

発熱体を有する密封容器内圧力-温度連成挙動解明
とそのガス漏えい検知法への応用

2022 年

竹 田 浩 文

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 キャニスタからのガス漏えいに関する既往研究.....	2
1.3 キャスクおよびキャニスタの熱流動に関する既往研究.....	3
1.4 本研究で使用した相似則の考え方	5
1.4.1 キャニスタに対する自然対流相似則の検討.....	6
1.4.2 支配方程式	7
1.4.3 実機と模型の無次元数.....	8
1.5 研究目的	10
1.6 本論文の構成と概要.....	10
参考文献	11
第2章 実物大コンクリートキャスク模型を用いた評価.....	13
2.1 研究背景および目的.....	13
2.2 実験装置	13
2.3 実験条件および実験方法.....	16
2.4 漏えい検知法の提案.....	17
2.4.1 Δ TBT法.....	21
2.4.2 TT法	27
2.4.3 TB法	44
2.5 まとめ	56
参考文献	57
第3章 小型キャニスタ模型を用いた評価	59
3.1 概要	59
3.2 縦置き姿勢での評価.....	60
3.2.1 実験装置.....	61
3.2.2 実験条件および実験方法.....	64
3.2.3 実験結果	66
3.2.4 実験解析モデルおよび解析条件	71
3.2.5 解析結果	75
3.2.6 実験結果と解析結果の比較.....	82
3.2.7 まとめ	86

3.3	横置き姿勢での評価.....	87
3.3.1	実験装置.....	88
3.3.2	実験条件および実験方法.....	92
3.3.3	実験結果.....	94
3.3.4	解析モデルおよび解析条件.....	109
3.3.5	解析結果.....	112
3.3.6	実験結果と解析結果の比較.....	116
3.3.7	まとめ.....	116
3.4	圧力および気体種類に関する基礎的評価.....	118
3.4.1	実験装置.....	118
3.4.2	実験条件.....	120
3.4.3	実験方法.....	120
3.4.4	実験結果.....	121
3.4.5	考察.....	130
3.4.6	まとめ.....	135
	参考文献.....	136
第4章	1/4.5縮尺キャスク模型を用いた評価.....	139
4.1	概要.....	139
4.2	実験.....	139
4.2.1	実験装置.....	139
4.2.2	実験条件および実験方法.....	146
4.2.3	正圧実験結果.....	148
4.2.4	負圧実験結果.....	166
4.3	解析.....	180
4.3.1	解析条件および解析方法.....	181
4.3.2	解析結果と実験結果の比較.....	183
4.4	まとめ.....	193
	参考文献.....	194
第5章	結論.....	197
5.1	まとめ.....	197
5.2	今後の展開.....	199
	参考文献.....	201
	謝辞.....	201

第1章 序論

1.1 研究の背景

原子力発電所から発生する使用済燃料の取扱いに関する課題は、重要であり、世界各国において議論、研究が行われている。図 1-1 に、海外および国内の使用済燃料貯蔵の状況を示す。

日本においては、2011年に起こった福島第一発電所での事故以来、廃炉に伴う使用済燃料の増加に対して、国は、使用済燃料対策のアクションプランの中で貯蔵能力の強化の必要性を示している。日本では、再処理工場が順調に稼働しない場合は、2030年までに、約1,000基のキャスクが必要になるとの試算がある[1]。よって、現在使用される金属キャスクのみで貯蔵することは、製造能力の観点からも困難である。コンクリートキャスクは、経済的かつ短時間で製造できるといったメリットを有することから、実用化が期待されている。しかしながら、日本では、海岸近くに貯蔵施設が建設されることから、コンクリートキャスクにおいては、外気に含まれる塩分により貯蔵中のキャニスタに応力腐食割れ(Stress Corrosion Cracking : SCC)が発生し、密封性能が失われることが懸念されることから、SCC対策について、以前から多くの研究[1-2]が行われている。また、日本においてコンクリートキャスクを実用化するための耐震実験や徐熱実験も実施されている[1]。

米国においては、2009年にユッカマウンテンでの最終処分計画が中止になり、使用済燃料の地上での貯蔵が必要となった。この年以降、EPRI主催のExtended Storage Collaboration Program (ESCP)が開催されており、米国内外の研究者により、使用済燃料の貯蔵に関して現在に至るまで議論が交わされている。また、米国国内では、2022年現在において、3,000基以上のコンクリートキャスクおよびコンクリートサイロが使用されており、40,000tU および 70,000tU を貯蔵できる二つの大規模な中間貯蔵施設がすでに建設されている [3]。

世界的には、使用済燃料の長期貯蔵管理に対して議論されており、IAEAにおいても、2017年に長期貯蔵管理プログラム Aging Management Program (AMP)による指針作成プロジェクトが立ち上げられた。本プログラムにおいても使用済燃料の長期貯蔵管理に対しては、検査およびモニタリングの重要性が指摘されている。

金属キャスクでは、キャスクの一次蓋と二次蓋の間の蓋間圧力の監視が義務付けられているもののコンクリートキャスクでは、使用済燃料は、キャニスタに収納されており、蓋が溶接されていることから、漏えいは本来、想定されていないため監視が義務付けられていない。しかしながら、近年、キャニスタの長期貯蔵管理に対して、漏えいモニタリングが注目されている。また、米国では、キャニスタは内部ガスの対流による徐熱効果を期待した正圧設計となっているが、日本においては、まだ、コンクリートキャスクが導入されていないことから、内圧条件は定められていない。負圧の最大の利点は、キャニスタ密封性喪失時に、内部の放射性物質が外環境の放出されない点であり、金属キャスクが負圧設計であることを考えると、日本においては、キャニスタが負圧設計になる可能性もある。

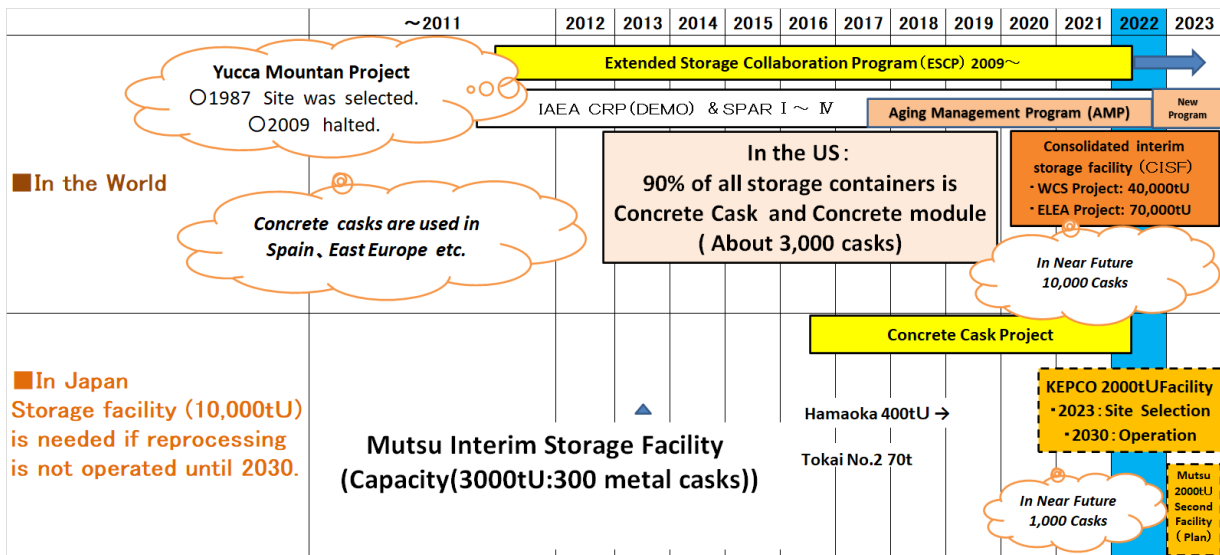


図 1-1 海外および国内の使用済燃料貯蔵の状況

1.2 キャニスタからのガス漏えいに関する既往研究

キャニスタからのガス漏えい時に、キャニスタ表面温度が変化する現象を用いて、漏えいを検知する手法については、安倍ら[4]により、初めて提案された。彼らは、Concrete Filled Steel (CFS) キャスクの実物大模型を用いた漏えい実験結果からこの現象を発見した。しかしながら、その現象メカニズムは解明されておらず、また、温度変化の少ないキャニスタ表面箇所を利用しているため漏えい時の温度変化が小さく、外気温度の変動との区別が付きにくいといった問題があった。

キャニスタの漏えいに関する研究としては、Chu[5]がキャニスタの亀裂の大きさとキャニスタ内圧の低下速度の関係を実験と計算により求めている。Chu は、まず、塩化物に起因する応力腐食割れ (CISCC) がキャニスタに生じた際の亀裂の幅や形状について調査を行なった。次に、キャニスタ内の使用済燃料の崩壊熱の低下によるキャニスタ内温度および圧力変化について、HI-STORM (HOLTEC 製キャスク)、MAGNASTOR (NAC 製キャスク)、NUHOMS (Transnuclear 製のキャスク) および UMS (NAC 製のキャスク) の 4 種類のキャニスタについて調査を行っている。ある形状の亀裂を設定して、各キャニスタにおける漏えい速度を評価した結果、キャニスタ内圧が大気圧まで低下する時間は、HI-STORM および MAGNASTOR では、2.3 年であり、NUHOMS では 77.8 日、UMS では、274.9 日としているが、大気圧に低下した後、キャニスタ内のヘリウムが空気に置換し、空気がキャニスタ内に 90% 流入する期間は、いずれのキャニスタにおいても 50 年以上かかるとしている。

Casella ら[6]は、Yucca Mountain で使用される核廃棄物キャニスタを対象として、長期貯蔵時に懸念されるキャニスタに生じる亀裂の大きさとキャニスタ内ガスの漏えい速度の評価を行っている。彼らは、キャニスタ内部ガス温度の時間変化に対して指数関数を用いて崩壊熱が時間とともに低下することによるキャニスタ内部ガス温度の低下を表現している。次に、亀裂に対してピンホールを仮定

し、このピンホールからガスが漏えいすることにより内部エネルギーが失われる式と状態方程式を組み合わせることで、内部圧力の時間変化を定式化している。評価パラメータは、キャニスタ内部ガスの種類(ヘリウムおよびアルゴン)、ピンホールの直径および亀裂長さである。評価結果の一例を紹介すると、キャニスタ内部ガスがヘリウムで、初期内圧が 1.8 気圧でありピンホール径が $5\mu\text{m}$ で亀裂長さが 12.5mm の場合、内圧が 1.2 気圧に低下するのに約 200 年との結果が得られている。

また、Chatzidakis ら[7]は、キャニスタの亀裂によるガス漏えいに対して、キャニスタ内部の粒子が亀裂を通過する際に、沈着・付着することで漏えい速度が低下する現象を対象とした研究を行った。彼らは、亀裂に対して、リークパスをダクト形状でモデル化した一次元流れを想定した。また、ここを通過する粒子に対してエアロゾル輸送方程式を一次元で表現した数値解析を行っている。しかしながら、リークパスを通過する粒子の沈着は、亀裂寸法に非常に敏感であるため彼らの結果を実機に拡張するには難しいとしている。

以上の様に、これまでに行われたキャニスタの漏えい評価は、主として亀裂の大きさと漏えい速度に関するものであり、漏えい時のキャニスタ内の熱流動現象について詳しく調べたものは無い。

1.3 キャスクおよびキャニスタの熱流動に関する既往研究

これまでに実施されているキャスクおよびキャニスタの熱流動に関する研究を紹介する。Arya ら[8]は、キャスク内圧とキャニスタ表面温度の関係を調べることを目的として、12 体のキャニスタが入ったキャスク容器を対象とした熱流動実験を行なった。各キャニスタは、棒状の電気ヒータで模擬されており、内部ガスとして、ヘリウムおよび空気を用いた実験において、キャニスタの伝熱性能に対して、レイリー (Ra) 数とヌセルト (Nu) 数の関係を求めている。また、キャスク内のキャニスタ配列と伝熱性能の関係についても検討した。キャスク内は、基本的に 4 つの領域に分けられており、各領域に 3 体のキャニスタを収納した実験 (3×4) を行っているが、その他に 5 領域に分け 5 体のキャニスタを収納した実験 (5×5)、および 3 領域に分け 3 体のキャニスタを収納した実験 (3×3) が行われており、(5×5) 実験において、もっとも伝熱性向上が観られたとしている。また、その実験結果の数値解析が、Chalasanani ら[9]によって行われた。この解析では、熱流動解析コード FLUENT6.2 が使用された。解析は、キャニスタ内ガスがヘリウムと空気の場合について実施されており、ヘリウムでは内圧を 2atm~5atm、また、空気では、内圧を 1atm~3atm にした際のキャスクに収納されたキャニスタの高さ方向温度分布について、実験との比較がなされ、いずれにおいても両者の良い一致を示した。

コンクリートキャスクの除熱解析としては、Herranz ら[10]が、実施している。本研究の目的は、乾式貯蔵キャスクの熱流体力学上の検討課題としては、燃料棒温度に大きく影響を与える要因を調査することである。彼らは、熱流動解析コード FLUENT 14.0 による HOLTEC 製 HI-STORM 100S を対象とした計算流体力学 (CFD) モデルと解析結果について紹介している。燃料集合体は、特定の近似、アルゴ

リズムおよび手法によって導出された熱伝導と圧力損失に特徴付けられた多孔質体としてモデル化されている。このアプローチは、HOLTEC International が発刊している HI-STORM キャスク解析結果 [11] と比較することによって検証されたものである。HI-STORM 100S キャスクにおける 3D モデルを適用した場合、通常条件下で燃料最高温度の規制限界 (673K) を約 50K 以上下回り、安全裕度がある結果を得ている。また、キャスク設計仕様 (給気口/排気口 方向)、キャニスタ内の燃料集合体の配置 (熱負荷の領域化) および局所的な気候 (外部温度) が解析結果に及ぼす影響を検討し、燃料集合体最高温度に最も関連性の高い因子は熱負荷分布であり、最も好ましくない熱負荷の領域化を適用した場合でさえ温度上昇は 4% より小さいという結果を得ている。特記すべき点は、規制温度に対する熱的な余裕が約 40% 減少する可能性を示唆したことである。

著者らは、二種類の実物大コンクリートキャスク模型を用いた徐熱実験を実施した。以下に概要を示す。実験では、鉄筋コンクリート製 (Reinforced Concrete : RC) キャスクおよびコンクリート充填製 (Concrete filled Steel: CFS) キャスクを用い、使用済燃料の発熱は、電気ヒータで模擬した。通常状態を模擬した実験 [12-13] では、実験条件として、初期貯蔵時、20 年貯蔵時、40 年貯蔵時を模擬し、それぞれの発熱量を、22.6kW、16kW、10kW とした。本実験においては、約 600 点の熱電対を用いて、キャニスタ内部およびコンクリートキャスク内部の温度を詳細に測定した。40 年貯蔵時条件においては、給排気口の温度差は、RC キャスクで 36°C、CFS キャスクで 30°C となり、いずれのキャスクにおいてもキャニスタ表面温度の一部が 100°C を下回り、応力腐食割れ (SCC) の原因となる湿潤状態になることが明らかとなった。

また、事故時を模擬した実験 [14-15] では、コンクリートキャスクに 4 つある給気口 (図 2-1 参照) を 2 つ閉塞した実験 (50% 閉塞実験) および 4 つすべてを閉塞した実験 (100% 閉塞実験) を実施し、通常条件での実験と同様に、キャニスタ内部およびコンクリートキャスク内部の温度を詳細に測定し、以下の結果を得た。給気口を 50% 閉塞した場合においても自然対流の性質により、開口している給気口の流量が増加する結果、全体の流量は、RC キャスクで約 4% の低下、CFS キャスクで約 20% の低下がみられたが、コンクリート温度は、RC キャスクで 5°C の上昇、CFS で 11°C の上昇にとどまり、コンクリート温度が大幅に上昇することは無かった。また、給気口 100% 閉塞実験においては、実験に用いた RC キャスクの排気口がダウンステップ形状になっていることから、キャスク内で冷却空気の循環が生じる結果となった。コンクリートキャスクの自然循環による冷却が行われない結果として、コンクリート温度が内部から上昇していくが、コンクリート容量が大きいと、48 時間後もコンクリートキャスクの外部表面温度の上昇は観測されなかった。これに対して、CFS キャスクでは、排気口がアップステップ形状であるため、冷却空気は、4 つの排気口の 1 つから流入し、2 つから排気され、さらに残りの 1 つからは、給気と排気の両方が観察された。なお、排気口により冷却空気の流入および流出が異なる現象は、キャニスタとキャスクのギャップが微妙に異なるため、圧力損失の違いが生じたためと考えられる。よって、冷却空気が、キャニスタを対流効果により徐熱するため、コンクリー

トについても内側温度が上昇するものの、いずれ定常になり、コンクリート外部表面まで上昇することはないと考えられた。

更に、キャニスタ内のガスを漏えいさせる実験[16-17]も実施した。結果については、第2章で詳しく記載する。

1.4 本研究で使用した相似則の考え方

原子力に関する機器および建屋においては、自然対流による徐熱を取り入れた静的安全性を考慮したものが多く。しかし、自然対流は、浮力と圧力損失のバランスで流量および温度が決定される繊細な現象であることから、機器の安全性を確証するには、実験や解析による多くの知見が必要となる。なお、縮尺模型を用いて実機模擬実験を行うには、自然対流現象における相似則を検討する必要がある。

これまでに、原子力機器において自然対流相似則を検討した例としては、実機で冷却材にナトリウムを用いた高速増殖炉研究が挙げられる。高速増殖炉の熱流動に関する課題として、スクラム時に炉心部で生じるサーマルストライピングや炉内で生じる温度成層化の他に、全電源喪失時に使用する炉内熱交換器の成立性を確証するために、数々の研究が行われてきた。その中で、実機炉内熱流動現象を調べるため、水を用いた小型模型実験が行われ[18-21]、実機で熱伝導率の大きいナトリウムに対して、1/20 縮尺程度の模型で熱伝導率の小さい水を用いることにより、実機と模型の間でペクレ (Pe) 数を合わせることが可能であることが示されている。しかし、ナトリウムと水では、プラントル (Pr) 数が大きく異なることから、小型模型では、レイノルズ (Re) 数が実機と比べ 10^3 程度小さくなる。よって、流速分布を実機と合わせる実験は不可能である。

また、中間貯蔵施設の検討において、著者は、実機の 1/5 縮尺模型を用いた自然対流実験を行っており、自然対流相似則を検討している[22-23]。ここでは、実機と縮尺模型において、冷却材は、いずれも空気を用いていることから、 Pe 数と Re 数のいずれも実機より小さい値となる。しかし、縮尺模型が十分に大きいことから、 Re 数も Pe 数も乱流域であり、実機と模型の間で、相似則の緩和が計れると考えた。また、著者は、縮尺模型を用いた金属キャスク貯蔵施設実験に対する相似則を検討するため、空気、グリセリン、水を用いた実験も行い、貯蔵施設全体の自然循環流と各金属キャスクを模擬した発熱体周りの自然対流現象を分離して検討する必要があることを明らかにした[24]。

西村ら[25-27]は、実機でヘリウムを用いた横置きサイロのキャニスタに対して、小型模型において混合ガスを用いた実験を行っており、その研究の中で、相似則の検討も行っている。ここでは、 Pe 数と Re 数の両方を実機と模型で一致させた実験が行われ、キャニスタ内部の流れの可視化により、流動状態を明らかにした。

本節では、実キャニスタでヘリウムを用いるコンクリートキャスクにおいて、自然対流相似則を適用し、縮尺模型を用いて実機模擬実験を行う際の縮尺率および適用気体についての検討を行った。そ

の際、1/4.5 縮尺模型で内部気体に空気を用いることで、実機と模型実験の間で、温度分布および流速分布を相似にした実験が可能であることが明らかとなった。

1.4.1 キャニスタに対する自然対流相似則の検討

前述のように、キャニスタ内部では、キャニスタ内の使用済燃料から発せられる熱を駆動力とした自然対流が生じている。本研究を進めるにあたり、実キャニスタでの熱流動現象を縮尺模型実験で模擬する際の適用相似則を検討した。

図 1-2 は、相似則を考える上でのモデル図である。実キャニスタは、ステンレス製の円筒容器(外形(D)×高さ(L))であり、キャニスタ内部には、ヘリウムが充填されている。燃料集合体からは、崩壊熱による発熱(Q)が生じている。また、キャニスタ外面から周囲の空气に熱流束 (q) で放熱される。

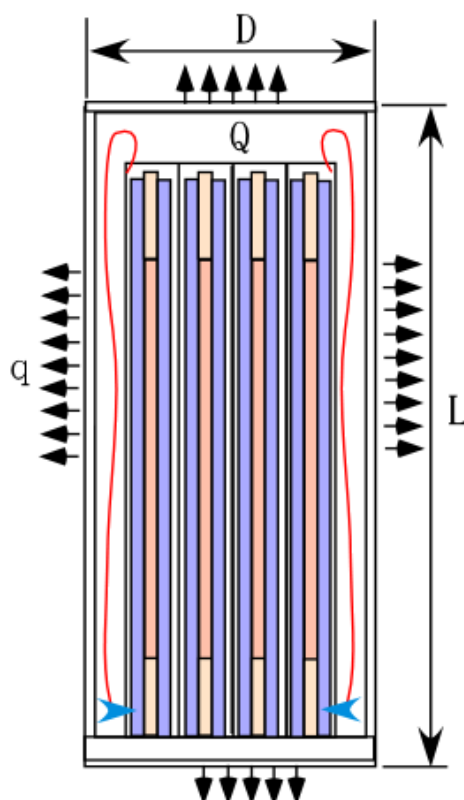


図 1-2 モデル図

一方、模型実験では、キャニスタのアスペクト比を実キャニスタと一致させた上で、1/18 縮尺模型と 1/4.5 縮尺模型について、相似則の検討を行うこととした。なお、模型実験では、内部気体を任意に選択することができる。ここでは、ヘリウム、空気、アルゴン、二酸化炭素の 4 種類の気体について検討した。キャニスタの外部気体は、実キャニスタ条件と同様に、空気として検討した。

表 1-1 に、想定した実キャニスタ [28] と二つの縮尺模型の仕様を示す。なお、SCC は、キャニスタ

底部が 100°C を下回る貯蔵末期が対象となることから、想定実機での発熱量は、最大 10kW (貯蔵 40 年後) [1] とした。また、最小値については、最大値の半分の 5kW (貯蔵 90 年後) [2] とした。模型実験では、ふく射の影響を考慮した上で実機と模型の間で温度レベルを合わせるため、キャニスタの表面熱流束を一致させることとした。なお、小型模型においては、熱流束に対して、実機での想定範囲よりも大きな範囲での実験も行うこととした。

表 1-1 実機と模型の仕様

		Actual Canister	1/18-Scale Model	1/4.5-Scale Model
Height	L [m]	4.694	0.26	1.043
Diameter	D[m]	1.829	0.1010	0.4064
Aspect Ratio	As[-]	2.57	2.57	2.57
Scale	N[-]	1	1/18	1/4.5
Area	S[m ²]	32.2	0.10	1.59
Heat Rate (Min)	Q[W]	5000	11.9	247
Heat Rate (Max)	Q[W]	10000	48	494
Heat Flux (Min)	q[W/m ²]	155	122	155
Heat Flux (Max)	q[W/m ²]	310	493	310
Inner Gas		He	He	He
			Air	Air
Ambient Gas		Air	Air	Air

1.4.2 支配方程式

図 1-2 に示すモデル図での自然対流を表現する無次元運動方程式を (1-1) 式、また、無次元エネルギー式を (1-2) 式に示す。代表流速 (U) および代表温度差 (ΔT) は、 $U = \sqrt{g\beta\Delta TL}$ 、 $\Delta T = \frac{qL}{\lambda}$ とした。ここでの代表長さ (L) は、自然対流の駆動力に大きく影響するキャニスタ高さを採用した。また、以下の式は、テンソル表示としている。

a) 無次元運動方程式

$$\frac{\partial u_i^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial u_i^*}{\partial x_j^*} = \frac{1}{\sqrt{Gr^*}} \frac{\partial^2 u_i^*}{\partial x_j^{*2}} + T^* \delta_{i2} \quad \dots(1-1)$$

b) 無次元エネルギー方程式

$$\frac{\partial T^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial T^*}{\partial x_j^*} = \frac{1}{\text{Pr} \sqrt{\text{Gr}^*}} \frac{\partial^2 T^*}{\partial x_j^{*2}} = \frac{1}{\sqrt{\text{Pr} \text{Ra}^*}} \frac{\partial^2 T^*}{\partial x_j^{*2}} = \frac{1}{\sqrt{\text{Bo}^*}} \frac{\partial^2 T^*}{\partial x_j^{*2}} \quad \dots(1-2)$$

ここで、 $t^* = \frac{\alpha t}{L^2}$, $u_i^* = \frac{u_i}{U}$, $T^* = \frac{T}{\Delta T}$, $\text{Gr}^* = \frac{g\beta q L^4}{\nu^2 \lambda}$, $\text{Ra}^* = \text{Pr} \text{Gr}^*$, $\text{Bo}^* = \text{Pr} \text{Ra}^*$, $\text{Pr} = \nu / \alpha$

である。

無次元運動方程式(1-1)式と無次元エネルギー式(1-2)式より、それぞれの拡散項の係数として現れる修正グラスホフ数(Gr*数)および修正ブシネスク数(Bo*数)が実キャニスタと縮尺模型実験で一致すれば、熱流動現象を模擬した実験が可能であると考えられる。

1.4.3 実機と模型の無次元数

ここで用いたヘリウム、空気、二酸化炭素、アルゴンの物性値[29]を表 1-2 および表 1-3 に示す。本研究では、キャニスタ内圧が 6atm から 1atm の間での現象を扱っている。なお、以下の相似則の議論においては、6atm の物性値を用いて検討した。なお、6atm の物性値については、参照した文献[29]に記載されている 5atm と 10atm の物性値から比例計算により求めた。

表 1-2 各気体の物性値(1atm)

	Density	Specific heat	Viscosity	Dynamic viscosity coefficient	Thermal conductivity	Thermal diffusivity	Prandtl number	Remarks
Symbol	ρ	Cp	μ	ν	λ	α	Pr	
Unit	kg/m ³	J/(kg·K)	Pa·s	m ² /s	W/(m·K)	m ² /s	(-)	
He	0.129	5193	2.315E-05	1.795E-04	0.1814	2.708E-04	0.66	100°C, 1atm
Air	0.933	1012	2.194E-05	2.352E-05	0.03145	3.331E-05	0.71	100°C, 1atm
CO ₂	1.422	919.2	1.858E-05	1.307E-05	0.02223	1.701E-05	0.77	100°C, 1atm
Ar	1.254	521	2.774E-05	2.212E-05	0.02176	3.331E-05	0.66	110°C, 1atm

表 1-3 各気体の物性値(6atm)

	Density	Specific heat	Viscosity	Dynamic viscosity coefficient	Thermal conductivity	Thermal diffusivity	Prandtl number	Remarks
Symbol	ρ	Cp	μ	ν	λ	α	Pr	
Unit	kg/m ³	J/(kg·K)	Pa·s	m ² /s	W/(m·K)	m ² /s	(-)	
He	0.772	5193	2.317E-05	3.239E-05	0.1818	4.893E-05	0.66	100°C, 6atm
Air	5.594	1016	2.198E-05	4.242E-06	0.0316	6.006E-06	0.71	100°C, 6atm
CO ₂	8.648	935	1.866E-05	2.336E-06	0.0225	3.009E-06	0.78	100°C, 6atm
Ar	7.528	524	2.781E-05	3.990E-06	0.0219	5.992E-06	0.67	110°C, 6atm

図 1-3 は、実キャニスタと縮尺模型の縮尺比と修正レイリー数(Ra*数)の関係を示したものである。この図から分かるように、縮尺模型実験を行う際は、内部気体にヘリウムを用いるよりも空気、二酸化炭素、アルゴンを用いたほうが、Ra*数を大きくすることができ、実キャニスタ条件に近い実験を行うことが可能である。これは、表 1-1 および表 1-2 の各気体の物性値表に示すように、ヘリウムの動

粘性係数(ν)および熱伝導率(λ)が他の気体に比べて、大きいためである。なお、実キャニスタの場合は、 Ra^* 数が 10^{13} 程度となっており、1/18 縮尺模型の場合は、二酸化炭素を用いた実験でも Ra^* 数が 10^{11} にとどまっているが、1/4.5 縮尺程度の模型を用いることにより、空気およびアルゴンを用いることで実キャニスタと Ra^* 数を一致させた実験が可能であることが分かる。

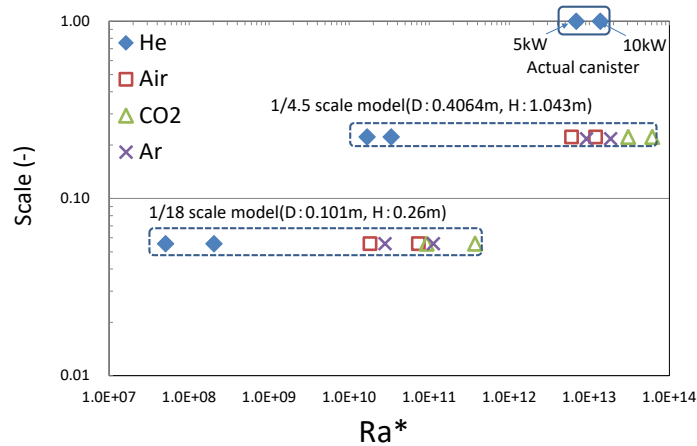


図 1-3 実キャニスタと縮尺模型の Ra^* 数の関係

実キャニスタと縮尺模型実験での熱流動現象の相似性については、 Gr^* 数および Bo^* 数の両方を比較検討する必要がある。図 1-4 は、 Gr^* 数および Bo^* 数に対して、実キャニスタと縮尺模型実験との関係を示したものである。ヘリウム、空気、二酸化炭素、アルゴンの Pr 数は、0.66~0.77 であり、大きな差が無い。また、 $Bo^*=Ra^* \cdot Pr$ および $Gr^*=Ra^*/Pr$ の関係があることから、 Ra^* を実キャニスタと合わせた実験をすることにより、 Bo^* 数と Gr^* 数の両方を実キャニスタと一致させた実験が可能であると考えられる。図 1-4 から分かるように、1/4.5 縮尺模型において、空気もしくは、アルゴンを用いることで、実キャニスタと Bo^* 数と Gr^* 数を合わせた実験が可能となる。

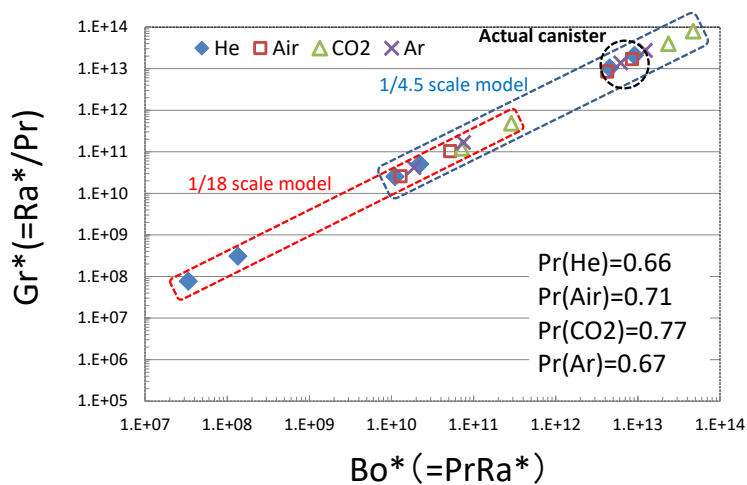


図 1-4 実キャニスタと縮尺模型の Bo^* と Gr^* の関係

なお、キャニスタの外表面においても自然対流が生じている。実キャニスタおよび模型で、外表面を流れる流体が空気であることから、キャニスタの高さを代表長として Ra^* 数を求めると、実キャニスタにおいては、5kW および 10kW の場合、 Ra^* 数は、 8.02×10^{13} および 1.60×10^{14} となる。一方、1/4.5 縮尺模型において、実キャニスタと同じ表面熱流束を与えた場合、 Ra^* 数は、 1.96×10^{11} および 3.91×10^{11} となる。Vliet [30] らによると、垂直加熱平板では、 $Ra^* < 10^{13}$ で層流、 $10^{13} < Ra^* < 10^{14}$ で遷移域、 $10^{14} < Ra^*$ で乱流としている。局所 Ra^* 数は、高さにより変化する。よって、1/4.5 縮尺模型において、キャニスタ外表面は、層流の状態であると予想される。一方で、実キャニスタでは、キャニスタ底面からの高さに応じて、層流から遷移域、また、乱流に推移すると予想される。

以上の検討より、実キャニスタの 1/4.5 縮尺模型において、内部気体に、空気またはアルゴンを用いた場合、キャニスタ内の熱流動現象においては、 Bo^* 数と Gr^* 数を実キャニスタと一致させた実験が可能であることが分かった。

1.5 研究目的

本研究は、キャニスタの漏えいモニタリングに関するものであり、キャニスタの万一の漏えいに対して、微少な漏えいで検知できれば、安全性の向上につながる。筆者は、これまでに、キャニスタからガス漏えいが生じた際に、キャニスタの表面温度が変化する現象を利用した漏えい検知方法について研究を行ってきた。

本研究の目的は、キャニスタからのガス漏えい時にキャニスタ表面温度が変化する現象メカニズムを解明するとともにキャニスタ表面温度変化を用いた漏えい検知手法において、各実験条件での漏えい検知感度を明らかにするとともに、本手法の実用化を図るものである。

1.6 本論文の構成と概要

本研究の構成と各章での概要は以下の通りである。

第1章では、研究の背景を示すとともに、キャニスタからのガス漏えいに関する既往研究、また、キャスクおよびキャニスタの熱流動に関する既往研究を紹介した。更に、本研究においては、縮尺模型を用いた漏えい実験を実施していることから、実験を行うに当たり、使用した相似則について記載した。また、研究目的および論文の構成と概要についても記載した。

第2章では、種類の異なる二基の実物大コンクリートキャスク模型を用いた漏えい実験結果および新たに提案した三つの漏えい検知手法、すなわち、キャニスタ底部温度と頂部温度の温度差を用いる ΔTBT 法、キャニスタ頂部周辺温度のみを用いる TT 法、およびキャニスタ底部周辺温度のみを用いる TB 法について記述した。

第3章では、実機の 1/18 縮尺模型を用いた漏えい実験について記述した。また、1/18 縮尺模型の

内部構造物を簡素化した基礎模型実験において、キャニスタ内の初期圧力(負圧および正圧)、ガスの混合状態、発熱量をパラメータとした漏えい実験を実施することにより、内部の熱流動現象を把握すると共に漏えい検知感度について検討した。

第4章では、実機の1/4.5縮尺キャスク模型を用いた漏えい実験について記述した。また、第2章で提案した三つの漏えい検知手法である Δ TBT法、TB法、TT法の検知感度について検討した。さらに、模型実験で得られた結果を実機の値に換算する方法について記述した。

第5章では、本研究のまとめ、および本研究の今後の展開について記述した。

参考文献

- [1] 電力中央研究所., 2015. “使用済燃料貯蔵の基礎”, ERC 出版.
- [2] 竹田 浩文., 2019. ”コンクリートキャスク流量調節器の開発および新たな SCC 対策の提案“, 電力中央研究所報告, N18008.
- [3] A Publication of UxC., 2019. Store FUEL and Decommissioning Report, Vol.21, No 255, 05 Nov. 2019.
- [4] 安倍 岩司, 松永 健一., 2002. 公開特許公告, 2002-202400(P2002-202400A).
- [5] Chu, S., 2019. “Chloride-Induced Stress Corrosion Cracking (CISCC) Canister-to- Environment Flow Rate Technical Basis”, EPRI 3002015062.
- [6] Casella, M.A., Loyalka, K.S., Hanson, D.E., 2014. “Modeling of Particulate Behavior in Pinhole Breaches”, Nuclear Technology. Vol. 189, 99-114.
- [7] Chatzidakis, S., Scaglione, J., 2019. “A Mechanistic Description of Aerosol transport and Deposition in Stress Corrosion Cracks”, Global 2019, Seattle, WA, September 22-27, 2019.
- [8] Arya, M.S., Keyhani, M., 1990. "Convective heat transfer in a sealed vertical storage cask containing spent fuel canister ", Nuclear Sci. Eng. 105, 391-403.
- [9] Chalasani, N.R., Greiner, M., 2009. "Natural convection/radiation heat transfer simulations of enclosed array of vertical rods ", Packaging, Transport, Storage & Security of Radioactive Material, Vol 20, No 3, 117-125
- [10] Herranz, E.L., Penalva, J., Feria, F., 2015. “CFD analysis of a cask for spent fuel dry storage: Model fundamentals and sensitivity studies”, Annals of Nuclear Energy, 76, 54-62.
- [11] Holtec International., 2010. FSAR, Final Safety Analysis Report for the HI-STORM100 Cask System. Holtec Report No. HI-2002444, Rev. 8.
- [12] 竹田 浩文, 亘 真澄, 白井 孝治, 三枝 利有., 2005. “コンクリートキャスクの実用化研究 –通常時の除熱試験–”, 電力中央研究所報告, N04029.
- [13] Takeda, H., Wataru, M., Shirai, K., Saegusa, T., 2008. “Development of the detecting method of helium gas leak from canister”, Nucl. Eng. Design, Vol. 238, 1220-1226.
- [14] 亘 真澄, 竹田 浩文, 白井 孝治, 三枝 利有., 2004. ”コンクリートキャスクの実証化研究-事故時の除熱試験-”, 電力中央研究所報告, N04030.

- [15] Wataru, M., Takeda, H., et al, Shirai, K., Saegusa, T., 2008. "Heat removal verification tests of full-scale concrete casks under accident conditions", Nucl. Eng. Design, Vol. 238, 1206-1212.
- [16] 竹田 浩文, 亘 真澄, 白井 孝治, 三枝 利有., 2004."コンクリートキャスクの実証化研究-キャニスタ内ヘリウムの漏えい検知方法の開発-", 電力中央研究所報, N04031.
- [17] Takeda, H., Wataru, M., Shirai, K., Saegusa, T., 2008. "Development of the detecting method of helium gas leak from canister", Nucl. Eng. Design, Vol. 238, 1220-1226.
- [18] H. Hoffmann et al., 1989. "Investigations on Natural Circulation in Reactor Models and Shut Down Heat Removal Systems for LMFBR's", ANS Winter Meeting.
- [19] 竹田 浩文, 古賀 智成., 1991. "FBR 炉内自然循環現象の熱流動相似則の検討", 電力中央研究所報告, U91026.
- [20] 竹田 浩文, 古賀 智成., 1993. "FBR 炉内自然循環現象の熱流動相似則の検討-その 2 -", 電力中央研究所報告, U93005.
- [21] Takeda, H., Koga, T., Watanabe, O., 1993." Experimental and computational simulation for natural circulation in an LMFBR" Nucl. Eng. Design, Vol. 140, pp.331-340.
- [22] Takeda, H., Koga, T., Watatru M., Sakamoto K., 2001." Heat Removal Study for a New Type Cask Storage Facility", ICONE9.
- [23] Takeda, H., Koga, T., Watatru M., Sakamoto K., 2002." Evaluation of heat removal characteristic of cask storage facility – Heat removal test for stack-type facility-" Journal of nuclear backend study Vol.8 No.2. (In Japanese) <https://nuce.aesj.or.jp/jnuce/vol8/Jnuce-Vol8-2-p145-153.pdf>
- [24] 竹田 浩文., 2007."金属キャスク貯蔵施設の徐熱模型試験方法の提案", 電力中央研究所報告, N06032.
- [25] 西村 元彦, 柴咲 博晶, 藤井 貞夫, 前川 勇., 1993. "横型コンクリートサイロ貯蔵時の伝熱特性の研究 (第 2 報) ", 日本機械学会第 71 期全国大会講演論文集. Vol.D.
- [26] 西村 元彦, 柴咲 博晶, 藤井 貞夫, 前川 勇., 1994. "横型コンクリートサイロ貯蔵時の伝熱特性の研究 (第 3 報) ", 日本機械学会第講演論文集. No.944-2. 関西支部第 69 期定時総会講演会.
- [27] Nishimura, M., Shibazaki, H., Fujii, S., Maekawa, I., 1996. "Natural Convection Heat Transfer in the Horizontal Dry Storage System for the LWR Spent Fuel Assemblies", Nucl. Sci. Technol., Vol. 33, No. 11, 821-828.
- [28] MAGNASTOR Final Safety Analysis Report. Retrieved Feb 1., 2021.
- [29] 日本機械学会., 2009."伝熱工学資料 改訂第 5 版".
- [30] G.C.Vliet, and C.K.Liu, 1969. "An Experimental Study of Turbulent Natural Convection Boundary Layers", J.Heat Transfer 91,517-531.

第2章 実物大コンクリートキャスク模型を用いた評価

2.1 研究背景および目的

我が国は、2000年からコンクリートキャスクの実用化・導入を目指した検討を行っており、電力中央研究所では、2002年から2003年に経済産業省からの受託研究として種類の異なる二基の実物大コンクリートキャスクの実証実験[1-5]を行った。本実験においては、使用済燃料の発熱量の大きい貯蔵初期において、燃料温度およびコンクリート温度が規定の値よりも高くなるか確認、また、事故事象として、給気口が塞がれた場合の温度挙動を調べた。この実証実験の中で、キャニスタからのヘリウム漏えい実験[6-7]も実施し、漏えいの際の各部の温度挙動を調べた。その際、キャニスタ頂部温度が低下し、キャニスタ底部温度が上昇することが確認された。よって、キャニスタ底部温度からキャニスタ頂部温度を引いた値を ΔTBT と定義付け、この温度変化を漏えいモニタリングに使用する方法を ΔTBT 法と呼ぶこととした。ここでは、 ΔTBT 法の特徴を記述するとともに、更に簡便な漏えい検知手法の構築[8-11]を目的とした。

2.2 実験装置

本実験では、二基の実物大コンクリートキャスク(図2-1)を模擬した模型を用いた。一つは、鉄筋コンクリート製キャスク(RC製キャスク)であり、もう一つは、コンクリート充填製キャスク(CFS製キャスク)である。コンクリートキャスクでは、キャニスタとコンクリートキャスクの間を空気が通り、自然対流によりキャニスタの熱を徐熱する方式となっており、それぞれのキャスクには、4つの給気口と排気口が設置されている。

これら二つのキャスクの流路形状を図2-2に示す。RC製キャスクは、給気口から入った冷却空気が中心部に向かい、キャニスタ下部の空間に集まった後、キャニスタ底部に衝突した後、側面に沿って流れる。一方、CFS製キャスクは、給気口から屈曲部を経て、そのままキャニスタ側面に達する。キャニスタ側面に達した空気は、RC製キャスク、CFS製キャスクとも、上方に向かって流れ、排気口から外部に出る。キャニスタ側面とコンクリートキャスク内側ライナのギャップは、いずれも約100mmである。キャニスタ側部の流路には、キャニスタからコンクリートキャスク内側ライナへのふく射伝熱を遮るため、熱遮へい板が設置されている。熱遮へい板は、RC製キャスクの場合、キャニスタのほぼ下から上までカバーしているが、CFS製キャスクの場合には、キャニスタ表面温度が高温になるキャニスタ上部2/3のみをカバーしている。排気口の形状は、RC製キャスクが出口に向かってステップ状に下がっている(ダウンステップ状)のに対し、CFS製はステップ状に上がっている(アップステップ状)。

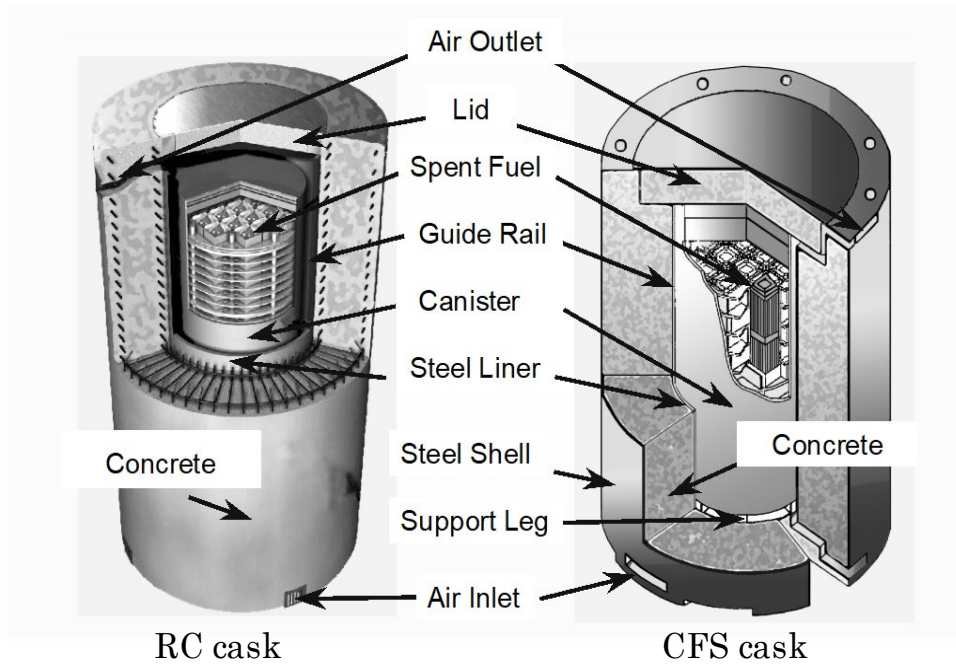


図 2-1 コンクリートキャスクの概要

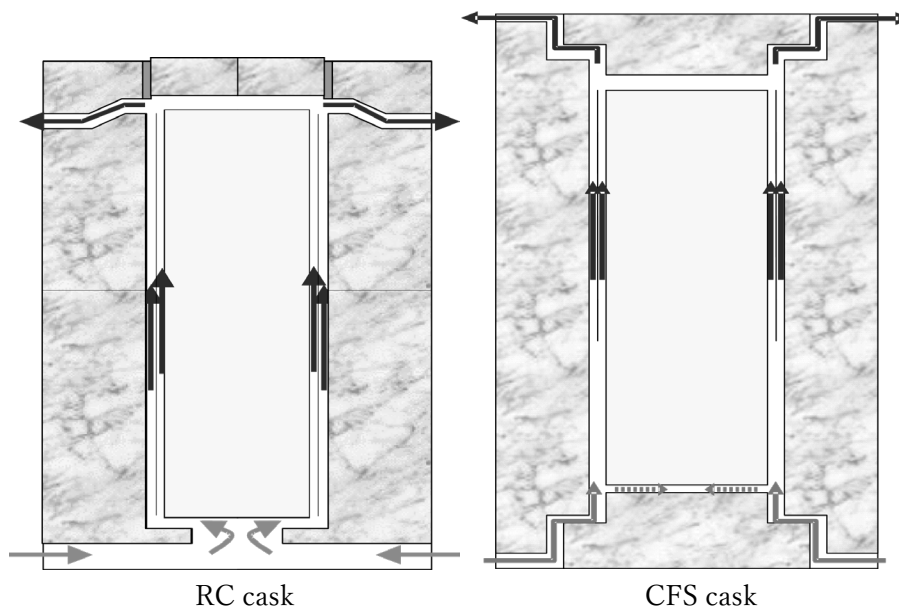


図 2-2 コンクリートキャスクの流路形状

図 2-3 に、実験に用いた二種類のキャニスタを示す。Type I のキャニスタは、スペーサプレートと呼ばれる円形のステンレス鋼製プレートを一定間隔で固定し、プレートに開けられた四角い穴にガイドチューブと呼ばれる角管を通した構造であり、RC 製コンクリート容器内に設置した。Type II は、中空のアルミブロックを格子状に組み上げた構造であり、CFS 製コンクリート容器内に設置した。

本実験で用いたバスケットの内部には、21 体の PWR 用燃料を装荷できる構造となっており、使用済

燃料の重量を模擬した模擬重量体が挿入されている。模擬重量体は、8本の鋼製中実棒と1本の中空円管を束ねた構造で、実際の燃料のスペーサに相当する部分で固定されている。中空円管は、模擬重量体の中央に位置し、その中にヒータが挿入されている。蓋は、二つのキャニスタとも二次蓋のみ本体と溶接で固定され、ヒータは二次蓋の上から内部に挿入される。今回使用したキャスクおよびキャニスタは、除熱実験を行うために製作したもので、図2-4に示すように、センサケーブルやヒータを設置するため、キャニスタおよびキャスクの蓋部に貫通口が設けられている。また、キャニスタ内のガスの充填および漏えいを行うためのバルブが設けてある。

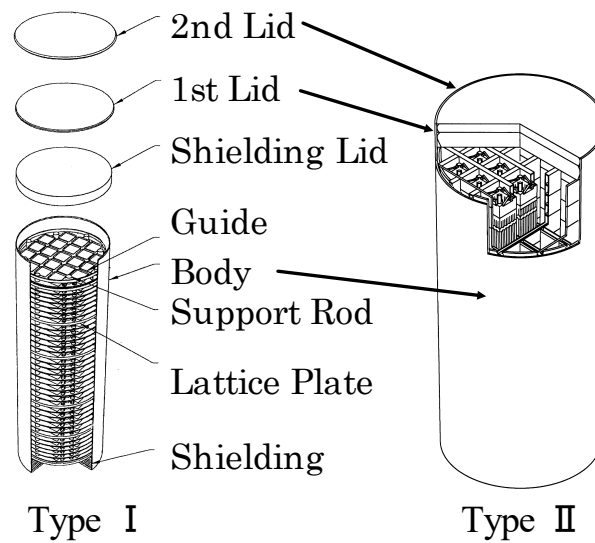


図 2-3 キャニスタの概要

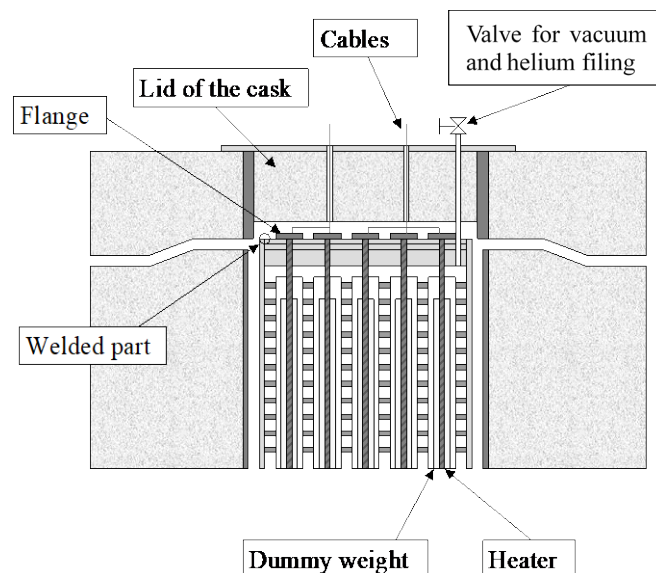


図 2-4 キャニスタ内のヒータおよびバルブ

表 2-1 に本実験で使用した模型であるコンクリートキャスクおよびキャニスタの主な仕様を示す。

表 2-1 コンクリートキャスクおよびキャニスタの仕様

Cask type	RC	CFS
Height	5787 mm	6120 mm
Outside diameter	3940 mm	3800 mm
Inside diameter	1850 mm	1838 mm
Total Weight	185 t	184 t
Canister type	Type I	Type II
Height	4630 mm	4470 mm
Outside diameter	1676 mm	1640 mm
Weight	35 t	30 t
Body material	Super stainless steel	Austenitic-ferritic stainless steel
Basket material	Stainless steel	Aluminum alloy

図 2-5 に、実験建屋の鳥観図を示す。実験建屋には、二基のコンクリートキャスクがテント内に設置してあり、徐熱実験を実施する際は、断熱性の良いテント内で実験を行った。なお、このテントの天井部には、ファンが設置されており、徐熱実験を実施する際に、高温になった空気が建屋内部に蓄積されないように、適度な流量で外環境に排気される。また、このテントの壁には、断熱材が設けられている。

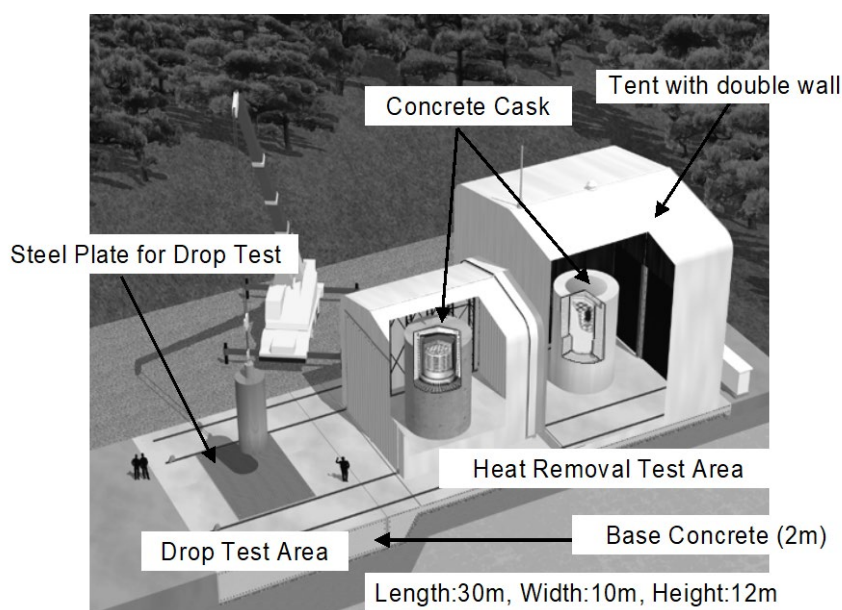


図 2-5 実験建屋

2.3 実験条件および実験方法

二つのコンクリートキャスク模型を用いて漏えい実験を実施した。

ヘリウム漏えい実験条件を表 2-2 に示す。Case1 および Case3 では、キャニスタ内には、発熱前に大気圧(0kPa)でヘリウムを充填した。その後、22.6 kW で加熱し、装置全体の温度が定常状態になるまで放置した。その結果、Case1 では、内圧が 56kPa になり、Case3 では、内圧が 59kPa に上昇した。また、Case2 では、加熱前に、100kPa で加圧した状態から、発熱させた結果、定常状態では、151kPa に達した。漏えい実験を実施する際は、図 2-4 に示すバルブを開けることにより、ヘリウムを放出させた。

表 2-2 ヘリウム漏えい実験条件

Case No.	Type of cask	Initial pressure (kPa)	Leak rate (Pa·m ³ /s)
Case1	CFS	56	4.86×10^{-1}
Case2	CFS	151	5.16
Case3	RC	59	3.60×10

図 2-6 にキャニスタ表面および給気温度を計測した熱電対位置を示す。

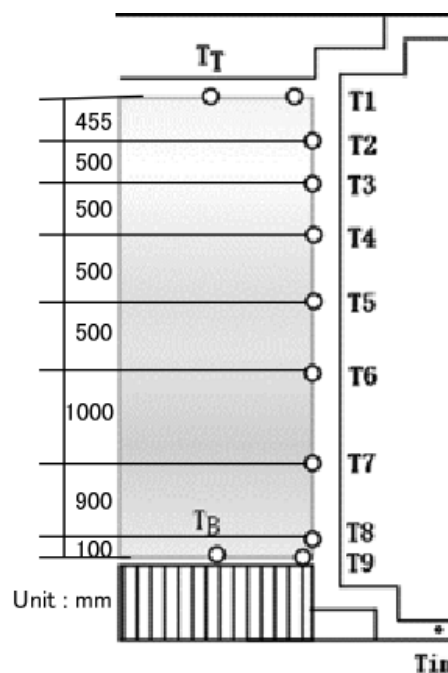


図 2-6 キャニスタ表面および給気口空気の温度計測位置

2.4 漏えい検知法の提案

図 2-7 は、Case1 でのヘリウム漏えい前後のキャニスタ表面温度および給気温度をキャニスタ内圧

とともに示したグラフである。初期状態で、キャニスタ内圧は、56 kPa であり、漏えい開始から 96 時間(4 日)で内圧は、5kPa まで低下した。その後、バルブを全開にすることにより、0kPa まで低下させた。図から分かるように、キャニスタ表面温度は、給気温度の温度変動の影響を受けているため、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。以下に、キャニスタ表面温度挙動の通常時と漏えい時の違いについて考察する。

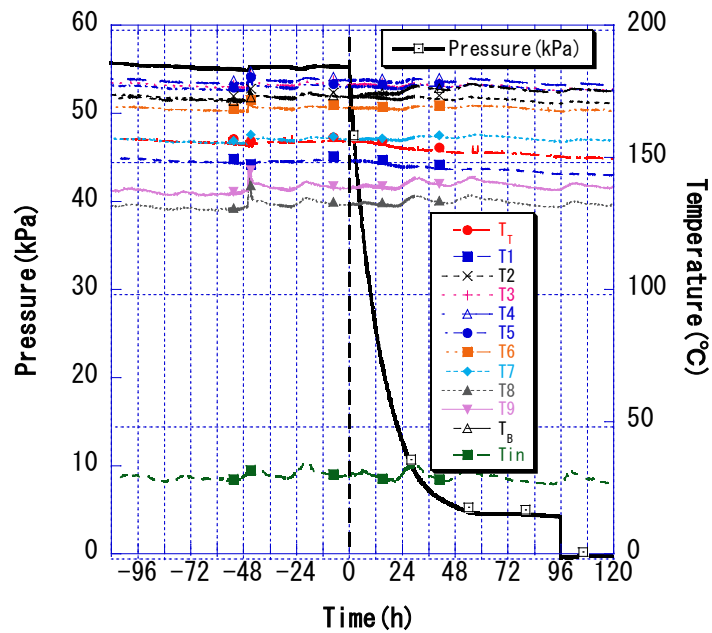


図 2-7 キャニスタ表面温度および給気温度とキャニスタ内圧の関係

図 2-8 は通常時のキャニスタ表面温度の高さ方向の分布の時間変化、図 2-9 は、漏えい時のキャニスタ表面温度の高さ方向分布の時間変化を示したものである。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、キャニスタ頂部中心の温度は著しく低下することが分かる。

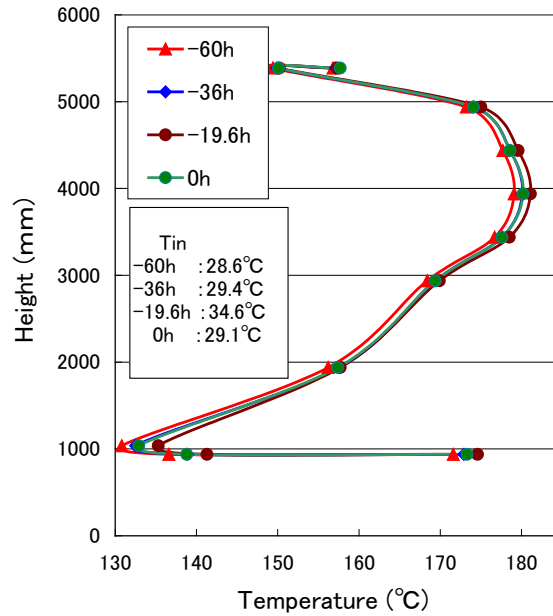


図 2-8 キャニスタ表面温度の高さ方向分布の時間変化(通常時)

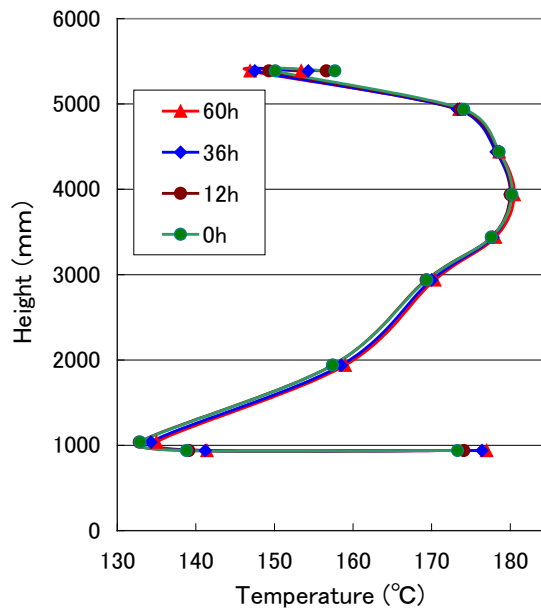


図 2-9 キャニスタ表面温度の高さ方向分布の時間変化(漏えい時)

また、図 2-10 は、通常時におけるヘリウム漏えい開始 (0 時間) からのキャニスタ表面各点での温度変化を示す。通常時、キャニスタ各点での温度の増減は、給気温度に依存することから、給気温度の増減と同様の変化を示す。よって、ある時刻(ここでは、漏えい開始 0 時間)を基準とした際、キャニスタ表面温度の温度変化は、基本的には高さ方向で同じになる。ただ、給気温度が急激に変化した場合は、キャニスタ表面温度変化が追従しないこともある。

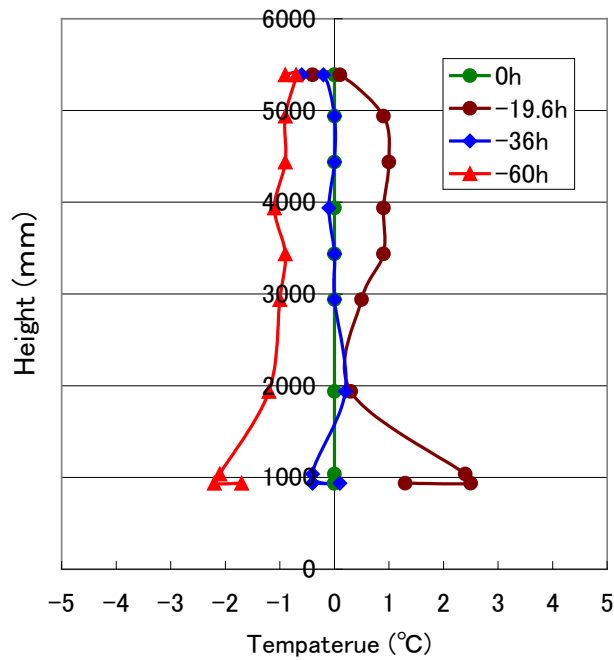


図 2-10 漏えい開始時点からのキャニスタ表面温度変化量(通常時)

一方、図 2-11 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。この図から分かるように、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°C 程度付いている。

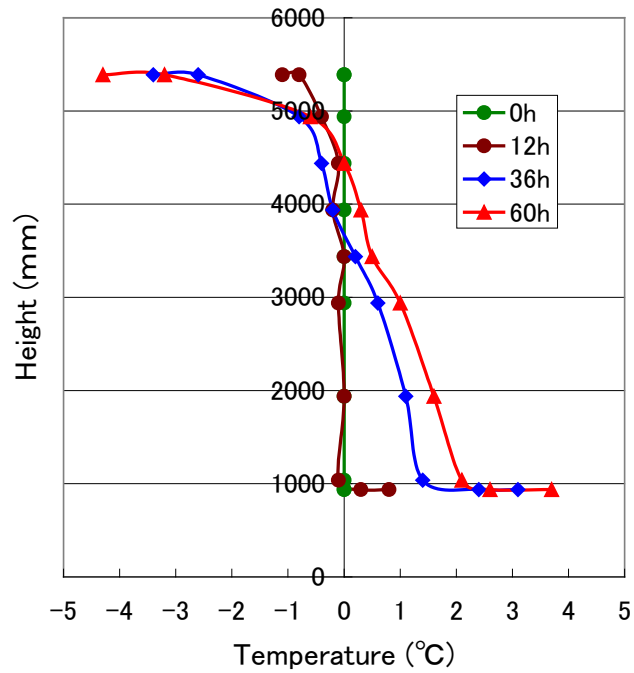


図 2-11 漏えい開始時点からのキャニスタ表面温度変化量(漏えい時)

2.4.1 Δ TBT 法

漏えい時において、キャニスタ底部中心温度(TB)が上昇し、頂部中心温度(TT)が低下することが分かった。よって、TB から TT を引いた温度差を Δ TBT と定義付け、 Δ TBT の変化を監視することにより、ヘリウム漏えいを検知する方法を提案した。なお、本手法を Δ TBT 法と名付けた。

(1) 基準ケース (Case1)

図 2-12 は、 Δ TBT とキャニスタ内圧の関係を示したものである。また、図 2-13 は、 Δ TBT と給気温度の関係を示したものである。

ヘリウム漏えいととも、 Δ TBT は約 8°C 上昇している。また、給気温度変化と Δ TBT 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、 Δ TBT 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 Δ TBT が上昇する傾向が観られることから、 Δ TBT 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。

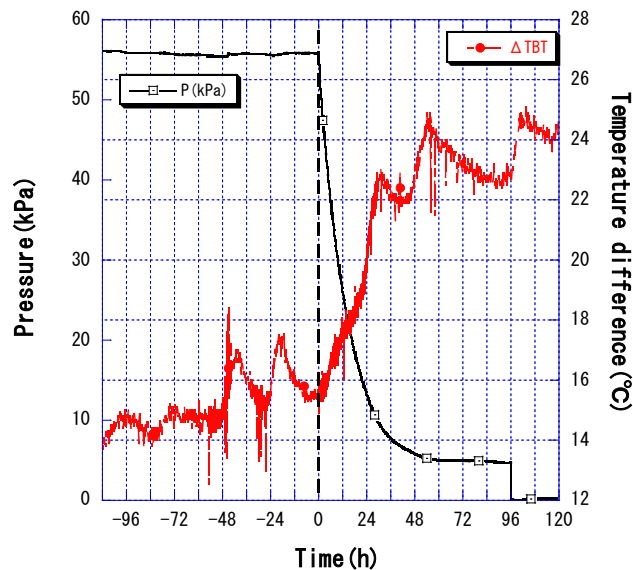


図 2-12 Δ TBT とキャニスタ内圧の関係 (Case1)

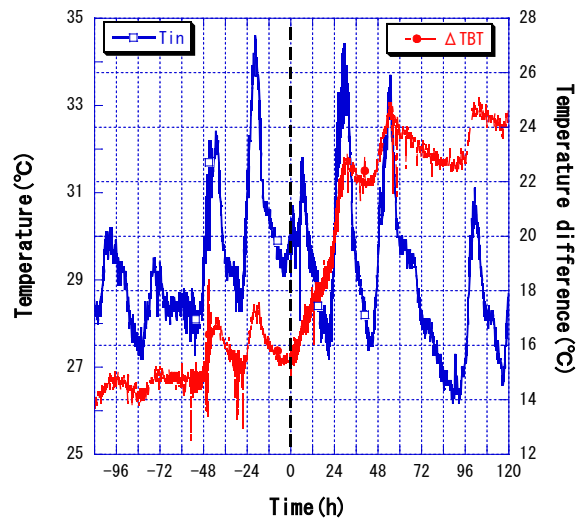


図 2-13 Δ TBT と給気温度の関係 (Case1)

図 2-14 は、キャニスタの発熱量とキャニスタの高さ方向表面温度分布の関係を示しており、22.6kW(貯蔵初期)では、 Δ TBT は 14.7°C、16kW(貯蔵 20 年後)では、 Δ TBT は 13.2°C、10kW(貯蔵 40 年後)では、 Δ TBT は 10.2°Cとなっている。

よって、貯蔵期間が長くなるにつれ、 Δ TBT は減少しており、ヘリウム漏えい時に見られる Δ TBT 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。

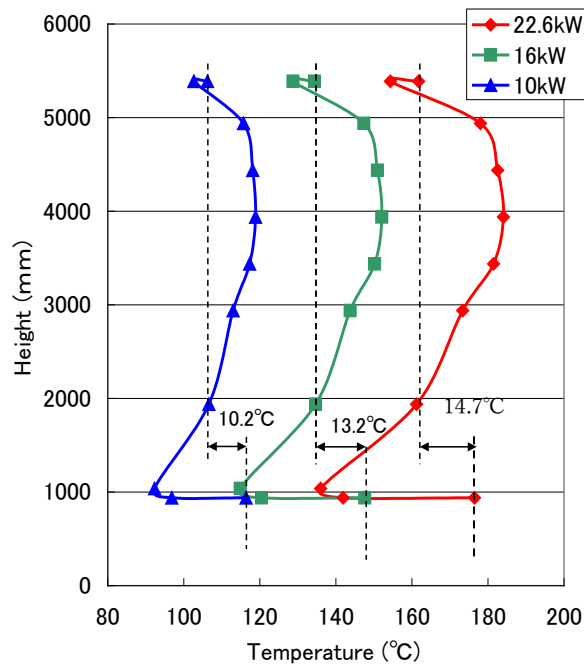


図 2-14 キャニスタ発熱量とキャニスタ高さ方向温度分布の関係

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したものであり、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考えられる。本実験ケースでは、4日間でキャニスタ内のヘリウムが抜けきる場合の漏えいが $10^{-1} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ であることから、その二桁程度長い期間（約1年）の漏えいでは、漏えい率は、 $10^{-3} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 程度となる。また、10年でキャニスタ内ヘリウムが抜けきる漏えい率は、 $10^{-4} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 程度と考えられる。

(2) キャニスタ内圧が高い場合 (Case2)

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 36 kPa まで低下させ、その後、約3時間で 1kPa に落とす実験を実施した。図 2-15 は、 ΔTBT とキャニスタ内圧の関係であり、図 2-16 は、 ΔTBT と給気温度の関係である。なお、一連の漏えい率は $5.16 (\text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s})$ となった。この実験結果から分かるように、キャニスタ内圧が高い状態から漏えいが生じると、キャニスタ内ヘリウムの対流効果の低減が大きいことから ΔTBT 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、 ΔTBT は約 20°C 上昇している。

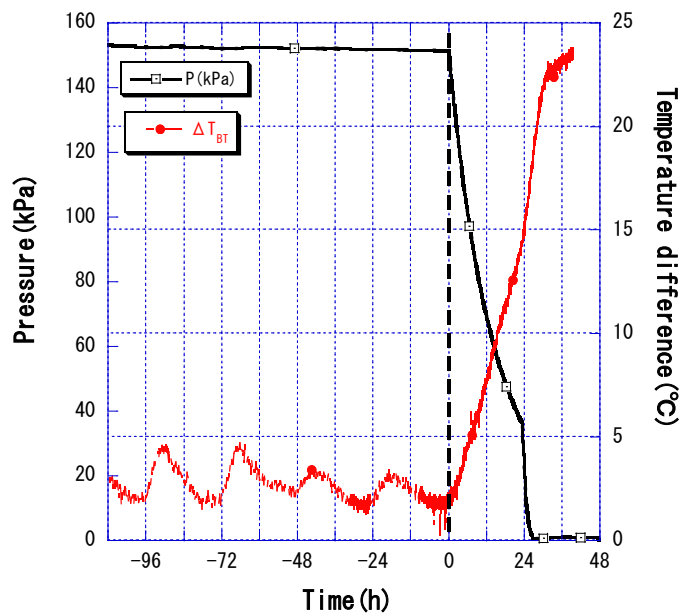


図 2-15 ΔTBT とキャニスタ内圧の関係 (Case2)

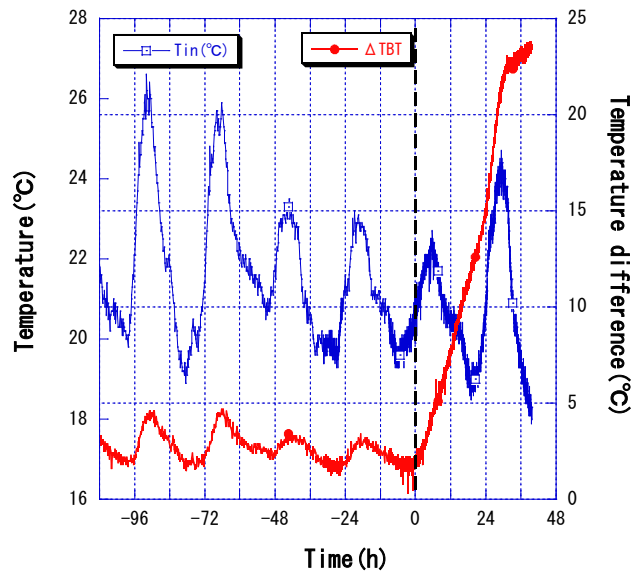


図 2-16 ΔTBT と給気温度の関係 (Case2)

また、図 2-17 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。圧力の違いは、キャニスタの底部と頂部の温度に大きく影響を及ぼしていることが分かる。

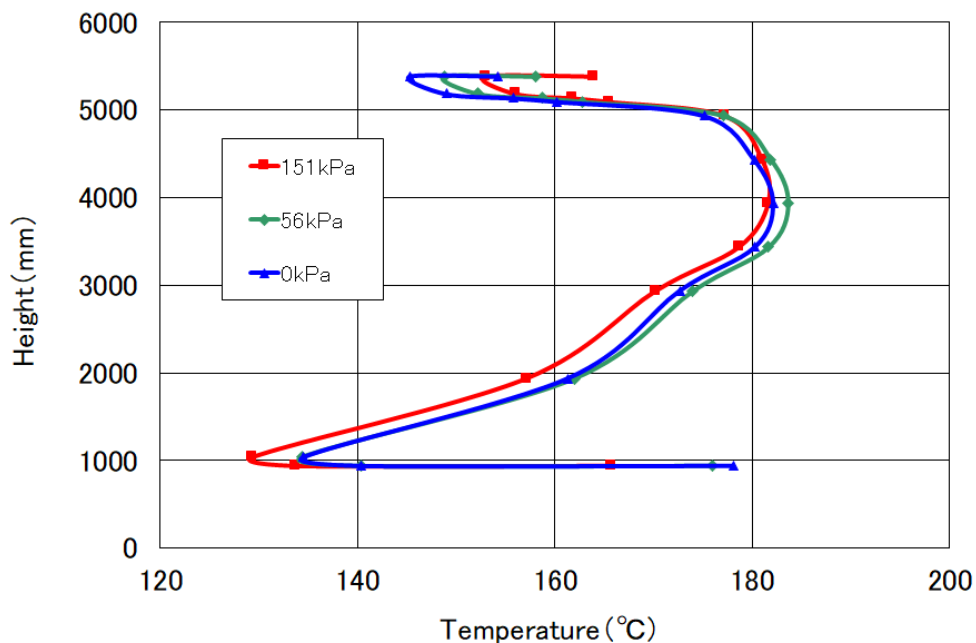


図 2-17 キャニスタ内圧とキャニスタ高さ方向温度分布の関係

(3) キャスクの種類が異なる場合 (Case3)

RC 製キャスクを用いたヘリウム漏えい実験を実施した。図 2-18 は ΔTBT とキャニスタ内圧の関係であり、図 2-19 は ΔTBT と給気温度の関係である。RC 製キャスクでは、図 2-2 に示すように、冷却空気が直接キャニスタ底部に衝突することから、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 ΔTBT 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 ΔTBT は、CFS 製キャスクの場合と同様に上昇している。なお、この際のヘリウム漏えいは、約 2 時間で 59kPa から 1kPa に低下させており、漏えい率は、 $3.60 \times 10 (\text{Pa m}^3/\text{s})$ と大きなものとなっている。よって、キャニスタ内圧が急激に低下し、その影響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 ΔTBT は約 8°C 上昇している。

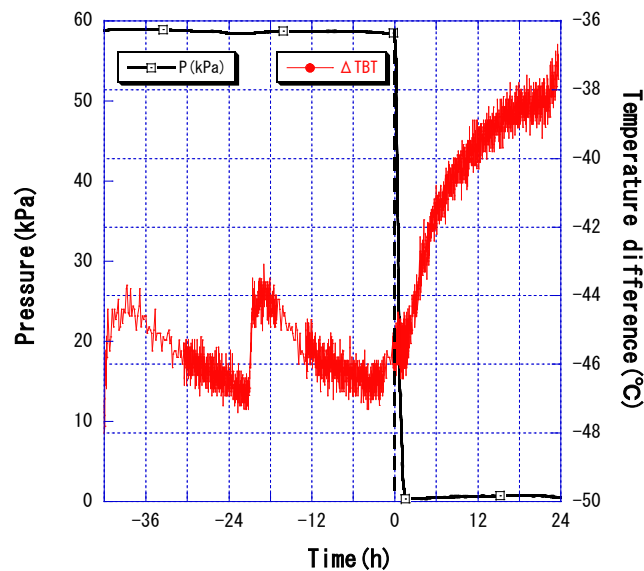


図 2-18 ΔTBT とキャニスタ内圧の関係 (Case3)

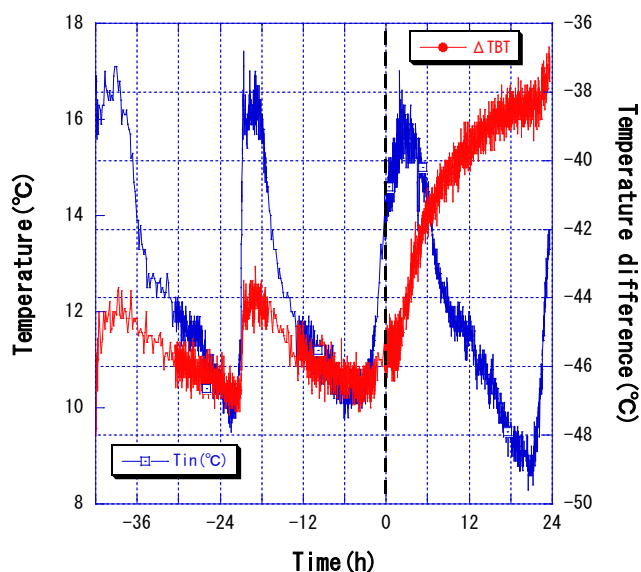


図 2-19 Δ TBT と給気温度の関係 (Case3)

(4) Δ TBT 法に関するまとめ

本実験において、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、キャニスタ頂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頂部中心の温度を引いた値を Δ TBT 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、 Δ TBT 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分かった。また、給気温度が夜間低下する際にも Δ TBT が単調に一定値に向かって上昇することから、ヘリウム漏えいの兆候を早期に検知できる可能性がある。よって、キャニスタ頂部中心、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と考えられる。

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 Δ TBT 変化による検知感度が良好になる。
- 2) 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。

2.4.2 TT法

2.4.1節では、キャニスタ底部中心温度(TB)から、キャニスタ頂部中心温度(TT)を引いた値である ΔTBT および給気温度(TIN)をモニタリングすることで、内部圧力の変化、すなわち、ヘリウム漏えいを検知する方法を紹介した。しかしながら、コンクリートキャスクの構造によっては、キャニスタの底部と頂部の両方に熱電対等の温度センサーを設置することが、困難を伴う場合もある。よって、温度センサーの設置施工の簡便さを踏まえた合理的なヘリウム漏えい検知方法を検討した。ここでは、実物大コンクリートキャスク模型を用いたヘリウム漏えい実験で得られた実験結果から、漏えい時のキャニスタ頂部とその周辺温度を再分析することにより、新たな漏えい検知方法を検討した。本節では、キャニスタ頂部付近の温度情報のみを用いて、漏えいを検知する手法[9-10]を紹介する。

ヘリウム漏えい実験で使用したキャスクの構造および分析対象温度計測点を図 2-20 に示す。TLBは、キャスク蓋底面の鋼板の温度、TLMは、キャスク蓋のコンクリート内温度、TLTは、キャスク蓋上部の鋼板の温度を示す。使用したキャスクは、CFS キャスクであり、Case1 の実験結果を分析することとした。

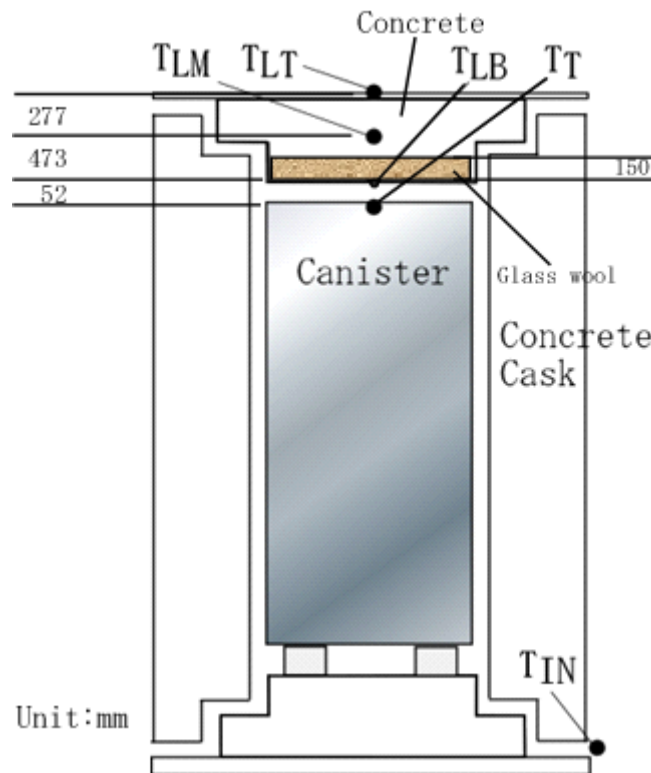


図 2-20 CFS キャスクの温度計測点

(1) キャニスタ頂部周辺温度の特徴

図 2-21 は、漏えい前後での図 2-20 に示す計測点の温度とキャニスタ内圧の変化の関係を示したも

のである。また、図 2-22 は、ヘリウム漏えい前後(0 時間が漏えい開始時間)の TT の変化とキャニスタ内圧の関係を示したものであり、漏えい開始から TT は、内圧低下に伴って低下していることが分かる。また、図 2-23~2-26 は、TT と各部の温度の関係を示したものである。図 2-23 は、TT と TLB の関係を示したものである。TLB は、TT とは、相関が強いことが分かる。図 2-24 は、TLM と TT の関係を示したものである。TLM は、TLB と比べて、TT の影響をあまり受けないことが分かる。図 2-25 は、TLT と TT の関係、図 2-26 は TIN と TT の関係を示したものである。キャスク蓋上部表面は、外気に直接接触することから、TLT は、TIN との相関が強いが、一方で、高温のキャスク上部で計測されているため、TIN よりも全体的に 30℃ほど高く、また、温度変動幅は、半減している。通常状態である漏えい前の TT と TIN を比較すると、TT は、TIN の一日単位の変動の影響をあまり受けておらず、気温の長期的な変動にのみ大きく影響されると推測される。

以上より、TLT においては、外気の温度変動の影響を大きく受けているが、TLM および TLB においては、外気の影響をあまり受けていないことが分かる。さらに、TLB は、漏えい開始後に時間遅れはあるものの、TT に敏感に追従するのに対して、TLM は、TT に対する追従性は、鈍感である。キャニスタ上部においては、コンクリートキャスク蓋部とキャニスタ頂部との間が狭く、高温空気が淀むことから、TLB および TT は、冷却空気の日変動の影響を大きく受けなため、TLB と TLM の比較においても気温変動による外乱を考慮する必要がなくなると考えられる。

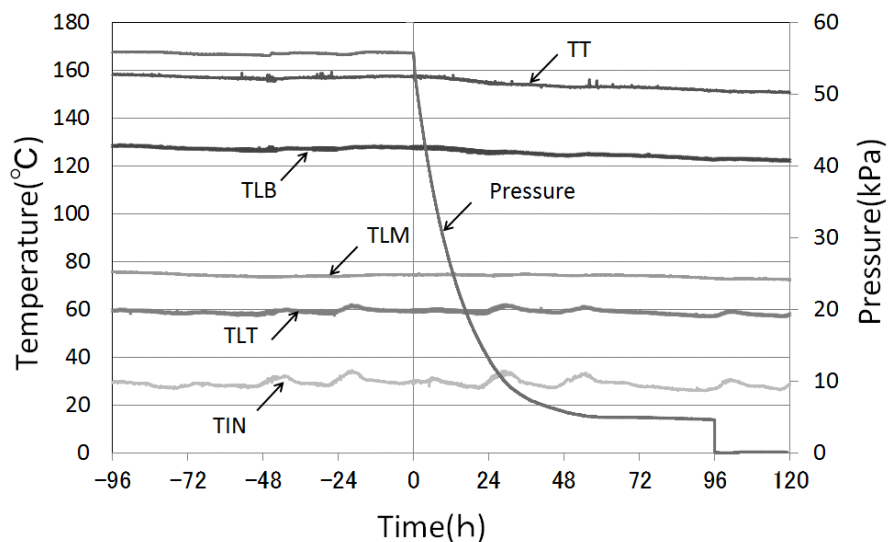


図 2-21 各部の温度と内圧の関係

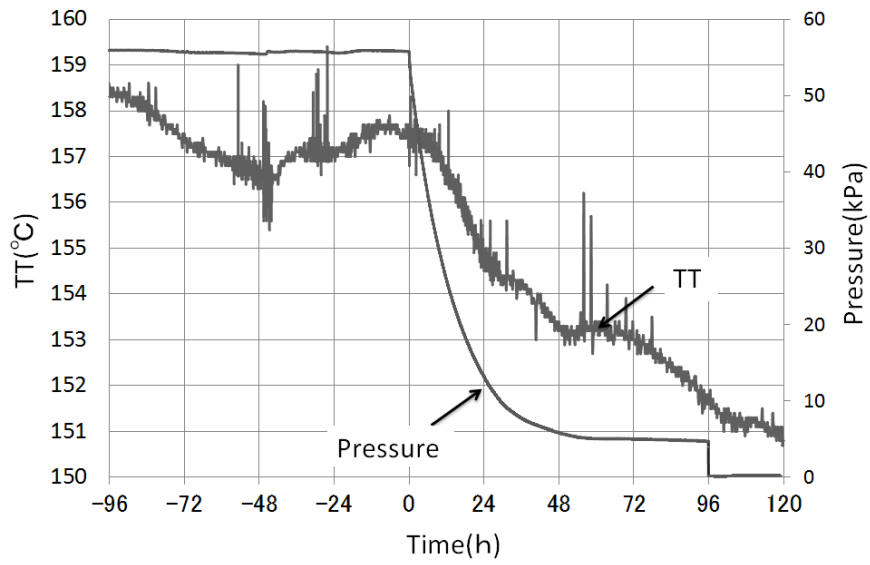


図 2-22 TT とキャニスタ内圧の関係

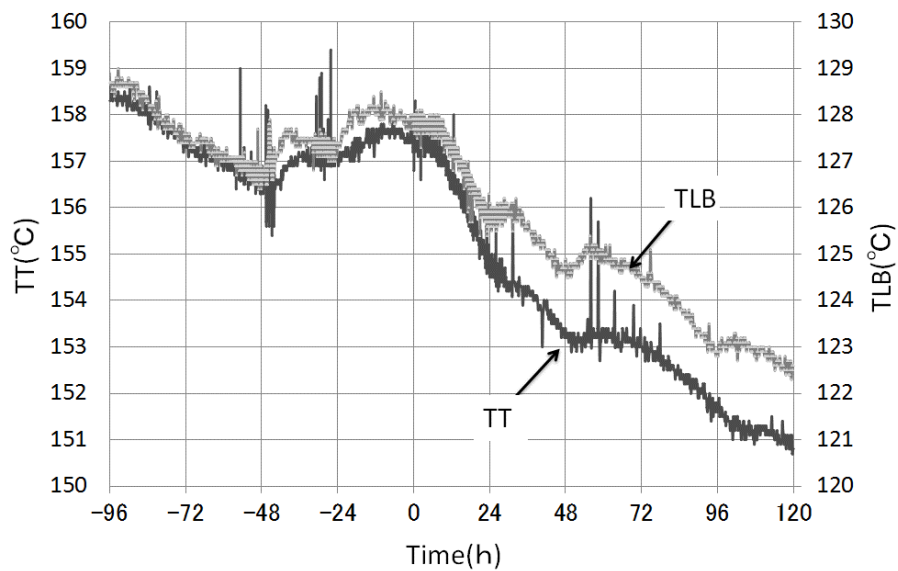


図 2-23 TT と TLB の関係

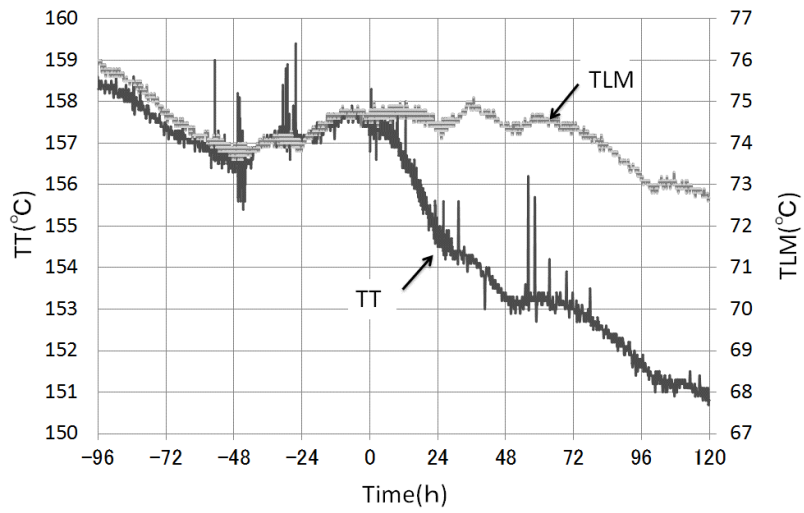


図 2-24 TT と TLM の関係

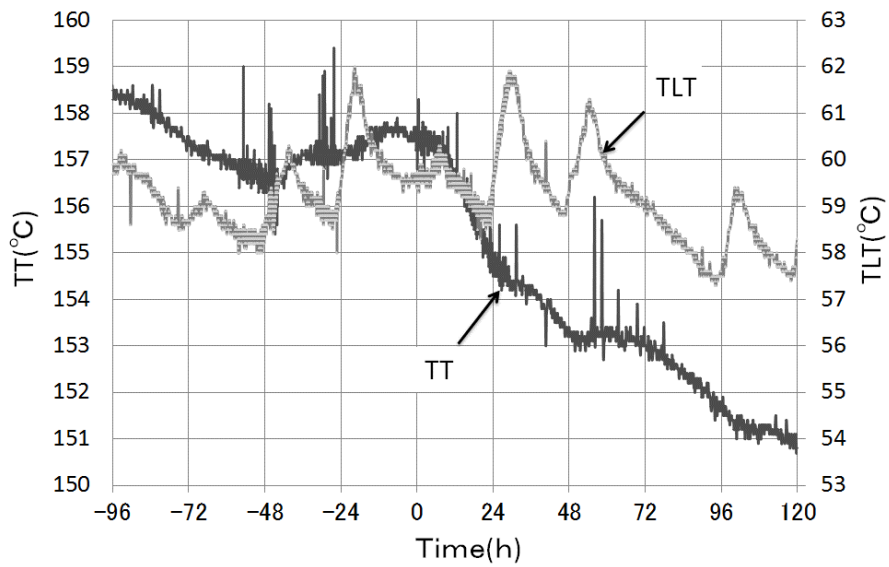


図 2-25 TT と TLT の関係

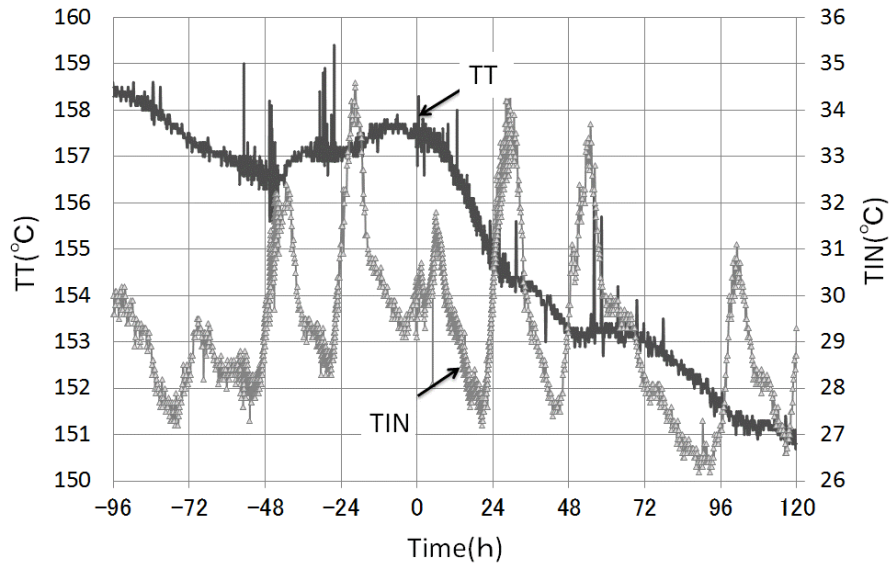


図 2-26 TT と TIN の関係

(2) ヘリウム漏えい検知の手法

図 2-23 と図 2-24 より、ヘリウム漏えい時に温度低下が顕著な点 TT の影響を大きく受ける点として TLB を採用し、その温度と比較する温度点としてヘリウム漏えい時に TT の変化をあまり受けない温度点として TLM を採用することとした。図 2-27 は、TLB と TLM の情報を利用したヘリウム漏えいセンサーの設置イメージである。キャスク蓋に貫通口を設けて、棒状センサーを挿入する。なお、センサーの素材は、基本的にコンクリートキャスク蓋と同等のもので構成されており、センサーを挿入した際には、貫通口を開ける前と同じ状態になるものとする。漏えいセンサーの二箇所の温度感知部で監視する温度は、図に示すように、TLM と TLB とする。また、図 2-28 は、コンクリートキャスク蓋部の素材と TLB と TLM を監視する位置(図 2-20 と同じ位置)を示したものである。図 2-29 は、TLB と TLM の温度変化を比較したものであり、通常時は、双方ともある一定の温度差を保った状態であるが、漏えい時には、TLB は急激に下降するが、TLM は下降が穏やかであることが分かる。これは、TLB が、TT に敏感に追従するのに反して、TLM が TT に敏感に追従しないことに起因している。図 2-30 は、TLB と TLM の変化量の差を示したものである。TLB と TLM の変化量の差である δ (TLM-TLB) を監視することにより、この温度差がある閾値 T_s を超えた場合に、キャニスタからヘリウムが漏えいしたものと推測される。なお、ここに示した T_s は、仮の値である。

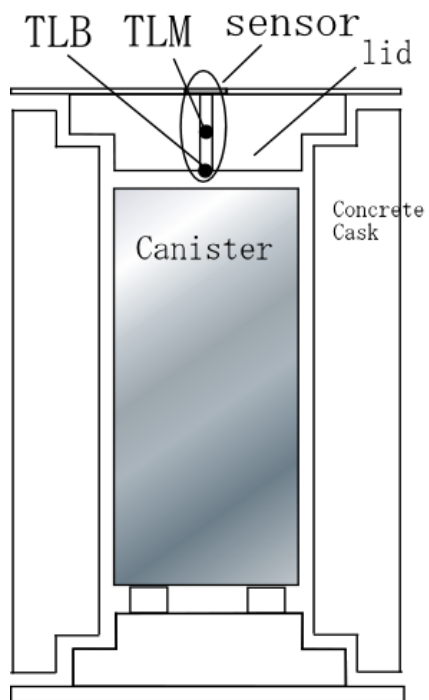


図 2-27 ヘリウム漏えいセンサーの設置イメージ

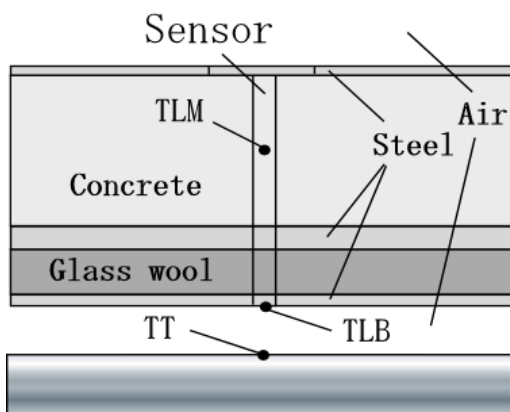


図 2-28 キャスク蓋を構成する要素と監視温度

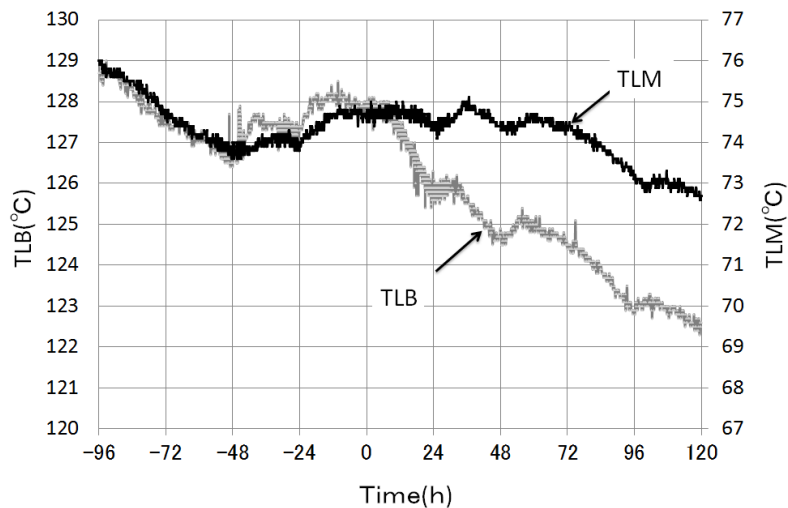


図 2-29 TLB と TLM の関係

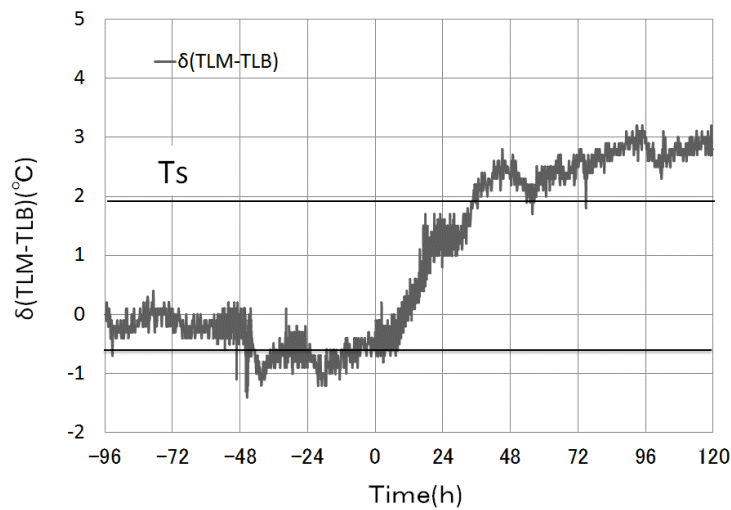


図 2-30 TLB と TLM の差

図 2-31 は、漏えいモニタリングのフローチャートを示したものである。まず、入力する温度は、TLM と TLB である。次に、漏えい判断基準としての閾値である T_s を決定する必要がある。この値は、キャニスタの発熱量(Q)、初期内圧(P)を用いて、実験データによる経験値もしくは実機解析による結果により決定されるものである。この後、監視開始時の基準となる温度 TLB0 と TLM0 を決定し、それぞれの温度変動 $\delta TLB (=TLB-TLB0)$ および $\delta TLM (=TLM-TLM0)$ を計算するとともに、 $\delta (TLM-TLB)$ を計算する。監視モニターには、 δTLB および δTLM が表示される。また、常に $\delta (TLM-TLB)$ が閾値 T_s を超えるかどうか判断されており、超えた場合、ノイズでなければ漏えいと判断され、ディスプレイに漏えい情報が表示されるとともにアラームが発報する。ノイズと判断された場合および $\delta (TLM-TLB)$ が閾値 T_s を下回る場合は、時間が規定の時間(t_0)かどうか判断され、 t_0 より短ければ、監視が継続されるが、 t_0 を超える場合は、閾値 T_s を再度求める作業必要となる。これは、崩壊熱Qが時間と共に減衰するためである。なお、実際の運用においては、解析および実験によるデータの蓄積が不可欠である。

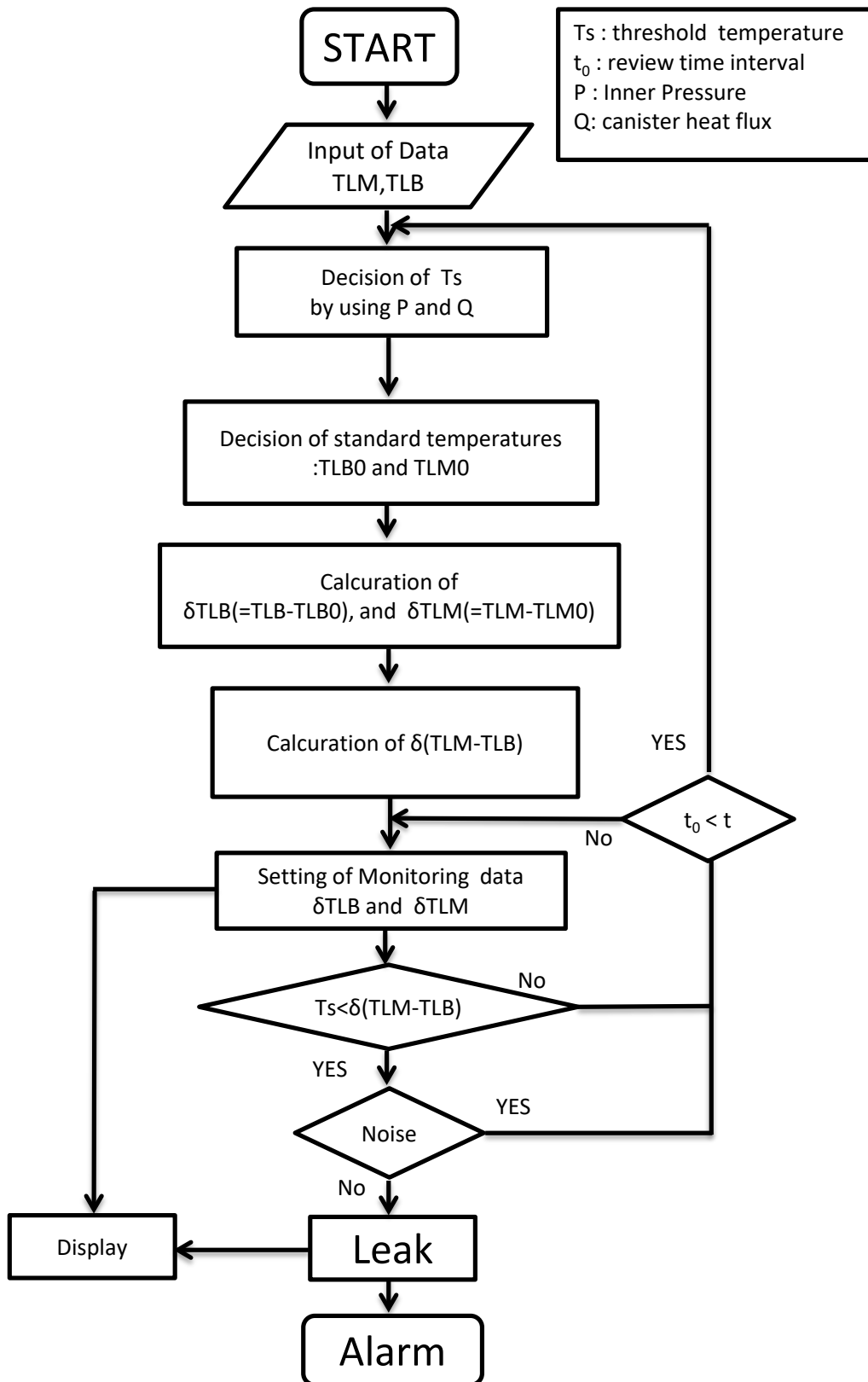


図 2-31 漏えいモニタリングのフロー図

(3) 漏えいセンサー設置位置の提案

温度情報を利用したヘリウム漏えい検知器の原理は、(2)項に示した通りであるが、ここでは、ヘリウム漏えいセンサーの感度についての検討を行う。図 2-32 は、キャニスタ上部およびキャスク蓋部の素材構成を示したものである。漏えいセンサーは、コンクリートキャスク蓋に小さな貫通口を開け、細い棒状センサーを挿入したものを想定している。

ここでは、実験データに基づき、一次元熱伝導解析モデルを作成し、このモデルを使用して、センサー寸法および構成要素についての検討を行った。解析モデルは、図 2-32 に示すキャニスタ頂部から、キャスク蓋上部の雰囲気温度(以下、TTA)地点までの直線上での熱のやり取りを一次元の熱伝導問題として取り扱った。また、キャニスタ頂部からキャスク蓋底部への輻射熱は考慮したが、その間の空気層における対流効果は、考慮していない。式(2-1)および(2-2)は、支配方程式である。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \varepsilon \sigma (TLB^4 - TT^4) \quad (L_1 < x < L_2) \quad (2-1)$$

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (L_2 < x < L_7) \quad (2-2)$$

T : temperature, t : time, x : distance, ρ : density, c : heat capacity, λ : heat conductivity, ε : radiation coefficient, σ : Boltzmann's constant

表 2-3 に、各部の寸法、材質、物性値を示す。また、TT と TTA を入力条件として、それぞれの時間変化を図 2-26 に基づいて、(2-3)式を求めた。TT は、漏えい開始前は、158°Cとして、開始から 96 時間で、151°Cになるように、直線的に低下するものとした。また、TTA は、キャスク蓋の上部の雰囲気温度として、TIN を参考にし、平均温度 30°Cから、変動幅±3°Cを 24 時間で周期的に変化するものとした。これらの入力条件を図 2-33 に示す。また、L7 の寸法とキャニスタ表面での輻射係数は、未知数であるので、図 2-21 に示す実験結果を参考にし、TLT と TLB が同等の温度になるように、数値を決定した。よって、ここでは、L7=0.04m、キャニスタ上面とキャスク蓋底部での輻射係数： $\varepsilon = 0.01$ を与えた。

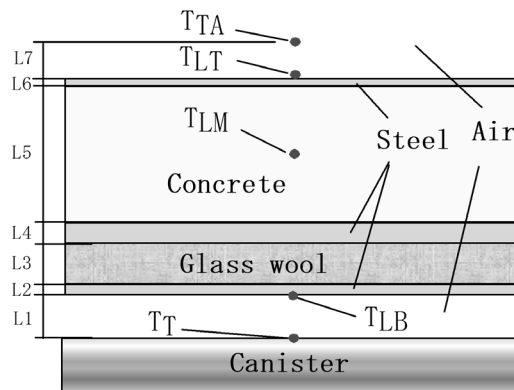


図 2-32 解析評価温度点 (Case A1)

表 2-3 各要素の長さと物性値 (Case A1)

Part	Material	Length	Density	Specific Heat	Heat Conductivity
		m	kg/m ³	J/kg/K	W/m/K
L1	Air	0.067	1.188	1007	0.02572
L2	Steel	0.012	7849	444	42.3
L3	Glass wool	0.150	32	810	0.034
L4	Steel	0.032	7849	444	42.3
L5	Concrete	0.559	2400	950	1.5
L6	Steel	0.009	7849	444	42.3
L7	Air	0.040	1.188	1007	0.02572

境界条件は、以下の通りである。

$$TT = \begin{cases} T_i & (-240h < t < 0h) \\ T_i - (T_i - T_f) \frac{t}{\Delta t} & (0h \leq t < 96h) \\ T_f & (96h \leq t < 240h) \end{cases} \quad (2-3)$$

$T_i : 158^\circ\text{C}$ 、 $T_f : 151^\circ\text{C}$ 、 $\Delta t : 96h$

$$TTA = T_a + \Delta T \sin\left(2\pi \frac{t}{t_d}\right)$$

$T_a : 30^\circ\text{C}$ 、 $\Delta T : 3^\circ\text{C}$ 、 $t_d : 24h$

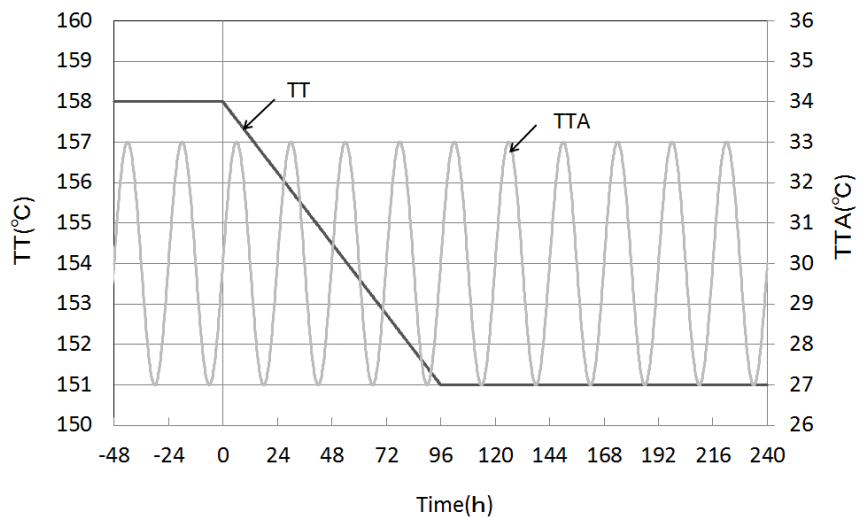


図 2-33 入力条件

図 2-34 は、解析で得られた各部温度の時間変化である。図 2-21 に示す実験結果と比較すると、TLM が、 10°C 程度低くなっている。これは、解析モデルが一次元であるため、実際の三次元的な熱のやり

取りを模擬しきれていないためと考えられる。また、図 2-35 は、キャニスタ頂部からキャスク蓋上部の雰囲気温度地点までの温度データを示したものである。この図から分かるように、TT に追従して TLB は、大きく低下するが、TLM に大きな温度変化は観られない。図 2-36 は、境界条件の一つである TTA と計算結果としての TLT の関係を示したものである。TLT は、TTA の影響を受け、若干の温度変動が観られるものの、その変動幅は小さい。また、TLT は、TT が低下する影響も受け、温度低下が観られるが、その低下幅は小さい。図 2-37 は、TLB と TLM の時間変化を示したものである。実物大コンクリートキャスクを用いた除熱実験で観られた傾向と同様に、漏えい開始後に、TLB は、TT に敏感に追従し、大きな温度低下が観られる一方で、TLM の TT に対する追従性は、鈍感であり、温度低下は小さい。従って、両者において相対差が生じている。なお、TLB が TT に対して時間遅れが生じる理由は、キャスク蓋部のコンクリートの熱容量が存在するために、TLB の温度低下に時間がかかるものと考えられる。図 2-38 は、TLM と TLB の変化差異の時間変化を示したものである。この差異を監視することにより、漏えい判断が可能となる。また、図 2-39 は、TLM と TLB の変化差異と TLM と TT の変化差異を比較したものである。TLB が漏えいセンサーの先端部の温度と考えると、この下部温度感知部分をよりキャニスタ頂部に近づけたほうが、漏えい検出器の感度を向上させることが出来ると考えられる。

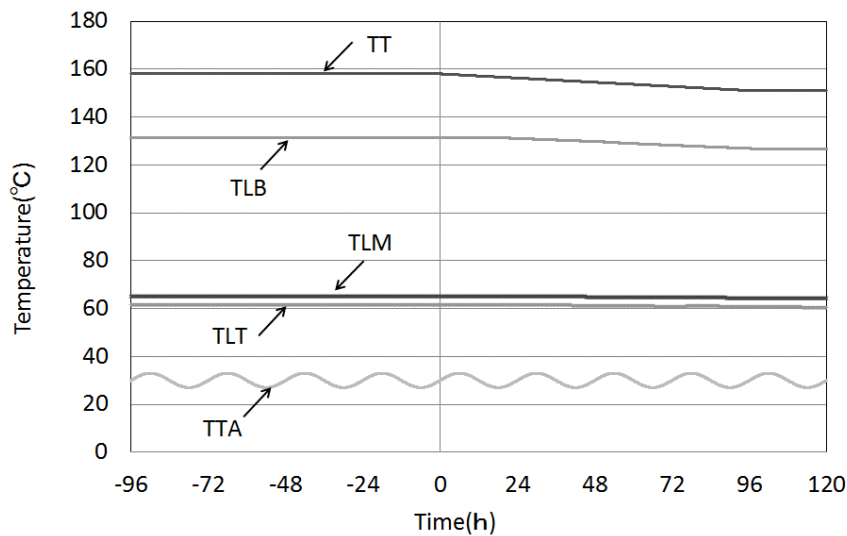


図 2-34 各部温度の時間変化

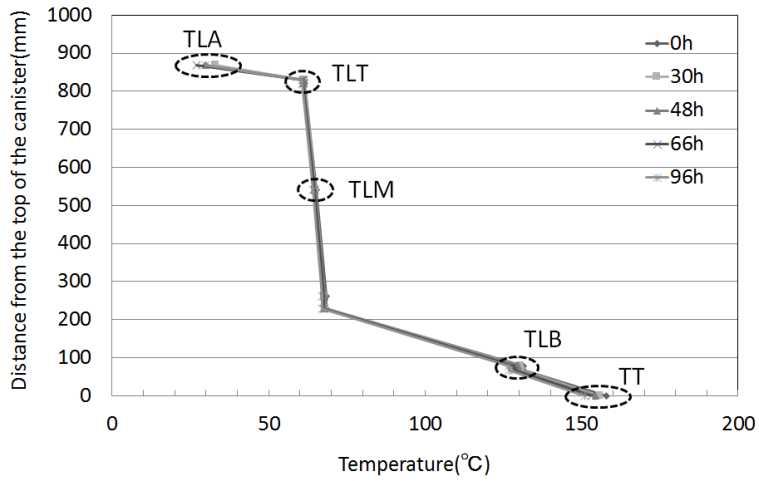


図 2-35 キャニスタ上部からキャスク蓋上部までの温度分布

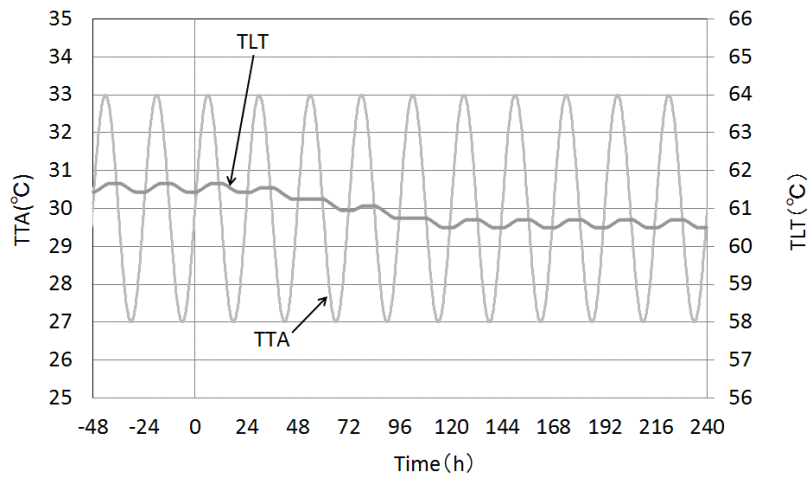


図 2-36 TLT と TTA の時間変化

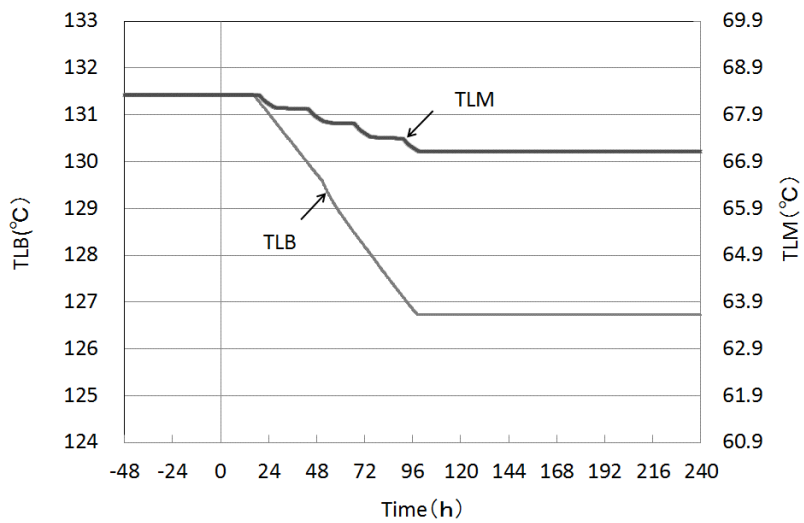


図 2-37 TLB と TLM の時間変化

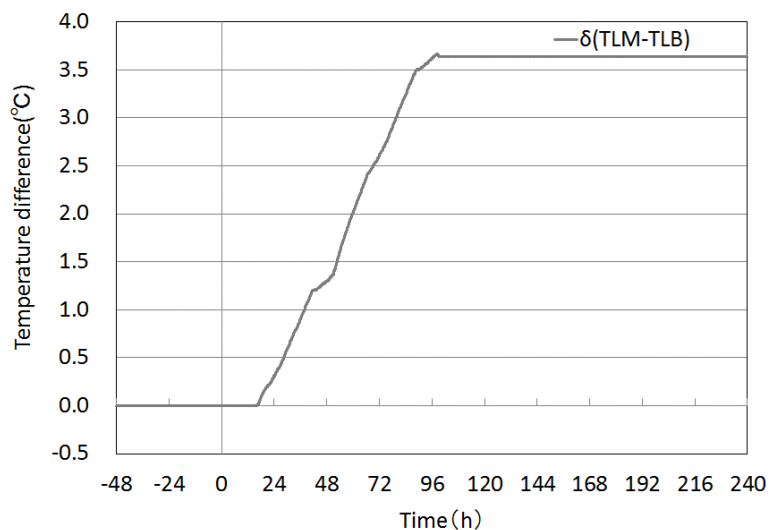


図 2-38 $\delta(TLM-TLB)$ の時間変化

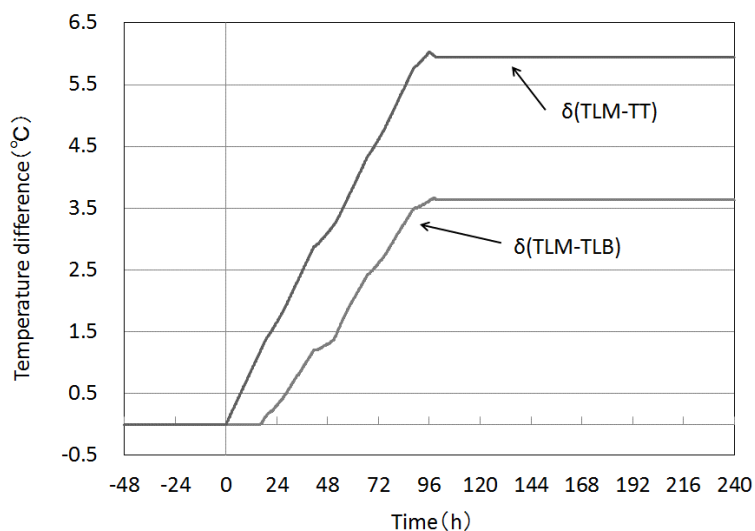


図 2-39 $\delta(TLM-TT)$ と $\delta(TLM-TLB)$ の時間変化

次に、センサー部の部材構成の検討を行った。センサー部分が蓋部の部材構成とは異なり、図 2-40 に示すように部材の大半をコンクリートにした場合を検討した。

各部材の寸法および構成要素を表 2-4 に示す。

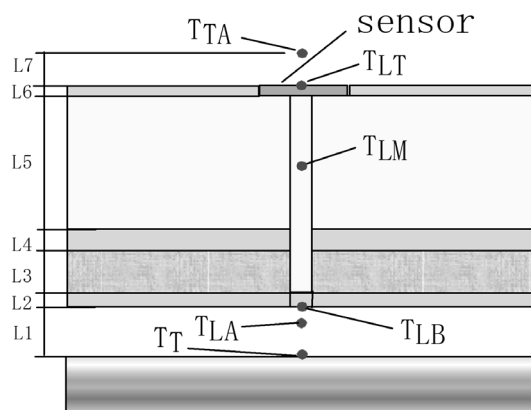


図 2-40 解析評価温度点 (Case A2)

表 2-4 各要素の長さ と物性値 (Case A2)

Part	Material	Length	Density	Specific Heat	Heat Conductivity
		m	kg/m ³	J/kg/K	W/m/K
L1	Air	0.067	1.188	1007	0.02572
L2	Steel	0.012	7849	444	42.3
L3	Concrete	0.150	2400	950	1.5
L4	Concrete	0.032	2400	950	1.5
L5	Concrete	0.559	2400	950	1.5
L6	Steel	0.009	7849	444	42.3
L7	Air	0.040	1.188	1007	0.02572

図 2-41 は、キャニスタ上面からキャスク蓋上部雰囲気温度地点までの温度分布を示したものである。TT と TLB の差は大きく、また、コンクリート部内は、温度差があまりついていない。図 2-42 は、TLB と TLM の時間変化を示したものである。センサー部分をほぼコンクリート単一で構成した場合は、TLB と TLM の温度差があまり付かない結果となった。また、図 2-43 は、 δ (TLM-TLB) の時間変化を示したものであり、変化が非常に小さいことが分かる。このことから、この要素構成では、検出感が低くなり、漏えいセンサーとしては、適していないことが分かる。

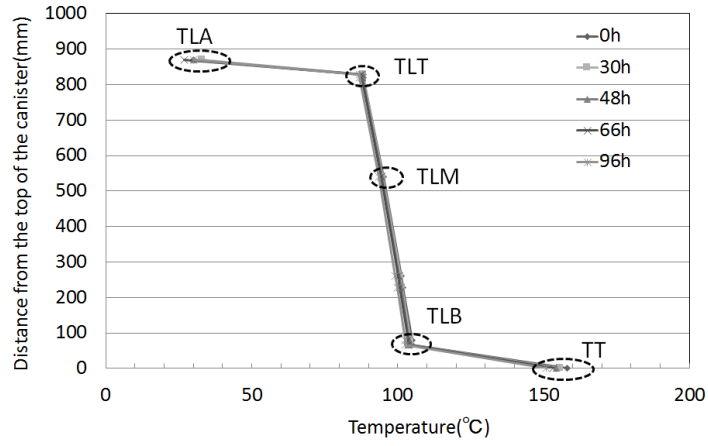


図 2-41 キャニスタ上部からキャスク蓋上部までの温度分布

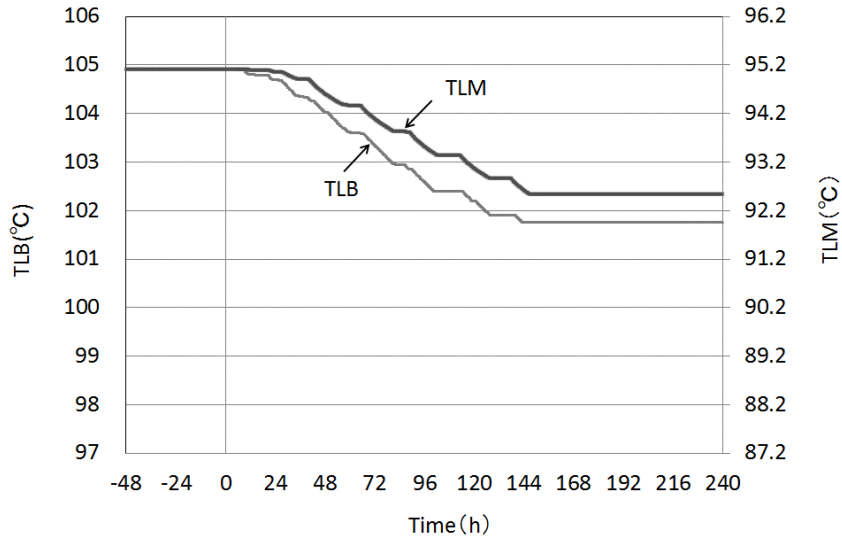


図 2-42 TLB と TLM の時間変化

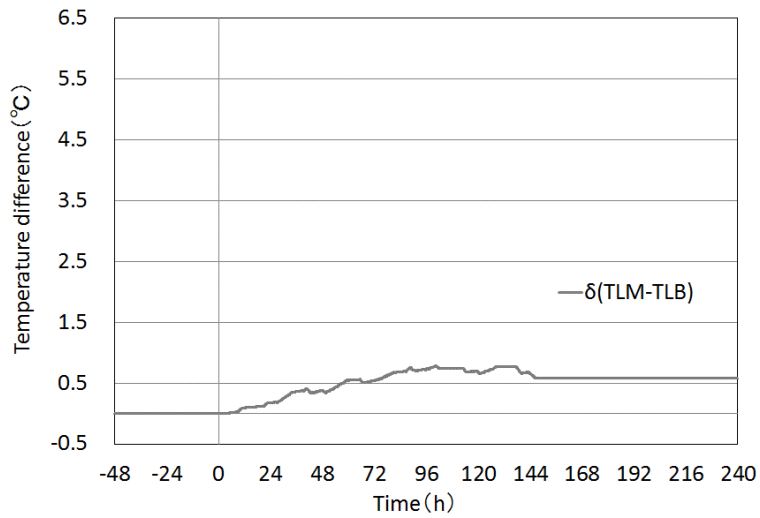


図 2-43 δ (TLM-TLB) の時間変化

また、漏えいセンサーを設置する際に検知感度の良い設置位置を検討するための解析を行った。解析での境界条件はこれまでと同様であるが、より TLB を監視する下部温度感知部の温度が TT になるべく近い温度になるようにするため、表 2-5 に示すように、漏えいセンサーの下部感知部の間隔を 67 mm (キャニスタ頂部とキャスク蓋底部の間隔) から 10mm に変更し、更に、漏えいセンサーの素材の一部であるグラスウールの厚みを増した。表 2-5 にセンサー各部の材質と寸法を示す。

図 2-45 は、キャニスタ頂部からキャスク蓋上部雰囲気温度点までの温度分布を示したものである。TLB は TT とほぼ同じ値となった。また、図 2-46 は、TLB と TLM の時間変化を示したものである。また、図 2-47 は、 δ (TLB-TLM) の時間変化を示したものである。漏えいセンサーの先端をキャニスタ頂部に近づけたことにより、漏えい後には、TLB と TLM の差をより大きくすることが出来ており、センサー感度を向上させることが出来る。

また、図 2-44 に示す TLB1 は、センサー先端設置した厚さ 10mm の鋼板の裏面温度である。鋼板は、熱伝導性が良いことから、TLB と TLB1 の差は、 0.01°C 以下となった。よって、下部感温部が直接、キャニスタ上部から放射線 (γ 線) を受けることを避ける方策として、下部感温部を漏えいセンサーの先端に貼り付けた鋼板の裏面に設置することも考えられる。

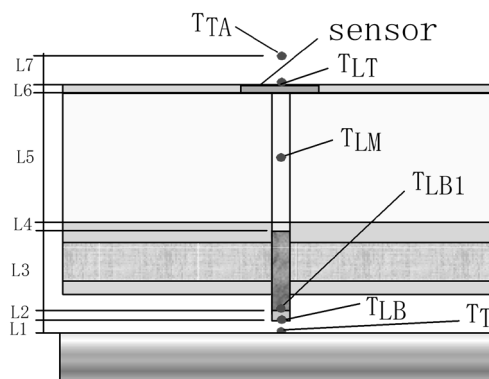


図 2-44 解析評価温度点 (Case A3)

表 2-5 各要素の長さ と物性値 (Case A3)

Part	Material	Length	Density	Specific Heat	Heat Conductivity
		m	kg/m ³	J/kg/K	W/m/K
L1	Air	0.010	1.188	1007	0.02572
L2	Steel	0.010	7849	444	42.3
L3	Glass wool	0.231	32	810	0.034
L4	Steel	0.010	7849	444	42.3
L5	Concrete	0.559	2400	950	1.5
L6	Steel	0.009	7849	444	42.3
L7	Air	0.040	1.188	1007	0.02572

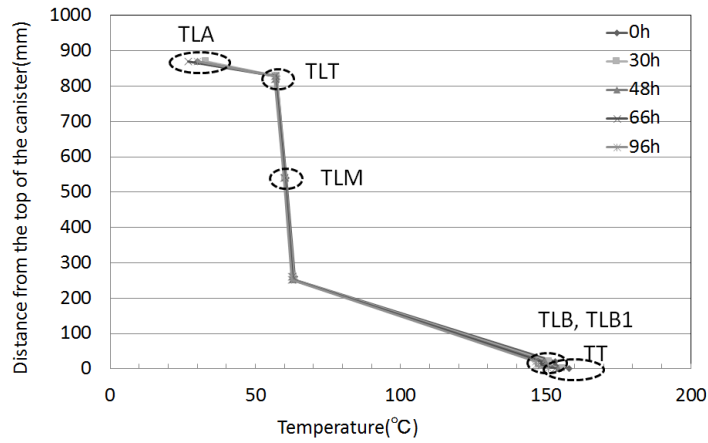


図 2-45 キャニスタ上部からキャスク蓋上部までの温度分布

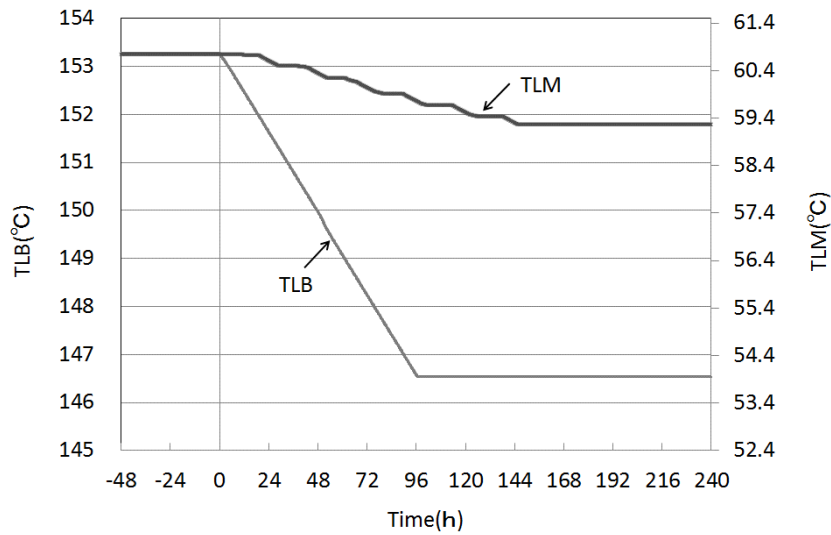


図 2-46 TLB と TLM の時間変化

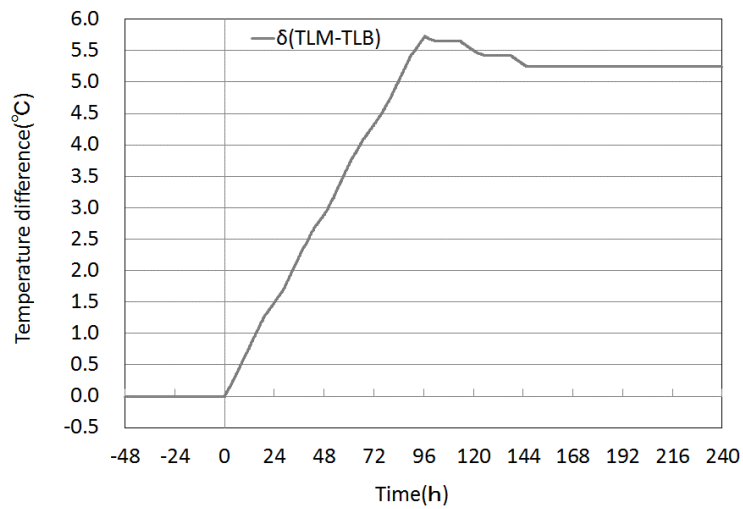


図 2-47 δ (TLM-TLB) の時間変化

(4) TT 法に関するまとめ

キャニスタからのヘリウム漏えい検知方法として、キャニスタの上部周辺温度のみを利用した方法を考案した。この方法は、従来の手法であるキャニスタの頂部と底部の温度を利用する方法と比べると、簡易であり、漏えいセンサーのメンテナンス時および交換時に有利なものである。この手法では、キャニスタからのヘリウム漏えい時にキャニスタの頂部温度が低下し、その低下に追従してキャスク蓋底部近傍の温度が低下する一方で、キャスク蓋内部の温度は、キャニスタの頂部温度の影響をあまり受けにくいことと、キャニスタの頂部とキャスク蓋底部の空間は、空気が淀んでいることから、この周辺温度が、外気の一日の変動の影響をあまり受けにくいことを利用している。漏えいセンサーとしては、キャスク蓋中央部に小さな貫通孔を空け、その中に、棒状のセンサーを挿入し、センサーの先端部と中央部の温度差を監視するものである。

また、実験結果に基づいて、一次熱伝導モデルを構築し、センサーの寸法および構成要素についての検討を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) センサーには、先端部と中央部の二点の温度感知部を設置するが、棒状センサー自体の構成要素は、キャスク蓋部の主要素であるコンクリート単体にするのではなく、棒状センサーの下方部分に断熱効果のあるグラスウール等を設置することにより、漏えい時の温度感度を向上することが可能である。
- 2) センサーの先端部分を極力キャニスタ頂部に近づけることにより、漏えい時の温度感度を向上することが可能である。
- 3) センサーに対するγ線対策として、センサーの先端に下部温度感知部を直接設置するのではなく、先端に 10mm 程度の鋼板を張り付け、その裏面に下部温度感知部を設置しても漏えい時の温度感度を低下させることはない。

2.4.3 TB 法

コンクリートキャスクには、給気口形状にストレートダクトを用いたものもあり、その場合、キャニスタ底面へのアクセスが容易であることから、TT 法のようにキャスク蓋の加工をする必要がないものもある。また、新たなキャスクを製造する場合は、給気口が屈曲構造を持つキャスクにおいてもキャニスタ底面にアクセスできる作業口を設ける(図 2-61 参照)ことも考えられる。このような場合は、漏えい検知手法として、キャニスタ底面付近の温度情報のみを用いた手法が有利となる。

よって、本節においては、キャニスタ底面の温度 TB を利用した漏えい検知手法[11]について紹介する。なお、本手法を TB 法と名付けた。ここでは、2.4.2 節と同様に、実物大コンクリートキャスク模型を用いたヘリウム漏えい実験結果に基づき、本手法を検討した。

漏えい実験で使用したキャスク構造および温度計測点を図 2-48 に示す。ここでの検討では、実験条件表である表 2-2 に示す Case1 と Case2 を用いた。

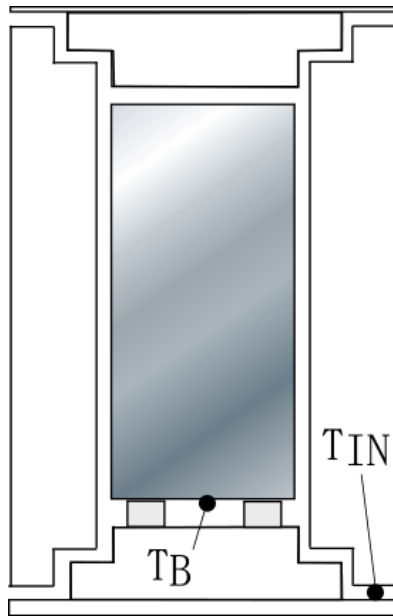


図 2-48 CFS キャスクの温度計測点

(1) TB の特徴

図 2-49 は、Case1 での内圧の変化と TB の関係、図 2-50 は、TB と TIN の関係を示したものである。また、キャニスタ底面は、給気口の近傍であるため、TB は、給気温度 TIN の日変動の影響を大きく受けることが分かる。なお、キャニスタの熱容量が大きいことから、空気からキャニスタ金属面に温度が伝わる際に減衰するため、TB の温度変動幅は、給気温度の変動幅の約 1/2 となっている。また、漏えい過渡時において、TB には、イレギュラーな変化が生じるとともに、内圧が低下しきった後では、TIN に対して、平均温度が上昇していることが分かる。

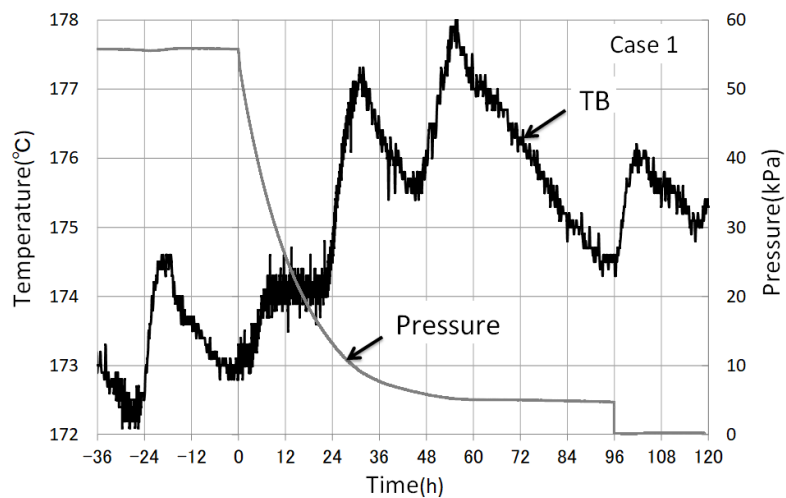


図 2-49 TB と内圧の関係 (Case1)

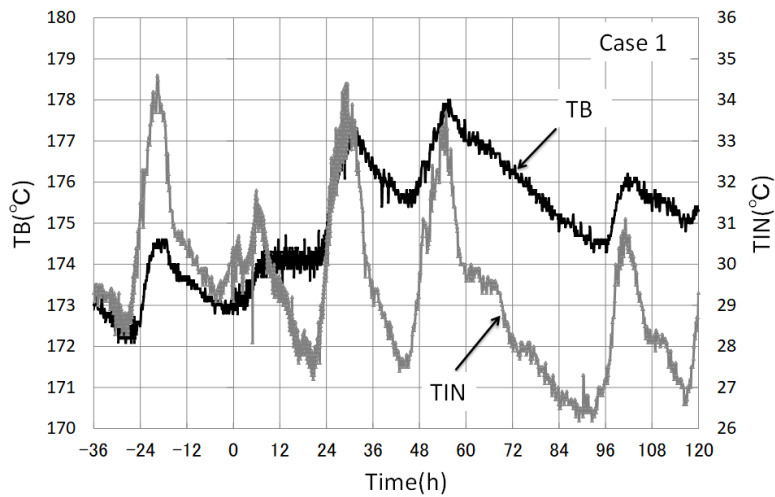


図 2-50 TB と TIN の関係 (Case1)

図 2-51 は、Case2 での TB と内圧の関係を示したものであり、図 2-52 は、TB と TIN の関係を示したものである。Case 1 と比べると、漏えい前の温度挙動は、同じであるが、Case2 のほうが漏えい時の内圧変化が大きく、それに伴い TB の温度変化量も大きいことが分かる。

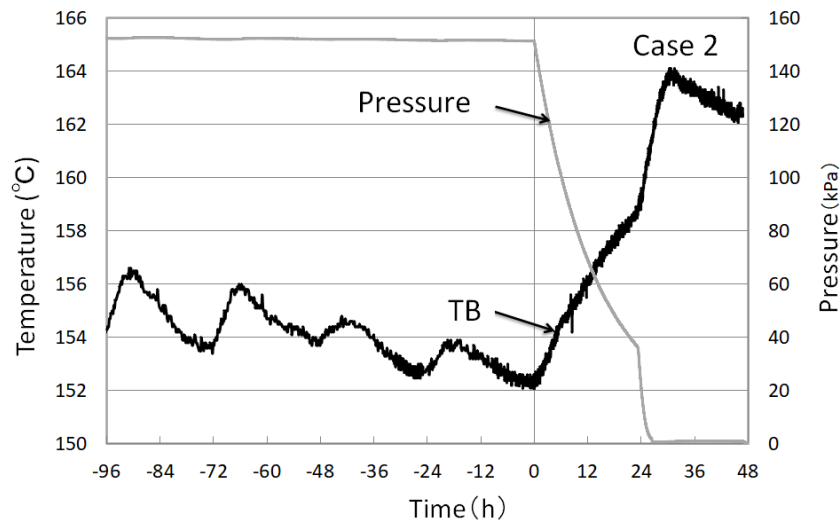


図 2-51 TB と内圧の関係 (Case2)

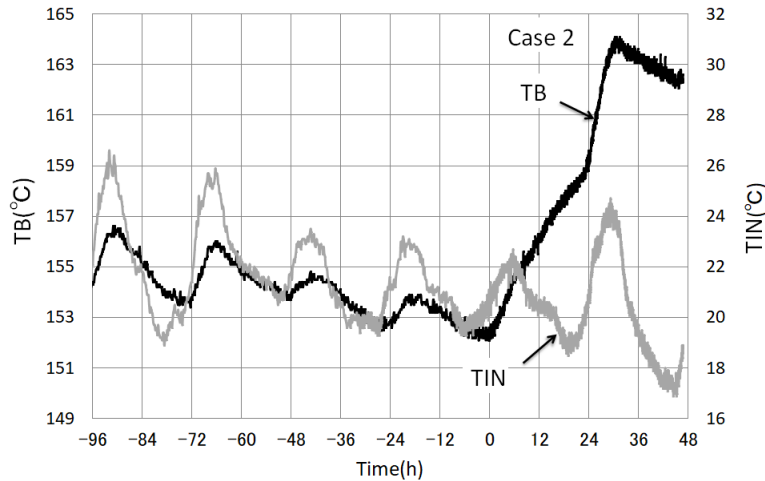


図 2-52 TB と TIN の関係 (Case2)

(2) 漏えい検知の原理

TB は、TIN の影響を大きく受けることから、TIN の影響を緩和することにより、TB の温度変化を用いて、漏えいを検知する二つの手法を提案した。一つは、キャニスタ底面温度 TB と給気温度 TIN からキャニスタ底面を通過する熱流束を求め、その変化から漏えいによるキャニスタ内圧の変化を推定する手法である。もう一つの方法は、キャニスタ内部からキャニスタ底面のステンレス板を通過し、外気へ放出される熱流束が一定である条件下で、キャニスタ内部の指標温度 (TH) を求め、TH と TB の温度差の変化からキャニスタ内圧の変化を推測する方法である。

(a) 熱流束を求める方法

図 2-53 は、キャニスタ底部の温度境界条件を示したものである。外気と接しているキャニスタ底面は、加熱されていることから、自然対流による熱伝達熱流束 (q_c) と輻射熱流束 (q_R) が生じることになる。なお、キャニスタ架台からの熱伝導による放熱も生じるが、ここでは、キャニスタ底部中心位置での熱流束を評価対象としている。よって、キャニスタ底部の板厚が底部中心から架台とキャニスタ底部の接触点までの距離に比べて十分に薄いことから、接触による熱伝導の影響が評価対象のキャニスタ底部中心位置に及ばないと仮定した。キャニスタ底面からの熱流束は、式 2-4 となる。

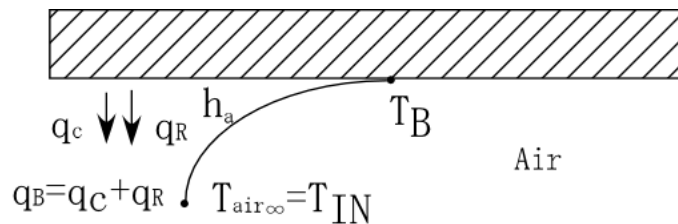


図 2-53 キャニスタ底部の境界条件

$$q_B = q_c + q_R = h_a(TB - TIN) + \varepsilon\sigma(273 + TB)^4 \quad (2-4)$$

なお、熱伝達係数(ha)は、伝熱ハンドブック[12]より、下向き加熱円形平板の自然対流伝熱相関式を用いる。したがって、

$$Nu_a = \frac{h_a L}{\lambda_a} = 1.55 \times C_1 \times 1.3 \times (Gr_l \cdot Pr_a)^{1/5} \quad (2-5)$$

$$C_1 = 3/4 \left\{ Pr / (2.4 + 4.9\sqrt{Pr} + 5Pr) \right\}^{1/4}$$

より、

$$h_a = \frac{\lambda_a}{L} \left(1.55 \times 1.3 \times C_1 \times \left(\frac{\beta g (TB - TIN) L^3}{\nu_a^2} \right)^{1/5} Pr_a^{1/5} \right) \quad (2-6)$$

ここで、L(キャニスタ直径)は、1.6mとした。

Case1を対象として計算で求めた熱流束の差とキャニスタ内圧の関係を図2-54に示す。なお、図中の $q_{B'}$ については、-36時間時点での熱流束を基準値として、この基準値からの熱流束の差を表している。内圧の低下とともに、 $q_{B'}$ の値が上昇していることが分かる。

図2-55は、Case2を対象として計算で求めた熱流束の差とキャニスタ内圧の関係を示したものである。図中の $q_{B'}$ については、-96時間時点での熱流束を基準値として、この基準値からの熱流束の差を表している。この実験ケースにおいては、Case1に比べて内圧の低下量が大きい分、 $q_{B'}$ の値の上昇量も大きくなっていることが分かる。

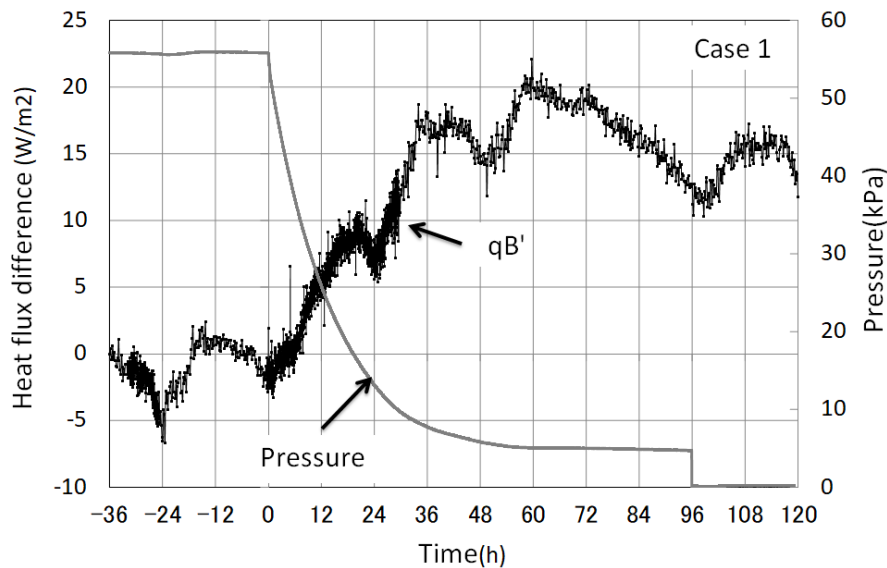


図 2-54 底面を通る熱流束と内圧の関係 (Case1)

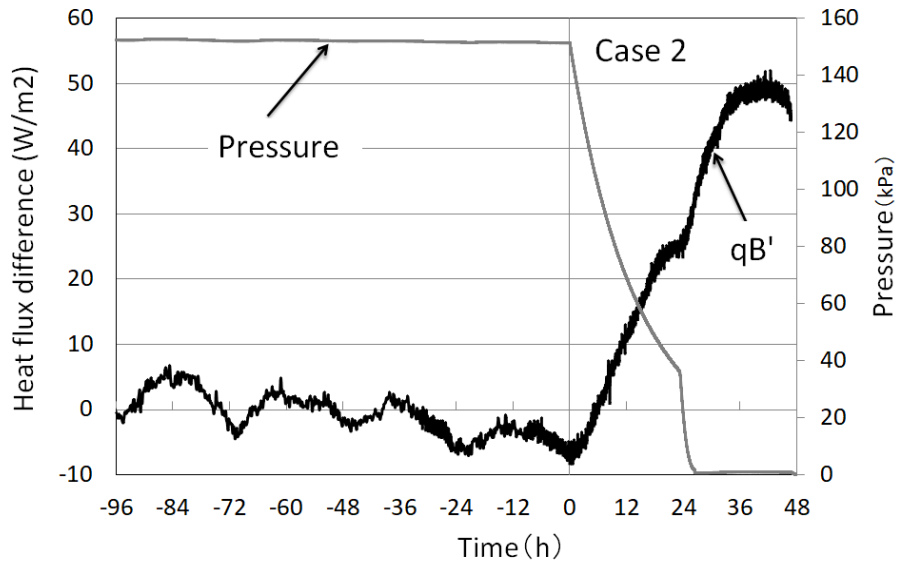


図 2-55 底面を通る熱流束と内圧の関係 (Case2)

図 2-56 は、漏えいモニタリングのフローチャートを示したものである。まず、入力する温度は、TB と TIN である。次に、TB と TIN を用いて熱流束 q_B を求める。この後、監視開始時の基準となる熱流束 q_{B0} を温度 TB0 と TIN0 をから求める。監視時点での q_B から q_{B0} を引くことにより、熱流束の変動量 $q_{B'}$ を求める。次に、漏えい判断基準としての閾値である $q_{B'S}$ を決定する必要がある。この値は、キャニスタの発熱量(Q)、初期内圧(P)を用いて、実験データによる経験値もしくは実機解析による結果により決定されるものである。監視モニターには、 $q_{B'}$ が表示される。また、常に $q_{B'}$ が閾値 $q_{B'S}$ を超えるかどうか判断されており、超えた場合、ノイズでなければ漏えいと判断され、ディスプレイに漏えい情報が表示されるとともにアラームが発報する。ノイズと判断された場合および $q_{B'}$ が閾値 $q_{B'S}$ を下回る場合は、時間が規定の時間(t_0)かどうか判断され、 t_0 より短ければ、監視が継続されるが、 t_0 を超える場合は、閾値 $q_{B'S}$ を再度求める作業必要となる。これは、崩壊熱 Q が時間と共に減衰するためである。なお、実際の運用においては、解析および実験によるデータの蓄積が不可欠である。

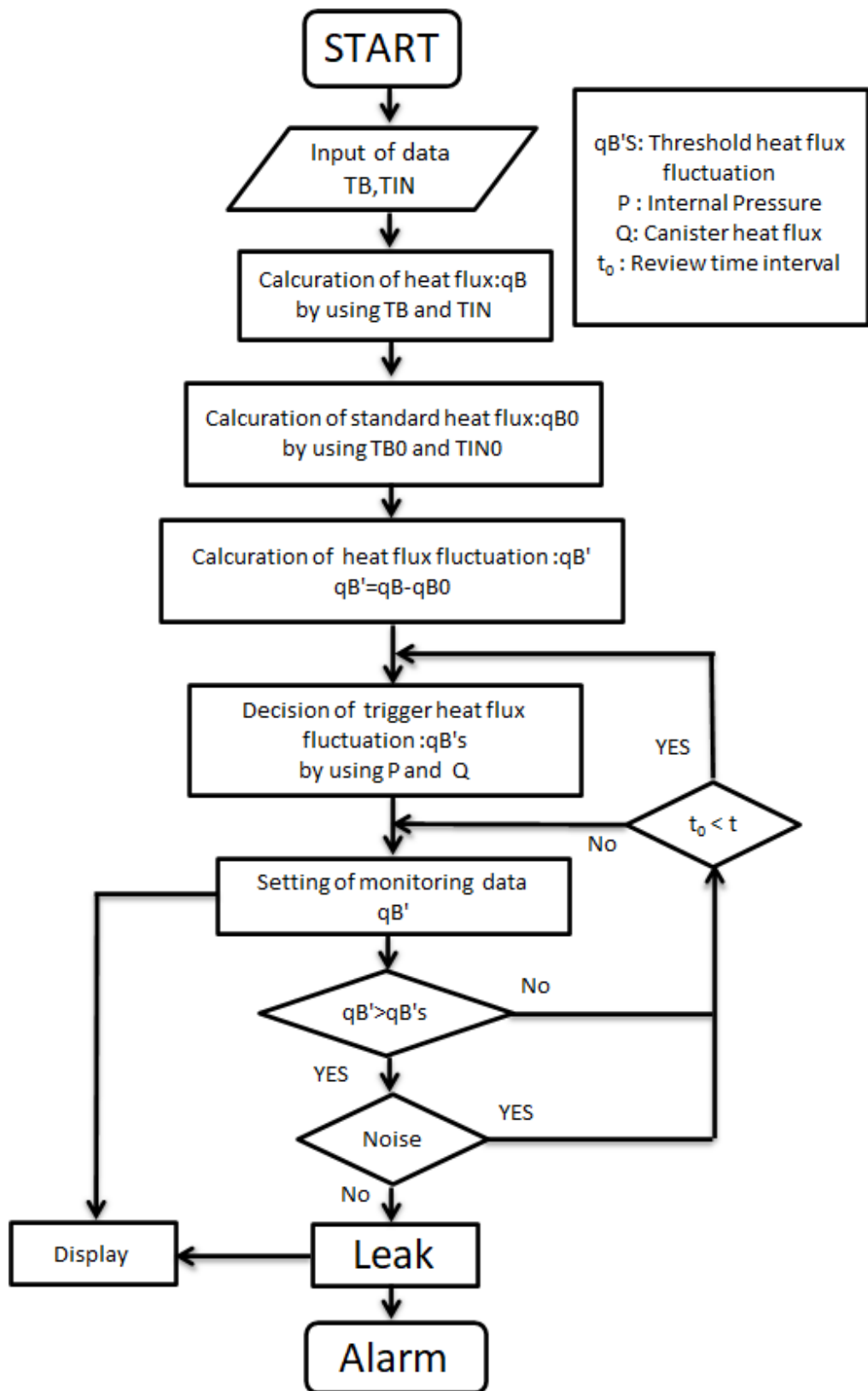
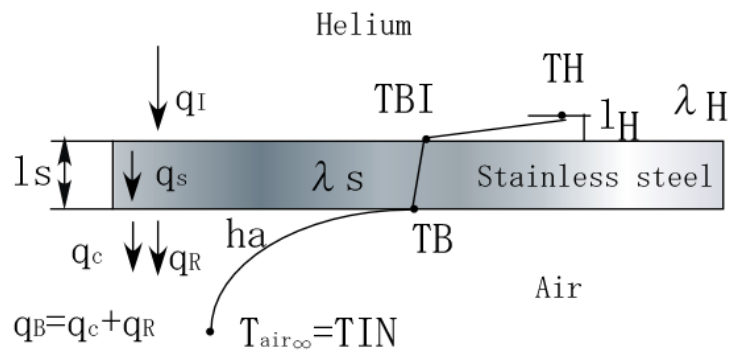


図 2-56 熱流束による漏えい判断のフローチャート

(b) キャニスタ内指標温度を求める方法

キャニスタ底面中心温度(TB)と給気温度(TIN)を用いて、キャニスタ内部の指標温度(TH)を求める方法について検討する。この手法は、いわゆる逆問題として、既知の温度データを用いて境界条件を求めるものである。キャニスタ内からキャニスタ底部に与えられる熱流束は、キャニスタ内部の発熱体から熱伝導で伝わる熱流束、輻射熱流束に加えて、対流による熱流束が考えられるが、これらをまとめた熱流束を q_I とする。また、この熱流束は、キャニスタ内部の底面極近傍において、ヘリウムの指標温度(TH)が熱伝導により与えていると仮定する。キャニスタ内部からキャニスタ底部を通過し、大気に放出されるまでの熱の流れと境界条件を図 2-57 に示す。



固体：キャニスタ壁(ステンレス)

$\lambda_s=16.0(\text{W}/\text{m}/^\circ\text{C})$ 、 $l_s=0.016(\text{m})$

図 2-57 キャニスタ底部における内外境界条件

熱は、キャニスタ内部からキャニスタ底部のステンレス板を通じて、大気(空気)に流れる。

ここでは、キャニスタ底面内側の極近傍である高さ l_H 離れた場所でのヘリウム指標温度を TH として、式(2-7)に示すように q_I の熱流束がステンレス板に熱伝導で熱が伝わると仮定する。ステンレス板内では、熱は、式(2-8)に示す熱伝導で伝わる。また、ステンレス板と空気との熱移行は、式(2-9)に示す熱伝達および輻射熱で伝わる。ここでは、キャニスタ架台を通じて熱伝導による放熱は、この地点において影響しないと仮定した。よって、熱流束 q_I 、 q_s 、 q_B は、それぞれ以下の式で表現される。

$$q_I = \lambda_H \frac{(TH - TBI)}{l_H} \quad (2-7)$$

$$q_s = \lambda_s \frac{(TBI - TB)}{l_s} \quad (2-8)$$

$$q_B = q_c + q_R = h_a(TB - TIN) + \varepsilon\sigma(273 + TB)^4 \quad (2-9)$$

$q_I = q_s = q_B$ の関係がある。よって、上記の 3 つの式から TBI を消去して、TH を求めると以下の式

になる。

$$TH = \left\{ 1 + h_a \left(\frac{l_H}{\lambda_H} + \frac{l_S}{\lambda_S} \right) \right\} T_B - h_a \left(\frac{l_H}{\lambda_H} + \frac{l_S}{\lambda_S} \right) TIN + \varepsilon \sigma \left(\frac{l_H}{\lambda_H} + \frac{l_S}{\lambda_S} \right) (273 + TB)^4 \quad (2-10)$$

キャニスタ内底部近傍のヘリウム指標温度(TH)は、(2-10)式に示すように、TBとTINを用いて表されることとなる。l_Hは、キャニスタ内底部の極近傍の範囲で任意に決められる値であり、ここでは、l_H=0.01mに設定した。

また、TH-TBは、(2-11)式になる。

$$\begin{aligned} TH - TB &= \left(\frac{l_H}{\lambda_H} + \frac{l_S}{\lambda_S} \right) \left\{ h_a (TB - TIN) + \varepsilon \sigma (273 + TB)^4 \right\} \\ &= \left(\frac{l_H}{\lambda_H} + \frac{l_S}{\lambda_S} \right) q_B \end{aligned} \quad (2-11)$$

計測開始点からの温度変動値、TH' -TB' は、

$$TH' - TB' = \left(\frac{l_H}{\lambda_H} + \frac{l_S}{\lambda_S} \right) (q_B - q_{B0}) \quad (2-12)$$

となる。

Case1でのTH' -TB'とキャニスタ内圧の関係を図2-58示す。なお、図中のTH' -TB'の値は、-36時間時点でのTH-TBを基準値として、この基準値からの変化量となっている。内圧の低下とともに、TH' -TB'の値が上昇していることが分かる。

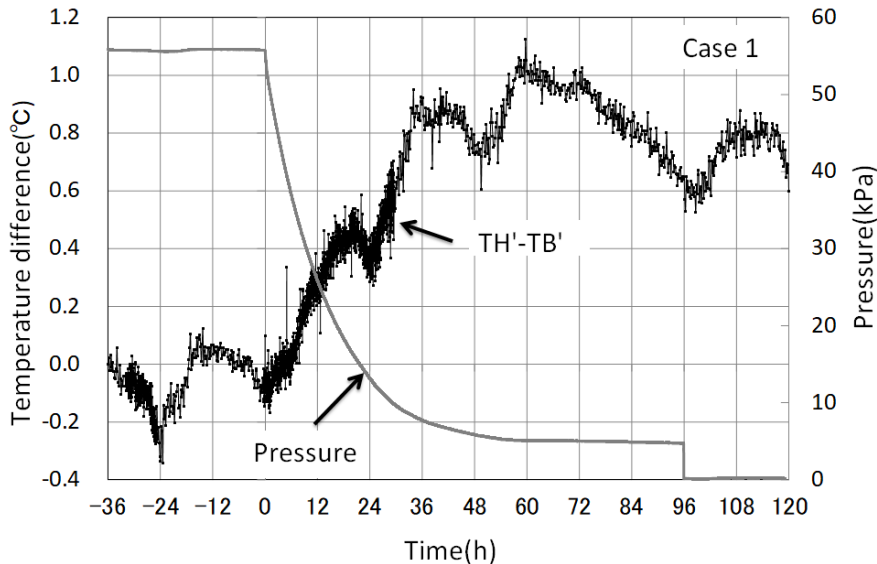


図 2-58 (TH' -TB')と内圧の関係(Case1)

図 2-59 は、Case2 を対象として計算で求めた TH と実験で得られた TB の温度差である TH' -TB' とキャニスタ内圧の関係を示したものである。

なお、図中の TH' -TB' の値は、-96 時間時点での TH-TB を基準値として、この基準値からの変化

量となっている。この実験ケースにおいては、Case1 に比べて内圧の低下量が大きい分、 $TH' - TB'$ の値の上昇量も大きくなっていることが分かる。

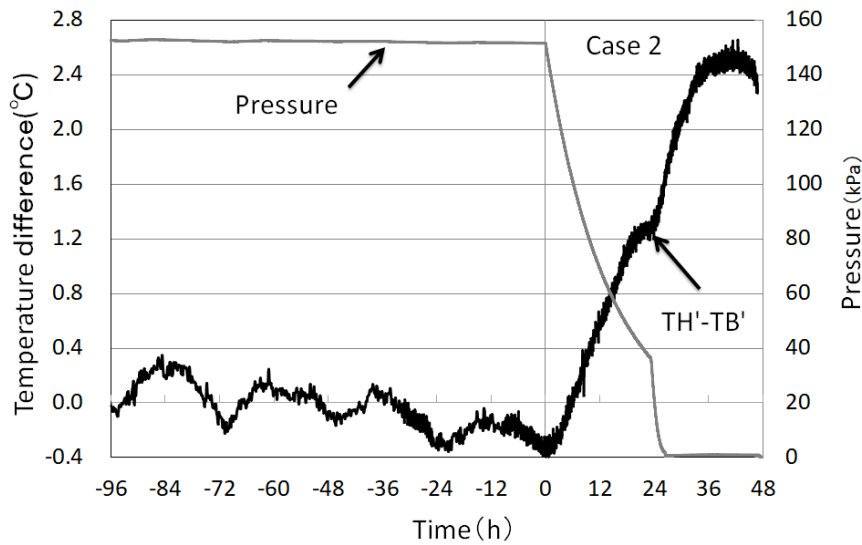


図 2-59 ($TH' - TB'$) と内圧の関係 (Case2)

図 2-60 は、漏えいモニタリングのフローチャートを示したものである。入力値は、 TB と TIN である。次に、 TB と TIN を用いて指標温度 TH および熱流束 q_B を求める。また、 TB_0 と TH_0 を用いて基準発熱量 q_{B0} を求める。この後、式 2-12 の温度変動 $T' (=TH' - TB')$ を求める。次に、漏えい判断基準としての閾値である $T'S$ を決定する必要がある。この値は、キャニスタの発熱量 (Q)、初期内圧 (P) を用いて、実験データによる経験値もしくは実機解析による結果により決定されるものである。監視モニターには、 T' が表示される。また、常に T' が閾値 $T'S$ を超えるかどうか判断されており、超えた場合、ノイズでなければ漏えいと判断され、ディスプレイに漏えい情報が表示されるとともにアラームが発報する。ノイズと判断された場合および T' が閾値 $T'S$ を下回る場合は、時間が規定の時間 (t_0) かどうか判断され、 t_0 より短ければ、監視が継続されるが、 t_0 を超える場合は、閾値 $T'S$ を再度求める作業必要となる。これは、崩壊熱 Q が時間と共に減衰するためである。なお、実際の運用においては、解析および実験によるデータの蓄積が不可欠である。

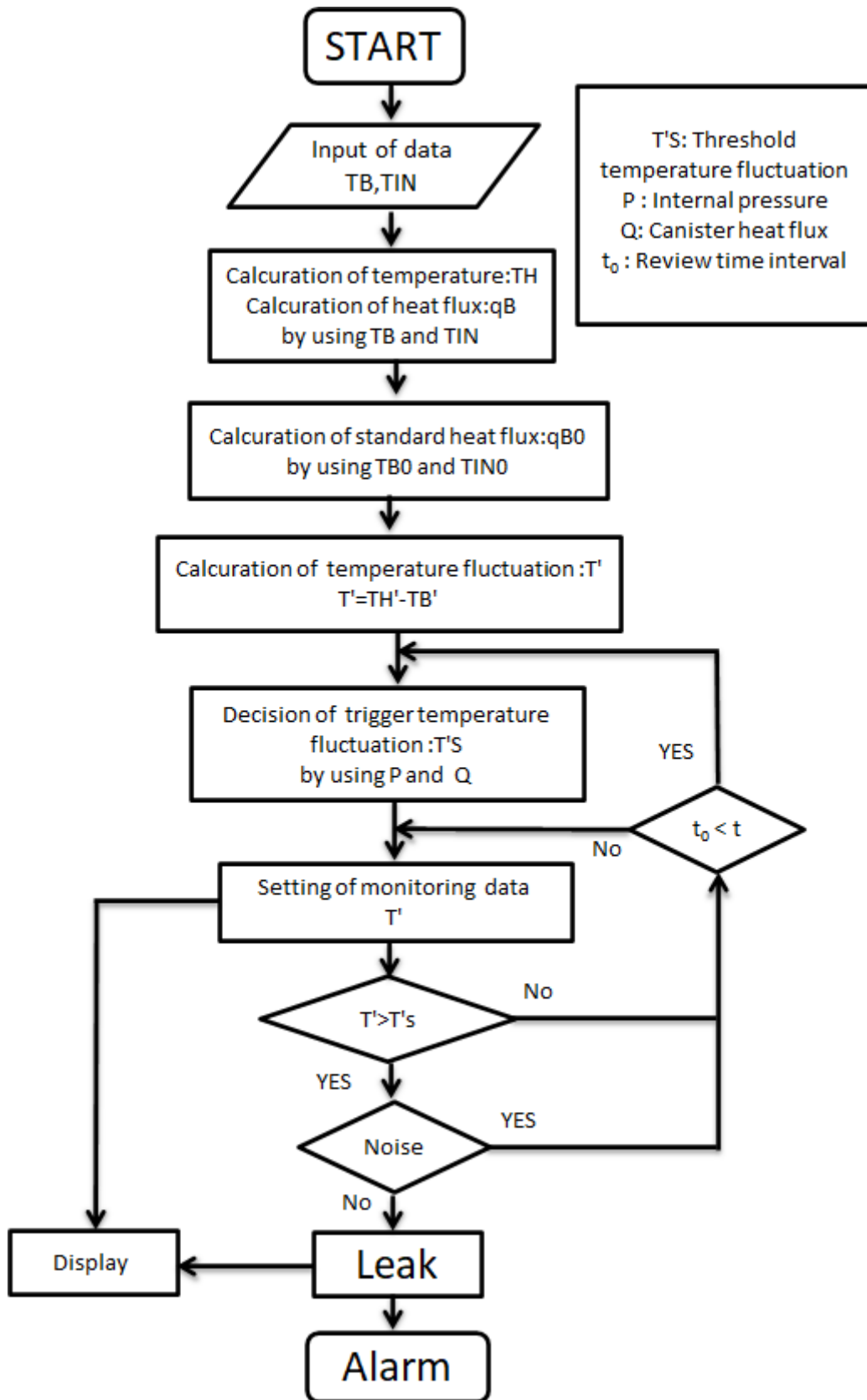


図 2-60 漏えい判断のフローチャート(キャニスタ内指標温度手法)

(3) 温度センサー設置位置の提案

温度センサーの設置に対しては、キャスクの給気流路構造により、その取り付けの難度が異なる。図 2-61 示す給気流路がステップ状の構造になっているキャスクにおいては、キャニスタ底部へのアクセスが難しいことから、キャスク製造時に、温度センサーのアクセスが可能となる通路を新設しておくことが望ましい。温度センサーは、給気口から挿入し、キャニスタ底面中央部でリフトアップすることにより、キャニスタ底部の温度を計測する。また、同時に給気口での空気温度も計測する。

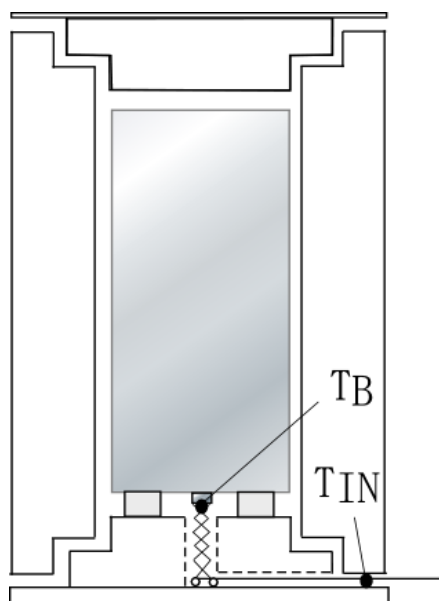


図 2-61 温度センサー設置方法(測定通路新設型)

一方で、図 2-62 に示すように、給気流路がストレートダクト構造で、キャニスタ底部へのアクセスが容易な構造をもったキャスクの場合は、温度センサーを給気口から挿入し、キャニスタ底面中央部でリフトアップし、底面温度を計測すると共に給気口での空気温度を計測することになる。

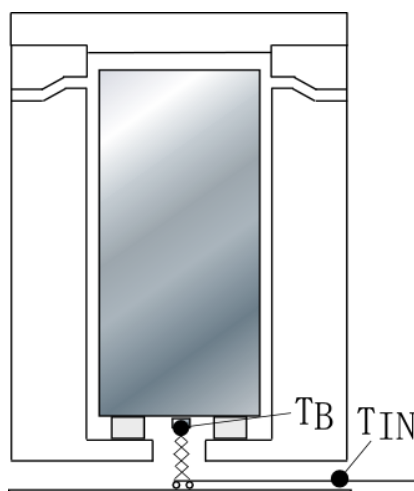


図 2-62 温度センサー設置方法(既存流路利用型)

(4) TB 法に関するまとめ

キャニスタからのヘリウム漏えい検知方法として、キャニスタ底部温度および給気温度のみを使った新しい検知方法を提案した。

ここでは、二つの手法を提案した。

一つは、キャニスタ底面温度および給気温度を用いて、キャニスタ底面を通過する熱流束を求めその上昇量が予め計算もしくは実験結果に基づいて求められた閾値を超え、ノイズの可能性が無い場合に、漏えいと判断する方法である。もう一つは、キャニスタ内の指標温度を求めその温度とキャニスタ底面温度の差が予め計算もしくは実験結果に基づいて求めた閾値を超え、ノイズの可能性が無い場合に、漏えいと判断する方法である。

特に、キャニスタ底部の温度を利用する方法においては、キャニスタ底部にアクセスしやすい給気流路構造を有するキャスクについては、キャスクに対する特段の加工を行うことなく、温度センサーを取り付け、漏えい検知が可能となる。

2.5 まとめ

実物大コンクリートキャスク模型を用いて、キャニスタからのヘリウム漏えい実験を実施した結果からキャニスタ表面温度変化を利用した三つの漏えい検知手法を提案した。

本実験において、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、キャニスタ頂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頂部中心の温度を引いた値を ΔT_{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、 ΔT_{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分かった。本手法を ΔT_{BT} 法と名付けた。

本手法の特徴は、以下の通りである。

- 1) キャニスタ内圧を高めるほど ΔT_{BT} 変化による検知感度が良好になる。
- 2) 流路形状の異なるコンクリートキャスクでも本手法が適用できる。

しかしながら、 ΔT_{BT} 法では、キャニスタの頂部温度と底部温度を計測する必要があり、キャスクの流路形状によっては、温度センサーの取り付けおよび交換が困難なものもある。よって、キャニスタの一方側の温度情報のみを用いた漏えい検知手法を検討した。

その一つとして、キャニスタの上部周辺温度のみを利用した方法を考案した。本手法を TT 法と名付けた。この手法では、キャニスタからのヘリウム漏えい時にキャニスタの頂部温度が低下し、その低下に追従してキャスク蓋底部近傍の温度が低下する一方で、キャスク蓋内部の温度は、キャニスタ

の頂部温度の影響をあまり受けないことと、キャニスタの頂部とキャスク蓋底部の空間は、空気が淀んでいることから、この周辺温度が、外気の一日の変動の影響をあまり受けないことを利用している。漏えいセンサーとしては、キャスク蓋中央部に小さな貫通孔を空け、その中に、棒状のセンサーを挿入し、センサーの先端部と中央部の温度差を監視するものである。

また、実験結果に基づいて、一次熱伝導モデルを構築し、センサーの寸法および構成要素についての検討を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) センサーには、先端部と中央部の二点の温度感知部を設置するが、棒状センサー自体の構成要素は、キャスク蓋部の主要素であるコンクリート単体にするのではなく、棒状センサーの下方部分に断熱効果のあるグラスウール等を設置することにより、漏えい時の温度感度を向上することが可能である。
- 2) センサーの先端部分を極力キャニスタ頂部に近づけることにより、漏えい時の温度感度を向上することが可能である。
- 3) センサーに対するγ線対策として、センサーの先端に下部温度感知部を直接設置するのではなく、先端に 10mm 程度の鋼板を張り付け、その裏面に下部温度感知部を設置しても漏えい時の温度感度を低下させることはない。

キャニスタの一方側の温度情報を用いて漏えい検知するもう一つの手法として、キャニスタ底部温度および給気温度のみを使った検知方法を提案した。本手法を TB 法と名付けた。

ここでは、二つの手法を提案した。

一つは、キャニスタ底面温度および給気温度を用いて、キャニスタ底面を通過する熱流束を求めその上昇量が予め計算もしくは実験結果に基づいて求められた閾値を超え、ノイズの可能性が無い場合に、漏えいと判断する方法である。

もう一つは、キャニスタ内の指標温度を求めその温度とキャニスタ底面温度の差が予め計算もしくは実験結果に基づいて求めた閾値を超え、ノイズの可能性が無い場合に、漏えいと判断する方法である。特に、キャニスタ底部の温度を利用する方法においては、キャニスタ底部にアクセスしやすい給気流路構造を有するキャスクについては、キャスクに対する特段の加工を行うことなく、温度センサーを取り付け、漏えい検知が可能となる。

参考文献

- [1] 電力中央研究所, 2015. “使用済燃料貯蔵の基礎”, ERC 出版.
- [2] Takeda, H., Wataru, M., Shirai, K., Saegusa, T., 2008. “Heat removal verification tests using concrete casks under normal condition”, Nucl. Eng. Design, Vol. 238, 1196-1205
- [3] 竹田 浩文, 亘 真澄, 白井 孝治, 三枝 利有., 2004.”コンクリートキャスクの実証化研究-通常時

の除熱試験-”, 電力中央研究所報告, N04029.

- [4] Wataru, M., Takeda, H., et al, Shirai, K., Saegusa, T., 2008. “Heat removal verification tests of full-scale concrete casks under accident conditions”, Nucl. Eng. Design, Vol. 238, 1206-1212.
- [5] 亙 真澄, 竹田 浩文, 白井 孝治, 三枝 利有., 2004.”コンクリートキャスクの実証化研究-事故時の除熱試験-”, 電力中央研究所報告, N04030.
- [6] Takeda, H., Wataru, M., Shirai, K., Saegusa, T., 2008. “Development of the detecting method of helium gas leak from canister”, Nucl. Eng. Design, Vol. 238, 1220-1226
- [7] 竹田 浩文, 亙 真澄, 白井 孝治, 三枝 利有., 2004.”コンクリートキャスクの実証化研究-キャニスタ内ヘリウムの漏えい検知方法の開発-”, 電力中央研究所報, N04031.
- [8] 竹田 浩文, 鳥生 大祐, 牛島 省., ” キャニスタの長期密封性能評価手法の開発 (その2) -ヘリウム漏えい解析および簡便な漏えい検知手法の提案-“, 電力中央研究所報, N15006.
- [9] Takeda, H., 2016, “Development of Helium Leak Detector for SCC of Welded Canister”, 4th Nuclear Materials Conference 2016, Montpellier, France
- [10] Takeda, H., 2019. “Helium leak detection method using ambient temperature of canister top”, Nucl. Eng. Design 352, 110135.
- [11] Takeda, H., 2020. “Helium leak detection method using ambient temperature of a canister bottom and air at inlet”, Nucl. Eng. Design 362, 110576.
- [12] 日本機械学会, 2009. “伝熱工学資料 改訂第5版” .

第3章 小型キャニスタ模型を用いた評価

3.1 概要

第2章において、実物大コンクリートキャスク模型を用いた漏えい実験を実施したところ、キャニスタ内のヘリウムが漏えいした際に、キャニスタの表面温度が変化し、この温度変化を利用することにより、圧力計の代替とした漏えいモニタリングが可能であることを示した。本章においては、このような現象のメカニズムを解明するために想定した実キャニスタ[1]寸法の1/18縮尺模型を用いて、実施した実験および実験解析について記述する。ここでは、二種類の実験装置を使用した。一つは、キャニスタ内に燃料集合体を模擬した12本の電気ヒータを設置したものであり、本装置を用いてキャニスタ姿勢を垂直および水平にした漏えい実験および実験解析を実施した。もう一つの実験装置は、キャニスタ内の内部構造物をさらに簡略化し、発熱体1本とバスケットを円筒で模擬した実験装置を製作し、内部の圧力およびガスの種類、更には、ガスの混合条件をパラメータとした実験を行い、キャニスタ内外の熱流動現象を調べる基礎実験を実施した。

これらの実験および解析により、キャニスタ内圧とキャニスタ内外の温度の関係を把握し、そのメカニズムを解明した。以下に、行った3種類の実験および実験解析についての概要を記載する。

(1) 縦置き姿勢での評価 [2-4]

12本の電気ヒータを用いた小型キャニスタ模型を縦置き姿勢にした状態での漏えい実験を実施した。キャニスタ内圧(1atm~5atm)、発熱量(11.9W~47.8W)および内部流体の種類(空気およびヘリウム)をパラメータした実験を実施した。この実験において、ガス漏えい時に、キャニスタの頂部温度が下がり、キャニスタ底部温度が上昇する現象が観察された。なお、この現象は、数値解析を行うことにより、メカニズムが解明された。解析結果によると、高圧時には、キャニスタ頂部の熱流束が大きいことから、キャニスタ上部の空間に熱容量の大きい熱溜まりが生じ、そこから、頂部を通じて熱が放出されるため頂部温度が上昇することが明らかとなった。一方で、低圧時には、この熱溜まりが小さくなることから放熱量が減少し、頂部温度が低下すると共に、内部の対流効果が減少することにより、発熱体温度が上昇し、発熱体に接触しているキャニスタ底部温度が上昇するものと推測された。

(2) 横置き姿勢での評価 [5-7]

コンクリートキャスクでは、キャニスタは縦置き姿勢であるが、キャニスタを横置き姿勢で貯蔵する横型サイロ貯蔵も存在する。本研究で提案しているキャニスタ表面温度変化を利用した漏えい検知手法が横型サイロ貯蔵においても適用可能かどうかを検討するために、上記のキャニスタ模型を横置き姿勢にした状態で漏えい実験を実施し、漏えい検知に使用可能な温度計測位置について検討した。実験では、キャニスタ縦置き実験と同様に、キャニスタ内圧、発熱量、内部流体の種類をパラメータ

とした漏えい実験を実施し、それぞれの実験条件での各部温度データを取得した。減圧すると、キャニスタ底部温度およびキャニスタ側面底部温度が上昇した。一方、キャニスタ頂部およびキャニスタ側面上部温度が低下した。よって、この4箇所を検知部位として、それぞれの組み合わせで、感度の良い検知方法が可能であることが分かった。また、解析を行い、キャニスタ内部の現象を把握しメカニズムを解明した。

(3) 圧力および気体種類における基礎的評価 [8]

上記の実験では、キャニスタ内が初期状態で負圧である実験を行っていない。しかし、負圧キャニスタが成立すれば、キャニスタの密封性喪失時に、内部のガスが外環境に放出されないことから安全性に優れたキャニスタを提案することが可能となる。ここでは、主に負圧キャニスタに対して、密封性喪失時にキャニスタの表面温度変化から漏えいを検知する手法についての検討を行った。

本実験では、キャニスタ内構造物を単純化した実験装置を用いて、キャニスタ内の初期圧力条件を負圧と正圧の両方での漏えい実験を行い、空気およびヘリウムの単一気体での圧力とキャニスタ内外の温度との関係を調べるとともに、初期に負圧でヘリウムを入れた状態から、大気圧まで空気が混入した際の圧力とキャニスタ内外の温度の関係を調べた。更に、漏えい検知の観点から、全ての実験条件での結果について、キャニスタ内圧とキャニスタ表面温度変化の関係を体系的に整理した。

なお、Arya ら [9] は、キャニスタ内圧と使用済燃料温度の関係を調べることを目的として、小型のキャスク模型を用いた実験を行っている。この実験では、内部気体に空気およびヘリウムを用いて、内圧と発熱体であるキャニスタ表面温度の関係を調べている。また、Chalasanani ら [10] は、その実験解析を行っている。しかし、これら研究では、キャニスタ内が正圧条件のみであると共に、キャニスタ表面を等温条件とした際の熱流動現象を調べたものである。

また、西村ら [11-12] もキャニスタを横置き姿勢でコンクリートモジュールに収納したサイロ貯蔵を対象とした 1/4 スケールの小型模型を用いた実験を実施しているが、キャニスタからのガス漏えいを対象とした実験は行っていない。

3.2 縦置き姿勢での評価

キャニスタ内に燃料集合体を模擬した 12 本のヒータを設置した装置を用いてキャニスタを縦置き姿勢での漏えい実験および解析を実施した。本実験においては、2 章で示した実物大コンクリートキャスク模型実験においてキャニスタ内ガス漏えい時に見られたキャニスタ表面温度が変化する現象を解明することを目的とした。

3.2.1 実験装置

実験装置の全体写真を図 3.2-1 に示す。装置は、圧力容器、直流電源、配管系の他に計測システムより構成されている。圧力容器には、外乱として外気が直接当たらないように、周りをアクリル板で囲んだ。また、圧力容器は、図 3.2-2 に示すように、高さ 260mm、外径 101mm のステンレス鋼製であり、容器内部には、アルミ製バスケットの中に、12 本の発熱体が挿入されている。図 3.2-3 は、実験装置の構成を示したものであり、ヒータおよび熱電対のケーブルは、スウェジロックを介して容器蓋部より、外部に引き出されている。

図 3.2-4 は、圧力容器内の構造および温度計測点を示したものである。発熱体は、直径 10mm で発熱部が 150mm の棒状電気ヒータの両端に外径 10mm で厚さ 1mm 長さ 35mm の中空のアルミパイプが装着されている。なお、発熱体は、バスケットに接触しないようにガイドが付けられているが、容器底部には、接触した状態である。また、温度計測には、直径 0.5mm の K 型熱電対を使用した。発熱体 A には、高さ方向に下から熱電対 THB、THC、THT が接着してあり、発熱体 B には、高さ方向に下から熱電対 THB2、THC2、THT2 が接着してある。ヒータは、直流電源を用いて発熱させており、発熱量は、ヒータに負荷した電圧と電流を実測し、それらの積として求めた。また、熱電対 TGB および TGT は、圧力容器内の気体の温度を計測するためのものである。

図 3.2-5 は、圧力容器外表面の熱電対の設置位置を示したものである。特に評価上重要となる圧力容器蓋部中心温度は、熱電対 TT、圧力容器底部中心温度は、熱電対 TB により、計測された。圧力容器側面の温度は、高さ方向下から熱電対 TCSD、TCSDM、TCSM、TCSTMT により計測された。また、熱電対 TCTT により、圧力容器蓋部の周辺温度が計測され、熱電対 TIN により、外気温度が計測された。

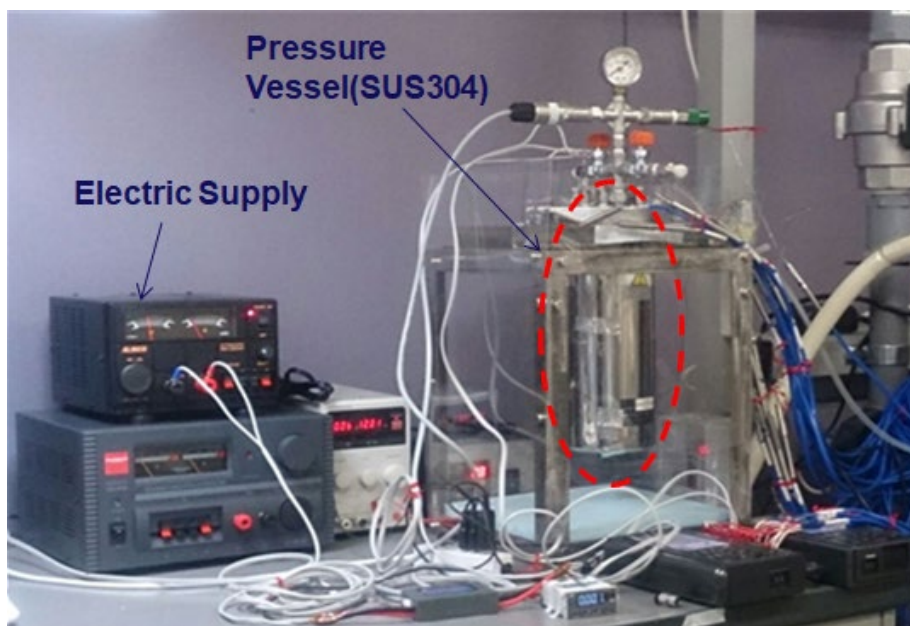


図 3.2-1 実験装置の外観

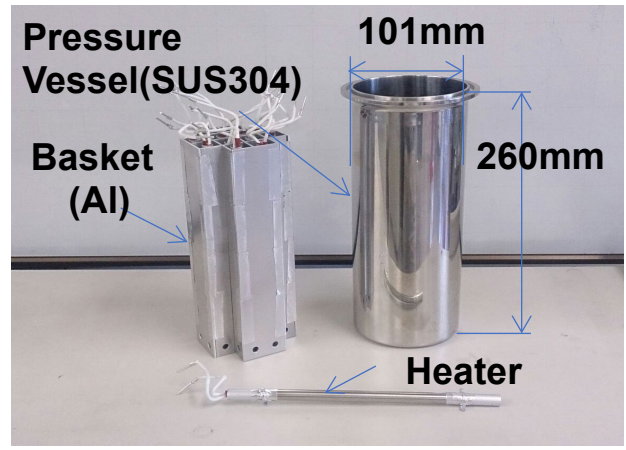


図 3. 2-2 圧力容器およびバスケット

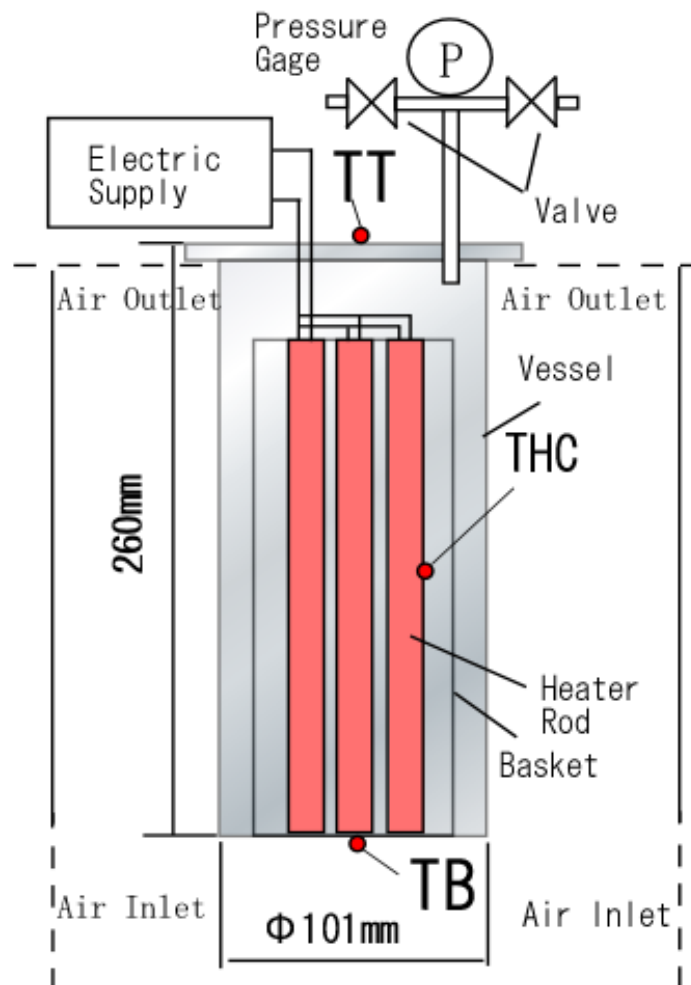


図 3. 2-3 実験装置の構成

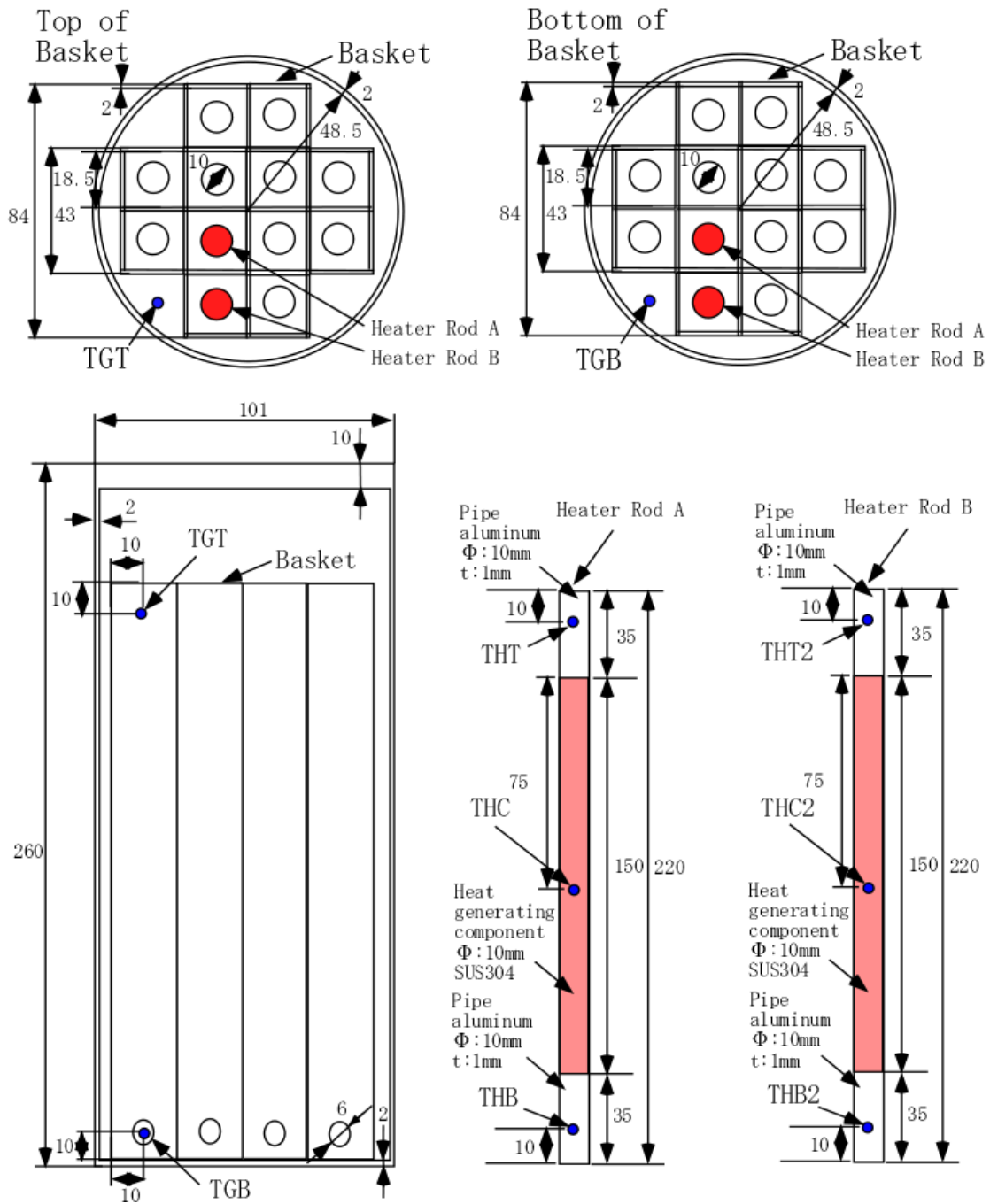


図 3.2-4 圧力容器内の構造および内部の温度計測点位置

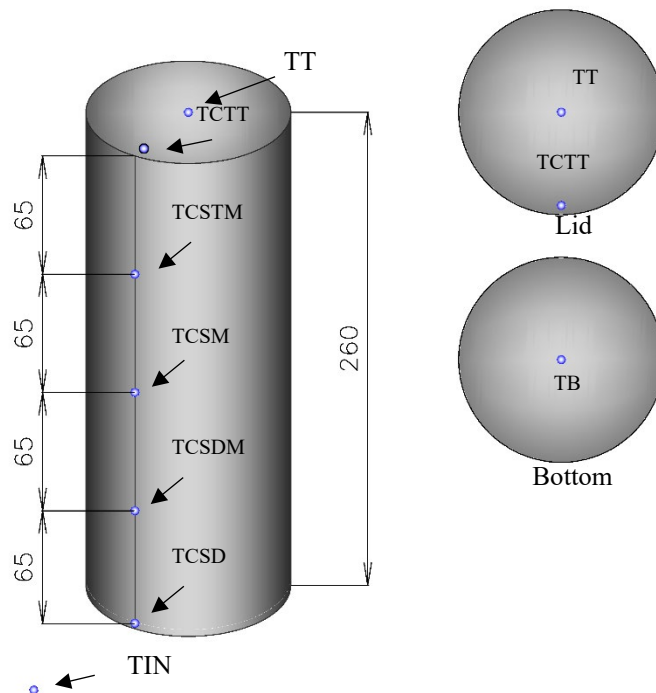


図 3.2-5 圧力容器外面の温度計測点

3.2.2 実験条件と実験方法

実験では、内圧 (1~5atm)、発熱量 (11.9~47.8W)、内部気体の種類 (空気、ヘリウム) をパラメータとして各部温度を計測した。なお、データロガーは、グラフテック GL240 および GL220 を使用し、計測サンプリングタイムは、1分とした。実験手順は、気体を加圧した状態で、ヒータを発熱させ、定常状態に達したことを確認した後、5atm に圧力調整した。

漏えい実験では、5atm から、3atm、1atm とステップ状に変化させ、それぞれ、定常状態での温度データを取得した。なお、3atm に減圧してバルブを閉めると、内部温度の上昇に伴う圧力上昇が生じるため、再度、3atm になるように圧力調整を行った。また、1atm に減圧した際は、空気実験では、バルブを開放し、温度上昇に伴う圧力上昇が生じないようにした。一方、ヘリウム実験においては、空気の混入を避けるため、1atm に減圧した後にバルブを全閉にした。発熱量は、ヒータに負荷した電圧と電流の実測値の積として求めた。

表 3.2-1 は、各実験での Ra^* 数 (修正レイリー数) を示したものであり、本実験では、 $Ra^*=10^6$

～ 10^{10} の範囲であった。なお、 Ra^* の定義は、以下の式である。

$$Ra^* = \frac{g\beta qL^4}{\nu^2\lambda} \times Pr \quad \dots(3-1)$$

式内の物性値は、伝熱工学資料[13]より求めた。

表 3.2-1 実験条件（表内は Ra^* 数） [13]

	Gas	Heat Rate Q(W)	Atmospheric Temperature (°C)	Pressure (atm)		
				5	3	1
Case1	Air	11.9	27.2	1.48×10^{10}	1.65×10^9	5.95×10^8
Case2	Air	36.4	27.4	4.52×10^{10}	5.05×10^9	1.82×10^9
Case3	Helium	36.2	27.1	1.26×10^8	1.40×10^7	5.06×10^6
Case4	Helium	47.8	27.4	1.66×10^8	1.85×10^7	6.68×10^6

図 3.2-6 は、縮尺模型実験と実機の Ra^* 数の関係を示したものである。実機キャニスタは、高さが約 5m で、内部気体にヘリウムが使用されており、内圧 6atm で、発熱量を 5kW と 10kW の場合での Ra^* 数を示した。縮尺模型を用いた本実験において、ほぼ同じ発熱量である空気実験 (Case2) とヘリウム実験 (Case3) において、同じ圧力での Ra^* 数を比較すると、空気実験の方が、ヘリウム実験に比べて $10^2 \sim 10^3$ 大きな値となっており、縮尺模型を用いた場合、ヘリウムよりも空気を使用した方が、より実機と Ra^* 数を近づけた実験が行える。しかしながら、今回用いた 1/18 縮尺キャニスタ模型は、実機と比べて非常に小さいことから、空気を用いた実験でも実機に比べると Ra^* 数が 10^3 程度小さい。よって、実機と Ra^* 数を一致させた実験を実施するには、更に大きな装置を用いた実験をする必要がある。

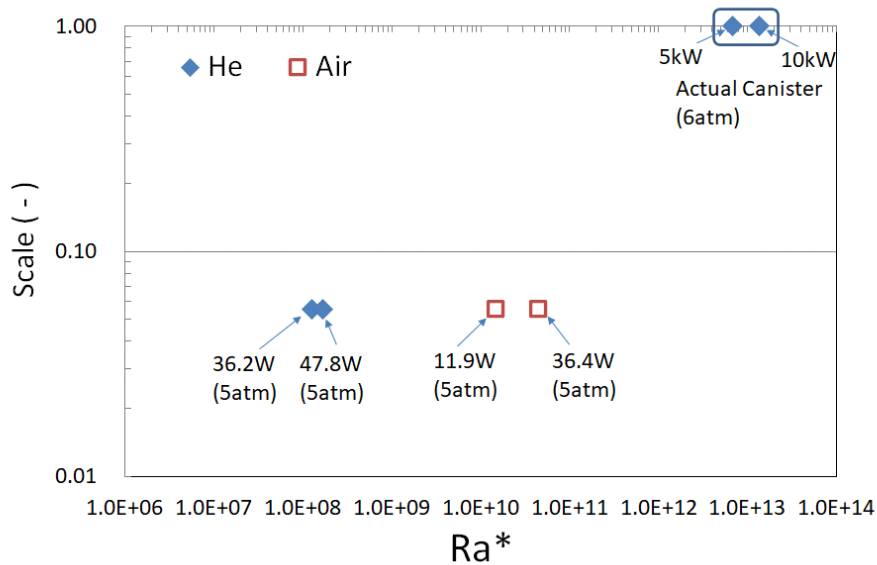


図 3.2-6 縮尺模型実験と実機の Ra*数

3.2.3 実験結果

実験条件は、表 3.2-1 に示すように、圧力容器内に入れる気体の種類と発熱量をパラメータとした実験を行った。以下にそれぞれの実験条件での結果を示す。

(1) Case1 (空気 11.9W) の実験結果

図 3.2-7 は、圧力を変化させた際の各部の温度を示したものである。発熱体中央部の温度 (THC および THC2) が最も高く、その次にヒータ上部の非加熱部の温度 (THT および THT2) が高くなっている。また、発熱体 A と発熱体 B の温度の差はあまり観られなかった。内圧の影響については、圧力が低いほど、発熱体温度、圧力容器底部温度 (TB) および圧力容器側面 (TCSD~TCSTM) は、高温になっている。なお、圧力容器側面では、底部に近いほど、この圧力の影響が大きく表れている。これに対して、圧力容器頂部 (TT) および上部周辺 (TCTT) では、圧力が低くなると温度が下がっている。

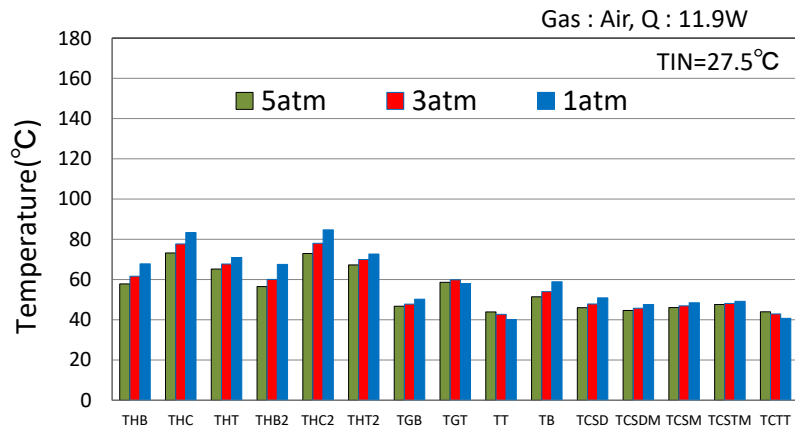


図 3.2-7 各部の温度 (Case1)

図 3.2-8 は、TT、TB および THC の圧力依存性を計測時間に対して示したものである。実験開始後、定常状態になってから、圧力を変化させた。5atm から 3atm に圧力を低下させた際よりも 3atm から 1atm に低下させた場合の方が、各部の温度変化が大きくなっている。

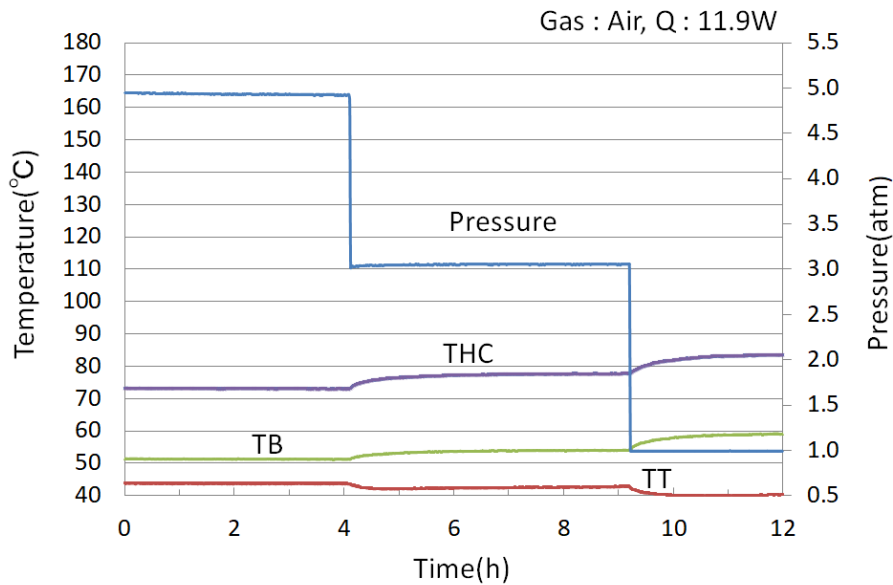


図 3.2-8 TT および TB と圧力の関係 (Case1)

(2) Case2 (空気 36.4W) の実験結果

図 3.2-9 は、圧力を変化させた際の各部の温度を示したものである。傾向は、空気 11.9W の結果とほぼ同じ傾向である。ただし、各部の温度は 11.9W と比べて全体的に高くなってお

り、発熱体では、80℃程度高く、また、圧力容器側面では、30℃程度高くなっている。また、
 図 3.2-10 は、TT、TB および THC の圧力依存性を計測時間に対し示したものである。なお、
 実験開始から約 10 時間時点で、圧力の微調整を行った。これは、5atm から 3atm に減圧し
 てバルブを閉めた際に、内部温度が上昇し、それに伴い、内圧が若干増加するためである。
 更に、11.9W と比べると、各点での圧力変化による温度変化の量も大きくなっている。

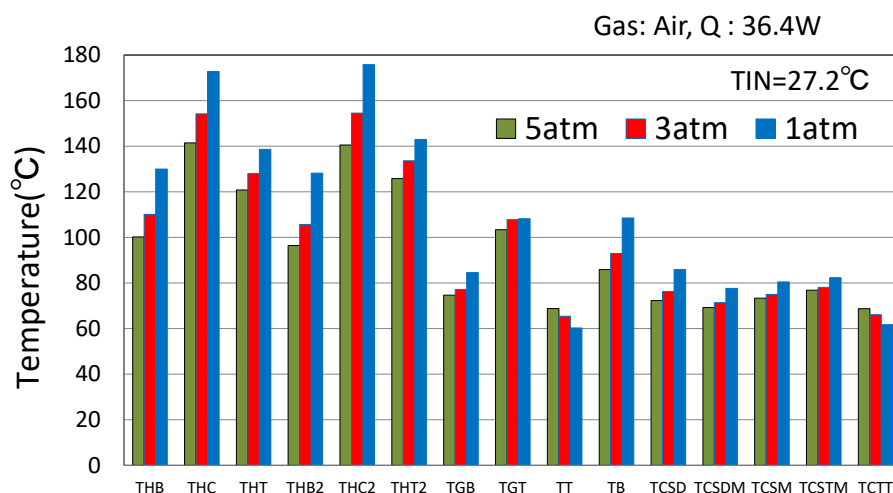


図 3.2-9 各部の温度 (Case2)

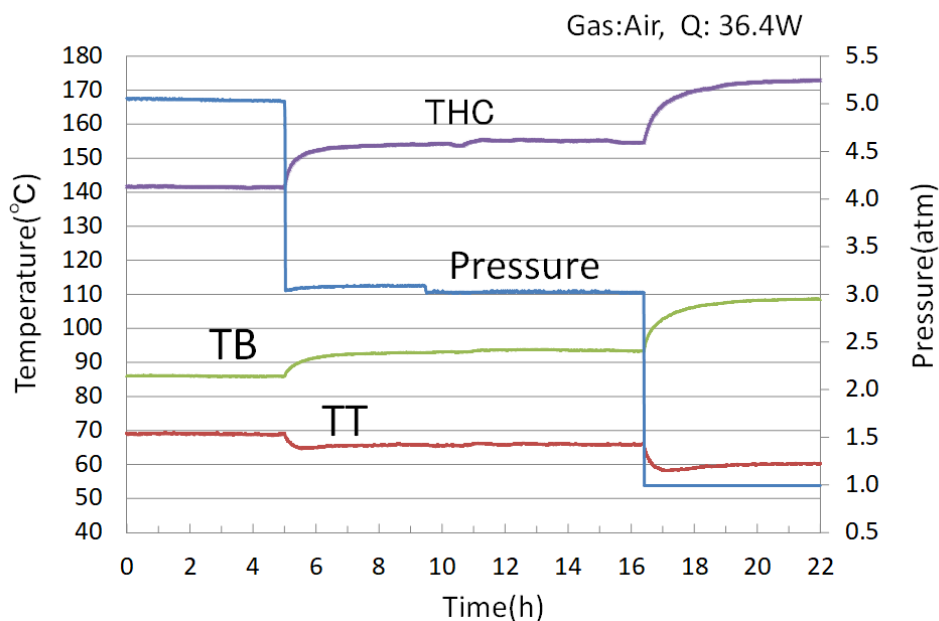


図 3.2-10 TT および TB と圧力の関係 (Case2)

(3) Case3 (ヘリウム 36.2W) の実験結果

図 3.2-11 は、圧力を変化させた際の各部の温度を示したものである。空気 36.4W の実験と比べると圧力容器側部の温度は、ほぼ同程度であるが、発熱体温度は、空気実験と比べて、低くなっている。また、各部温度の圧力依存性も小さい。これは、ヘリウムの熱伝導率が空気に対して大きいため、圧力容器内で温度勾配が付きにくくなっているためであると考えられる。

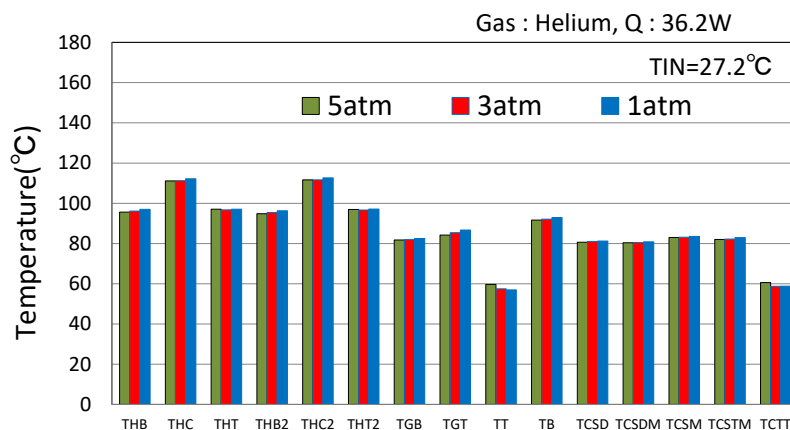


図 3.2-11 各部の温度 (Case3)

図 3.2-12 は、TT、TB および THC の圧力依存性を計測時間に対し示したものである。なお、実験開始後約 8 時間のところで圧力調整を行っている。また、ヘリウムの実験においては、1atm に減圧した際、外部空気の容器内部への混入するため、減圧後にバルブを全閉にした。

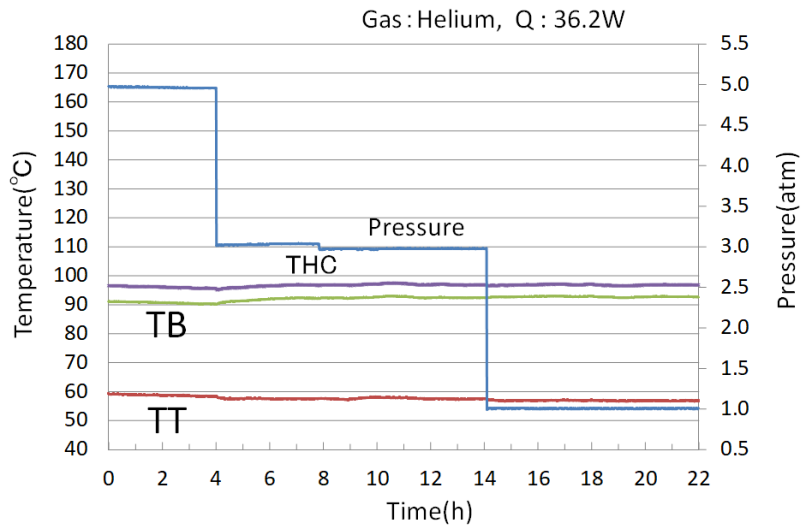


図 3.2-12 TT および TB と圧力の関係 (Case3)

(4) Case4 (ヘリウム 47.8W) の実験結果

図 3.2-13 は、圧力を変化させた際の各部の温度を示したものである。ヘリウム 36.2W の実験と比べると圧力容器側部の温度は、全体的に 20°C程度高くなっている。また、圧力依存性が若干現れている。

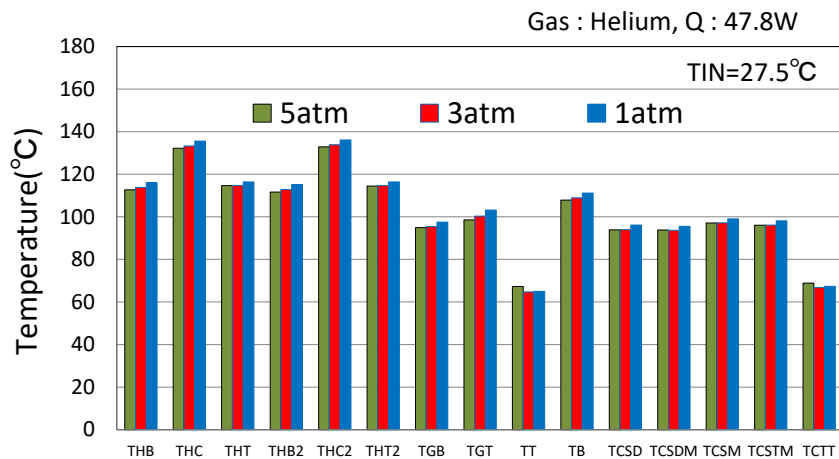


図 3.2-13 各部の温度 (Case4)

図 3.2-14 は、TT、TB および THC 圧力依存性を計測時間に対し示したものである。5atm から 3atm に減圧した場合よりも 3atm から 1atm に減圧した場合のほうが、若干ではあるが、

温度変化が小さくなっている。この傾向は、空気実験で観られた傾向とは、逆である。

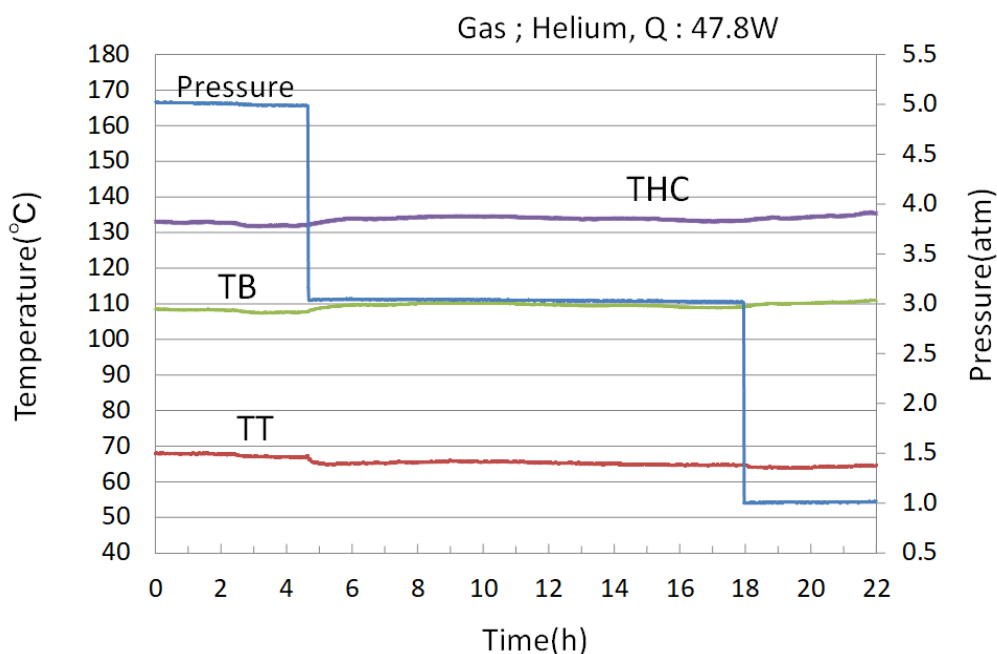


図 3.2-14 TT および TB と圧力の関係 (Case4)

以上の実験より、圧力を低下させると、容器頂部温度(TT)は低下し、ヒータ温度(THC)および容器底部温度(TB)は、上昇する現象が確認された。また、内部気体に空気を用いた場合は、容器内部の温度が高温になり、圧力依存性も大きくなるのに対して、内部気体にヘリウムを用いると、同じ発熱量で比較すると、容器側面温度は、ほぼ等しくなるが、内部温度は低くなり、圧力依存性も小さくなる。これは、ヘリウムの熱伝導率が大きいためであると考えられる。

3.2.4 実験解析モデルおよび解析条件

キャニスタからのガス漏えい時のキャニスタ内外熱流動現象を解明し、検知の原理を確実なものにすることを目的として、実験体系をモデル化した数値計算を実施した。なお、解析には、熱流動汎用コード STAR-CCM+®ソフトウェア (ver. 11.02.010)を用い、三次元定常圧縮性解析を行った。

図 3.2-4 の模型形状をもとに解析領域に対してメッシュを作成した。図 3.2-15 に解析に用いた円筒断面のメッシュを示す。メッシュ総数は、約 400 万セル (3,963,389セル)である。

メッシュには、ポリヘドラルメッシュを使用した。ポリヘドラルメッシュは、隣接するセルが多い点の特徴の一つであり、非常に良い形状適応性を持ちながら、テトラメッシュと比較してロバスト性が高く、収束時間も短いといった利点を有する。

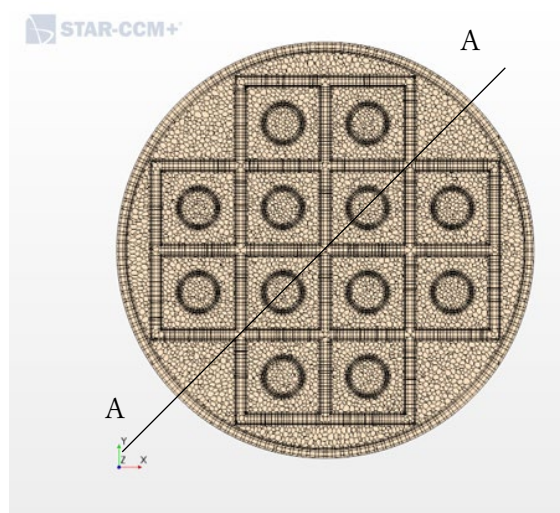


図 3.2-15 円筒断面メッシュ

支配方程式を以下に示す。(3-2)式は、質量保存式、(3-3)式は、運動量保存式、(3-4)式は、エネルギー保存式を表し、STAR-CCM+では、これらの式に対して、有限体積法による離散化を行っている。

1) 連続の式

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\int_V \rho dV \right) + \oint_A \rho \mathbf{v}_r \cdot d\mathbf{a} = \int_V S dV \quad \dots (3-2)$$

2) 運動方程式

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \left(\int_V \rho \mathbf{v} dV \right) + \oint_A \rho \mathbf{v}_r \otimes \mathbf{v} \cdot d\mathbf{a} \\ &= - \oint_A p \mathbf{I} \cdot d\mathbf{a} + \oint_A \mathbf{T} \cdot d\mathbf{a} - \int_V \rho [\boldsymbol{\omega} \times (\mathbf{v} - \mathbf{v}_t)] dV \quad \dots (3-3) \\ &+ \int_V \mathbf{f}_b dV \end{aligned}$$

3) エネルギー式

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial}{\partial t} \left(\int_V \rho E dV \right) + \oint_A [\rho H \mathbf{v}_r + v_g p] \cdot d\mathbf{a} \\
& = - \oint_A \dot{q}'' \cdot d\mathbf{a} + \oint_A \mathbf{T} \cdot \mathbf{v} d\mathbf{a} - \int_V \mathbf{f}_b \cdot \mathbf{v} dV \\
& + \int_V S_E dV
\end{aligned} \quad \dots (3-4)$$

また、理想気体の状態方程式は以下となる。

$$\rho = \frac{p}{RT} \quad \dots (3-5)$$

$$R = \frac{R_u}{M} \quad \dots (3-6)$$

解析は「分離型流れモデル」(SIMPLE法)を採用した。「分離型流れモデル」では、流速場(質量保存則を満たすように修正される運動量)と温度場(エネルギー保存式)を交互に解く解法である。これに対して、質量、運動量、エネルギー保存式を同時に解く「連成型流れモデル」は自然対流のようにエネルギーと運動量の連成が重要となる現象に効果的であるが、メモリ消費量が増大する。ここでは、本解析に対する両解法に有意な差が見られないことを確認した上で、「分離型流れモデル」を採用している。

解析は三次元定常解析とし、内部流体は理想気体とした。解析形状に対する不確かさを除くため、形状を1/4カットモデルのように簡易化せず、フルモデルで実施した。解析に用いた内部流体およびキャニスタ部材の物性を表3.2-2に示す。なお、圧力が1atm以外に3atmおよび5atmの解析も実施しているが、密度以外の物性値については、圧力依存性が小さいことから、圧力依存性は、密度のみを考慮した。

表 3.2-2 解析で用いた物性値[13]

Symbol	ρ	Cp	λ	μ	Remark
Unit	kg/m ³	J/(kg·K)	W/(m·K)	Pa·s	
He	0.162589	5197.61	0.154993	1.989×10 ⁻⁵	27°C,1atm
Air	1.17664	1003.62	0.0260305	1.855×10 ⁻⁵	27°C,1atm
SUS304	7930	570	16.7	-	
Al	2702	903	237	-	

ここでは、発熱体の発熱量がほぼ同じで内部気体の種類の異なるCase2(空気 36.4W)とCase3(ヘリウム 36.2W)の2ケースに対して、キャニスタ内圧を1atm、3atmおよび5atmと

した計6ケースの解析を行った。発熱量は12等分し、体積発熱量としてそれぞれの発熱体に均等に与えた。また、乱流モデルには Realizable k-ε モデル[14]を採用した。乱流モデルの主な定数は以下の通りである。

$$C_{\mu} = 0.09, C_{1e} = 1.44, C_{2e} = 1.9, \sigma_k = 1, \sigma_e = 1.2$$

Realizable k-ε モデルは標準 k-ε モデルを改善したモデルであり、多くの場合、標準 k-ε モデルより良好な解を与えるとされている。特に、流れに対し法線方向に働く応力の影響をより矛盾無く取り扱う事ができる。

壁面近傍の取り扱いに関しては、STAR-CCM+の推奨モデルである「A11 Y+壁面近傍の取り扱い」モデルを採用した。このモデルは格子依存である壁面近傍の取り扱い方法をソルバー側で対応するものであり、壁面隣接セル毎に Y+の値により壁関数を使用するか、Low Y+のアプローチを採用するかを判断する。また壁面隣接セルがバッファ層に存在する場合、ブレンディング関数を使用し乱流の諸量を求める[15]。

壁法則は、粘性低層と対数領域が滑らかに繋がるように、(3-7)式に示す Reichardt の法則[16]を用いた定式化で運動量を記述し、温度に関しては (3-8)式に示す Kader の法則[17]を基にした定式化を行った。

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(1 + \kappa y^+) + C \left[1 - \exp\left(-\frac{y^+}{D}\right) - \frac{y^+}{D} \exp(-by^+) \right] \quad \dots (3-7)$$

$$t^+ = \exp(-\Gamma)(t_{lam}^+ - q_{lam}^+) + \exp\left(-\frac{1}{\Gamma}\right)(t_{trb}^+ - q_{trb}^+) \quad \dots (3-8)$$

ここで、

$$C = \frac{1}{\kappa} \ln\left(\frac{E'}{\kappa}\right)$$

$$b = \frac{1}{2} \left(\frac{D\kappa}{C} + \frac{1}{D} \right)$$

$$D = y_m^+$$

$$\Gamma = \frac{0.01(\sigma y^+)^4}{1 + 5\sigma^3 y^+}$$

また、キャニスタ外気温は 25°C（一定）とし、外表面の熱伝達率は次の伝熱相関式[18]を与えた。

$$Nu_y = \frac{h_y y}{\lambda} = 0.6 \times Ra^{*0.2} \quad \dots (3-9)$$

$$(10^8 \leq Ra^* \leq 10^{13})$$

なお、本解析においては、輻射は考慮されていない。

3.2.5 解析結果

ここでは、Case2(空気 36.4W)と Case3(ヘリウム 36.2W)のそれぞれ 5atm と 1atm の解析結果を示す。なお、各解析ケースの断面図は、図 3.2-15 に示す AA 断面を表したものである。

(1) Case2(空気 36.4W)の実験解析

図 3.2-16 は、キャニスタ縦断面における気体の温度分布を示したものである。また、図 3.2-17 と図 3.2-18 は、キャニスタ表面の温度分布をそれぞれ上部から示したものと底部から示したものである。

圧力が下がると発熱体およびキャニスタ底部が高温になっている。これに対して、特にキャニスタ上部および側面温度が低下している。

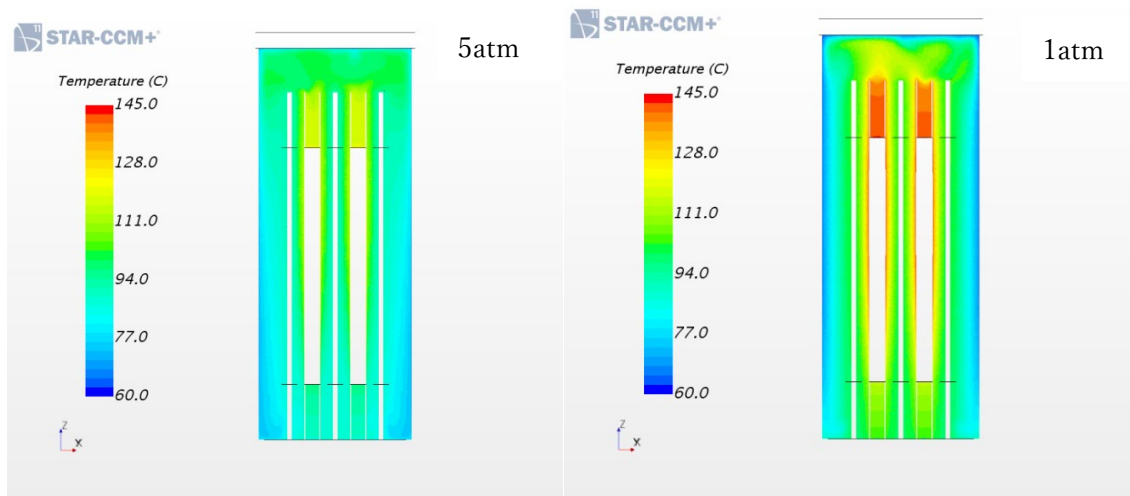


図 3.2-16 キャニスタ断面温度分布

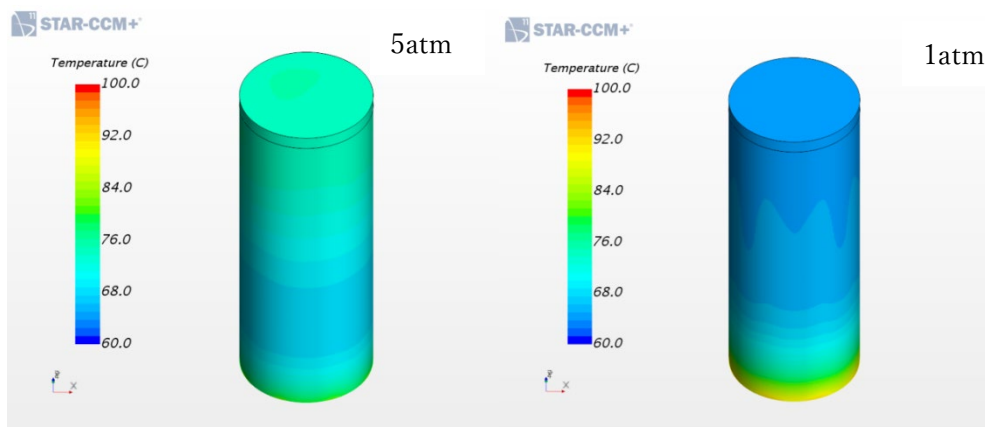


図 3.2-17 キャニスタ表面温度分布(上部)

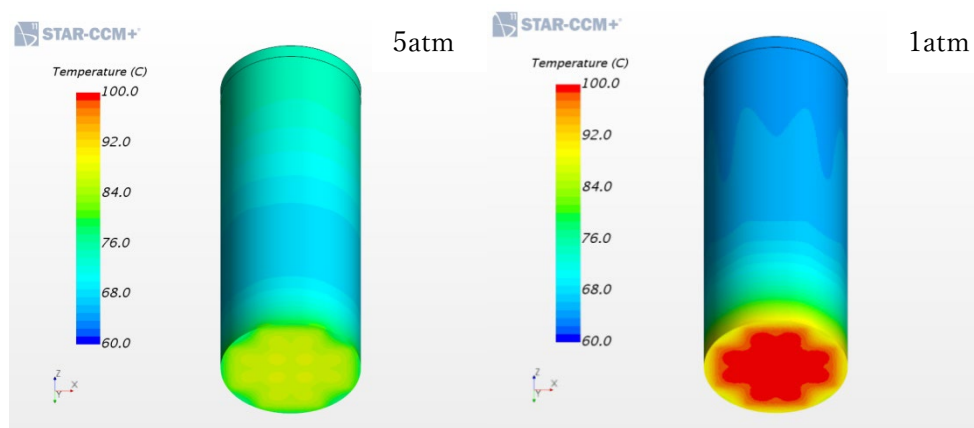


図 3.2-18 キャニスタ表面温度分布(底部)

図 3.2-19 は、キャニスタ内流速コンタを示したものである。圧力が下がるとキャニスタ側面を流れる空気の流速が速くなっている。

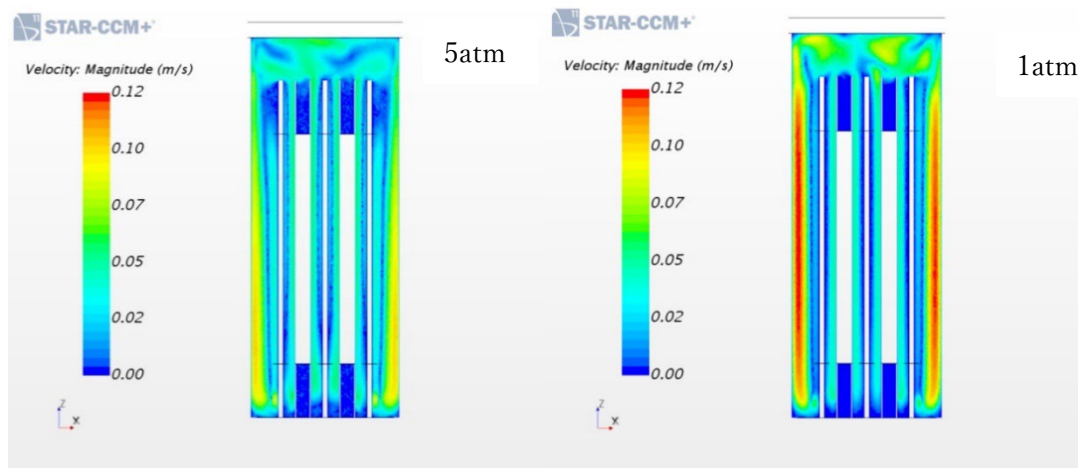


図 3.2-19 キャニスタ内流速コンタ図

図 3.2-20(a)と図 3.2-20(b)は、それぞれキャニスタ内上部および下部のベクトル図を示したものである。

キャニスタ内部の発熱体とキャニスタ蓋の間の空間において、流れが著しく乱れていることが分かる。この傾向は、圧力が変化しても大きくは変わっていない。

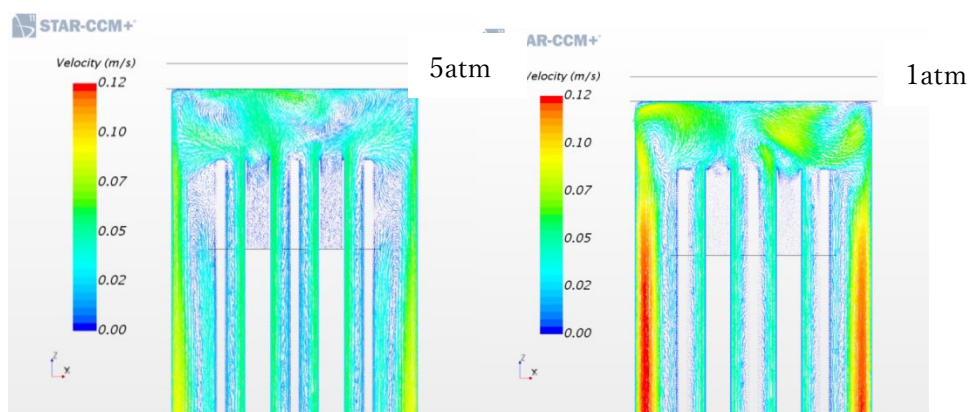


図 3.2-20(a) キャニスタ内流速ベクトル図(キャニスタ内上部)

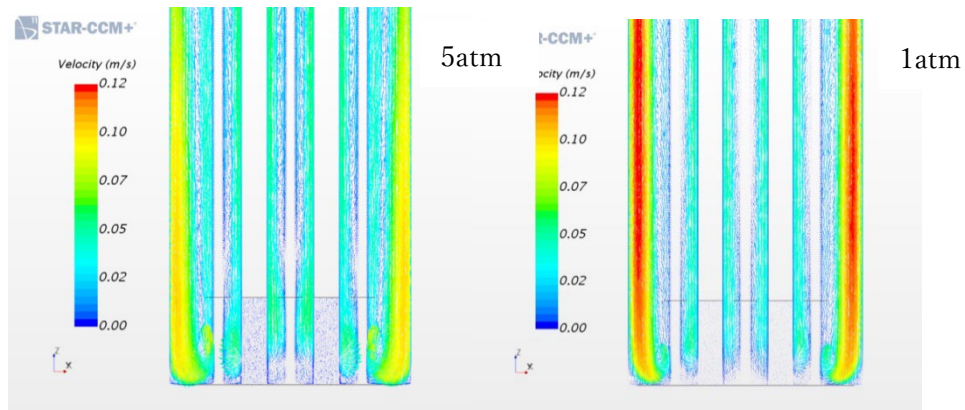


図 3.2-20 (b) キャニスタ内流速ベクトル図(キャニスタ内下部)

図 3.2-21 (a)と図 4.2-21 (b)は、内部気体とキャニスタ内側壁面との間の熱流束をそれぞれ上から表した図と下から表した図である。

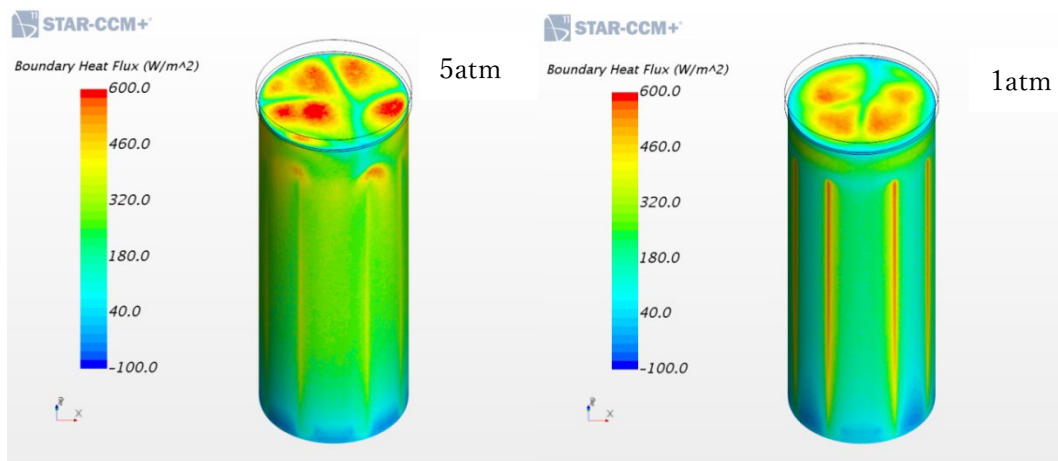


図 3.2-21 (a) キャニスタ表面熱流束(キャニスタ内上部)

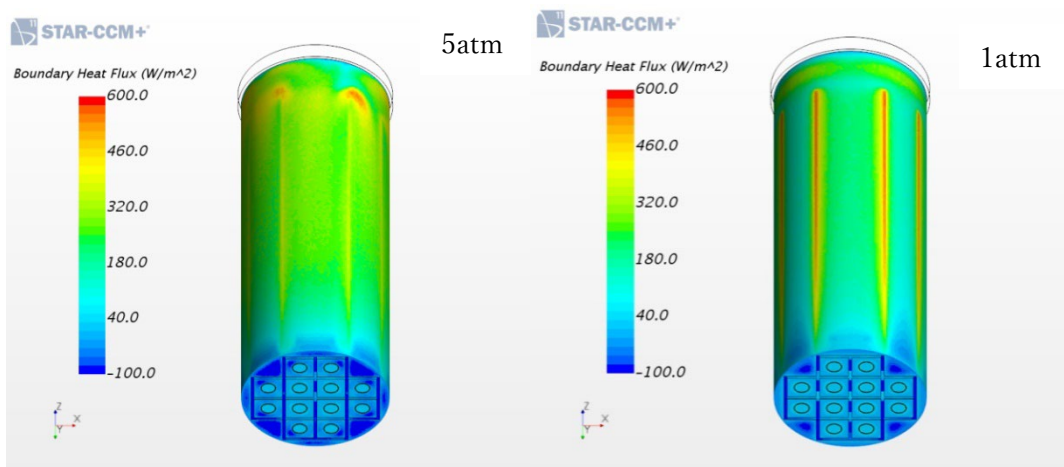


図 3.2-21 (b) キャニスタ表面熱流束(キャニスタ内下部)

ここで、熱流束の正の値は、内部気体からキャニスタ壁面へ熱が移動していることを表し、負の値は、キャニスタ壁面から内部気体に熱が移動したことを表している。

この図から分かるように、圧力が高い場合は、キャニスタ蓋部を通過する熱流束が大きいことから、キャニスタ上部の発熱体と蓋部の間に、熱エネルギーの大きな気体が蓄積され、この熱溜まりが熱源となり、キャニスタ上部蓋が高温になると考えられる。減圧すると、熱溜まりが小さくなり、キャニスタ蓋部を通過する熱流束が小さくなることから、上部蓋の温度(TT)が低下したものと考えられる。一方で、図 3.2-16 から分かるように、減圧すると、発熱体温度が上昇し、この発熱体に接しているキャニスタ底部の温度(TB)は、上昇すると考えられる。

(2) Case3(ヘリウム 36.2W)の実験解析

図 3.2-22 は、キャニスタ縦断面の温度分布を示したものである。

また、図 3.2-23 と図 3.2-24 は、キャニスタ表面の温度分布をそれぞれ上部から示したものと底部から示したものである。

圧力が下がると発熱体およびキャニスタ底部が若干高温になっているが、空気の場合ほど顕著な差は出ていない。これに対して、特にキャニスタ上部の温度低下が顕著に現れている。

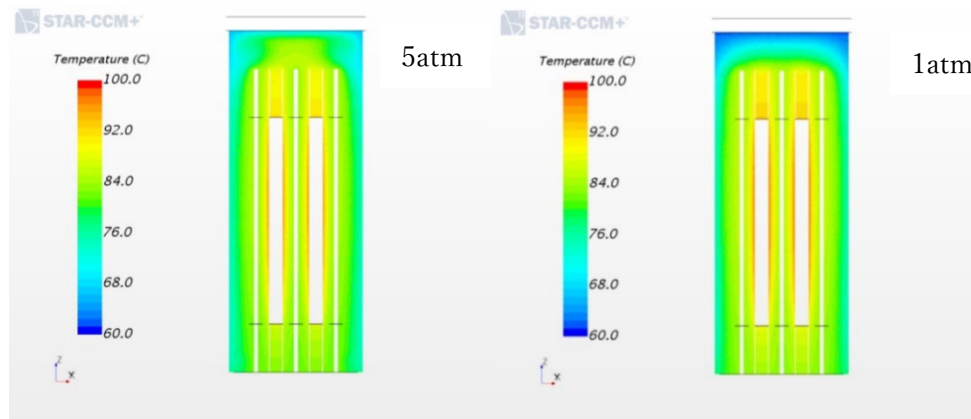


図 3.2-22 キャニスタ断面温度分布

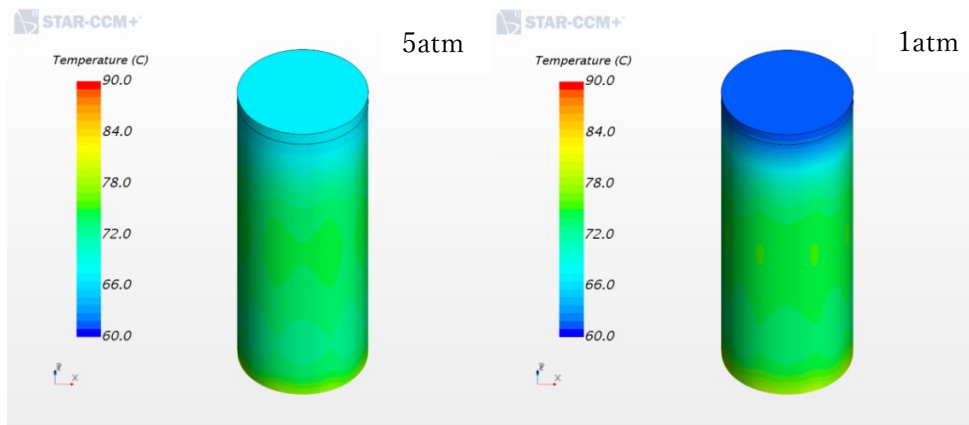


図 3.2-23 キャニスタ表面温度分布(上部)

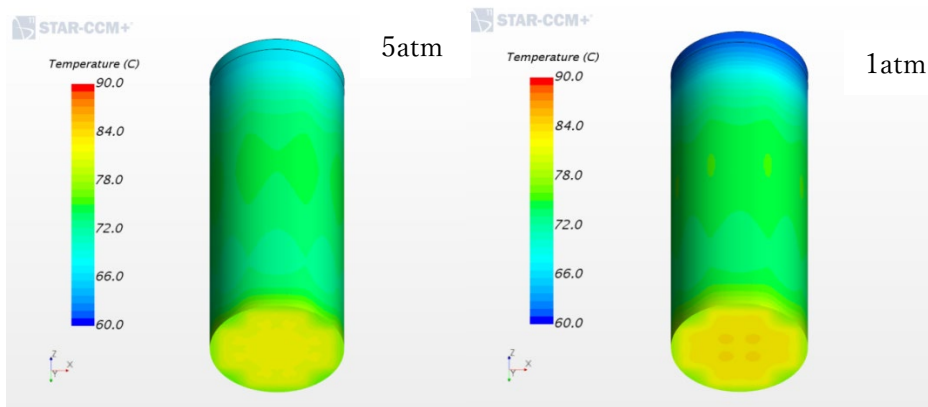


図 3.2-24 キャニスタ表面温度分布(下部)

図 3.2-25 は、キャニスタ内流速コンタを示したものである。圧力が下がるとキャニスタ内部のヘリウム流速は小さくなっている。この傾向は、空気の場合と逆である。

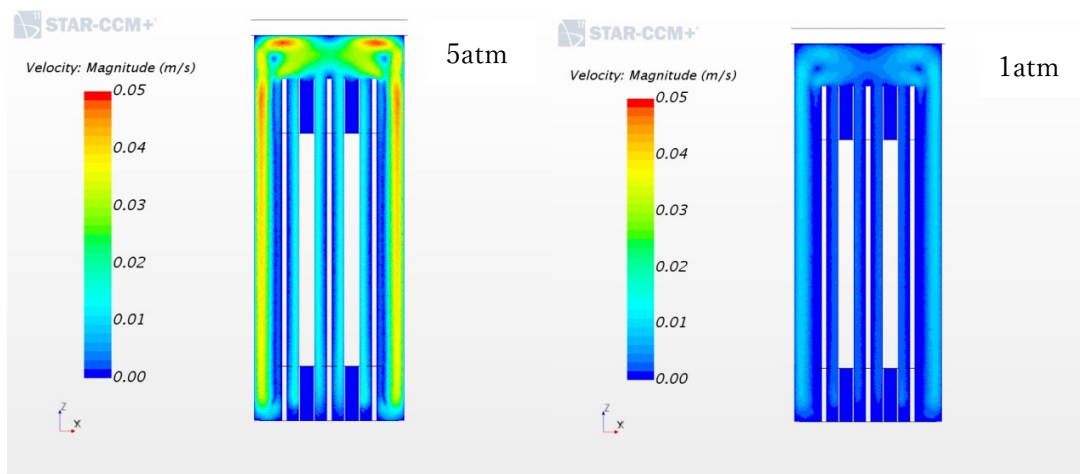


図 3.2-25 キャニスタ内流速コンタ図

図 3.2-26(a)と図 3.2-26(b)は、それぞれキャニスタ上部および下部のベクトル図を示したものである。空気の場合は、キャニスタ上部空間において、流れが乱れていたが、ヘリウムの場合は、両端で渦を形成した安定した流れが発生していることが分かる。また、流況の圧力依存性は、顕著には表れていない。

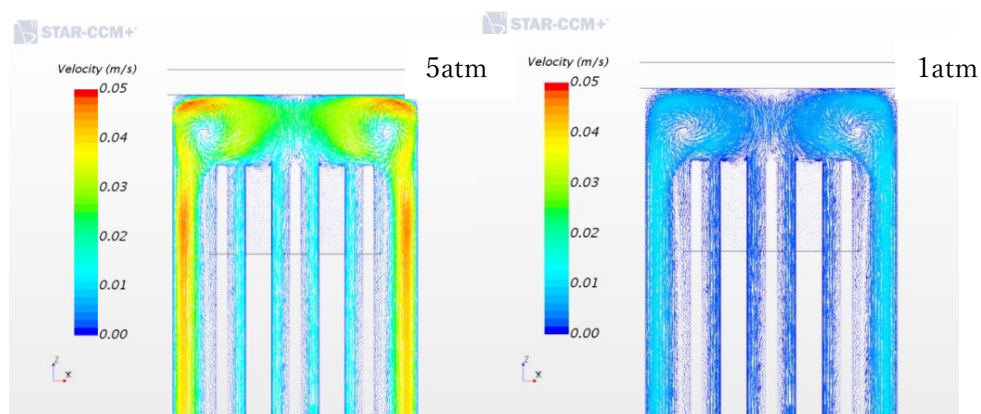


図 3.2-26 (a) キャニスタ内流速ベクトル図(キャニスタ内上部)

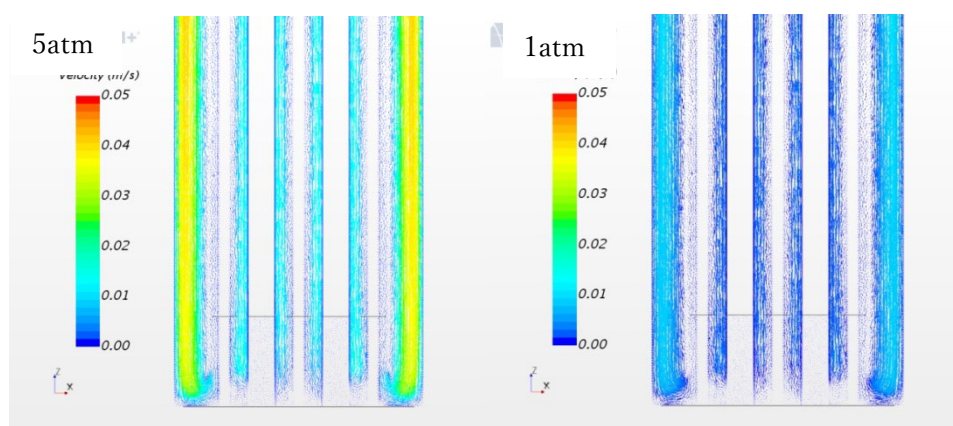


図 3.2-26 (b) キャニスタ内流速ベクトル図(キャニスタ内下部)

図 3.2-27(a)と図 3.2-27(b)は、内部気体とキャニスタ内側壁面との間の熱流束をそれぞれ上から表した図と下から表した図である。

圧力が高い場合は、キャニスタ上部に熱エネルギーの大きい気体が蓄積されており、この気体の塊が熱を発するため、キャニスタ蓋部は高温になるが、圧力が低下することにより、上部蓋へ発する熱流束が低下し、キャニスタ上部温度(TT)が低下するものと考えられる。この傾向は、空気の場合と同様であるが、ヘリウムの場合、キャニスタ上部の中央部分のみにこの効果が表れている。なお、キャニスタ底部での熱流束の圧力依存性は、顕著

には表れていない。

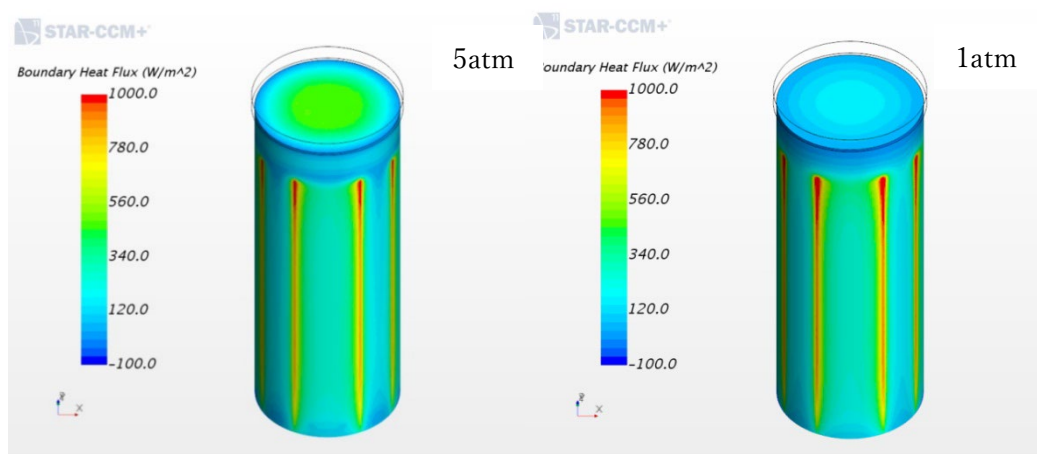


図 3.2-27(a) 熱流束(キャニスタ内上部)

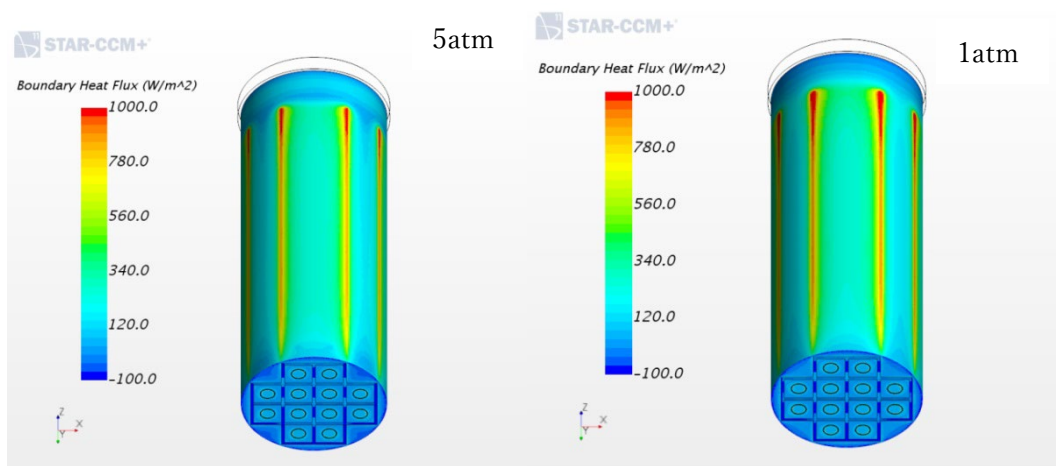


図 3.2-27(b) 熱流束(キャニスタ内下部)

3.2.6 実験結果と解析結果の比較

(1) 内部気体が空気の場合

a) 温度比較

図 3.2-28 は、Case2 に対し、代表点である発熱体中央温度(THC)、キャニスタ側部中央温度(TCSM)、キャニスタ上部蓋中心温度(TT)、キャニスタ底部中心温度(TB)を実験と解析で比較したものである。なお、実験での雰囲気温度(TIN)の平均値は、図 3.2-9 に示すように 27.2°Cであった。これに対して、解析では、TIN=25°Cとしているため、ここでは、各実測温度から 2.2°Cを引く補正を行った。解析では、最も注目している TT と TB については、圧力

依存性の傾向および値ともに、良く一致している。一方で、キャニスタ表面中央温度(TCSM)の圧力依存性は、実験と解析で傾向が異なっている。実験では、キャニスタ側面中央部まで、底面温度変化の影響を受けているのに対して、解析では、キャニスタ中央部では、蓋部上部温度影響の方が強く出ていると考えられる。また、発熱体温度については、圧力の依存性は、実験と同じ傾向であるが、実験の方が、解析よりも温度が高くなる傾向がある。

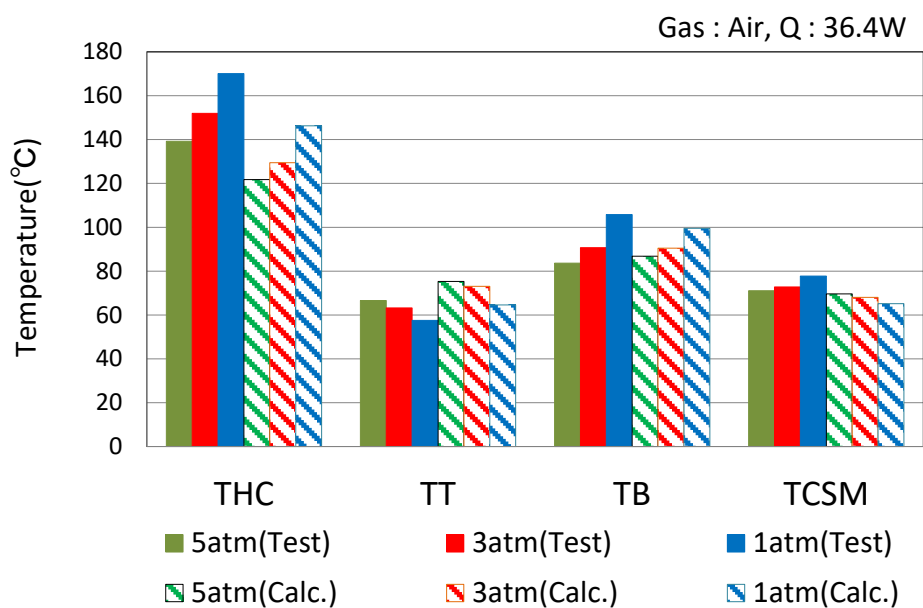


図 3.2-28 実験と解析での各部の温度 (Case2)

b) 熱伝達比較

図 3.2-29 は、Case2 に対して、実験と解析の表面熱伝達率を示したものである。実験においては、発熱量を装置の総面積で除することにより、熱流束を求め、その熱流束を高さ方向の各表面温度から雰囲気温度(TIN)を引いた温度差で割ることで求めた値である。これに対して、解析では、(3-9)式に示す層流の伝熱相関式より求めた熱伝達率を使用している。

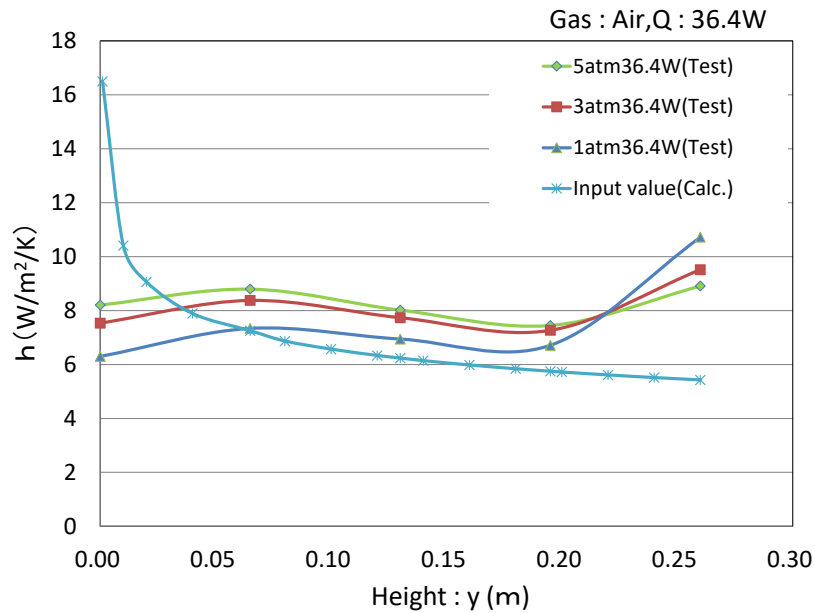


図 3.2-29 実験と解析での表面熱伝達率 (Case2)

実験と解析での熱伝達率においては、容器の底部と上部で、違いが大きい。また、中央部においては、比較的一致しているが、実験では、圧力依存性が観られる。Case1(空気 11.9W)での実験と解析で比較した場合も各点の温度および熱伝達率の傾向は、Case2 と同様であった。

(2) 内部気体がヘリウムの場合

a) 温度比較

図 3.2-30 は、Case3 に対して、代表点において温度を実験と解析で比較したものである。なお、実験値に対しては、前述と同様の補正を行っている。TT および TB においては、圧力依存性は、実験と解析は、同じ傾向を示しているが、TT は、解析値の方が実験値よりも高くなっている一方で、TB は、解析値が実験値よりも小さくなっている。また、キャニスタ側面中央においては、圧力依存性の傾向は、実験と解析で同じであるが、実験値は解析値よりも大きくなっている。また、発熱体においても圧力依存性の傾向は、実験と解析で同じであるが、実験値は解析値よりも大きくなっている。

なお、ヘリウム実験では、空気実験に比べて、全体的に温度の圧力依存性が少ない傾向も解析では、よく模擬されている。

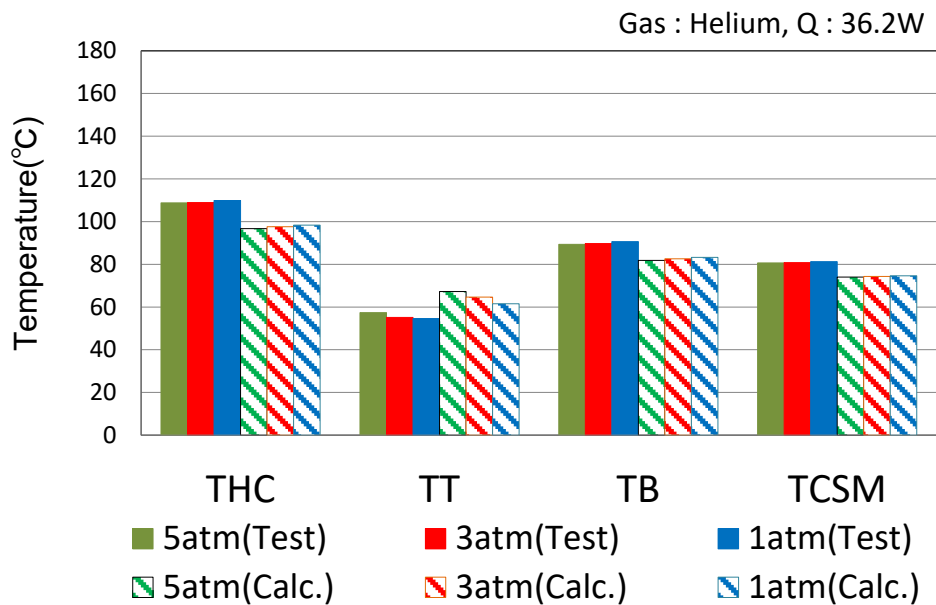


図 3.2-30 実験と解析での各部の温度 (Case3)

b) 熱伝達比較

図 3.2-31 は、実験と解析の表面熱伝達率を示したものである。容器の両端で実験と解析の違いが大きい傾向は、空気実験と同じであるが、熱伝達率の圧力依存性は、顕著には観られない。また、Case4(ヘリウム 47.8W)のケースでも同様の傾向が観られた。

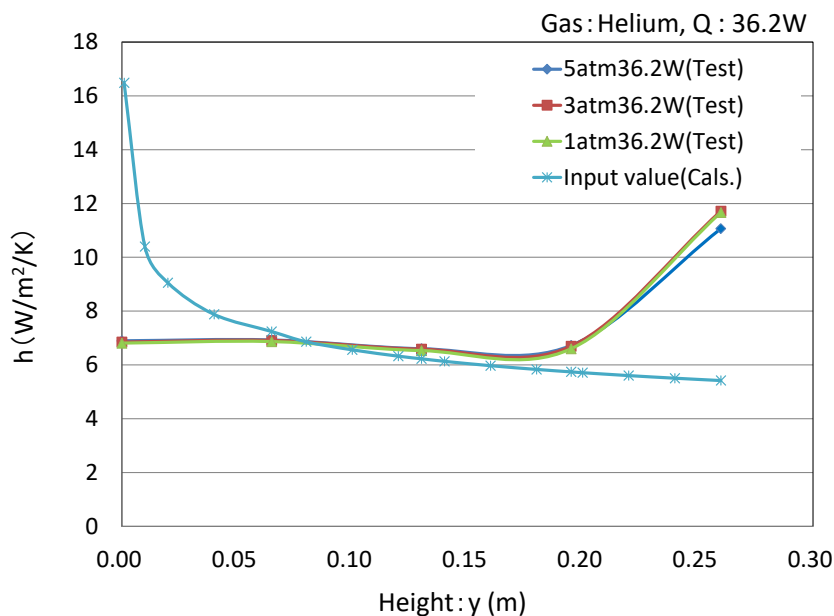


図 3.2-31 実験と解析での表面熱伝達率 (Case3)

3.2.7 まとめ

縦置き姿勢での小型キャニスタ模型実験および熱流動汎用コード STAR-CCM+を用いた三次元定常圧縮性解析を実施することにより、以下のことが明らかとなった。

1) 漏えい評価実験

小型キャニスタ模型の内部気体として、空気およびヘリウムを用いた実験を実施した。実験では、加熱後、内圧を5、3、1atmと段階的に減圧して、定常状態での各部温度を評価した。空気およびヘリウム実験共に、既往研究で観られた現象である漏えい時に容器上部温度が低下し、容器底部温度が上昇する現象が確認された。また、ヘリウム実験では、ヘリウムの熱伝導率が大きいため、容器上部と容器底部の温度変化の圧力依存性が小さいことが確認された。

2) 漏えい評価解析

熱流動汎用コード STAR-CCM+を用いた三次元定常圧縮性解析を実施した。容器上部と容器底部の温度と圧力の関係は再現されており、高圧時には、容器上部の熱流束が大きいことから、容器上部の空間に熱容量の大きい熱溜まりが生じ、そこから、容器蓋部を通じて熱が放出されるため上部温度が上昇することが明らかとなった。一方で、低圧時には、この熱溜まりが小さくなることから放熱量が減少し、上部温度が低下すると共に、内部の対流効果が減少することにより、発熱体温度が上昇し、発熱体に接触している容器底部温度が上昇するものと推測される。また、発熱体温度に対しては、温度の圧力に対する傾向は一致したが実験結果よりも低い値となった。

3.3 横置き姿勢での評価

キャニスタをコンクリートモジュールに貯蔵する方式には、キャニスタを縦置き状態で貯蔵するコンクリートキャスク貯蔵のほかに、キャニスタを横置きして貯蔵するサイロ貯蔵がある。図 3.3-1 は、サイロ貯蔵の構造を示したものである。

サイロ貯蔵では、キャニスタを水平状態のままコンクリートモジュールに挿入するため、キャニスタ挿入時にキャニスタを高く吊り下げるタイプのコンクリートキャスク貯蔵と比べて、キャニスタ落下評価条件が緩和されることが特徴である。なお、キャニスタの除熱方法は、コンクリートキャスクと同様であり、自然対流冷却方式が採用されている。冷却空気は、コンクリートモジュールの下部に設けられた給気口から流入する。冷却空気は、キャニスタの熱を奪った後、コンクリートモジュールの上部に設けられた排気口から排出される。

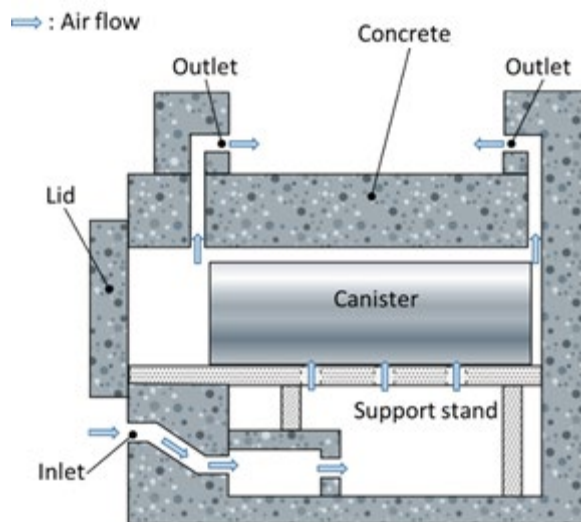


図 3.3-1 サイロ貯蔵の構造

前節では、縦置きキャニスタに対して、キャニスタ内圧とキャニスタ表面温度変化を調べることで、現象メカニズムを解明した。ここでは、サイロ貯蔵を対象として、漏えい検知に適した温度計測箇所の特定を目的とし、小型キャニスタ模型を横置き姿勢とした漏えい実験および実験解析を実施した。なお、西村ら[11-12]は、サイロ貯蔵を対象として、1/4縮尺のキャニスタ模型を用いた除熱実験および実験解析を実施している。しかしながら、サイロ貯蔵におけるキャニスタの漏えいを対象とした実験および実験解析による評価は、行われていない。

3.3.1 実験装置

実験装置の外観を図 3.3-2 に示す。図 3.3-3 は、キャニスタ内のバスケットと発熱体の写真である。また、装置の構成図を図 3.3-4 に示す。装置は、キャニスタ、電源、計測システムより構成されており、キャニスタは、横置き姿勢を維持するように、蓋近傍をアングルで支え、中央部をワイヤーで外枠に固定してある。また、キャニスタが外気の外乱を直接受けないように、キャニスタの周りをアクリル板で囲んだ。外気は、アクリルケースの下部に設けた給気口より流入し、キャニスタの熱を奪った後、アクリルケースの上部に設けた排気口から流出するようにした。

実験装置の内部構造と温度計測点を図 3.3-5 に示す。装置は、長さ 260mm、外径 101mm、内径 97mm のステンレスのキャニスタを用いた。キャニスタ内部には、アルミ製バスケットの中に、12 本の棒状ヒータを挿入した。棒状ヒータは、直径 10mm で発熱部が 150mm あり、その両端に外径 10mm で厚さ 1mm 長さ 35mm の中空のアルミパイプを装着した。

温度計測には、線径 0.5mm の K 型熱電対を使用した。熱電対 THB、THC、THT は、発熱体 A の各位置に設置してあり、熱電対 THB2、THC2、THT2 は、発熱体 B の各位置に設置してある。ヒータは、直流電源を用いて発熱させており、発熱量は、ヒータに負荷した電圧と電流を実測し、それらの積として求めた。また、TGB および TGT は、キャニスタ内の気体の温度を計測するためのものである。実験では、内圧 (1~5atm)、発熱量 (11.5~48.9W)、内部気体の種類 (空気、ヘリウム) をパラメータとして各部温度を計測した。図 3.3-6 は、キャニスタ外表面の温度計測点位置を示したものである。特に、蓋部温度(TT)と底部温度(TB)および側面中央上面温度(TST)と側面下温度(TSB)は、それぞれ漏えい検知部位として使用するために、重要な温度計測点となる。なお、データロガーは、グラフテック GL240 および GL220 を使用し、計測サンプリングタイムは、1 分とした。

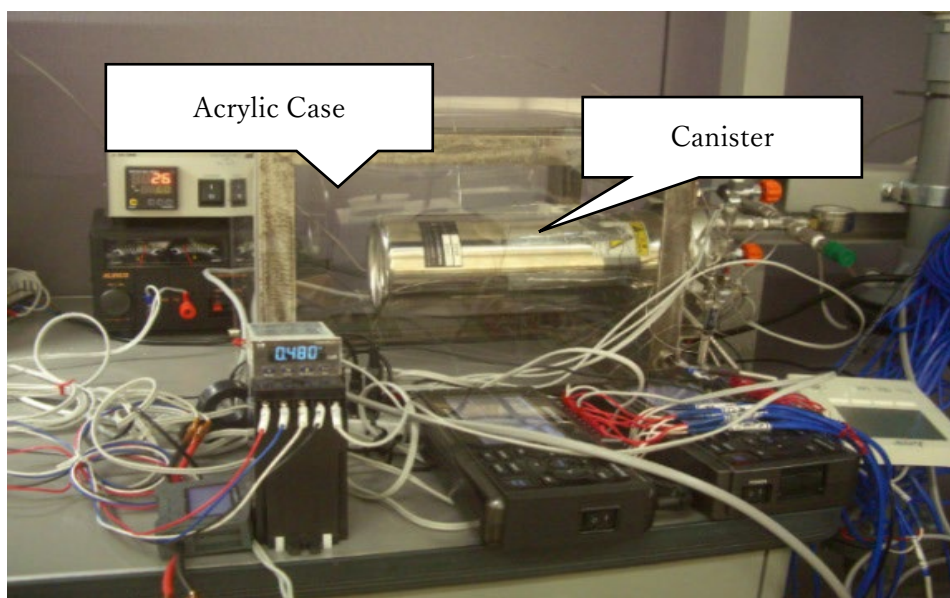


図 3.3-2 実験装置の外観

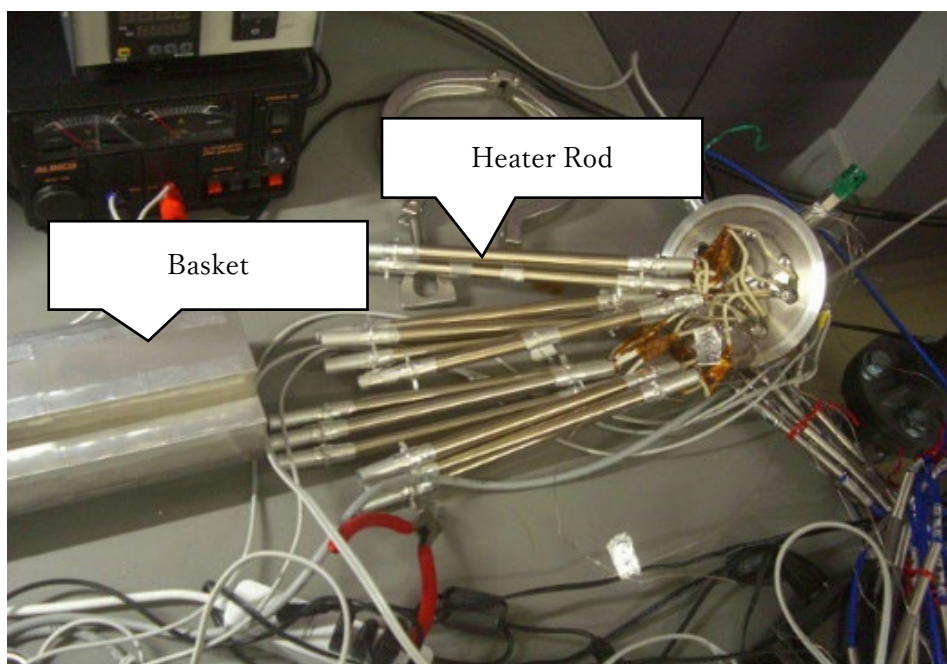


図 3.3-3 実験装置内のバスケットおよび発熱体

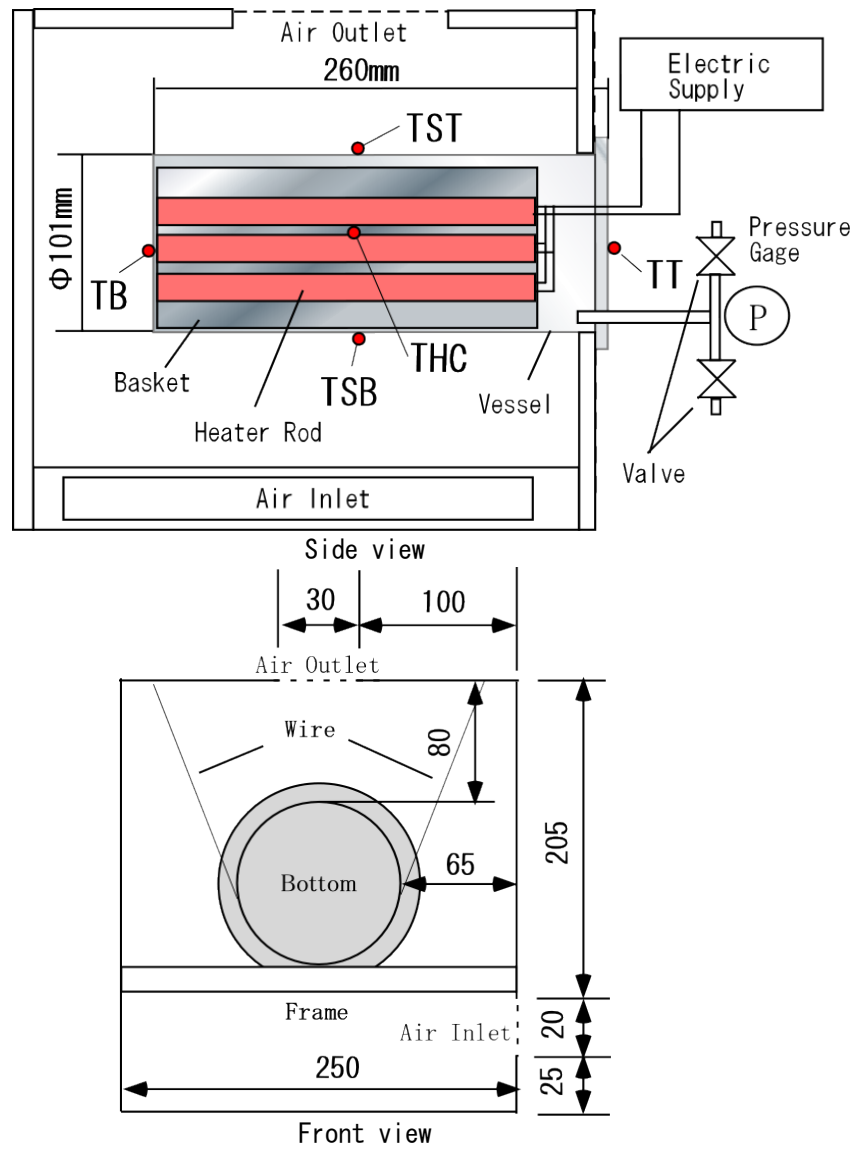


図 3.3-4 実験装置の構成図

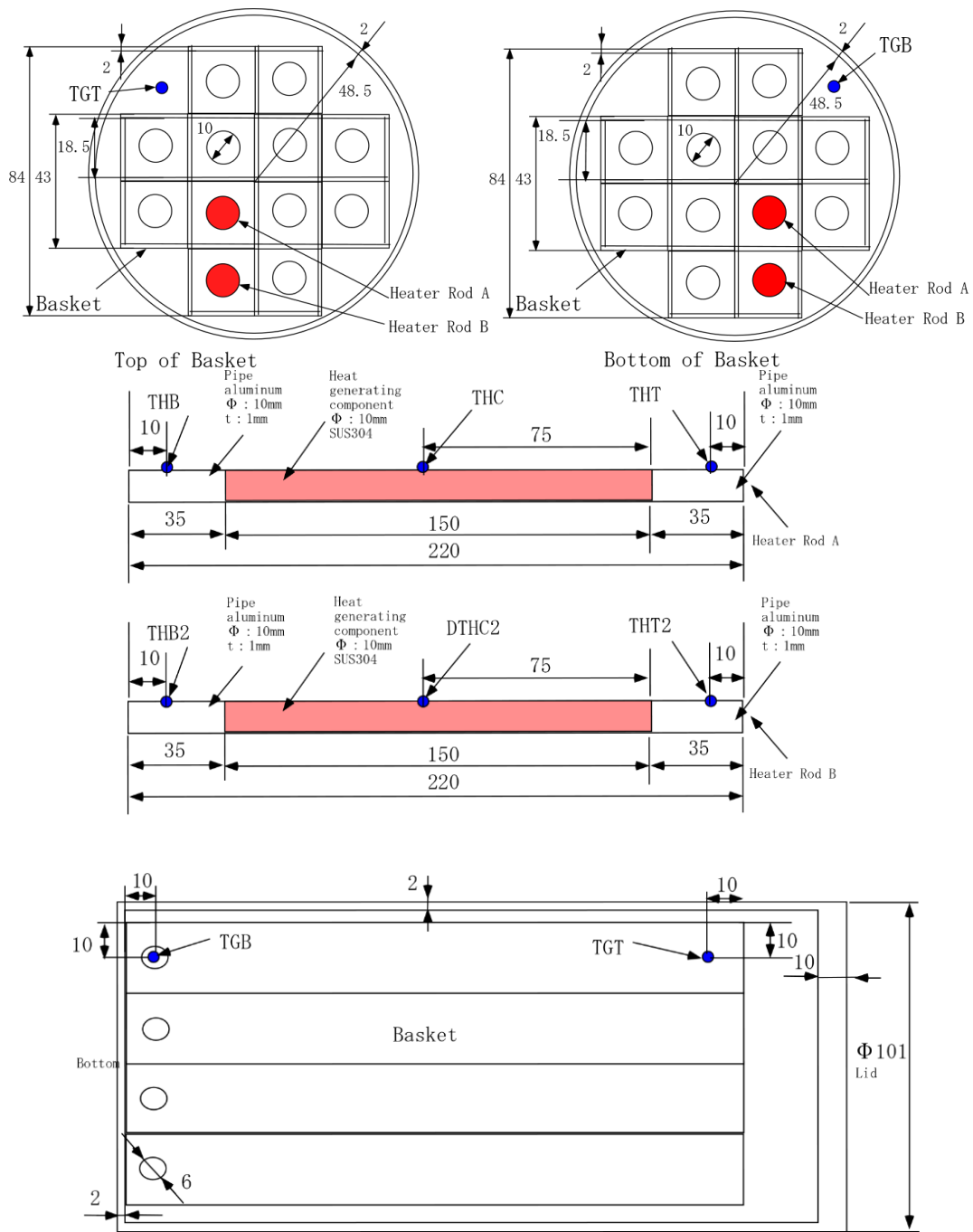


図 3.3-5 キャニスタ内の構造および内部の温度計測点位置

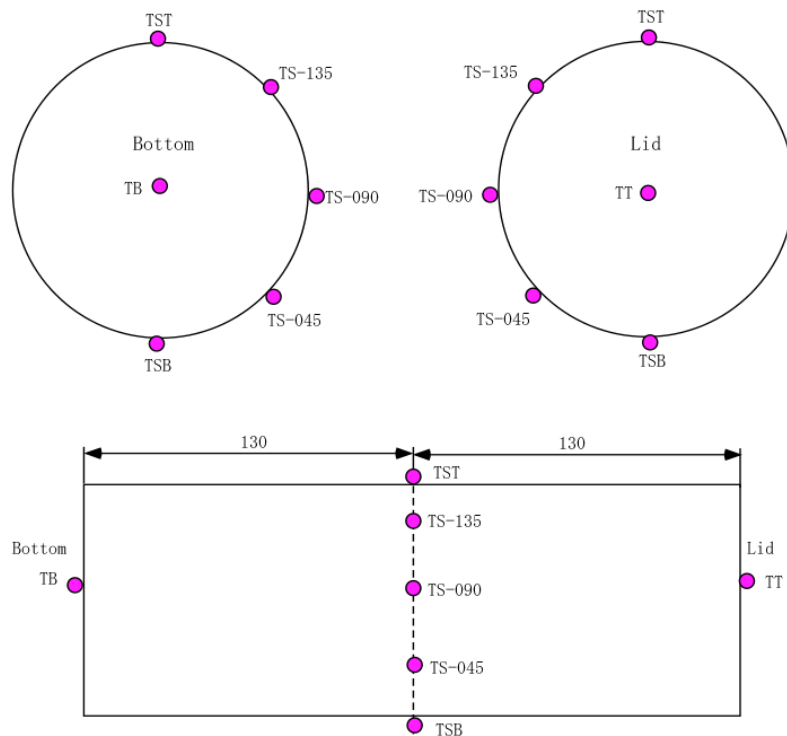


図 3.3-6 キャニスタ外面の温度計測点

3.3.2 実験条件および実験方法

表 3.3-1 は、実験条件を示したものである。

表 3.3-1 実験条件

	Gas	Heat Rate Q(W)	Atmospheric Temperature TIN(°C)	Remark
Case1	Air	36.6	25.8	5atm→3atm→1atm
Case2	Air	11.5	25.1	5atm→3atm→1atm
Case3	He	36.9	25.6	5atm→3atm→1atm
Case4	He → Air	48.9	26.0	5atm→3atm→1atm Thereafter, the valve was fully opened and air was mixed.

内部に入れる気体は、空気とヘリウムの二種類を使用し、ヒータ出力をパラメータとした。実験では、加圧した状態で、ヒータを発熱させ、全体的に温度が平衡状態になった時点で定常状態になったと判断し、その後、絶対圧 5atm に圧力調整した。漏えい実験では、5atm から、3atm、1atm とステップ状に変化させ、それぞれの圧力の定常状態での温度データを取得した。なお、3atm に減圧してバルブを閉めると、内部温度の上昇に伴う圧力上昇が生じ

るため、圧力調整を行った。また、空気を用いた実験では、1atmに減圧した際は、バルブを開放し、温度上昇に伴う圧力上昇が生じないようにした。一方、ヘリウムを用いた実験においては、1atmに減圧した後、バルブを閉じ、空気の混入を防いだが、Case4においては、一定時間後、バルブを全開にし、空気を混入させた状態で、定常状態になるまで放置した。なお、実際の SCC による漏えいは、微少漏えいであることから、急激に空気が混入することは、考えにくい。

しかしながら、S. Chu[19]は、キャニスタに SCC による亀裂が入り、ヘリウムが漏えい後、空気が混入する事象を検討している。よって、本実験ケースは、このような空気混入の極端な事象として、行った実験である。

図 3.3-7 は、各実験ケースおよび想定実キャニスタにおける Ra*数を示したものである。なお、Ra*数の定義は、以下の式である。

$$Ra^* = \frac{g\beta q D^4}{\nu^2 \lambda} \times Pr \quad \dots (3-10)$$

前節に示した縦置きキャニスタにおいては、代表長としてキャニスタ高さ(L)を用いたが、横置きキャニスタでは、代表長にキャニスタ直径(D)を選択した。なお、想定した実キャニスタのキャニスタ直径は、約 1.8m であり、内部気体にヘリウムが使用されている。なお、実キャニスタにおける発熱量は、縦置きキャニスタで想定した値と同様に 10kW および 5kW を検討対象とした。

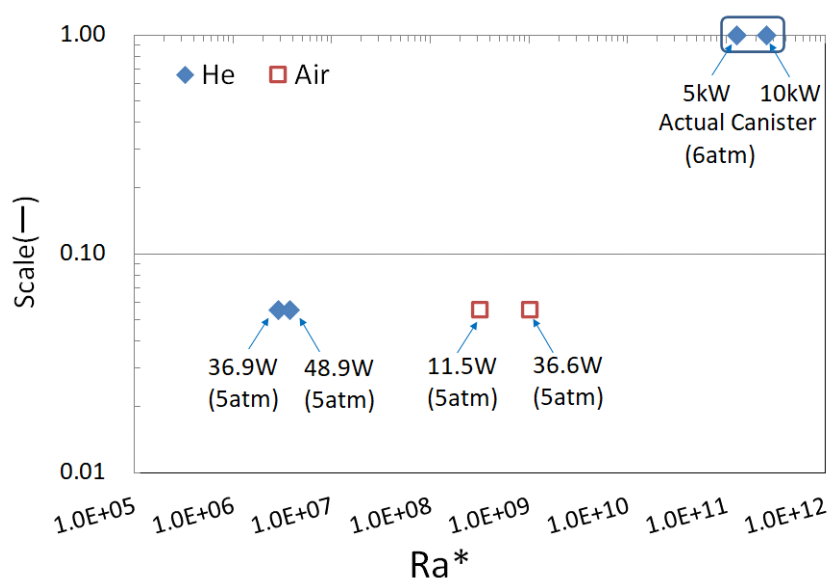


図 3.3-7 想定実キャニスタと縮尺模型の Ra*数の関係

この図から分かるように、本実験で使用している小型キャニスタ模型では、実キャニスタの内部気体と同じヘリウムを用いた実験では、実キャニスタの Ra^* よりも 10^5 程度小さな Ra^* 条件となる。本模型実験においては、空気実験の方が、ヘリウムを使用した実験に比べて、 10^3 程度 Ra^* の大きな実験が可能であり、より実キャニスタに近い現象の実験が可能であると考えられる。しかし、今回用いた実験装置は、想定実キャニスタに比べると非常に小さいことから、空気を用いた実験でも実キャニスタと比べると Ra^* 数が 10^2 程度小さい。よって、実キャニスタと熱流動上の相似則を満たした実験を実施するには、縦置きキャニスタと同様に、更に大きな実験装置を用いた実験を実施する必要がある。なお、今回の実験では、キャニスタ内部気体に空気とヘリウムを扱った実験を行うことにより、 Ra^* 数の違いが、現象に及ぼす影響を考察することとした。更には、初期にヘリウムが入った状態から空気に置換した際の現象についても調べた。

3.3.3 実験結果

実験条件は、表 3.3-1 に示す通りであり、キャニスタ内の気体の種類と発熱量をパラメータとした実験を行った。以下に各実験条件での圧力と温度の関係およびキャニスタ表面温度変化を用いた漏えい検知を行う際の考察について記載する。

(1) Case1 (空気 36.6W) 実験結果

(a) 圧力と温度の関係

図 3.3-8 は、5 気圧、3 気圧、1 気圧での各部の温度を示したものである。それぞれの圧力での各温度は、サンプリングタイム 1 分で取り込んだデータの 10 データの平均値とした。また、本実験ケースでは、各圧力での平均給気温度は、5 気圧での平均給気温度は、 25.3°C 、3 気圧での平均給気温度は、 26.1°C 、1 気圧での平均給気温度は、 26°C と若干の変動が観られた。各温度の圧力による影響を比較するため、ここでは、給気温度を設定温度である 25°C として各部の温度を補正した。なお、手順としては、各部の温度から計測での平均給気温度を引き、 25°C を加えた。

圧力低下と共に発熱体温度は、上昇した。内側に位置した発熱体 A の方が、外側に位置した発熱体 B よりも温度が高い傾向にあり、また、同じ発熱体に対しては、キャニスタ底側の方が、キャニスタ蓋側よりも温度が高くなる傾向がある。蓋部温度 (TT) は、減圧と共に、低下している。一方、底部温度 (TB) は、上昇している。キャニスタ側面は、最下点である側面中央下面温度 (TSB) から 90° に位置する TS-090 までは、減圧に伴い温度上昇しているが、TS-135 および最上部の側面中

央上面温度(TST)は、減圧とともに低下している。

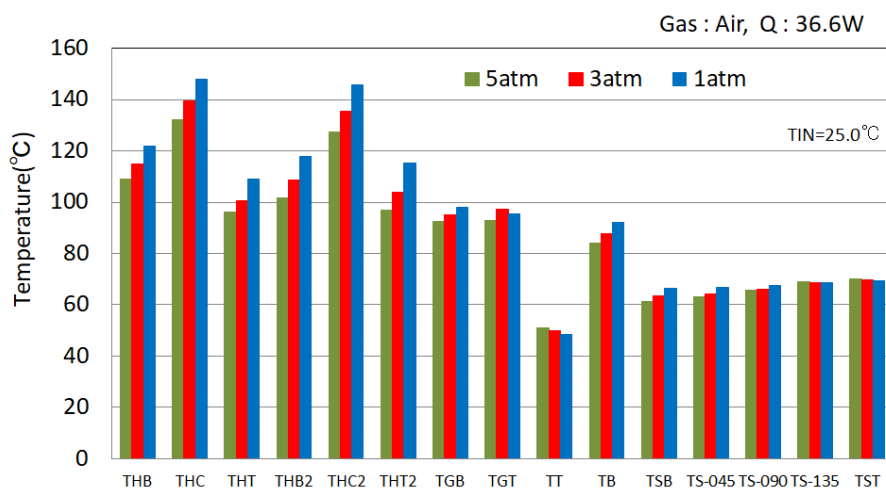


図 3.3-8 各部の温度 (Case1)

図 3.3-9 は、主着目点である発熱体温度(THC)、底部温度(TB)、蓋部温度(TT)、側面中央上面温度(TST)、側面中央下面温度(TSB)の圧力変化に対する時間変化である。

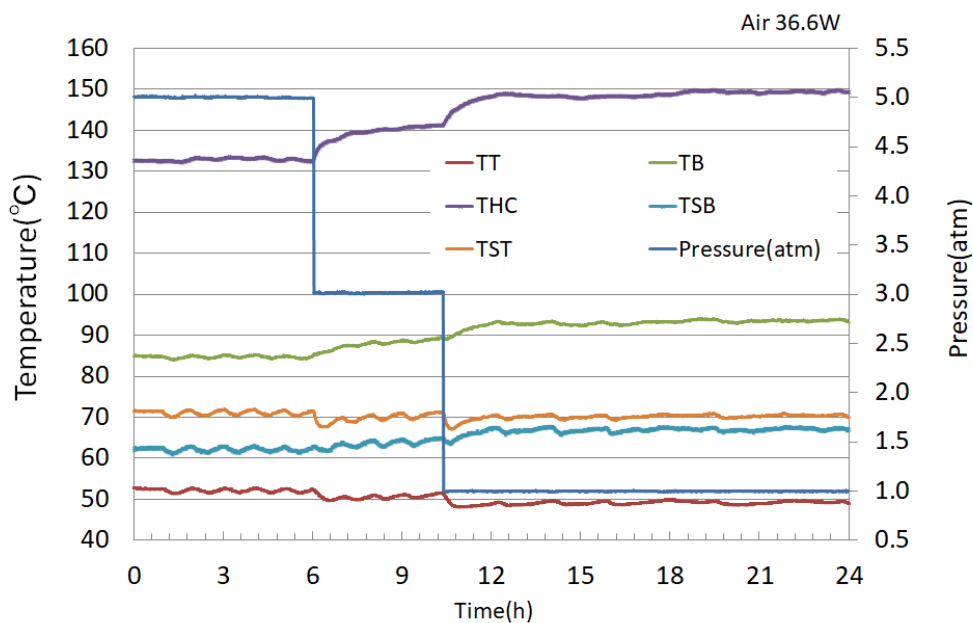


図 3.3-9 主要温度と圧力の関係 (Case1)

圧力が低下すると、対流による除熱効率が低下し、発熱体温度(THC)が上昇する。発熱体底部とキャニスタ底部は、接触しているかもしくは近接しており、発熱体の熱がキャニスタ底部に伝わり底部温度(TB)は、大きく上昇する。また、重力により、バスケットもキャニスタ側面内側下面に接しているため、バスケットの熱がキャニスタ側面内側下面に伝わり、側面中央下面温度(TSB)がやや上昇する。一方、発熱体頂部とキャニスタ蓋部の間には空間があり、熱が伝わりにくくなっている。また、バスケット側面上面とキャニスタ側面内側上面の間にも僅かながら空間が生じることから、この部分においても熱が伝わりにくくなっている。発熱量は、圧力変化にかかわらず一定であることから、底部温度(TB)と側面中央下面温度(TSB)が上昇し、この部分からの大気への放熱量が増えた分、蓋部温度(TT)と側面中央上面温度(TST)の放熱量が減少することになり、結果的に、蓋部温度(TT)と側面中央上面温度(TST)の低下が生じたものと考えられる。

(b) 漏えいの温度検知に関する考察

図 3.3-10 は、底部温度(TB)から蓋部温度(TT)を引いた温度差 ΔTBT の減圧時の時間変化を示したものである。キャニスタ縦置き姿勢の場合[2-4]と同様に、減圧時に底部温度(TB)と蓋部温度(TT)の温度変化は、キャニスタ側面の温度変化よりも大きく、 ΔTBT は、4 気圧低下に対して、約 11°C 増加している。

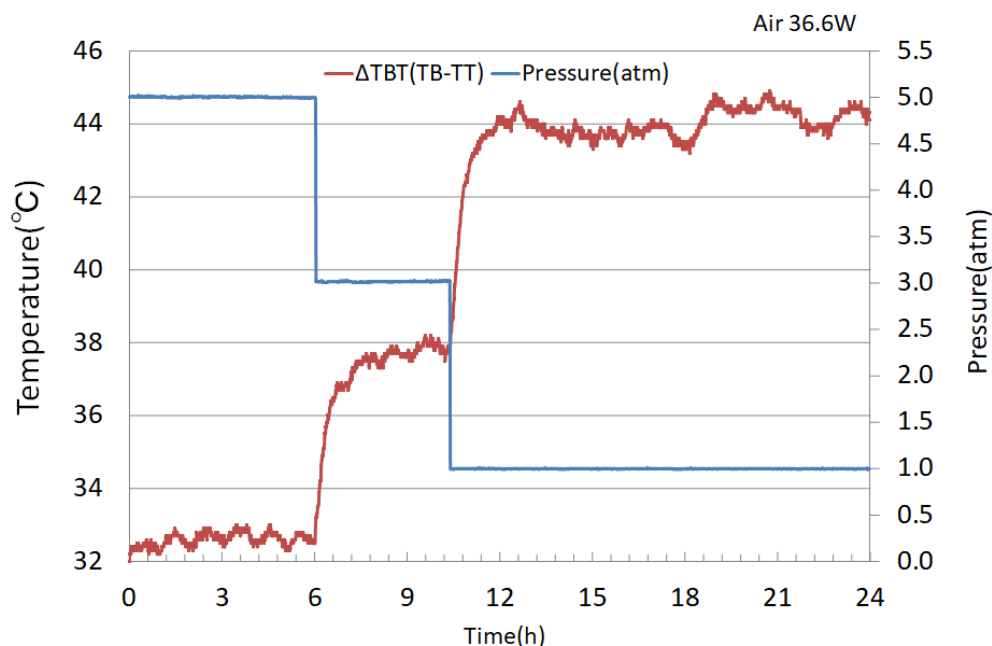


図 3.3-10 ΔTBT (TB-TT) と圧力の関係 (Case1)

図 3.3-11 は、側面中央下面温度(TSB)から側面中央上面温度(TST)を引いた温度差 Δ TSBST の減圧時の時間変化を示したものである。 Δ TSBST は、4 気圧の低下に対して、約 5.5°C の上昇が観られる。 Δ TBT よりも温度差が小さい原因としては、キャニスタ底部には、高温の発熱体が直接もしくは、近接しているのに対して、キャニスタ側面下面には、バスケットが接触していると考えられるが、発熱体に比べて、バスケット温度が低いことと、キャニスタ蓋部とバスケット頂部の空間よりもキャニスタ側面内側上面とバスケット側面上面の空間の方が狭いため、この空間に閉じ込められる気体の量が少ないため、減圧時に気体が発する熱流束の減少割合が小さいためであると考えられる。しかしながら、 Δ TSBST の圧力変化に対する応答性は、 Δ TB よりも応答性がよい結果となっている。応答性のよい原因として、蓋部とバスケット頂部の間の空間よりもキャニスタ側面内側上面とバスケット側面上面の間の空間の方が狭いため、気体からキャニスタに伝わる熱流束の変化速度が側面中央上面温度(TST)では、蓋部温度(TT)よりも速いためであると考えられる。

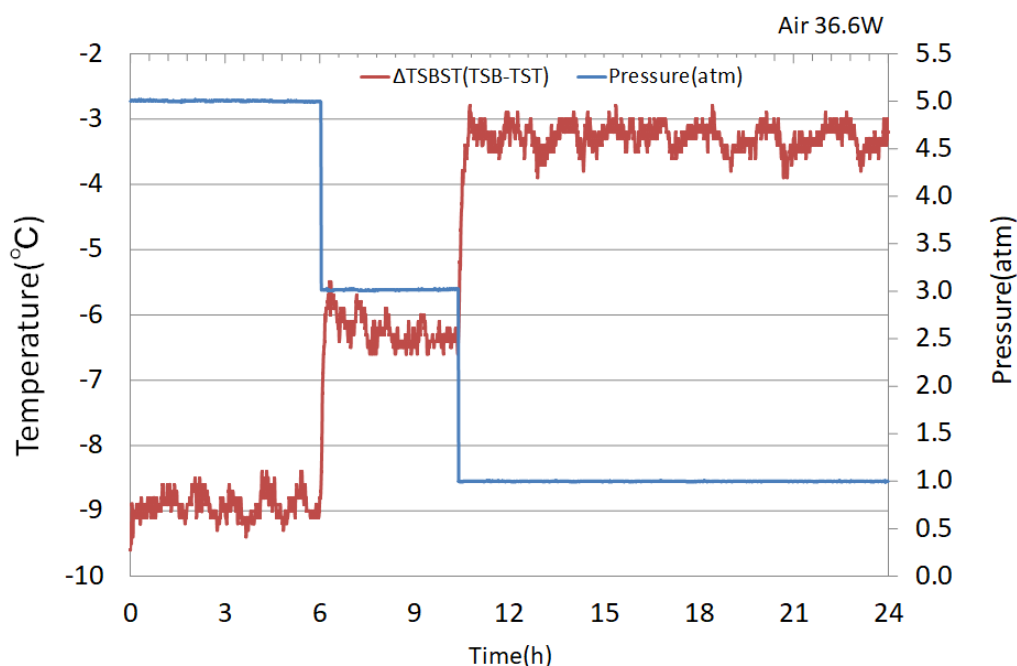


図 3.3-11 Δ TSBST (TSB-TST) と圧力の関係 (Case1)

図 3.3-12 は、底部温度(TB)から側面中央上面温度(TST)を引いた温度差 Δ TBST の減圧時の時間変化を示したものである。圧力変化に対して良好な応答性を保っている。なお、減圧時に上昇する温度割合が大きい底部温度(TB)を採用していることから、 Δ TSBST よりも温度差は大きく、減圧前後で約 10°C となっている。

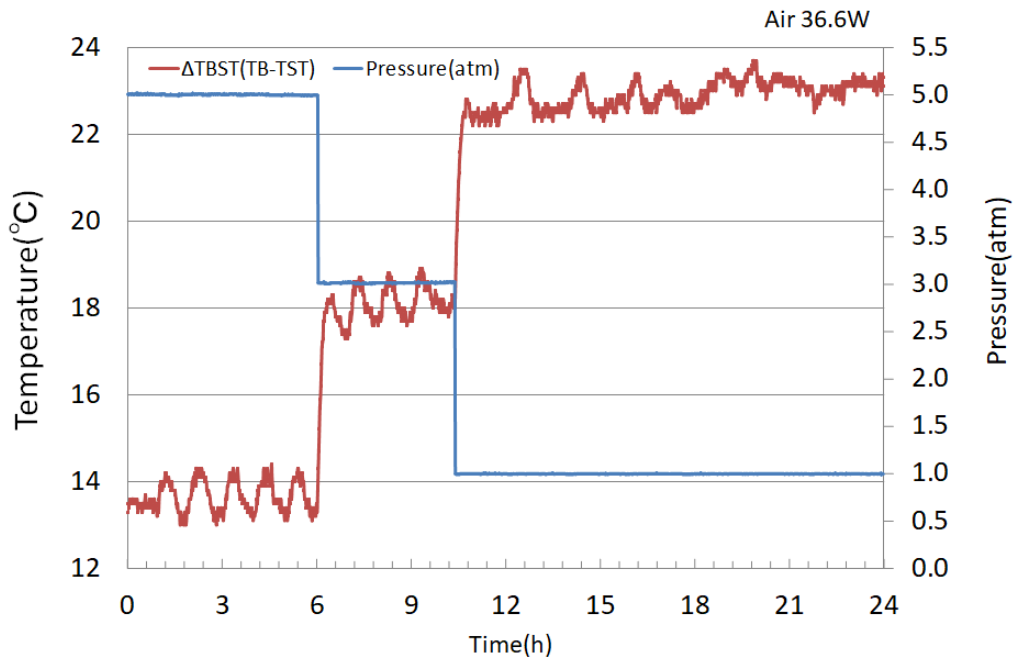


図 3. 3-12 Δ TBS(TB-TST) と圧力の関係 (Case1)

図 3. 3-13 は、側面中央下面温度(TSB)から蓋部温度(TT)を引いた温度差 Δ TSBT の減圧時の時間変化を示したものである。減圧前後の温度差は、約 8°Cとなっている。

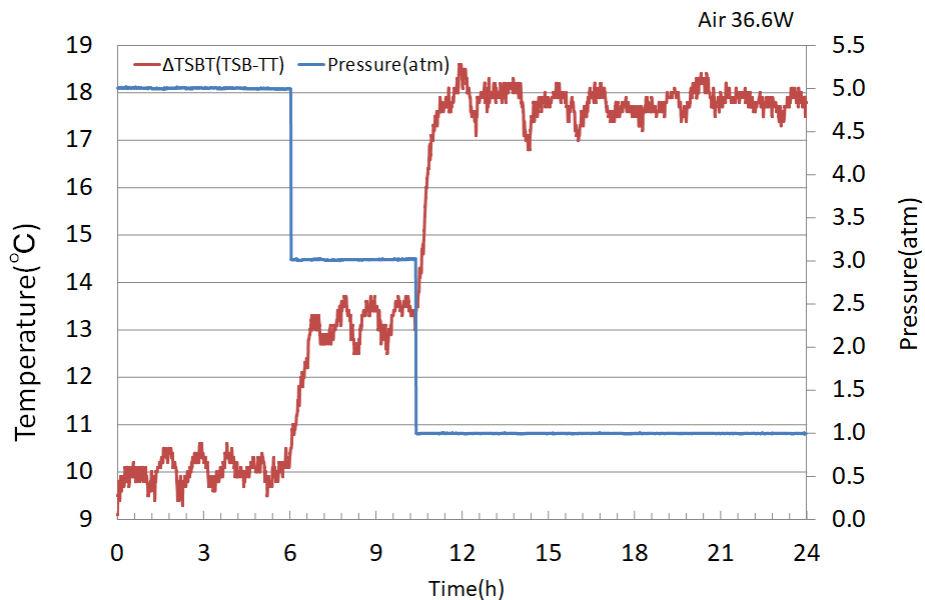


図 3. 3-13 Δ TSBT (TSB-TT) と圧力の関係 (Case1)

図 3. 3-14 は、Δ TBT と Δ TBSBT を加えたものであり、検知部位として、減圧時に上昇する底部温

度 (TB) と側面中央下面温度 (TSB)、また、減圧時に低下する蓋部温度 (TT) と側面中央上面温度 (TST) のすべてを用いた温度差 $\Delta T4$ の減圧時の時間変化を示したものである。減圧前後の温度差は、約 16.5 度となっている。

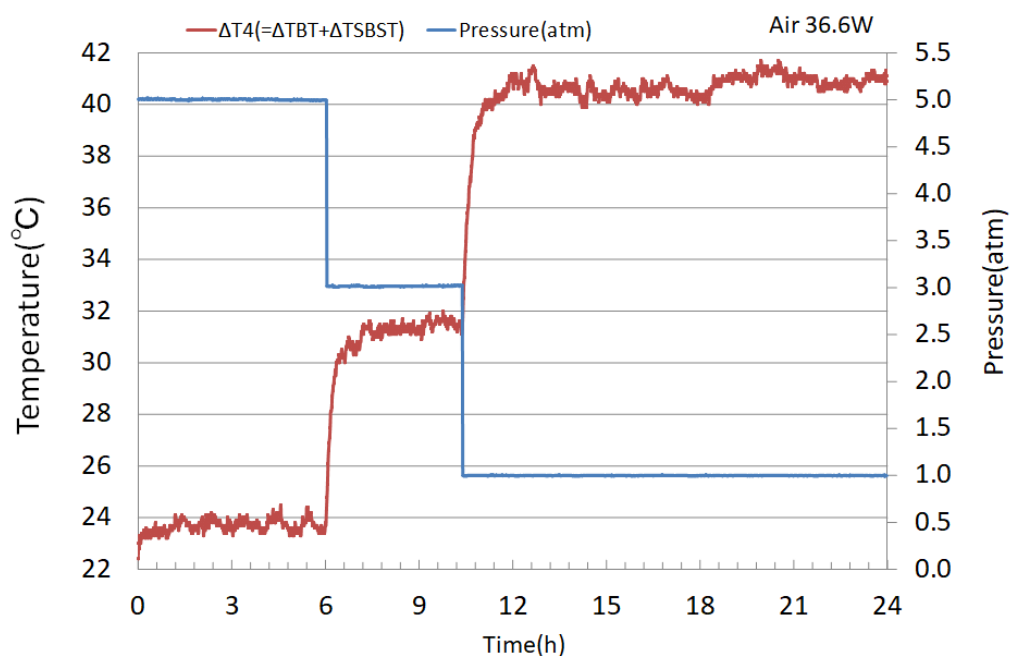


図 3.3-14 $\Delta T4$ ($\Delta TB + \Delta TSBST$) と圧力の関係 (Case1)

図 3.3-15 は、圧力に対する応答性の良い $\Delta TSBST$ と $\Delta TBSST$ を加えたものであり、検知部位として、減圧時に上昇する底部温度 (TB) と側面中央下面温度 (TSB)、また、減圧時に低下する側面中央上面温度 (TST) の三箇所を用いた温度差 $\Delta T3R$ の減圧時の時間変化を示したものである。この場合、圧力に対して良好な応答性を保ったまま、更に減圧前後の温度差は、大きく、約 15°C となっている。

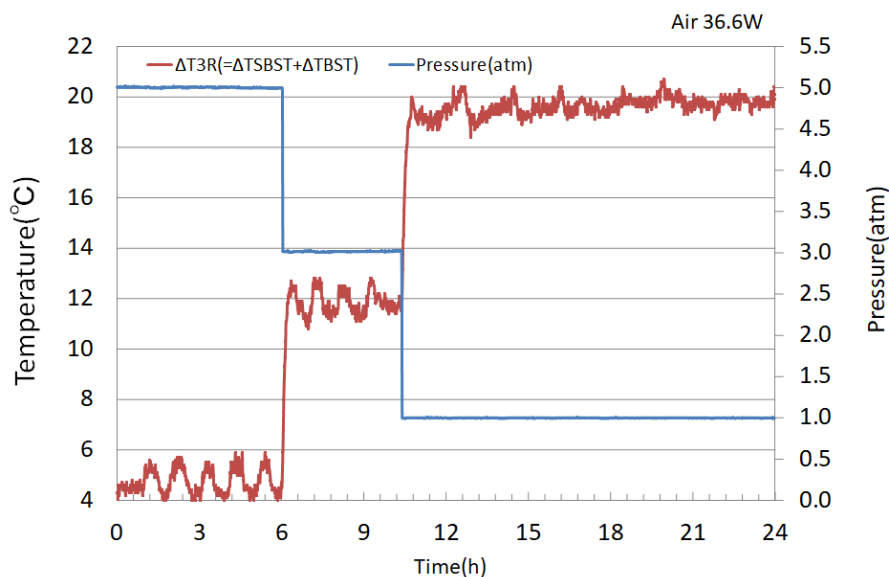


図 3.3-15 $\Delta T3R$ ($\Delta TSBST + \Delta TBST$) と圧力の関係 (Case1)

図 3.3-16 は、圧力に対する温度差の大きい ΔTBT と $\Delta TBST$ を加えたものであり、検知部位として、減圧時に上昇する底部温度 (TB)、また、減圧時に低下する蓋部温度 (TT) と側面中央上面温度 (TST) の三箇所を用いた温度差 $\Delta T3GR$ の減圧時の時間変化を示したものである。減圧前後の温度差としては、約 21°C となっている。

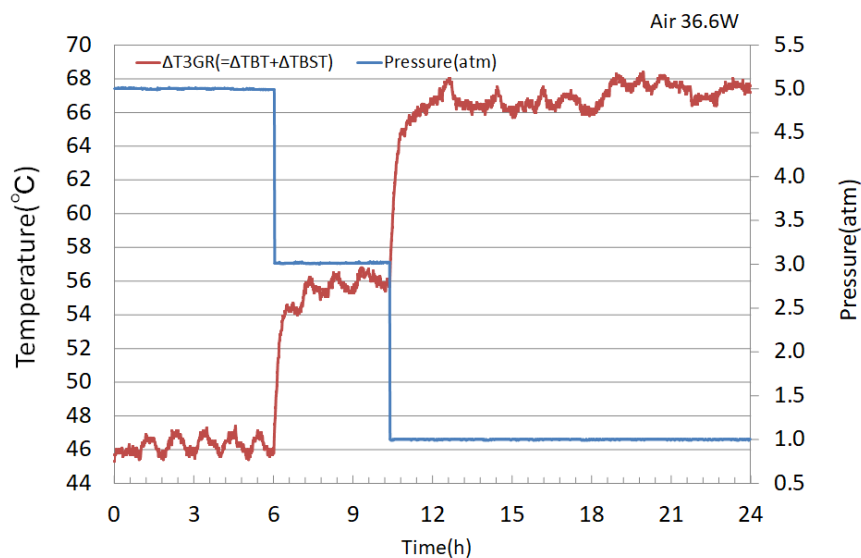


図 3.3-16 $\Delta T3GR$ ($\Delta TBT + \Delta TBST$) と圧力の関係 (Case1)

(2) Case2 (空気 11.5W) 実験結果

(a) 圧力と温度の関係

図 3.3-17 は、圧力を変化させた場合の各部の温度を示したものである。なお、各部の温度データは、Case1 と同様に給気温度 25°C での値に補正している。温度変化の傾向は、Case1 とほぼ同じであるが、発熱量が小さいため、全体に温度が低くなっている。また、減圧時に、蓋部温度(TT)は、圧力に比例して低下しているが、底部温度(TB)に対しては、5 気圧から 3 気圧に低下したときの温度変化が小さい。さらに、側面中央下面温度(TSB)と側面中央上面温度(TST)についても減圧時に、圧力変化に比例した温度変化が観られていない。

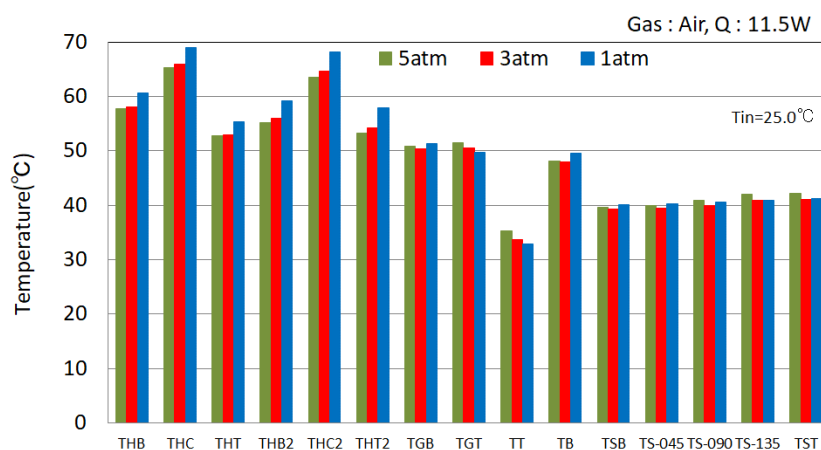


図 3.3-17 各部の温度 (Case2)

図 3.3-18 は、主着目部温度の圧力変化に対する時間変化を示したものである。全体の傾向は、Case1 と同様であるが、温度変化量が Case1 と比べて小さいことがこの図からも分かる。

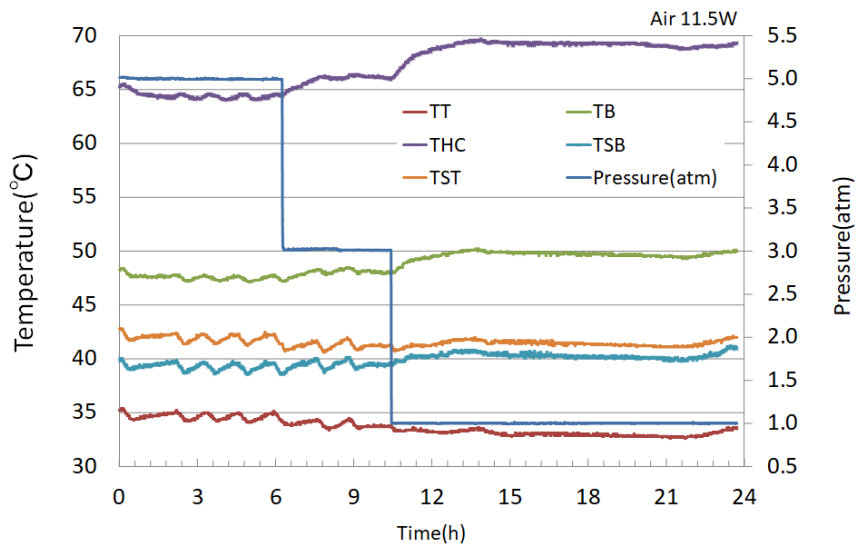


図 3.3-18 主要温度と圧力の関係 (Case2)

(b) 漏えいの温度検知に関する考察

図 3.3-19 は、温度差 $\Delta TBT (=TB-TT)$ の圧力変化に対する時間変化であり、減圧前後で約 3.5°C となっている。図 3.3-20 は、温度差 $\Delta TSBST (=TSB-TST)$ の圧力変化に対する時間変化であり、減圧前後で約 1.5°C となっている。

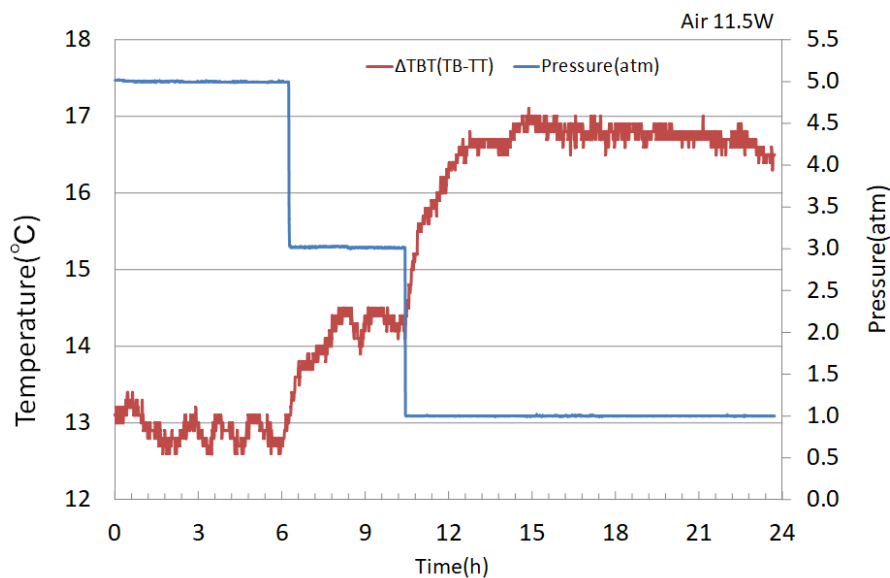


図 3.3-19 $\Delta TBT (TB-TT)$ と圧力の関係 (Case2)

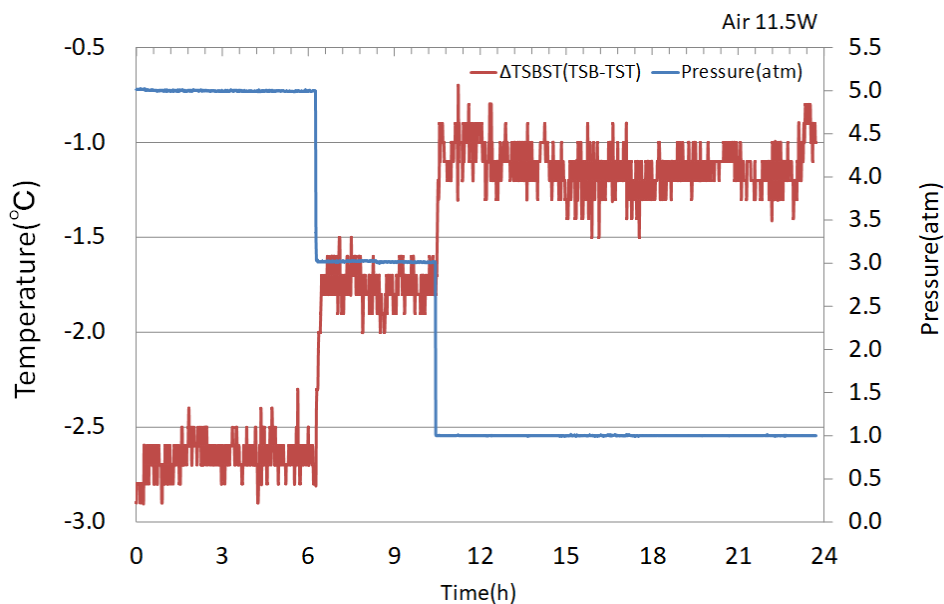


図 3.3-20 Δ TSBST (TSB-TST) と圧力の関係 (Case2)

(3) Case3 (ヘリウム 36.9W) 実験結果

(a) 圧力と温度の関係

図 3.3-21 は、内部気体にヘリウムを使用し、圧力を変化させた際の各部の温度を示したものである。なお、各実験データは、Case1 と同様に給気温度 25°C での値に補正している。内部気体に空気をを用いた実験ケース Case1 とほぼ同じ発熱量であるが、発熱体の最高温度は、Case1 と比べると 50°C 以上低くなっている。また、減圧時の温度変化が全体において小さい。一方で、キャニスタ側面温度は、ほぼ同じ温度になっている。これは、発熱量が同じ場合、内部温度は、内部の気体の種類により変化するが、キャニスタ外部表面温度は、冷却空気の流れにより決定されるためである。また、側面温度の圧力依存性は、小さいことが分かった。

図 3.3-22 は、主着目温度の圧力変化に対する時間変化を示したものである。この図からも圧力変化に対する各部の温度変化が小さいことが分かる。

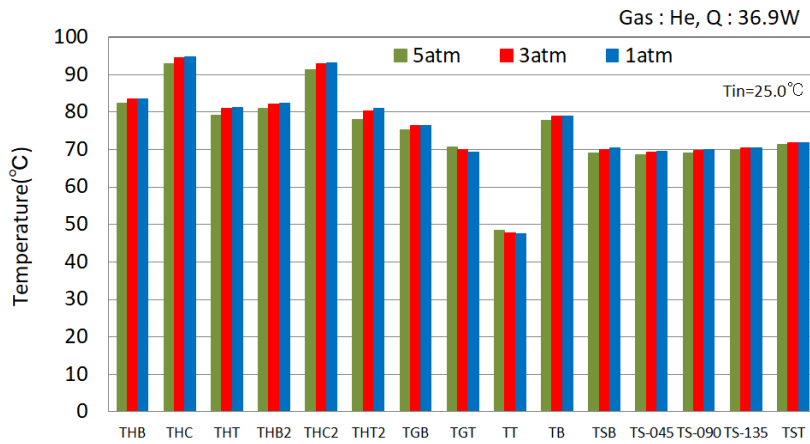


図 3. 3-21 各部の温度 (Case3)

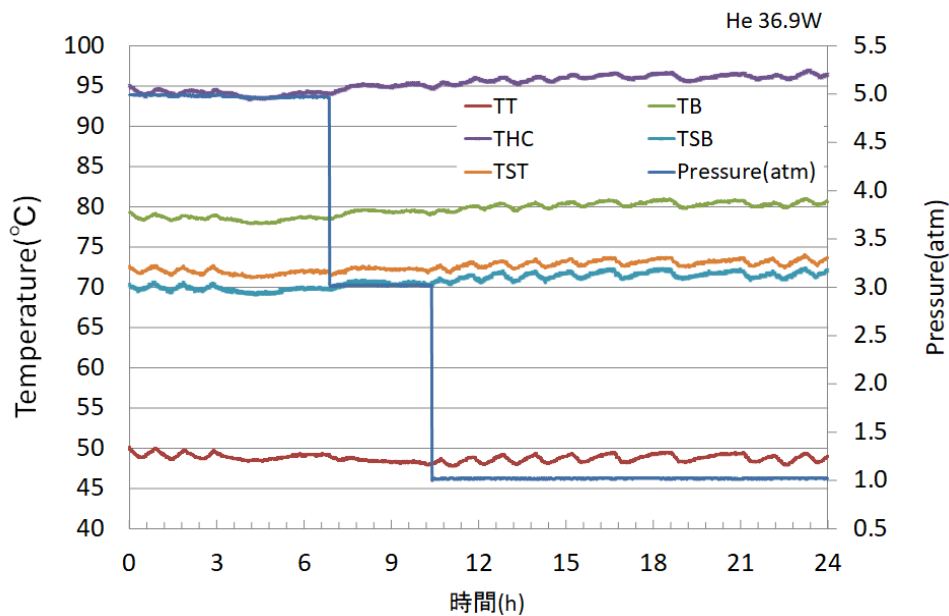


図 3. 3-22 主要温度と圧力の関係 (Case3)

(b) 漏えいの温度検知に関する考察

図 3. 3-23 は、温度差 ΔT_{BT} ($=T_B - T_T$) の圧力変化に対する時間変化である。4 気圧の減圧に対して、 ΔT_{BT} は、減圧前後で約 2°C 上昇している。これは、空気の場合の $1/6$ である。また、 ΔT_{BT} の変化は、5 気圧から 3 気圧に減圧した時の方が、3 気圧から 1 気圧に減圧した時よりも変化が大きくなっており、この傾向は、空気の場合と逆である。図 3. 3-24 は、温

度差 ΔT_{SBST} (= $T_{SB}-T_{ST}$)の圧力変化に対する時間変化である。4気圧の減圧に対して、減圧前後の温度差 ΔT_{SBST} は、約 0.6°C 上昇しているが、大きな温度変動が観られる。

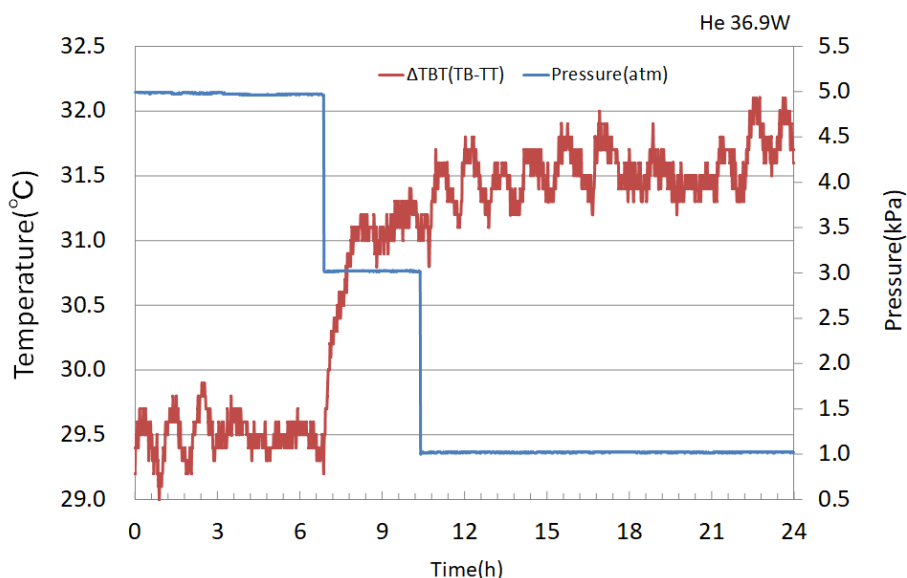


図 3.3-23 $\Delta T_{BT}(TB-TT)$ と圧力の関係 (Case3)

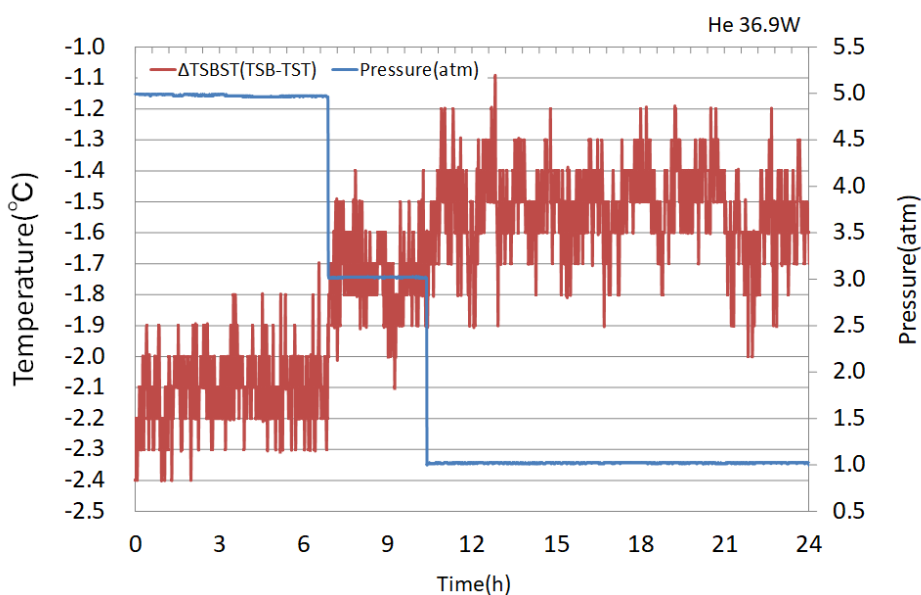


図 3.3-24 $\Delta T_{SBST}(TSB-TST)$ と圧力の関係 (Case3)

(4) Case4 (ヘリウムから空気置換 48.9W) 実験結果

(a) 圧力と温度の関係

図 3.3-25 は、圧力を変化させた際の各部の温度を示したものである。なお、各実験データは、Case1 と同様に、給気温度 25°C での値に補正している。本実験においては、ヘリウムを 5 気圧から 1 気圧に減圧した後、一旦、バルブを閉め、定常状態になった後にバルブを全開にした。よって、この状態において、空気が混入し、内部のヘリウムと空気の置換が生じていると考えられる。Case3 と比べると、ヘリウムが充填されている状態においては、発熱量が大きい分、発熱体の温度は、20°C 程度上昇している。また、キャニスタ表面温度も 10°C 程度上昇している。更に、空気が混入し、ヘリウムと置換した状態においては、発熱体温度は、最大で 70°C 程度の上昇が観られる。また、キャニスタ底部温度 (TB) とキャニスタ蓋部温度 (TT) においては、上昇が観られ、特に底部温度 (TB) の上昇が大きい。これは、発熱体がキャニスタ底面に接触しているかもしくは近接しているためである。一方で、キャニスタ側面の温度は低下している。この原因は、キャニスタ内部気体の種類に関わらず、内部発熱量が一定であることから、空気が混入することにより、底部温度 (TB) が大きく上昇し、底部からの放熱が増加したため、相対的にキャニスタ側面からの放熱量が減少し、側面の温度が下がったものと考えられる。

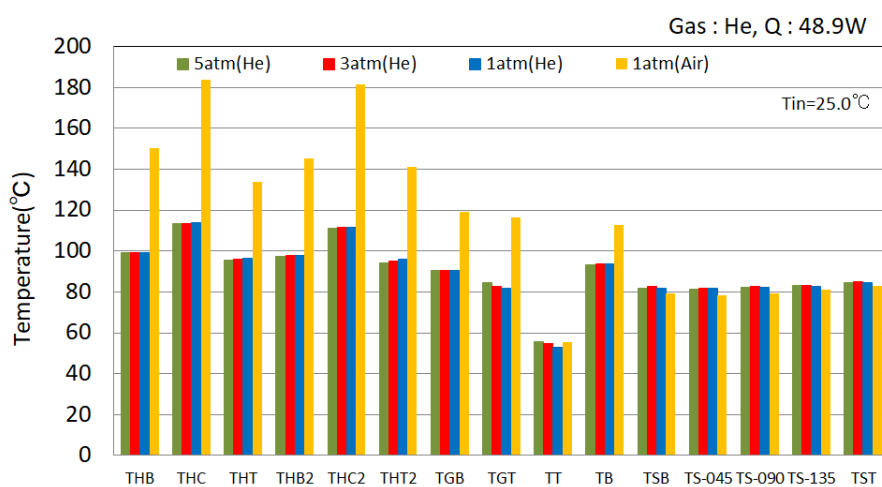


図 3.3-25 各部の温度 (Case4)

図 3.3-26 は、主要部温度の圧力変化に対する時間変化を示したものである。実験開始 1 日後に、バルブを全開しており、この時点から空気の混入に伴い、発熱体温度が急激に上昇していることが分かる。また、同時に、底部温度 (TB) も上昇し始めるが、キャニスタ側面温度である側面中央上面温度 (TST) と側面中央下面温度 (TSB) は、若干の温度低下が観られ

た。

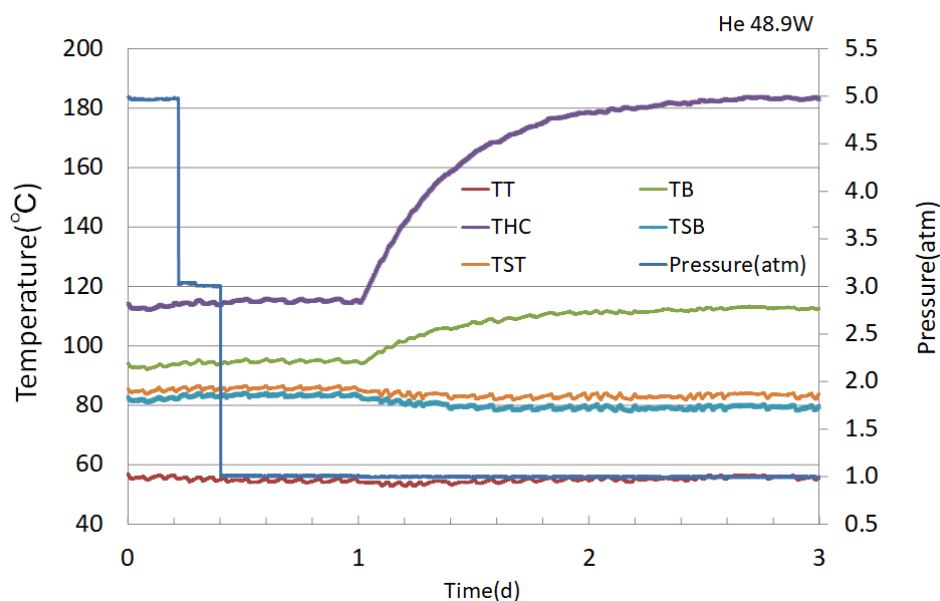


図 3. 3-26 主要温度と圧力の関係 (Case4)

(b) 漏えいの温度検知に関する考察

図 3. 3-27 は、 $\Delta TBT (=TB-TT)$ の圧力変化に対する時間変化である。ヘリウムが内在している実験開始後 1 日の間においては、4 気圧の減圧に対して、約 3°C 上昇しているが、空気が混入しヘリウムと置換された実験開始後から 3 日後には、空気が混入する前の時点と比べて、約 17°C 上昇している。図 3. 3-28 は、 $\Delta TSBST (=TSB-TST)$ の圧力変化に対する時間変化である。ヘリウム内在中は、4 気圧の減圧に対して、約 0.6°C 程度上昇しているが、空気の混入と共に、減少に転じて、実験開始 3 日後には、空気混入前と比べて、約 1.6°C 減少している。これは、図 3. 3-25 で観られるように、空気の混入に伴い発熱体温度が急激に上昇し、その結果、底部温度(TB)の温度も大きく上昇している。このため、キャニスタ側面温度が低下しており、この温度低下の度合いが、キャニスタ側面上面よりもキャニスタ側面下面の低下割合が大きいためである。

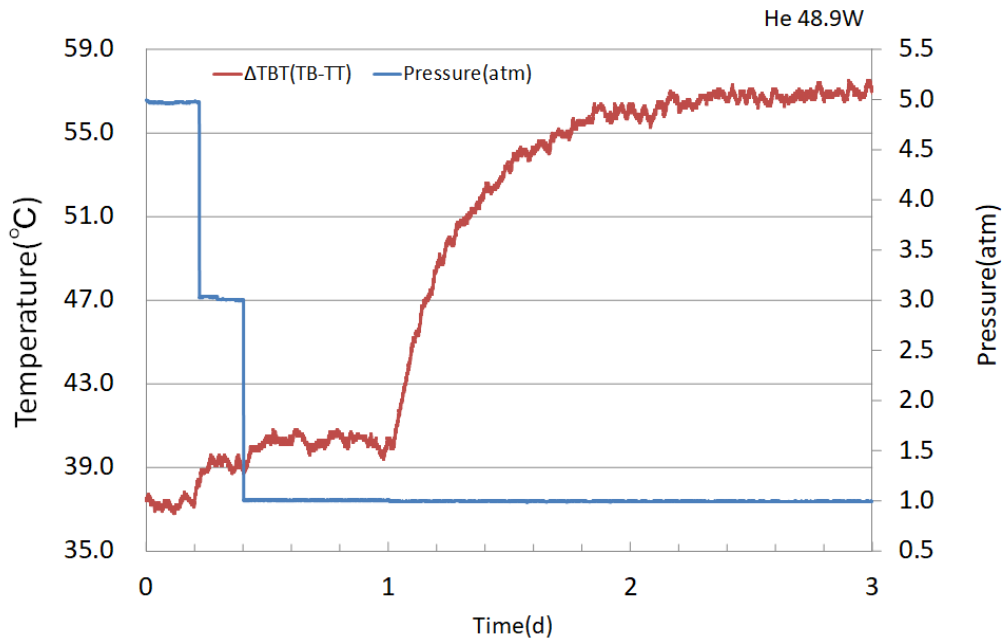


図 3.3-27 Δ TBT (TB-TT) と圧力の関係 (Case4)

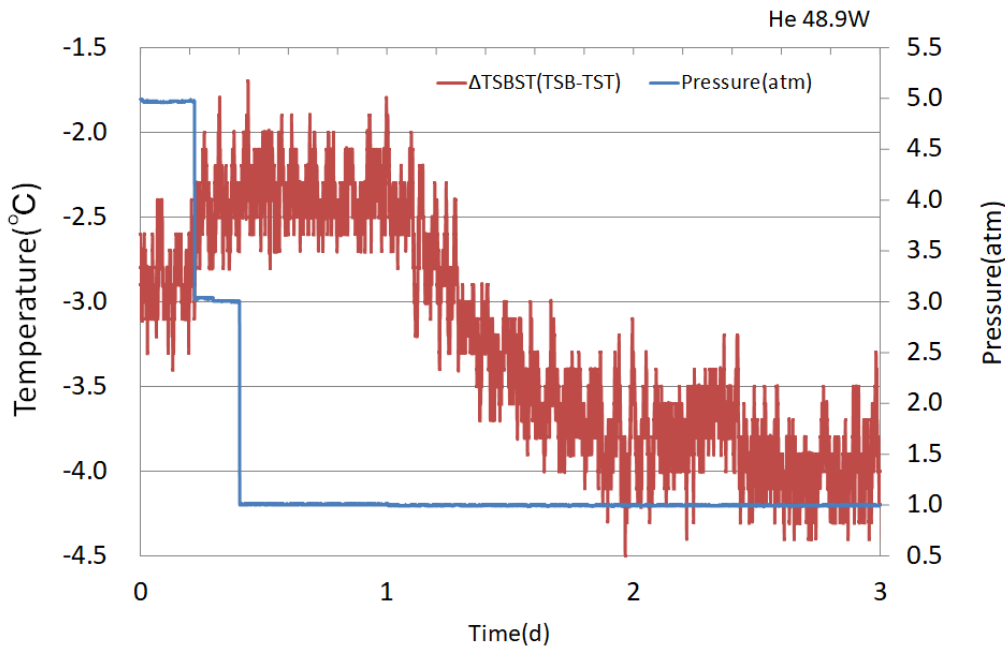


図 3.3-28 Δ TSBST (TSB-TST) と圧力の関係 (Case4)

横置きキャニスタにおいて、内部気体に空気およびヘリウムを用い、5気圧、3気圧、1気圧(大気圧)と圧力をステップ状に変化させた際のキャニスタ各部温度変化を調べた。

減圧時には、縦置きキャニスタで観られた傾向と同様に、底部温度(TB)が上昇し、蓋部温

度(TT)が低下した。また、側面中央下面温度(TSB)は、若干上昇し、側面中央上面温度(TST)は、若干低下した。よって、減圧時に、温度上昇が観られる検知位置が二箇所あり、温度低下が観られる検知位置が二箇所あることから、それぞれの検知位置の組み合わせにより、減圧時に温度差を大きくする組み合わせ、また、圧力変化に対する応答性を良くする組み合わせが可能となることが分かった。

なお、発熱量が同じ場合、ヘリウム実験においては、空気実験と比べてキャニスタ内部の温度は、低くなったが、キャニスタ表面温度は、ほぼ同じであった。

さらに、ヘリウム実験で、ヘリウム漏えい後に、バルブを全開にして、空気を混入させた実験では、発熱体の温度が急激に上昇し、その熱がキャニスタ底面から多く放出されることにより、キャニスタ側面温度が低下する現象が観られた。

3.3.4 解析モデルおよび解析条件

解析には、熱流動汎用コード STAR-CCM+® (ver. 11.02.010)を用い、三次元定常圧縮性解析を行った。

図 3.3-29 に解析モデル円筒断面のメッシュを示す。メッシュには、ポリヘドラルメッシュを使用しており、メッシュ数は、3,963,389 である。

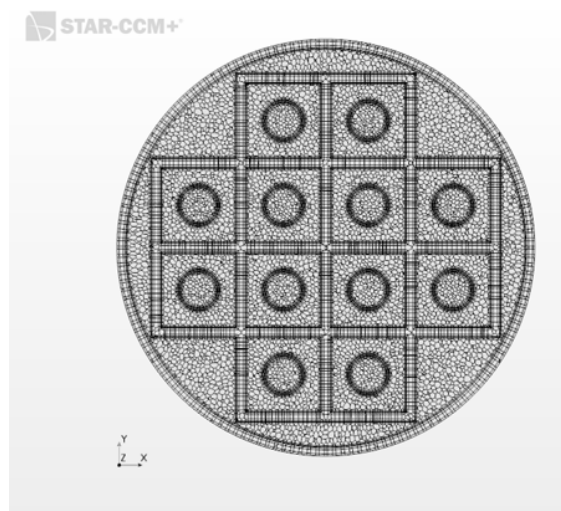


図 3.3-29 円筒断面メッシュ

内部流体は単成分の空気であり、理想気体として取り扱った。

分子量は、28.9664kg/kmol とした。解析形状は、全体モデルとした。内部流体およびキャニスタ部材の物性値を表 3.3-2 に示す。

表 3.3-2 解析に用いた物性値[13]

Symbol	ρ	Cp	λ	μ	Remark
Unit	kg/m ³	J/(kg·K)	W/(m·K)	Pa·s	
Air	1.17664	1003.62	0.0260305	1.855×10^{-5}	27°C、1atm
SUS304	7930	570	16.7	-	
Al	2702	903	237	-	

ここでは、Case1 における 5atm と 1atm の実験解析を行った。ヒータ発熱量は、発熱体の本数である 12 等分し、体積発熱量としてそれぞれのヒータに均等に与えた。

壁面近傍の取り扱いに関しては、「All Y+壁面近傍の取り扱い」モデルを採用した。

このモデルは格子依存である壁面近傍の取り扱い方法をソルバーが運用するものであり、壁面隣接セル毎の Y+ の値により壁関数を使用するか、Low Y+ のアプローチを採用するかを判断する。

キャニスタ表面に熱伝達率を境界条件として与えた。

ここでは、発熱体単体の熱流動解析を行うことにより、熱伝達率分布を求めた。

図 3.3-31 は、温度分布および流速分布を示した断面である。なお、断面は、発熱体を縦に横切る断面で取得している。

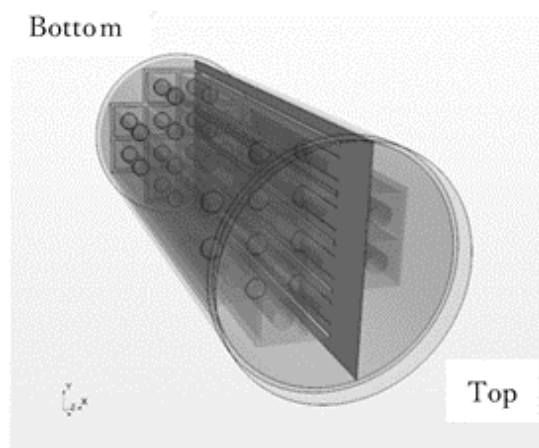


図 3.3-31 温度分布および流速分布を示した断面

キャニスタを水平にして実験を行ったことから、キャニスタ内側下部側面とバスケット

下部側面の一部が接触することとなる。キャニスタ内側下部側面とバスケット下部側面との接触状態が現象に与える影響については、別途、解析的な検討を行っている[6]。ここでは、その一例を紹介する。

本解析モデルでは、図 3.3-32 に示すように、キャニスタ内側下部側面とバスケット下部側面の長手方向二カ所で線接触するものと仮定した。

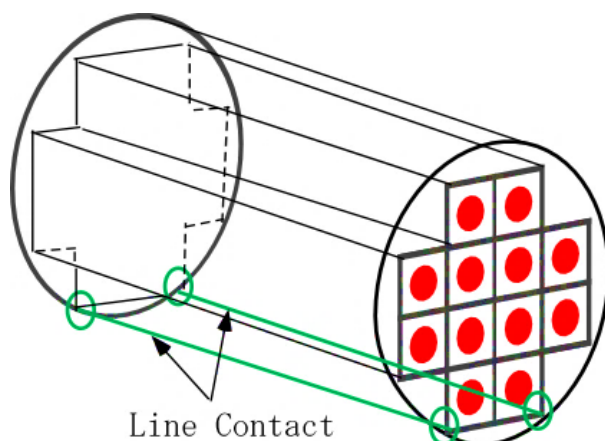


図 3.3-32 バスケットとキャニスタの接触条件

また、キャニスタを横置き姿勢にする場合、キャニスタ底面と発熱体(バスケット)は、接触または、わずかなギャップが生じるものと推測される。そのため、本モデルにおいては、図 3.3-33 に示すようにキャニスタ底面と発熱体(バスケット)の間に 1mm のギャップを設けた。

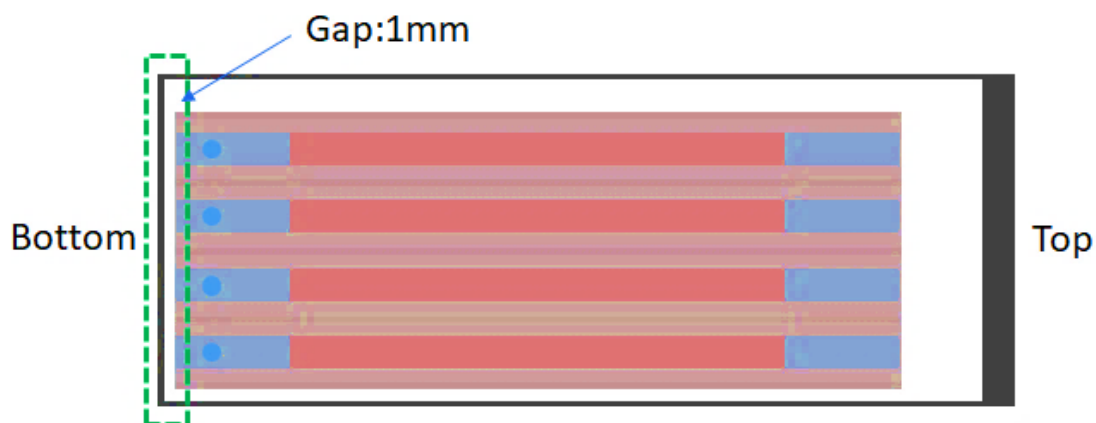


図 3.3-33 キャニスタ底面のギャップ条件

3.3.5 解析結果

図 3.3-34 は、キャニスタ縦断面の温度分布を示したものである。また、図 3.3-35 は、発熱体の温度分布を示したものである。圧力が下がると発熱体の発熱部が高温になり、その熱は、発熱体の両端に伝わっている。また、発熱体は、バスケットに入れられているため、発熱体で熱せられた気体は、キャニスタには直接、接触せず、バスケット内を長手方向に移動することになる。更に、キャニスタ蓋部とバスケット頂部の間には、比較的大きな空間があることから、この空間において自然対流が生じており、この空間の下部は、上部に比べて温度が低くなっている。図 3.3-36 は、バスケットの温度分布を示したものである。減圧時には、発熱体が高温になるため、バスケットも高温になる。また、図 3.3-37 と図 3.3-38 は、キャニスタ表面の温度分布をそれぞれ底部側から示したものと蓋部側から示したものである。圧力が下がると、発熱体温度が上がることから、キャニスタ底面温度も若干上昇している。一方で、キャニスタ蓋部温度は下がっている。この理由は、圧力低下により、対流熱伝達効果が減少することにより発熱体温度が上昇し、その熱が底部や側面底部に伝わり、その部分の温度が上昇したため、他の部分の温度が低下したと考えられる。

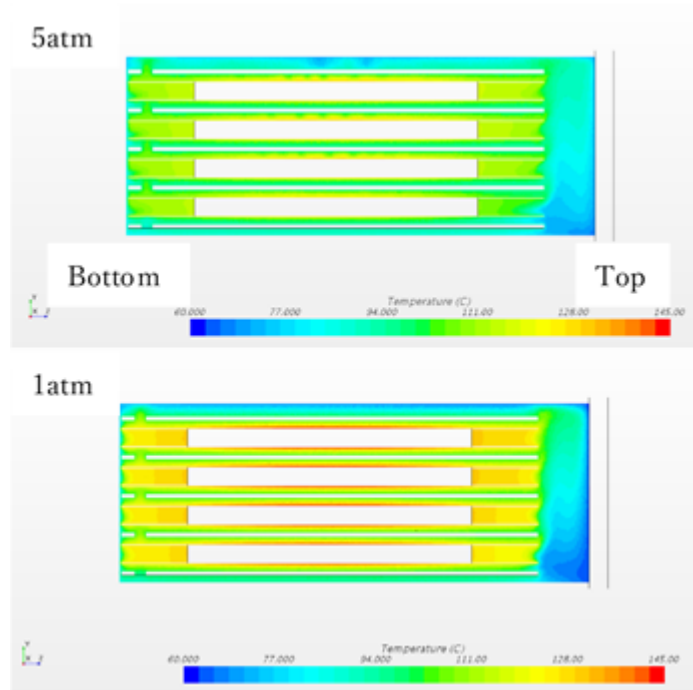


図 3.3-34 キャニスタ断面温度分布

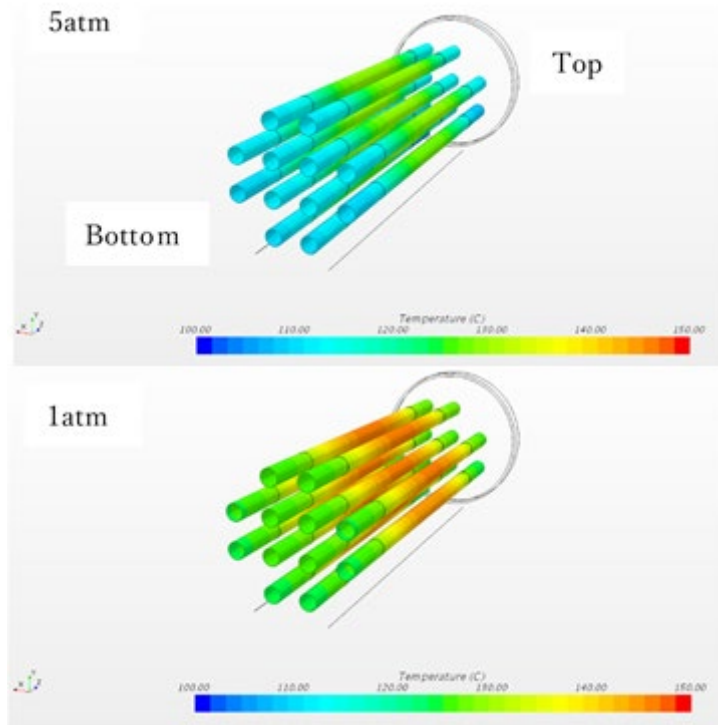


図 3.3-35 発熱体温度分布

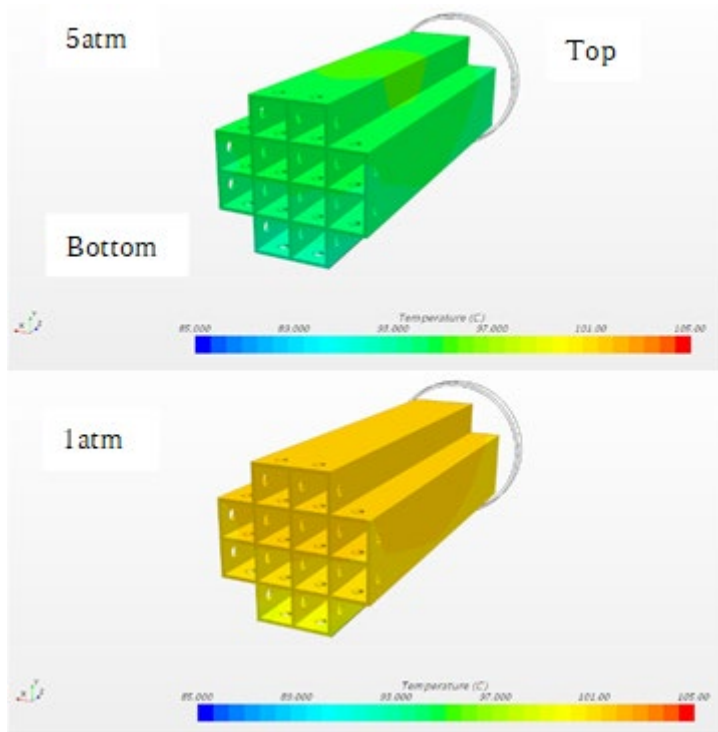


図 3.3-36 バスケット温度分布

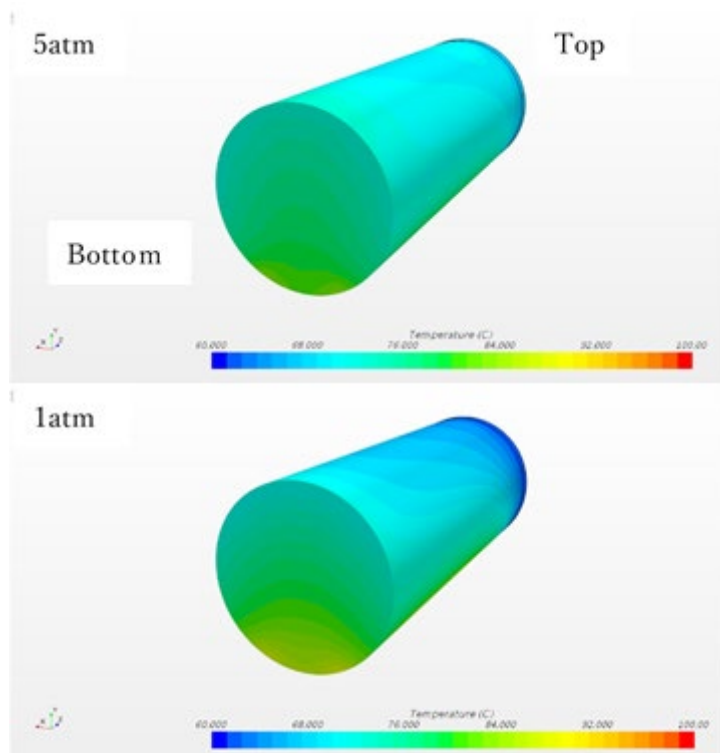


図 3.3-37 表面温度分布 (底部)

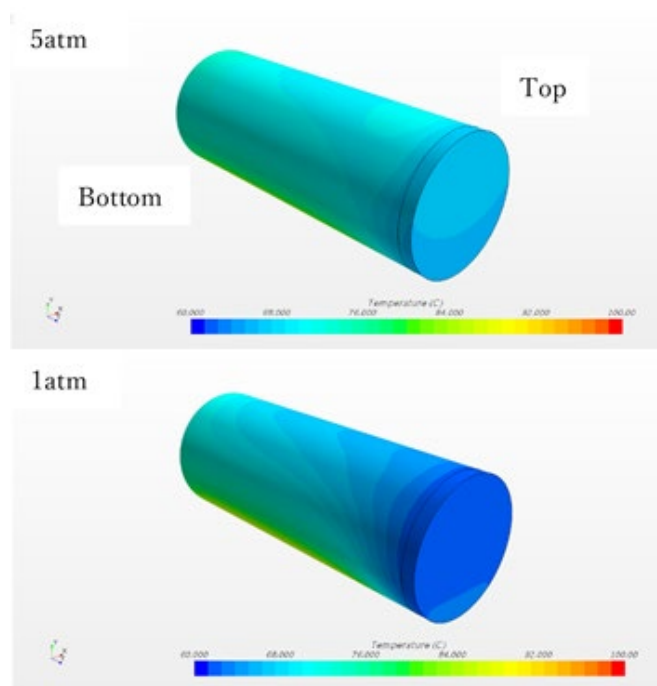


図 3.3-38 キャニスタ表面温度分布 (蓋部)

図 3.3-39 は、キャニスタ断面の流速ベクトル図を示したものである。5atm の場合、発熱体の中央部分で上向きの流れが強いが、1atm では、その流れが弱まり、蓋部とバスケット

頂部の空間での乱れ成分が強くなっている。

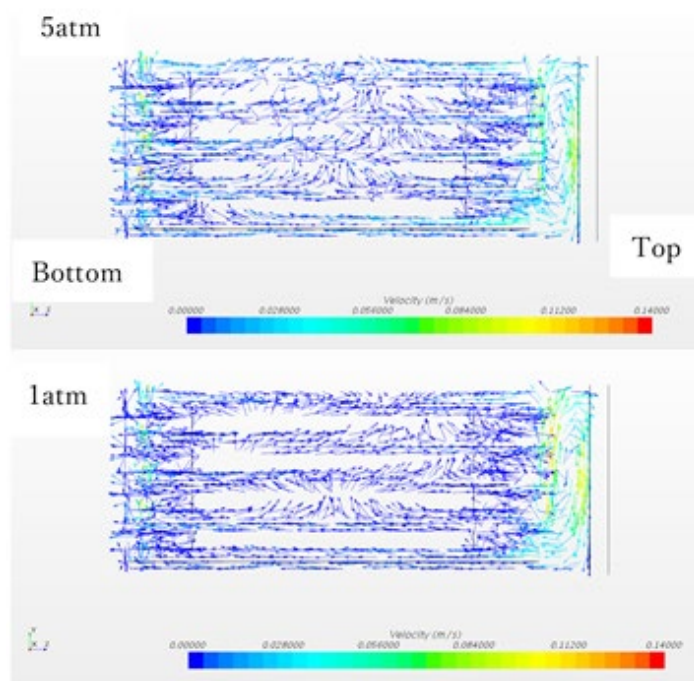


図 3.3-39 キャニスタ断面流速ベクトル図

数値解析を行い、圧力とキャニスタ内の温度分布、更には、流速分布の関係を考察することにより、現象のメカニズムが以下のように解明された。

- (1) 内圧が低下すると、キャニスタ内部の対流熱伝達の効果が低下するため、発熱体温度は上昇する。この際、発熱体とキャニスタ底部は、近接していることから、発熱体の熱は、キャニスタ底部に熱伝導で伝わることになる。
- (2) バスケットも発熱体からの熱で加熱されており、バスケット側面下面とキャニスタ側面内側下面の接触部を通じて、熱伝導で熱がキャニスタ側面に伝わる。
- (3) 発熱体により熱せられた発熱体周りの気体は、バスケットにより動きに制約を受け、上昇流がそのままキャニスタ側面上面に向かわず、バスケット内を長手方向に移動する。バスケット側面上面とキャニスタ側面内側上面の間に狭い空間が形成されており、高圧時には、キャニスタ蓋部とバスケット頂部の空間およびキャニスタ側面内側上面とバスケット側面上面の空間に蓄えられた気体から熱が発せられる。低圧時には、これらの空間に蓄えられた気体から発せられる熱が少なくなる。ここで、低圧時には、蓋部付近の大きい空間からの放熱量が、側部上部の小さい空間から発せられる放熱量より大きくなると考えられる。

3.3.6 実験結果と解析結果の比較

図 3.3-40 は、各着目部位の温度を実験と解析で比較したものである。各点での温度に対する圧力依存性の傾向については、定性的な一致が得られた。なお TB は、解析よりも実験のほうが高くなったことから、解析では底部においてバスケットおよび発熱体を 1mm 離しているのに対して、実験ではこの間隔が 0 か 1mm 未満であると推測される。また、解析の TSB が実験よりも高い結果になっている。この理由として、解析では、キャニスタ内側下部側面とバスケット下部側面の完全線接触を仮定しているが、実験では、完全接触ではないと推測される。

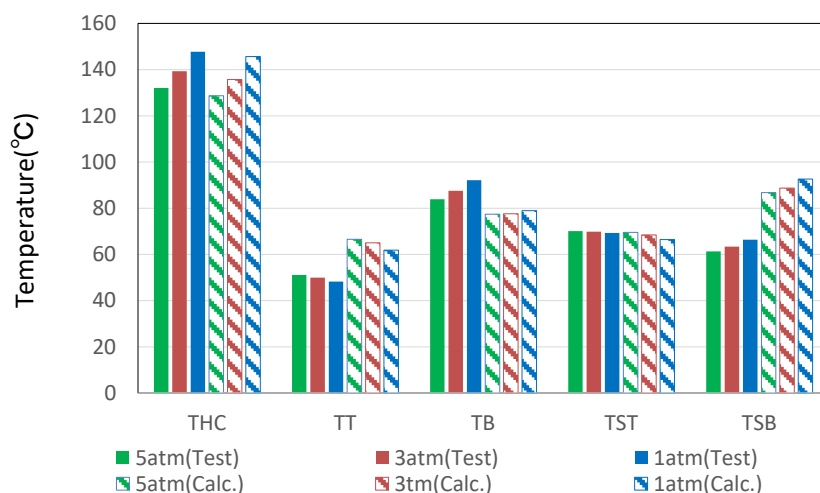


図 3.3-40 実験と解析での各部の温度 (CASE1)

3.3.7 まとめ

横置きキャニスタにおいて、内部気体に空気およびヘリウムを用い、5気圧、3気圧、1気圧(大気圧)と圧力をステップ状に変化させた際のキャニスタ各部温度変化を実験および解析の双方で調べ、以下のことが明らかとなった。

(1) 縦置きキャニスタ実験と同様に、減圧時には、底部温度(TB)が上昇し、蓋部温度(TT)が低下する現象が顕著に観られた。また、側面中央下面温度(TSB)は、若干上昇し、側面中央上面温度(TST)は、若干低下した。

(2) 数値解析を行うことにより、現象のメカニズムを解明した。上記(1)のメカニズムは、キャニスタ内の構造に大きく起因する。減圧時には、キャニスタ内部の対流による熱伝達が低下するため、発熱体温度は、上昇する。発熱体とキャニスタ底部は、接触もしくは近接して

いることから、発熱体から熱は、キャニスタ底部に熱伝導で大きく伝わることになる。また、発熱体の温度が上昇することからバスケットも加熱される。バスケット側面下面の一部分がキャニスタ側面内側下面と接触しているため、熱伝導で熱がキャニスタ側面下面に伝わるが、発熱体が接しているキャニスタ底部に比べると、温度上昇は小さい。更に、発熱体により熱せられた発熱体周りの気体は、バスケットにより動きに制約を受け、上昇流がそのままキャニスタ側面上面に向かわず、バスケット内を長手方向に平行移動する。特に、キャニスタ蓋部とバスケット頂部には、比較的大きな空間があるが、バスケット底部には、バスケットに設けられた小さな穴しかないため、圧力損失の小さな蓋部の方向に主流が生じることとなる。また、バスケット側面上面とキャニスタ側部内側上面の間に狭い空間が形成される。よって、高圧時においては、キャニスタ蓋部とバスケット頂部の空間およびキャニスタ側面内側上面とバスケット側面上面の空間に蓄えられた気体から発していた熱流束が減圧時には、少なくなるため、気体から外部に発する熱流束が小さくなる。ここで、空間の大きさの大きい蓋部付近のほうが、減圧時に気体から外部に放出する熱量の変化も大きくなると考えられる。

(3) 減圧時には、底部温度(TB)が上昇し、蓋部温度(TT)が低下する現象が顕著に観られることから、これら二箇所の温度計測点が漏えい検知に使用できると考えられる。また、側面中央下面温度(TSB)および側面中央上面温度(TST)についても漏えい検知に使用できる可能性があり、この4箇所の検知位置の組み合わせにより、減圧時に温度差を大きくする組み合わせ、また、圧力変化に対する応答性を良くする組み合わせが可能となる。

(4) ヘリウム実験においては、空気実験と比べてキャニスタ内部の温度は、低くなった。これは、ヘリウムの熱伝導が空気に比べて大きいために発熱体の温度が低下するためである。一方、キャニスタ側面温度は、空気実験とほぼ同じになった。これは、発熱量が同じ場合、内部温度は、内部の気体の種類により異なるが、キャニスタ外部表面温度は、冷却空気の流れにより決定されるためである。

(5) ヘリウム実験で、ヘリウム漏えい後に、バルブを全開にして、空気を混入させた実験では、発熱体の温度が急激に上昇し、その熱がキャニスタ底面から多く放出されることにより、側面中央下面温度(TSB)が低下する現象が観られた。この現象は、キャニスタ内側下部側面とバスケット下部側面の接触面積および接触状態に大きく依存するものと考えられる。今回観られた本現象が実験模型の構造に由来する可能性があることから、実キャニスタキャニスタでの現象を評価する場合は、実キャニスタと模型の間でのキャニスタとバスケットの構造の違いについて、さらなる検討が必要である。

3.4 圧力および気体種類に関する基礎的評価

本節においては、キャニスタ内構造物を簡略化した実験装置を用いて、キャニスタ内初期圧力、発熱量、ガスの種類、ガスの混合状態をパラメータとして、キャニスタ内外の熱流動現象について詳しく考察した。また、各実験ケースにおいて、キャニスタ表面温度変化を用いた漏えい検知評価を行った。

3.4.1 実験装置

キャニスタ構造を単純化した縮尺模型を実験装置として使用した。中心にヒータが入った密封円筒容器を用意し、内部に気体を注入する。図 3.4-1 は実験装置の概要図であり、図 3.4-2 は実験装置の写真である。以下に装置の概要を示す。

棒状ヒータを銅製の円筒によって囲み、燃料集合体を模擬した。その周囲にバスケットを模擬したステンレス製の円筒で囲い、さらに全体を、キャニスタ外壁を模擬したステンレス製の円筒容器で覆っている。ここで、ヒータとバスケットの高さは同じである。ヒータにより温められた気体は、ヒータに沿って上昇し、キャニスタ外壁で冷却され、バスケット最下部からヒータ側に流入することで循環流が発生する。

内部構造物を除いたキャニスタ内容量(気体の占める容量)は 1411.5cc である。また、キャニスタ外表面が空気の外乱を受けるのを避けるため、図 3.4-2 の写真に示すアクリル製の箱(30cm×30cm×高さ 32cm)で囲った。箱には給気口として 1cm×5cm の間隙が側面下部に 4 つ、また、排気口として、天井部に同型の間隙が 4 つ設けている。冷却空気は、このアクリル箱とキャニスタの間を流れることから、コンクリートキャスクの冷却流路に対応している。ただし、アクリルの箱は実際のコンクリートキャスクと異なり円筒型ではないので、厳密に対応しているものではない。

電源には、直流電源(電圧:0-80V、電流:0-40A、最高出力:400W)を使用した。また、温度計測には、直径 0.5mm の K 型熱電対を 24 本使用した。なお、図 3.4-1 に、漏えい検知において、評価に使用した温度検知点である TT、TB、TCDMT の計測位置を示した。圧力計測については、デジタル圧力計バルコム VSM3B(-0.1~1MPa、分解能 1kPa)とデジタル圧力計 CONVUM MPS-V35R-NCA(-0.1~0.1MPa、分解能 0.1kPa)の二つを使用した。

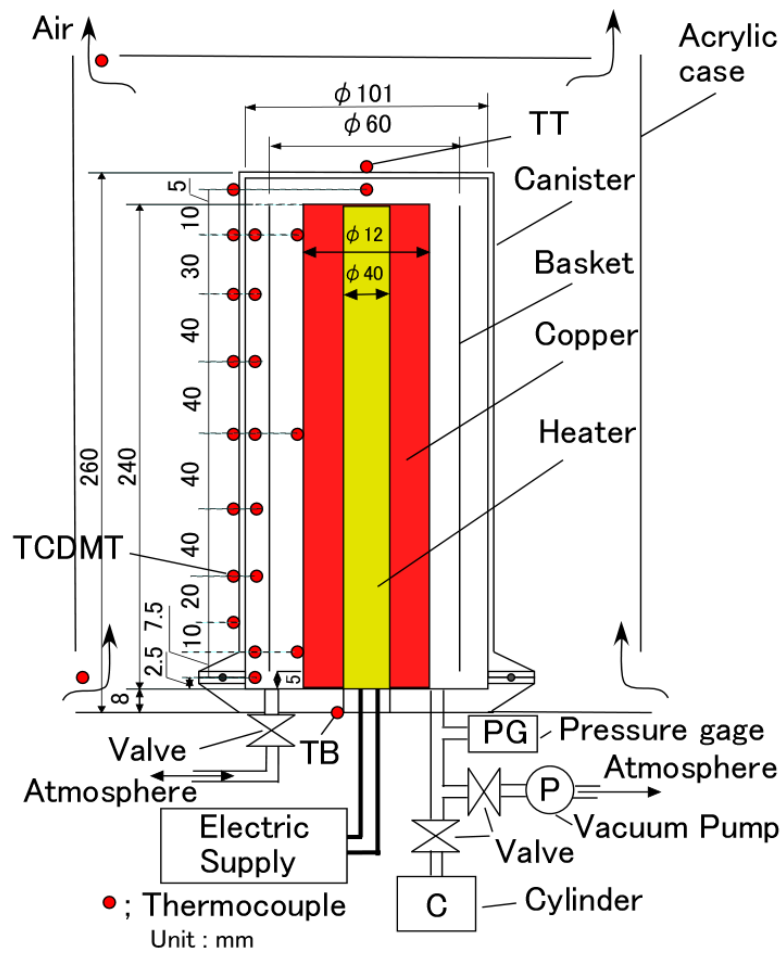


图 3.4-1 实验装置概要图

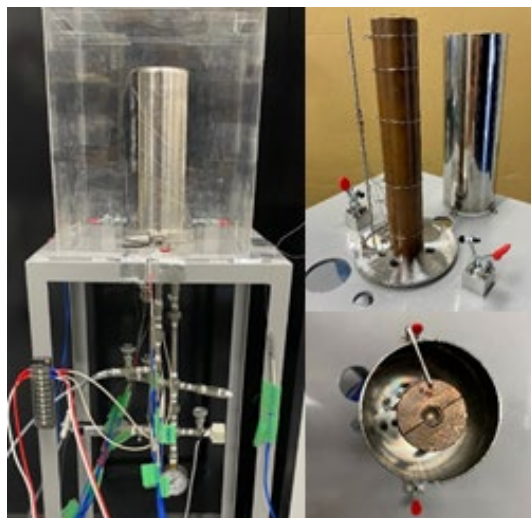


图 3.4-2 实验装置全体写真

3.4.2 実験条件

本実験での発熱量は、実際のキャニスタと小型モデルの表面熱流束を一致させる条件から求めた。最大発熱量は、実機キャニスタの初期貯蔵時の発熱量 22.6kW[20]を対象とし、69Wとした。また、最小発熱量は、実機キャニスタの貯蔵末期時（40年貯蔵後）の10kW[20]を対象とし、31Wとした。なお、先行研究[20]では、実機キャニスタの熱量が10kWに達すると、キャニスタ底部の温度が100℃以下になり、キャニスタの密閉性が損なわれる原因である SCC が発生する可能性があるとしてされている。

本実験での最大修正レイリー数(Ra^*)は、約 10^{11} である。これに対して、実機キャニスタでの Ra^* は約 10^{13} である。よって、本実験では、実機キャニスタと比べると Ra^* 数が2桁小さい。しかし、実物大キャニスタ模型実験で観察された圧力が下がると、キャニスタ下部の温度が上昇し、上部の温度が下がる現象は、本実験装置と同じ大きさの小型模型を用いた3.2節に示す実験において再現されていることから、本模型においても実物大キャニスタで観られる現象の再現が可能と判断し、本モデルを用いて詳細な検討を行った。

なお、既報[21], [22]において、1/4.5 スケールの模型を使用し内部ガスに空気を使用することで、実機キャニスタと同じ Ra^* 数で実験を行うことが可能であることを示している。

本実験でのパラメータは、内部気体の種類、気体の混合状態、発熱量とした。また、キャニスタ表面が外気温度変化の影響を受けることを避けるため、室温を約 20℃に保持した上で実験を実施した。

3.4.3 実験方法

実験手順を以下に示す。

(1) 単一気体実験

正圧実験では、大気圧から 600kPa まで 100kPa 刻みで気体を注入し、定常状態のデータを取得した。負圧実験では、実験装置内を真空にした状態からバルブを開いて 10kPa から 100kPa まで 10kPa 単位で気体を注入し、各圧力での定常状態での温度データを取得した。ガスの種類は空気とヘリウムを使用し、発熱量は 69W および 31W とした。

(2) 気体混合実験

真空状態から一定量のヘリウムを注入した後、定常状態の温度データを取得した。その後、圧力が 100kPa (大気圧) になるように空気を注入し、定常状態の温度データを得た。この操作は、初期のヘリウム圧力をそれぞれ 20kPa、30kPa、50kPa、80kPa として行った。発熱量

は 69W および 31W とした。

3.4.4 実験結果

空気およびヘリウムの単体気体実験においては、正圧および負圧から大気圧に圧力変化する際の発熱体の外側表面温度と高さの関係、キャニスタとバスケット間の気体温度と高さの関係およびキャニスタの外側表面温度と高さの関係について調べた。また、発熱量の違いについても考察を行った。混合気体実験については、初期状態でのヘリウム内在量を変化させ、負圧状態から大気圧まで空気を混入させた際の熱流動現象について調べた。

(1) 単体気体実験

単体気体実験においては、空気およびヘリウムに対して、それぞれ発熱量を 69W および 31W についての実験を行ったが、ここでは、69W の実験結果のみを示す。

a. 空気単体実験

1) 正圧実験

図 3.4-3 に発熱体温度と高さの関係を示す。発熱体温度については、上部の温度が高く、下部の温度が低い。圧力が低下するにつれて、対流による除熱効果が低減するため全体的に発熱体温度が上昇している。

図 3.4-4 にキャニスタ内部気体温度と高さの関係を示す。圧力が低下するほど、対流効果が低減するため、温度勾配が緩やかになっている。

図 3.4-5 にキャニスタ表面温度と高さの関係を示す。圧力の低下に伴い、キャニスタ底部温度が上昇している。これは、発熱体温度が上昇したため、発熱体と接しているキャニスタ底部温度上昇したものと考えられる。一方で、上部周辺温度が低下する。これは、図 3.4-4 で観られたように、圧力低下に伴い気体の温度勾配が緩やかになり、上部にある気体の温度が低下した影響を受けたものと考えられる。

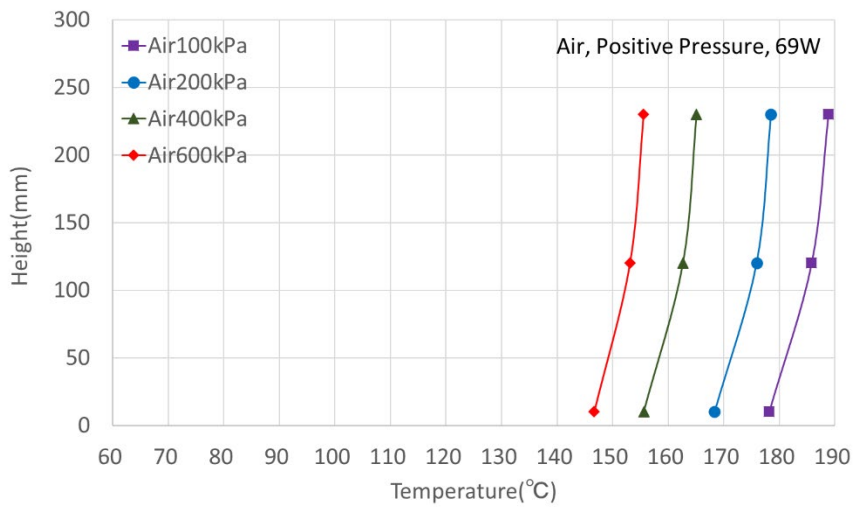


図 3.4-3 発熱体温度と高さの関係

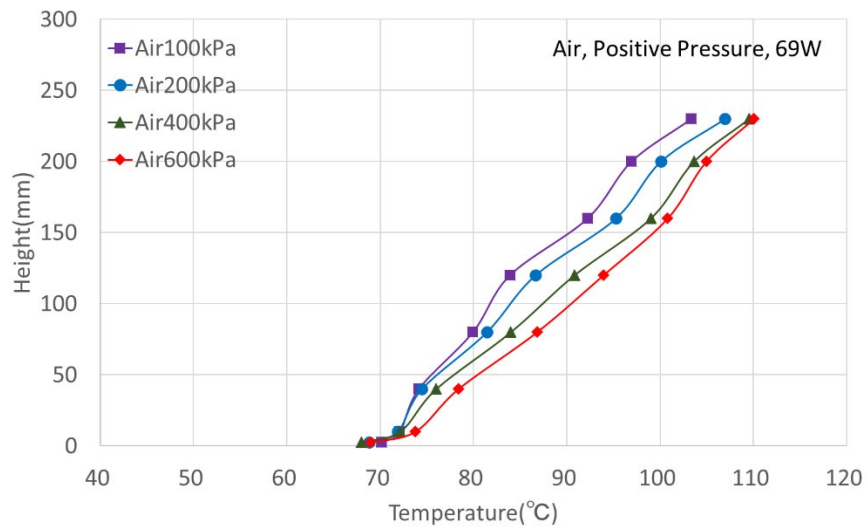


図 3.4-4 キャニスタ内部気体温度と高さの関係

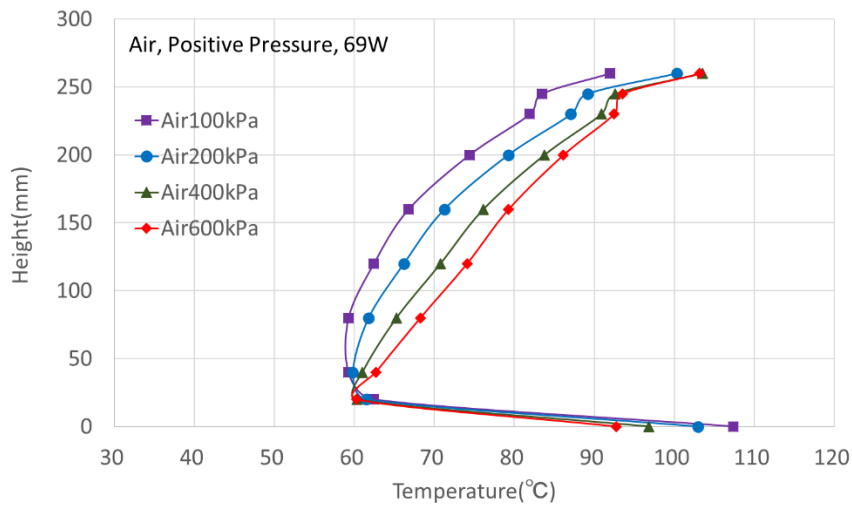


図 3.4-5 キャニスタ表面温度と高さの関係

2) 負圧実験

図 3.4-6 に示す発熱体温度においては、負圧状態から大気圧に近づくにつれ、全体的に温度が低下している。これは、対流効果が増加し、発熱体の除熱が増加したものと考えられる。また、発熱体上部の温度が高く、底部の温度が低い傾向があり、高さ方向の温度分布形状に圧力依存は観られない。

図 3.4-7 に示すキャニスタ内部気体温度においては、負圧状態から大気圧に近づくにつれ、対流効果が増加するため、温度勾配が大きくなっている。なお、内圧が 20kPa から 50kPa に変化する際に、温度勾配に顕著な変化が観られる。

図 3.4-8 に示すキャニスタの表面温度において、負圧状態から大気圧に近づくにつれ、キャニスタ底部温度は低下する。これは、発熱体温度が低下し、発熱体がキャニスタ底面と接触しているためである。また、キャニスタ上部周辺の温度が上昇するのは、対流効果が増加するため気体の温度勾配が急峻になり上部にある気体の温度が上昇し、その影響を受けたものと考えられる。これらの現象は、正圧実験で観られた現象と逆の現象である。

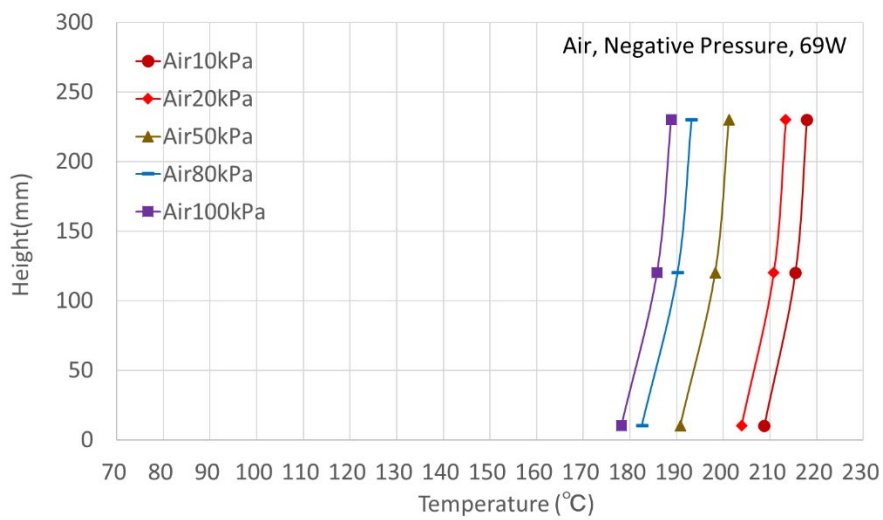


図 3. 4-6 発熱体温度と高さの関係

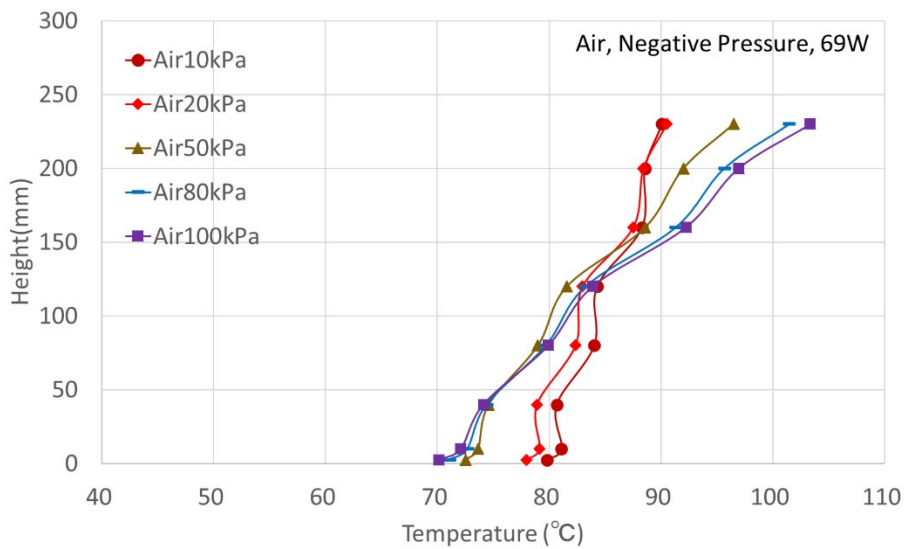


図 3. 4-7 キャニスタ内部気体温度と高さの関係

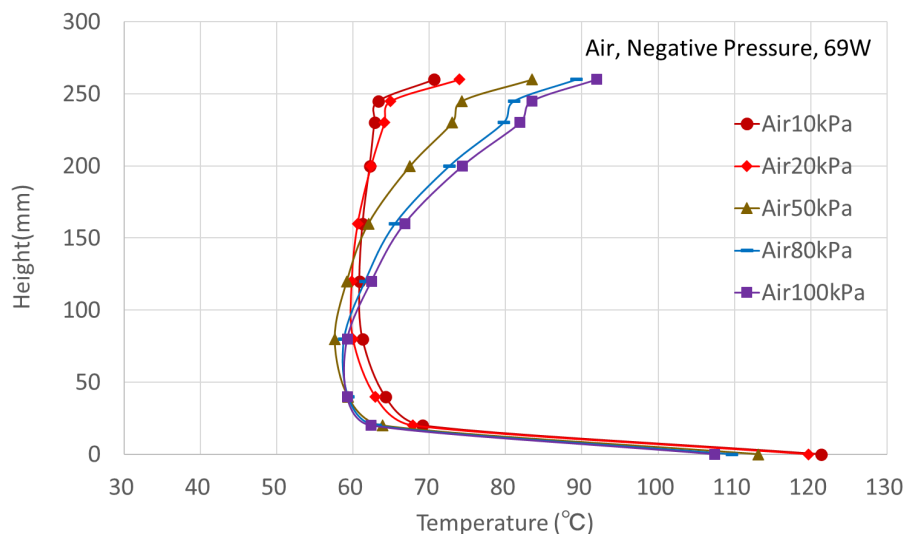


図 3.4-8 キャニスタ表面温度と高さの関係

b. ヘリウム単体実験

1) 正圧実験

図 3.4-9 に発熱体温度と高さの関係を示す。圧力が低下すると全体的に温度が上昇する。これは、対流効果の低減によるものである。また、高さ方向の温度分布に圧力依存性は観られないが、図 3.4-3 に示す空気実験結果と比較すると、発熱体温度は、全体的に低い値を示している。これは、ヘリウムが空気に比べて熱伝導率が大きいためである。

図 3.4-10 にキャニスタ内部気体温度と高さの関係を示す。圧力が低下すると温度勾配が小さくなっている。なお、600kPa での温度分布形状と 100kPa および 200kPa の温度分布形状の間で違いが観られる。

図 3.4-11 にキャニスタ表面温度と高さの関係を示す。圧力の低下に伴い、キャニスタ底部温度が上昇している。これは、発熱体温度が上昇したため、発熱体と接しているキャニスタ底部温度が上昇したためである。

一方で、上部周辺温度が低下している。これは、図 3.4-4 の空気単体実験でも観られたように、圧力低下に伴い気体の温度勾配が緩やかになり上部の気体温度が下がった影響を受けたものと考えられる。図 3.4-5 に示す空気単体実験のキャニスタ表面温度分布と比較すると、全体の温度レベルは、ほぼ同じであるが温度分布形状が多少異なっている。

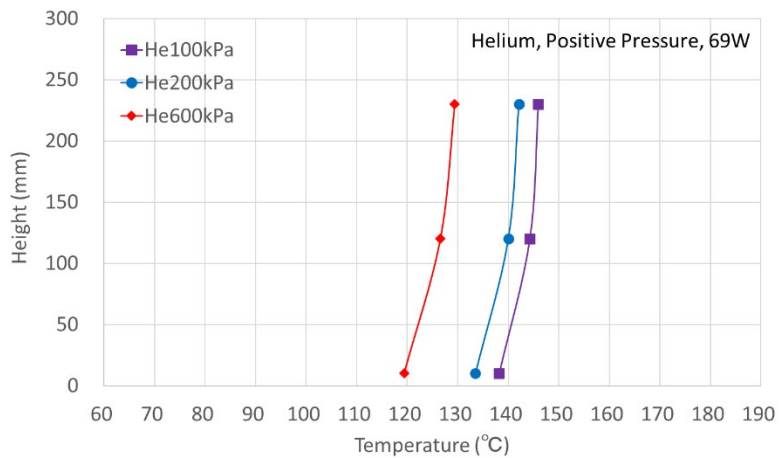


図 3.4-9 発熱体温度と高さの関係

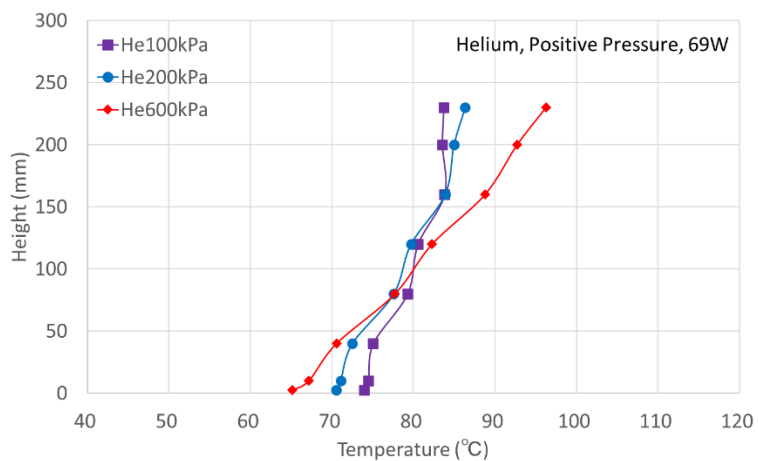


図 3.4-10 キャニスタ内部気体温度と高さの関係

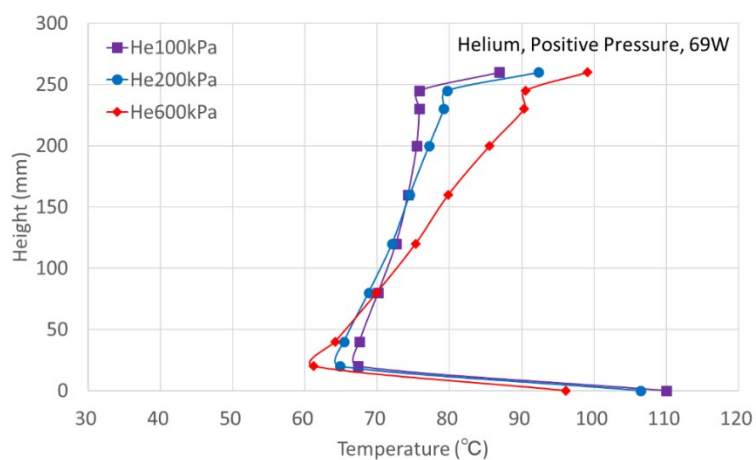


図 3.4-11 キャニスタ表面温度と高さの関係

2) 負圧実験

図 3.4-12 に発熱体温度と高さの関係を示す。10kPa より圧力が大きくなると全体的に温度が低下するが、20kPa、50kPa、80kPa、100kPa においてはほとんど温度変化が観られない。これは、対流効果により除熱が多少促進されるが、ヘリウムの熱伝導率が大きいため熱伝導効果が支配的であり、対流効果の寄与が少ないためと考えられる。また、発熱体上部の温度が高く、底部の温度が低い傾向があり、高さ方向の温度分布形状に対する圧力依存性は観られない。

図 3.4-13 にキャニスタ内部気体温度と高さの関係を示す。空気単体実験結果と異なり、内部気体温度勾配の圧力依存性はほとんど観られない。

図 3.4-14 にキャニスタ表面温度と高さの関係を示す。負圧状態から大気圧(100kPa)に近づくと、空気単体実験では、キャニスタの表面温度はその高さにより、顕著な変化が観られたが、ヘリウム実験では、顕著な変化が観られなかった。

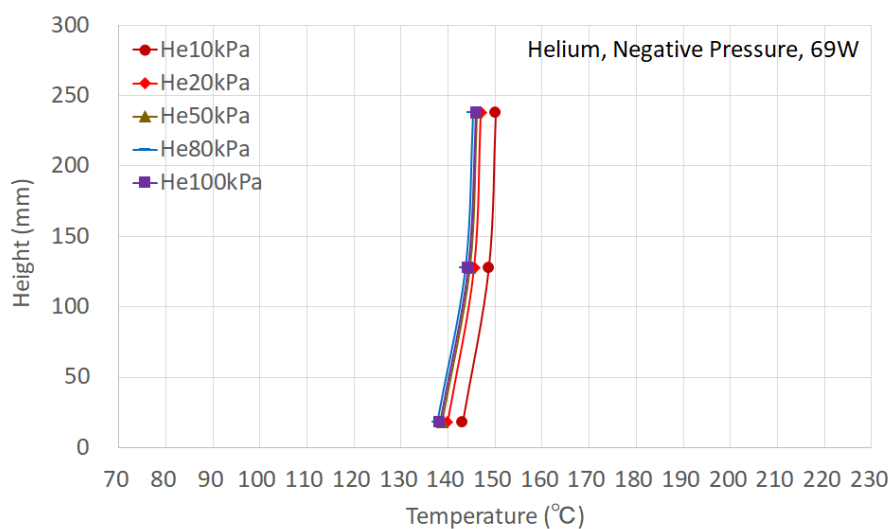


図 3.4-12 発熱体温度と高さの関係

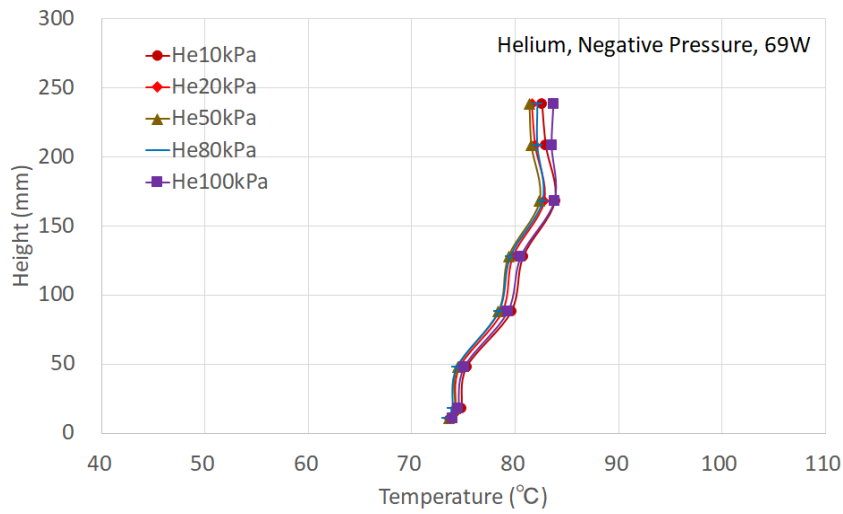


図 3.4-13 キャニスタ内部気体温度と高さの関係

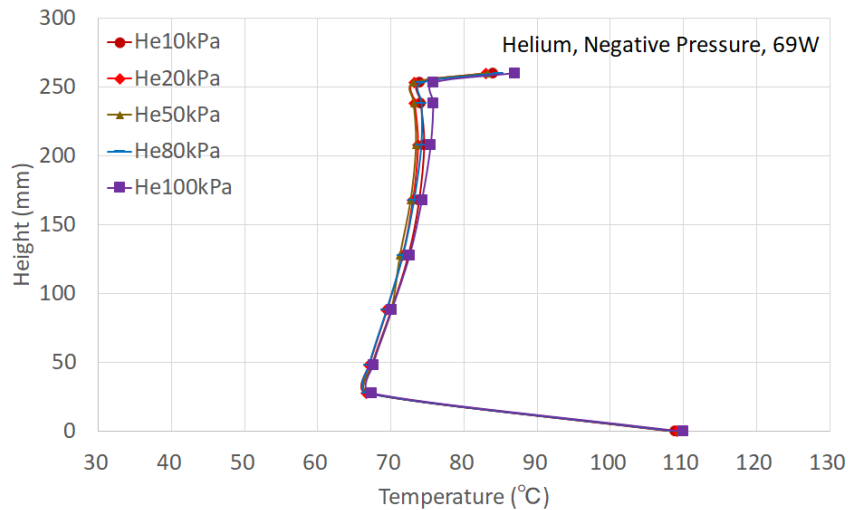


図 3.4-14 キャニスタ表面温度と高さの関係

(2) 気体混合実験

金属キャスクでは、内圧は約 0.8 気圧に設計されている。負圧キャニスタはまだ存在していないが、実験において内圧を設定する際には金属キャスクの内圧を参考にした。さらに、この内圧と比較するために、初期段階で負圧の影響が大きいケースとして 0.2 気圧の実験を行った。

実施した実験は、以下の 2 つのケースである。

Case1: 初期状態で、キャニスタ内に 20kPa のヘリウムを入れ、その後、大気圧 (100kPa)

になるまで 80kPa の空気を流入した。

Case2 : 初期状態で、キャニスタ内に 80kPa のヘリウムを入れ、その後、大気圧 (100kPa) になるまで 20kPa の空気を流入した。

図 3. 4-15 は、混合前後のヒータ温度と高さの関係を示したものである。熱伝導率の小さい空気が、熱伝導率の大きなヘリウム中に混入したため、ヒータ温度が上昇した。Case2 の温度変化量は、Case1 に比べて小さいことが分かる。これは、混合する空気の量が Case1 に比べて少ないためである。

図 3. 4-16 は、混合前後の内部ガス温度と高さの関係を示したものである。空気の混合後に温度勾配が急になったのは、対流効果が増加したためである。しかし、ケース 2 の温度変化量はケース 1 に比べて小さくなっている。これは、ケース 2 の方がケース 1 よりも流入する空気の量が少ないため Case1 に比べて対流効果が陽に現れなかったためと考えられる。

図 3. 4-17 は、混合前後のキャニスタ表面温度と高さの関係を示したものである。キャニスタ底面の温度が上昇しているのは、混合後に温度が上昇したヒータにキャニスタ底面が接触しているため熱伝導効果で温度が上昇したものである。また、キャニスタ上部の温度が上昇したのは、図 3. 4-16 に示すように、混合後に上部周辺の気体温度が上昇したためである。なお、Case1 では、混合後に温度分布が大きく変化した。気体単体実験で見られたヘリウムの温度分布から、混合後は空気の温度分布に似た温度分布に変化した。これは、流入する空気の量が、初期のヘリウムの量よりも多いためである。一方、Case2 では、混合後もヘリウムの温度分布に近くなった。これは、流入した空気の量が初期ヘリウムの量よりも少ないため、混合ガスの性質がヘリウムに近かったためであると考えられる。

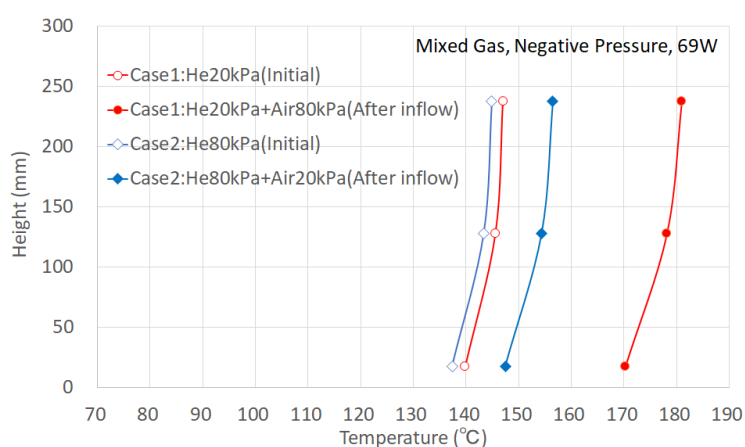


図 3. 4-15 発熱体温度と高さの関係

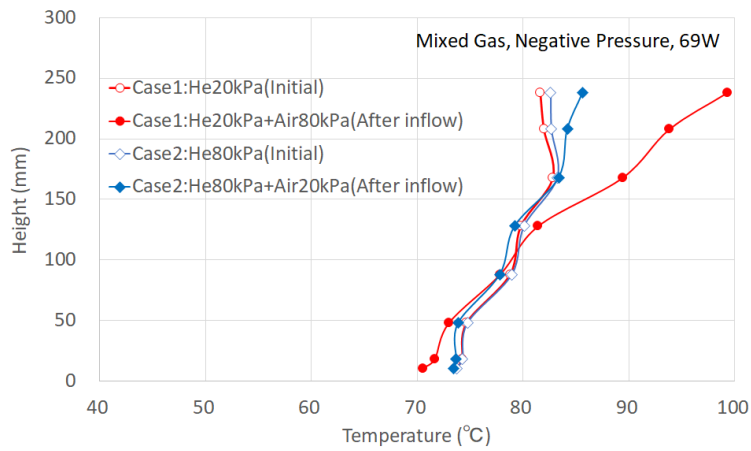


図 3.4-16 キャニスタ内部気体温度と高さの関係

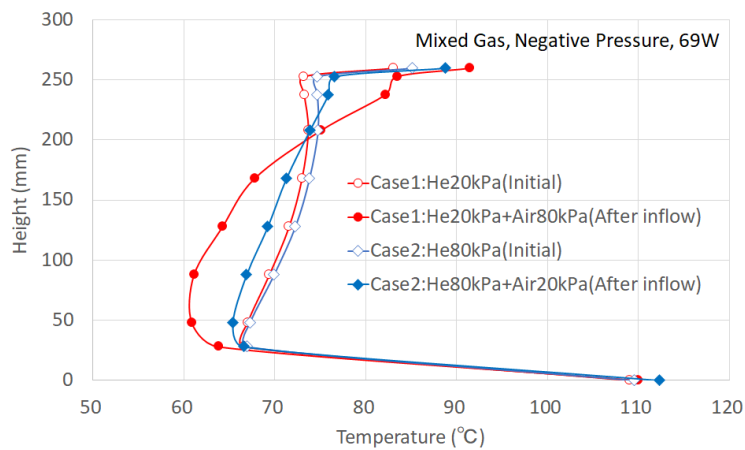


図 3.4-17 キャニスタ表面温度と高さの関係

3.4.5 考察

ここでは、気体単体実験全体において、キャニスタ内部で観られた現象について考察を行うと共に、気体単体実験および混合気体実験で得られた実験結果からガス漏えいに対してキャニスタ表面温度変化を用いて検知する方法について考察する。

(1) 単体気体実験でのキャニスタ内現象

気体単体実験において得られた結果に対して、 Ra^* 数と無次元温度勾配の関係を図 3.4-18 に示す。

各実験条件におけるキャニスタ内部気体温度と高さの関係に対し、線形近似を行うことでその温度勾配 ($^{\circ}C/mm$) を求めた。それぞれの実験条件により得られた結果の最高温度勾配

と最低温度勾配の差を求め、それをを用いて、それぞれの実験条件で得られた温度勾配を無次元化した。なお、 Ra^* 数を求めるにあたっては100℃での空気およびヘリウムの物性値[13]を使用した。

ただし、ヘリウム 10kPa の物性値は記載されていなかったため、密度以外は、100kPa の値と同じであると仮定した。また、熱流束は 69W、31W の実験でそれぞれ $701W/m^2$ 、 $310W/m^2$ である。

この図において、 $Ra^*=1 \times 10^4 \sim 1 \times 10^7$ 付近までは無次元温度勾配がほぼ 0 に近いが、 $Ra^*=1 \times 10^7 \sim 1 \times 10^8$ 付近においては、無次元温度勾配に大きな変化が観られ、 $Ra^*=1 \times 10^8 \sim 1 \times 10^{11}$ において、無次元温度勾配がほぼ 1 となっている。このことは、 $Ra^* < 1 \times 10^7$ の範囲では、キャニスタ内部が熱伝導支配であるのに対して、 $Ra^* > 1 \times 10^8$ の範囲では、キャニスタ内部が熱伝達支配となっており、 $1 \times 10^7 < Ra^* < 1 \times 10^8$ において、現象が熱伝導支配から熱伝達支配に変化する遷移域となっていると推測される。

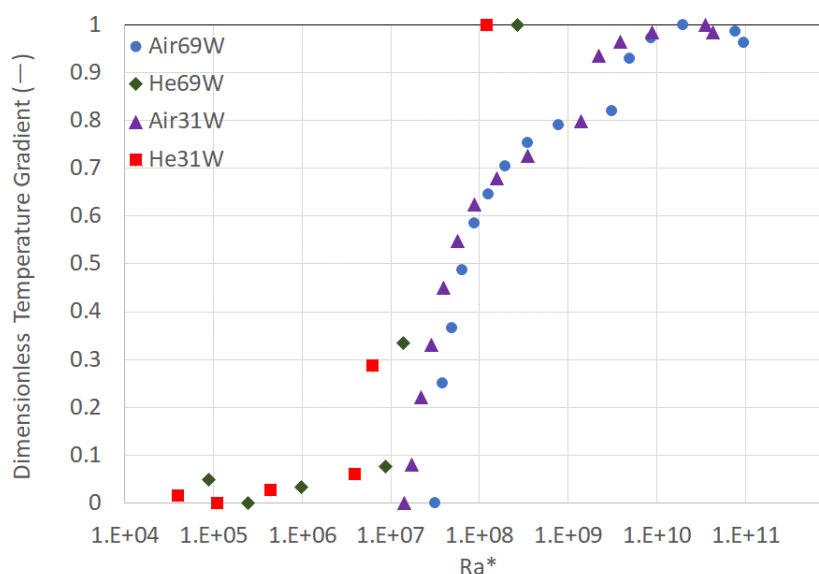


図 3.4-18 Ra^* と内部気体の無次元温度勾配の関係

(2) 漏えい検知に対する考察

単体気体実験および気体混合実験により得られた結果に基づき、ここでは、キャニスタ表面温度変化を用いて内圧変化を監視する漏えい検知感度に対して実際の運用を踏まえた考察を行う。

a. 気体単体実験

単体気体において、キャニスタ内圧が正圧および負圧の状態から大気圧(100kPa)に至った際の初期圧力とキャニスタ表面温度変化の関係について考察した。ここでは、キャニスタ底部温度(TB)からキャニスタ頂部温度(TT)を引いた値である ΔTBT を用いて評価した。

1) 空気単体実験

図 3.4-19 に空気単体実験で、初期状態が負圧および正圧の状態から大気圧まで変化した場合の ΔTBT を示す。

負圧条件において ΔTBT は負の値をとり、初期圧力が小さいほど ΔTBT の絶対値が大きくなる。 ΔTBT の最大変化量は、発熱量 69W、初期圧力 10kPa において -35°C であった。一方、正圧条件において ΔTBT は正の値をとり、初期圧力が大きいほど ΔTBT の絶対値が大きくなる。 ΔTBT の最大変化量は、発熱量 69W、初期圧力が 600kPa において 29°C であった。なお、発熱量が 31W における ΔTBT は 69W における ΔTBT の半分弱となった。本実験においては、空気を用いているが、実際の運用では、燃料の酸化を防ぐため、窒素が用いられると考えられる。また、負圧の場合、酸素を含んだ外気の浸入を防止する対策として、二重キャニスタのキャニスタ間の気体として窒素を封入することが考えられる。なお、空気と窒素では、物性値が大きく変わらないことから、本実験では、空気を用いているが、窒素を用いた実験においても同様の結果が得られると考えられる。

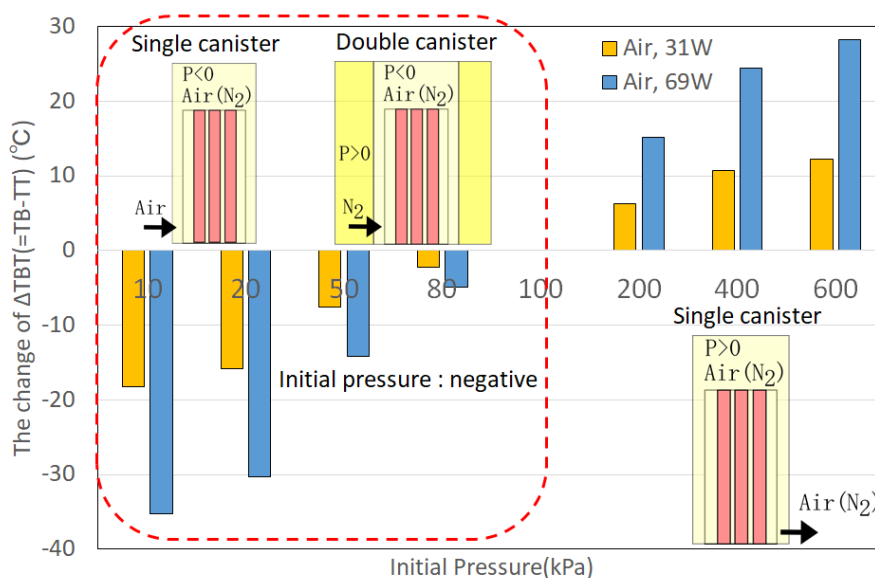


図 3.4-19 ΔTBT (Air) の変化と初期圧力の関係

2) ヘリウム単体実験

図 3.4-20 にヘリウム単体実験で、初期状態が正圧および負圧の状態から大気圧まで変化した際の ΔTBT を示す。

負圧条件において ΔTBT は負の値をとるが、空気単体実験とは異なり、その値は非常に小さい。また、空気単体実験では負圧度が高まるほど ΔTBT が大きくなったが、ヘリウム単体実験においては、その傾向はほとんど見られなかった。これは、図 3.4-12 でも観られたたが、ヘリウムの場合は、熱伝導率が大きいため、少量のヘリウムがキャニスタに内在した状態でも発熱体温度が大きく低下しており、大気圧までヘリウムを充填しても対流効果の寄与が小さく、内部気体の温度勾配に変化が観られなかったことから理解できる。一方、正圧条件において ΔTBT は正の値をとり、初期圧力が大きいほどその値も大きい。 ΔTBT の最大変化量は、発熱量 69W、初期圧力が 600kPa において 26°C であった。ただし同じ初期圧力で比較すると空気単体実験の ΔTBT よりも小さかった。なお、発熱量が 31W における ΔTBT が 69W における ΔTBT の半分弱となっている点は、空気単体実験と同様である。負圧状態での実際の運用は、二重キャニスタにおいて、内側キャニスタ内とキャニスタ間の両方にヘリウムが注入されている場合において、内側キャニスタに密封喪失が生じた場合と考えられる。このような場合は、内部キャニスタの温度変化は小さいと考えられる。

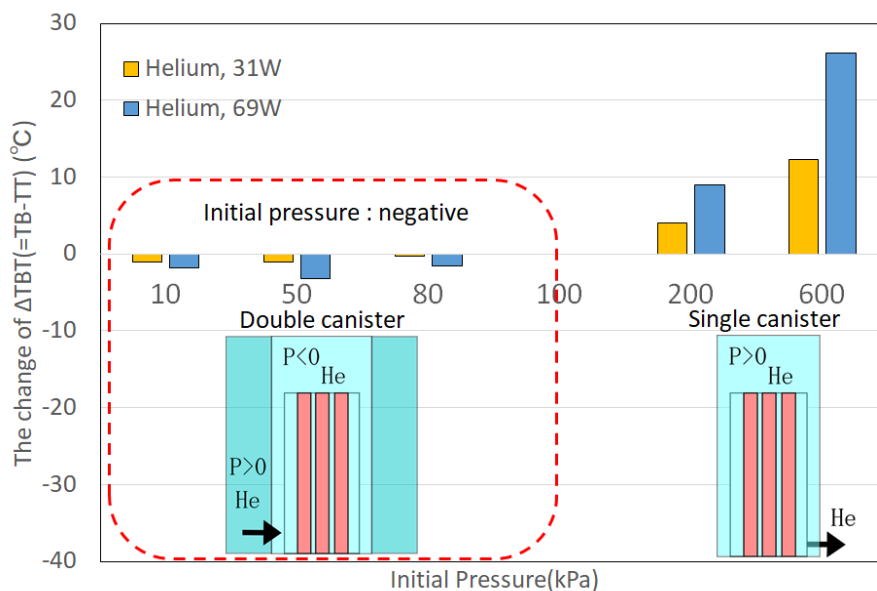


図 3.4-20 ΔTBT (Helium) の変化と初期圧力の関係

b. 混合気体実験

初期にヘリウムが負圧で内在している状態から空気が混入して大気圧に至った際の初期圧力とキャニスタ表面温度変化の関係について考察した。混合気体実験においては、気体混合前後でキャニスタ頂部温度(TT)とキャニスタ底部温度(TB)が上昇し、キャニスタ中央下部温度(TCDMT)を含めたキャニスタ側面温度が低下した。ここでは、温度上昇が最も大きいキャニスタ頂部温度(TT)から温度低下が最も大きいキャニスタ中央下部温度(TCDMT)を引いた値である ΔTX を用いて評価した。

図 3.4-21 は、初期に負圧でヘリウムが内在している状態から大気圧になるまで空気が混入した際の ΔTX の値を示す。

ヘリウムの初期圧力が小さいほど ΔTX は大きくなるが、初期圧力が 20kPa と 30kPa を比較するとほとんど差は観られない。このとき ΔTX の最大変化量は 17°C であった。また、単体気体実験と同様に、31Wにおける ΔTX は69Wにおける ΔTX の半分弱となった。実際の運用では、密封喪失時に大気がキャニスタ内に流入する場合である。ただし、空気の混入による燃料の酸化を防止する対策としては、二重キャニスタを用いて、キャニスタ間に窒素を封入することが考えられる。

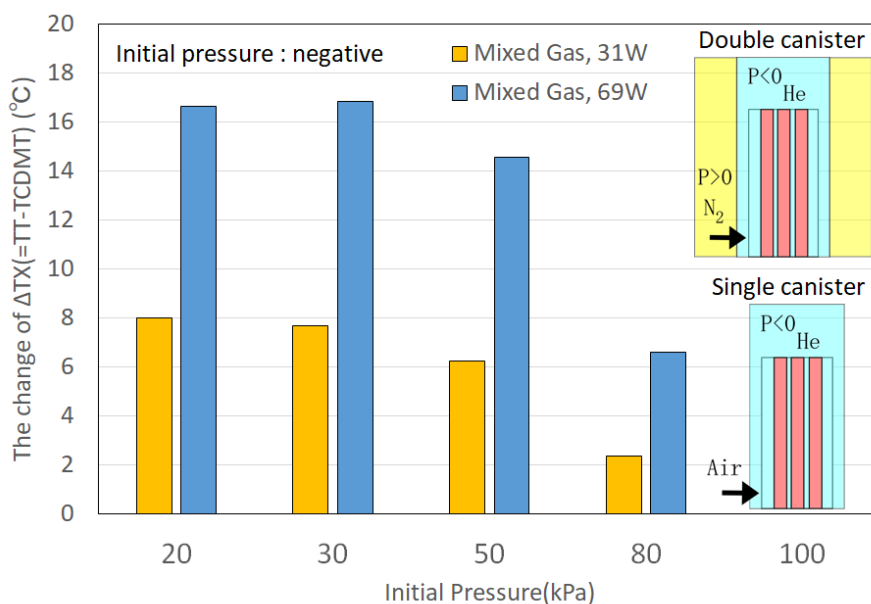


図 3.4-21 ΔT (Mixed gas) の変化と初期圧力の関係

3.4.6 まとめ

本実験では、キャニスタ内部構造を単純化した実キャニスタの 1/18 縮尺模型を用いて、内部気体として空気、ヘリウムを使用した単体気体実験、初期に負圧でヘリウムを入れた状態から大気圧まで空気を混入させた実験を実施した。なお、発熱量は、69W および 31W とした。また、各実験条件において表面温度変化を用いた漏えい検知感度および実際の運用について検討した。

得られた結果は、以下の通りである。

(1) 単体気体実験

- a. 空気が正圧で封入された状態から大気圧まで減圧した場合は、対流効果が減少し、発熱体温度が上昇した。また、内部気体の高さ方向の温度勾配が小さくなった。その結果として、キャニスタ表面において、発熱体と接触している底部温度が上昇し、上部周辺の温度が低下した。また、キャニスタ底面温度 (TB) からキャニスタ頂部温度 (TT) を引いた値 (ΔTBT) の変化量は、減圧量および発熱量が大きいほど、大きくなり、漏えい検知に有利となることが分かった。
- b. 空気が負圧で封入された状態から大気圧まで圧力上昇した場合は、対流効果が増大し、発熱体温度が低下した。また、内部気体の高さ方向の温度勾配が大きくなった。その結果として、キャニスタ表面において、発熱体と接している底部温度が低下し、上部周辺の温度が上昇した。この現象は、初期が正圧の場合と逆の現象である。 ΔTBT の変化量は、圧力上昇量および発熱量が大きいほど、大きくなり、漏えい検知に有利となることが分かった。実際の運用として空気による燃料の酸化を避ける方策としては、空気の代わりにキャニスタ内に窒素を封入することが考えられる。また、負圧の場合は、二重キャニスタを用いて、キャニスタ間にも窒素を封入する方法が考えられる。
- c. ヘリウムが正圧で封入された状態から大気圧まで減圧した場合は、対流効果が減少し、発熱体温度が上昇した。なお、ヘリウムの熱伝導率は、空気の熱伝導率よりも大きいため、発熱体温度は空気実験に比べて低くなった。キャニスタ表面および内部気体において上部周辺の温度が低下し、下部周辺の温度が上昇する傾向は、空気単体実験と同じであった。また、 ΔTBT の変化量は、減圧量および発熱量が大きいほど、大きくなり、漏えい検知に有利となることが分かった。
- d. ヘリウムが負圧で封入された状態から大気圧まで圧力上昇させた場合は、大きな対流効果が観られず、キャニスタ表面、発熱体および内部気体の温度変化は極めて小さかった。こ

れは、ヘリウムの熱伝導効果が大きいいため流入したヘリウムによる対流効果の寄与が少なかつたためと考えられる。 ΔTBT の変化量は、加圧実験に比べると極めて小さいため、漏えい検知には適さないと考えられる。実際の運用を考えると、二重キャニスタにおいて、キャニスタ内部とキャニスタ間の両方にヘリウムが封入されている状態となる。

e. キャニスタ内部気体の高さ方向の温度勾配と Ra^* 数の関係を求めた。ヘリウム単体においては、負圧範囲内で温度勾配の大きな変化は観られないが、正圧の範囲で、温度勾配の大きな変化が観られた。一方、空気単体の場合は、負圧から正圧の範囲において、温度勾配は、 Ra^* 数の増加とともに徐々に増加することが分かった。

(2) 混合気体実験

負圧でヘリウムが入った状態から空気が大気圧まで混入した場合は、初期のヘリウム単体の熱伝導率に比べ、空気が混入することによる混合気体の熱伝導率が低下するため、熱伝導による除熱効果が低下し発熱体温度が上昇した。一方で、圧力上昇に伴う対流除熱効果が増加するため、内部気体の高さ方向の温度勾配が大きくなった。したがって、キャニスタ表面温度において、発熱体が接触している底部温度が上昇するとともに、頂部温度も上昇した。一方で、側面温度が低下した。

漏えい検知感度評価に対しては、キャニスタ頂部温度から側面温度を引いた温度差 (ΔTX) を用いた。 ΔTX の変化量は、発熱量が大きいほど、大きくなる。また、初期に 20% 程度のヘリウムを入れることで、キャニスタ内部温度は、大きく低下することになり、その後、熱伝導率の小さい空気が流入すると、キャニスタ表面温度変化は大きくなり、漏えい検知に有利となることが分かった。実際の運用で空気の流入による燃料の酸化を避けるためには、二重キャニスタにおいて、キャニスタ内にヘリウムを封入し、キャニスタ間は、窒素を封入する方法が考えられる。

参考文献

- [1] NAC International, 2010. "Final Safety Analysis Report for MAGNASTOR", Docket No.72-1031 Rev.10B.
- [2] Takeda, H., Shimaike, K., 2020. "Evaluation of gas leaks from canisters by using a vertical small-scale canister model", Nucl. Eng. Design 371(2021)110958.
- [3] 竹田 浩文, 島池 航平. 2016. "キャニスタのヘリウム漏えい検知器の開発 (その 1) - 縦

- 置き小型キャニスタ模型を用いた漏えい評価試験および解析-“, 電力中央研究所報告, N16005.
- [4] Goto, M., Takeda H., Shimizu K., Shimaike K. 2017, “Development of Device for Detecting Helium Leaks from Canisters -Analytical Study for Temperature Behavior during Gas Leaks from Small Pressurized Vessels-“, ICHMT International Symposium on Advances in Computational Heat Transfer, May 28-June 1, 2017, Napoli, Italy.
- [5] 竹田 浩文, 島池 航平. 2017 ”キャニスタのヘリウム漏えい検知器の開発 (その2)-横置き小型キャニスタ模型を用いた漏えい評価-“, 電力中央研究所報告, N17007
- [6] Shimizu, K., Takeda, H., “Development of Helium Leak Detection Methods for Canisters (Part2) - Leak Evaluation by a Horizontal Small Canister Model -“, International Conference on the Management of Spent Fuel from Power Reactors: Learning from the Past, Enabling the Future (#SFM19), June 23.- 28, 2019, conference at the International Atomic Energy Agency (IAEA) Headquarters inVienna, Austria.
- [7] Takeda, H., Shimizu, K.,2022. “Evaluation of gas leaks from canisters by using a horizontal small-scale canister model”, Nucl. Eng. Design 395(2022)111845 .
- [8] Takeda, H., Oguchi, T., Ando, T., Kawara, Z., Yokomine,T., 2022. “Study on heat transfer phenomenon of gas flowing into negative pressured canister”, Nucl. Eng. Design , (Under review).
- [9] Arya, M.S., Keyhani, M., 1990. "Convective heat transfer in a sealed vertical storage cask containing spent fuel canister ", Nuclear Sci. Eng. 105, 391-3.03.
- [10] Chalasani, N.R., and Greiner, M., 2009. "Natural convection/radiation heat transfer simulations of enclosed array of vertical rods ", Packaging, Transport, Storage & Security of Radioactive Material, Vol 20, No 3, 117-125.
- [11] 西村 元彦, 柴咲 博晶, 藤井 貞夫, 前川 勇, 1993, “横型コンクリートサイロ貯蔵時の伝熱特性の研究 (第2報)”, 日本機械学会第71期全国大会講演論文集. Vol.D.
- [12] Nishimura, M., Shibazaki, H., Fujii, S., Maekawa, I., 1996. "Natural Convection Heat Transfer in the Horizontal Dry Storage System for the LWR Spent Fuel Assemblies", Nucl. Sci. Technol., Vol. 33, No. 11, 821-828.
- [13] 日本機械学会,2009,“伝熱工学資料 改訂第5版”
- [14] Shih, T.-H., Liou, W.W., Shabbir, A., Yang, Z. and Zhu, J. 1993.. “A New $k-\epsilon$ Eddy Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows -- Model Development and Validation”, NASA TM 106721.
- [15] Rodi, W. 1991. “Experience with Two-Layer Models Combining the k-e Model with a One-Equation Model Near the Wall”, 29th Aerospace Sciences Meeting, January 7-10, Reno, NV,

AIAA 91-0216.

- [16] Reichardt, H. 1951. "Vollstaendige Darstellung der turbulenten Geschwindigkeitsverteilung in glatten Leitungen", Z. Angew. Math. Mech, 31(7), pp. 208-219.
- [17] Kader, B.A. 1981. "Temperature and Concentration Profiles in Fully Turbulent Boundary Layers", Int. J. Heat Mass Transfer, 23., pp. 153.1-153.3.
- [18] G.C.Vliet, and C.K.Liu, 1969."An Experimental Study of Turbulent Natural Convection Boundary Layers", J.Heat Transfer 91,517-531
- [19]S.Chu, 2013.." Flaw Growth and Flaw Tolerance Assessment for Dry Cask Storage Canisters", EPRI report 3002002785.
- [20] 電力中央研究所, 2015. "使用済燃料貯蔵の基礎", ERC 出版.
- [21] 竹田 浩文, 清水 康介, 後藤 将徳. 2017. "キャニスタのヘリウム漏えい検知器の開発 (その3)-1/4.5 縮尺キャスク模型を用いた漏えい評価-", 電力中央研究所報告, N17013.
- [22] Takeda, H., Goto, M., 2018. "Development of a Device for Detecting Helium Leaks from Canisters (Part1): Experiment on Temperature Behavior during Gas Leaks from a Canister of a 1/4.5 Scale Cask Model" ICONE26, July 22-26, 2018, London, England.

第4章 1/4.5 縮尺キャスク模型を用いた評価

4.1 概要

第3章においては、実機の1/18縮尺キャニスタ模型を用いた実験と解析において、漏えい時にキャニスタ表面温度が変化する現象のメカニズム解明について記載した[1-6]。しかし、1/18縮尺キャニスタ模型を用いた実験では、キャニスタ内部の熱流動現象を支配する無次元数である Ra^* 数が実キャニスタに比べて小さく、実キャニスタ内の熱流動現象を模擬していない可能性がある。本章においては、相似則を考慮し、実キャニスタと同程度の Ra^* 数での実験が可能な1/4.5縮尺キャスク模型を用いて実施した漏えい実験および実験解析[7-10]について記載する。漏えい実験では、これまでに提案した漏えい検知手法である ΔTBT 法、 TB 法、 TT 法に対して、実キャニスタでの適用性評価を行った。また、解析においては、 Ra^* 数が異なる二つの実験ケースにおいて実験解析を行うことにより、解析コードの検証を行うとともに、キャニスタ内部の熱流動現象を数値的に可視化することで、現象メカニズムを解明し、温度変化を利用した漏えい検知手法の成立性を示した。

4.2 実験

相似則を考慮した実機の1/4.5縮尺キャスク模型において、内部気体に空気およびヘリウムを用いた漏えい実験、更には、真空から空気を流入させた実験、負圧でヘリウムの入った状態から大気圧まで空気を流入させた実験を実施した。なお、本実験では、実機キャニスタと模型キャニスタの間で熱流束を一致させている。

4.2.1 実験装置

装置の断面図を図4-1(a)、装置の平面図を図4-1(b)に示す。また、図4-2は、装置の概観である。実験装置は、キャニスタ模型とそれを覆うキャスク模型から構成されている。キャスク模型は、上下4箇所給気口と排気口を有しており、胴部とキャニスタ模型の間に冷却空気流路が模擬されている。また、キャスク模型胴部は、木材で骨格を製作し、内側壁に厚さ0.2mmのステンレス板、外側壁に厚さ1.0mmの亚克力板を用いている。なお、胴部は、空洞である。よって、断熱性が高いと考えられるが、実キャスクでは、胴部は、コンク

リートであり、熱伝導による放熱がある。この胴部からの放熱量については、実験値でキャニスタ発熱量の12%、解析値で16%との報告[11]がある。しかしながら、本実験装置では、この放熱は、模擬されていない。一方、キャスク蓋については、漏えい検知のための温度計測部を設置することから、蓋内は、実キャスクのコンクリートの代用として粘土を充填した。

また、冷却空気の流れを可視化できるように、キャスクの一部を透明にしており、この部分の内側壁のみアクリル板を用いている。

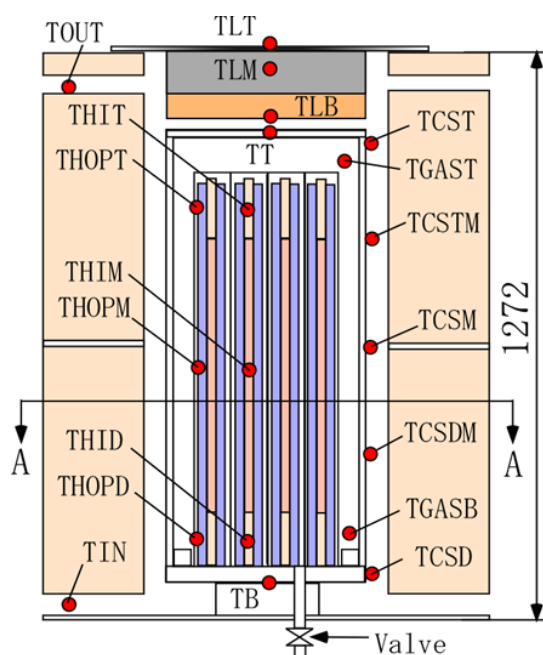


図 4-1(a) 装置の断面図(4-1(b)のBB断面)

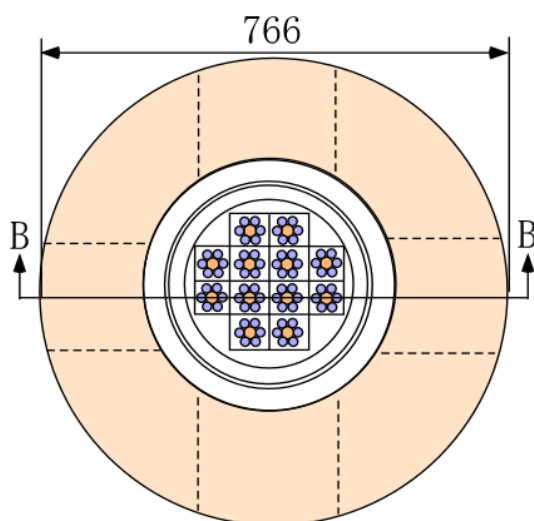


図 4-1(b) 装置の平面図(4-1(a)のAA断面)

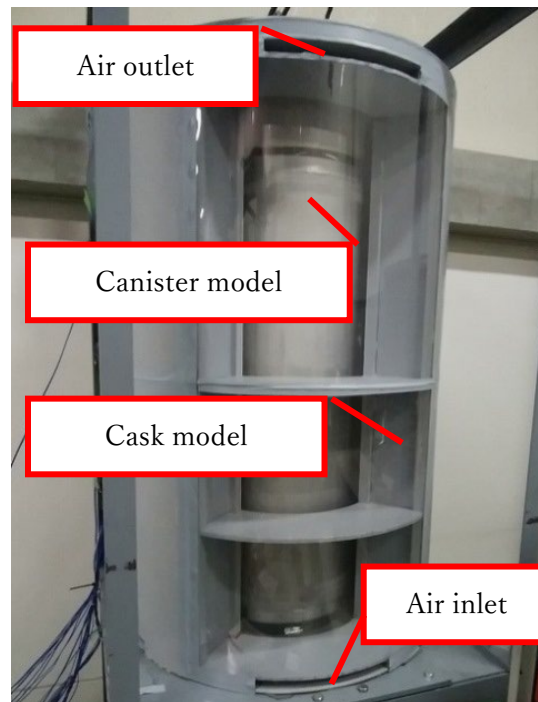


図 4-2 装置概観

キャニスタ模型の外寸法および温度計測位置を図 4-3 に示す。キャニスタ模型は、ステンレス製であり、胴部は、高さ 1043mm、外径 406.4mm、胴板厚 4.5mm である。また、上蓋および底板は、板厚 40mm であり、上蓋は、胴部に溶接されているが、底板は、開閉可能なフランジ構造になっており、ガスケットで密封を保つよう 24 本のボルトで締め付けている。底板には、配管およびバルブが設置されており、キャニスタへのガス注入時および漏えい実験時に使用される。また、図 4-4 は、キャニスタの概観である。

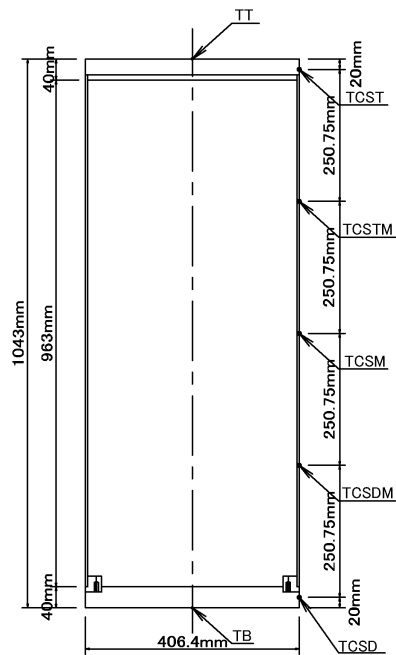


図 4-3 キャニスタ外寸法および温度計測位置



図 4-4 キャニスタの概観

キャニスタ模型内部には、図 4-5(a)および図 4-5(b)に示す使用済燃料を模擬した発熱体が 12 本設置されている。発熱体は、棒状ヒータ(直径 16mm、長さ 900mm であり、上部 100mm、下部 80mm の非発熱部を有している)の周りに、直径 16mm、長さ 885mm の中実アルミパイプ 6 本を設置した構造となっている。よって、棒状ヒータの熱は、アルミパイプを伝わり、発

熱体全体が熱せられると共に、キャニスタ底部も熱せられる。



図 4-5 (a) 発熱体の概観(上部)



図 4-5 (b) 発熱体の概観(下部)

発熱体は、図 4-6(a)に示す内寸 71mm×71mm、厚さ 2mm の SUS304 製バスケットに入れられている。なお、バスケット上部に十字型固定ジグを設置することでヒータをバスケット中心に配置している。更に、実キャニスタでは、燃料集合体とバスケットの隙間が狭く流動抵抗が大きいものと考えられる。本装置においてもこの様な流動抵抗が大きな状態を模擬するため十字型固定ジグの上に 65mm×65mm、厚さ 2mm のステンレス板を設置した。なお、バスケット上部とキャニスタ蓋部の間には、30mm の隙間がある。また、図 4-6(b)は、バスケット下部の写真である。実キャニスタにおいては、バスケットの下部に、キャニスタ内のガスが流入するように小孔が設けられている。本装置においても直径 5mm の穴を設けた。



図 4-6(a) バスケットの概観(上部)

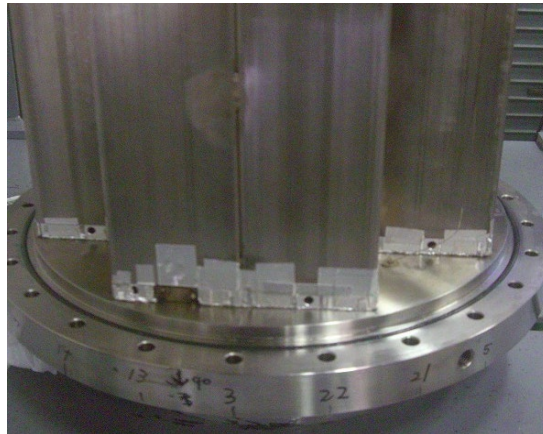


図 4-6(b) バスケットの概観(下部)

図 4-7 は、キャニスタ内の温度計測位置を示したものである。発熱体 A に対しては、ヒータに直接、高さ方向に 3 本の熱電対が設置 (THID、THIM、THIT) してある。また、発熱体 B には、アルミパイプの表面に高さ方向に 3 本の熱電対が設置 (THOPD、THOPM、THOPT) してある。なお、ヒータの発熱には、100V 交流電源を用い、スライダックで電圧を変えることにより発熱量を可変とした。

更に、キャニスタ内部の上部と底部のガス温度を図 4-7 に示す TGAST および TGASB の位置で計測した。

図 4-8 は、コンクリートキャスク蓋の断面を示したものであり、蓋内部の構成材料および温度計測点も併記している。

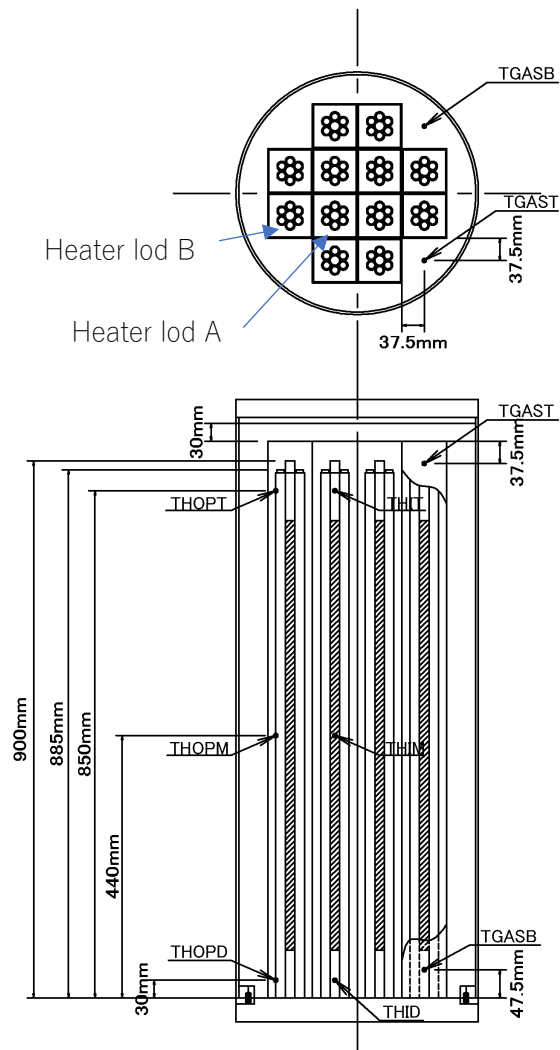


図 4-7 キャニスタ外面温度測定位置

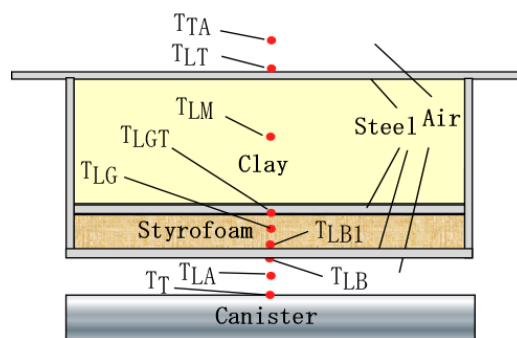


図 4-8 コンクリートキャスク蓋の断面図

4.2.2 実験条件および実験方法

実キャニスタにおいて、SCC が発生する可能性があるのは、キャニスタの表面温度が 100°C を下回る湿潤状態になった場合であり、貯蔵末期もしくは、低発熱燃料が装荷された条件となる。本実験では、第 1 章に記載したように、実機発熱量が 10kW(貯蔵 40 年)およびその半分の発熱量である 5kW(貯蔵 90 年)に相当する実験を実施することとした。よって、表 1-1 に示すように、実験装置での設定発熱量の目標値は、494W および 247W とした。また、 Ra^* 数を実機と合わせた実験をする場合、キャニスタ内部気体は、空気を用いることとした。更に、本研究で対象としている漏えいは、SCC を起因とする極微少な漏えい[12]である。予備実験として、6 気圧から 1 気圧(大気圧)まで、瞬時に圧力低下させる実験を行った。この場合、圧力変化に対して、温度変化が遅れて追従することになり、18~24 時間後に定常状態になることが分かった。よって、正圧実験では、24 時間以上かけて漏えいさせ、過渡性の弱い準定常状態を保った実験をすることにより、SCC を起因とする微少漏えいを模擬できると考えた。

また、真空状態から大気圧まで空気が流入する実験および初期状態が負圧でヘリウムが入った状態から空気が大気圧まで混入する実験も行った。

なお、実験では、全ての計測点の温度が安定した状態を定常状態として、その時点から計測を開始し、計測開始から数時間後に装置のバルブを開け、正圧実験では、内部ガスを緩やかに漏えいさせ、また、負圧実験では、空気を混入させた。

温度計測には、外径 0.5mm の K 型熱電対を用い、圧力計測には、株式会社バルコム製の圧力センサー(型式:VPRQ-A3-(-0.1~1MPa)S-4、分解能 1kPa)を用いた。データロガーは、20 チャンネルの測定用端子をもつグラフテック 840GL を二台用い、サンプリングタイムは、1 分とした。また、6atm および 1atm での各点での温度を比較する際は、計測で得られた 10 データの平均値を採用した。

実験ケースを表 4-1 に示す。なお、表内の発熱量、給気温度の値は、実験実施時に得られた平均値を記載している。Case1 は、実機での発熱量 10kW に相当する実験条件であり、Case2 は、実機での発熱量 5kW に相当する実験条件である。

表 4-1 実験ケース

Case No.	Initial Gas (→ Added Gas)	Heat Rate (W)	Initial Pressure (atm)	Inlet Temp. (°C)
Case1	Air	493	6	17.8
Case2	Air	245	6	15.5
Case3	Helium	504	5.9	20.9
Case4	Non gas → Air	495	0	16.6
Case5	Air(80%) → Air	498	0.8	21.7
Case6	Helium(80%) → Air	492	0.8	18.4
Case7	Helium(50%) → Air	490	0.5	19.1
Case8	Helium(10%) → Air	492	0.1	19.6

漏えい実験については、Case1～Case3 が正圧実験であり、Case4～Case8 が負圧実験である。ここでは、正圧実験結果と負圧実験結果に分けて説明を行う。また、表 4-2 は、実キャニスタでの Ra*数と Case1～Case3 での Ra*数を記したものである。Case1 および Case2 は、実機模擬実験を行ったものであり、これらの実験においては、実機とほぼ同じ Ra*数の実験となっていることが分かる。また、Case3 は、内部気体にヘリウムを使った実験であり、第 1 章の相似則の議論からも Ra*が実機条件から 10^3 程度小さな実験となる。本実験は、実験後解析において、Case1 と比較することにより、解析コードの妥当性を検証するために実施したものである。また、Case4～Case8 は、キャニスタ内を負圧状態から空気を流入させて大気圧まで戻したものである。なお、Case6～Case8 は、一旦キャニスタ内を真空にした後、ヘリウムを一定量入れた状態から、空気を混入させた実験である。これらの実験は、キャニスタの負圧設計に対して、本研究で検討している漏えい検知方法が適用できるかを調べるために行ったものである。

表 4-2 実験と実機での Ra*数の関係

	6atm		1atm	
	5kW	10kW	5kW	10kW
実機	6.86E+12	1.37E+13	2.24E+11	4.49E+11
Case1	—	493W	—	493W
		1.2E+13		3.91E+11
Case2	245W	—	245W	—
	5.94E+12		1.94E+11	
Case3	5.9atm		1atm	
	—	504W	—	504W
		3.34E+10		1.12E+09

4.2.3 正圧実験結果

実験結果に対して、キャニスタの温度変化を利用した漏えい検知方法である Δ TBT法(キャニスタ底部温度と頂部温度の差を利用する方法)、TB法(キャニスタ底部温度を利用する方法)およびTT法(キャニスタ頂部周辺温度を利用する方法)を適用し、それぞれの方法による検知感度を評価した。なお、Case3については、解析コード検証を主な目的として実施した実験であり、この実験ケースでの漏えい検知評価は行わない。

(1) Case1の実験結果

本実験ケースは、実機で10kWに相当する熱流束で実験を行ったものである。図4-9は、内圧が6atmと1atmにおける定常状態での各部位の温度を示したものである。なお、給気温度(TIN)は、6atmと1atm、それぞれの計測時の平均値を表示している。内圧が低下すると、内部ガスの密度が小さくなり対流による熱伝達効果が減少するため、発熱体は、温度上昇することになる。また、発熱体がキャニスタ底面に接していることから、キャニスタ底面温度(TB)が上昇する。これに対して、圧力変化の前後において内部の総発熱量に変化がないため、キャニスタ底部温度が上昇した分、他の部位の温度が低下することになる。キャニスタ蓋部とバスケット上部の間の空間およびキャニスタ側部とバスケットの間には、空間がある。この空間には、高圧時に高温のガスが蓄積されており、このガス塊からキャニスタ表面を介して熱が発せられている。減圧することにより、このガス塊の量が低減するため、ガスからキャニスタ表面に移動する熱流束が低下する。よって、キャニスタ頂部温度(TT)およびキャニスタ側面(フランジ部分であるキャニスタ側面最下部温度(TCSD)を除く)温度は、低下するものと推測される。図4-10は、圧力変化に対するTBとTTの時間変化を示したものである。圧力低下と共に、TTが低下し、TBが上昇するが、両者とも気温変動の影響を受けている。

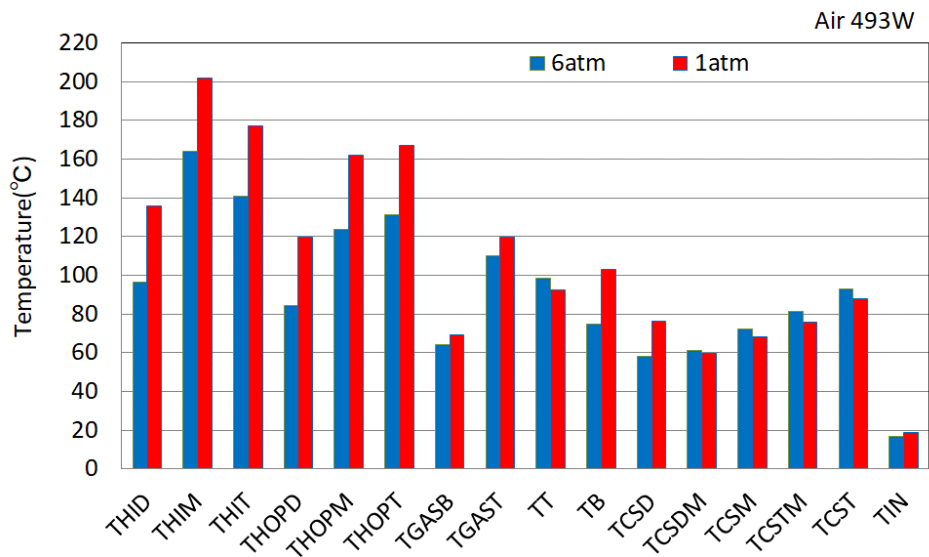


図 4-9 各点での温度 (Case1)

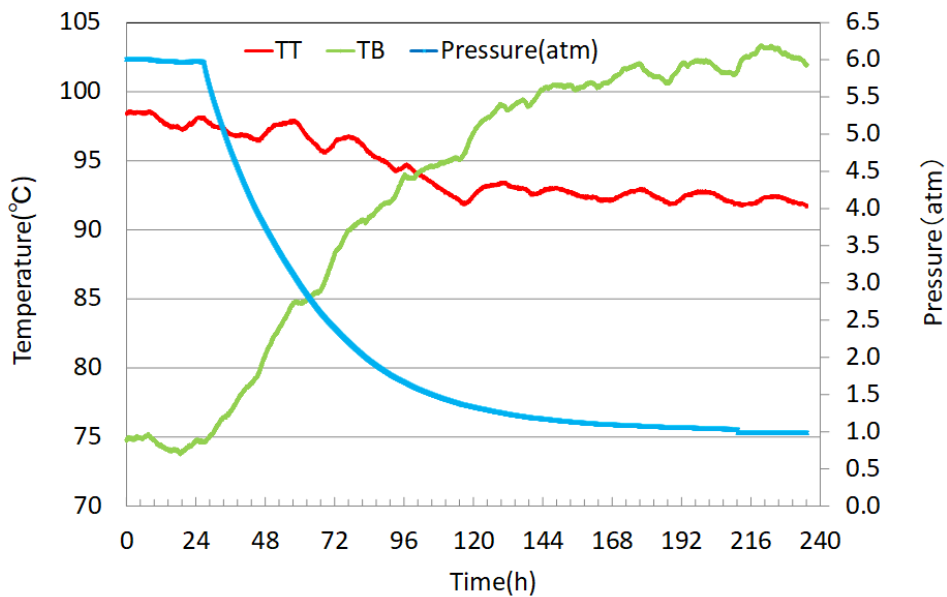


図 4-10 圧力に対する TB と TT の変化 (Case1)

a) Δ TBT 法による漏えい検知

Δ TBT 法は、TB から、TT を差し引いた温度差 Δ TBT の時間変化を利用した漏えい検知方法である。図 4-11 は、計測開始を 0h とし、この時点での Δ TBT (t=0h) を Δ TBT から差し引いた $\delta \Delta$ TBT と圧力の時間変化を示したものである。 $\delta \Delta$ TBT は、温度変動が少なく、漏え

い時の温度上昇が明確に判断できる。6atm から 1atm に減圧すると、 $\delta \Delta TBT$ は、34℃上昇している。なお、 $\delta \Delta TBT$ の上昇を早期に判断することにより、漏えい量が少ない段階で検知することが可能となる。また、図 4-12 は、圧力変化から求めたキャニスタ内部のガス漏えい量の割合と $\delta \Delta TBT$ との関係を示したものである。漏えい割合の小さい領域では、 $\delta \Delta TBT$ の変化率が小さい。

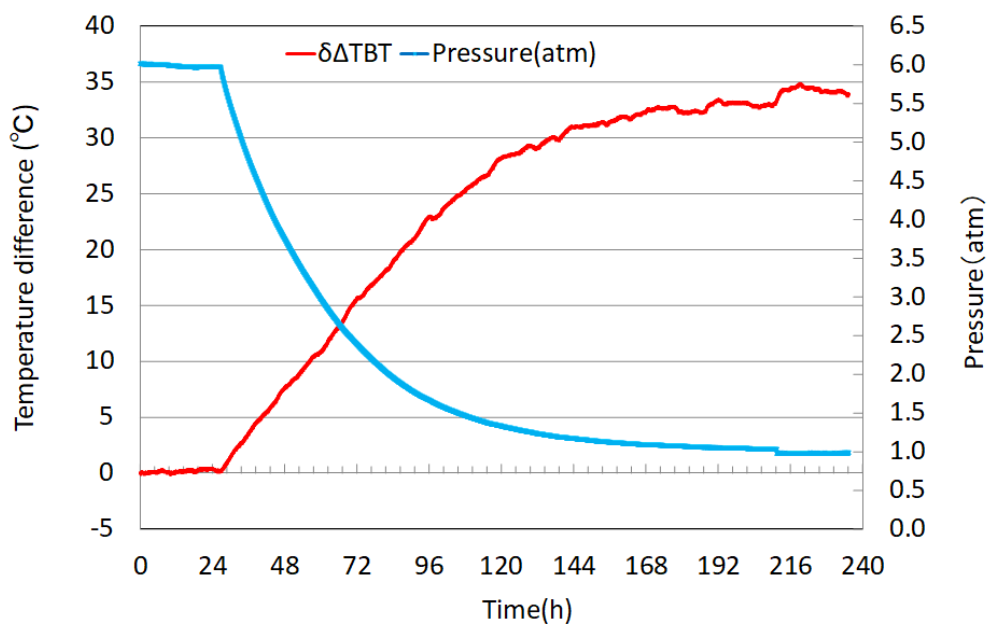


図 4-11 圧力と $\delta \Delta TBT$ の関係 (Case1)

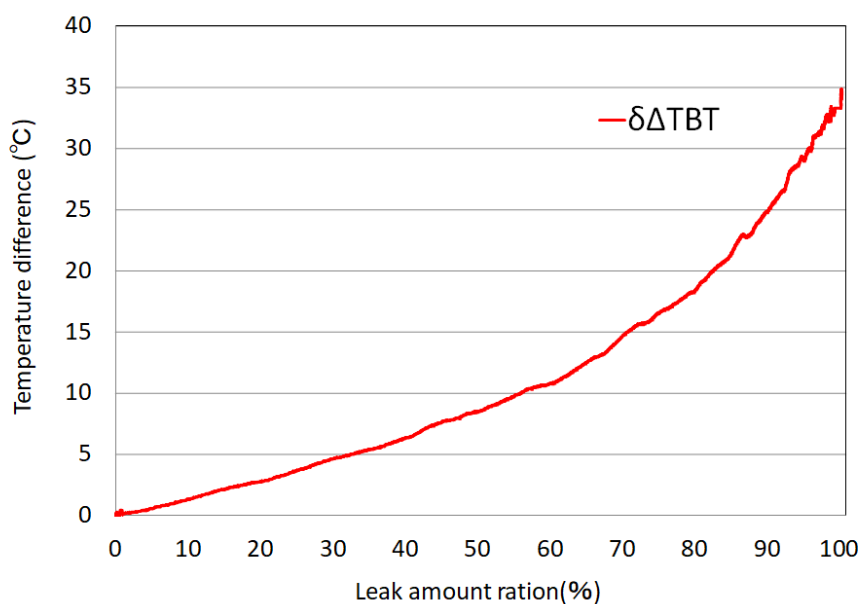


図 4-12 漏えい量の割合と $\delta \Delta TBT$ の関係 (Case1)

b) TB 法による漏えい検知

TB 法は、キャニスタ底面温度を利用した漏えい検知方法である。ここでは、TB から TIN を差し引いた温度差を漏えいの判断材料とした。なお、温度差(TB-TIN)が増加することは、キャニスタ内部から外部への熱流束が増加したことを意味する。

図 4-13 は、計測開始を 0h とし、この時点での温度差を差し引いた δ (TB-TIN) と圧力の時間変化を示したものである。 Δ TBT 法に比べると、 δ (TB-TIN) は、多少の温度変動を生じているが、圧力低下に対して、 δ (TB-TIN) の上昇を明確に判断できる。6atm から 1atm に減圧すると、 δ (TB-TIN) は、27°C 上昇している。

また、図 4-14 は、漏えい量割合に対する δ (TB-TIN) を示したものである。本手法についても、 Δ TBT 法とともに、漏えい量割合に対する δ (TB-TIN) の相関が強く現れている。

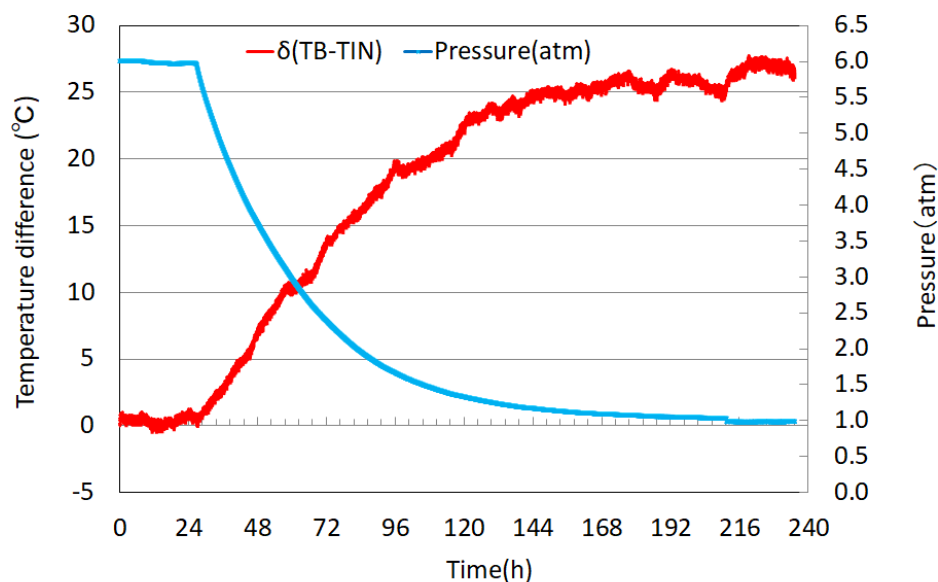


図 4-13 圧力と δ (TB-TIN) の関係 (Case1)

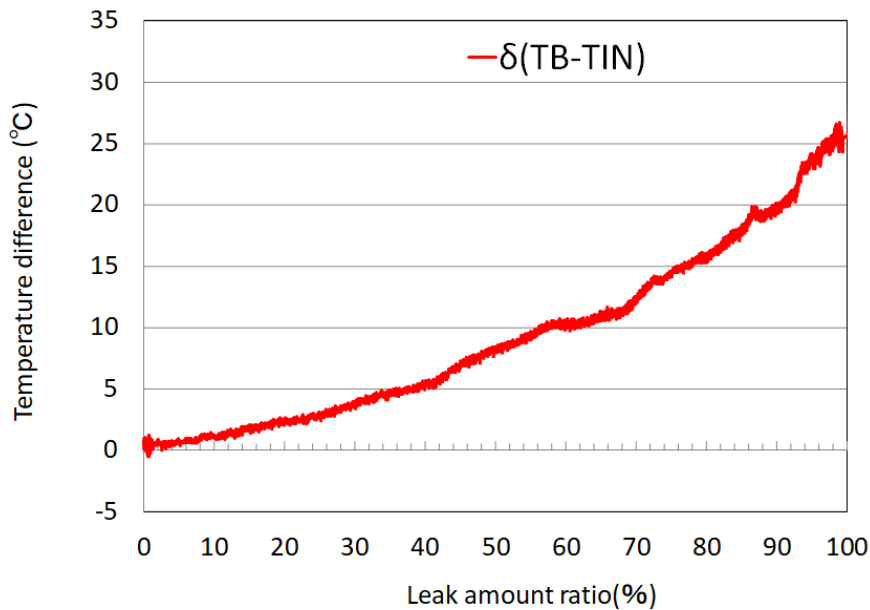


図 4-14 漏えい量の割合と δ (TB-TIN) の関係 (Case1)

c) TT 法による漏えい検知

TT 法は、キャニスタ頂部周辺温度を利用した漏えい検知方法である。図 4-15 は、Case1 において、キャニスタ頂部からキャスク蓋上の空気までの温度分布について 6atm と 1atm に対して示したものである。温度測定位置は、図 4-8 に示した通りである。キャニスタ頂部温度 (TT) は、減圧に対して、約 6.0°C 低下している。キャスク蓋底部温度 (TLB) は、 3.7°C の温度低下が観られた。更に、キャスク蓋内部温度 (TLM) は、 0.4°C の温度低下が観られた。なお、キャスク蓋上部空気温度 (TTA) は、温度変動が大きいのが平均で 2.0°C の温度上昇が観られた。また、図 4-16 は、キャニスタ頂部温度 (TT)、キャスク蓋底部温度 (TLB)、キャスク蓋内部温度 (TLM)、キャスク蓋上部温度 (TLT) およびキャスク蓋上部空気温度 (TTA) の時間変化を示したものである。なお、それぞれの温度は、計測開始点からの温度変化を示したものである。漏えい開始とともに、キャニスタ頂部温度 (TT) は、低下する。一方で、キャスク蓋上部空気温度 (TTA) は、キャスク蓋上部から 10mm 上の外気温度の変化を示したものであり、平均温度の緩やかな上昇が観られると共に、大きな温度ゆらぎも観られる。この部分の温度は、キャニスタの漏えいによる温度変化の影響を受けていないと考えられる。よって、キャスク蓋内部は、この両者 (TT と TTA) を境界として挟まれ、両者の変化に影響を受けることになる。

図 4-17 は、キャスク蓋内部温度 (TLM) からキャスク蓋底部温度 (TLB) を差し引いた温度差の計測開始時点からの時間変化 δ (TLM-TLB) と圧力の関係を示したものである。6atm から

1atm の減圧に対して、 δ (TLM-TLB)は、約 4°C上昇しているが、 $\delta \Delta TBT$ および δ (TB-TIN) と比べると、上昇温度は小さい。また、上昇温度に対して、温度変動の割合が大きいことが分かる。図 4-18 は、漏えい量の割合に対する δ (TLM-TLB)を示したものである。 δ (TLM-TLB) の変化に対して温度変動の影響が大きく現れることから、 δ (TLM-TLB)と漏えい量の割合との相関が弱くなっている。漏えい判断を δ (TLM-TLB)が、常にプラスになった場合とした際に、この実験ケースでは、漏えい量の割合が 50%の時点で、温度差が一旦、ゼロ近辺に低下している。これは、図 4-17 から分かるように、温度変動が大きいため、漏えい初期の段階において、漏えいを示す温度データに温度変動の外乱が大きく入るため、早期漏えい判断の妨げになっていると考えられる。なお、本手法においては、キャスク蓋内の温度を利用して、コンクリート内の熱伝導を考慮する必要がある。本実験装置は、実機キャニスタ内の熱流動現象を模擬することを考慮した相似則を適用しているが、キャスク蓋部の熱伝導の相似則については、考慮されていない。よって、TT 法の評価については、別途、実機キャスクのコンクリート蓋内の熱伝導を考慮した実験実施もしくは解析的検討が必要と考えられる。

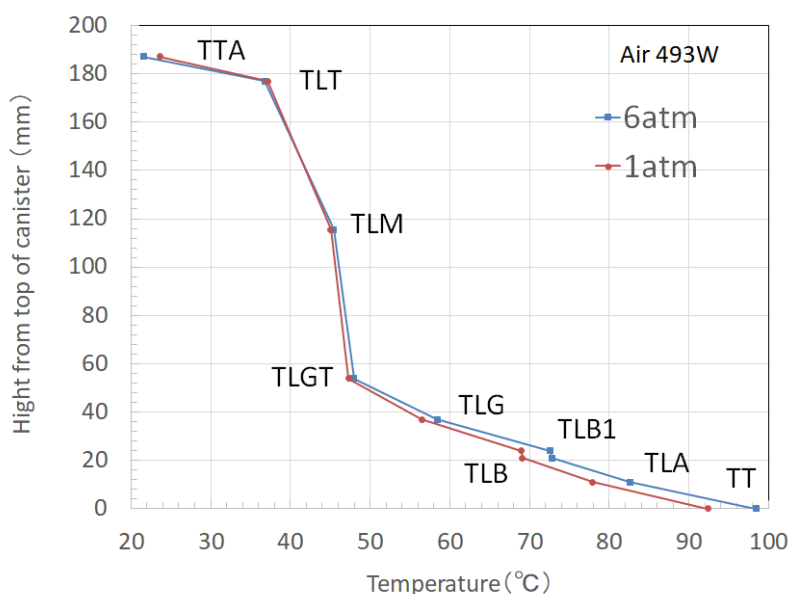


図 4-15 キャスク蓋内部の温度分布 (Case1)

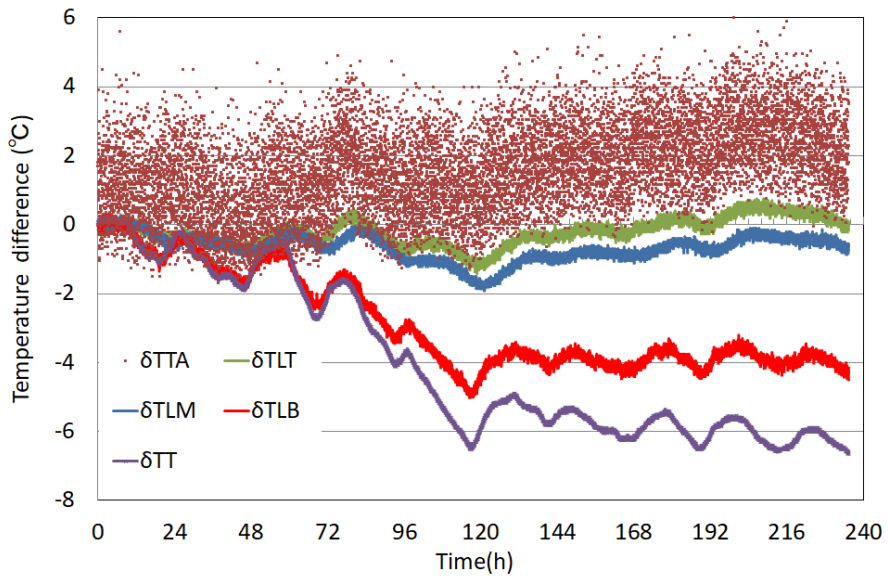


図 4-16 キャスク蓋周辺温度の時間変化 (Case1)

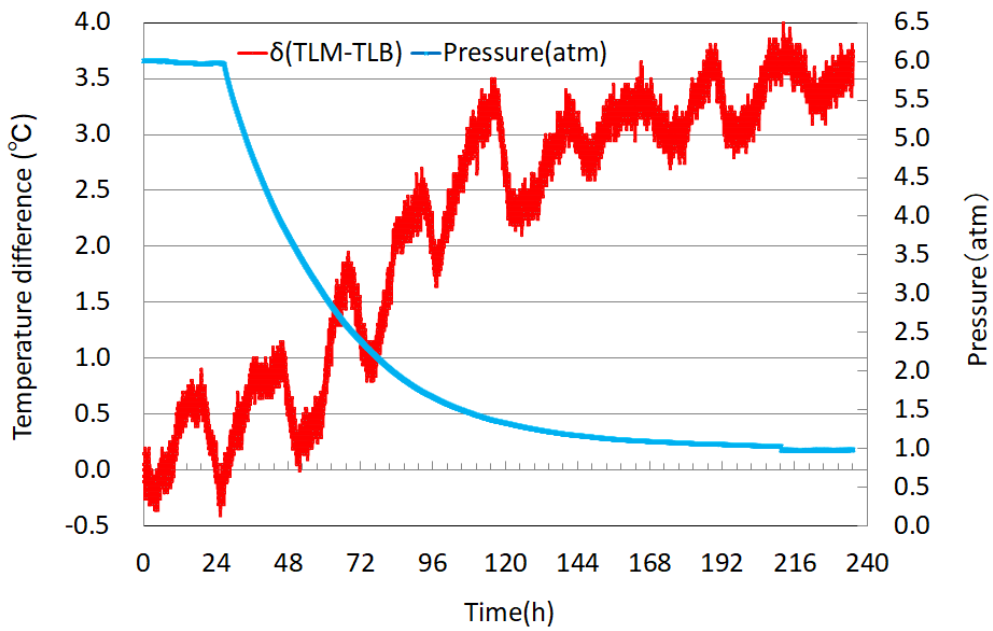


図 4-17 圧力と δ (TLM-TLB) の関係 (Case1)

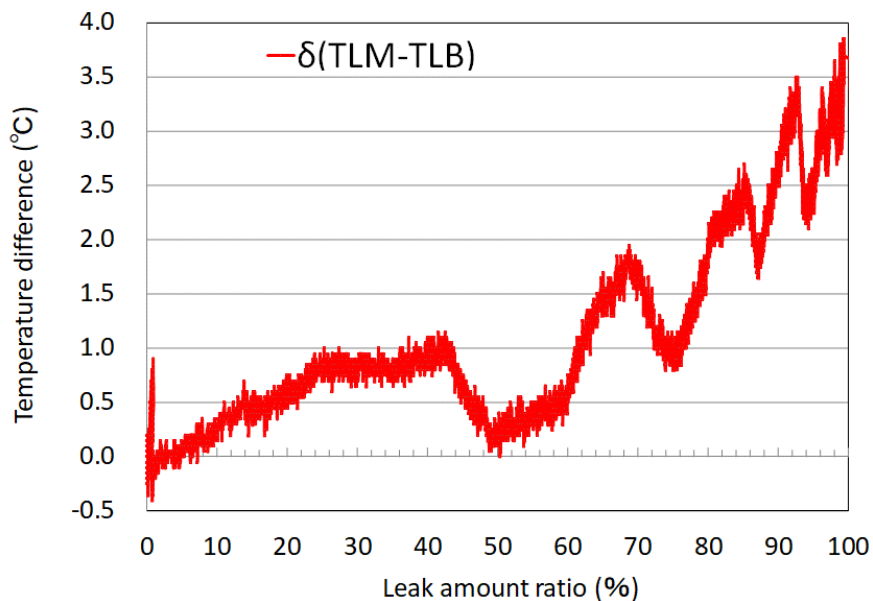


図 4-18 漏えい量の割合と δ (TLM-TLB) の関係 (Case1)

(2) Case2 の実験結果

本実験ケースは、実機キャニスタで 5kW に相当する熱流束で実験を行ったものである。この実験では、貯蔵期間が 40 年以上である燃料や低発熱量の燃料が装荷されたキャニスタにおいても漏えい検出が可能かどうかを検討するものである。図 4-19 は、6atm と 1atm において、各点での温度を示したものである。発熱量が Case1 と比べて小さい分、全体の温度が低下していることが分かる。なお、圧力と各部の温度の傾向は、Case1 と同様である。また、図 4-20 は、圧力に対する TT と TB の時間変化を示したものである。温度変化の傾向においても Case1 と同様である。

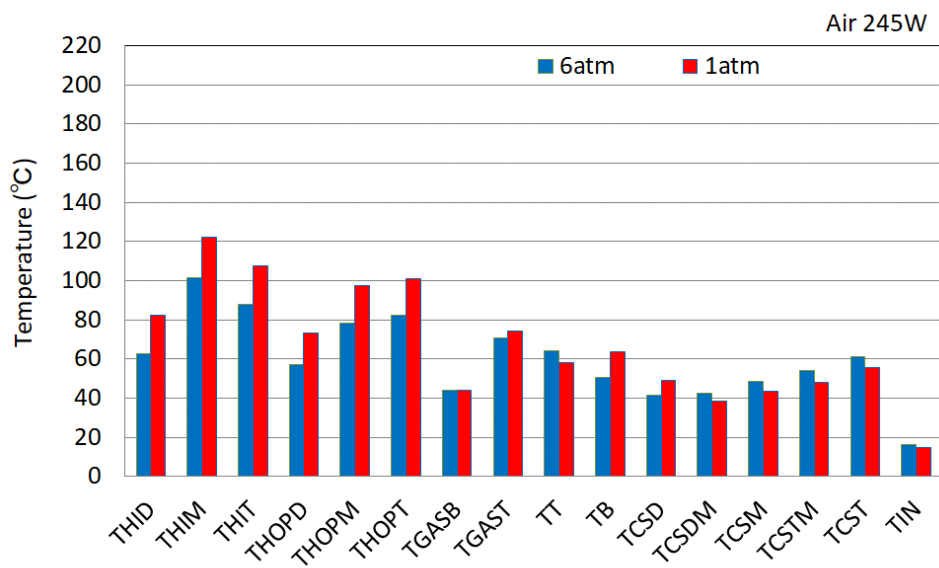


図 4-19 各点での温度 (Case2)

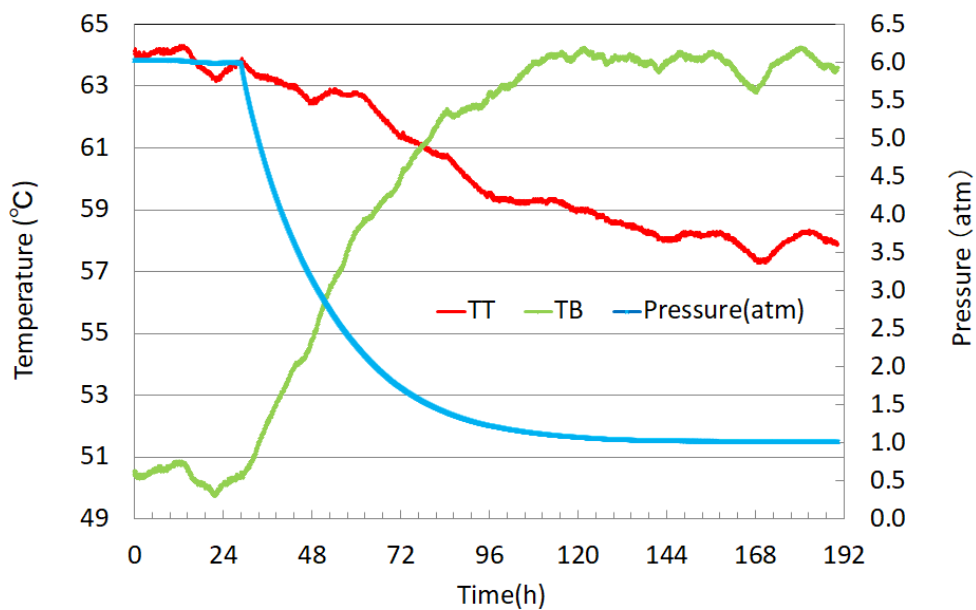


図 4-20 圧力に対する TB と TT の変化 (Case2)

Case1 と同様に、三種類の漏えい検知方法での感度評価を行った。

a) Δ TBT 法による漏えい検知

図 4-21 は、 $\delta \Delta$ TBT と圧力の関係を示したものである。また、図 4-22 は、漏えい量の割

合に対する $\delta \Delta TBT$ の関係を示したものである。6atm から 1atm に減圧すると、 $\delta \Delta TBT$ は、約 20°C 上昇している。この温度変化量は、Case 1 の温度変化量 34°C に比べると、41% 小さい値となっているが、漏えい量の割合に対して、 $\delta \Delta TBT$ は、変動もなく、単調に増加することから、漏えいの判断を早期に行えると考えられる。

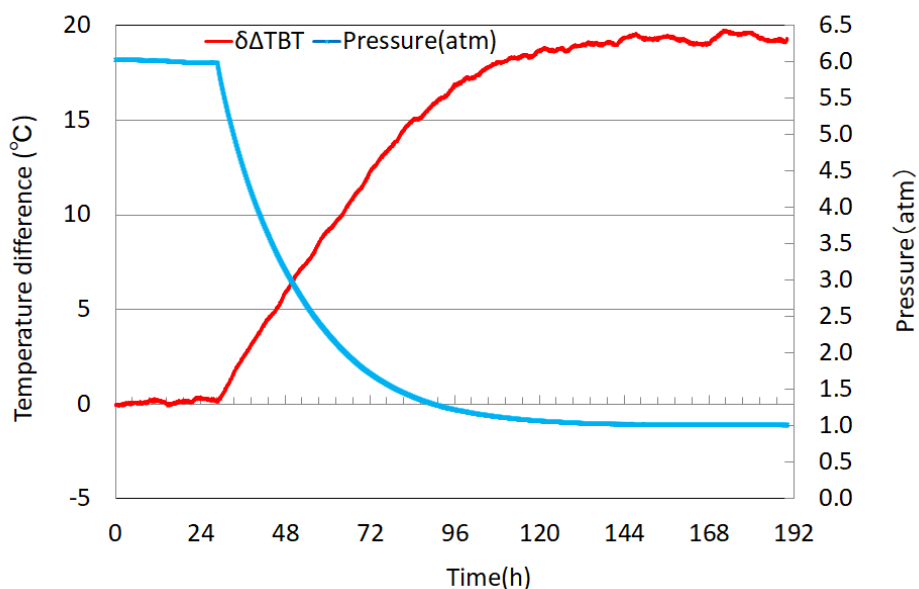


図 4-21 圧力と $\delta \Delta TBT$ の関係 (Case2)

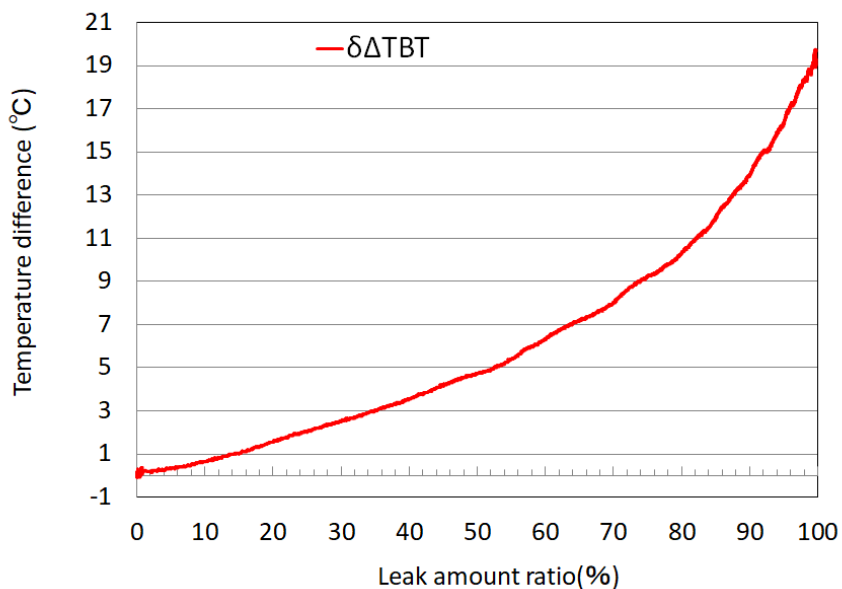


図 4-22 漏えい量の割合と $\delta \Delta TBT$ の関係 (Case2)

b) TB 法による漏えい検知

図 4-23 は、 δ (TB-TIN) と圧力の時間変化を示したものである。 Δ TBT 法に比べると、 δ (TB-TIN) は、多少の温度変動を生じているが、Case1 と同様に圧力低下に対して、 δ (TB-TIN) の上昇を明確に判断できる。また、図 4-24 は、漏えい量割合に対する δ (TB-TIN) を示したものである。6atm から 1atm に減圧すると、 δ (TB-TIN) は、15°C 上昇しており、Case 1 の上昇量である 27°C に比べると 44% 少ない。本手法についても、 Δ TBT 法とともに、漏えい検知が可能であると考えられる。

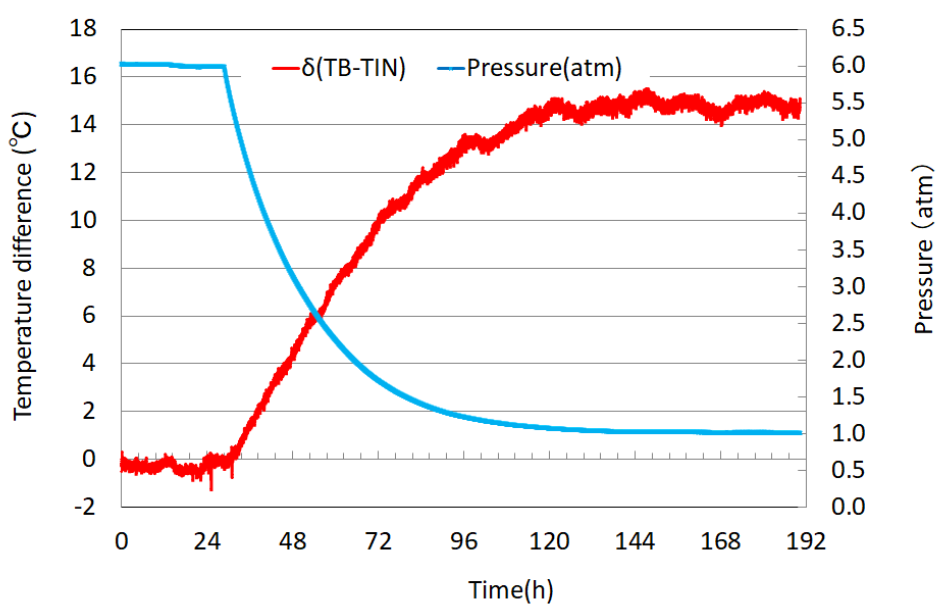


図 4-23 圧力と δ (TB-TIN) の関係 (Case2)

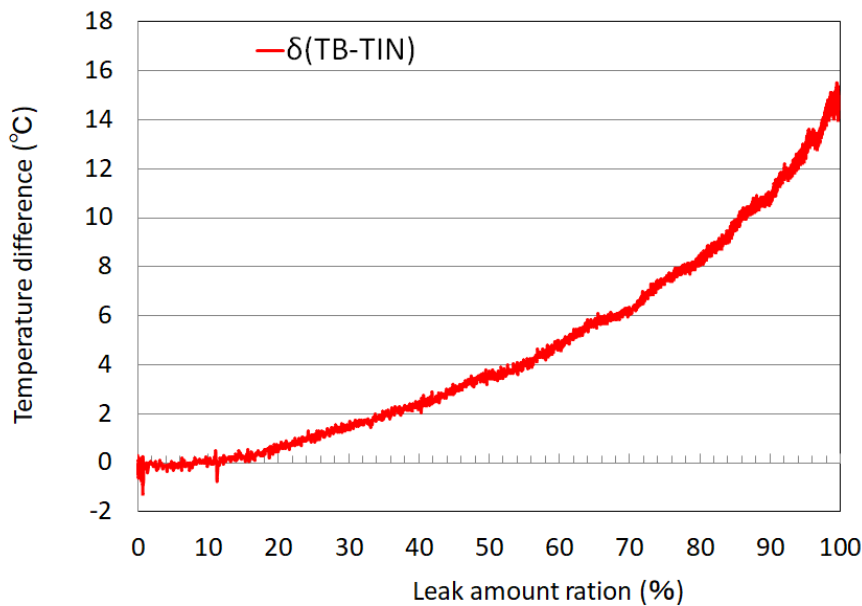


図 4-24 漏えい量の割合と δ (TB-TIN) の関係 (Case2)

c) TT 法による漏えい検知

図 4-25 は、キャニスタ頂部からキャスク蓋上の空気までの温度分布について 6atm と 1atm に対して示したものである。また、図 4-26 は、キャニスタ頂部温度 (TT)、キャスク蓋底部温度 (TLB)、キャスク蓋内部温度 (TLM)、キャスク蓋上部温度 (TLT) およびキャスク蓋上部空気温度 (TTA) の時間変化を示したものである。なお、Case1 と同様に、それぞれの温度は、計測開始点からの温度変化を示したものである。キャニスタ頂部温度 (TT) は、減圧に対して、約 6.1°C 低下した。同様に、キャスク蓋底部温度 (TLB) の減圧に対する温度低下は、5.0°C、キャスク蓋内部温度 (TLM) は、3.5°C の温度低下が観られた。なお、キャスク蓋上部空気温度 (TTA) は、温度変動が大きいですが平均で 1.9°C の温度低下が観られた。

図 4-27 は、 δ (TLM-TLB) と圧力の関係を示したものである。6atm から 1atm の減圧に対して、 δ (TLM-TLB) は、約 1.5°C 上昇しているが、 $\delta \Delta TBT$ および δ (TB-TIN) と比べると、上昇温度は小さい。また、上昇温度に対して、温度変動の割合が大きいことが分かる。この傾向も Case1 と同様である。図 4-28 は、漏えい量割合に対する δ (TLM-TLB) を示したものである。Case1 と同様に、 δ (TLM-TLB) の変化に対して温度変動の影響が大きく現れることから、 δ (TLM-TLB) と漏えい量割合との相関が弱くなっている。

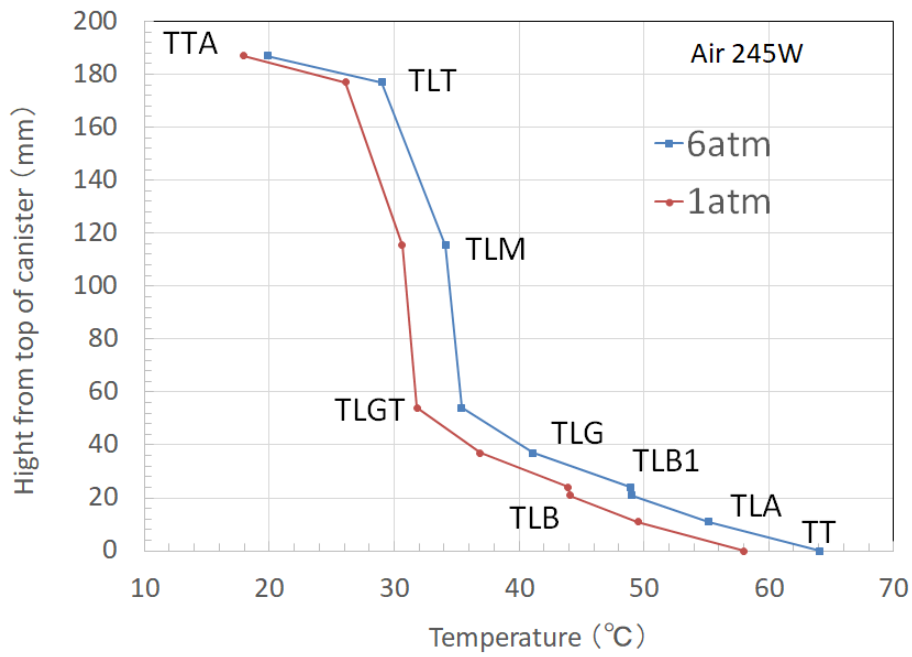


図 4-25 キャスク蓋内部の温度分布 (Case2)

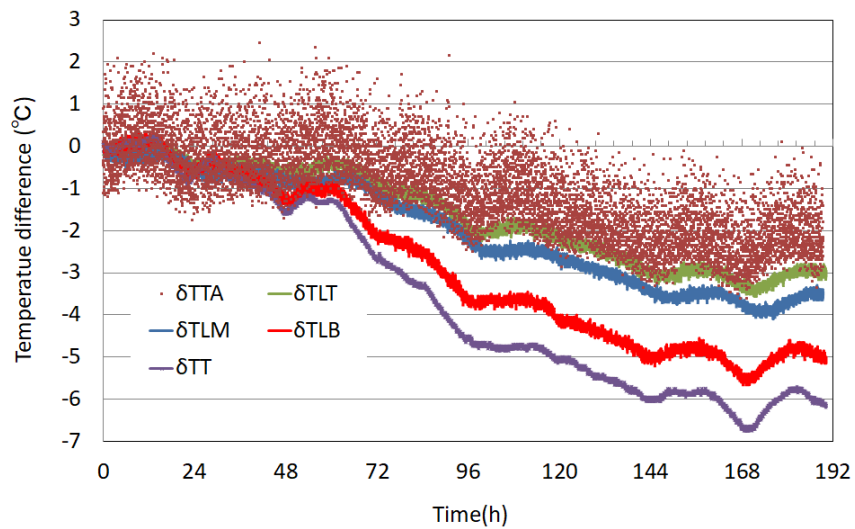


図 4-26 キャスク蓋周辺温度の時間変化 (Case2)

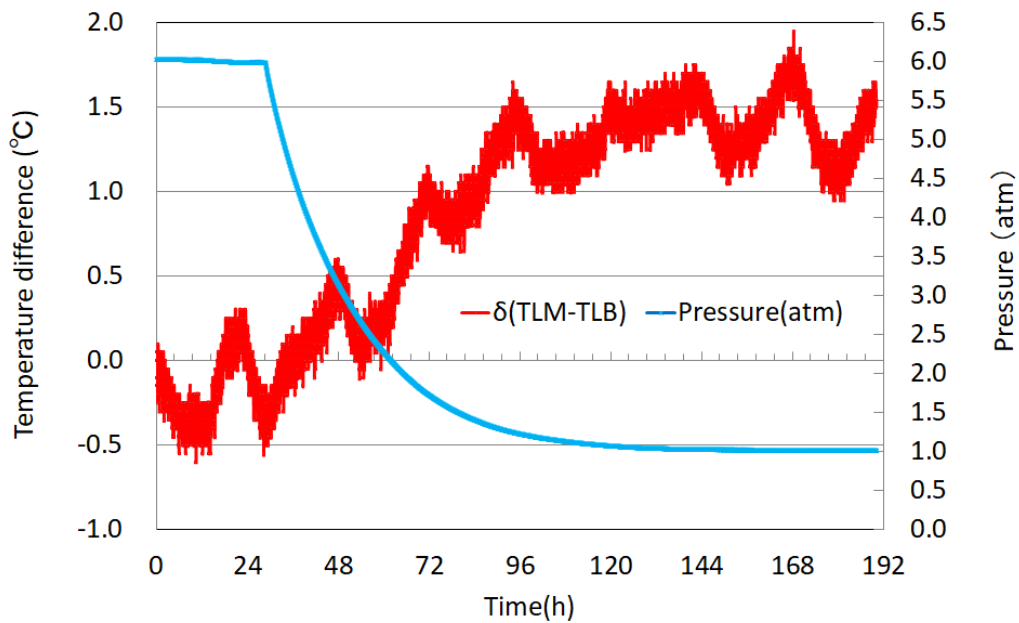


図 4-27 圧力と δ (TLM-TLB) の関係 (Case2)

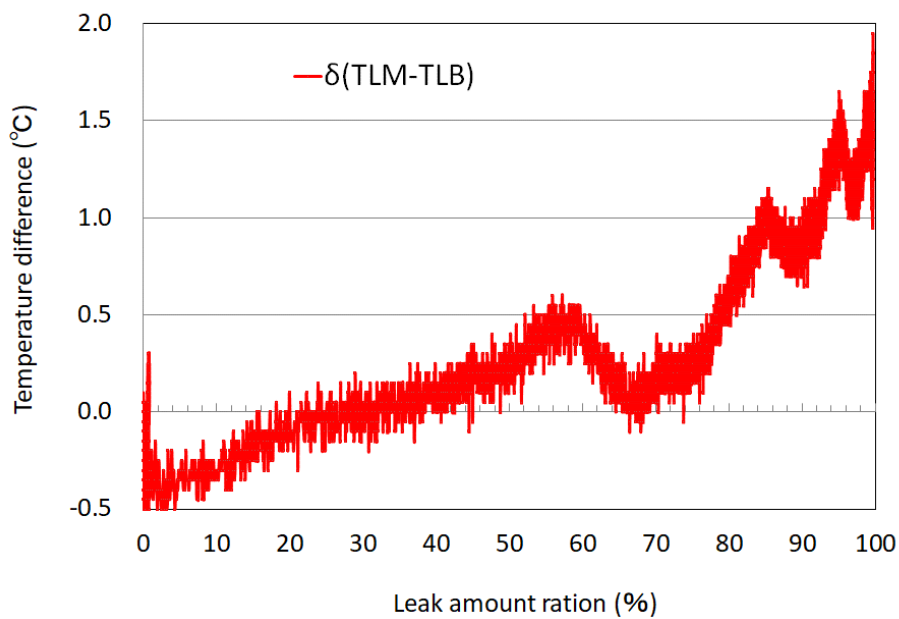


図 4-28 漏えい量の割合と δ (TLM-TLB) の関係 (Case2)

(3) Case3 の実験結果

本実験ケースは、内部気体としてヘリウムを使用したものであり、表 4-2 に示すように、 Ra^* が実機条件より 10^3 程度小さな実験となる。よって、本実験は、解析の検証を主な目的と

して実施したものである。図 4-29 は、5.9atm と 1atm での各点での温度を示したものである。内部気体に空気をを用い、発熱量がほぼ同じ実験ケースである Case1 と比べて、発熱体の温度が低下していることが分かる。また、図 4-30 は、圧力に対する TT と TB の温度変化を示したものである。更に、図 4-31 は、 $\delta \Delta TBT$ と圧力の関係を示したものである。温度変化の傾向は、Case1 と同様であるが、 $\delta \Delta TBT$ の温度上昇は、5.9atm から 1atm の減圧に対して、約 24℃であり、Case1 での 34℃に対して、約 29%小さくなっている。

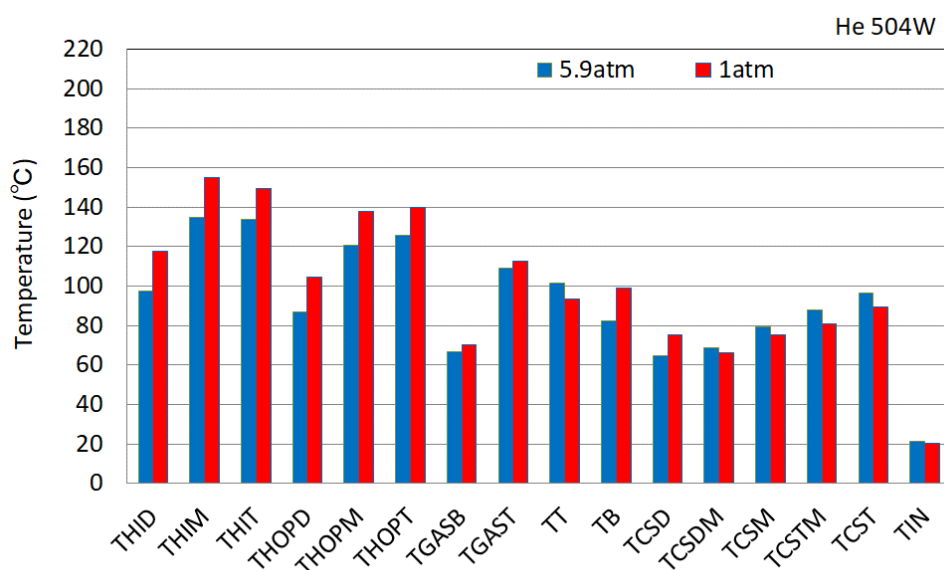


図 4-29 各点での温度 (Case3)

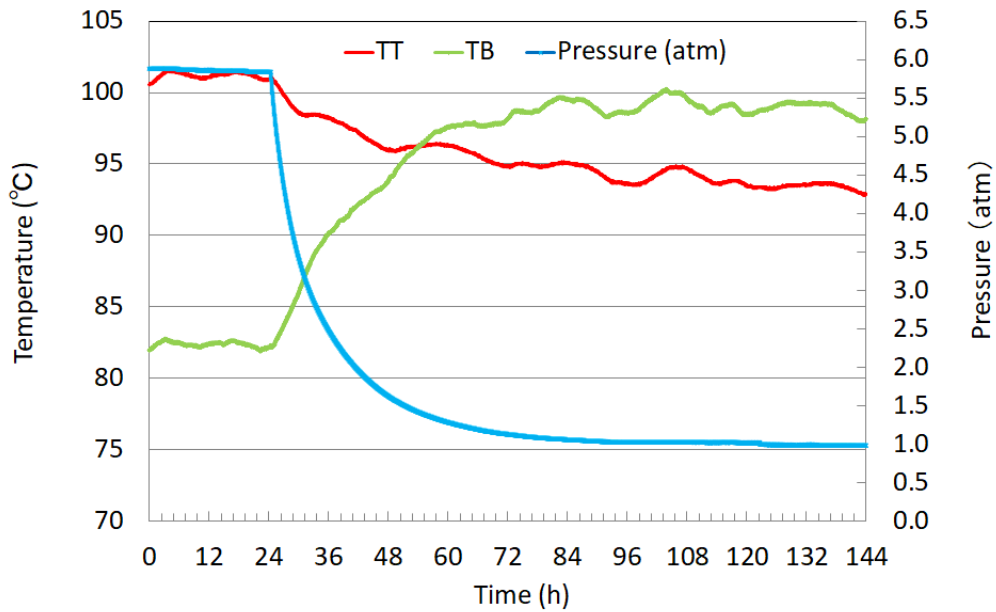


図 4-30 圧力に対する TB と TT の変化 (Case3)

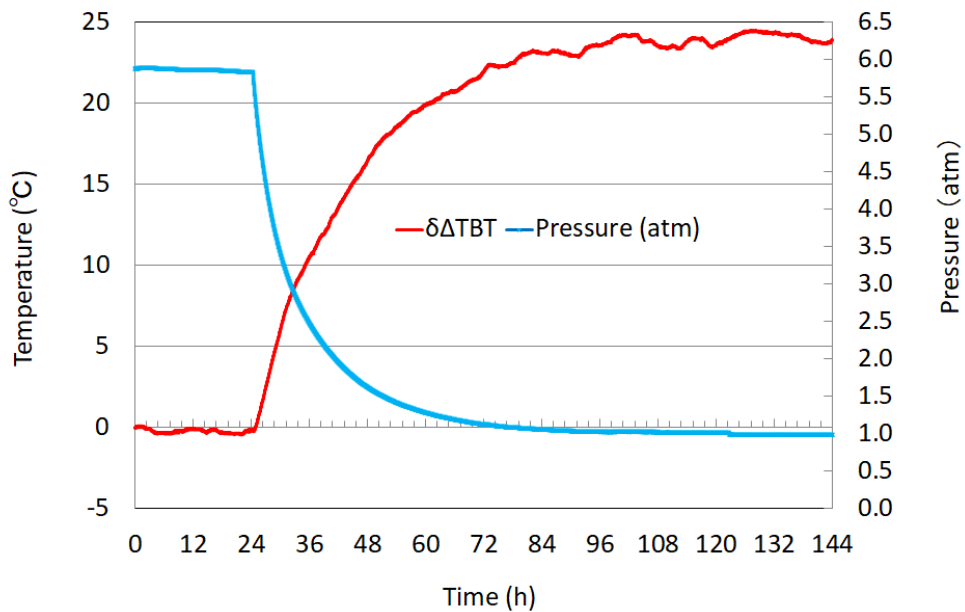


図 4-31 圧力と $\delta \Delta T_{BT}$ の関係 (Case3)

(4) 相似則による実機評価

自然循環現象を利用した建屋や機器において、実験で得られた温度データから実機の温度を推定する方法として、浮力と流動抵抗のバランス式と発熱が対流で運ばれる式を用いて、次元解

析を行い、以下の式[13]を得た例がある。

$$\frac{\Delta T_p}{\Delta T_m} \equiv \left(\frac{\xi_p}{\xi_m}\right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\beta_p \rho_p^2 c_p^2}{\beta_m \rho_m^2 c_m^2}\right)^{-\frac{1}{3}} \left(\frac{L_p}{L_m}\right)^{-\frac{5}{3}} \left(\frac{Q_p}{Q_m}\right)^{\frac{2}{3}} \quad \dots(4-1)$$

なお、添え字 m は模型、p は実機を示している。

次に、実験で得られた温度から実機温度を推定する。(4-1)式において、実機キャニスタ内部は、複雑な形状であり、流動抵抗は、本模型よりも大きくなり、 $\xi_p > \xi_m$ の関係となると予想されるが、ここでは、本模型と形状相似の実機と仮定した上で、実機温度を推定するものである。また、熱流束を模型と実機で合わせているため、温度レベルが模型と実機が同じであることから、体積膨張率(β)は、模型と実機で同じとする。よって、(4-1)式から以下の関係が得られる。

$$\frac{\Delta T_p}{\Delta T_m} \equiv \left(\frac{\rho_p^2 c_p^2}{\rho_m^2 c_m^2}\right)^{-\frac{1}{3}} \left(\frac{L_p}{L_m}\right)^{-\frac{5}{3}} \left(\frac{Q_p}{Q_m}\right)^{\frac{2}{3}} \quad \dots(4-2)$$

Case1 に、(4-2)式を適用すると、

$$\Delta T_p = 0.76 \times \Delta T_m \quad \dots(4-3)$$

の関係が得られる。同様に、Case2 に対して適用する際に、模型と実機での発熱量の比は、Case1 と同じになることから、(4-2)式をそのまま適用できると考えられる。

したがって、実験で得られた温度データを 0.76 倍することで、実機温度に換算できるものと推測される。Case1 および Case2 での漏えい判断に対して、実機換算したグラフを図 4-32 および図 4-33 に示す。ここで、 Δ TBT 法と TT 法については、実測値を 0.76 倍にしたが、TB 法については、TIN は、模型の相似則とは、関係がないことから、 δ TB を 0.76 倍したものから、 δ TIN を引いている。

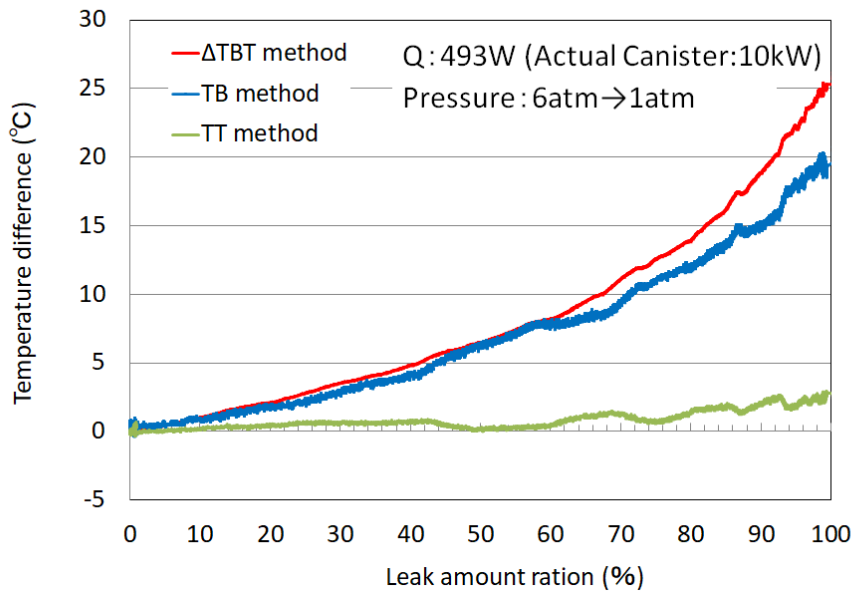


図 4-32 実機換算での温度差と漏えい量の割合の関係 (10kW 相当)

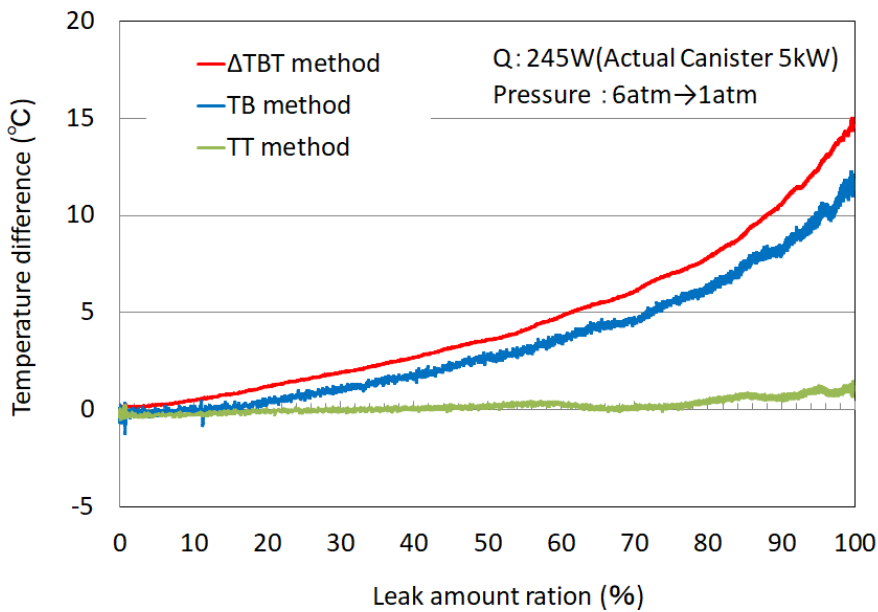


図 4-33 実機換算での温度差と漏えい量の割合の関係 (5kW 相当)

図 4-34 は、 Δ TBT 法において、10kW と 5kW での実機換算した温度差と漏えい量の割合の関係を示したものである。この様に、発熱量をパラメータとして、温度差と漏えい量の割合のデータベースを構築することにより、漏えい判断の際に、キャニスタ発熱量が求めれば、検知した温度差での漏えい量を推定することが可能となる。

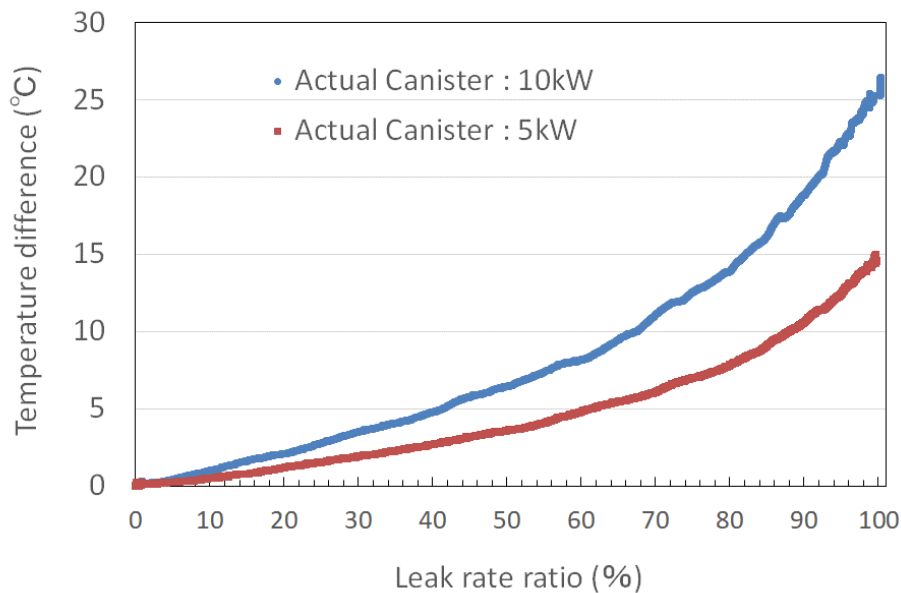


図 4-34 Δ TBT 法での実機換算での温度差と漏えい量の割合の関係

4. 2. 4 負圧実験結果

第 3 章の 3.3 節においては、1/18 縮尺キャニスタ模型を用いて負圧実験を実施した。ここでは、更に実機に近い熱流動条件での負圧実験を実施した。

(1) Case4 の実験結果

Case4 は、真空状態から空気を 1atm までインリークさせたものである。なお、真空状態には、キャニスタ内に 1atm の空気が入った状態から真空ポンプを稼働させ、ヒータの最高温度が変化しない状態になるまで 8 時間吸引した。図 4-35 は、圧力変化に伴う TT と TB の変化であり、TB は、インリーク開始後、一旦上昇するがその後、単調に低下している。一旦上昇する理由としては、インリーク開始後、ヒータ温度が急激に低下するが、キャニスタ側面温度が一時的に上昇する現象が観られ、TB は、キャニスタ側面温度の影響を大きく受けたものと考えられる。しかし、一時的な上昇の後には、ヒータ温度の低下とともに低下している。一方、TT は、単調に上昇している。図 4-36 は、圧力と Δ TBT の変化を示しており、インリーク開始後、一旦上昇した後、単調に低下している。なお、真空から 1atm の状態で、 Δ TBT は、14°C 低下した。また、図 4-37 は、キャニスタ表面温度変化を示したものであり、TT と TB の変化は、大きいものの側面温度変化は小さいことが分かる。

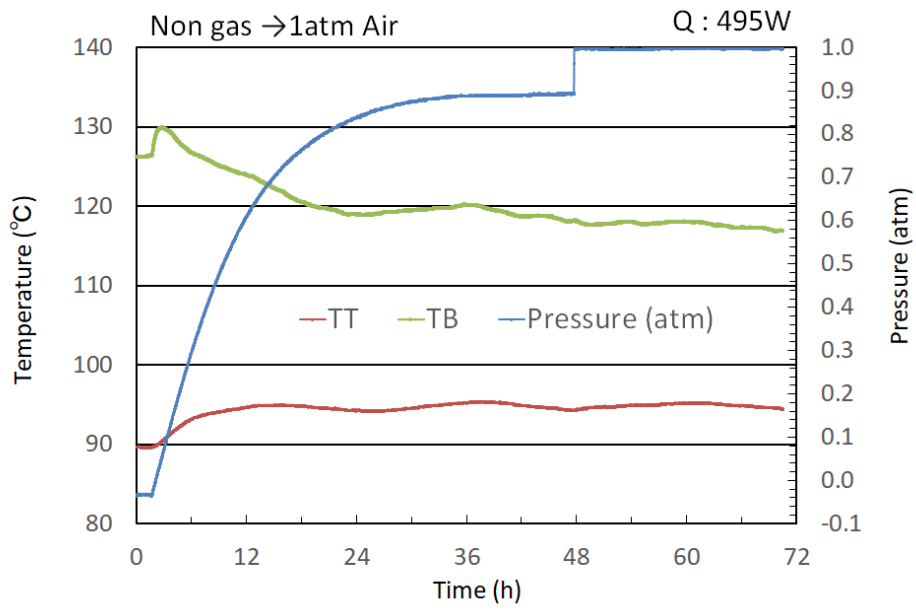


図 4-35 圧力と TT および TB の関係 (Case4)

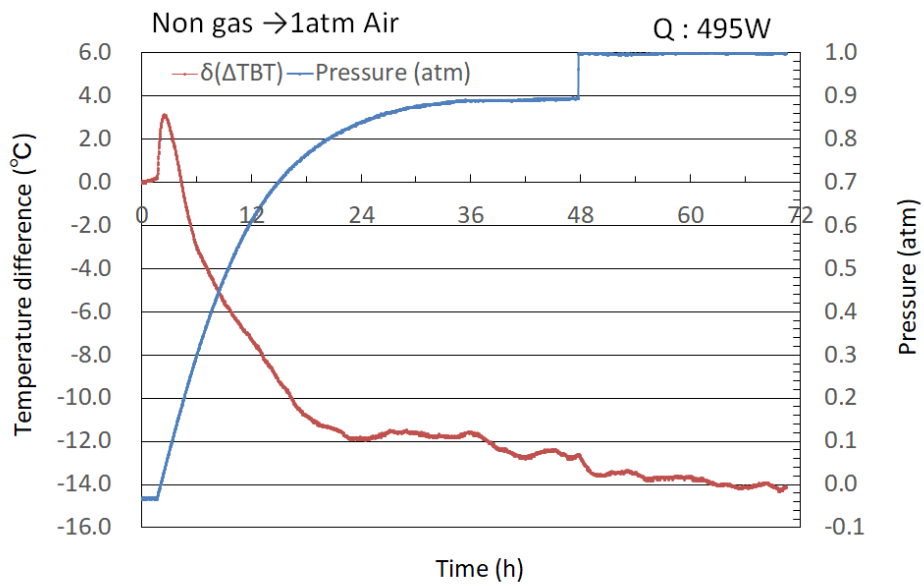


図 4-36 圧力と $\delta(\Delta TBT)$ の関係 (Case4)

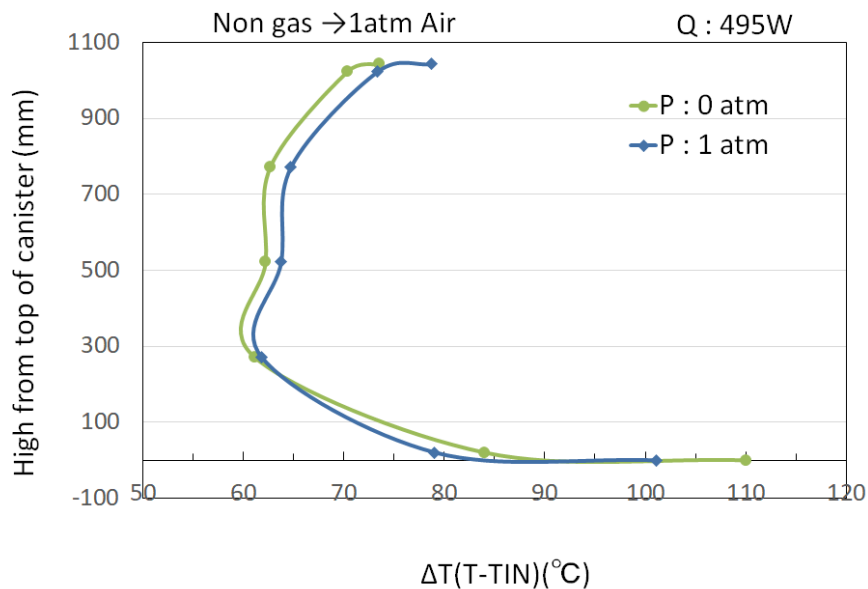


図 4-37 キャニスタ表面温度変化 (Case4)

(2) Case5 の実験結果

キャニスタ初期内圧を一旦 0atm まで真空ポンプで吸引した後、0.8atm まで空気を入れ、0.8atm になった状態で定常になるまで放置した後に、データ収録を開始した。この実験ケースでは、0.8atm からインリークを開始させたが、0.95atm 付近で漏えい速度が極端に低下したため、この時点でバルブを全開にし、1atm の状態にした。図 4-38 は、圧力と TT および TB の時間変化を示したものである。圧力低下に伴う TT の変化は少ないが、TB は低下していることが分かる。また、図 4-39 は、圧力と ΔTBT の時間変化を示したものである。負圧からの漏えいの場合、正圧からの漏えいとは反対に、圧力低下とともに ΔTBT が低下することが分かる。なお、0.8atm から 1atm への変化では、圧力差が小さく、 ΔTBT の変化は 4°C 程度であり、また、気温変動の影響を大きく受けることが分かる。図 4-40 は、キャニスタ内圧が 0.8 気圧と 1 気圧の場合のキャニスタ表面温度分布を示したものである。温度変化は、TT と TB に観られるが、他の部位では、温度変化はほとんど観られない。

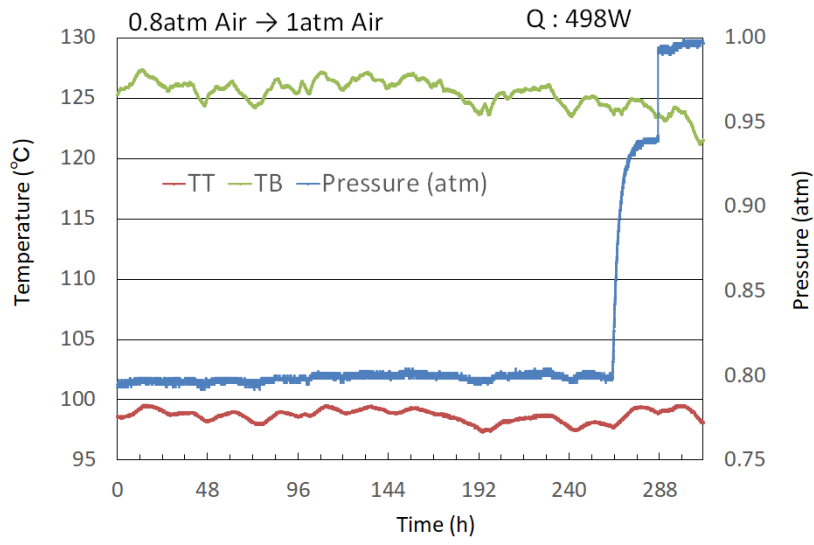


図 4-38 圧力と TT および TB の関係(Case5)

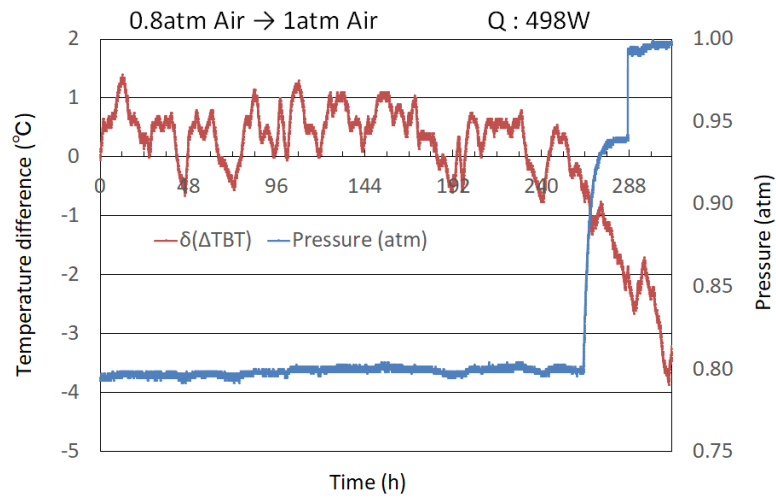


図 4-39 圧力と $\delta(\Delta TBT)$ の関係 (Case5)

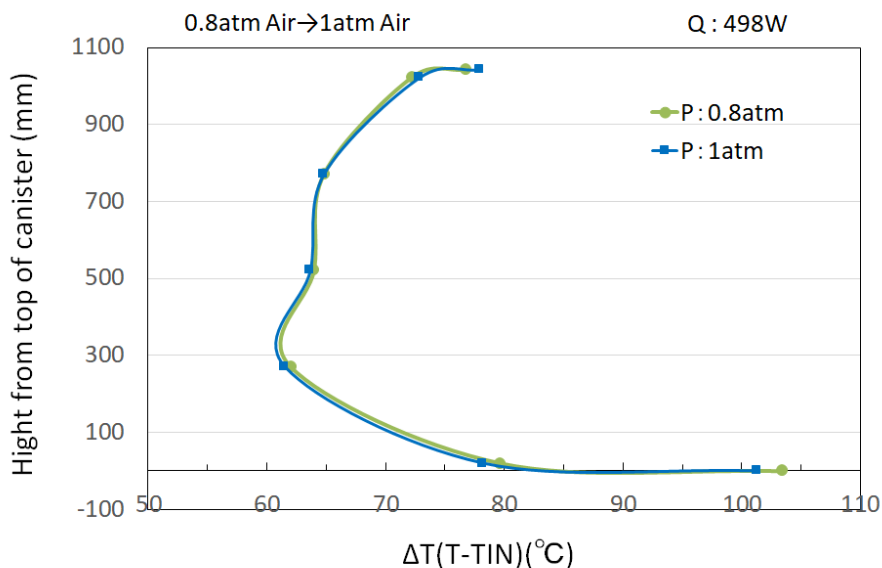


図 4-40 キャニスタ表面温度変化 (Case5)

(3) Case6～Case8 の実験結果

キャニスタの初期内圧が負圧であり初期にヘリウムが入っている状態から大気圧まで空気が混入する実験を実施した。なお、パラメータは、初期内圧であり、0.8atm、0.5atm、0.1atmとした。Case6は、初期内圧が0.8atmでヘリウムを充填した状態から空気がインリークした実験ケースであり、図4-41は、圧力とTT、TB、TCSMの温度変化を示したものである。圧力低下とともに、TBが上昇しており、TTも上昇する一方で、キャニスタ側面のTCSMが若干低下している。これは、インリークで、熱伝導率の大きいヘリウム雰囲気の中に熱伝導率の小さい空気が混入するため、発熱体温度が上昇し、発熱体に接触しているキャニスタ底面温度TBが上昇し、また、混入した空気により対流効果が増し、キャニスタ頂部温度TTも上昇したものと考えられる。更に、インリークで、TBとTTが上昇した分、発熱量がインリーク前後で同じであることから、キャニスタ側面温度TCSMが低下したと考えられる。図4-42は、圧力と ΔTBT の変化を示したものである。圧力上昇に伴い、 ΔTBT が上昇していることが分かる。この傾向は、キャニスタ内が初期に空気である負圧の場合のCase5および初期が真空であるCase4と傾向が逆になっている。また、前述のように、インリークの際、TTとTBが上昇し、TCSMが低下することは、キャニスタが正圧からの漏えいとは異なっている。これまで、最も温度が上昇するTBから最も温度が低下するTTを引く ΔTBT 法を提案したが、このようなケースにおいては、最も温度が低下するのがTCSMであることから、TBからTCSMを引いた値で検知するのが有利となる。図4-43は、この差の値である $\Delta(TB-TCSM)$ と

圧力の変化を示したものである。図 4-42 に示す Δ TBT では、インリーク終了後の変化が約 3°C であるのに対して、 Δ (TB-TCSM) は、約 5°C と大きな値を示しており、漏えい検知には、 Δ (TB-TCSM) の変化を利用した方が有利となる。図 4-44 は、キャニスタの表面温度分布の変化を示したものである。キャニスタ内が初期状態で空気の場合は、キャニスタ高さ方向の温度差が大きいですが、初期にヘリウムが入れられている場合は、キャニスタ高さ方向の温度差があまり付いていないことが分かる。

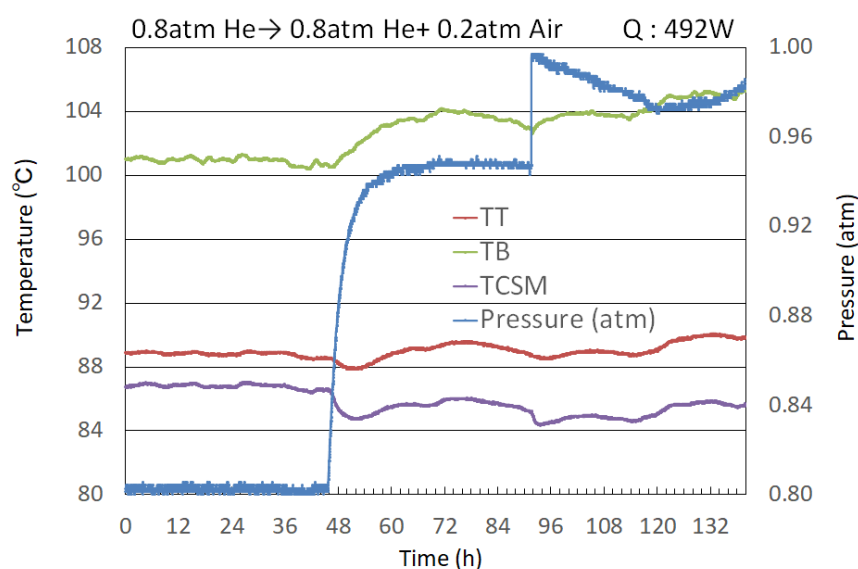


図 4-41 圧力と TT, TB, TCSM の関係 (Case6)

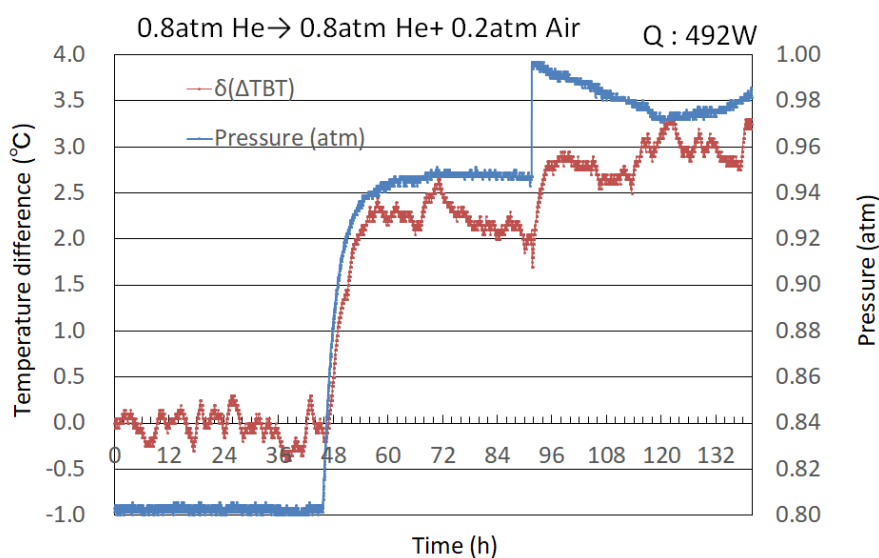


図 4-42 圧力と δ (Δ TBT) の関係 (Case6)

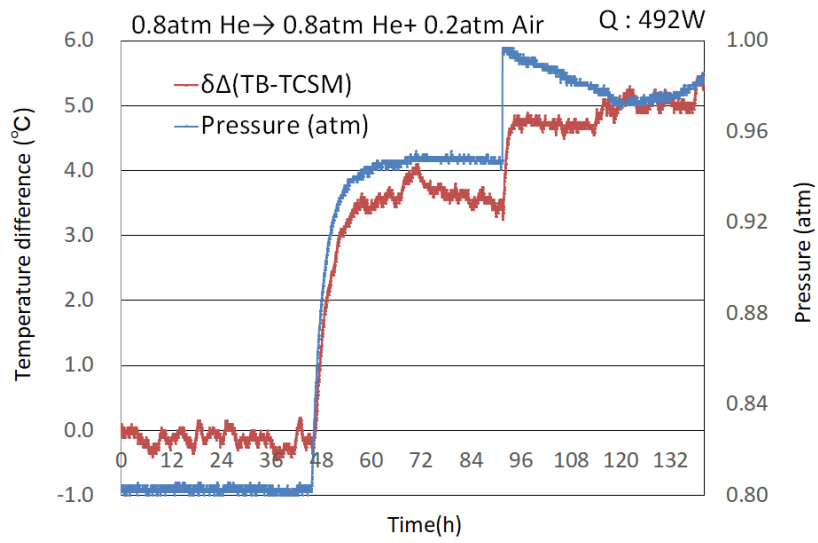


図 4-43 圧力と $\delta \Delta$ (TB-TCSM) の関係 (Case6)

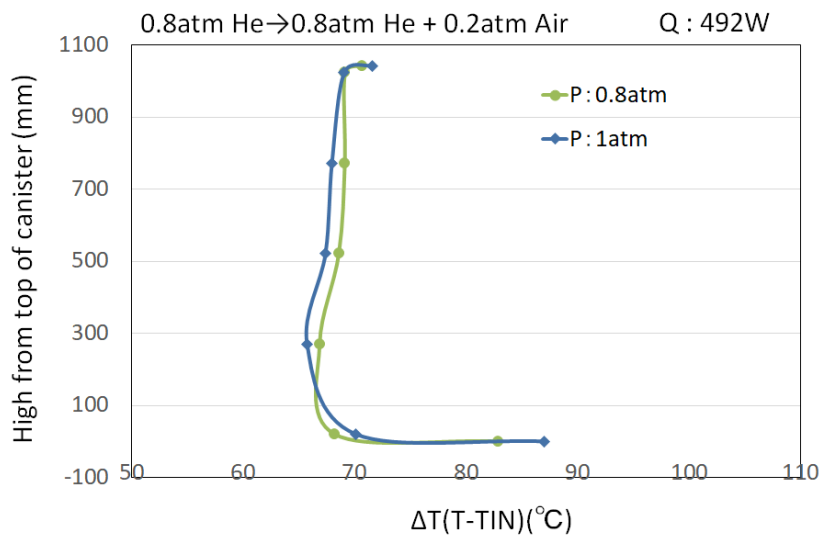


図 4-44 キャニスタ表面温度変化 (Case6)

図 4-45～48 は、初期ヘリウム圧力 0.5atm の実験結果である。傾向は、Case6 の初期ヘリウム圧力 0.8atm の実験ケースと同じである。なお、初期内圧が低い分、インリークで熱伝導率の小さい空気の入る量が多いため、温度変化が大きくなっている。

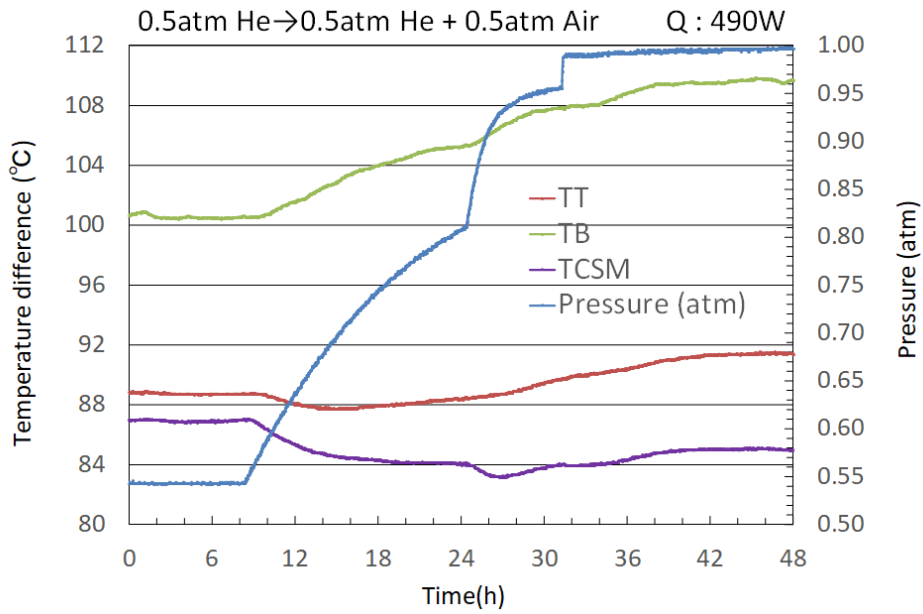


図 4-45 圧力と TT, TB, TCSM の関係 (Case7)

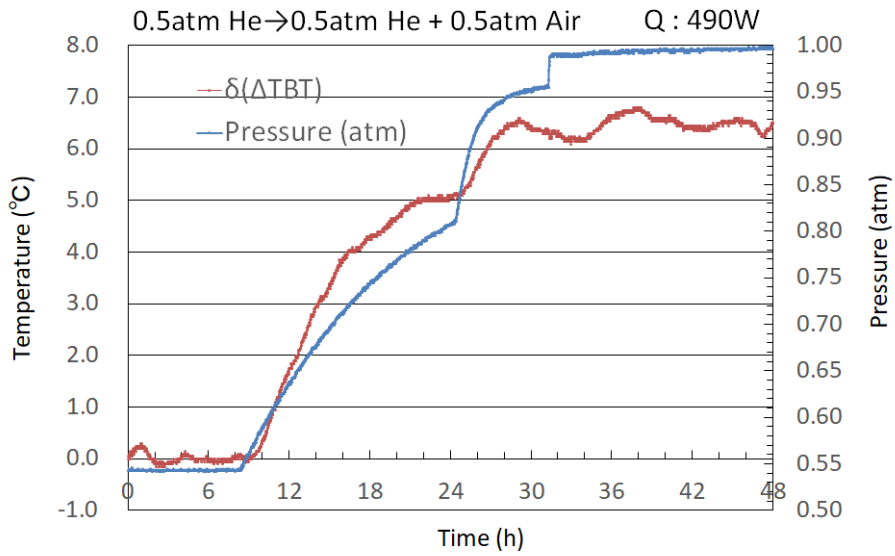


図 4-46 圧力と $\delta(\Delta TBT)$ の関係 (Case7)

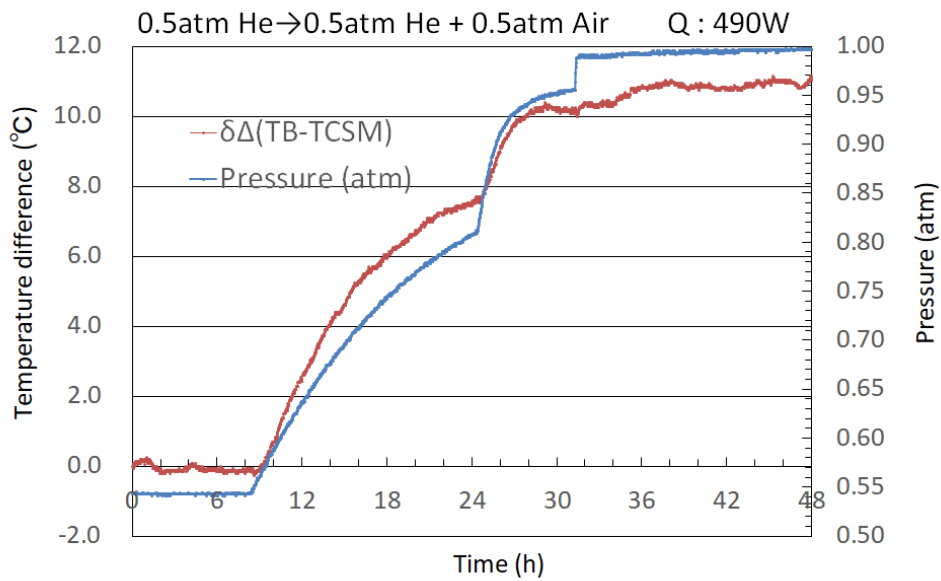


図 4-47 圧力と $\delta (\Delta TX)$ の関係 (Case7)

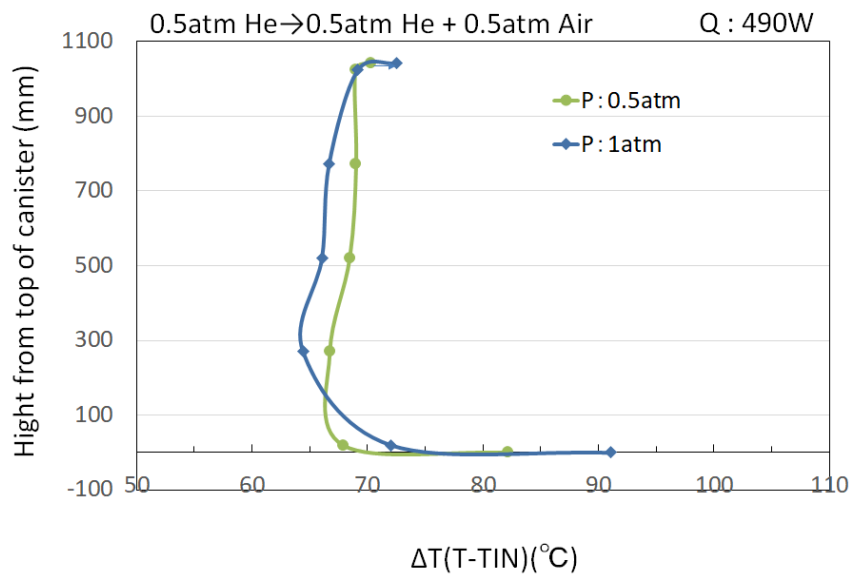


図 4-48 キャニスタ表面温度変化 (Case7)

図 4-49～52 は、初期内圧が 0.1atm の実験結果である。Case6～Case8 の内で初期内圧が最も低くヘリウムの内含量よりも熱伝導率の小さい空気の流入量が多い分、インリーク前後での温度変化が顕著に現れている。なお、図 4-50 に示す ΔTBT の変化が約 12°C であるのに対して、図 4-51 に示す $\Delta (TB-TCSDM)$ は、約 22°C と大きく、漏えい検知には、有効な値となっている。また、図 4-52 に示すキャニスタ表面温度の変化においては、初期では、ヘリ

ウム単体でのキャニスタ表面温度分布から、インリーク後では、概ね空気単体のキャニスタ表面温度分布に移行していることが分かる。

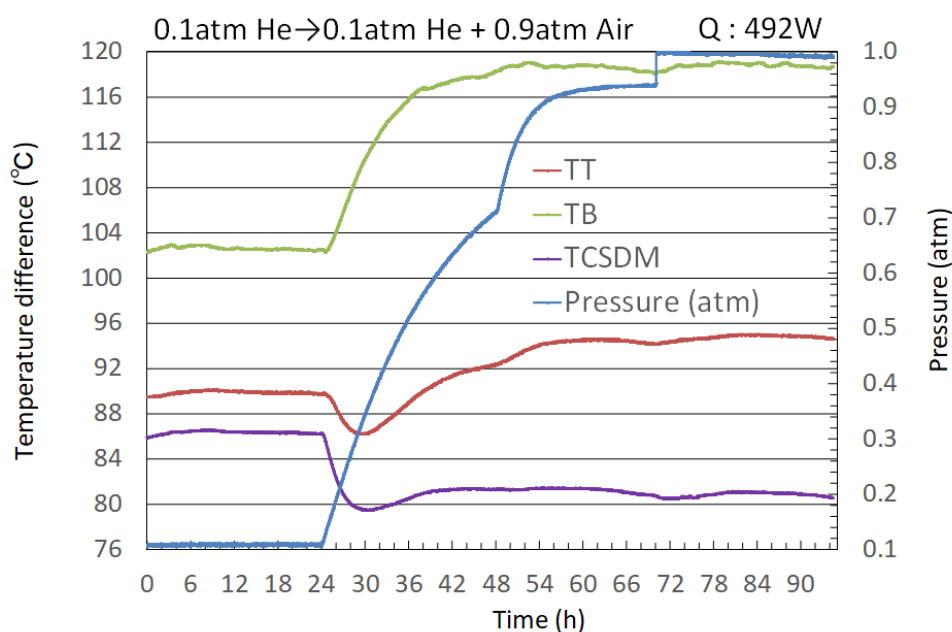


図 4-49 圧力と TT, TB, TCSDM の関係 (Case8)

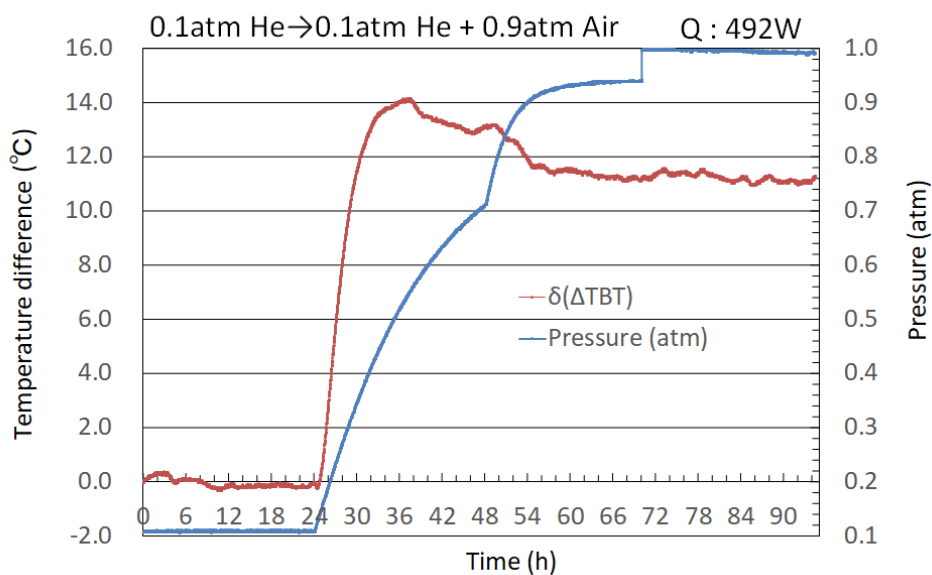


図 4-50 圧力と $\delta(\Delta TBT)$ の関係 (Case8)

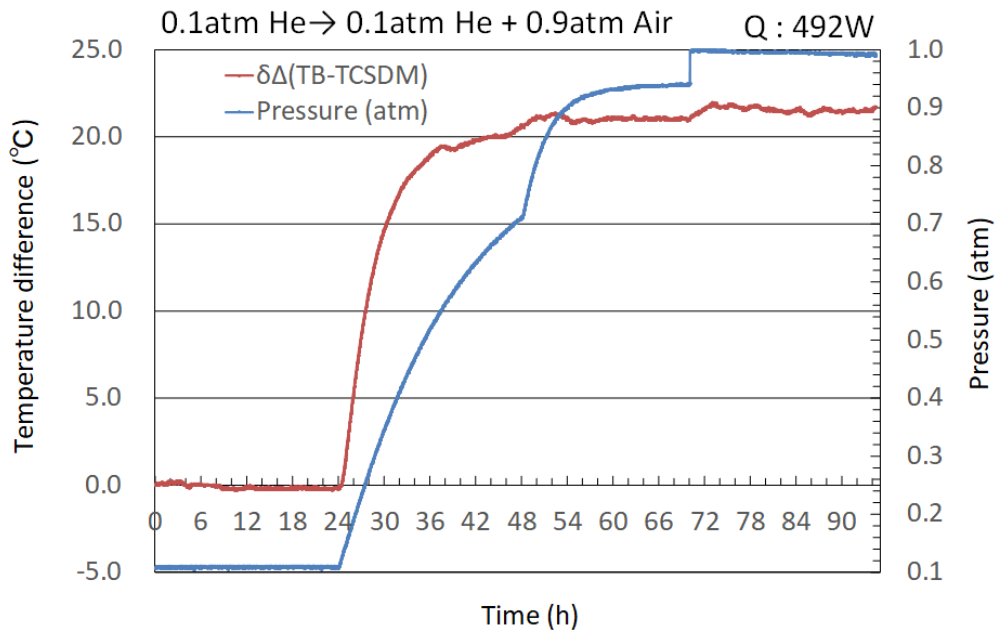


図 4-51 圧力と $\delta(\Delta TX)$ の関係 (Case8)

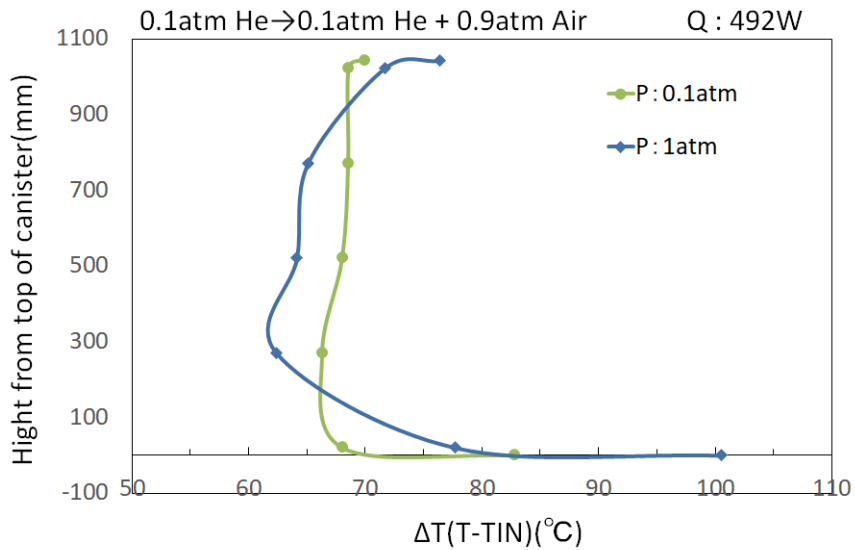


図 4-52 キャニスタ表面温度変化 (Case8)

(4) 圧力とガスの種類が漏えい現象に及ぼす影響

キャニスタ内圧と初期にキャニスタに入れるガスの種類として、空気とヘリウムでの現象の違いを考察した。図 4-53 は、キャニスタ内圧と発熱体の最大温度を示したものである。

真空状態では、発熱体は、最も温度が高くなり、約 230°C (外気温度 25°C 換算値) に達する。キャニスタ内部に気体が混入した状態では、発熱体温度は低下するが、空気に比べて、ヘリウムが入った場合は、発熱体温度が大きく低下する。また、ヘリウムの場合、0~1atm の負圧状態においては、発熱体温度の圧力依存性は、あまり観られないことが分かる。負圧状態においては、対流効果よりも熱伝導の効果が大きく、現象は、気体の熱伝導率に大きく影響を受けるものと考えられる。正圧の範囲では、圧力が高くなるほど発熱体温度は、低下しており、対流効果が陽に現れると考えられる。なお、対流効果は、ヘリウムよりも空気の方が、効果がよく現れている。また、図 4-54 は、初期状態としてキャニスタ内にヘリウムおよび空気が入っている状態から大気圧 (1atm) まで変化した際のキャニスタ表面温度の最大変化量を表したものである。なお、初期に負圧でヘリウムが入った状態においては、大気圧まで空気が混入するものである。正圧の場合、キャニスタ内が空気の場合でもヘリウムの場合でも、初期内圧が大きい程、温度変化量は大きくなり、空気の場合、6atm で、 $\Delta TBT (=TB-TT)$ は、約 32°C 上昇している。また、空気の場合、真空から 1atm にインリークすると、 ΔTBT は、-14°C となっている。負圧から 1atm にインリークする場合は、空気が入ることで、対流熱伝達効果が増加し、発熱体の温度が低下することになる。この現象は、正圧からの漏えいで発熱体温度が上昇するものと反対の現象であることから、 ΔTBT は、マイナスの値をとるものである。一方、負圧でヘリウムが内在している場合は、インリークでヘリウムに比べ熱伝導率の小さい空気が入り、発熱体の温度が上昇し、さらに初期圧力が小さい程、流入する空気量が大きいことから ΔTX も大きくなる。なお、ここでの ΔTX は、TB からキャニスタの側面温度 (TCSM or TCSDM) を引いた値である。図 4-55 は、Case6~Case8 において、初期内圧をパラメータとした際の大気圧まで圧力上昇後のキャニスタ表面温度変化量を示したものである。いずれの初期内圧においても TT と TB が上昇し、キャニスタ側面中央近傍の温度が低下している。図 4-56 は、Case6~Case8 において、初期内圧をパラメータとした際の大気圧まで圧力上昇後の発熱体の温度上昇量を示したものである。初期内圧が小さいほど、発熱体の温度上昇量は大きい。なお、漏えい検知においては、キャニスタ表面温度変化が大きいほど有利であるが、その温度差が生じる要因は、発熱体の温度変化によるものである。

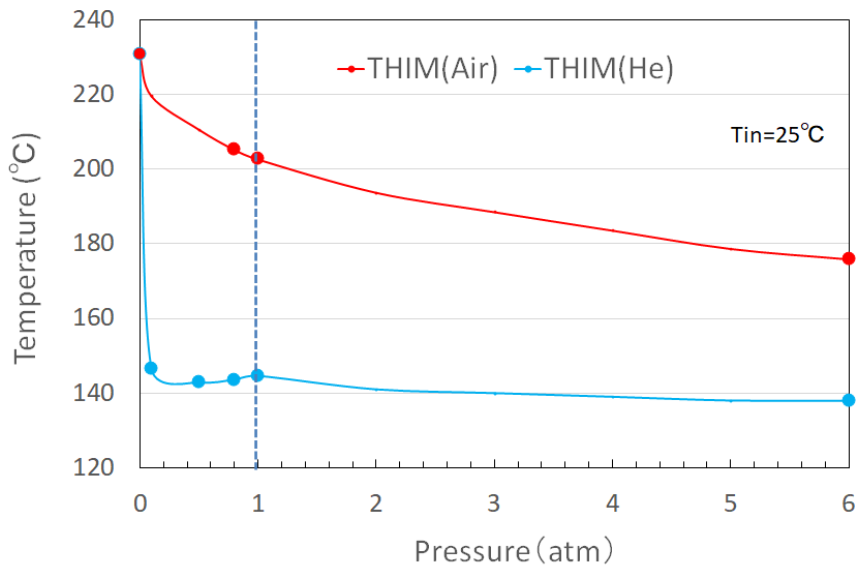


図 4-53 初期圧力と発熱体温度の関係

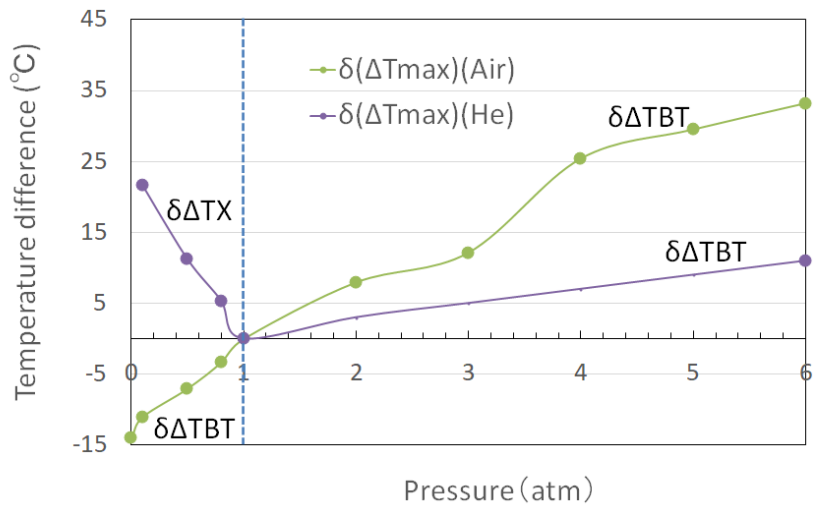


図 4-54 初期圧力とキャニスタ表面温度差の関係

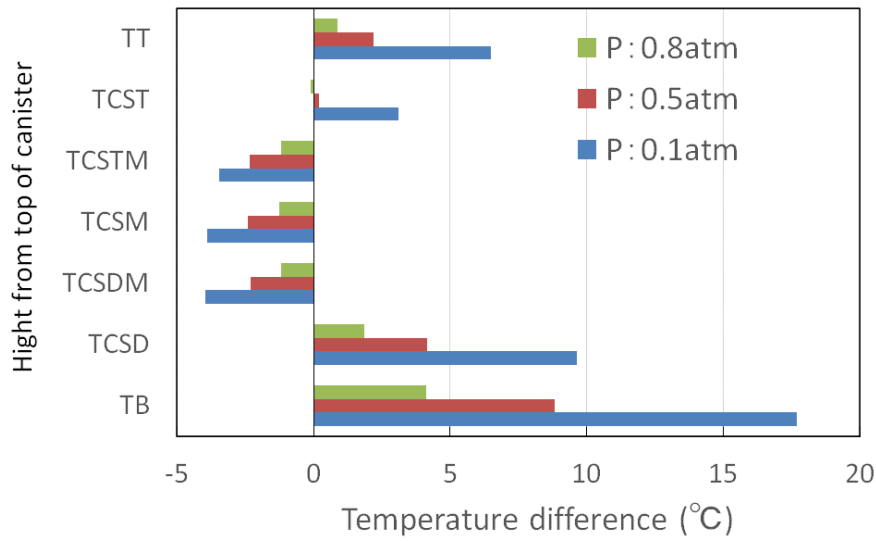


図 4-55 初期内圧と各部の温度変化の関係

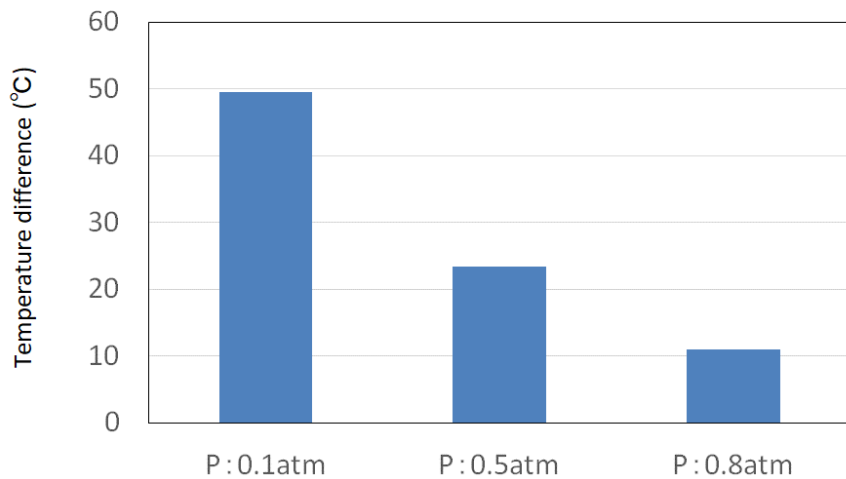


図 4-56 初期内圧と発熱体温度変化の関係

図 4-57 は、Case6～Case8 において、初期圧力と発熱体温度の関係を示しており、ここでは、比較のために、発熱体温度からその実験を行った際の外気温を引いた値を示している。また、図 4-58 は、Case6～Case8 において、初期内圧に対するキャニスタの表面温度分布を示したものである。0.1～0.8atm の範囲において、発熱体温度、キャニスタ表面温度共に、初期内圧には、依存していないことが分かる。言い換えると、キャニスタ内に少量のヘリウムが存在すれば、発熱体は、良好に冷却されると考えられる。

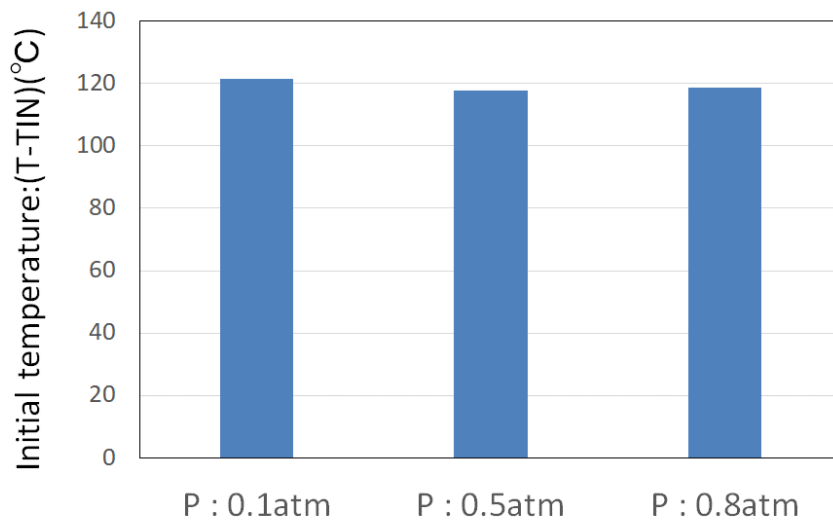


図 4-57 初期内圧と発熱体温度の関係

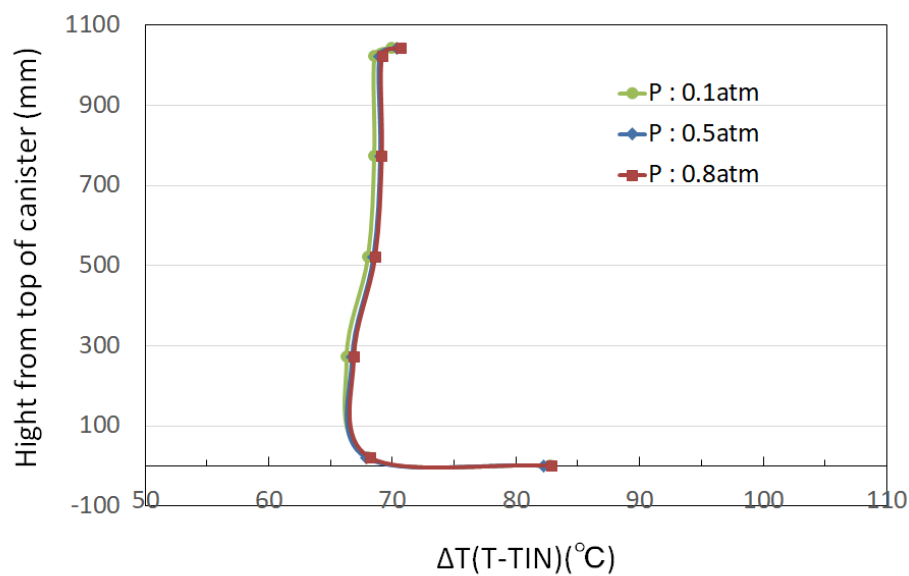


図 4-58 初期内圧とキャニスタ表面温度分布の関係

4.3 解析

実験結果の検証解析として、Case1 を対象とするとともに、解析モデルの妥当性を確認するため、 Ra^* 数が Case1 と大きく異なる Case3 について解析を行った。数値解析には、Siemens PLM Software Company の市販の CFD ソフトウェア STAR-CCM+® (バージョン 12.06.010) を使用した。

計算に用いたモデルではキャニスタ内の形状(例えば、バスケット、発熱体)も模擬している。また、気体の密度変化を考慮するため、計算に用いる気体はすべて理想気体とした。

4.3.1 解析条件および解析方法

計算領域は、図 4-59 のように設定した。1 辺 6000mm の立方体内部にキャスクが設置されており、キャスクは高さ 1274.7mm、直径 766mm である。キャスクの排気が側面に到達しないことを確認し、計算領域が十分に確保されていると判断した。メッシュはポリヘドラルメッシュとし、STAR-CCM+®のメッシャーで生成した。メッシュ数は 1800 万程度であり、キャニスタおよびキャスク内部でメッシュが密に配置されている。キャスク内流路壁面における y^+ は 4 程度であった。

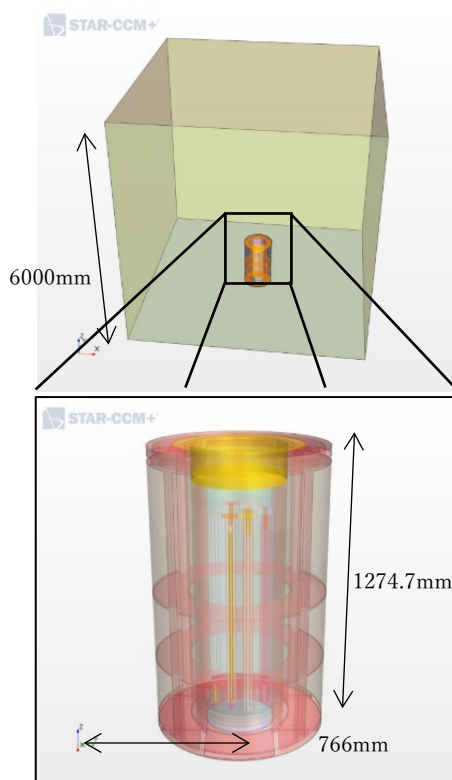


図 4-59 1/4.5 キャスク模型の計算領域

図 4-60 にメッシュの垂直断面図を示す。乱流モデルには realizable $k-\epsilon$ 2 層モデルを用いた。2 層モデルは W. Rodi により提唱された手法であり、粘性底層やバッファ層への $k-\epsilon$ モデルの適用を可能とする、低 Re 数型の代替的手法である。広範な y^+ の値に対応できる利点を有する。

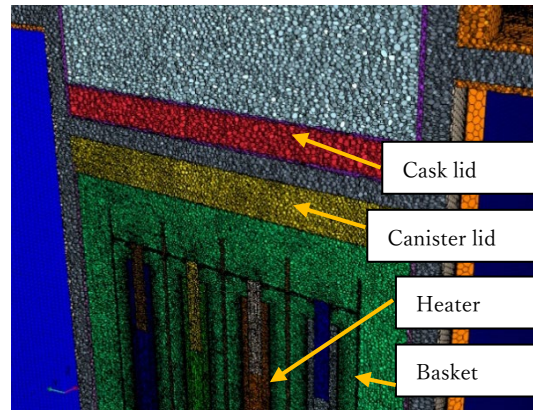


図 4-60 垂直断面のメッシュ図

Z 方向に重力加速度 $g = -9.81 \text{ m/s}^2$ を与え、浮力を考慮した。固体間の接触に関しては完全に接触しているものとし、接触抵抗は考慮していない。キャニスタ内部の形状に関しては、バスケットおよび発熱体を模擬しており、発熱体内のヒータは中央の発熱部と両端の非発熱部を有する。

実験では同径のアルミパイプ 6 本がヒータの周りに線接触で接触しているが、ヒータとアルミパイプの間に形成される流体領域にメッシュを作成することは困難である。そのため、解析ではヒータ周りのアルミパイプの形状は図 4-61 のように簡略化した。したがって、解析においては、ヒータとアルミパイプは線接触ではなく面接触で接しているものとして扱っている。発熱体内のヒータとアルミパイプの簡略化については、ヒータとアルミパイプの間に形成される隙間部分のみ削除し、アルミパイプを一体化させているが、アルミパイプ外側の表面形状は変更していないことからアルミパイプ外表面の熱流束に関しては妥当であると判断した。非発熱部に関しては、中実として形状を作成した。非発熱部の物性値には酸化マグネシウムの物性値を用いた。ヒータ発熱は均等な体積発熱であり、総発熱量は Case1 で 493W、Case3 で 504W である。輻射には D0 モデルを用い、輻射強度の輸送方程式を $(\pm 1, \pm 1, \pm 1)$ の 8 方向に関して解いている。流体と接する固体表面の輻射率として、0.15 をキャニスタ、ヒータ、バスケット、キャスク蓋およびメタルライナに、0.05 をアルミパイプに、0.8 を他の表面にそれぞれ与えた。

境界条件として、X および Y 方向は周期境界とし、Z 方向上面は大気圧の圧力境界とした。周期境界面はキャスク排気口から十分離れており、境界条件が流れ場に与える影響はないと判断した。Z 方向下面は滑りなし壁とした。温度に関しては、Z 方向上面に対しては、実験時の平均給気温度を与えた。また、Z 方向下面は断熱条件とした。キャスク模型では、ステンレス板とアクリル板の間に空気が存在しているが、解析ではこの部分に計算領域を設

定しておらず、この領域と接する固体表面には断熱条件を与えた。

キャニスタ内部流体および周囲流体は理想気体とした。比熱、粘性係数、熱伝導率は伝熱工学資料[14]を参考に、温度の3次多項式で資料の値を補間して与えた。

一例として、表4-3に100℃におけるそれぞれの計算条件の物性値を示す。また、Ra*数も併記している。

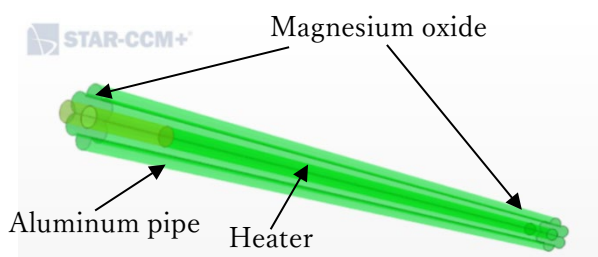


図 4-61 発熱体形状

表 4-3 解析に用いた物性値(100℃)

Symbol	Unit	Air 1atm	Air 6atm	Helium 1atm	Helium 5.9atm
ρ	[kg/m ³]	0.9459	5.672	0.1328	0.7668
C	[J/(kg·K)]	1012	1016	5193	5193
μ	[Pa·s]	2.212 $\times 10^{-5}$	2.213 $\times 10^{-5}$	2.312 $\times 10^{-5}$	2.321 $\times 10^{-5}$
λ	[W/(m·K)]	0.03127	0.03149	0.1787	0.1796
α	[m ² /s]	3.268 $\times 10^{-5}$	5.463 $\times 10^{-6}$	2.591 $\times 10^{-4}$	4.511 $\times 10^{-5}$
Pr	[-]	0.716	0.714	0.672	0.671
Ra*	[-]	4.12 $\times 10^{11}$	1.47 $\times 10^{13}$	1.22 $\times 10^9$	4.02 $\times 10^{10}$

4.3.2 解析結果と実験結果の比較

Case1 および Case3 に対して、解析結果と実験結果を比較することにより、解析モデルの妥当性を評価した。

(1) Case1 の検証解析

Case1 では、内部気体に空気を使用しており、発熱体の全発熱量は、493W である。また、解析にあたり、周囲温度は、6atm と 1atm の実験で得られた定常データの平均温度である 17.8℃とした。図4-62に x=0.0375m 断面における 6atm および 1atm の温度コンタ図を示す。

給気口からキャスク内部に入った空気がヒータの熱によって温められ、プルームが発生していることが確認できる。なお、1atmでは、キャスク蓋上部の温度が6atmのものよりも温度が低下しており、その差は2~3℃程度であった。

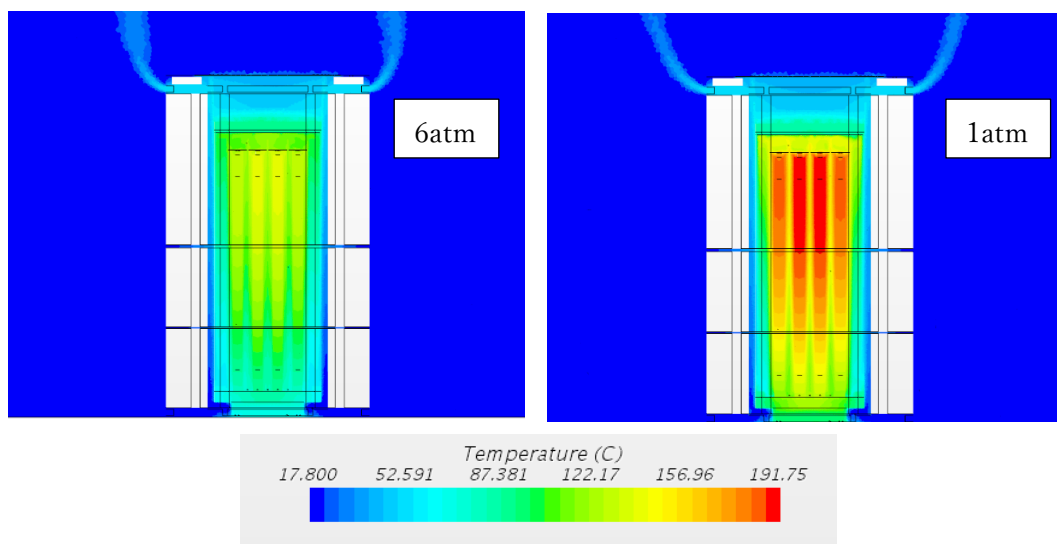


図 4-62 キャスク断面の温度分布

図 4-63 は、発熱体の温度分布を底部側から見たものであり、図 4-64 は、バスケットの温度分布を底部側から見たものである。減圧すると発熱体温度が上昇し、それに伴い、バスケット温度も上昇することが分かる。

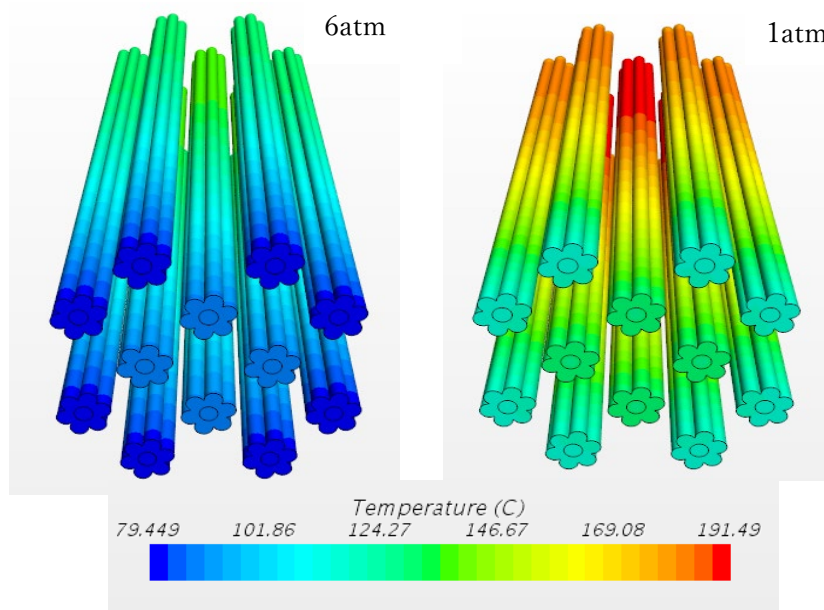


図 4-63 発熱体表面温度分布（底部）

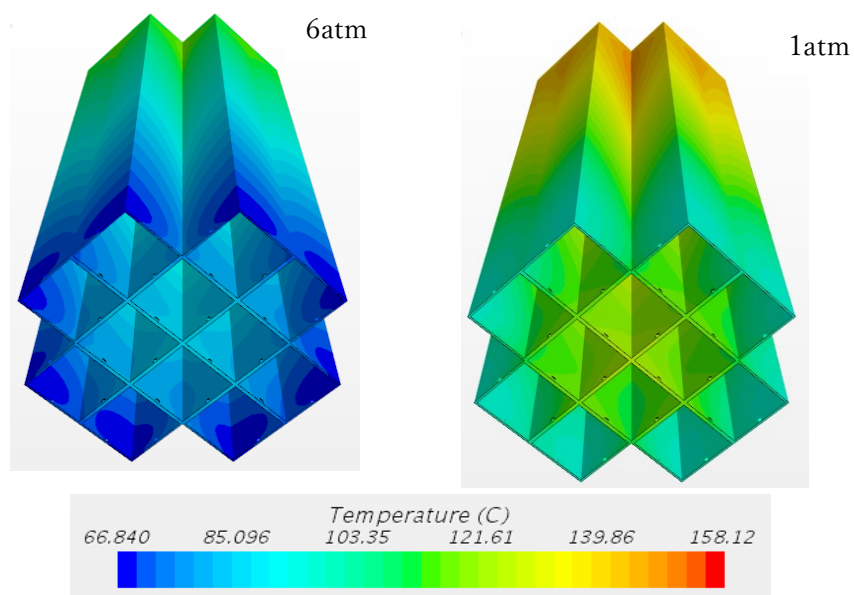


図 4-64 バスケット表面温度分布（底部）

図 4-65(a) は、キャニスタの表面温度分布を上部側から見たものであり、図 4-65 (b) は、キャニスタの表面温度分布を底部側から見たものである。

減圧に対して、上部温度については、大きな変化が観られないが、底部においては、底面中央部の温度上昇が観られた。

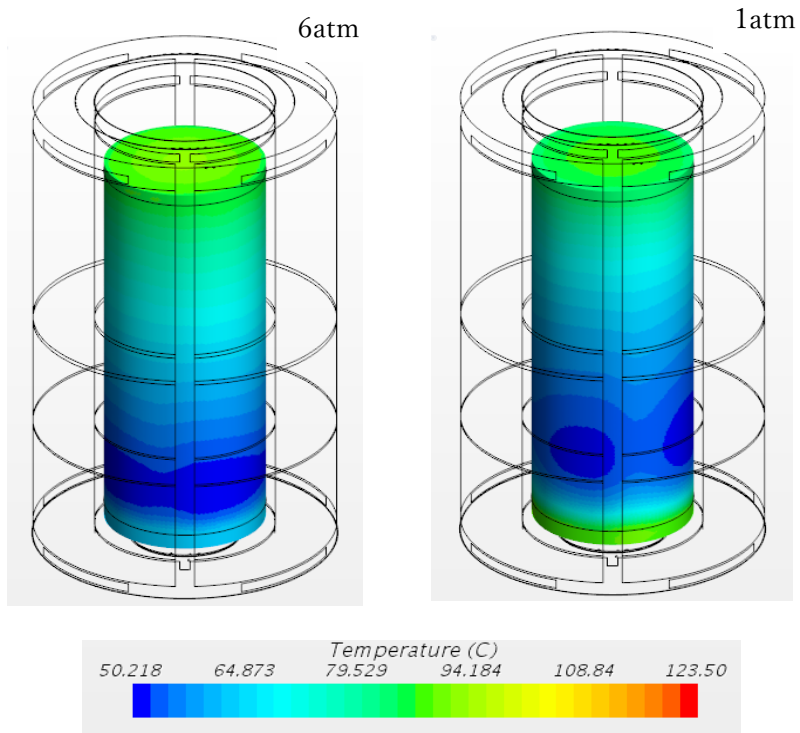


図 4-65 (a) キャニスタ表面温度分布 (上部)

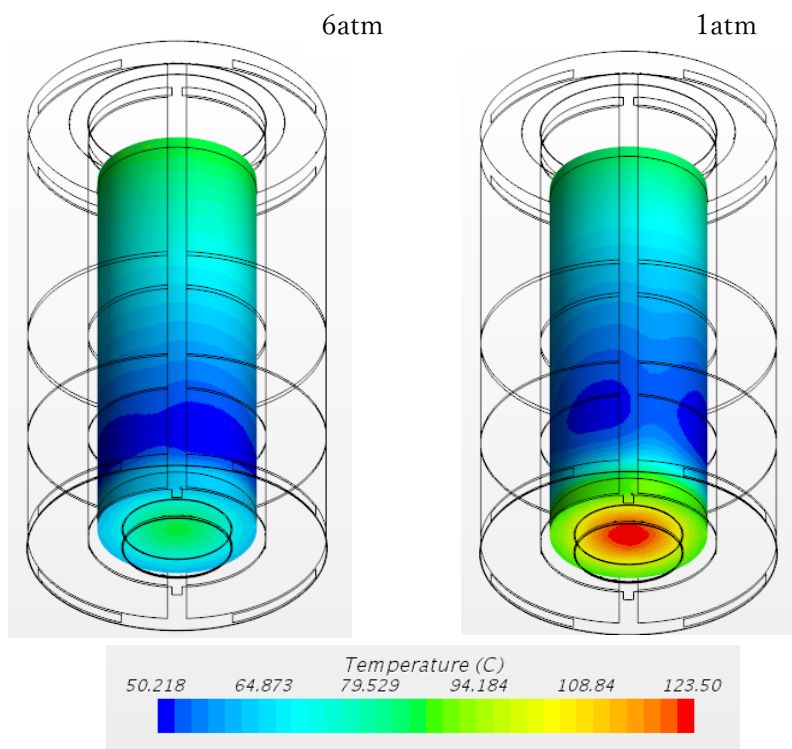


図 4-65 (b) キャニスタ表面温度分布 (底部)

図 4-66 は、図 4-7 に示したキャニスタ内部の温度計測点において、実験結果と解析結果の比較したものである。同様に、図 4-67 には、図 4-3 に示したキャニスタ表面の温度計測点での比較、図 4-68 には、図 4-8 に示したキャスク蓋内部の温度計測点での比較を示す。

圧力低下に対して発熱体周辺温度が上昇する傾向が、解析により再現されていることが、図 4-66 から分かる。発熱体に設置しているアルミパイプ上の温度である THOPD、THOPM、THOPT、キャニスタ内のガス温度である TGAST、TGASB、ヒータ上の温度である THID、THIT の実験と解析の差は、10℃未満であったが、ヒータ上の温度である THIM の実験結果と解析結果の温度差はそれぞれ、6atm の場合で 35.7℃、1atm の場合で 20.6℃であった。これは、実験ではヒータの周りに設置されている 6 本のアルミパイプは円筒表面の線接触で互いに接触している一方で、解析ではアルミパイプの形状が簡略化されているためであると考えられる。ヒータとアルミパイプの接触が面接触になることで、ヒータとアルミパイプ間の熱の移動が容易になり、伝熱が促進されているため、解析では、この部分の温度が下がったと考えられる。一方、実験では、ヒータとアルミパイプの間に空気の領域が形成されるため、ヒータの熱は容易にはアルミパイプに輸送されない。よって、実験と解析での温度の差が生じたと考えられる。

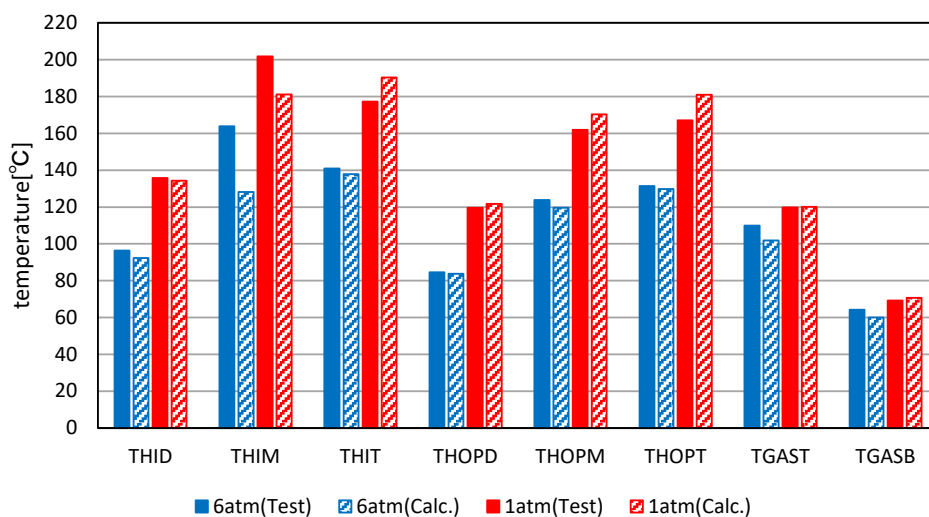


図 4-66 キャニスタ内温度 (空気 493W)

図 4-67 は、キャニスタ表面温度を示したものである。実験で観られた減圧時にキャニスタ底部温度(TB)が上昇し、キャニスタ蓋部温度(TT)が低下する現象は、再現されている。また、キャニスタ表面上部(TT、TCST、TCSTM)においては、実験と解析の差が少ないが、キャニスタ表面下部(TB、TCSD)において、実験と解析の差が大きくなっている。これは、キャニ

スタの架台と床面の間を断熱条件としているため、キャニスタから床への熱伝導による熱逃げが考慮されていないためであると考えられる。

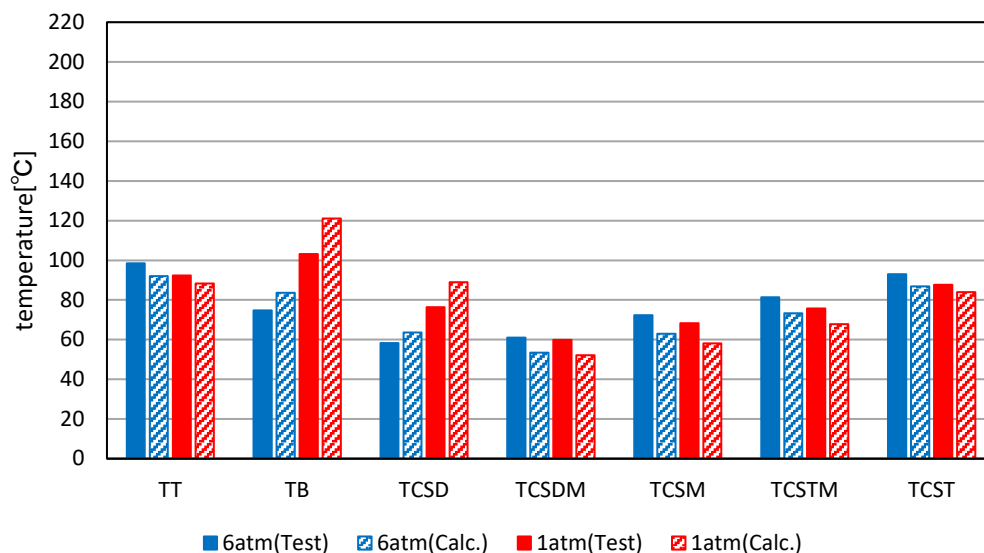


図 4-67 キャニスタ表面温度 (空気 493W)

図 4-68 は、キャスク蓋部温度であり、蓋内部温度は、熱伝導により決定される。なお、TTAにおいて、実験と解析で圧力による傾向の違いが生じているが、これは、実験では、6atmの定常状態データを取得した際の外気温度に対して、1atmの定常状態データを取得した際の外気温度が2°C上昇したのに対して、解析では、外気温度を一定にしているため、減圧による蓋部温度(TT)の低下の影響が、キャスク蓋上部の空気温度に若干の影響を及ぼしたものと考えられる。

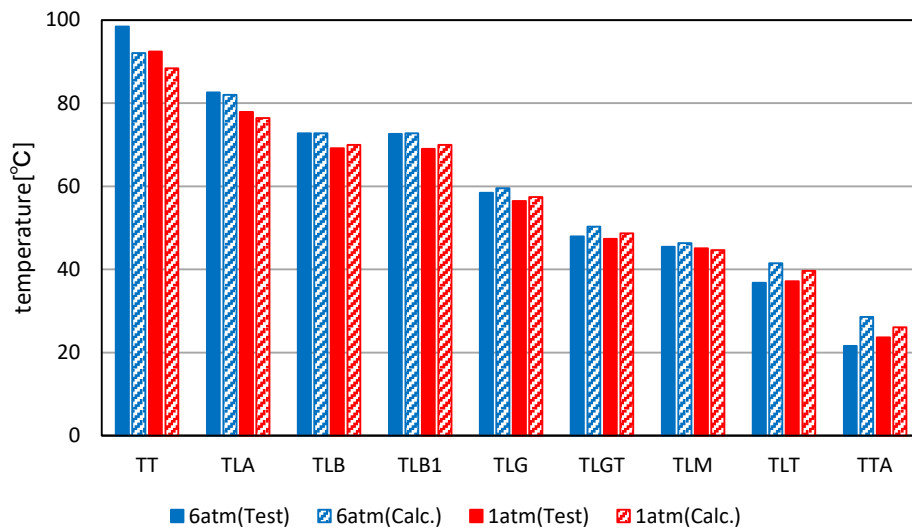


図 4-68 キャスク蓋部温度 (空気 493W)

(1) Case3 の検証解析

内部気体にヘリウムを用いた実験である Case3 の検証解析であり、 Ra^* 数は、表 4-2 に示すように、Case1 と比べると 10^3 程度小さい。内部気体が空気の場合と同様に、図 4-69 に $x=0.0375m$ 断面における 5.9atm および 1atm の温度コンタ図を示す。1atm では、キャスク蓋上部の温度が 5.9atm のものよりも温度が低下していることが分かる。

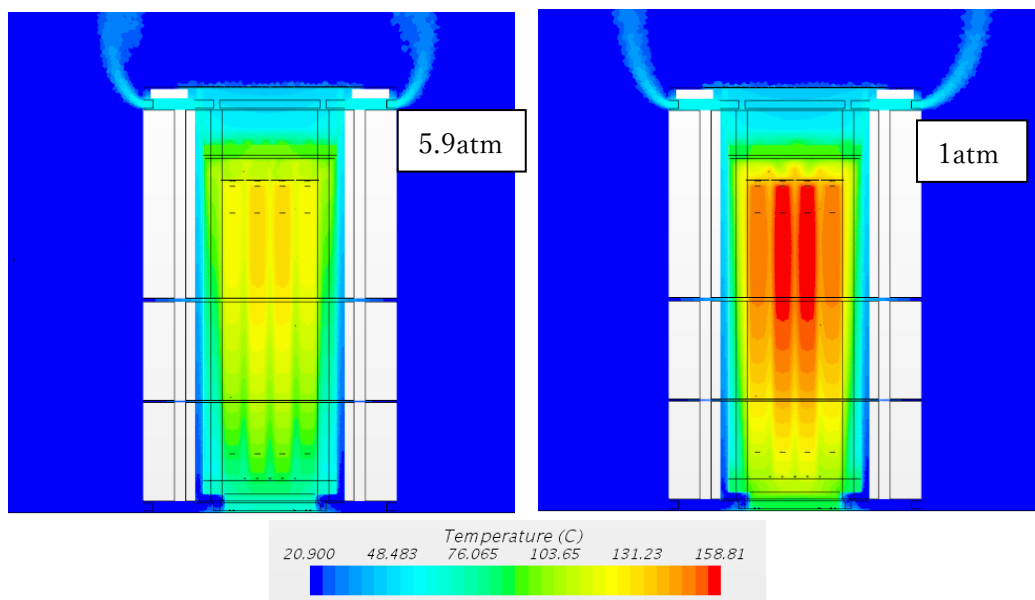


図 4-69 キャスク断面の温度分布

図 4-70 は、発熱体の温度分布を底部側から見たものであり、図 4-71 は、バスケットの温度分布を底部側から見たものである。減圧すると発熱体温度が上昇し、それに伴い、バスケット温度も上昇することが分かる。ただし、Case1 と比べると発熱体温度は、30℃程度低くなっている。

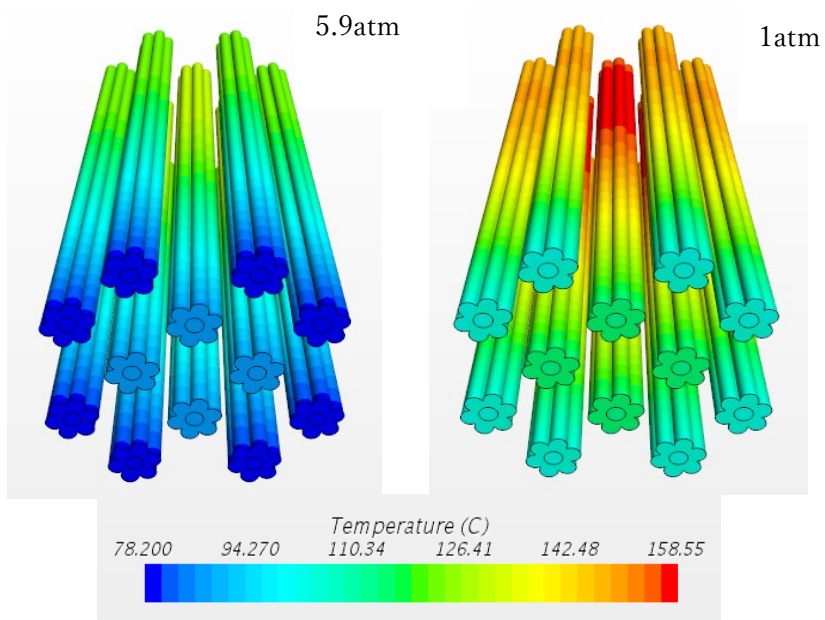


図 4-70 発熱体表面温度分布（底部）

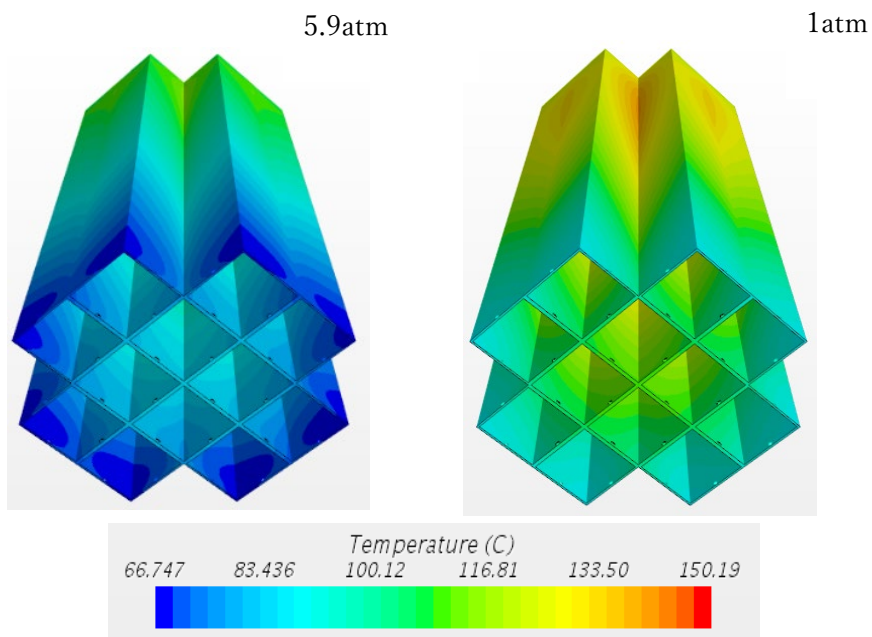


図 4-71 バスケット表面温度分布（底部）

図 4-72(a)は、キャニスタ温度分布を上部側から見たものであり、図 4-72(b)は、キャニスタ温度分布を底部側から見たものである。内部気体が空気の場合と同様に、減圧すると、上部温度については、大きな変化が観られないが、底部においては、底面中央部の温度上昇が観られる。空気の場合と比較して 20℃程度小さくなっているが、これはヘリウムの熱拡散率が空気の 8 倍程度であり、温度差が生じにくくなっているためだと考えられる。

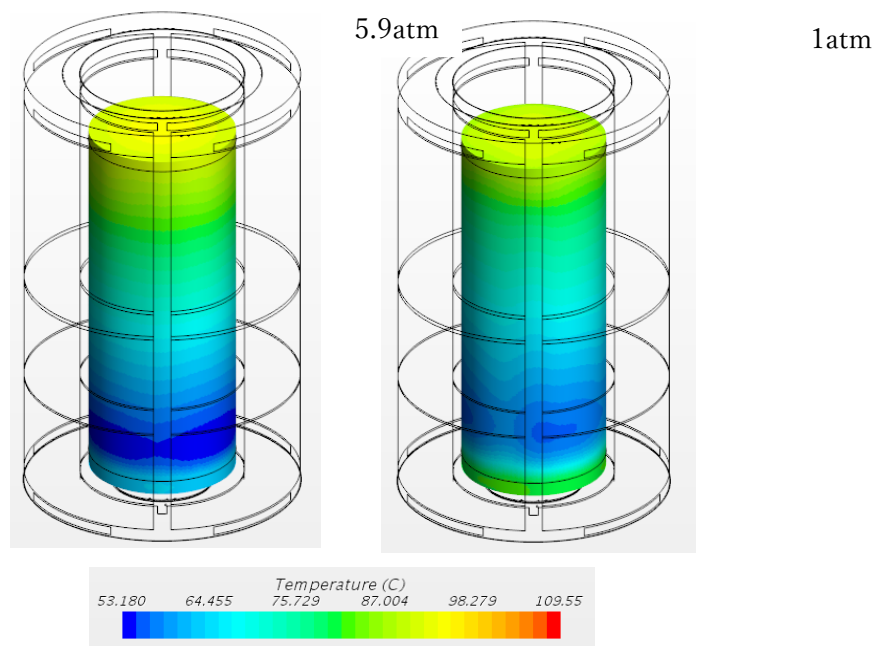


図 4-72(a) キャニスタ表面温度分布（上部）

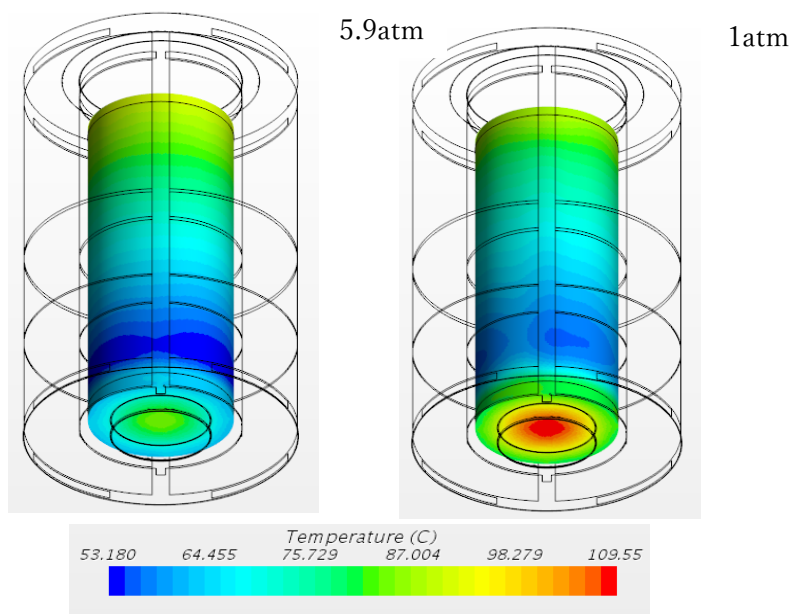


図 4-72(b) キャニスタ表面温度分布（底部）

図 4-73 は、キャニスタ内温度の実験と解析の比較を示したものである。ヘリウムは、空気に比べて熱伝導率が高いことから Case1 に比べて、発熱体温度が低くなっており、この傾向を解析では再現できている。図 4-74 は、キャニスタ表面温度であり、実験と解析との差は、10°C未滿となっている。更に、図 4-75 は、キャスク蓋部の温度であり、実験と解析との差は、10°C未滿となっている。これらの結果より、Case3 においても本解析モデルは、実験で観られた現象を再現できることが明らかとなった。

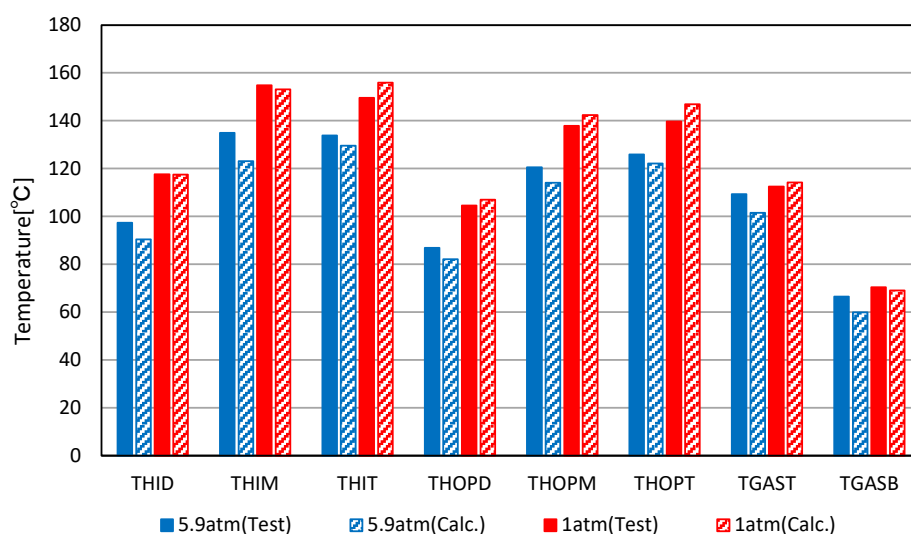


図 4-73 キャニスタ内温度 (ヘリウム 504W)

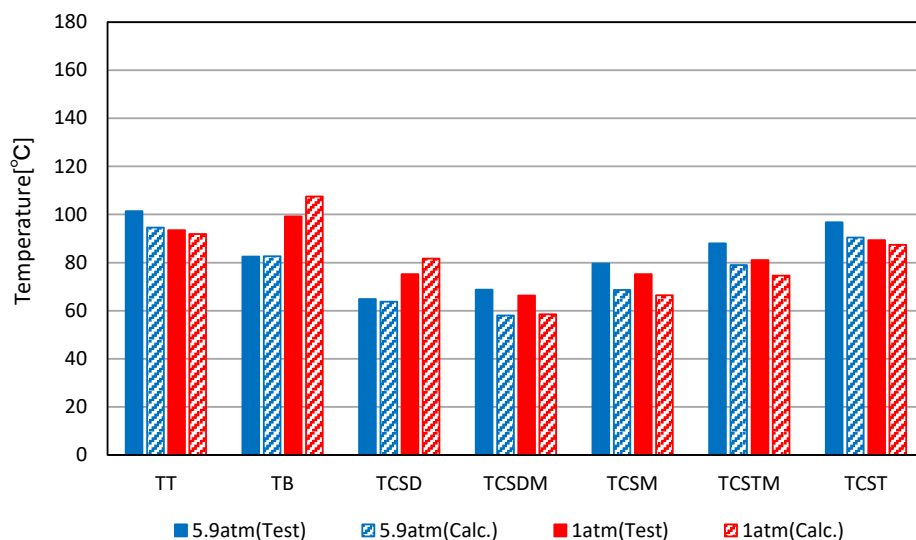


図 4-74 キャニスタ表面温度 (ヘリウム 504W)

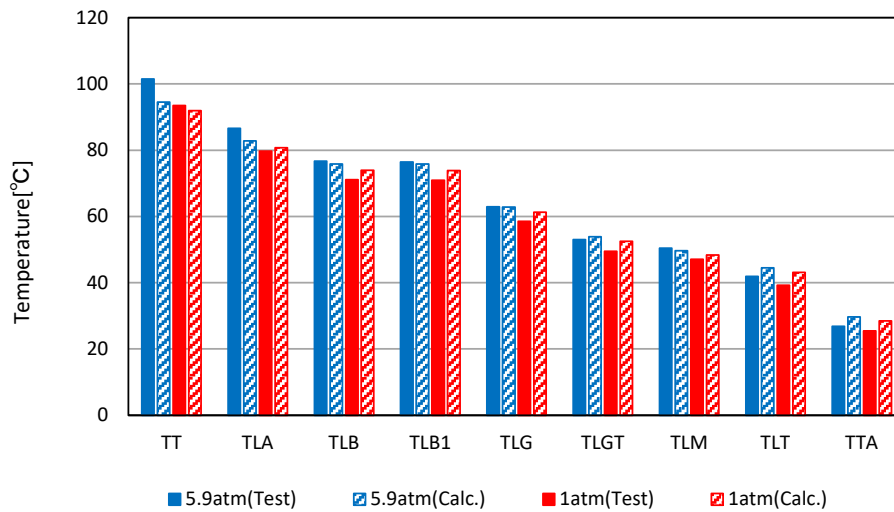


図 4-75 キャスク蓋部温度（ヘリウム 504W）

4.4 まとめ

実キャニスタ内の熱流動現象を模擬するため、相似則を考慮して製作した 1/4.5 縮尺キャスク模型を用いた漏えい実験を実施した。

本実験では、SCC に起因した微少漏えいを模擬した実験を行い、提案している 3 つの漏えい検知方法 (Δ TBT 法、TB 法、TT 法) について、漏えい検知可能性を評価し、以下の結論を得た。

(1) 実機で発熱量が 10kW (貯蔵 40 年) の場合、また、その発熱量の半分の 5kW (貯蔵 90 年) に相当する熱流束での漏えい実験を行い、漏えい検知方法を評価した。実験で得られた温度は、相似則を用いて実機温度に換算した。 Δ TBT 法および TB 法については、漏えい量の割合に対する漏えい判断に利用する温度差の相関が強いことから、微少な漏えい量に対して、検知できる可能性があることが分かった。一方で、TT 法については、漏えい量の割合に対する漏えい判断に使用する温度差が小さく、また、温度変動の割合が大きいことから、微少な漏えいを判断することが困難であった。なお、本手法においては、キャスク蓋内の温度を利用していることから、コンクリート内の熱伝導を考慮する必要がある。本実験装置は、実機キャニスタ内の熱流動現象を模擬することを考慮した相似則を適用しているが、キャスク蓋部の熱伝導の相似則については、考慮されていない。よって、TT 法の評価については、別途、実キャスクのコンクリート蓋内の熱伝導を考慮した実験実施もしくは解析的検討が必要と考えられる。

(2) 負圧からの漏えい実験に対しては、二種類の実験を実施した。一つは、真空または初期に空気が入った状態から大気圧まで空気を浸入させた実験である。この実験では、初期の状態での内部の発熱体温度が上昇しており、インリーク開始後、空気がキャニスタ内に入ることから、対流熱伝達効果が増加し発熱体温度が低下した。よって、加圧状態からの漏えいとは、全体の温度変化が逆転する。本研究で検討している漏えい検知方法は、温度変化を逆転して使用することになるが、漏えい時の温度変化は、漏えいを判断するに当たって、十分に大きいことから、検知可能と判断される。もう一つの負圧実験は、キャニスタ内が負圧であり、初期状態としてヘリウムが入っている状態から空気が大気圧まで混入する実験である。本実験では、インリーク開始後、ヘリウムよりも熱伝導率の小さい空気が混入するため、内部の発熱体温度が上昇し、発熱体と接触しているキャニスタ底部温度(TB)が上昇した。また、空気が流入することにより、対流効果が増し、下部の加熱された気体が上部に輸送されるため、頂部温度(TT)も上昇した。結果として、キャニスタ側面温度が低下した。よって、TBから側面温度を引いた値を用いて漏えいを検知する方法が有利であることが分かった。また、初期内圧が小さいほど、インリーク時に熱伝導率の小さい空気の混入量が多いため発熱体温度上昇度は大きくなり、キャニスタ表面温度変化の割合も大きくなった。更に、初期状態においては、少しでもヘリウムがキャニスタ内に存在すると発熱体温度は低下し、その温度は、内圧の大きさには、ほとんど依存しないことが分かった。なお、負圧設計においては、大気圧になるまでに漏えいを検知できれば、内部のガスが外環境に放出することがないという最大のメリットがある。

(3) キャスク周囲領域をモデル化した上で、キャニスタ内部の流体解析を行った。検証解析にあたり、 Ra^* 数が大きく異なる二つの実験ケースを選定した。解析ではヒータ周りのアルミパイプの形状を簡略化しており、ヒータとアルミパイプが面接触しているため、ヒータ自体の温度は実験と比較して低くなる傾向が観られたが、各温度計測点における実験と解析の結果には定性的な一致が観られた。温度変化を用いた漏えい検知手法の検討に重要となる圧力と各部の温度の関係については、再現されており、本解析モデルの妥当性が示された。また、解析においても漏えい実験で観られたキャニスタ表面温度変化の現象が再現されたことから、温度変化による漏えい検知手法の妥当性が示されたものと考えられる。

参考文献

- [1] 竹田 浩文, 島池 航平. 2017. ”キャニスタのヘリウム漏えい検知器の開発 (その1) –縦

- 置き小型キャニスタ模型を用いた漏えい評価試験および解析-“, 電力中央研究所報告, N16005.
- [2] Takeda, H., Shimaie, K.,2020. “Evaluation of gas leaks from canisters by using a vertical small-scale canister model”, Nucl. Eng. Design 371(2021)110958.
- [3]竹田 浩文, 島池 航平. 2017 ”キャニスタのヘリウム漏えい検知器の開発 (その2) –横置き小型キャニスタ模型を用いた漏えい評価-“, 電力中央研究所報告, N17007
- [4] Goto, M., Takeda, H., Shimizu K., Shimaie K. 2017, “Development of Device for Detecting Helium Leaks from Canisters -Analytical Study for Temperature Behavior during Gas Leaks from Small Pressurized Vessels-“, ICHMT International Symposium on Advances in Computational Heat Transfer, May 28-June 1, 2017, Napoli, Italy.
- [5] Shimizu, K., Takeda, H., “Development of Helium Leak Detection Methods for Canisters (Part2) - Leak Evaluation by a Horizontal Small Canister Model -“, International Conference on the Management of Spent Fuel from Power Reactors: Learning from the Past, Enabling the Future (#SFM19), June 24- 28, 2019, conference at the International Atomic Energy Agency (IAEA) Headquarters inVienna, Austria.
- [6] Takeda, H., Shimizu, K.,2022. “Evaluation of gas leaks from canisters by using a horizontal small-scale canister model”, Nucl. Eng. Design 395(2022)111845.
- [7] Takeda, H., Goto, M., 2018. “Development of a Device for Detecting Helium Leaks from Canisters (Part1): Experiment on Temperature Behavior during Gas Leaks from a Canister of a 1/4.5 Scale Cask Model” ICONE26, July 22-26, 2018, London, England.
- [8] Shimizu, K., Takeda, H., 2018. “Development of a Device for Detecting Helium Leaks from Canisters (Part2): Numerical Analysis of Temperature Behavior during Gas Leaks from a Canister of a 1/4.5 Scale Cask Model” ICONE26, July 22-26, 2018, London, England.
- [9] Takeda, H., Okazaki, S., Goto, M., “Development of Helium Detection Methods for Canisters (Part1)-Evaluation of Minute Gas Leaks from Canisters by Small-Scale Models -“, International Conference on the Management of Spent Fuel from Power Reactors: Learning from the Past, Enabling the Future (#SFM19), June 24- 28, 2019, conference at the International Atomic Energy Agency (IAEA) Headquarters inVienna, Austria.
- [10] Takeda, H., Shimizu, K.,2022. “Development of leak detection methods using canister surface temperature change during gas leak from canister - leak evaluation using a 1/4.5-scale cask model -”, Annal of Nuclear Energy 175(2022)109236.
- [11] 電力中央研究所, 2015. “使用済燃料貯蔵の基礎”, ERC 出版.
- [12] A.M.Casella, S.K.Loyalka and B.D.Hanson, 2014. ” Modeling of Particulate Behavior in Pinhole Breaches”, Nuclear Technology Vol.186.

- [13] 竹田 浩文. 2007. ”金属キャスク貯蔵施設の除熱模型試験方法の提案-“, 電力中央研究所報告, N06032.
- [14] 日本機械学会, 2009, “伝熱工学資料 改訂第 5 版” .

第5章 結論

5.1 まとめ

以下に本研究で得られた主要な成果を述べる。

(1)第2章では、実物大コンクリートキャスク模型を用いて、キャニスタからのヘリウム漏えい実験を実施した結果からキャニスタ表面温度変化を利用した三つの漏えい検知手法について述べた。ヘリウム漏えいが生じると、キャニスタ底部中心の温度は著しく上昇し、キャニスタ頂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頂部中心の温度を引いた値を漏えい検知に用いる Δ TBT法を考案した。また、キャニスタの上部周辺温度のみを利用したTT法、キャニスタ底面温度および給気温度のみを用いるTB法を考案した。 Δ TBT法においては、内圧の異なる実験結果を用いて検討を行い、初期内圧が高いほど漏えい時の温度差が大きくなることから検知感度が高くなることが分かった。また、キャスク冷却空気流路形状の異なるキャスクにおいても検知可能であることが分かった。TT法では、キャニスタ頂部近傍の温度とキャスク蓋内部温度の二点を利用することから、キャスク蓋内部の材料をパラメータとした次元熱伝導計算を行い最も温度検知感度が良くなる素材構成を検討した。更に、TB法においては、キャニスタ底部温度と給気温度を使用することから温度変動が大きくなるため、温度変動を緩和する二つの手法を提案した。

(2)第3章では、実機の1/18縮尺キャニスタ模型を用いた三つの異なる実験および実験解析を行った。1/18縮尺キャニスタ模型を縦置きにした実験および実験解析では、漏えい時にキャニスタ底部温度が上昇し、キャニスタ頂部温度が低下する現象を解明した。メカニズムは、漏えいにより対流熱伝達効果が減少することにより発熱体温度が上昇し、発熱体が接しているキャニスタ底面温度が上昇する一方で、漏えい前後で発熱量が変わらないことから、キャニスタ頂部温度が低下するものである。また、本模型を水平姿勢にすることにより、横型サイロ貯蔵形式に対して漏えい検知に用いる温度検知点を特定した。水平キャニスタの場合、温度検知点が4カ所あることが分かった。縦置きキャニスタ実験と同様に、減圧時には、キャニスタ底部温度が上昇し、キャニスタ頂部温度が低下する現象が顕著に観られた。また、キャニスタ側面中央下面温度は、若干上昇し、キャニスタ側面中央上面温度は、若干低下した。よって、これら4カ所の温度検知点に対して複数通りの組み合わせが可能と考えられる。更には、内部構造物を単純化した1/18縮尺キャニスタ模型を用いた漏えい実験で

は、キャニスタ初期内圧(正圧、負圧)、混合ガス条件、発熱量をパラメータとした。単体気体試験では、Ra*数とキャニスタ内気体の無次元温度勾配の関係を明らかとした。また、混合気体試験では、熱伝導率の異なる気体の混合により、発熱体温度が変化するとともに、気体の流入により熱伝達効果が増加することで気体の温度勾配が変化することが明らかとなった。

得られた結果から、温度漏えい検知手法の感度について体系的にまとめた。

(3)第4章では、実機キャニスタ内の熱流動現象を模擬するため、相似則を考慮して製作した実機の1/4.5縮尺キャスク模型を用いた漏えい実験および実験解析について記載した。本実験では、SCCに起因した微小漏えいを模擬した実験を行い、提案している3つの漏えい検知方法(Δ TBT法、TB法、TT法)について、漏えい検知可能性を評価し、以下の結論を得た。

1) 実機で発熱量が10kW(貯蔵40年)の場合、また、その発熱量の半分の5kW(貯蔵90年)に相当する熱流束での漏えい実験を行い、実験で得られた温度は、相似則を用いて、実機温度に換算した。 Δ TBT法およびTB法については、微少な漏えい量に対して、検知できる可能性があることが分かった。一方で、TT法については、漏えい判断に使用する温度差が小さく、温度変動の割合が大きいことから、微少な漏えいを判断することが困難であった。なお、本手法においては、キャスク蓋内の温度を利用していることから、別途、実機キャスクのコンクリート蓋内の熱伝導を考慮した実験実施もしくは解析的検討が必要であると考えられた。

2) 負圧からの漏えい実験に対しては、二種類の実験を実施した。一つは、真空または、初期に空気が入った状態から、大気圧まで空気を浸入させた実験であり、この実験では、加圧状態からの漏えいとは、全体の温度変化が逆転する結果が得られた。もう一つの負圧実験は、キャニスタ内が負圧であり、初期状態としてヘリウムが入っている状態から空気が混入するインリーク実験である。本実験では、インリーク開始後、ヘリウムよりも熱伝導率の小さい空気が混入するため、内部の発熱体温度が上昇し、発熱体と接触しているキャニスタ底部温度が上昇した。また、空気が流入することにより、対流効果が増し、下部の加熱された気体が上部に輸送されるため、キャニスタ頂部温度も上昇した。結果として、キャニスタ側面温度が低下した。よって、キャニスタ底面温度からキャニスタ側面温度を引いた値を用いて漏えいを検知する方法が有利であることが分かった。

3) キャニスタ内部の流体解析を行い、各温度計測点における実験と解析の結果には、定性的な一致が観られた。解析においても漏えい実験で観られたキャニスタ表面温度変化の現

象が再現されたことから、温度変化による漏えい検知手法の妥当性が示された。

キャニスタからガスが漏えいする際、キャニスタ表面温度が変化する現象を利用した三つの漏えい検知手法(Δ TBT法、TT法、TB法)について紹介した。本研究において、実験および解析を行うことにより、キャニスタからのガス漏えい時にキャニスタ表面温度が変化する現象を解明した。また、縦置きキャニスタについても漏えい検知に使用する温度計測箇所を明らかとした。さらに、負圧キャニスタにおいて初期にヘリウムが内在した状態から空気が混入した場合においても漏えい検知が可能であることを明らかとした。

5.2 今後の展開

世界的に増加し続ける使用済燃料に対して、使用済燃料の長期貯蔵管理は、今後ますます重要な課題となる。IAEAにおいてもAMP(Aging Management Program)が2017年から2021年の5か年間で実施され、各国の研究者により使用済燃料のモニタリングおよび検査について議論された。しかし、本研究で検討しているキャニスタからのガス漏えいをキャニスタ表面温度変化から検知する手法については、これまでに実績がないことから、実用化に当たっては、いくつかの課題を有している。

キャニスタについては、溶接構造であり高い密封性を有していることから、従来、漏えい事象が設計に組み込まれていない。したがって、漏えいが生じた際、どれくらいの漏えい量までに検知すればよいかという許容漏えい量が現時点において定められていない。これに対して、三枝ら[1]は、二つの漏えいシナリオを提案した。一つ目のシナリオは、漏えい開始からキャニスタ内圧が大気圧に近づき、外気がキャニスタ内に混入する前に検知すべきというものであり、キャニスタ内への酸素の混入による燃料酸化を回避するものである。もう一つのシナリオは、1%の破損燃料が発生したと仮定し、漏えい時に放出される放射性物質が公衆被曝量を超える前に検知すべきとするものである。よって、今後、これらの漏えい基準を参考にし、検知の判断基準を構築する必要がある。また、実際の貯蔵を考えた際、米国などでは、コンクリートキャスクは屋外に設置されるため、キャニスタは、気温変動をはじめとした様々な気象条件下に曝されることになる。これらの外乱がキャニスタ表面温度に与える影響を除去する必要がある。更には、キャニスタ内の使用済燃料の崩壊熱は、貯蔵期間とともに低下することから、キャニスタ表面温度も低下する。したがって、キャニスタ表面温度変化から漏えいを検知する本手法においては、この影響も除去する必要がある。これらの温度外乱の除去については、現在、鋭意研究[2-3]を進めている。

また、米国アルゴンヌ国立研究所では、放射性物質の輸送中のトラブルに対して、異常信

号を無線で監視する遠隔監視システムを開発している[4]。2019年より、電力中央研究所とアルゴンヌ国立研究所は共同研究を実施することにより、貯蔵中のコンクリートキャスクの遠隔監視システム[5]の開発を行っている。本研究においては、電力中央研究所が所有する1/4.5縮尺キャスク模型を用いて漏えい実験を実施し、温度情報をインターネット回線によりアルゴンヌ国立研究所に転送しており、転送先において、温度情報を用いた演算値が漏えい基準の閾値を超えることでアラームを発信するシステムを構築することにより、遠隔地においてもリアルタイムで漏えいを検知することが可能であることを実証した。今後は、温度外乱を除去するデータ処理手法をアルゴリズムに取り入れることで、より感度の高い遠隔監視システムの構築が可能である。

更なる研究として、現在、破損燃料の有無を温度情報で検知する手法を検討している。キャニスタ内の使用済燃料が水素脆性等による原因で破損が生じた場合は、破損燃料から放出されるクリプトンガスは、キャニスタ内部に充填されているヘリウムガスに対して熱伝導率が著しく小さいことから、内部ガスの特性が変化する。よって、本研究で検討しているキャニスタ表面温度変化を利用した検知手法を活用できる可能性がある。表5-1は、モニタリングの比較を示したものである。金属キャスクでは、圧力モニタリングが行われているが、キャニスタに圧力計を設置するには取付け口を設ける必要があることから漏えいバウンダリー増加の観点から好ましくない。また、放射線モニタリングでは、破損燃料から発生するガンマ線を計測するため、キャニスタの一部の壁をガンマ線が透過できるように薄くする必要があり。

表 5-1 モニタリングの比較

	Leak	Damaged fuel	Cost	Easily	Fitable	Activements	Remark
Pressure - monitoring	○	×	×	△	×	○	It can be used for bolted casks, but it is not suitable because it requires drilling holes in the canister.
Temperature - monitoring	○	○	○	○	○	×	As this is a new technology, data processing and data analysis needs to be done.
Radiation - monitoring	×	○	×	×	○	○	The canister lid needs to be partially cut off. Continuous monitoring is difficult due to operational costs.

キャニスタ表面温度変化を利用した漏えい検知手法である温度モニタリングは、キャニスタからのガス漏えいだけでなく破損燃料の検知にも利用できる可能性があり、コストおよび設置容易性の観点からも優れたモニタリング手法である。よって、温度外乱を除去できるデータ処理手法を構築し、早期の実用化を目指している。

参考文献

- [1] Saegusa, T., Takeda, H., Liu, Y., 2021. “Monitoring of helium gas leakage from canister storing spent nuclear fuel: Radiological consequences and management”, Nucl. Eng. Design 382(2021)111391.
- [2] 竹田, 岡崎, 後藤, 清水, 三枝. 2018. ”キャニスタのヘリウム漏えい検知器の開発 (その4) –漏えい検知手法の評価–“, 電力中央研究所報告, N18007.
- [3] Takeda H, Okazaki S, Goto M., “Development of Helium Detection Methods for Canisters (Part1)- Evaluation of Minute Gas Leaks from Canisters by Small-Scale Models -“, International Conference on the Management of Spent Fuel from Power Reactors: Learning from the Past, Enabling the Future (#SFM19), June 24- 28, 2019, conference at the International Atomic Energy Agency (IAEA) Headquarters in Vienna, Austria.
- [4] Liu, Y., Shuler, J., 2015. “Remote Area Modular Monitoring (RAMM) of Dry Cask Storage Systems,” INMM 56th Annual Meeting, Indian Wells, CA, July 12–16, 2015
- [5] Liu, Y., Craig, B., Han, Z., Li, J., Byrne, K., Takeda, H., Saegusa, T., 2021. “RAMM-TM for detection of gas leakage from canisters containing spent nuclear fuel”, Nucl. Eng. Design 385(2021)111534.
- [6] CRIEPI, 2015. “Basis of Spent Nuclear Fuel Storage”, ERC Publishing CO. LTD.

謝辞

最後に、本研究を行うにあたり、終始懇切なご指導、ご教示を賜りました電力中央研究所・三枝利有名誉研究アドバイザー、アルゴンヌ国立研究所・Yung Liu Senior Nuclear Engineer and Manager、論文作成にあたり、貴重な助言を頂いた京都大学・横峯健彦教授、京都大学・佐々木隆之教授、京都大学・河原全作講師に深甚なる謝意を表します。

また、実験実施にあたり、多大なご協力を頂いたセレス株式会社・寺田佳正課長、東京大学大学院・小口哲平氏、解析実施にあたり、多大なご協力いただいたシーメンス株式会社・島池航平マネージャーならびに日立造船株式会社・清水康介主任研究員、実験装置製作にご尽力頂いた日立造船株式会社・後藤将徳氏、本論文の執筆の動機を与えて頂いた塩見哲氏、研究の推進に当たり多大なるご協力を頂いた守屋祥一氏に対し、心より感謝の意を表します。