究所	機能・機構発現領域	上席研究員	新井 拓
材料科学研究所	機能・機構発現領域	主任研究員	谷 純一
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
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	重点課題責任者	研究 参 事	三枝 利有
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

7 - 1	キャニスタ材の大気応力腐食割れ対策・評価	137
7 - 2	コンクリートカスク長期健全性実証試験	144
7 - 3	コンクリートカスクの耐震試験	145

新井 拓（98ページに掲載）
（7-1-1執筆）

谷 純一（98ページに掲載）
（7-1-1執筆）

亘 真澄（60ページに掲載）
（7-1-2執筆）

竹田 浩文（60ページに掲載）
（7-1-3執筆）

三枝 利有（8ページに掲載）
（7-2執筆）

白井 孝治（8ページに掲載）
（7-3執筆）

7-1 キャニスタ材の大気応力腐食割れ対策・評価

7-1-1 応力腐食割れ発生・破断試験評価

ステンレス鋼の大気応力腐食割れ（SCC）は金属表面に付着した海塩粒子が大気中の湿分によって潮解し、表面が濡れることによって発生すると考えられるため、100 以上であればSCCは発生しないものと予想される。貯蔵開始直後のキャニスタ表面温度はいずれの部位でも100 を超えると予想されるが、使用済燃料の冷却に伴いキャニスタ表面温度も低下する。キャニスタ表面温度は下部の方が低温であるので、貯蔵期間内にSCCの発生が懸念されるのは底部に近い部分である。キャニスタの胴は板を曲げて加工するため縦方向溶接があり、また、底部においては底板と胴をつなぐ周方向溶接および、周方向と縦方向の溶接が重なる部分もある。このような溶接残留応力が生じる箇所SCCが発生する可能性がある。

大気に含まれる湿分、すなわち絶対湿度は昼夜の変化もあるが季節によって大きく変化する。図7-1-1は敦賀測候所において1991年から2003年にかけて観測された毎時気温および相対湿度より求めた絶対湿度の時間変化である。キャニスタ表面温度の時間変化をたとえば図7-1-2のように仮定すると、図7-1-1の気象データと合わせることによって図7-1-3に示すようなキャニスタ表面の相対湿度の時間変化が得られる。海水の主成分は塩化

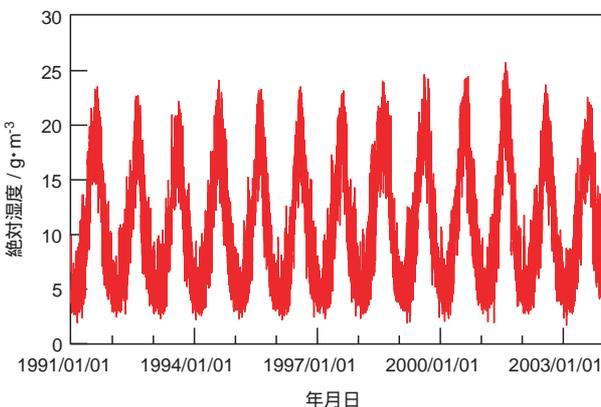


図7-1-1 敦賀測候所毎時気象データより求めた1991年から2003年までの絶対湿度の時間変化

ナトリウムであり溶質の約80%となっている。塩化ナトリウムに次いで多いのが塩化マグネシウムであり約10%の組成比である。塩化ナトリウムは常温から100 の範囲において、温度によらず相対湿度75%程度で潮解するが、塩化マグネシウムの潮解湿度は温度上昇によって若干低下するものの30～40%の範囲である。つまり、海塩が濡れる湿度を決定するものは塩化マグネシウムと考えてよい。つまり図7-1-3において35%程度を境として、キャニスタ表面が濡れる期間と乾いている期間が存在することになり、SCC発生の可能性が生じるのは表面が濡れている期間のみであると考えられる。

図7-1-3に従えば、キャニスタ表面温度の低下に伴って表面が濡れる時間割合は増加することになる。このため、低温側でSCCが発生しなくなる温度境界があるか否かを調べる必要がある。以上述べたことをキャニスタ

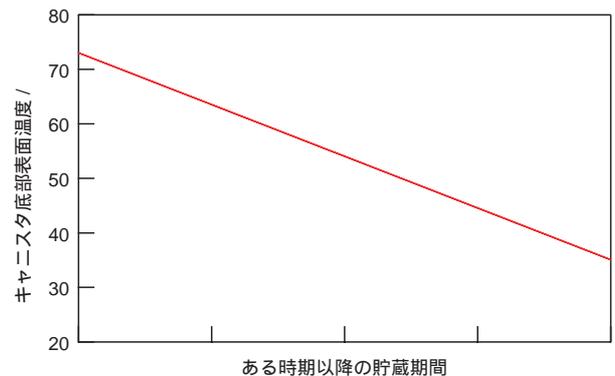


図7-1-2 単純化したキャニスタ表面温度の時間変化（詳細な解析データではない）

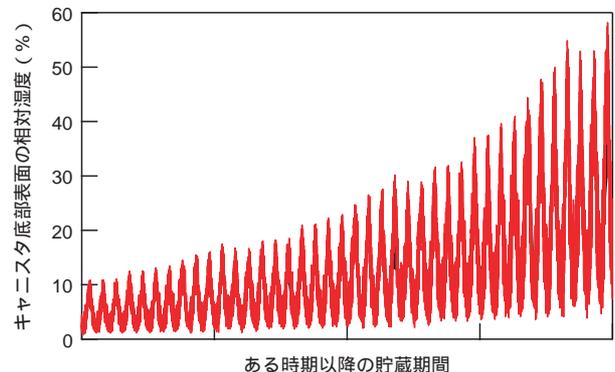


図7-1-3 キャニスタ表面の相対湿度変化のイメージ

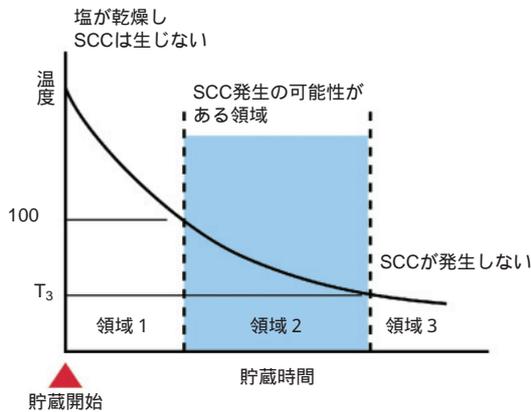
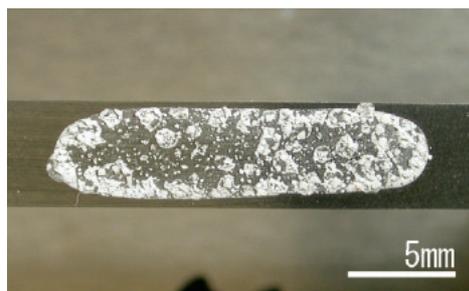


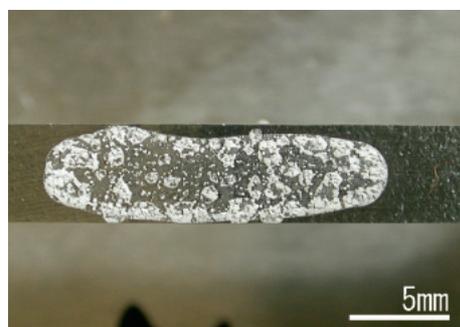
図7-1-4 キャニスタ表面の温度に基づく SCC評価の考え方

の貯蔵期間全体にまとめ直したものが図7-1-4である。図において、領域1の100以上においてSCCが発生しないこと、領域2で示した時間内にSCCが発生しないこと、領域3で示すSCCが発生しない温度域が存在することがそれぞれ確認できれば貯蔵期間内においてSCCによってキャニスタが損傷する可能性は十分に低いことが示される。

まず高温域の領域1においてSCCが発生しないことを調べるために100、大気中において定荷重引張試験



(a) SUS329J4L 1.2 y



(b) YUS270 1.5 y

図7-1-5 100 大気中で13,000h保持後の試験片表面の様子

を行った。図7-1-5はキャニスタ候補材のSUS329J4LとYUS270をそれぞれ溶接残留応力相当の荷重で保持し、表面には実環境で想定される以上の10g/m² as Clの海塩を付与し、13,000h試験した後に撮影した試験片表面の写真である。いずれの試験片においても錆の発生もき裂の発生も認められないため、100以上においてはSCCが発生する可能性は極めて低いことが示された。

次に領域2においては前述の通り、図7-1-6に示されるような表面相対湿度の時間変化が生じる。図中における海塩が濡れる積算時間（濡れ時間）を求め、5-3節の図5-3-6に示したような長時間SCC試験によるSCC破断時間と比較し、SCC破断時間が濡れ時間を上回ることが確認できれば領域2においてSCCが発生する可能性は極めて低いものと推定される。なお、試験片の板厚が2mmであるので、試験片破断時間はSCC発生時間と工学的にはほぼ同等であるとみなすことができる。今後、濡れ時間の試算と、図5-3-6よりも長時間のSCC試験データを取得することによって評価を進める予定である。

最後にSCCが発生しなくなる領域3の上限温度の評価について述べる。SCCは塩化物による孔食もしくは海塩粒子および堆積物によるすき間腐食が起点となって生じるものと考えられる。いずれの現象についても、それらが発生する化学的ポテンシャルのしきい値がある。金属試験片に塩化物溶液中でバイアス電圧を印加する試験を行えば、孔食が発生する電位もしくはすき間腐食が発生する電位（すき間腐食再不動態化電位）を求めることができる。一方、キャニスタ表面などの大気中にある金属表面は表面電位を計測すれば化学的なポテンシャルを知ることができる。つまり、図7-1-7に示すように、孔食電位、すき間腐食電位および表面電位を、温度をパラメータとして取得し、表面電位が孔食電位またはすき間腐食電位を下回る温度が得られれば、それ以下の温度

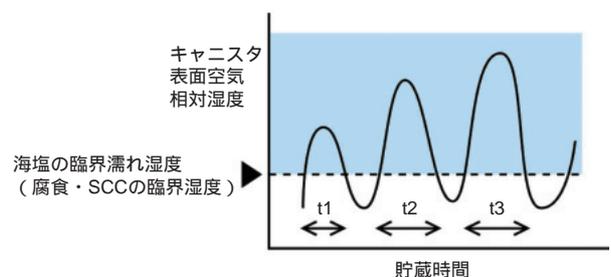


図7-1-6 領域2において試験片表面が濡れる時間

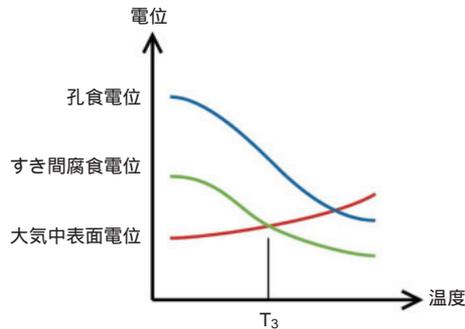


図7-1-7 領域3の上限温度 T_3 を決める考え方

ではSCCの起点となる腐食が発生せず、SCCも発生しないと云える。現在のところ、5-3節で図5-3-1に示したように、孔食電位の温度依存性は取得した。今後、すき間腐食電位および大気中における表面電位を取得し、これらを比較することによってSCCが発生しなくなる上限温度を評価する予定となっている。

7-1-2 塩分付着解析・試験

キャニスタのSCC評価のアプローチでは、7-1-1項に示されているように、どの程度の塩分が付着すると発錆するか、また、SCCのき裂がどの程度の時間で、進展していくかを評価する方法とキャニスタ表面にどの程度の塩分が付着していくかを評価する方法の両方が必要となる。以下に、 T_3 についての今後の進め方について、記述する。

(1) 貯蔵施設の飛来塩分環境

日本では、使用済燃料の輸送が船で行われることから、中間貯蔵施設の立地は、海岸近くになることが予想される。中間貯蔵施設は、コスト低減を図るため、自然空冷方式の採用が計画されており、海からの風によって運ばれてくる海塩粒子は、貯蔵建屋内に入り込む。海塩粒子の飛来については、これまで、“塩害”や気象の分野で研究が進められてきた。塩害の対象となってきたのは、主に農業や土木（コンクリート構造物や橋梁など）¹⁾、電気設備（碍子など）、鋼構造物の腐食やSCCである。

海塩粒子とは、主として、海で風と波との相互作用で生成された海塩の微粒子で、大きさは乾いた核の径で10 μm 程度以下である²⁾。この粒子は、相対湿度が75%より高いときは溶液滴の状態で存在するが、75から

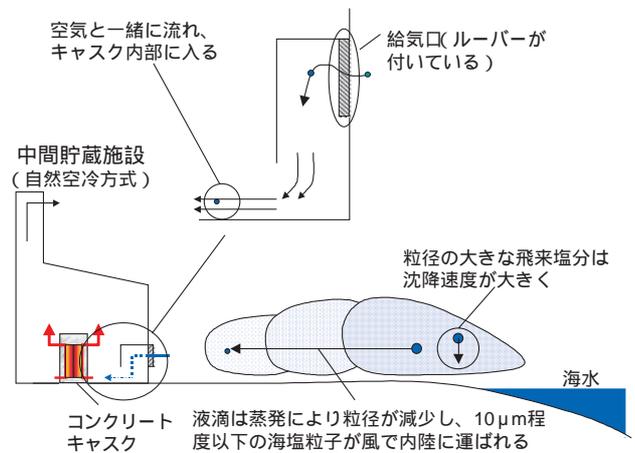


図7-1-8 海塩粒子の挙動の概念図

30%程度までは、過飽和溶液滴、または、乾いた塩粒として存在する。岸壁や防波堤などでは、1 mmを超えるような飛沫も発生するが、これらの粒子は沈降速度が大きいため、ほとんどがすぐに地面に落下する。一方、10 μm 程度以下の粒子は、沈降速度が小さく、風と一緒に内陸まで運ばれる。従って、貯蔵施設内に侵入することが予想される海塩粒子は、この10 μm 程度以下の粒子が対象である(図7-1-8)。

従来の塩害評価の手法は、大きく以下のように区別される。

対象物に付着した塩分量を実際に測定する

気中の塩分量を測定する

解析により飛来塩分量を予測する

については、例えば、橋梁や碍子、発電所の配管等で、実際に付着塩分量が測定されている。これらの対象物は、一般に、屋外に設置されている場合がほとんどで、雨によって付着した塩分が洗い流されることの影響が含まれる。また、気中塩分量や気象条件（風速、温度、湿度等）との相関が明確ではなく、塩分付着の履歴（例えば、途中で洗浄や塗装が行われたりすること）も長期に亘って記録されているケースは観られない。については、ガーゼ式³⁾や土研式⁴⁾と呼ばれる計測器を使っての現場計測が数多く実施されている。これらの測定でも、気象条件との相関が明確でないものが多いが、の解析の検証用データとしては有益である。特に、最近、電中研が開発したエジェクタ式気中塩分計(図7-1-9)は、捕集効率が高く、今後、いろいろな地点での計測データの蓄積を図っていくことが望まれる⁵⁾。



図7-1-9 エジェクタ式気中塩分計

、 の欠点を補う意味でも、 は重要である。解析は、主に拡散方程式を解くもので、最近では、地形や障害物の影響を考慮した3次元解析も行われている。電中研でも、塩分飛散予測モデルを開発し、上述のエジェクタ式気中塩分計の計測結果による検証を進めている⁽⁵⁾。著者らの研究では、貯蔵建屋給気口外側での気中塩分の条件を、本解析モデルによる解析で決定する。

貯蔵建屋の給気口から進入する気中塩分濃度は、建屋内に入っても、変化は少ないものと予想される。従って、コンクリートキャスク給気口での気中塩分濃度も、保守性を考慮し、貯蔵建屋給気口外側での条件を使うことが妥当であろう。

(2) コンクリートキャスク内の飛来塩分環境

コンクリートキャスクは、収納した使用済燃料の崩壊熱を自然空冷で除去する方式で、給気口から流入する空

気がそのままキャニスタ表面と接触して熱を取り去る。従って、流入する空気が海塩粒子を含む場合には、海塩粒子がキャニスタ表面に衝突し、ある確率で付着することになる。従来の研究では、評価対象に対して、その周囲の気中塩分濃度と付着割合の関係が明らかにされていない。付着割合は、付着面近傍での流れに大きく影響を受けるため、熱流動評価と連動させた評価が必要である。しかし、これまでの塩害評価で対象としてきた構造物が比較的大きな構造物であったことから、局所的な流動と付着塩分との関係を明らかにした事例はほとんど見られない。流れと粒子の付着（あるいは蓄積）の観点からは、混相流の分野で、液滴や粉体の噴霧流、あるいは、配管や炉内の二相流として、これまで多くの研究が実施されている。従来の研究と、コンクリートキャスク内の流動場での相違点として、流れが自然対流であることと、対象物であるキャニスタ表面が高温であることが挙げられる。キャニスタの側面では、表面近傍に流れの境界層が存在し、この領域内では、高温で流速の速い流れとなっている。図7-1-10に、4-2節に示した実験で得られたキャニスタ表面温度と発熱量の関係を示す。SCC評価では、温度が100以下に下がって水分が存在する状態が問題となる。図を見てわかるように、貯蔵末期の発熱量10kWでは、キャニスタ底部付近で、100を下回る部位が発生している。キャニスタ底部付近には溶接箇所が存在するため、この部分が最もSCCの発生が懸念される箇所である。塩分付着の観点からは、貯蔵初期の100を超える状態から蓄積が始まるものと予想されることから、付着割合のデータは、100を超える高温領域でも取得する必要がある。

コンクリートキャスク内の環境条件として、もう一つ

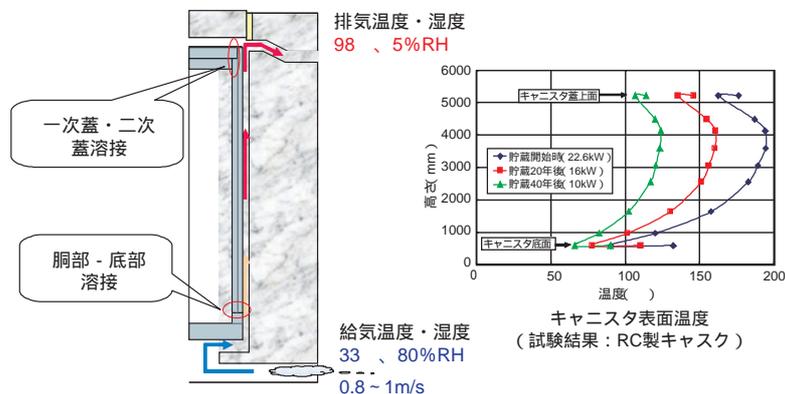


図7-1-10 RC製キャスクの冷却空気およびキャニスタ表面温度条件

湿度条件が挙げられる。4-2節で述べられている通り、実験結果から給排気口の空気温度差は、RC製キャスクの場合、65 となっている。この条件で、入口空気の湿度を80%RHとすると、出口では5%RHとなる。この数字から明らかなように、流路内は非常に乾燥した状態である。

(3) 付着塩分量測定試験・解析

キャニスタ表面への塩分付着量を予測する手法を構築するため、試験および解析を実施する。試験装置の概念図を図7-1-11に示す。

装置は、簡易風洞、ブローア、温湿度調節器、試験片加熱ヒータ、塩水噴霧器等から構成される。試験では、風洞を流れる空気に塩水を噴霧することにより、空気中に一定量の海塩粒子を含ませ、風洞の下流に設置した試験片上に付着する塩分量を測定する。試験パラメータは、以下の通りである。

- ・試験片(材質、表面粗さ)
- ・雰囲気温度
- ・風洞設置角度(水平・垂直)
- ・吹き付け流速・角度
- ・試験片温度
- ・試験時間
- ・塩分濃度

本試験は、現在、実施中である。さらに、次のステップとして、実物大コンクリートキャスクあるいはセクタモデルを使用して、給気口から海塩粒子を含んだ空気を流入させ、キャニスタ表面に付着する塩分量を測定する試験も計画中である。

一方、並行して、塩分付着量を評価するための解析を実施し、予測手法の構築を行う。解析は、4-4節で述べ

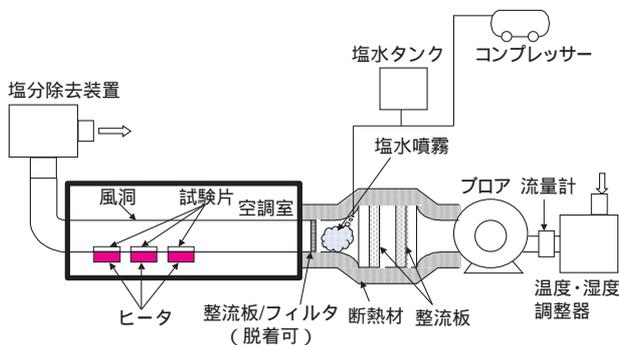


図7-1-11 塩分付着試験装置の概念図

られているコンクリートキャスクの熱流動解析に、海塩粒子の壁面への衝突・付着を組み合わせたモデルとする。海塩粒子の付着割合は、上記の試験で得られた条件を与え、試験結果を使って検証を行いつつ、解析手法を構築していく予定である。

7-1-3 塩分流入対策技術の開発

コンクリートキャスクでは、自然空冷により、冷却空気をキャスク内部に取り込み、除熱が行われるシステムが採用されている。コンクリートキャスクが収納される中間貯蔵施設においても、自然空冷で、給気口より冷却空気を取り込まれることになるが、施設が海岸近辺に立地された場合、冷却空気に海塩粒子が含まれている可能性があり、その塩分がコンクリートキャニスタ内のキャニスタ表面に付着した際、SCCを発生させることが懸念される。

SCCの発生を防止するためには、キャニスタ表面に付着する塩分濃度がSCCの発生に対する限界の表面付着塩分濃度を超えないようにする必要がある。これに対して、当所では、図7-1-12に示すように、電中研で開発したコードにより、海岸から施設までの飛来塩分の粒径および個数密度の評価を行っている。また、7-1-2章で述べた様に、キャニスタ表面である加熱面にどれだけの塩分が付着するかを実験および解析から定量的に評価することを計画・実施している。

ここでは、中間貯蔵施設内への塩分流入を低減する対策を考案し、その効果を定量的に評価することを目的としている。

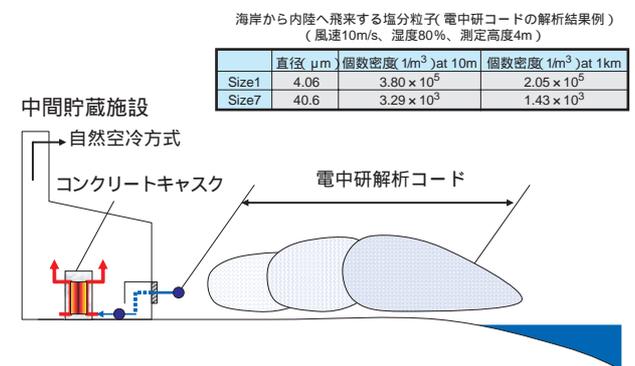


図7-1-12 中間貯蔵施設への飛来塩分量

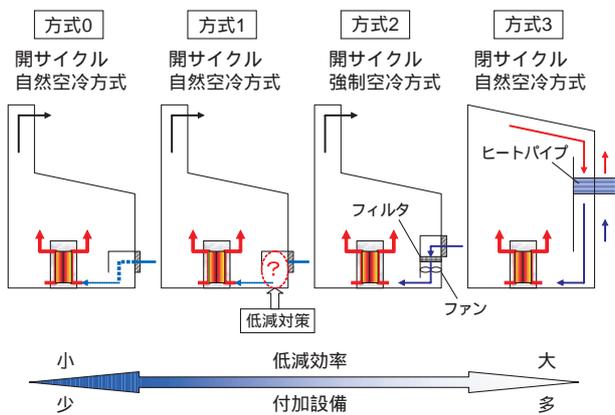


図7-1-13 中間貯蔵施設としての塩分流入対策

(1) 中間貯蔵施設としての塩分流入対策方式

中間貯蔵施設が海岸近辺に立地された場合、施設内への塩分流入の低減対策としては、図7-1-13のような方式が考えられる。方式0は、従来の方式であり、特に対策を施さないものである。方式1は、施設の給気口に塩分流入を低減させる対策をほどこすが、冷却空気は、従来通り、自然冷却方式を採用するものである。方式2は、給気口にフィルタを設置するものであり、この場合は、フィルタ部の圧力損失が大きくなるため、施設内に冷却空気を取り入れるには、ファンを使った強制冷却方式になる可能性が大きい。なお、ファンを使用する場合は、ファンの停止時における安全性の確保も問題となる。方式3では、ヒートパイプを用いた閉サイクル型の自然冷却方式であり、施設内への塩分の流入は、ほとんどないが、設備が大掛かりとなるとともにヒートパイプのメン

テナンスの必要性が発生する。

図中、左から右の方式になるほど、塩分低減効果は、高まるものの設備コストの増大が考えられる。

本研究では、コストおよび安全性の面から、開サイクル方式、自然空冷を検討の前提条件として、上記の方式0～方式3の中から方式2を対象に検討をすすめることとする。よって、この方式で求められる条件としては、圧力損失が少ない、低コスト(ランニングコストも含む)、設備が小規模、設備構造が単純、メンテナンスの容易性が技術的な課題として挙げられる。

(2) 既往技術

一般施設への粉塵除去には、これまでにいろいろな方式が使用されている。表7-1-1は、これらをまとめたものである。工場・エンジン等の排出ガスから粉塵・有害物質を除去、クリーンルーム等にとり入れる空気から粉塵(海塩粒子を含む)・有害物質を除去するためのものであり、ほとんどのものが強制循環方式で、自然循環方

表7-1-1 粉塵除去の主な方式

		圧力損失 (mmAq)	分離限界粒径(μm)
乾式	フィルタ	150～250(バグフィルタ)	0.1～0.3
		20～100(充填層式)	0.03～10
	慣性集塵	50～300	10～30
	遠心力集塵	100～300(サイクロン)	3～10
	重力集塵	20	50
乾式/湿式	電気集塵	20～50	0.2～0.4
湿式	スクラパー	100～300	0.7～3

出典：化学工学便覧

表7-1-2 海塩粒子除去の例

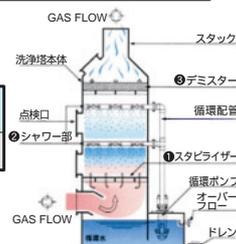
海塩粒子フィルタの例

()内は、最終圧力損失

メーカー名	形状(縦×横×厚さ) mm	ろ材	捕集効率 (%)	定格流量 (m³/min)	圧力損失 (Pa)
1 日本ケンブリッジフィルタ	610×610×292	グラスファイバ	90 60	56	98(343) 78(245)
2 アクシクリーンエアソリューション	610×610×30	エレクトレット複合不織布	90	20	52(200)
3 ミドリ安全	610×610×290	グラスペーパー	95	56	108(324)
4 ニッタ	610×610×150		98	56	95(300)

スクラパーの例

メーカー名	形状(縦×横×厚さ) mm	捕集効率 (%)	定格流量 (m³/min)	圧力損失 (Pa)
1 協和化工	2730×1310×3600	80～90	51～80	300



式のもの、あまり例がない。

特に、海塩粒子の除去例については、表7-1-2に示すような、フィルタを使うものやスクラバー方式が採用されているが、いずれも圧力損失が大きいものしか採用された例がない。

(3) 塩分流入対策案

本研究では、前述したように、低コストで圧力損失の小さい塩分流入低減装置の開発を目指している。しかし、従来技術では、これを満たすものが無いために、新たな流入塩分低減対策方法を提案し、定量的な評価を行うことを目標としている。

図7-1-14は、貯蔵施設の給気口に設置する流入塩分低減装置案の一例である。

一つの方法としては、給気口から流入する塩分を含んだ空気に水を噴霧して、塩分を低減する方法である。また、他の案としては、低圧力損失のフィルタの開発である。

なお、試験では、図7-1-15に示す様な一定濃度の塩分を含んだ空気を発生させることができるダクト内に上で述べたような流入塩分低減装置を組み込み、ダクト形状(長さ、流路高さ等)、水の噴霧方式および噴霧量、流入空気流速、流入空気に含まれる塩分濃度をパラメータとして、ダクト通過前後での塩分低減量および圧力損失

を計測・評価することにより、最適な塩分低減装置を提案することとしている。

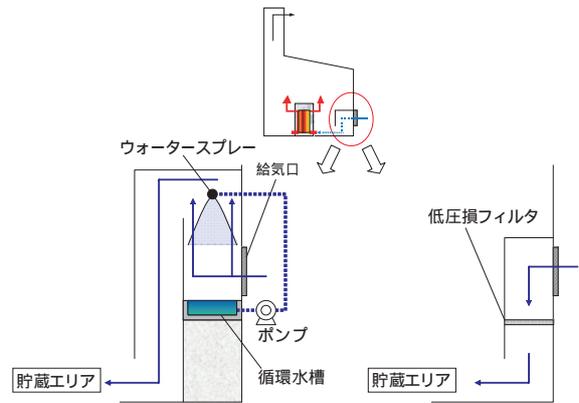


図7-1-14 塩分流入対策案

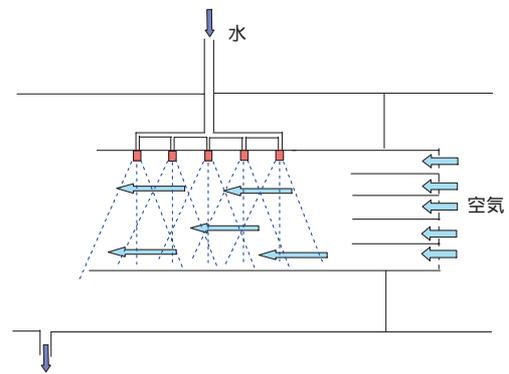


図7-1-15 試験例

7-2 コンクリートキャスク長期健全性実証試験

わが国では、中間貯蔵期間は40～60年とされており、コンクリートキャスクの長期健全性が問題となる。コンクリートは原子力施設の遮蔽材として、古くから使用されており、コンクリートの経年劣化に関する研究は1940年代から行われており、最近5年間でこの種の研究が増加している。米国アイダホ国立研究所には1990年以来、約15年間、使用済燃料貯蔵を続けているコンクリートキャスク(VSC-17)がある。VSC-17型コンクリートキャスクは、ロッドコンクリートソリデーションされたPWR型使用済燃料集合体17X2体分の使用済燃料を貯蔵している。当所は、アイダホ国立研との共同研

究により、本コンクリートキャスクの経年劣化を調査・試験している。

(1) 文献調査⁽¹⁾

コンクリートの照射劣化には二つのメカニズムがある。第一は照射による材料の物性変化であり、材料の結合を壊すものや材料の脆化をもたらすものである。第二のメカニズムは、照射による局所的な温度上昇である。照射量が50年間で、 10^{10} n/cm²以下の中性子や 10^{10} Rad以下のガンマ線によるコンクリートへの影響は無視できようである。このことは、ASMEやANSIの出版物により支

持されている。100年以上の照射効果は研究されていない。より、高い照射量の影響は不明確で異なる結果が報告されている。ある種のコンクリートは 10^{10}n/cm^2 以上の中性子照射により、圧縮強度や引張強度が低減させる可能性がある。その影響は、中性子のエネルギースペクトルやコンクリートの成分に依存する。 10^{20}n/cm^2 の中性子や 10^{10}Rad 程度の高照射によるコンクリートの圧縮強度や引張強度の低減及び容積の大幅な増加が報告されている。これは、骨材の膨張とセメントペーストの収縮による。これらの結果が、加熱と水分喪失または直接的な照射効果によるものか否かは不明である。コンクリートを高温度に長期間さらした場合、圧縮強度の低減、弾性係数・クリープ抵抗・伝導度・拡散係数の変化をもたらす。劣化の閾値は95であり、その影響は、温度と時間の増加とともに増加する。急激な温度上昇や熱的サイクルはコンクリートの重大な劣化をもたらす。

(2) VSC-17型コンクリートキャスクの目視検査⁽¹⁾

除熱のための空気の流路となる部分及びキャニスタの支持構造物に、顕著な経年劣化は観察されなかった。本キャスクの除熱空気流路部分の中性子フラックスは 10^3mR/hr であった。この線量値及び真夏に測定された空気流路部分の温度の組み合わせを考慮しても、コンクリートの放射線分解または熱的乾燥は考えられない。小

規模な表面ひび割れがまばらに観察された以外に目立った劣化は無いことが、この考えを支持している。

(3) 温度測定、シュミッドハンマー試験、超音波試験⁽²⁾

キャスク全体の温度測定の結果、大きな変化は無い。このため、熱伝達は比較的均一で、高温度が排気口で測定される。遮へい部材の変化による温度の不連続点も無かった。シュミッドハンマー試験データのバラツキは少ない。一部の排気口の下部に遮へいのホットスポットが観察されているが、これまでの超音波試験の結果では、製造時の不具合によるものと考えられている。この部分にコンクリートが十分に充填されなかった可能性が高い。



図7-2-1 コンクリートキャスクの非破壊検査の様子

7-3 コンクリートキャスクの耐震試験

7-3-1 目的

長期の貯蔵期間中に地震を経験することが予想される貯蔵容器は、バスケット、燃料等の間に複数のガタを有する系であり、また今後建屋に固縛しない自立設計の貯蔵容器も想定されている(図7-3-1参照)。

一方、これまでの強震時における貯蔵容器の応答に関する評価事例については、相似則を適用したスケールモデルによる振動試験や、燃料・バスケットのガタを考慮しない貯蔵容器単体モデルによる解析が実施されており、燃料の挙動まで評価した事例は少ない。

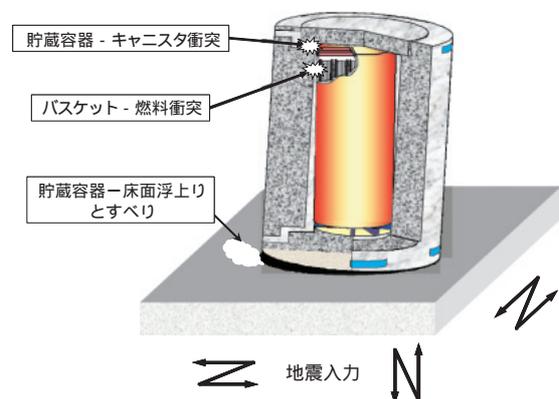
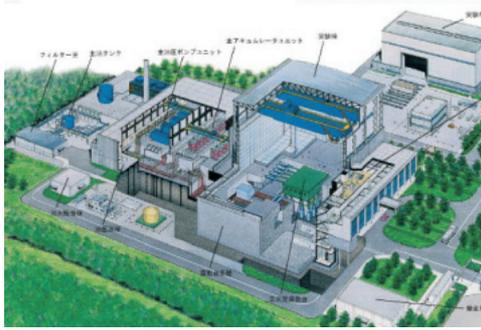


図7-3-1 地震時における貯蔵容器のガタ系の挙動



[施設鳥瞰図]

所在地	兵庫県三木市
最大搭載質量	1,200 t
搭載面積	20m × 15m
駆動方式	アキュムレータ蓄圧 / 電気油圧制御
加振方向	水平垂直同時3軸
最大速度	水平 200cm/s 垂直 70cm/s
最大加速度	水平 900cm/s ² 垂直 1500cm/s ²
最大変位	水平 ±100cm 垂直 ±50cm

図7-3-2 E-ディフェンスの主な仕様

本試験では、実規模大の使用済燃料貯蔵容器を用いて、大型三軸振動台によるバスケットや燃料のガタ系における相互作用を考慮した振動試験を実施し、燃料集合体のガタ振動時の特性や複数の燃料集合体の応答位相差による群効果を明らかにする。

耐震用試験体の製作

耐震試験で使用する実規模大貯蔵容器（コンクリートキャスク）、振動試験用模擬燃料集合体（PWR, BWR）貯蔵施設床モデル等の設計・製作を実施する。

三軸大型振動台による振動試験

振動試験は、文部科学省管轄の防災科学技術研究所の大型三軸振動台（実大三次元振動破壊実験施設「通称：E-ディフェンス」：図7-3-2参照）を用いて実施する。

実規模大貯蔵容器地震時応答評価

振動試験結果に基づき、地震時における貯蔵容器や内部収納物（燃料集合体やバスケット等）の挙動を把握し、複数の燃料集合体の応答位相差による群振動の影響や燃料集合体のガタ振動時の特性を明らかにする。

7-3-2 試験行程

図7-3-3に、耐震試験の実施フロー（平成16年度～

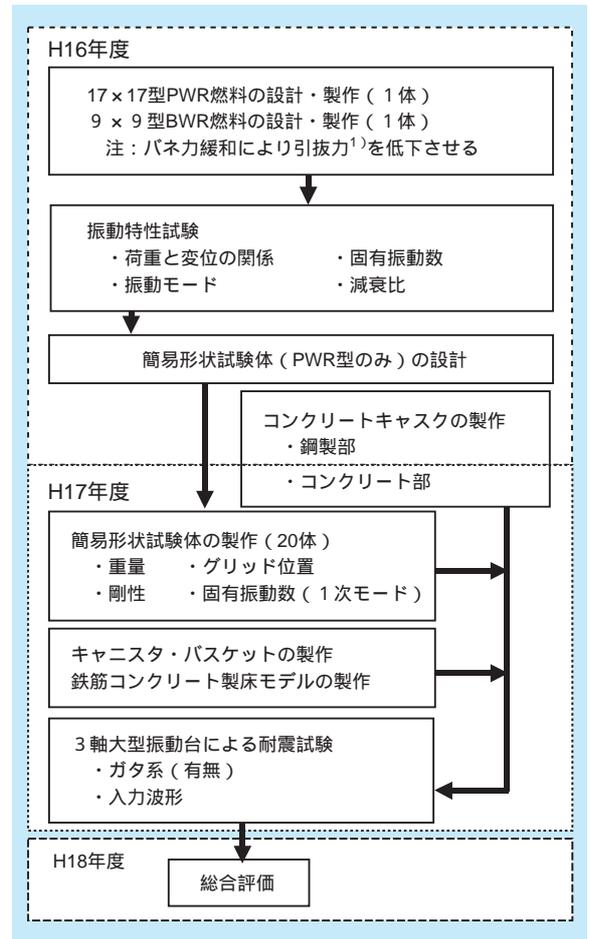


図7-3-3 耐震試験の実施フロー

平成18年度までの3カ年）を示す。E-ディフェンスを使用した振動試験は、平成17年度に実施する。

7-3-3 耐震用試験体

本試験では、第4章で検証を行ったコンクリートキャスクの仕様を参考にして、実規模大の使用済燃料貯蔵容器や模擬燃料集合体を製作する。

(1) 耐震試験用PWR 模擬燃料集合体

ペレット以外は実機相当の構成品を用いた17×17型実尺模擬燃料集合体モデル1体（図7-3-4参照）と等価模擬燃料体20体（図7-3-5参照）を製作する。

実尺模擬燃料集合体モデルのペレットは、二酸化ウランの代わりに重量と形状を模擬した鉛・アンチモンペレットを使用する。さらに、グリッドセルのリサイズを行い、グリッドバネ力を使用済燃料相当（目標緩和率15～20%）に低減する⁽¹⁾。

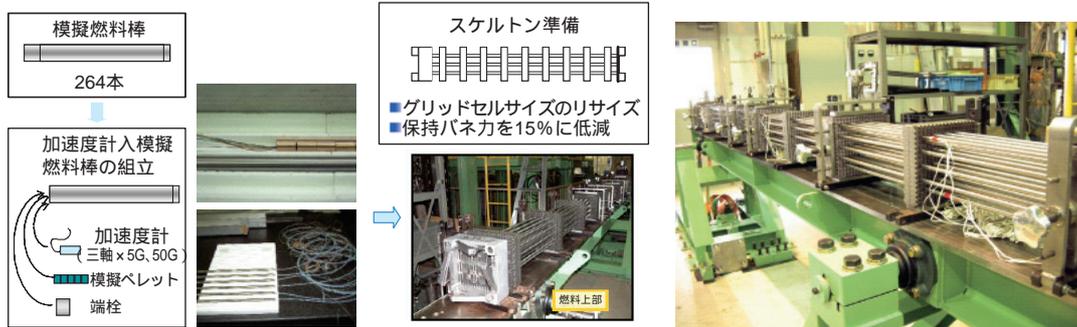


図7-3-4 PWR実尺モデルの製作

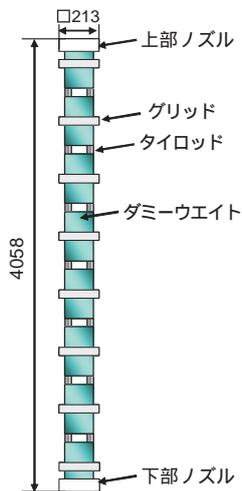


図7-3-5 等価模擬燃料体の基本構造

等価模擬燃料体については、上下部ノズルを固定条件とした際の一次固有振動数と等価とするように剛性や質量分布を決定する。すなわち、グリッドスパン毎の重量をグリッド位置に集中質量として燃料中心軸に配置し、全体の曲げ剛性は、外周部コーナーに配置した中空鋼管のタイロッドで保持し、直径や肉厚で固有振動数を調整した。なお、横方向の剛性は無視した。

(2) コンクリート製貯蔵容器

貯蔵容器の主な仕様は、下記のとおりである。

寸法：貯蔵容器部：外径 3.9/内径 1.8 × 高さ 5.3m

底部：外径 3.9 × 高さ 0.5m

鉄筋種類/サイズ：SD345/D25

鉄筋位置：内外周筋、内外縦筋

コンクリートかぶり：60mm

コンクリート種類：低熱セメント

コンクリート設計基準強度：24Mpa

底面の摩擦係数の影響を評価するため、底部の円板スラブは着脱式とし、接触面は2材料（鋼材とコンクリート）とした。また、給排気口等の詳細は省略した。

キャニスタ衝突時の衝撃力や滑り量を測定するため、貯蔵容器内面の鋼製ライナー部の側板や底板間に渦電流変位計やロードセルを設置した。

(3) キャニスタ

キャニスタの寸法は、外径 1638mm、高さ 4453mm（キャニスタ吊具を除く）であり、重量は単体重量約 13 トン、（PWR 燃料集合体 21 体装荷時 約 27 トン）である。主要部品の材質は、本体はステンレス鋼、バスケットはアルミ、蓋は炭素鋼であり、蓋部構造は簡略化し、ボルト止め構造とした。

バスケットは、押出成形で製作した中空状のアルミ板を格子状に組み上げた構造とし、バスケット格子内に渦電流変位計・ひずみゲージを埋め込み、燃料集合体の挙動を計測する。

図7-3-6に、キャニスタの仕上がり状況を示す。

(4) 貯蔵施設床モデル

耐震試験に使用する貯蔵施設の床を模擬した鉄筋コンクリート床版の主な仕様は、下記のとおりである。

寸法：8 × 8 × 0.8m



図7-3-6 キャニスタの仕上がり状況

鉄筋種類/サイズ：SD345/D22
 鉄筋位置：上・下面
 長辺・短辺方向：ピッチ 200mm
 コンクリートかぶり：100mm
 セメント種類：低熱セメント
 設計基準強度：24Mpa

7-3-4 試験計画

(1) 試験項目

表7-3-1に、耐震試験の実施項目を示す。

表7-3-1 耐震試験の実施項目

I 燃料集合体振動特性試験 ・無負荷状態の振動台の特性把握 ・燃料集合体単体の振動特性の把握	安全評価で使用する解析ツールへの入力データの根拠
II 摩擦特性試験 ・容器底部の摩擦特性評価	
III キャニスタ耐震試験 ・キャニスタの転倒挙動評価 ・燃料とバスケットのガタ衝突による相互作用に係わる応答特性評価	金属キャスクに動的地震力が作用した場合の収納物の健全性評価 ・固縛要否の判定基準の設定 ・燃料健全性の評価基準
IV CFS製キャニスタ耐震試験 V RC製キャニスタ耐震試験 ・350ton載荷状態の振動台の特性評価 ・底面の摩擦特性の影響評価 ・固縛/非固縛状態のキャスクの応答評価 複層のガタ系の影響が貯蔵容器全体の浮上り挙動や燃料健全性に及ぼす影響評価	コンクリートキャスクに動的地震力が作用した場合の収納物の健全性評価 ・固縛状態の貯蔵容器の挙動評価 ・複数のガタ系の影響が燃料健全性に及ぼす影響 ・底板の材質（摩擦係数）が転倒挙動に及ぼす影響

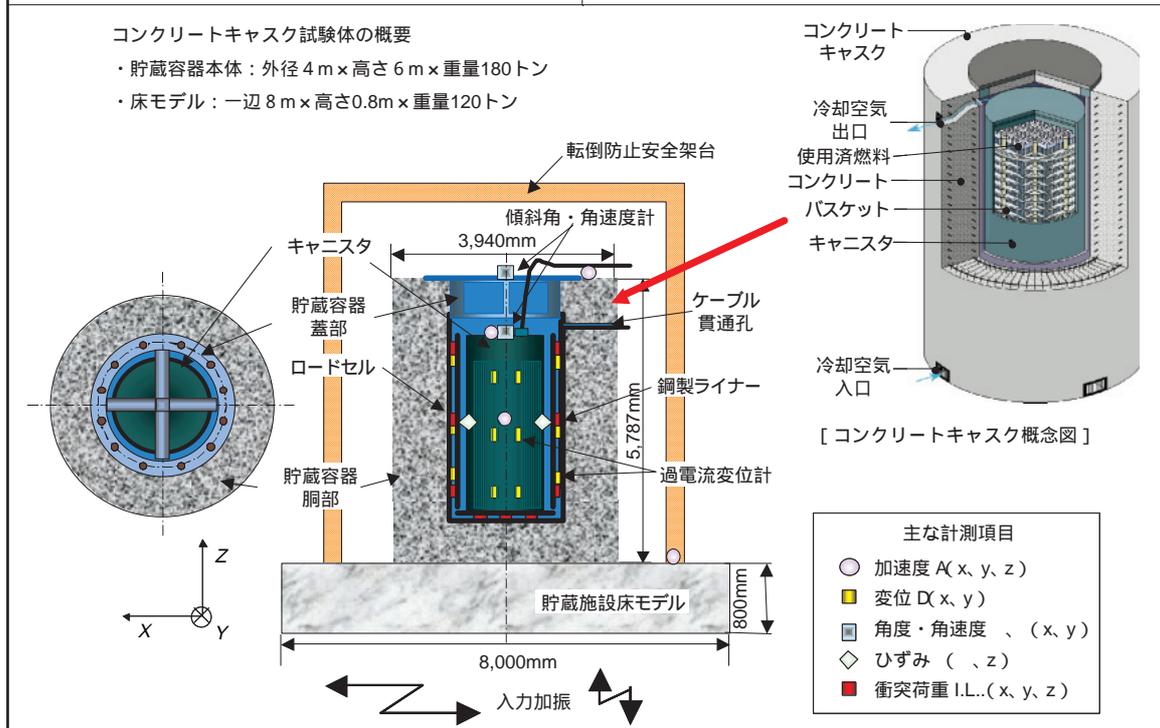


表7-3-2 試験条件

ケース	確認事項	ガタ (× : 無、 : 有)			燃料 体数	入 力		
		燃料 - バスケット	キャニスタ - 貯蔵容器 (又は床)	貯蔵容 器 - 床		波	方向	レベル (倍)
I	燃料集合体振動 特性試験		1*	ランダム波 正弦波 人工波 観測波	Y Y、Z X、Y、Z	1/2、2/3、1 1.4 (裕度確認)
II	摩擦特性試験	正弦波	Y	加速度一定
III	キャニスタ耐震試験 (浮上限界・転倒限界)			...	21	ランダム波 正弦波	Y Y、Z	1/2、2/3、1
IV V	コンクリートキャスク 耐震性評価 (浮上限界・固縛力)					人工波 観測波	X、Y、 Z	1/2、2/3、1 1.2 (裕度確認)

主な試験の実施項目は、下記のとおりである。

- I 燃料集合体振動特性試験
- II 摩擦特性試験
- III キャニスタ耐震試験 / 転倒試験
- IV コンクリート充填鋼板製キャスク耐震試験
- V 鉄筋コンクリート製キャスク耐震試験

(2) 測定項目

ガタ衝突時にキャスク各部に生じる加速度や、加震時における貯蔵容器やキャニスタのロッキング角速度や角度をジャイロセンサにより計測する。また、貯蔵容器内でのキャニスタのガタ衝突による衝撃力やすべり変位を測定するため、支持レールと支持板に、ロードセルや軸力ボルト、ならびに渦電流変位計を設置した。また、バスケットセル内にも渦電流変位計を設置し、バスケットセルと燃料集合体との相対距離を測定した。試験データの収録サンプリング周波数は2kHzである。

(3) 試験条件

表7-3-2に、試験条件を示す。加振波については、ランダム波(0.2～30Hz、40秒)、正弦波掃引(3.2Hz/minで10Hzから0.4Hzまでのスイープダウン)、観測地震波

(El Centro, JMA神戸)人工地震波とした。人工地震波は、「震源を事前に特定できない地震の考え方と地震動の策定について」(原安委：原子力発電耐震設計専門部会 地震・地震動WG)に基づき作成した。

7-3-5 今後の予定

図7-3-7に、試験の実施状況を示す。平成17年10月上旬に試験を終了する予定である。



図7-3-7 試験の実施状況

お わ り に

地球工学研究所長 研究参事 当麻 純一



「巻頭言」で述べられた、原子力発電や中間貯蔵の必要性が、当所の重点課題研究「リサイクル原子燃料等の貯蔵の技術開発」の背景となっている。その中で、コンクリートキャスク貯蔵に関する研究成果を本レビューにまとめた。コンクリートキャスク貯蔵は米国等で実用化しているが、沿岸立地し、地震が多いなど、わが国固有の事情により、そのままでは、実用化できない。これを踏まえた研究成果を、コンクリートキャスク貯蔵技術 経済的な中間貯蔵技術実用化への挑戦 と、銘打って、まとめた。

本研究には、当所がこれまで実施してきた金属キャスクの輸送・貯蔵技術に関する研究に、コンクリート工学という土木工学的センスが必要とされた。これは、私どもが得意とする分野であり、地球工学研究所が中核となり、原子力技術研究所、材料科学研究所、社会経済研究所などの専門的知力を結集したプロジェクト体制が生まれ、当所の総合力が発揮された。また、実際の使用済燃料を用いた試験研究などでは、海外研究機関との共同研究を通して、所要のデータを取得した。

本研究に対する社会からの期待に応えるために、国や電気事業との密接な連携の下、本研究は推進・実施された。本成果が、わが国におけるコンクリートキャスク貯蔵の実用化のお役に立つことを切望している。今後とも、皆様方のご指導・ご鞭撻をお願いしたい。

引用文献・資料等

第1章

1-1

- (1) 三枝他「原子力発電所構内キャスク貯蔵の検討」電力中央研究所総合報告 No.U27、(財)電力中央研究所(1993)
- (2) 「原子燃料サイクルバックエンドの確立に向けて」電中研レビュー第40号、(財)電力中央研究所(2000)
- (3) 原子力委員会新計画策定会議「原子力政策大綱(案)」available at: <http://aec.jst.go.jp/jicst/NC/tyoki/bosyu/050729/taikou.pdf>
- (4) 長野「不確実性を考慮した使用済燃料貯蔵需要評価」研究報告 No.Y03001、(財)電力中央研究所(2004)
- (5) 長野「使用済燃料貯蔵需要の展望とコンクリートモジュール貯蔵の役割」平成15年度原子力部門研究発表会予稿集、(財)電力中央研究所(2003)

1-2

- (1) U.S. Nuclear Regulatory Commission “NRC Information Digest: 2002 Edition” NUREG-1350, Vol.14 (June 2002)

1-3

- (1) (財)原子力安全研究協会「コンクリートキャスク貯蔵方式を中心としたキャニスタ系使用済燃料中間貯蔵施設の安全設計・評価手法について」pp6-1-6-4(2002)
- (2) Funke, T. and Diersch, R. “The use of the CONSTOR cask concept for light water reactor fuel” Proc. PATRAM 2004, Berlin, Germany, Sept.20-24(2004)
- (3) Lambert, R.W., Zabransky, D.K. and Massey, J.V.: “Evaluation of Comparative System Economics and Operability of Concrete Casks for Fuel Storage” Proc. Waste Management(1992)

第2章

- (1) Wataru, M., Saegusa, T., Shirai, K. et al “Demonstration Tests on the Full-scale Concrete Casks” Proc. Int'l. Seminar Interim Storage of Spent Fuel, ISSF 2003, Tokyo, CRIEPI-INMM(2003)
- (2) 三枝、大西、吉村、丸岡、藤原、広瀬、白井「使用済燃料貯蔵施設構造規格の概要」機械の研究、第56巻、第5号、pp551-561(2004)
- (3) 白井ほか「コンクリート強度のひずみ速度依存性の定式化 - 評価式の提案と温度(150以下)の影響評価 - 」電中研 研究報告U02060(2003)
- (4) 新井、黛「使用済燃料コンクリートキャスク貯蔵用キャニスタ候補材の破壊じん性特性、電中研 依頼報告T01516(2002)及び
同上「使用済燃料コンクリートキャスク貯蔵用キャニスタ候補材の破壊じん性特性の温度依存性」電中研 依頼報告T02531(2003)
- (5) 関西電力(株)冊子「リサイクル燃料備蓄センターについて 発電後の燃料はリサイクルできるエネルギー資源です。」(2001)
- (6) (財)原子力安全研究協会「コンクリートキャスク貯蔵方式を中心としたキャニスタ系使用済燃料中間貯蔵施設の安全設計・評価手法について」(平成14年)
- (7) 岸谷孝一、嵩 英雄、押田文雄、大野定俊「300 の高

温にさらされたコンクリートの性状に関する実験的研究」セメント・コンクリート、No.444、Fe4b.1984、(社)セメント協会

- (8) 白井孝治他「コンクリート強度のひずみ速度依存性の定式化 - 評価式の提案と温度(150)の影響評価 - 」電力中央研究所報告U02060(平成15年4月)

第3章

3-1

- (1) 白井孝治「コンクリートキャスク方式使用済燃料貯蔵施設」コンクリート工学、Vol. 42、No.9、pp28-31(2004)
- (2) 松村卓郎、白井孝治、三枝利有「コンクリートキャスクの実用化研究 - 鉄筋コンクリートの塩害評価法の開発 - 」電力中央研究所報告N04032(2005.6.)
- (3) 松村卓郎、白井孝治、三枝利有「コンクリート中の塩化物イオン拡散係数に与える温度の影響」、材料、Vol.52、No.12(2003.12.)
- (4) C. L. Page, N. R. Short and A. El Tarras “Diffusion of Chloride Ions in Hardened Cement Pastes” Cement and Concrete Research, Vol.11, No.3, pp395-406(1981)
- (5) Seishi Goto and Della M. Roy “Diffusion of Ions Through Hardened Cement Pastes” Cement and Concrete Research, Vol.11, pp751-757(1981)
- (6) R. J. Detwiler, K. O. Kjellsen and O. E. Gjorv “Resistance to Chloride Intrusion of Corrosion Cured at Different Temperatures” ACI Materials Journal, Vol.88, No.1, pp19-24(1991)
- (7) 土木学会「コンクリート標準示方書「施工編」」平成11年版(1999)
- (8) 日本コンクリート工学協会「リハビリテーション研究委員会報告」(1998.10)
- (9) 土木学会「コンクリート標準示方書「施工編」」2002年版(2002)

3-2

- (1) 白井孝治「コンクリートキャスク方式使用済燃料貯蔵施設」コンクリート工学、Vol.42、No.9、pp28-31(2004)

3-3

- (1) 日本建築学会「建築工事標準仕様書」同解説JASS5N(第3版)(2001)
- (2) H. Nishitani and Mori, K. “Influence of supporting conditions on stress intensity factors for single-edge-cracked specimens under bending” Tech. Reports of the Kyushu Univ., No.5(1985)
- (3) 日本コンクリート工学協会：コンクリートの破壊特性の試験方法に関する調査研究委員会報告書(2001.5.)
- (4) A. Atkinson and J.A. Hearne “The hydrothermal Chemistry of Portland Cement and its Relevance to Radioactive Waste Disposal” UK Nirex Ltd. Report, NSS/R187(1989)
- (5) M.Irobe and S.Y.Peng “Proceedings FRAMCOS-3” pp1605-1614(1997)

3-4

- (1) 総理府「放射性同位元素等による放射線障害の防止に関する法律施行規則」総理府令第8号、平成10年3月31日

3-5

- (1) 田中宏明他「鉛直管内強制・自然複合対流熱伝達に関

- する研究」第22回日本伝熱シンポ、pp422-424 (1985)
- (2) Miyamoto, M. et al. "Development of turbulence characteristics in a vertical free convection boundary layer" Proc. 7th Int. Heat Trans. Conf. 2, pp323-328 (1982)
- (3) Polyakov, A. F. "Turbulent force flow and heat exchange in vertical channels in conditions of free convection" J. Eng. Phys. 35-5, pp801-811 (1979)
- (4) 古賀「コンクリートキャスクの除熱性能評価 - 部分模型を用いた除熱試験 - 」電中研報告、N04002 (2004)
- (5) Koga et al. "Heat removal characteristics of a concrete cask by a simplified test model" Nucl. Eng. Design (投稿中)
- 3-6
- (1) 秋山 宏他「エネルギースペクトルを用いた剛体の転倒予測」日本建築学会論文報告集、No.488 (1996)

第4章

4-2

- (1) 日本機械学会「コンクリートキャスク、キャニスタ詰替装置およびキャニスタ輸送キャスク構造規格」JSME S FA1-2004 (2003.12.)

4-3

- (1) 酒井ら「使用済燃料用コンクリートキャスクの除熱性能試験結果」火力原子力発電、Vol. 52、No.5、pp64-71 (2001)
- (2) 辻ら「実規模試験によってコンクリートキャスクの除熱性能評価手法を確立」三井造船技報、No.180、pp37-42 (2003)
- (3) Topical safety analysis report for the ventilated storage cask system (Rev.1) Pacific-Sierra nuclear associate (1990)
- (4) 「コンクリートキャスクを用いる使用済燃料貯蔵施設 (中間貯蔵施設) に係る技術検討報告書」総合エネルギー調査会 原子力安全・保安部会 核燃料サイクル安全小委員会 (2004)
- (5) 「使用済燃料貯蔵施設規格 - コンクリートキャスク」キャニスタ詰替装置およびキャニスタ輸送キャスク構造規格、日本機械学会 (2003)

4-4

- (1) Yamakawa H., et al. "Demonstration test for a shipping cask transporting high burn-up spent fuels - Thermal test and analyses - " Proceedings of PATRAM'98, Vol.2, pp659-666 (1998)
- (2) Greiner M., et al. "Response of a spent fuel nuclear fuel transportation package to regulatory format thermal events" Proceedings of PATRAM'95, Vol.2, pp664-671 (1985)
- (3) Burt D.J., et al. "Ullage temperatures in 'wet' spent fuel transport flasks" Int. J. of Radioactive Materials Transport, Vol.13, No.3-4, pp263-268 (2002)
- (4) 山川ら「使用済燃料キャスク貯蔵技術の確立 - キャスクの伝熱特性評価 - 」電力中央研究所報告 U92038 (1992)
- (5) Creer J.M. et al. "The TN-24P PWR spent-fuel dry storage cask: Testing and analyses" PNL-6054 (1987)
- (6) Michener T.E., et al. "Thermal-hydraulic analysis of the TN-24P cask loaded with consolidated and unconsolidated spent nuclear fuel" PATRAM'89

Proceedings, pp299-307 (1989)

- (7) 酒井ら「使用済燃料用コンクリートキャスクの除熱性能試験結果」火力原子力発電、Vol.52、No.5、pp64-71 (2001)
- (8) 辻ら「実規模試験によってコンクリートキャスクの除熱性能評価手法を確立」三井造船技報、No.180、pp37-42 (2003)

第5章

5-1-1

- (1) M. Mayuzumi, T. Arai and K. Hide : Zairyo-to-Kankyo, 52 (2003)
- (2) 日本工業規格、JIS G4304-1999、日本規格協会 (1999)
- (3) ASME Boiler and Pressure Vessel code Sec. II, ASME (1999)

5-1-2

- (1) 小崎、浦辺、藤原他「コンクリートキャスクの確証試験 (4) - キャニスタ溶接部の残留応力測定結果 - 」日本原子力学会、「2002年秋の大会」予稿集 I48、pp268 (2002年9月)

5-2

- (1) 辻川茂男、明石正恒他「金属の腐食・防食 Q&A コロージョン 110 番」腐食防食協会編、丸善 (1988)
- (2) 小崎明郎「金属容器の密封部の耐食性評価の例」平成 14 年度ウエザリング技術研究成果発表会、(財)日本ウエザリングテストセンター主催 (2002年11月)
- (3) A. Kosaki, Y. Inohara, et.a. "Advanced R & D on Spent Fuel Storage - Spent High Burn - Up Fuel and MOX (Mixed - Oxide : Pu and U) Fuel - " INMM (Institute of Nuclear Materials Management) Proc. Of INMM Spent Fuel Management Seminar 14th., at Washington, D.C., January 29-31 (1997)
- (4) 小崎明郎、三枝利有、浦辺浪夫、藤原寛明「コンクリートキャスクの確証試験 (4) - キャニスタ溶接部の残留応力測定結果 - 」(社)日本原子力学会、「2002年秋の大会」予稿集 I48、p268 (2002)
- (5) 辻川茂男、玉置克臣、久松敬弘：鉄と鋼、66、2067 (1980)
- (6) 篠原正、辻川茂男、久松敬弘：腐食技術、34、p283 (1985)
- (7) 小崎明郎、猪原康人「耐食合金のすきま腐食発生条件の評価 - 自然水環境におけるすきま腐食領域図 - 」電力中央研究所報告 U97029 (平成9年10月)
- (8) 小崎明郎、三枝利有「キャニスタ溶接部の腐食寿命評価 (その1) - 加速環境下における応力腐食割れ進展速度 - 」(社)日本原子力学会、「2003年秋の大会」予稿集 E59、p338 (2003)
- (9) 黨正正己、新井拓、秀耕一郎「304系ステンレス鋼の大気中塩化物応力腐食割れ特性」電力中央研究所報告 T01042 (平成14年4月)
- (10) 小崎明郎「キャニスタ溶接部の腐食寿命評価 (その2) - 応力腐食割れに対する加速環境下での密封寿命 - 」(社)日本原子力学会、「2004年秋の大会」予稿集 B4、p176 (2004)
- 5-4
- (1) "Standard Test Method for JIC, A Measure of Fracture Toughness" ASTM Standards, ASTM E813-89 (1989)
- (2) 「発電用原子力設備規格 維持規格 JSME S NA1-2000」

- (社)日本機械学会(2000)
- (3) “British Standard Methods for Crack opening displacement (COD) testing” British Standard Institution, BS5762-1979 (1979)
- (4) 「き裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法」(社)日本溶接協会、WES 1108-1995 (1995)
- (5) 町田進編「延性破壊力学」日刊工業新聞社(昭和59年5月)
- (6) “Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD)” Fracture Toughness Measurement, ASTM Standards, ASTM E1290-89 (1989)
- (7) 小崎他「球状黒鉛鑄鉄と鍛鋼の非線形破壊力学による延性破壊評価 - J積分設計曲線の提案 -」第7回動力・エネルギー技術シンポジウム2000講演論文集、日本機械学会、321-326 (2000)
- (8) 小崎他「キャニスタ溶接部健全性評価のためのJ積分設計曲線の構築」2002講演論文集、日本原子力学会(2002)
- 5-5
- (1) S. Saegusa, M. Mayuzumi : Zairyo-to-Kankyo, 53, 246 (2004)
- (2) 阿部岩司、伊東 眸、梶村治彦：原子力学会「2002年秋の大会」予稿集、日本原子力学会、東京、570 (2002)
- (3) 中山 元、平野 隆、小林俊二、酒谷忠嗣：第48回材料と環境討論会、腐食防食協会、東京、143 (2001)
- (4) 新井 拓、黛 正己、牛 立斌、高久 啓：鉄と鋼、Vol.91、No.5 (2005)
- (5) 日本工業規格、JIS G4304-1999、日本規格協会 (1999)
- (6) ASME Boiler and Pressure Vessel code Sec. II, ASME (1999)
- (7) 日本工業規格、JIS Z3334-1999、日本規格協会 (1999)
- (8) ASTM standard, designation E1820-99, ASTM (1999)
- (9) E.M. Hackett and J.A. Joyce : Nuclear Engineering and Design, 134 (1992)
- (10) J.D Landes and D.E. McCabe : EPRI NP-4768, EPRI (1986)
- (11) V. Pappaspyropoulos : NUREG/CR-4575 BMI-2137, US NRC (1986)
- (12) R.A Hays : NUREG/CR-4538, Vol.1, US URC (1986)
- (13) M.F. Kanninen : EPRI NP-2347, EPRI, April (1982)
- (14) P.C. Paris : NUREG-0311, US NRC, August (1977)
- (15) P.C. Paris and R.E. Johnson : ASTM STP803, 11, ASTM (1983)
- (16) H. Itoh, T. Shige, K. Matsunaga, K. Murakami, K. Ohnishi, H. Okunishi : ISSF Seminar 2003, Tokyo (2003)
- (17) 日本機械学会規格、JSME S FB1-2003、日本機械学会 (2003)

第6章

6-1

- (1) A.Sasahara, T.Matsumura “The post irradiation examinations of twenty-years stored spent fuel” ATALANTE2000, 24-26, Oct., 2000, Avignon (2000)
- (2) 松村哲夫、笹原昭博、大平幸一、板垣登：日本原子力学会「1999年秋の大会」、I57
- (3) 市川等「わが国におけるMOX燃料の照射実証および

照射後試験」日本原子力学会誌、Vol.39, No.2 (1997)

- (4) H.Stehle, W.Kaden and R.Manzel “External Corrosion of Cladding in PWRs” Journal of Nuclear Engineering and Design 33, pp155-169 (1975)
- (5) 笹原昭博、松村哲夫、小林真一、R. A. Gomme : 日本原子力学会「2001年秋の大会」、L13.
- (6) 笹原昭博、松村哲夫、北島庄一、土内義浩、R. A. Gomme : 日本原子力学会「2002年秋の大会」、E37.
- (7) A.Sawatzky “Hydrogen in Zircaloy-2 : Its Distribution and heat of Transport” J.of Nucl. Mat. 2, No.4, pp321-328 (1960)
- (8) 橋爪健一、波多野雄治、関ルミ、杉崎昌和「乾式貯蔵条件下における燃料被覆管内の水素の再分布とその機械的性質への影響」九州大学大学院総合理工学研究科報告、第21巻、第3号、pp281-288 (平成11年12月)

第7章

7-1

- (1) 山田ら「海岸付近における飛来塩分量に関する解析的研究」日本建築学会構造系論文集、514号、pp21-26 (1998)
- (2) 鳥羽、田中「塩害に関する基礎的研究(第1報)海塩粒子の生成と陸上への輸送モデル」京大防災研究所年報、10号B、pp1-12 (1967)
- (3) 「大気環境の腐食性を評価するための環境汚染因子の測定」JIS Z 2382
- (4) 森、片脇ら「飛来塩分量全国調査()」土木研究所資料、2203号 (1985)
- (5) 加藤ら「塩分飛散予測手法の高度化(その1) - エジェクタ式気中塩分計の性能評価と簡易型塩分飛散予測モデルの改良 -」電力中央研究所報告 T03019 (2004)

7-2

- (1) Fillmore, D.L., Winston, P.L., Morton, S.L., Hoffman, C.R., Van Ausden, L.A., Saegusa, T., Shirai, K., Sasahara, A. and Hattori, T. “The Long-Term Performance of Concrete in Nuclear Applications” Proc. PVP2005: 2005 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conf., July 17-21, Denver, Colorado, USA. (2005)
- (2) Morton, S.L., Winston, P.L., Saegusa, T., Shirai, K., Sasahara, A. and Hattori, T. “Concrete Shield Performance of the VSC-17 Spent Nuclear Fuel Cask” Proc. Int'l High-Level Radioactive Waste Management Conf. April 20-May 4, Las Vegas, Nevada, USA. (2006)

7-3

- (1) 「平成8年度軽水炉改良技術確証試験(高燃焼度等燃料に関するもの)に関する報告書」(財)原子力発電技術機構(平成9年3月)

コラム1

- (1) 白井孝治、園部亮二「コンクリートキャスク用低放射化・高性能材料の開発」(財)電力中央研究所、研究報告 N04033 (2005)

コラム2

- (1) 阿倍：松永公開特許公報、2002-202400 (P2002-202400A) (2002)

既刊「電中研レビュー」ご案内

- NO. 38 「大気拡散予測手法」2000. 3
NO. 39 「新時代に向けた電力システム技術」2000. 6
NO. 40 「原子燃料サイクルバックエンドの確立に向けて」2000. 11
NO. 41 「需要家と電気事業のエネルギーをトータルで考える
需要家の特性解明と省エネ技術」2000. 11
NO. 42 「原子力発電所の人工島式海上立地」2001. 1
NO. 43 「酸性雨の総合評価」2001. 2
NO. 44 「石炭ガス化複合発電の実現に向けて
実証機開発の支援と将来への研究展開」2001. 10
NO. 45 「地球温暖化の解明と抑制」2001. 11
NO. 46 「微粉炭火力発電技術の高度化
環境性の向上と発電コストの低減」2002. 11
NO. 47 「商用周波磁界の生物影響研究」2002. 11
NO. 48 「送電設備の風荷重・風応答評価技術」2003. 2
NO. 49 「未利用地熱資源の開発に向けて
高温岩体発電への取り組み」2003. 3
NO. 50 「電気事業とIT 情報通信技術で変える・変わる」2003. 10
NO. 51 「燃料電池発電技術 MCFC 実用化への挑戦」2004. 3

編集後記

電中研レビュー第52号「コンクリートキャスク貯蔵技術 - 経済的な中間貯蔵技術実用化への挑戦」が完成しました。

前回の第51号の発行が平成16年3月でしたから、ほぼ2年ぶりになります。この間、電中研レビューはどうなっていたのでしょうかというお問い合わせも数多く頂戴しておりました。この度、本レビューを読者の皆様にお届けすることができ、編集事務局としてもほっとしているところです。

さて本号は、原子燃料サイクルというシステムを柔軟に動かしていくうえで重要な課題となる使用済み燃料の

中間貯蔵技術のうち、コンクリートキャスク貯蔵技術について、当研究所が進めてきたプロジェクト研究の成果概要を体系的にとりまとめたものです。

中間貯蔵に関係する技術者はもちろんのこと、関心をもたれる方々にも広くお読みいただき、安全性に立脚し経済性に優れた中間貯蔵技術を実用化する課題への挑戦に対して、より深いご理解がえられれば、編集事務局としてはこの上ない喜びです。

最後になりましたが、巻頭言をご執筆いただきました関西電力株式会社 常務取締役 岸田哲二様に心より感謝申し上げます。



電中研レビュー NO.52

平成18年2月15日

編集兼発行・財団法人 電力中央研究所 広報グループ
〒100-8126 東京都千代田区大手町1-6-1 [大手町ビル7階]
☎ (03) 3201-6601 (代表)
E-mail : www-pc-ml@criepi.denken.or.jp
<http://criepi.denken.or.jp/>
印刷・株式会社 ユウワビジネス

本部 / CS推進本部 〒100-8126 東京都千代田区大手町1-6-1 ☎ (03) 3201-6601

狛江地区：社会経済研究所 / システム技術研究所 / 原子力技術研究所 / 材料科学研究所（狛江オフィス） / 狛江運営センター / 事務センター
〒201-8511 東京都狛江市岩戸北2-11-1 ☎ (03) 3480-2111

我孫子地区：地球工学研究所 / 環境科学研究所 / 我孫子運営センター 〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子1646 ☎ (04) 7182-1181

横須賀地区：電力技術研究所 / エネルギー技術研究所 / 材料科学研究所 / 横須賀運営センター 〒240-0196 神奈川県横須賀市長坂2-6-1 ☎ (046) 356-2121

赤城試験センター 〒371-0241 群馬県前橋市苗ヶ島町2567 ☎ (027) 283-2721 塩原実験場 〒329-2801 栃木県那須塩原市関谷1033 ☎ (0287) 35-2048



この冊子は大豆インクで印刷しています

