

令和 6 年度

文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業

原子力システム研究開発事業

ナトリウム-溶融塩熱交換器を有する
蓄熱式高速炉の安全設計技術開発

成果報告書

令和 7 年 3 月

国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構

本報告書は、文部科学省の原子力システム研究開発事業による委託業務として、国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構が実施した令和6年度「ナトリウム-溶融塩熱交換器を有する蓄熱式高速炉の安全設計技術開発」の成果を取りまとめたものです。

目次

概略	vi
1. はじめに	1-1
2. 業務計画	
2.1 全体計画	2.1-1
2.2 各年度計画	2.2-1
3. 業務の実施内容及び成果	
3.1 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術	3.1-1
3.1.1 はじめに	3.1-1
3.1.2 集光型太陽熱発電システムに係る知見の調査・整理【R4, R6】	3.1-1
3.1.3 リスク評価における信頼性データベース整備【R5-R6】	3.1-6
3.1.4 蓄熱式高速炉の安全設計方針の検討【R4-R6】	3.1-10
3.1.5 まとめ	3.1-17
3.1.6 参考文献	3.1-18
3.2 ナトリウム－溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策	
(再委託先：日立 GE)	3.2-1
3.2.1 はじめに	3.2-1
3.2.2 国内外文献等調査【R4-R6】	3.2-1
3.2.3 液体金属ナトリウム－硝酸系溶融塩の熱交換器伝熱特性簡易評価【R4】	3.2-6
3.2.4 液体金属ナトリウム－硝酸系溶融塩の熱交換器伝熱流動解析【R5-R6】	3.2-7
3.2.5 热交換部分の伝熱促進方策の検討と効果の確認【R5-R6】	3.2-12
3.2.6 まとめ	3.2-12
3.2.7 参考文献	3.2-14
3.3 ナトリウム－溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策	3.3-12
3.3.1 はじめに	3.3-2
3.3.2 液体金属ナトリウム－硝酸系溶融塩の反応基礎試験【R4-R6】	3.3-2
3.3.3 液体金属ナトリウム－硝酸系溶融塩の反応方策【R6】	3.3-11
3.3.4 まとめ	3.3-13
3.3.5 参考文献	3.3-15
3.4 研究推進	3.4-1
3.4.1 はじめに	3.4-1
3.4.2 委員会での主な意見【R4-R6】	3.4-1
3.4.3 動エネシンポでの主な意見【R4-R6】	3.4-2

3.4.4 GLOBAL2024 での主な意見【R6】	3.4-2
3.4.5 原子力学会春の年会での主な意見【R6】	3.4-2
3.4.6 まとめ	3.4-2
3.5 自発的な研究活動等	3.5-1
4. 結言	4-1
付録 A その他参考文献	付 A-1

表一覧

表 3. 1-1	Solar Two 施設における事故トラブル事例の調査結果(1) 【R4】	3. 1-21
表 3. 1-2	Solar Two 施設における事故トラブル事例の調査結果(2) 【R4】	3. 1-22
表 3. 1-3	太陽熱発電の良好事例研究に記載された Tower 型施設での事故トラブル事例 (Solar Two 以外) 【R4】	3. 1-23
表 3. 1-4	硝酸塩蓄熱システムに関する発表資料に記載された事故トラブル事例 【R4】	3. 1-24
表 3. 1-5	太陽熱発電の良好事例研究に記載された Trough 型施設での事故トラブル事例 【R4】	3. 1-24
表 3. 1-6	硝酸塩蓄熱システムに関する発表資料に記載された機器信頼性に関する情報 【R4】	3. 1-24
表 3. 1-7	蓄熱設備を備える太陽熱発電システムにおける熱交換設備に係るトラブル事例 【R5】	3. 1-25
表 3. 1-8	溶融塩暴露時間の整理 【R5-6】	3. 1-26
表 3. 1-9	伝熱管破損件数と溶融塩暴露時間に基づく伝熱管破損発生率評価結果 【R5】	3. 1-27
表 3. 1-10	溶融塩蓄熱タンクにおける事故トラブル事例及びトラブル発生率評価 【R6】	3. 1-27
表 3. 1-11	ナトリウム－溶融塩熱交換器における伝熱管破損の影響比較 【R5】	3. 1-28
表 3. 2-1	調査条件 【R4-R6】	3. 2-16
表 3. 2-2	令和 6 年度の調査における抽出文献一覧 【R6】	3. 2-16
表 3. 2-3	SCC の評価事例 【R4, R6】	3. 2-17
表 3. 2-4	Solar Salt 中での腐食に対する熱サイクルの影響 【R4, R5】	3. 2-18
表 3. 2-5	Solar Salt 中での腐食に対する塩化物イオン濃度の影響 【R4, R5】	3. 2-18
表 3. 2-6	Solar Salt 中での腐食に対する溶接の影響 【R5】	3. 2-19
表 3. 2-7	Solar Salt 中での摩耗の影響 【R5】	3. 2-19
表 3. 2-8	Solar Salt 環境における構造材選定指針 (案) の整理結果 【R5, R6】	3. 2-20
表 3. 2-9	常陽 MK-III 中間熱交換器仕様 【R4】	3. 2-21
表 3. 2-10	伝熱性能評価結果 【R4】	3. 2-22
表 3. 2-11	物性値の比較 (ナトリウムと Solar Salt) 【R4】	3. 2-22
表 3. 2-12	管外溶融塩側の熱伝達率の比較 【R5】	3. 2-23
表 3. 2-13	出口側温度及び溶融塩圧力損失 【R5】	3. 2-23
表 3. 2-14	伝熱流動解析ケース 【R6】	3. 2-24
表 3. 2-15	管内ナトリウム側の熱伝達率の比較 【R5】	3. 2-24
表 3. 2-16	熱伝達率の比較 【R6】	3. 2-25

表 3.3-1	構造相転移点、融点及びエンタルピーの実測値と文献値【R4-R6】	3.3-16
表 3.3-2	最高温度 400~800 °C の温度履歴をもつ Solar Salt の融点【R6】	3.3-16
表 3.3-3	Na-Solar Salt 反応の反応速度論的パラメータ【R6】	3.3-17
表 3.3-4	Na-水反応 (SWR) の反応速度論的パラメータ【R6】	3.3-17
表 3.3-5	Na-Solar Salt 反応の反応温度及び反応エンタルピー【R6】	3.3-17
表 3.3-6	Solar Salt の熱分解及び反応による生成物【R4-R5】	3.3-18
表 3.3-7	反応生成物と構造材料との共存性に係る文献一覧(1/2)【R4-R5】	3.3-19
表 3.3-8	反応生成物と構造材料との共存性に係る文献一覧(2/2)【R4-R5】	3.3-20
表 3.3-7	反応生成物の構造材料(鋼材)との共存性まとめ【R4-R5】	3.3-20
表 3.3-9	硝酸塩データベース(構造相転移点、融点及びエンタルピー)【R6】	3.3-21

図一覧

図 2.1-1	全体計画	2.1-3
図 2.2-1	令和 6 年度実施計画	2.2-2
図 3.1-1	太陽熱蓄熱発電システムデータベースに基づく溶融塩暴露時間と蓄熱設備熱出力の型式別平均値【R5】	3.1-29
図 3.1-2	太陽熱蓄熱発電システムデータベースに基づく伝熱管破損発生率評価値(型式別)【R5】	3.1-29
図 3.1-3	中小型 SFR 規模の伝熱管破損発生率(年)評価例(SFR:ナトリウム冷却型高速炉)【R5】	3.1-30
図 3.1-4	中小型 SFR 規模の溶融塩タンク破損発生率(年)評価例【R6】	3.1-30
図 3.1-5	溶融塩蓄熱式ナトリウム高速炉の系統構成概念図【R5】	3.1-31
図 3.1-6	溶融塩蓄熱式ナトリウム高速炉のプラントシステム概念図【R6】	3.1-32
図 3.2-1	硝酸系溶融塩中の腐食速度データ(令和 6 年度調査分を追加)【R4-R6】	3.2-26
図 3.2-2	常陽 MK-III 中間熱交換器鳥瞰図【R4】	3.2-27
図 3.2-3	伝熱流動解析単位モデル図【R5】	3.2-28
図 3.2-4	全体の温度分布図【R5】	3.2-29
図 3.2-5	全体の速度分布図【R5】	3.2-29
図 3.2-6	ケース 1、ケース 2 速度ベクトル図(2 段目)【R5】	3.2-30
図 3.2-7	ケース 1、ケース 2 速度ベクトル図(3 段目)【R5】	3.2-30
図 3.2-8	伝熱流動解析モデル図【R6】	3.2-31
図 3.2-9	伝熱流動解析速度ベクトル図【R6】	3.2-32
図 3.2-10	伝熱流動解析温度分布図【R6】	3.2-33
図 3.2-11	伝熱流動解析速度分布図【R6】	3.2-34
図 3.2-12	管内ナトリウム側の熱伝達率の比較【R5】	3.2-35
図 3.2-13	ケース 6 の温度分布図及び速度ベクトル図【R6】(300 mm リークあ	

り。速度ベクトル図は2段目)	3.2-36
図3.2-14 必要伝熱面積の比較【R6】	3.2-37
図3.2-15 伝熱性能向上効果【R6】	3.2-38
図3.3-1 $\text{NaNO}_3\text{-KNO}_3$ 摊二元系状態図【R4】	3.3-22
図3.3-2 購入した硝酸塩試薬の外観【R4】	3.3-22
図3.3-3 グローブボックス内に設置された熱分析装置【R5】	3.3-23
図3.3-4 標準試料(インジウム:21.6 mg)を用いた校正試験で得られたTG-DSC 曲線(昇温速度2°C/min)	3.3-24
図3.3-5 硝酸系溶融塩のDSC曲線(昇温速度5°C/min)【R4-R5】	3.3-24
図3.3-6 硝酸系溶融塩のTG-DSC曲線(昇温速度2°C/min)【R5-R6】	3.3-25
図3.3-7 Na -硝酸系溶融塩反応のDSC曲線(昇温速度5°C/min)【R5】	3.3-26
図3.3-8 Na -Solar Salt反応のDSC曲線(昇温速度5°C/min)【R6】	3.3-27
図3.3-9 昇温速度2°C/min, 5°C/min, 7.5°C/min, 10°C/minにおける Na - Solar Salt反応のDSC曲線【R6】	3.3-28
図3.3-10 Kissinger plot【R6】	3.3-28
図3.3-11 Na -Solar Salt反応及び Na - NaOH 反応の反応速度定数の温度依存性 【R6】	3.3-29
図3.3-12 Na -Solar Salt反応曲線のピーク分離【R6】	3.3-29
図3.3-13 Na (0.8 mg)-Solar Salt(20 mg)反応のTG-DTA曲線(昇温速度2°C /min)【R6】	3.3-30
図3.3-14 Na (2 mg)-Solar Salt(20 mg)反応のTG-DTA曲線(昇温速度2°C /min)【R6】	3.3-30
図3.3-15 Na (4 mg)-Solar Salt(20 mg)反応のTG-DTA曲線(昇温速度2°C /min)【R6】	3.3-31
図3.3-16 反応時の減量割合と、総括反応の化学量論比より算出した窒素ガス生 成による減量割合との比較【R6】	3.3-31
図3.3-17 最高温度800°Cの温度履歴をもつSolar Saltと Na を反応させた場 合のDSC曲線(昇温速度5°C/min)【R6】	3.3-32
図3.3-18 DSC試験後残渣試料の材料分析方法【R6】	3.3-32
図3.3-19 Na - NaNO_3 反応試験後残渣試料のXRD測定結果【R6】	3.3-33
図3.3-20 Na - NaNO_3 摊二元系状態図【R4-R5】	3.3-33
図3.3-21 Na - KNO_3 反応試験後残渣試料のXRD測定結果【R6】	3.3-34
図3.3-22 Na - KNO_3 摊二元系状態図【R4-R5】	3.3-34
図3.3-23 Na -Solar Salt反応試験後残渣試料のXRD測定結果【R6】	3.3-35
図3.3-24 Fe - N_2 二元系状態図【R4-R5】	3.3-35
図3.3-25 Fe - K_2O_2 摊二元系状態図【R4-R5】	3.3-36
図3.3-26 Fe - KNO_2 摊二元系状態図【R4-R5】	3.3-36
図3.3-27 KNO_2 -SUS反応のDSC曲線(昇温速度5°C/min)【R6】	3.3-37

略語一覧

ASME:	American Society of Mechanical Engineers (米国機械学会)
CFD:	Computational Fluid Dynamics (数値流体力学)
CSP:	Concentrating Solar Power (集光型太陽熱発電)
DLR:	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt (ドイツ航空宇宙センター)
DSC:	Differential Scanning Calorimetry (示差走査熱量測定)
DTG:	Derivative Thermogravimetry (微分熱重量測定)
INL:	Idaho National Laboratory (アイダホ国立研究所)
IHX:	Intermediate Heat Exchanger (中間熱交換器)
JAEA:	Japan Atomic Energy Agency (国立研究開発法人日本原子力研究開発機構)
JSME:	Japan Society of Mechanical Engineers (日本機械学会)
NEXIP:	Nuclear Energy X Innovation Promotion
SCC:	Stress Corrosion Cracking (応力腐食割れ)
SolarPACES:	Solar Power and Chemical Energy Systems
SWR:	Sodium-Water Reaction (Na-水反応)
TEMA:	Tubular Exchanger Manufacturers Association, Inc. (米国熱交換器工業会/規格)
TG-DSC:	Thermogravimetry-Differential Scanning Calorimetry (示差熱-熱重量同時測定装置)
TG-DTA:	Thermogravimetry-Differential Thermal Analysis (示差熱-熱重量同時測定)
XRD:	X-ray Diffraction (粉末 X 線回折)

概略

本研究では、硝酸系溶融塩を熱媒体とした蓄熱技術を組み合わせたナトリウム冷却高速炉の安全設計技術開発として、溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術の開発、並びに、液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩の熱交換性能評価及び熱交換性能向上させる伝熱向上方策の考案と、熱交換器でのバウンダリ破損を想定した液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩との間の化学反応特性評価及び安全性向上方策の考案を行うことを目的とする。

以下に、3カ年計画の3年目である令和6年度の業務実績を述べる。

(1) 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術

「溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針（案）」を作成するとともに、リスク評価における信頼性データベースを整備した。

蓄熱式高速炉のリスク評価における信頼性データベースの拡充として、溶融塩タンク破損を対象に既存太陽熱蓄熱発電システムの事故トラブル事例調査結果に基づき、溶融塩暴露時間の整理、破損発生率を評価するとともに、中小型ナトリウム冷却型高速炉における熱交換器伝熱管破損、溶融塩タンク破損の発生率を考察した。溶融塩タンク破損についても原子力設備として設計する場合には信頼性を上げる必要があり、そのためには先行例を踏まえ、タンク内の温度分布の均一化に着目した安全設計方針が重要である。また、溶融塩蓄熱式高速炉の国内実用化に向け、従来のナトリウム冷却型高速炉にはない溶融塩設備を中心に、ナトリウム-溶融塩伝熱管破損の影響及び硝酸系溶融塩の化学反応性試験結果も踏まえ、蓄熱式高速炉の安全設計方針案を作成するとともに、社会実装に向けた国内規制対応の課題を整理した。

(2) ナトリウム-溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策（再委託先：日立 GE）

① 热交換部分の伝熱促進方策の検討と効果の確認

令和5年度に検討した伝熱促進方策のうち、特に有力と考えられる方策の伝熱流動解析を実施し、その効果を定量的に確認した。

バッフル板後流の渦緩和方策として伝熱管列数を増やしてクロスフロー部の流れを安定化するとともにバッフル板開口部面積を増やすことでバッフル板開口部の流速を低減する構造を考案した。この渦緩和方策によりバッフル板後流の渦を緩和できることを伝熱流動解析で確認した。

伝熱流動解析結果を分析し、熱交換器形式に応じた伝熱促進方策の検討を行った。熱交換部分の伝熱促進方策として最も有効なのは、溶融塩を管外クロスフローとし、バッフル板間隔を狭めて流速を増やす構造であることを伝熱流動解析により確認した。その際、溶融塩側でバッフル板後流に渦が発生すると伝熱性能が低下する課題があることから、前述の伝熱管列数を増やすとともにバッフル板開口部の面積を広げる構造で渦を緩和できることを確認した。

(3) ナトリウム-溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策

① 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験

令和5年度に統いて、液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験（熱分析）を実施し、反応開始温度、発熱量等を評価した。また、令和5年度までに実施した国内外文献調査や熱力学平衡計算の結果を参考に溶融塩-ナトリウム反応の生成物と構造材料との共存性（反応性）についても評価した。さらに、試験後サンプルの材料分析を実施し、総括的な反応系を推定した。

② 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応方策

文献等の過去の知見とともに、本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施した。また、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する方策を提示するとともに、全研究期間を通して得られた知見を踏まえ、蓄熱システムの設計・評価に資するために、500 °C程度から数百度の温度範囲で計測される反応基礎試験で得られた反応データから不確かさを考慮し、信頼性の高いナトリウム-溶融塩反応データベースを構築した。

Na-Solar Salt 反応は既往研究において示されていた熱暴走的な反応挙動は示さず、約 239 ~ 273 °C で比較的緩やかな発熱ピークを示すことを確認した。また、Na-Solar Salt 反応の反応エンタルピーは Na-水反応の初期反応 (Na-H₂O 反応) と同程度もしくはそれ以上の発熱量であることが分かった。なお、簡易的な速度論的解析の結果、ナトリウム-溶融塩熱交換部位破損時の事象進展で勘案すべき時間スケール内に Na-Solar Salt 反応が生じ得ることを明らかにした。KNO₂-SUS の反応性について、DSC 試験及び試験後残渣試料の材料分析にて確認した結果、残渣試料の分析からは KNO₂ と SUS の間には反応があることが認められるものの、反応は DSC 試験では検出されないレベルの反応であることを確認した。また、Na-NaNO₃、Na-KNO₃、Na-Solar Salt それぞれの DSC 試験後の材料分析を行い、総括的な反応系の推定を行った。Na-NaNO₃ については過去知見における反応系の通りに反応が進行するが、一部は Na 不足により反応が途中で止まっていると考えられた。Na-KNO₃、Na-Solar Salt については、総括反応を同定するためにはさらなる詳細分析が必要であることが示された。

文献等の過去の知見とともに本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施し、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する方策として、熱暴走に対する留意、熱的影響への配慮、発生ガスへの配慮の 3 つの留意事項に対する安全対策を提示した。

(4) 研究推進

研究代表者の下で、広く意見を聞きながら各研究項目間の連携を密にして研究を進めた。また、外部から有識者を招いて技術評価委員会を開催した。

以上、3 カ年計画の 3 年目である令和 6 年度の業務項目を実施し、所期の目標を達成した。

本報告書の第3項では、3ヵ年計画の研究期間全体に亘って、業務の実施内容及び成果を述べる。

1. はじめに

NEXIP 事業では、多様な社会的要請の高まりも見据えた原子力イノベーションを促進しており、安全性や経済性のほかに、熱利用といったエネルギーの多目的利用や再生エネルギー（以下「再エネ」と略す。）導入拡大に適応した機動性が求められている。米国で開発が進められている高速炉「Natrium」は2028年頃までに運転開始（2030年に延期）を目指しており、2022年初めに我が国は高速炉「Natrium」の機器開発試験に協力する覚書を締結した。高速炉「Natrium」は熱利用として2次系に硝酸系溶融塩を有した蓄熱システムを備えている。この蓄熱システムにより、再エネ導入拡大に伴う電力需要時間帯に発電出力を増強させることができ、機動性を高められる。

電力貯蔵を実現するためには、バッテリ等を利用した直接的な電力貯蔵以外にも、蓄熱、揚水等、種々の技術があり、「大容量」を実現する方法としては、熱源と組み合わせた蓄熱技術が機動性、コストの面で優位性がある。近年、蓄熱技術そのものは硝酸系溶融塩を熱媒体とした顕熱蓄熱技術が国外の太陽熱発電（500℃前後の温度範囲）等で既に実用化されている。NEXIP 事業では、硝酸系溶融塩を用いた蓄熱技術が検討されており、社会実装に至りうる技術である。

蓄熱式高速炉に特有の開発要素は、ナトリウムと溶融塩の熱交換器部分である。先行開発している高速炉「Natrium」の情報は非常に限られており、特に、熱交換器に関する公開情報は無い。また、蓄熱式高速炉の安全設計及び安全評価の考え方は整理されていない。以上から、蓄熱式高速炉の熱交換技術及び安全設計技術が必要である。特に、熱媒体である硝酸系溶融塩又は金属ナトリウムが漏洩した場合、これら双方の接触反応が生じるおそれがあるが、ナトリウムと硝酸系溶融塩との化学反応特性は明らかになっておらず、蓄熱システムの安全性に対する定量的評価のための知見が不足していることが本技術実用化のボトルネックとなっている。

そこで本研究では、硝酸系溶融塩を熱媒体とした蓄熱技術を組み合わせたナトリウム冷却高速炉の安全設計技術開発として、溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術の開発、並びに液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩の熱交換性能評価及び熱交換性能を向上させる伝熱向上方策の考案と、熱交換器でのバウンダリ破損を想定した液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩との間の化学反応特性評価及び安全性向上方策の考案を行うことを目的とする。

上記目的を踏まえて、本研究では各研究開発項目の目標を以下のように設定した。

(1) 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術

「溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針（案）」を作成するとともに、リスク評価における信頼性データベースを整備する。

(2) ナトリウム-溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策

液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩について、複数の熱交換器形式を選定し、熱流動解析・評価を通じて熱交換形式の最適化及び伝熱向上策を検討し、従来のナトリウム/ナトリウム熱交換器形状で単純に一方を硝酸系溶融塩に置き換えたのに比べて高い伝熱性能向上効果を得る。

(3) ナトリウム-溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策

伝熱管等のバウンダリ破損時の安全確保のための液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩との化学反応特性を把握するための基礎的な研究を行い、不確かさを考慮し、化学反応試験温度範囲の上限を800℃以上とした反応データベースを構築する。

2. 業務計画

2.1 全体計画

本業務の全体計画図を図 2.1-1 に示す。

(1) 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術

令和 4 年度は、溶融塩蓄熱システムの事故トラブル事例を調査・整理するとともに、国内規制対応方針を検討する。

令和 5 年度は、ナトリウム－溶融塩伝熱管破損の影響を検討するとともに、事故トラブル事例調査により、伝熱管破損件数と溶融塩暴露時間を整理する。

令和 6 年度は、「溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針（案）」を作成するとともに、リスク評価における信頼性データベースとして整備する。

(2) ナトリウム－溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策（再委託先：日立GE）

① 国内外文献等調査

令和 4 年度は、蓄熱システムに使用されている硝酸系溶融塩の伝熱・流体特性に関する知見及び硝酸系溶融塩ループの構造材に関する国内外の文献を調査し、基礎情報を収集する。国内外で実績のある溶融塩蓄熱システムの基本仕様を調査し、熱交換器伝熱性能評価の検討条件の参考とする。

令和 5 年度は、硝酸系溶融塩ループの構造材に関する令和 4 年度文献調査結果に基づき、メーカーからより詳細な情報を収集する（外注含む。）。

② 液体金属ナトリウム－硝酸系溶融塩の熱交換器伝熱特性簡易評価

令和 4 年度は、国内外文献調査結果に基づき、液体金属ナトリウム－硝酸系溶融塩の熱交換器の検討条件を具体化する。次に、複数の熱交換器形式での液体金属ナトリウム－硝酸系溶融塩の伝熱性能を簡易法にて評価し、有力な熱交換器形式を選定し伝熱流動解析モデルを計画する。

③ 液体金属ナトリウム－硝酸系溶融塩熱交換器伝熱流動解析

令和 5 年度は、令和 4 年度に選定した熱交換器形式における伝熱流動解析（単位モデルの CFD 解析）を実施し、より精度の高い伝熱特性評価を実施する。

④ 热交換部分の伝熱促進方策の検討と効果の確認

令和 5 年度は、伝熱流動解析結果を分析し、熱交換器形式に応じた伝熱促進方策の検討を行う。

令和 6 年度は、検討した伝熱促進方策のうち、特に有力と考えられる方策の伝熱流動解析を実施し、その効果を定量的に確認する。

(3) ナトリウム－溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策

① 国内外文献調査

令和 4 年度は、蓄熱システムに使用されている溶融塩に関する基本性状、使用実績等に関する国内外の文献を調査し、基礎情報を収集する。主として、液体金属ナトリウムと硝

酸系溶融塩との反応性に関する知見を調査し、不足している知見の抽出等から研究開発課題を設定する。

令和 5 年度は、令和 4 年度に続いて、主として、令和 6 年度に評価を実施する予定の液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩の反応生成物と蓄熱システムに使用される構造材料との共存性について、知見の調査を実施する。

② 熱力学平衡計算による反応系の推定

令和 4 年度は、上記の文献調査による基本情報を参考に、利用可能なデータベースに基づき熱力学平衡計算ソフトにより、液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩との反応で想定される反応系を推定する。また、熱力学平衡計算等から得られる計算状態図を参考にして、想定される反応系の生成物についても評価する。

令和 5 年度は、令和 4 年度に続いて、主として、令和 6 年度に評価を実施する予定の液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩の反応生成物と蓄熱システムに使用される構造材料との共存性について、想定される反応系を推定する。また、熱力学平衡計算等から得られる計算状態図を参考にして、想定される反応系の生成物についても評価する。

③ 液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩の反応基礎試験

液体金属ナトリウムは、熱媒体として伝熱性能に優れているとの利点を有しているが、一方で化学反応性に富み、空气中で白煙を上げ、水とは爆発的に反応する。このため、これらの化学反応性を考慮し、液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩との反応性状を把握するためには、不活性雰囲気環境が維持された状態が必要となる。そこで、令和 4 年度は、グローブボックスにおける試験環境の整備を実施する。

令和 5 年度は、令和 4 年度に整備した試験環境に熱分析装置を導入し、液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩の反応基礎試験の体系を整備する。また、機能確認等の予備試験を実施し、計測性の確認と一部実験データを取得する。

令和 6 年度は、令和 5 年度に続いて、液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩の反応基礎試験（熱分析）を実施し、反応開始温度、発熱量等を評価する。また、令和 4 年度までに実施した国内外文献調査や熱力学平衡計算の結果を参考に液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩反応の生成物と構造材料との共存性（反応性）についても評価する。さらに、試験後サンプルの材料分析を実施し、総括的な反応系を推定する。

④ 液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩の反応方策

令和 6 年度は、文献等の過去の知見とともに本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施し、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩の反応に対する方策を提示するとともに、全研究期間を通して得られた知見を踏まえ、蓄熱システムの設計・評価に資するために、500 ℃程度から数百度の温度範囲で計測される反応基礎試験で得られた反応データから不確かさを考慮し、信頼性の高い液体金属ナトリウムー硝酸系溶融塩反応データベースを構築する。

(4) 研究推進

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進めるとともに、広く意見を聴きながら研究を進めるため委員会を開催する。

年度 項目	令和 4 年度	令和 5 年度	令和 6 年度
(1) 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術	国内外文献調査 国内規制対応方針の検討	伝熱管破損の影響検討 伝熱管破損データの整理	安全設計方針(案)の作成 信頼性データベースの整備
(2) ナトリウム-溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策 (再委託先：日立 G E)	① 国内外文献等調査 ② 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の熱交換器伝熱特性簡易評価 ③ 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩熱交換器伝熱流動解析 ④ 热交換部分の伝熱促進方策の検討と効果の確認	基本情報の収集(溶融塩、構造材、システム) 各種熱交換器形式の伝熱性能評価 解析モデル計画	溶融塩システム構造材の情報収集 熱交換器形式の単位モデル 伝熱流動解析評価 伝熱促進方策検討 伝熱流動解析による効果の確認
(3) ナトリウム-溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策	① 国内外文献調査 ② 热力学平衡計算による反応系の推定 ③ 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験 ④ 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応方策	基本情報の収集 Na-溶融塩反応評価 試験環境の整備	材料共存性の情報収集 Na-溶融塩生成物と材料の共存性評価 熱分析試験体系整備 反応試験・材料分析 反応方策の検討とデータベースの構築
(4) 研究推進	レビュー委員会、研究打合せ	レビュー委員会、研究打合せ	レビュー委員会、研究打合せ

図 2.1-1 全体計画

2.2 各年度計画

各年度の計画の概要は、硝酸系溶融塩を熱媒体とした蓄熱技術を組み合わせたナトリウム冷却高速炉の安全設計技術開発として、溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術の開発、並びに、液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩の熱交換性能評価及び熱交換性能を向上させる伝熱向上方策の考案と、熱交換器でのバウンダリ破損を想定した液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩との間の化学反応特性評価及び安全性向上方策の考案を行うことを目的とする。

令和6年度の実施計画を図2.2-1に示す。

(1) 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術

「溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針（案）」を作成するとともに、リスク評価における信頼性データベースを整備する。

(2) ナトリウム-溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策

① 热交換部分の伝熱促進方策の検討と効果の確認

令和5年度に検討した伝熱促進方策のうち、特に有力と考えられる方策の伝熱流動解析を実施し、その効果を定量的に確認する。

(3) ナトリウム-溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策

① 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験

令和5年度に継いで、液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験（熱分析）を実施し、反応開始温度、発熱量等を評価する。また、令和5年度までに実施した国内外文献調査や熱力学平衡計算の結果を参考に溶融塩-ナトリウム反応の生成物と構造材料との共存性（反応性）についても評価する。さらに、試験後サンプルの材料分析を実施し、総括的な反応系を推定する。

② 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応方策

文献等の過去の知見とともに、本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施する。また、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する方策を提示するとともに、全研究期間を通して得られた知見を踏まえ、蓄熱システムの設計・評価に資するために、500 °C程度から数百度の温度範囲で計測される反応基礎試験で得られた反応データから不確かさを考慮し、信頼性の高いナトリウム-溶融塩反応データベースを構築する。

(4) 研究推進

研究代表者の下で、広く意見を聞きながら各研究項目間の連携を密にして研究を進める。また、外部から有識者を招いて技術評価委員会を開催する。

項目	実施日程	4月	5月	6月	7月	8月	9月	10月	11月	12月	1月	2月	3月
(1) 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術				信頼性データベースの整備						安全設計方針(案)の整備			
(2) ナトリウム-溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策 (再委託先：日立GE)													
① 热交換部分の伝熱促進方策の検討と効果の確認				伝熱流動解析モデル作成		伝熱流動解析		伝熱流動解析による効果の確認					
(3) ナトリウム-溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策				反応試験データの取得									
① 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験										試験後サンプルの材料分析			
② 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応方策					反応方策の検討	データベースの整備							
(4) 研究推進		研究打合せ	研究打合せ	研究打合せ	研究打合せ	研究打合せ	研究打合せ	研究打合せ	研究打合せ		技術レビュー 委員会の開催		

図 2.2-1 令和6年度実施計画

3. 実施内容及び成果

3.1 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術

「溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針（案）」を作成するとともに、リスク評価における信頼性データベースを整備した。

3.1.1 はじめに

ナトリウム-溶融塩熱交換器を有する蓄熱式高速炉に特有の開発要素は、ナトリウムと溶融塩の熱交換器部分である。先行開発している高速炉「Natrium™」^[3.1-1]の情報は非常に限られており、特に、蓄熱式高速炉の安全設計及び安全評価の考え方は整理されていない。溶融塩蓄熱式高速炉の国内実用化のためには、溶融塩蓄熱システムに関する規制基準の適合性を検討し、安全設計方針案を作成する必要がある。

3年間の業務計画は次のとおりである。溶融塩蓄熱システムの事故トラブル事例を調査・整理するとともに、ナトリウム-溶融塩伝熱管破損の影響を検討する。その検討結果を踏まえて、「溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針（案）」を作成する。また、事故トラブル事例調査により、伝熱管破損件数と溶融塩暴露時間を整理して、リスク評価における信頼性データベースとして整備する。さらに、社会実装に向けて、国内規制対応で必要な課題を整理する。

業務計画に基づき、令和4年度は、溶融塩蓄熱システムの事故トラブル事例を調査・整理するとともに、国内規制対応方針を検討した。令和5年度は、ナトリウム-溶融塩伝熱管破損の影響を検討するとともに、事故トラブル事例調査により、伝熱管破損件数と溶融塩暴露時間を整理した。令和6年度は、リスク評価における信頼性データベース拡充として、溶融塩タンクを対象とした事故トラブル事例調査に基づき、溶融塩タンク破損によるトラブル発生率を評価した。また、「Natrium™」や太陽熱蓄熱発電システム先行事例に係る文献調査、ナトリウムと溶融塩の化学反応特性に係る試験結果を踏まえ、「溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針（案）」を作成した。

3.1.2 集光型太陽熱発電システムに係る知見の調査・整理【R4, R6】

(1) 事故トラブル事例の調査・整理【R4】

集光型太陽熱発電(CSP: Concentrated Solar Power)に使用されている溶融塩(Solar salt)を蓄熱媒体とする蓄熱システムを対象に、世界での使用実績及び事故トラブル事例を公開情報に基づき調査し、結果を整理した。

1) 集光型太陽熱発電に使用されている溶融塩蓄熱システムの事故トラブル事例

集光型太陽熱発電に使用されている溶融塩蓄熱システムの使用実績及び事故トラブル事例を SolarPACES (Solar Power and Chemical Energy Systems) データベース^[3.1-2]を基に調査した。

集光型太陽熱発電システムは Power Tower 型と Parabolic Trough 型の 2 つに大別される。調査対象とした施設は、Power Tower 型は Solar Two プロジェクト（実証施設）とそれ以外の 9 施設（商業施設）、Parabolic Trough 型は 29 施設（商業施設）である。それら施

設を対象に、溶融塩に関する機器での事故トラブル事例を公開情報に基づき収集した。

Solar Two 施設に係る調査結果を表 3.1-1～表 3.1-2 に示す^{[3.1-3]-[3.1-5]}。集光部においては、管及び弁並びにこれらに関する予熱ヒータがトラブルを経験しており、蒸気発生器においては、蒸発器及び過熱器が各々異なるトラブルを経験している。蓄熱タンクでのトラブルは報告されておらず、ポンプ、弁、配管及び流量計においてトラブルを経験している。

Solar Two 以外の Power Tower 型施設に係る調査結果を表 3.1-3 に示す。集光部での溶融塩凍結、蒸気発生器での伝熱管を跨ぐ漏えい、蓄熱タンクでの溶融塩漏えいなどを経験している。このうち、溶融塩を貯蔵する蓄熱タンクで溶融塩漏えい事例が発生したタワー型施設名や発生件数についての情報は、表 3.1-4 に示すように Kelly が硝酸塩蓄熱システムに関して発表した資料^[3.1-6]から得られた。

Parabolic Trough 型施設の事故トラブル事例収集結果を表 3.1-5 に示す。溶融塩蓄熱システムを有するトラフ型施設において溶融塩を内蔵する機器は、熱輸送媒体（油）と溶融塩間で熱交換する熱交換器及び溶融塩を貯蔵する蓄熱タンクである。熱交換器は伝熱管を跨ぐ漏えいを経験しており、タンクは外部への漏えいを経験している。

2) まとめ

CSP に使用されている溶融塩 (Solar salt) を蓄熱媒体とする蓄熱システムを対象に、世界での使用実績及び事故トラブル事例を公開情報に基づき調査した。事故トラブル事例については、実証施設の溶融塩システムにおいて集光部、蒸気発生器等での事例が複数得られた。また商業施設については Power Tower 型の 9 施設について集光部、蒸気発生器、蓄熱タンク等での事例が得られ、Parabolic Trough 型の 29 施設について溶融塩-油熱交換器、蓄熱タンクでの事例が得られた。

(2) CSP システムに係る開発状況の調査・整理 【R6】

蓄熱式高速炉開発に係る参考情報として、事故トラブル事例以外にも着目した国内外の CSP システム開発動向について調査し、結果を整理した。

1) Vast Solar 社における CSP プロジェクト^{[3.1-7]-[3.1-11]}

豪 Vast Solar 社は CSP システムのパイロットプラントとして Jemalong Solar Station (JSS) を 2013 年から 2016 年にかけて建設、2017 から 2018 年にかけて運転を行った。ヘリオスタッフ (699 基/モジュール) とレシーバー (1 基/モジュール) の組み合わせとしてモジュール化したものを 5 連結した構成としている。太陽光をレシーバーに集光し、低温タンクから輸送されるナトリウムを加熱 (480 °C) して高温タンクに輸送する。ナトリウム加熱型蒸気発生器により蒸気を生成 (450 °C) し、タービンで発電する (6MWt/1MWe)。ナトリウムが熱輸送媒体と蓄熱媒体を兼ねていることが JSS の特徴の一つである。JSS の設計、建設、運転を通じ、システムの性能検証、運転データ取得、特に、レシーバー制御システムにより天候の変化を受けにくく、概ね一定のナトリウム出口温度となる良好な制御特性が得られたとされている。建設中の 2015 年にはナトリウム漏えい火災が発生したことが報告されている。低温タンク下部にある配管から 1L/min で漏えいが発生し 8 時間後に消火したことについて、消火活動や緊急時対応の過程について文献にて述べられている。

また、豪 Vast Solar 社では JSS に続く CSP システムの商業化実証プロジェクトとして、Jemalong Solar Station1 (JSS1) を今後建設することを予定している。ヘリオスタッフとレシーバーの組み合わせをモジュール化し、出力に合わせて複数連結し、太陽光をレシーバーに集光することで、ナトリウムを加熱してナトリウム-溶融塩熱交換器に輸送する。ナトリウムで加熱された溶融塩を高温タンクに輸送し、溶融塩加熱型蒸気発生器により蒸気を生成し、タービンで発電 (30 MWe) する構成である。JSS1 では、ナトリウム-溶融塩熱交換器の採用が予定されていることから、今後も同プロジェクトの進捗及びナトリウム-溶融塩熱交換器に係る設計情報やトラブル事例情報について、引き続き注視していく必要がある。

2) (環境省委託業務) 平成 28 年度 CO_2 排出削減対策強化誘導型技術開発・実証事業「集光型太陽熱発電 (CSP) システムに関する技術開発」^[3. 1-12]

環境省による CO_2 排出削減対策強化誘導型技術開発・実証事業として、三菱日立パワーシステムズ株式会社にて、「低コスト太陽熱集熱システム」「高温蓄熱システム」「全体システム最適化」の技術開発を中心に、太陽熱を集光して高温の蒸気を生成し、蒸気タービン発電機により発電する CSP システムの技術開発が進められた。当該事業において、平成 28 年度には 1MW 級集熱検証設備の集光集熱試験、10 kW 級の小型蓄熱装置の製作及び運転データ取得が行われた。

1MW 級集熱検証設備は、フレネルとヘリオスタッフによる 2 段式集光加熱にて、過熱蒸気 (蒸気温度 550 °C) を生成可能な試験設備である。10 kW 級の小型蓄熱装置は、溶融塩蓄熱タンク (低温／高温)、溶融塩ポンプ、熱交換器等で構成される溶融塩ループである。小型蓄熱装置と 1MW 級集熱検証設備、さらに模擬蒸気発生装置 (電気ボイラにより 800 °C の蒸気を生成) と接続し、熱交換運転を実施し、運転データが取得されている。

当該事業では、太陽熱集熱システムに接続する高温蓄熱システムとして、顕熱／潜熱蓄熱、化学蓄熱など、蓄熱材も含めて種々の方式を比較検討された。溶融塩を用いた顕熱蓄熱方式以外は現時点での技術課題が多く、経済性の面で劣ることから、溶融塩を用いた顕熱蓄熱方式を選定しており、その選定理由と結論は本研究における蓄熱式高速炉の蓄熱媒体選定とも整合している。

また、融点を低くできることから、当該事業では Solar Salt (組成: 60 % NaNO_2 -40 % KNO_3 、使用温度範囲: 220~600 °C) ではなく、NeoSK-SALT (7% NaNO_3 -40% NaNO_2 -53% KNO_3 、使用温度範囲: 142~600 °C) を蓄熱媒体として選定している。NeoSK-SALT は単位質量あたりの価格が Solar Salt に比べて 2~3 倍高い点が課題であること、商用化太陽熱集熱発電施設においては Solar Salt が広く用いられていることにも合わせて言及されており、本研究における蓄熱式高速炉のシステム成立性において、融点を 220 °C から低減させる必要性はないことを踏まえれば、本研究における蓄熱式高速炉の蓄熱媒体として Solar Salt を選定していることと技術的な矛盾はない。

3) 米 DOE Gen3 太陽熱集熱発電プロジェクト^{[3. 1-13]-[3. 1-14]}

米 DOE は 1990 年代より、Solar Two プロジェクトを通じて Power Tower 型太陽熱集光発電システムの技術開発を進め、今日、世界中に普及する Power Tower 型太陽熱集光発電システムの技術基盤構築に大きく貢献している。2020 年までに太陽 (光／熱) 発電を、経済性

の観点から既存の発電方法と競争力のあるものにすることを目標に、DOEにより SunShot イニシアティブが 2011 年に立ち上げられた。SunShot イニシアティブでは発電単価 6 ¢ /kWh を目標とし、2030 年までに米国電力需要の 14 %、2050 年までに 27 %を太陽（光／熱）発電で賄うことを目指している。

DOE では、Gen1 は蓄熱システムを備えない太陽熱集光発電システム、Gen2 は溶融塩を熱輸送媒体として蓄熱システムを備えた太陽熱集光発電システム、Gen3 は SunShot 技術要求（50%以上の熱-電気変換効率、700 °C以上のタービン入口温度等）を満たす太陽熱集光発電システムとしてそれぞれ定義している。SunShot 技術要求を満たす CSP システムを構築可能な技術候補として、集熱／熱輸送媒体に着目した複数の方式が検討された。DOE は 2021 年、セラミックやシリカベースの固体粒子を集熱、蓄熱媒体として使用し、超臨界 CO₂ ガスタービン発電の採用により高い発電効率を達成する粒子落下システムを Gen3 システム技術として選択している。

DOE における CSP システムの高度化（Gen2→Gen3）は、700 °C以上に高温化させて熱伝達を行うのに適した熱媒体の選定、熱媒体や内包機器の開発、高い熱効率を達成するための超臨界 CO₂ ガスタービンシステムの開発に主眼を置いたものである。本研究における蓄熱式高速炉のナトリウム出口温度は 500 °C程度であり、現状の商用化 CSP システム（Gen2）の溶融塩使用温度範囲（560 °C/280 °C : Power Tower 型）内であることから、Gen3 CSP システムの技術開発の進展やそこからのフィードバックが、蓄熱式高速炉の技術成立性にクリティカルとなるものではない。しかしながら、より高温（600 °C以上）まで使用可能な溶融塩材を採用できれば、蓄熱式高速炉の事故時（通常運転時のナトリウム最高温度を超過するような場合）においても溶融塩を安定に維持できる範囲が広がり安全性の向上に寄与するだけでなく、事故時の冷却手段として溶融塩系を用いることができる可能性もあり（ただし、600 °C以上の溶融塩を受け入れる高温溶融塩ポンプやタンクの技術開発も合わせて必要）、今後もその動向を確認することは有意義である。

4) 溶融塩タンク破損に係る知見

Parabolic Trough 型に比べて Power Tower 型において溶融塩タンク破損事例が多く報告されていることに着目し、その要因について豪 Vast Solar 社及び米 NREL により分析が行われた。

豪 Vast Solar 社では、Parabolic Trough 型（380 °C/280 °C）に比べて Power Tower 型（560 °C/280 °C）はホットレグ側の溶融塩温度が高いことにより、高温溶融塩タンク内の温度分布が不均一となり、径方向に大きな熱勾配が生じることを解析により確認している。これにより、運転中の膨張／収縮に伴い床全体に生じる熱応力や摩擦力が発生することに加え、径方向熱勾配により、局所的に熱応力が大きくなり溶融塩タンク底面に座屈（Buckling Failure）が生じることが破損の主要因の一つと分析している^[3, 1-15]。

米 NREL でも Parabolic Trough 型における高温溶融塩タンクの破損についてタンクの故障メカニズムを理解するための、温度や応力分布に係る解析を実施している^[3, 1-16]。溶融塩タンクの破損メカニズムや設計・製造・運転に由来する破損原因について整理するとともに、解析により、運転開始から 3 年程度でタンク底部が破損するとの予測結果を得ている。溶

融塩タンクの破損挙動 (Failure behavior) は「低サイクル疲労 (low-cycle fatigue)」、「応力緩和割れ (stress relaxation cracking)」、「クリープ (creep)」、「座屈 (buckling)」の4つであり、主な破損原因として以下を挙げている。

(Power Tower型 CSPシステムの高温溶融塩タンクにおける主な破損原因)

- 塑性変形して座屈する板材を用いてタンク底面を製作
- タンク底部と壁面の溶接部の施工不良（溶融不足と位置ずれ）
- 応力緩和割れの影響を受けやすいSS347Hをベース材とする溶接フィラー材料の使用
- 不適切な底板レイアウトと溶接手順により、溶接加工後にタンク底に歪みと大きな残留応力、運転中に高い応力が発生
- タンクに流入する溶融塩とタンク内の既存溶融塩との混合不十分による、タンク底部における円周方向の温度勾配
- タンク内の溶融塩液位と運転条件のミスマッチ
- バッキングプレートの使用や溶接製作後の床の初期変形に起因する、床と基礎の間の摩擦係数不均一
- タンク空状態（底面に対する均一な荷重がない状態）での予熱に起因する圧縮応力や塑性変形

また、設計への反映推奨事項として以下を挙げている。

(溶融塩タンク破損防止のための設計反映推奨事項)

- タンクの健全性やその影響を考慮した運転条件の設定。タンク底面温度勾配緩和のため、流入溶融塩の温度制御、流入ノズルの位置（高さ）、最低溶融塩液位の設定。
- 残留応力を軽減させるような溶接フィラー材の選定。
- 残留応力と歪みを低減させるための溶接後熱処理の実施。
- 床面設計の改善。運転中の応力解析に基づけば20～30 mmの厚さが適切。それ以上に厚くなると、材料と製造のコスト上昇、溶接による残留応力の影響が過大となる。応力が大きくなる箇所を補強して厚みを増すことも対策の一つ。

蓄熱式高速炉の溶融塩温度（約500 °C）はPower Tower型のそれ（約565 °C）に近いため、本知見を踏まえたタンク破損防止対策が必要となる。高温タンク内の温度分布を均一にするような運転管理（タンク内に一定以上の量／温度の溶融塩を残留させる運用、溶融塩の急激な温度上昇を避ける運転手順など）、温度分布不均一を生じさせないよう攪拌性を向上させる設計上の工夫（流入ノズルの数、位置、角度）、生じ得る熱応力を踏まえた適切な底面厚さの選定、タンク底面製作方法の適切な選定（残留応力の発生を極力避けるような分割数、分割方法、溶接材、溶接後熱処理）など、本知見を踏まえて安全設計方針案において高温溶融塩タンクにおける熱応力への配慮を記載する必要がある。

5) まとめ

蓄熱式高速炉開発に係る参考情報として、事故トラブル事例以外にも着目した国内外の CSP システム開発動向について調査し、結果を整理した。海外事例では本研究における蓄熱式高速炉と同様にナトリウム-溶融塩熱交換器の採用を予定しているものもあり、蓄熱式高速炉の実用化に向けて引き続き参考となる情報を収集していく必要がある。また、Power Tower 型 CSP システムと蓄熱式高速炉の溶融塩温度範囲が近いことから、蓄熱式高速炉においても Power Tower 型 CSP システムと同程度の頻度で高温溶融塩タンク破損が生じる可能性がある。先行事例における高温溶融塩タンク破損の分析結果及び設計への反映推奨事項に基づき、高温溶融塩タンクの破損防止について、蓄熱式高速炉の安全設計方針にて言及する必要がある。

3.1.3 リスク評価における信頼性データベース整備【R5-R6】

(1) 热交換器伝熱管破損【R5】

リスク評価における信頼性データベース整備として、令和 4 年度に実施した太陽熱蓄熱発電システムにおける事故トラブル事例調査結果に基づき、溶融塩を用いた熱交換器の伝熱管破損件数と溶融塩暴露時間を整理して CSP システムにおける溶融塩伝熱管破損発生率を評価し、ナトリウム-溶融塩熱交換器における伝熱管破損発生率について考察した。

1) 伝熱管破損件数の整理

令和 4 年度に実施した太陽熱蓄熱発電システムにおける事故トラブル事例調査結果に基づき、Power Tower 型については、Solar Two プロジェクト（実証施設）とそれ以外の 9 施設（商業施設）、Parabolic Trough 型については 29 施設（商業施設）を対象とし、それら施設の伝熱管破損に係るトラブル事例として、Power Tower 型については溶融塩加熱型蒸気発生器部分、Parabolic Trough 型については油-溶融塩熱交換器部分に着目しトラブル事例を抽出した。それらのトラブル事例に対する件数として、各出典^{[3.1-2]-[3.1-3]}に具体的な件数が示されていないものについて、複数の事例が生じていることが示されている場合には少なくとも 2 件は発生したものと解釈し、他方、多数の事例が生じていることが示されている場合には、2 衍のオーダーであり少なくとも 10 件は発生したものと解釈して仮定した件数にて整理した。整理結果は表 3.1-7 に示すとおりであり、以降の検討ではこのトラブル事例件数を伝熱管破損件数として取り扱う。

2) 溶融塩暴露時間の整理

令和 4 年度に調査対象とした太陽熱蓄熱発電システムに対し、供用開始年月について追加調査を行うとともに、供用終了年月については各出典^{[3.1-2]-[3.1-3]}に具体的な記載がないものは、データベース作成時の年月（令和 4 年 6 月）を仮定した。それら供用開始・終了年月より、各施設の供用時間を算出した。稼働率については令和 4 年度の調査結果並びにそれらの出典において直接引用可能な、または間接的に算出可能な情報はなく、ここでの溶融塩暴露時間算出のための稼働率として 0.5 を暫定した。溶融塩暴露時間(年)の整理結果を表 3.1-8 に示す。

Solar Two 以外の Power Tower 型 9 施設及び Parabolic Trough 型 29 施設の溶融塩暴

露時間及び蓄熱設備熱出力の平均値をそれぞれ算出して同様にプロットしたものを図 3.1-8 に示す。Parabolic Trough 型施設が最も右上にプロットされることから、商業施設同士を比較した場合であっても Power Tower 型施設よりも Parabolic Trough 型の方が設備の大型化や運転実績の蓄積がより進んでいることが俯瞰できる。

蓄熱設備の規模が大型化することによりトラブル発生箇所となる伝熱管の数や長さも増加すると考えられ、同じ溶融塩暴露時間であっても蓄熱設備の規模が大きい方が伝熱管破損の生じる確率は高まるものと推測される。よって、後述の伝熱管破損発生率評価において溶融塩暴露時間に蓄熱設備の規模を考慮すべく、溶融塩暴露時間（年）に蓄熱設備の熱出力（MWt）を乗じた形（年・MWt）で整理した。

3) 伝熱管破損によるトラブル発生率の検討

伝熱管破損によるトラブル発生率をベイズ推定手法^{[3.1-17]-[3.1-18]}を活用して評価した。前項にて評価した伝熱管破損件数（x）、溶融塩暴露時間（t）に基づき、トラブル発生率を評価した結果を表 3.1-9 に示す。また、伝熱管破損発生率の評価に用いた「溶融塩暴露時間と蓄熱設備熱出力の積」について、各型式（Power Tower（実証/商業）、Parabolic Trough）の平均値に対して伝熱管破損発生率評価値をプロットしたものを図 3.1-9 に示す。実証施設よりも商業施設において、さらには Power Tower 型よりも Parabolic Trough 型施設において伝熱管破損発生率が低い結果となっており、設備の大型化や運転実績の蓄積がより進んでいくことが伝熱管破損発生率の低下に寄与しているものと示唆される。

ここで、200 MWe 規模の蓄熱設備を備える小型ナトリウム冷却高速炉、650 MWe 規模の蓄熱設備を備える中型ナトリウム冷却高速炉を仮定し、3.1.2 項におけるリファレンス設計概念と同様、これらナトリウム冷却高速炉にはナトリウム-溶融塩熱交換器及び溶融塩加熱型蒸気発生器が設置されると想定する。これら蓄熱型中小型ナトリウム冷却高速炉における溶融塩加熱型蒸気発生器の伝熱管破損発生率は、太陽熱蓄熱発電システムにおける溶融塩加熱型蒸気発生器の伝熱管破損発生率が直接適用可能と考える。また、ナトリウム-溶融塩熱交換器のトラブル発生率については、流体が異なるものの太陽熱蓄熱発電システムにおける油-溶融塩熱交換器における伝熱管破損発生率が参考になると考へる。これより蓄熱型中小型ナトリウム冷却高速炉における、溶融塩暴露時間（年）あたりの伝熱管破損発生率（変換効率 36 %を仮定して蓄熱設備熱出力を算出）を評価した結果を表 3.1-9 及び図 3.1-10 にそれぞれ示す。

水以外の流体と熱交換を行う点で油-溶融塩熱交換器と類似性が高いと考えれば、例えば、約 560 MWt のナトリウム-溶融塩熱交換器であれば 10 年に 1 回程度の破損発生の可能性があることになるので、原子力設備として設計する場合には信頼性を上げることが重要となる。

4) まとめ

ナトリウム-溶融塩熱交換器はまだ実用化された例はないものの、その伝熱管破損発生率については、溶融塩加熱型蒸気発生器よりもナトリウム-溶融塩熱交換器の方が一桁程度低い値となるであろうことが太陽熱発電システムの運転経験に基づく評価から推測できる。太陽熱蓄熱発電システムは既に商業利用されており、今後も溶融塩加熱型蒸気

発生器及び油-溶融塩熱交換器の使用実績が蓄積されていくことに伴い、ナトリウム冷却高速炉における伝熱管破損発生率の評価値も低下していくことが期待できる。

今回、伝熱管破損発生件数と溶融塩暴露時間の関係に基づき、伝熱管破損発生率を評価する方法を検討したが、太陽熱蓄熱発電システムの運転経験データベースに基づいて評価に用いたトラブル発生件数の解釈、運転時間や稼働率等、不確かさを含む部分も多く、それゆえ伝熱管破損発生率の評価結果については絶対値ではなく、各型式や開発段階（実証/商業）間での比較に着目した相対的な観点から考察を行った。今後、伝熱管破損発生率評価値の精度を高めていくためには、上記のとおり太陽熱蓄熱発電システムの運転経験蓄積及びその反映が引き続き有効であるとともに、ナトリウム冷却高速炉における溶融塩加熱型蒸気発生器及びナトリウム-溶融塩熱交換器の実証試験や実用化に伴う運転経験の蓄積及びその反映が、より直接的なデータベースとして特に重要である。

(2) 溶融塩タンク破損【R6】

リスク評価における信頼性データベース整備拡充として、令和4年度に実施した太陽熱蓄熱発電システムにおける事故トラブル事例調査結果に基づき、溶融塩タンクの破損件数と溶融塩暴露時間を整理して CSP システムにおける溶融塩タンク破損発生率を評価し、蓄熱式高速炉における溶融塩タンク破損発生率について考察した。

1) 溶融塩タンク破損件数の整理

令和4年度に実施した太陽熱蓄熱発電システムにおける事故トラブル事例調査結果に基づき、Power Tower 型については6施設（商業施設）、Parabolic Trough 型については31施設（商業施設）を対象に溶融塩タンク部分に着目したトラブル事例を抽出した結果を表3.1-10に示す。Parabolic Trough 型は31施設に対してトラブル事例の報告件数は1件のみであるのに対し、Power Tower 型は6施設に対してトラブル事例の報告件数が5件となっており、Parabolic Trough 型よりもPower Tower 型において、より頻繁に溶融塩タンク破損が生じていることが分かる。

2) 溶融塩暴露時間の整理

令和5年度に実施した伝熱管破損によるトラブル発生率評価と同様に、令和4年度に調査対象とした太陽熱蓄熱発電システムに対し、供用開始年月について追加調査を行うとともに、供用終了年月について各出典に具体的な記載がないものは、データベース作成時の年月（令和4年6月）を仮定した。それら供用開始・終了年月より、各施設の供用時間を算出した。稼働率についても令和5年度と同様に、溶融塩暴露時間算出のための稼働率として0.5を暫定した。溶融塩暴露時間（年）の整理結果を表3.1-8に示す。

ここで、蓄熱設備の規模が大型化することによりトラブル発生箇所となる溶融塩タンクのサイズの大型化やタンク基数が増加し、タンク破損が生じる確率が高まるものと推測される。よって、溶融塩暴露時間に蓄熱設備の規模を考慮すべく、溶融塩暴露時間（年）に蓄熱容量=（熱出力（MW）×放熱時間（h））を乗じた形（年・MWh）で整理したものを、後述のトラブル発生率評価において用いることとする。

3) 溶融塩タンク破損によるトラブル発生率の検討

令和5年度に実施した伝熱管破損によるトラブル発生率評価と同様に、溶融塩タンク破損によるトラブル発生率を、ベイズ推定手法^{[3.1-17]-[3.1-18]}を活用した次式にて評価した。

$$\lambda = \left(x + \frac{1}{2} \right) / t \quad (3.1-1)$$

ここで、

x : 溶融塩タンク破損件数（件）

t : 溶融塩暴露時間（年・MWh）

前項にて評価した溶融塩タンク破損件数（x）、溶融塩暴露時間（t）に基づき、トラブル発生率を評価した結果を表3.1-10に示す。Power Tower型の溶融塩タンク破損トラブル発生率はParabolic Trough型に比べて20倍以上大きく、Power Tower型では溶融塩タンク破損の発生頻度が高くなる結果となった。

4) 中小型炉規模におけるトラブル発生率

200 MWe規模の蓄熱設備を備える小型ナトリウム冷却高速炉、650 MWe規模の蓄熱設備を備える中型ナトリウム冷却高速炉を仮定し、各蓄熱設備は定格出力の50%を5.5 hに渡って出力可能な容量を持っていると想定した場合の、溶融塩タンク破損トラブル発生率を評価する。前項で評価した溶融塩タンク破損トラブル発生率（/年・MWh）に、上記の通り仮定した蓄熱設備容量（MWh）を乗じ、蓄熱型中小型ナトリウム冷却高速炉における溶融塩タンク破損トラブル発生率（/年）を評価した結果を表3.1-10及び図3.1-11に示す。Parabolic Trough型の評価結果に基づけば、小型炉で100年に1回程度、中型炉で20年に1回程度の頻度となるのに対し、Power Tower型の評価結果に基づいた場合には、小型炉で3年に1回程度、中型炉で1年に1回程度の頻度となる。

太陽熱蓄熱発電システムにおける溶融塩タンク破損に対する要因分析事例に基づくと、Parabolic Trough型の溶融塩温度（高温側/低温側：380 °C/280 °C）に比べてPower Tower型の溶融塩温度（高温側/低温側：560 °C/280 °C）は高温側で高く、高温タンクと低温タンクの温度差がより大きい設計となっており、これによりPower Tower型の高温溶融塩タンク内温度分布はより不均一となり、径方向に大きな熱勾配が生じ、局所的に熱応力が大きくなり座屈が生じることが破損の主要因の一つと分析されている（3.1.2項(2)4) 参照）。

蓄熱型高速炉の溶融塩温度は高温側で500 °C以上と推測されることから、溶融塩タンクの使用温度範囲はPower Tower型のそれに近く、上記を踏まえれば溶融塩タンク破損トラブル発生率はParabolic Trough型に対する評価値ではなく、Power Tower型の評価値を参照すべきと考えられる。令和5年度に評価した伝熱管破損トラブル発生率（油-溶融塩熱交換器）は、小型炉で10年に1回、中型炉で3年に1回程度の頻度と評価されたことと比較すれば、蓄熱型高速炉では伝熱管破損よりも溶融塩タンク破損のトラブル発生頻度の方がより高くなることが示唆される。

本知見を踏まえ、蓄熱型高速炉の安全設計方針では高温溶融塩タンク破損防止対策を要求する必要があると考えられる。例として、高温タンク内の温度分布を均一にするような運転管理（タンク内に一定以上の量/温度の溶融塩を残留させる運用など）、温度分

布不均一を生じさせないよう攪拌性を向上させる設計上の工夫(流入ノズルの数、位置、角度)、生じ得る熱応力を踏まえた適切な底面厚さの選定等、高温溶融塩タンクにおける熱応力に配慮した設計とすることが考えられる。

5) まとめ

リスク評価における信頼性データベース拡充として、溶融塩タンクを対象とした事故トラブル事例調査に基づき、令和5年度に実施した伝熱管破損によるトラブル発生率評価方法と同様の方法で溶融塩タンク破損によるトラブル発生率を評価した。蓄熱型高速炉と溶融塩温度範囲が近いPower Tower型の評価結果に基づけば、蓄熱型高速炉では、伝熱管破損よりも溶融塩タンク破損のトラブル発生頻度の方が高くなると推測される。本知見を踏まえ、高温溶融塩タンクにおける熱応力への配慮など、蓄熱型高速炉の安全設計方針において高温溶融塩タンク破損防止対策を要求する必要があると考えられる。

3.1.4 蓄熱式高速炉の安全設計方針の検討【R4-R6】

溶融塩蓄熱システムを備えた原子炉設備は米 Terra power 社において設計検討が進められている「Natrium™」のみであり、世界においてもこれまで導入例はない。日本国内に蓄熱式高速炉を導入するにあたり、当該設備に対する安全設計要求やその設計対応方針を新たに検討するとともに、必要な規制枠組を整備していく必要がある。

ここでは、溶融塩蓄熱システムを備えた原子炉設備に対する規制対応方針の検討に資するため、既存の原子炉施設に水素製造施設という化学プラントを新たに接続する際の安全設計方針の検討例について調査するとともに、溶融塩蓄熱システムを備えた原子炉設備に対する規制対応方針の整備に向けた検討の方向性を示した。さらにその検討結果に基づき、蓄熱式高速炉の安全設計方針案を作成した。

(1) 国内規制対応方針の検討【R4】

1) 水素製造施設の接続に係る高温ガス炉の安全設計方針^{[3.1-19]-[3.1-21]}

JAEAでは、高温ガス炉である高温工学試験研究炉(HTTR)に、熱化学的に水を分解する熱化学水素製造法 Iodine-Sulfur プロセス (IS プロセス) による水素製造施設を接続した「HTTR-IS 水素製造システム」を検討した。その安全性について、IS プロセスによる水素製造施設に起因する原子炉施設の安全上考慮すべき事象の摘出や選定された事象に対する安全設計方針及び適合のための設計方針が検討された。

水素製造施設を原子炉施設に接続することで原子炉施設の安全性を阻害するこがあることはなはず、同時にユーザーからの要請として、経済性の観点から、水素製造施設を一般産業施設に適用される法規の下で設計、建設及び運転することが望まれている。そこで、JAEAでは、水素製造施設に核原料物質、核燃料物質及び原子炉の規制に関する法律(原子炉等規制法)ではなく、一般産業法である高圧ガス保安法を適用する水素製造施設の非「原子炉施設」化を提案した。

水素製造施設に高圧ガス保安法を適用する場合に、設置許可申請書に記載する安全設計方針における水素製造施設の位置付けは、一般産業施設と同等として扱わなければならない。そこで、水素製造施設に起因する異常事象のうち、原子炉施設の安全性に影響

を与える事象を原子炉施設の外部人為事象と定義する。外部人為事象に対する安全設計方針については、旧原子力安全委員会の発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針において、飛行機落下、ダムの崩壊、爆発等の外部人為事象に対し原子炉施設の安全性が損なわれないことを求めている。高温ガス炉水素製造システムの安全設計方針では、同指針で例示された外部人為事象に加え、水素製造施設を接続することで原子炉施設の安全性の観点から新たに想定しなければならない事象を考慮している。

2) 溶融塩蓄熱システムを接続したナトリウム冷却高速炉の規制対応方針の着眼点

溶融塩蓄熱システムを接続したナトリウム冷却高速炉の規制対応方針を検討する上でも、認可手続きの合理化や電力会社以外の業種の蓄熱設備への参入障壁をなくす観点からは、蓄熱システム以降（水蒸気系、発電設備含む）を原子力設備から切り離して一般産業設備の扱いとする、いわゆる非「原子炉施設」化の方策を追求することが望ましい。そのためには、蓄熱設備を原子炉施設に接続することで原子炉施設の安全性を阻害することがないことを示す必要がある。

そのためには、HTTR-IS 水素製造設備の場合と同様に、蓄熱設備の設置／媒介に起因する原子炉施設の安全上考慮すべき事象をまず選定する必要がある。次に、蓄熱設備を有しない場合のナトリウム冷却高速炉における既存の安全設計方針（例えばナトリウム冷却高速原型炉もんじゅの 58 の安全設計方針^[3.1-22]）を参考とし、その中から蓄熱設備の導入に伴う原子炉施設の安全上考慮すべき事象に係るものを抽出し、方針条文の変更要否を検討する。その上で、改訂した安全設計方針に対し、適合のための設計方策を検討し、それらに基づき設計、認可手続きを行うこととなると考えられる。

3) まとめ

溶融塩蓄熱システムを備えた原子炉設備に対する安全設計方針案の作成に資するため、既存の原子炉施設に水素製造施設という化学プラントを新たに接続する際の安全設計方針の検討例について調査した。また、国内規制対応方針を検討し、溶融塩蓄熱システムを備えた原子炉設備に対する規制対応方針の整備に向けた検討の方向性を示した。

(2) ナトリウム－溶融塩伝熱管破損の影響検討 【R5】

国内規制対応方針の検討に基づき、複数の蓄熱式高速炉プラントシステム設計概念（図 3.1-5(a)－(c)）について、ナトリウム－溶融塩伝熱管破損の影響を「安全性」、「運転保守性」及び「経済性」の観点からリスクの大きさとして比較評価する形で検討した。設計概念間のリスクの比較結果を表 3.1-11 に示す。

設計オプション概念 1 は建設費が安くなるものの、伝熱管破損の影響が 1 次ナトリウム系に及ぶ点で許認可リスクが高く、また伝熱管破損からの復旧も大規模かつ長期間に渡る可能性があり、現実的ではない。設計オプション概念 2 ではプラントの復旧は容易であるが、他概念にはない原子炉熱出力と同規模のナトリウム加熱型蒸気発生器を備える点で建設費が高くなり、現実的とは言い難い。「安全性」、「運転保守性」及び「経済性」の観点から総合的に考えた場合、リファレンス設計概念が最も合理的な概念と言える。本検討に基づ

く蓄熱式高速炉のプラントシステム概念図を図3.1-6に示す。原子炉容器はタンク型、中間熱交換器及びナトリウム・溶融塩熱交換器は複数ループ構成、溶融塩タンク（高温／低温）及び蒸気発生器は單一ループ構成を想定している。

(3) 溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針案【R6】

高速増殖原型炉「もんじゅ」の設置変更許可申請書における添付書類八「1. 安全設計」、「5. 2次主冷却系設備」^[3.1-22]を参考に、下記①-③に示すとおり、溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針案を作成した。今回検討した安全設計方針案は、図3.1-5におけるリファレンス設計概念に基づくプラントシステム（図3.1-6）を対象に溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉に特有な溶融塩系及びそれと接する2次ナトリウム系を中心に検討したものであり、それ以外の系統や機器等、既往のナトリウム冷却高速炉と共通な点（「安全設計の基本方針」、「ナトリウムに対する設計上の考慮」、「耐震設計の基本方針」等）については「もんじゅ」と同様として記載を省略している。補足については下線で示す。なお、本事業で得られた最新知見（3.3節）も反映している。

1) 安全設計

① 耐震設計（耐震設計上の重要度分類）

原子炉施設の耐震設計上の施設別重要度を、地震により発生する可能性のある放射線による環境への影響の観点から、液体金属冷却型高速増殖炉の特徴を十分に踏まえ次のように分類する。

Aクラス：自ら放射性物質を内蔵しているか又は内蔵している施設に直接関係しており、その機能喪失により放射性物質を外部に放散する可能性のあるもの及びこれらの事態を防止するために必要なもの並びにこれら事故発生の際に外部に放散される放射性物質による影響を低減させるために必要なものであって、その影響、効果の大きいもの。

（施設分類）

- a. 原子炉冷却材バウンダリを構成する機器・配管
- b. 原子炉の緊急停止のために急激に負の反応度を付加するための施設
- c. 原子炉停止後、炉心から崩壊熱を除去するための施設
- d. 原子炉冷却材バウンダリ破損事故の際に原子炉冷却系の安全機能を果たすのに必要な冷却材を確保するための施設
- e. 原子炉冷却材バウンダリ破損事故の際に圧力障壁となり放射性物質の拡散を直接防ぐための施設
- f. 放射性物質の放出を伴うような事故の際にその外部放散を抑制するための施設で上記e以外の施設
- g. 使用済燃料を貯蔵するための施設
- h. 原子炉カバーガス等のバウンダリを構成する機器・配管
- i. その他

Bクラス：上記において、影響、効果が比較的小さいもの。

(施設分類)

- a. 原子炉冷却材バウンダリに直接接続されていて、1次冷却材を内蔵する施設
- b. 放射性廃棄物を内蔵している設備。ただし、内容量が少ないかまたは貯蔵方式によりその破損によって公衆に与える影響が年間の周辺監視区域外の許容被ばく線量に比べて十分小さいものは除く。
- c. 放射性廃棄物以外の放射性物質に関連した施設で、その破損により公衆及び従業員に過大な放射線被ばくを与える可能性のある施設
- d. 使用済燃料を冷却するための施設でAクラスに属さない施設。ただし補助的設備は除く。
- e. 放射性物質の放出を伴うような場合にその外部放散を抑制するための施設でAクラスに属さない施設。(※2次主冷却系設備が該当)
- f. 大量の液体ナトリウムを内蔵する施設でAクラスに属さない施設

Cクラス： Aクラス、Bクラス以外であって、一般産業施設と同等の安全性を保持すればよいもの。(※溶融塩系設備が該当)

② 安全機能の重要度分類

その機能の喪失により、原子炉施設を異常状態に陥れ、もって一般公衆ないし従事者に過度の放射線被ばくを及ぼすおそれのあるもの(異常発生防止系。以下「PS」という。)。原子炉施設の異常状態において、この拡大を防止し、又はこれを速やかに収束せしめ、もって一般公衆ないし従事者に及ぼすおそれのある過度の放射線被ばくを防止し、又は緩和する機能を有するもの(異常影響緩和系。以下「MS」という。)。また、PS及びMSのそれぞれに属する構築物、系統及び機器を、その有する安全機能の重要度に応じ、それぞれクラス1、クラス2及びクラス3に分類する。なお、各クラスに属する構築物、系統及び機器の基本設計ないし基本的設計方針は、確立された設計、建設及び試験の技術並びに運転管理により、安全機能確保の観点から、次の各号に掲げる基本的目標を達成できるようにする。

クラス1：合理的に達成し得る最高度の信頼性を確保し、かつ、維持すること。

クラス2：高度の信頼性を確保し、かつ、維持すること。

クラス3：一般産業施設と同等以上の信頼性を確保し、かつ、維持すること。

溶融塩系は放射性ナトリウムを内包しておらず、かつナトリウム-溶融塩熱交換器における伝熱管破損時におけるナトリウムと溶融塩の化学反応について、ナトリウム-水反応のように水素発生に伴う顕著な圧力上昇は無いと考えられ、放射線被ばくの防止及び緩和機能は要求せず、溶融塩系は安全機能を有しない系統に該当する。

2) 2次主冷却系設備

① 概要

2次主冷却系設備は2次主冷却系循環ポンプ(ナトリウム-溶融塩熱交換器出口側に配置)、ナトリウム-溶融塩熱交換器、2次主冷却系配管及び弁類等で構成され、主として原子炉補助建物内に配置される。2次主冷却系設備は次の機能を有する。

- A) 1次主冷却系中間熱交換器で加熱された2次冷却材を循環し、ナトリウム-溶融塩熱交換器伝熱管内で溶融塩と熱交換する。
 - B) 通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び事故時の原子炉停止時には、1次主冷却系設備、補助冷却設備とあいまって炉心冷却を行う。
- 2次冷却材は、2次主冷却系循環ポンプから吐出され、1次主冷却系中間熱交換器の管側に入り、胴側を流れる1次主冷却系の冷却材から熱を伝達され、加熱される。1次主冷却系中間熱交換器を出た2次冷却材は、ナトリウム-溶融塩熱交換器の管側に入り、胴側の溶融塩と熱交換して冷却され、2次主冷却系循環ポンプへ戻る。なお、2次主冷却系は、1次主冷却系との境界である1次主冷却系中間熱交換器において、1次主冷却系より高圧に維持し、1次冷却材が2次主冷却系に漏えいするのを抑制する。また、溶融塩材とナトリウムの反応生成物が1次主冷却系との境界及び1次主冷却材に影響を及ぼすことのないよう、2次主冷却系は、溶融塩系との境界であるナトリウム-溶融塩熱交換器において、溶融塩系よりも高圧に維持し、溶融塩材が2次主冷却系に漏えいするのを抑制する。

② 設計方針

2次主冷却系設備は、1次主冷却系設備とともに原子炉熱輸送系を構成し、1次主冷却系中間熱交換器を介して伝えられた熱をナトリウム-溶融塩熱交換器より溶融塩系に伝達する設備であり、以下に述べる事項を十分満足するように設計、材料選定、製作及び検査を行う。

a) 冷却能力

2次主冷却系設備は、通常運転時において適切な冷却能力をもたせた設計とする。通常運転時、原子炉で発生する熱は1次主冷却系、2次主冷却系、溶融塩系、主蒸気系を経てタービンに伝えられ、その後、復水器を経て循環水系の海水によって海に確実に伝えられる設計とする。通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び事故時の原子炉停止時には、原子炉で発生する熱は1次主冷却系及び崩壊熱除去系（自然循環式/強制循環式、直接炉心冷却式/2次系共用型炉心冷却式等）を経て空気冷却器より確実に大気に伝えられる設計とする。なお、大規模ナトリウム漏えい発生時にはナトリウム-溶融塩熱交換器出入口止め弁を閉とする。

b) 2次冷却材

2次冷却材には1次冷却材と化学反応を起さないようナトリウムを用いる。

c) カバーガス

2次冷却材の自由液面は不活性なアルゴンガスでおおう設計とする。

d) 材料選定

2次冷却材に触れるナトリウム-溶融塩熱交換器、2次主冷却系循環ポンプ、配管及び弁等は耐食性を考慮してステンレス鋼を使用する。胴側に溶融塩が流れるナトリウム-溶融塩熱交換器については、溶融塩の使用温度範囲において耐溶融硝酸塩腐食性に優れたオーステナイト系ステンレス鋼を使用する。

e) ナトリウム漏えい検出

2次冷却材の漏えいの早期検出用として、必要箇所にナトリウム漏えい検出器を設置する。

f) ナトリウム-溶融塩熱交換器伝熱管破損対策

ナトリウム-溶融塩反応を早期に検知し、破損の拡大を防止・抑制するため、伝熱管破損検出設備（温度計）を熱交換器内の溶融塩出口側に設け、溶融塩の急激な温度上昇として破損を検知する。伝熱管破損検出信号に基づき、当該ループのナトリウム-溶融塩熱交換器の隔離、溶融塩移送ポンプ及び2次主冷却系循環ポンプ（主モータ）の停止等を含む一連のプラント自動停止操作が行えるように設計する。

また、伝熱管破損検出時には、熱交換器内のナトリウム及び溶融塩を速やかにドレンし反応を終息させるとともに、伝熱管破損が想定される部位は断熱構造とせず、ドレン後の流体を安定冷却できるよう設計し、ナトリウム-溶融塩反応に伴う温度上昇による破損拡大防止を考慮した設計とする。さらに、ナトリウム-溶融塩反応に伴うガス発生量（N₂）を評価し、圧力逃し弁等の安全弁を設置するなど、ナトリウム-溶融塩反応に伴う圧力上昇による破損拡大防止にも考慮した設計とする。

g) 1次冷却材の漏えい抑制

2次主冷却系は、1次主冷却系との境界である1次主冷却系中間熱交換器において、1次主冷却系より高圧に維持し、1次冷却材が2次主冷却系に漏えいするのを抑制する。万一の1次主冷却系中間熱交換器伝熱管の損傷による2次冷却材の1次主冷却系への漏えいは、2次系ポンプ液位計の液位監視によって検知する。

h) 予熱・保温機能

ナトリウムを収納する機器・配管の外面に電気ヒータ及び保温材を設置し、ナトリウム充填前に機器・配管等を必要な温度まで予熱するとともに、ナトリウムの凍結を防止する設計とする。

3) 溶融塩蓄熱系設備

① 概要

溶融塩系設備は溶融塩系輸送ポンプ（高温/低温タンク出口にそれぞれ配置）、溶融塩蓄熱タンク（高温/低温）、蒸気発生器、溶融塩系配管及び弁類等で構成される。溶融塩系設備は以下の機能を有する。

- 溶融塩蓄熱低温タンクに貯蔵された低温溶融塩を輸送し、ナトリウム-溶融塩熱交換器で加熱された後の高温溶融塩を溶融塩蓄熱高温タンクへと輸送、貯蔵する。
- 溶融塩蓄熱高温タンクに貯蔵された高温溶融塩を輸送し、蒸気発生器伝熱管内で水・蒸気と熱交換し、溶融塩蓄熱低温タンクへと輸送、貯蔵する。
- 通常運転時、1次主冷却系設備、2次主冷却系設備とあいまって炉心冷却を行う。

溶融塩蓄熱低温タンクに貯蔵された低温溶融塩は、溶融塩系輸送ポンプ（2次主冷却系側）により輸送され、ナトリウム-溶融塩熱交換器の胴側に入り、管側を流れる2次主冷却系の冷却材から熱を伝達され、加熱される。ナトリウム-溶融塩熱交換器を出た高温溶融塩は、溶融塩蓄熱高温タンクに入り貯蔵される。溶融塩蓄熱高温タンクに貯蔵

された高温溶融塩は、溶融塩系輸送ポンプ（蒸気発生器側）により輸送され、蒸気発生器の胴側に入り、管側の水・蒸気と熱交換して冷却され、溶融塩蓄熱低温タンクへ戻る。これらの、溶融塩蓄熱低温タンクから高温タンクへの輸送及び熱交換、及びその逆について、蓄熱タンクの容量の範囲内において互いに独立した運転が可能とするよう設計する。

② 設計方針

溶融塩系設備は、1次主冷却系、2次主冷却系設備とともに原子炉熱輸送系を構成し、2次主冷却系におけるナトリウム-溶融塩熱交換器を介して伝えられた熱を蓄えるとともに、それを任意に取り出し、蒸気発生器より水・蒸気側に伝達する設備であり、以下に述べる事項を十分満足するように設計、材料選定、製作及び検査を行う。

a) 冷却能力

溶融塩系設備は、通常運転時において適切な冷却能力をもたせた設計とする。通常運転時、原子炉で発生する熱は1次主冷却系、2次主冷却系、溶融塩系、主蒸気系を経てタービンに伝えられ、その後復水器を経て循環水系の海水によって海に確実に伝えられる設計とする。蓄熱式高速炉の冷却に有意な溶融塩漏えいの発生時には蒸気発生器出入口止め弁を閉とする。

b) 溶融塩材

溶融塩材には、2次主冷却系との熱交換を考慮した使用温度範囲において化学的に安定した流体である硝酸系溶融塩を用いる。

c) カバーガス

溶融塩材の自由液面は空気でおおう設計とする。

d) 材料選定

溶融塩材に触れる蒸気発生器、溶融塩系輸送ポンプ、配管及び弁等は耐溶融硝酸塩腐食性に優れたオーステナイト系ステンレス鋼を使用する。

e) 溶融塩漏えい検出

蓄熱式高速炉の冷却に有意な漏えいの有無については、溶融塩系設備に設置する液位計及び流量計で判断する。

f) 蒸気発生器伝熱管水漏えい抑制

溶融塩・水反応を早期に検知し、破損の拡大を防止・抑制するため、水漏えい検出設備（流量計、圧力計）を蒸気発生器の溶融塩及び蒸気配管に設ける。水漏えい検出信号に基づき、当該ループの蒸気発生器の隔離、溶融塩移送ポンプの停止等を含む一連のプラント自動停止操作が行えるように設計する。

g) 溶融塩材の2次主冷却系への溶融塩材漏えい抑制

2次主冷却系との境界であるナトリウム-溶融塩熱交換器において、2次主冷却系を高圧に維持し、溶融塩材が2次主冷却系に漏えいするのを抑制する。

ナトリウム-溶融塩熱交換器伝熱管の損傷による2次冷却材の溶融塩系への漏えいは、溶融塩出口側に設けた温度計により溶融塩の急激な温度上昇を伝熱管破損として検知する。伝熱管破損時の対応や設計上考慮すべき事項は「②, f) ナトリウム-溶融塩

熱交換器伝熱管破損対策」に記載のとおり。

g) 発電出力調整（蓄熱）能力

溶融塩系蓄熱タンク間での溶融塩輸送量（高温から低温へ）を操作要求に応じて変化させ、タービン側への熱輸送量を調整することで、原子炉出力を一定出力にて運転したまま、原子炉の運転状況とは独立して発電出力を任意に調整可能となるよう設計する。

h) 予熱・保温機能

溶融塩を収納する機器・配管の外面に電気ヒータ及び保温材を設置し、溶融塩充填前に機器・配管等を必要な温度まで予熱するとともに、溶融塩の凍結を防止する設計とする。

i) 溶融塩タンク

溶融塩タンク（高温／低温）は、必要な発電出力調整（蓄熱）能力を持たせるよう設計する。溶融塩タンクにおいては、溶融塩の流入に伴いタンク内温度分布が不均一となり、局所的な熱応力やタンク基礎との摩擦力が発生し、それらがタンク底面破損の要因とならないよう設計及び運転管理を行う必要がある。

高温タンク内の温度分布を均一にするような運転管理としては、タンク内に一定以上の量及び温度の溶融塩を常に残留させておくような運用やタンク内の急激な温度上昇を避けるよう溶融塩移送速度を制御することが考えられる。また、温度分布不均一を避けるよう、攪拌性を向上させる工夫（流入ノズルの数、位置、角度）、生じ得る熱応力を踏まえた適切な底面厚さの選定、タンク底面製作方法の適切な選定（残留応力の発生を極力避けるような分割数、分割方法、溶接材、溶接後熱処理）などを設計上考慮する。

（4）溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の社会実装に向けた国内規制対応の課題【R6】

溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術に係る検討結果を踏まえ、社会実装に向けた国内規制対応の観点から下記のような課題が挙げられる。

- ナトリウム-溶融塩熱交換器の伝熱試験データの取得、試験データに基づく評価手法の妥当性確認、運転実績データの取得。
- ナトリウム-溶融塩熱交換器の伝熱管破損検出方法及び破損拡大防止策に係る試験データの取得、試験データに基づく評価手法の妥当性確認、安全評価手法の確立、運転実績に基づく伝熱管破損頻度データの取得及び伝熱管破損発生率の評価。
- 溶融塩タンク破損対策を考慮した評価手法の妥当性確認、溶融塩タンク運転実績データの取得、当該運転実績データに基づく破損発生率の評価。

3.1.5 まとめ

業務計画に基づき、令和4年度は、太陽熱蓄熱発電に使用されている溶融塩（Solar salt）を蓄熱媒体とする蓄熱システムを対象に、世界での使用実績及び事故トラブル事例を公開情報に基づき調査した。Power Tower型の実証施設の溶融塩システムにおいて集光部、蒸気発生器

等での事例が複数得られた。また商業施設については Power Tower 型の 9 施設において、集光部、蒸気発生器、蓄熱タンク等での事例、Parabolic Trough 型の 29 施設において溶融塩-油熱交換器、蓄熱タンクでの事例が得られた。溶融塩蓄熱システムを備えた原子炉設備に対する安全設計方針案の作成に資するため、既存の原子炉施設に水素製造施設という化学プラントを新たに接続する際の安全設計方針の検討例を調査し、溶融塩蓄熱システムを備えた原子炉設備に対する国内規制対応方針の検討の方向性を示した。

令和 5 年度は、蓄熱式高速炉について複数の系統構成を想定し、「安全性」、「運転保守性」及び「経済性」の観点から、ナトリウム-溶融塩伝熱管破損の影響を総合的に検討した結果、1 次ナトリウム系、2 次ナトリウム系、溶融塩系、水・蒸気系を直列に設置する系統構成が最も現実的な概念と言えることが分かった。また、蓄熱式高速炉のリスク評価における信頼性データベース整備の一環として、太陽熱蓄熱発電システムにおける事故トラブル事例調査結果に基づき、Power tower 型については、Solar Two プロジェクト（実証施設）とそれ以外の 9 施設（商業施設）、Parabolic Trough 型については 29 施設（商業施設）を対象とし、溶融塩加熱型蒸気発生器、油-溶融塩熱交換部分に着目したトラブル事例の抽出と伝熱管破損発生率を評価した。さらに、その結果に基づいて中小型ナトリウム冷却型高速炉におけるナトリウム-溶融塩熱交換器における伝熱管破損発生率について考察を行った。原子力設備として設計する場合には信頼性を上げる必要があり、そのためには特にナトリウム-溶融塩熱交換器の運転経験の蓄積及びそこからのフィードバックを設計に反映していくことが重要である。

令和 6 年度は、蓄熱式高速炉のリスク評価における信頼性データベースの拡充として、溶融塩タンク破損を対象に既存太陽熱蓄熱発電システムの事故トラブル事例調査結果に基づき、溶融塩暴露時間の整理、破損発生率を評価するとともに、中小型ナトリウム冷却型高速炉における熱交換器伝熱管破損、溶融塩タンク破損の発生率を考察した。溶融塩タンク破損についても原子力設備として設計する場合には信頼性を上げる必要があり、そのためには先行例を踏まえ、タンク内の温度分布の均一化に着目した安全設計方針が重要である。また、溶融塩蓄熱式高速炉の国内実用化に向け、従来のナトリウム冷却型高速炉にはない溶融塩設備を中心に、ナトリウム-溶融塩伝熱管破損の影響及び硝酸系溶融塩の化学反応性試験結果も踏まえ、蓄熱式高速炉の安全設計方針案を作成するとともに、社会実装に向けた国内規制対応の課題を整理した。

今後も、硝酸系溶融塩の化学反応性や熱交換器設計に係る知見を拡充し、蓄熱式高速炉の社会実装に向けて安全設計方針を引き続き整備していくことが必要である。

3.1.6 参考文献

- [3.1-1] NATD-LIC-STDY-0001, Rev. 0, “Energy Island Decoupling Strategy”, Terrapower (2022)
- [3.1-2] <http://www.nrel.gov/csp/solarpaces/>
- [3.1-3] James E. Pacheco (editor) “Final Test and Evaluation Results from the Solar Two Project,” Sandia National Laboratories, SAND2002-0120, Appendix P, January 2002.
- [3.1-4] Mark Mehos, Hank Price, Robert Cable, David Kearney, Bruce Kelly, Gregory Kolb, and Frederick Morse, “Concentrating Solar Power Best Practices Study,” National Renewable Energy Laboratory, NREL/TP-5500-75763, June 2020. <https://www.nrel.gov/docs/fy20osti/75763.pdf> (Retrieved on Nov. 25, 2022).
- [3.1-5] Robert Moore, Milton Vernon, Clifford K. Ho, Nathan P. Siegel and Gregory J. Kolb, “Design Considerations for Concentrating Solar Power Tower Systems Employing Molten Salt,” Sandia National Laboratories, SAND2010-6978, September 2010.
- [3.1-6] Bruce Kelly, “Molten Nitrate Salt Thermal Energy Storage,” DOE sCO₂ Workshop 2019, Golden, Colorado, Nov. 1, 2019. <https://www.energy.gov/eere/solar/downloads/us-department-energy-sco2-workshop-2019> (Retrieved on Nov. 25, 2022).
- [3.1-7] Vast Solar, “Vast Solar Leadership in the CSP Sector Report”, Vast Solar Knowledge Sharing Events and Activities – Narrative Reports, Table 1, Item 7 (2019).
- [3.1-8] Vast Solar, “Vast Solar Manufacturing and Other Challenges Narrative Report”, Vast Solar Knowledge Sharing Events and Activities – Narrative Reports, Table 1, Item 7 (2019).
- [3.1-9] Craig Wood, et al., “Vast Solar: Improving performance and reducing cost and risk using high temperature modular arrays and sodium heat transfer fluid”, Proceedings of SolarPaces2019 Conference (2019).
- [3.1-10] Nicholas Bartos, et al., “Experiences From Using Molten Sodium Metal As A Heat Transfer Fluid In Concentrating Solar Thermal Power Systems”, Proceedings of the Asia Pacific Solar Research Conference 2015 (2015).
- [3.1-11] <https://www.vast.energy/>
- [3.1-12] 平成 28 年度環境省委託業務「平成 28 年度 CO₂ 排出削減対策強化誘導型技術開発・実証事業 集光型太陽熱発電 (CSP) システムに関する技術開発」報告書、三菱日立パワーシステムズ株式会社、2017 年 3 月
- [3.1-13] Mark Mehos, et al., “Concentrating Solar Power Gen3 Demonstration Roadmap”, NREL/TP-5500-67464 (2017).
- [3.1-14] <https://www.energy.gov/eere/solar/generation-3-concentrating-solar-power->

[systems-gen3-csp](#)

- [3. 1-15] Kurt Drewes, et al., "High Temperature Salt Tank Buckling Failure", Proceedings of SolarPaces2022 Conference (2022).
- [3. 1-16] Julian D. Osorio, et al., "Failure Analysis for Molten Salt Thermal Energy Storage Tanks for In-Service CSP Plants", NREL/TP-5700-89036, (2024).
- [3. 1-17] NUREG/CR-6823、 SAND2003-3348P、 "Handbook of Parameter Estimation for Probabilistic Risk Assessment," Sandia National Laboratories (2003).
- [3. 1-18] AESJ-SC-RK001:2015、 "日本原子力学会標準 原子力発電所の確率論的リスク評価用のパラメータ推定に関する実施基準：2015"、 一般社団法人 日本原子力学会 (2016. 3)
- [3. 1-19] 大橋一孝, 西原哲夫, 田澤勇次郎, 橋幸男, 國富一彦, 「高温ガス炉水素製造システムにおける安全評価方針について」, JAEA-Technology 2008-093, (2008)
- [3. 1-20] 佐藤博之, 大橋弘史, 田澤勇次郎, 今井良行, 中川繁昭, 橋幸男, 國富一彦, 「水素製造施設の接続に係る高温ガス炉の安全設計方針の検討」, JAEA-Technology 2013-015, (2013)
- [3. 1-21] 大橋一孝, 西原哲夫, 國富一彦, 「HTTR-IS 水素製造システムにおける安全設計の考え方」, 日本原子力学会和文論文誌, Vol. 6, No. 1, p. 46-57 (2007)
- [3. 1-22] 独立行政法人日本原子力研究開発機構, 「高速増殖炉研究開発センター原子炉設置許可申請書（高速増殖原型炉もんじゅ原子炉施設）本文及び添付書類（一～十一）(平成 18 年 10 月変更)」, (2006)

表 3.1-1 Solar Two 施設における事故トラブル事例の調査結果(1) 【R4】

発生部位	整 理 番号	トラブル事例の内容	件数	原因	情報源	参照頁
集光部 (re ceiver)	下降管	1 座屈破損による破裂 (rupture)	1	設計段階で取り合い部に跨る配管熱膨張量 が正しく考慮されなかつことによって生じた配管の熱膨張機構の固着	[3.1-2]	p. 236- 237
	風上側の管	2 溶融塩の凍結	31	強風条件下で溶融塩の凝固点以下になるほど集光部ヘッダオーブンの能力が不足していたこと、加えて集光部表面とオーブンの間の境界に 20-cm (8-inch) 管のセクションが存在し、特に強風時においてはこのセクションを太陽熱又はオーブン熱で加熱することが困難だったこと	[3.1-2]	p. 236- 237
				起動時にオーブンの端に位置する管パネルを加熱することは、この部位の設計に欠陥があるため困難であった。	[3.1-3]	p. 204
	西側のパネル#5 の管	3 破裂	2	—	[3.1-2]	p. 236,
		4 ピンホールリーク	2	—	[3.1-2]	p. 240
	入口タンクへ空気を供給する回路及び排気する回路の弁	5 故障	8	制御信号の問題、ダイヤフラム破損、又は不特定の異常が原因である。少なくとも一つの事例は、空気弁が溶融塩で閉塞したものであり、タンクへ過剰な塩が充填されたかもしれないことを示唆していた。	[3.1-2]	p. 236, p. 240
	ベント弁	6 弁固着	3	—	[3.1-2]	p. 236, p. 240
	バイパス弁及び予熱ヒータエレメント	7 弁シールからの溶融塩の漏えいによる冗長なヒータエレメントの腐食による破損	5	—	[3.1-2]	p. 236, p. 242
	ベント弁上の予熱回路の冗長なケーブル	8 ヒータケーブルの破損	—	ボール型弁をゲート型弁に交換したことで生じた	[3.1-2]	p. 236, p. 243
蒸気発生器	過熱器	9 仕切り板のたわみによる蒸気発生器の性能の顕著な低下	1	22 個の取り付けボルトのうち数個が緩んでおり、ガスケット材の大部分が失われていることが解った。ガスケットの喪失によって過熱器入口における飽和蒸気の一部が過熱器の伝熱管をバイパスし、性能低下をもたらした。	[3.1-2]	p. 236, p. 238
	管 (蒸発器)	10 プロジェクトの初期に管破裂が複数発生した。	—	溶融塩の凍結と解凍の繰り返し 溶融塩の凝固点より冷たい給水が蒸発器底部へ流入することを許容するプロセス欠陥が原因。 是正措置: 入口給水スパージャの配置変更等の設計改良によって是正され、その後の信頼性は良好である。	[3.1-4] [3.1-3]	p. 13 p. 228- 230, p. 233

データの出典：公開文献[3.1-3]-[3.1-5]。

表 3.1-2 Solar Two 施設における事故トラブル事例の調査結果(2) 【R4】

発生部位		整 理 番号	トラブル事例の内容	件 数	原因	情報源	参照頁
弁	ポンプ	11	故障	—	—	[3.1-4]	p. 13
	低温溶融塩ポンプ出口の安全弁	12	弁があまりにも早く開いた	2	—	[3.1-2]	p. 236, p. 240
	弁	13	弁パッキンの漏えい、弁のローカル制御問題	4	—	[3.1-2]	p. 236, p. 240
	弁	14	漏えい	—	—	[3.1-4]	p. 13
	蓄熱システムのボール弁（隔離用）	15	ボールとシールリング上に生じた腐食層による固着。幾つかの事例では、固着力は弁軸を塑性変形するほど十分高かった。	—	テフロン製ワッシャの温度を 350 °C以下に制限することが重要である。この温度を超えると、テフロンは分解してフッ素ガスを放出し得る。フッ素ガスは腐食性が高く、弁軸材料を攻撃する。	[3.1-3]	p. 223
配管	プロセス装置及び配管	16	腐食 (Corrosion)	—	—	[3.1-4]	p. 13
	蓄熱システムの 8 インチ径のタンクベントライン	17	2 年の間に完全閉塞した	—	恐らく 0.3 m の配管セクションに予熱ケーブルが敷設されていなかったことから溶融塩の蒸気が凝縮され、長期間かけて凝縮層の厚みが増したことがベントライン閉塞の原因である。	[3.1-3]	p. 221, p. 223
	蓄熱システムのプロセスラインと圧力トランスデューサをつなぐ隔離弁を有する計装配管 (1 インチ径)	18	溶融塩の凍結	—	不適切な予熱 スタグナントラインにおける断熱材の極小欠陥、又は予熱ケーブル出力の僅かな低下が原因。	[3.1-4]	p. 13
—	溶融塩流量計	19	故障	2	—	[3.1-2]	p. 236

データの出典：公開文献[3.1-3]-[3.1-5]。

表 3.1-3 太陽熱発電の良好事例研究に記載された Tower 型施設での事故トラブル事例
(Solar Two 以外) 【R4】

発生部位		トラブルの内容	原因	参照頁
集光部 Receiver	集光部のパネル全体	溶融塩の凍結	約 1 インチの小さいギャップがドレン弁の上部の配管断熱材にあることが原因で Receiver 運転中に凍結が生じた。	p. 6, p. 209
	ドレンライン	溶融塩の凍結	ドレン弁の問題又はドレンラインの断熱における欠陥が原因。	p. 6, p. 204
蒸気発生器システム	硝酸塩加熱型の蒸気発生器	シェル&チューブ型、シール溶接管と平板管板※1 の管-管板接続の破損に関連した内部漏えい (かなりの数)	蒸気発生器の運転は高温塩を低温塩と混ぜることによって開始するが、この混合プロセスの制御が不適切であったことから、製造者が設定した限度を十分超えるほどの温度変化率及び熱サイクル数が生じた。その結果、管と管板の間の摩擦接続 (friction connection) が緩んだことが原因で漏えいに至った。	p. 7, p. 233
		蒸発器のステンレス鋼管 (薄肉管) での局所的な腐食孔 (pitting corrosion) 及びそれに伴う漏えい (かなりの数)	水化学が不適切であったことが原因とされてきた。溶存酸素、pH 及び化学添加剤を含む化学バラメータが許容範囲から外れていたことがわかった。結果、蒸発器のステンレス鋼管において鉄化合物の沈着が生じたことが原因。	p. 7, p. 102, p. 233
	ドレンタンク	溶融塩の漏えい	予熱制御に係る問題によって生じがちな高い腐食率	p. 235
	ドレンタンクシステムのポンプ	故障	—	p. 235
	ドレンタンクシステムの隔離弁	内部漏えい	—	p. 235
	高温溶融塩タンク (2 つの施設で発生)	破損、タンクの床における漏えい	タンクの建設エラーが原因と報告されているが、床と基盤間の摩擦力も原因の可能性がある等、他の複数の原因の組合せの可能性もありえる。	p. 5, p. 161, p. 212-213
蓄熱システム	配管	溶融塩の凍結	予熱ヒータシステムの問題が原因。①ヒータのコストダウンのため定温維持に必要な最小限の (すなわち、放熱の微増に対して不十分な) 予熱能力を設計したことと断熱材の僅かな劣化の重畳で凍結に至る。②長期に亘る弁軸シール漏えいによりヒータケーブルへ付着した塩が分解して液体状の窒素酸化物を生じ、これがヒータケーブルシーズの腐食・破損させ、シーズ内へ湿分が流入してケーブルが破損に至り、結果として軸シール漏えいを生じる弁及び近傍の配管で凍結に至る。	p. 6, p. 217-218
	弁	軸シール漏えい	原因でなく影響: シール漏えいによって断熱材が汚染され、熱損失の増大をもたらしている。また、溶融塩は予熱ケーブルの運転温度で腐食分解生成物を生成し、ケーブルの急速な破損をもたらしている。	p. 223
—	配管	溶融塩の漏えい	溶接が不適切であったことが原因。	p. 194

データの出典: 公開文献[3.1-4]

※1 シェル&チューブ型においてドリルで穴を開けられた平板管板では、管の端は管板に面してシール溶接されており、そのとき管は塑性拡管されて管板へ挿入される。

表 3.1-4 硝酸塩蓄熱システムに関する発表資料に記載された事故トラブル事例【R4】

施設	機器	トラブルの内容	件数	原因	参照頁
Parabolic Trough 型施設※ 1	蓄熱タンク	漏えい	1	溶接欠陥が推定原因	p. 16
Gemasolar	蓄熱タンク（高温）	漏えい	2	主としてタンクを設置している基盤に係る問題	p. 17
Crescent Dunes	蓄熱タンク（高温）	漏えい	2	問題が原因	p. 17

※ 1 施設名は特定されておらず、78 基のタンクで報告された漏えい事例として記されていた。

データの出典：公開文献[3.1-6]

表 3.1-5 太陽熱発電の良好事例研究に記載された Trough 型施設での事故トラブル事例【R4】

施設	発生部位	トラブルの内容	原因	参照頁
Trough	熱輸送媒体（油）－溶融塩間の熱交換器	熱輸送媒体が蓄熱溶融塩配管系へ漏えい／流入することが比較的よく起こる	熱交換器の製造時における溶接の適切な品質管理の欠如	p. 2, p. 4
		システムの初期運転 (initial commissioning) 期間に生じてきた管-管板漏えい	幾つかの問題は拡管及び溶接実施時における不十分な品質管理が原因と考えられる。しかし、過渡条件下での金属温度の変化率に関するプロセス管理が不十分であることが管と管板間の摩擦接続の緩みに寄与してきたと考えられる。	p. 164
	溶融塩タンク	タンクの床における漏えい	－	p. 161

データの出典：公開文献[3.1-4]

表 3.1-6 硝酸塩蓄熱システムに関する発表資料に記載された機器信頼性に関する情報【R4】

施設	機器	信頼性に関する情報	参照頁
※ 1	溶融塩ポンプ	優れた信頼性を示してきた	p. 15
Solar Two	蓄熱タンク（低温）	漏えいなし	p. 17
Gemasolar			p. 17
Crescent Dunes			p. 17
Noor III			p. 17

データの出典：Bruce Kelly, “Molten Nitrate Salt Thermal Energy Storage,” DOE sc02 Workshop 2019, Golden, Colorado, Nov. 1, 2019.

<https://www.energy.gov/eere/solar/downloads/us-department-energy-sc02-workshop-2019>

※ 1 15 頁に溶融塩ポンプの母集団としての施設の記述はない。一方 3 頁には硝酸系溶融塩の蓄熱システムを有するプロジェクトとして Trough 型及び Tower 型の合計 46 施設の名称が記載されている。これらが母集団と考えられる。なお、46 施設のうち 4 施設 (DEWA Tower、DEWA Trough Unit 1～3) は SolarPACES データ^[3.1-2]によれば建設中であり、3 施設 (Planta Solar 10, Planta Solar 20, Khi solar one) の蓄熱媒体は SolarPACES データ^[3.1-2]及び Mehos 等の調査研究レポート^[3.1-4]によれば溶融塩以外と判断できる。残りの 39 施設が母集団である可能性が高い。

表 3.1-7 蓄熱設備を備える太陽熱発電システムにおける、熱交換設備に係るトラブル事例【R5】

プロジェクト名	Solar Two (実証施設)		Power tower 9施設 (商業施設) ^[2]		Parabolic Trough 29施設 (商業施設) ^[2]	
型式	Power tower		Power tower		Parabolic Trough	
熱出力	35.5 MWt		14-417 MWt (※変換効率36%と仮定)		139-694 MWt (※変換効率36%と仮定)	
電気出力	12.8 MWe		5-150 MWe		50-250 MWe	
蓄熱容量	108 MWht		420-5355 MWht		1043-4164 MWht	
供用期間	1996/6 - 1999/4		2011-2022		2008-2022	
発生部位	過熱器 (水-溶融塩)	蒸発器 (水-溶融塩)	蒸気発生器 (水-溶融塩)	蒸気発生器 (水-溶融塩)	熱交換器 (油-溶融塩)	熱交換器 (油-溶融塩)
	仕切り板	伝熱管	伝熱管と管板接続部	伝熱管	伝熱管	伝熱管と管板接続部
件数	1	2	10	2	2	2
(件数に係る文献記載)	[1]p.236, Table P-1, "Number of Events: 1, Problem Description: Warped partition plate in steam generator superheater"	[2]p.229, "Ruptured tubes occurred early in the project due to a process deficiency that allowed feedwater that was colder than the freezing point of salt to enter the bottom of the evaporator."	[2]p.7, "The transient conditions have relaxed the friction connections between the tubes and tubesheets, which has led to numerous leaks, even on seal-welded tubes."	[2]p.7, "Also, inadequate control over the water chemistry has led to the deposition of iron compounds in the stainless-steel tubes of the evaporator. This, in turn, has produced local pitting corrosion and consequent leaks."	[2]p.4, "Plants need to be designed to accommodate HTF leaking into the salt piping and storage system because this appears to be a relatively common but typically manageable problem."	[2]p.164, "One of the main issues raised by participants has been tube-to-tubesheet leaks during initial commissioning of systems."
(件数に対する解釈)	文献記載の通り1回と解釈	"Ruptured tubes"と複数の伝熱管が破損していることが示唆されるため、少なくとも2回(本)は発生と解釈	"numerous leaks"とかなり多数の漏えい事象が生じていることが示唆されるため、2桁のオーダーであり少なくとも10回は発生と解釈	"leaks"と複数の漏えい事象が生じていることが示唆されるため、少なくとも2回(本)は発生と解釈	"appears to be a relatively common"と複数の施設で同様の事象が生じていることが示唆されるため、少なくとも2回は発生と解釈	"tube-to-tubesheet leaks"と複数回の漏えいが生じていることが示唆されるため、少なくとも2回は発生と解釈
影響	過熱蒸気のバイパス	伝熱管破裂による漏洩	接続部からの漏えい	伝熱管の局部腐食による漏洩	溶融塩配管への熱輸送媒体流入	接続部からの漏えい
原因	取付ボルトの緩み	凝固点以下の給水との熱交換による、溶融塩の凍結と解凍の繰り返し	設計時の温度変化率及び熱サイクル数の想定不足	溶存酸素、pH及び化学添加剤を含む化学パラメータが許容範囲外となり鉄化合物の沈着が発生	溶接施工の品質管理不足	溶接施工の品質管理不足、温度変化率のプロセス管理不足
備考	プラント仕様は[1]Table5-1		プラント仕様は対象施設の包絡値[2]		プラント仕様は対象施設の包絡値[2]	

出典

[1] SAND2002-0120, Appendix P, January 2002.

[2] NREL/TP-5500-75763, June 2020.

表 3.1-8 溶融塩暴露時間の整理 【R5-6】

No.	プロジェクト名 ^{*)}	型式 ^{*)}	電気出力(MWe) ^{*)}	熱出力(MWt) ^{*)}	放熱可能時間(h)	蓄熱容量(MWhe)	蓄熱容量(MWh)	供用開始日 ^{*)}	供用開始日の出典	供用終了日 ^{*)}	供用時間(h)	稼働率 ^{*)}	溶融塩暴露時間		伝熱管破損発生率評価				溶融塩蓄熱タンク破損発生率評価					
															評価対象施設	溶融塩暴露時間 × 热出力		トラブル件数	トラブル発生率(/年・MW)	評価対象施設	溶融塩暴露時間 × 蓄熱容量		トラブル件数	トラブル発生率(/年・MWh)
													(h)	(年)		(h・MW)	(年・MW)							
1	Solar Two	Power Tower	13	36	3.0	38	108	1996/6/1	[1]	1999/4/30	2.55E+04	0.5	1.28E+04	1.46	○	4.6E+05	5.2E+01	3	6.7E-02	-	1.4E+06	1.6E+02	-	-
2	Gemasolar Thermosolar Plant / Solar TRES	Power Tower	20	56	15.0	300	840	2011/5/1	[2]	2022/6/30	9.79E+04	0.5	4.89E+04	5.59	○	2.7E+06	3.1E+02	12	3.8E-03	○	4.1E+07	4.7E+03	5	2.2E-04
3	Crescent Dunes Solar Energy Project		110	306	10.0	1100	3060	2015/9/1	[9]	2022/6/30	5.99E+04	0.5	2.99E+04	3.42	○	9.2E+06	1.0E+03			○	9.2E+07	1.0E+04		
4	Shouhang Dunhuang Phase I - 10 MW Tower		10	28	15.0	150	420	2016/12/1	[11]	2022/6/30	4.89E+04	0.5	2.44E+04	2.79	○	6.8E+05	7.8E+01			-	-	-	-	
5	NOOR III		150	417	7.0	1050	2919	2018/10/1	[10]	2022/6/30	3.28E+04	0.5	1.64E+04	1.87	○	6.8E+06	7.8E+02			○	4.8E+07	5.5E+03		
6	Shouhang Dunhuang Phase II - 100 MW Tower		100	278	11.0	1100	3058	2018/12/1	[11]	2022/6/30	3.14E+04	0.5	1.57E+04	1.79	○	4.4E+06	5.0E+02			-	-	-	-	
7	CEEC Hami - 50MW Tower		50	139	13.0	650	1807	2019/12/1	[3]	2022/6/30	2.26E+04	0.5	1.13E+04	1.29	○	1.6E+06	1.8E+02			○	2.5E+07	2.9E+03		
8	LuNeng Haixi - 50MW Tower		50	139	12.0	600	1668	2019/9/1	[11]	2022/6/30	2.48E+04	0.5	1.24E+04	1.42	○	1.7E+06	2.0E+02			-	-	-	-	
9	Atacama I / Cerro Dominador 110MW CSP + 100 MW PV		110	306	17.5	1925	5355	2021/6/1	[4]	2022/6/30	9.46E+03	0.5	4.73E+03	0.54	○	1.4E+06	1.7E+02			○	2.2E+06	2.5E+02		
10	CRS Sales		5	14	-	-	-	2012/8/1	[12]	2022/6/30	8.69E+04	0.5	4.34E+04	4.96	○	6.1E+05	6.9E+01			-	-	-	-	
11	Supcon Delingha		10	28	2.0	20	56	2013/7/1	[17]	2022/6/30	7.89E+04	0.5	3.94E+04	4.50	-	-	-		○	1.5E+07	1.7E+03			
12	Supcon Delingha		50	139	7.0	350	973	2018/12/30	[17]	2022/6/30	3.07E+04	0.5	1.53E+04	1.75	-	-	-		○	6.1E+07	7.0E+03			
13	Andasol 1	Parabolic Trough	50	139	7.5	375	1043	2009/2/1	[2]	2022/6/30	1.18E+05	0.5	5.88E+04	6.71	○	8.2E+06	9.3E+02	4	2.0E-04	○	6.1E+07	7.0E+03	1	9.0E-06
14	Andasol 2		50	139	7.5	375	1043	2009/7/1	[2]	2022/6/30	1.14E+05	0.5	5.70E+04	6.50	○	7.9E+06	9.0E+02			○	5.9E+07	6.8E+03		
15	Extresol 1		50	139	7.5	375	1043	2009/12/1	[2]	2022/6/30	1.10E+05	0.5	5.51E+04	6.29	○	7.7E+06	8.7E+02			○	5.7E+07	6.6E+03		
16	Extresol 2		50	139	7.5	375	1043	2010/10/1	[2]	2022/6/30	1.03E+05	0.5	5.15E+04	5.88	○	7.2E+06	8.2E+02			○	5.4E+07	6.1E+03		
17	Andasol 3		50	139	7.5	375	1043	2011/10/1	[13]	2022/6/30	9.42E+04	0.5	4.71E+04	5.38	○	6.5E+06	7.5E+02			○	4.9E+07	5.6E+03		
18	Arcosol 50 (Valle I)		50	139	7.5	375	1043	2012/1/1	[2]	2022/6/30	9.20E+04	0.5	4.60E+04	5.25	○	6.4E+06	7.3E+02			○	4.8E+07	5.5E+03		
19	Manchason 1		50	139	7.5	375	1043	2011/12/1	[2]	2022/6/30	9.27E+04	0.5	4.64E+04	5.29	○	6.4E+06	7.4E+02			○	4.8E+07	5.5E+03		
20	Manchason 2		50	139	7.5	375	1043	2013/10/1	[2]	2022/6/30	7.67E+04	0.5	3.83E+04	4.38	○	5.3E+06	6.1E+02			○	4.0E+07	4.6E+03		
21	Termesol 50 (Valle II)		50	139	7.5	375	1043	2012/1/1	[2]	2022/6/30	9.20E+04	0.5	4.60E+04	5.25	○	6.4E+06	7.3E+02			○	4.8E+07	5.5E+03		
22	Aste 1A		50	139	8.0	400	1112	2012/9/1	[2]	2022/6/30	8.61E+04	0.5	4.31E+04	4.92	○	6.0E+06	6.8E+02			○	4.8E+07	5.5E+03		
23	Aste 1B	Parabolic Trough	50	139	8.0	400	1112	2012/9/1	[2]	2022/6/30	8.61E+04	0.5	4.31E+04	4.92	○	6.0E+06	6.8E+02			○	4.8E+07	5.5E+03		
24	Astexol II		50	139	8.0	400	1112	2012/6/1	[5]	2022/6/30	8.83E+04	0.5	4.42E+04	5.04	○	6.1E+06	7.0E+02			○	4.9E+07	5.6E+03		
25	Extresol 3		50	139	7.5	375	1043	2012/7/1	[2]	2022/6/30	8.76E+04	0.5	4.38E+04	5.00	○	6.1E+06	7.0E+02			○	4.6E+07	5.2E+03		
26	La Africana		50	139	7.5	375	1043	2012/11/1	[2]	2022/6/30	8.47E+04	0.5	4.23E+04	4.83	○	5.9E+06	6.7E+02			○	4.4E+07	5.0E+03		
27	Casablanca		50	139	7.5	375	1043	2013/9/1	[2]	2022/6/30	7.74E+04	0.5	3.87E+04	4.42	○	5.4E+06	6.1E+02			○	4.0E+07	4.6E+03		
28	KVK Energy Solar Project		100	278	4.0	400	1112	2013/3/1	[11]	2022/6/30	8.18E+04	0.5	4.09E+04	4.67	○	1.1E+07	1.3E+03			-	-	-	-	
29	Solana Generating Station		250	694	6.0	1500	4164	2013/10/1	[6]	2022/6/30	7.67E+04	0.5	3.83E+04	4.38	○	2.7E+07	3.0E+03			○	1.6E+06	1.8E+04		
30	Termosol 1		50	139	9.0	450	1251	2013/8/1	[2]	2022/6/30	7.81E+04	0.5	3.91E+04	4.46	○	5.4E+06	6.2E+02			○	4.9E+07	5.6E+03		
31	Termosol 2		50	139	9.0	450	1251	2013/8/1	[2]	2022/6/30	7.81E+04	0.5	3.91E+04	4.46	○	5.4E+06	6.2E+02			○	4.9E+07	5.6E+03		
32	NOOR I		160	444	3.0	480	1332	2015/12/1	[2]	2022/6/30	5.77E+04	0.5	2.88E+04	3.29	○	1.3E+07	1.5E+03			○	3.8E+07	4.4E+03		
33	Bokpoort		50	139	9.3	465	1293	2015/12/1	[2]	2022/6/30	5.77E+04	0.5	2.88E+04	3.29	○	4.0E+06	4.6E+02			○	3.7E+07	4.3E+03		
34	CGN Delingha - 50MW Trough		50	139	9.0	450	1251	2018/6/1	[13]	2022/6/30	3.58E+04	0.5	1.79E+04	2.04	○	2.5E+06	2.8E+02			○	2.2E+07	2.6E+03		
35	Iliang I	Parabolic Trough	100	278	4.5	450	1251	2018/12/1	[2]	2022/6/30	3.14E+04	0.5	1.57E+04	1.79	○	4.4E+06	5.0E+02			○	2.0E+07	2.2E+03		
36	NOOR II		200	556	7.0	1400	3892	2018/4/1	[10]	2022/6/30	3.72E+04	0.5	1.86E+04	2.12	○	1.0E+07	1.2E+03			○	7.2E+07	8.3E+03		
37	Xina Solar One		100	278	5.5	550	1529	2017/3/1	[9]	2022/6/30	4.67E+04	0.5	2.34E+04	2.67	○	6.5E+06	7.4E+02			○	3.6E+07	4.1E+03		
38	Ashalim Plot A /Negev Energy		110	306	4.5	495	1377	2018/7/1	[7]	2022/6/30	3.50E+04	0.5	1.75E+04	2.00	○	5.4E+06	6.1E+02			○	2.4E+07	2.8E+03		
39	Kathu Solar Park		100	278	5.0	500	1390	2019/2/1	[9]	2022/6/30	2.99E+04	0.5	1.49E+04	1.71	○	4.2E+06	4.7E+02			○	2.1E+07	2.4E+03		
40	Shagaya CSP Project		50	139	9.0	450	1251	2018/12/1	[8]	2022/6/30	3.14E+04	0.5	1.57E+04	1.79	○									

表 3.1-9 伝熱管破損件数と溶融塩暴露時間に基づく伝熱管破損発生率評価結果【R5】

プロジェクト名	Solar Two [1]	Power tower 9施設 [2] (Solar Two除く)	Parabolic Trough 29施設 [2]
伝熱管破損発生箇所	溶融塩加熱型蒸気発生器		油-溶融塩熱交換器
伝熱管破損件数 ^{*1} (=熱交換トラブル発生件数)	3	12	4
溶融塩暴露時間 × 热出力 (年・MWt)	5.2E+01	3.3E+03	2.3E+04
伝熱管破損発生率 λ (/年・MWt)	6.7E-02	3.8E-03	2.0E-04
伝熱管破損発生率 λ (/年) ^{*2}	小型炉 (200MWe/556MWt)	3.7E+01	2.1E+00
	中型炉 (650MWe/1806MWt)	1.2E+02	6.8E+00
			3.5E-01

*1) 太陽熱蓄熱発電システムデータベース(出典[1][2])に具体的な発生件数が記載されていないものについては、トラブル事例の解説に係る記載を基に仮定した件数。

*2) 電気-熱変換効率をSolar Twoを参考に36%と仮定して算出。

(出典) [1] SAND2002-0120, Appendix P, January 2002.

[2] NREL/TP-5500-75763, June 2020.

表 3.1-10 溶融塩蓄熱タンクにおける事故トラブル事例及びトラブル発生率評価【R6】

型式	Parabolic Trough	Power Tower		
発生施設 ^{[1][2]}	不明	Gemasolar Thermosolar Plant (スペイン)	Crescent Dunes (米国)	Noor III (モロッコ)
発生機器 (高温タンク／低温タンク) ^{[1][2]}	不明	高温タンク	高温タンク	高温タンク
トラブル内容 ^{[1][2]}	漏えい	漏えい	漏えい	漏えい
発生報告件数 ^{[1][2]}	1	2	2	1
推定主原因 ^{[1][2]}	溶接施工不良の可能性	タンク基礎部分に係る トラブルなど	タンク基礎部分に係る トラブルなど	不明
調査対象施設数 ^{[1][2]}	31	6		
溶融塩暴露時間 × 蓄熱容量 (年・MWh)	1.7E+05	2.5E+04		
溶融塩蓄熱タンク破損発生率 (/年・MWh)	9.0E-06	2.2E-04		
溶融塩蓄熱タンク破損発生率 (/年)	小型炉 (200MWe/556MWt, 2.8h ^{*1})	0.01	0.3	
	中型炉 (650MWe/1806MWt, 2.8h ^{*1})	0.05	1.1	

*1) 定格出力の50%を5.5hに渡り出力可能な容量を仮定。定格出力換算では2.8h(=5.5h/2)に相当。

(出典)

[1] Bruce Kelly, "Molten Nitrate Salt Thermal Energy Storage," DOE's CO₂ Workshop 2019, Golden, Colorado, Nov. 1, 2019. (<https://www.energy.gov/eere/solar/downloads/us-department-energy-sco2-workshop-2019>)

[2] Acwe Power, "Interactive Annual report, Operational Review", 2022 (<https://ar2022.acwapower.com/en/performance-review/operational-review>)

表 3.1-11 ナトリウムー溶融塩熱交換器における伝熱管破損の影響比較【R5】

観点	評価項目	リファレンス 設計概念	設計オプション 概念 1	設計オプション 概念 2
安全性	外部への放射性物質放散可能性	L	M	L
	ナトリウムー水反応可能性	—	—	M
	許認可リスク	L	H	M
運転保守性	炉心冷却（運転）の継続性	M	H	M
	復旧の容易性	M	H	L
経済性	建設費への影響	M	L	H

※H: リスク高、M: リスク中、L: リスク低、—: リスクなし

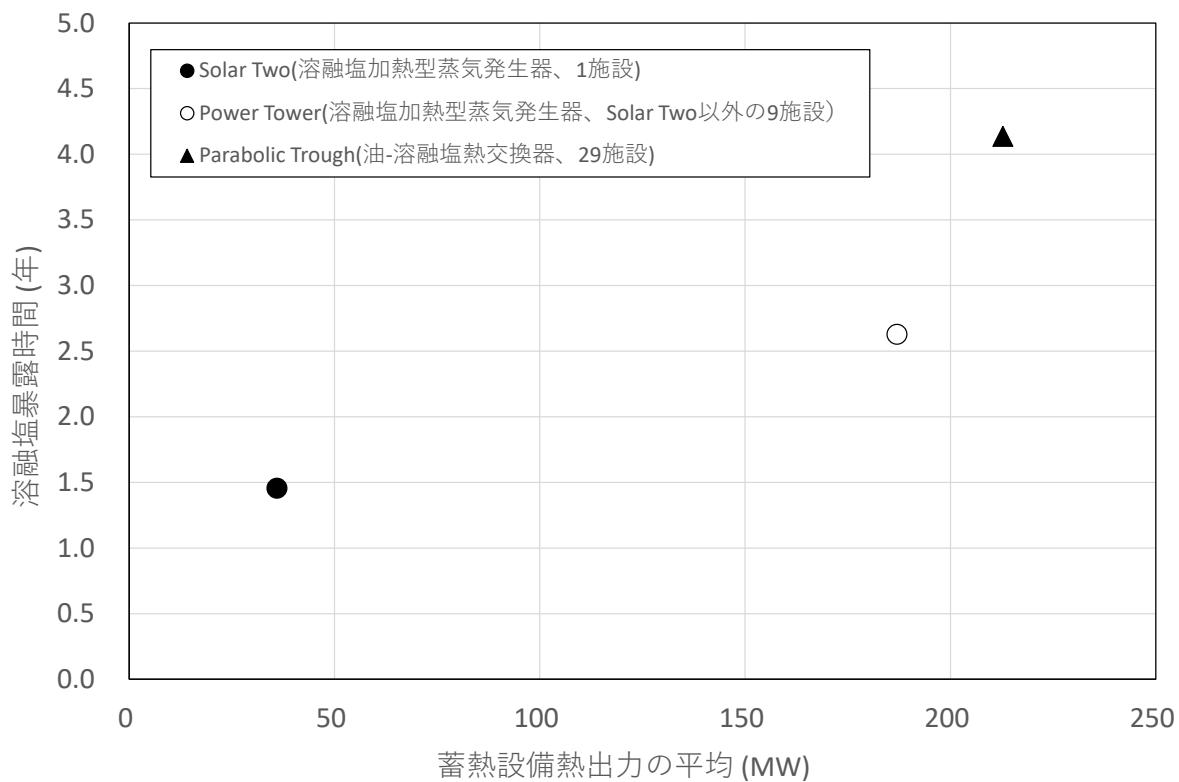


図 3.1-1 太陽熱蓄熱発電システムデータベースに基づく溶融塩暴露時間と蓄熱設備熱出力の型式別平均値【R5】

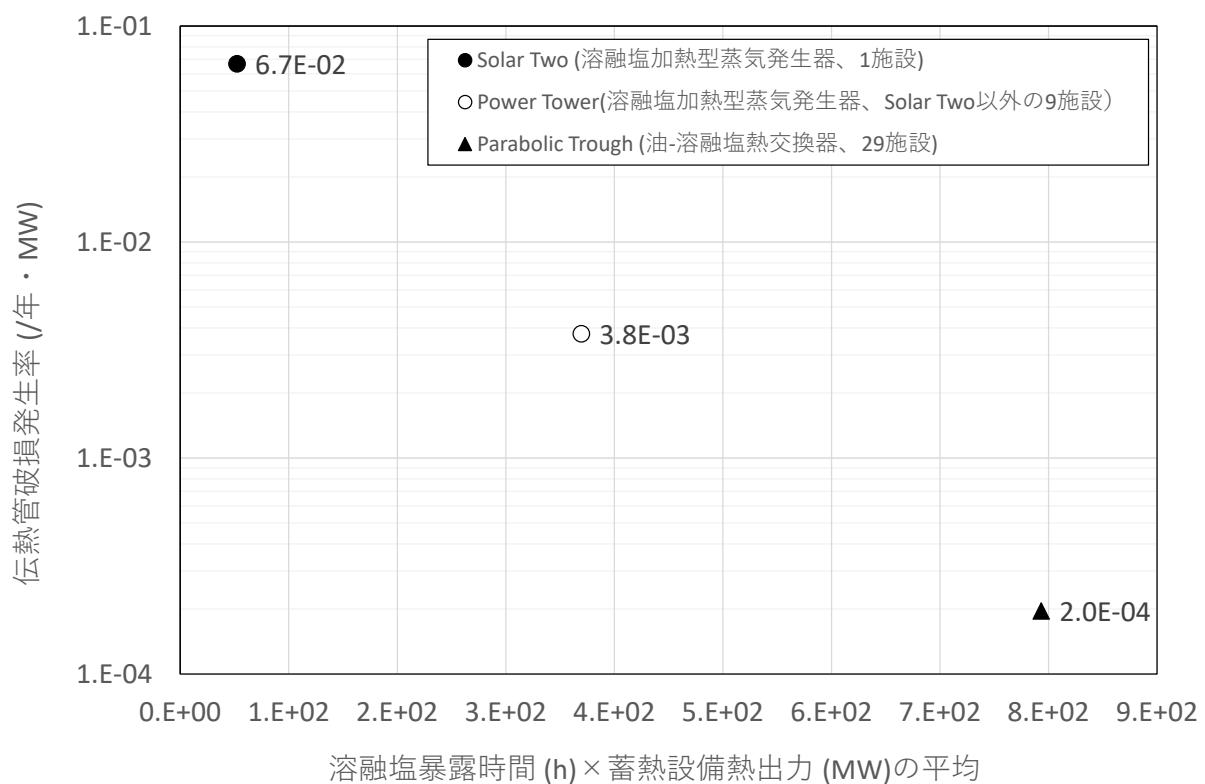


図 3.1-2 太陽熱蓄熱発電システムデータベースに基づく伝熱管破損発生率評価値 (型式別)【R5】

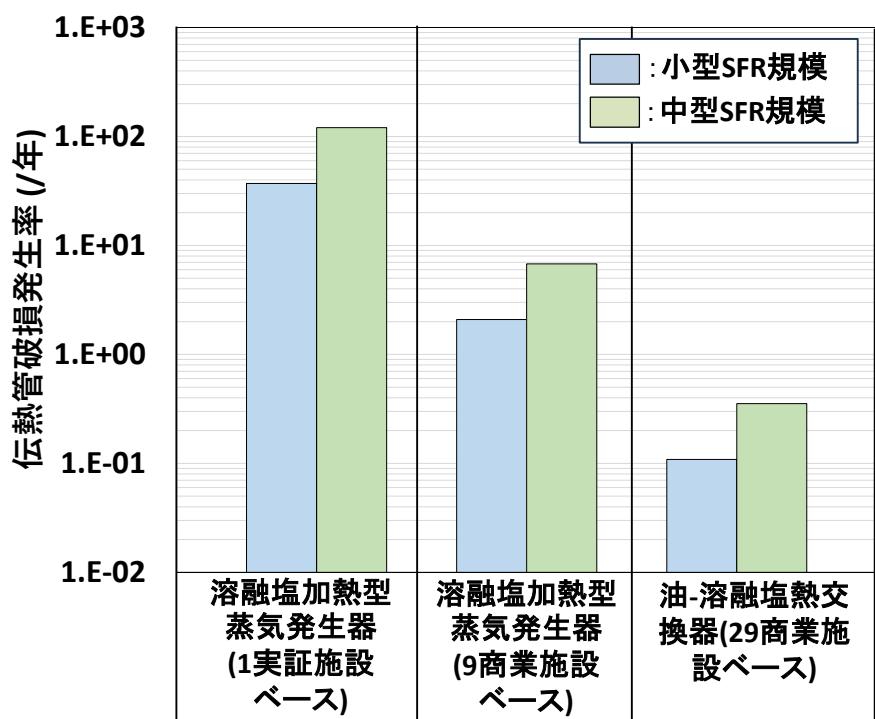


図 3.1-3 中小型 SFR 規模の伝熱管破損発生率（/年）評価例
(SFR : ナトリウム冷却型高速炉) 【R5】

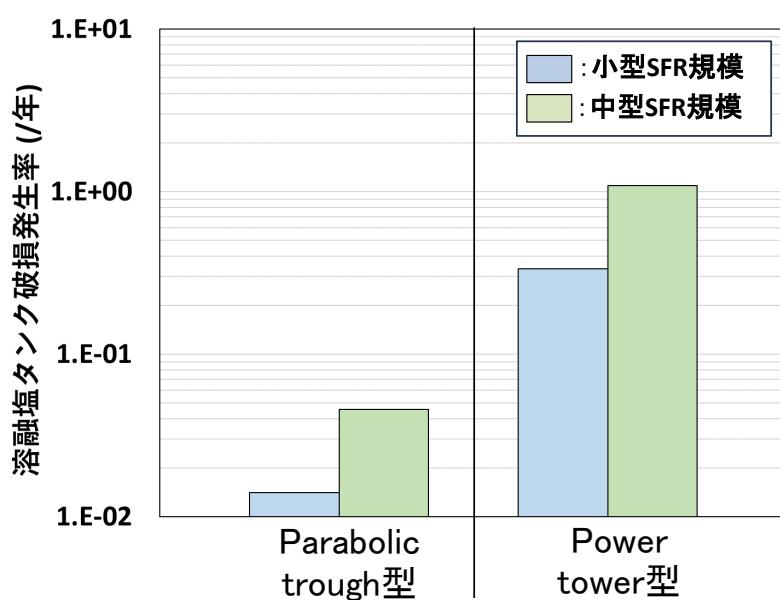
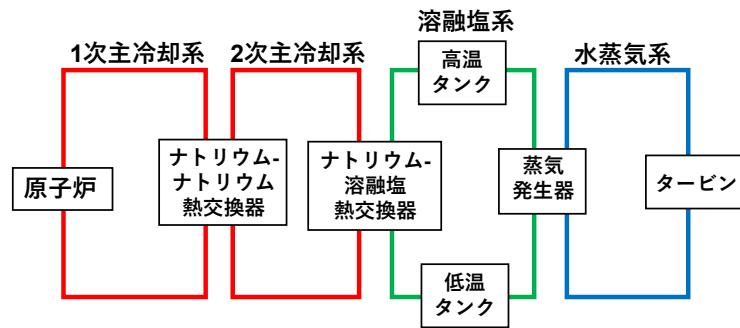


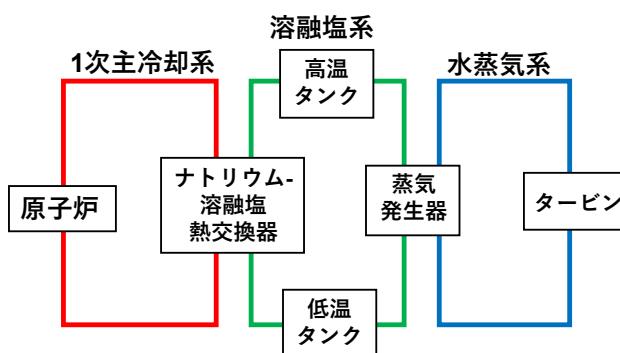
図 3.1-4 中小型 SFR 規模の溶融塩タンク破損発生率（/年）評価例 【R6】



(a) リファレンス設計概念

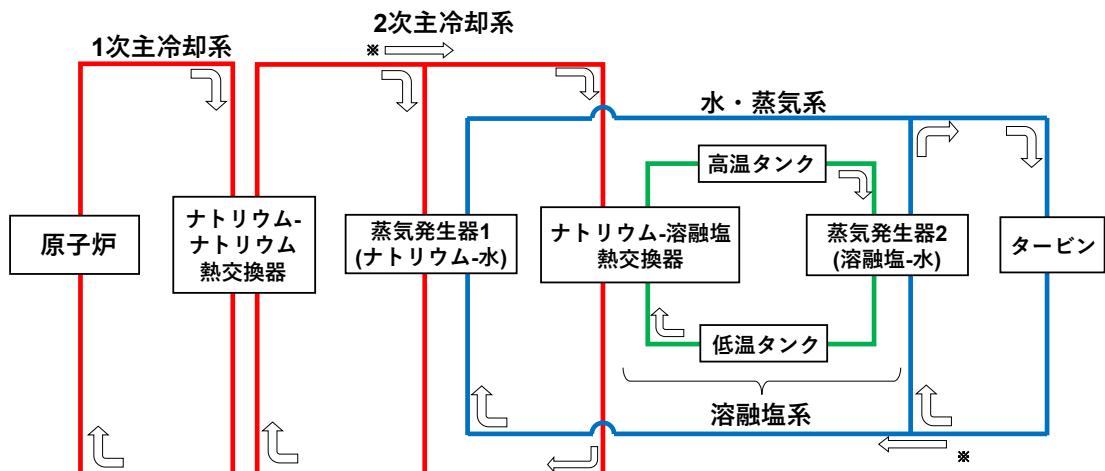
(1次主冷却系(Na) + 2次主冷却系(Na) + 溶融塩蓄熱系 + 蒸気タービン系)

(※米国 Natrium™ と同様の構成)



(b) 設計オプション概念 1 (1次主冷却系(Na) + 溶融塩蓄熱系 + 蒸気タービン系)

(※2次Na系を削除する構成)



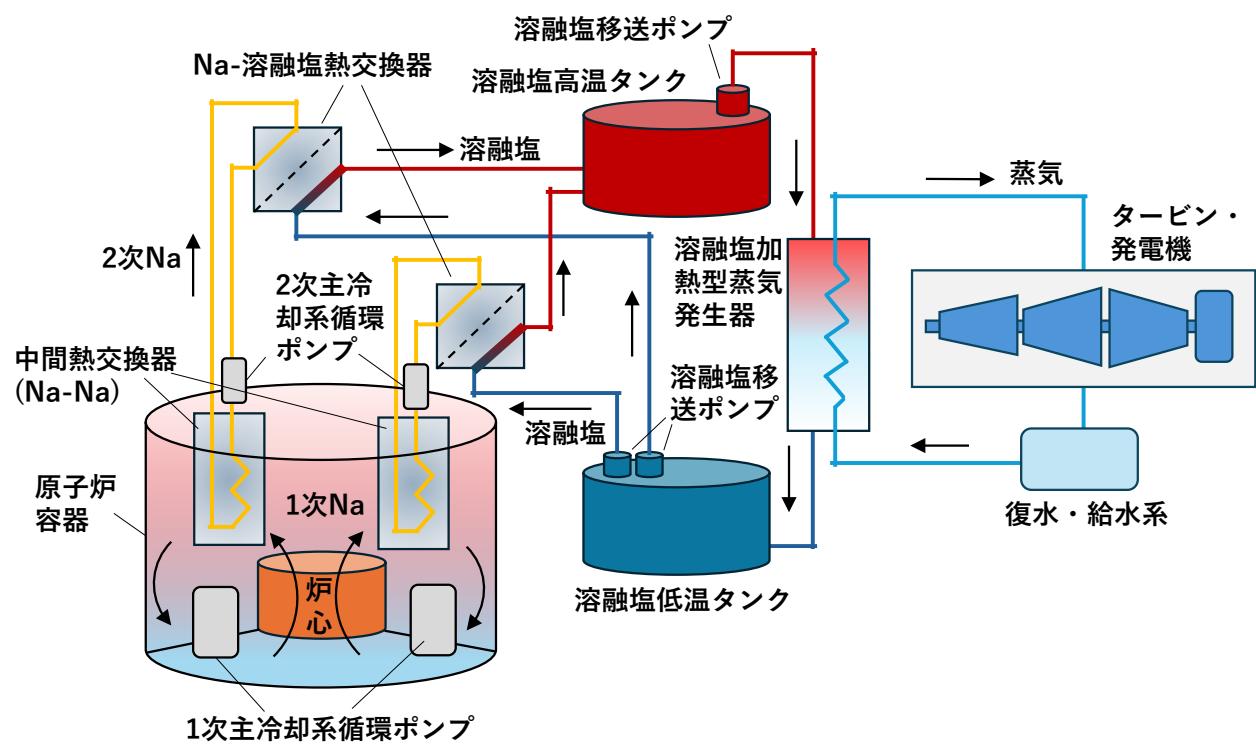
◇: 热媒体(ナトリウム、溶融塩、水・蒸気)の流れ
※: 運転モード(蓄熱設備及び蒸気発生器1,2の利用状況)に応じて分岐

(c) 設計オプション概念 2

(1次主冷却系(Na) + 2次主冷却系(Na) + (溶融塩蓄熱系とNa加熱型SGの並列設置) + 蒸気タービン系)

(※高温ガス炉における水素製造施設の非「原子炉施設」化に倣った構成)

図 3.1-5 溶融塩蓄熱式ナトリウム高速炉の系統構成概念図【R5】



3.2 ナトリウム-溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策（再委託先：日立 GE）

令和 5 年度に検討した伝熱促進方策のうち、特に有力と考えられる方策の伝熱流動解析を実施し、その効果を定量的に確認した。

3.2.1 はじめに

ナトリウム-溶融塩熱交換器を有する蓄熱式高速炉に特有の開発要素は、ナトリウムと溶融塩の熱交換器部分である。先行開発している NatriumTM 炉の情報は非常に限られており、特に、熱交換器に関する公開情報は無い。溶融塩は、ナトリウムに比べて伝熱性能が著しく低いことから、熱交換性能評価技術を開発し、伝熱向上方策を考案する必要がある。

3 年間の業務計画は次のとおりである。まず、硝酸系溶融塩、硝酸系溶融塩ループ構造材、蓄熱システムの基本仕様等の国内外文献調査を行い、熱交換器伝熱特性評価の検討条件を具体化する。また、液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の熱交換器として、様々な形式が考えられるが、各形式に対して伝熱特性の簡易評価を行い、熱交換器伝熱性能を評価する。その中で伝熱特性上有利となる形式を選定し、単位モデルと呼ぶ部分モデルでの伝熱流動解析を実施し、簡易評価で適用した伝熱式の精度を検証することで熱交換性能評価技術を開発する。伝熱流動解析では、壁からの距離の無次元数 y^+ が壁関数の範囲に入っていることを確認することで熱伝達率を精度よく算出することができる。また、熱伝導率や物性値が大きく異なるナトリウムと硝酸系溶融塩が伝熱流動解析上、適切に扱えることを確認する。伝熱流動解析結果を参考として、伝熱性能向上方策の最適化の検討を行い、代表方策に関して伝熱流動解析結果により効果を確認する。

業務計画に基づいて実施した令和 6 年度業務内容及び成果を次項以降に示す。令和 5 年度に実施した伝熱流動解析結果に基づいて、バッフル板後流に発生する渦を抑制する伝熱性能向上方策を検討し、その効果を定量的に確認する。また、令和 4 年度及び令和 5 年度に硝酸系溶融塩の構造材に関する文献調査を実施したが、新規文献が現れたため、令和 6 年度は、前年度に引き続いて基礎情報を収集した。

3.2.2 国内外文献等調査【R4-R6】

(1) 伝熱・流体特性及び構造材に関する調査 【R4-R6】

硝酸系溶融塩ループの構造材に関する文献調査を継続して最新情報を収集した。

Solar Salt 環境での構造材の劣化に関して、新規文献の情報を収集した上で、特に関連性が高い文献の詳細を調査した。調査条件を表 3.2-1、抽出した文献一覧を表 3.2-2 に示す。令和 5 年度までの調査結果をアップデートするとともに、令和 6 年度の調査では Solar Salt 環境での「流速の影響」の事例が得られた。以下の 1)～5) に令和 5 年度までの調査結果を踏まえた令和 6 年度の調査結果を示した。また 6)～11) に過年度の各項目の調査結果を記載した。

1) Solar Salt 中での全面腐食 【R4-R6】

【R4-R5】

令和4年度及び令和5年度にステンレス鋼及びNi基合金母材の硝酸系溶融塩環境での腐食速度データ整理した

【R6】

令和6年度の調査で新たに得られたデータを追加した結果を、硝酸系溶融塩環境での腐食速度データとして図3.2-1に示す^[3.2-1~10]。令和6年度に新たに得られたデータは表3.2-2中の文献No.1にて報告されており、いずれもオーステナイト系ステンレス鋼及びNi合金のデータであった^[3.2-1]。令和4年度及び令和5年度に整理した結果と同様の傾向であり、オーステナイト系ステンレス鋼は550~560°Cにて0.06mm/y以下、400°Cにて0.001mm/y以下の小さい腐食速度である。なお、高速炉と組み合わせる溶融塩蓄熱システムでは、想定される溶融塩温度は450°Cから480°C程度であり、この温度領域での構造材料の腐食速度は0.001mm/yオーダーである。

2) Solar Salt中での腐食速度に対する流速の影響【R6】

令和6年度には、溶融塩の流速に関する評価結果として、表3.2-2中のNo.1の文献が得られた^[3.2-1]。一般的に、流れ加速型腐食(FAC:Flow Accelerated Corrosion)として腐食液の流速が腐食速度に影響を与えることが知られている。

Yangらによる文献^[3.2-1]では、500°CのSolar Salt環境におけるステンレス鋼304、304溶接部及び炭素鋼Q275の腐食速度を評価している。溶融塩の流速は1.0m/s、1.5m/s、2.0m/s及び2.5m/sの4水準である。500時間までの腐食試験の結果、304の500時間における腐食速度は流速1.0m/sにて約0.03mm/y、流速2.5m/sにて約0.06mm/yとなり、流速が高いほど、腐食速度も高くなる一般的な傾向を示した。304溶接部、および炭素鋼Q275についても流速が高くなるにつれて、腐食速度が大きくなり、腐食速度は304<304溶接部<炭素鋼Q275の順であった。いずれの材料も、流速1.0m/sと比較して、流速2.5m/sでは1.7~1.9倍の腐食速度を示した。304と比較して304溶接部にて腐食速度が高い傾向を示す結果は、後述する溶接の影響と一致する。

3) Solar Salt中における応力の影響【R4, R6】

【R4】

応力腐食割れ(SCC; Stress Corrosion Cracking)は金属材料に発生する経年損傷の一種であり、材料因子(化学成分)・力学因子(引張応力)・環境因子(溶存酸素、塩化物イオン等)の3因子が揃うことによって発生することが知られている。一方で、硝酸系溶融塩環境でのSCCの発生可能性については不明なため、令和4年度及び6年度に調査した。評価事例を事例1^[3.2-11]、事例2^[3.2-5]及び事例3^[3.2-12]として表3.2-3に示す。

事例1及び事例2において、450°C、550°C及び565°CのSolar Salt環境における304を含む各種の材料をUバンド法にて評価した事例ではSCCは確認されなかった。

【R6】

令和6年度調査では、事例3として表3.2-2中のNo.2の文献が得られた^[3.2-12]。316Lのコンパクト・テンション(CT:Compact Tension)試験片に引張残留応力を付与し、650°C

の Solar Salt 環境にて 500 時間保持した結果、CT 試験片の残留応力が高いノッチ部分では、酸化物層が無く、局部腐食によるピットの形成が確認された。一方で、残留応力の低い部位では、酸化物層の形成が確認された。この観察結果から、高い残留応力の部位では酸化物層が損傷して、局部的な腐食が進行する可能性が示唆されている。前述のとおり、想定される溶融塩温度は 450 °C から 480 °C 程度であり、この温度領域での SCC 事例の報告は見当たらないものの、650 °C の高温では SCC が生じる可能性がある。現状では、SCC に関する調査事例が少ないとから、系統的なデータ取得に関して、継続した調査が必要と考えられる。

以上のように、想定される溶融塩温度である 450 °C から 480 °C 程度における硝酸系溶融塩環境での SCC 発生を報告する事例は無いことから、SCC が課題となる可能性は低いと考えられる。一方で、650 °C のような高温では SCC が生じる可能性があり、継続した調査が必要と考えられる。

4) 腐食速度に及ぼすアルミナ添加物の影響 【R6】

Solar Salt の熱特性を改善する方法の 1 つとしてアルミナナノ粒子の添加が提案されており、表 3.2-2 中の No. 3 に示すアルミナナノ粒子を添加した Solar salt 中における腐食試験に関する文献が得られた^[3-2-13]。

Maestre らによる文献^[3-2-13]では、385 °C のアルミナナノ粒子を添加した Solar salt 環境における 347 及び炭素鋼 CSA516 の腐食挙動を評価している。腐食後に試験片表面には酸化物層が形成し、347 及び炭素鋼 CSA516 のいずれも酸化物層中にはアルミナが含まれていた。炭素鋼 CSA516 の腐食速度について、文献値との比較からアルミナナノ粒子の存在によって腐食速度が低減したことが示唆され、前述の酸化物層中のアルミナが腐食に対して保護層として機能する可能性がある。

5) 腐食速度に及ぼす気相の影響 【R6】

令和 6 年度には、表 3.2-2 中の No. 4 に示す Solar salt 中における腐食に対する、気相の影響に関する文献が得られた^[3-2-14]。

Bonk らによると、Solar salt 中に含まれる硝酸イオン (NO^{3-}) は高温で一酸化窒素 (NO) に分解する。気相を反応性ガス (80%酸素 (O_2)、400ppmNO、残部を窒素) として 570 °C にて 1000 時間保持した場合に、空気中での評価と比較して腐食試験後の Solar Salt 中に含まれる NO が減少した。上述のとおり、NO は NO^{3-} の分解によって生じることから、反応性ガス環境では NO^{3-} の分解が抑制されたと考えられる。また反応性ガス雰囲気における腐食速度は空気中雰囲気の半分以下となり、 NO^{3-} の分解抑制によって腐食速度を低減できる可能性が示唆された。

前述のとおり、想定される溶融塩温度は 450 °C から 480 °C 程度であり、本文献の 570 °C での使用は想定されないものの、適切な気相の制御により腐食速度を抑制できる可能性が示唆された。

6) 温度変動の影響【R4-R5】

Liu らによる文献^[3.2-9]では、321 系及び 347 系ステンレス鋼を対象に、Solar Salt 環境における等温 (565 °C一定)、熱サイクル (290 °C↔565 °C)、熱衝撃 (30 °C↔565°C) 条件での腐食速度を評価している。表 3.2-4 に、Solar Salt 中での腐食に対する熱サイクルの影響の調査結果を事例 1^[3.2-15]及び事例 2^[3.2-9]として示した。各条件での最大 28 日間の腐食試験の結果、腐食速度はいずれの材質も熱衝撃条件が最も大きく、熱衝撃 > 等温 > 熱サイクルの順であり、熱衝撃の場合は等温に比べて腐食速度が 321 で約 1.36 倍、347 で約 2.85 倍という結果となっている。事例 1 では塩化物イオン濃度が高い条件にて熱サイクルの影響が生じる結果となったが、事例 2 の熱衝撃条件のように激しい温度変動が短時間で生じる場合には、塩化物イオン濃度にかかわらず腐食速度が増加する可能性があることが分かる。一方、290 °C↔565 °C程度の比較的緩やかな熱サイクル条件では、腐食速度の増加が特段見られないことも示唆されている。

7) 塩化物イオンの影響【R4-R5】

表 3.2-5 に、Solar Salt 中での塩化物イオン濃度の影響の調査結果を事例 1^[3.2-16]、事例 2^[3.2-17]及び事例 3^[3.2-10]として示す。Li らによる事例 3^[3.2-10]では、304、316L、347 系ステンレス鋼を対象に、Solar Salt 中へ不純物として塩化物イオンを含んだ場合の腐食速度を評価している。事例 1 及び事例 2 と同様に、いずれの材質も、塩化物イオンの存在により腐食速度が増加する結果が示されており、304 の場合で約 3.0 倍、316L の場合で約 2.6 倍、347 の場合で約 1.8 倍となっている。腐食速度の増加要因としては、材料表面に形成される酸化皮膜の保護性が塩化物イオンにより低下しているものと推定されている。

8) Solar Salt 中での腐食速度に対する溶接の影響【R5】

一般的に溶接は材料組織や局所成分等の観点で耐食性に影響を与えることが知られているため、構造材の活用上不可欠である溶接部の腐食速度への影響を調査した。表 3.2-6 に、溶接の影響の調査結果を示す^[3.2-18]。

Vilchez らによる文献^[3.2-18]では、565 °C の Solar Salt 環境における、316L 溶接部の腐食速度を評価している。1008 時間の腐食試験の結果、溶接部の腐食速度は $54 \mu\text{m/y}$ であり、これは他文献で報告されている母材の腐食速度 ($13.8 \sim 21.3 \mu\text{m/y}$ @ 550-600 °C) に対して大きな値となっている。また、組織観察の結果、溶接熱影響部では粒界腐食の様相を呈していることも示されており、溶接によって腐食速度が有意に大きくなる可能性が示唆されている。本文献の結果から、Solar Salt 環境ではステンレス鋼の母材と溶接部では腐食特性が異なり、同等に扱うべきでないことが考えられる。

9) Solar Salt 中での摩耗の影響【R5】

令和 5 年度の調査は構造材の全面腐食に着目して調査した。腐食環境で機械的な摩耗を伴う場合、減肉速度が加速する可能性があるため、Solar Salt 中の構造材への摩

耗の影響を調査した。表 3.2-7 に、摩耗の影響の調査結果を示す^[3.2-19]。

Shi らによる文献^[3.2-19]では、室温大気中や 500 °C 大気中での 316H ステンレス鋼の摩耗量に対し、Solar Salt 中では摩耗速度が減少することが示されている。各種環境におけるピン・オン・ディスク試験での 316H 同士の摩耗試験の結果、500 °C の Solar Salt 中では、500 °C 大気中の摩耗量の約 23% となった。Solar Salt による潤滑効果及び皮膜形成効果により、単なる摩耗との比較においては、減肉量が抑えられることが示されている。

一方、腐食に関しては、摩耗を伴う条件では 1 時間後の酸化皮膜厚さが 4~9.4 μm と報告されており、これは摩耗を伴わない Solar Salt 環境における 650 °C、1000 時間腐食後の酸化皮膜厚さ 7 μm と比較すると顕著に大きい値となっている。つまり、摩耗が共存することで腐食量が顕著に加速していることが分かる。本事例はあくまで意図的な摩耗試験の結果であり、実機での腐食と摩耗が共存する場合の減肉量に関する定量的な考察は難しいが、定性的には、Solar Salt 中において腐食に摩耗が加わることで、減肉速度が有意に加速する可能性は高いと考えられる。

10) 表面コーティングの事例 【R5】

材料母材や溶接部の他、表面の耐食コーティングの有効性を評価した事例が 2 件抽出された。Kondaiah らによる文献^[3.2-20]では、600 °C の Solar Salt 環境において、Ni や NiYSZ 材のコーティングによる耐食性を、各種合金（ステンレス鋼、Ni 合金等）と比較して評価しており、耐食性向上効果が得られることを確認している。Li らによる文献^[3.2-21]でも、同様に Solar Salt 環境での Ni 合金コーティング（溶射）の耐食性を評価している。現状、想定される Solar Salt 環境ではオーステナイト系ステンレス鋼で十分耐食的である可能性が高く、これら知見の活用可能性は低いが、仮に Ni 合金の適用が必須な箇所が生じた際等は、母材すべてを Ni 合金とする場合と比較して、経済性の観点で有効となる可能性はある。

11) その他 【R5-R6】

【R5】

試験での腐食速度データ収集等とは異なるが、Kruizenga による Sandia National Laboratories のレポート^[3.2-22]において、316 ステンレス鋼製容器の Solar Salt による破孔事例が報告されている。本事例は温度が 650 °C を超えた期間があること、及び気相を大気ではなく酸素としていること等から、現在想定されている環境条件においては参考とはならない。

【R6】

令和 4 年度、令和 5 年度及び令和 6 年度の調査結果から、溶融塩ループに対するものとして、Solar Salt 環境における構造材選定指針（案）を整理した。表 3.2-8 に整理結果を示す。

(2) 蓄熱システムの基本仕様の調査 【R4-R5】

【R4-R5】

令和4年度の蓄熱システムの基本仕様の調査結果を以下に示す。溶融塩蓄熱式高速炉では、高速炉側の運転温度条件と溶融塩蓄熱システム側の温度条件の組み合わせを考慮する必要がある。

溶融塩を用いた蓄熱システムは集光型太陽熱発電 (CSP: Concentrating Solar Power) などで広く使われている。代表的な溶融塩 (Solar Salt) を蓄熱媒体とする蓄熱システムに関して調査を行った。CSP に使用されている溶融塩蓄熱システムの使用実績 SolarPACES (Solar Power and Chemical Energy Systems) データベースで確認した。また、NEDO 報告書^[3,2-13]で以下に示す世界の CSP プラントの調査を行った。

- ・スペイン南部のアンダルシア地方にある Andasol 1~3 CSP プラント (トラフ型、スペイン)
- ・GEMASOLAR プラント (タワー型、スペイン) は、溶融塩蓄熱システムを備えた世界初の 24 時間稼動のタワー型 CSP プラントである。
- ・米国 Ivanpah (377 MW) は現在も運転中であるが流体は水を使用している。米国 Mojave (280 MW) も運転中であるが流体は Thermal Oil を使用している。
- ・Vast Solar 社 (豪) が、2018-2020 年にかけてナトリウムと溶融塩を用いた小規模非商用 CSP プラント (5 MWth, 1.1 MWe) を運転した実績があるが非常に小型であり熱交換器や温度条件の情報は得られていない。
- ・Reference Plant として VS1(30 MW/ 288 MWh) の開発を行うとのプレスリリースが 2023 年 2 月に Vast Solar 社からあった。

Solar Salt の融点は約 238 °C であり、600 °C を超えると次第に不安定となったり構造材料の腐食が進んだりする恐れがある。300 °C から 500 °C 程度の温度領域では比較的安定でありナトリウムに比べて比重が大きく蓄熱に適している。一方でナトリウムに比べて熱伝導率が非常に小さく熱交換器設計において熱交換器が大型化してしまうデメリットがある。

以上を総合すると、高速炉側の炉心出口の 1 次側温度は 500-550 °C 程度、2 次系にナトリウム、3 次系に溶融塩を使用する場合、溶融塩高温側温度条件は 450-500 °C 程度、溶融塩低温側温度条件は 300 °C 以上が標準的な温度条件として想定される。

令和5年度は令和4年度文献調査結果に基づき、通常運転環境下での構造材の溶融塩共存性に関するメーカー調査を行い、より詳細な情報を収集した。

溶融塩を使用した太陽熱発電プラントにおいて、メーカー経験者である専門家との打ち合わせを行い、以下のような意見を得た。

- ① 想定している温度領域であれば、構造材としてオーステナイト系ステンレスを使用することは問題ないと考える。
- ② 溶接部での腐食速度の加速に注意する必要がある。(令和5年度文献調査対象に反映した。)
- ③ 溶融塩に不純物として塩素が含まれる場合、液中であれば、SCC は問題ないと考える。た

だし、液面変動のないタンクなどでガス化した塩化物と水分が溶融塩界面上に膜を形成し、そこに塩化物が濃縮して SCC が発生する懸念がある。

- ④ 米国の Sandia National Laboratories のレポート^[3.2-22]等、参考となる文献の紹介があった。

3.2.3 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の熱交換器伝熱特性簡易評価 【R4】

【R4】

伝熱性能評価の基準ケースとなるナトリウム/ナトリウム熱交換器として常陽 MK-III 中間熱交換器を選定した。図 3.2-2 に常陽 MK-III 中間熱交換器の鳥瞰図^[3.2-23]を示す。表 3.2-9 に主な仕様を示す。縦置きシェル&チューブ式平行向流型の有液面熱交換器であり交換熱量は 70 MWt/基で平成 15 年（2003 年）に運転開始された。

1 次側ナトリウムは 500 °C で入口ノズルから流入し、伝熱管の外側を上方から下方に熱交換しながら流れて出口ノズルから 350 °C で流出する。2 次側ナトリウムは入口ノズルから 300 °C で流入し下降管内を下降しプレナムで反転した後、伝熱管内を下方から上方に流れ出口ノズルから 470 °C で流出する。伝熱管材質 316FR 鋼、外径 19 mm、板厚 1 mm、長さ 2930 mm、本数 2088 本の円周配列で、径方向に伝熱管は 18 層となっている。本研究の伝熱評価ではノミナル伝熱面積として 329 m² を基準ケースとして検討した。316FR 鋼は SUS316 をベースに低炭素、中窒素で高速炉用にクリープ強度を向上させたオーステナイト系ステンレス鋼である。

令和 4 年度検討結果の詳細は令和 4 年度報告書^[3.2-24]に示すが、伝熱工学資料^[3.2-25]に示す簡易式を用いて、伝熱性能向上方策として、以下の①から⑤の伝熱性能評価を実施した。その結果を表 3.2-10 に示す。ベースとなる常陽 MK-III 中間熱交換器の 2 次側をナトリウムから溶融塩（Solar Salt）に変更した場合、溶融塩の熱伝導率が非常に小さいことから必要伝熱面積は約 5.5 倍と熱交換器が大型化する結果となった。伝熱性能向上方策として①から④まで伝熱評価を行ったが、最も効果が大きかったケースでも必要伝熱面積はベースケースの約 4.6 倍と伝熱性能向上効果は限定的であった。溶融塩側の熱伝達率を大きくするために⑤のように、溶融塩を管外としクロスフロー化して流速を上げる方策が最も効果が大きかった。バッフル板間隔 300 mm、450 mm で必要伝熱面積はベースケースの約 1.7 倍と約 1.9 倍となった。

- ① 伝熱管口径 外径 19.0 mm, 板厚 1.0 mm
→外径 15.9 mm, 板厚 0.89 mm
- ② 伝熱管ピッチ比 約 1.4 (円周/径平均) →1.25 (TEMA^[3.2-26] 最小値)
→1.6 (いずれも三角配列を想定)
- ③ 伝熱管材質変更 SUS316 鋼→9Cr-1Mo 鋼
- ④ 1 次側/2 次側 入れ替え (管内: ナトリウム, 管外: 溶融塩)
- ⑤ 1 次側/2 次側 入れ替え+クロスフロー化 (バッフル板間隔 300 mm, 450 mm)

簡易評価結果で特に有力と考えられる伝熱促進方策は、直管型シェル&チューブ式熱交換器において管内ナトリウム、管外溶融塩クロスフロー形式とする方策である。令和5年度以降に伝熱流動解析によりその効果を確認する。

3.2.4 液体金属ナトリウム一硝酸系溶融塩の熱交換器伝熱流動解析 【R5-R6】

(1) 伝熱流動解析条件 【R5-R6】

【R5】

令和4年度の検討結果から、令和5年度は以下の条件で前述の⑤のケースの伝熱流動解析を実施しクロスフロー化した場合の伝熱性能の検証を行った。

伝熱流動解析コード：STAR-CCM+

乱流モデル： Realizable k- ϵ Model

壁近傍モデル： Two-Layer All y+ wall Model

伝熱管外径 19 mm、板厚 1 mm 伝熱管 10 層、クロスフロー4段

伝熱管ピッチ比：1.25 (三角配列)

伝熱管材質：SUS316

バッフル板間隔 300 mm、450 mm

Solar Salt の物性値に関しては ASME TES-1^[3.2-27] に記載のデータを評価に使用することとした。また、ナトリウムの物性値に関してはナトリウム技術読本^[3.2-28]に記載の近似式を使用することとした。表 3.2-11 に ASME TES-1 及びナトリウム技術読本から代表的な物性値を示す。バッフル板は板厚 10 mm を想定しているが、解析モデルでは板厚は考慮せずに、ASME Sec. II Part D^[3.2-29]より SUS316 の 400 °C の熱伝導率 19.7 W/mK での熱抵抗を考慮した。溶融塩の物性値に関して、ドイツ航空宇宙センターが示した溶融塩の粘度等の評価式^[3.2-19]があるが、ASME TES-1^[3.2-27]の物性値と大きな差がないこと、また簡易評価に用いた物性値と同じ物性値を伝熱流動解析に用いることで結果の比較がしやすいようにした。

図 3.2-3 に伝熱流動解析モデル図を示す。本モデルは単位モデルと呼ぶ部分モデルであり、溶融塩管外クロスフロー化した場合の流動状況と伝熱性能を伝熱管 10 層、クロスフロー4段で確認することを目的としている。バッフル板間隔 300 mm で簡易評価した場合の必要伝熱面積を考慮すると伝熱管 18 層、クロスフロー17段に相当する。単位モデルの解析結果に基づいて、伝熱管 18 層、クロスフロー17段の実機大外挿を行う。モデルは対称条件を考えて伝熱管各層 1 本分をモデル化し、バッフル板長さはクロスフロー部分をなるべく長くするために伝熱管 8 層分とした。

図 3.2-3 に示した伝熱流動解析モデルを用いて解析ケースは以下の 3 ケースとする。

ケース 1：バッフル板間隔 300 mm

ケース 2：バッフル板間隔 450 mm

ケース 3：バッフル板間隔 300 mm、ナトリウム及び溶融塩流速はケース 1 の 2 倍

ナトリウム (管内) は入口温度：500 °C で伝熱管内に流入し、上部から流出する。伝熱管内流速：0.68 m/s (ケース 3 はこの 2 倍) とした。溶融塩 (管外) は入口温度：300 °C で上部側面から管外に流入し、クロスフロー4段を経て下部側面から流出する。管東部流入前流速：

ケース1 0.191 m/s (ケース3はケース1の2倍)、ケース2 0.127 m/sとした。ケース1及びケース2の流速は簡易評価 ⑤ 1次側/2次側 入れ替え+クロスフロー化の場合の径方向中央の流速に合わせている。ケース3は、ケース1の流速を2倍にした場合の影響評価のためである。

【R6】

令和6年度は令和5年度の伝熱流動解析結果に基づいて、バッフル板後流に発生する渦を抑制する伝熱性能向上方策を検討した。シェル&チューブ式熱交換器で管内ナトリウム、管外溶融塩クロスフローとすることで伝熱性能の向上が図れると考えたが、令和5年度の伝熱流動解析結果ではバッフル板後流に渦が発生するため、表3.2-12の管外溶融塩側の熱伝達率の比較に示したように溶融塩側の熱伝達率が低下して期待したほど伝熱性能が向上しなかった。令和5年度の伝熱流動解析モデルは図3.2-3(前述)に示すようにクロスフロー方向に伝熱管が10列の配置のため、バッフル板開口部(折り返し部)が内外伝熱管2列分、存在することでその影響が小さいクロスフロー部は中央の6列のみであった。

後述する解析結果で示すが以下の図でバッフル板後流に渦が発生することで伝熱性能が低下する傾向が確認されており、令和6年度解析条件設定の参考としている。図3.2-4にケース1、2及び3の全体の温度分布図を示す。図3.2-5にケース1、2及び3の全体の速度分布図を示す。図3.2-6及び図3.2-7に代表としてケース1及び2の2段目と3段目の速度ベクトル図を示したが、バッフル板窓部の管外溶融塩速度は3 m/s以上と大きくバッフル板後流に渦を発生させる一因となっていた。

令和6年度の伝熱流動解析モデルを図3.2-8に示す。伝熱管を10列から18列としてクロスフロー部を長くすることで流れの安定化を図った。また、バッフル板開口部(折り返し部)伝熱管を2列から4列とし窓部流速を減らして渦の低減を図った。

また、本研究では伝熱流動解析を用いて伝熱性能評価の精度を向上することを目標としている。そこで令和5年度は考慮していなかったバッフル板と伝熱管の間のギャップと伝熱管と熱交換器胴とのギャップでのリークフローの影響を以下に示すギャップを考慮した伝熱解析モデルにより評価することとした。バッフル板間隔は300 mm/450 mm/600 mmの3ケースの解析を行った。バッフル板間隔を短くすると溶融塩側のクロスフロー流速が増えて熱伝達率が大きくなるが、一方で圧力損失が増大する。後述する解析結果の評価で、表3.2-13にケース1、2及び3の出口側温度及び溶融塩側圧力損失を示している。伝熱流動解析結果(伝熱管10層、クロスフロー4段)から実機大圧力損失(伝熱管18層、ケース1、3クロスフロー17段、ケース2:クロスフロー13段)を外挿した。溶融塩圧力損失は理想直交管群流動抵抗式^[3.2-25]による簡易評価に比べて解析結果の方が小さい。伝熱性能向上による熱交換器の小型化と使用可能な溶融塩ポンプ容量のバランスを考慮するための参考情報とする。表3.2-14に伝熱流動解析ケースを示す。伝熱流動解析の条件は令和5年度と基本的に同様である。令和6年度の伝熱流動解析条件の令和5年度と異なる部分を以下に示す。

- ・伝熱管18列、バッフル板開口部(折り返し部)伝熱管を4列
- ・バッフル板間隔 300 mm/450 mm/600 mm

- ・ギャップ部考慮の場合、バッフル板/伝熱管 0.1 mm、バッフル板/胴 0.2 mm
- ・解析は定常解析とし、流量はベース条件とした常陽 MK-III 中間熱交換器の全体流量に対するモデル面積比とした。溶融塩側はベース条件に対してナトリウムに対する熱容量分を補正した流量とした。(図 3.2-8 の解析モデル図参照)

令和 5 年度に検討した伝熱促進方策のうち、特に有力と考えられる方策は、溶融塩を管外クロスフローとし、バッフル板間隔を狭めて流速を増やす構造である。令和 5 年度の伝熱流動解析結果でバッフル板後流に発生する渦が溶融塩側伝熱性能を低下させることができた。

令和 6 年度はバッフル板後流の渦抑制対策を講じた伝熱流動解析を行うことで、特に有力と考えられる方策の効果を定量的に確認する。

(2) 伝熱流動解析結果【R5-R6】

【R5】

令和 5 年度は STAR-CCM+ で前述のケース 1、2 及び 3 の伝熱流動解析を実施した。

図 3.2-4 にケース 1、2 及び 3 の全体の温度分布図を示す。温度出力断面は解析モデル中央の縦断面 (D-D) であり、モデル下部から伝熱管内に 500 °C で流入したナトリウムは次第に温度が低下し上部から流出する。モデル上部側面から管外に 300 °C で流入した溶融塩はクロスフローを経るごとに温度上昇し、モデル下部側面から流出する。

温度分布図中、赤枠で囲った範囲では溶融塩温度が他の領域よりも上昇している。後述する速度分布図と速度ベクトル図では、バッフル板後流で渦が発生し、流速が非常に小さくなっているため他の領域よりも溶融塩温度が上昇している。渦が発生している部分では、溶融塩温度が上昇しても熱交換量自体は小さいため、熱交換器全体での伝熱性能を低下させる傾向がある。

図 3.2-5 にケース 1、2 及び 3 の全体の速度分布図を示す。バッフル板後流で渦が発生している部分で流速が小さくなっている。ケース 1 とケース 2 を比べるとバッフル板間隔が広いケース 2 の方が、渦が発生している領域が広くなっている。

図 3.2-6 に代表でケース 1 及び 2 の 2 段目の速度ベクトル図を示す。速度ベクトル図では、渦が発生して逆流していることが確認できる。また、ケース 1 とケース 2 を比べるとバッフル板間隔が広いケース 2 の方が、渦が発生している領域が広くなっている。図 3.2-7 にケース 1 及び 2 の 3 段目の速度分布図を示す。3 段目ではクロスフローが反転して折り返しているが、やはりバッフル板後流で渦が発生している。

【R6】

令和 6 年度は令和 5 年度の伝熱流動解析結果に基づいて、バッフル板後流に発生する渦を抑制する伝熱性能向上方策やギャップ部リーグフローの影響を検討した。表 3.2-14 に示すように、STAR-CCM+ でケース 4 からケース 8 の伝熱流動解析を実施した。

図 3.2-9 に代表ケースとして伝熱管を 18 列としたケース 4 (バッフル板間隔 300 mm、リーグフローなし) とケース 5 (バッフル板間隔 450 mm、リーグフローなし) の 2 段目と 3 段目の速度ベクトル図を示す。参考として伝熱管 10 列、バッフル板間隔 300 mm のケースの 2 段

目の速度ベクトル図を示すが、バッフル板開口部（折り返し部）の流速が大きく、バッフル板後流で渦が発生しているのが認められる。一方、令和6年度の伝熱管伝熱管18列のケース4及びケース5では、バッフル板開口部（折り返し部）の流速が小さく、バッフル板後流で渦は認められない。また、管外溶融塩側のクロスフロー部の流れが安定している。

図3.2-10に代表ケースとして伝熱管を18列としたケース4（バッフル板間隔300mm、リーケフローなし）とケース5（バッフル板間隔450mm、リーケフローなし）の伝熱流動解析温度分布図を示す。参考として伝熱管10列、バッフル板間隔300mmのケースの温度分布図を示すが、バッフル板後流の渦が発生している部分では逆流が生じ流速が小さいことから溶融塩側の温度が周囲より上昇しているのが認められる。一方、令和6年度の伝熱管伝熱管18列のケース4及びケース5では、バッフル板後流の渦が認められないことから、バッフル板後流で周囲より温度が高くなる領域は認められない。

図3.2-11に代表ケースとして伝熱管を18列としたケース4（バッフル板間隔300mm、リーケフローなし）とケース5（バッフル板間隔450mm、リーケフローなし）の伝熱流動解析速度分布図を示す。参考として伝熱管10列、バッフル板間隔300mmのケースの速度分布図を示すが、バッフル板後流の渦が発生している部分では逆流が生じ流速が小さいことが認められる。一方、令和6年度の伝熱管伝熱管18列のケース4及びケース5では、バッフル板後流の渦が認められないことから、バッフル板後流で流速が小さくなる領域は認められない。

以上のことから管外溶融塩クロスフロー部の熱伝達率の増加が期待できる。

（3）伝熱流動解析結果の評価【R5-R6】

【R5】

令和5年度は伝熱流動解析結果に基づいて、最初に管内ナトリウムの熱伝達率について評価を行った。表3.2-15にケース1、2及び3の伝熱工学資料^[3.2-25] 热伝達率式による簡易評価結果と伝熱流動解析結果の熱伝達率の比較を示す。熱伝達率式は、保守的とされており熱交換器のベースとなる常陽MK-III中間熱交換器サイジングに使用したLubarsky & Kaufmanの式、Subbotinの式及びLyonの式で熱伝達率の比較を行った。その結果、Lyonの式が最も大きな熱伝達率となつたが、伝熱流動解析結果の熱伝達率はLyonの式よりもわずかに大きな結果となつた。Lyonの式、Subbotinの式、Lubarsky & Kaufmanの式の順に熱伝達率は小さくなっている。表中の熱伝達率は伝熱流動解析結果に基づいて算出した。伝熱管1本毎の伝熱管表面温度平均値と1本に対する流体体積平均温度をバルク温度として、交換熱量から熱伝達率を算出した。表には伝熱管全本数の熱伝達率の平均値を示した。

図3.2-12にケース1、2及び3の熱伝達率式による簡易評価結果と伝熱流動解析結果のヌセルト数Nuの比較を示す。横軸にペクレ数Pe、縦軸にヌセルト数を対数で示した。ケース1及び2のペクレ数Pe=174.5、ケース3のペクレ数Pe=349である。伝熱流動解析結果を◆で示したが、ペクレ数の広い領域で、伝熱流動解析結果、Lyonの式、Subbotinの式、Lubarsky & Kaufmanの式の順にヌセルト数が小さく、すなわち熱伝達率が小さくなっている。熱交換器サイジングに適用したLubarsky & Kaufmanの式は小さめの熱伝達率を与える、保守的な熱伝達率式である。

次に、管外溶融塩のクロスフローでの熱伝達率について評価を行うため、表 3.2-12 に示すように、ケース 1、2 及び 3 の伝熱工学資料^[3.2-25] 热伝達率式による令和 4 年度簡易評価結果^[3.2-24]と令和 5 年度の伝熱流動解析結果の熱伝達率を比較した。⑤ 1 次側/2 次側 入れ替え+クロスフロー化の場合には、熱伝達率式として Zukauskas の式を適用している。伝熱流動解析結果のクロスフロー熱伝達率は Zukauskas の式と比較するとケース 1、2 及び 3 とも約 2 割小さくなっている。伝熱流動解析結果で示したようにバッフル板後流で発生している渦が影響している可能性が高い。Zukauskas の式は理想的なクロスフローを想定しているが、伝熱流動解析結果から分かるように流動状況はこのような渦や斜行流があり、それらが熱伝達率低下の要因となっていると考えられる。Zukauskas の式は 10 列以上の管群に適用することが望ましいため、⑤ 1 次側/2 次側 入れ替え+クロスフロー化で想定している熱交換器は 18 層の伝熱管配列であり簡易評価への適用上、問題ないと考えた。一方、伝熱流動解析は単位解析モデルでは伝熱管 10 層をモデル化しているが、クロスフローの折り返し部分では伝熱管に対して平行対向流となっており、10 層以上の管群の条件を十分に満足しているとは言えない。このような流動状況の改善が伝熱促進方策の検討につながる。

表 3.2-13 に示すように、ケース 1、2 及び 3 の出口側温度及び溶融塩側圧力損失を比較した。ナトリウム入口温度は 500 °C、溶融塩入口温度は 300 °C であるが、伝熱流動解析では伝熱管 10 層、クロスフロー 4 段の単位モデルであるため、溶融塩出口側温度があまり上昇しない結果となっている。また、伝熱流動解析結果（伝熱管 10 層、クロスフロー 4 段）から実機大圧力損失（伝熱管 18 層、ケース 1、3 クロスフロー 17 段、ケース 2：クロスフロー 13 段）を外挿した。溶融塩圧力損失は理想直交管群流動抵抗式^[3.2-25] による簡易評価に比べて解析結果の方が小さい。溶融塩圧力損失の値自体は非常に大きく、実機設計において溶融塩側ポンプ容量とのバランスを考慮する必要がある。

【R6】

令和 6 年度は令和 5 年度の伝熱流動解析結果に基づいて、バッフル板後流に発生する渦を抑制する伝熱性能向上方策やギャップ部リーグフローの影響を検討した。

表 3.2-16 に各ケースの熱伝達率の比較を示す。伝熱流動解析結果に基づいて伝熱管 1 本毎の伝熱管表面温度平均値と 1 本に対する流体体積平均温度をバルク温度として、交換熱量から熱伝達率を算出した。表には伝熱管全本数の熱伝達率の平均値を示した。管内ナトリウム側熱伝達率はバッフル板間隔の影響をほとんど受けないので解析結果はほぼ一致しており、Lyon の伝熱式の値とも一致している。管外溶融塩側熱伝達率は、Zukauskas 伝熱式に比べて解析結果はケース 4 で約 40%、ケース 5 で約 50% 大きめの数値となった。ケース 6、7 及び 8 では、ギャップからのリーグフローの影響をバッフル板間隔 300 mm/450 mm/600 mm で確認した。リーグフローの影響は伝熱評価上のロスであるが、評価上、熱伝達率に換算した。ケース 6 ケース 7 とも熱伝達率換算で 17% の減少となった。想定ギャップ量はバッフル板/伝熱管で 0.1 mm、バッフル板/胴で 0.2 mm である。これらのギャップ量は機械加工による精度の高い加工を想定している。実際にはバッフル板と熱交換器胴部のギャップ量はもっと大きくなる可能性がある。

管外溶融塩のクロスフロー流速が最も大きいケース 6 の温度分布図及び速度ベクトル図を図 3.2-13 に示す。クロスフロー流速が大きいことでギャップ部の圧力差が大きくなりリーグ量が大きくなるケース 6 の解析結果を示した。熱伝達率換算で 17%の伝熱性能の低下はあるものの、温度分布や速度ベクトルに顕著な影響は認められなかった。

3.2.5 热交換部分の伝熱促進方策の検討と効果の確認【R5-R6】

【R5】

令和 5 年度は、令和 4 年度に選定した管内ナトリウム、管外溶融塩クロスフローの直管型シェル&チューブ式熱交換器における伝熱流動解析（単位モデル）を実施し、より精度の高い伝熱特性評価を実施した。

熱交換部分の伝熱促進方策として、管外溶融塩をバッフル板間クロスフローとし、流速を増やすことで伝熱を促進できる効果を伝熱流動解析で確認した。

伝熱流動解析モデルは伝熱管 10 層であるが、伝熱管層数を多くすることで渦の影響を全体として緩和することが可能である。

【R6】

令和 6 年度は、伝熱流動解析結果を分析し、熱交換器形式に応じた伝熱促進方策の検討を行った。熱交換部分の伝熱促進方策として最も有効なのは、管外溶融塩をバッフル板間クロスフローとし、流速を増やすことで伝熱を促進できる構造であることを伝熱流動解析により確認した。ただし、溶融塩側でバッフル板後流に渦が発生すると伝熱性能が低下する課題があることから、前述の伝熱管列数を増やすとともにバッフル板開口部の面積を広げる構造で解析を行った。その結果、渦を緩和できることを確認した。

簡易評価結果と伝熱流動解析結果では熱伝達率で整理したが、ベースとなる 70MWt のヒートバランスに対して熱貫流率を算出し、必要伝熱面積を整理することで定量的に伝熱性能向上方策の効果を確認した。確認結果として必要伝熱面積で整理した結果を図 3.2-14 に、伝熱性能向上効果で整理した結果を図 3.2-15 に示す。単純に一方を硝酸系溶融塩に置き換えたのに比べて 2 倍以上の伝熱性能向上効果を得ることを本研究の目的としていたが、ケース 1, 2 においても伝熱性能が目標の 2 倍を上回る約 3 倍に向上することを確認した。また、バッフル板後流の渦対策を講じることで、更に約 5 倍の伝熱性能向上が図れる見込みを得た。

一方、表 3.2-16 に示したように想定ギャップ量をバッフル板/伝熱管で 0.1 mm、バッフル板/胴で 0.2 mm とした場合の、リーグフローの影響はケース 6 ケース 7 とも熱伝達率換算で 17%の減少となったので伝熱評価上、配慮する必要がある。

3.2.6 まとめ

業務計画に基づき、令和 4 年度から実施している材料調査結果を更新するとともに、令和 5 年度調査として Solar Salt 環境で溶接の影響や摩耗の影響を、令和 6 年度調査として流速の影響を追加し、溶融塩ループでの構造材の選定指針（案）を整理した。

令和 5 年度は、令和 4 年度に選定した管内ナトリウム、管外溶融塩のクロスフローシェル

アンドチューブ熱交換器形式における伝熱流動解析（単体モデルの STAR-CCM+ による伝熱流動解析）を実施し、より精度の高い伝熱特性評価を行った。管内ナトリウムの解析結果では、Lubarsky-Kaufman の式と Subbotin の式より大きな熱伝達率となった。平均的傾向を示すと考えられている Lyon の式と伝熱流動解析結果はほぼ同等の熱伝達率となった。管外溶融塩の解析結果ではクロスフロー部に渦による逆流が発生しており、伝熱流動解析結果の熱伝達率は伝熱式（Zukauskas）より小さくなつた。

令和 6 年度は、令和 5 年度伝熱流動解析結果で認められたバッフル板後流に発生する渦の影響で伝熱性能が低下する現象の対策として、以下の構造見直しによる解析を行つた。伝熱管列数を 10 列から 18 列に増やすことで管外クロスフロー部の流動状況を安定させるとともに、バッフル板開口部（押し返し部）の面積を伝熱管 2 列から 4 列分に広げることで、バッフル板開口部の流速を低減する構造とした。この渦緩和方策によりバッフル板後流の渦を緩和できることを伝熱流動解析で確認するとともに、伝熱性能の改善を確認できた。また、伝熱性能評価の精度を上げるために、バッフル板と伝熱管、バッフル板と胴の間のギャップのリーグフローを考慮した単位モデルによる伝熱流動解析を実施し、その影響を確認した。

以上の確認結果により令和 5 年度に検討した伝熱促進方策のうち、特に有力と考えられる方策（管内ナトリウム、管外溶融塩のクロスフローシェルアンドチューブ熱交換器、バッフル板間隔見直し）に対して約 5 倍の伝熱性能向上が図れる見込みを得て、伝熱促進方策の効果を定量的に確認することができた。

3.2.7 参考文献

- [3.2-1] Pu Yang, et al. ; Solar Energy Materials and Solar Cells, 266 (2024), 112690
- [3.2-2] S. H. Goods, et al. ; SANDIA REPORT SAND 94-8211 March 1994, Sandia National Laboratories
- [3.2-3] Alan M. Kruizenga, et al. ; SANDIA REPORT SAND 2013-8256 September 2013, Sandia National Laboratories
- [3.2-4] A. Gomes, et al. ; Solar Energy, 177 (2019), 408-419
- [3.2-5] C. Prieto, et al. ; Journal of Energy Storage, 55 (2022), 105824
- [3.2-6] Alan M. Kruizenga, et al. ; SANDIA REPORT SAND 2013-2526 March 2013, Sandia National Laboratories
- [3.2-7] J. W. Slusser, et al. ; Journal of Metals, July 1985, 24-27
- [3.2-8] M. S. Sohal, et al. ; INL/EXT-10-18297, March 2010, Idaho National Laboratory
- [3.2-9] Q. Liu, et al. ; Solar Energy Materials and Solar Cells, 251 (2023), 112141
- [3.2-10] H. Li, et al. ; Journal of Energy Storage, 39 (2021), 102675
- [3.2-11] 江原隆一郎ら ; 日本金属学会誌, 第 52 卷, 第 5 号 (1988), 508-516
- [3.2-12] Gaurav Vithalani, et al. : Solar Energy Materials and Solar Cells, 266 (2024), 112658
- [3.2-13] Javier Nieto-Maestre, et al. : Renewable Energy 146 (2020), 384-396
- [3.2-14] Alexander Bonk, et al. : Corrosion Science 227 (2024), 111700

- [3. 2-15] R. W. Bradshaw, et al. ; SANDIA REPORT SAND 2001-8518 September 2001, Sandia National Laboratories
- [3. 2-16] C. Prieto, et al ; Solar Energy Materials and Solar Cells, 157, December 2016, 526-532
- [3. 2-17] H. Li, et al. ; Oxidation of Metals, 95 (2021), 311-332
- [3. 2-18] F. Vilchez, et al ; Solar Energy Materials and Solar Cells, 213 (2020), 110576
- [3. 2-19] P. Shi, et al ; Solar Energy Materials and Solar Cells, 257 (2023), 112377
- [3. 2-20] P. Kondaiah, et al ; Corrosion Science, 201 (2022), 110283
- [3. 2-21] N. Li, et al ; Solar Energy Materials and Solar Cells, 259 (2023), 112432
- [3. 2-22] A. Kruizenga ; SANDIA REPORT SAND 2011-6579 September 2011, Sandia National Laboratories
- [3. 2-23] 日立評論 Vol. 77 No. 4 (1995-4), 1995, 日立製作所
- [3. 2-24] 日本原子力研究開発機構「ナトリウム-溶融塩熱交換器を有する蓄熱式高速炉の安全設計技術開発」令和4年度成果報告書, (2023).
- [3. 2-25] 伝熱工学資料（第5版）、2009, JSME
- [3. 2-26] TEMA, Tubular Exchanger Manufacturers Association, Inc. (2020)
- [3. 2-27] ASME TES-1, TES-1 Safety Standard for Thermal Energy Storage System: Molten Salt. 2020, ASME
- [3. 2-28] JNC TN9410 2005-011 「ナトリウム技術読本」 (2005)
- [3. 2-29] ASME Section II Part D, 2021, ASME

表 3.2-1 調査条件【R4-R6】

項目	条件
環境	Solar Salt : $\text{NaNO}_3\text{-KNO}_3$ Hitec Salt : $\text{NaNO}_3\text{-NaNO}_2\text{-KNO}_3$
温度	400 °C以上（炭素鋼は400 °C以下を含む）
対象材料	炭素鋼、低合金鋼、ステンレス鋼、Ni 基合金
調査テーマ	① 硝酸系溶融塩環境中の全面腐食 ② 腐食を加速する因子 ③ SCC の発生可能性 ④ 溶接の影響 ⑤ 摩耗の影響 ⑥ 流速の影響（令和6年度追加）

表 3.2-2 令和6年度の調査における抽出文献一覧【R6】

No.	文献名	雑誌名	発行 時期	概要
1	High-temperature dynamic corrosion mechanisms of austenitic stainless and carbon steels in nitrates for concentrating solar power ^[3.2-1]	Solar Energy Materials and Solar Cells	2024	Solar Salt 環境において304及び炭素鋼Q275を対象に、4水準の流速条件（等温、500時間）の腐食への影響に関する評価事例。流速が高い程、腐食速度も高まる。
2	Novel method for evaluation of stress assisted corrosion through compact tension specimens to assess material compatibility in latent heat thermal energy storage systems ^[3.2-12]	Solar Energy Materials and Solar Cells	2024	Solar Salt を含む溶融塩及び大気環境において、316Lを対象に、CT試験片における残留応力の腐食への影響に関する評価事例。Solar Salt 環境では、高い残留応力の部位における酸化物層が損傷し、局所的な腐食が進展する可能性が示唆されたている。
3	Compatibility of container materials for Concentrated Solar Power with a solar salt and alumina based nanofluid: A study under dynamic Conditions ^[3.2-13]	Renewable Energy	2020	Solar Salt 環境において347及び炭素鋼CS A516を対象に、アルミニナノ粒子の腐食への影響に関する評価事例。腐食試験後にアルミニナが材料最表面に付着しており、保護層として機能する可能性が示唆された。
4	Effect of gas management on corrosion resistance in molten solar salt up to 620 °C: Corrosion of SS316-types and SS347 ^[3.2-14]	Corrosion Science	2024	Solar Salt 環境において347及び炭素鋼CS A516を対象に、気相の腐食への影響に関する評価事例。カバーガスはステンレス鋼の腐食に影響を与える可能性があり、適切なガス処理によってステンレス鋼の腐食速度を50%以上抑制できることが示唆された。

表 3.2-3 SCC の評価事例 【R4, R6】

	令和 4 年度調査		令和 6 年度調査
	事例 1 ^[3.2-11]	事例 2 ^[3.2-5]	事例 3 ^[3.2-12]
材質	一般構造用圧延鋼材, SUS304 (母材のみ) 2 1/4Cr-1Mo 鋼, Alloy625 (母材、溶接部)	高 Ni 鋼 (Alloy800H) Ni 基合金 (Alloy625)	316L SS
腐食環境	NaNO ₃ -KNO ₃ 溶融塩 (50:50) +ミルスケール (Fe ₃ O ₄) 0.67wt% +NaCl 550~2200ppm	Solar Salt (NaNO ₃ -KNO ₃)	Solar Salt (NaNO ₃ -KNO ₃)
温度	450 °C、550 °C	565 °C	650 °C
試験方法	U ベンド試験片を溶融塩中に 4 か月間浸漬	U ベンド試験片を溶融塩中に 500 時間浸漬	引張残留応力を有する CT 試験片を溶融塩中に 500 時間浸漬
結果概要	SCC の発生無し	SCC の発生無し	酸化物層が損傷し、局所的な腐食が進行

表 3.2-4 Solar Salt 中での腐食に対する熱サイクルの影響【R4, R5】

	令和 4 年度調査	令和 5 年度調査
	事例 1 ^[3.2-15]	事例 2 ^[3.2-19]
材質	304SS, 316SS, 316LSS	321SS, 347SS
腐食環境	Solar Salt (NaNO ₃ -KNO ₃) + 塩化物 0.05~0.82wt%	Solar Salt (NaNO ₃ -KNO ₃)
試験要領	8 時間／1 サイクルの条件にて熱サイクルを与える、4,000 時間の浸漬試験を実施 <熱サイクル条件> 7.5 時間：565 °C に保持 0.5 時間：試験片を引き上げて 95 °C 程度まで冷却	以下の各条件で 28 日間実施 <等温> 565 °C 一定 <熱サイクル> 290 °C ⇌ 565 °C のサイクルで 12 時間ずつ <熱衝撃> 565 °C から 10 分間で 30 °C まで降温し 30 分間保持、その後 565 °C に昇温
結果概要	<304SS> 热サイクルの有無にかかわらず、塩化物イオン濃度増加により腐食量が増加 <316SS> 热サイクル有の場合のみ、塩化物イオン濃度増加により腐食量が増加 <316LSS> いずれの影響も小さい	腐食速度はいずれの材質も熱衝撃>等温>熱サイクルという順であった。熱衝撃で最も腐食が大きくなる要因としては、熱応力による酸化皮膜剥離等の影響が考えられる。

表 3.2-5 Solar Salt 中での腐食に対する塩化物イオン濃度の影響【R4, R5】

	令和 4 年度調査		令和 5 年度調査
	事例 1 ^[3.2-16]	事例 2 ^[3.2-17]	事例 3 ^[3.2-10]
材質	炭素鋼 (一般構造用圧延鋼材)	オーステナイト系ステンレス (304SS, 316LSS)	オーステナイト系ステンレス (304SS, 316LSS, 347SS)
腐食環境	Solar Salt (NaNO ₃ -KNO ₃) [Cl ⁻] = 0~1.8 wt%	Solar Salt (NaNO ₃ -KNO ₃) [Cl ⁻] = 0~1.4 wt%	Solar Salt (NaNO ₃ -KNO ₃) [Cl ⁻] = 0 or 1 wt%
温度	400 °C	565 °C	565 °C
試験要領	浸漬試験 (1,504~2,165 時間)	浸漬試験 (3,000 時間)	浸漬試験 (3,000 時間)
結果概要	通常の Solar Salt 環境中での腐食速度 (約 47 μm/y) に対し、以下の増加挙動を示した [Cl ⁻] = 0.7 wt% : 約 8.3 倍 [Cl ⁻] = 1.8 wt% : 約 20.8 倍	通常の Solar Salt 環境中での腐食速度に対し、塩化物イオン濃度に応じて以下の増加挙動を示した 304SS : 約 2.3~3.8 倍 316SS : 約 2.1~2.8 倍	通常の Solar Salt 環境中での腐食速度に対し、以下の増加挙動を示した 304SS : 約 3.0 倍 316LSS : 約 2.6 倍 347SS : 約 1.8 倍

表 3.2-6 Solar Salt 中での腐食に対する溶接の影響^[3.2-18] 【R5】

項目	内容
材質	316LSS (316L 溶接材にてアーク溶接)
腐食環境	Solar Salt (NaN ₃ -KN ₃)
試験要領	565 °Cにおいて、溶接部を含む試験片に Solar Salt を最大 1,008 時間接触させ、試験前後の重量減から腐食速度を評価。
結果概要	1,008 時間後の重量減から、溶接部の腐食速度は 54 μm/y と算出された。これは他文献における母材での評価事例 (13.8~21.3 μm/y@550~600 °C) に対し、2 倍以上の腐食速度となる。また、溶接熱影響部では、粒界腐食が生じる傾向も見られた。

表 3.2-7 Solar Salt 中での摩耗の影響^[3.2-19] 【R5】

項目	内容
材質	316H SS
腐食環境	大気中 or Solar Salt (NaN ₃ -KN ₃)
試験要領	室温、500 °C、500 °C+Solar Salt にて、ピン・オン・ディスク試験にて同材 (316H) のピン及びディスクにて試験し、摩耗量を表面レーザー計測にて評価。
結果概要	Solar Salt 中では室温大気中や 500 °C 大気中と比べ、摩耗定数が減少。また、500 °C 大気中と比べ、Solar Salt 中では摩耗量が約 23% 程度まで減少。Solar Salt による潤滑効果や皮膜形成により摩耗量が減少したと考察。ただし、摩耗を伴わない Solar Salt 中での腐食よりも減肉速度は顕著に増加する。

表 3.2-8 Solar Salt 環境における構造材選定指針（案）の整理結果【R5, R6】

項目	指針
材質選定	Solar Salt 環境では、全面腐食による減肉を想定する必要がある。試験データの豊富な 565 °C以下の Solar Salt 環境では、オーステナイト系ステンレス鋼にて 0.05 mm/y 以下という腐食速度であり、十分耐食的。具体的には、SUS316 系や SUS321、SUS347 等が挙げられる。SUS316 系では、低炭素系の SUS316L の方がより耐食的。
腐食代 設定	全面腐食によりある程度均一に減肉していくことが想定されるため、想定される腐食速度と想定耐用年数から、最低必要厚さや安全率等を考慮した腐食代を設定する。ただし、溶接を伴う場合、母材の場合よりも 3 倍程度の腐食速度を見込む必要がある。
不純物の 影響	Solar Salt 中に不純物として塩化物イオンを含む場合、濃度にもよるが、ステンレス鋼の場合は腐食速度が 3 倍程度まで加速される可能性を考慮する必要がある。
温度条件の 影響	温度一定条件の腐食速度を基準とした場合、290 °C↔565 °C程度の変動については特に考慮する必要はない。短時間で 100 °Cを下回るような急激な温度変動を伴う場合は、材質によるが 2~3 倍程度の腐食速度を想定する必要がある。
流速の 影響	流速 2.5 m/s では流速 1.0 m/s と比較して、腐食速度が 1.7~1.9 倍となる。配管大径部では問題にならない場合でも、狭窄部では高流速となり腐食速度が高くなる可能性を考慮する必要がある。

表 3.2-9 常陽 MK-III 中間熱交換器仕様^[3.2-23] 【R4】

型式	縦置きシェル&チューブ平行向流型				
交換熱量 (MWt/基)	70				
基数	2				
温度 (°C)		入口	出口		
	1 次側	500	350		
流量 (kg/h)	2 次側	300	470		
	1 次側	1.335×10^6			
伝熱管					
本数	2088				
外径 (mm)	19.0				
板厚 (mm)	1.0				
材料	SUS316 (316FR 鋼)				
有効伝熱面積 (m ²)	363				
評価用伝熱面積 (m ²)	329				

表 3.2-10 伝熱性能評価結果 【R4】

		条件	伝熱面積 (m ²)	伝熱面積 比率	伝熱性能 向上効果
常陽（基準ケース）		—	329	1	—
溶融塩		2次系溶融塩	1801	5.47	1.00
①伝熱管口径の検討		Do=15.9 mm t=0.89 mm	1714	5.21	1.05
②ピッチ比の検討（伝熱管本数2522本に増大し管内流速低下が影響）		1.25	2025	6.16	0.89
③伝熱管材質変更		1.6	1518	4.61	1.19
④1次側/2次側 入れ替え2次側流路面積増大の影響		9Cr-1Mo	1773	5.39	1.02
⑤1次側/2次側 入れ替え+クロスフロー化		バッフル板間隔 300 mm	2363	7.18	0.76
		バッフル板間隔 450 mm	563	1.71	3.20
			634	1.93	2.84

補足) (1)⑤1次側/2次側入れ替え+クロスフロー化でバッフル板間隔300 mmでの圧力損失: 899 kPa

(2) バッフル板間隔450mmで圧力損失332kPa

表 3.2-11 物性値の比較（ナトリウムと Solar Salt）^{[3.2-27][3.2-28]} 【R4】

	比重 ρ (kg/m ³)		比熱 cp (J/kgK)		熱伝導率 λ (W/mK)		動粘性係数 ν (m ² /s)	
温度 (°C)	Na	Solar Salt	Na	Solar Salt	Na	Solar Salt	Na	Solar Salt
300	880	1898	1305	1499	77.1	0.500	3.92×10^{-7}	1.73×10^{-6}
400	856.2	1834	1279	1516	72.2	0.520	3.32×10^{-7}	9.70×10^{-7}
500	832.2	1770	1262	1534	67.3	0.539	2.96×10^{-7}	7.43×10^{-7}

表 3.2-12 管外溶融塩側の熱伝達率の比較^[3.2-25] 【R5】

ケース	熱伝達率式	数式	Re	Pr	Nu	熱伝達率 (W/m ² K)	比率
ケース1 バッフル板間隔 300mm クロスフロー	Zukauskas	$Nu=0.35(Y/X)^{0.2}Re^{0.6}Pr^{0.36}$	20,861	5.64	262	7,135	1.00
	解析結果	—	—	—	—	5,553	0.78

ケース	熱伝達率式	数式	Re	Pr	Nu	熱伝達率 (W/m ² K)	比率
ケース2 バッフル板間隔 450mm クロスフロー	Zukauskas	$Nu=0.35(Y/X)^{0.2}Re^{0.6}Pr^{0.36}$	13,900	5.64	206	5,592	1.00
	解析結果	—	—	—	—	4,368	0.78

ケース	熱伝達率式	数式	Re	Pr	Nu	熱伝達率 (W/m ² K)	比率
ケース3 バッフル板間隔 300mm クロスフロー 流速ケース1の2倍	Zukauskas	$Nu=0.35(Y/X)^{0.2}Re^{0.6}Pr^{0.36}$	41,722	5.64	397	10,814	1.00
	解析結果	—	—	—	—	8,736	0.81

Pr:プラントル数、X:流れ方向伝熱管距離、Y:流れ直交方向伝熱管距離

表 3.2-13 出口側温度及び溶融塩圧力損失^[3.2-25] 【R5】

解析ケース	解析結果			解析から外挿	簡易評価
	ナトリウム 出口温度(°C)	溶融塩 出口温度(°C)	溶融塩圧力 損失(kPa)		
ケース1 バッフル板間隔 300mm	357	360	49	376	899
ケース2 バッフル板間隔 450mm	348	364	36	210	332
ケース3 (流速2倍) バッフル板間隔 300mm	381	349	175	1,339	3,129

表 3.2-14 伝熱流動解析ケース 【R6】

ケース	バッフル板間隔(mm)	リーク有無
4	300	なし
5	450	なし
6	300	あり
7	450	あり
8	600	あり

表 3.2-15 管内ナトリウム側の熱伝達率の比較 [3.2-25] 【R5】

ケース1(Re=35,200, Pe=174.5)

熱伝達率式	数式	Nu	熱伝達率 (W/m ² K)
Lubarsky-Kaufman	$Nu=0.625Pe^{0.4}$	4.93	20,314
Subbotin	$Nu=5+0.025Pe^{0.8}$	6.55	27,020
Lyon	$Nu=7+0.025Pe^{0.8}$	8.55	35,265
熱流体解析結果	—	—	36,691

ケース2(Re=35,200, Pe=174.5)

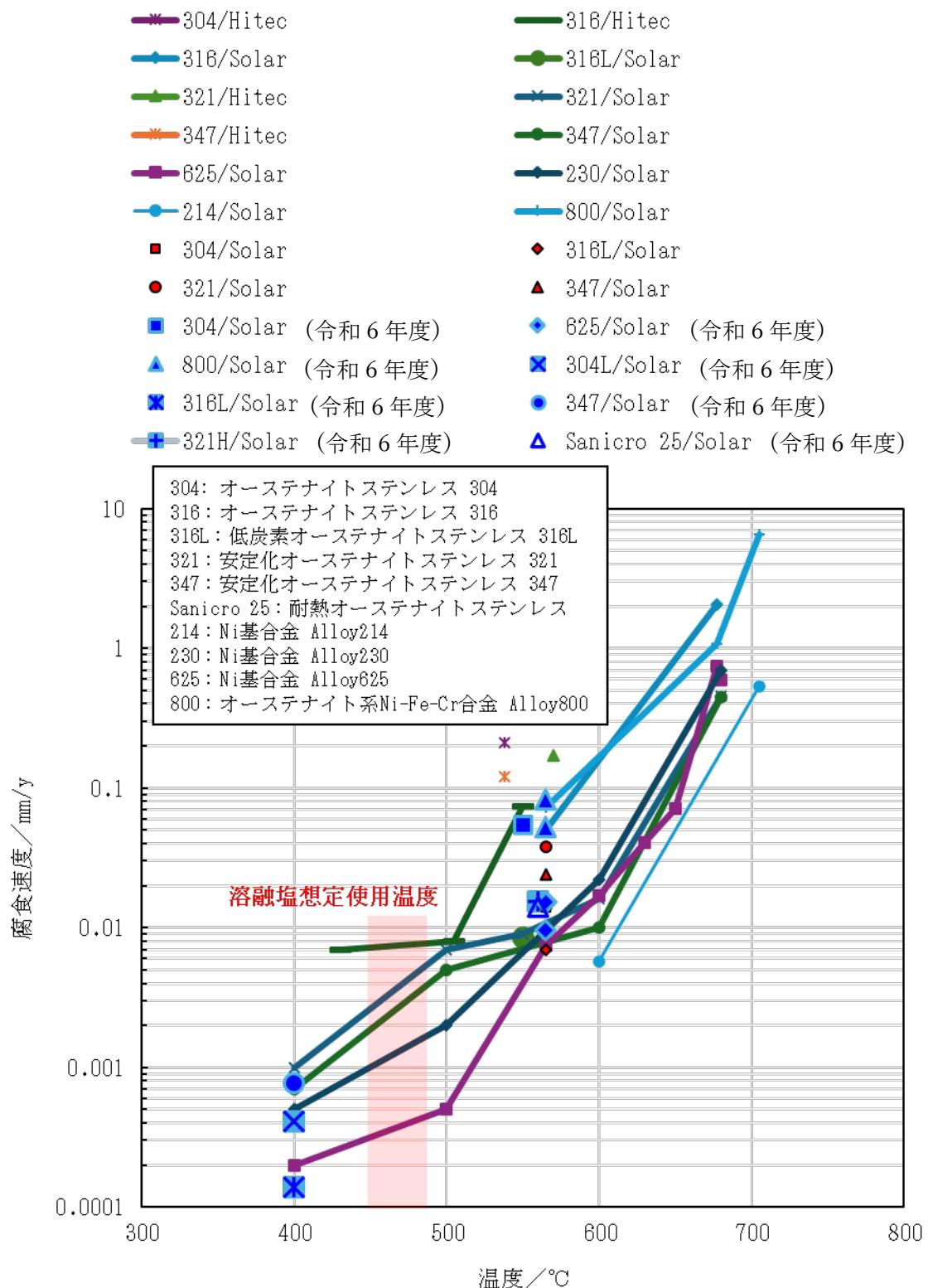
熱伝達率式	数式	Nu	熱伝達率 (W/m ² K)
Lubarsky-Kaufman	$Nu=0.625Pe^{0.4}$	4.93	20,314
Subbotin	$Nu=5+0.025Pe^{0.8}$	6.55	27,020
Lyon	$Nu=7+0.025Pe^{0.8}$	8.55	35,265
熱流体解析結果	—	—	36,536

ケース3(Re=70,303, Pe=349)

熱伝達率式	数式	Nu	熱伝達率 (W/m ² K)
Lubarsky-Kaufman	$Nu=0.625Pe^{0.4}$	6.50	26,802
Subbotin	$Nu=5+0.025Pe^{0.8}$	7.70	31,766
Lyon	$Nu=7+0.025Pe^{0.8}$	9.70	40,011
熱流体解析結果	—	—	42,720

表 3.2-16 热伝達率の比較^[3.2-25] 【R6】

ケース	バッフル板間隔	リーク有無	Na熱伝達率(W/m ² K)		溶融塩熱伝達率(W/m ² K)	
4	300mm	リークなし	Lyon式	35,300	Zukauskas式	7,100
			解析結果	35,400	解析結果	10,000
5	450mm	リークなし	Lyon式	35,300	Zukauskas式	5,600
			解析結果	35,300	解析結果	8,400
6	300mm	リークあり	解析結果	35,400	解析結果	8,300
7	450mm	リークあり	解析結果	35,300	解析結果	7,000
8	600mm	リークあり	解析結果	35,200	解析結果	6,100



- 注1) 各値は実施者が異なる複数文献から引用した。
 注2) 各値を取得した試験の時間・流速は異なる場合がある。
 注3) 凡例の”Solar”はSolar Salt、”Hitec”はHitec Saltを示す。

図 3.2-1 硝酸系溶融塩中での腐食速度データ (令和6年度調査分を追加) 【R4-R6】

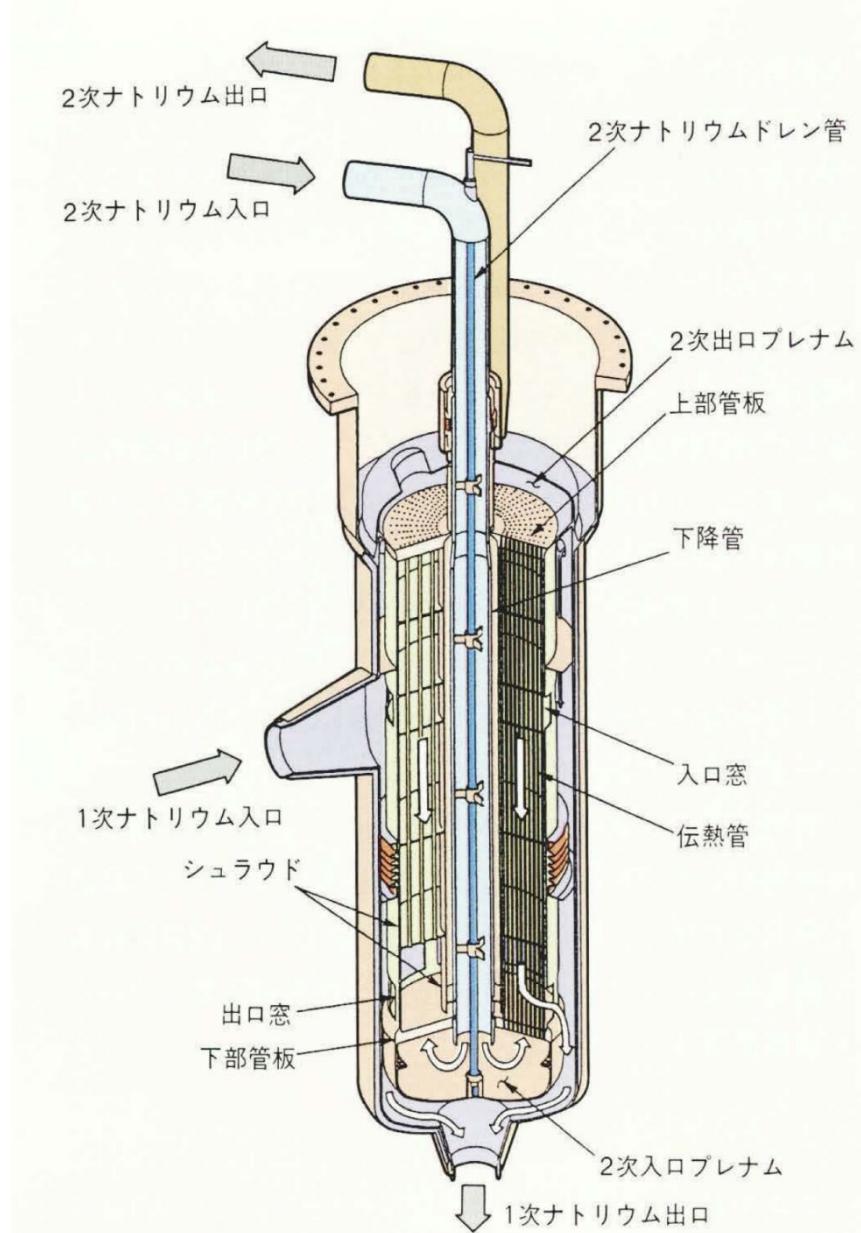


図 3.2-2 常陽 MK-III 中間熱交換器鳥瞰図 [3.2-23] 【R4】

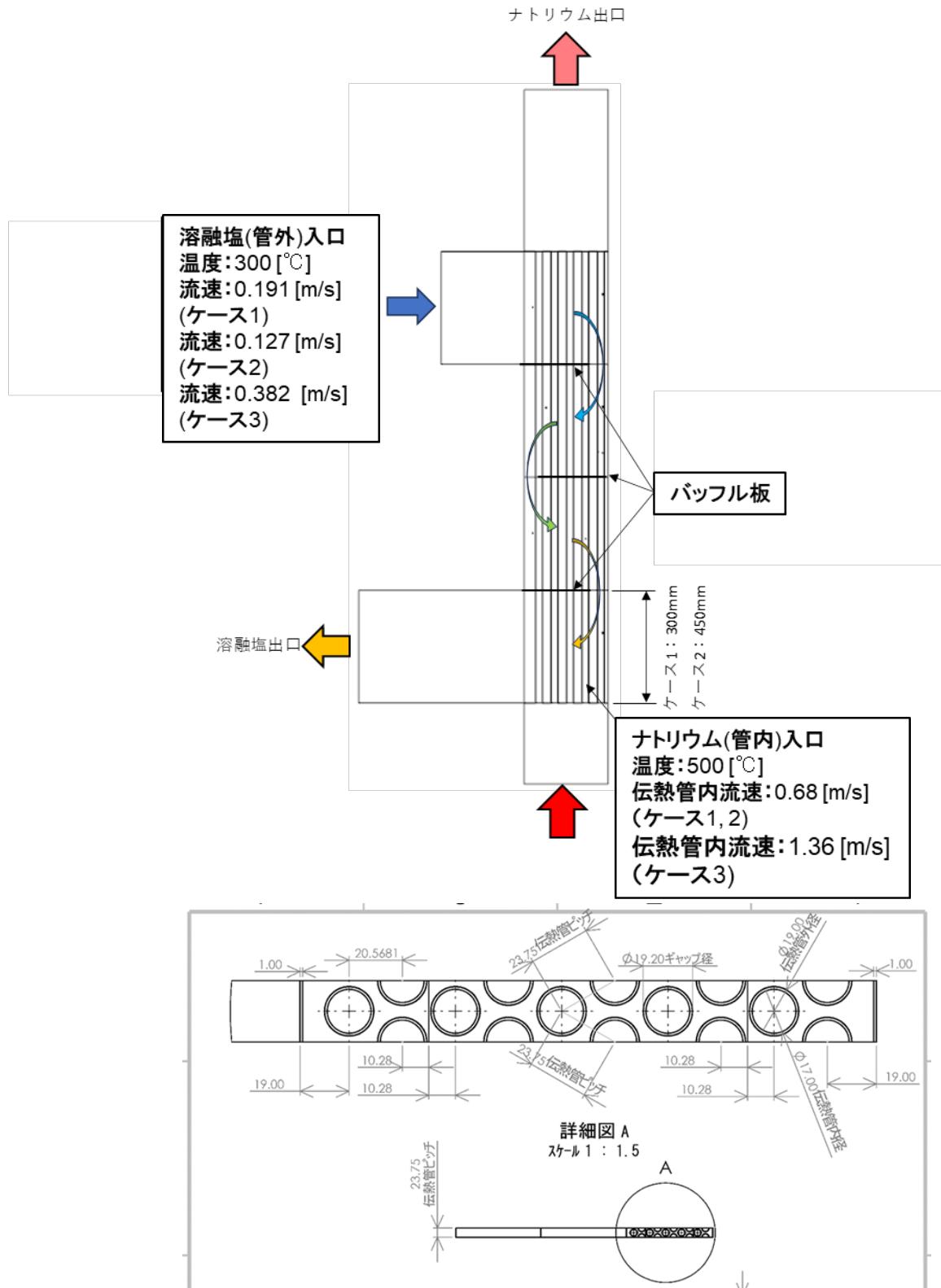


図 3.2-3 伝熱流動解析単位モデル図【R5】

- 赤枠の溶融塩の渦が発生して逆流しているところで、溶融塩の流速が遅く温度上昇が大きい。一方、渦部の熱伝達量は小さい。

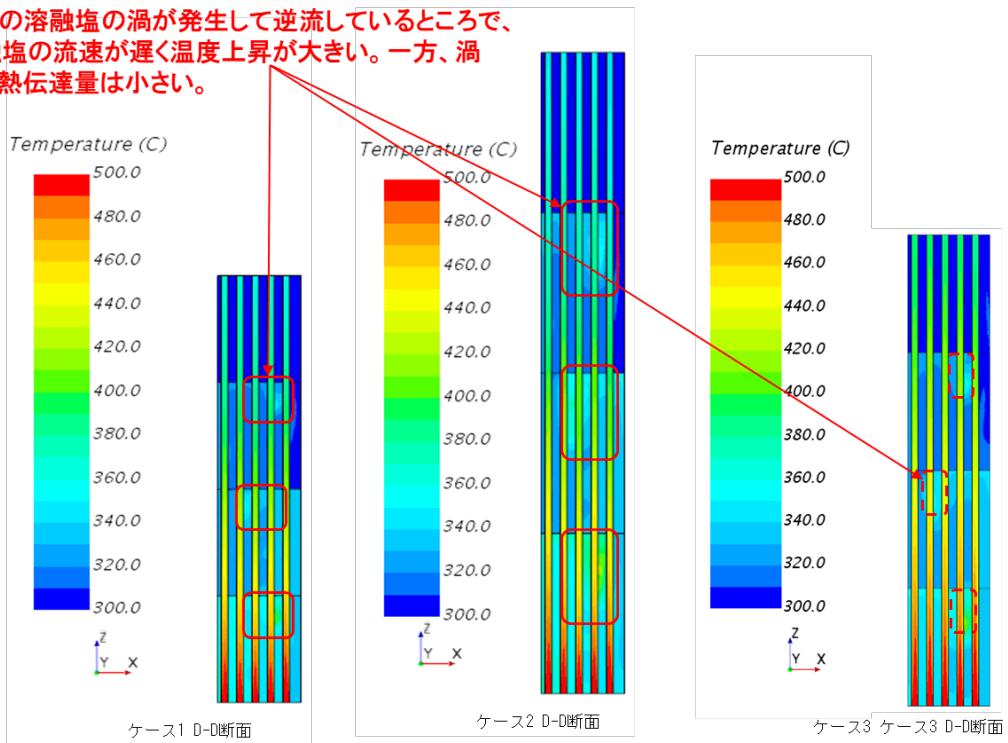


図 3.2-4 全体の温度分布図【R5】



- 渦が発生しているところで速度は遅くなり、その領域はケース2の方が多い
 ➤ 渦の影響でクロスフローに偏流が生じ、全体として熱伝達性能が低下
 (Zukauskas伝熱式が速度の0.6乗に比例しているため)
 ➤ ケース3はケース1の2倍の流速で渦の領域がケース1より大きい

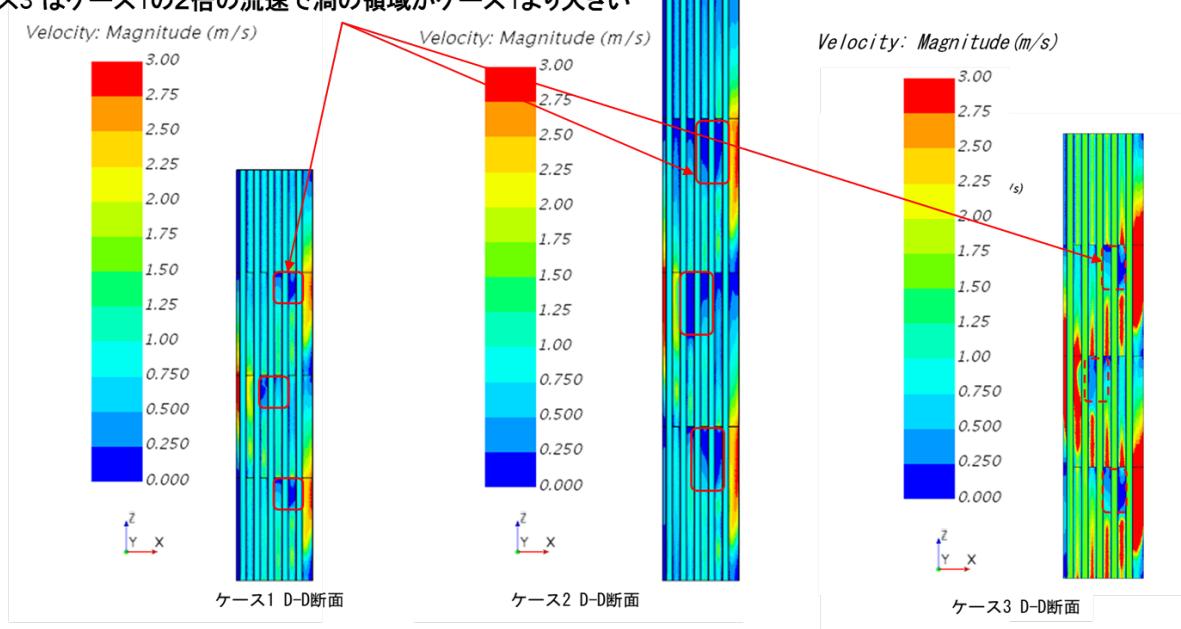


図 3.2-5 全体の速度分布図【R5】

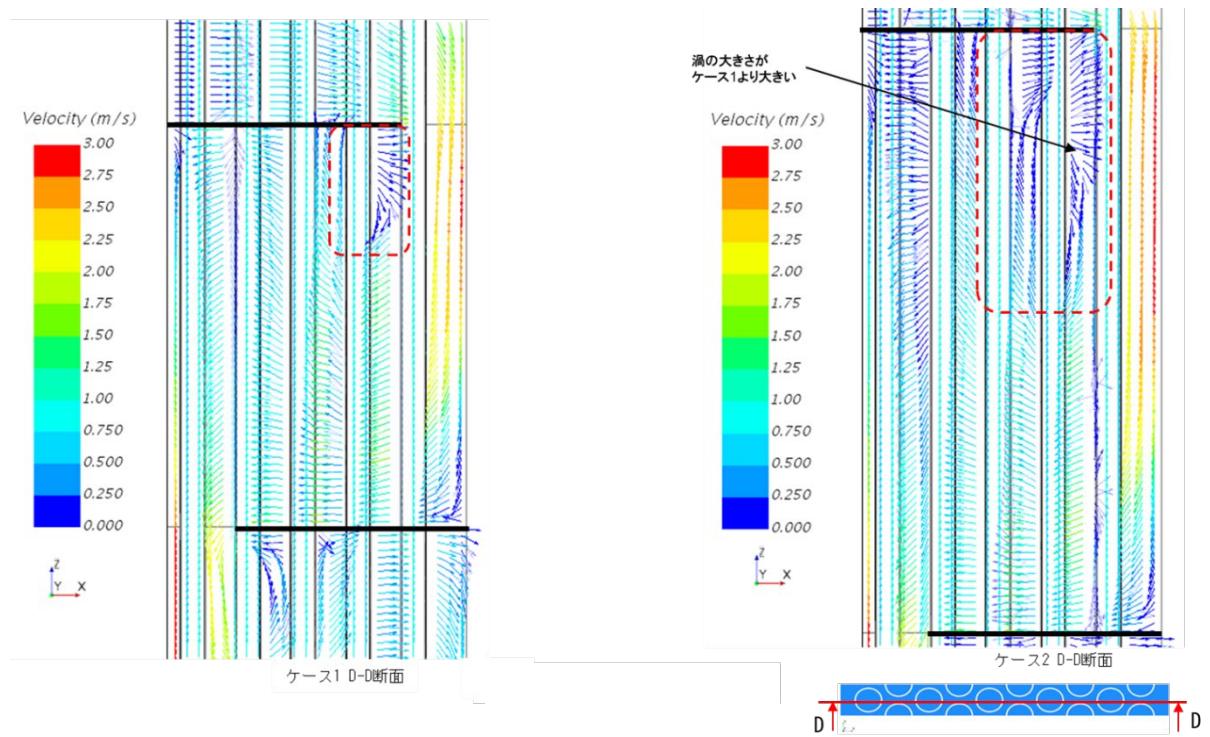


図 3.2-6 ケース 1、ケース 2 速度ベクトル図 (2 段目) 【R5】

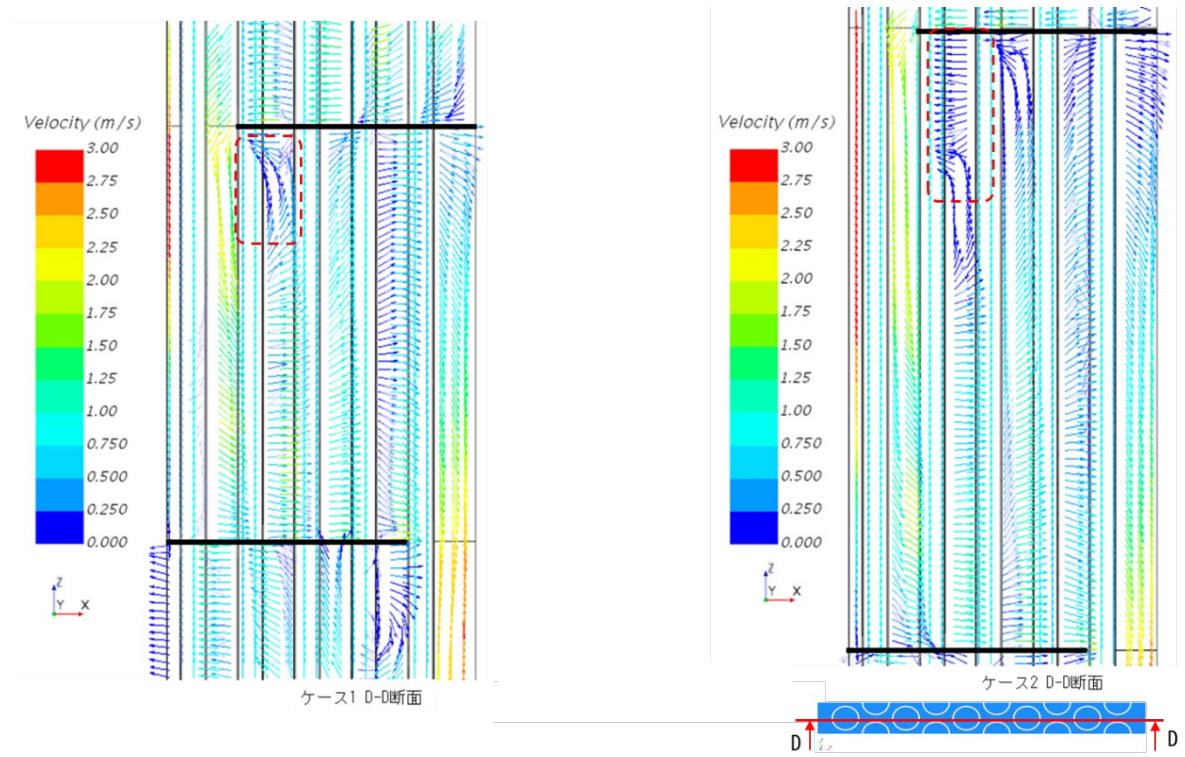


図 3.2-7 ケース 1、ケース 2 速度ベクトル図 (3 段目) 【R5】

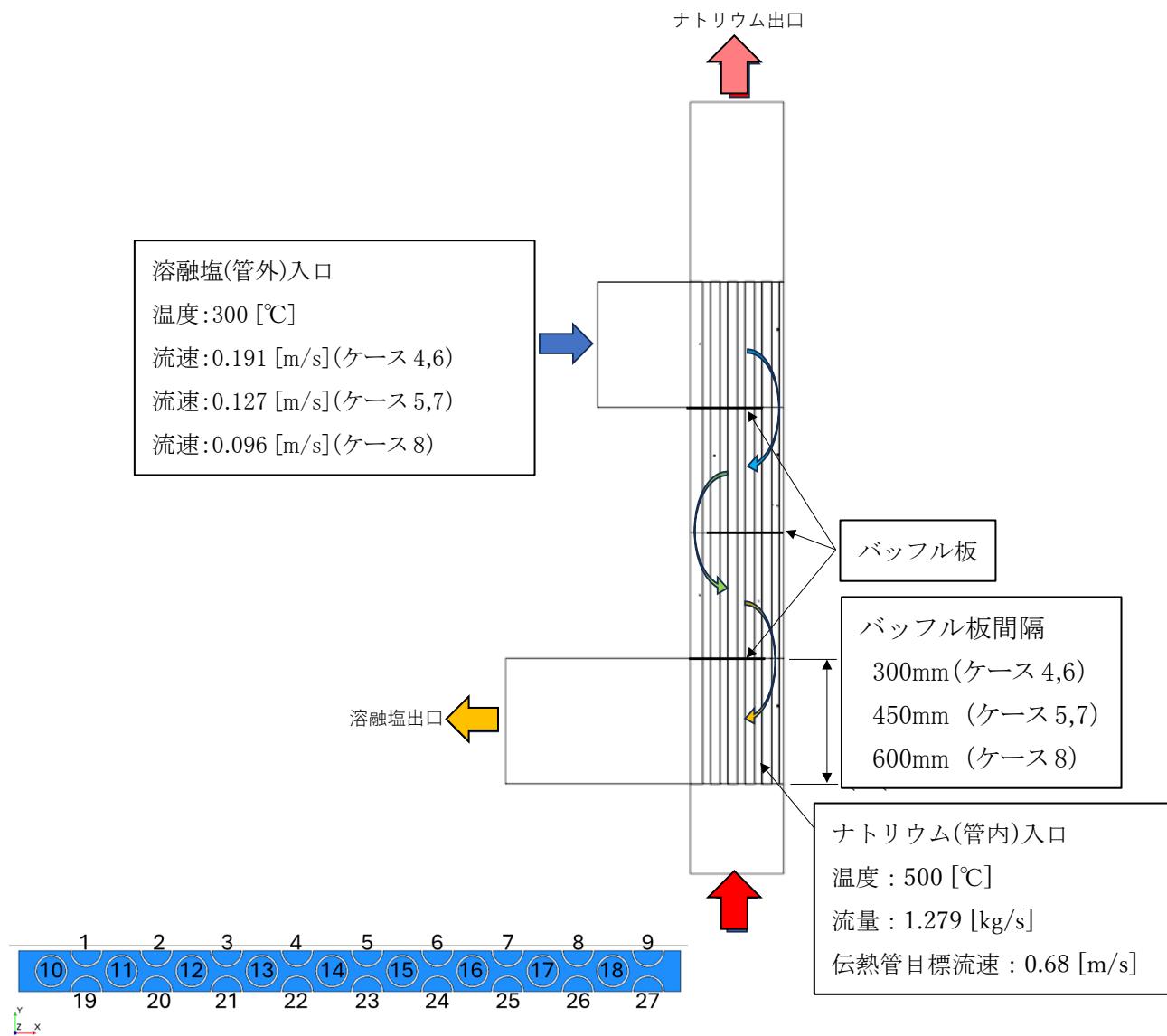


図 3.2-8 伝熱流動解析モデル図 【R6】

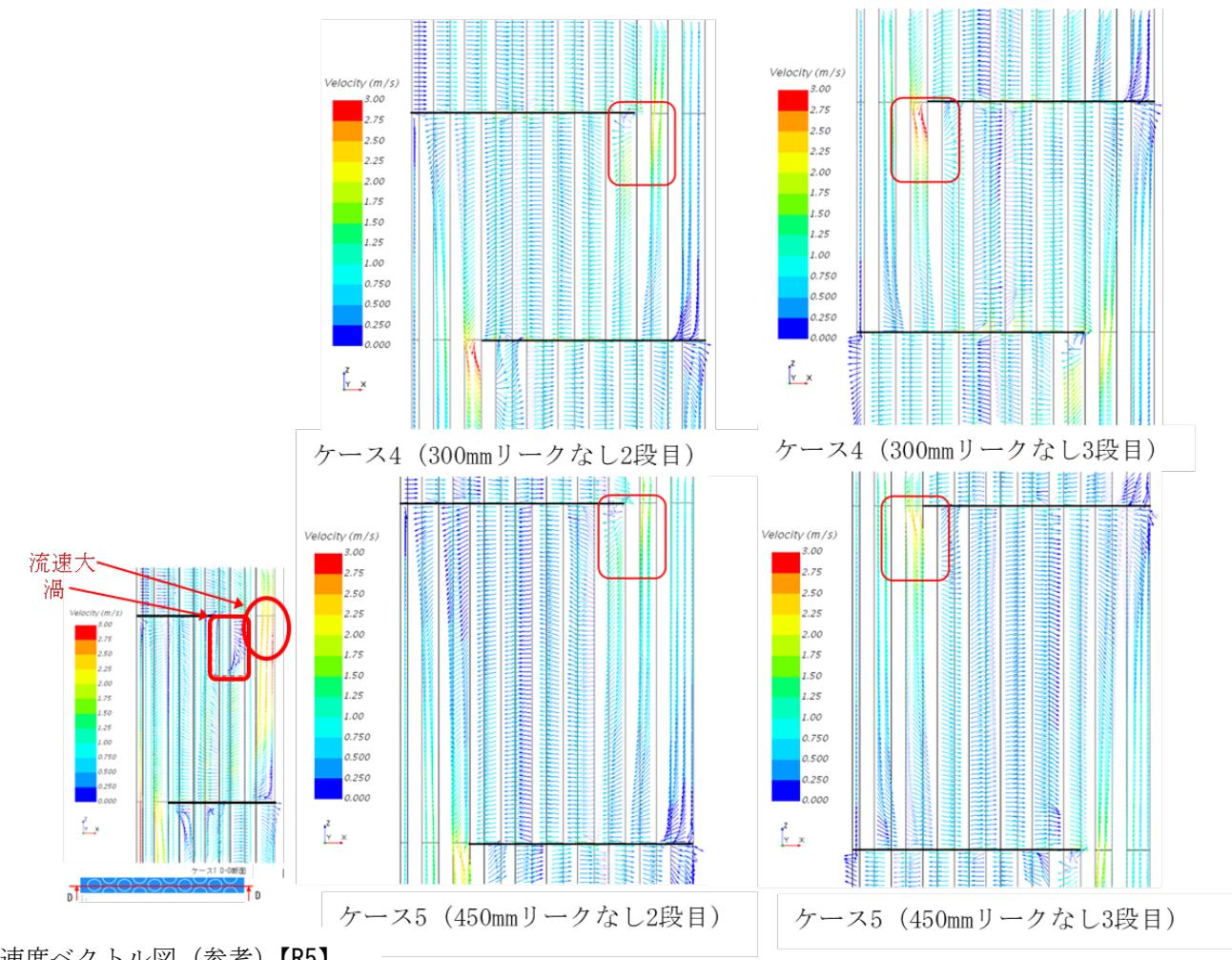
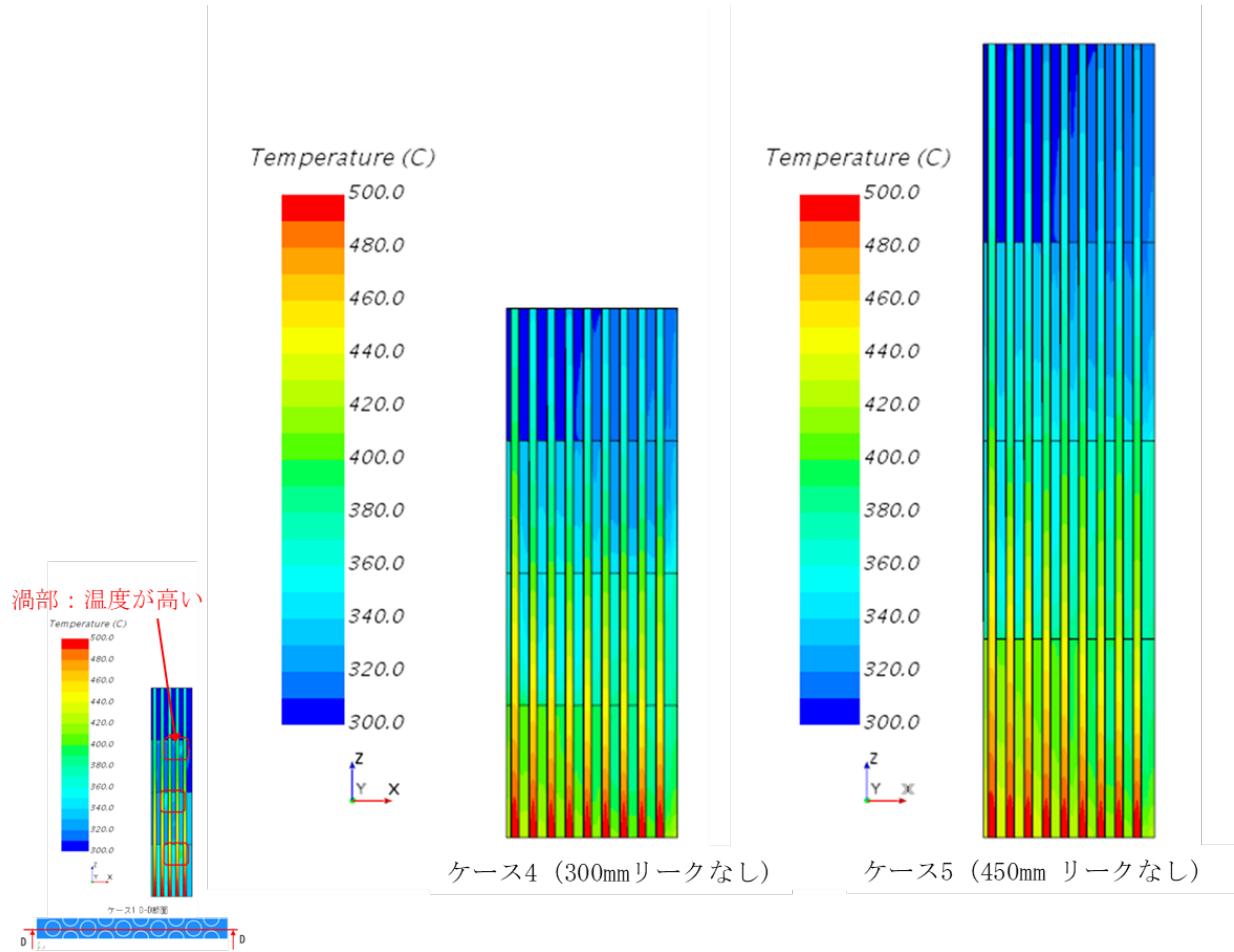
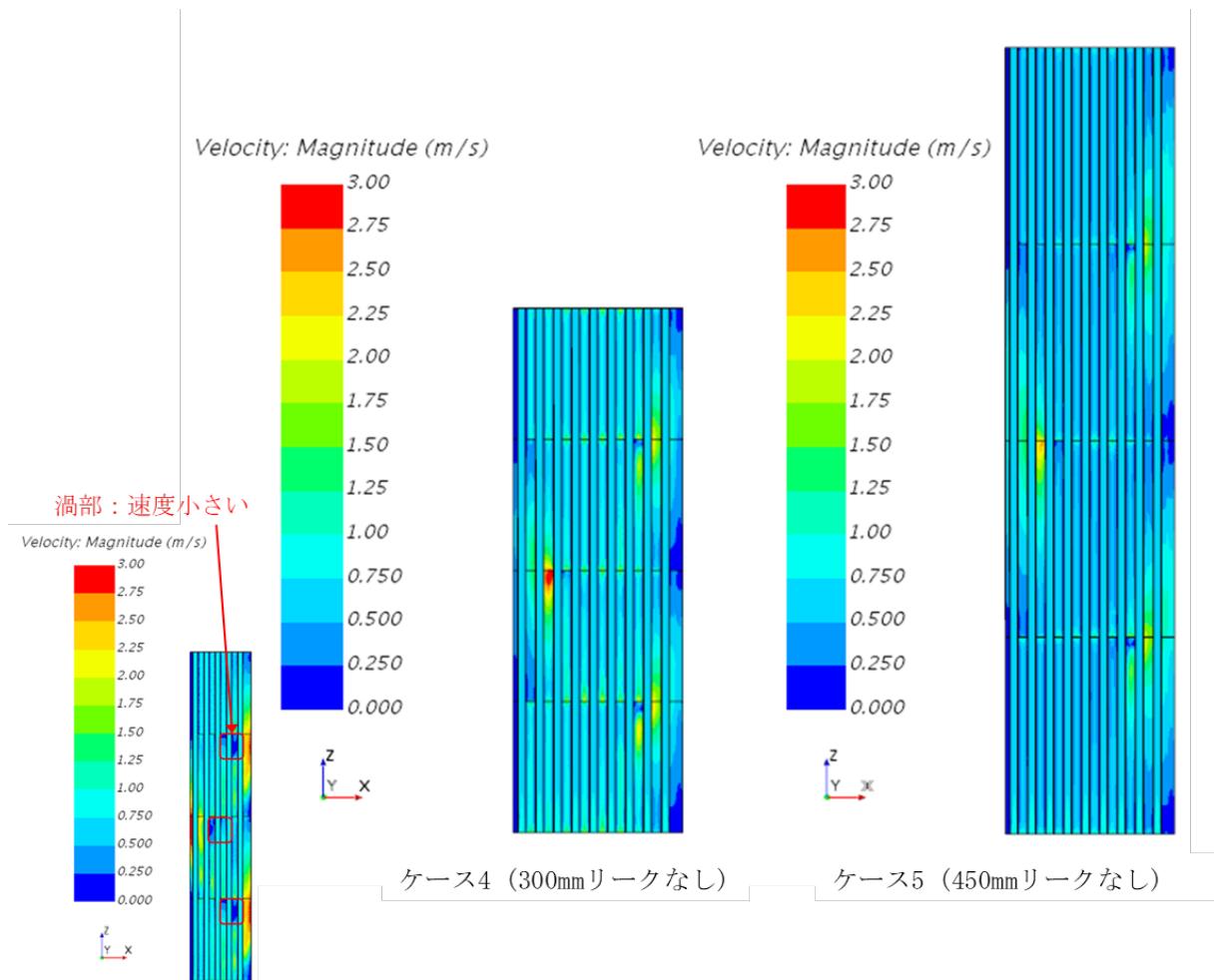


図 3.2-9 伝熱流動解析速度ベクトル図【R6】



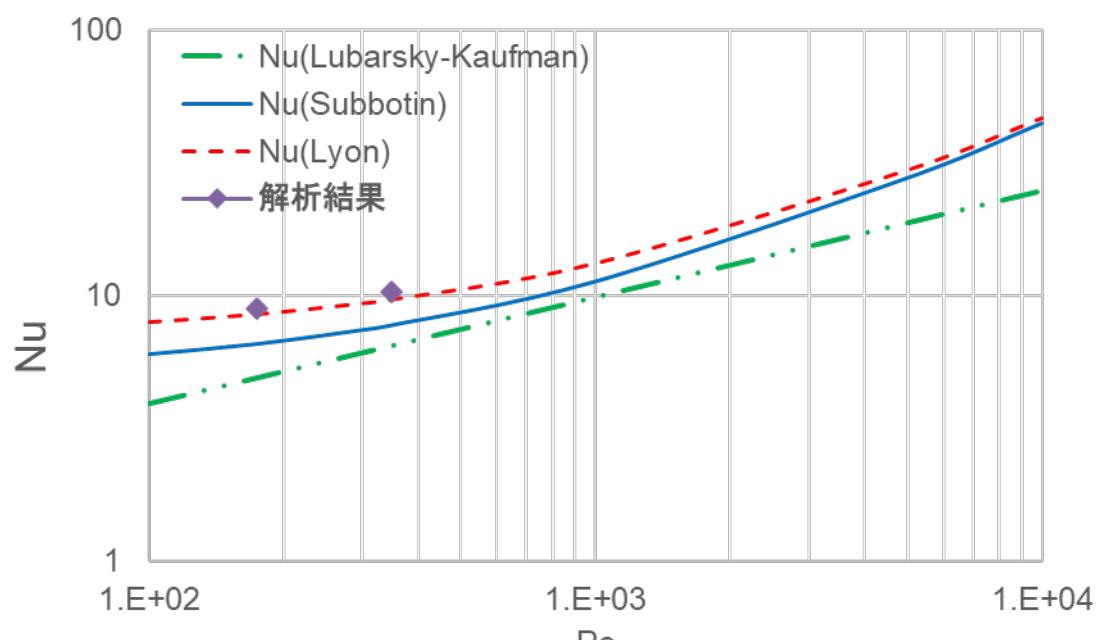
温度分布図（参考）【R5】

図 3.2-10 伝熱流動解析温度分布図【R6】



速度分布図（参考）【R5】

図 3.2-11 伝熱流動解析速度分布図【R6】



Nu : ヌセルト数、Pe : ペクレ数

図 3.2-12 管内ナトリウム側の熱伝達率の比較 【R5】

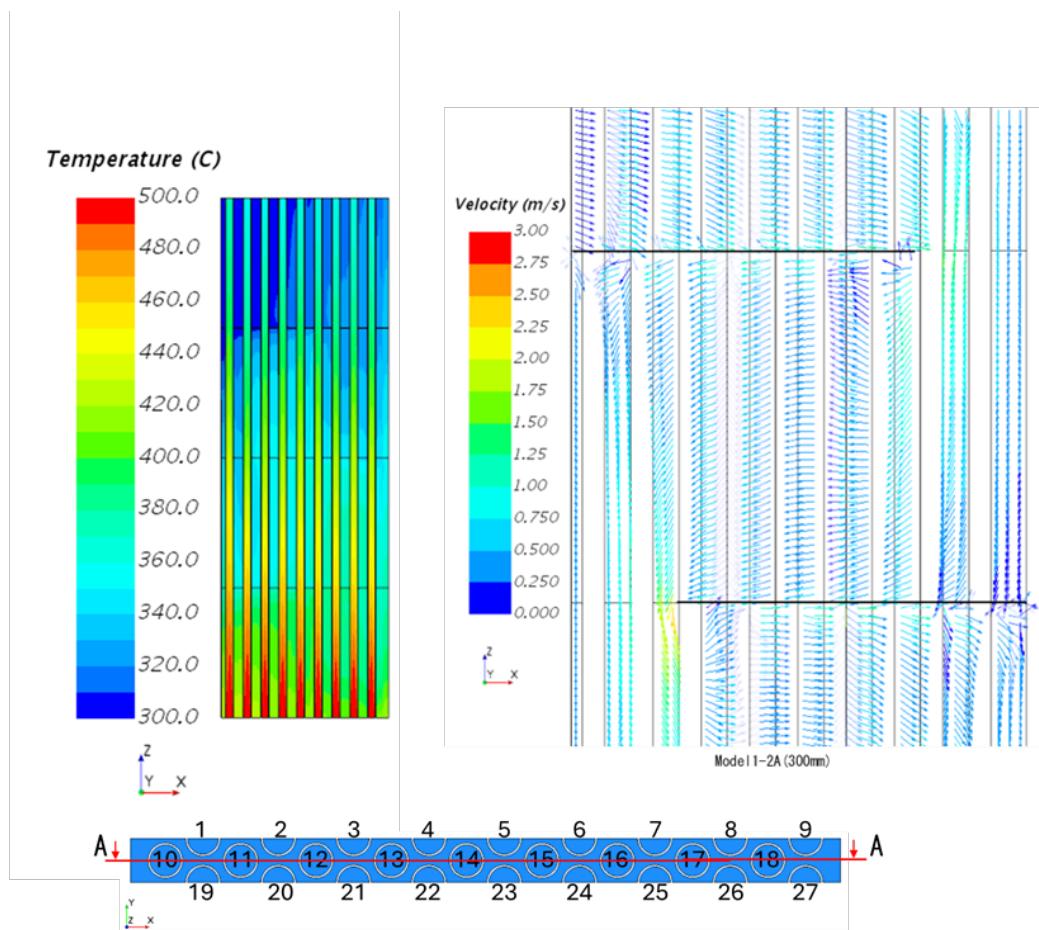
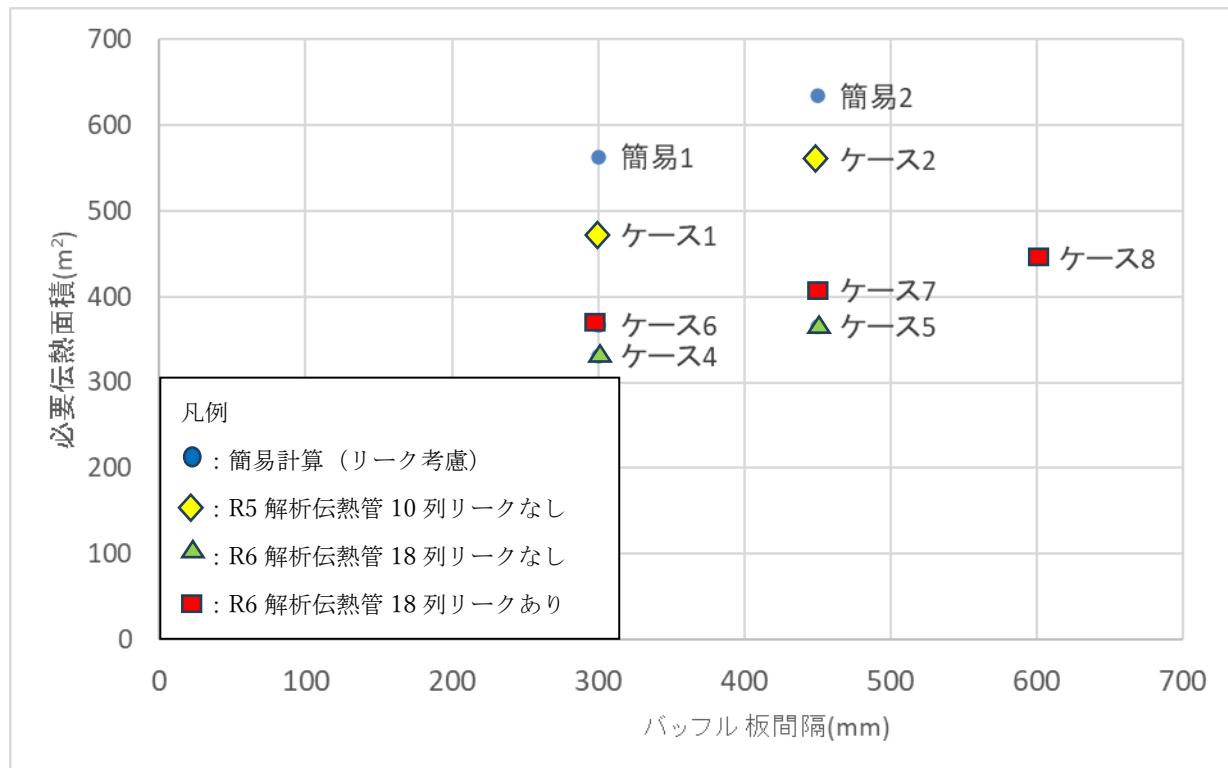


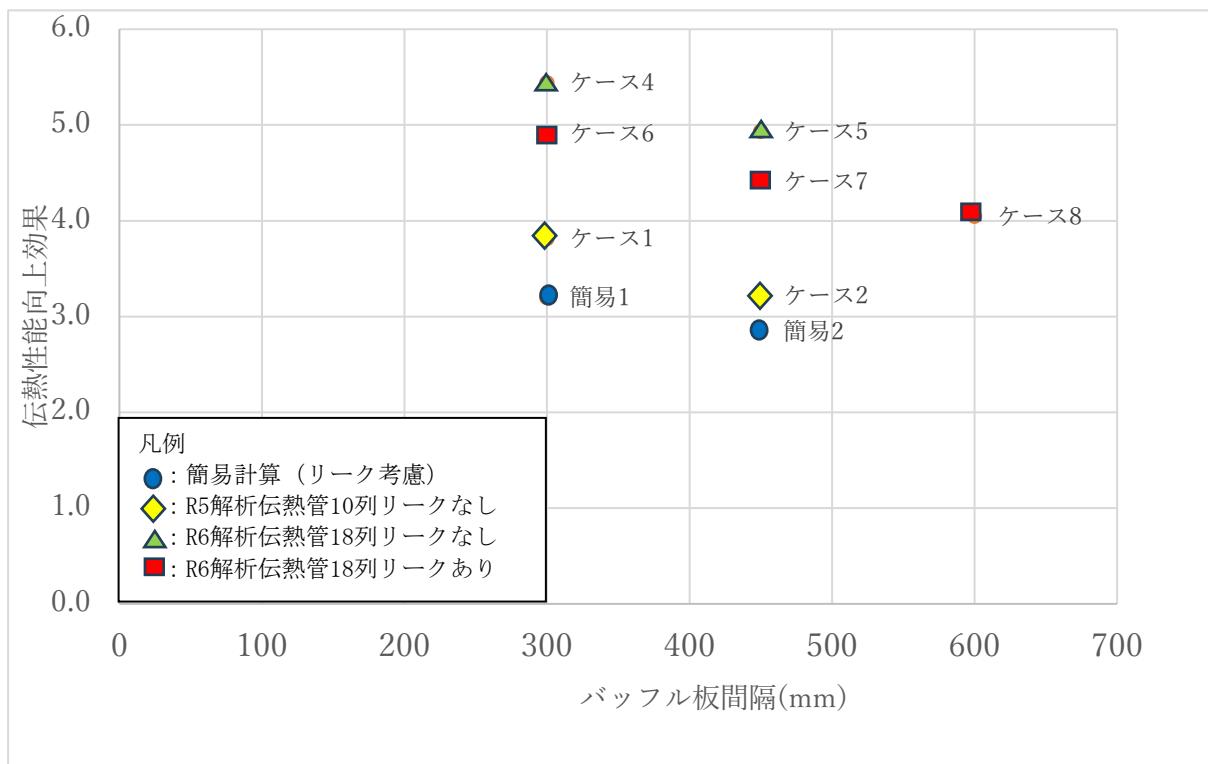
図 3.2-13 ケース 6 の温度分布図及び速度ベクトル図【R6】
(300mm リークあり。速度ベクトル図は 2 段目)



ケース	パッフル板間隔(mm)	必要伝熱面積(m ²)	比率	備考
標準	-	328	5.5	ベースNa/Na ₂ 熱交換器
溶融塩	-	1801	1	1次系Na/2次系を溶融塩
簡易1	300	563	3.2	伝熱式 (リーク考慮)
簡易2	450	634	2.8	伝熱式 (リーク考慮)
1	300	472	3.8	R5 解析 (伝熱管10列、リークなし)
2	450	560	3.2	R5 解析 (伝熱管10列、リークなし)
4	300	331	5.4	R6 解析 (伝熱管18列、リークなし)
5	450	365	4.9	R6 解析 (伝熱管18列、リークなし)
6	300	367	4.9	R6 解析 (伝熱管18列、リークあり)
7	450	408	4.4	R6 解析 (伝熱管18列、リークあり)
8	600	445	4.0	R6 解析 (伝熱管18列、リークあり)

(注記) 比率は2次系を溶融塩にした場合の伝熱面積に対する必要伝熱面積の比率

図 3.2-14 必要伝熱面積の比較 【R6】



(注記) 伝熱性能向上効果は2次系を溶融塩にした場合の伝熱面積に対する必要伝熱面積の比率の逆数

図 3.2-15 伝熱性能向上効果【R6】

3.3 ナトリウム-溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策

令和5年度に続いて、液体金属ナトリウム(Na)-硝酸系溶融塩の反応基礎試験(熱分析)を実施し、反応開始温度、発熱量等を評価した。また、令和5年までに実施した国内外文献調査や熱力学平衡計算の結果を参考に溶融塩-ナトリウム反応の生成物と構造材料との共存性(反応性)についても評価した。さらに、試験後サンプルの材料分析を実施し、総括的な反応系を推定した。文献等の過去の知見とともに本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施し、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する方策を提示するとともに全研究期間を通して得られた知見を踏まえ、蓄熱システムの設計・評価に資するために、500℃程度から数百度の温度範囲で計測される反応基礎試験で得られた反応データから不確かさを考慮し、信頼性の高いナトリウム-溶融塩反応データベースを構築した。

3.3.1 はじめに

溶融塩熱交換器を有する蓄熱式高速炉に特有の開発要素は、ナトリウムと溶融塩の熱交換器部分である。特に、熱媒体である硝酸系溶融塩又は金属ナトリウムが漏洩した場合、これら双方の接触反応が生じるおそれがあるが、ナトリウムと硝酸系溶融塩との化学反応特性は明らかになっておらず、蓄熱システムの安全性に対する定量的評価のための知見が不足していることが本技術実用化のボトルネックとなっている。そこで、本研究では、液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の化学反応の基本的挙動を把握するため、化学的活性であるナトリウムを取り扱うことが可能な不活性雰囲気を維持した環境における反応基礎試験を実施する。

3年間の業務計画は次のとおりである。アルゴン雰囲気に維持されたグローブボックス環境を新たに構築し、その中に示差走査熱量計等の熱分析装置を導入し、500℃程度から数百度の温度範囲で計測し、反応開始温度、反応熱などの基礎データを取得する。また、試験後サンプルの材料分析から反応生成物を推定する。さらに、過去の知見に加え、利用可能なデータベースに基づく熱力学平衡計算ソフトを使用し、想定される反応系や反応生成物の評価を実施し、前述の試験で得られた結果と比較検討する。以上の本研究で得られた基礎的な知見から、反応挙動を総合的に評価し、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する安全性向上方策を考案する。

令和6年度は液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験(熱分析)を実施し、反応開始温度、発熱量等を評価する。また、令和5年までに実施した国内外文献調査や熱力学平衡計算の結果を参考に溶融塩-ナトリウム反応の生成物と構造材料との共存性(反応性)についても評価する。さらに、試験後サンプルの材料分析を実施し、総括的な反応系を推定する。加えて、文献等の過去の知見とともに本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施し、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する方策を提示するとともに、全研究期間を通して得られた知見を踏まえ、蓄熱システムの設計・評価に資するために、500℃程度から数百度の温度範囲で計測される反応基礎試験で得られた反応データから不確かさを考慮し、信頼性の高いナトリウ

ム-溶融塩反応データベースを構築する。

3.3.2 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験【R4-R6】

(1) 硝酸系溶融塩の基本情報の収集【R4】

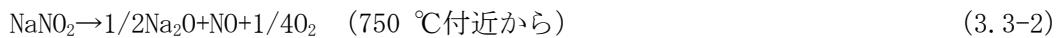
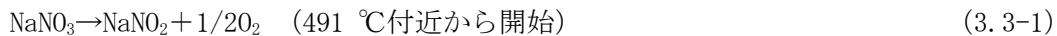
令和4年度は、溶融塩熱交換器を有する蓄熱式高速炉の設計上、蓄熱システムに適した溶融塩を選定・評価するべく、他の発電方式の蓄熱システムで使用されている溶融塩の基本性状及び使用実績等に関する国内外の文献を調査した。文献調査の結果、これまでに多様な種類の蓄熱材が使用してきた太陽光／太陽熱発電において、十分な使用実績がある溶融塩蓄熱材に着目することとした。

太陽光／太陽熱発電で使用されている溶融塩は、硝酸塩、塩化物塩、フッ化物塩などの種類があり、要求される蓄熱温度や蓄熱密度に応じて使い分けられている。蓄熱式高速炉で想定される運転温度500℃付近の温度域では、硝酸系溶融塩の一種である「Solar Salt」が主に使用されている。なお、Solar Saltは、硝酸ナトリウム(NaNO_3)と硝酸カリウム(KNO_3)がそれぞれ60%と40%の重量比で配合された物質である[3.3-1]。図3.3-1に熱力学計算ソフトウェアFactSage[3.3-2]で作成した NaNO_3 - KNO_3 の擬二元系状態図を示す。なお、ここでの計算で使用した熱力学データベースは、純物質のデータベースFactPSと、塩を成分とする溶体(溶融塩)及び固溶体のデータベースFTSaltである。Solar Saltは、同二元系材料の潜熱蓄熱材として最も有利とされる共晶組成(NaNO_3 (46%) - KNO_3 (54%))よりも NaNO_3 過多な組成であることが分かる。なお、太陽光／太陽熱発電では、共晶組成と概ね同等の性能を有することに加え、生産コストが安価であるため、Solar Saltが溶融塩として選定されている[3.3-3]。また、その他の代表的な蓄熱材は、Solar Saltに添加物を加えて融点や物性を調整した「Hitec」と呼ばれる製品群が知られているが、添加物で性能が向上する一方で生産コストが高くなることが指摘されている[3.3-4]。

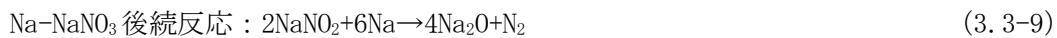
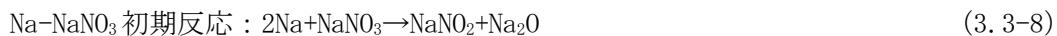
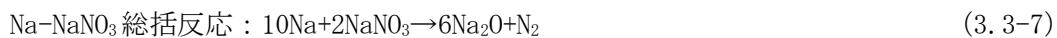
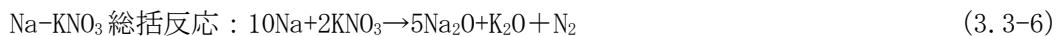
以上の調査結果を踏まえ、使用実績及び経済性の観点から、ナトリウム-溶融塩熱交換器を有する蓄熱式高速炉における溶融塩蓄熱材としては、Solar Saltを想定することが妥当であると判断した。

Solar Saltについて詳細に調査・検討した結果、Solar Salt(NaNO_3 (60%) - KNO_3 (40%))の融点(文献値)は約240℃であり、最高使用温度は約550℃前後とされている。ただし、最高使用温度は、Solar Saltを使用する環境に依存して反応や蒸発の開始温度が異なるため、文献値に違いがある[3.3-1]。ドイツ航空宇宙センター(Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt、DLR)の研究によると、Solar Saltの構成成分である NaNO_3 は、不活性雰囲気下で350℃まで安定であり、450℃～700℃で亜硝酸ナトリウム(NaNO_2)と酸素(O_2)に分解し、700℃以上で窒素ガス(N_2)の放出とともに酸化物を生成することや、 KNO_3 や NaNO_3 - KNO_3 共晶組成に対しても基本的な熱的挙動は NaNO_3 と同じであることが報告されている[3.3-5]。一方、横浜国立大学による空気雰囲気下での熱重量と示差熱の同時測定(Thermogravimetry-Differential Thermal Analysis、TG-DTA)では、以下の式(3.3-1)～式(3.3-5)に示す反応が確認された[3.3-6]。700℃以下の熱的挙動は前述したDLRの報告と概ね一致するが、より高温域では N_2 ではなく窒素酸化物(NO_x)が生成し、DLRとの測定

雰囲気の違いが影響していると考えられる。



また、Solar Salt と水またはナトリウムとの反応性に関して文献調査を行った。Solar Salt と水との反応は、蒸気発生器伝熱管破損等を想定した場合に重要な反応である。250 °C ~ 525 °C の温度範囲で NaNO₃-KNO₃ (50:50 mol%) と水を接触させた試験では、水との接触平衡が緩やかに至り、加水分解等の化学反応が生じていないことが結論付けられている [3.3-7]。一方、Solar Salt とナトリウムとの反応は、Solar Salt とナトリウムの熱交換部でのバウンダリ破損を想定した場合に重要な反応である。1980 年代に米国で Solar Salt とナトリウムを反応させた試験が唯一実施され、Solar Salt とナトリウムは約 235 °C で反応し、Solar Salt を構成する KNO₃ と NaNO₃ に対するナトリウムとの反応において、ナトリウムと KNO₃ との反応では、以下の式(3.3-6)の総括反応が提案されている。また、過去の知見から、ナトリウムと NaNO₃ は 250–300 °C で反応してナトリウム酸化物と N₂ が発生するという総括反応 (式(3.3-7)) が示されており、当該反応が初期反応 (式(3.3-8)) 及び後続反応 (式(3.3-9)) から構成されることも提案されている [3.3-8]。



さらに、当該文献では Na-Solar Salt 反応の示差走査熱量測定 (Differential Scanning Calorimetry、DSC) の結果から、約 98 °C でナトリウムの融解、約 130 °C で KNO₃ の構造相転移が生じ、約 230 °C での共晶融解と思われる変化が検出された直後、約 235 °C の比較的低い温度で反応が開始することが報告されている。しかし、これらの測定結果は反応の定性的な性状であり、定量的なデータが示されていないため、蓄熱システムやその周辺への影響について評価することは困難であることが分かった。

以上の調査結果より、溶融塩熱交換器を有する蓄熱式高速炉を設計するためには、Solar Salt とナトリウムとの反応熱や反応速度等の定量的な基礎情報を新規に取得し、反応性を評価する必要性が明らかとなった。なお、文献調査等で収集した情報は、次節以降に述べる各種試験の試験条件 (温度範囲、試料容器、昇温速度など) に反映した。

(2) 実験装置の構築【R4-R5】

【R4】

令和4年度は、ナトリウム-硝酸系溶融塩との反応基礎試験に関する試験準備として、化学的に活性である液体ナトリウムを用いた試験に向けて、不活性雰囲気環境を構築するためのグローブボックスを導入した。当該グローブボックスが有する諸機能が作動することを確認するとともに、不活性雰囲気環境が維持できることを確認した。また、令和5年度にグローブボックス内に導入する熱分析装置の仕様検討を行った。前述の過去知見を参考にすると、発生ガスによる質量変化と反応熱等を同時に計測することが望ましいため、熱重量と示差走査熱量/示差熱の同時測定装置 (Thermogravimetry-Differential Scanning Calorimetry / Differential Thermal Analysis、TG-DSC/DTA、STA 449 F3 Jupiter、NETZSCH) を選定した。また、試験で使用する Solar Salt は、市販されている試薬がないため、 NaNO_3 (純度 99 mass%以上、富士フィルム和光純薬) 及び KNO_3 (純度 99 mass%以上、富士フィルム和光純薬) のそれぞれの純物質の試薬を Solar Salt の成分比に配合し、試験に供することとした。参考までに図 3.3-2 に購入した試薬の外観を示す。

【R5】

令和5年度は、令和4年度に整備したグローブボックス内に前述の熱分析装置を導入し、ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験の体系を整備した。図 3.3-3 に整備したグローブボックス内の熱分析装置の外観を示す。まず、TG-DSC 装置の温度及び熱量の校正試験として、標準試料であるインジウム、スズ、鉛、アルミニウムの計 4 試料の融点を昇温速度 2 °C /min で各 3 回計測した。ここで、試料容器には装置の検出器 (白金製) やナトリウムとの反応性の観点からアルミナを選定した。各試料の融点における温度及び熱量を文献値 [3.3-9] と比較して補正式を作成した。次に、校正試験で得られた補正式を用いて再度標準試料を計測することで装置の機能確認を行った。その結果、全ての標準試料において温度誤差 0.2%以内、熱量誤差 7%以内であることを確認した。校正試験後の機能確認試験の結果の一例として、図 3.3-4 にインジウムの TG (熱重量) 曲線及び DSC (熱量) 曲線を示す。校正前の融点及び熱量の実測値は 154.5 °C 及び -25.8 J/g であったが、校正後の実測値は 156.7 °C 及び -29.2 J/g となり、校正後は文献値 [3.3-9] の融点 (156.6 °C) 及び熱量 (-28.6 J/g) と概ね一致した。以上より、新たに導入した TG-DSC 装置は硝酸系溶融塩を用いた熱分析試験を実施するために十分な計測性を有することを確認した。

(3) 硝酸系溶融塩の単一試薬試験 【R4-R6】

令和4-5年度は、既存の DSC 装置 (DSC-111、SETARAM) を用いて、硝酸系溶融塩の単一試薬 (NaNO_3 、 KNO_3) 及びこれらを配合した Solar Salt の基本的な熱的挙動を確認した。また、令和5-6年度は、令和5年度に導入した TG-DSC 装置を用いて同様の確認を行った。図 3.3-5 及び図 3.3-6 にそれぞれ既存及び新規の熱分析装置で取得された熱分析曲線を、表 3.3-1 に熱分析曲線から読み取った温度とエンタルピーの実測値及び文献値を示す。どちらの熱分析装置を用いた試験においても、硝酸系溶融塩の単一試料 (NaNO_3 、 KNO_3) は、構造相転移 (以下、図中で「tr.」と記載する) と融解 (以下、図中で「m. p.」と記載する)

に対応する吸熱ピークが確認され、これらの熱的挙動は、既往知見[3.3-2][3.3-4][3.3-10][3.3-11]と概ね一致することを確認した。一方、Solar Salt については、構成成分である NaNO_3 と KNO_3 の試薬を Solar Salt の重量比となるように配合して加熱した場合（以下、図及び表中で「 $\text{NaNO}_3\text{-KNO}_3$ 」と記載する）では、既往研究で示されている Solar Salt の融点[3.3-1][3.3-11]と一致せず、一度融解・凝固させた後に再加熱した場合（以下、図及び表中で「Solar Salt」と記載する）に既往知見と概ね一致することを確認した。 $\text{NaNO}_3\text{-KNO}_3$ 加熱時は、それぞれの単一試料が均一に混合されておらず、試料全体が同時に融解していないことが考えられる。従って、Solar Salt の性状を再現するためには、混合した硝酸塩試薬を一度融解・凝固する必要があることが分かった。なお、測定温度範囲内で重量変化はなく、昇温に伴うガスの発生はないことを確認した。

令和6年度は、400 °C以上における Solar Salt の熱的安定性を調査した。3.3.2(1)で言及したとおり、Solar Salt の構成成分である NaNO_3 及び KNO_3 は、450 °C以上に加熱されると熱分解することが報告されており、高温環境で Solar Salt の物性や組成が変化する可能性が考えられる。表 3.3-2 に最高温度 400~800 °Cまで Solar Salt を加熱した後、再加熱した試料の融点を示す。最高加熱温度が高くなるにつれて試料の融点はより低下し、Solar Salt の性状（融点）が維持されていない。 $\text{NaNO}_3\text{-NaNO}_2\text{-KNO}_3$ 摊三元系状態図[3.3-12]では、高温環境下で Solar Salt 中の NaNO_3 が NaNO_2 へ変化した場合に融点が低下することが示されており、試験における融点低下は Solar Salt の組成変化に起因することが推察された。

(4) ナトリウムと硝酸系溶融塩の反応基礎試験 【R5-R6】

【R5】

令和5年度は、既存の DSC 装置を用いて、ナトリウムと硝酸系溶融塩との反応基礎試験を実施した。この装置では深さ 76 mm の深い円筒形状の試料容器を使用するため、熱暴走のような急激に反応が進行した場合に試料が試料容器から溢れることなく測定可能である。まず、ナトリウムと硝酸系溶融塩の単一試薬 (NaNO_3 , KNO_3) との反応試験を実施し、Na-Solar Salt 反応のリファレンスデータを取得した。試料容器は、硝酸系溶融塩を対象とした既往研究における知見[3.3-8]や、ナトリウムを使用した反応試験での使用実績を考慮し、ステンレス (SUS304L) 製の試料容器を選定した。基準物質側の試料容器には融点の高いアルミニナ ($\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ 、純度 99 mass%以上、関東化学) を充填し、試料側の試料には顆粒状の単一試料 (NaNO_3 または KNO_3) 約 50 mg と塊状ナトリウム約 2 mg を充填した。温度条件は、室温から約 400 °Cまで昇温速度 5 °C/min とした。図 3.3-7 にナトリウムと硝酸系溶融塩の単一試薬 (NaNO_3 , KNO_3) との反応に対する DSC 曲線を示し、比較のため単一試薬のみを測定した DSC 曲線を併せて示す。Na-Na NO_3 反応では、約 98 °Cでのナトリウム融解や NaNO_3 の相転移に対応する吸熱ピークが検出され、 NaNO_3 の融点付近で反応に起因すると思われる発熱ピークが検出された（図 3.3-7(a)）。一方、Na-K NO_3 反応では、ナトリウム融解後に KNO_3 の相転移を経て、 KNO_3 の融点よりも低温域で反応に起因すると考えられる発熱ピークが検出された（図 3.3-7(b)）。また、 KNO_3 が融解したことに起因する吸熱ピークが検出され、ナトリウムとの反応で消費されずに一部の KNO_3 が残存したと推測された。

次に、ナトリウムと Solar Salt との反応試験では、約 50 mg (NaNO₃(30 mg) - KNO₃(20 mg)) の Solar Salt に対して、約 2 mg のナトリウムを接触させ、室温から 400 °Cまで昇温速度 5 °C/min で加熱した。図 3.3-8 に試験プロセスの概念図とともにこれらの DSC 曲線を示す。試験プロセス①では、一度も融解・凝固していない NaNO₃ と KNO₃ の混合物 (NaNO₃-KNO₃) とナトリウムを反応させた。その結果、図 3.3-8 の破線で表された DSC 曲線が得られた。また、試験プロセス②では、一度融解・凝固した NaNO₃ と KNO₃ の混合物が Solar Salt としての熱的挙動を示すことを確認した後にナトリウムと反応させた。この場合では、図 3.3-8 の実線で表された DSC 曲線が得られた。いずれの試験プロセスにおいても、NaNO₃-KNO₃ の共晶融解と見られる吸熱ピークの途中で反応が開始した。また、試験プロセス①では、反応の途中で鋭い発熱ピーク（熱暴走）が出現し、既往研究[3.3-8]の熱的挙動と一致した。試験プロセス②では、プロセス①に比べて緩やかな発熱ピークを示した。図 3.3-5 及び図 3.3-6 で示した NaNO₃-KNO₃ と Solar Salt との熱的挙動の違いを踏まえると、これら発熱ピーク形状の違いは、Solar Salt としての性状の有無に起因すると考えられる。つまり、試験プロセス①で得られた鋭い発熱ピークや既往知見で報告された熱暴走は、Solar Salt の性状を反映していない状態でナトリウムと反応したために生じた現象であると考えられる。一方、試験プロセス②のように、Solar Salt の性状を反映した状態でナトリウムと反応した場合は、比較的緩やかな発熱ピークを示すことが明らかとなった。

【R6】

令和 6 年度は、図 3.3-8 で示した試験プロセス②の試験方法に従い、昇温速度 2、5、7.5、10 °C/min の温度条件で DSC 試験を実施した。なお、各昇温速度で各 4 回試験を実施し、再現性を確認した。図 3.3-9 に各昇温速度における代表的な DSC 曲線を示す。反応のピーク温度は、昇温速度の上昇とともに高温側にシフトする速度論的傾向を示すことが分かった。このため、Kissinger 法[3.3-13]を用いた速度論的解析を実施した。Kissinger 法では、昇温速度 β と DSC 曲線のピークトップ温度 T_p を使用し、 $1/T_p$ に対して $\ln(\beta/T_p^2)$ をプロットした「Kissinger plot」の回帰直線の傾きと切片から、簡易的に速度論的パラメータを決定することができる。図 3.3-10 に Na-Solar Salt 反応の Kissinger plot を、表 3.3-3 に Na-Solar Salt 反応における見かけの活性化エネルギー E_a と Arrhenius の頻度因子 A を示す。これらの値をナトリウム冷却高速炉における蒸気発生器の伝熱管破損時に生じるナトリウム-水反応 (SWR) の速度論的パラメータ (表 3.3-4) と比較した。ここで、SWR は、以下の式に示す二段階の経路で進行する[3.3-14]。



SWR の初期反応である Na-H₂O 反応は、反応が極めて急速に進行し、DSC 試験による速度論的評価を行うことが困難である。そこで、ここでは SWR の後続反応である Na-NaOH 反応と比較した。その結果、Na-Solar Salt 反応の活性化エネルギーは、Na-NaOH 反応よりも小

さい（反応しやすい）ことが分かった。実際に Na-Solar Salt 反応及び Na-NaOH 反応の E_a 及び A を用いて Arrhenius 型の反応速度定数を求めてみた。図 3.3-11 に各反応における反応速度定数の温度依存性を示す。ここで、実線は DSC 試験で得られた反応温度域であり、破線は Kissinger 法で求めた速度論的パラメータにより外挿した温度域である。反応温度近傍（237 °C～274 °C）における Na-Solar Salt 反応の速度定数は、Na-NaOH 反応よりも非常に大きく、事故時の初期ナトリウム温度である約 500 °Cにおいても依然として大きいため、Na-Solar Salt 反応は、Na-NaOH 反応と同程度かやや速い速度で進行することが示唆される。従って、ナトリウム-溶融塩熱交換部位破損時の事象進展で勘案すべき時間スケール内に Na-Solar Salt 反応が生じ得ることが想定される。

図 3.3-12 に $\text{NaNO}_3\text{-KN}_3$ 、Solar Salt、Na-Solar Salt に対する DSC 曲線とともにピーク分離後の Na-Solar Salt 反応のピーク部を示す。Na-Solar Salt の DSC 曲線から Solar Salt の DSC 曲線を減算して、Na-Solar Salt 反応による反応エンタルピーを算出した。表 3.3-5 に各昇温速度における反応のピーク温度及びナトリウム 1 mol に対する反応エンタルピー値を示す。これらの結果から、Na-Solar Salt 反応における反応エンタルピーの総平均値は、最終的に $-192.0 \pm 8.7 \text{ kJ/mol}$ と見積もられた。SWR の初期反応である Na-H₂O 反応による反応エンタルピーは、Na-Solar Salt 反応の開始温度である 240 °Cにおいて -183.3 kJ/mol であるため、Na-Solar Salt 反応は Na-H₂O 反応と同程度もしくはそれ以上の発熱量であると考えられる。

次いで、既往研究[3.3-8]では、Na-Solar Salt 反応の生成物として N_2 の発生が確認されているため、令和 5 年度に導入した TG-DTA 装置を用いて Na-Solar Salt 反応による重量変化を確認する試験を実施した。図 3.3-8 で示した試験プロセス②の試験方法に従い、20 mg の Solar Salt に対して 0.8 mg のナトリウムを接触させ、室温から約 400 °Cまで昇温速度 2 °C/min で加熱した。図 3.3-13 に TG 曲線及び DTA 曲線を示す。約 218 °Cで $\text{NaNO}_3\text{-KN}_3$ の共晶融解と見られる吸熱ピークが見られた後、Na-Solar Salt 反応と思われる発熱ピークの出現と同時に、僅かに重量減少することが分かる。前述の单一試薬試験において、試験温度域（25 °C～400 °C）では試料の熱分解は生じないことを確認していることから、この減量はナトリウムと Solar Salt との化学反応による N_2 の発生によるものと推察される。さらに、Solar Salt に対するナトリウム量を増加させた反応試験（20 mg の Solar Salt に対して、2 mg 及び 4 mg のナトリウム量）を実施した。図 3.3-14 及び図 3.3-15 にこれらの TG 曲線及び DTA 曲線を示す。ナトリウム量を増加させると、反応ピークの出現に対応して N_2 の発生によるものと考えられる重量減少量が著しいことが確認できる。図 3.3-16 に Na-Solar Salt 反応での N_2 発生による減量割合について、実測値と理論値の比較を示す。青色のプロットは、ナトリウム量に対する減量（実測値）の割合を示している。一方、赤色のプロットは、全ての反応が既往研究で報告された総括反応（式(3.3-6) 及び式(3.3-7)）に従って進行するという仮定において化学量論比から算出した窒素発生量（計算値）による減量割合である。いずれのプロットも、ナトリウム量の増加とともに減量割合が増加するため、ナトリウムとの反応により N_2 の発生量が増加していることが分かる。しかし、実測値は計算値を下回っており、ナトリウムと Solar Salt は総括反応式が示す量的関係で全

量が反応していない可能性があることを示唆している。

また、3.3.2(3)で述べたように、Solar Salt は 800 °C 以上の高温環境下で Solar Salt 中の NaNO_3 が NaNO_2 へ変化した場合に融点が低下し、Solar Salt が変質する可能性が考えられる。変質した Solar Salt (以下、「変質 Solar Salt」と記載する) とナトリウムとの反応性を確認するため、最高加熱温度が 800 °C の温度履歴をもつ変質 Solar Salt 約 44 mg とナトリウム 2 mg を接触させ、昇温速度 5 °C/min で加熱する DSC 試験を実施した。図 3.3-17 に Na-変質 Solar Salt 反応の DSC 曲線を示す。約 93 °C に $\text{NaNO}_2\text{-KNO}_3$ (変質 Solar Salt) の相転移及びナトリウムの融点が重複して現れたと見られる吸熱ピークが検出され、その後約 138 °C に融点と見られる吸熱ピークが検出された。約 194 °C にナトリウムと変質 Solar Salt の反応を示唆する発熱ピークが見られた。この発熱ピーク温度は約 204 °C であり、Na-Solar Salt 反応のピーク温度 (昇温速度 5 °C/min において約 259 °C) よりも低い温度であった。また、反応のエンタルピー (斜線部のピーク面積) は、ナトリウム 1 mol 当たり -198 kJ/mol と見積もられた。これらの結果から、800 °C 以上の高温環境に晒された変質 Solar Salt とナトリウムが接触した場合、Na-Solar Salt 反応に比べて低温で反応し、その反応エンタルピー (発熱量) は Na-Solar Salt 反応と同程度であることが分かった。

(5) 反応基礎試験後の材料分析【R6】

令和 6 年度は、ナトリウムと硝酸系溶融塩の反応生成物を特定し、反応系を推定するために、Na- NaNO_3 、Na- KNO_3 、Na-Solar Salt の DSC による各反応試験後の残渣試料に対して材料分析を行った。ただし、DSC に供する試料におけるナトリウムと硝酸系溶融塩の組成比は、1:1 (mol 比) とした。図 3.3-18 に DSC 試験後の残渣試料の分析方法を示す。不活性雰囲気のグローブボックス内で DSC 試験後の試料容器に残留した試料を掘削し、不活性ガスを密閉した測定用セルに充填して粉末 X 線回折 (X-ray Diffraction, XRD) 測定を行った。また、熱力学計算ソフトウェア Thermo-Calc [3.3-15] 及び FactSage を用いて Na- NaNO_3 、Na- KNO_3 擬二元系状態図の作成を試み、反応系を考察した。ただし、Thermo-calc ではナトリウムと硝酸系溶融塩との反応について利用可能なデータベースがなく、FactSage では固溶状態を評価できないことが分かった。これらの事情を踏まえ、FactSage を使用した暫定的な評価を行うこととした。なお、純物質データベース FactPS を使用し、1 気圧下での計算状態図を作成した。

図 3.3-19 に Na- NaNO_3 反応試験後残渣試料の XRD 測定結果を示す。主な反応生成物は、 Na_3ONO_3 (Na_2O と NaNO_3 の化合物)、 NaNO_3 、 Na_2O 、 Na_2O_2 であった。これらの化合物は、Na- NaNO_3 の擬二元系状態図 (図 3.3-20) の赤枠で示した化合物であり、様々なナトリウム比率による反応で生成されたことが示唆された。図 3.3-8 に示したように、反応試験では Solar Salt の上に塊状のナトリウムを載せて反応させているため、試料内のナトリウム濃度は均一でなく濃淡が生じている可能性が考えられる。よって、Na- NaNO_3 の総括反応としては、式(3.3-7) で表される総括反応式と概ね一致することが示された。ただし、試料内の濃度不均一により、一部の反応はナトリウムの不足により、生成物として Na_2O が生成せず、 Na_2O_2 が生成

する等の別の反応経路となったことが示唆された。

図 3.3-21 に Na-KNO₃ 反応試験後残渣試料の XRD 測定結果を示す。主な反応生成物は、KNO₃、KNO₂、NaNO₃、Na₂O であり、その他微量成分として、試料調整時に XRD に供する際に一時的に大気暴露したことにより Na₂O から変質したと考えられる NaOH が検出された。NaNO₃ が検出されていることから、以下の式(3.3-12)のようにナトリウムと KNO₃ が置換反応をした結果、生成した NaNO₃ とナトリウムが反応したことが考えられる。これは、図 3.3-7 で見られた Na-KNO₃ 反応が KNO₃ の融点よりも低い温度で開始しており、Na-NaNO₃ 反応の開始温度域に近いことが当該置換反応の発生を裏付けている。



また、KNO₂ と Na₂O が検出されていることから、一部の KNO₃ が以下の式(3.3-13)に示す反応でナトリウムによって還元されていることも示唆された。



これらの反応は過去知見[3.3-8]で提示されている総括反応式(式(3.3-6))と異なり、図 3.3-22 に示す Na-KNO₃ の擬二元系状態図には KNO₂ は存在しないことから、ナトリウムの不足により反応が最後まで進行していない可能性が考えられる。この結果を裏付けるには、より詳しい分析が必要である。

図 3.3-23 に Na-Solar Salt 反応試験後残渣試料の XRD 測定結果を示す。主な反応生成物は KNO₃、KNO₂、NaNO₂、Na₂O、Na₂O₂、NaNO₃ であり、加えて微量の NaOH ピークと不明なピークが見られる。この結果は、Na-NaNO₃ 反応と Na-KNO₃ 反応の試験後 XRD 測定結果が重畠した反応生成物が検出されていると言えるが、Na-NaNO₃ で見られた Na₂O と NaNO₃ の化合物である Na₃ONO₃ が検出されていない。図 3.3-7 及び図 3.3-8 で示した DSC 試験結果から、Na-Solar Salt 反応の出現温度は Na-KNO₃ 反応に近く、当該反応の影響を強く受けていると推察される。しかし、多元素間での複雑な反応であり不明なピークも出現していることや、3.3.2(4)で示したように全てのナトリウムが Na-NaNO₃ 反応と Na-KNO₃ 反応で表される総括反応式とおりに反応したと仮定した場合と実測値の重量の減少に差異があることから、Na-Solar Salt 反応の詳細な反応メカニズムを解明するためにはさらなる分析が必要である。

(6) 反応生成物と構造材料との反応性【R4-R6】

【R4-R5】

液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応や事故を想定した関連する反応によって生成する物質が構造材料に与える影響を評価することは、安全性向上方策を考える上で重要である。令和 4-5 年度は過去の文献調査及び熱力学平衡計算を行い、事故時に生成し得る物質の推定と、構造材との反応性の知見の有無の評価を行った。まず、Solar Salt が使用想定温度よりも高温に晒されて分解することにより発生する物質は、3.3.2(1)で示した亜硝

酸塩 (NaNO_2 、 KNO_2)、窒素酸化物 (NO_x)、酸化物 (Na_2O_2 、 K_2O_2)、ガス類 (O_2 、 N_2) の生成が考えられる。蒸気発生器伝熱管破損時を想定した場合の水と Solar Salt の反応性については、3.3.2(1)で言及したように過去知見から反応性はほぼないものと考えられる。Solar Salt とナトリウムの熱交換部でのバウンダリが破損した事故を想定した場合のナトリウムと Solar Salt の反応性については、検討を行った令和4-5年時点では前節で示した $\text{Na}-\text{NaNO}_3$ 、 $\text{Na}-\text{KNO}_3$ 擬二元系状態図の計算結果 (図3.3-20及び図3.3-22) と3.3.2(2)で言及した過去知見から、亜硝酸塩 (NaNO_2)、酸化物 (Na_2O 、 K_2O 、 Na_2O_2 、 K_2O_2) 及びガス類 (N_2) の生成が推定された。

以上の結果を表3.3-6にまとめて示す。事故を想定した反応によって生成する物質としては、亜硝酸塩 (NaNO_2 、 KNO_2)、窒素酸化物 (NO_x)、酸化物 (Na_2O 、 K_2O 、 Na_2O_2 、 K_2O_2)、ガス類 (O_2 、 N_2) が挙げられ、これらの反応生成物と蓄熱システムに使用される構造材料との腐食反応等に配慮するために、反応生成物と蓄熱システムに使用される構造材料である鋼材 (SUS316L) との共存性についての検討を行った。初めに関連する文献の調査を行った。表3.3-7に反応生成物と構造材料との共存性に係る文献一覧を示す。これらの文献から得られた詳細を以下に示す。

まず、亜硝酸塩と鋼材の共存性についてであるが、亜硝酸ナトリウム (NaNO_2) は鋼材に対して、室温では表面に不動態を形成し、腐食抑制剤として働くため共存可能であるとの知見がある [3.3-16] [3.3-17]。また、溶融塩蓄熱材として使用が想定される高温環境下においては、350 °C、4,000時間での NaNO_3 と鋼材との腐食試験から NaNO_2 の酸化力は NaNO_3 より低いとの言及があること [3.3-18] や、 NaNO_3 は溶融塩として利用を想定した場合に、鋼材との腐食試験から鋼材と共存可能であるとされていることから、 NaNO_2 も高温域で鋼材と共存可能であると考えられる。なお、 NaNO_2 の腐食抑制効果は酸素ガス (O_2) 存在下でも同様に作用するとの言及もある。一方で、亜硝酸カリウム (KNO_2) については知見が少ない。炭酸カリウム (K_2CO_3) 溶液に浸漬した軟鉄に腐食抑制剤として KNO_2 を添加した際の腐食試験では、不動態の形成が安定せず、同一試験内でも鋼材の腐食を抑制する場合と、その逆で腐食が進行する場合が見られ、防食性の再現性に乏しいとされている [3.3-19]。従って、 KNO_2 と鋼材との共存性については、文献調査のみでは判断できないため、後述する熱力学平衡計算において、これらの共存性を検討することとした。

次に、窒素酸化物 (NO_x) と鋼材の共存性であるが、 NO_x ガスについては、水配管に対して約100 °Cまでの範囲において、 NO_x ガスを添加することによって鋼材の腐食が抑制される傾向にあるとの試験結果が報告されている [3.3-20]。また、この腐食抑制のメカニズムは、不動態に過剰な酸化物が発生した場合に NO_x が還元剤として作用することが考察されていた。この試験は水環境中で行われたものであるため、100 °C以上で水の沸騰環境下にある場合は、水中に溶け込んでいる NO_x ガスが沸騰気泡中へ除去され、鋼材表面との接触が少なくなることから抑制効果が低減していくことが言及されているが、その場合でも腐食抑制効果は顕在であり、高温環境下においても鋼材との共存が可能であるものと考えられる。

次に、酸化物 (Na_2O 、 Na_2O_2 、 K_2O 、 K_2O_2) と鋼材の共存性であるが、まず酸化ナトリウム (Na_2O 、 Na_2O_2) については、300 °C付近から鉄と腐食反応を起こし、 NaFe 複合酸化物を生

成することが報告されている[3. 3-21]。そのため、酸化ナトリウムは鋼材と共存できず、腐食反応を起こす可能性が高いと考えられる。一方で、酸化カリウム (K_2O 、 K_2O_2) については、鋼材との反応性に関する文献が本調査では見当たらなかったため、共存可能であるかは不明である。そのため、後述する熱力学平衡計算において、これらの共存性を検討することとした。

次に、ガス類 (O_2 、 N_2) と鋼材の共存性であるが、常温常圧下の反応において、 O_2 は鋼材の表面に不動態を形成するという知見がある[3. 3-22]。 N_2 と鋼材との間の最終的な反応生成物の推定及び共存性については、熱力学平衡計算において検討することとした。

反応生成物と鋼材の共存性を確認するための熱力学平衡計算についても、熱力学計算ソフトウェア Thermo-Calc を用いて平衡計算を試行した。その際にデータベースは SSUB (汎用) +SSOL (汎用) を使用し、1気圧を条件として設定した。まず、 N_2 と鋼材の主成分である Fe の共存性の結果を図 3. 3-24 に示す。昇温しても反応性はなく、共存可能であることが示されている。次に酸化カリウムと鋼材の共存性については、酸化カリウムの形態として K_2O は不安定、 K_2O_2 が安定という報告があるため[3. 3-23]、ここでは、Fe- K_2O_2 系を対象として計算を試行した。図 3. 3-25 に Fe- K_2O_2 系の擬二元系状態図を示す。酸化ナトリウムと同様に、300 °C以上では種々の複合酸化物が生成されることが予測された。文献調査において不動態形成に関する知見もないことから、酸化ナトリウムと同様に腐食性を考慮する必要があると推察された。加えて、亜硝酸カリウムと鋼材の共存性を評価するために Fe- KNO_2 系での熱力学平衡計算を行った。図 3. 3-26 に Fe- KNO_2 系の擬二元系状態図を示す。低温域から複合酸化物の生成が予測されているため、不動態の形成がない場合は腐食が進行することが示唆された。本計算では不動態の形成を予測することができないため、文献調査から得られた、不動態の形成が不安定という知見を加味すると、共存性を判断することができない。

以上の結果を表 3. 3-8 にまとめた。通常運転時よりも高温 (800 °C~) になる場合や硝酸系溶融塩-金属ナトリウム反応時に生じるとされている酸化物が鋼材の腐食に与える影響が大きいことが分かる。また、亜硝酸塩のうち、 KNO_2 については鋼材との共存性に関する知見が十分でないことが分かった。

【R6】

令和 6 年度は、以上を踏まえて、 KNO_2 (反応生成物) と SUS316L (蓄熱システムに使用される構造材料である鋼材) との反応性を確認するため、DSC 試験を実施した。なお、試験容器にはアルミナ製円筒容器を用いた。図 3. 3-27 に昇温速度 5 °C/min における SUS316L 粉末と KNO_2 との DSC 曲線を示す。約 426 °Cに KNO_2 の融解に対応する吸熱ピークが確認されたが、その後 800 °Cまでに SUS316L と KNO_2 との反応を示唆するピークは見られなかった。反応の有無をさらに詳しく検討するため、不活性雰囲気のグローブボックス内で DSC 試験後の容器に残留している試料を掘削し、測定用セル内に密閉することで粉末 XRD 測定による材料分析を行った。図 3. 3-28 に XRD の測定結果を示す。主成分として KNO_2 及び $KFeO_2$ が検出され、その他微量成分としては α - Fe_2O_3 が検出された。このことから、SUS316L 中の Fe

が主に反応に関わるものと推定される。使用した SUS316L 中の Fe はミルシートより約 68 mass%に相当する。そのため、Fe と KNO_2 が 1:1 で接触する場合を想定すると、反応試験試料中の Fe と KNO_2 との比率は約 40 : 60 で、やや KNO_2 リッチ側となる。反応試験の最高温度が 800 °C であることを考慮すると、図 3.3-26 の状態図で示した反応生成物（図中の赤い四角で囲った領域）と一致し、SUS316L と KNO_2 の間には以下の式(3.3-14)で示される総括反応が生じたと推察される。一方で、この反応は DSC 試験では検出されないレベルの顕著な反応ではないことが想定される。



3.3.3 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応方策【R6】

(1) 反応方策【R6】

前述の 3.3.2 で示したとおり、これまでの文献調査による過去の知見、熱力学平衡計算による評価、反応基礎試験で得られた知見等を総合的に評価した結果、液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に関する留意すべき事項は以下になる。

① 热暴走に対する留意

ナトリウムと Solar Salt との反応は、既往研究[3.3-8]で示されたような熱暴走を呈する挙動は見られず、図 3.3-9 に示すように比較的緩やかな反応であることを確認している。しかし、ここで得られた知見は、開放系での実験結果であるため、断熱構造等密閉系では熱暴走の出現を排除できない可能性がある。万一、熱暴走に対する方策を講じる場合は、リチウムイオン電池の発火事象対策[3.3-24]が参考になり、熱暴走発生部位を断熱構造としないこと、系統内の温度を制御する除熱機能を有すること等の対策が挙げられる。

② 热的影響への配慮

また、ナトリウムと Solar Salt との反応は、DSC 試験の結果から、高速炉蒸気発生器伝熱管破損に起因したナトリウム-水反応と同程度もしくはそれ以上の相当量の発熱が見込まれるため、伝熱管破損時における熱的影響について考慮しておく必要がある。その観点から、反応により通常運転時の温度以上の高温状態となった場合の Solar Salt に対する熱的影響を検討した。3.3.2(3) で述べたとおり、800 °C 以上の高温環境に晒されて Solar Salt 中の NaNO_3 が NaNO_2 となった場合、Solar Salt が変質する可能性が示唆されている。このため、伝熱管破損時にナトリウムと Solar Salt が接触した場合、高温の反応場に晒された Solar Salt を再利用することは困難であると言える。また、ナトリウムと Solar Salt の反応を素早く終息させることが望ましいと考えられるため、速やかにナトリウム及び溶融塩をドレンする対策を講じることが必要である。なお、反応の検知としては、反応に伴う発熱・過渡的な温度上昇をとらえる温度センサー等を設置する必要がある。

③ 発生ガスへの配慮

さらに、当該反応では、亜硝酸塩等の化合物が生成される他に、発生ガスとして窒

素が生成される。ナトリウム-水反応時に生成される水素のような可燃性ガスを考慮する必要がないため、点火ヒーター等の生成ガスの処理系統等を設置する必要がない。

一方で、反応により発生する N_2 等の非凝縮性ガスへの対応として圧力逃し弁等の安全弁を設置することは有用である。

以上の留意事項に対する安全性向上方策（反応方策）は、3.1 節の安全設計方針へ反映した。

（2）不確かさを考慮したデータベース【R6】

上記 3.3.2(4) 反応基礎試験で取得した、約 800 °Cまでの温度範囲でのナトリウムと Solar Salt との反応に関する 4 回の再現性試験データに基づき、反応温度、エンタルピー、反応速度定数に関する諸量について、不確かさを評価した。当該反応データベースとして、各昇温速度における反応温度とエンタルピーを表 3.3-5 に示したように、反応速度データベースとして、活性化エネルギーと頻度因子を表 3.3-3 のようにそれぞれ整備した。

また、硝酸塩データベースとして、3 回の再現性試験データに基づき、各硝酸塩の構造相転移点と融点及びエンタルピーを表 3.3-9 として整備した。

3.3.4 まとめ

（1）液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験

令和 5 年度までに取得した硝酸系溶融塩の熱的挙動データをベースデータに、液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験（熱分析）を実施し、反応開始温度、発熱量等を評価した。試験の結果、Na-Solar Salt 反応は既往研究[3.3-8]において示されていた熱暴走的な反応挙動は示さず、約 239~273 °Cで比較的緩やかな発熱ピークを示すことを確認した。また、Na-Solar Salt 反応の反応エンタルピーはナトリウム 1 mol 当たり -192.0 ± 8.7 kJ/mol となり、ナトリウム-水反応の初期反応（Na-H₂O 反応）と同程度もしくはそれ以上の発熱量であることが分かった。なお、簡易的な速度論的解析の結果、ナトリウム-溶融塩熱交換部位破損時の事象進展で勘案すべき時間スケール内に Na-Solar Salt 反応が生じ得ることを明らかにした。

さらに、令和 5 年度までに実施した国内外文献調査や熱力学平衡計算の結果を参考に溶融塩-ナトリウム反応の生成物と構造材料との共存性（反応性）について評価するとともに、試験後サンプルの材料分析を実施し、総括的な反応系を推定した。令和 5 年度までの文献調査及び平衡計算の結果から、溶融塩-ナトリウム反応の生成物のうち、KNO₂ と鋼材との共存性に関する知見が十分でないことが判明した。令和 6 年度は KNO₂-SUS の反応性について、DSC 試験及び試験後残渣試料の材料分析にて確認した。その結果、残渣試料の分析からは KNO₂ と SUS の間には反応があることが認められるものの、反応は DSC 試験では検出されないレベルの反応であることを確認した。また、Na-NaNO₃、Na-KNO₃、Na-Solar Salt それぞれの DSC 試験後の材料分析を行い、総括的な反応系の推定を行った。Na-NaNO₃ については計

算状態図で示される幅広いナトリウム濃度の生成物が見られ、過去知見における反応系のとおりに反応が進行するが、一部はナトリウム不足により反応が途中で止まっていると考えられた。Na-KNO₃、Na-Solar Salt については、過去の総括反応式と異なる挙動を示すことや、不明ピークが存在していることから、総括反応を同定するためには更なる詳細分析が必要であることが示された。

(2) 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応方策

文献等の過去の知見とともに本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施し、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する安全性向上方策として、熱暴走に対する留意、熱的影響への配慮、発生ガスへの配慮の 3 つの留意事項に対する安全対策を考案した。

また、全研究期間を通して得られた知見を踏まえ、蓄熱システムの設計・評価に資するために、500 °C程度から数百度の温度範囲で計測される反応基礎試験で得られた反応データから不確かさを考慮し、信頼性の高いナトリウム-溶融塩反応データベースを構築した。

3.3.5 参考文献

- [3.3-1] T. Bauer, et al., *Molten Salts Chemistry*, (2013) 415-438.
- [3.3-2] C. W. Bale, et al., *Calphad*, 33 (2009) 295-311.
- [3.3-3] N. Pfleger, et al., *Beilstein J. Nanotechnol.*, 6 (2015) 1487-1497.
- [3.3-4] T. Delise, et al., *ACS Sustain. Chem. Eng.*, 8 (2020) 111-120.
- [3.3-5] T. Bauer, et al., *11th Int. Conf. Therm. Energy Storage*, (2009) 1-8.
- [3.3-6] H. Tagawa, 横浜国大環境研紀要, 14 (1987) 41-57.
- [3.3-7] S.H. White, *J. Electrochem. Soc.*, 134 (1987) 1080-1088.
- [3.3-8] D.A. Csejka, et al., *J. Mater. Eng.*, 11 (1989) 291-297.
- [3.3-9] DIN 51007, *General Principles*, (2019-04).
- [3.3-10] A.G. Fernández, et al., *Energy Procedia*, 49 (2014) 607-616.
- [3.3-11] Y. Xiong, et al., *Energy Procedia*, 158 (2019) 5551-5556.
- [3.3-12] T. Delise, et al., *Int. J. Thermophys.*, 41(1) (2020).
- [3.3-13] H. E. Kissinger, *Anal. Chem.*, 29(11) (1957) 1702-1706.
- [3.3-14] S. Kikuchi, et al., *J. Power and Energy Systems*, 7(2) (2013) 79-93.
- [3.3-15] J.O. Andersson, et al., *Calphad*, 26 (2) (2002-06) 273-312.
- [3.3-16] Y. Tadashi, 電気化学および工業物理化学, 53 (1985) 227-233.
- [3.3-17] K. Aramaki, 材料と環境, 53 (2004) 348-351.
- [3.3-18] Y. Abe, et al., 化学工学論文集, 15 (1989) 977-984.
- [3.3-19] D. Bienstock, J.H. Field, *Corros. Eng. Dig.*, 11 (1962) 554-557.
- [3.3-20] S. HAYASHI, et al., *J. At. Energy Soc. Japan*, 31 (1989) 1273-1282.
- [3.3-21] N. OHTORI, T. FURUKAWA, F. UENO, *Electrochemistry*, 73 (2005) 675-679.
- [3.3-22] D. FUJITA, 真空, 45 (2002) 402-408.
- [3.3-23] J. O. Andersson, et al., *Calphad*, 26 (2002) 273-312.
- [3.3-24] S. Shahid, et al., *Energy Convers. Manag.*, 16 (2022) 1-21.

表 3.3-1 構造相転移点、融点及びエンタルピーの実測値と文献値【R4-R6】

試薬	構造相転移点			融点		
	温度 [°C]		文献値	温度 [°C]		文献値
	TG-DSC 実測値	DSC 実測値		TG-DSC 実測値	DSC 実測値	
NaNO ₃	272.60 22.09	269.8 15	276.85 ^[3.3-2] 20.58 ^[3.3-10]	306.14 167.3	306.67 178	309.85 ^[3.3-2] 178 ^[3.3-1] , 174.13 ^[3.3-11]
KNO ₃	128.70 49.98	129.49 48	129.85 ^[3.3-2] 46.35 ^[3.3-10]	334.18 102.2	334.03 98	336.85 ^[3.3-2] 100 ^[3.3-4] , 91.55 ^[3.3-11]
NaNO ₃ -KNO ₃	128.74 49.46	128.32 44	129.85 ^[3.3-2] 46.35 ^[3.3-10]	226.17 156.0	227.18 149	218.4 ^[3.3-11] 113 ^{[3.3-1][3.3-11]}
Solar Salt	- -	- -	129.85 ^[3.3-2] 46.35 ^[3.3-10]	221.71 107.6	220.71 116	218.4 ^[3.3-11] 113 ^{[3.3-1][3.3-11]}

表 3.3-2 最高温度 400～800 °Cの温度履歴をもつ Solar Salt の融点【R6】

最高加熱温度 [°C]	融点 [°C]
400	218.6
500	214.9
600	206.2
700	157.3
800	137.7

表 3.3-3 Na-Solar Salt 反応の反応速度論的パラメータ 【R6】

	E_a [kJ/mol]	$\ln (A)$ [1/s]
Na-Solar Salt	98.6 ± 15	16.7 ± 11

表 3.3-4 ナトリウム-水反応 (SWR) の反応速度論的パラメータ [3.3-14] 【R6】

SWR	E_a [kJ/mol]	$\ln (A)$ [1/s]
Na-H ₂ O (初期反応)	Extremely rapid	
Na-NaOH (後続反応)	161	23

表 3.3-5 Na-Solar Salt 反応の反応温度及び反応エンタルピー 【R6】

昇温速度 β [°C/min]	反応ピーク温度 T_p [°C]	反応エンタルピー $\Delta_r H$ [kJ/mol]
2	239.3 ± 2.3	-191.7 ± 8.5
5	259.0 ± 2.4	-188.3 ± 3.4
7.5	267.0 ± 3.7	-194.8 ± 13.6
10	273.2 ± 1.0	-193.0 ± 8.9

表 3.3-6 Solar Salt の熱分解及び反応による生成物【R4-R5】

反応系	反応生成物
Solar Salt の熱分解による生成物	<p><文献等の既往知見></p> <p>熱分解過程で以下の分解生成物が発生する可能性がある。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・亜硝酸塩 (NaNO_2、KNO_2) ・窒素酸化物 (NO_x) ・酸化物 (Na_2O、Na_2O_2、K_2O、K_2O_2) ・ガス類 (O_2、N_2)
Solar Salt と水との反応による生成物	<p><文献等の既往知見></p> <p>ほとんど反応しない。</p> <p><熱力学平衡計算></p> <p>硝酸系溶融塩の融点以上の温度域において、</p> <ul style="list-style-type: none"> ・水リッチ側で NaOH の生成可能性がある。ただし、低温では各物質の相変態のみが起こると予測されるため、文献調査のとおり、ほとんど反応しないものと考えられる。
Solar Salt と金属ナトリウムとの反応による生成物	<p><文献等の既往知見及び熱力学平衡計算></p> <p>提示されている総括反応の生成物として、 亜硝酸塩 (NaNO_2、KNO_2) 、酸化物 (Na_2O、K_2O) の生成可能性がある。</p>

表 3.3-7 反応生成物と構造材料との共存性に係る文献一覧(1/2) 【R4-R5】

参考文献番号	雑誌名	文献名	発行時期	概要
[3.3-16]	Denki Kagaku	Studies on the electrochemical measurement of crevice corrosion of metal VII.	1985	アルカリ性水溶液中に、 NaNO_2 を金属のすき間腐食に対する酸化抑制剤として使用した結果、添加による腐食速度の低減が確認された。
[3.3-17]	Zairyo-to-kankyo	Historical and Future Perspectives on Corrosion Inhibitor Studies	2004	酸化型腐食抑制剤の例として、 NaNO_2 が記載されている。
[3.3-18]	Kagaku Kogaku ronbunshu	Latent Thermal Storage Using Sodium Hydroxide-Based Molten Salts. - Compatibility of molten salts-	1989	水酸化ナトリウム溶液環境で、鋼材片と NaNO_3 または NaNO_2 を添加し、350 °C、4,000 時間の条件で共存試験を行った。いずれも全面腐食挙動は小さく、共存性の成立が確認できた。亜硝酸塩の方が硝酸塩よりも共存性が高いとされている。
[3.3-19]	CORROSION	Corrosion Inhibitors for Hot-Carbonate Systems	1961	沸騰 K_2CO_3 溶液環境で、軟鉄への酸化抑制剤として KNO_2 を添加したが、完全に腐食されるものと腐食が一部に留まるものがあり、再現性に乏しい。
[3.3-20]	Journal of the Atomic Energy Society of Japan / Atomic Energy Society of Japan	Corrosion Behavior of Stainless Steels under Heat Transfer Condition in Simulated Solution of Dissolver for FBR Fuel Reprocessing	1989	水環境におけるステンレス鋼に対して、 NO_x ガスを吹き込むことによる腐食速度の変化を測定した。その結果、 NO_x ガスの吹込みにより、腐食速度の低減が見られた。この効果は沸騰によりやや低減するが、水の沸騰に巻き込まれる形で NO_x ガスも抜けることが原因と考えられ、腐食抑制効果は高温でも持続すると考えられる。

表 3.3-7 反応生成物と構造材料との共存性に係る文献一覧(2/2) 【R4-R5】

参考文献番号	雑誌名	文献名	発行時期	概要
[3. 3-21]	Electrochemistry	In Situ Raman Spectroscopic Observation of Corrosion Reaction of Fe with Na ₂ O ₂ up to 833 K	2005	Fe とナトリウム酸化物の反応性試験と、生成物の構造分析を行った。ナトリウム酸化物 (Na ₂ O、Na ₂ O ₂) は、300 °C付近から鉄と腐食反応を起こし、NaFe 複合酸化物を生成するとされている。
[3. 3-22]	Shinku	Surface Oxide Film on Stainless Steel and its Effects on Ultrahigh Vacuum	2002	鋼材表面の酸化被膜の形成を調査している。400 °Cの酸素雰囲気ではステンレス鋼の表面に厚い酸化被膜（不動態被膜）が生成することが確認された。

表 3. 3-8 反応生成物と構造材料（鋼材）との共存性まとめ【R4-R5】

反応生成物	共存性
亜硝酸塩 (NaNO ₂ , KNO ₂)	NaNO ₂ は○（不動態形成） KNO ₂ は△（再現性不明）
窒素酸化物 (NO _x)	○（酸化抑制作用）
酸化物 (Na ₂ O ₂ , K ₂ O ₂)	×（腐食反応）
ガス類 (O ₂ , N ₂)	○ (O ₂ :不動態形成 N ₂ :反応なし)

表 3.3-9 硝酸塩データベース（構造相転移点、融点及びエンタルピー）【R6】

試薬	構造相転移		融点	
	温度 [°C]			
	エンタルピー [J/g]	温度 [°C]		
NaNO ₃	<u>271.9 ± 0.2</u> 12.0 ± 0.9	<u>306.7 ± 0.5</u> 164.0 ± 7.1		
KNO ₃	<u>129.7 ± 0.3</u> 49.3 ± 0.8	<u>335.2 ± 0.4</u> 91.8 ± 5.9		
NaNO ₃ -KNO ₃	<u>129.9 ± 0.4</u> 50.5 ± 2.9	<u>227.3 ± 0.9</u> 137.7 ± 6.1		
Solar salt	—	<u>219.6 ± 1.2</u> 105.9 ± 11.5		

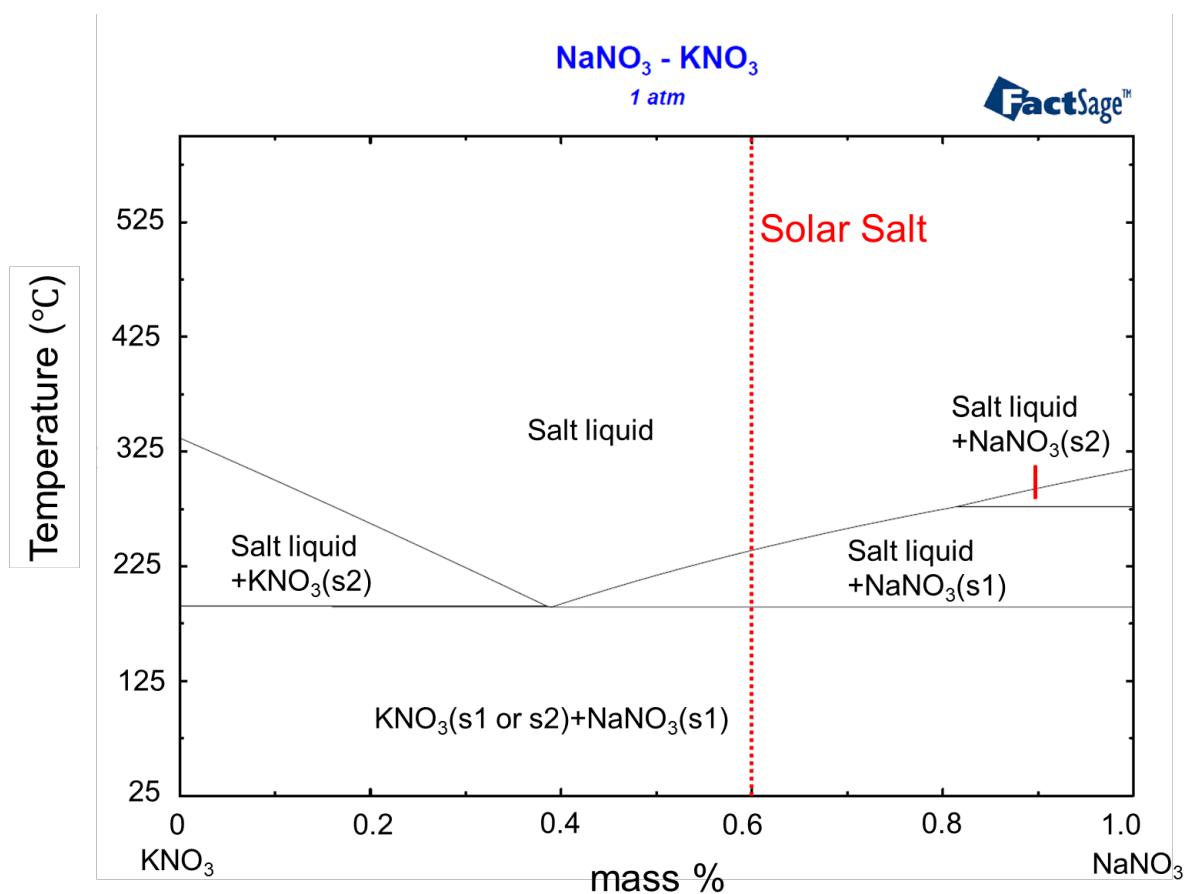


図 3. 3-1 NaNO₃-KNO₃ 摽二元系状態図 【R4】



図 3. 3-2 購入した硝酸塩試薬の外観 【R4】



図 3.3-3 グローブボックス内に設置された熱分析装置【R5】

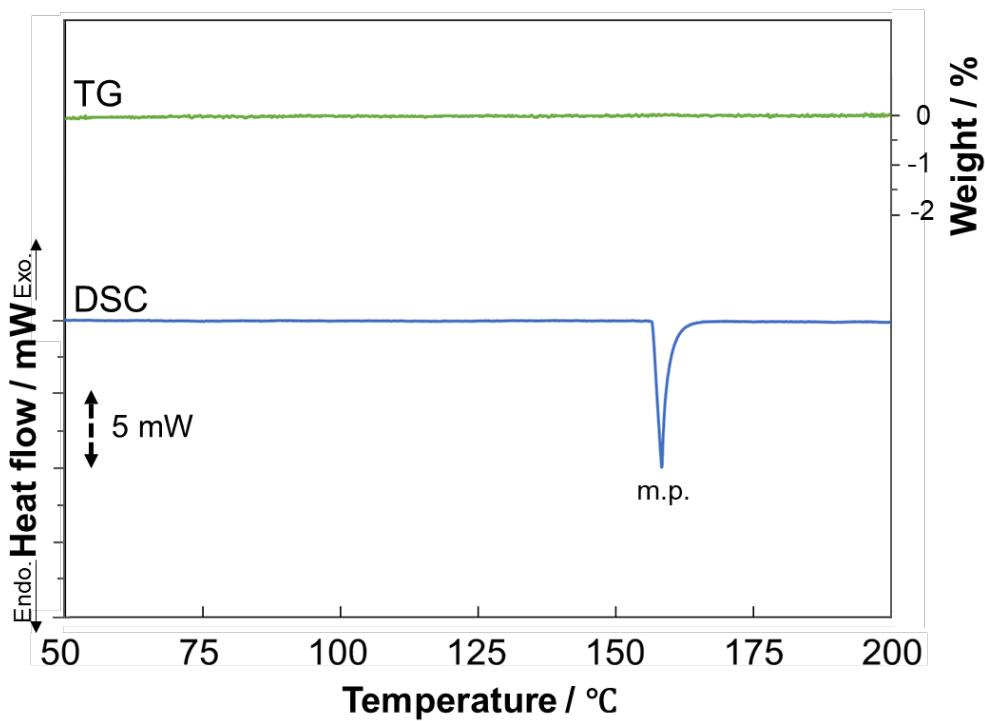


図 3.3-4 標準試料（インジウム:21.6 mg）を用いた機能確認試験で得られた
TG-DSC 曲線（昇温速度 2 °C/min）【R5】

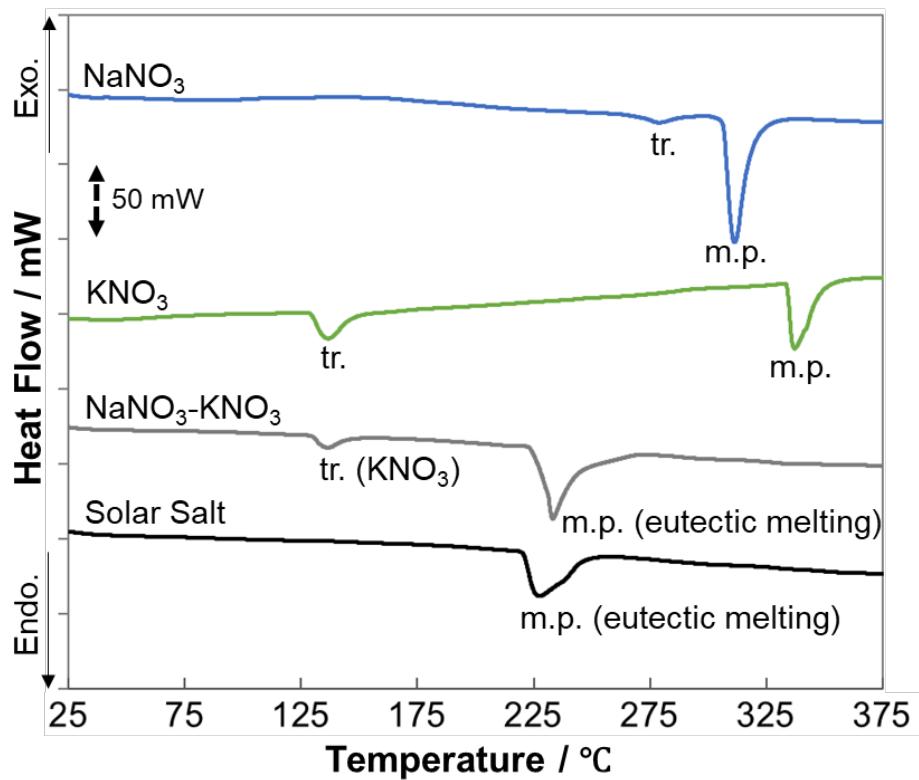
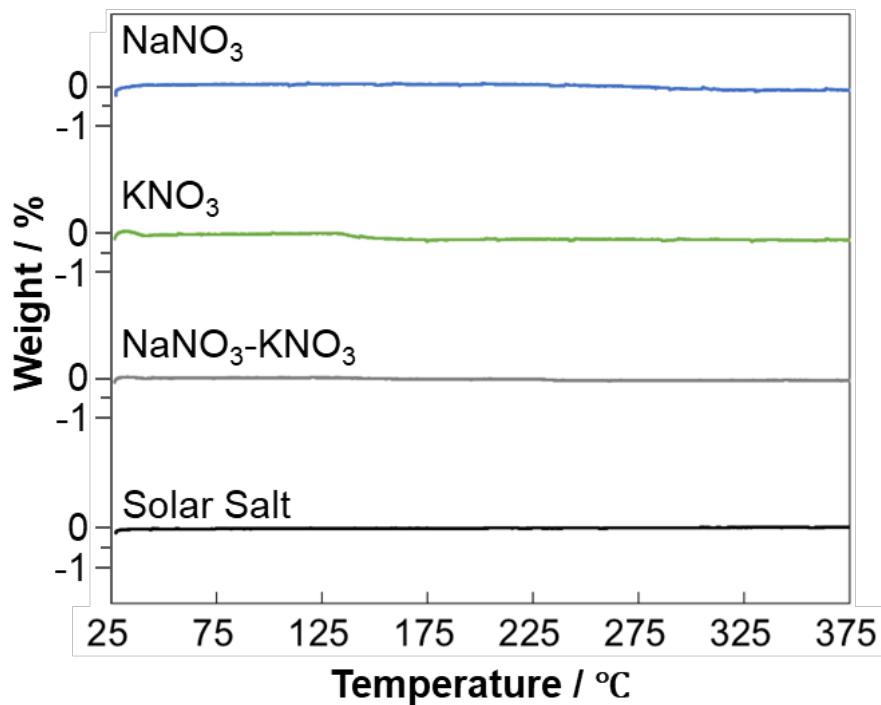
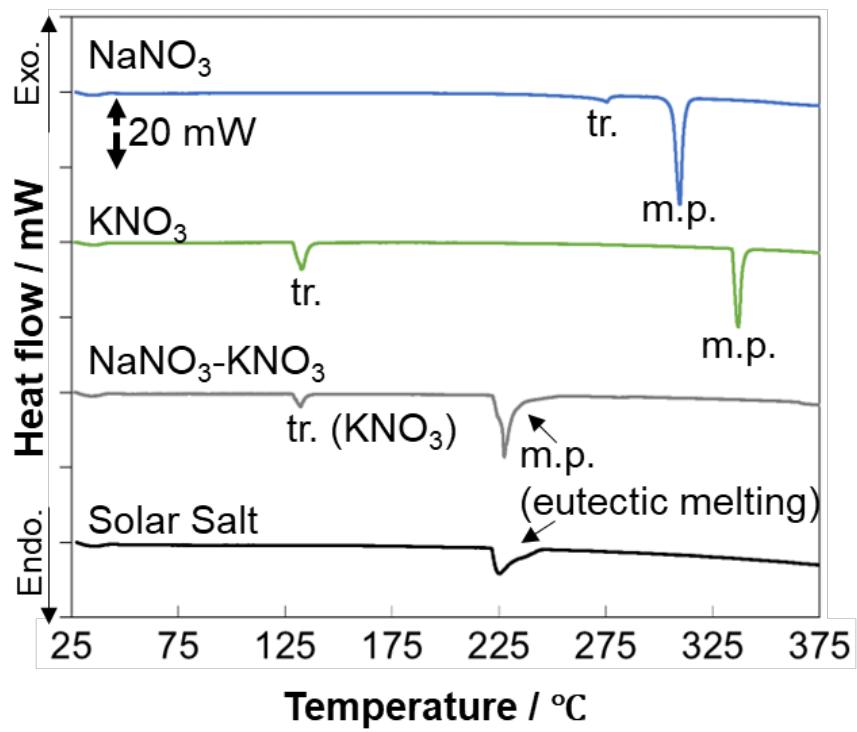


図 3.3-5 硝酸系溶融塩の DSC 曲線（昇温速度 5 °C/min）【R4-R5】

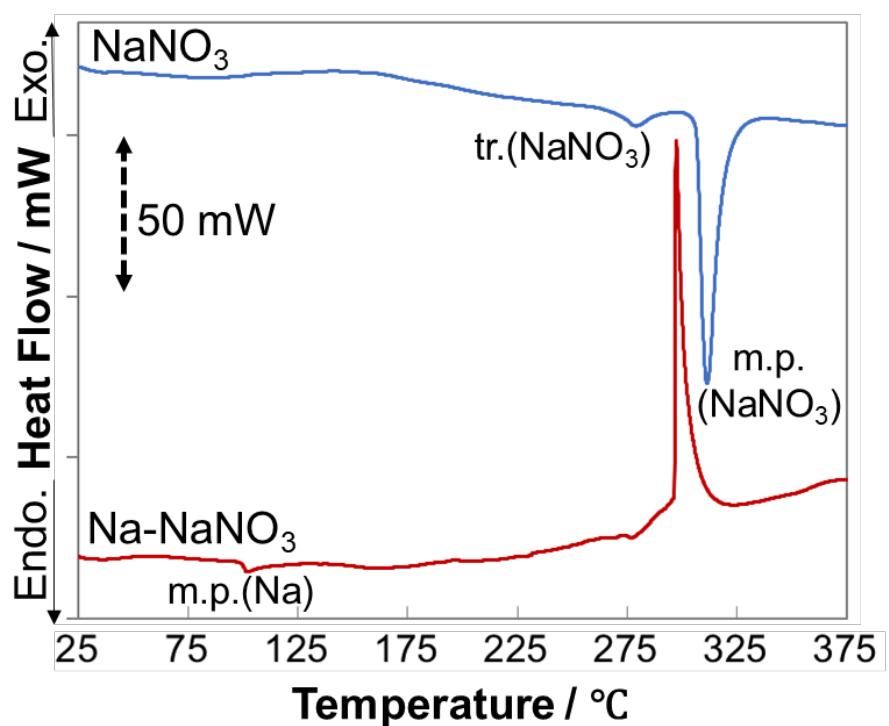


(a) 硝酸系溶融塩の TG 曲線

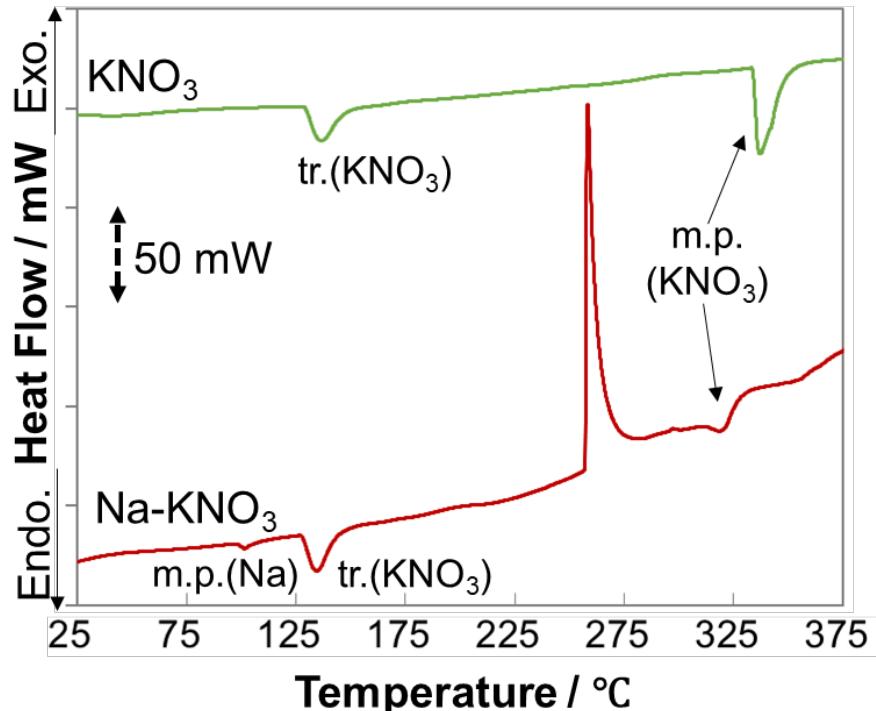


(b) 硝酸系溶融塩の DSC 曲線

図 3.3-6 硝酸系溶融塩の TG-DSC 曲線 (昇温速度 2°C/min) 【R5-R6】



(a) NaN_3 、 $\text{Na}-\text{NaNO}_3$ の DSC 曲線



(b) KNO_3 、 $\text{Na}-\text{KNO}_3$ の DSC 曲線

図 3.3-7 Na-硝酸系溶融塩反応の DSC 曲線 (昇温速度 5 °C/min) 【R5】

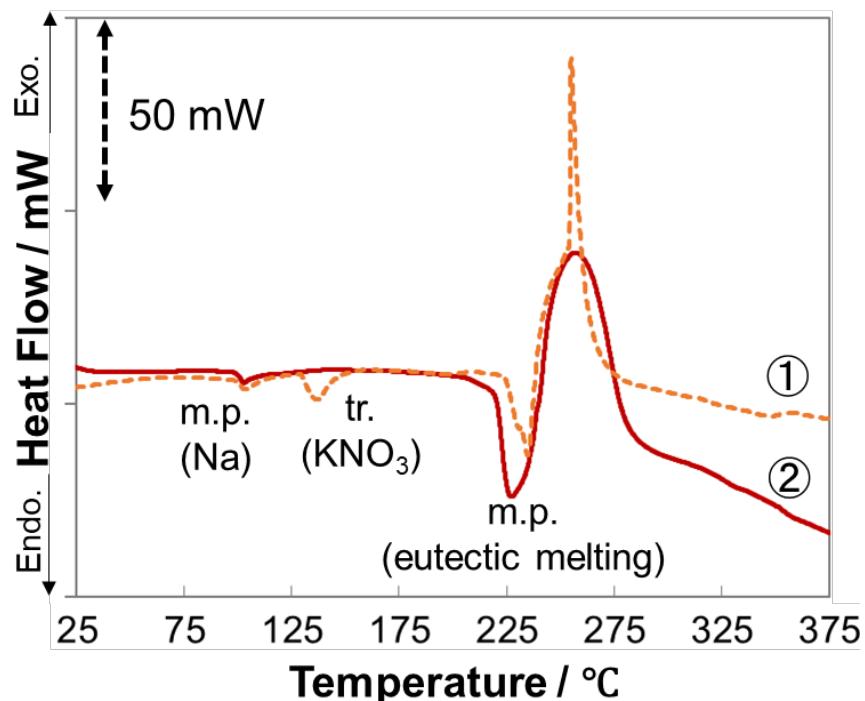
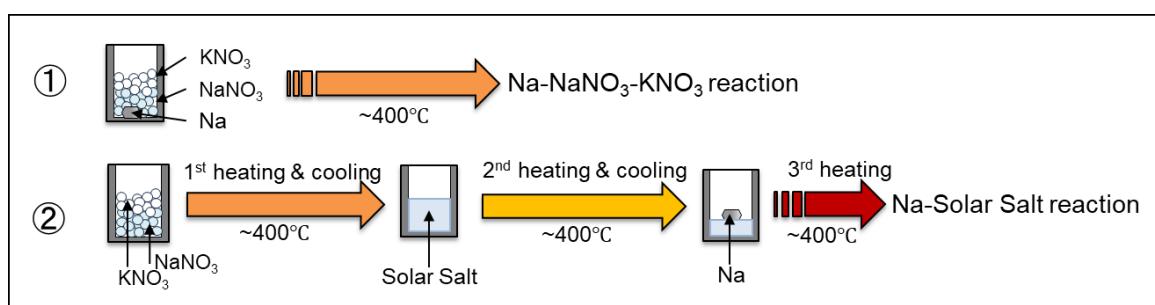


図 3.3-8 Na-Solar Salt 反応の DSC 曲線 (昇温速度 5 °C/min) 【R6】

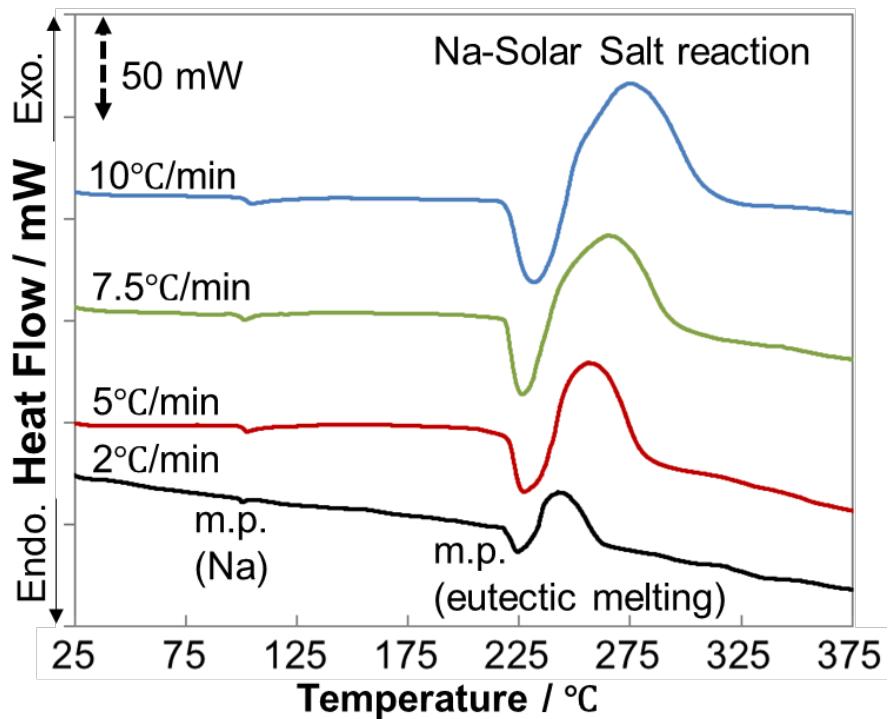


図 3.3-9 昇温速度 2 °C/min, 5 °C/min, 7.5 °C/min, 10 °C/min における
Na-Solar Salt 反応の DSC 曲線 【R6】

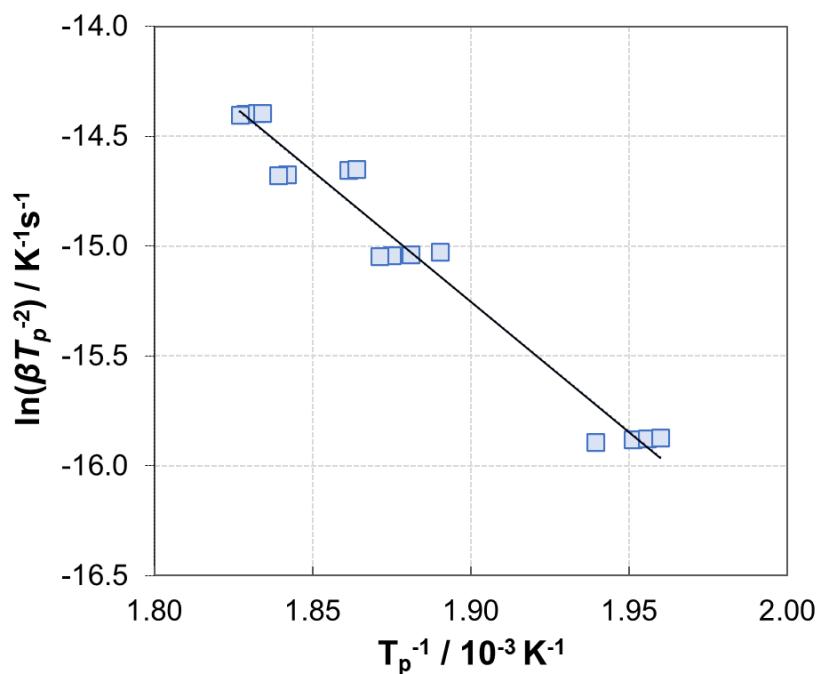


図 3.3-10 Kissinger plot 【R6】

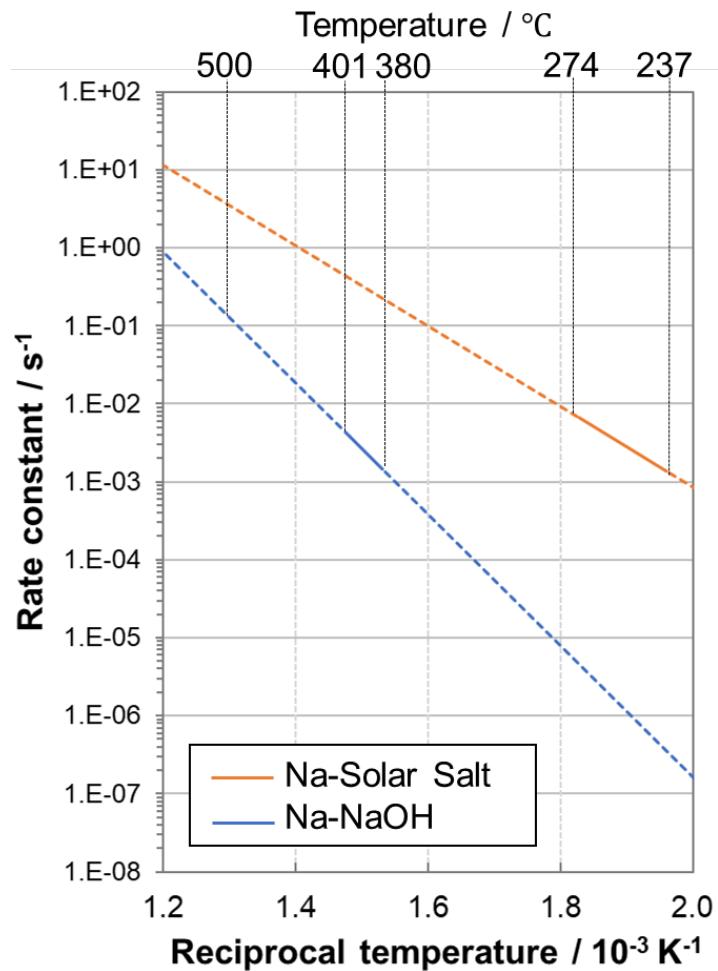


図 3.3-11 Na-Solar Salt 反応 及び Na-NaOH 反応の反応速度定数の温度依存性【R6】

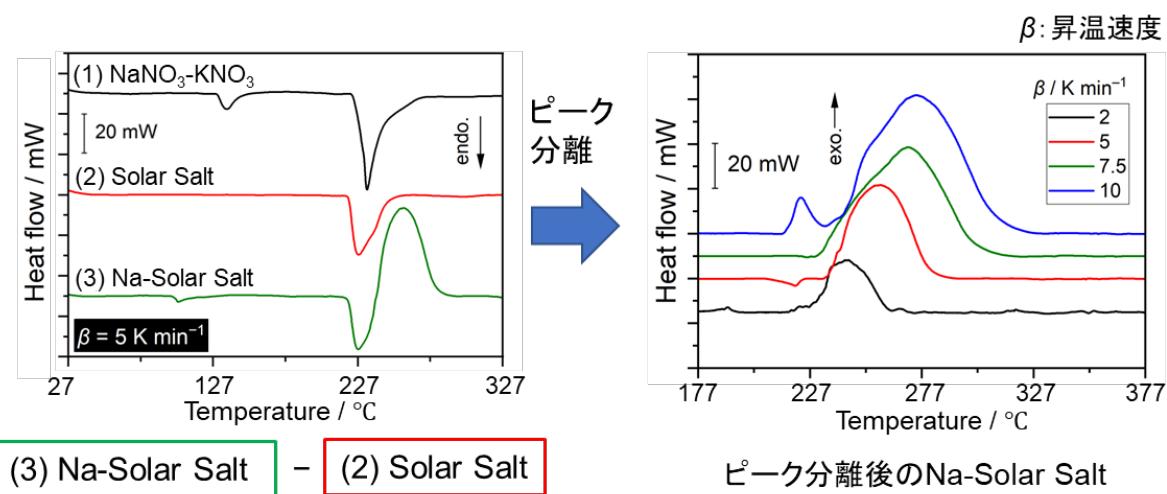


図 3.3-12 Na-Solar Salt 反応曲線のピーク分離【R6】

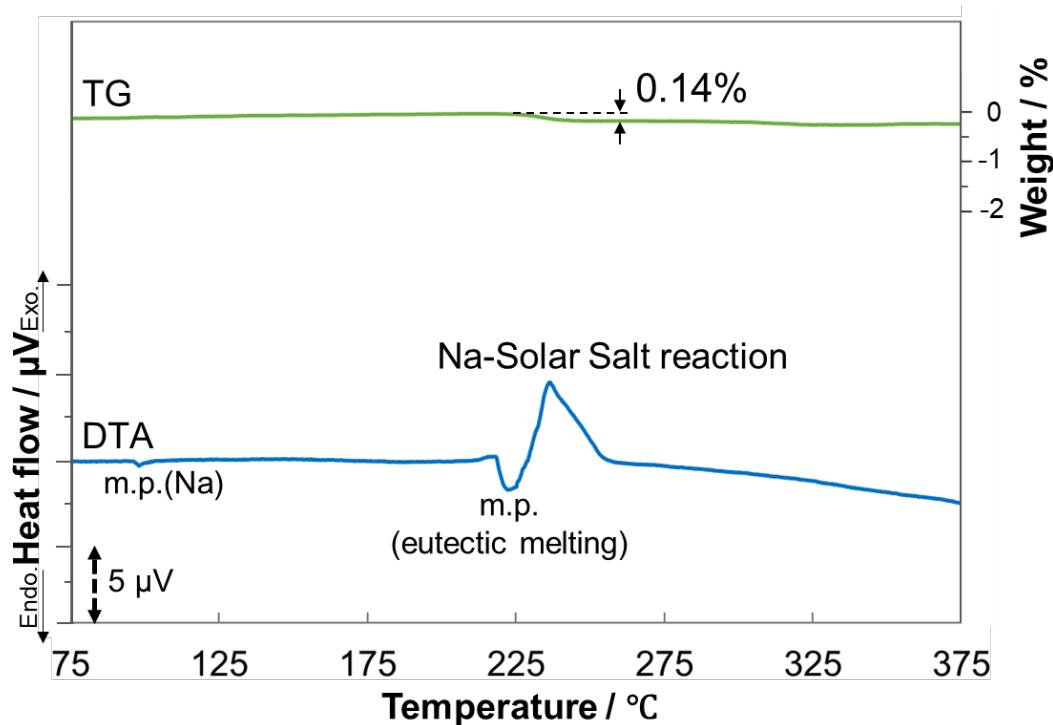


図 3.3-13 Na (0.8 mg) -Solar Salt (20 mg) 反応の TG-DTA 曲線
(昇温速度 2 $^{\circ}$ C/min) 【R6】

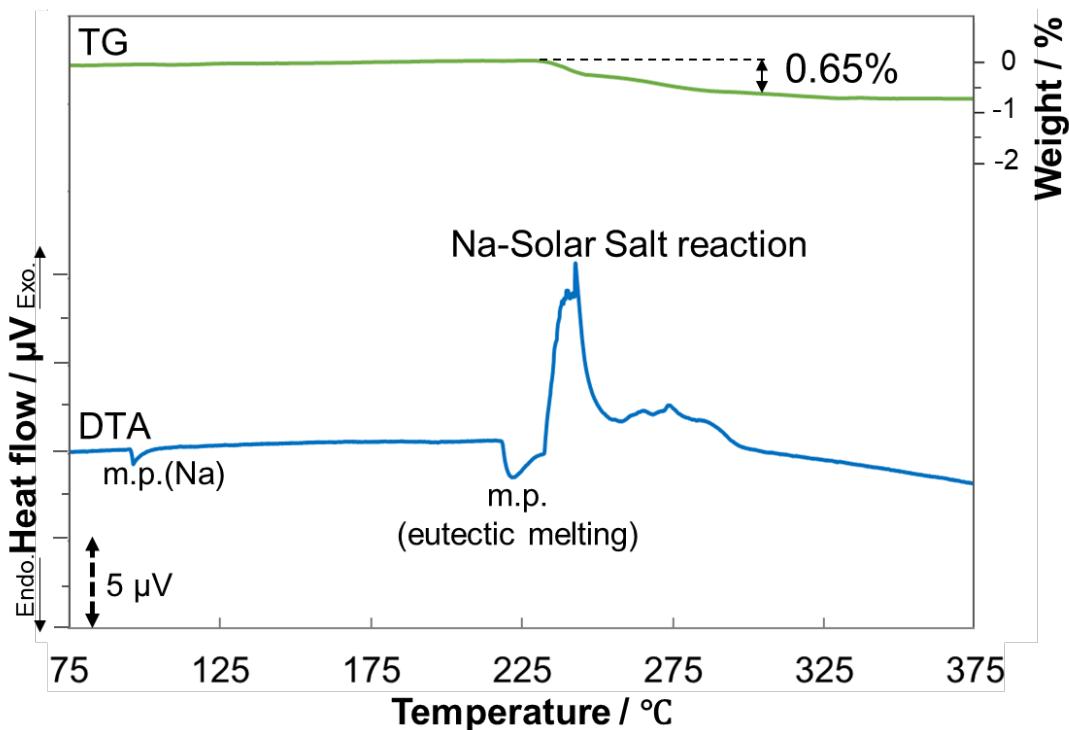


図 3.3-14 Na (2 mg) -Solar Salt (20 mg) 反応の TG-DTA 曲線
(昇温速度 2 $^{\circ}$ C/min) 【R6】

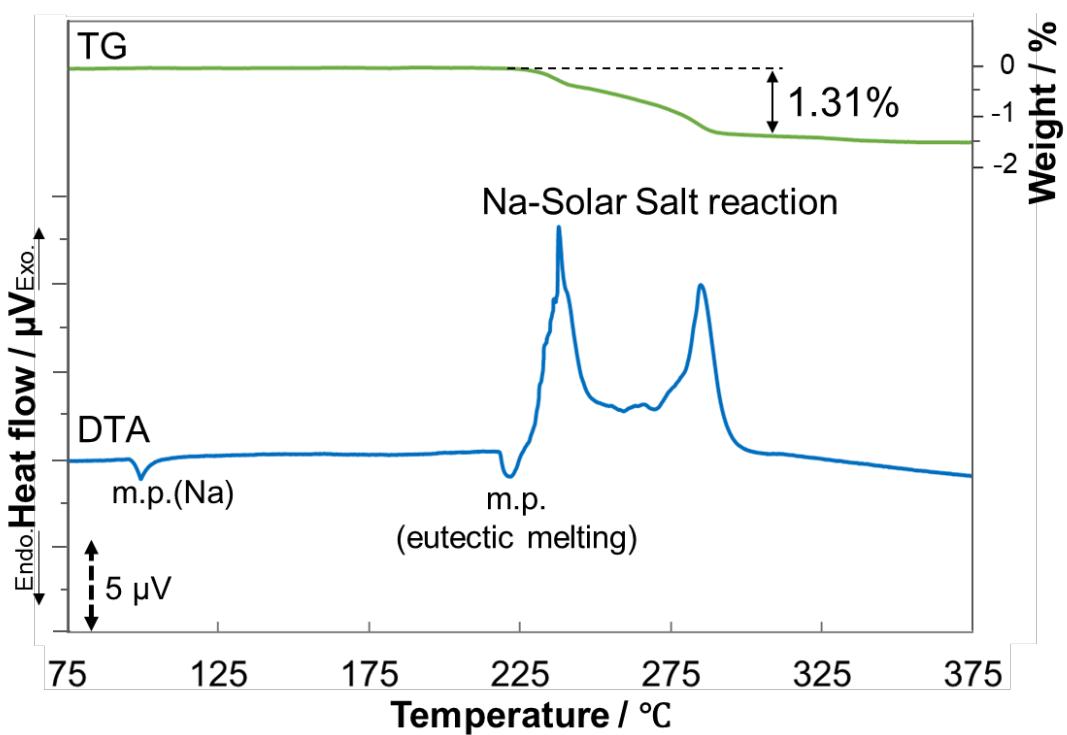


図 3.3-15 Na(4 mg) -Solar Salt(20 mg) 反応の TG-DTA 曲線
(昇温速度 2 °C/min) 【R6】

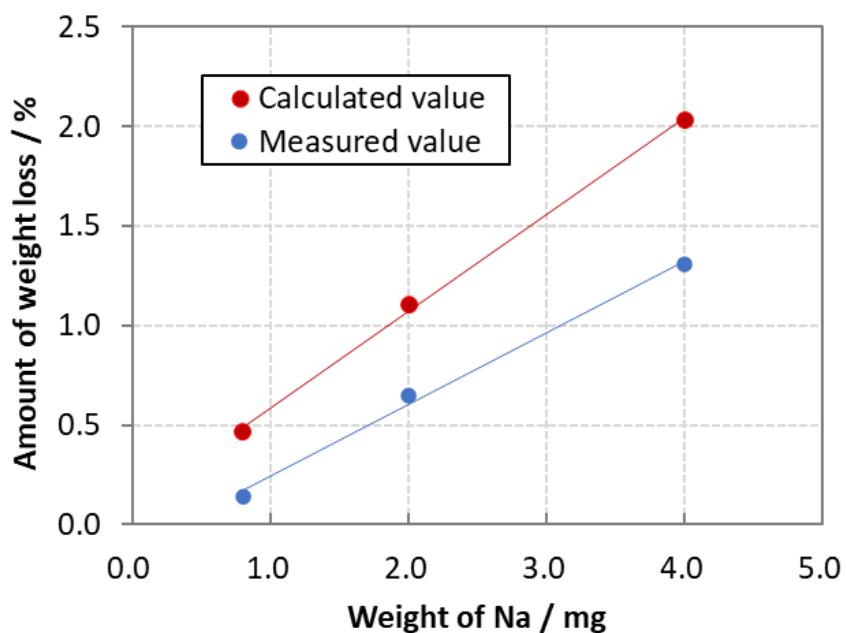


図 3.3-16 反応時の減量割合と、総括反応の化学量論比より算出した
窒素ガス生成による減量割合との比較 【R6】

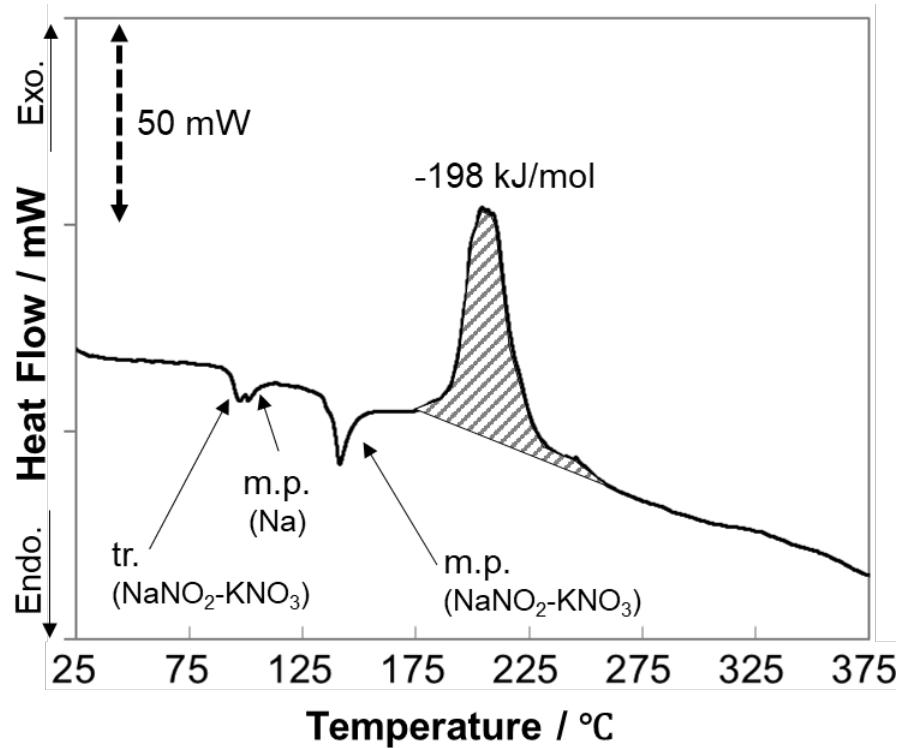


図 3.3-17 最高温度 800 °Cの温度履歴をもつ Solar Salt と Na を反応させた場合の DSC 曲線
(昇温速度 5 °C/min) 【R6】



図 3.3-18 DSC 試験後残渣試料の材料分析方法 【R6】

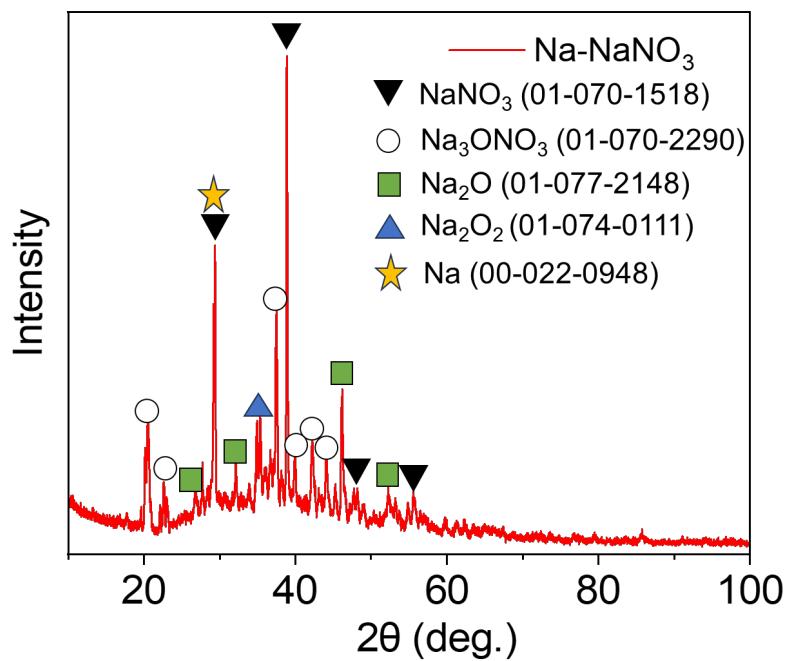


図 3.3-19 Na-NaNO₃ 反応試験後残渣試料の XRD 測定結果 【R6】

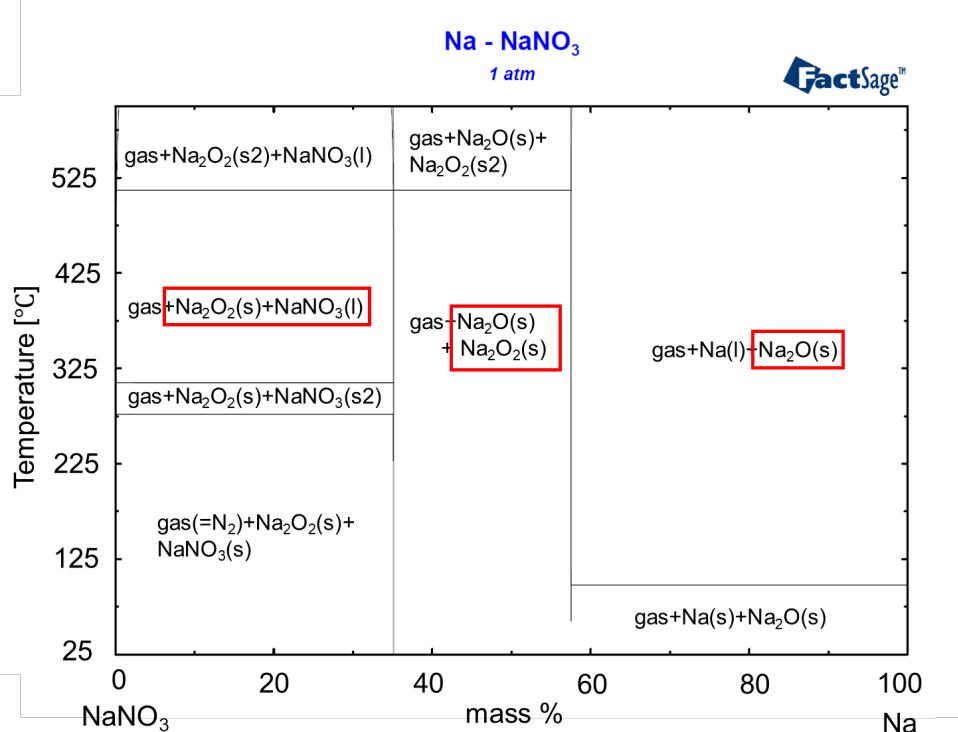


図 3.3-20 Na-NaNO₃ 摂二元系状態図 【R4-R5】

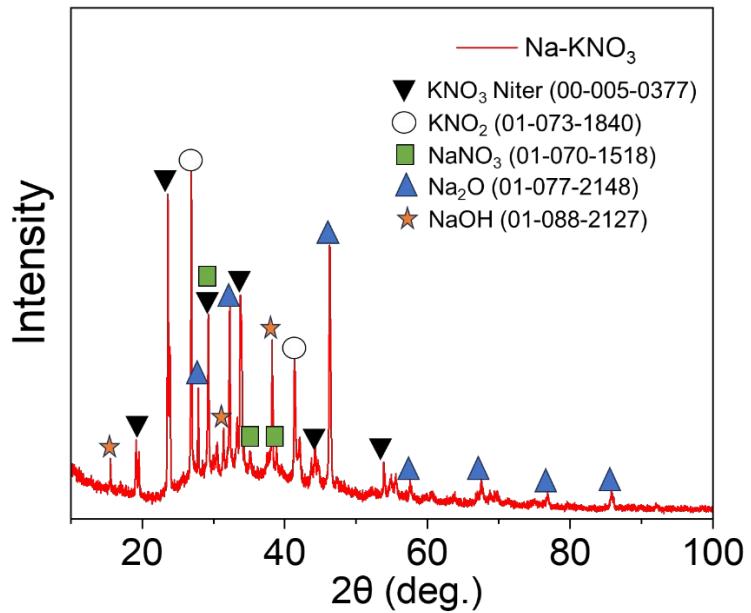


図 3.3-21 Na-KNO₃ 反応試験後残渣試料の XRD 測定結果 【R6】

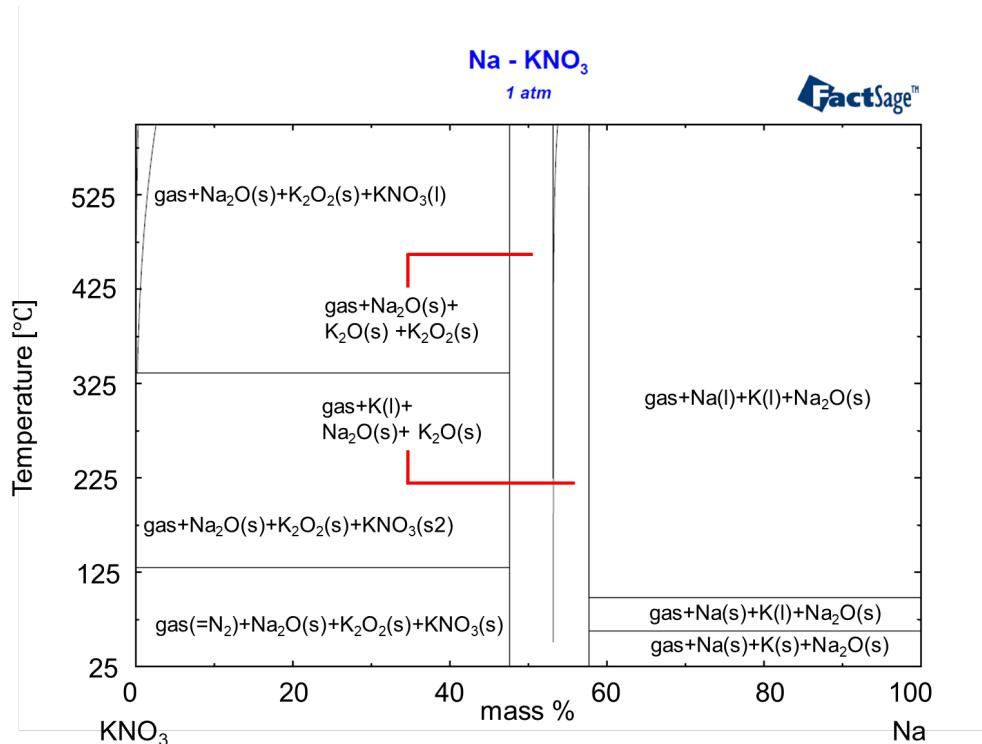


図 3.3-22 Na-KNO₃ 摂二元系状態図 【R4-R5】

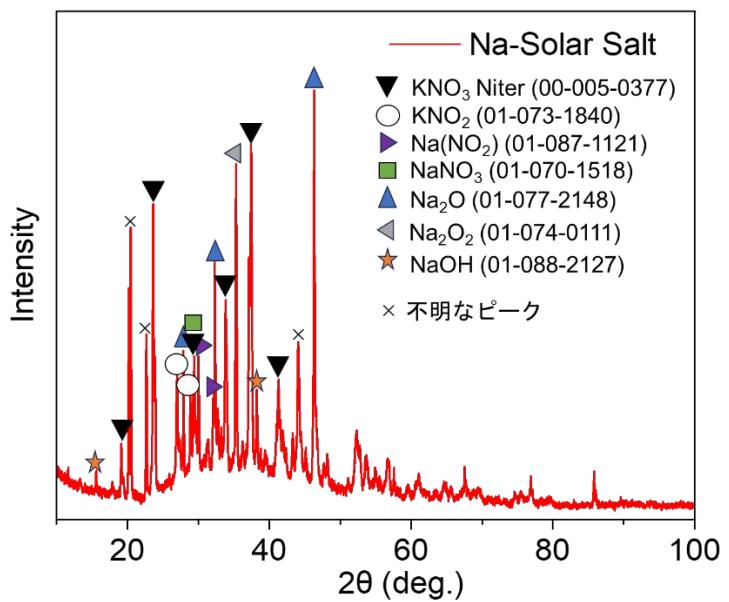


図 3.3-23 Na-Solar Salt 反応試験後残渣試料の XRD 測定結果 [R6]

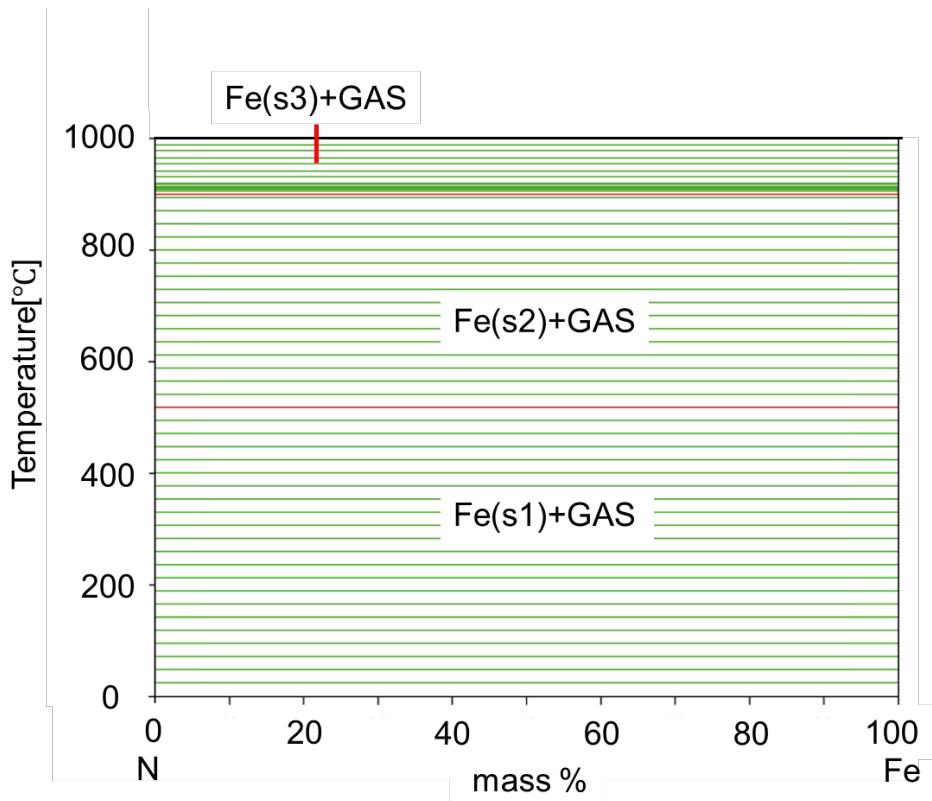


図 3.3-24 Fe-N₂ 二元系状態図 [R4-R5]

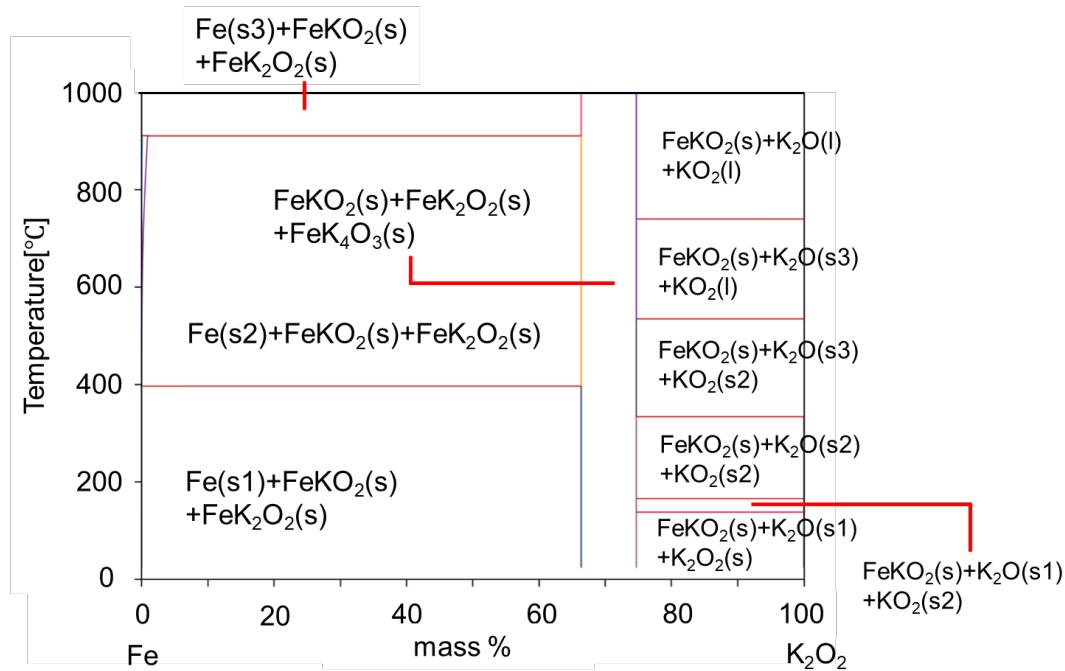


図 3.3-25 Fe-K₂O₂ 摊二元系状態図 【R4-R5】

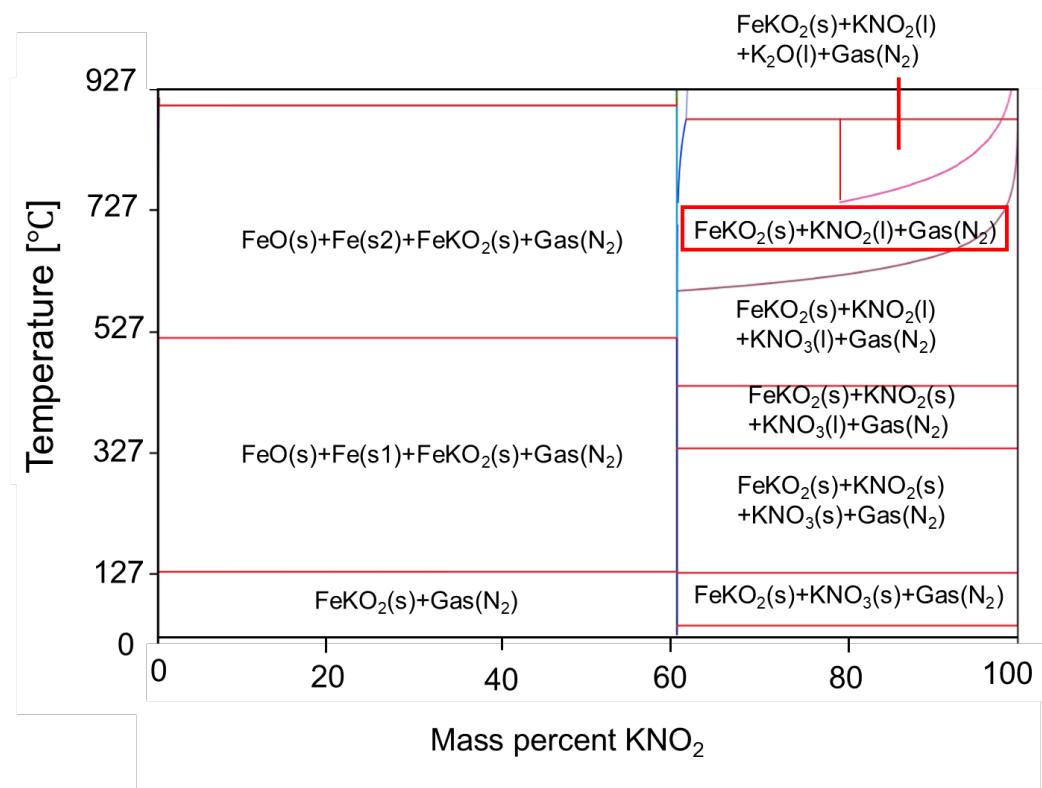


図 3.3-26 Fe-KNO₂ 摊二元系状態図 【R4-R5】

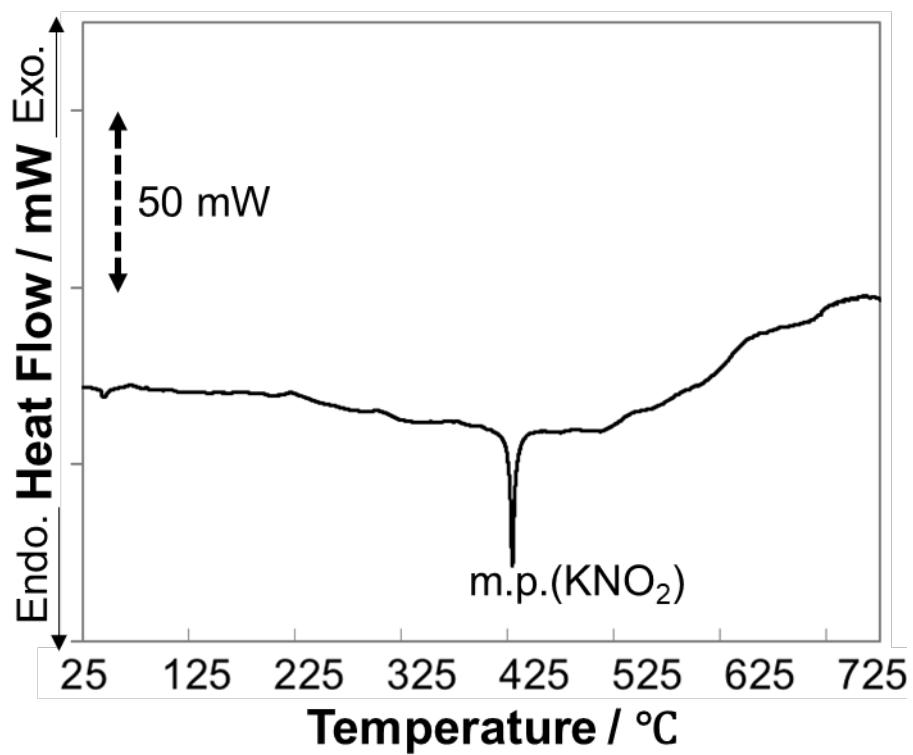


図 3.3-27 KNO_2 -SUS 反応の DSC 曲線 (昇温速度 5 °C/min) 【R6】

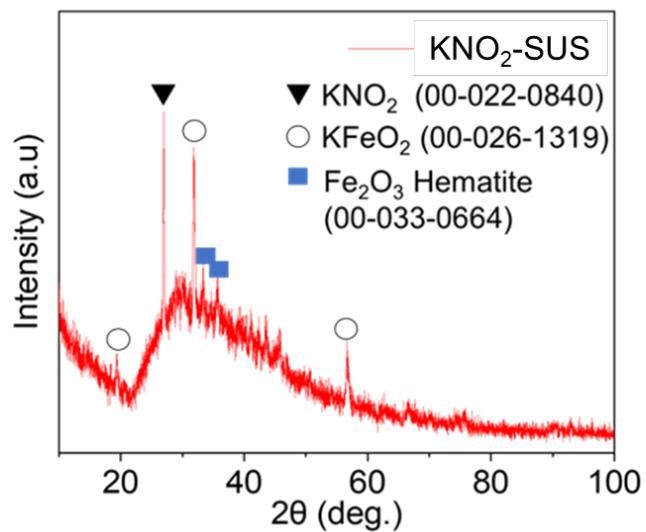


図 3.3-28 KNO_2 -SUS 反応試験後残渣試料の XRD 測定結果 【R6】

3.4 研究推進

研究代表者の下で、広く意見を聞きながら各研究項目間の連携を密にして研究を進めた。また、委員会を開催した。

3.4.1 はじめに

本研究を推進するに当り、各研究項目間の連携を密にして研究を進めるため、6回の全体会議を開催した。また、研究開発の効果的な実施に資することを目的として、外部有識者を招いて委員会を設置した。外部有識者レビューの観点は、研究成果のレビュー、産業界ニーズの把握、実用展開に至る計画妥当性の確認である。外部有識者は8名で構成され、溶融塩、蓄熱技術、原子力システム設計、熱交換器、熱分析を専門としており、幅広い意見を頂戴することができた。令和6年度は、令和7年3月27日に委員会を開催して、本研究に対する総括及び今後の研究開発に資する貴重な意見を得た。

さらに、令和6年6月17日には動力・エネルギー技術シンポジウム、令和6年10月8日には国際学会GLOBAL2024、令和7年3月13日には日本原子力学会春の年会にてそれぞれ研究成果を発表し、幅広い意見を頂戴した。

3.4.2 委員会での主な意見【R4-R6】

- 3カ年での研究を通じて蓄熱式高速炉の実用化に向けて非常に有意義な結果が得られたと考える。一方で、実用化に向けた新たな課題も整理されたところ。引き続き、本研究チーム及び委員会メンバーで協力して次の研究段階に進んでいくことを期待。
- 溶融塩タンクにおいて、同一容器内で高温／低温の温度差が300℃以上となると、破損が生じやすくなるという知見もある。高温／低温の温度差が懸念される場合、中温溶融塩タンクを設けるというアプローチも考えられる。
- もんじゅ IHX に係る過去研究において、低流速の場合には IHX 下部プレナム部の伝熱が支配的となり、伝熱管の熱伝達率が見かけ上低く評価される結果が得られている。本研究でも、下部プレナム部を分割した解析モデルを構築する方が評価精度上、望ましい可能性がある。
- DSC 分析と TG-DTA 分析それぞれのデータに基づき速度論解析を行って比較することで、それぞれの解析結果の信頼性が向上することが期待できる。
- 蓄熱技術に関して、世界の潮流としては固体顕熱に向かっているように思う。可能であれば、蓄熱式高速炉の蓄熱材は溶融塩が良いのか改めて検討されたい。
- 3年間の研究期間で熱交換器の交換熱量が大幅に改善され、実用化に近づいたと感じる。引き続き、伝熱管ピッチやバッフル板の制約についての検討が進み、システムとしての成立性見通しが得られることを期待。

3.4.3 動力・エネルギー技術シンポジウムでの主な意見【R6】

- テラパワーと JAEA で同様のプラント概念を追求しているが、JAEA における新規性を明確にすべき。テラパワーでは実証試験を進めているようなので、ノウハウの部分は可能

な限り早めに確保すべき。また、高温タンクの設計（材料関係）にも留意する必要。

- ・ ナトリウム-溶融塩熱交換器伝熱性能評価について、溶融塩側のエロージョン・コロージョンの可能性も考慮すべき。
- ・ ナトリウムと溶融塩は発熱反応であり、熱暴走の有無、熱暴走する場合としない場合のメカニズムに着目して検討すべき。

3.4.4 GLOBAL2024 での主な意見【R6】

- ・ 集光型太陽熱発電システムにおける熱交換器伝熱管破損事例に基づき、蓄熱式高速炉の伝熱管破損頻度を評価しているが、集光型太陽熱発電システムで使用している流体（油）とナトリウムの物性の違いを考慮して検討をすべき。
- ・ 速度分布図を見ると流速がかなり速い部分があり、FIV（流動励起振動）が懸念される。また、溶融塩環境下の腐食も懸念される。
- ・ ナトリウムと硝酸系溶融塩が反応すると窒素ガスが発生すると考えられ、副次反応としてナトリウムと窒素の反応も考慮すべき。

3.4.5 原子力学会春の年会での主な意見【R6】

- ・ 集光型太陽熱発電システムで用いられているものと同じ硝酸系溶融塩を用いるものとすると、600 °C以上になると熱分解するため、この点に考慮して設計をすべき。
- ・ ナトリウム-溶融塩反応は比較的マイルドな反応である半面、発熱量が小さいと温度検知による事故防止が難しいと考えられる。
- ・ Na-NaNO₃-KNO₃反応の熱暴走的な性状の原因として、硝酸塩試薬に含まれる水が関係している可能性がある。硝酸カリウムや硝酸ナトリウムは、試薬に水分を含んでいることがあるため、試験に用いた試薬が水分を含有していないことを確認すべき。

3.4.6 まとめ

全体会議等を開催して、各研究項目間の連携を密にして研究を進めることができた。

また、委員会や原子力学会において、将来の研究開発へ反映すべき貴重な意見を得るとともに、社会実装に向けて産業界へフィードバックされるための方向性を認識した。

3.5 自発的な研究活動等

自発的な研究活動等に関する実施方針に基づき、所属機関が認めた範囲で自発的な研究活動等を推進した。

本年度において自発的な研究活動等に関する実施方針に基づき、所属機関が認めた範囲で自発的な研究活動等の推進に該当する者はいなかった。

4. 結言

本研究では、硝酸系溶融塩を熱媒体とした蓄熱技術を組み合わせたナトリウム冷却高速炉の安全設計技術開発として、溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術の開発、並びに、液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩の熱交換性能評価及び熱交換性能を向上させる伝熱向上方策の考案と、熱交換器でのバウンダリ破損を想定した液体金属ナトリウムと硝酸系溶融塩との間の化学反応特性評価及び安全性向上方策の考案を行うことを目的とする。

以下に、3カ年計画の3年目である令和6年度の業務実績を述べる。

(1) 溶融塩蓄熱式高速炉の安全設計方針及びリスク評価技術

「溶融塩蓄熱式ナトリウム冷却高速炉の安全設計方針（案）」を作成するとともに、リスク評価における信頼性データベースを整備した。

蓄熱式高速炉のリスク評価における信頼性データベースの拡充として、溶融塩タンク破損を対象に既存太陽熱蓄熱発電システムの事故トラブル事例調査結果に基づき、溶融塩暴露時間の整理、破損発生率を評価するとともに、中小型ナトリウム冷却型高速炉における熱交換器伝熱管破損、溶融塩タンク破損の発生率を考察した。溶融塩タンク破損についても原子力設備として設計する場合には信頼性を上げる必要があり、そのためには先行例を踏まえ、タンク内の温度分布の均一化に着目した安全設計方針が重要である。また、溶融塩蓄熱式高速炉の国内実用化に向け、従来のナトリウム冷却型高速炉にはない溶融塩設備を中心に、ナトリウム-溶融塩伝熱管破損の影響及び硝酸系溶融塩の化学反応性試験結果も踏まえ、蓄熱式高速炉の安全設計方針案を作成するとともに、社会実装に向けた国内規制対応の課題を整理した。

(2) ナトリウム-溶融塩の熱交換性能評価技術と伝熱向上方策（再委託先：日立 GE）

① 热交換部分の伝熱促進方策の検討と効果の確認

令和5年度に検討した伝熱促進方策のうち、特に有力と考えられる方策の伝熱流動解析を実施し、その効果を定量的に確認した。

バッフル板後流の渦緩和方策として伝熱管列数を増やしてクロスフロー部の流れを安定化するとともにバッフル板開口部面積を増やすことでバッフル板開口部の流速を低減する構造を考案した。この渦緩和方策によりバッフル板後流の渦を緩和できることを伝熱流動解析で確認した。

伝熱流動解析結果を分析し、熱交換器形式に応じた伝熱促進方策の検討を行った。熱交換部分の伝熱促進方策として最も有効なのは、溶融塩を管外クロスフローとし、バッフル板間隔を狭めて流速を増やす構造であることを伝熱流動解析により確認した。その際、溶融塩側でバッフル板後流に渦が発生すると伝熱性能が低下する課題があることから、前述の伝熱管列数を増やすとともにバッフル板開口部の面積を広げる構造で渦を緩和できることを確認した。

(3) ナトリウム-溶融塩の化学反応特性評価と安全性向上方策

① 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験

令和5年度に統いて、液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応基礎試験（熱分析）を実施し、反応開始温度、発熱量等を評価した。また、令和5年度までに実施した国内外文献調査や熱力学平衡計算の結果を参考に溶融塩-ナトリウム反応の生成物と構造材料との共存性（反応性）についても評価した。さらに、試験後サンプルの材料分析を実施し、総括的な反応系を推定した。

② 液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応方策

文献等の過去の知見とともに、本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施した。また、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する方策を提示するとともに、全研究期間を通して得られた知見を踏まえ、蓄熱システムの設計・評価に資するために、500 °C程度から数百度の温度範囲で計測される反応基礎試験で得られた反応データから不確かさを考慮し、信頼性の高いナトリウム-溶融塩反応データベースを構築した。

Na-Solar Salt 反応は既往研究において示されていた熱暴走的な反応挙動は示さず、約239~273 °Cで比較的緩やかな発熱ピークを示すことを確認した。また、Na-Solar Salt 反応の反応エンタルピーはNa-水反応の初期反応（Na-H₂O 反応）と同程度もしくはそれ以上の発熱量であることが分かった。なお、簡易的な速度論的解析の結果、ナトリウム-溶融塩熱交換部位破損時の事象進展で勘案すべき時間スケール内にNa-Solar Salt 反応が生じ得ることを明らかにした。KN₂-SUS の反応性について、DSC 試験及び試験後残渣試料の材料分析にて確認した結果、残渣試料の分析からはKN₂とSUSの間には反応があることが認められるものの、反応はDSC 試験では検出されないレベルの反応であることを確認した。また、Na-NaNO₃、Na-KNO₃、Na-Solar Salt それぞれのDSC 試験後の材料分析を行い、総括的な反応系の推定を行った。Na-NaNO₃については過去知見における反応系の通りに反応が進行するが、一部はNa不足により反応が途中で止まっていると考えられた。Na-KNO₃、Na-Solar Salt については、総括反応を同定するためにはさらなる詳細分析が必要であることが示された。

文献等の過去の知見とともに本研究で得られた基礎的な知見を踏まえた総合的な評価を実施し、蓄熱システムの熱交換部位で発生する液体金属ナトリウム-硝酸系溶融塩の反応に対する方策として、熱暴走に対する留意、熱的影響への配慮、発生ガスへの配慮の3つの留意事項に対する安全対策を提示した。

(4) 研究推進

研究代表者の下で、広く意見を聞きながら各研究項目間の連携を密にして研究を進めた。また、外部から有識者を招いて技術評価委員会を開催した。

以上、3カ年計画の3年目である令和6年度の業務項目を実施し、所期の目標を達成した。

付録A その他参考文献

本報告書で引用されているものの他、硝酸系溶融塩の物性、硝酸系溶融塩を熱媒体とした蓄熱技術、溶融塩蓄熱式高速炉等に関し、本研究で参考とした文献情報を以下に示す。

- [A-1] CM. KRAMER and C. J. WILSON, "THE PHASE DIAGRAM OF NaNO₃-KNO₃", *Thermochimica Acta*, 42 (1980) 253-264.
- [A-2] D. A. Csejka, D. E. Audette, and J. E. Schingh, "The Interaction of Elemental Sodium with Molten NaNO₃-KNO₃ at 873 K", *J. Mater. Eng.* (1989) 11:291-297
- [A-3] Qing-Guo Zhaoa, Chun-Xu Hu, Su-Jie Liu, Hang Guob, Yu-Ting Wuc, "The thermal conductivity of molten NaNO₃, KNO₃, and their mixtures", *World Engineers Summit - Applied Energy Symposium & Forum: Low Carbon Cities & Urban Energy Joint Conference, WES-CUE 2017*, 19-21 July 2017, Singapore
- [A-4] Thomas Bauer, et al., "Molten Salts Chemistry, 20 High-Temperature Molten Salts for Solar Power Application"
- [A-5] Nima Norouzi, Saeed Talebi, Maryam Fani, "Heat Pump Thermal Storage for Molten Salt in the Solar Technology", *Materials international*, volume 2, issue 2, 219-230, (2020)
- [A-6] Nicole Pfleger, Thomas Bauer, Claudia Martin, Markus Eck and Antje Wörner, "Thermal energy storage – overview and specific insight into nitrate salts for sensible and latent heat storage", *Beilstein J. Nanotechnol.* 2015, 6, 1487-1497.
- [A-7] T. Bauer, D. Laing, U. Kröner, R. Tamme, "SODIUM NITRATE FOR HIGH TEMPERATURE LATENT HEAT STORAGE", *The 11th International Conference on Thermal Energy Storage – Effstock 14-17 June 2009 in Stockholm, Sweden*.
- [A-8] 田川博章, "硝酸塩の熱分解", *横浜国大環境研紀要* 14:41-57 (1987)
- [A-9] Xuejun Zhang, Jun Tian, Kangcheng Xu, and Yici Gao, "Thermodynamic Evaluation of Phase Equilibria in NaNO₃-KNO₃ System", *Journal of Phase Equilibria* Vol. 24, No. 5, 441-446, (2003)
- [A-10] T. Delise, A. C. Tizzoni, Mariarosaria Ferrara, Mark Telling, L. Turchetti, N. Corsaro, S. Sau, and S. Licoccia, "Phase Diagram Predictive Model for a Ternary Mixture of Calcium, Sodium, and Potassium Nitrate", *ACS Sustainable Chem. Eng.* 2020, 8, 111-120.
- [A-11] S. H. White and U. M. Twardoch, "The Behavior of Water in Molten Salts", *J. Electrochem. Soc.*, vol. 134, No. 5, 1080-1088, (1987)
- [A-12] 古川和男, 沼田博雄, "蓄熱用溶融塩と腐食", *防食技術*, 29, 185-195 (1980)
- [A-13] Ramana G. Reddy, "Novel Molten Salts Thermal Energy Storage for Concentrating Solar Power Generation", *United States Department of Energy, Final Scientific/Technical Report*, (2013)

- [A-14] Alan M. Kruizenga, David D. Gill, Marianne LaFord, Geoffrey McConohy, "Corrosion of High Temperature Alloys in Solar Salt at 400, 500, and 680°C", SAND 2013-8256, (2013)
- [A-15] J. Nestell, T.-L. Sham, "ASME Code Considerations for the Compact Heat Exchanger", ORNL/TM-2015/401 (2015)
- [A-16] Salvatore Guccione, "Design and Optimization of a Sodium-Molten Salt Heat Exchanger for Concentrating Solar Power Applications", TRITA-ITM-EX 2020:108 (2020)
- [A-17] Manohar S. Sohal, Matthias A. Ebner, Piyush Sabharwall, Phil Sharpe, "Engineering Database of Liquid Salt Thermophysical and Thermochemical Properties", INL/EXT-10-18297 (2010)
- [A-18] Alina Gilmanova, Haobin Zhang, "Rediscovering Concentrated Solar Power: story from China," Dec. 20, 2021.
[\(https://helioscsp.com/rediscovering-concentrated-solar-power-story-from-china/\)](https://helioscsp.com/rediscovering-concentrated-solar-power-story-from-china/) (Retrieved on Nov. 25, 2022)."
- [A-19] D. Jacobs, "Salt leak shuts down crescent dunes solar plant outside tonopah," Times-Bonanza Goldfield News, Dec. 2, 2016.
[\(https://pvtimes.com/tonopah/salt-leak-shuts-downcrescent-dunes-solar-plant-outside-tonopah/\)](https://pvtimes.com/tonopah/salt-leak-shuts-downcrescent-dunes-solar-plant-outside-tonopah/) (Retrieved on Nov. 25, 2022)"
- [A-20] Henry Brean, "Salt leak shuts down first-of-its-kind solar plant near Tonopah," Las Vegas Review-Journal, Dec. 2, 2016.
[\(https://www.reviewjournal.com/local/local-nevada/salt-leak-shuts-down-first-of-its-kind-solar-plant-near-tonopah/\)](https://www.reviewjournal.com/local/local-nevada/salt-leak-shuts-down-first-of-its-kind-solar-plant-near-tonopah/) (Retrieved on Nov. 25, 2022)"
- [A-21] Daria Sokolova, "8-month outage ends at solar plant near Tonopah," Pahrump Valley Times, July 21, 2017.
[\(https://pvtimes.com/news/8-month-outage-ends-at-solar-plant-neartonopah/\)](https://pvtimes.com/news/8-month-outage-ends-at-solar-plant-neartonopah/) (Retrieved on Nov. 25, 2022)"
- [A-22] Henry Brean, "Nevada solar plant back online after eight-month outage," Las Vegas Review-Journal, July 21, 2017.
[\(https://www.reviewjournal.com/business/energy/nevada-solar-plant-back-online-after-eight-month-outage/\)](https://www.reviewjournal.com/business/energy/nevada-solar-plant-back-online-after-eight-month-outage/) (Retrieved on Nov. 25, 2022)"
- [A-23] Albert Boretti, Stefania Castelletto and Sarim Al-Zubaidy, "Concentrating solar power tower technology: present status and outlook," Nonlinear Engineering, Volume 8, pp. 10-31, (2019).
[\(https://doi.org/10.1515/nleng-2017-0171\)](https://doi.org/10.1515/nleng-2017-0171)
- [A-24] J. Saito, "REACTION BEHAVIOR OF LEAD-BISMUTH EUTECTIC WITH LIQUID SODIUM", ICONE13-50374, 13th International Conference on nuclear Engineering Beijing, China, May 16-20, 2005.

- [A-25] S. Miyahara, S. Ohno, N. Yamamoto, and J. Saito, "REACTION, TRANSPORT AND SETTLING BEHAVIOR OF LEAD-BISMUTH EUTECTIC IN FLOWING LIQUID SODIUM", ICONE14-89398, Proceedings of ICONE14, International Conference on Nuclear Engineering, July 17-20, Miami, Florida, USA.
- [A-26] 斎藤淳一, 高井俊秀, 佐川憲彦, 大野修司, 浜田広次, 宮原信哉, "鉛ビスマスのナトリウム中移行挙動予備試験", JNC TN9400 2003-057, (2003)
- [A-27] 斎藤淳一, 平川康, "鉛ビスマス共晶合金とナトリウムとの反応基礎実験 一反応生成物の同定と反応挙動の検討一", JNC TN9400 2003-078, (2003)
- [A-28] 斎藤淳一, 佐川憲彦, 大野修司, 浜田広次, 宮原信哉, "鉛ビスマスのナトリウム中移行挙動予備試験 一反応挙動に及ぼす試験温度と鉛ビスマス量の影響一", JNC TN9400 2004-059, (2004)
- [A-29] 椎名保顕, 栗木良郎, "潜熱蓄熱用高温溶融塩と金属材料の共存性試験", 日本原子力学会和文論文誌, Vol. 2, No. 3 (2003)
- [A-30] H. ISOGAI, C. A. MYERS, and T. NAKAGAKI, "Cost estimation of CCS integration into thermal power plants in Japan", Mechanical Engineering Journal, Vol.9, No. 4 (2022)
- [A-31] J. Perkins, G. Baker, and G. Davies, "Benefits of Long Duration Electricity Storage", A report to BEIS, BEIS Research Paper Number 2022/019.
- [A-32] 白川 晋吾, "主要電力 10 社エリアの太陽光発電出力変化と調整力電源としての原子力電源", A131, 第 26 回動力・エネルギー技術シンポジウム, (2022)
- [A-33] 當房 誠, 川水 努, 山名崇裕, 高縄 直樹, 小原 和貴, 吉岡 泰介, "電力系統における変動性再生可能エネルギー受入量拡大を目的とした蓄熱システム", D242, 第 26 回動力・エネルギー技術シンポジウム, (2022)
- [A-34] 山名 崇裕, 川水 努, 岩崎 修吾, フアン カンサン, 篠崎 康平, 當房 誠, "再生可能エネルギーの余剰電力を活用する汽力発電所向け大規模蓄熱システムの概念設計", D243, 第 26 回動力・エネルギー技術シンポジウム, (2022)
- [A-35] 椎名保顕, 栗木良郎, "溶融塩と金属材料の共存性試験(II)", JAERI-Tech 2003-070, (2003)
- [A-36] D. Mikkelsen, K. Frick, S. Bragg-Sitton, C. Rabiti, J. M. Doster, "Initial Performance Evaluation and Ranking of Thermal Energy Storage Options for Light Water Reactor Integration to Support Modeling and Simulation", INL/EXT-19-56504 Revision 0, (2019)
- [A-37] INL 報告書「Initial Performance Evaluation and Ranking of Thermal Energy Storage Options for Light Water Reactor Integration to Support Modeling and Simulation : 軽水炉との統合に向けた蓄熱オプションに関する初期段階の性能評価及びランキング付け (モデル化・シミュレーション支援)」(2020 年 11 月) の主に液体金属に関する記述部分の仮訳
- [A-38] I. Ortega-Fernández, J. Rodríguez-Aseguinolaza, "Thermal energy storage for

- waste heat recovery in the steelworks: The case study of the REslag project”, Applied Energy 237 (2019) 708–719
- [A-39] S. Guccione, “Design and Optimization of a SodiumMolten Salt Heat Exchanger for Concentrating Solar Power Applications”, KTH ROYAL INSTITUTE OF TECHNOLOGY, Master of Science Thesis, (2020)
- [A-40] Adbullah S. Al-Barqi, Nikolay Bukharin, Bouhaib Zazoum, Mouhammad El Hassan, “Design of a 100 MW concentrated solar power Liner Fresnel plant in Riyadh Saudi Arabia: A comparison between molten salt and liquid sodium thermal energy storage”, Energy Reports 8 (2022) 697–704.
- [A-41] C. Forsberg, P. Sabharwall, and H. D. Gougar, “Heat Storage Coupled to Generation IV Reactors for Variable Electricity from Base-load Reactors: Workshop Proceedings: Changing Markets, Technology, Nuclear–Renewables Integration and Synergisms with Solar Thermal Power Systems”, INL/EXT-19-54909, Revision 0, (2019)
- [A-42] 船橋信之, “火力発電の脱炭素社会移行プロセス”, 火力原子力発電, No. 765, vol. 71, (2020)
- [A-43] Hu Chena, Xia Chena, Yu-ting Wua, Yuan-wei Lua, Xin Wangb, Chong-fang Maa, “Experimental study on forced convection heat transfer of KNO_3 – $\text{Ca}(\text{NO}_3)_2$ + SiO_2 molten salt nanofluid in circular tube”, Solar Energy 206 (2020) 900–906.
- [A-44] 吉田一雄, “太陽熱発電における顯熱, 潜熱蓄熱技術の動向”, 一般財団法人エネルギー総合工学研究所, (2018)
- [A-45] The Institute of Applied Energy, “ENERGY STORAGE ROADMAP – TECHNOLOGY AND INSTITUTION –”, (2017)
- [A-46] IEA-ETSAP and IRENA, “Thermal Energy Storage”, Technology Brief E17, (2013)
- [A-47] Brandon Chisholm, Steve Krahn, Allen Croff, Paul Marotta, Andrew Sowder, Nick Smithc, “Preliminary Hazard Assessment and Component Reliability Database for the Molten Salt Reactor Experiment”, Proceedings of ICAPP2018, 2018 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, p. 513–522, (2018)
- [A-48] Ioan Sarbu, Calin Sebarchievici, “A Comprehensive Review of Thermal Energy Storage”, Sustainability 2018, 10, 191
- [A-49] Zhaoping Yinga, Boshu Hea, Liangbin Sua, Yucheng Kuanga, Di Hea, Cheng Lina, “Convective heat transfer of molten salt-based nanofluid in a receiver tube with non-uniform heat flux”, Applied Thermal Engineering, Vol. 181, 25 November 2020, 115922
- [A-50] “Morocco’s 150W Noor Ouarrzazate III CSP Plant Offline Since 2021 (<https://www.mees.com/2022/3/25/power-water/morocco-s-150w-noor-ouarzazate->

- [iii-csp-plant-offline-since-2021/77_c77bf0-ac48-11ec-bf1b-5562aefc80 cc\)"](#)
- [A-51] C. Montero, R. Navío, P. Llorente, MC. Romero, J. Martínez, "CRS Sales: Abengoa's molten salt pilot power tower plant celebrates one year of uninterrupted operation", Energy Procedia 49 (2014) 488 – 497
- [A-52] "China first operational 10MW Tower Concentrated Solar Power Molten Salt Plant in Delingha"
(https://helioscsp.com/china-first-operational-10_mw-tower-conce)
- [A-53] Aydin Calik, "Morocco's 150W Noor Ouarzazate III CSP Plant Offline Since 2021," MEES Mar. 25, 2022.
<https://www.mees.com/2022/3/25/power-water/moroccos-150w-noor-ouarzazate-iii-csp-plant-offline-since-2021/77c77bf0-ac48-11ec-bf1b-5562aefc80cc>
(Retrieved on Dec. 6, 2022).
- [A-54] K. Kurisaka, "Analysis by Hazard Plotting on Steam Generator Tube Leak in Sodium-cooled Fast Reactors Phenix and BN600," Proceeding of the 2023 30th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE-13, Kyoto, Japan, ay 21–26, 2023.
- [A-55] C. Monteroa, R. Navíob, P. Llorentec, MC. Romerod and J. Martíneze, "CRS Sales: Abengoa's molten salt pilot power tower plant celebrates one year of uninterrupted operation," Energy Procedia, 49, pp. 488–497, 2014.
- [A-56] Gilein Steensma, Rubén Román, Craig Marshall, et al., "Shagara renewable energy park project," AIP Conference Proceedings 2126, 040003 (2019).
<https://doi.org/10.1063/1.5117583> (Retrieved on Dec. 2, 2022).
- [A-57] Jennifer Zhang, "China first operational 10MW Tower Concentrated Solar Power Molten Salt Plant in Delingha, "Solar Thermal Energy News, Sep. 9, 2016.
<https://helioscsp.com/china-first-operational-10mw-tower-concentrated-solar-power-molten-salt-plant-in-delingha/> (Retrieved on Dec. 2, 2022).
- [A-58] H. Mochizuki, "Consideration on Nusselt numbers of liquid metals flowing in tubes", Nuclear Engineering and Design, 351, pp. 1–19, 2019.
- [A-59] H. Mochizuki, K. Hirai, A. Okamoto and M. Takano, "A thermal hydraulic calculation method of an intermediate heat exchanger of a loop type FBR", Journal of Nuclear Science and Technology, 52, 11, pp. 1436–1447, 2015.
- [A-60] H. Mochizuki, "Liquid metal heat transfer in heat exchangers under low flow rate conditions", 52, 6, pp. 821–828.