

CFDによるヘリウム漏えい検知手法の検討



清水 康介 ㊦
後藤 将徳 ㊧

要旨

キャスク・キャニスタは原子力発電施設から排出される使用済み核燃料を安全に輸送、貯蔵するための容器である。当社は1978年に国産第1号となる輸送容器の開発・製造以来 30年以上の実績を有しており、近年ではコンクリートキャスクの研究・開発を進めている。金属キャスクとは異なり、コンクリートキャスクに格納されるキャニスタには内圧の監視が義務付けられていないが、長期保存中にキャニスタ表面に応力腐食割れ（SCC）が生じると内圧が低下する恐れがある。この内圧低下を検知できれば、内部ガスの漏えいを検知できる。本研究ではキャニスタ内圧の変化に伴うキャニスタ表面の温度変化に着目し、キャニスタの頂部と底部の温度差から内圧の低下を検知する漏えい検知器の開発を目的とした数値解析を実施した。結果は共同研究先である（一財）電力中央研究所の実験結果と一致しており、漏えい検知手法の有用性が確認できた。上記の数値解析に先駆けて実施した精度検証のためのベンチマークテストと、その定量的な評価結果についても記す。

キーワード

CFD, コンクリートキャスク, 漏えい検知

1. 緒言

原子力発電所から出た使用済燃料は、キャスクに格納、一定期間冷却された後、貯蔵される。近年、使用済燃料の増加に伴い、世界中でその長期貯蔵管理や燃料健全性に対する監視方法への関心が高まりつつある。金属キャスクには冷媒として不活性かつ熱伝導率の大きいヘリウムが封入されており、漏えい検知の観点から、外蓋と内蓋間の圧力監視が義務付けられている。一方、コンクリートキャスクでは、長期貯蔵において、応力腐食割れ（SCC）によるキャニスタの密封性喪失が懸念されているが、ヘリウム漏えい検知器は設置されていない。

キャニスタ内圧が低下すると、キャニスタ表面温度が変化することが実験的に確かめられている¹⁾。（一財）電力中央研究所の竹田らは、キャニスタ上部温度は低下し、底部温度は上昇する現象を利用した漏えい検知器を提案した²⁾。当社では本手法を用いた漏えい検知器の技術確立を目指し、（一財）電力中央研究所と共同で実験および解析を行ってきた³⁾。ここでは、汎用CFDソルバーであるSTAR-CCM+® (ver12.06) を用いたベンチマークテストの結果を定量的に示したうえで、当該ソフトを用いてキャスク/キャニスタ模型を対象に数値解析を実施し、

キャニスタ表面の温度変化から内圧の低下を検知できることを示す。解析により実験結果の確からしさを確認すると同時に、キャニスタ表面温度分布や内部の熱の移動量についても明らかにする。

2. ベンチマークテスト

一般に実施されるように、当社においても原子力機器のように高精度の定量評価が求められる装置の設計や開発では、数値解析を適用する際に精度検証のためのベンチマークテストを予め実施している。ここではキャスク内部の流れを解析するうえで重要と考えられる、自然対流と管内流れの2種類のベンチマークテストを対象に数値解析を実施し、得られた結果を相関式と比較することで、STAR-CCM+® (ver12.06) の検証を行った。

2.1 垂直平板の自然対流 2次元垂直平板を対象に自然対流の数値解析を実施し、熱伝達と熱伝導の比を表すヌセルト数Nuを用いて実験式との比較を行った。

2.1.1 解析領域・条件 図1に解析領域と境界条件を示す。上下辺は圧力境界とし、左辺は400Kの壁面、右辺は対称条件とした。乱流モデルに低レイノルズ数型 k-ε モデルを用いた場合と、Realizable k-ε モデルを用いた場合の2通りで数値解析を実施した（STAR-CCM+®のAll y+wall treatmentを使用）。y+の最大値はそれぞれ0.3、87であった。流体は理想気体の空気であ

㊦ 技術研究所 基盤技術研究センター

㊧ 機械事業本部 プロセス機器ビジネスユニット 原子力機器事業推進室

あり、基準温度は300Kである。物性値を表1に示す。解法は分離解法とし、反復回数は1,000回とした。

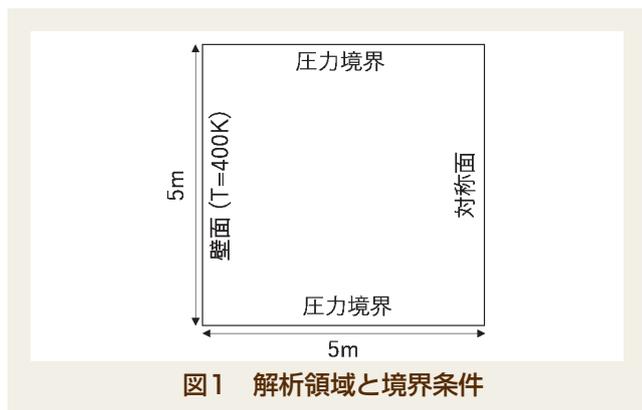


図1 解析領域と境界条件

表1 空気の物性値

温度 [K]	300	350	400
比熱 [J/(kg·K)]	1,007	1,009	1,014
粘性係数 [Pa·s]	1.846×10^{-5}	2.082×10^{-5}	2.301×10^{-5}
熱伝導率 [W/(m·K)]	0.0263	0.0300	0.0338

2.1.2 解析結果 レイリー数 Ra に基づく相関式から得られたヌセルト数 Nu と、解析結果から得られたヌセルト数 Nu を比較する。

壁面に対するレイリー数 Ra は

$$Ra = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\alpha\nu} = 5.60 \times 10^{11} \quad (1)$$

となる。式(1)中の各文字は以下の通り。

$g = 9.81[\text{m/s}^2]$	重力加速度
$T_s = 400[\text{K}]$	壁面温度
$T_\infty = 300[\text{K}]$	環境温度
$T_f = (T_s + T_\infty)/2 = 350[\text{K}]$	境界温度
$\beta = 1/T_f = 1/350 [\text{K}^{-1}]$	体積熱膨張率
$L = 5[\text{m}]$	鉛直平板長さ
$\alpha = 2.99 \times 10^{-5}[\text{m}^2/\text{s}]$	T_f での熱拡散率
$\nu = 2.09 \times 10^{-5}[\text{m}^2/\text{s}]$	T_f での動粘性係数

鉛直平板表面におけるヌセルト数 Nu とレイリー数 Ra の相関式は

$$Nu = 0.10 \times Ra^{1/2} \quad (2)$$

であり、式(2)に式(1)の値を代入すると、ヌセルト数 Nu は 8.24×10^2 と求められる。

鉛直平板における熱流束 q は、低レイノルズ数型 $k-\varepsilon$ モデルの場合 $q=2,491 [\text{W/m}^2]$ 、Realizable $k-\varepsilon$ モデルの場合 $q=2,470 [\text{W/m}^2]$ となった。この値を用いて、鉛直平

板表面の熱伝達率 h を計算すると、それぞれ

$$h = \frac{q}{A(T_s - T_\infty)} = 4.98[\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})] \quad (3)$$

$$h = \frac{q}{A(T_s - T_\infty)} = 4.94[\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})] \quad (4)$$

となる。 $T_f=350 [\text{K}]$ における空気の熱伝達率は、表1から $k=0.03 [\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})]$ が得られ、本解析におけるヌセルト数 Nu は、それぞれ 8.30×10^2 、 8.23×10^2 となる。本結果と式(2)から得られた結果($Nu=8.24 \times 10^2$)の差はそれぞれ0.7%、0.1%となっており、両者の間には良好な一致が見られた。

2.2 円管内層流流れ 3次元の円管を対象に単相流の数値解析を実施し、得られた圧力損失を理論式と比較した。

2.2.1 解析領域・条件 解析領域と境界条件を図2に示す。配管径は2m、配管長さは100mとした。配管内流れのレイノルズ数 Re は $Re=477$ とし、配管入口から60mと100mの2点間での圧損を評価した。境界条件として入口に $\dot{m}=75 [\text{kg/s}]$ の質量流量を与え、出口側は圧力境界 $p=0 [\text{Pa}]$ とした。流体の物性値は $\rho=0.5 [\text{kg/m}^3]$ 、 $\mu=0.1 [\text{Pa}\cdot\text{s}]$ とした。解法は分離解法、反復回数は1,000回とした。



図2 解析領域と境界条件

2.2.2 解析結果 本解析では、配管内での圧力損失は $\Delta P=1,537 [\text{Pa}]$ となった。ダルシーの摩擦損失係数 $f=64/Re$ を用いると、White (1986)による圧力損失 ΔP^4 は

$$\Delta P = f \frac{8L\dot{m}^2}{\rho\pi^2 d^5} = \frac{64}{Re} \frac{8L\dot{m}^2}{\rho\pi^2 d^5} = 1,529[\text{Pa}] \quad (5)$$

となり、理論解との差は8Pa (0.5%)となった。2.1項と同様に良好な一致がみられたことから、本ソルバーを実験の検証に用いることが適当であると判断した。

3. コンクリートキャスクの数値解析

3.1 1/4.5スケールキャスクモデル 前述の(一財)電力中央研究所との共同研究で用いた1/4.5スケール実験模型の垂直、水平断面を図3、図4に示す。図3には温度測定点を合わせて示す。模型のスケールは修正レイリー数に関する相似則から決定しており、キャニスタには、使用済燃料を模擬した12本の棒状ヒータを設けた。ヒータの直径は16mm、長さは900mm、非発熱部(酸化

マグネシウム)は上部で100mm、下部で80mmとした。

模型の冷却流路は実機と同様の材料とし、その他は木材およびアクリルで構成した。模型の上下にはそれぞれ4つの給気口と排気口を配置した。実際のキャスク蓋の内面には、コンクリートが過熱しないように断熱材を取り付けているが、ここでは断熱材として発泡スチロールを使用し、コンクリートの代わりに粘土を使用した。キャニスタ内部のガスは、空気(実機と修正レイリー数が一致する条件)とヘリウム(実機で用いられるガス)の2通りとし、温度測定時にはキャニスタ内上下のガス温度も測定した。

実機を模擬し、バスケット上部とキャニスタ蓋の間には30mmの隙間を設け、内部ガスの対流を促進させるために、バスケット下部には直径5mmの穴をそれぞれの面に1つずつ設けた(実機では設計により異なるがバスケットの上下に数十cmの隙間が設けられている)。ヒータ発熱量は、実機10kW(貯蔵40年後)を想定し、実機とキャスクモデルでキャニスタ表面熱流束の値を一致させた($q=310$ [W/m²])。

数値解析においても、上記の実験模型と同様の1/4.5スケールキャスクモデルを作成し、採用した。なお、実験模型では1本のヒータ周りに直径16mm、長さ885mmの中空アルミパイプを6本設置し、ヒータとアルミパイプは線接触としているが、解析モデルでは簡略化のため、ヒータとアルミパイプは面接触とした。詳細は後述する。

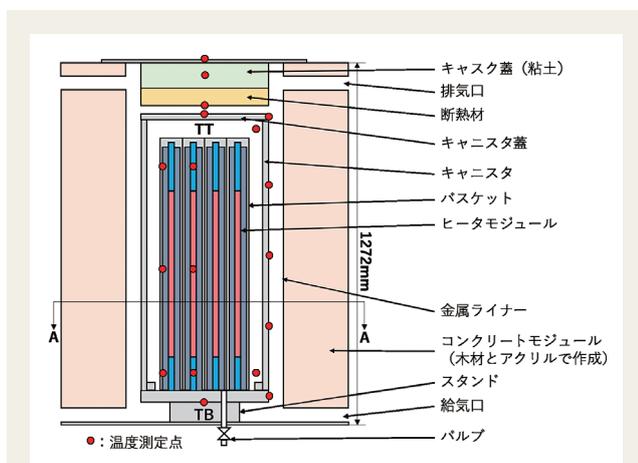


図3 1/4.5スケール実験模型垂直断面(BB断面)

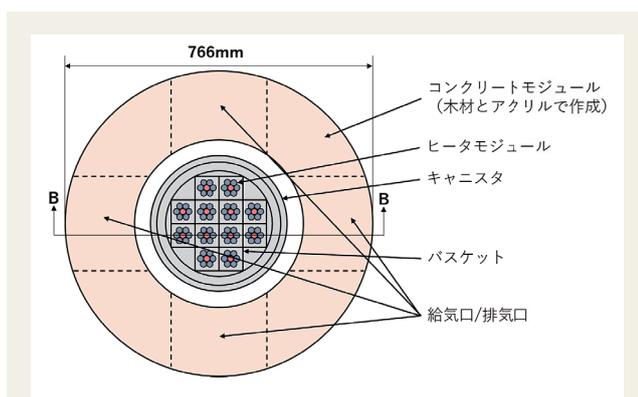


図4 1/4.5スケール実験模型水平断面(AA断面)

3.2 解析モデルと各種条件 解析領域は、図5のように設定した。メッシュはポリヘドラルメッシュ、メッシュ数は約1800万である。図6は、キャスク垂直断面のメッシュを示している。乱流モデルには、Realizable k- ϵ モデル(STAR-CCM+®のAll y+wall treatment)を用いた。重力加速度 $g=9.81$ [m/s²]を与え、浮力も考慮した。固体同士は完全接触とし、接触抵抗は考慮していない。キャニスタの内部形状としてバスケット、ヒータ、アルミパイプを作成し、ヒータは中央に発熱部、両端に非発熱部を設けた。

前述の通り、実験では図7のように1本のヒータの外周に同径の6本のアルミパイプを線接触させているが、ヒータとアルミパイプの間に形成されるガス領域にメッシュを作成することは困難であるため、数値解析ではヒータ周りのアルミ管の形状を図8のように簡略化した。つまり、数値解析ではヒータとアルミパイプを線接触ではなく面接触として扱っている。非発熱部は中空形状で材質は酸化マグネシウムとした。

ヒータ12本の総発熱量は一定とし、実験結果から内部ガスが空気の場合は503W、ヘリウムの場合は504Wとした。輻射にはDOモデルを用いた。DOモデルは輻射強度の輸送方程式を立体角について解く手法である。ここでは各象限についてそれぞれ4点に離散化し、輻射強度の輸送方程式を解いた。気体と接する固体表面の輻射率として、キャニスタ、ヒータ、バスケット、キャスクの蓋に0.15、アルミパイプに0.05、他の表面に0.8を与えた³⁾。

境界条件は、x方向とy方向を周期境界とし、z方向のキャスク上面を大気圧の圧力境界、z方向のキャスク下面を滑りなし壁とした。温度はz方向キャスク上面を25℃、z方向キャスク下面を断熱条件とした。実験では、金属ライナーとキャスクモデルのアクリルパネルとの間(コンクリートモジュール内部)に空気が存在しているが、数値解析ではこの領域を作成せず、その領域に接する固体表面に断熱条件を与えた。

キャニスタの内部ガスと周囲ガスは、理想気体とした。比熱、動粘性係数、熱伝導率は伝達工学資料⁵⁾から温度の多項式として与えた。例として、表2に各条件での100℃での物性値と修正レイリー数を示す。修正レイリー数は式(6)で表される。式(6)の熱膨張係数は、絶対温度の逆数とした。

$$Ra^* = Gr^* \times Pr = \frac{g\beta qL^4}{kv^2} \times Pr \quad (6)$$

実機では修正レイリー数のオーダーは 10^{13} となっており、ここでは内部ガスを空気とすることで、相似則を用いて修正レイリー数のオーダーを一致させた。また、比較対象として、実機と同じヘリウムを用いた条件についても記載する。

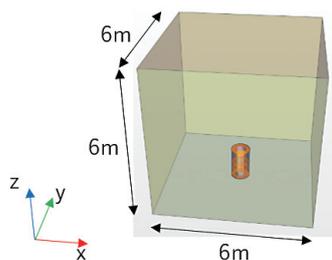


図5 解析領域全体図

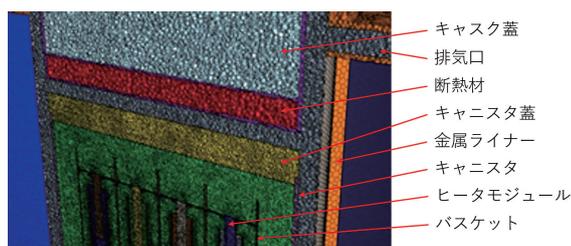


図6 メッシュ垂直断面図

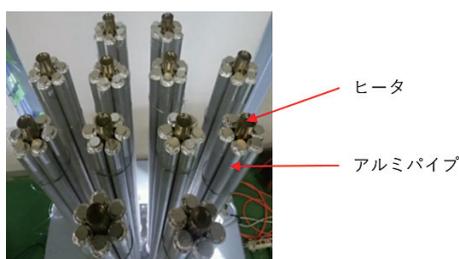


図7 実験装置のヒータモジュール

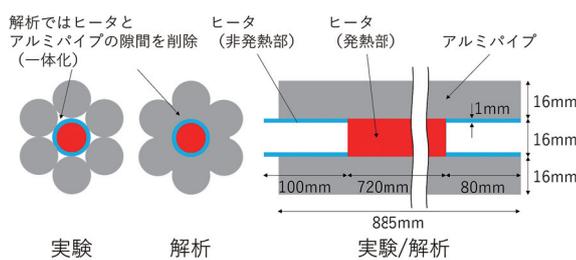


図8 ヒータモジュールの模式図

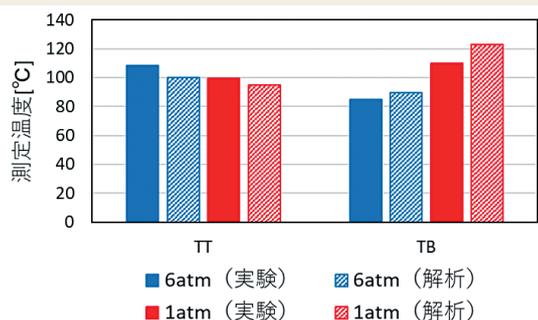


図9 キャニスタ頂部と底部の温度 (空気)

表2 373.15K (100°C) における各種物性値

	Air 1atm	Air 6atm	Helium 1atm	Helium 5.9atm
密度 [kg/m ³]	0.9459	5.672	0.1328	0.7668
比熱 [J/(kg·K)]	1012	1016	5193	5193
粘性係数 [Pa·s]	2.212 ×10 ⁻⁵	2.213 ×10 ⁻⁵	2.312 ×10 ⁻⁵	2.321 ×10 ⁻⁵
熱伝導率 [W/(m·K)]	0.03127	0.03149	0.1787	0.1796
熱拡散率 [m ² /s]	3.268 ×10 ⁻⁵	5.463 ×10 ⁻⁶	2.591 ×10 ⁻⁴	4.511 ×10 ⁻⁵
プラントル数 [-]	0.716	0.714	0.672	0.671
修正 レイリー数 [-]	4.12 ×10 ¹¹	1.47 ×10 ¹³	1.22 ×10 ⁹	4.02 ×10 ¹⁰

3.3 解析結果と考察 内部ガスが空気の場合について、図3に示した測定点TTおよびTBでの実験結果と解析結果の比較を図9に、TTとTBの差 ΔT_{BT} (= TB-TT)と内圧の関係を図10に、全測定点の温度を用いた回帰分析の結果を図11にそれぞれ示す。回帰分析の結果、決定係数 R^2 は6atmと1atmの場合でそれぞれ0.8969、0.9498となった。また、実験結果と解析結果の相関係数はそれぞれ0.9561、0.9749となった。したがって、解析結果は実験結果と良い一致を示したと判断した。

キャニスタ頂部の温度TTとキャニスタ底部の温度TBについては、実験結果と解析結果で最大12.8°Cの差が生じたが、内圧6atmでTTがTBより大きくなり、1atmでTBがTTより大きくなるのが数値解析で確認できた。したがって、実験で観測された、キャニスタ内圧の低下に伴いTTとTBの大小関係が逆転する現象は、数値解析でも再現できたと判断した。実験ではキャニスタの底にあるスタンドは中空であり、スタンドの内面は外気と接していた。一方、数値解析ではスタンドは中実であり、床との接触面は断熱とした。そのため、数値解析ではスタンドに熱が蓄積されやすくなり、キャニスタ底部周辺の温度が上昇する傾向が見られた。したがって、自然対流の影響が比較的小さい1atmの条件では、底部温度の差が大きくなったと考えられる。

図12および図13は、それぞれ内圧が6atm、1atmのときのキャニスタ表面温度分布コンター図である。内圧の低下に伴い、キャニスタ頂部の温度が低下し、底部の温度が上昇していることが視覚的に確認できる。

同様に、内部ガスがヘリウムの場合の結果を図14から図16に示す。ヘリウムの場合も空気の場合と同様の傾向となった。ただし、表2に示すように、ヘリウムの熱拡散率は空気の8倍以上であるため、温度変化が起こりにくく、温度差が小さい傾向にある。回帰分析の結果、決定係数 R^2 は5.9atmと1atmの場合でそれぞれ0.9772、0.9752となった。また、実験結果と解析結果の相関係数はそれぞれ0.9890、0.9891となっており、空気の場合と同様に解析結果は実験結果と良い一致を示した。図17および図18は、それぞれ内圧が5.9atm、1atmのときのキャニスタ表面温度分布コンター図である。内圧の低下に伴い、キャ

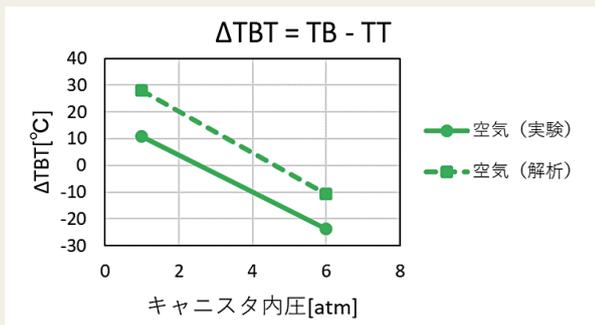


図10 頂部と底部の温度差と内圧の関係 (空気)

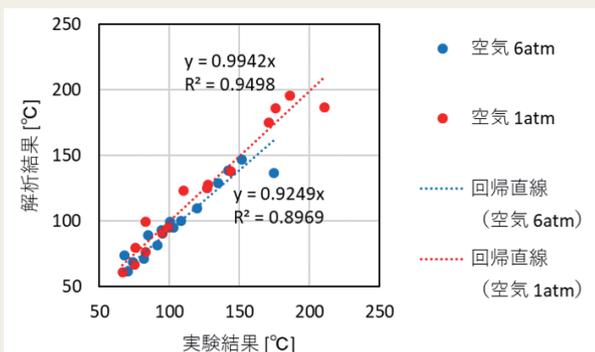


図11 回帰分析結果 (空気)

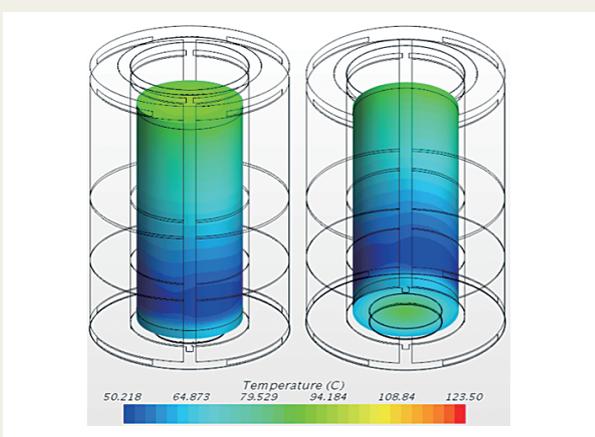


図12 空気6atmのキャニスタ表面温度分布

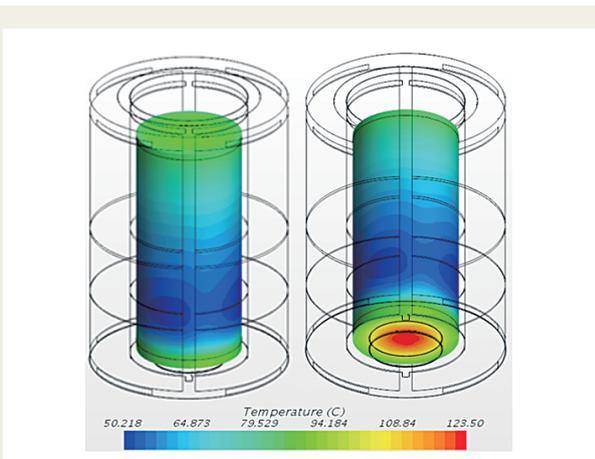


図13 空気1atmのキャニスタ表面温度分布

ニスタ頂部の温度が低下し、底部の温度が上昇していることが視覚的に確認できる。

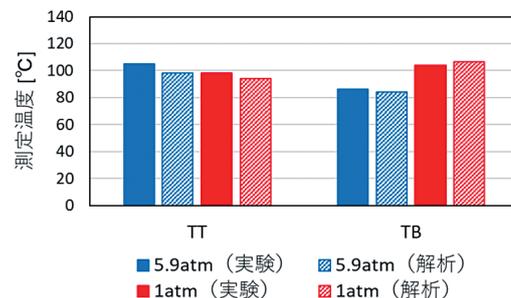


図14 キャニスタ頂部と底部の温度 (ヘリウム)

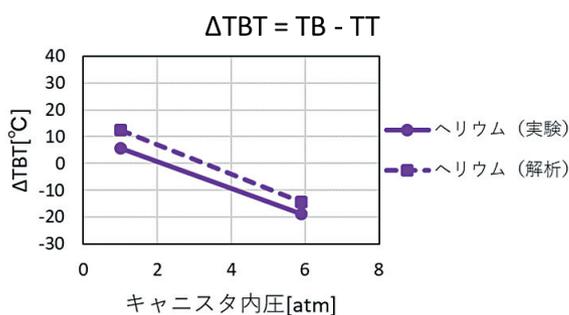


図15 頂部と底部の温度差と内圧の関係 (ヘリウム)

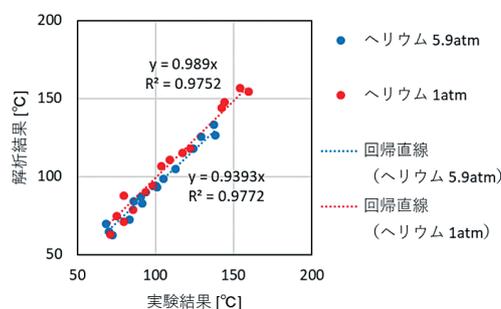


図16 回帰分析結果 (ヘリウム)

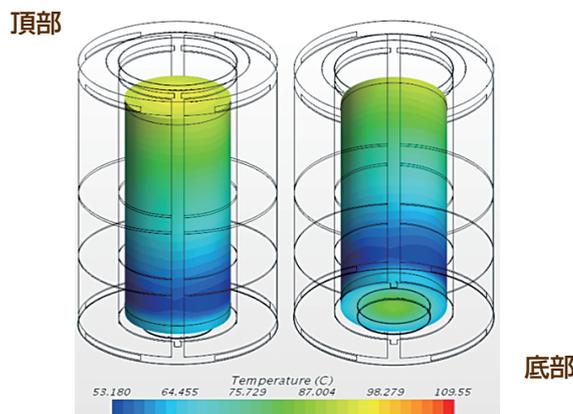
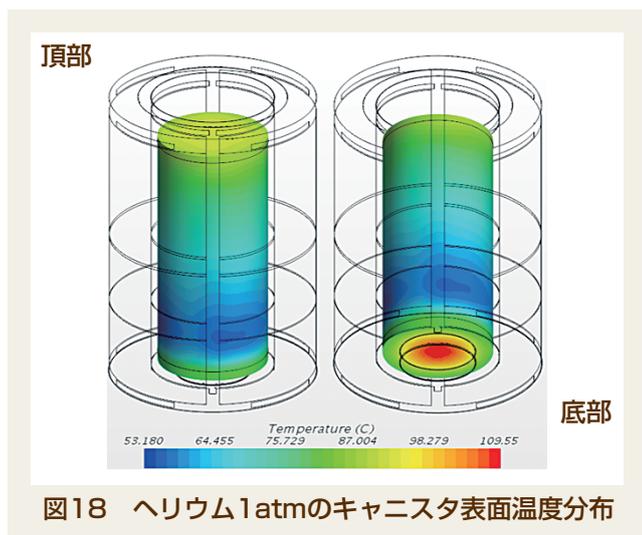


図17 ヘリウム5.9atmのキャニスタ表面温度分布



ヒータ発熱部における実験結果と解析結果の差の最大値は、空気の場合、6atmで37.6℃、1atmで24.8℃、ヘリウムの場合、5.9atmで11.9℃、1atmで5.3℃となり、他の測定点と比較して差が大きくなる傾向にあった。実験では、ヒータの周囲に設置された6本のアルミパイプがヒータと円筒面で線接触しているが、数値解析では、アルミパイプの形状を単純化し、ヒータはアルミパイプと面接触している。また、実験ではヒータは伝熱線によって発熱しているが、解析上は均等な体積発熱としており、ヒータ自体での熱抵抗を考慮していない。そのため、実験と比較してヒータとアルミパイプの間の熱伝導が大きくなり、ヒータ中央部の温度が低下していると考えられる。

表3に主要なパーツ間の熱輸送量の数値解析結果を示す。実験では、ヒータとアルミパイプの間に空気層が形成されていたため、熱がアルミパイプに伝わりにくいのに対し、数値解析ではすべての条件において、ヒータで発生した熱（空気の場合503W、ヘリウムの場合504W）のほとんどがアルミパイプに伝わっている。数値解析では、アルミパイプとキャニスタの底面が完全に接触していたため、アルミパイプからキャニスタ底への熱輸送量が最も小さい5.9atmのヘリウムの場合でもアルミパイプに伝わった熱の26%（133W/503W）がキャニスタ底に輸送されている。輻射による熱輸送量は1atmの空気の場合が最も大きく、アルミパイプから内部ガスへの熱輸送量のうち21%（54W/255W）であった。内部ガスの圧力が低下すると、アルミパイプから内部ガスへの熱輸送量が減少しているが、これは自然対流による熱伝達が減少したことを意味している。その結果、キャニスタの内部ガスによる熱輸送量が減少し、キャニスタの上下の温度差が大きくなった。そのため、キャニスタ内圧の低下に伴い、TTとTBの大小関係が逆転する現象が再現された。本解析結果から、実機においてもキャニスタの頂部・底部の温度が測定できれば、この現象を利用することでヘリウムの漏えい検知が可能となると判断した。

表3 熱輸送量の内訳 [W]

	ヒータ ↓ アルミパイプ	アルミパイプ ↓ キャニスタ底	アルミパイプ ↓ 内部ガス
Air 6atm	501	154	345 (22)
Air 1atm	501	241	255 (54)
Helium 5.9atm	503	133	367 (14)
Helium 1atm	502	173	326 (17)

(括弧内は輻射による熱輸送量)

4. 結 言

本開発で用いるCFDソルバーのベンチマークテストを実施し、結果を定量的に評価したうえで、1/4.5スケールキャスクモデルを対象とした数値解析を実施した。実験結果と解析結果を比較し、本漏えい検知手法の妥当性を確認した。

本解析では、ヒータ周りのアルミパイプの形状を簡略化し、ヒータとアルミパイプを面接触させた。その結果、ヒータ自体の温度は実験結果に比べて低くなる傾向が見られた（6atmの空気の場合、ヒータ中心で最大37.6℃の差）が、相関係数や回帰分析の結果から、実験結果と解析結果には良い一致が見られた。両者の結果から、内圧の低下によりキャニスタ頂部の温度が低下し、底部の温度が上昇する現象が確認でき、この2点の温度差を監視することでヘリウムの漏えいを検知できる可能性を示した。

また、内圧によるキャニスタ内の熱輸送量の違いを調べることにより、自然対流による熱輸送についての知見も得た。

SDGsに貢献する技術

電力中央研究所との共同研究で、コンクリートキャスクを用いた使用済燃料の長期貯蔵のための監視手法の1つとして、キャニスタ表面の温度差を用いた内部ガス（ヘリウムガス）の漏えい検知手法の有効性を確認した。当社の数値解析技術を活かして、適正な廃棄物の管理を実現し、人の健康や環境への悪影響を最小化すべく研究を続けていく。

謝 辞

本研究の一部は（一財）電力中央研究所との共同研究による。共同研究者である竹田浩文氏には、実験データや御助言を賜り、深く感謝申し上げます。

参考文献

- 1) M.S.Arya and M.Keyhani (1990), "Convective heat transfer in a sealed vertical storage cask containing spent fuel canister", Nuclear Sci. Eng., Vol.105, No.4, pp.391-403.
- 2) Takeda H., Wataru M., Shirai K. and Saegusa T. (2008), "Development of the detecting method of helium gas leak from canister", Nucl. Eng. Design, Vol. 238, No.5, pp.1220-1226.
- 3) Goto M., Takeda H., Shimizu K. and Shimaike K. (2017), "Development of device for detecting helium leaks from canisters –Analytical study for temperature behavior during gas leaks from small pressurized vessels–", ICHMT2017, Napoli, Italy, May 28-June 1.
- 4) White, F.M., Fluid Mechanics, McGraw-Hill, 1986.
- 5) JSME Data Book: Heat Transfer 4th Edition, 1986.

文責者



Hitz日立造船株式会社
事業企画・技術開発本部
技術研究所 基盤技術研究センター
清水康介
Tel : 080-6199-9714
E-mail : shimizu_ko@hitachizosen.co.jp

Study of Helium Leak Detection Method by Means of CFD

Abstract

Casks and canisters are containers designed for the safe transportation and storage of spent nuclear fuel generated at nuclear power generation facilities. Hitachi Zosen Corporation has more than 30 years of experience in the field since our development and fabrication of the first domestically produced transport container in 1978, and in recent years we have been conducting research and development of concrete casks. Unlike metal casks, concrete casks do not require monitoring of the internal pressure of the canisters stored inside, but they present the risk of internal pressure drop due to stress corrosion cracking (SCC) on the canister surface during long-term storage. If the pressure drop can be detected, leakage of internal gas can be detected. In this study, we focused on the temperature change on the surface of the canister due to the change in the internal pressure of the canister, and conducted a numerical analysis based on computational fluid dynamics (CFD) for the purpose of developing a leak detector that detects the decrease in the internal pressure from the temperature difference between the top and bottom of the canister. The results were consistent with those of experiments at our partner in joint research, the Central Research Institute of Electric Power Industry, confirming the usefulness of the leak detection method. This paper also describes the benchmark calculations for accuracy verification performed prior to the CFD and its quantitative evaluation results.

Authors

Kosuke Shimizu (Hitachi Zosen Corporation, E-mail : shimizu_ko@hitachizosen.co.jp)
Masanori Goto