

ネプツニウムによるステンレス鋼の腐食について

1. ネプツニウムがステンレス鋼の腐食に与える影響

再処理工場の主要機器では、腐食性の強い沸騰硝酸溶液を使用することから、耐食性に優れた再処理用ステンレス鋼(R-SUS304ULC等)を材料としているが、図1のように平成10年頃から、ネプツニウムが沸騰硝酸中でステンレス鋼の腐食を加速し、その濃度の上昇に応じて腐食速度が増加することが把握され始めた。¹⁾

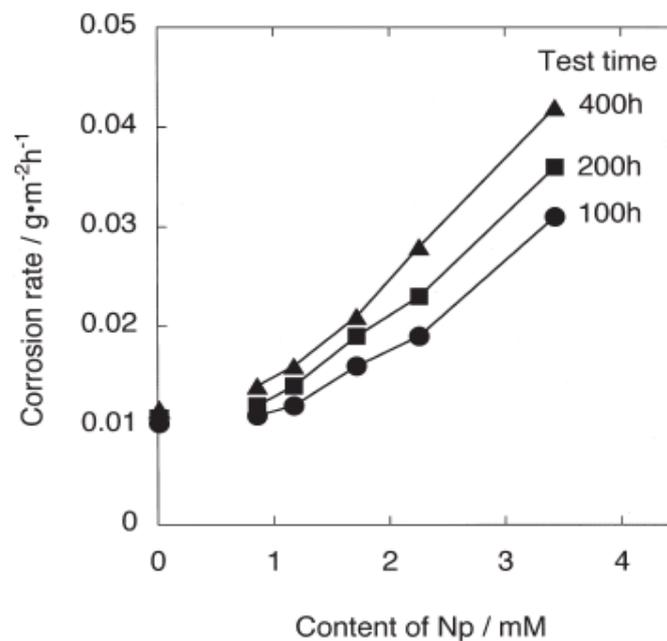


図1 Npの有無によるR-SUS304ULC腐食速度の比較
(減圧下、9 mol/L沸騰硝酸溶液内)¹⁾

1) 本岡、山本；材料と環境、57、536-541(2008)

その後、平成14年から電力共通研究(以下、「電共研」という。)として、ネプツニウムの効果を考慮に入れ、当社再処理工場の高レベル濃縮廃液を模擬した試験液を用いて腐食試験を実施し、その腐食性が設計時の3倍程度あることが判明した。

本資料ではその詳細について述べる。

2. 設計時の評価

設計時に行った腐食試験で使用した試験液は、濃縮終了時点の高レベル濃縮廃液の状態を想定し、実燃料の溶解液から溶媒抽出によりウラン、プルトニウムを除去した抽出廃液にガドリニウム及び腐食生成物として含まれる鉄^{※1}を添加後、蒸発濃縮して調製したものをを用いた。

図2に示すように再処理工程では、FP 及び大半の超ウラン元素は抽出廃液に移行し、濃縮缶に供給される。しかし、ネプツニウムは、分離施設でウラン、プルトニウムと共に比較的抽出されやすいため、抽出廃液を経由する流れと精製施設を経由する流れの2つの流れで濃縮缶に供給される。

※1：鉄は使用済燃料に含まれるもの以外に、工程中で腐食生成物として発生するものがあり、高レベル濃縮廃液のような硝酸塩を含む環境中ではステンレス鋼の腐食に影響を与えることから、先行施設の経験より三価の鉄を5 g/L 添加している。

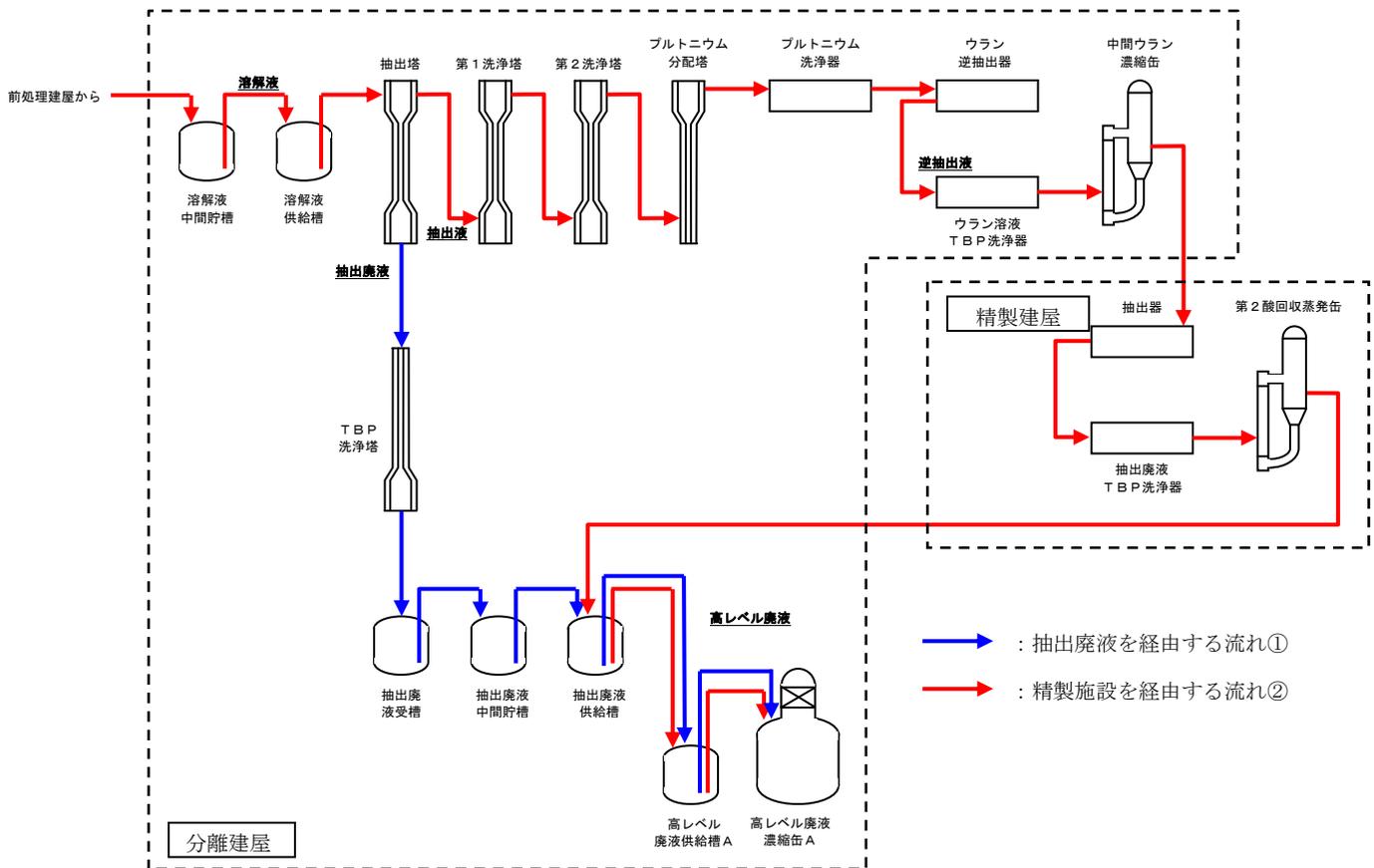


図2 濃縮缶に流入するネプツニウムの主な流れ

設計時には、ネプツニウムが腐食に影響を与えるという知見がなかったため、抽出廃液のみを用いて腐食試験液を調整しており、精製施設を経由して流入する分のネプツニウムが加味されていなかった。このため、ネプツニウム濃度が低くなっていた可能性があった。

なお、この試験では腐食試験液に対する分析を行っていないため、ネプツニウムを含めた各元素の濃度は明確になっていない。

この試験液を用いた腐食試験の結果から、設計時の高レベル濃縮廃液の腐食速度補正係数^{※2}は50と設定していた。

※2 腐食速度補正係数

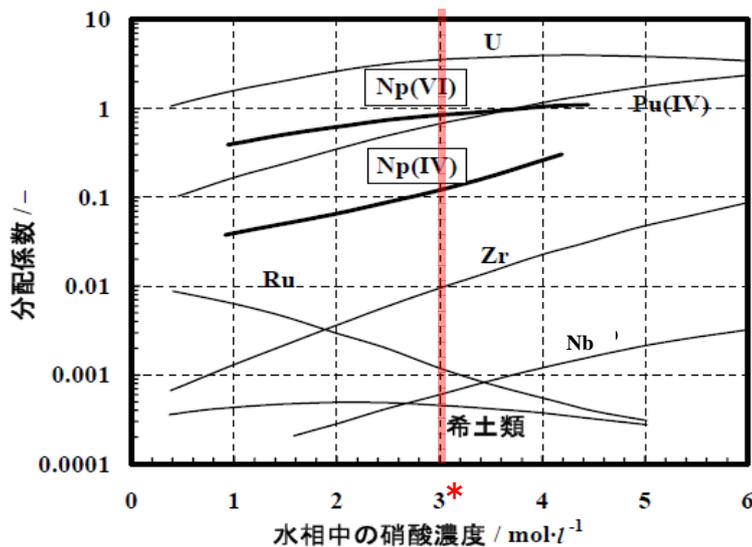
流体に含まれる酸化性イオンによる腐食の加速または抑制を表す係数。純硝酸中での腐食速度を基準にその倍率で求める。

また、ネプツニウム以外の元素については、以下に示すとおり、使用済燃料中の含有量、分配係数及び腐食性を考慮して再検討したが、設計当時の考え方で考慮が不足していることは無いことを確認した。なお、各元素の使用済燃料中の含有量については、ORIGEN2を用いてPWR、燃焼度45,000Mwd、冷却期間1,200日の条件で計算を行っており、使用済燃料1トンに含まれる量(g)として記載している。

(1) 核分裂生成物

文献調査から、核分裂生成物のうち比較的分離し難い元素はZr/Nb、Ru/Rh、Tcであることを確認し、各元素について検討した。

*** 再処理工場での分離工程における酸濃度は約3mol/L**



③-2 ウランで80%飽和した30 vol% TBPにおける分配係数。25℃。

①Zr/Nb : 4.9E+03 / 4.1E+01

- ・ Zrはステンレス鋼の腐食速度を増大させず、Nbは抽出される量もわずかである。

②Ru/Rh : 3.2E+03 / 5.3E+02

- ・ Ru は腐食速度を増加させ、他の FP と比較して抽出されやすいが、半分程度は前処理建屋において不溶解残渣として取り除かれる上に抽出される量は僅かとなる。
- ・ Rh は腐食速度を増大させず、抽出される量も僅かである。

③Tc : 1.0E+03

- ・ 腐食データはないが、酸化還元電位²⁾ から腐食速度を増大させることはないと考えられる。

(2) アクチノイド

Bk より原子番号の大きな元素は、溶解液中の存在量が極めて少ないため、Np、Pu、Am、Cm を考慮すればよい

①Np : 7.6E+02

- ・ 50～85% は抽出液側へ移行すると推定される。腐食速度を増大させる。

②Pu : 1.1E+04

- ・ Pu は腐食速度を増大させるが、高レベル廃液に含まれる量も僅かであり、無視できる程度である。

③Am : 1.9E+02

- ・ 存在量も小さく抽出液に移行する量は無視できる程度である。

④Cm : 6.6E+01

- ・ 存在量も小さく抽出液に移行する量は無視できる程度である。

2) 梶村治彦 他;原子力再処理プラントの腐食材料と耐食材料、金属学会会報
第31巻 第8号 (1992)

3. 電共研の評価

平成 14 年から電共研で実施した試験では、実燃料を燃料サイクル安全工学研究施設 (NUCEF) で再処理して得られた高レベル廃液を用いた。溶液中に十分な量が含まれ腐食に寄与する元素として鉄、ルテニウム、セリウム及びネプツニウムを選定したが、全ての元素の分析値が目標濃度を下回っていたため、不足分を添加し、ネプツニウムは保守的に考え、1 日当たり再処理する使用済燃料中に含まれる全量が濃縮缶内に流入し、高レベル濃縮廃液が最大濃度になったときの値である 2.3 g/L 以上になるように添加調整した。

調整後の腐食試験液を表 1 に示す。

なお、本事象を受け、電共研の腐食試験液の妥当性に関して再検討を行い、腐食上考慮すべき元素は他になく、結果、六ヶ所再処理工場の高レベル濃縮廃

液の腐食性を保守的に模擬できていることを確認した。また、 γ 線を照射しながら試験を実施していることから、溶液温度、酸濃度、酸化性イオン、 γ 線照射などの環境要因が十分に考慮されていると考えられる。なお、白金族元素の影響についても、実燃料を再処理した試験液を使用することで考慮されていると考える。

表1 電共研試験液のうち腐食に寄与する元素とその化学組成（分析値）

H ⁺ (mol/L)	Fe (g/L)	Ru(g/L)	Ce(g/L)	Np(g/L)
8.1	4.98	11.8	13.9	2.46

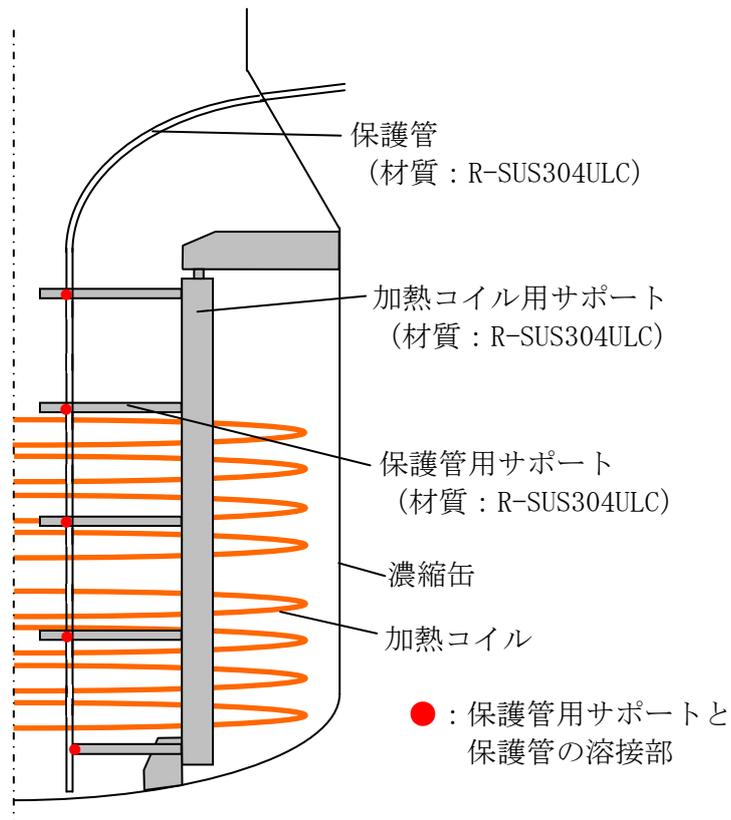
この試験液を用いて85℃減圧沸騰の条件で腐食試験を行った結果から、1.03 mm/年の腐食速度が得られ、電共研の腐食試験液の腐食速度補正係数が150となることを確認した。

一方、前項で述べた腐食試験の結果から、設計時の腐食速度補正係数を50としているため、ネプツニウムの効果を考慮した電共研の腐食試験液の腐食性は設計時の3倍（=150/50）となる。

以上より、ネプツニウムの効果を考慮に入れ、当社再処理工場の高レベル濃縮廃液を模擬した試験液を用いて腐食試験を実施した結果、その腐食性が設計時の3倍程度あることを確認した。

温度上昇による温度計保護管とサポート溶接部の応力評価

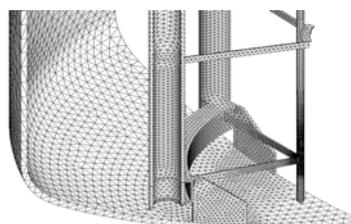
保護管、サポート、濃縮缶本体は同一材質（極低炭素ステンレス鋼である R-SUS304ULC）であり、同じ線膨張係数を有していることから、溶液温度がほぼ均一であれば大きな応力が発生することはないが、濃縮缶下部の温度上昇が発生した場合にその温度差によって発生する熱応力について、以下の解析により評価を行った。



濃縮缶概要図

① 解析モデル

構造の対称性を考慮し、1/6 分割の 3 次元ソリッドモデル（解析プログラム名: ABAQUS）とした。



解析モデル図

(1/6 分割の 3 次元ソリッドモデル)

② 解析条件

濃縮缶下部の温度上昇事象（添付資料－ 2 9 参照）を受けて下部 200 mm^{※1}の範囲を 100℃^{※2}とし、他を 50℃^{※3}とした場合に発生する熱応力を評価した。物性値として 50℃、75℃（中央値）、100℃の値を使用した。

※1 コールド試験により得られた析出物の発生量を実機の液位に換算して設定

※2 下部温度上昇を考慮した温度から設定

※3 通常運転時の溶液温度から設定

表 1 極低炭素ステンレス鋼（R-SUS304ULC）の物性値

温度（℃）	50	75	100
熱伝達率（W/m ² ℃） ¹⁾	665	870	1436
熱伝導率（W/m℃） ¹⁾	16.1	16.2	16.4
線膨張係数（1/℃） ¹⁾	1.73×10^{-5}	1.73×10^{-5}	1.74×10^{-5}
縦弾性係数（MPa） ²⁾	191000	191000	190000
ポアソン比（-） ²⁾	0.3	0.3	0.3

1) 伝熱工学資料 改訂第 5 版

2) 発電用原子力設備規格 設計・建設規格（JSME S NC1-2005）

- 熱応力解析条件：軸方向について、ラグにて濃縮缶本体が支持されていることから、支持箇所を基点（固定）とし、上下に移動可とした。周方向については構造の対称性から移動せず、半径方向については移動可とした。（図 1 参照）

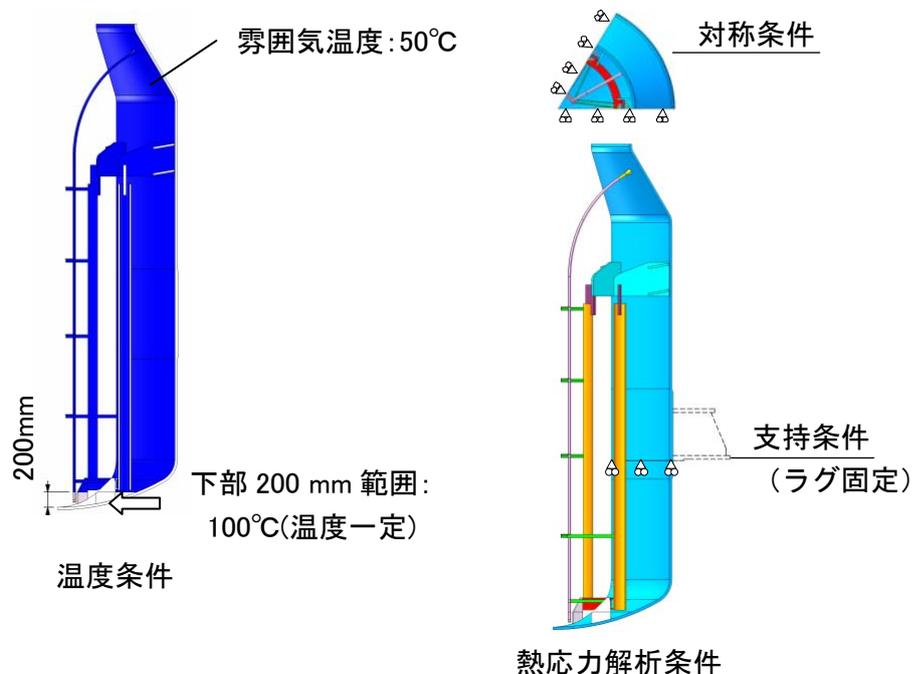


図 1 解析条件図

③ 解析結果

熱応力の解析を行った結果、いずれの場合も保護管における最大応力発生箇所は先端サポート溶接部であり、その応力は約 15 MPa であった。

これに保護管の先端サポート溶接部にかかる地震・対流等による応力約 5 MPa (添付資料-2 1 参照) を組み合わせても、疲労限度¹⁾約 114 MPa より十分小さい。(図 2 参照)

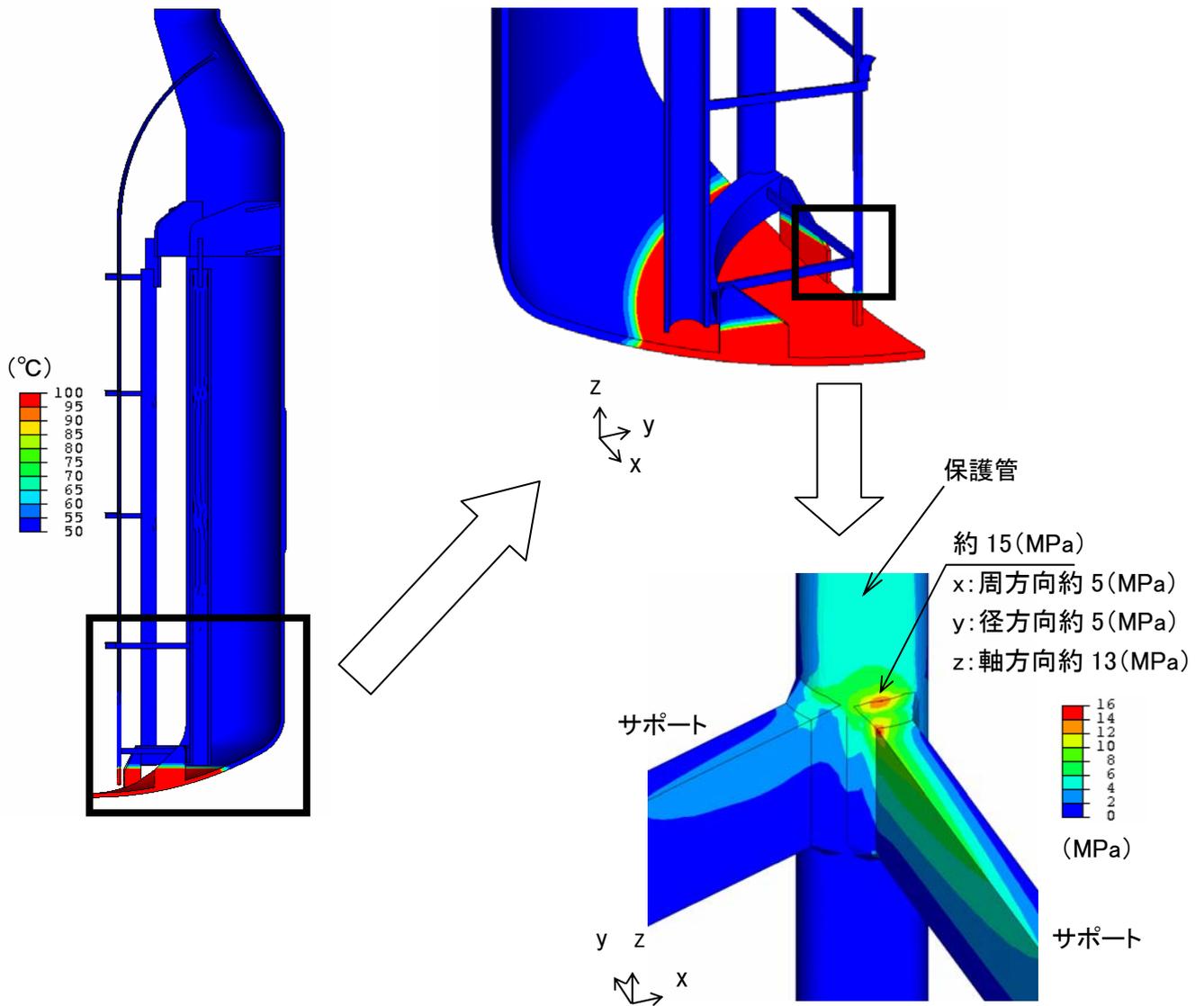


図 2 解析結果 (75°Cの物性値を使用した場合)

- 1) 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (JSME S NC1-2005)
PVB-3315 図 添付 4-2-2(1)

腐食速度から見たトンネル腐食の発生条件について

1. 電位と腐食速度の関係

高濃度硝酸中でのステンレス鋼の腐食は構成元素が金属イオンとして溶出する溶解反応であるため、鋼種毎に得られた分極曲線の電流密度は腐食速度と比例関係にある。分極曲線において腐食電流が急峻に立ち上がった領域が過不動態領域である。添付資料－ 9 に示したとおり、トンネル腐食は過不動態領域で発生するため、材料の接液する環境が不動態領域にあることを確認できればトンネル腐食は発生しないと考えられる。

図 1 に R-SUS304ULC ステンレス鋼の硝酸環境中における分極曲線 (Polarization Curve) を示す。図 1 において、不動態領域と過不動態領域の境界は $7 \times 10^{-5} \text{ A/cm}^2$ にあり、これより小さい腐食電流であれば不動態領域であると言える。金属の腐食は溶解反応であるため、電流密度から腐食速度を計算すると図 1 に示すように、不動態領域と過不動態領域の境界は約 0.5 mm/年の腐食速度となる。腐食速度がこれより小さければ、不動態領域にあると考えられ、トンネル腐食を生じないものと考えられる。しかし、不動態領域から過不動態への遷移領域の腐食試験である 65%硝酸腐食試験では、R-SUS304ULC の腐食速度は約 0.1 mm/年¹⁾であり、保守的な考え方をすれば実験的に確認された約 0.1 mm/年以下の腐食速度を、トンネル腐食が発生しない領域と考えた。

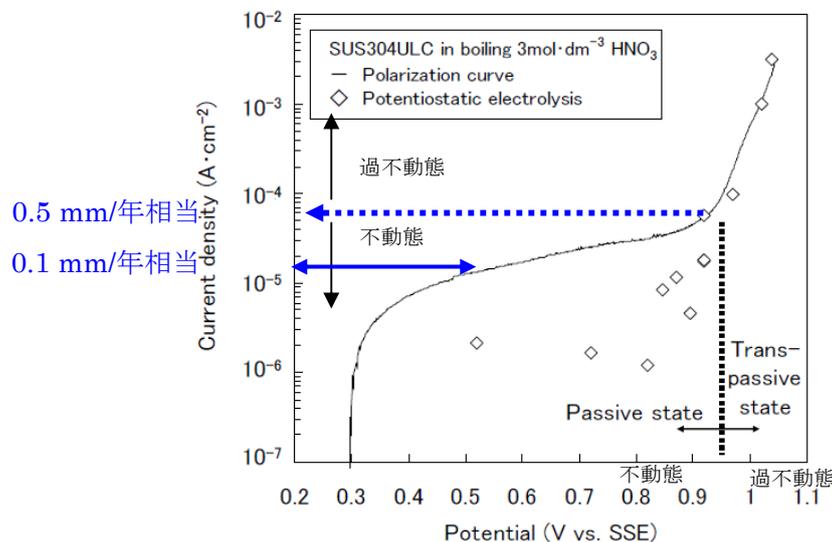


図 1 The results of a polarization curve and potentiostatic electrolysis measurement of SUS304ULC in boiling nitric acid

出典) 上野文義 他, 日本原子力学会和文論文誌, Vol. 9, No. 3, p. 279-287 (2010)

2. 再処理環境と腐食速度（電位）の関係

再処理環境において、ステンレス鋼を採用している機器は、不働態領域で使用することを設計の基本としているため、設計どおりの環境であればトンネル腐食が発生しない。しかし、濃縮缶の下部保護管においては、濃縮缶下部の温度が上昇して想定を超えたことから高温状態となり、電位が引上げられ、過不働態の領域に到達してトンネル腐食の発生に至ったものと考えられる。なお、高い液温度が続いた期間における保護管先端の腐食速度は、0.5 mm/年程度と試算される。

- 1) 再処理施設用高純度ステンレス鋼の耐食性について，大平洋製鋼技報，No.1(1997)

アクティブ試験のネプツニウム濃度実績を考慮した
高レベル濃縮廃液の腐食性評価について

ネプツニウムの効果を考慮した電共研の試験結果から、高レベル濃縮廃液の腐食性が設計当初の 3 倍程度あることを確認している（添付資料－ 2 3 参照）。本資料では、アクティブ試験における高レベル濃縮廃液の腐食性について、ネプツニウム濃度の実績を踏まえて評価した。

アクティブ試験時の高レベル濃縮廃液に含まれるネプツニウム濃度は、濃度の高かった第 6～第 10 バッチでも保守側に見積もって 1.4 g/L 程度であり、電共研試験液の半分程度であったので、濃度に応じた腐食速度の補正を行った。

図 1 に示すように使用済燃料中の FP 濃度はネプツニウムと一次式の関係で変動するため、高レベル濃縮廃液の FP 濃度をネプツニウム濃度で代表することにより、FP 濃度の増減に伴う高レベル濃縮廃液の腐食性の変化を補正することができると考えられる。

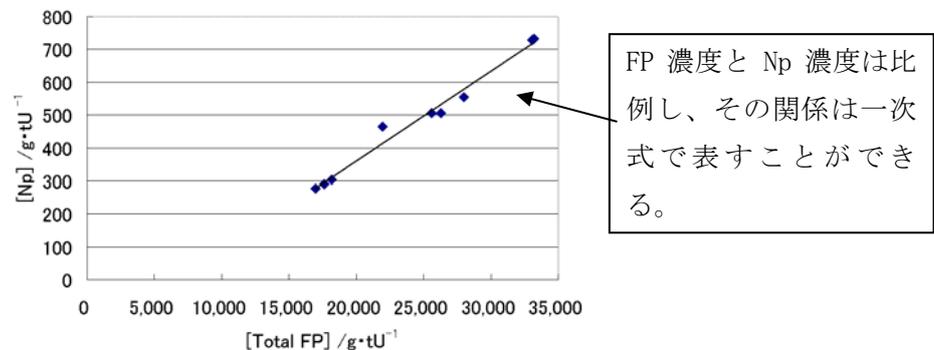


図 1 アクティブ試験で処理した燃料における Np 量及び FP 量の関係 (ORIGEN 計算値)

腐食速度と FP 濃度は比例関係にあることが知られている。また、添付資料－ 2 4 の図 1 に示すように、硝酸溶液中にネプツニウムが存在した場合、その濃度の増加に伴い腐食速度は直線的に増加する。

以上のことから、高レベル濃縮廃液の腐食性はネプツニウム濃度で代表して補正することができる。

図 2 に示すように 85°C における腐食速度は、8 mol/L の純硝酸腐食速度から、電共研で得られた腐食速度まで、直線的に増加すると考えることができる。

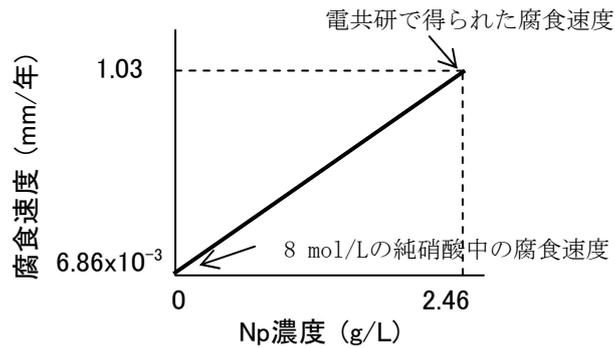


図2 高レベル廃液におけるFP濃度をNp濃度で代表した場合の腐食速度の変化
(減圧沸騰85°C高レベル廃液中)

図2に示す関係を近似式化すれば

$$y = 0.416x + 0.00686$$

y : 腐食速度 (mm/年)

x : ネプツニウム濃度 (g/L)

となり、85°Cにおけるネプツニウム濃度に応じた腐食速度が求められる。

上式より、85°Cにおけるネプツニウム濃度が 1.4 g/L と 2.46 g/L の場合の腐食速度の比を求めると

$$(0.416 \times 1.4 + 0.00686) / 1.03 \doteq 0.58$$

となり、この比率は比較する温度が同じであれば成立する。

これより、アクティブ試験中の高レベル濃縮廃液の腐食性は、

$$3 \times 0.58 = 1.78$$

3 : 電共研での腐食速度補正係数の比 (電共研試験時/設計時)

0.58 : ネプツニウム濃度による腐食速度の比 (アクティブ試験時/電共研試験時)

となり、設計時の約 1.8 倍の腐食速度であったと試算できる。

以上より、ネプツニウムによって腐食速度が増大しても、アクティブ試験中の保護管の腐食速度は、設計腐食速度の 0.02 mm/年に対して 1.8 倍を乗じた 0.04 mm/年であったと推測される。

硝酸中での応力腐食割れ発生感受性

硝酸環境中で SUS304 系ステンレス鋼が応力腐食割れ（以下、「SCC」という。）を発生する可能性について、文献をベースに調査した結果を以下に示す。

ステンレス鋼の SCC は、一般的には塩素イオンの存在により、その感受性が高まるということが知られている。Petit らの文献¹⁾によると、硝酸中に塩素イオンが共存したときの SCC 発生に関して、Petit らは図 1 に示すように、硝酸濃度を横軸に、塩素濃度を縦軸にして、SUS304 に生じる腐食形態のマップを提示している。これによると、SCC は硝酸濃度が 0.1 mol/L 以下且つ塩素濃度が 0.2 wt%以上で発生するが、硝酸濃度が 1.5 mol/L 以上では塩素濃度によらず粒界腐食となることが示されている。このことから当該温度計保護管がさらされている高濃度硝酸環境中では粒界腐食が支配的で、SCC は発生しないと考えられる。

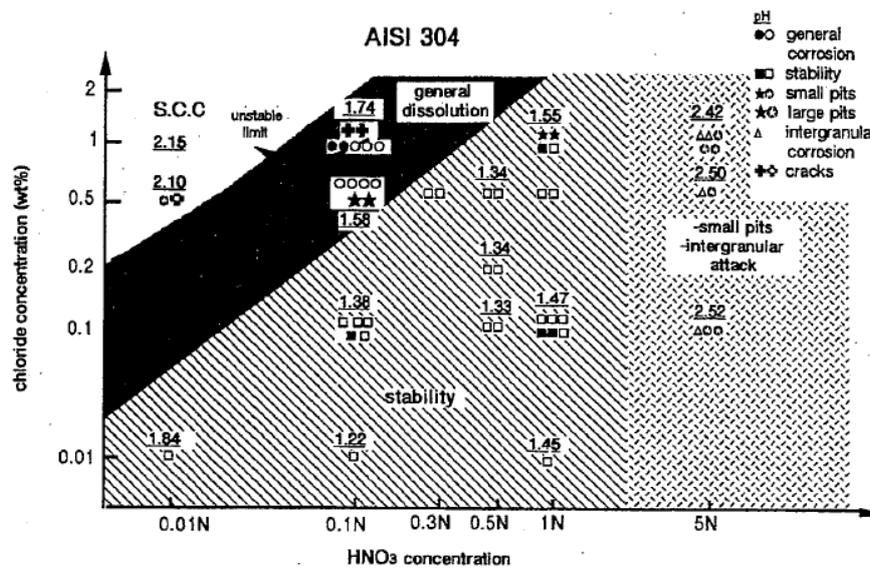


FIG. 13. AISI 304 stainless steel. The effect of the HNO₃ concentration and of the chloride concentration on the corrosion form observed on stressed material (white symbols: strain hardening 4%, applied stress 250 MPa; black symbols: strain hardening 0%, applied stress 250 MPa).

図 1 SUS304 の腐食挙動に及ぼす硝酸及び塩素の影響

- 1) M.C. Petit et al., "The electrochemical behavior of stainless steels in hot nitric solutions as related to the SCC phenomenon," Corrosion Science, 32(1991)1315-1329.

析出物存在下の模擬廃液中での腐食試験結果

1. 目的

析出物存在下での、全面腐食の腐食速度及び孔食等の局部腐食の有無に対する析出物の影響を評価する目的で試験を実施した。

2. 試験条件

試験は、以下の装置及び条件で実施した。

試験片：SUS304L (R-SUS304ULC 相当材)

溶液：模擬析出 (Ba 硝酸塩) を含む模擬廃液

温度：55、85、98℃

析出：有り、無し

時間：最大 2,200 時間

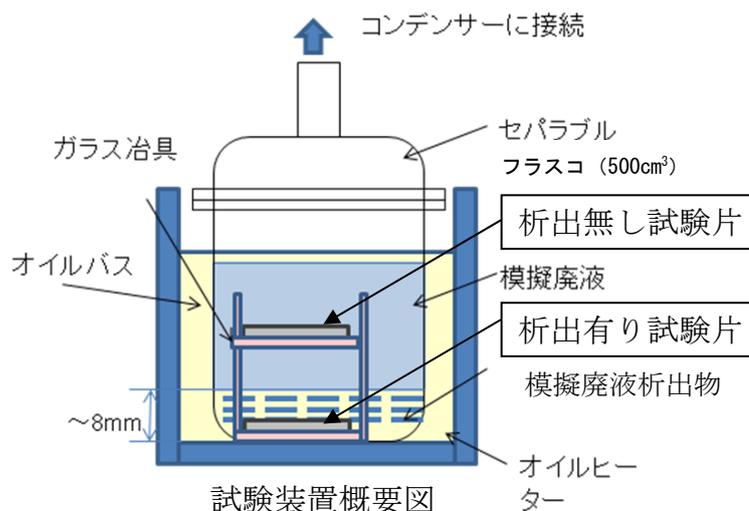
試験装置：下図参照

評価項目

- ・腐食速度
- ・試験片表面性状 (光学顕微鏡)

特記事項：

- ・98℃の温度条件は、計算上得られる析出層内の飽和温度 (沸騰する直前の温度) である。
- ・溶液は、濃縮運転終了時の実機廃液を模擬しており、実機濃縮運転全体を通して考えると、本試験の方が腐食速度は大きい。

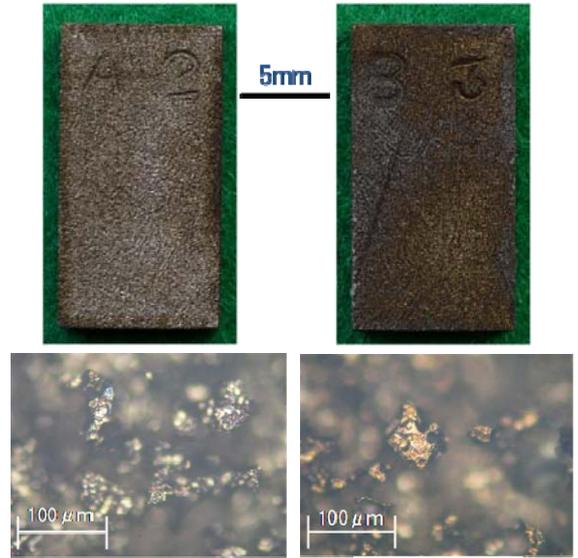
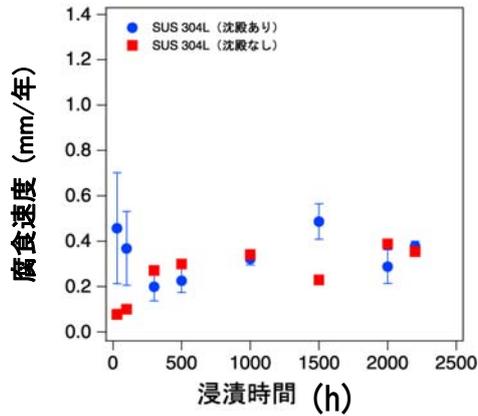


3. 試験結果

各試験結果を以下に示す。なお、本試験は 85℃における析出がある場合とならない場合の腐食速度を確認するために行ったものであり、55℃及び 98℃における

試験では腐食速度に変化がないことが確認できた段階で終了したことから、85℃とは浸漬時間が異なる。

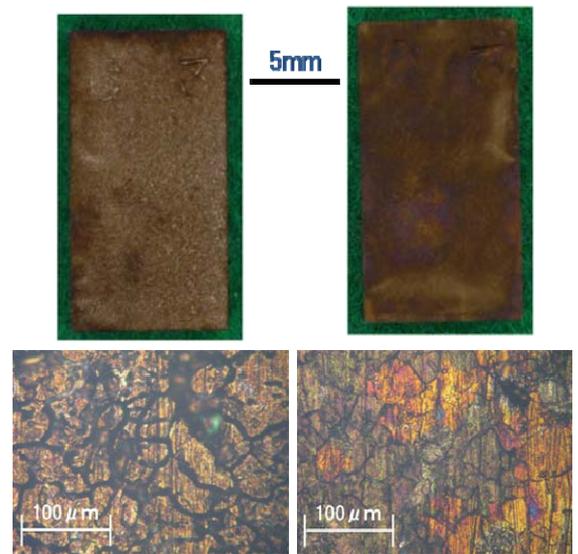
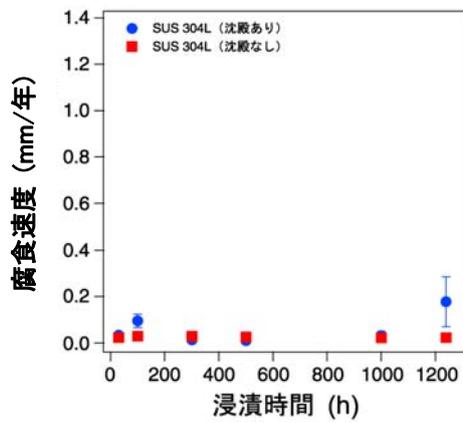
(1) 温度：85℃、浸漬時間：2, 200 時間



SUS304L 試験片表面写真(2,200時間)

⇒腐食速度：析出有 ≒ 析出無

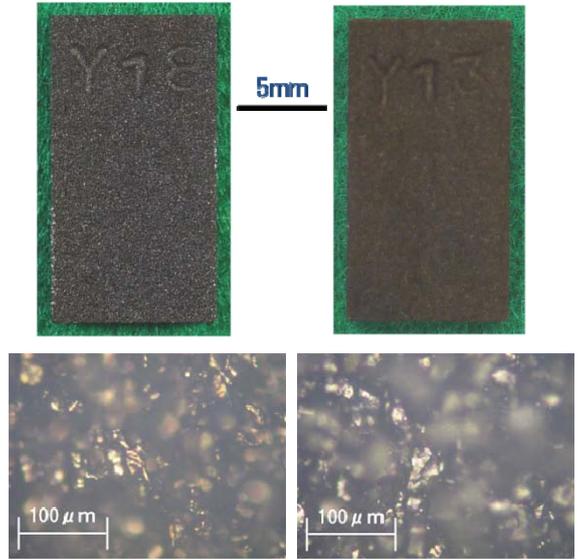
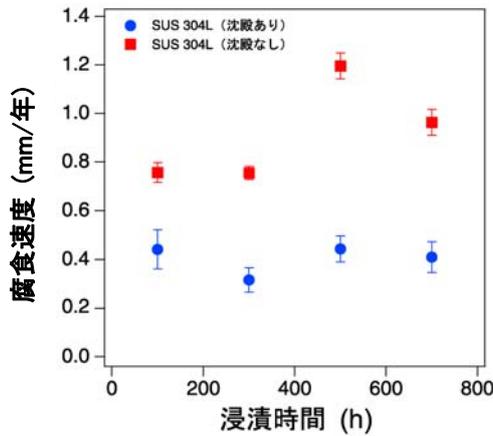
(2) 温度：55℃、浸漬時間：1, 250 時間



SUS304L 試験片表面写真(1,250時間)

⇒腐食速度：析出有 ≒ 析出無

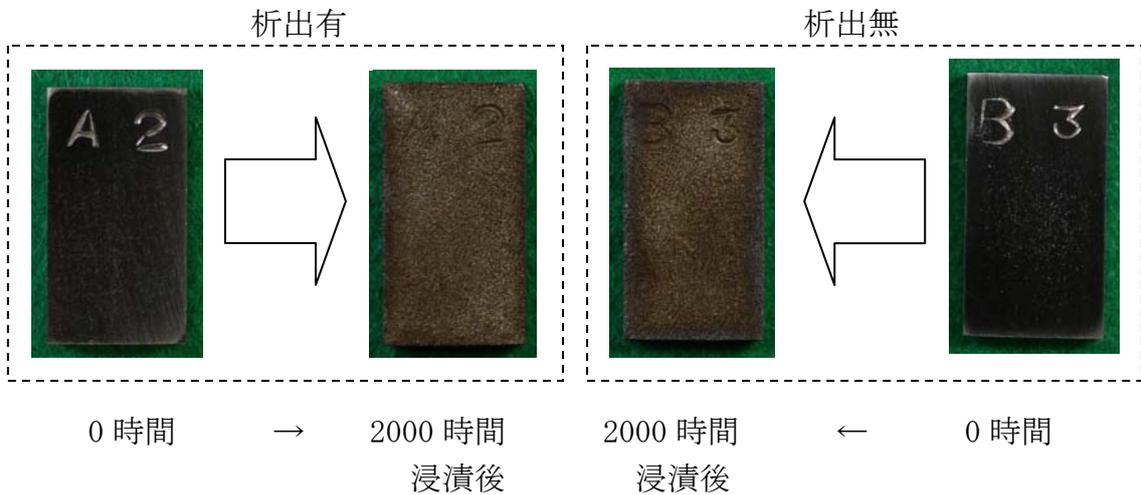
(3) 温度：98℃、浸漬時間：700 時間



析出あり 析出なし
SUS304L 試験片表面写真(700時間)

⇒腐食速度：析出無 > 析出有

(4) 温度：85℃、SUS304L 試験片の外観変化



SUS304L試験片の表面は全面腐食により荒れるものの、孔食等の局部腐食は認められなかった。

4. 評価

析出があることによって全面腐食が加速する傾向は見られず、98°Cにおいてむしろ抑制される傾向が見られた。これは、腐食により金属表面において酸化剤（硝酸等）が消費されるが、析出が新たな酸化剤の供給を妨げているためと考えられる。

また、55°C及び85°Cの全面及び局部腐食の速度は、析出有と析出無でほぼ同等の結果が得られ（図1 参照）、析出物の影響による孔食等の局部腐食の発生がないことを確認した。

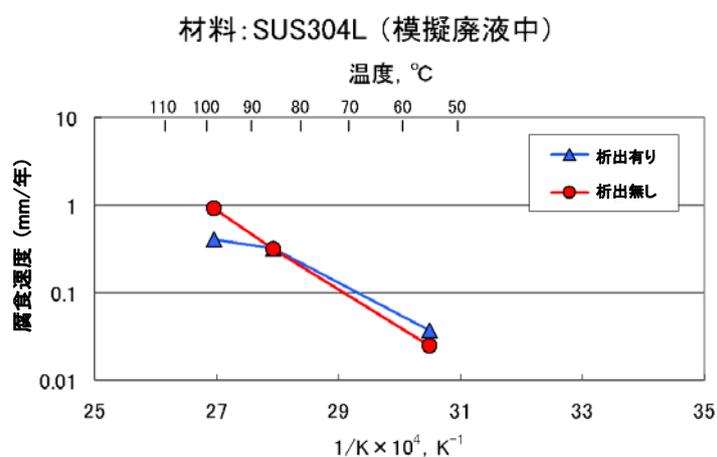


図1 析出の有無による SUS304L の腐食速度の違い
(高レベル濃縮廃液中)

濃縮缶下部の温度上昇

1. アクティブ試験の実績

アクティブ試験における濃縮缶の運転の第5バッチ（平成19年3月頃～）から、蒸発・濃縮運転サイクルの後半において濃縮缶下部の温度が中部、上部に比べ上昇する状況が確認された。アクティブ試験中の運転実績（第5バッチ及び第6バッチ）を図1～図3に示す。

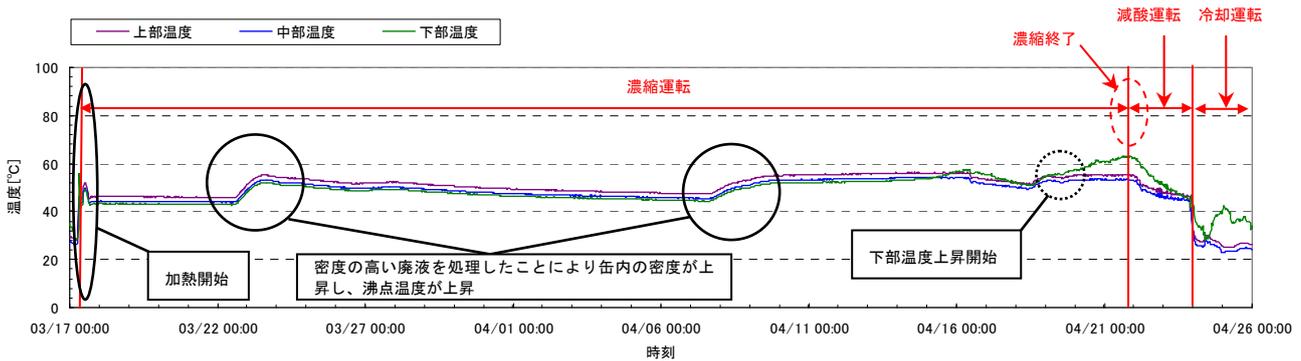


図1 アクティブ試験第5バッチのトレンド：平成19年3月17日～4月26日

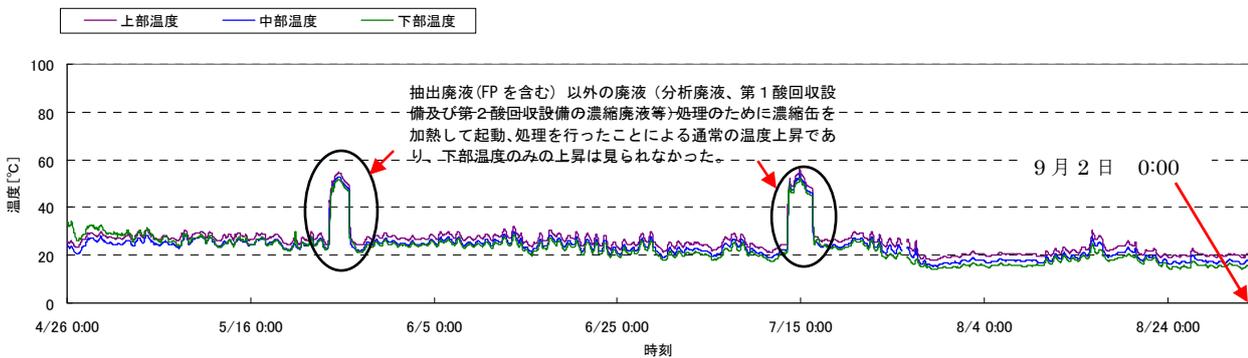


図2 アクティブ試験第6バッチ間のトレンド (1/2)：平成19年4月26日～9月2日

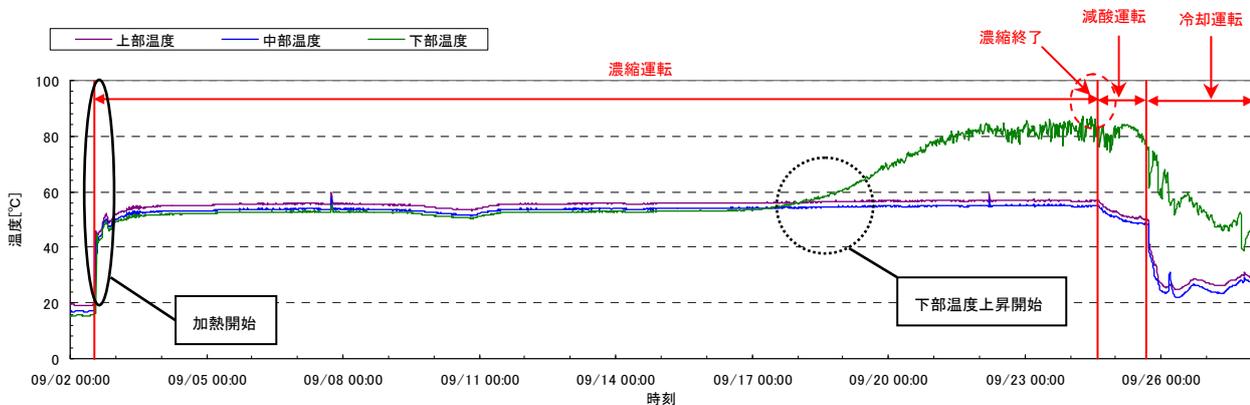


図3 アクティブ試験第6バッチのトレンド (2/2)：平成19年9月2日～9月30日

アクティブ試験では、10バッチの処理運転を実施しており、各バッチでの濃縮缶の下部温度と保持時間の関係を表1に示す。また、各運転バッチにおける処理量、燃焼度と下部温度の関係を表2に示す。

表1 濃縮缶下部温度

		第1バッチ	第2バッチ	第3バッチ	第4バッチ	第5バッチ	第6バッチ	第7バッチ	第8バッチ	第9バッチ	第10バッチ	第10バッチ以降
運転時間(日)		38	33	17	27	40	22	39	67	103	128	148
底部温度保持時間(日)	~60℃	38	33	17	27	38	15	15	28	21	43	148
	60℃~70℃	0	0	0	0	2	1	13	3	38	20	0
	70℃~80℃	0	0	0	0	0	3	4	13	30	50	0
	80℃~	0	0	0	0	0	3	7	23	14	15	0

第5バッチ以前 ← | → 第5バッチ~第10バッチ

合計	運転日数	~60℃	60℃~70℃	70℃~80℃	80℃~
	662	423	77	100	62

第5バッチから下部温度が60℃を超える傾向が見られる。

表2 各運転バッチにおける処理量等

運転バッチ	運転バッチ毎の処理量 [tU]	平均燃焼度 [MWD/tU]	最大下部温度 [℃]
1	31	22900	56
2	43	32000	56
3	16	24500	54
4	50	24100	57
5	49	27000	64
6	54	42100	87
7	44	42100	92
8	58	35200	105
9	56	32100	89
10	48	34000	86

なお、第10バッチ以降は、使用済燃料を処理しておらず、洗浄廃液等の核分裂生成物の含有量が少ない廃液を供給して濃縮運転を行っている。

また、化学試験、ウラン試験期間の運転において下部温度が上部、中部温度を超える傾向は確認されていない。

2. 下部温度上昇の要因

アクティブ試験において処理した高レベル濃縮廃液中のFPの主成分は、セシウム、バリウム、ストロンチウム、モリブデン、ジルコニウム、ルテニウム、ロジウム、セリウム、鉄等であり、高レベル廃液の濃縮については以下の知見がある。

- ・蒸発・濃縮運転中の濃縮缶内は酸濃度が高く（約□～約□ mol/L）、文献では高レベル廃液中に含まれるバリウム、ストロンチウムについては高硝酸濃度条件下で析出する知見がある。
- ・放射性物質でない核種を用いた模擬廃液試験（コールド試験）では、模擬廃液を□倍程度に濃縮した時点で、ストロンチウム-バリウム硝酸塩、モリブデンとリン酸の化合物の析出生成が開始する結果が得られた。

このことから、濃縮缶下部の温度上昇は以下の流れで発生したものと考える。

- ・高レベル廃液の濃縮倍率上昇に伴い、高レベル廃液に含まれるFPのうち、溶解度の低いストロンチウム-バリウム硝酸塩等が析出した
- ・析出物が濃縮缶下部に沈降・滞留したことにより、濃縮缶下部の液の密度が上昇して下部液が対流しなくなった
- ・滞留しているFPの崩壊熱や加熱ジャケットからの熱により濃縮缶下部の水頭圧等に応じた飽和温度まで液温が上昇した（図4 参照）

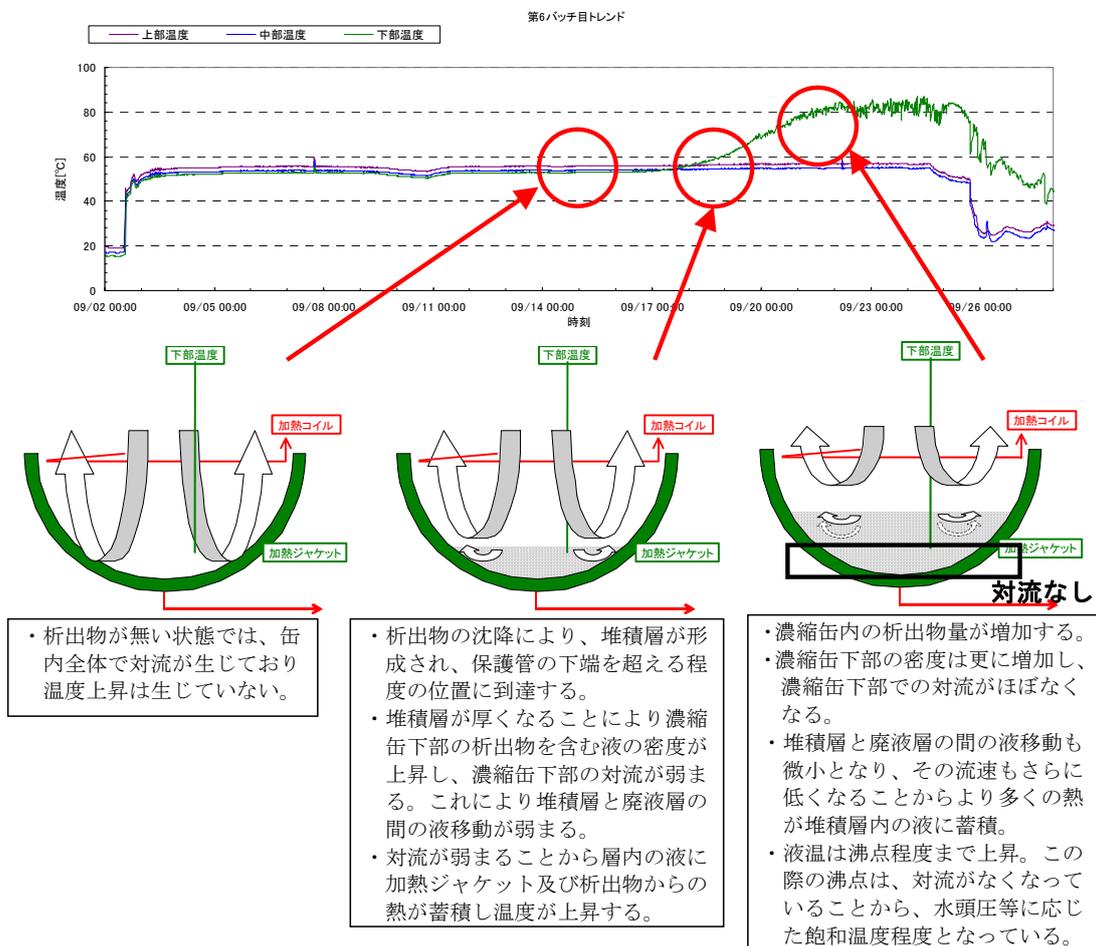


図4 高レベル廃液濃縮缶下部での推定対流状態概要図

また、下部温度上昇に対する各影響要素について、以下に評価した。

① 燃焼度による影響

図5に、アクティブ試験期間中の第1バッチ～第10バッチで処理した使用済燃料の「平均燃焼度」とORIGEN2計算結果を用いた「バリウム、ストロンチウム含有量」の関係を示す。

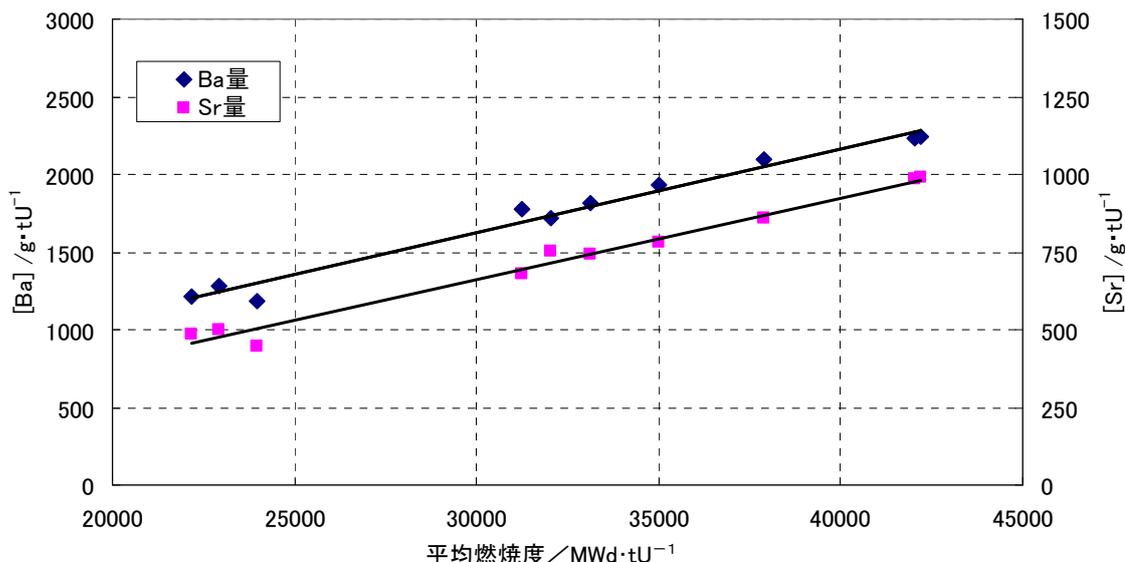


図5 アクティブ試験中の第1～第10バッチで処理した使用済燃料の平均燃焼度とBa、Sr含有量の関係（ORIGEN2計算結果）

図5に示すアクティブ試験中の実績では、平均燃焼度が高かった運転バッチの方がバリウム、ストロンチウムの含有量が多い傾向が見られている。そのため、運転バッチで処理する使用済燃料の平均燃焼度が高い方が析出量も多く、濃縮缶下部の温度が上昇しやすいものとする。

第6、第7バッチにおける下部温度上昇については、この影響があると思われる。

② バッチあたりの処理量の影響

運転バッチ1バッチあたりに処理する高レベル廃液の処理量が増加することにより、濃縮廃液中のバリウム、ストロンチウム量も増加し、析出量が増加したことが温度上昇の要因のひとつとする。

第8、第9バッチにおける下部温度上昇については、この影響があると思われる。

③ 高レベル濃縮廃液移送後の残留析出物の影響

高レベル濃縮廃液は濃縮缶の底部から液を吸引して移送することから、移送配管の先端より下部にある析出物や移送配管から離れた部分にある析

出物は高レベル濃縮廃液移送後も濃縮缶内に残留する。この状態で高レベル廃液の次の処理運転を開始すると、残留している析出物の量が多いほど、処理運転を開始してから下部の温度が上昇するまでの期間が短くなると考える。

第5バッチから第10バッチまでの下部の温度上昇については、この影響があると考えられる。

④影響を与える要因に対するまとめ

濃縮缶下部の温度上昇は、処理する使用済燃料の燃焼度、運転バッチあたりの処理量及び濃縮液移送後の残留析出物により影響を受けているものと考えられる。アクティブ試験中の下部温度の上昇はこれらの要因の組み合わせにより発生したと思われる。

第5バッチから第10バッチまでの温度上昇の主要因及び特筆すべき事項等を以下に示す。

○ 第5バッチ

- ・ 温度上昇の様子については図1参照。
- ・ 第5バッチまでに、少しずつ析出が蓄積し第5バッチ後半で濃縮缶下部温度に有意な影響を及ぼし始めたものと考えられる。
- ・ 冷却を開始した時点での下部温度上昇は、上昇期間に濃縮液を移送して硝酸を供給したことで、析出物が再溶解し、下部温度は低下した。

○ 第6バッチ

- ・ 温度上昇の様子については図3参照。
- ・ 処理する使用済燃料の燃焼度が上昇したことにより、FPの濃度も上昇した影響が大きいと考える。

○ 第7バッチ

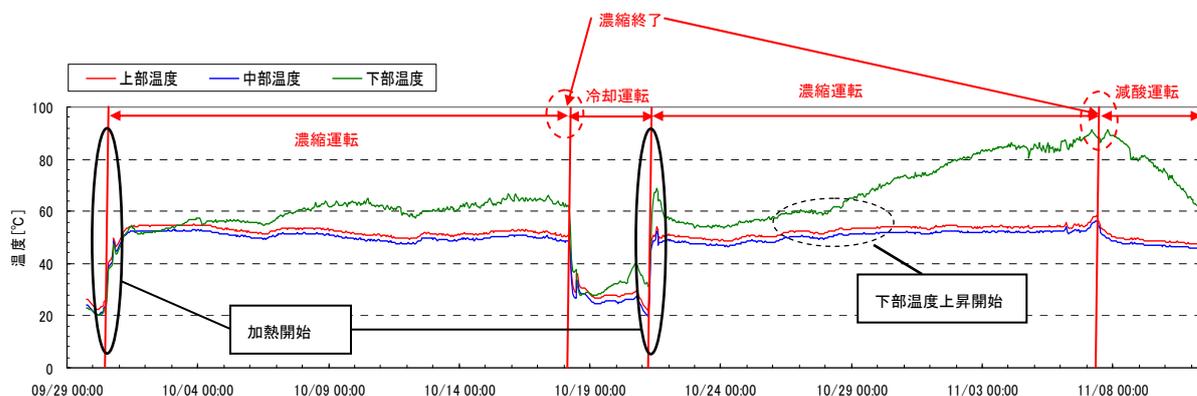


図6 アクティブ試験第7バッチのトレンド

- ・処理する使用済燃料の燃焼度が上昇したことにより、FP の濃度も上昇した影響が大きいと考える。
- ・前バッチの濃縮液を高レベル廃液ガラス固化建屋へ移送した際に濃縮缶内に残留した堆積物の量が多かったため、第6バッチよりも早い段階で下部温度が上昇を始めていると考える。

○ 第8バッチ

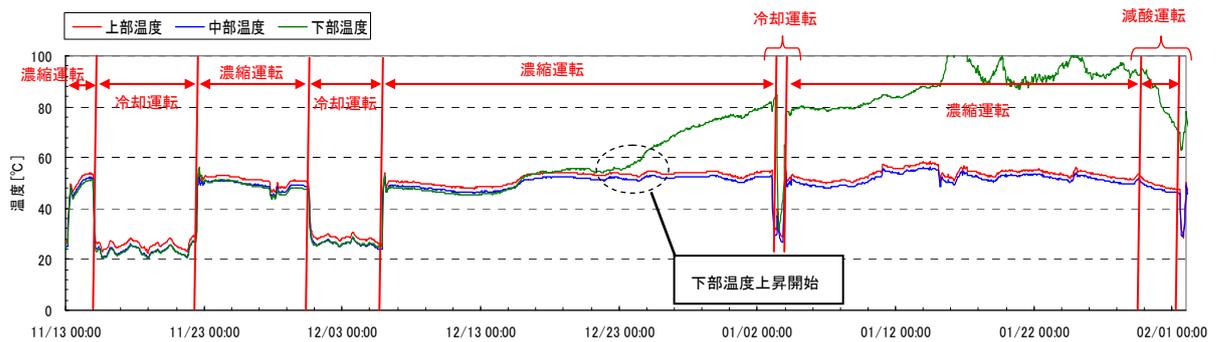


図7 アクティブ試験第8バッチのトレンド

- ・温度上昇については、1バッチあたりの処理量が多くなったことの影響が大きいと考える。
- ・前バッチの濃縮液を高レベル廃液ガラス固化建屋へ移送した際に濃縮缶内に残留した堆積物の量が多かったため、抽出廃液を含んだ廃液の処理の開始から下部温度が上昇を始めるまでの処理量はバッチ処理数が増えるに従い少なくなったと考える。

○ 第9バッチ

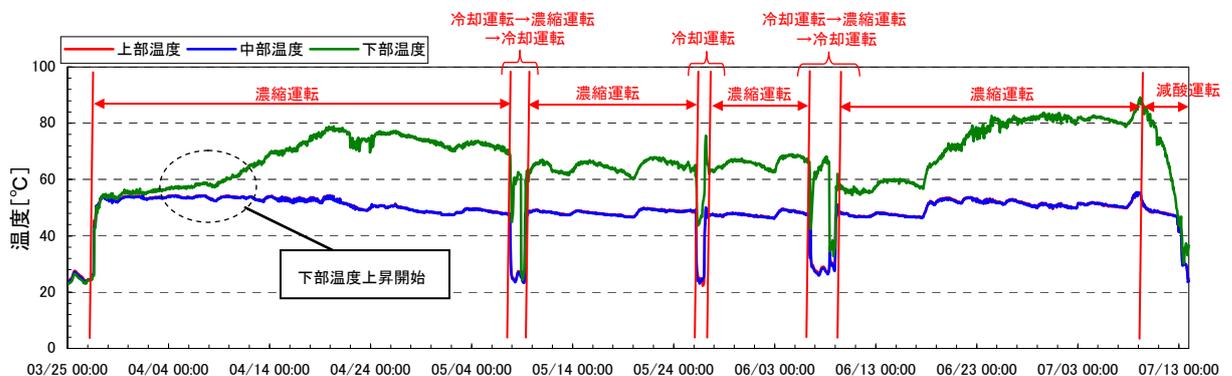


図8 アクティブ試験第9バッチのトレンド

- ・温度上昇については、1バッチあたりの処理量が多くなったことの影響

響が大きいと考える。

- 抽出廃液を含んだ廃液の処理の開始から下部温度が上昇を始めるまでの処理量はバッチ処理数が増えるに従い少なくなっている。これは、前バッチの濃縮液を高レベル廃液ガラス固化建屋へ移送した際に濃縮缶内に残留した堆積物の量が多かったことによると考える。

④第10バッチ

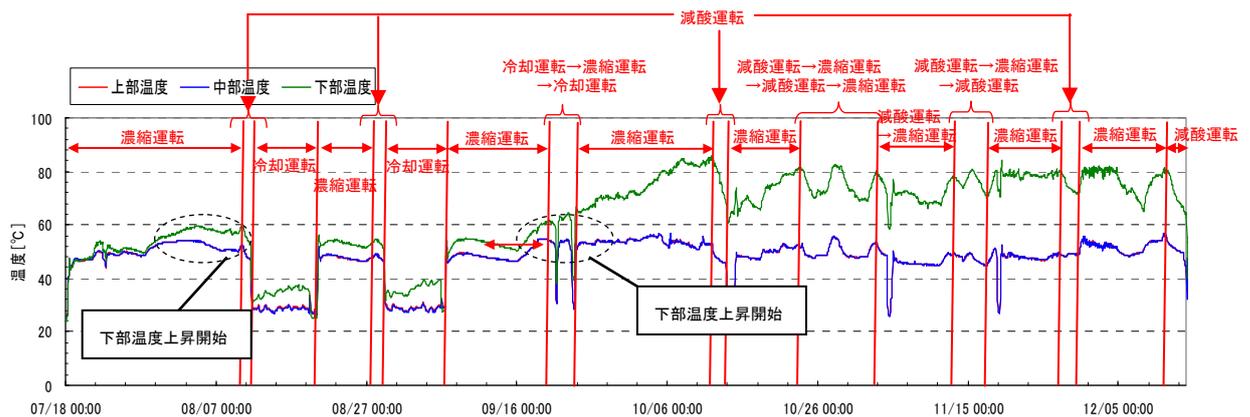


図9 アクティブ試験第10バッチのトレンド

- 温度上昇については、処理量が比較的高かったこと及び前バッチの濃縮廃液移送後に濃縮缶内に残留していた堆積物の量が多かったことによると考える。
- 下部温度上昇に対して、抽出廃液を含んだ廃液を処理し終わってから減酸運転^{※1}を実施した。これにより、過度な温度上昇を抑制することができた。(図9 参照)
- 抽出廃液を含んだ廃液の処理の開始から下部の温度が上昇を始めるまでの期間は、第8バッチ及び第9バッチと比較して短くならずほぼ同じであった。理由として、前バッチの濃縮終了後に減酸運転を長期間行うことで濃縮液の酸濃度が低下し、濃縮缶下部に残留した堆積物が再溶解したため、堆積物の量が減少したものと推定する。

※1：缶内の酸濃度が低下することで共沸混合物である硝酸イオン濃度が低下することから沸点も低下するため、減酸運転を実施することで濃縮缶の温度が低下すると考えられる。また、高酸濃度下で析出している析出物が、酸濃度の低下により再溶解して下部の対流が再開して温度が低下したものと考えられる。

なお、同様の濃縮缶下部温度の上昇については、海外施設においても確認されており、以下の対応を実施してきた。

- 下部温度上昇の情報は平成9年頃海外施設の情報として当社に提供されていた。しかし、まだ放射性廃液を処理していない状況であったこと、海外施設と当社では上流プロセスが異なるために濃縮缶で処理する廃液の性状が異なる状況ではあるものの、海外施設で行っていた対応策として洗浄運転を実施している等の情報入手を継続していた。
- 一方、アクティブ試験における濃縮缶の運転の第5バッチ以降、実際に濃縮缶下部の温度上昇が確認されたことから、温度上昇に対する措置を検討、実施しながら濃縮缶の運転を行ってきた。

3. 第8バッチで下部温度が最大105℃となったことに対する評価

アクティブ試験第8バッチでの下部温度の最大値が105℃となった要因について検討した。

検討にあたり、以下の2点を前提条件として設定した。

- ① 第8バッチの高レベル廃液濃縮缶への供給硝酸濃度は、約□ mol/Lであり、そのような蒸発凝縮液の組成を与える濃縮缶内硝酸濃度は約□ mol/Lである。
- ② 堆積層には、「蒸発缶気相部圧力+蒸発缶内廃液の水頭圧」の圧力、約□ kPaがかかっていたものとする。

約□ mol/L硝酸が約□ kPaの蒸気圧を示す温度はおよそ94℃である。これに、FPの硝酸塩などによる沸点上昇約5℃を加えると約99℃となる。第8バッチでは、下部のFPの硝酸塩の濃度上昇による沸点上昇の増大、下部に対流が起きていないことによる硝酸濃度上昇などの要因から上述の約99℃よりも高い沸点となり、堆積層の溶液温度が上昇したものと推定する。

なお、対流しなくなることで堆積層内の廃液が沸騰・濃縮したとすれば酸濃度が上昇した可能性があり、約99℃との差分の約6℃を硝酸濃度の影響と仮定した場合の濃度は、約12.7 mol/Lとなる。

但し、本酸濃度(約12.7 mol/L)は温度上昇の要因が全て酸濃度の上昇によるものと仮定した場合の値であり、FPの硝酸塩の濃度上昇に伴う沸点上昇も同時に生じていると考えられることから、酸濃度は上記(約12.7 mol/L)より低いと考えられる。

4. 下部温度測定値と濃縮缶底部の状況の関係

濃縮缶下部における温度上昇では、上記のとおり、濃縮缶底部の堆積層において廃液の濃縮が生じていた可能性があり、高い温度を観測した下部温度計が濃縮缶底面から約60 mm上部に設置されていることを考えると、濃縮缶底部では更に温度が高くなっていた可能性がある。

アクティブ試験の結果から、燃焼度及び処理量が高くなるにつれて下部温度が高くなる傾向があり、これは析出物が増え堆積層も高くなることによるものと考えている。この堆積層の高さと堆積層の温度の相関について、第6バッチと第8バッチの運転データ等を基に、以下のとおり検討した。

- 堆積層は流動しにくい状況のため、熱伝導体としてモデル化(実際には

局所的な沸騰・凝縮などで熱の移動があると考えられることから、熱伝導率はそれらの熱移動も含めた見かけの熱伝導率として、運転データと整合する値を設定)

- 堆積層上端温度は対流している廃液の温度と仮定
- 蒸気から濃縮缶底部へは凝縮熱伝達、濃縮缶底部の金属中は熱伝導で熱の移動を計算し、濃縮缶底部から堆積層への熱伝達は模擬せず堆積層下端と伝熱面を同温と仮定しモデル化
- 濃縮缶底部からの入熱に加え、堆積層内に存在する FP 等の崩壊熱を考慮し、熱的に平衡状態となっている（入熱・崩壊熱は全て廃液に移動する）ものとして堆積層内の一次元温度分布を算出
- 設計条件及び運転データに基づき設定した条件は以下のとおり

境界条件	第6バッチ	第8バッチ
加熱蒸気温度 (°C)	130	122/127 ^{*4}
ジャケットの熱伝導率 (W/mK)	16 ^{*2}	
堆積層の発熱密度 (kW/m ³)	41.3 ^{*3}	61.6 ^{*3}
堆積層上端部温度 (廃液温度) (°C)	55	52

※2 SUS304 材の熱伝導率

※3 廃液中のバリウム及びストロンチウムは全量析出・堆積し、それ以外の核種は廃液層中に均一に存在すると仮定し、アクティブ試験で処理した使用済燃料データから求めた崩壊熱量をコールド試験で測定した堆積層高さを基に推定した実機での堆積層体積で除して算出

※4 アクティブ試験第8バッチでは、検討に使用した運転温度の測定時期によって加熱蒸気温度が異なっていたことから、それぞれの温度測定点での加熱蒸気温度を計算に使用

- 運転実績に整合するよう設定した堆積層の見かけの熱伝導率

第6バッチの運転データ等に基づき設定：100 W/mK

第8バッチの運転データ等に基づき設定：75 W/mK

第6バッチの運転データに基づく評価結果を図10、第8バッチの運転データに基づく評価を図11に示す。評価の結果、ジャケット部の蒸気加熱により濃縮缶底面の温度は、下部温度計の指示値よりも9~15°C程度高い結果となった。本評価は実測した温度に対するフィッティングにより評価を行っているため、評価結果については不確定要素が含まれるが、今回の結果から下部温度が105°Cの場合の濃縮缶底部温度は最大で117°C程度と推定する。

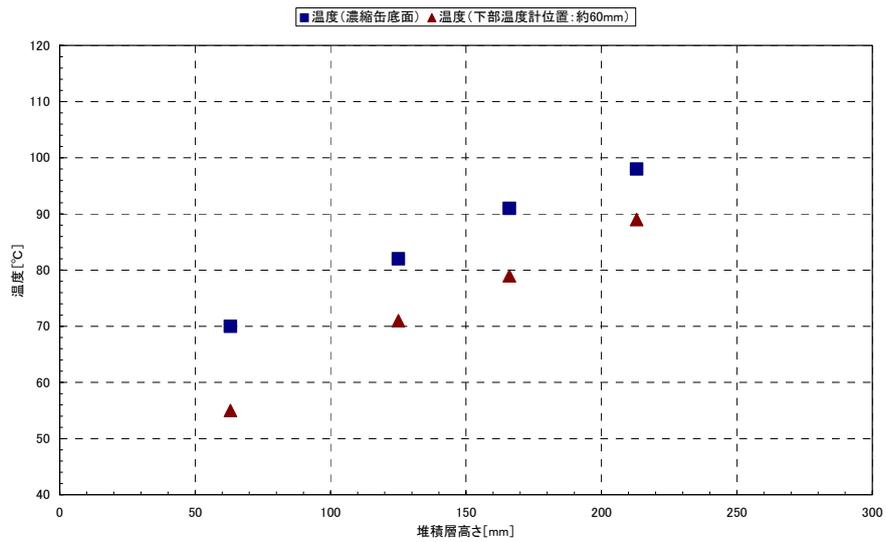


図10 堆積層高さに対する下部温度と濃縮缶底面の温度
(第6バッチの運転データに基づく評価)

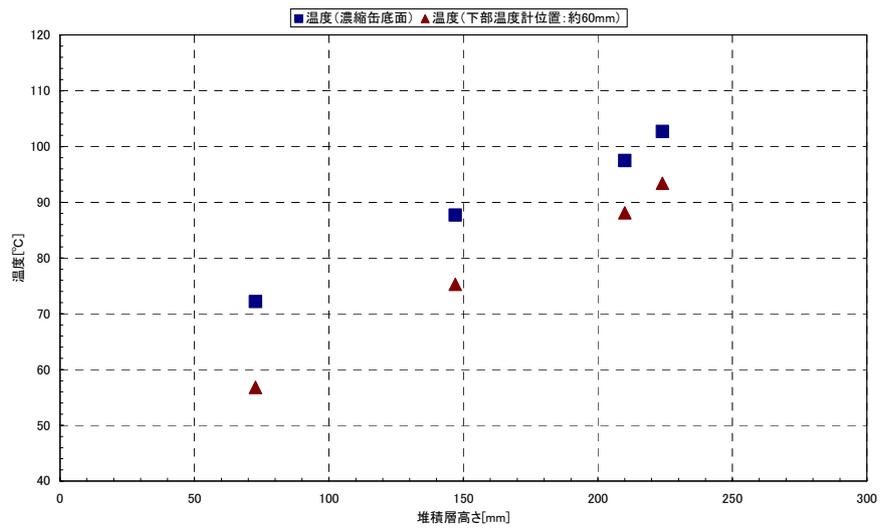


図11 堆積層高さに対する下部温度と濃縮缶底面の温度
(第8バッチの運転データに基づく評価)

堆積層内の温度分布の概略評価手法

1. 伝熱モデル及び計算方法

濃縮缶下部における温度上昇の原因は、濃縮缶下部に堆積層として滞留しているFPの崩壊熱及び加熱ジャケットからの熱により濃縮缶下部の水頭圧等に応じた飽和温度まで液温が上昇したためと推定している。堆積層高さと同積層の温度の関係について確認するため、堆積層を熱伝導体とみなして、熱伝導率に相当する堆積層の見かけの熱伝導率を求め、一次元伝熱計算モデルを作成し、温度の概略評価を実施した。計算モデルを図1に示す。なお、このモデルでは、熱の移動を以下のように想定した。

区間	熱の移動形態
蒸気から濃縮缶底部	凝縮熱伝達
濃縮缶底部の金属中	ステンレス鋼の熱伝導
堆積層内	濃縮缶底部の金属と堆積層の多層体の熱伝導

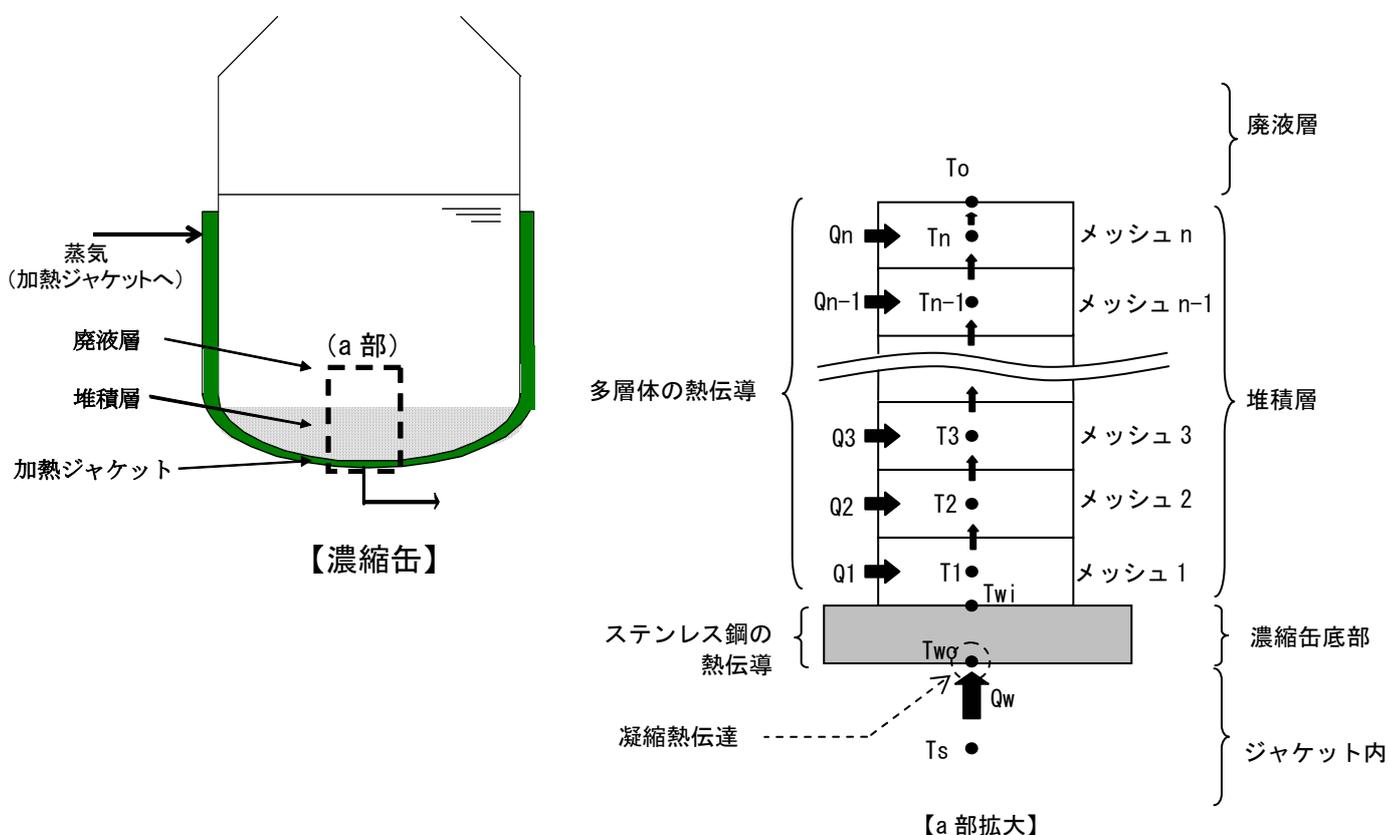


図1 計算モデル概要図

また、堆積層では、加熱蒸気による熱流束と崩壊熱による熱流束を考慮する必要があるため、堆積層内を複数のメッシュに分割し、メッシュ間の熱の移動は以下のように行われると想定した。

- ・メッシュ 1 に流入した蒸気加熱による熱流束 Q_w と崩壊熱 Q_1 は、メッシュ 2 との温度差 (T_1-T_2) によりメッシュ 2 へ流出する。
- ・メッシュ 2 には、 Q_w+Q_1 の熱が流入し、温度差 (T_2-T_3) により $Q_w+Q_1+Q_2$ の熱がメッシュ 3 に流出する。
- ・以降、メッシュ n まで同様の形態で熱が移動する。

上記の熱の移動について、以下のように数式化した。

$$\frac{\lambda}{h/n}(T_k - T_{k+1}) = Q_w + \sum_{i=1}^k Q_i \quad (1)$$

λ : 堆積層の見かけの熱伝導率^{※1}、 h : 堆積層厚さ、 n : 分割数、
 T_k : k 番目のメッシュ温度、 Q_w : 蒸気加熱による熱流束、
 Q_i : i 番目のメッシュへの崩壊熱

※1 堆積層における伝熱の他に堆積層を出入りする液体の温度上昇分の熱輸送や、液体が沸騰して堆積層から流出する際に発生する潜熱分の熱輸送を考慮した熱伝導率と同じ次元を持つ係数

上記を踏まえ、堆積層内の温度分布の計算は以下のように実施した。

- ① 任意に選んだ T_{wo} に基づき凝縮熱伝達の計算により Q_w を算出
- ② ①の結果から、熱伝達の計算により T_{wi} を算出
- ③ 濃縮缶底部から堆積層への熱伝達は模擬せず堆積層下端と伝熱面を同温と仮定し、②の結果を(1)式に代入することで堆積層内の仮の温度分布を計算
- ④ T_o が廃液層上端の温度に一致するまで T_{wo} を変えて①～③を繰り返して温度分布を算出

2. アクティブ試験第6バッチのデータからの温度分布の試算

1項での評価手法を使用し、アクティブ試験第6バッチから得たデータを用いて評価を実施した。なお、評価に使用した条件は以下のとおり。

上記伝熱計算における境界条件を以下に示す。

- ・加熱蒸気温度 T_s : 130°C (加熱蒸気温度測定値)
- ・ジャケットの熱伝導率 : 16 W/mK (SUS304)
- ・堆積層の発熱密度 : 41.3 kW/m³
- ・堆積層上端温度 T_o : 55°C (中部温度測定値)

これらの条件のもと、アクティブ試験第6バッチ運転時の代表的な温度及びその時点の処理量とコールド試験結果から得られた濃縮終了時点の堆積層高

さを使用して堆積層高さと温度の関係を推定し、この関係と上記伝熱計算から得られる堆積層高さに対する温度分布が一致するように堆積層の見かけの熱伝導率 λ を100 W/mKに設定した。

上記の伝熱モデル及び計算方法により評価したそれぞれの堆積層の厚さにおける容器底面からの高さとの温度の関係を示す。また、ジャケットによる加熱を停止した場合の計算結果を図3に示す。

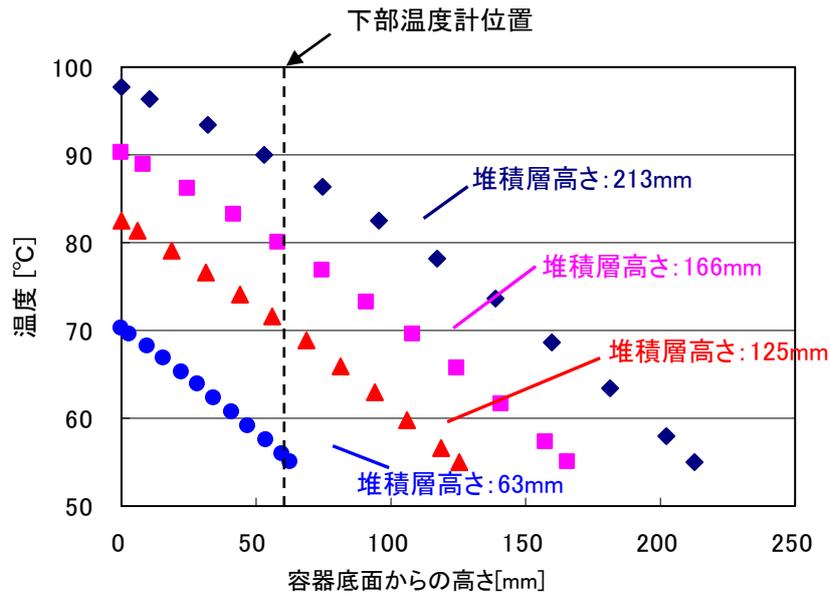


図2 堆積高さに対する堆積層内の温度分布（加熱ジャケット使用時）
（第6バッチデータ基準）

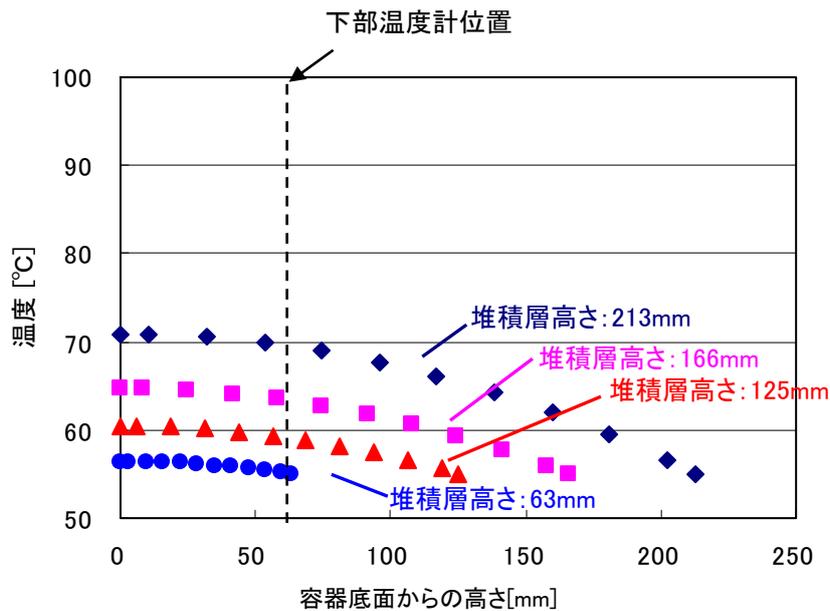


図3 堆積高さに対する堆積層内の温度分布（加熱ジャケット停止時）
（第6バッチデータ基準）

3. アクティブ試験第8バッチのデータからの温度分布の試算

1項での評価手法を使用し、アクティブ試験第8バッチから得たデータを用いて評価を実施した。なお、評価に使用した条件は以下のとおり。

- ・加熱蒸気温度 T_s : 約 122°C 及び約 127°C
- ・ジャケットの熱伝導率 : 16 W/mK
- ・堆積層の発熱密度 : 61.6 kW/m^3
- ・堆積層上端温度 T_o : 約 52°C (中部温度測定値)
- ・堆積層の見かけの熱伝導率 λ : 75 W/mK^{*2}

※2 アクティブ試験第8バッチ運転時の代表的な温度及びその時点の処理量とコーールド試験結果から得られた濃縮終了時点の堆積層高さを使用して堆積層高さと温度の関係を推定し、この関係と上記伝熱計算から得られる堆積層高さに対する温度分布が一致するように設定

評価の結果得られた温度分布を図4、図5に示す。

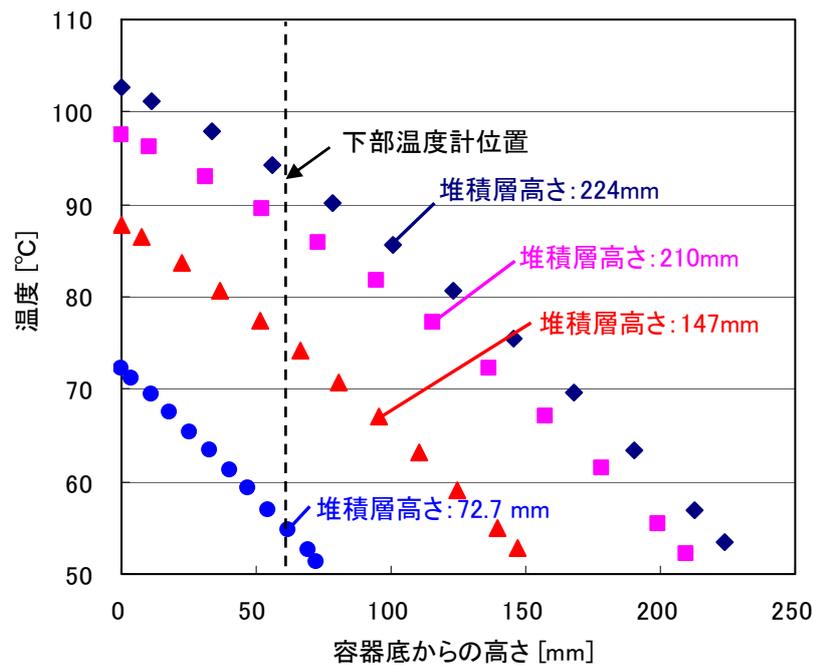


図4 堆積高さに対する堆積層内の温度分布 (加熱ジャケット使用時)
(第8バッチデータ基準)

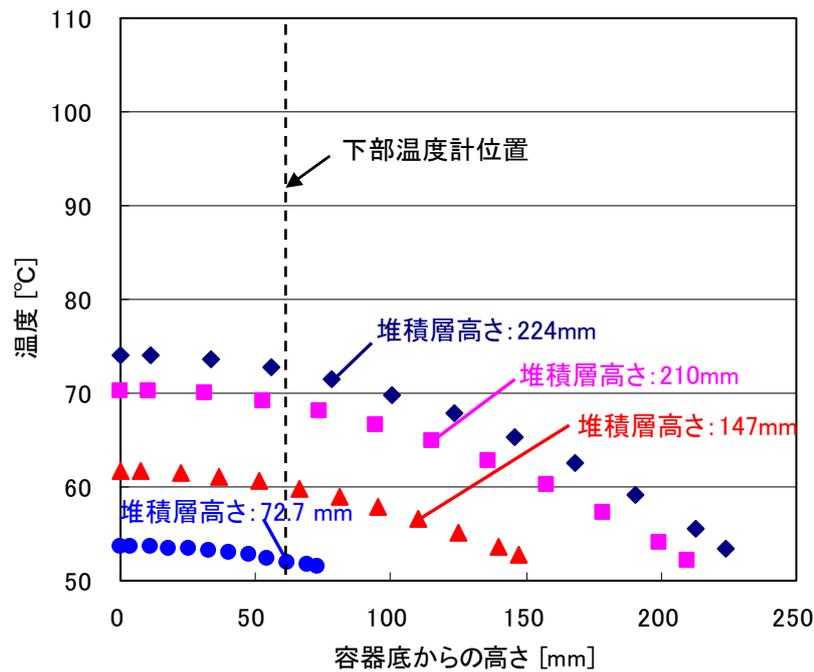


図5 堆積高さに対する堆積層内の温度分布（加熱ジャケット停止時）
（第8バッチデータ基準）

評価で得られた堆積層の見かけの熱伝導率は、第8バッチのデータを使用して設定した値（75 W/mK）と、第6バッチのデータを使用して設定した値（100 W/mK）はほぼ同じとなり、図6に示すとおり、温度分布についてもほぼ同様な結果となった。

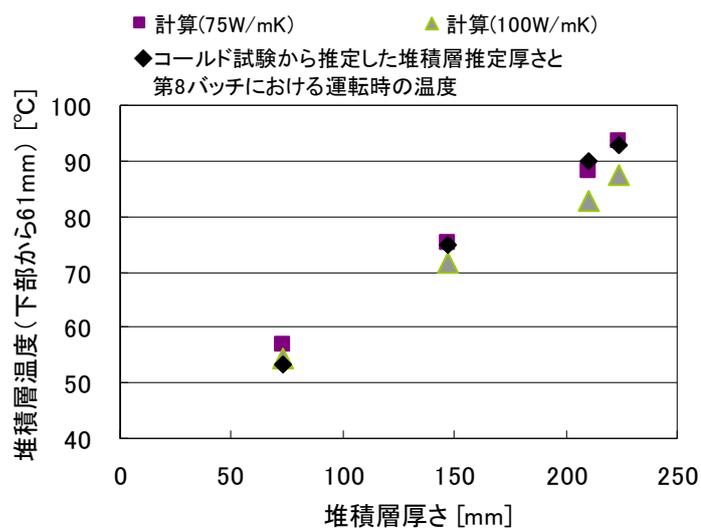
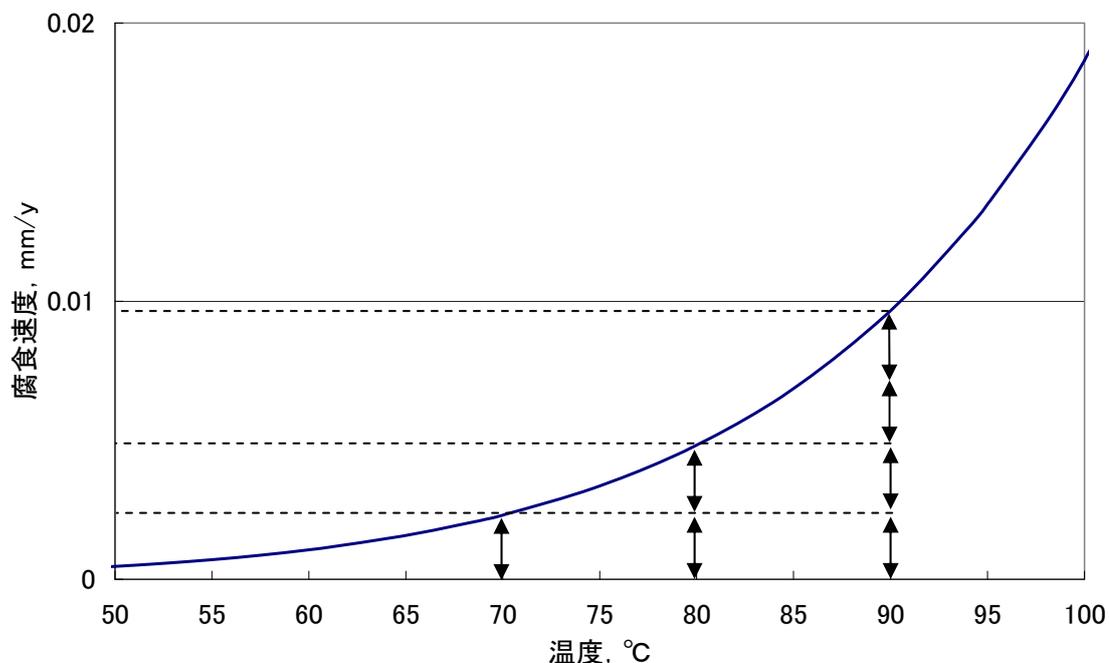


図6 第8バッチのデータを使用した堆積層厚さと下部温度の関係

全面腐食速度と温度の関係

金属の腐食は化学反応の一種であり温度依存性がある。例えば 8 mol/L 硝酸中の R-SUS304ULC の各温度における腐食速度を図示すると以下ようになる。



8 mol/L 硝酸中における R-SUS304ULC の温度と腐食速度の関係

上図より、温度が 10°C 上がると腐食速度が約 2 倍になることが分かる。

アクティブ試験時の温度上昇の影響は、設計腐食速度の想定温度である 55°C での腐食速度と、酸化性イオンの効果が顕著に現れるとされる 80°C 以上の温度である 90°C での腐食速度の比率を、上図に示した純硝酸中での温度を変えて取得した R-SUS304ULC の腐食速度データから設計時に設定した温度依存性を表すアレニウスの式に基づき算出すると約 14 倍となる。

$$\frac{90^{\circ}\text{C}, 8\text{mol/L 硝酸中の R-SUS304ULC 腐食速度}}{55^{\circ}\text{C}, 8\text{mol/L 硝酸中の R-SUS304ULC 腐食速度}} = \frac{9.66\text{E}-03[\text{mm/y}]}{7.05\text{E}-04[\text{mm/y}]} = 13.7 \div 14$$

これより、アクティブ試験中の温度上昇時 (90°C) の保護管の全面腐食速度は、設計腐食速度である 0.02 mm/年に、温度上昇の影響の 14 倍をかけると約 0.28 mm/年となった。

ネプツニウム及び温度上昇の影響を踏まえた腐食速度評価

1. 全面腐食速度の評価

アクティブ試験において濃縮缶の底部温度が上昇した際の下部温度計保護管キャップにおける全面腐食速度は、抽出廃液を基とした腐食試験により 55℃での値として設定した設計腐食速度に対して、電共研の腐食試験結果を基にネプツニウム濃度と温度上昇の影響を補正して求めている。

・ネプツニウム濃度の影響

設計時はネプツニウムの考慮が不足していたので、設計条件として想定していた高レベル廃液を模擬した腐食試験を電共研で行った結果、電共研での腐食条件では設計時の腐食速度の 3 倍程度になっている。(添付資料－ 2 3 参照) アクティブ試験中のネプツニウム濃度 (1.4 g/L) は、電共研の腐食試験時 (2.46 g/L) より低いので、それを考慮するとアクティブ試験中での条件では設計時の腐食速度の約 1.8 倍と評価した。(添付資料－ 2 6 参照)

腐食速度(mm/年) = 0.416 × (ネプツニウム濃度(g/L)) + 0.00686 から、
腐食速度の比 (アクティブ試験/電共研)

$$= (0.416 \times 1.4 + 0.00686) / (0.416 \times 2.46 + 0.00686) \approx 0.58$$

腐食速度の比 (電共研/設計時) は 3 であったことから、

腐食速度の比 (アクティブ試験/設計時)

$$= \text{腐食速度の比 (アクティブ試験/電共研)} \times \text{腐食速度の比 (電共研/設計時)}$$

$$= 0.58 \times 3 = 1.78 \approx 1.8$$

・温度上昇の影響

温度上昇の影響は、設計腐食速度の想定温度である 55℃での腐食速度と、酸化性イオンの効果が顕著に表れるとされる 80℃以上の温度である 90℃での腐食速度の比率を、純硝酸中で温度を変えて取得した R-SUS304ULC の腐食速度データから設計時に設定した温度依存性を表すアレニウス式に基づき、約 14 倍と算出している。

約 14 倍は、純硝酸中における 55℃と 90℃の腐食速度より算出した。

$$\frac{90^\circ\text{C}, 8\text{mol/L硝酸中のR-SUS304ULC腐食速度}}{55^\circ\text{C}, 8\text{mol/L硝酸中のR-SUS304ULC腐食速度}} = \frac{9.66\text{E}-03[\text{mm/y}]}{7.05\text{E}-04[\text{mm/y}]} = 13.7 \approx 14$$

・全面腐食速度の評価

これより、設計腐食速度である 0.02 mm/年に、上述のネプツニウムの影響：1.8 倍と温度上昇の影響：14 倍をかけることにより、90℃における全面腐食速度は 0.5 mm/年程度と評価している。

2. トンネル腐食に関する文献での知見

トンネル腐食に関して文献調査した結果、下部保護管キャップと同材である R-SUS304ULC (304 系ステンレスを含む) に関するもの、SUS310Nb に関するもの及び実機データに関するものがあり、以下の知見が得られている。

(1) R-SUS304ULC に関するもの

- ① R-SUS304ULC の鍛鋼品に対し、硝酸に酸化性イオンとして Cr^{6+} を添加し、24~48 時間ごとに液を更新し、約 110°C 程度の沸騰溶液中で浸漬試験を行うことにより過不動態での腐食を評価する試験（以下、「コリオ試験」という）を行った結果、発生したトンネル腐食の形態は孔食状の局部腐食であった¹⁾。その縦断面写真の侵食深さを測定して求めたトンネル腐食の進展速度と腐食による重量減少量から求めた全面腐食速度の比（以下、「進展速度比」という）は 10 倍程度である。

試験条件：SUS304ULC 鍛鋼品，8mol/L HNO_3 +1g/L Cr^{6+} ，B.P（沸点），浸漬時間 96 時間

- ② R-SUS304ULC の分極曲線²⁾からトンネル腐食が生じる可能性のある過不動態領域への遷移域での電流密度 $7 \times 10^{-5} \text{A/cm}^2$ から換算するとその全面腐食速度は 0.5 mm/年となる。（添付資料-25 参照）

(2) SUS310Nb に関するもの

- ① SUS310Nb の鍛鋼品に対して Cr^{6+} 濃度を変えたコリオ試験を行った結果によれば、トンネル腐食の進展速度比は 5g/L の Cr^{6+} を添加した溶液では 5 倍程度であり、試験中に一定の速度に達していた。（図 1 参照）しかし、0.5g/L の Cr^{6+} を添加した溶液では進展速度比は 10 倍程度であり、試験中に増加傾向にあった。また、トンネル腐食は過不動態領域で発生するが、酸化性イオンが少ないほどその進展速度比は大きく³⁾、換言すると全面腐食速度の小さいほどその進展速度比は大きくなった。

試験条件：SUS310Nb 鍛鋼品，8mol/L HNO_3 +0.5~5g/L Cr^{6+} ，B.P，浸漬時間 1200 時間

- ② 東海再処理工場を対象とした実証試験において SUS310Nb の鍛鋼品に対してコリオ試験を行った結果によれば、試験終了後のトンネル腐食は深さとして mm から貫通に至った mm の範囲で測定されており、トンネル

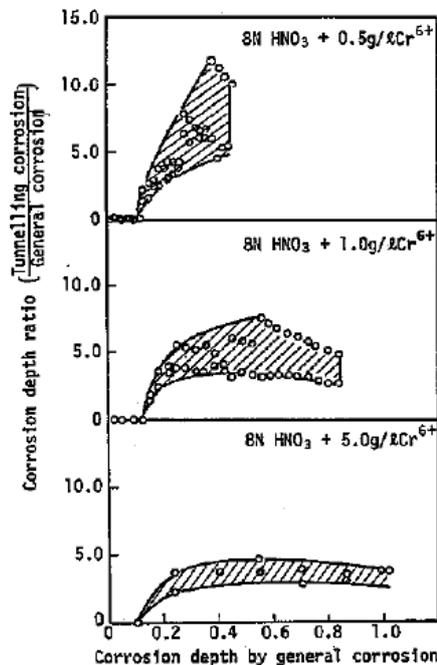


図 1 全面腐食量とトンネル腐食の関係

腐食の進展速度は非常にバラつきが大きく、試験片が貫通に至ったのは発生した約□～□個のうち最大で□個であった⁴⁾。

試験条件：

(3) 両者に関するもの

- ① SUS304L 及び SUS310Nb 鍛鋼品とも過不動態での腐食を評価するコリオ試験においてトンネル腐食が発生しており、発生する条件は同等⁵⁾であった。

試験条件：SUS304L 及び SUS310Nb 鍛鋼品，8mol/L HNO₃+1g/L～10g/L Cr⁶⁺，B. P，浸漬時間 240 時間

注) 文献ではトンネル腐食の発生の判定基準は明確には記載されていないが、目視で判定可能なピットの発生で判断しているものと考えられる。

(4) 実機データに関するもの

- ① BNFL の 18Cr-13Ni-Nb 製 Magnox 燃料溶解槽の実機において観察された鍛鋼品のトンネル腐食は、その進展速度が 20～40 mm/年と推定されていた⁶⁾。

運転条件：18Cr-13Ni-Nb 鍛鋼品，3mol/L HNO₃+300g/L Uranium，105℃，運転時間約 14 年

- ② 東海再処理工場を対象とした実証試験において、SUS310Nb 製酸回収蒸発缶実証試験機の 8 mm 厚の鍛鋼品ノズルにおいて、模擬液による 1.5 年の運転期間でトンネル腐食による貫通孔が確認された。その際の全面腐食は 0.48 mm/年、トンネル腐食の進展速度は 6.5 mm/年と評価されていた。これより進展速度比は約 14 倍となる。また、解体時の調査では、鍛鋼品の素材径が外径 80 mm と小さな場合では、トンネル腐食個数は少ないが最大侵食深さが約 6 mm と大きく、素材径が外径 210 mm と大きな鍛鋼品では、発生個数は多いが最大深さは約 2 mm と小さい傾向であった⁷⁾。

これは、鍛錬成形比^{※1}が大きいほど、トンネル腐食の進展速度が大きくなることを示している。上述の文献では、素材径 80 mm のノズルは、同一寸法の鋼塊から製造された 210 mm のものに比べ、鍛錬成形比が約 6.7 倍 $(210/2)^2 / (80/2)^2 \approx 6.7$ 大きい。この場合のトンネル腐食の侵食深さは、約 3 倍 $(6/2=3)$ 大きく、トンネル腐食の進展速度は侵食深さに比例するので、進展速度も約 3 倍速くなると試算される。

運転条件：SUS310Nb 鍛鋼品，8mol/L HNO₃+800mg Total Cr (缶内溶液中 Cr⁶⁺ \approx 0 mg/L)，112℃

※1；鍛錬作業による変形の大きさの度合。一般には鍛造前後の断面積の比を示す。(この場合は、鋼塊とノズル素材の面積比に相当)

(5) R-SUS304ULC 及び SUS310Nb の比較について

文献調査の結果、SUS310Nb は R-SUS304ULC よりも詳細な研究がなされておりデータ量も豊富である。そこで、材料の違いがトンネル腐食に与える影響を検討した。

SUS310Nb に比べ、濃縮缶で採用している R-SUS304ULC は局部腐食を発生する可能性のある δ フェライトが出やすい傾向にあるが、上述の文献調査の結果から、コリオ試験におけるトンネル腐食の進展速度比は両者共に 10 倍程度 (2. (1)①及び(2)①)、2. (3)①でも進展速度比は同等との結果であり、文献中でもトンネル腐食の現象について両者をオーステナイト系ステンレス鋼一般の話として取り扱っている³⁾⁵⁾、SUS310Nb の文献調査結果も R-SUS304ULC に適用することができると考えている。

3. トンネル腐食の進展速度について

今回の事象は、キャップ底部にトンネル腐食による貫通が生じ漏えいに至ったものと推定しているが、当該品のトンネル腐食の進展速度を試算し、2. の文献におけるトンネル腐食の進展速度の知見との比較検討を行った。

(1) 当該キャップでのトンネル腐食の進展速度の試算

トンネル腐食の進展速度も温度依存性が考えられるが、2. の腐食試験は温度が一定の条件で行われており、進展速度や進展速度比の温度依存性に関する定量的なデータは得られていない。また、当該品については、アクティブ試験中に温度の上下を繰り返しており、腐食環境が不動態から過不動態、過不動態から不動態へと変わっているが、そのような状況で、トンネル腐食が発生した際の進展速度に関する知見も得られていない。

このため、キャップ底部の肉厚（呼び厚さ）約 6.4 mm を、底部の温度上昇が生じた期間のうち、酸化性イオンの効果が顕著に表れるとされる 80°C 以上の時間である約 0.2 年で割り、平均的な進展速度を約 30 mm/年と試算した。

この進展速度は平均的な値であるので、温度が高い時期にはより大きな値となると考えられる。

(2) 文献での知見によるトンネル腐食の進展速度の試算

1. で求めた 90°C における全面腐食速度の約 0.5 mm/年と 2. のコリオ試験での知見から得られたトンネル腐食の進展速度比 10 倍を用いると、当該部のトンネル腐食の進展速度は約 5 mm/年と試算されるが、当該品の鍛錬成形比は約 400 であり、進展速度比の 10 倍を求めた腐食試験での試験材の 5~40¹⁾ に比べると 10 倍以上高いので、2. (4)②で得られた鍛錬成形比とトンネル腐食の

進展速度の係数を用いると、トンネル腐食の進展速度は4.4倍（ $10/6.7 \times 3 \div 4.4$ ）以上となり、約22 mm/年（4.4倍の場合）と試算される。

ここで、当該品の腐食環境（R-SUS304ULCの全面腐食速度で0.5 mm/年）は、上記の進展速度比10倍が得られたコリオ試験（R-SUS304ULCの全面腐食速度で約10 mm/年¹⁾）と異なり、2. (2)①にあるように、全面腐食速度が小さくなれば、進展速度比が大きくなる傾向はあるが、当該環境でのデータが得られていないので、同じ10倍として試算した。

(3) 両者の比較

(1)で試算した当該品のトンネル腐食の平均進展速度約30 mm/年は、(2)の文献での知見から試算した値の約22 mm/年よりも大きめとなっているが、腐食環境の違いやトンネル腐食の進展速度のバラツキ及び実機での大きな進展速度などを考慮すると、この程度の差はあり得るものと考えられる。

4. 今回の事象をトンネル腐食と判断した理由について

1. に示したように、温度上昇が生じた時期の当該キャップの全面腐食速度は90℃において約0.5 mm/年と評価され、トンネル腐食が発生する可能性のあるR-SUS304ULCの過不動態領域への遷移域の全面腐食速度である0.5 mm/年に達している。また、下部温度は最大で105℃であり、酸化性イオンの効果が顕著に現れるとされる80℃以上も超えているので、温度が上昇した際の下部保護管キャップ部はトンネル腐食が発生する環境条件を満たしている。

また、3. に示したように、当該キャップの肉厚と底部温度が80℃以上に上昇した時間から試算したトンネル腐食の平均進展速度約30 mm/年は、90℃での全面腐食速度の約0.5 mm/年から文献での知見に基づきトンネル腐食の進展速度を試算した値約22 mm/年よりも大きめとなっているが、腐食環境の違いやトンネル腐食の進展速度のバラツキ及び実機での大きな進展速度などを考慮すると、この程度の差はあり得るものと考えられる。

これより今回の漏えいは、下部保護管キャップ部でのトンネル腐食によるものであると推定している。

5. 腐食に係るデータの拡充

上記のトンネル腐食の知見はコリオ試験（R-SUS304ULCの全面腐食速度で約10 mm/年¹⁾）によるものであり、今回の高レベル濃縮缶条件（R-SUS304ULCの全面腐食速度で0.5 mm/年）と異なる条件で評価しているため、より実機に近い条件で、トンネル腐食の進展速度の温度依存性、 γ 線や δ フェライトの影響等についても考慮した腐食データの取得を検討する。

- 1) 松岡ら, 再処理施設用高純度ステンレス鋼の耐食性について, 大平洋金属技報 No. 1 (1997)
- 2) 上野 文義 他, 日本原子力学会和文論文誌, Vol. 9, No. 3, p279-287 (2010)
- 3) 長野ら, 高酸化性硝酸溶液中におけるステンレス鋼の腐食形態と耐食性, 学術講演会前刷 37, 196-198, 1988-05-26
- 4)

--
- 5) 長野ら, オーステナイトステンレス鋼の硝酸中の加工フロー腐食機構とその対策, 日本原子力学会「昭 63 秋の大会」予稿集 (1988)
- 6) R. D. SHAW, Corrosion prevention and control at Sellafield nuclear fuel reprocessing plant, Br. Corros. J., Vol. 25, No. 2 (1990)
- 7) 再処理施設耐食安全性実証試験に関する研究成果最終報告書 (科学技術庁委託事業), S63 年, 住友化学工業(株)

保護管内への漏えい事象に対する復旧方策比較評価

保護管損傷の復旧措置を講じるための方法の評価にあたり、以下の制約を考慮した上で、技術的成立性の観点で復旧方策の比較を行った。復旧方策案のまとめを、次頁に示す。

- ①濃縮缶が設置されているセル内は高い放射線環境にあり、人が直接保守することはできないことから、遠隔による保守作業の実施が必要となる。
- ②遠隔による保守作業において、以下の理由から保守に使用する機器の選定等に制約がある。
 - ・セル外から保護管先端までの距離が約 1.2 m あり、また保護管の内径が管台付近で最も小さく約 1.4 mm でアクセスが困難
 - ・保守対象となる保護管は高レベル廃液を処理する濃縮缶内に設置されており、濃縮缶内液位が低い状態で保護管先端部付近における放射線量が約 250 Sv/h と保護管内部の放射線量が高い^{※1}

※1：現品調査の保護管の内部観察において、照射線量率 6.6 Gy/h（照射線量 3120 Gy）（ γ 線測定の場合、放射線荷重係数が 1 であるため、Gy/h = Sv/h と読み替えられる）のビデオスコープを使用した際、保護管内に挿入した後直ぐに映像が見えなくなった。

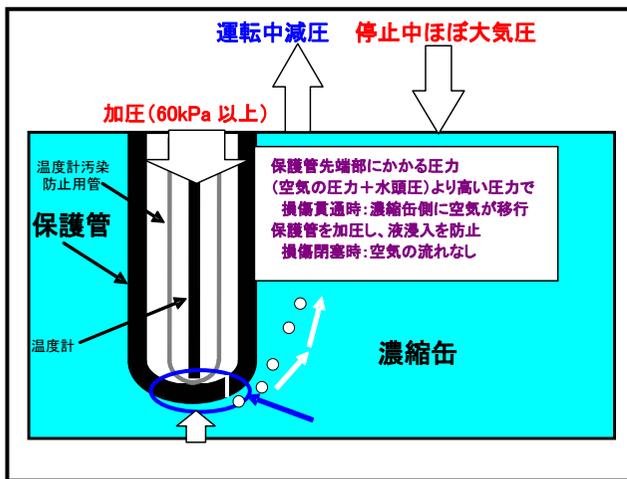
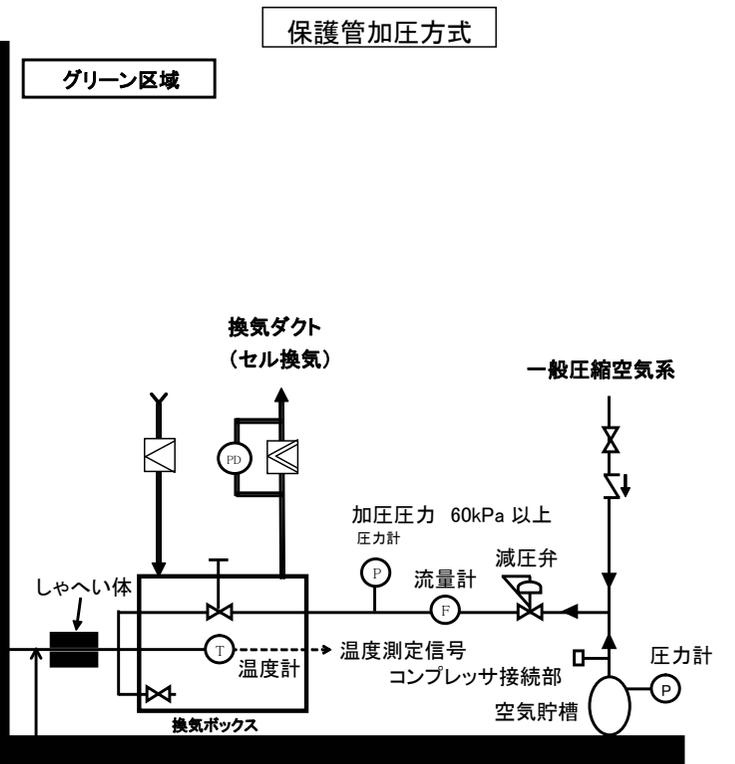
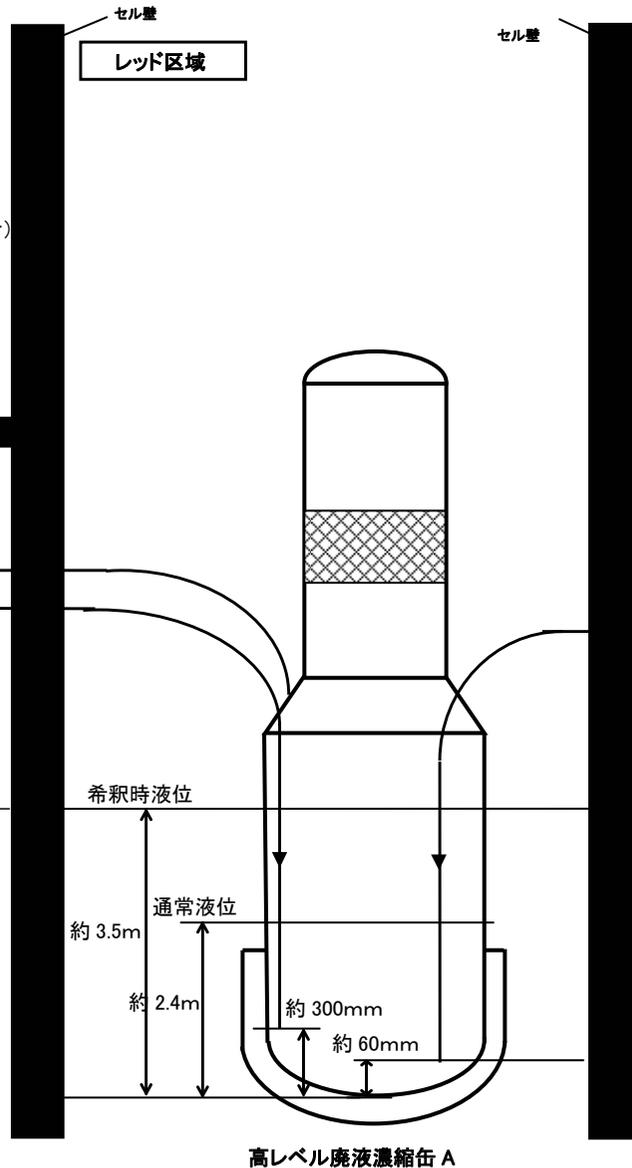
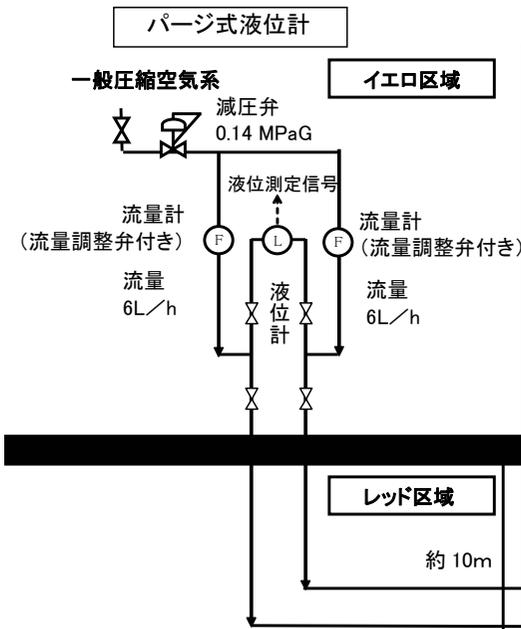
保護管内への漏えい事象に対する復旧方策比較評価

	復旧方策1		復旧方策2	復旧方策3	復旧方策4					
	溶接による閉止方式				加圧方式					
復旧方策の概要	欠陥部近傍の肉盛溶接による閉止	管台部分での溶接閉止	充填材による閉止方式	二重管方式	加圧方式	加圧方式+ 温度計汚染防止用管挿入方式				
	技術的成立性	<p>当初保護管に期待していた静的閉じ込め機能を溶接により確保するものであるが、高放射線下のセル内のため、いずれの方式についても遠隔操作となり、作業性が最も大きな問題であることから、技術的に不確定要素が多い。</p> <p>濃縮缶の管台付近で保護管の内径が最も小さく、当該部を通過することが可能な溶接機器の開発が必要なこと、セル外から保護管先端までの距離が約1.2mあり、当該部位に直接アクセスできないため、遠隔操作による溶接方法の確立が必要である。</p>		<p>当初保護管に期待していた静的閉じ込め機能を充填材により確保するもので、閉じ込めが維持できることを担保するために、耐硝酸性、耐放射線性、耐久性等を考慮した充填材を選定する必要がある。</p> <p>しかしながら、現時点で相当のものが確保できないため、各種試験を行い必要な条件を満足する充填材を検証することが必要であり、技術的に不確定要素が多い。</p>		<p>保護管内に圧縮空気を供給し、濃縮缶側から保護管内先端部にかかる圧力以上に保護管の内部を加圧する方式である。</p> <p>この方式は、圧力を監視する必要のあるものの、バージ式液位計のような既存技術の応用であり、システムとして対応可能である。</p> <p>なお、バージ式液位計の先端は開放状態であり、圧縮空気の圧力変動等による作業エリアでの線量当量率の上昇や汚染の発生防止を目的に必要な高低差を確保しているのに対し、加圧方式は、バージ式液位計に比べて高低差が小さい分、保護管に対して常時圧縮空気を供給することにより、濃縮缶側からの圧力以上の圧力をかけ、バージ式液位計と同程度の高低差を確保している。</p>				
概要図	<p>A部詳細</p>		<p>B部詳細</p>		<p>C部詳細</p>		<p>D部詳細</p>		<p>E部詳細</p>	
評価	×		×		×		○			

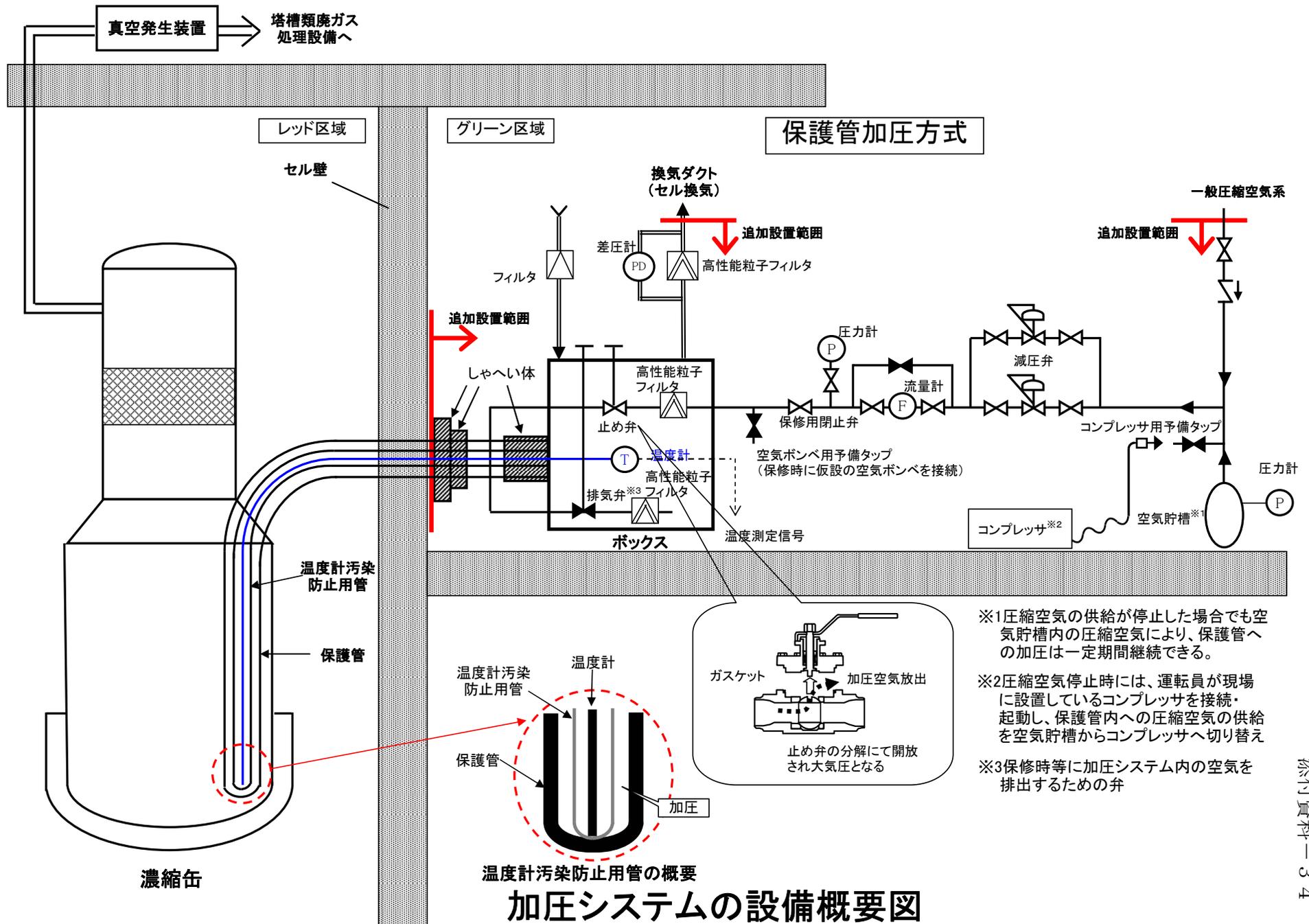
ページ式液位計と保護管加圧方式の比較

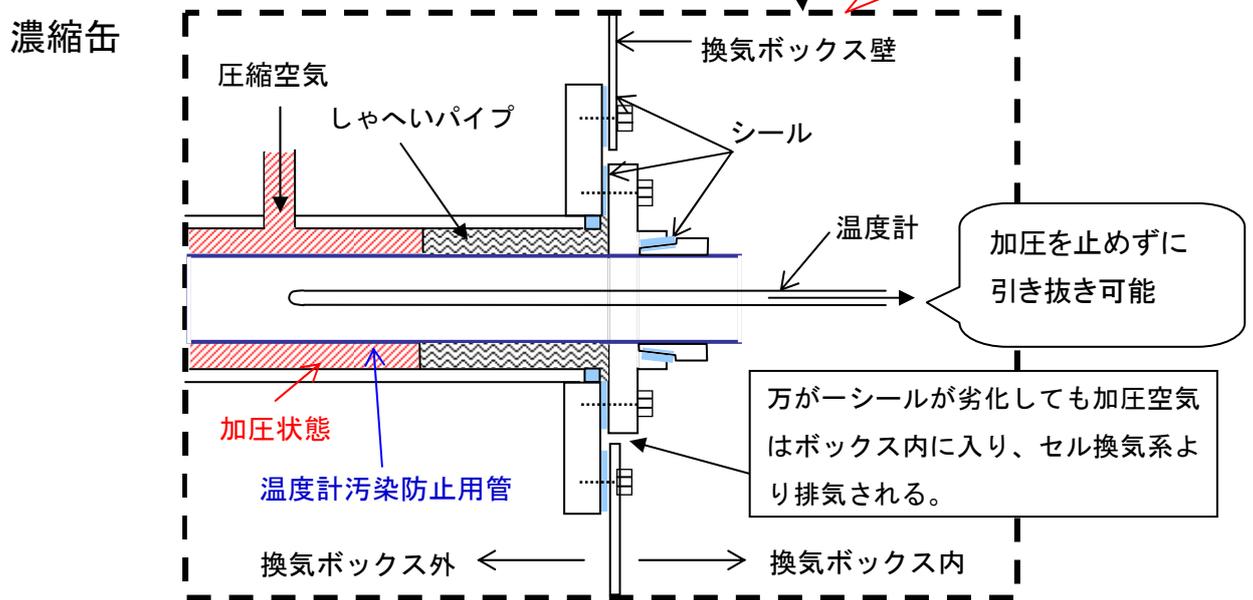
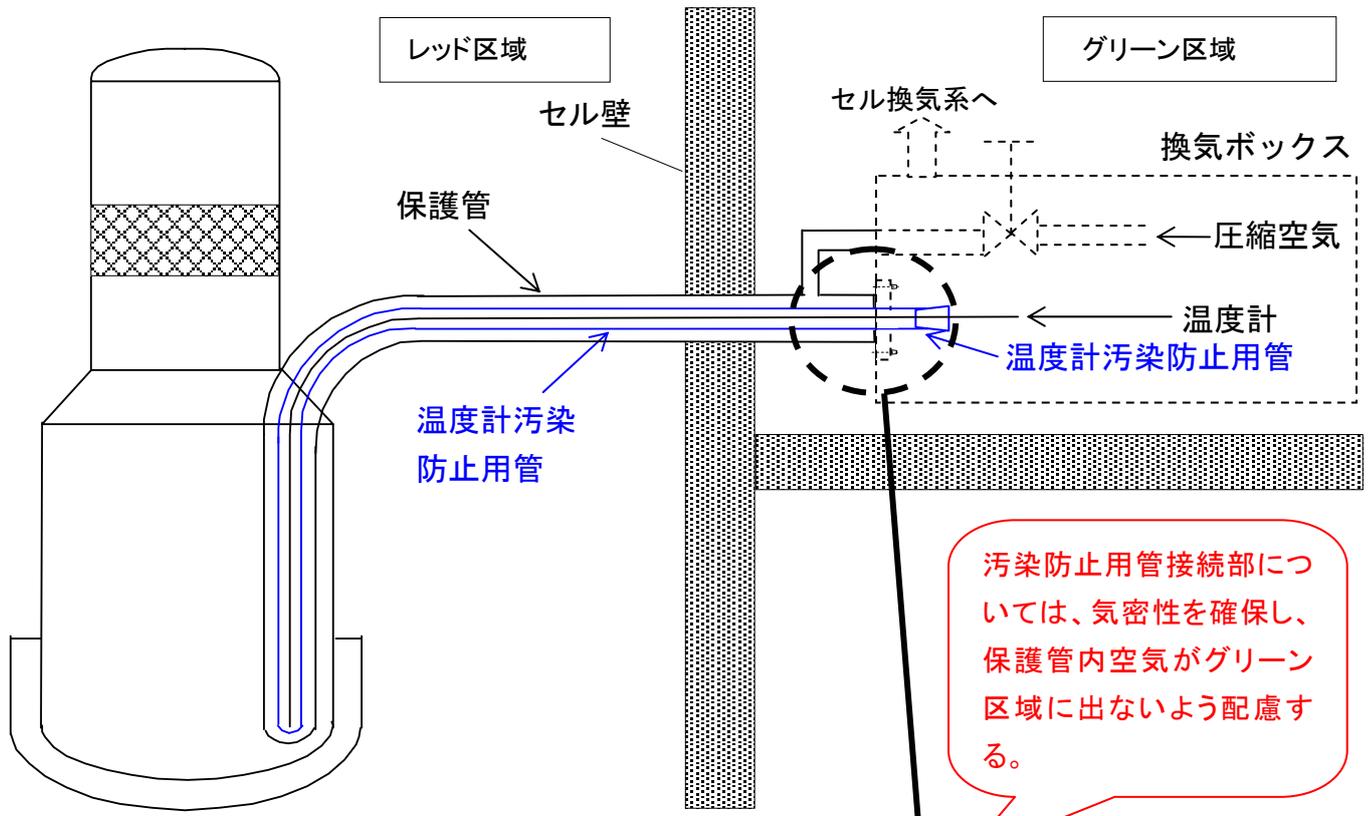
ページ式液位計と保護管加圧方式についての技術的な要求事項（材質、溶接の機種区分）を整理した比較を下表に、また両者の概要図について次頁に示す。

項目	ページ式液位計	温度計保護管の加圧方式
1) 設置高低差	<ul style="list-style-type: none"> 測定対象の塔槽類との高低差に 1 気圧程度の水頭圧を確保し、圧縮空気の圧力変動等による作業エリアでの放射線レベルの上昇、汚染の発生を防止することとしている。高低差確保の考え方は、仏国において運転経験に基づき設定され、先行施設で採用されているものである。 	<ul style="list-style-type: none"> 物理的高低差 4.6m 程度と保護管に対して 60kPa [gage] 以上の圧縮空気を供給することによる加圧でページ式液位計と同程度の高低差（水頭圧）を確保する。
2) 配管仕様	濃縮缶外の導圧配管 <ul style="list-style-type: none"> 耐震クラス C 機種区分外 材料 SUS304L 外径／厚さ 13.8mm／約 2mm 	濃縮缶外の保護管 <ul style="list-style-type: none"> 耐震クラス C 機種区分外 材料 SUS304 外径／厚さ 21.7mm／約 3mm



加圧システムの概要





(温度計引き抜き時概略図)

汚染防止用管概略図

加圧方式に係る設計評価

損傷した保護管の復旧策として採用した加圧方式は、保護管内に圧縮空気を供給し、減圧弁の設定圧力を 60 kPa 以上の範囲の所定の圧力で設定し、保護管内先端部にかかる圧力以上に保護管内を常時加圧する方式である。

本資料では、本設備に要求される保護管内部先端部にかかる圧力以上に保護管の内部を加圧する機能について、想定される以下の状態に対する有効性を評価し、本設備が十分な安全裕度を有した設計であることを確認する。

- 濃縮缶の各運転状態における濃縮缶内の圧力変化
- 濃縮缶と加圧方式の圧力バランスの変動
- 保護管先端部の損傷部位の腐食による損傷の進展
- 加圧システムを構成する設備の保修

また、作業エリアに対するしゃへい機能について確認を行うとともに、火災及び爆発の防止の評価として保護管内の水素の発生量を確認する。

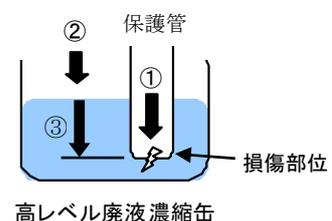
1. 保護管内への高レベル廃液の浸入防止機能の有効性評価

1. 1 濃縮缶の各運転状態における濃縮缶内の圧力変化

(1) 評価方法

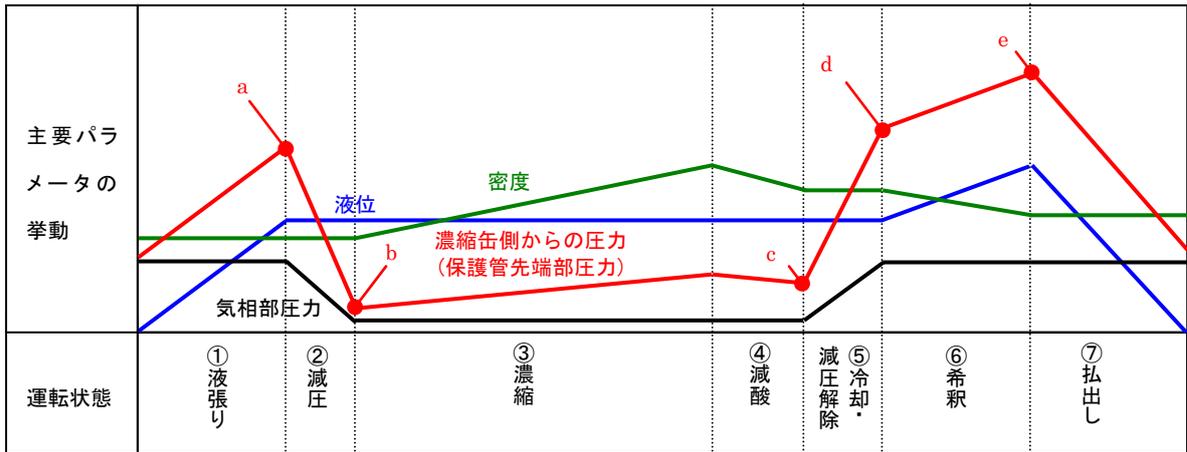
加圧方式は、保護管内先端部にかかる圧力以上に保護管内を加圧する方式である。

以下の条件が成立した状態では保護管内への液の浸入はない。



- ① 保護管内先端部の圧力 \geq ②濃縮缶気相部の圧力
 + ③濃縮缶内の液による圧力 (液面から保護管先端部まで)
- 【濃縮缶側からの保護管先端部にかかる圧力】

濃縮缶の運転状態により、濃縮缶内の気相部圧力及び濃縮缶内の液位と密度が変動することから、それらの変動に応じて、上記の「濃縮缶側からの保護管先端部にかかる圧力」(以降、「濃縮缶側からの圧力」という)が変動する(図1 参照)。よって、濃縮缶のいずれの運転状態においても、保護管内先端部の圧力が濃縮缶側からの圧力を上回る(上記の式が成立)ことをもって、保護管内への液の浸入の有無を評価する。



運転状態	①液張り	②減圧	③濃縮	④減酸
運転概要	供給槽から濃縮缶へ廃液を供給する。	真空発生装置を起動し、濃縮缶内を減圧状態にする。	濃縮缶内液位を制御しながら、供給槽から濃縮缶へ廃液を供給し、濃縮缶で蒸発・濃縮する。	濃縮缶内の液位を制御し、第1酸回収系の凝縮液を供給しながら加熱することにより濃縮液の酸濃度を下げる。
各パラメータの挙動	液位: 上昇 気相部圧力: 一定 密度: 一定 先端部圧力: 上昇	液位: 一定 気相部圧力: 低下 密度: 一定 先端部圧力: 低下	液位: 一定 気相部圧力: 一定 密度: 上昇 先端部圧力: 上昇	液位: 一定 気相部圧力: 一定 密度: 低下 先端部圧力: 低下
濃縮缶内の状況 (模式図)				

運転状態	⑤冷却・減圧解除	⑥希釈	⑦払出し
運転概要	加熱を停止し、冷却を開始する(コイルに冷却水を通水)。濃縮缶内の減圧を解除する。	濃縮液に希硝酸を供給し、濃縮液の酸濃度を下げる。	濃縮液を次工程へ払い出す。
各パラメータの挙動	液位: 一定 気相部圧力: 上昇 密度: 一定 先端部圧力: 上昇	液位: 上昇 気相部圧力: 一定 密度: 低下 先端部圧力: 上昇	液位: 低下 気相部圧力: 一定 密度: 一定 先端部圧力: 低下
濃縮缶内の状況 (模式図)			

図1 運転状態と主要パラメータの変動

(2) 評価条件

- ・ 図1の a～e のポイントについて、以下の評価条件に基づき、濃縮缶側からの圧力及び保護管内先端部の圧力を計算する。

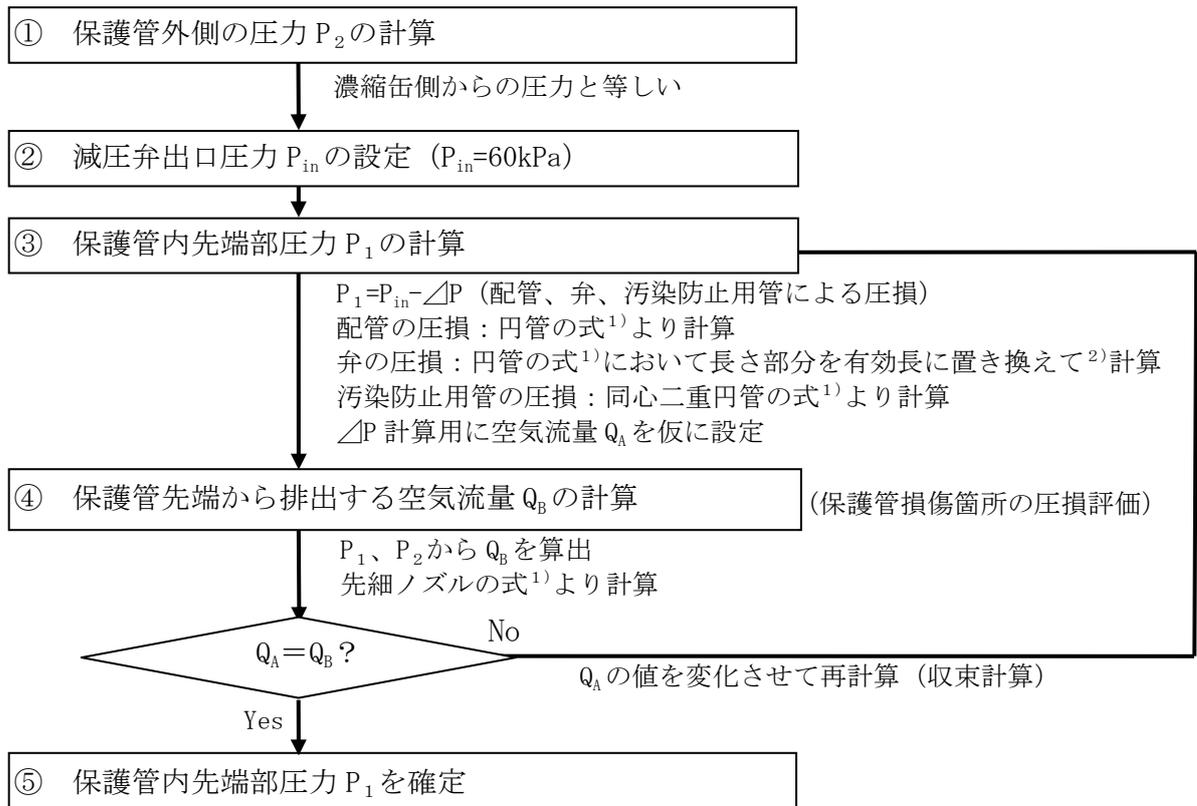
【濃縮缶側からの圧力計算】

- ・ 濃縮缶の運転が液張り、冷却・減圧解除、希釈状態（図1の a, d, e）においては、濃縮缶の気相部圧力は、塔槽類廃ガス処理設備により、大気圧より若干負圧であるが、安全側の評価として大気圧を用いる。
- ・ 濃縮缶の運転が減圧、濃縮または減酸状態（図1の b, c）においては、濃縮缶の気相部圧力は通常運転圧力を用いる。
- ・ 保護管の損傷部位は濃縮缶側からの圧力が最も高い保護管先端部とする。
- ・ 計算に用いる液位は、各運転状態における運転液位から保護管先端までの間とする。
- ・ 濃縮缶の運転が濃縮、減酸、冷却・減圧解除、希釈状態（図1の c, d, e）においては、安全側の値として最大となる濃縮後密度（設計値）を用いる。

【保護管内先端部の圧力計算】（図2 参照）

- ・ 減圧弁の設定圧力を 60 kPa 以上としていることから、減圧弁の設定圧力は最も低い 60 kPa の場合を評価する。
- ・ 現状の保護管の損傷部位の大きさの推定及び今後の損傷部位の腐食の進展を考慮し、孔径 0.01mm、0.1mm、1.0mm 及び 1.5mm の 4 つで保護管内先端部の圧力の計算を行う。
- ・ 保護管内に空気が流れることを考慮し、配管や弁等の圧損を計算する。この際、計算に必要な空気流量 Q_A は仮定値を用いる。
- ・ 保護管先端部においては圧力差により先端部から排出する空気流量 Q_B を計算する。
- ・ $Q_A=Q_B$ となるような収束計算を行い、保護管内先端部の圧力を評価する。

(3) 圧損の計算の考え方



1) 出典：機械工学便覧 A5編 流体工学
 2) 出典：化学工学便覧

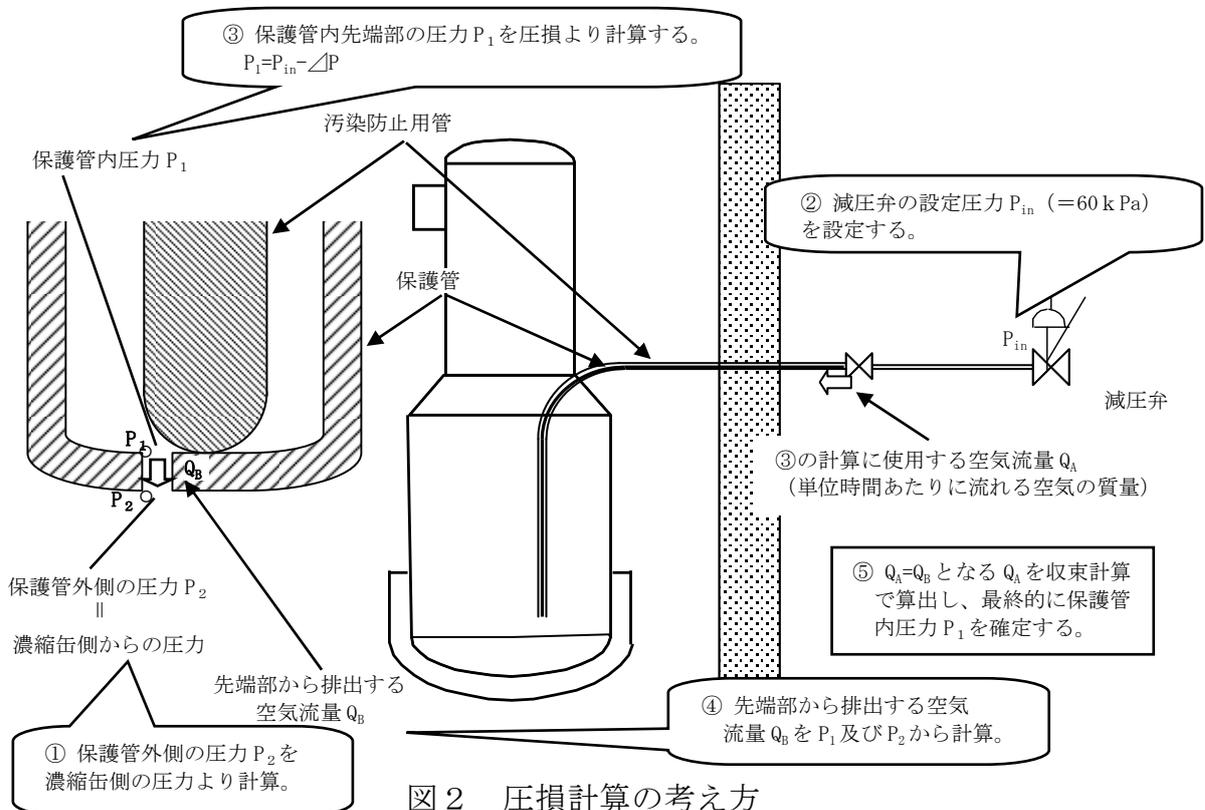


図2 圧損計算の考え方

(4) 評価結果

各運転状態に対して、保護管内を加圧した際の保護管内先端部の圧力と濃縮缶側からの圧力とを比較し、保護管内先端部の圧力が濃縮缶側からの圧力よりも大きくなることを確認した。この結果から、濃縮缶内のいずれの運転状態においても、保護管内へ廃液が浸入しないと評価する。

運転状態	濃縮缶側からの圧力 [kPa]	保護管内先端部の圧力 [kPa]				保護管内への浸入の有無
		0.01mm	0.1mm	1.0mm	1.5mm	
a 液張り①	24	60	60	53	40	無
b 減圧～濃縮前半②～③	-71	60	60	49	22	無
c 濃縮後半～減酸③～④	-59	60	60	49	22	無
d 冷却・減圧解除⑤	-59→36	60	60	49→55	22→46	無
e 希釈⑥	53	60	60	58	55	無

(5) 実規模試験による確認

① 試験方法

実際の濃縮缶及び保護管を模擬した装置を用い、損傷部位の大きさを變えて濃縮缶の各運転状態における圧力等を模擬し、保護管内への液の流入の有無を確認する（図3 参照）。

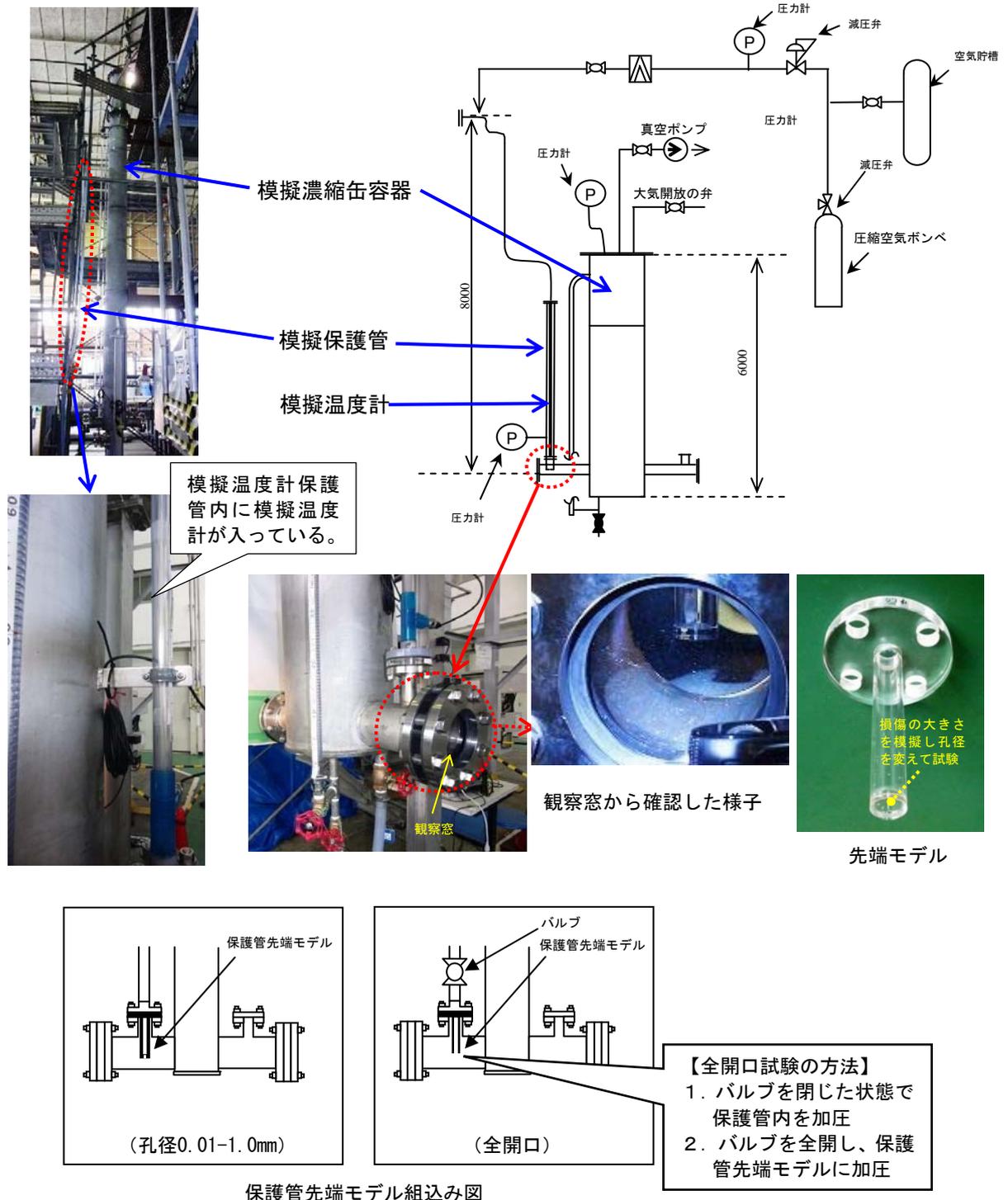


図3 実規模試験装置

② 試験条件

- ・ 減圧弁の設定圧力を 60～100kPa の範囲で設定し、保護管内を加圧する計画であることから、減圧弁の設定圧力を 60 k Pa 及び 100kPa とする。
- ・ 現状の保護管の損傷部位の大きさの推定及び今後の損傷箇所の腐食の進展を考慮し、孔径 0.01mm、0.03mm、0.3mm、1.0mm を備えた保護管先端モデルを用いる。
- ・ 試験では水を用いるため、試験での液位は各運転状態での液位に密度を補正し設定する。

③ 観察結果

実規模試験装置の観察窓から保護管先端モデルの先端からの空気の排出状況を観察した。試験条件のうち、最も空気の排出が少ない最小孔径0.01mm、減圧弁の最小設定圧力 60 k Pa、濃縮缶側からの最大圧力が加わる希釈後の条件において空気の排出が確認でき、保護管内への液の流入はないことを目視により確認した。詳細は以下のとおり。

孔径	減圧弁の設定圧力			
	60 k Pa		100kPa	
	濃縮缶側からの圧力			
	減圧後：-70kPa	希釈後：45kPa	減圧後：-70kPa	希釈後：45kPa
0.01mm	数分で保護管先端部の気泡が拡大。気泡は保護管先端から離れず。	数時間で保護管先端部の気泡が拡大。気泡は保護管先端から離れず。	数分で保護管先端部の気泡が拡大。気泡は保護管先端から離れず。	約1時間で保護管先端部の気泡が拡大。気泡は保護管先端から離れず。
0.03mm	数十秒に1回の頻度で気泡が発生	約10分に1回の頻度で気泡が発生	数十秒に1回の頻度で気泡が発生	数分に1回の頻度で気泡が発生
0.3mm	ジェット噴流状の気泡が発生	連続した気泡が発生	ジェット噴流状の気泡が発生	連続した気泡が発生
1.0mm	大きなジェット噴流状の気泡が発生	ジェット噴流状の気泡が発生	大きなジェット噴流状の気泡が発生	ジェット噴流状の気泡が発生
目視により、保護管内を確認したところ、全ての試験条件で保護管内への液流入はなかった。				

保護管先端から排出される気泡は以下の5ケースに分類された（図4 参照）。

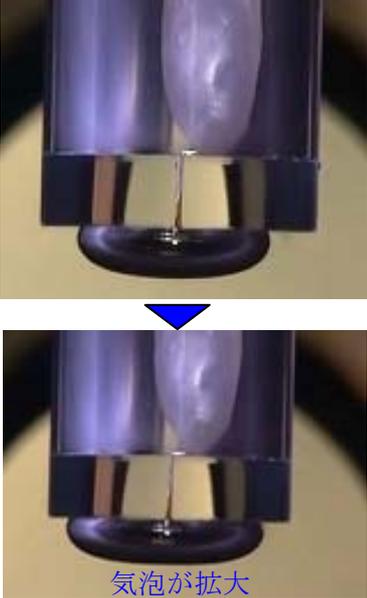
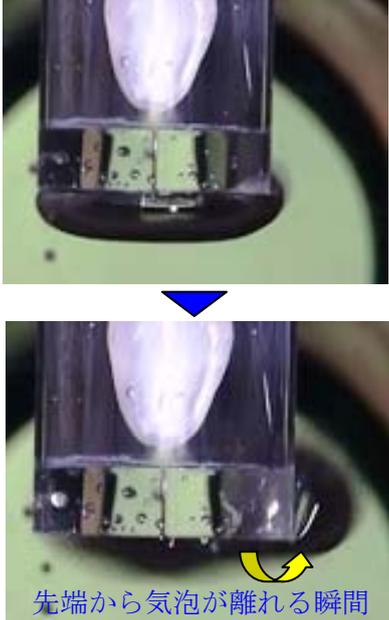
a. 気泡拡大のみ。保護管先端から気泡が離れず	b. 数十秒～約 10 分に一回の頻度で気泡が発生	
		
c. 連続した気泡が発生	d. ジェット噴流状の気泡が発生	e. 大きなジェット噴流状の気泡が発生
		

図4 空気の排出状況及び保護管内への液浸入の有無

④ 試験結果

試験の結果、いずれの孔径（0.01, 0.03, 0.3, 1.0mm）の場合においても保護管から空気が排出されており、保護管内を目視で確認した結果、保護管内への液浸入はなかった。

（6）まとめ

以上の評価及び実規模試験結果から、保護管内を加圧することにより、いずれの運転状態においても保護管内への液浸入が防止できると考えられる。

1. 2 濃縮缶と加圧方式の圧力バランスの変動

(1) 圧力バランスが変動するケースの整理

「1. 1 濃縮缶の各運転状態による濃縮缶内の圧力変化」での圧力変化以外に、設備構成等を考慮して圧力バランスに影響する要因を洗い出し、洗い出した各要因の状態に対して、本加圧方式が有効に機能し、保護管内への液浸入が発生しないことを確認する。(下表 参照)

大要因	中要因	小要因
保護管内への加圧圧力の低下	圧縮空気設備からの圧縮空気の供給停止[a-1]	—
濃縮缶側から保護管先端部にかかる圧力の上昇	濃縮缶気相部圧力の上昇	通常運転操作以外の理由による減圧解除[b-1]
		塔槽類廃ガス処理設備による圧力変動[b-2]
		加熱コイルからの蒸気流出[b-3]
	濃縮缶内の液による圧力の上昇	濃縮缶内の液位上昇[c-1]
		濃縮缶内保有液の密度上昇[c-2]

(2) 各要因の状態における液浸入の有無の評価

① 圧縮空気設備からの圧縮空気の供給停止 [a-1]

a. 事象進展シナリオの設定

濃縮缶の各運転状態に対して、圧縮空気の供給が停止したと仮定し、評価を行った。評価にあたっては、濃縮缶の真空発生装置の運転状態及び加圧方式のシステム構成を考慮し、事象進展シナリオを以下のように設定する(図5 参照)。

状態1：圧縮空気設備の停止に伴い真空発生装置の停止及び真空解除弁が開となり、濃縮缶内は減圧解除

↓

状態2：濃縮缶の減圧解除が終了。保護管は空気貯槽内に蓄圧された空気による加圧が継続(減圧中においても保護管内の圧力低下はない)

↓

状態3：空気貯槽の圧力が保護管内の圧力とほぼ同じ値となった場合、保護管内圧力の低下が開始。

↓

状態4：保護管内の圧力は濃縮缶側からの圧力と等しくなる。

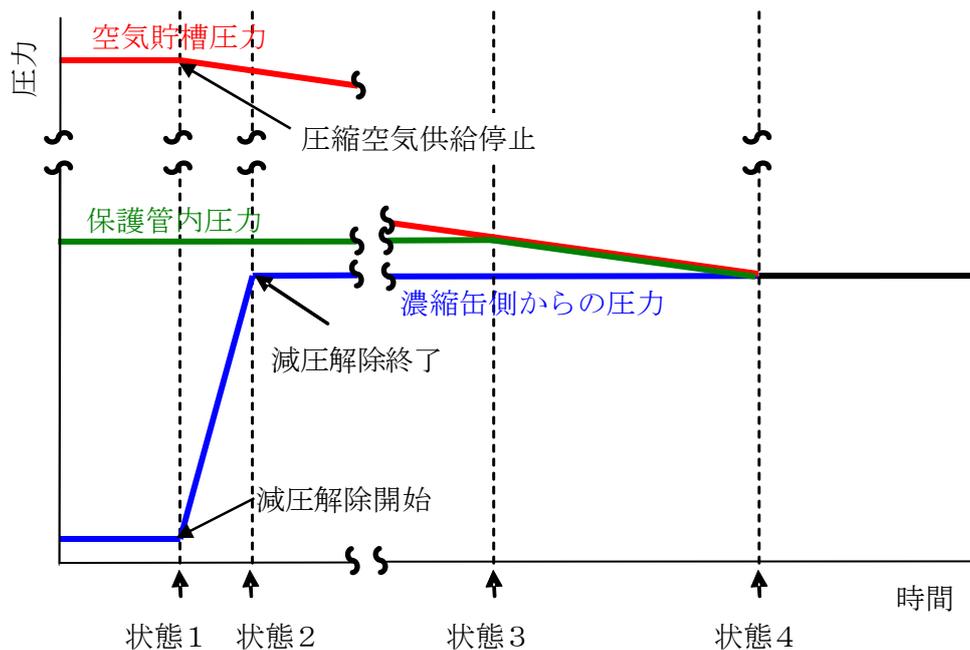


図5 圧縮空気設備からの圧縮空気供給停止時の圧力の経時変化

たとえ状態4までの状況に至ったとしても、保護管内の圧力は濃縮缶側からの圧力とつり合った状態で安定することから、それ以上の圧力の低下は生じず、保護管内への液浸入はない。

なお、空気貯槽の容量で加圧可能な時間を経過後も圧縮空気の供給が回復しない場合を想定し、現場にコンプレッサを設置する。このコンプレッサを加圧方式の予備タップにつなぎ起動することで、保護管への圧縮空気の供給が継続されるため、保護管内への液浸入を防止することができる。

b. 実規模試験による確認

ア. 試験方法

1. 1において使用した装置（図3参照）を用いて、保護管内の圧力が低下し始める状態3から圧力の低下が停止する状態4までを模擬し、その際の保護管内への液浸入の有無を確認する。

イ. 試験条件

- ・ 減圧弁の設定圧力は最も低い60 kPaとする。
- ・ 保護管先端モデルの孔径は1mmとする。
- ・ 模擬濃縮缶容器の気相部圧力が大気圧であることを確認し、状態3を模擬するため、圧縮空気の供給を停止する。
- ・ 保護管内の圧力低下が停止したことをもって状態4とし、圧力を

確認する。

- ・ 試験中は常時、保護管内への液の流入状態を監視する。

ウ. 試験結果

試験の結果、状態3から状態4までの間において、保護管内への液浸入はなかった。(下表 参照)。なお、状態4における保護管圧力は約25kPaとなり、模擬濃縮缶容器側からの圧力とほぼ同等となった。

孔径	状態	模擬濃縮缶容器側からの圧力	減圧弁の設定圧力	保護管内圧力(測定値)	状態3→4に至る時間	保護管への液浸入の有無
1mm	3	25kPa	60 k Pa	58kPa	2 時間	無
	4			25kPa		

c. まとめ

以上より、圧縮空気設備からの圧縮空気の供給が停止した場合においても保護管内への液浸入はないと考えられる。

② 通常運転操作以外の理由による減圧解除 [b-1]

濃縮缶の減圧解除は、通常運転の操作時だけでなく圧縮空気設備の停止(上記 [a-1] にて評価)、外部電源喪失、蒸気供給停止時(真空発生装置の駆動源である蒸気の供給が停止するため)及び濃縮缶の停止を伴うインターロックの作動時にも起こる(図6 参照)。

外部電源喪失時は圧縮空気の供給が停止することとなるため、圧縮空気設備の停止(上記 [a-1] にて評価)と同じ挙動となる。

また、蒸気供給停止時は通常運転時の減圧解除(1.1 にて評価)と同じ挙動となる。

以上より、圧力バランスの変動の観点から、本事象は上記①の評価結果に包含され、保護管内への液浸入は発生しない。

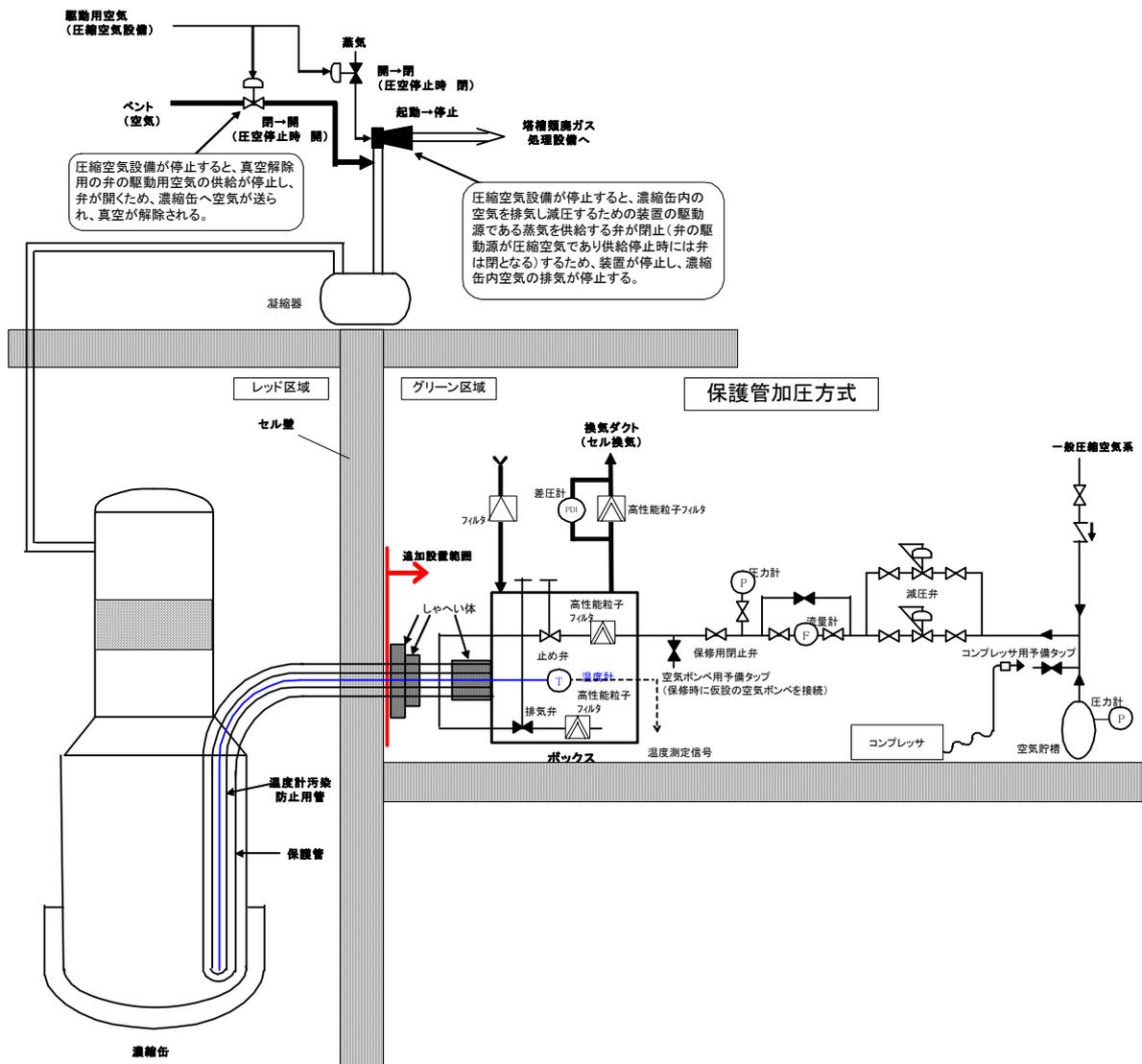


図6 圧縮空気設備からの圧縮空気供給停止時における真空発生装置の運転状態

③ 塔槽類廃ガス処理設備による圧力変動[b-2]

濃縮缶は塔槽類廃ガス処理設備により大気圧より若干負圧で制御されているが、同じ塔槽類廃ガス処理設備で排気されている他設備の状態によって、濃縮缶内の気相部の圧力は負圧の範囲で変動する。

この変動要因により保護管内への液浸入の可能性を評価した結果、1. 1において塔槽類廃ガス処理設備による濃縮缶内の圧力を大気圧で安全側に評価しており、負圧の範囲の圧力変動はこの評価結果に含まれるので、保護管内への液浸入は発生しない。

④ 加熱コイルからの蒸気流出[b-3]

加熱コイルは溶接構造であり、定期的な肉厚測定の実施により腐食状況を把握しているが、万一、濃縮缶内の加熱コイル（濃縮缶内の溶液を加熱するため濃縮缶内に設置）からのリークにより加熱蒸気が濃縮缶内に流出すると濃縮缶気相部圧力が上昇する。濃縮缶気相部圧力が圧力高インターロック設定値（大気圧よりも十分低い負圧に設定）よりも高くなった場合は、インターロックにより通常と同じように加熱蒸気の供給が停止し減圧が解除され、濃縮缶気相部圧力は塔槽類廃ガス処理設備により負圧の状態に維持され、更なる圧力上昇はない。この場合は通常運転時の減圧解除と同様な挙動となることから、保護管内への液浸入は生じない。

⑤ 濃縮缶内の液位上昇[c-1]

通常の運転状態において、濃縮缶内の液位が最も高くなる希釈運転は自動運転で行われ、供給液量が所定量に達すると自動的に濃縮缶への液の供給が停止する。自動的に停止した濃縮缶内の液位は1. 1での評価における希釈時の液位と同一であるので、1. 1の評価結果に包含され、保護管への液浸入は発生しない。

万一、希釈液の供給が自動で停止しなかった場合には濃縮缶内液位の上昇により濃縮缶側からの圧力が上昇する。この場合、濃縮缶に設置の警報（液位の異常高）が発報し、その液位から保護管内へ液が浸入する圧力に相当する液位まで上昇するには1時間程度を要する。この時間の余裕の間に中央制御室の運転員が希釈操作を停止する。よって、本事象についても保護管内への液浸入は発生しない。

⑥ 濃縮缶内保有液の密度上昇[c-2]

濃縮缶内液の密度については、濃縮の進展と共に上昇する。1. 1において、通常液位よりも高い希釈液位で濃縮缶内の最高密度値（設計値）を用いて評価を行い、その結果、保護管内液への液浸入が発生しないことを確認している。また、濃縮の進展以外に密度が上昇する可能性はないことから、密度上昇に伴い保護管内への液浸入が発生することはない。

(3) まとめ

評価の結果、いずれの要因に対しても、保護管内先端部の圧力は濃縮缶側から保護管先端にかかる圧力よりも高く、保護管内への液浸入が発生しないことを確認した。

1. 3 保護管先端部の損傷箇所の腐食による損傷の進展

(1) 圧力バランスの評価

保護管先端部の損傷箇所は、9. 2章①に記載する「濃縮缶下部の温度上昇の抑制」を講じることにより、濃縮缶の下部温度が過度に上昇することを抑制でき、腐食環境が緩和されることから損傷の進展は抑制できると考えるが、損傷進展の評価条件として、保護管の内径である 21.2mm とする。

21.2mm まで進展した場合、保護管先端部が濃縮缶に対して開放状態になるため、保護管先端部では保護管側の圧力は圧力の低い濃縮缶内側の圧力に引かれ、圧力が低下すると共に濃縮缶へ流れる空気流量が増加する。最終的には、保護管先端部では濃縮缶への空気の流れが継続したまま両者の圧力がほぼバランスした状態となるため、結果として保護管内への液浸入は発生しない。

(2) 実規模試験による確認

① 試験方法

1. 1において使用した装置(図3 参照)を用いて、損傷部位がない状態から保護管の内径に相当する 21.2mm まで急激に開口する変化を模擬し、保護管内への液流入はないことを確認する。

② 試験条件

- ・ 減圧弁の設定圧力は最も低い 60 k Pa とする。
- ・ 試験中は常時、保護管内への液の流入状態を監視する。

③ 試験結果

試験の結果、保護管内への液流入はなかった。(下表 参照)。

減圧弁の設定圧力	運転状態	濃縮缶の液による圧力	濃縮缶の気相部圧力	保護管内への流入の有無
60 k Pa	濃縮運転後	35kPa ^{※1}	-95kPa	無
	希釈運転後	48kPa ^{※2}	大気圧	

※1 減圧状態で液位の最も高い条件

※2 大気圧状態で液位の最も高い条件

析プログラムのSTAR-CDを用いて三次元熱流体解析を実施
解析モデルを図8に示す。

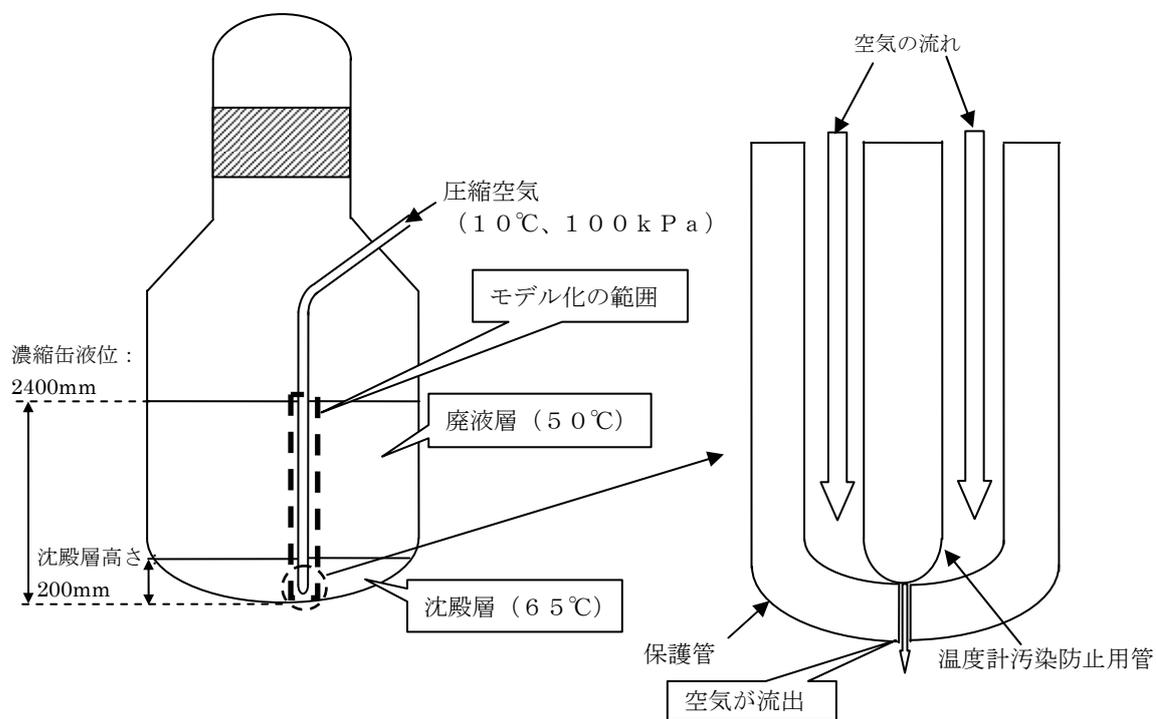


図8 熱流体解析に用いた解析モデル

解析結果を図9に、模擬試験における空気流出の様子を図10に示す。
現状では損傷が小さいため、空気流量は小さく温度計測に影響はない
が、保護管内の空気流量が大きくなると温度計測に影響が出ると考え
られることから、下部温度計指示値に対して温度補正等を行うこと
により運転の継続が可能か、今後検討を実施していく。

なお、加圧システムに設置する予定の流量計の測定範囲は 0.5～
5.0L/h[normal]であるため、流量の変化を検知可能である。なお、損
傷進展に応じた流量の変化に伴って、所定のレンジの流量計に交換す
る。

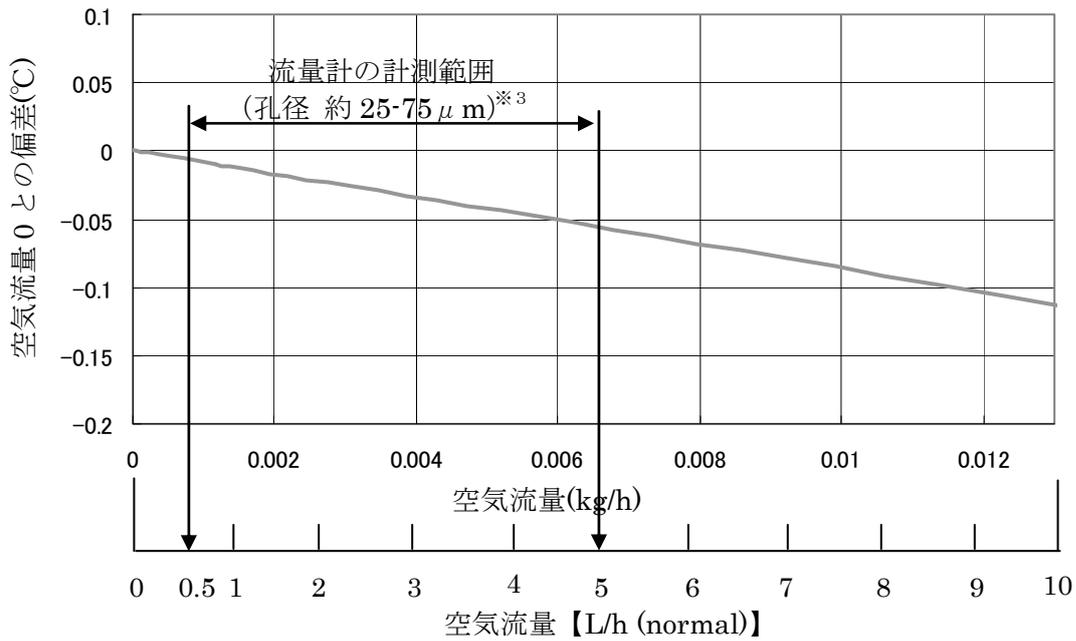
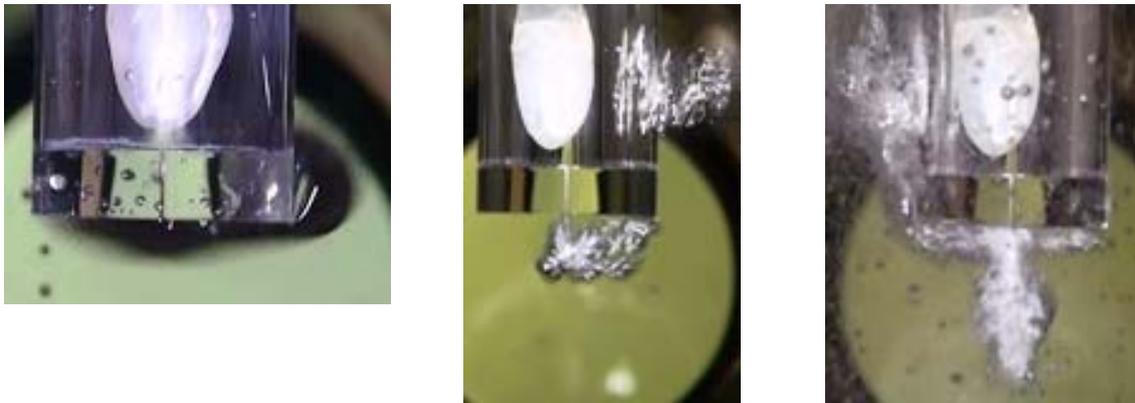


図9 評価結果

※3 先細ノズルの式により算出



損傷大きさ： 0.03mm → 0.3mm

図10 模擬試験における空気流出の様子

2) 除染性能への影響

損傷が進展した場合、保護管から濃縮缶へ流入する空気流量が増えるため、濃縮缶及び廃ガスを処理する塔槽類廃ガス処理系の除染性能に影響が出る可能性があることから、以下のとおり影響評価を行った。

【濃縮缶】

濃縮缶の除染性能への影響についてデミスタ部に流入する廃液蒸気量と流入する空気量を比較したところ、流入空気量は廃液蒸気量に対

して十分小さいことから、除染性能に対する影響は無視できる程度であると評価した。(図 1 1 参照)。

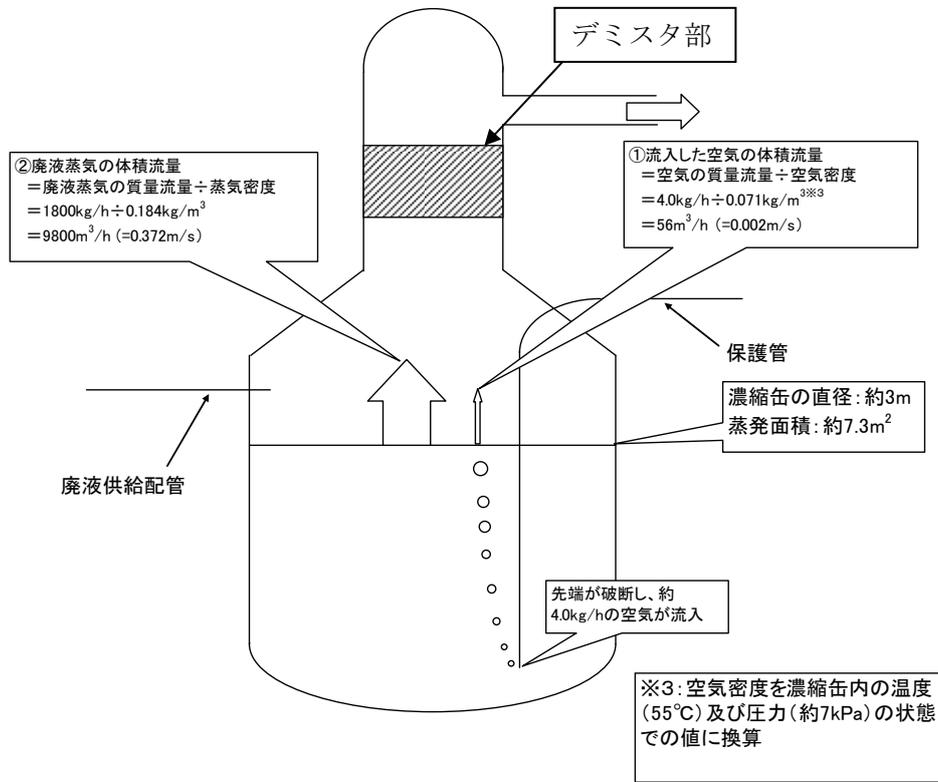


図 1 1 濃縮缶の除染性能への影響

【塔槽類廃ガス処理系】

デミスタ部を出た廃液蒸気は、凝縮器において蒸気成分を凝縮させた後、塔槽類廃ガス処理設備 (VOG) で処理される。

設計上、VOG へ移行する廃ガス量は高レベル廃液濃縮工程と第 1 酸回収工程の合計で \square m³/h[normal] であるが、通常の運転で発生する廃ガス量は約 \square m³/h[normal] であるのに対し、濃縮缶に流入する空気量は約 3m³/h[normal] であることから、損傷の拡大により増大した空気量による VOG の除染性能への影響は無視できる程度と考える。

(4) まとめ

評価及び実規模試験による確認の結果から、保護管を加圧することで、損傷部位の腐食進行により保護管先端部の損傷が保護管の内径まで進展した状態においても保護管への液浸入が発生せず、減圧並びに除染性能に対しても影響ないことを確認した。なお、損傷が進展した場合における下部温度計指示値に対する温度補正等について今後検討を実施していく。

1. 4 加圧方式を構成する設備の保守

(1) 保守時の評価

加圧システムにおけるボックス内の止め弁、排気弁を分解点検、保守を行う際には、加圧システムは開放状態になることから、保護管内の圧力は大気圧となる。よって、濃縮缶内の液を払い出し、濃縮缶を減圧状態にすることで、たとえ加圧システムを停止しても、保護管内に液が浸入しない圧力バランス（濃縮缶側からの圧力 -9kPa $<$ 保護管内圧力 0kPa ）が維持できる。この状態で分解点検、保守を実施する手順を採用することにより、保護管内への液浸入が発生しないことを確認した。

(2) 実規模試験による確認

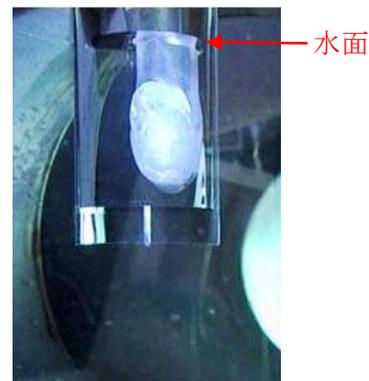
止め弁又は排気弁の保守時において保護管内は大気圧となる。1. 1にて使用した装置（図3 参照）を用いて模擬濃縮缶を減圧した結果、保護管内が大気圧であっても保護管内への液浸入はなかった。また、模擬濃縮缶を真空解除して濃縮缶の気相部圧力を大気圧にしたところ、保護管内へ液が浸入した。よって、(1) の評価のとおり、圧力バランスを維持することで保護管内への液の流入なかった。（図1 2 参照）

保護管内圧力が大気圧である場合の保護管内への流入の有無

孔径	保護管内圧力	保守時の濃縮缶の液による圧力	濃縮缶の気相部圧力	保護管内への流入の有無
1.0mm	0kPa (大気圧)	2kPa (濃縮缶の液を 払出した状態)	-10kPa	無
			0kPa (大気圧)	有 (約3分で保護管内 に濃縮缶の液位と 同等の液が流入)



a) 液の流入がない様子



b) 液の流入がある様子

図 1 2 保護管内への液流入の様子

2. 作業エリアに対するしゃへいの確認

現在のしゃへい機能は、保護管からのストリーミングを考慮して、補助的なしゃへい体をセル壁部分の保護管内面に挿入している。

加圧方式では、保護管への圧縮空気の流路を確保するため、しゃへい体をセル壁部分から作業エリアへと移動する（図13 参照）。

加圧方式におけるしゃへい機能の確認は、濃縮缶セル内からの放射線がセル壁の開口部（保護管設置）を通じて作業エリアに到達するストリーミングの線量率と高レベル廃液から保護管気相部に移行した放射性物質による線量率をそれぞれ評価し、セル壁透過成分による線量率^{※4}（ $3.0 \mu\text{Sv/h}$ ）と合算して当該エリアの基準線量率（ $\leq 10 \mu\text{Sv/h}$ ）を満足することを確認する。なお、計算点は人がアクセス可能な換気ボックスの表面とする（図13 参照）。

※4 高レベル廃液の濃縮運転における設計上の最大線源強度より評価

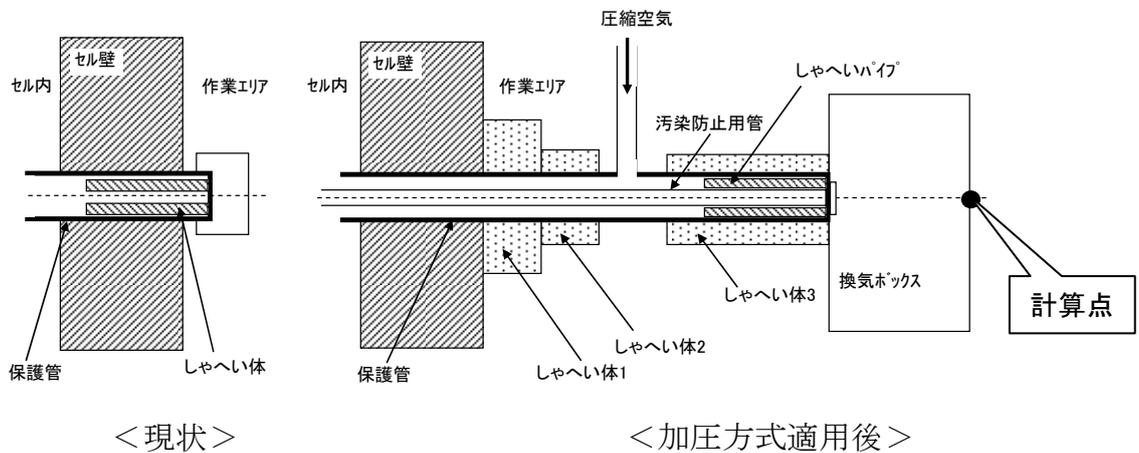


図13 保護管のストリーミングを考慮した遮へい体の比較

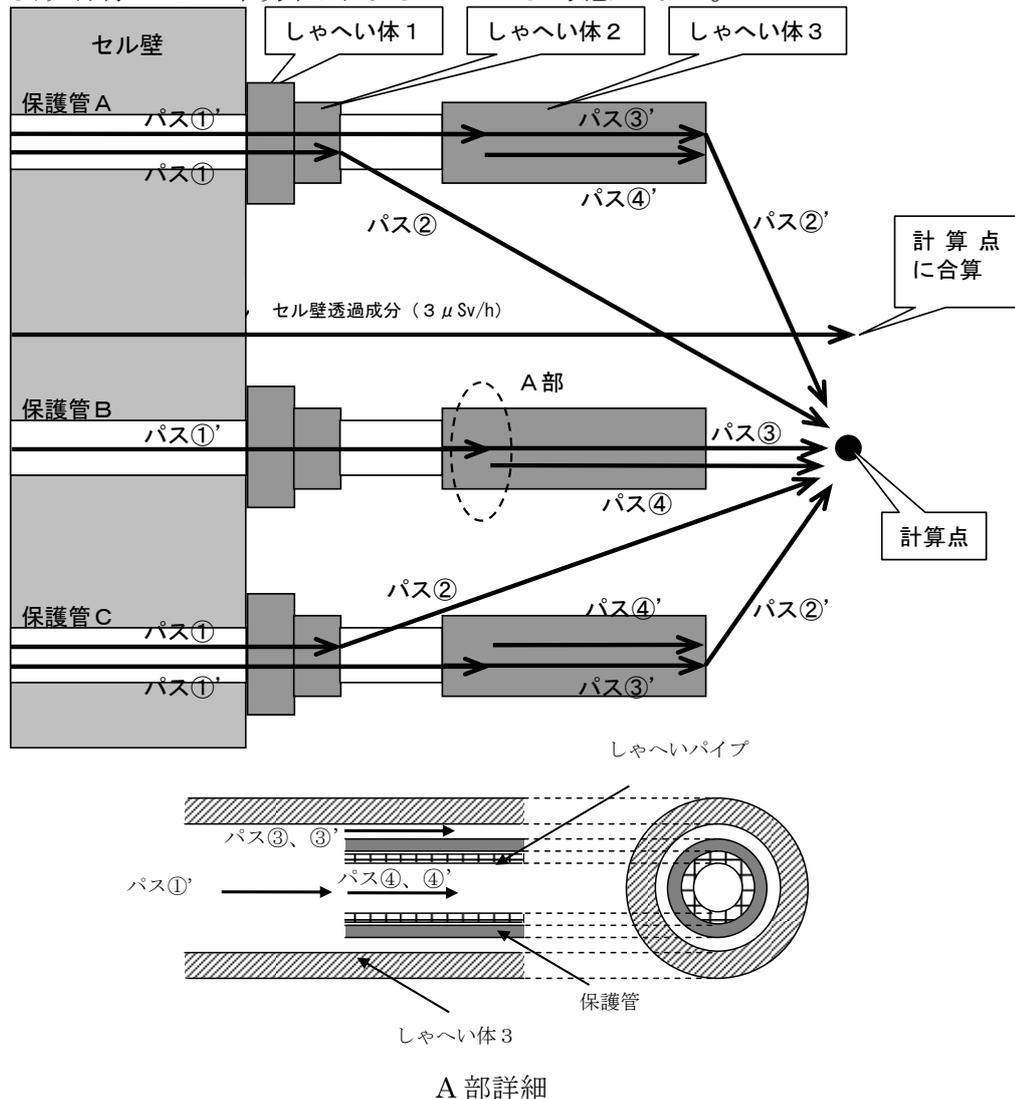
(1) ストリーミングによる線量率の評価

現状の保護管におけるストリーミングの評価は、保護管内に設置されたしゃへい体による減衰を考慮して、1本毎に評価を行い、各保護管の線量率と壁の透過成分と合算して当該エリアの基準線量率（ $\leq 10 \mu\text{Sv/h}$ ）を満足することを確認している。評価方法としては、しゃへい体入口までは円筒状の空洞となっているため、円筒ダクトによる減衰を評価する式で評価しており、しゃへい体から作業エリアまでは、しゃへい体により隙間部分が円環状であるため、円環ダクトによる減衰を評価する式にて評価している。

加圧方式におけるストリーミングについては、しゃへい体が作業エリア側に移動する。このため、保守的に3本の保護管のうちの両側の2本の保護管からの寄与もあるとして、図14に示す中央の保護管（保護管B）の中心軸上を計算点として評価する。

加圧方式設置における線量率の評価条件を以下のように設定する。

- ① セル壁内壁面の線量率（高レベル廃液の濃縮運転における設計上の最大線源強度）より評価する。
- ② 幾何条件は図 1 4 に示すとおり。計算点までの距離は人がアクセス可能な位置とする。
- ③ シャへい体を透過する放射線は、透過時に減衰が生じ、直線的に寄与する放射線に比べ十分低くなることから考慮しない。



- ・パス③及び③' はシャへい体 3 の内側から保護管内に設置したシャへいパイプとの隙間（円環形状）を透過する放射線の評価している。
- ・パス④及び④' はシャへい体 3 の内側の保護管内に設置したシャへいパイプの内側の空間（円筒形状）を透過する放射線の評価している。

図 1 4 ストリーミングによる線量率評価モデル

各透過パスの設定は以下のとおり。

なお、クォーテーション（「'」）の意味は、適用する評価式は同じだがパスの設定長さが異なることを示す。

パス	設定	適用式
①	セル壁内面からしゃへい体2出口までのパス	円筒ダクトの式
①'	セル壁内面からしゃへいパイプ入口までのパス	
②	しゃへい体2出口から計算点までのパス	円板面線源の式
②'	しゃへい体3出口から計算点までのパス	
③	しゃへいパイプ入口から計算点までのパス	円環ダクトの式
③'	しゃへいパイプ入口からしゃへい体3出口までのパス	
④	しゃへいパイプ入口から計算点までのパス	円筒ダクトの式
④'	しゃへいパイプ入口からしゃへい体3出口までのパス	

円筒ダクトの式…円筒状のダクトによる減衰を評価する式であり、貫通部の中の空洞部分の形状が円筒形の空洞であるのため適用（「再処理施設の放射線遮蔽安全ガイド資料」JAERI - M 86 - 060）

円板面線源の式…円板形状の線源からの距離による減衰を評価する式であり、線源の形状や評価点まで障害物がないことを考慮して適用（「ガンマ線遮蔽設計ハンドブック」）

円環ダクトの式…円環状のダクトによる減衰を評価する式であり、貫通部の中の空洞部分の形状が円環形状であるので適用（「再処理施設の放射線遮蔽安全ガイド資料」JAERI - M 86 - 060）

計算結果を下表に示す。線量率の計算結果の合計は $2.1 \mu\text{Sv/h}$ であった。

保護管	セル壁内壁面線量率 ($\mu\text{Sv/h}$)	透過ルート	計算点の線量率 ($\mu\text{Sv/h}$)
保護管 A	2.40×10^9	パス①→パス②	3.5×10^{-1}
		パス①' →パス③' →パス②'	1.1×10^{-4}
		パス①' →パス④' →パス②'	1.6×10^{-5}
保護管 B		パス①' →パス③	7.0×10^{-1}
		パス①' →パス④	4.5×10^{-1}
保護管 C		パス①→パス②	6.2×10^{-1}
		パス①' →パス③' →パス②'	4.9×10^{-4}
		パス①' →パス④' →パス②'	7.0×10^{-5}
合計			2.1

(2) 放射性物質の移行による線量率の評価 (図15 参照)

保護管は圧縮空気により加圧されているため、保護管内への液の浸入はない。しかし、保護管には微小な開口部が存在するため、気相への移行を評価する。保護管気相部への放射性物質の移行による線量率の評価条件を以下に示す。

- ① 廃液の放射能濃度は 1.37×10^{11} Bq/cm³、保護管気相部への放射性物質の移行率は、流れはないものの掃気に対するエアロゾルの移行率の下限值 0.1 mg/m^3 ¹⁾ として、保護管気相部の放射性物質濃度は 13 Bq/cm^3 を使用。
- ② 保護管周りに設置したしゃへい体、配管の厚み等のしゃへい効果は無視する。

- 1) 出典 F.J.Herrmann, E.Lang, J.Furrer, E.Henrich “Some Aspects of Aerosol Production and Removal During Spent Fuel Processing Steps” 16th DOE Nuclear Air Cleaning Conference

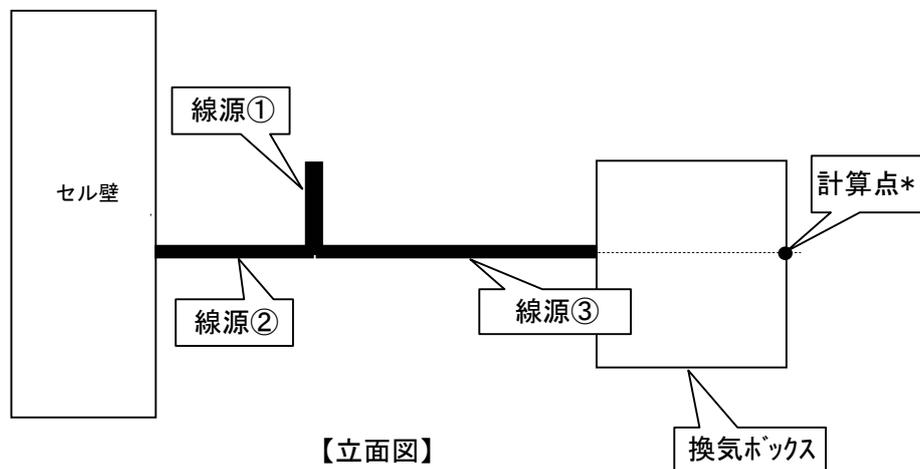


図15 放射性物質の移行による線量率評価モデル

評価方法としては、配管形状が線状であることから線状の線源からの距離による減衰を評価する式を適用する。(単純形状線源に対する計算公式「線線源」(ガンマ線遮蔽設計ハンドブック))

各線源からの寄与及び合計線量率は、線源①, ②, ③は共に $0.0015 \mu \text{ Sv/h}$ であり、放射性物質の移行による線量率は、十分小さいことが分かる。

(3) まとめ

ストリーミングによる線量率は、 $2.1 \mu \text{ Sv/h}$ であり、一方の放射性物質の移行による線量率は十分小さく無視できる程度であることを確認した。これらにセル壁透過成分による線量率 ($3.0 \mu \text{ Sv/h}$) を加えても $5.1 \mu \text{ Sv/h}$ であり、当該エリアの基準線量率 ($\leq 10 \mu \text{ Sv/h}$) を満足していることを確認した。

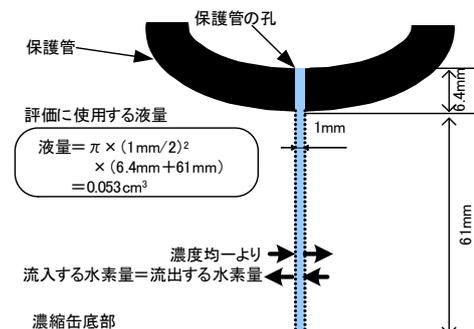
3. 放射線分解水素発生量の評価

濃縮缶で処理される高レベル濃縮廃液は、放射線分解により水素が発生する。1.において確認したとおり保護管内圧力が濃縮缶側からの圧力よりも高くなる圧力に保護管内を加圧し、保護管内に供給している空気が保護管先端部から濃縮缶側に抜けている状態では、保護管内への液浸入はない。しかしながら、損傷部位が微小であると毛細管現象により生じる圧力が大きくなり、加圧システムからかけられる圧力を上回り、保護管内に液は浸入しないものの損傷部位内には液が浸入することが考えられる。

損傷部位内に微量な廃液が滞留することを仮定し、そこから発生する水素により、保護管内への水素濃度が可燃限界である 4vol%に達するまでの時間を評価する。

(1) 評価条件

- ・ 損傷部位は十分小さく、保護管内の空気の流れはないとする。
- ・ 保護管表面から出た水素は保護管内に入るが、拡散の効果が大きく過度に水素濃度の高い箇所が生じることがないことを試験により確認しているため、保護管内の水素濃度は均一とする。
- ・ 保護管への加圧圧力は 60 kPa とする。
- ・ 損傷部位の開口 1mm^{※5}の損傷長さ 6.4mmに濃縮缶底部までの61mmを加えた長さ^{※6}での液量 0.053cm³で評価する。
- ・ 保護管内容量（気相部）は保護管から減圧弁までの容量とする。
- ・ G 値及び単位液量あたりの崩壊熱量 Q は濃縮缶での設定値²⁾を用いる。



- ※5 計算上、保護管への加圧圧力 60 kPa で毛細管現象により生じる圧力を抑えることができる損傷部位の開口は 5 μ m 以上である。また、実規模試験での観察結果によると開口 10 μ m では保護管先端で気泡が拡大し、開口 0.3mm 以上では連続した空気の排出を確認できた。よって、評価値である開口 1mm は十分安全側の値である。
- ※6 損傷長さについては、長さが不明であるものの損傷部位の開口を 1mm として十分安全側の値を設定しているので保護管の肉厚とする。また、濃縮缶内の液から発生する水素については、濃縮缶気相部が保護管内よりも負圧のため濃縮缶気相部に移行すると考えられるが、安全側に損傷部直下部の液（開口 1mm、高さ 61mm の円柱）から発生する水素を考慮に入れる。

- 2) 出典：第6回設工認申請書「Ⅲ 火災及び爆発の防止に関する説明書」

(2) 評価方法

- ・ 評価液量からの単位時間当たりの水素発生量²⁾を計算する。

$$\text{時間当たりの水素発生量 } F = 8.36 \times 10^{-6} \times V \times Q \times G$$

(V : 液量、Q : 単位液量の崩壊熱量、G : G 値)

- ・ 保護管内の水素濃度は以下の式により計算できるので、水素濃度が 4vol% となる時間を逆算する。

$$\text{水素濃度 } C = (\text{水素発生量 } Q_{H_2}) / (\text{水素発生量 } Q_{H_2} + \text{保護管内気体量 } N_{GP})$$

$$\text{保護管内気体量 } N_{GP} = \text{保護管内容量 } V_{GP} \times \text{保護管内圧力 } P_{GP} / (\text{大気圧})$$

$$\text{水素発生量 } Q_{H_2} = F \times \text{時間 } X$$

(3) 評価結果

保護管内の圧力 60 kPa において液量 0.053cm³ から発生する水素により、保護管内の水素濃度が可燃限界である 4vol% に達するまでの時間は 104 年程度と、通常状態における水素の発生量は十分小さく、特別な対策をとらなくとも火災及び爆発の防止の観点での問題はないことを確認した。

4. 放射線分解 NO_x 発生量の評価

温度計保護管内に放射線分解の影響で発生する NO_x 濃度の試算については、水素発生量と同様の手法で検討した。試算の前提は、貫通孔が小さく、加圧空気は流れず、貫通孔内は高レベル廃液で満たされているが、保護管内への廃液の浸入はない状態とし、JAEA ハンドブックにある亜硝酸生成の G 値 (α 線 : 1.4 molecules/100eV、2.5 molecules/100eV)¹⁾ を用いて評価した。

この結果、1 年間の運転を続けたとしても NO_x 濃度 (上記亜硝酸を全て NO_x として評価) は約 0.9% (分圧約 1.4kPa) となった。

単一ガスである N₂O を 2.5 気圧 (約 250 kPa) に圧縮した場合、NO_x の不均化反応により自己爆発を生じる²⁾ が、上述の様に、発生する NO_x 濃度 (分圧) は非常に小さく、また保護管内は単一ガスではないので、爆発が発生するような状況ではない。

1) 再処理プロセス・化学ハンドブック 第2版

2) 防火・防爆対策技術ハンドブック 新版

ただし、NO_x は有害な物質であることから、サンプリングを実施することとする。サンプリングにあたっては、保護管内の加圧圧力が必要圧力より低下する可能性があるため、事前に高レベル廃液濃縮缶を減圧状態とし、保護管内への高レベル廃液の浸入防止を図ることが必要であることから、止め弁の保守時等、濃縮缶を減圧状態にする時に併せて実施することにする。

また、NO_x 生成によりグリーン区域に対する影響がないことを確認する目的で、念のため、換気ボックス内に NO_x ガスモニタを設置することを検討するとともに、保護管内部については前述のとおりバルブ等の点検時にサンプリングする。

5. まとめ

本設備に要求される保護管内への高レベル廃液浸入防止に係る機能は、運転時、保守時に想定される以下の状態に対し有効であり、また本設備が十分な安全裕度を有した設計であることを確認した。

- 濃縮缶の各運転状態における濃縮缶内の圧力変化
- 濃縮缶と加圧方式の圧力バランスの変動
- 保護管先端部の損傷部位の腐食による損傷の進展
- 加圧システムを構成する設備の保守

また、作業エリアに対するしゃへい機能について問題ないことを確認するとともに、保護管内の水素、NO_x の発生量については十分小さく火災・爆発防止上問題ないことを確認した。

加圧方式に係る安全評価

加圧方式は、保護管内に濃縮缶側から保護管先端部にかかる圧力よりも大きな圧力で圧縮空気を供給することにより、高レベル廃液の保護管への浸入を防止するシステムであり、運転時及び保守時等に想定される以下の状態について、保護管内への浸入を防止できる設計としている。

- ・濃縮缶の各運転状態における濃縮缶内の圧力変化
- ・濃縮缶と加圧方式の圧力バランスの変動
- ・保護管先端部の損傷部位の腐食による損傷の進展
- ・加圧方式の設備の保守

再処理事業指定申請書における安全評価の考え方に基づき加圧方式の安全設計の妥当性の確認を行うために、上記のような機能が期待できないような状態を想定して、仮に保護管内に高レベル廃液が浸入したとしても周辺環境に対し影響を及ぼさないことを確認する目的で、安全評価を行った。

1. 評価条件

加圧方式は、上記のように圧縮空気です保護管内を加圧することでその機能を確保していることから、圧縮空気の圧力低下が着目すべき変動項目になる。圧力低下の中でも最も厳しい条件としては、圧縮空気やコンプレッサによる加圧圧力が全てなくなることである。

この際の保護管内に浸入する高レベル廃液の量は、濃縮缶の通常運転時の運転範囲の変動幅の最大値である液位警報設定点の位置までとした。

上記の状態において、検討すべき項目としては、保護管内に浸入した高レベル廃液からの「水素発生」及び「気相への放射性物質の移行」であり、これらについて評価を行った。

2. 評価結果

(1) 水素発生

高レベル廃液から発生する水素の濃度が可燃限界である4 vol%に達するまでに1日以上の間余裕があり（根拠を別紙に示す。）、その間に圧縮空気による保護管内への加圧の復旧を行うことで水素濃度が4 vol%を超えることはないことを確認した。

対応としては、圧縮空気による保護管内への加圧の復旧を行うことを優先

するが、ボックス内を経由してセル換気系に移行させることが可能であり、影響は十分に小さい。

(2) 気相部への放射性物質の移行

加圧システムでは、保護管内に廃液が浸入したとしても、廃液から気相に移行する放射性物質はボックス内に設置された排気弁を開放することにより、セル換気系に移行させることが可能であることから、保護管内に浸入した廃液から気相部への放射性物質の移行については、設計基準事象の候補事象「分離建屋塔槽類廃ガス処理設備 塔槽類廃ガス処理系の排風機の排気停止による閉じ込め機能喪失^{※1}」の評価に包含される事象である。また、本事象において、更に、分離建屋換気設備のグローブボックス・セル排気系の高性能粒子フィルタによる放射性物質の除去や主排気筒からの放出といった影響緩和機能を期待せずに評価しても敷地境界での実効線量当量は 5.1×10^{-3} mSv となり、平常時の年間の線量当量を十分下回る。

※1：分離建屋塔槽類廃ガス処理設備（塔槽類廃ガス処理系）の排風機が故障した場合は、予備の排風機に自動的に切り替える設計としている。仮に排風機が2台とも停止し、塔槽類の負圧が低下し廃ガスがセル内に漏えいしたとしても、分離建屋換気設備のグローブボックス・セル排気系の高性能粒子フィルタにより放射性物質が除去された後、主排気筒から放出されるため、平常時の年間の線量当量（ 2.2×10^{-2} mSv）に至るまでに、運転員対応が可能な時間余裕（1日以上）がある。

3. 結論

加圧方式の機能が期待できないような状態を想定して、仮に保護管内に高レベル廃液が浸入した状態に対する安全性評価を行った結果、水素発生及び廃液から気相への放射性物質の移行については、いずれについても影響は十分小さく、当該加圧方式の安全設計は妥当である。

なお、いずれの事象も十分な事故防止対策に加え事象の進展速度が遅いことや、影響緩和策を期待しなくとも、評価の判断基準を超えないことから再処理施設の設計基準事象とする必要がないと考える。

保護管内に廃液が浸入した場合の水素濃度 4 vol%に至る時間について

加圧システムの異常により保護管内に高レベル濃縮廃液が浸入した場合、発生する水素濃度が可燃限界である 4 vol%に達するまでの時間を評価する。

(1) 評価条件

- ・保護管内に浸入する高レベル廃液は、濃縮缶の通常濃縮運転時の運転範囲の変動幅の最大値として液位高警報の設定点とし、これに相当する保護管内の液量として 677 cm³ とする。
- ・保護管内圧力は大気圧とする。
- ・保護管内容量（気相部）、G 値及び単位液量あたりの崩壊熱量 Q は添付資料-35 での水素発生量の評価と同様とする。

(2) 評価方法

- ・評価液量からの単位時間当たりの水素発生量¹⁾を計算する。
時間当たりの水素発生量 $F = 8.36 \times 10^{-6} \times V \times Q \times G$
(V : 液量、Q : 単位液量の崩壊熱量、G : G 値)
- ・保護管内の水素濃度は以下の式より計算できるので、水素濃度が 4 vol% となる時間を逆算する。
水素濃度 $C = (\text{水素発生量 } Q_{H_2}) / (\text{水素発生量 } Q_{H_2} + \text{保護管内気体量 } N_{GP})$
保護管内気体量 $N_{GP} = \text{保護管内容量 } V_{GP} \times \text{保護管内圧力 } P_{GP} / (\text{大気圧})$
水素発生量 $Q_{H_2} = F \times \text{時間 } X$

1) 出典：第 6 回設工認申請書「Ⅲ 火災及び爆発の防止に関する説明書」

(3) 評価結果

評価の結果、保護管内に 677 cm³ の高レベル廃液が浸入した場合に発生する水素による保護管内の水素濃度が可燃限界に到達するまでの時間は 37.5 時間であることを確認した。

このことから、万一、保護管内に高レベル廃液が浸入した場合でも、水素濃度が可燃限界に達するまでに 1 日の時間余裕があり、その間に圧縮空気による保護管内への加圧の復旧を行うことで水素濃度が可燃限界である 4 vol% を超えることはない。

なお、上記評価では $\beta \gamma$ 核種の G 値については、濃縮缶の値を用いているが、保護管内は静置状態にあるため高レベル濃縮廃液貯槽での値を用いることも考えられる。この場合の評価では、4 vol% に達するまでの時間は約 194 時間となることから、上記評価は十分保守的なものであると言える。