



Th 溶融塩炉のフェイルセーフ

—電源喪失時の熱解析—

SCE・Net(環境研究会)

西村二郎

R-88

2023年2月
5日

1. はじめに

福島原発の事故後、東電の関係者の責任を問う裁判では、検察審査会の強制起訴案件を含めて「事故は予見できたとはいえない」として一審

では無罪となった。無罪判決は 2023 年 1 月に出た最初の 2 審判決でも変わらなかった。経済性を要求される原発に対して、確率的事象である地震の規模を問わず安全性を保証することは現行の軽水炉では不可能であることは明らかである。

一方、化学工学から出発した安全工学では、フェイルセーフが原則である。電源が落ちたときプラントは非常停止をした後、とくに何もしなくても、安全に推移すべきなのである。事故が起きたときの影響が大きい原発には不可欠の要件といえる。

Th (トリウム) 溶融塩炉では電源喪失時のフェイルセーフ性が担保されているという。この報告では、古川和男「原発安全革命」(2014 文藝春秋) に紹介されている古川自身の設計による燃料自給自足型 Th 溶融塩炉 FUJI-II(出力 16 万 kW)を福島原発 1 号炉並みの 46 万 kW としたときの電源喪失時のフェイルセーフ性を一瞥してみた。

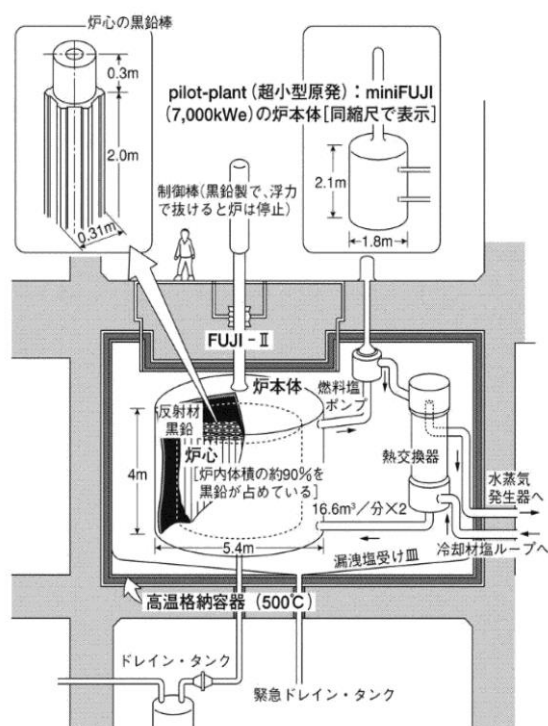


図1 FUJI-II の概念図

図1はFUJI-IIの概念図である。Th 溶融塩炉は連続運転される。運転中何らかの原因によって電源を喪失した場合、系内から緊急ドレイン・タンクに繋がっているパイプの冷却機能が失われ「栓」の役割を果たしていた溶融塩が融解し、系内の溶融塩はタンクに流入し核分裂反応は止まる。

現行軽水炉では1年以上もの核燃料を抱えてバッチ運転され、放射能を帯びた構造材や副資材はもちろん生成物の放射性ガス(Xe、Kr)など全ての放射性物質が反応室に残る。その上、反応室に存在する水が高温で構造材のZrと接触すると、水素ガスが発生する。

Th 溶融塩炉は現行軽水炉に比べて、炉の構造と運転方法が全く違うので、電源喪失時の安全性は原理的に高い。しかし、福島原発の事故から類推されるように、核分裂反応停止直後の崩壊熱は大きい。したがって、Th 溶融塩炉についても、タンクに貯蔵される核分裂反応残渣である溶融塩の熱的挙動について調べてみる必要がある。

古川の構想では、発電用の溶融塩炉と、スタート時に火種として必要な核分裂物質 U233 の製造および核分裂生成物の化学処理を行うプラントに分離されている。そしてこの「親」プラントを軸として、数多くの原発が存在する。両者合わせて核エネルギー協働システムと名付けている。また、FUJI-IIの他にミニFUJI(出力7000kW)というパイロットプラントも設計した。緊急用ドレインタンクは銅製1m³で、地下の100m³のプールに浸かっている。溶融塩はタンクの約半分の容積

を占め、無電源水蒸気冷却凝縮器で冷却されることになっている。何らかの理由で、ドレイン系統が機能しない場合にも、漏洩した燃料塩は、融点以下に冷却させるのは容易なのでガラス状に固化分散し、対処は容易い、とのことである。溶融塩が大量に直接水と接触すれば水蒸気爆発を起こす危険性があるが、少しずつ漏洩すれば問題はないだろう。この報告では、漏洩せずプールに浸かった状態のタンク内溶融塩の熱的挙動を解析するのが目的である。フェイルセーフが前提なので、冷却条件は自然対流とした。電源喪失時、核燃料を含む溶融塩は速やかに熱中性子のないタンクに移す必要がある。スムーズな流れに必要な溶融塩温度、配管径、および冷却効率の高いタンク形状が要求される。また、 $\text{Th232} + \text{中性子} \rightarrow \text{Th233} (\beta \text{崩壊: 半減期 } 22 \text{ 分}) \rightarrow \text{Pa233} (\beta \text{崩壊: 半減期 } 27 \text{ 日}) \rightarrow \text{U233} (\text{半減期 } 16 \text{ 万年})$ と変化する。半減期が短い核反応もあるので、崩壊熱の大きさによっては「親」プラントにもフェイルセーフ対策が必要な可能性があるが、核分裂反応を起こすプラントではないので、原理的にみて発電炉ほど大きくはないだろう。化学処理および廃棄物処理用プラントは、崩壊熱が大きい時期が過ぎているので、必要ない。

2. タンク内溶融塩の伝熱モデル

タンクに流入した溶融状態の反応残渣は、冷却が充分ならばタンク内面にセルフライニング(SL)層が形成されるだろう (図 2 参照)。流入性と冷却性を考慮すれば、タンク形状は細長い円筒形にすべきだろう (図 3 参照)。長過ぎる場合は複数になる。

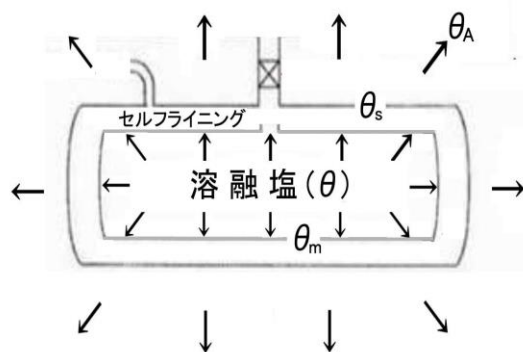


図2 タンク内外の熱移動

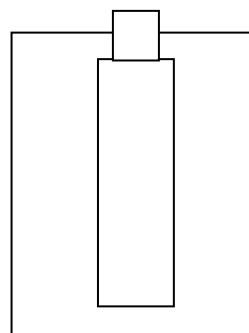


図3 円筒モデル(水冷)

このレポートで使われる記号の意味は下表のとおりである。

表1 記号の意味

$\theta(t)$: タンク内溶融塩の温度	Q, q : 崩壊熱、単位体積当り崩壊熱
$\theta_s(t)$: タンクの表面温度	τ : 溶融塩温度変化に関する時定数
θ_m : セルフライニング層(溶融塩)の融点	V : タンク内容積
θ_A : タンク外周辺温度	S : タンク表面積
d : セルフライニング層の厚み	R : 球状タンクの半径
λ : セルフライニング層の熱伝導率	a : 円筒タンクの半径
h_1 : 溶融塩→タンク内面への熱伝達率	l : 円筒タンクの長さ
h_2 : タンク外面→周辺への熱伝達率	c, ρ : 溶融塩の比熱、密度
t_M : タンク内溶融塩温度が最高となる時間	t_m : セルフライニングの生成開始時間

福島原発の爆発事故は崩壊熱が如何に大きい、雄弁に物語っている。フェイルセーフの条件は、冷却条件を自然対流の水冷としたとき、タンクの内壁温度が使用材料の耐火温度以下であることである。タンクを銅製とすれば融点は 1085°C 、ハステロイで $1,357 \sim 1,399^{\circ}\text{C}$ である。

溶融塩温度が低ければ、タンク内壁に溶融塩が凝固しセルフライニング (SL) が形成される。融点は 460°C 程度なので、SL が形成されるような温度領域では、耐火性に問題はない。図 2 に基づいて、伝熱の状態を定式化すると、以下の式が得られる。

崩壊熱の近似式: $q = q_1 \exp(-\omega_1 t) + q_0 \dots (1)$ とおく。

溶融塩層の熱伝達: $cpV \frac{d\theta}{dt} = q(t)V - h_1 S(\theta - \theta_s) \dots (2)$, 初期条件: $\theta(0) = \theta_0 \dots (3)$

境界条件: $h_1(\theta - \theta_s) = h_2(\theta_s - \theta_A) \dots (4)$.

解: $\theta = A \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) + B \exp(-\omega_1 t) + C \dots (5)$, $\tau = cp \frac{V}{S} \left(\frac{1}{h_1} + \frac{1}{h_2}\right) \dots (6)$,

$A = \theta_0 - \theta_A - B - C \dots (7)$; $B = \frac{q_1}{1 - \omega_1 \tau} \left(\frac{1}{h_1} + \frac{1}{h_2}\right) \frac{V}{S} \dots (8)$; $C = q_0 \left(\frac{1}{h_1} + \frac{1}{h_2}\right) \frac{V}{S} + \theta_A \dots (9)$.

$\theta_s = \frac{h_1 \theta + h_2 \theta_A}{h_1 + h_2} \dots (10)$.

最高温度: $\theta(t_M) = A \exp\left(-\frac{t_M}{\tau}\right) + B \exp(-\omega_1 t_M) + C \dots (11)$; $\theta_s(t_M) = \frac{h_1 \theta(t_M) + h_2 \theta_A}{h_1 + h_2} \dots (12)$,

ただし、 $t_M = \left\{ \log_e \left(-\frac{A}{B \omega_1 \tau} \right) \right\} / \left(\frac{1}{\tau} - \omega_1 \right) \dots (13)$.

セルフライニングの生成開始時間(t_m): $\theta(t_m) = \theta_m \dots (14)$ より求める。

3 具体的評価

ここでは、米国オークリッジ研究所の実験炉の実験データおよび古川和男氏設計の FUJI-II(核エネルギー協働システム)の推算データに基づいて、福島原発1号炉(46万kW)並みの Th 溶融塩炉のタンク内核分裂残渣溶融塩の熱的挙動を具体的に推算してみる。

3.1 物性定数および熱伝達率

Th 溶融塩の組成は、オークリッジ研究所の実験炉では、LiF-BeF₂-ZrF₄-UF₄(65-29.1-5-0.9 モル%)であった(表4参照)。ここでは、この組成に近い LiF-BeF₂(67-33 モル%)の測定値(粘度、密度、エンタルピー、熱伝導率)を採用した。出典: 宍戸裕紀「博士論文(東北大学)」(2019)。

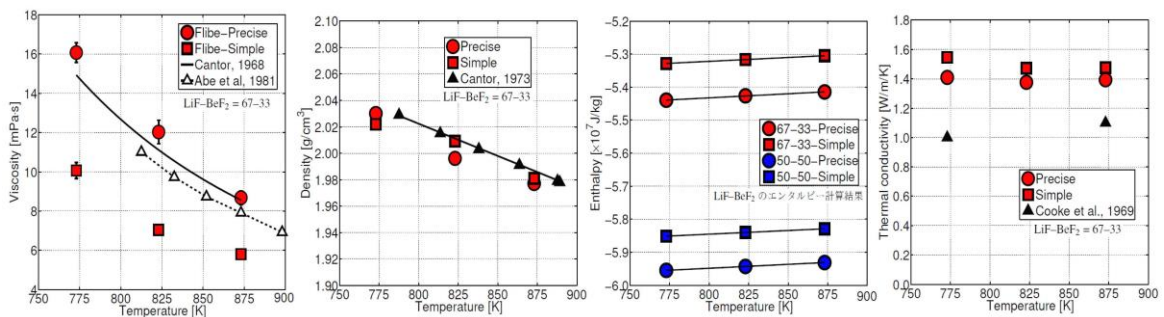


図4 Flibeの諸物性値の温度依存性

物性値には温度依存性があるが、それほど大きくないので、表2のように一定とした。ただし、流動性と熱伝達に関係する粘度は、溶融塩の温度を700℃とすると5.5 cpである。熱中性子から少しでも速く遠ざけるために、必要なら、さらに高温にすることも可である。

表2 Flibeの物性値

粘度	密度	比熱	熱伝導率
5.5 cp(700℃)	2000 kg/m ³	0.667 WH/kg/K	1.4 W/m/K

3.2 熱伝達率

水の自然対流時の熱伝達率、沸騰熱伝達率および水の熱伝達率等を参考にして推定した Flibe の熱伝達率は次表のとおりである。

表 3 水および Flibe の熱伝達率

	水	水（沸騰状態）：参考	Flibe
熱伝達率 $W/m^2/K$	$(2.8 \sim 5.8) \times 10^2 \rightarrow 280$ と仮定	$(1.2 \sim 2.3) \times 10^4$	122

フッ化トリチウムベリリウム溶融塩（略して Flibe）の熱伝達率を推定する。粘性流体の運動は流れがある物体の形状・寸法も関係するが、水の熱伝達率を $280 W/m^2/K$ とした場合、類似の幾何学的条件における Flibe の熱伝達率は、動粘度（＝粘度/密度）に反比例し比熱に比例するものとすれば、122 と推算される。なお、水の沸騰熱伝達率は液体の場合のおよそ 40 倍となっている。これは、何らかの原因で冷却能力が不足した場合、大変な「効用」となるだろう。なお、Flibe の蒸気圧は低い。温度を上げてても常圧のままである。

表 4 実験データ(オークリッジ研究所)

炉型：黒鉛減速・熔融塩燃料冷却・熱中性子炉
燃料塩： ${}^7LiF-BeF_2-ZrF_4-UF_4$ （65-29.1-5-0.9モル％）
ウラン235炉心（33％濃縮） リチウム7（99.992％濃縮）
ウラン233炉心（83％濃縮） プルトニウム239 540 g
融点：434℃ 体積：2120リットル（4800kg）
塩出入り口温度：632℃→654℃ 熱出力：7300kW
炉心：140cm直径×160cm高
黒鉛（密度 1.88 g/cm ³ ）：1980リットル
構造材料：ハステロイ-N 冷却材塩： Li_2BeF_4
運転時間：26076時間 炉熱出力総計：13172全出力時間

3.3 核分裂残渣溶融塩量

表 5 1兆kWYの発電に必要な物資量

	トリウム熔融塩 核エネルギー協働システム	熔融塩増殖炉 (ORNL)
トリウム消費	200万トン 〔80万トン核分裂〕	530万トン
燃料塩	70～200万トン	600～1100万トン
活性炭	240万トン	240万トン
黒鉛	1800～2200万トン	5700万トン
ハステロイ-N（高放射能）	2000万トン× $(\frac{1}{3})$	1800万トン× $(\frac{1}{3})$
（低放射能）	8400万トン× $(\frac{1}{10})$	4600万トン× $(\frac{1}{10})$
低レベル放射性廃棄物	900万m ³	9000万m ³

古川の設計による出力16万kWのFUJI-II(Th 溶融塩核エネルギー協働システム：表5参照)をベースにして、福島原発1号炉並みの出力46万kWにスケールアップしたときの1年稼働時の残渣量を推定する。

Th 消費量から核分裂によりエネルギーに転換した量を差引いた量(200-80 = 120 t)と燃料塩(70 ~200 t なので、上限の 200 t とする)の合計量 = 320 t. この値を体積に換算し出力補正(46 万 kWY/1 兆 kWY)を行えば、 $V=0.736 \text{ m}^3$ 、が得られる。出力 7000kW のミニ FUJI の緊急用タンクでさえ、 1m^3 の容積が用意されているが、大きくすれば空冷部分が増え、熱伝達率は小さくなるが放熱面積は増える。ここでは、ピッタリの値をタンクの容量とする。消費された物質は放射化された Hastelloy (2000×1/3+840×1/10)を含め、4,067 ton となるので、放射性物質中タンクに移行する量の割合は、 $320/4,067=0.0787$ となる。なお、表 5 では、「核エネルギー協働システム」となっているのので、「親」プラントの寄与分も含まれているのが印象があるが、発電用プラント分だけである。

3.4 崩壊熱

Th 溶解塩炉では、核分裂生成物中、Xe 等の放射性ガスはその都度活性炭に吸着捕集されている。沈殿物は反応系に残る。以上、表 6 より、タンクに移動する放射性物質の割合は、軽水炉に比べて少なく、 $448/1,185 = 0.3781$ になると推算される。

これらの係数に、出力補正=46/110=0.418、効率補正=35/46=0.761 を行ったものが Th 溶解塩炉 (FUJI-II のスケールアップ版) の崩壊熱を推算する場合の総合補正係数に相当するものと考えられる。 $\therefore \gamma=0.418 \times 0.0787 \times 0.3781 \times 0.761=9.465 \times 10^{-3}$ と・・・(16) となる。

表 6 FUJI-II の寿命終期に蓄積された核分裂生成物の推定量

	ウラン233 からの生成量	燃料塩中の溶存量	気相に分離 された量*
〔第一群〕：希ガス（クリプトンKr、キセノンXe）とトリチウムT			
Xe	27.6a/o		312 kg
Kr	6.5a/o		45.9 kg
T			~0.1 kg
〔第二群〕：塩中で可溶安定なフッ化物（周期表で I ~ IV 属の金属）と VII A 属のハロゲン元素			
I	2.6a/o	• 27.6 kg [0.032m/o]	
Br	0.42a/o	• 2.8 kg [0.005m/o]	
Te	4.1a/o	• 43.5 kg [0.05m/o]	
Cs	17.8a/o	56 kg [0.06m/o]	144 kg
Rb	7.2a/o	0.5 kg [0.001m/o]	51 kg
Sr	11.8a/o	28.1 kg [0.047m/o]	60.5 kg
Ba	6.3a/o	0.3 kg [0.005m/o]	72 kg
Ce	14.1a/o	• 166 kg [0.17m/o]	
Nd	16.4a/o	• 199 kg [0.2m/o]	
Y	5.9a/o	1.5~7.5 kg [0.003~0.013m/o]	42~37 kg
Zr	30.0a/o	232 kg [0.37m/o]	2~10 kg (?)
〔第三群〕：フッ化物が不安定で金属状（モリブデンMo、セレンSeなどの V、VI 属や貴金属）、Cd、Sn、Sb 等			
Mo	21.6a/o	[沈殿物 175.9 kg]**	2~10 kg (?)
Se	0.9a/o	• 6.1 kg [0.01m/o]**	
Sn	0.3a/o	• 3.0 kg [0.004m/o]**	

a/o は原子パーセント、m/o はモルパーセント

* 核分裂生成ガスの分離による

** 約 50% はエアロゾルとして、気相に移行するだろう

残渣溶解塩中に n 個の放射性元素があり、夫々の、停止直後の崩壊熱を Q_k とすれば、 t 時間後の崩壊熱は、 $Q^* = \sum Q_k \exp(-\omega_k t) \cdots (17)$, と表せる。

古川は崩壊熱に関し、110 万 kW 加圧水型軽水炉の例を上げている（表 7 参照）。

表 7 崩壊熱の例

	直後	1 日後	5 日後	15 日後	1 月後	2 月後	4 月後	1 年後
データ	22 万 kw	1.7 万	1.0 万	5,600	4,000	2,350	1,740	660
近似	22 万	1.7 万	1.0 万 →					

上表の崩壊熱を(17)式の形式で精度よく近似することが可能である。その近似式を用いて、一連の熱伝達式を解くことも可能である。しかし、崩壊熱の影響は初期に限定される。簡単のため表 7 のデータを、 $Q^* \approx \{21\exp(-0.1417t)+1\} \times 10^7 \cdots (18)$ 、と近似すれば、直後、1 日後、5 日後は表の値、それ以降は 1 万 kW が継続的に発生することになり、5 日目以降は過大評価になるが、崩壊熱の影響を評価するには十分な精度と考えて良いだろう。逆にいえば、5 日目以降の温度の推算にこの報告の解を使うのは不適當である。この近似式に係数(16)を適用し単位体積当りにすると、 $\therefore$ 崩壊熱 $q = 2.701 \times 10^6 \exp(-0.1417t) + 1.286 \times 10^5 \text{ W/m}^3 \cdots (19)$ と推算される。この熱が 1 日続いたときの熱量は、20℃の水 30m³ を沸騰させる量に相当している。0.736m³ のタンクを浸ける水槽も、結構、大きなものとなるだろう。

3.5 球形タンクおよび円筒形タンク（水冷）の温度推算

データが出揃ったので、①球形タンク(半径 $R=0.56 \text{ m}$)、②円筒形タンク(半径 $a=0.15 \text{ m}$ 、長さ 10.4 m) に適用してみる。計算の詳細は省き結果のみ紹介する(表 8 参照)。

表 8 タンク内溶融塩の熱的挙動

形状	$\theta(t_m)^\circ\text{C}$	$\theta_s(t_m)^\circ\text{C}$	$t_m \text{ hrs}$	$t_m \text{ hrs}$	$\theta(t_m)^\circ\text{C}$
球形	3,756	1,182	4.33	17.3	1391
円筒形	1,955	635	2.27	6.3	1391

温度の経時変化をグラフ化すれば図 5 が得られる。

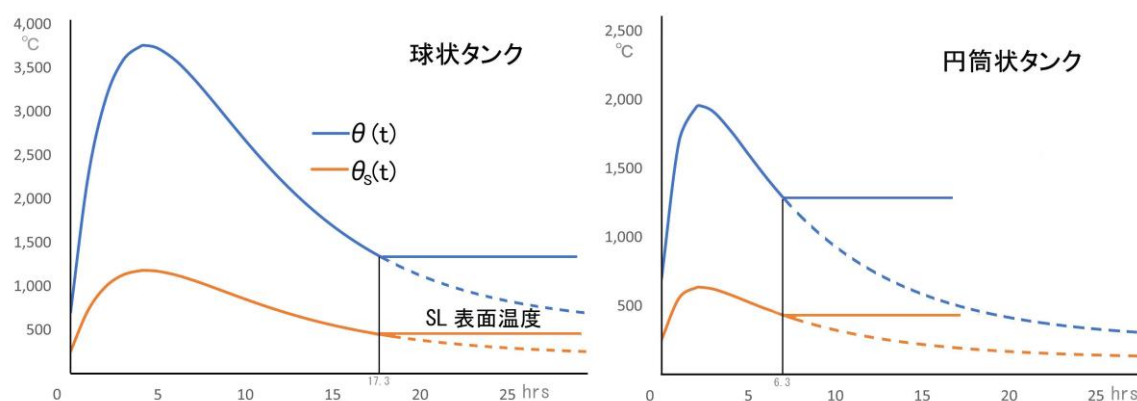


図 5 タンク内溶融塩および SL 表面温度の経時変化

タンクの最高到達温度は融点以下だが、球形の場合は余裕がないので精査が必要である。フィンをつけるなどの対策も必要となろう。計算上、SL の生成は、球形タンクで 17.3 時間後、円筒タンクで 6.3 時間後から始まるが、SL の熱伝導率が小さいので、その後の溶融塩温度の低下速度は遅くなるだろう。SL の表面温度およびタンク内溶融塩温度は、溶融塩が全て凝固する迄、一定のまま推移するものと考えられる。

4. 考察

①崩壊熱の影響の大きさは驚異的である。核分裂の副産物として生成される放射性元素は不可避だが、非常停止が掛かったときから、実際に核分裂反応が停止するまでのタイムラグは、極力、減らさなければならない。Th 溶融塩炉の場合、タンクに通じているバルブが開通するまでの時間と、反応室からの流出時間を小さくする工夫が重要である。

②この報告の熱伝達モデルでは、「瞬間」完全混合を仮定しているが、冷却媒の水、溶融塩とも粘度が低いとはいえ、完全混合状態になるまでには時間が掛かる。温度分布も生じる。

③タンク表面温度と境界層を介した乱流層の温度との差が大きい。計算上は、表8のように、表面温度<タンクの融点、となっていて、境界層の伝熱を考慮に入ればタンクが融け始める危険性がある。その点を考慮に入れた装置設計が必要となる。冷却に水の蒸発熱が利用できれば効果的である。だから、古川氏は無電源水蒸気冷却凝縮装置の設置を考えたのだろう。

④仮にタンクが融け溶融塩が漏れ出す場合でも、少量づつならば、問題はないだろう。

⑤この報告では、溶融塩と水との接触は、水蒸気爆発を起こすとして採用しなかったが、爆発形態を解析する価値がある。非常事態なので、放射性物質を含むガラス化した溶融塩が微細化し、広範囲に飛散することさえ防止できるならば(その可能性が高いので)緊急避難策として検討に値する。

⑥以上より、Th 溶融塩炉発電プラントが電源を喪失した場合のフェイルセーフは可能と判断する。

⑦崩壊熱を $\Sigma Q_{kexp}(-\omega_k t)$ としたとき、溶融塩の熱伝達に関する微分方程式(2)が解けることは、面白い着眼だったと自画自賛している！

5. あとがき

以上、連続運転プロセスの Th 溶融塩炉のフェイルセーフ性についてモデル的考察を試みたが、FUJI-II は実際に運転された炉ではないので迫力に欠ける解析となった。しかし、フェイルセーフ性に関する Th 溶融塩炉と現行軽水炉の差は明らかである。これに対する現行軽水炉の改良案の一つが小型化である。だが、放射性物質の炉内滞在量を Th 溶融塩炉並みに小さくできるほどの小型化は現実的でない。炉数を増やせば管理密度も下がる。

加うるに、Th 溶融塩炉は、超ウラン元素を生成しないため、加速器により、廃棄物中の放射性元素の半減期を 300 年程度まで短縮できるといわれている。核弾頭への転用が困難であることも大きな利点である。トリウム資源はウラン程偏在していない。よくいわれるフッ化物溶融塩に耐える材料がないという批判（識者の中にもある盲目的批判！）は酸化被膜を除去したハステロイによる長期運転の実績がある。しかし、核保有国は、核弾頭の更新のため、現行軽水炉を止める訳にはいかない。Th 溶融塩炉は原潜や原子力空母用エンジン向きではない、という事情もある。

唯一の被爆国にして非核三原則を提唱する日本こそ、率先して、Th 溶融塩炉を実用化すべきである。

この報告は、溶融塩部分を固体と見做し「等価熱伝導率」を適用することによってなされた解析結果を出発点としている。2023 年 1 月 21 日の環境研究会において、①液体の対流熱伝達との比較から等価熱伝導率の値が過小評価である、②発電用プラントと火種製造用プラントは分かれている、との指摘があり、見直したものである。合わせて、一定と見做していた崩壊熱の減衰も取り入れた。環境研究会のメンバーに謝意を表させて頂く。

以上