



JAEA-Research

2025-015

DOI:10.11484/jaea-research-2025-015

直管型蒸気発生器3次元熱流動 解析コードTSGの整備

－試験解析による妥当性確認及び伝熱管プラグ条件への適用性確認－

Development of Three-dimensional Thermal-hydraulics Analysis Code TSG
for Straight Tube Steam Generators

－ Validation with the Test Data and Applicability Confirmation
at Heat Transfer Tube Plugging Conditions –

吉川 龍志 今井 康友 田中 正暁

Ryuji YOSHIKAWA, Yasutomo IMAI and Masaaki TANAKA

大洗原子力工学研究所
高速炉研究開発部

Fast Reactor Research and Development Department
Oarai Nuclear Engineering Institute

March 2026

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。本レポートはクリエイティブ・コモンズ表示 4.0 国際 ライセンスの下に提供されています。本レポートの成果（データを含む）に著作権が発生しない場合でも、同ライセンスと同様の条件で利用してください。（<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.ja>）
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ウェブサイト（<https://www.jaea.go.jp>）より発信されています。本レポートに関しては下記までお問合せください。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 研究開発推進部 科学技術情報課
〒 319-1112 茨城県那珂郡東海村大字村松 4 番地 49
E-mail: ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency.

This work is licensed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.en>).

Even if the results of this report (including data) are not copyrighted, they must be used under the same terms and conditions as CC-BY.

For inquiries regarding this report, please contact Library, Institutional Repository and INIS Section, Research and Development Promotion Department, Japan Atomic Energy Agency.

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1112, Japan

E-mail: ird-support@jaea.go.jp

直管型蒸気発生器 3次元熱流動解析コード TSG の整備 —試験解析による妥当性確認及び伝熱管プラグ条件への適用性確認—

日本原子力研究開発機構 大洗原子力工学研究所 高速炉研究開発部

吉川 龍志、今井 康友*、田中 正暁

(2025年11月27日受理)

日本原子力研究開発機構（原子力機構）では、ナトリウム冷却高速炉（SFR）直管型 2 重伝熱管蒸気発生器（SG）内の伝熱流動現象を解析するための計算コードとして、TSG（Three-dimensional Thermal-hydraulics Analysis Code for Steam Generators）を開発した。

TSG コードは、直管型 2 重伝熱管を有する SG 内において、伝熱管外のナトリウム側の 3 次元熱流動解析と伝熱管内の水側マルチチャンネル解析を連成させた SG 伝熱流動解析システムである。ナトリウム側 3 次元解析は、汎用計算流体力学（CFD）コード FLUENT によるポーラスボディ解析モデルを採用した解析モジュールとしている。水側はドリフトフラックスモデルを採用して伝熱管（チャンネル）内の沸騰 2 相流動現象を解析することができる内作の解析モジュールとしている。これらの 2 つの解析モジュールを連成させ、時々刻々と変化する伝熱管壁を介した熱交換を計算することができ、SG 全体の伝熱流動特性を評価することができる。

本報告では、TSG コードについて、ナトリウム側と水側解析モジュールの連成解析手法を説明するとともに、解析コードの妥当性確認の一環として実施した原子力機構における 1MW2 重管 SG 試験装置（1MW-SG 試験）での静特性試験を対象とした試験解析結果について報告する。また、実用炉の直管型 SG のうち、伝熱管 10 本をプラグさせた場合の伝熱管温度偏差評価結果及びナトリウム出入口プレナム部を含む大型直管型 SG 全系を対象とした伝熱管プラグを含む条件での 3 次元温度分布と構造健全性評価結果について報告する。また、1MW-SG 試験での流動安定性試験を対象に、流動安定性解析への適用性を確認した結果についても付録にて紹介する。

**Development of Three-dimensional Thermal-hydraulics Analysis Code TSG
for Straight Tube Steam Generators
- Validation with the Test Data and Applicability Confirmation
at Heat Transfer Tube Plugging Conditions -**

Ryuji YOSHIKAWA, Yasutomo IMAI* and Masaaki TANAKA

Fast Reactor Research and Development Department
Oarai Nuclear Engineering Institute
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received November 27, 2025)

TSG (Three-dimensional Thermal-hydraulics Analysis Code for Steam Generators) has been developed for the numerical simulation of thermal hydraulics in double wall straight tube steam generator (SG) of Sodium-cooled Fast Reactor (SFR) by the Japan Atomic Energy Agency (JAEA).

TSG is a thermal hydraulics simulation system for double wall straight tube SG which couples the sodium side three-dimensional simulation with water side multi-channel simulation. The three-dimensional flow field in sodium side is simulated by the CFD code FLUENT with porous media model. The multi-channel two-phase flow in water side is simulated by in-house code with drift-flux model. The sodium side simulation is coupled with water side simulation by the transmission of heat transfer rate through the heat transfer tube, therefore the overall thermal hydraulics in SG can be evaluated transiently.

This report presents the sodium-water coupled simulation models of TSG, and the simulation results of fundamental validation of TSG with the steady state results of 1MWt SG tests. Next, the evaluation results of temperature deviation at the heat transfer tube plugging conditions in a straight tube SG of a commercial reactor, and the evaluation results of three-dimensional temperature distribution and structural integrity at the heat transfer tube plugging condition for the large-sized SG including the inlet and outlet plenums are described. In addition, the applicability of TSG to the flow stability analyses for 1MWt SG instability tests is presented in the appendix.

Keywords: Steam Generator, Coupled Simulation, Validation, Tube Plugging

* NDD Corporation

目次

1. はじめに	1
2. 直管型蒸気発生器3次元熱流動解析コードTSGの整備	2
2.1 1次元気液2相流動マルチチャンネル解析コード.....	2
2.1.1 解析モデル.....	2
2.1.2 2相流動の基礎式.....	2
2.1.3 数値解析手法.....	4
2.1.4 ボイド率の計算.....	4
2.1.5 圧力損失の計算.....	4
2.1.6 壁面熱伝達の計算.....	5
2.2 ナトリウム側多次元解析モデルの整備.....	5
2.2.1 解析モデル.....	5
2.2.2 圧力損失モデル.....	5
2.2.3 熱伝達モデル.....	10
2.2.4 物性モデル.....	11
2.2.5 乱流モデル.....	13
2.3 ナトリウム側-水側連成モデルの整備	13
2.3.1 熱交換モデル.....	13
2.3.2 ナトリウム側-水側連成モデル	16
2.4 ナトリウム側解析メッシュの作成.....	17
2.5 ナトリウム側-水側連成解析の実行	17
3. 1MW2重管SG静特性評価試験による妥当性確認	24
3.1 解析の目的	24
3.2 解析条件	24
3.2.1 解析対象	24
3.2.2 解析モデル.....	24
3.2.3 解析で使用する伝熱、圧損相関式.....	25
3.2.4 その他の条件.....	25
3.2.5 数値解析方法.....	25
3.3 解析結果	25
3.4 解析モデルによる影響.....	26
3.4.1 伝熱相関式の検討.....	26
3.4.2 DNB 相関式の検討	26
3.4.3 負荷の相違による影響.....	26
3.4.4 蒸気圧力による影響.....	26
3.4.5 ナトリウム/水流量比の影響.....	26
3.4.6 出口蒸気温度による評価.....	26

3.5	まとめ	27
4.	直管型長尺単管SGのプラグ解析	39
4.1	解析の目的	39
4.2	解析条件	39
4.2.1	解析対象	39
4.2.2	解析モデル	39
4.2.3	解析で使用する伝熱、圧損相関式	40
4.3	解析結果	40
4.3.1	ケース1：プラグ管無し	40
4.3.2	ケース2：中心プラグ管10本	41
4.3.3	ケース3：胴側プラグ管10本	41
4.4	まとめ	42
5.	大型蒸気発生器体系における温度分布評価	59
5.1	評価目的	59
5.2	解析条件	59
5.2.1	解析対象	59
5.2.2	解析モデル	59
5.2.3	解析で使用する伝熱、圧損相関式	60
5.3	解析結果	61
5.3.1	ケース1：プラグ管無し	61
5.3.2	ケース2：胴側プラグ管6本	62
5.3.3	伝熱管座屈評価	62
5.4	まとめ	63
6.	おわりに	82
	参考文献	83
	付録 1MW2重管SG流動安定性試験解析	85
A.1	解析の目的	85
A.2	熱伝達率に時間遅れの導入	85
A.3	解析条件	85
A.4	一次遅れ時定数の感度解析	86
A.4.1	解析対象	86
A.4.2	初期条件	86
A.4.3	一次遅れ時定数5秒での不安定流動解析	86
A.4.4	一次遅れ時定数の感度解析結果	86
A.5	その他の試験ケースの解析	87
A.6	まとめ	88
	付録の参考文献	100

Contents

1. Introduction	1
2. Development of three-dimensional analysis code TSG for straight tube steam generators	2
2.1 One-dimensional multi-channel simulation code for two-phase flow	2
2.1.1 Simulation model	2
2.1.2 Governing equations for two-phase flow	2
2.1.3 Numerical method	4
2.1.4 Void fraction	4
2.1.5 Pressure loss	4
2.1.6 Heat transfer rate	5
2.2 Development of sodium side three-dimensional simulation model	5
2.2.1 Simulation model	5
2.2.2 Pressure loss model	5
2.2.3 Heat transfer model	10
2.2.4 Physical property model	11
2.2.5 Turbulence model	13
2.3 Development of sodium-water coupled simulation model	13
2.3.1 Heat exchange model	13
2.3.2 sodium-water coupled model	16
2.4 Mesh generation for sodium side simulation	17
2.5 Execution of sodium-water coupled simulation	17
3. Validation of TSG with the 1MWt SG steady state tests	24
3.1 Simulation purpose	24
3.2 Simulation conditions	24
3.2.1 Simulation object	24
3.2.2 Simulation model	24
3.2.3 Correlations of heat transfer rate and pressure loss	25
3.2.4 Other simulation conditions	25
3.2.5 Numerical method	25
3.3 Simulation Results	25
3.4 Influences of simulation models	26
3.4.1 Examination of heat transfer correlations	26
3.4.2 Examination of DNB correlation	26
3.4.3 Influence of power difference	26
3.4.4 Influence of steam pressure	26
3.4.5 Influence of sodium/water flow rate ratio	26
3.4.6 Evaluation of outlet steam temperature	26

3.5 Summary	27
4. Simulation of straight single-wall tube SG at plugging conditions	39
4.1 Simulation purpose	39
4.2 Simulation conditions	39
4.2.1 Simulation object	39
4.2.2 Simulation model	39
4.2.3 Correlations of heat transfer rate and pressure loss	40
4.3 Simulation Results	40
4.3.1 Case1: no plugged tube	40
4.3.2 Case2: 10 plugged tubes at center	41
4.3.3 Case3: 10 plugged tubes near shell	41
4.4 Summary	42
5. Evaluation of temperature distribution in large-sized SG	59
5.1 Evaluation purpose	59
5.2 Simulation conditions	59
5.2.1 Simulation object	59
5.2.2 Simulation model	59
5.2.3 Correlations of heat transfer rate and pressure loss	60
5.3 Simulation Results	61
5.3.1 Case1: no plugged tube	61
5.3.2 Case2: 6 plugged tubes near shell	62
5.3.3 Evaluation of tube buckling	62
5.4 Summary	63
6. Concluding remarks	82
References	83
Appendix Simulation of the 1MWt double-wall SG instability tests	85
A.1 Simulation purpose	85
A.2 Implementation of a time lag in the heat transfer coefficient	85
A.3 Simulation conditions	85
A.4 Sensitivity analysis of the first-order lag time	86
A.4.1 Simulation object	86
A.4.2 Initial condition	86
A.4.3 Instability simulation at the 5-second lag time condition	86
A.4.4 Results of the sensitivity analysis of lag time	86
A.5 Simulations of other test cases	87
A.6 Summary	88
References in appendix	100

1. はじめに

ナトリウム冷却高速炉（SFR）の蒸気発生器（SG）として、直管型 2 重伝熱管蒸気発生器（直管型 SG）の採用が検討された¹⁻³⁾。直管型 SG は、蒸発部と過熱部が一体となった一体貫流型となり、伝熱管は長尺となる。このため、流動不安定性の発生と合わせて、局所的な伝熱性能の低下や、伝熱管温度偏差等に起因する伝熱管座屈や管板部破損に対する評価が重要であり、管束部温度分布の均一化が重要な課題であった。管束部での温度分布の均一化に影響を及ぼす要因として、管束部入口に流入するナトリウム流速分布の偏り、管束部内での偏流、伝熱管のプラグ（不具合等を生じた伝熱管を閉塞）による局所伝熱特性の変化などが挙げられた。特に、大出力の直管型 SG では、局所的な伝熱流動特性や、伝熱管相互の温度偏差による SG 全体に及ぶ構造健全性評価が必要となり、これには SG 内部の温度分布を伝熱管外のナトリウム側（Na 側）及び伝熱管内の水側ともに予測できなければならない課題があった。

日本原子力研究開発機構（原子力機構）では、SG の解析評価ツールとして、ナトリウム側と水側との共役熱伝達問題を考慮できる解析コード (MSG)⁴⁻⁵⁾を整備してきた。MSG は、ナトリウム側を 2 次元軸対称モデルとしていることから、直管型 SG 内の任意の位置における伝熱管のプラグ時や、局所的な伝熱管内流れの不安定性などの非対称性が顕著になる問題には適用が困難である。そこで、直管型 SG に適用可能な、ナトリウム側の非対称性を考慮できる 3 次元解析モデルと、水側のマルチチャンネルモデルを採用した解析評価ツールの整備が新たに必要となった。

本研究では、ナトリウム側の 3 次元解析と水側のマルチチャンネル解析を組み合わせた直管型蒸気発生器 3 次元熱流動解析コードとして、TSG (Three-dimensional thermal-hydraulics analysis code for Steam Generators) の整備を実施している。TSG は、ナトリウム側には直管型 SG 内の 3 次元熱流動を現実的な計算負荷で計算するためポーラスボディアプローチ (多孔質モデル) を採用した汎用計算流体力学 (CFD) コード FLUENT を用い、伝熱管内の水側には内作で整備したドリフトフラックスモデルをベースにした 1 次元気液 2 相流動マルチチャンネル解析コードを用いて、ナトリウム側と水側との間で伝熱管壁を介した熱交換を計算し、連成解析を可能とする連成解析システムとしている。

本報告では、直管型 SG を対象とした水側の沸騰 2 相流動現象を対象としたマルチチャンネル解析コード及びナトリウム側の多次元 CFD 解析のための FLUENT によるポーラスボディ解析モデル並びにナトリウム側-水側連成解析手法について記述する。また、妥当性確認の一環として実施した原子力機構で実施された 1MW 熱出力の直管型 2 重伝熱管 SG (1MW-SG) での静特性試験を対象とした妥当性確認解析と、実用炉の直管型 SG の伝熱管をプラグさせた場合の SG 内の伝熱管温度偏差評価及びナトリウム出入口プレナム部を含む大型直管型 SG 全系を対象とした 3 次元温度分布と構造健全性評価結果について報告する。また、流動安定性評価への適用性を調べるために、1MW-SG での流動安定性試験を対象とした流動安定性解析結果について付録に記載する。

2. 直管型蒸気発生器 3次元熱流動解析コード TSG の整備

2.1 1次元気液2相流動マルチチャンネル解析コード

2.1.1 解析モデル

図 2.1 に示すように、水側の 1次元気液2相流動マルチチャンネル解析コードにおけるマルチチャンネル熱流動解析モデルについては、出入口プレナムの間を接続した並行チャンネルモデルで構成される。境界条件は、入口プレナムに流入する水の総流量 W 、温度 T_{in} 、出口プレナム圧力 p 及び壁面熱流束 q'' である。

2.1.2 2相流動の基礎式

伝熱管内の 1次元2相流動に対するドリフトフラックスモデルの基礎式⁶⁻⁹⁾は以下の通りである。

(1) 混合物質量保存式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial Z} (A\rho V) = 0 \quad (2-1)$$

A : 断面積 [m²]
 t : 時間 [s]
 V : 速度 [m/s]
 Z : 空間座標 [m]
 ρ : 密度 [kg/m³]

(2) 蒸気質量保存式

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha \rho_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial Z} (A\alpha \rho_g V) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial Z} \left[\frac{A\alpha \rho_g (1 - \alpha) \rho_l V_r}{\rho} \right] = \Gamma \quad (2-2)$$

α : 体積率
 Γ : 蒸気発生率 [kg/m³·s]
 V_r : 気相、液相の相対速度 ($V_r = V_g - V_l$) [m/s]
 (下付き文字)
 g : 気相
 l : 液相

(3) 運動量保存式

$$\frac{\partial V}{\partial t} + V \frac{\partial V}{\partial Z} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial Z} [\alpha \rho_g (1 - \alpha) \rho_l V_r^2] + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial Z} + g_v + \frac{\tau}{\rho} = 0 \quad (2-3)$$

p : 圧力 [N/m²]
 g_v : 重力加速度 [m/s²]
 τ : 壁面摩擦損失及び局部圧力損失 [Pa/m]

(4) エネルギー保存式

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho e) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial Z} (A \rho e V) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial Z} \left[\frac{A \alpha \rho_g (1 - \alpha) \rho_l V_r (e_g - e_l)}{\rho} \right] \\ + \frac{p}{A} \frac{\partial}{\partial Z} (AV) + \frac{p}{A} \frac{\partial}{\partial Z} \left[\frac{A \alpha (1 - \alpha) V_r (\rho_l - \rho_g)}{\rho} \right] = q \end{aligned} \quad (2-4)$$

e : 内部エネルギー [J/kg]
 q : 熱発生率 [J/(m³·s)]

(5) その他の関係式

(a) 平均密度:

$$\rho = \rho_l (1 - \alpha) + \rho_g \alpha \quad (2-5)$$

(b) 平均速度:

$$V = \frac{\alpha \rho_g V_g}{\rho} + \frac{(1 - \alpha) \rho_l V_l}{\rho} \quad (2-6)$$

(c) 平均内部エネルギー式

$$e = \frac{\alpha \rho_g e_g}{\rho} + \frac{(1 - \alpha) \rho_l e_l}{\rho} \quad (2-7)$$

(d) 入口プレナムの質量保存式

図 2.1 に示す入口プレナムに対して、均質混合モデルを採用する。即ち、気相、液相熱平衡状態を仮定し、質量とエネルギー保存方程式により、圧力及び内部エネルギーを計算する。

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{1}{Vol} \sum_j W_j \quad (2-8)$$

Vol : 体積 [m³]
 W : 流量 [kg/s]
 (下付き文字)
 j : チャンネル番号

(e) 入口プレナムのエネルギー保存式

$$\begin{aligned} \frac{d(\rho e)}{dt} = \frac{1}{Vol} & \left[\sum_j W_j e_j + \sum_j \frac{A_j \alpha_j (1 - \alpha_j) (\rho_l \rho_g)_j (e_g - e_l)_j (V_r)_j}{\rho_j} \right] \\ & + \frac{1}{Vol} \left[p \sum_j A_j V_j + p \sum_j \frac{A_j \alpha_j (1 - \alpha_j) (\rho_l - \rho_g)_j (V_r)_j}{\rho_j} \right] \end{aligned} \quad (2-9)$$

2.1.3 数値解析手法

ドリフトフラックスモデルの基礎式に対して半陰解法⁶⁻⁷⁾を採用する。すなわち、質量とエネルギー方程式の対流項、運動量方程式の圧力項を陰的に、他の項を陽的に取り扱う。空間差分はスタガード格子 (Staggered mesh) で行われる。収束基準については、次の CFL 条件を満たす必要がある⁷⁾。

$$\frac{\Delta t}{\Delta Z} V < 1 \quad (2-10)$$

2.1.4 ボイド率の計算

ドリフトフラックスモデルでは、ボイド率 α が全流体見掛け速度 j 、蒸気の見掛け速度 j_g 、分布定数 C_0 とドリフト速度 U_{gj} の関数になる。沸騰により発生した蒸気量は j_g に含まれて、そして、二相の相対速度は U_{gj} に含まれる。

$$\alpha = \frac{j_g}{C_0 j + U_{gj}} \quad (2-11)$$

- j : 体積流束 [m/s]
- C_0 : 分布パラメータ
- U_{gj} : ボイド率荷重平均ドリフト速度 [m/s]

ドリフトフラックス相関式では、 C_0 と U_{gj} の計算式を提供する。そして、ドリフトフラックス相関式を利用して、ボイド率を式 (2-11) により予測できる。

2.1.5 圧力損失の計算

2 相流動摩擦損失は管内総流量を液相単独の流れとみなす単相摩擦損失及び 2 相流摩擦損失の増倍係数により表される。

$$-\left(\frac{\partial p}{\partial Z}\right)_{TP} = \phi_{lo}^2 \frac{2}{D_e} f_l \frac{G^2}{\rho_l} \quad (2-12)$$

D_e : 水力直径 [m]
 f : Fanning 摩擦係数
 G : 質量流束 [kg/(m²s)]
 ϕ_{lo}^2 : 2相流摩擦損失の増倍係数

伝熱管入口、出口或はオリフィスの圧力損失は下の式で表される。

$$\Delta p_k = C_k \frac{G^2}{2\rho} \quad (2-13)$$

C_k : 形状圧力損失係数

2.1.6 壁面熱伝達の計算

熱伝達率の相関式は、熱伝達モードにより使い分ける。ここで、高クォリティー領域のバーンアウト現象を考慮して、壁面熱伝達のモードを、(1) 液単相強制対流、(2) 核沸騰、(3) 膜沸騰、(4) 蒸気単相流に分けて取り扱う。そして、核沸騰から膜沸騰への遷移の判定構成式 (DNB クォリティー) が必要となる。

2.2 ナトリウム側多次元解析モデルの整備

2.2.1 解析モデル

ナトリウム側多次元解析モジュールとして、原子炉内熱流動現象の解析に様々な実績を有する汎用流体解析ソフトウェア FLUENT¹⁰⁾を採用した。また、数値解析アプローチとして、実機条件の解析を現実的な計算コストに抑えるため、形状適合メッシュによる詳細解析モデルではなく、サブチャンネル型メッシュによるポーラスボディ解析モデルを採用した。ポーラスボディ解析モデルに必要な伝熱流動相関式の計算は、FLUENT のユーザー定義関数 (UDF) 機能を利用して計算する。

2.2.2 圧力損失モデル

各領域の圧力損失は、圧力損失相関式から計算する。本解析モデルでは、伝熱管東部領域、バッフル板領域の圧力損失モデルとして、次の相関式を採用した。

(1) 伝熱管東部鉛直方向圧力損失相関式

伝熱管東部の鉛直方向圧力損失相関式として、管摩擦係数の層流式及びブラジウスの乱流式¹¹⁾を採用した。レイノルズ数 Re_{eq} は、等価直径 d_{eq} と鉛直方向流速 (Physical

流速) w_{ph} から定義される。なお、層流から乱流に遷移するレイノルズ数について、本解析では摩擦係数の層流式と乱流式が同値となる $Re_{eq} = 1,187.4$ で両式の切り替えを実行している。

$$\lambda \equiv -\frac{\Delta p}{\Delta Z} \frac{d_{eq}}{\rho w_{ph}^2 / 2} \quad (2-14)$$

$$Re_{eq} \equiv \frac{\rho w_{ph} d_{eq}}{\mu} \quad (2-15)$$

$$d_{eq} = \left[\frac{2\sqrt{3}}{\pi} \left(\frac{P}{D} \right)^2 - 1 \right] D \quad (2-16)$$

- ・ 層流の場合 ($Re_{eq} \leq 1,187.4$)

$$\lambda = \frac{64}{Re_{eq}} \quad (2-17)$$

- ・ 乱流の場合 ($Re_{eq} \geq 1,187.4$)

$$\lambda = \frac{0.3164}{Re_{eq}^{1/4}} \quad (2-18)$$

$\frac{\Delta p}{\Delta Z}$: 鉛直方向単位長さあたりの圧力損失 [Pa/m]

λ : 管摩擦係数

Re_{eq} : レイノルズ数

ρ : ナトリウム密度 [kg/m³]

μ : ナトリウム粘性係数 [Pa·s]

d_{eq} : 等価直径 [m]

w_{ph} : 鉛直方向流速 (Physical 流速、 $w_{ph} = w_{sp}/\alpha$) [m/s]

w_{sp} : 鉛直方向流速 (Superficial 流速、 $w_{sp} = w_{ph} \times \alpha$) [m/s]

α : 空隙率

D : 伝熱管径 [m]

P : 伝熱管配列ピッチ [m]

(2) 伝熱管東部水平方向圧力損失相関式

伝熱管東部の水平方向圧力損失相関式として、Heat Exchanger Design Handbook (HEDH) の式¹²⁾を採用した。同式に現れる S_L 、 S_T 、 u_g は、インライン方向とスタガード方向で定義が異なり、三角配列で配置された伝熱管束に対して、三角形の底辺と平行な方向に流入するのがインライン方向、垂直な方向に流入するのがスタガード方向となる。レイノルズ数 Re_D は、伝熱管径 D とギャップ最大流速 u_g から定義される。

$$\lambda \equiv -\frac{\Delta p}{\Delta L} \frac{d_{eq}}{\rho u_g^2/2} = Eu \frac{d_{eq}}{S_L} \quad (2-19)$$

$$Eu \equiv -\frac{\Delta p}{\rho u_g^2/2} \quad (2-20)$$

$$Re_D \equiv \frac{\rho u_g D}{\mu} \quad (2-21)$$

$$Eu = 1.42 \times \left(\frac{1}{S_T/D - 1}\right)^{0.33} Re_D^{-0.15}, \quad (600 \leq Re_D \leq 7,000) \quad (2-22)$$

$$Eu = 5.2 \times \left(\frac{1}{S_T/D - 1}\right)^{0.25} Re_D^{-0.29}, \quad (7,000 \leq Re_D \leq 200,000) \quad (2-23)$$

$\frac{\Delta p}{\Delta L}$: 水平方向単位長さあたりの圧力損失 [Pa/m]

Re_D : レイノルズ数

Eu : オイラー数

ρ : ナトリウム密度 [kg/m³]

μ : ナトリウム粘性係数 [Pa·s]

d_{eq} : 等価直径 [m]

S_L : 縦方向伝熱管配列ピッチ [m]

S_T : 水平方向伝熱管配列ピッチ [m]

u_g : 水平方向流速（管束内流速、ギャップ最大流速） [m/s]

縦方向伝熱管配列ピッチ S_L 、水平方向伝熱管配列ピッチ S_T 、水平方向流速（管束内流速、ギャップ最大流速） u_g は以下の式で計算する。

(インライン方向)

$$S_L = P/2 \quad (2-24)$$

$$S_T = \sqrt{3}P \quad (2-25)$$

$$u_g = \frac{S_T}{2(P - D)} u_f \quad (2-26)$$

(スタガード方向)

$$S_L = \sqrt{3}/2 P \quad (2-27)$$

$$S_T = P \quad (2-28)$$

$$u_g = \frac{S_T}{P-D} u_f \quad (2-29)$$

u_f : 水平方向流速（管束外流速、管束への接近流速） [m/s]

ナトリウム側解析への適用に際しては、水平断面上の流速方向に対して、スタガード方向の式から流速方向に対する圧力損失 $-\Delta p/\Delta L$ を算出する。次いで、 $-\Delta p/\Delta L$ を座標変換して得られる $-\Delta p/\Delta X$ 、 $-\Delta p/\Delta Y$ をそれぞれの方向の圧力損失として設定する。

$$-\frac{\Delta p}{\Delta X} = -\frac{\Delta p}{\Delta L} \cos \theta \quad (2-30)$$

$$-\frac{\Delta p}{\Delta Y} = -\frac{\Delta p}{\Delta L} \sin \theta \quad (2-31)$$

$$\cos \theta = \frac{u_x}{u_r} \quad (2-32)$$

$$\sin \theta = \frac{u_y}{u_r} \quad (2-33)$$

$$u_r = \sqrt{u_x^2 + u_y^2} \quad (2-34)$$

$\frac{\Delta p}{\Delta X}$: X方向単位長さあたりの圧力損失 [Pa/m]

$\frac{\Delta p}{\Delta Y}$: Y方向単位長さあたりの圧力損失 [Pa/m]

θ : 水平断面上の流速方向角度 [rad]

u_x : X方向流速 [m/s]

u_y : Y方向流速 [m/s]

u_r : 水平断面上の合成流速 [m/s]

(3) バッフル板圧力損失相関式

バッフル板の圧力損失相関式として、次の Idelchik の式¹³⁾を採用した。レイノルズ数 Re_d は、バッフル板孔径 d とバッフル板孔内流速 w_b から定義され、典型的な実機条件（バッフル板孔径 $d \approx 20$ mm、孔内流速 $w_b \approx 2.0$ m/s、開口率 $f \approx 0.5$ ）では、 $Re_d \approx 10^5$ オーダーとなる。また、流路拡縮係数 $\tau = \tau(t/d)$ は、バッフル板孔径 $d \approx 20$ mm、板厚 $t \approx 20$ mm から $t/d \approx 1.0$ 、 $\tau \approx 0.24$ 程度である。なお、バッフル板の平面方向に対する圧力損失は、十分に大きい値として $\lambda_{cross} = 10^9$ を設定する。

$$\lambda \equiv -\frac{\Delta p}{\Delta Z} \frac{d_{eq}}{\rho w_f^2 / 2} = Eu \frac{d}{t} \quad (2-35)$$

$$Eu \equiv -\frac{\Delta p}{\rho w_f^2 / 2} \quad (2-36)$$

$$Eu = \left[\zeta_0 + \lambda_d \frac{t}{d} \right] \frac{1}{f^2} \quad (2-37)$$

$$\zeta_0 = (0.5 + \tau \sqrt{1-f})(1-f) + (1-f)^2 \quad (2-38)$$

(適用範囲)

$$t/d \geq 0.015 \quad (2-39)$$

$$Re_d \equiv \frac{\rho w_b d}{\mu} \geq 100,000 \quad (2-40)$$

$\frac{\Delta p}{\Delta Z}$: 鉛直方向単位長さあたりの圧力損失 [Pa/m]

Re_d : レイノルズ数

Eu : オイラー数

ρ : ナトリウム密度 [kg/m³]

μ : ナトリウム粘性係数 [Pa·s]

d_{eq} : 等価直径 ($d_{eq} = d$) [m]

d : バッフル板孔径 [m]

t : バッフル板板厚 [m]

w_b : バッフル板内流速 ($w_b = w_f / f$ 、 $w_b = w_{sp} / \alpha_b$) [m/s]

w_f : バッフル板外流速 ($w_f = w_b \times f$ 、 $w_f = w_{sp} / \alpha_f$) [m/s]

f : バッフル板開口率 (相対空隙率、 $f = \alpha_b / \alpha_f$)

α_b : バッフル板内空隙率

α_f : バッフル板外空隙率

λ_d : 管摩擦係数

τ : 流路拡張係数

管摩擦係数 λ_d は円管層流式及びブラジウスの乱流式¹¹⁾を採用した。流路拡張係数 ($\tau = \tau(t/d)$) の値を表 2.1 に記載する。

なお、文献¹³⁾に従い、式 (2-36) ではオイラー数 Eu をバッフル板外流速 w_f で定義したが、実際に圧力損失を計算する際は、取り扱いが容易となるバッフル板内流速 w_b で計算している。

$$\lambda' \equiv -\frac{\Delta p}{\Delta Z} \frac{d_{eq}}{\rho w_b^2/2} = Eu' \frac{d}{t} \quad (2-41)$$

$$Eu' \equiv -\frac{\Delta p}{\rho w_b^2/2} = Eu \times f^2 \quad (2-42)$$

入口プレナムから SG 胴へのナトリウム入口窓に設置される整流胴に対しては、式(2-35) から径方向に対する圧力損失特性 $-\Delta p/\Delta L$ を算出する。次いで、 $-\Delta p/\Delta L$ を座標変換して得られる $-\Delta p/\Delta X$ 、 $-\Delta p/\Delta Y$ をそれぞれの方向の圧力損失特性として設定する。

$$-\frac{\Delta p}{\Delta X} = -\frac{\Delta p}{\Delta L} \cos \theta \quad (2-43)$$

$$-\frac{\Delta p}{\Delta Y} = -\frac{\Delta p}{\Delta L} \sin \theta \quad (2-44)$$

$$\cos \theta = \frac{x}{r} \quad (2-45)$$

$$\sin \theta = \frac{y}{r} \quad (2-46)$$

$$r = \sqrt{x^2 + y^2} \quad (2-47)$$

- θ : 水平断面上の位置方向角度 [rad]
- x : X座標 [m]
- y : Y座標 [m]
- r : 中心からの半径 [m]

2.2.3 熱伝達モデル

流体-構造材間の熱伝達は、熱伝達相関式から計算する。本解析モデルでは、ナトリウム側-伝熱管間の熱伝達相関式として、次の Gräber-Rieger の式¹⁴⁾を採用した。ペクレ数 Pe は、等価直径 d_{eq} と絶対流速 (Physical 流速) V_{ph} から定義される。

$$Nu = 0.25 + 6.2 \frac{P}{D} + \left(0.032 \frac{P}{D} - 0.007\right) Pe^{0.8-0.024 \frac{P}{D}} \quad (2-48)$$

$$h = \frac{Nu\lambda}{d_{eq}} \quad (2-49)$$

$$Pe = Pr \cdot Re = \frac{\mu/\rho}{\lambda/\rho c_p} \frac{V_{ph} d_{eq}}{\mu/\rho} = \frac{V_{ph} d_{eq}}{\lambda/\rho c_p} \quad (2-50)$$

Nu :	ヌセルト数
Pe :	ペクレ数
h :	ナトリウム側-伝熱管間熱伝達率 [W/(m ² ·K)]
D :	伝熱管径 [m]
P :	伝熱管配列ピッチ [m]
d_{eq} :	等価直径 [m]
V_{ph} :	絶対流速 (Physical 流速、 $V_{ph} = (u_{ph}^2 + v_{ph}^2 + w_{ph}^2)^{1/2}$) [m/s]
u_{ph} :	X 方向流速 (Physical 流速) [m/s]
v_{ph} :	Y 方向流速 (Physical 流速) [m/s]
w_{ph} :	Z 方向流速 (Physical 流速) [m/s]
ρ :	ナトリウム密度 [kg/m ³]
c_p :	ナトリウム比熱 [J/(kg·K)]
μ :	ナトリウム粘性係数 [Pa·s]
λ :	ナトリウム熱伝導率 [W/(m·K)]

2.2.4 物性モデル

表 2.2 に流体であるナトリウムの物性¹⁵⁾及び表 2.3 に SG 構造材料である改良 9Cr-1Mo 鋼¹⁶⁾の物性値関数を示す。物性値関数は、全て温度の 1~4 次多項式として近似した。

ナトリウム側解析では、ポーラスボディ解析モデルを採用しているため、物性値にも特殊な取り扱いが必要となる。FLUENT のユーザーズガイドによれば、ポーラスゾーンに設定したセルのエネルギー式は、次式で記述される。ここで、本解析では重要とされない圧力仕事項、運動エネルギー項、化学種関連項は省略した。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\gamma\rho_f h_f + (1-\gamma)\rho_s h_s) + \nabla \cdot (\vec{v}\rho_f h_f) = \nabla \cdot (\lambda_{eff}\nabla T) + Q \quad (2-51)$$

$$\lambda_{eff} = \gamma\lambda_f + (1-\gamma)\lambda_s \quad (2-52)$$

γ :	媒体の空隙率
ρ_f :	流体密度 [kg/m ³]
ρ_s :	固体密度 [kg/m ³]
h_f :	流体エンタルピー [J/kg]
h_s :	固体エンタルピー [J/kg]
\vec{v} :	見掛けの流速 [m/s]
λ_{eff} :	媒体の有効熱伝導率 [W/(m·K)]
λ_f :	流体相の熱伝導率 (乱流の寄与分 k_t を含む) [W/(m·K)]
λ_s :	固体媒体の熱伝導率 [W/(m·K)]

Q : セル平均体積発熱率 [W/m³]

(1) 伝熱管束部領域

伝熱管束部領域では、ひとつのセル内にナトリウム側領域と伝熱管領域（水/蒸気側領域を含む）が混在する。ただし、伝熱管領域の熱輸送は、水/蒸気側解析で考慮されているため、ナトリウム側解析では考慮する必要はない。従って、式 (2-51) 及び式 (2-52) の流体物性値としてナトリウムの物性値を、構造材物性値としてゼロを設定する。

$$\rho_f = \rho_{Na}, c_{pf} = c_{pNa}, \lambda_f = \lambda_{Na} \quad (2-53)$$

$$\rho_s = 0, c_{ps} = 0, \lambda_s = 0 \quad (2-54)$$

ρ_{Na} : ナトリウム密度 [kg/m³]

c_{pNa} : ナトリウム比熱 [J/(kg·K)]

λ_{Na} : ナトリウム熱伝導率 [W/(m·K)]

(2) バッフル板領域

バッフル板領域では、ひとつのセル内にナトリウム側領域、バッフル板領域、伝熱管領域（水/蒸気側領域を含む）が混在する。ただし、伝熱管領域の熱輸送は、水/蒸気側解析で考慮されているため、ナトリウム側解析では考慮する必要はない。従って、セルの構造材領域に占めるバッフル板の体積分率を χ とし、構造材物性値を以下に設定する。

$$\rho_f = \rho_{Na}, c_{pf} = c_{pNa}, \lambda_f = \lambda_{Na} \quad (2-55)$$

$$\rho_s = \chi\rho_{9Cr}, c_{ps} = \chi c_{p9Cr}, \lambda_s = \chi\lambda_{9Cr} \quad (2-56)$$

ρ_{9Cr} : 改良 9Cr-1Mo 鋼密度 [kg/m³]

c_{p9Cr} : 改良 9Cr-1Mo 鋼比熱 [J/(kg·K)]

λ_{9Cr} : 改良 9Cr-1Mo 鋼熱伝導率 [W/(m·K)]

なお、バッフル板の体積分率 χ は、セル空隙率 γ とバッフル板開口率 f から次式で算出できる。

$$\chi = \frac{\gamma}{1-\gamma} \frac{1-f}{f} \quad (2-57)$$

χ : バッフル板の体積分率

γ : セル空隙率

f : バッフル板開口率

(3) SG 胴領域

SG 胴領域では、ひとつのセル内に構造材領域しか存在しないため、特殊な処理は必要ない。セルの属性をポーラスゾーンではなく構造材ゾーンに設定して、構造材料である改良 9Cr-1Mo 鋼の物性値を設定する。

$$\rho_s = \rho_{9Cr}, \quad c_{ps} = c_{p9Cr}, \quad \lambda_s = \lambda_{9Cr} \quad (2-58)$$

2.2.5 乱流モデル

乱流ミキシング効果に関して、乱流粘性係数 ν_t は、50 MW 蒸気発生器試験の相関式⁵⁾から設定した。ただし、同相関式は、ヘリカルコイル型蒸気発生器が対象であるため、直管型蒸気発生器が対象である本解析では、増倍係数を暫定的に $C = 10$ から $C = 1$ に修正した。また、乱流拡散係数 α_t は、乱流プラントル数 $Pr_t = 0.9$ として設定した。典型的な実機条件（ナトリウム流速 $V_{ph} \approx 1.0$ m/s、伝熱管径 $D \approx 20$ mm）では、 $\nu_t/\nu = 1,000$ 、 $\alpha_t/\alpha = 5$ 程度となる。

$$\nu_t = 0.016 \times V_{ph} \times D \times C \quad (2-59)$$

$$\alpha_t = \frac{\nu_t}{Pr_t} \quad (2-60)$$

$$Pr_t = 0.9 \quad (2-61)$$

ν_t : 乱流粘性係数 [m²/s]

α_t : 乱流拡散係数 [m²/s]

Pr_t : 乱流プラントル数

V_{ph} : 絶対流速（Physical 流速、 $V_{ph} = (u_{ph}^2 + v_{ph}^2 + w_{ph}^2)^{1/2}$ ） [m/s]

D : 伝熱管径 [m]

C : 増倍係数 ($C = 1$)

2.3 ナトリウム側-水側連成モデルの整備

本連成解析システムでは、ナトリウム側解析モジュールと水側解析モジュールを同時に実行して、定期的にモジュール間のデータ通信を実行しながら過渡計算を進行させる双方向（2-way）の連成モデルを採用した。モジュール間の連成は、伝熱管の熱交換データを媒介として計算する。本章では、伝熱管の熱交換モデルとモジュール間の連成モデルを解説する。

2.3.1 熱交換モデル

伝熱管を介したナトリウム側と水側の熱交換は、伝熱管内外表面の熱伝達と伝熱管材料領域の熱伝導から計算する。

熱交換の計算においては、伝熱管の非定常的な温度挙動を模擬するため、伝熱管温度 T_w を定義して伝熱管材料の熱容量を考慮する。伝熱管内外表面における熱伝達量を Q_1 、 Q_2 とすると、時間ステップサイズ Δt 経た後の伝熱管温度 T_w^{n+1} は次式で計算される。

$$T_w^{n+1} = T_w^n + \frac{\Delta t}{\rho_w c_{pw} V_w} (Q_2^n - Q_1^n) \quad (2-62)$$

- Q_1 : 伝熱管内表面熱伝達量 [W]
- Q_2 : 伝熱管外表面熱伝達量 [W]
- T_w : 伝熱管温度 [K]
- ρ_w : 伝熱管密度 [kg/m³]
- c_{pw} : 伝熱管比熱 [J/(kg·K)]
- V_w : 伝熱管体積 ($V_w = \pi(r_2^2 - r_1^2)\Delta Z$) [m³]
- r_1 : 伝熱管内径 [m]
- r_2 : 伝熱管外径 [m]
- ΔZ : 鉛直方向メッシュ長 [m]
- Δt : 時間ステップサイズ [s]

伝熱管内外表面における伝熱面積を S_1 、 S_2 とすると、熱伝達量 Q_1 、 Q_2 と熱流束 q_1 、 q_1 の関係は以下となる。

$$Q_1 = q_1 S_1, \quad S_1 = 2\pi r_1 \Delta Z \quad (2-63)$$

$$Q_2 = q_2 S_2, \quad S_2 = 2\pi r_2 \Delta Z \quad (2-64)$$

- q_1 : 伝熱管内表面熱流束 [W/m²]
- q_2 : 伝熱管外表面熱流束 [W/m²]
- S_1 : 伝熱管内表面伝熱面積 [m²]
- S_2 : 伝熱管外表面伝熱面積 [m²]

伝熱管内外表面における熱流束 q_1 、 q_2 は、次の熱伝達式から計算する。熱伝達率 h_1 、 h_2 は各種熱伝達相関式から、汚れ係数 R_1 、 R_2 は実験等による経験値からそれぞれ設定する。

$$q_1 = k_1(T_1 - T_{wa}), \quad \frac{1}{k_1} = \frac{1}{h_1} + R_1 \quad (2-65)$$

$$q_2 = k_2(T_{Na} - T_2), \quad \frac{1}{k_2} = \frac{1}{h_2} + R_2 \quad (2-66)$$

T_{Wa} :	水側温度 [K]
T_{Na} :	ナトリウム側温度 [K]
T_1 :	伝熱管内表面温度 [K]
T_2 :	伝熱管外表面温度 [K]
h_1 :	伝熱管内表面熱伝達率 [W/(m ² ·K)]
h_2 :	伝熱管外表面熱伝達率 [W/(m ² ·K)]
R_1 :	伝熱管内表面汚れ係数 [(m ² ·K)/W]
R_2 :	伝熱管外表面汚れ係数 [(m ² ·K)/W]
k_1 :	伝熱管内表面実効熱伝達率 [W/(m ² ·K)]
k_2 :	伝熱管外表面実効熱伝達率 [W/(m ² ·K)]

伝熱管領域の熱伝導は、円筒座標系における定常一次元径方向熱伝導を仮定して、次の熱伝導式から計算する。次式では、伝熱管温度 T_w の定義位置を伝熱管中心径 r_w として、その内側 ($r_1 \leq r \leq r_w$) と外側 ($r_w \leq r \leq r_2$) の二領域でそれぞれ熱伝導を計算する。また、二重管界面の接触熱抵抗 R_g は実験等による経験値から設定する。

$$T_w - T_1 = \frac{r_1 q_1}{\lambda_w} \ln\left(\frac{r_w}{r_1}\right) + (1-f) \frac{r_1 q_1}{r_g} R_g \quad (2-67)$$

$$T_2 - T_w = \frac{r_2 q_2}{\lambda_w} \ln\left(\frac{r_2}{r_w}\right) + f \frac{r_2 q_2}{r_g} R_g \quad (2-68)$$

r_w :	伝熱管中心径 ($r_w = (r_1 + r_2)/2$) [m]
λ_w :	伝熱管熱伝導率 [W/(m·K)]
r_g :	二重管内管外径 [m]
R_g :	二重管界面の接触熱抵抗 [(m ² ·K)/W]
f :	$f = 0$ ($r_1 < r_g \leq r_w$)、 $f = 1$ ($r_w < r_g < r_2$)

式 (2-65)、式 (2-66)、式 (2-67)、式 (2-68) から伝熱管内外表面温度 T_1 、 T_2 を消去すると以下が得られる。

$$q_1 = K_1(T_w - T_{Wa}), \quad \frac{1}{K_1} = \frac{1}{h_1} + \frac{r_1}{\lambda_w} \ln\left(\frac{r_w}{r_1}\right) + R_1 + (1-f) \frac{r_1}{r_g} R_g \quad (2-69)$$

$$q_2 = K_2(T_{Na} - T_w), \quad \frac{1}{K_2} = \frac{1}{h_2} + \frac{r_2}{\lambda_w} \ln\left(\frac{r_2}{r_w}\right) + R_2 + f \frac{r_2}{r_g} R_g \quad (2-70)$$

K_1 :	水側-伝熱管中心間実効熱伝達率 [W/(m ² ·K)]
K_2 :	ナトリウム側-伝熱管中心間実効熱伝達率 [W/(m ² ·K)]

伝熱管内表面における水側との熱伝達率 h_1 は、水側の流動様式に応じて、Dittus-Boelter の式、Jens-Lottes の式等から計算する。また、伝熱管外表面におけるナトリウム側との熱伝達率 h_2 は、式 (2-48) の Gräber-Rieger の式から計算する。伝熱管を介したナトリウム側と水側の熱交換は、伝熱管内外表面に伝熱面積補正係数を一律に掛けることで計算する。

2.3.2 ナトリウム側-水側連成モデル

前節の熱交換モデルを計算するためには、ナトリウム側解析モジュールと水側解析モジュールの間で物理量データを通信する連成処理が必要となる。本連成モデルでは、通信する物理量データとして、伝熱管温度 T_w とナトリウム側熱伝達量 Q_2 を選択した。伝熱管温度 T_w は、水側解析モジュールからナトリウム側解析モジュールへと送信され、また、ナトリウム側熱伝達量 Q_2 は、ナトリウム側解析モジュールから水側解析モジュールへと送信される。すなわち、水側解析モジュールでは、水側解析モジュールで計算した水側熱伝達量 Q_1^n とナトリウム側解析モジュールから受信したナトリウム側熱伝達量 Q_2^n から伝熱管温度 T_w^{n+1} を計算して、ナトリウム側解析モジュールへと送信する。同時に水側解析のエネルギー式ソース項に $+Q_1^n$ を設定する。他方、ナトリウム側解析モジュールでは、ナトリウム側解析モジュールで計算したナトリウム側温度 T_{Na}^n と水側解析モジュールから受信した伝熱管温度 T_w^n からナトリウム側熱伝達量 Q_2^n を計算して、水側解析モジュールへと送信する。同時にナトリウム側解析のエネルギー式ソース項に $-Q_2^n$ を設定する。

図 2.2 に連成処理の概略図を示す。また、上述の処理を時系列でまとめると、以下に示す通り①から⑧までを繰り返す。

- ① 水側解析モジュールが伝熱管温度 T_w^n を送信
- ② ナトリウム側解析モジュールが伝熱管温度 T_w^n を受信
- ③ ナトリウム側解析モジュールがナトリウム側熱伝達量 Q_2^n を計算
(同時にナトリウム側解析のエネルギー式ソース項に $-Q_2^n$ を設定)
- ④ ナトリウム側解析モジュールがナトリウム側熱伝達量 Q_2^n を送信
- ⑤ 水側解析モジュールが水側熱伝達量 Q_1^n を計算
(同時に水側解析のエネルギー式ソース項に $+Q_1^n$ を設定)
- ⑥ 水側解析モジュールがナトリウム側熱伝達量 Q_2^n を受信
- ⑦ 水側解析モジュールが Q_1^n 、 Q_2^n から新しい時刻の伝熱管温度 T_w^{n+1} を計算
- ⑧ 処理①に戻って繰り返す

なお、ナトリウム側解析メッシュと水側解析メッシュの鉛直方向に対する接続関係を計算するため、上述した熱交換データの他に、水側解析メッシュの節点座標値データが計算開始直後に一度だけ通信される。同データの通信の方向は、水側解析モジュールが送信、ナトリウム側解析モジュールが受信となる。

2.4 ナトリウム側解析メッシュの作成

ナトリウム側解析メッシュは、専用のメッシュジェネレータ「SG_PRE」を利用して作成する。「SG_PRE」では、入力ファイルで指定された SG 仕様値に基づいて、ナトリウム側解析メッシュを作成する。また、水側との連成に必要なセル-伝熱管の位置情報データ、水側解析の代表チャンネルデータも作成する。

図 2.3 に「SG_PRE」による SG 伝熱領域のメッシュ分割図を示す。SG 伝熱領域のメッシュスキームとして、伝熱管東部では、三角配列で配置された伝熱管を頂点とする正三角形型の Prism 要素を採用する。また、胴側ギャップ部（伝熱管東部-SG 胴間ギャップ部）では、Hexa 要素と Prism 要素を併用するスキームを採用する。メッシュサイズは、伝熱管 1 ピッチまたは複数ピッチに対して 1 メッシュが配置される。また、鉛直方向に対しては、不等間隔のメッシュ分割が可能である。

図 2.4 に「SG_PRE」による入口プレナム領域のメッシュ分割図を示す。本例では、典型的なプレナム構造を想定して、パーティション板とバッフル板を有するプレナムを例示した。入口プレナム領域では、鉛直方向を軸とする円筒座標系の構造要素スキームを採用した。入口プレナム領域の周方向に対しては、SG 胴領域の周方向と一致したメッシュ分割が実行される。また、軸方向と径方向に対しては、不等間隔のメッシュ分割が可能である。入口配管領域では、配管軸方向を軸とする円筒座標系の構造要素スキームを採用した。入口配管領域の周方向に対しては、等間隔のメッシュ分割が実行される。また、軸方向と径方向に対しては、不等間隔のメッシュ分割が可能である。なお、SG 領域-入口プレナム領域、入口配管領域-入口プレナム領域は、それぞれ不連続メッシュによる接続となる。

「SG_PRE」では、ナトリウム側解析メッシュを作成するだけでなく、水側解析の代表チャンネルデータも作成する。代表チャンネルデータの作成では、指定された数の代表チャンネルに全伝熱管を自動で分類する。アルゴリズムとしては、全伝熱管を SG 中心からの距離が等しい伝熱管グループに分類した上で、各代表チャンネルに属する伝熱管の本数ができるだけ均等となるように伝熱管グループを統合する。その際、入力ファイルで指定された伝熱管は、タイロッドまたはプラグ伝熱管として取り扱われる。なお、代表チャンネルデータは、CSV 形式で出力されるため、「SG_PRE」で作成されたデータを手動で変更することも可能である。

2.5 ナトリウム側-水側連成解析の実行

本連成解析システムでは、ナトリウム側解析モジュールと水側解析モジュールで定期的にデータ通信を実行する双方向（2-way）の連成モデルを採用しているため、それぞれのモジュールを同時に実行する必要がある。また、入力ファイルとしては、データ通信の時間間隔等を指定する連成解析の制御ファイルが必要となる。

連成解析の実行に際しては、ナトリウム側解析モジュールと水側解析モジュールのそれぞれの入力ファイルに加えて、連成解析の制御ファイル「comm.dat」が必要となる。表 2.4 に連成解析に必要な入力ファイルの一覧を示す。また、表 2.5 に「comm.dat」のデータ形式

を示す。

連成解析の実行に際しては、前節の入力ファイルを計算フォルダの配下にコピーした上で、それぞれのモジュールを実行する。本連成モデルでは、最初の通信は水側解析モジュールからナトリウム側解析モジュールへのデータ送信となるため、連成解析は、水側解析モジュール、ナトリウム側解析モジュールの順に実行しなければならない。すなわち、次の①から③の順に操作する。

- ① 水側解析モジュールを実行する。
- ② FLUENT の「Initialize」を実行する。
<Solve> - <Initialization> - <Initialize>
- ③ FLUENT の「Calculate」を実行する。
<Solve> - <Run Calculation> - <Calculate>

表 2.1 流路拡張係数 τ の値

t/d	0.0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0	1.4	2.0	3.0
$\tau(t/d)$	1.35	1.22	1.10	0.84	0.42	0.24	0.10	0.02	0.00

表 2.2 ナトリウムの物性値関数

θ [K]	密度 ρ [kg/m ³]	比熱 c_p [J/(kg·K)]	粘性係数 μ [Pa·s]	熱伝導率 λ [W/(m·K)]
θ^0	$\rho_0 = 1,011.597$	$c_{p0} = 1,630.22$	$\mu_0 = 2.070884 \times 10^{-3}$	$\lambda_0 = 109.7$
θ^1	$\rho_1 = -0.22051$	$c_{p1} = -0.83354$	$\mu_1 = -6.02281 \times 10^{-6}$	$\lambda_1 = -0.064499$
θ^2	$\rho_2 = -1.92243 \times 10^{-5}$	$c_{p2} = 4.62838 \times 10^{-4}$	$\mu_2 = 7.27257 \times 10^{-9}$	$\lambda_2 = 1.1728 \times 10^{-5}$
θ^3	$\rho_3 = 5.63769 \times 10^{-9}$	$c_{p3} = 0$	$\mu_3 = -3.92645 \times 10^{-12}$	$\lambda_3 = 0$
θ^4	$\rho_4 = 0$	$c_{p4} = 0$	$\mu_4 = 7.84455 \times 10^{-16}$	$\lambda_4 = 0$

$$\rho(\theta) = \rho_0 + \rho_1\theta + \rho_2\theta^2 + \rho_3\theta^3 + \rho_4\theta^4$$

$$c_p(\theta) = c_{p0} + c_{p1}\theta + c_{p2}\theta^2 + c_{p3}\theta^3 + c_{p4}\theta^4$$

$$\mu(\theta) = \mu_0 + \mu_1\theta + \mu_2\theta^2 + \mu_3\theta^3 + \mu_4\theta^4$$

$$\lambda(\theta) = \lambda_0 + \lambda_1\theta + \lambda_2\theta^2 + \lambda_3\theta^3 + \lambda_4\theta^4$$

表 2.3 改良 9Cr-1Mo 鋼の物性値関数

θ [K]	密度 ρ [kg/m ³]	比熱 c_p [J/(kg·K)]	熱伝導率 λ [W/(m·K)]
θ^0	$\rho_0 = 7,853.7$	$c_{p0} = 446.32$	$\lambda_0 = 12.536$
θ^1	$\rho_1 = -0.29301$	$c_{p1} = -0.23430$	$\lambda_1 = 0.042661$
θ^2	$\rho_2 = 0$	$c_{p2} = 7.0562 \times 10^{-4}$	$\lambda_2 = -2.9145 \times 10^{-5}$

$$\rho(\theta) = \rho_0 + \rho_1\theta + \rho_2\theta^2$$

$$c_p(\theta) = c_{p0} + c_{p1}\theta + c_{p2}\theta^2$$

$$\lambda(\theta) = \lambda_0 + \lambda_1\theta + \lambda_2\theta^2$$

表 2.4 ナトリウム側解析-水側解析の入力ファイル一覧

入力ファイル	ファイル解説
SEMI_MULT.INP	水側解析の主要データファイル
SEMI_MULT.MSH	水側解析の節点データファイル
SEMI_MULT.INI	水側解析の初期条件データファイル
sg_fluent.cas	Na 側解析の主要データファイル
sg_specs.inp	Na 側解析の SG 仕様値データファイル*1
sg_geometry.csv	Na 側解析の形状パラメーターデータファイル*2
sg_heat_transfer.csv	Na 側解析の熱交換パラメーターデータファイル*2
sg_represent_tube.csv	Na 側解析、水側解析の代表チャンネルデータファイル*2
comm.dat	Na 側-水側連成解析の制御ファイル

*1 「SG_PRE」の入力ファイル

*2 「SG_PRE」の出力ファイル

表 2.5 連成解析制御ファイル「comm.dat」のデータ形式

データ形式	
written by fluent-udf ... + turn = wa + file = q_tube.dat + format = ascii + ending_time = 1000.000000 + current_time = 500.000000 + interval_time = 0.100000 + count = 5000 + this = end	データ受信側のモジュール 通信データファイルのファイル名 通信データファイルのファイル形式 連成解析の終了解析時間 データ通信時の解析時間 データ通信を実行する時間間隔 現在のデータ通信回数 ファイル終了記録
データ解説	
<p>入力データは「(key)=(value)」の形式で記述され、その形式に一致しないデータ行は無効となる。(key)は文字列、(value)は数値または文字列である。ユーザーが指定する項目は、「format」「ending_time」「interval_time」である。「format」では、通信データファイルのファイル形式を指定する。テキスト形式は「ascii」、バイナリ形式は「binary」を指定する。通常は、デフォルトの「ascii」で差し支えない。「ending_time」では、連成解析を終了させる解析時間を指定する。連成解析が指定した解析時間まで進行すると、ナトリウム側解析と水側解析はそれぞれ自動で計算を停止する。「interval_time」では、データ通信を実行する時間間隔を指定する。ナトリウム側解析と水側解析で、それぞれの Δt の整数倍となる値を指定するのが望ましい。その他の項目は、連成解析の実行中、ナトリウム側解析モジュールまたは水側解析モジュールによって自動で随時更新される。</p>	

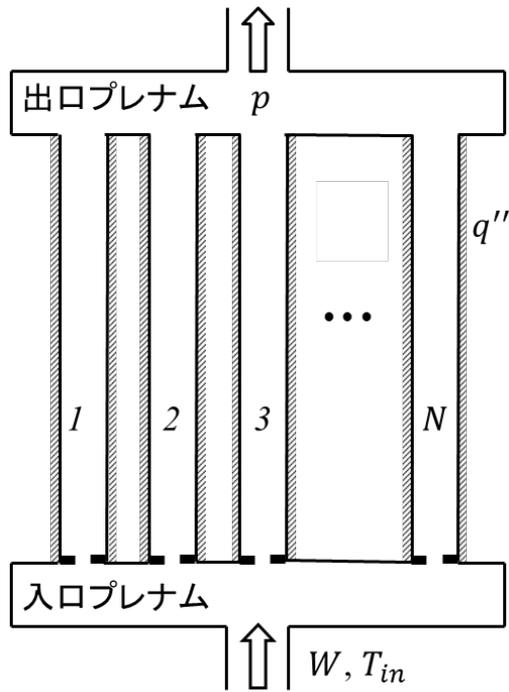


図 2.1 水側マルチチャンネル解析モデル

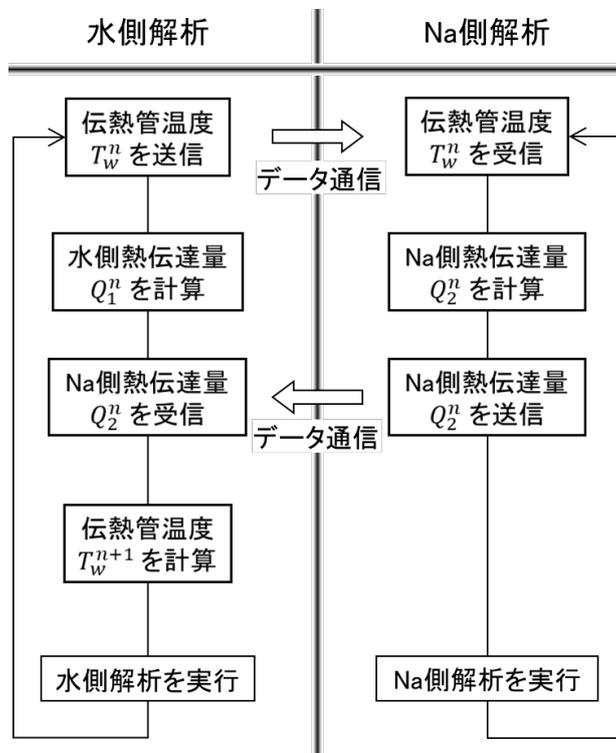


図 2.2 ナトリウム側解析-水側解析の連成処理フロー

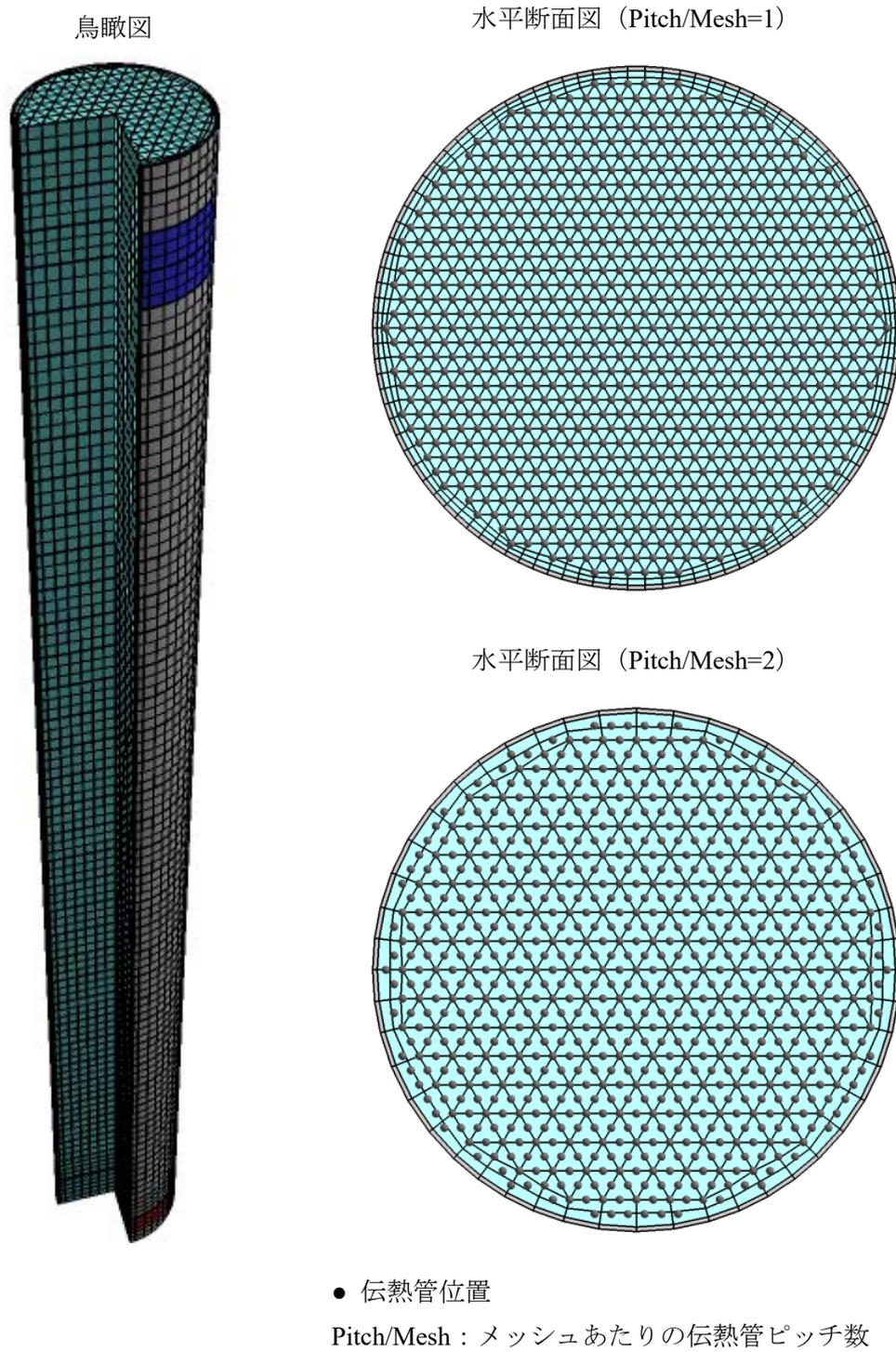
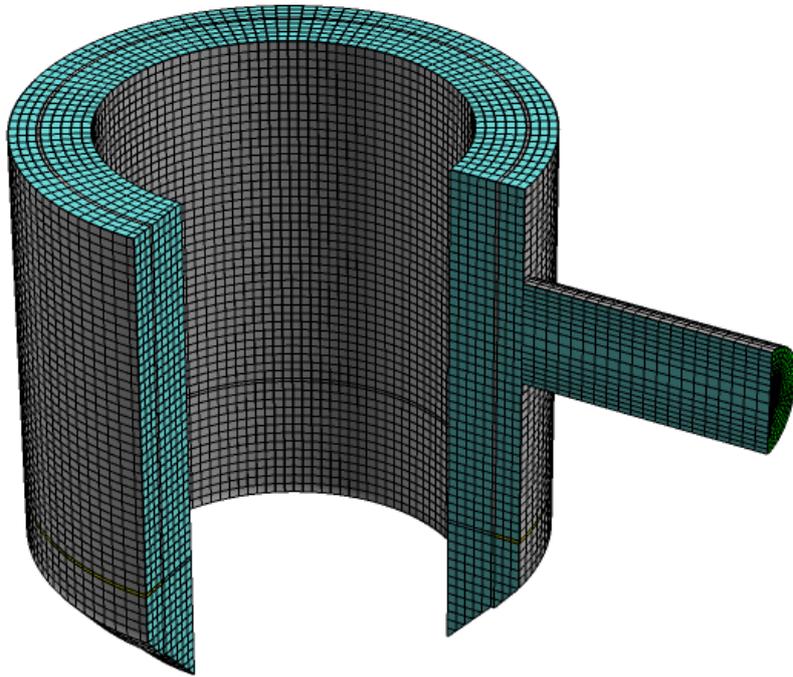


図 2.3 「SG_PRE」による伝熱領域のナトリウム側メッシュ分割図

鳥瞰図



水平断面図

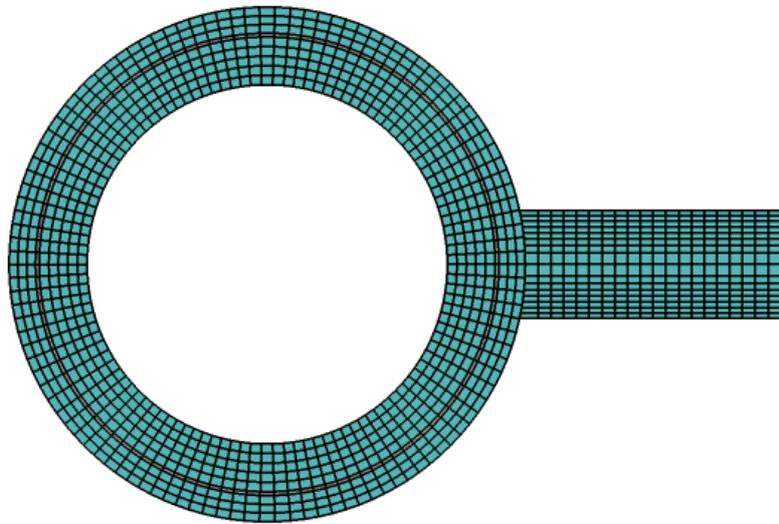


図 2.4 「SG_PRE」によるプレナム部のナトリウム側メッシュ分割図

3. 1MW2 重管 SG 静特性評価試験による妥当性確認

3.1 解析の目的

TSG コードの検証の一環として、試験結果との比較による定量評価が可能である 1MW2 重管 SG 試験装置 (1MW-SG)¹⁷⁻²⁰⁾を対象とした解析を行った。試験結果から得られた水側伝熱相関式を適用して複数の試験ケースを解析し、試験で計測されたナトリウム側温度分布及び水側出口蒸気温度について解析結果と比較を行い、TSG コードのナトリウム側-水側連成解析機能の妥当性を確認する。

本解析には 1MW-SG 静特性を評価する。選定した試験ケースを表 3.1 に示す。試験ケースは負荷について定格負荷及び 60%、40%負荷の 3 ケース (DB05A、DB07A、Boil9)、蒸気圧力について 14.7 MPa、13.0 MPa、10.8 MPa の 3 ケース (DB05A、DB13A、DB11A)、ナトリウム/水流量比のパラメータとして 11、8 の 2 ケース (DB17A、Boil16A3) としている。

定格及び部分負荷条件にて試験式を用いてナトリウム側温度分布及び水側出口蒸気温度の解析と試験の比較を行う。解析と試験結果の比較はナトリウム温度プロファイルの比較を主とし、蒸気温度については参考として扱う。

3.2 解析条件

3.2.1 解析対象

表 3.2 に、解析対象とする 1MW2 重管 SG (伝熱管 10 本、交換熱量 1MWt) の体系仕様を示す。

3.2.2 解析モデル

図 3.1 に計算体系を示す。解析範囲は、Na 側を胴側入口から胴側出口までとし、水側を給水入口から蒸気出口プレナムまでとする。

図 3.2 にナトリウム側解析のメッシュ分割及び水側チャンネル配置を示す。ナトリウム側解析には円形胴が必要なので、正六角形内胴の断面積を合わせることで、内径 0.1676 m の円形内胴を採用した。ナトリウム側解析の要素分割では、伝熱管 1 ピッチに対してひとつのサブチャンネルを配置した。図 3.2 のメッシュ水平断面図に示すように、SG 中心から SG 胴側までの径方向分割数は 3~4 層となる。軸方向分割数は、19 枚のバッフル板領域を各 1 分割、バッフル板間の流体領域を各 10 分割、総計 209 分割とした。構造材領域に関しては、SG 胴とバッフル板の物性を改良 9Cr-1Mo 鋼として、給水管板と蒸気管板は解析対象外とした。要素総数は、水平断面内 48 要素、軸方向 209 要素、総計 10,032 要素である。ナトリウム側の流入流出境界は、上下 Na 管板間の $\Delta Z = 18.5 \text{ m}$ に対して、 $Z = 18.3 \text{ m} \sim 18.45 \text{ m}$ の胴側を流入境界、 $Z = 0.05 \text{ m} \sim 0.2 \text{ m}$ の胴側を流出境界とした。バッフル板フローホール (貫通孔) の孔径については、中心部の 12 個大きい貫通孔の直径は $\phi = 17.0 \text{ mm}$ 、外側の 12 個小さい貫通孔の直径は $\phi = 13.5 \text{ mm}$ である。

水側解析では、10 本の伝熱管の熱流動場を解析した。水側各チャンネルの軸方向分割数

は、伝熱管長 $\Delta Z = 20.641 \text{ m}$ を211分割した。試験部には6本のタイロッドと3本のダミー伝熱管が存在する。TSGによる解析モデルでは、3本ダミー管はタイロッドとして扱うこととした。合わせて9本のタイロッドは水側の流量ゼロ、ナトリウム側との熱交換ゼロとするモデルで模擬した。

表3.3に解析条件を示す。境界条件は、ナトリウム側と水側でそれぞれの一定の流入流量、温度条件として、温度一様の初期状態から十分な時間（解析時間は解析条件によって異なり、2,000秒～9,000秒間である）の準定常解析を実施した。時間ステップサイズについて、ナトリウム側解析では0.05秒とし、水側解析では0.001秒とした。また、ナトリウム側-水側の連成間隔は0.1秒に設定した。

3.2.3 解析で使用する伝熱、圧損関連式

表3.4にTSG解析で使用する1MW-SG試験式を示す。また、ナトリウム側管束部の乱流粘性係数関連式で使用する増倍係数は $C = 1$ を使用した。

3.2.4 その他の条件

ナトリウム側-水側の熱交換では、水側汚れ係数($8.5985 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{K}/\text{W}$)と内外管ギャップ部熱抵抗($0 \text{ m}^2 \cdot \text{K}/\text{W}$)を設定した。また、ナトリウム側-水側の熱交換では、伝熱管肉厚中心の面積に伝熱面積補正係数1.0を適用して解析した。

3.2.5 数値解析方法

ナトリウム側の数値解析方法としては、以下のFLUENTオプションを使用した。

流速圧力連成法 : SIMPLE (Default)
 乱流粘性モデル : UDF 方程式モデル (50MW 蒸気発生器試験関連式)
 対流項風上化法 : 2nd Order Upwind

水側の時間差分法は半陰解法とし、対流項はドナーセル法を用いて差分している。解析の実行に際しては、ナトリウム側を1プロセス、水側を10プロセスで計算した。

3.3 解析結果

図3.3に、定格負荷(DB05A)条件時の水平断面($Z = 12 \text{ m}$ 位置)におけるナトリウム側温度分布を解析結果の一例として示す。また、図3.4に、鉛直断面(図3.3(a)におけるA-A矢視図)におけるナトリウム側の温度空間分布及び流速ベクトルを示す。1MW-SG 胴近傍ではタイロッド及びダミー管が存在するため、ナトリウム側と水側との熱交換量が少ないのでナトリウム温度が中心部より高くなる。

図3.5～図3.11に、各試験ケースにおいてナトリウム温度分布と出口蒸気温度の解析結果と試験結果の比較を示す。軸方向温度分布から、予熱域、核沸騰域、膜沸騰域及び過熱域の

各領域における伝熱特性を評価できることが示される。解析結果と試験結果の比較により、DNB 点（核沸騰限界点）下流の膜沸騰及び過熱蒸気領域に TSG のナトリウム温度が試験値より少し高くなっている。

3.4 解析モデルによる影響

3.4.1 伝熱相関式の検討

本解析では伝熱相関式について 1MW-SG 実験式を使用した。選択した各ケースの解析結果と実験結果の比較により、DNB 点下流の膜沸騰及び過熱蒸気領域において、解析値のナトリウム温度が試験値を上回っているが、全体的傾向は実験と解析で一致している。

3.4.2 DNB 相関式の検討

1MW-SG 実験式で得られた DNB コэффициが試験値より若干大きくなっている。特に低流量のケース（Boil9 及び DB11A）のナトリウム温度分布によると、DNB 点が試験結果より下流側となっていて、DNB 点近傍のナトリウム温度解析値と試験値の差が大きい。

3.4.3 負荷の相違による影響

伝熱相関式について 1MW-SG 実験式を用いた定格負荷、60%及び40%負荷ケース（DB05A、DB07A、Boil9）の解析結果の比較により、40%負荷（ケース Boil9）のナトリウム温度値と試験結果の差が大きい。上述（3.4.2）に検討したように DNB コэффициが試験値より大きいであることが原因と考えられる。

3.4.4 蒸気圧力による影響

蒸気圧力の範囲として 10.8 MPa～14.7 MPa の試験ケース（DB05A、DB13A、DB11A）の解析結果比較により、三つのケースはほぼ同様な結果となっている。

3.4.5 ナトリウム/水流量比の影響

ナトリウム/水流量比が 11（DB17A）と 8（Boil16A3）の試験ケースの解析結果比較により、2つのケースはほぼ同様な結果となっている。

3.4.6 出口蒸気温度による評価

表 3.5 に各ケースの出口蒸気温度解析結果と試験結果の相対誤差（相対誤差 = $|\text{試験値} - \text{解析値}| / \text{水側温度上昇}$ ）を示す。試験番号 DB13A の相対誤差は一番大きい、2.62%となる。ケース Boil9 を除き、他の全てのケースでは試験結果より解析値のほうが高くなり、保守的な結果となっている。

実際、ケース Boil9 は 9,000 秒まで解析を実施したが、完全な安定状態に達していない可能性がある。もっと長い計算時間がならば、Na 側温度の軸方向分布について解析値は試験値に近づくと予想できる。

3.5 まとめ

1MW2 重管 SG 試験で実施された静特性に対する試験条件を対象として、TSG コードの妥当性確認解析を行った。ナトリウム側温度分布及び水側出口温度の解析と試験の比較により、TSG コードによる 1MW-SG 静特性解析結果の妥当性を確認した。

ただし、実験式で得られた DNB クォリティーが試験値より若干大きくなっている。

表 3.1 1MW2 重管 SG 静特性試験ケース

ケース		Na 側			水側				
		流量	入口温度	出口温度	流量	給水温度	蒸気温度	蒸気圧力	x_d
試験番号	説明	kg/s	°C	°C	kg/s	°C	°C	MPa	-
DB05A	定格負荷 $p=14.7\text{MPa}$	4.04	540.6	336.0	0.448	238.9	523.8	14.7	0.521
DB07A	60%負荷	2.39	537.7	325.2	0.275	239.1	527.5	14.8	0.668
DB11A	$p=10.8\text{MPa}$	2.14	538.4	298.5	0.274	239.2	525.3	10.8	0.727
DB13A	$p=13.0\text{MPa}$	4.62	501.4	330.9	0.448	239.4	481.8	13.0	0.587
DB17A	流量比 11	4.97	505.9	343.4	0.458	239.4	491.3	14.8	0.533
Boil9	40%負荷	1.48	533.3	297.3	0.192	238.3	518.1	14.7	0.623
Boil16A3	流量比 8	3.90	537.6	318.1	0.474	239.4	509.0	14.7	0.567

表 3.2 1MW2 重管 SG 仕様値

伝熱管本数	10 本
タイロッド本数	6 本
ダミー管本数	3 本
伝熱管配列ピッチ P	36.0 mm
伝熱管外径 D	19.0 mm、 $P/D = 1.89$
伝熱管ギャップ径	14.8 mm
伝熱管内径 d	11.4 mm
SG 胴内径	0.1676 m
SG 胴肉厚	6.0 mm
伝熱管有効伝熱長	18.5 m
バッフル板枚数	19 枚
バッフル板孔径	中心部 17.0 mm × 12 、外側 13.5 mm × 12
バッフル板開口率	38.5%
バッフル板板厚	15.0 mm

表 3.3 解析条件

ナトリウム側解析条件（試験番号 DB05A）	
ナトリウム流入流量	1.454×10 ⁴ kg/h （4.039 kg/s）
ナトリウム流入温度	540.6 °C
時間ステップサイズ	$\Delta t = 0.05\text{s}$
水側解析条件（試験番号 DB05A）	
給水流量	1.614×10 ³ kg/h （0.448 kg/s）
給水温度	238.9 °C
蒸気圧力	14.73 MPa
時間ステップサイズ	$\Delta t = 0.001\text{s}$ （CFL < 0.5）
その他の条件等	
ナトリウム側-水側連成間隔	$\Delta t = 0.1\text{ s}$
伝熱管汚れ係数	水側 8.5985×10 ⁻⁶ m ² ·K/W
内外管ギャップ部熱抵抗	0 m ² ·K/W
伝熱面積補正係数	1.0

表 3.4 伝熱、圧損関連式

		名称	関連式
水側	伝熱式	過熱域	1MW SG 実験式 : $Nu = 0.0001696 Re_g^{1.181} Pr_g^{0.00987}$
		膜沸騰域	1MW SG 実験式 : $Nu = 0.0866 Re^{0.658} Pr^{0.00359} \cdot \left[x + (1-x) \frac{\rho_g}{\rho_l} \right]^{0.365} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.0869}$
		DNB クオリティ	1MW SG 実験式 : $x_d = 226.33(q'')^{-0.0258} G_m^{-0.2962} T_{sub}^{0.116} p^{-0.87}$
		核沸騰域	Jens-Lottes : $h = 1.2649(q'')^{0.75} exp(p/62)$
		サブクール域	1MW SG 実験式 : $Nu = 0.0005674 Re^{1.136} Pr^{1.2}$
	圧損式	増倍係数	Martinelli-Nelson の係数
形状損失	損失係数	伝熱管入口 : 1,500.0、伝熱管出口 : 1.0	
ナトリウム側	伝熱式	全域	Gräber-Rieger : $Nu = 0.25 + 6.2P/D + (0.032P/D - 0.007) \cdot (Re \cdot Pr)^{0.8-0.024P/D}$
	圧損式	バッフル板	Idelchik (Handbook of Hydraulic Resistance) : $\zeta = \left[\zeta_0 + \lambda \frac{t}{d} \right] \frac{1}{f^2}$ $\zeta_0 = 0.5(1-f)^{0.75} + \tau(1-f)^{1.375} + (1-f)^2$
		管束部軸方向	ブラジウスの式 : $\lambda = 0.3164/Re_{eq}^{1/4}$
		管束部横方向	Heat Exchange Design Handbook : $Eu = 5.2 \left(\frac{1}{P/D - 1} \right)^{0.25} Re^{-0.29}$ $7 \times 10^3 \leq Re \leq 2 \times 10^5$
乱流粘性係数と乱流拡散係数	全域	MSG に使用している式 : (50MW 蒸気発生器試験の関連式) $\nu_t = 0.016 \times V_{Na} \times D \times C$ $\alpha_t = \frac{\nu_t}{Pr_t}$ $Pr_t = 0.9$ 増倍係数 $C = 1$ (直管 SG)	

表 3.5 蒸気温度の誤差

ケース		試験	解析	相対誤差
		蒸気出口 温度	蒸気出口 温度	$\frac{ \text{試験値} - \text{解析値} }{\text{水側温度上昇}}$
試験番号	説明	°C	°C	%
DB05A	定格負荷 ($p=14.7$ MPa)	523.8	527.80	1.40
DB07A	60%負荷	527.5	530.51	1.04
DB11A	$p=10.8$ MPa	525.3	530.45	1.80
DB13A	$p=13.0$ MPa	481.8	488.15	2.62
DB17A	流量比 11	491.3	493.42	0.84
Boil9	40%負荷	518.1	516.32	0.64
Boil16A3	流量比 8	509.0	510.31	0.49

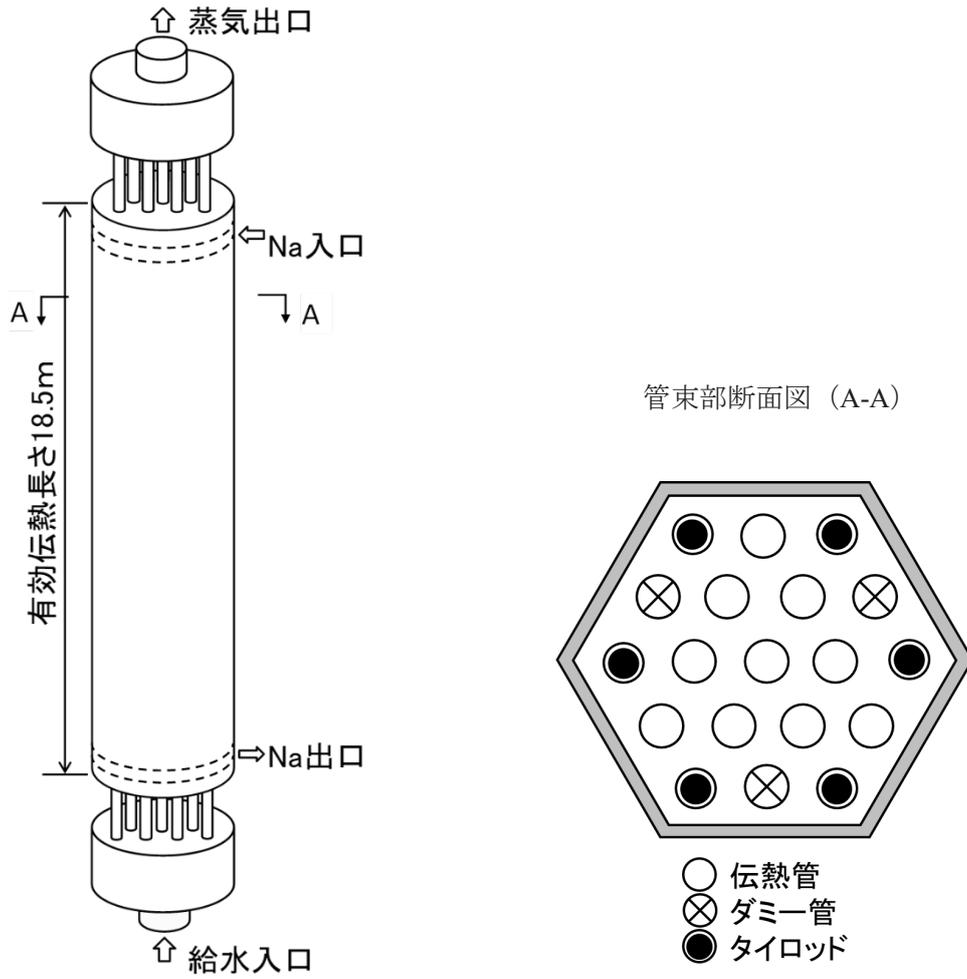


図 3.1 TSG による 1MW2 重管 SG の計算体系

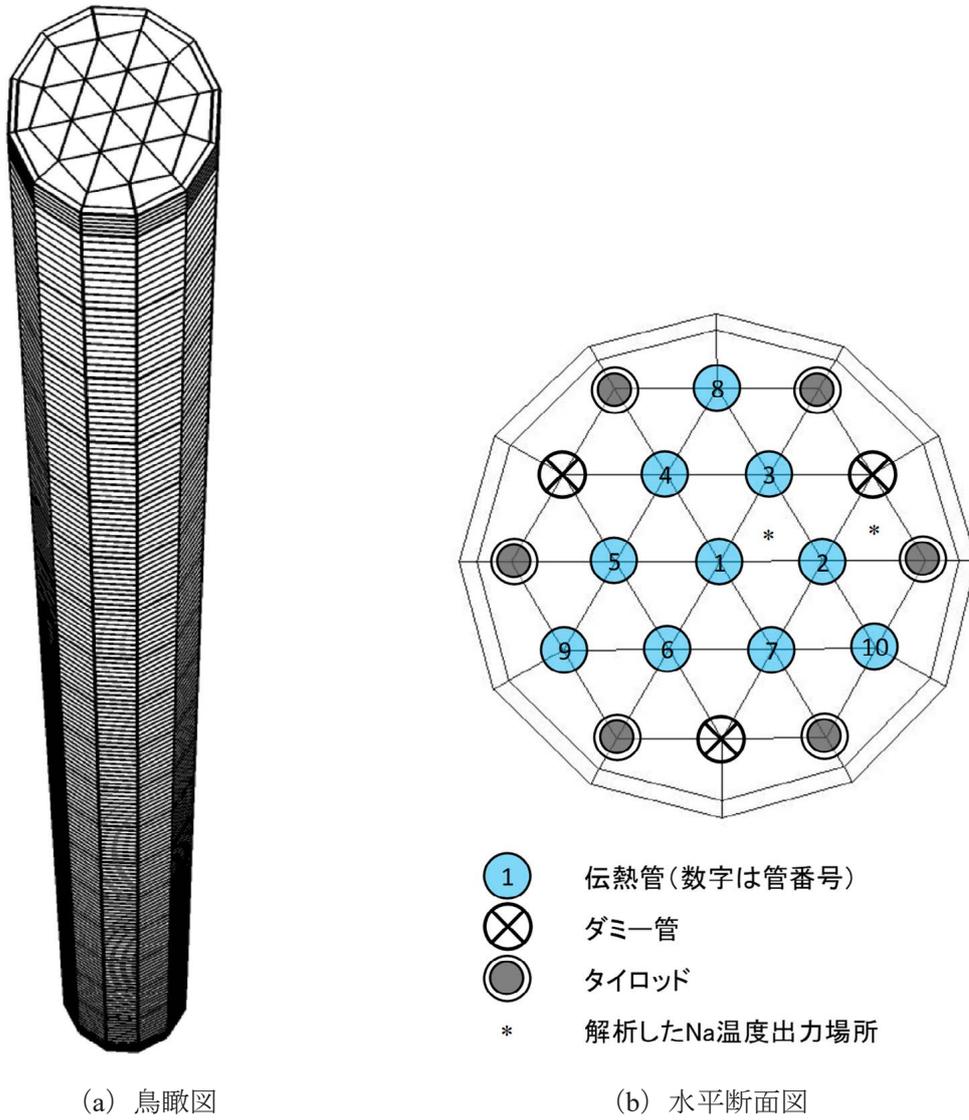
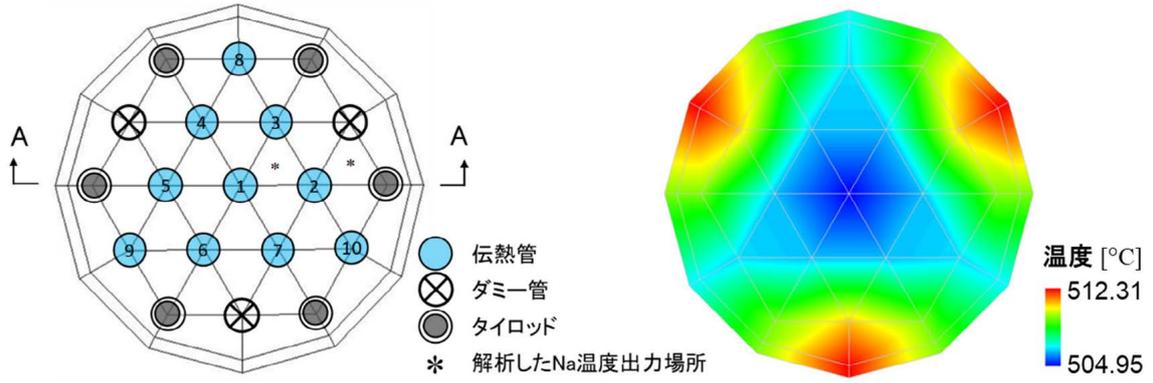


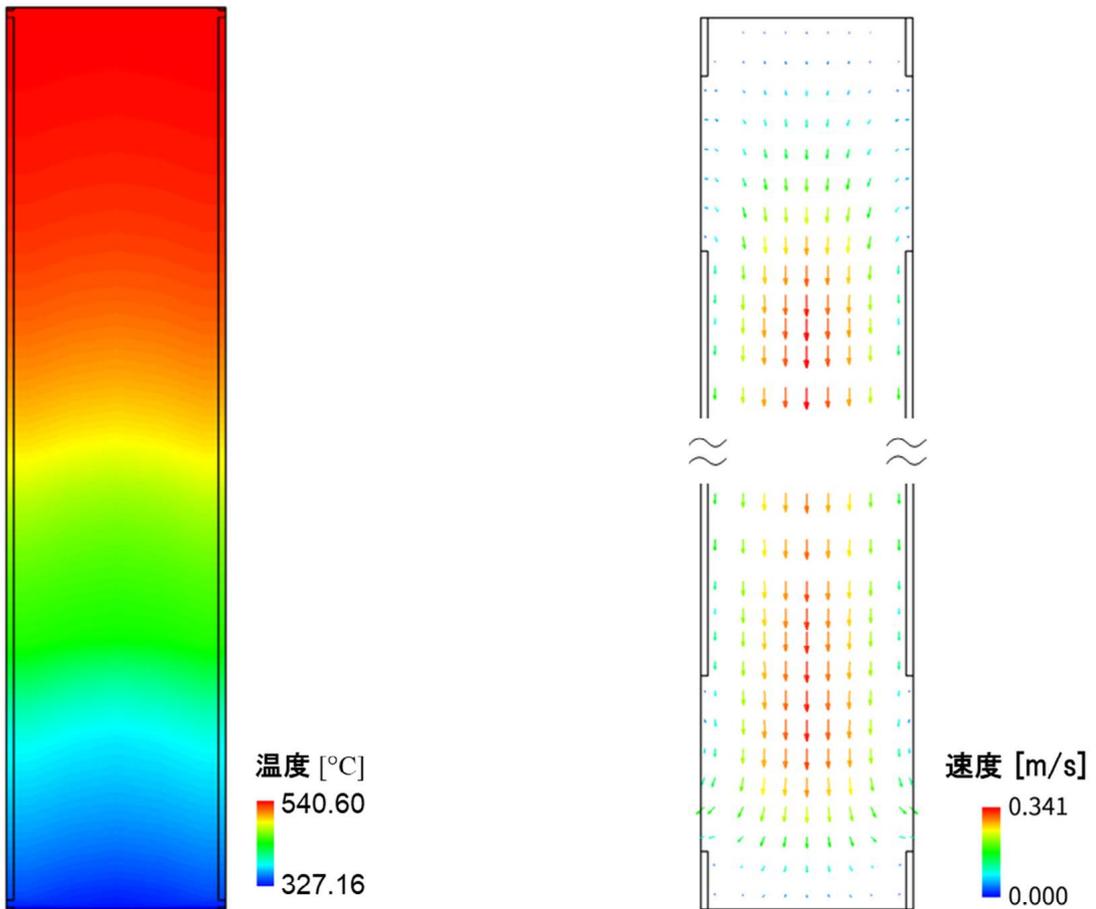
図 3.2 ナトリウム側メッシュ及びと水側チャンネル配置



(a) 水平断面図

(b) ナトリウム側温度分布 (Z = 12 m 位置)

図 3.3 水平断面における温度分布 (DB05A)



(a) ナトリウム側温度分布

(b) ナトリウム側流速ベクトル

図 3.4 鉛直断面における温度分布及び流速ベクトル (DB05A)

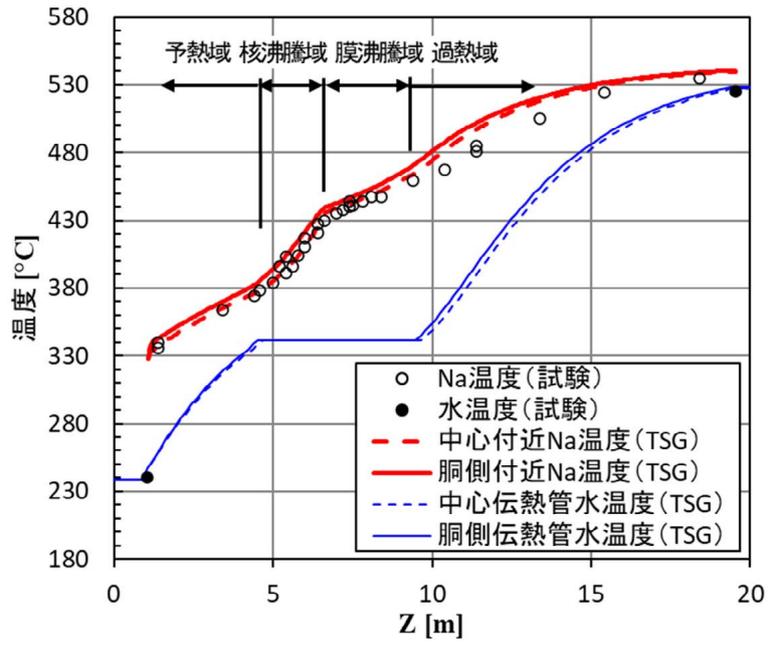


図 3.5 軸方向温度分布 (DB05A)

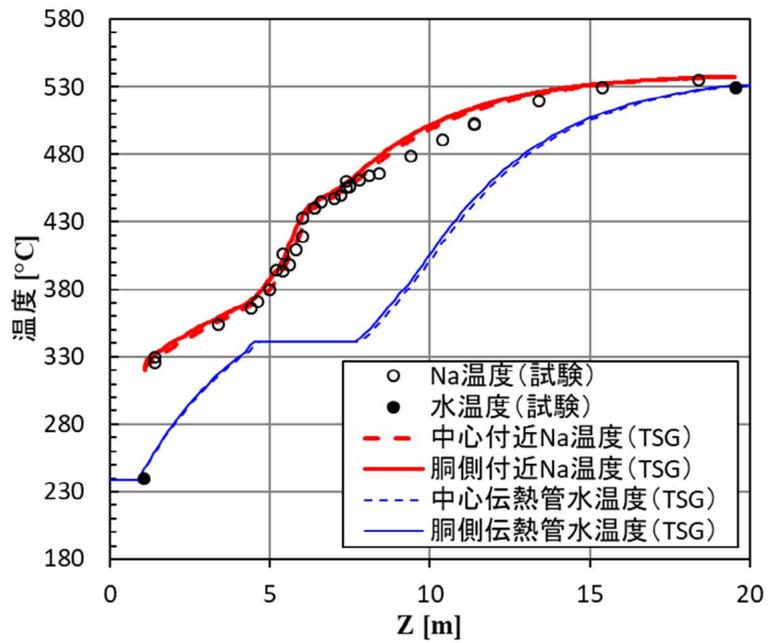


図 3.6 軸方向温度分布 (DB07A)

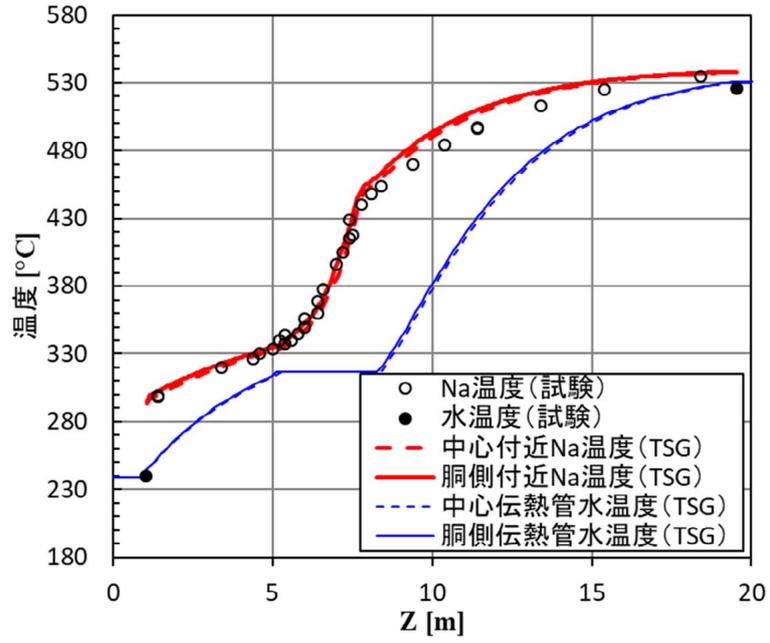


図 3.7 軸方向温度分布 (DB11A)

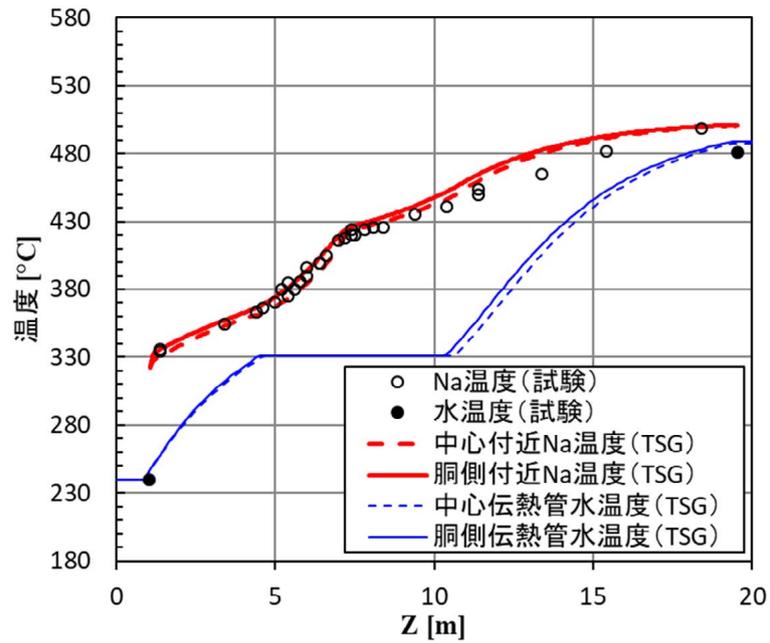


図 3.8 軸方向温度分布 (DB13A)

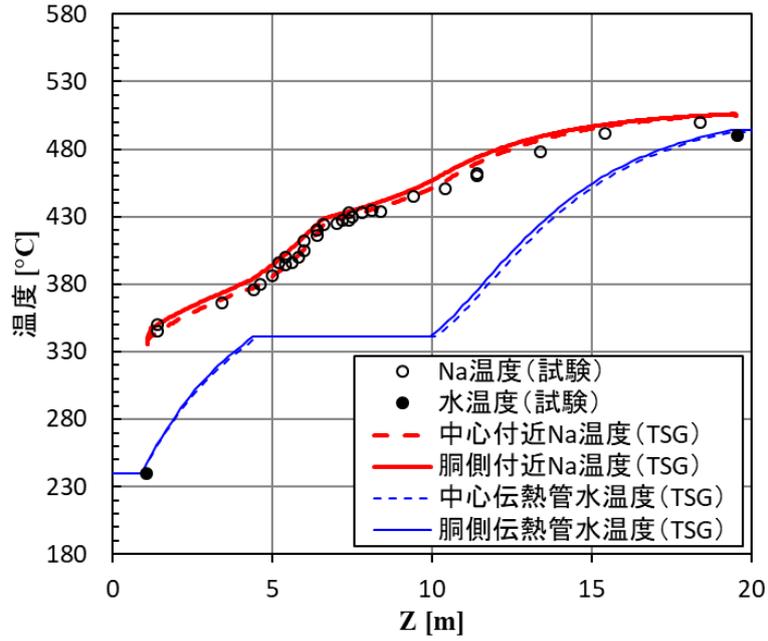


図 3.9 軸方向温度分布 (DB17A)

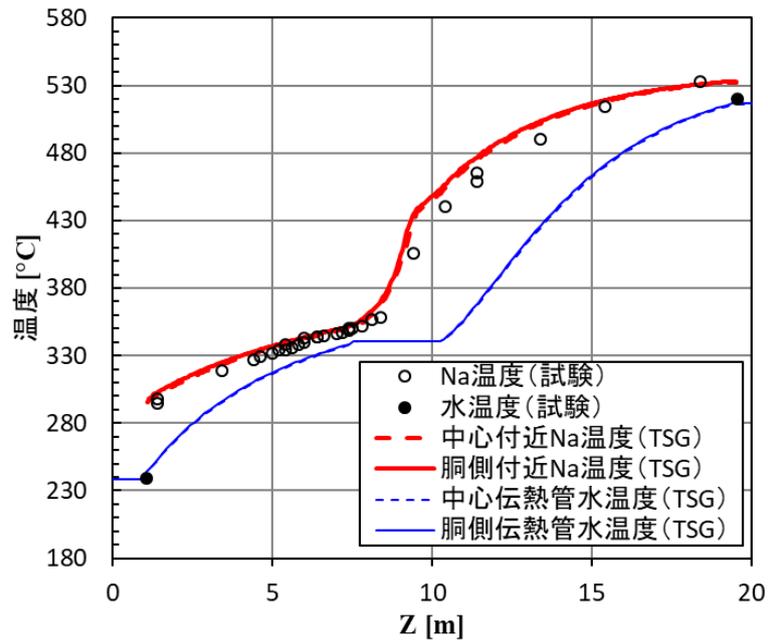


図 3.10 軸方向温度分布 (Boil9)

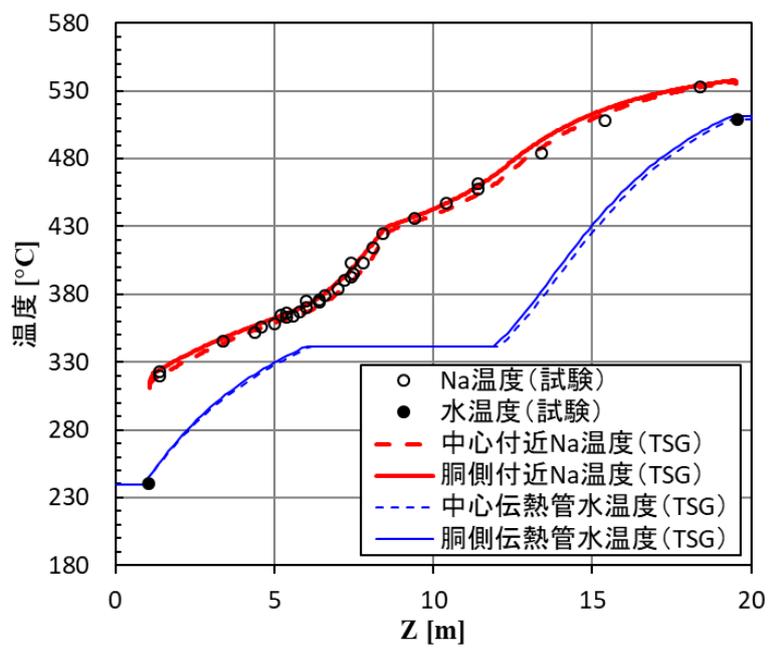


図 3.11 軸方向温度分布 (Boil16A3)

4. 直管型長尺単管 SG のプラグ解析

4.1 解析の目的

SFR 実用炉の直管型（長尺）改良 9Cr-1Mo 鋼 SG（以下、直管型長尺 9Cr-SG と称す）の伝熱管をプラグさせた場合の伝熱管温度偏差を評価するために、3 次元解析を実施できる TSG コードを用い、高温領域となる胴側の伝熱管をプラグさせた条件で温度分布解析を実施し、隣接伝熱管温度上昇幅を評価する。

直管型長尺 9Cr-SG を対象として、周辺部（胴側）プラグ解析の前に、TSG コードによりプラグ管無しの条件及び中心部伝熱管プラグ条件の解析を実施する。

4.2 解析条件

4.2.1 解析対象

表 4.1 に、解析対象とする直管型長尺 9Cr-SG（伝熱管 1,280 本、交換熱量 298.3 MWt）の仕様を示す。

4.2.2 解析モデル

図 4.1 に計算体系を示す。解析範囲は、Na 側を胴側入口から胴側出口までとし、水側を給水入口から蒸気出口プレナムまでとする。

定格運転時の定常解析として以下の三つケースを実施する。

- ・ケース 1：プラグ管無し
- ・ケース 2：中心プラグ管 10 本（図 4.1 の断面図に示す。）
- ・ケース 3：胴側プラグ管 10 本（図 4.1 の断面図に示す。）

図 4.2 にナトリウム側解析のメッシュ分割を示す。要素分割では、伝熱管 1 ピッチを基本的な要素幅とする Prism 要素、または Hexa 要素を配置した。鉛直方向に対しては、39 枚のバッフル板を各 1 分割、バッフル板間の流体領域を各 3 分割、総計 154 分割とした。要素数は、水平断面内 3,060 要素、総計 471,240 要素である。

構造材領域に関しては、SG 胴とバッフル板の物性を改良 9Cr-1Mo 鋼として、給水管板と蒸気管板は解析対象外とした。バッフル板の孔径は、液面から流入境界下端までの 4 枚が $\phi = 15.0 \text{ mm}$ 、それ以外の 35 枚は $\phi = 19.4 \text{ mm}$ である。また、バッフル板-SG 胴間のギャップ部の開口率は 0%として、リークフローが発生しない条件としている。

図 4.3 に水側解析における伝熱管の配置、解析対象とした代表チャンネル（伝熱管）の設定、及びプラグ管の設定を示す。なお、図中の小さな点がそれぞれ 1 本の伝熱管を示し、黒い点はタイロッド及びプラグ管を示す。

本解析では水/蒸気系の評価に代表チャンネルの考え方を採用している。すなわち、タイロッドを除く 1,280 本（プラグ管 10 本の場合に 1,270 本）の伝熱管を代表チャンネルに分

類した。

プラグ管無しの場合 1 では、20 本の代表チャンネル数に分類した (図 4.3 (a))。中心プラグ管 10 本のケース 2 では、92 本の代表チャンネル数に分類した (図 4.3 (b))。ただし、伝熱管プラグ位置の近傍では、温度分布を詳細に評価するため、伝熱管 2~4 本を 1 チャンネルに設定した。胴側プラグ管 10 本のケース 3 では、112 本の代表チャンネル数に分類した (図 4.3 (c))。ただし、伝熱管プラグ位置の近傍では、温度分布を詳細に評価するため、伝熱管 1~2 本を 1 チャンネルに設定した。各チャンネルの鉛直方向分割数は、伝熱管長 32.648 m を 122 分割した。なお、タイロッド及びプラグ伝熱管は、水側の流量ゼロ、ナトリウム側との熱交換ゼロとするモデルで模擬した。

表 4.2 に解析条件を示す。境界条件は、ナトリウム側と水側でそれぞれの一定の流入流量、温度条件 (ナトリウム側 490 °C、水側 240 °C) として、温度一様の初期状態から 2,000 秒間の準定常解析 (時間発展を計算して準定常状態を再現) を実施した。時間ステップは、ナトリウム側解析では 0.05 秒とし、水側解析では 0.001 秒とした。また、ナトリウム側-水側の連成間隔は 0.1 秒に設定した。解析の実行に際しては、ナトリウム側を 1 プロセス、水側を 10 プロセスで計算した。

4.2.3 解析で使用する伝熱、圧損関連式

表 4.3 に TSG 解析で使用する関連式を示す。ナトリウム側管束部の乱流粘性係数関連式で使用する増倍係数は $C = 1$ を使用した。ナトリウム側-水側の熱交換では、伝熱管肉厚中心の面積に伝熱面積補正係数 0.90 を適用して解析した。

4.3 解析結果

4.3.1 ケース 1 : プラグ管無し

表 4.4 に、計算開始から 2,000 秒時点におけるナトリウム流出温度、蒸気流出温度、SG 熱交換量を示す。設計仕様値と近い熱交換量が得られていることが確認できる。

図 4.4 に、水平断面 ($Z = 15$ m 位置) におけるナトリウム側温度分布を示す。また、鉛直断面 (図 4.4 (a) における A-A 矢視図) におけるナトリウム側の温度空間分布を図 4.5 に示す。管束部に水平方向に流入した高温のナトリウムが水側との伝熱により冷却されて SG 中心部に向かって流れ込むため、SG 中心部温度が低温となる径方向の温度分布が形成される。

図 4.6 に蒸気出口温度の径方向分布を示す。TSG コードの結果は、胴側では蒸気出口温度が高く、中心部では蒸気出口温度が低くなる結果となった。

図 4.7 に水側入口流速の径方向分布を示す。TSG コードの結果は、胴側では水側入口流速が低く、中心部では水側入口流速が高くなる結果となった。

図 4.8 に全伝熱管平均温度に対する伝熱管温度偏差を示す。中心部では伝熱管温度偏差が -24.5 °C、胴側では伝熱管温度偏差が $+5.4$ °C である結果となった。

4.3.2 ケース 2 : 中心プラグ管 10 本

表 4.5 に、計算開始から 2,000 秒時点におけるナトリウム流出温度、蒸気流出温度、SG 熱交換量を示す。プラグ無しの場合と比べて、中心部 10 本の伝熱管をプラグした場合にはナトリウム側と水側の熱交換量が減少し、ナトリウム流出温度が少し上昇するとともに、蒸気流出温度が少し低下した。

水平断面 ($Z = 15 \text{ m}$ 位置) におけるナトリウム側温度分布を図 4.9 に示す。また、図 4.10 に、鉛直断面 (図 4.9 (a) における A-A 矢視図) におけるナトリウム側の温度空間分布を示す。プラグ管の除熱機能喪失により管束中心部の温度が局所的に高くなっている。

図 4.11 に蒸気出口温度の径方向分布を示す。TSG コードの結果は、胴側では蒸気出口温度が高く、中心部では蒸気出口温度が低くなる結果となったが、プラグ管の除熱機能喪失により管束中心部の温度が局所的に高くなるため、プラグ管無しのケース 1 と比較して胴側と中心部の温度偏差は縮小する結果となった。

図 4.12、図 4.13 に水側入口流速の径方向分布及び各伝熱管の水側入口流速の平面分布を示す。プラグ位置周辺でのナトリウム温度の上昇により、伝熱管内の伝熱が促進され圧力損失が増加することから、プラグ管に隣接した伝熱管の水側入口流速が低くなる。

図 4.14 に全伝熱管平均温度に対する伝熱管温度偏差を示す。中心側では伝熱管温度偏差が $-9.3 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 、胴側では伝熱管温度偏差が $+4.4 \text{ }^{\circ}\text{C}$ である結果となった。

図 4.15 に各伝熱管の平均温度の平面分布を示す。プラグした伝熱管では除熱機能が喪失するため、プラグ位置周辺でのナトリウム温度の上昇に伴って、隣接伝熱管平均温度が上昇している。

図 4.16 に伝熱管平均温度の比較を示す。プラグ管無しのケース 1 と比較して、プラグ位置に隣接した伝熱管平均温度上昇幅が $16.7 \text{ }^{\circ}\text{C}$ となった。

4.3.3 ケース 3 : 胴側プラグ管 10 本

表 4.6 に、最終 2,000 秒時点におけるナトリウム流出温度、蒸気流出温度、SG 熱交換量を示す。プラグ無しの場合と比べて、胴側 10 本の伝熱管をプラグした場合にはナトリウム側と水側の熱交換量が減少することから、ナトリウム流出温度が上昇し、蒸気流出温度が下降する。

水平断面 ($Z = 15 \text{ m}$ 位置) におけるナトリウム側温度分布を図 4.17 に示す。また、鉛直断面 (図 4.17 (a) における A-A 矢視図) におけるナトリウム側の温度空間分布を図 4.18 に示す。プラグ管の除熱機能喪失によりプラグ位置周辺でナトリウム温度が局所的に高くなっている。

図 4.19、図 4.20 に水側入口流速の径方向分布及び各伝熱管の水側入口流速の平面分布を示す。プラグ位置周辺でのナトリウム温度の上昇により、隣接伝熱管での伝熱が促進され圧力損失が増加することから、プラグ管に隣接した伝熱管の水側入口流速はプラグ管から離れた位置にある伝熱管より低下する。

図 4.21 に各伝熱管の平均温度の平面分布を示す。プラグした伝熱管では除熱機能が喪失

するため、プラグ位置周辺でナトリウム温度が上昇することから、隣接伝熱管平均温度が上昇している。

図 4.22 に伝熱管平均温度の径方向分布を示す。プラグ位置に隣接した伝熱管平均温度は、プラグ管遠方の伝熱管平均温度と比較して、 $26.0\text{ }^{\circ}\text{C}$ 上昇した。図 4.16 に示した中心部プラグ管 10 本での隣接伝熱管温度上昇幅 $16.7\text{ }^{\circ}\text{C}$ と比べて、 $9.3\text{ }^{\circ}\text{C}$ 増加している。

図 4.23 に全伝熱管平均温度に対する伝熱管温度偏差を示す。中心側は $-26.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、胴側は $+30.9\text{ }^{\circ}\text{C}$ となっている。

4.4 まとめ

TSG コードを用いて直管型長尺 9Cr-SG のプラグ管無しのケース（ケース 1）、低温領域（中心部）10 本伝熱管をプラグさせたケース（ケース 2）及び高温領域（胴側）10 本伝熱管をプラグさせたケース（ケース 3）の伝熱管温度偏差を評価した。

プラグ管無しのケース 1 では、TSG による伝熱管温度偏差について、中心側は $-24.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、胴側は $+5.4\text{ }^{\circ}\text{C}$ となったが、設計許容値（低温側 $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、高温側 $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ）を下回る。

中心プラグ管 10 本のケース 2 では、中心プラグ位置に隣接した伝熱管平均温度が $16.7\text{ }^{\circ}\text{C}$ 上昇する結果となった。伝熱管温度偏差について、中心側は $-9.3\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、胴側は $+4.4\text{ }^{\circ}\text{C}$ となったが、設計許容値（低温側 $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、高温側 $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ）を下回る。

胴側プラグ管 10 本のケース 3 では、胴側プラグ位置に隣接した伝熱管平均温度が $26.0\text{ }^{\circ}\text{C}$ 上昇する結果となった。中心部プラグ管 10 本の条件で解析した隣接伝熱管温度上昇幅 $16.7\text{ }^{\circ}\text{C}$ と比べて、 $9.3\text{ }^{\circ}\text{C}$ 増加した。伝熱管温度偏差について、中心側は $-26.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、胴側は $+30.9\text{ }^{\circ}\text{C}$ となっている。このとき、高温側では、設計許容値（ $+20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ）を上回る。

表 4.1 直管型長尺 9Cr-SG 仕様値

伝熱管本数	1,280 本
タイロッド本数	65 本
伝熱管配列ピッチ P	41.0 mm
伝熱管外径 D	19.0 mm、 $P/D = 2.16$
伝熱管内径 d	11.44 mm (製作公差を考慮) ※設計値 : 11.8 mm
SG 胴内径	1.62 m
SG 胴肉厚	30.0 mm
伝熱管有効伝熱長	29.0 m
バッフル板枚数	39 枚
バッフル板孔径	19.4 mm × 35 + 15.0 mm × 4
バッフル板開口率	50.43% × 35 + 30.15% × 4
バッフル板板厚	20.0 mm

表 4.2 解析条件

ナトリウム側解析条件	
ナトリウム流入流量	5.6167×10 ⁶ kg/h (1,560.2 kg/s)
ナトリウム流入温度	490 °C
時間ステップサイズ	$\Delta t = 0.05$ s
水側解析条件	
給水流量	5.2467×10 ⁵ kg/h (145.7 kg/s)
給水温度	240 °C
蒸気圧力	19.2 MPa
時間ステップサイズ	$\Delta t = 0.001$ s (CFL < 0.8)
その他の条件等	
ナトリウム側-水側連成間隔	$\Delta t = 0.1$ s
伝熱管汚れ係数	水側 2.86615×10 ⁻⁵ m ² ·K/W
内外管ギャップ部熱抵抗	0 m ² ·K/W (単管)
伝熱面積補正係数	0.9

表 4.3 伝熱、圧損関連式

		名称	関連式
水側	伝熱式	過熱域	Bishop (II) : $Nu = 0.0073 Re_f^{0.866} Pr_f^{0.61}$
		膜沸騰域	Bishop : $Nu = 0.0193 Re_f^{0.8} Pr_f^{1.23} \cdot \left[x + (1-x) \frac{\rho_g}{\rho_l} \right]^{0.68} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.068}$
		DNB クオリティ	Hwang, Waszink and Efferding : $x_d = \frac{467.25}{h_{fg}(G/10^6)^{0.445}} \cdot \left[0.061567 \left(\frac{p}{10^3} \right)^{-1.05} - 35.404 D_l^{1.2} \left(\frac{q''}{10^6} \right) \right]$
		核沸騰域	Thom : $h = \frac{1}{0.0225} (q'')^{0.5} \exp(p/86.9)$
		サブクール域	Colburn : $Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{1/3}$
	圧損式	増倍係数	Martinelli-Nelson の係数
	形状損失	損失係数	伝熱管入口 : 0.5、伝熱管出口 : 1.0
ナトリウム側	伝熱式	管束部	Gräber-Rieger : $Nu = 0.25 + 6.2P/D + (0.032P/D - 0.007) \cdot (Re \cdot Pr)^{0.8-0.024P/D}$
	圧損式	バップル板	Idelchik (Handbook of Hydraulic Resistance) : $\zeta = \left[\zeta_0 + \lambda \frac{t}{d} \right] \frac{1}{f^2}$ $\zeta_0 = 0.5(1-f)^{0.75} + \tau(1-f)^{1.375} + (1-f)^2$
		管束部軸方向	ブラジウスの式 : $\lambda = 0.3164/Re_{eq}^{1/4}$
		管束部横方向	Heat Exchange Design Handbook : $Eu = 5.2 \left(\frac{1}{P/D - 1} \right)^{0.25} Re^{-0.29}$ $7 \times 10^3 \leq Re \leq 2 \times 10^5$
	乱流粘性係数と乱流拡散係数	全域	MSG に使用している式 : (50MW 蒸気発生器試験の関連式) $\nu_t = 0.016 \times V_{Na} \times D \times C$ $\alpha_t = \frac{\nu_t}{Pr_t}$ $Pr_t = 0.9$ 増倍係数 $C = 1$ (直管型 SG)

表 4.4 熱交換量 (伝熱管プラグなし)

	ナトリウム流出温度 [°C]	蒸気流出温度 [°C]	SG 熱交換量 [MWt]
設計仕様値	340.0	452.6	298.3
TSG	339.6	453.8	299.5

表 4.5 熱交換量 (中心プラグ管 10 本)

		ナトリウム流出 温度[°C]	蒸気流出 温度[°C]	SG 熱交換 量[MWt]
設計仕様値		340.0	452.6	298.3
TSG	ケース 1 (プラグ無し)	339.6	453.8	299.5
	ケース 2 (中心プラグ管 10 本)	339.9	452.8	298.9

表 4.6 熱交換量 (胴側プラグ管 10 本)

		ナトリウム流出 温度[°C]	蒸気流出 温度[°C]	SG 熱交換 量[MWt]
設計仕様値		340.0	452.6	298.3
TSG	ケース 1 (プラグ無し)	339.6	453.8	299.5
	ケース 2 (中心プラグ管 10 本)	339.9	452.8	298.9
	ケース 3 (胴側プラグ管 10 本)	340.4	451.2	298.0

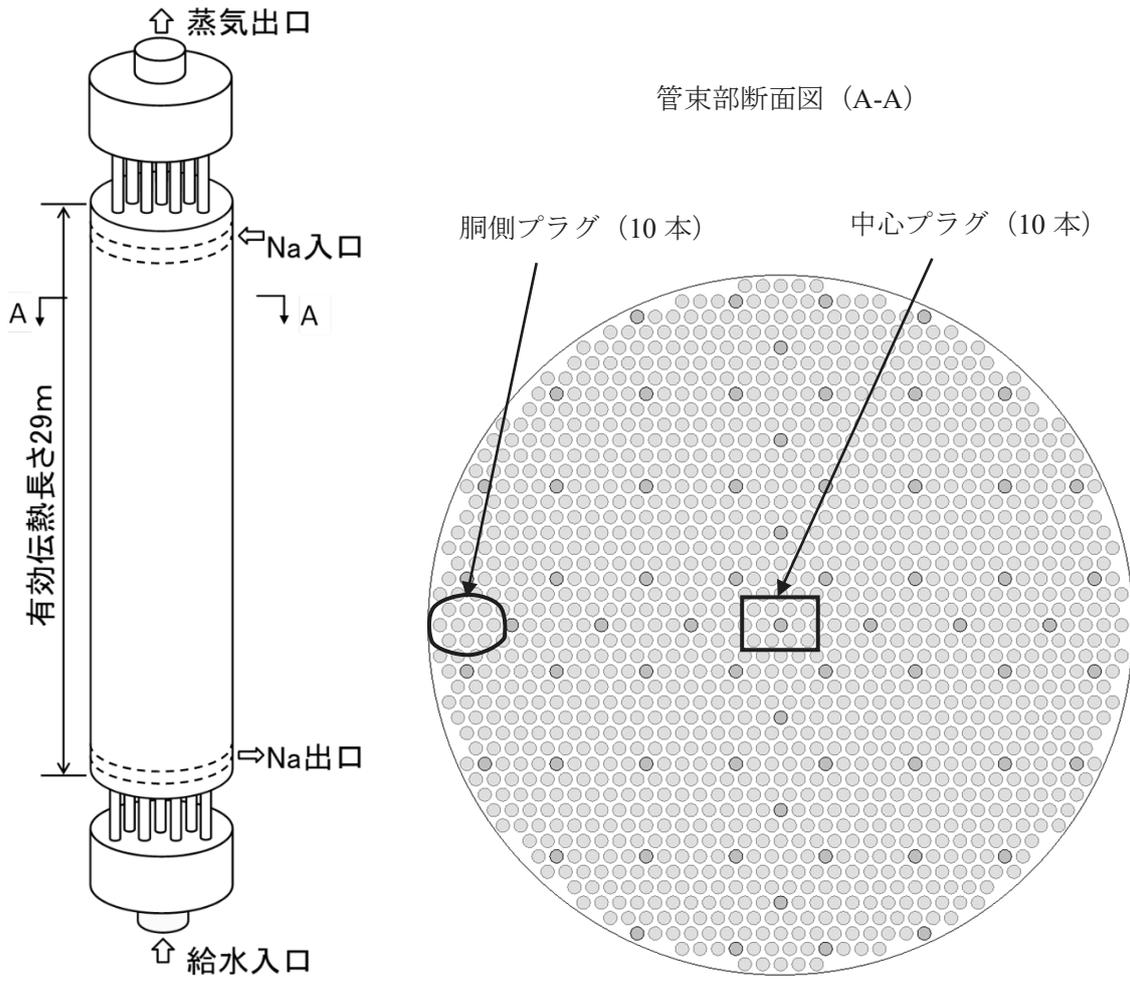
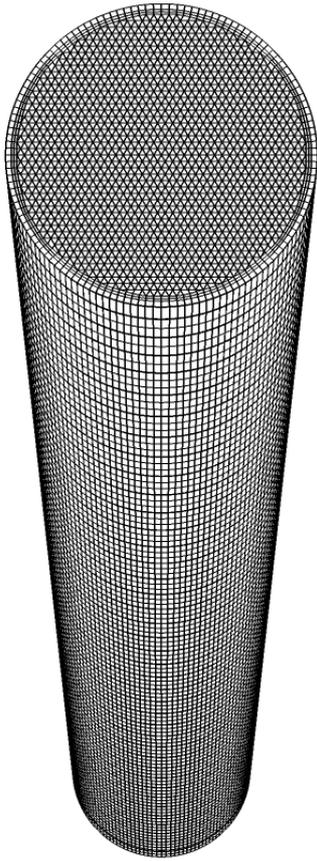
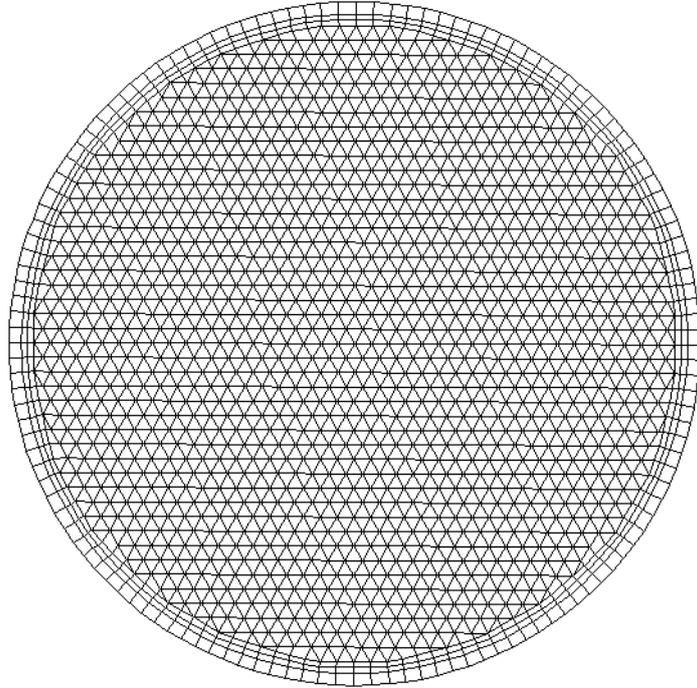


図 4.1 TSG による直管型長尺 9Cr-SG の計算体系

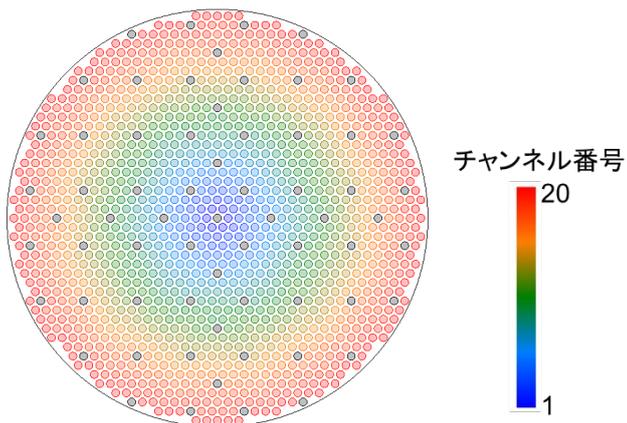


(a) 鳥瞰図

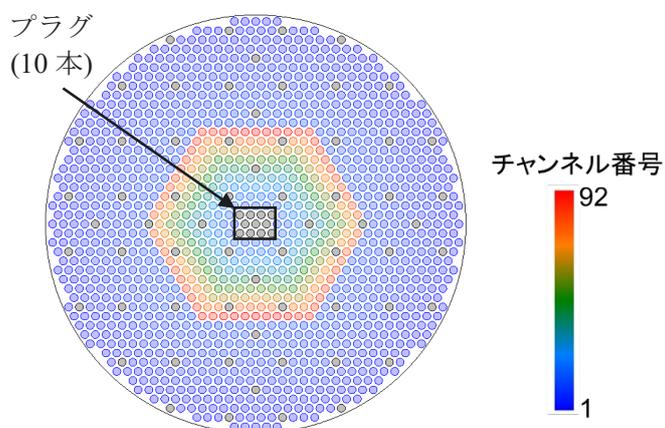


(b) 水平断面図

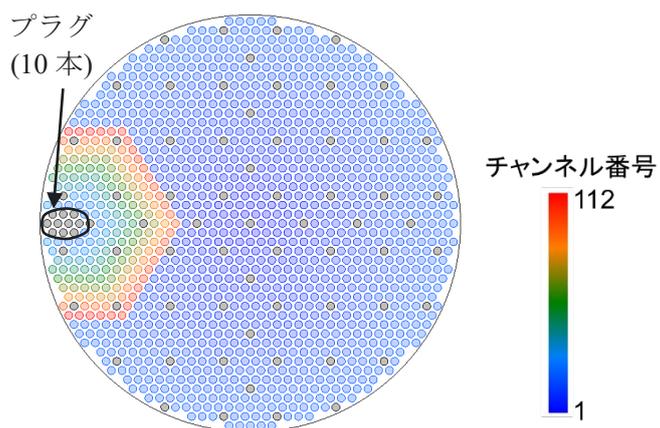
図 4.2 ナトリウム側メッシュ



(a) ケース 1 : プラグ管無し、代表チャンネル数 = 20



(b) ケース 2 : 中心部プラグ管 10 本、代表チャンネル数 = 92



(c) ケース 3 : 胴側プラグ管 10 本、代表チャンネル数 = 112

図 4.3 水側代表チャンネル及びプラグ管の設定

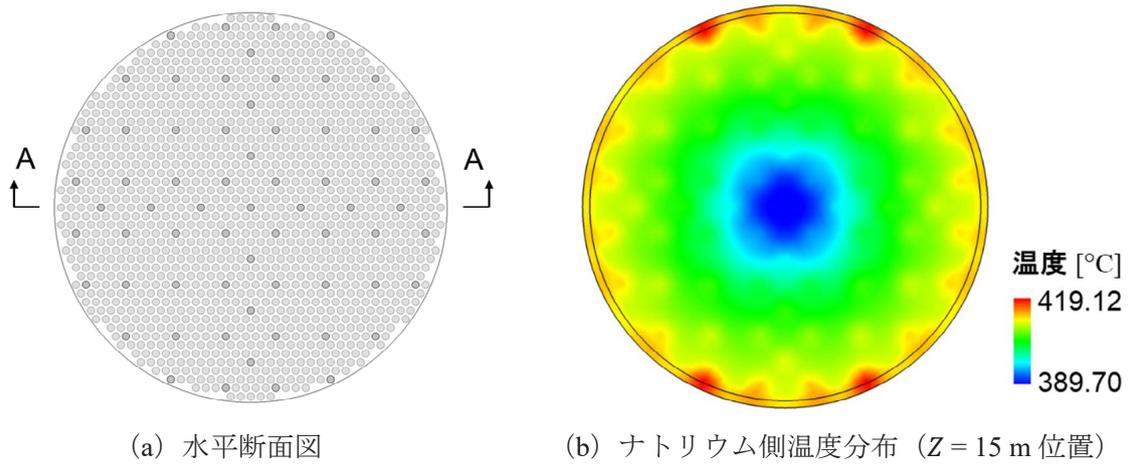


図 4.4 水平断面における温度分布 (ケース 1 : プラグ管無し)

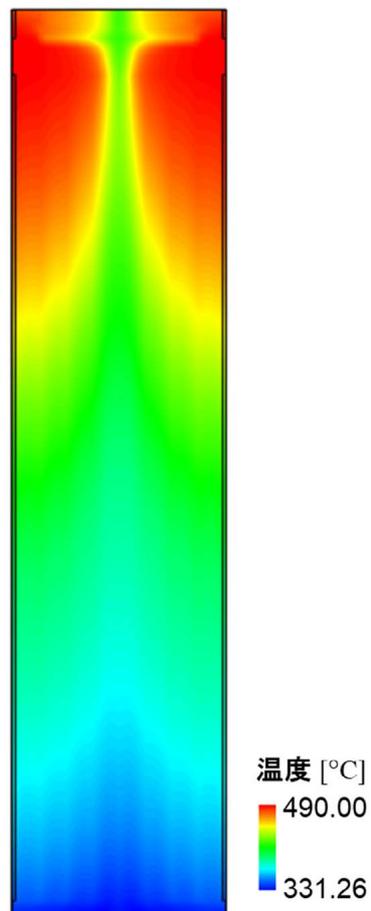


図 4.5 鉛直断面における温度分布 (ケース 1 : プラグ管無し)

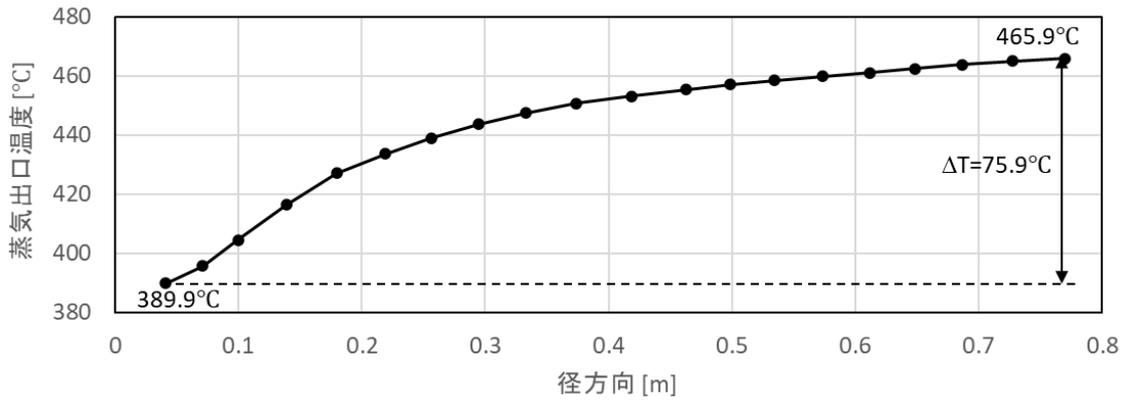


図 4.6 蒸気出口温度の径方向分布 (ケース 1 : プラグ管無し)

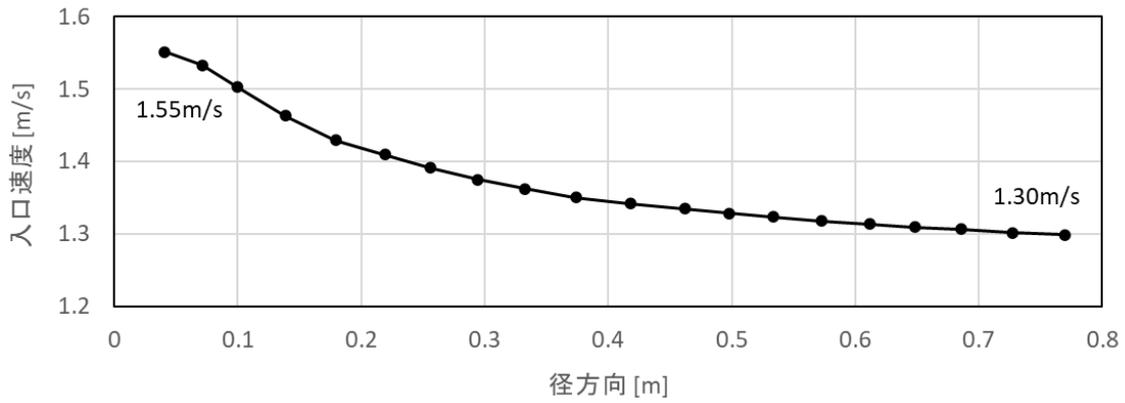


図 4.7 水側入口流速の径方向分布 (ケース 1 : プラグ管無し)

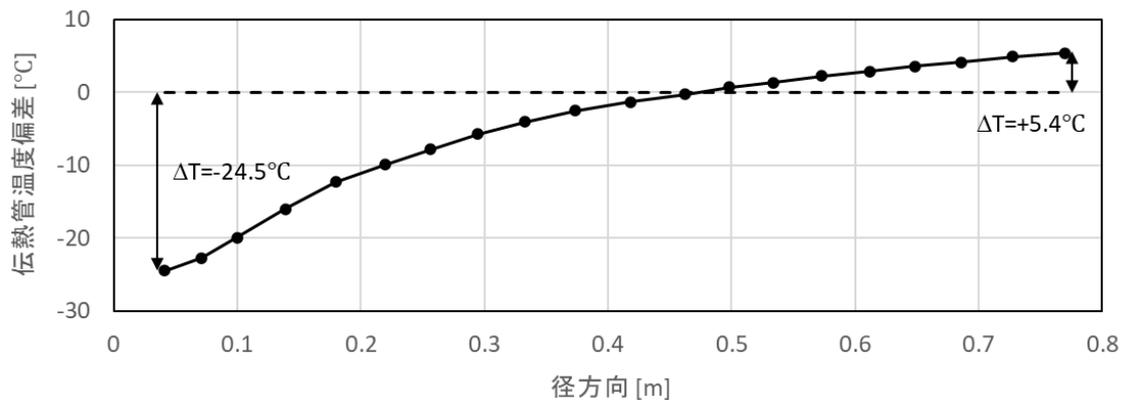


図 4.8 全伝熱管平均温度に対する伝熱管温度偏差 (ケース 1 : プラグ管無し)

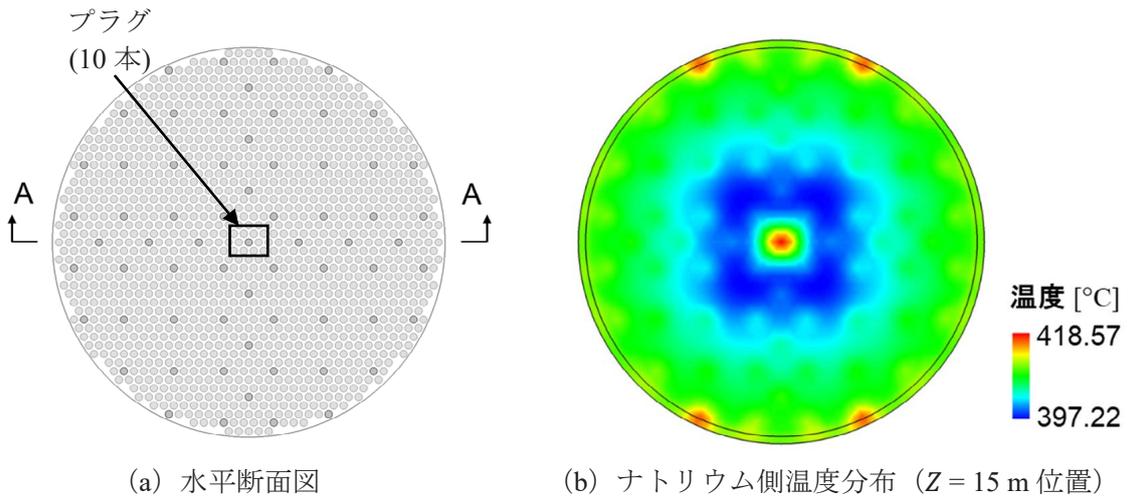


図 4.9 水平断面における温度分布 (ケース 2 : 中心プラグ管 10 本)

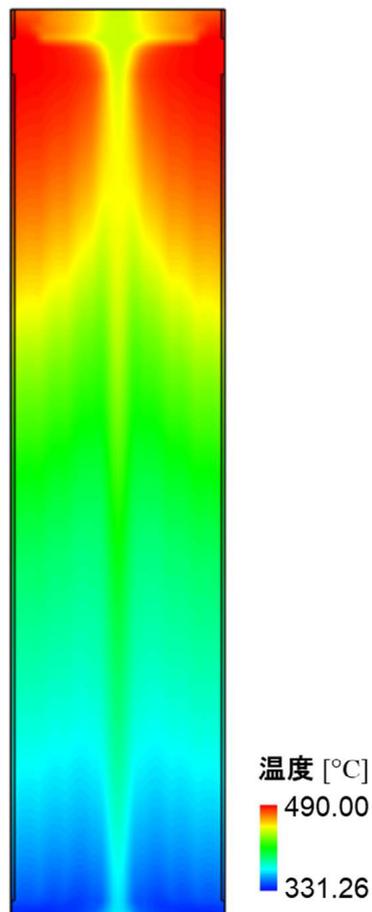


図 4.10 鉛直断面における温度分布 (ケース 2 : 中心プラグ管 10 本)

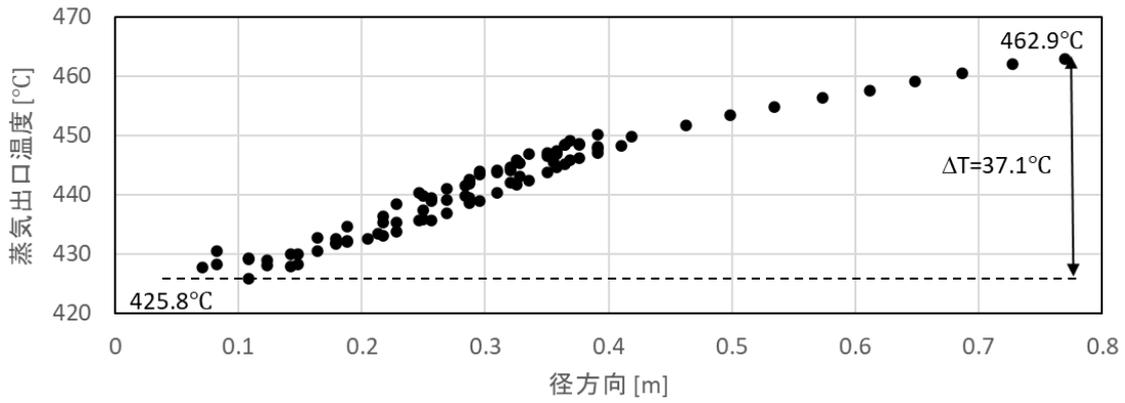


図 4.11 蒸気出口温度の径方向分布 (ケース 2 : 中心プラグ管 10 本)

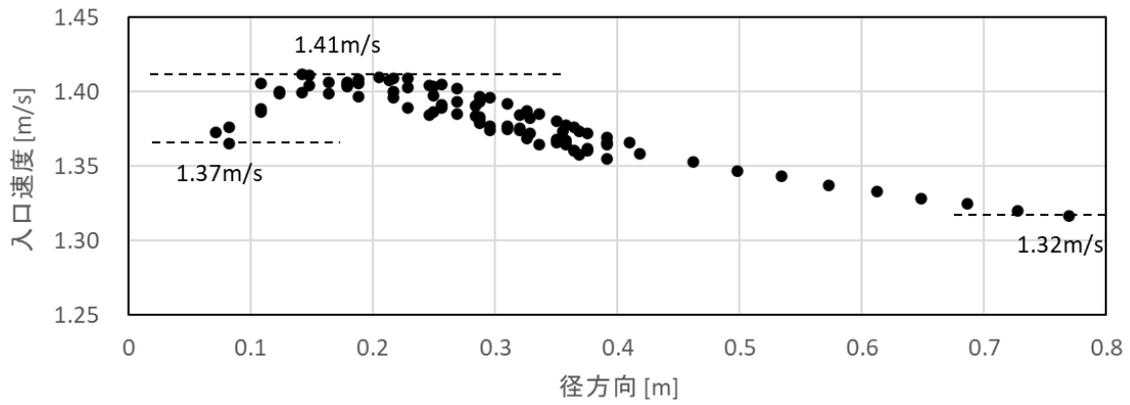


図 4.12 水側入口流速の径方向分布 (ケース 2 : 中心プラグ管 10 本)

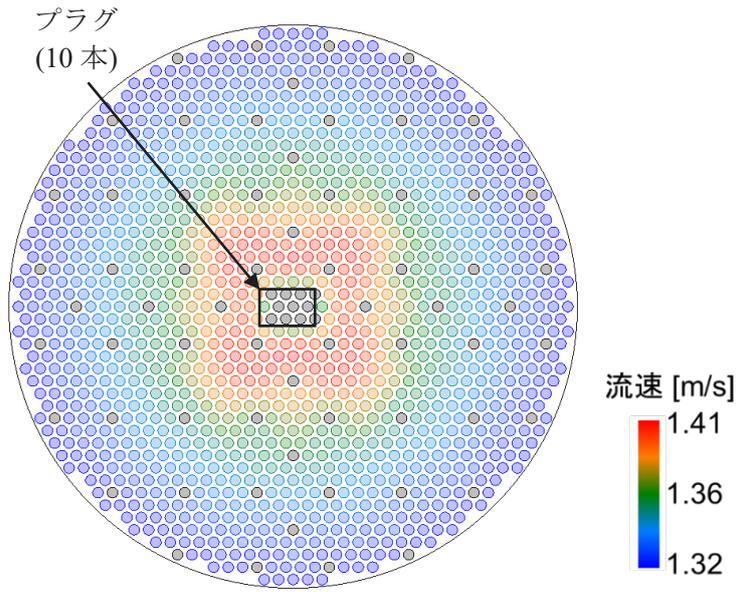


図 4.13 各伝熱管の水側入口流速（ケース 2：中心プラグ管 10 本）

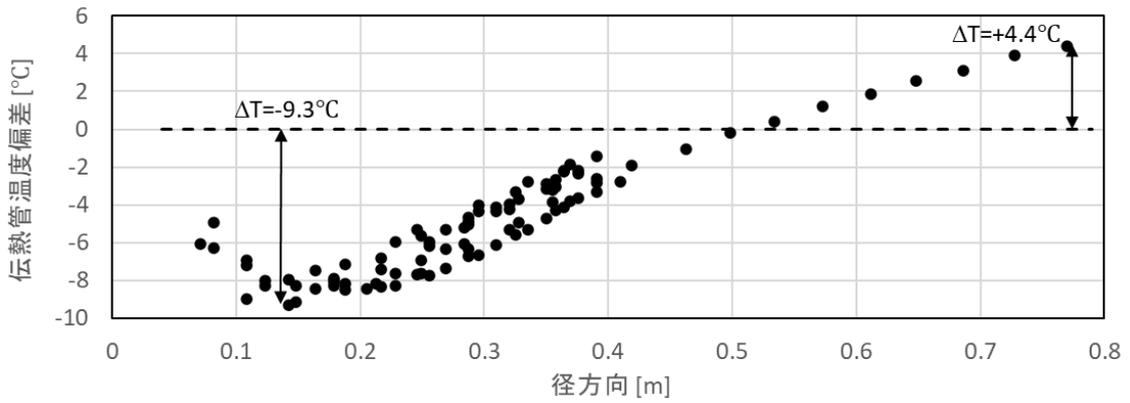


図 4.14 全伝熱管平均温度に対する伝熱管温度偏差（ケース 2：中心プラグ管 10 本）

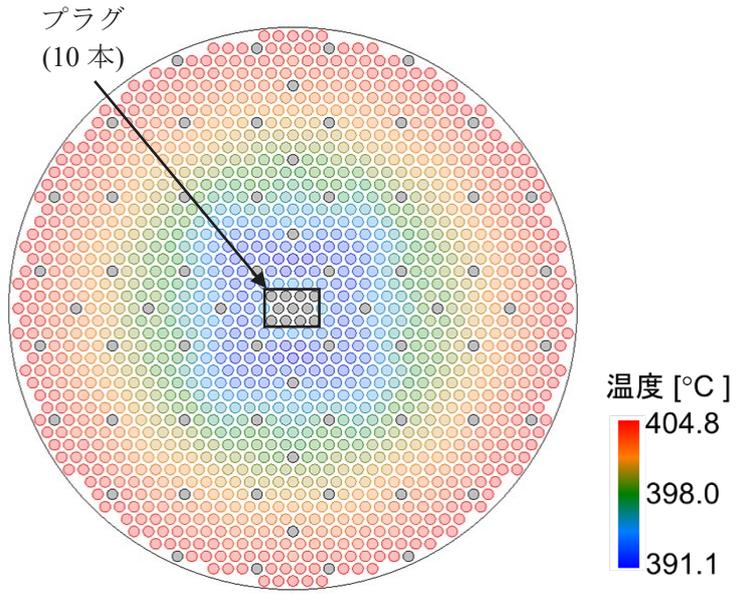


図 4.15 各伝熱管の平均温度 (ケース 2 : 中心プラグ管 10 本)

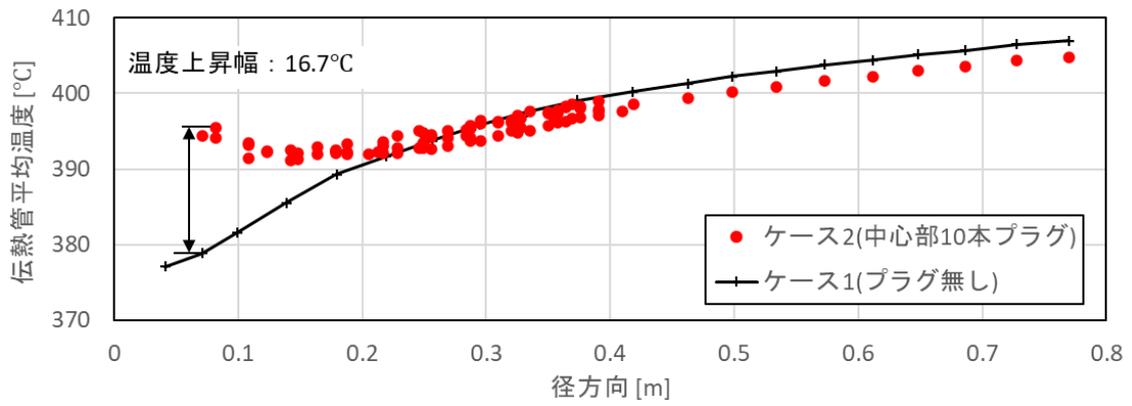


図 4.16 伝熱管平均温度の比較 (ケース 2 : 中心プラグ管 10 本)

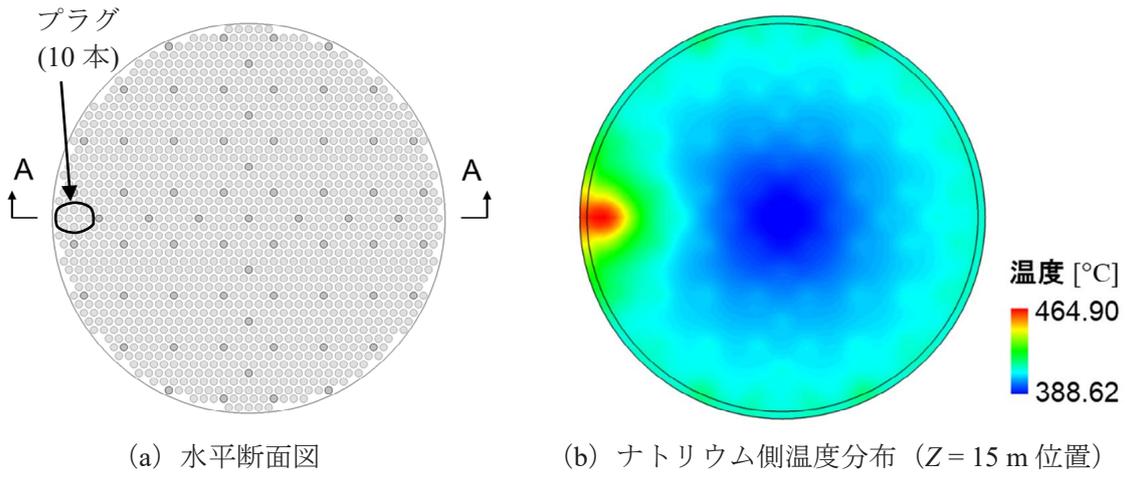


図 4.17 水平断面における温度分布 (ケース 3 : 胴側プラグ管 10 本)

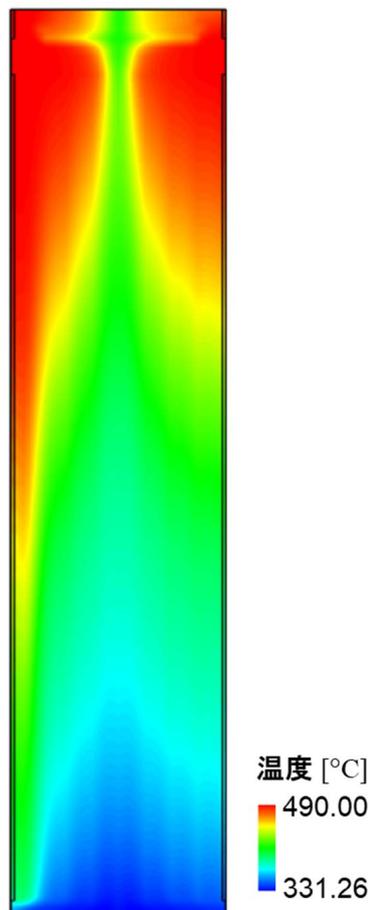


図 4.18 鉛直断面における温度分布 (ケース 3 : 胴側プラグ管 10 本)

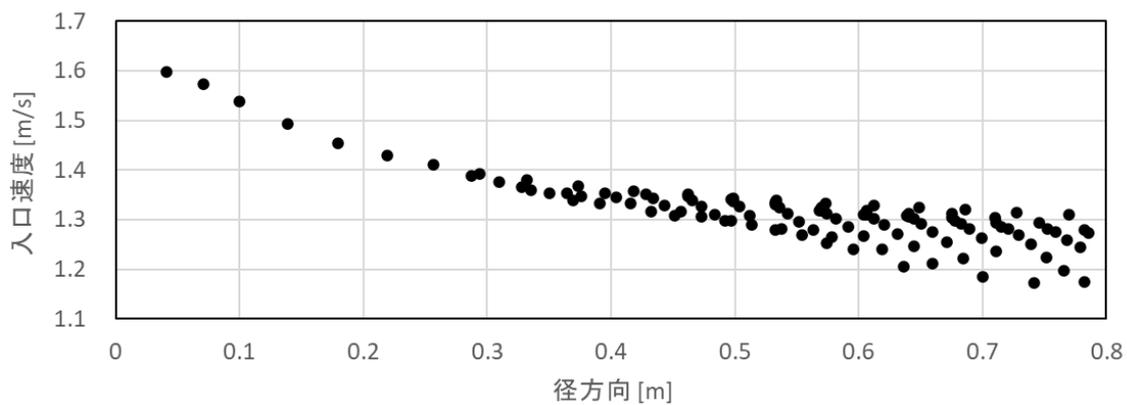


図 4.19 水側入口流速の径方向分布 (ケース 3 : 胴側プラグ管 10 本)

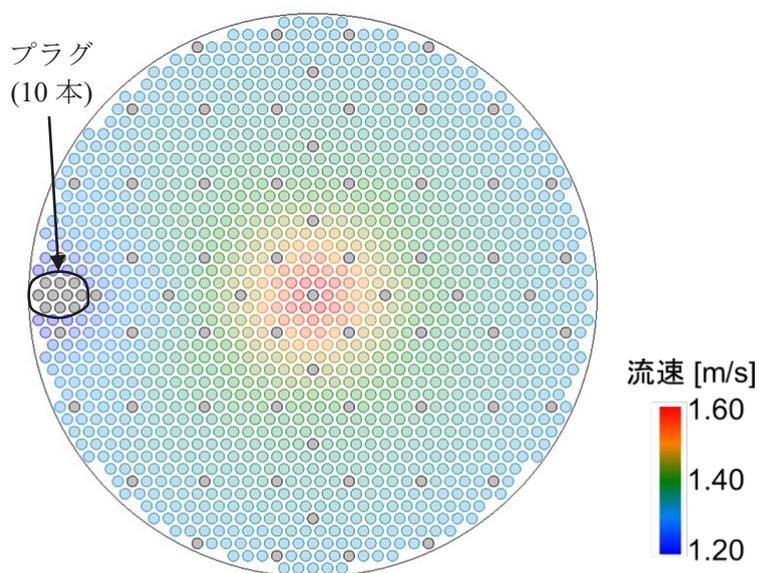


図 4.20 各伝熱管の水側入口流速 (ケース 3 : 胴側プラグ管 10 本)

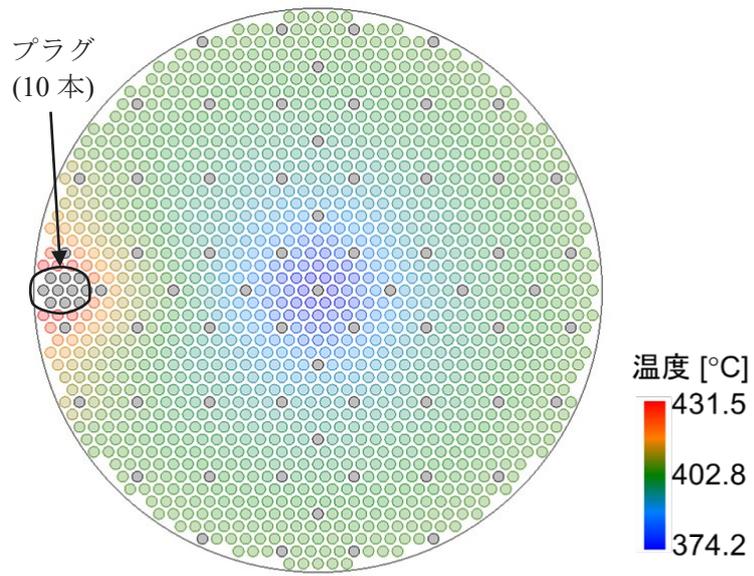


図 4.21 各伝熱管の平均温度（ケース 3：胴側プラグ管 10 本）

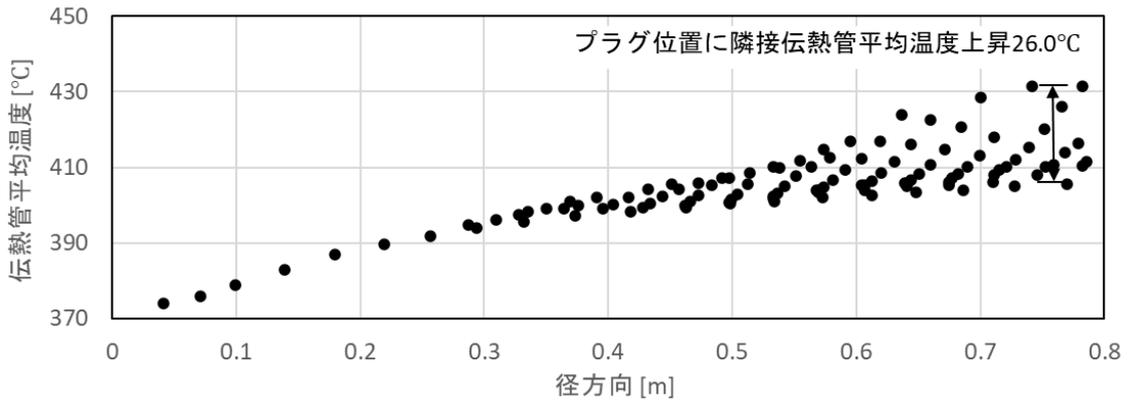


図 4.22 伝熱管平均温度の径方向分布 (ケース 3 : 胴側プラグ管 10 本)

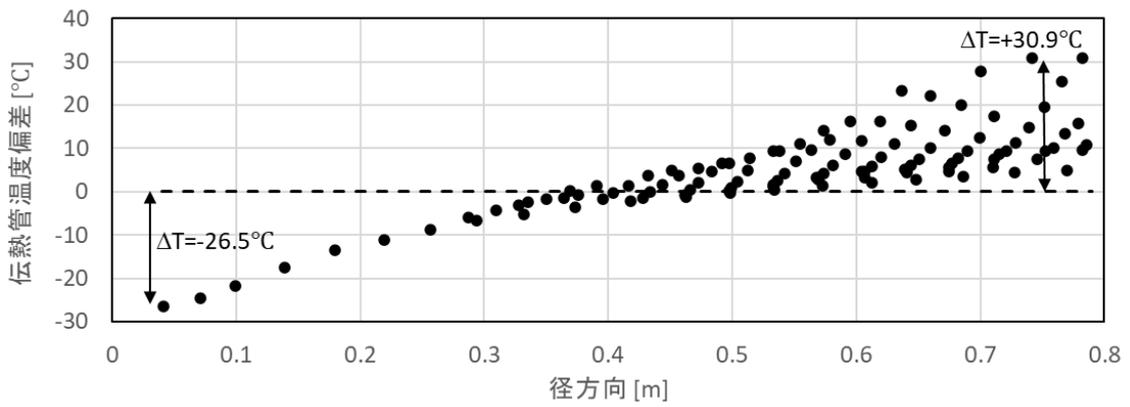


図 4.23 全伝熱管平均温度に対する伝熱管温度偏差 (ケース 3 : 胴側プラグ管 10 本)

5. 大型蒸気発生器体系における温度分布評価

5.1 評価目的

大型直管型 SG 体系を対象に、ナトリウム出入口プレナム部を含む SG 全系を対象とした伝熱管プラグを含む条件で適用性確認解析を実施し、構造健全性評価を含む 3 次元温度分布特性を評価する。

大型直管型 SG (750MWe 級)²¹⁾を対象として、TSG コードによりプラグ管無しの条件及び周辺部 (胴側) 伝熱管プラグ条件の解析を実施する。

5.2 解析条件

5.2.1 解析対象

大型直管型 2 重管 SG (伝熱管 3,920 本、交換熱量 882.5 MWt) を解析対象とする。仕様 (概念設計) は表 5.1 に示す。

図 5.1 に解析対象とした大型直管型 SG の構造概略図、図 5.2 に SG 入口プレナム部の構造概略図をそれぞれ示す。入口プレナム部では流量配分機構として円筒堰と整流板が採用されており、以下に示す通りモデル化の対象とした。

5.2.2 解析モデル

図 5.3 に計算体系を示す。解析範囲は、Na 側を入口配管から出口配管までとし、水側を給水入口から蒸気出口プレナムまでとする。

定格運転時の定常解析として以下の二つケースを実施する。

- ・ケース 1 : プラグ管無し
- ・ケース 2 : 胴側プラグ管 6 本 (図 5.3 の断面図に示す。)

図 5.4 にナトリウム側解析の SG 領域メッシュ分割を示す。要素分割では、伝熱管 2 ピッチを基本的な要素幅とする Prism 要素または Hexa 要素を配置した。鉛直方向に対しては、39 枚のバッフル板を各 1 分割、バッフル板間の流体領域を各 3 分割、総計 155 分割とした。また、管束部入口に流入する周方向流れを詳細に評価するため、入口プレナム部をモデル化した。なお、出口プレナム部についてもモデル化した。図 5.5 に入口、出口プレナム領域の要素分割を示す。出入口プレナム部では、管束部領域と同等となる 70 mm~80 mm 程度の要素幅の Prism 要素または Hexa 要素を配置した。入口プレナム領域は、仕切り板による二重円筒構造であり、その外筒領域に整流板 ($\phi = 20.0$ mm) を設定した。また、ナトリウム入口窓に整流胴 ($\phi = 20.0$ mm) を設定した。なお、SG 領域-プレナム領域、プレナム領域-配管領域は、それぞれ不連続メッシュによる接続となる。

要素数は、SG 領域 343,170 要素、入口プレナム領域 59,322 要素、出口プレナム領域 52,368 要素、総計 454,860 要素である。構造材領域に関しては、SG 胴とバッフル板の物性を改良

9Cr-1Mo 鋼として、給水管板と蒸気管板は解析対象外とした。バッフル板の孔径は、液面から流入境界下端までの 3 枚が $\phi = 15.0 \text{ mm}$ 、それ以外の 36 枚は $\phi = 19.3 \text{ mm}$ であり、斜行流は発生しない条件である。また、バッフル板-SG 胴間のギャップ部の開口率は 0%として、リークフローが発生しない条件としている。

図 5.6～図 5.7 に水側解析における伝熱管の配置、解析対象とした代表チャンネル（伝熱管）の設定及びプラグ管の設定を示す。なお、図中の小さな点がそれぞれ 1 本の伝熱管を示し、黒い点はタイロッド及びプラグ管を示す。

本解析では水/蒸気系の評価に代表チャンネルの考え方を採用している。すなわち、タイロッドを除く 3,920 本（プラグ管 6 本の場合に 3,914 本）の伝熱管を代表チャンネルに分類した。

プラグ管無しの場合 1 では、130 本の代表チャンネル数に分類した（図 5.6 参照）。すなわち、SG 胴内半径 $R = 1.38 \text{ m}$ に対して、径方向座標 $r < R/2$ に位置する伝熱管 984 本を径方向 10 分割×周方向 1 分割に、 $r > R/2$ に位置する伝熱管 2,936 本を径方向 10 分割×周方向 12 分割に、それぞれ分類した。

胴側プラグ管 6 本の場合 2 では、255 本の代表チャンネル数に分類した（図 5.7 参照）。すなわち、SG 胴内半径 $R = 1.38 \text{ m}$ に対して、径方向座標 $r < R/2$ に位置する伝熱管 984 本を径方向 10 分割×周方向 1 分割に分類した。ただし、伝熱管プラグ位置の近傍では、温度分布を詳細に評価するため、伝熱管 1～2 本を 1 チャンネルに設定してプラグ伝熱管周辺の伝熱管 258 本を 132 本代表チャンネルに分類した。径方向座標 $r > R/2$ に位置する伝熱管 2,672 本を径方向 10 分割×周方向 12 分割に分類した。

各チャンネルの鉛直方向分割数は、伝熱管長 32.995 m を 122 分割した。なお、タイロッド及びプラグ伝熱管は、水側の流量ゼロ、ナトリウム側との熱交換ゼロとするモデルで模擬した。

表 5.2 に解析条件を示す。境界条件は、ナトリウム側と水側でそれぞれの一定の流入流量、温度条件（ナトリウム側 520 °C、水側 240 °C）として、温度一様の初期状態から 1,000 秒間の準定常解析（時間発展を計算して準定常状態を再現）を実施した。時間ステップサイズについて、ナトリウム側解析では 0.1 秒とし、水側解析では 0.005 秒とした。また、ナトリウム側-水側の連成間隔は 0.1 秒に設定した。

解析の実行に際しては、ナトリウム側を 1 プロセス、水側を 32 プロセスで計算した。本条件では、1,000 秒まで解析を実施している。

5.2.3 解析で使用する伝熱、圧損相関式

TSG 解析で使用する相関式は表 4.3 と同じである。ナトリウム側管束部の乱流粘性係数相関式で使用する増倍係数は $C = 1$ を使用した。なお、入口、出口プレナム領域に関しては、FLUENT の標準型 $k - \varepsilon$ モデル ($Pr_t = 0.9$) を適用した。

ナトリウム側-水側の熱交換では、伝熱管肉厚中心の面積に伝熱面積補正係数 0.87 を適用して解析した。

5.3 解析結果

5.3.1 ケース 1：プラグ管無し

図 5.8 に入口プレナム領域の流速分布と圧力分布を示す。入口配管から入口プレナムへと流入したナトリウムは、外側アニュラス部を周方向に回り込みながら下降する。外側アニュラス部の下端に設置された整流板では、整流胴と比べてフロー孔数が少なく、フロー孔を通過する流速が高流速となるため、顕著な圧力降下が発生する。内側アニュラス部では、下降流が上昇流に転じて、そのままナトリウム入口窓に設置された整流胴から伝熱管束部領域へと流入する。表 5.3 に各領域におけるナトリウム平均流速の概算値そしてレイノルズ数を示す。入口プレナム（内外筒）には高いレイノルズ数の強い乱流領域となっており、流速を増加させる仕組みの有効性を示す。また、表 5.4 に整流板と表 5.5 に整流胴における圧力損失の概算値を示す。式 (2-35)、式 (2-41) から算出した圧力損失値と解析結果から算出した圧力損失値は、良好に一致している。

図 5.9 に、流速分布の周方向不均一性の評価として、入口プレナム領域の鉛直方向流速分布を示す。また、図 5.10 にナトリウム入口窓の径方向流速分布を示す。入口配管直下の RT-1 断面では、入口配管方向である 0° 近傍に下降流の強いピークが存在するが、整流板直上の RT-2 断面では、整流効果によって下降流が周方向に均一化されている。下降流が上昇流に転じる RT-3 断面、RT-4 断面でも、その傾向は引き継がれており、結果的に、ナトリウム入口窓から流入する径方向流速の周方向に対する不均一性は顕著ではない。なお、ナトリウム入口窓の径方向流速に関して、時間平均処理から算出した RMS 値は、概ね $u_{rms}=10^{-3}\sim 10^{-5}$ m/s オーダー（平均流速 $u_{ave}=0.4\sim 0.5$ m/s の 1%以下）であり、強い非定常性は認められない。

図 5.11 に鉛直断面におけるナトリウムの温度、流速及び圧力分布を示す。ナトリウム入口窓から流入したナトリウムは、一定間隔で設置されたバッフル板で整流されながら、伝熱管束部領域を下降する。バッフル板の孔径は一定であるため、斜行流は発生しない。管束部に水平方向に流入した高温のナトリウムが水側との伝熱により冷却されて SG 中心部に向かって流れ込むため、SG 中心部温度が低温となる径方向の温度分布が形成される。また、低温になると浮力が抑制されるため、SG 中心部の下降流速は相対的に高流速となる。対して、SG 胴側部では、バッフル板でのバイパスフロー防止機構（SG 胴に隣接するバッフル板セルの空隙率をゼロとして模擬）の影響によって、ナトリウムの下降流速は相対的に低流速となる。

また、周方向不均一性の評価として、図 5.12 及び図 5.13 に $Z=20.96$ m の水平断面上におけるナトリウム温度分布と流速分布を示す。最外周位置における $\theta=60^\circ$ 、 120° 、 240° 、 300° の各位相で高温ピークが発生しているが、当該位置には SG 胴近傍に 2 本のタイロッドが存在しており、水側との熱交換が局所的に低下するためと推測される。流速分布に関しては、 60° 対称の分布曲線が得られており、入口プレナムの影響による周方向の不均一性は、明確には認められない。

5.3.2 ケース 2：胴側プラグ管 6 本

図 5.14 に鉛直断面におけるナトリウムの温度、流速及び圧力分布を示す。プラグ管無しの場合 1 と比較して、胴側プラグ管近傍ではプラグ管内の水側との熱交換がないため、ナトリウム温度が局所的に高いことが確認できる。ナトリウムの流速及び圧力分布は顕著な変化は無く、バッフル板で整流されながら、伝熱管東部領域を下降する。

伝熱管プラグによる解析結果への影響の評価として、図 5.15 に入口配管側 ($\theta = 0^\circ$) と伝熱管プラグ側 ($\theta = 180^\circ$) の径方向温度分布の比較を示す (温度の評価位置を図 5.16 に示す)。温度に関して、入口配管側と比較して伝熱管プラグ側では、ナトリウム側温度の上昇 (最大 40°C)、水側温度の上昇 (最大 60°C) が確認できる。

5.3.3 伝熱管座屈評価

図 5.17 に伝熱管座屈評価⁴⁾の指標となる伝熱管温度偏差 ΔT_j の分布を示す。全伝熱管の平均温度 $T_{ave} = 423.5^\circ\text{C}$ に対して、伝熱管温度偏差は、低温側 (SG 中心側) で $\Delta T_{min} = -33.6^\circ\text{C}$ 、高温側 (伝熱管プラグ側) で $\Delta T_{max} = +24.9^\circ\text{C}$ となる。なお、伝熱管温度偏差は、次式から算出した。

$$T_j = \sum_{i=1}^{n_i} \Delta L_i T_{ji} / L_{total} \quad , \quad L_{total} = \sum_{i=1}^{n_i} \Delta L_i \quad (5-1)$$

$$T_{ave} = \sum_{j=1}^{n_j} M_j T_j / M_{total} \quad , \quad M_{total} = \sum_{j=1}^{n_j} M_j \quad (5-2)$$

$$\Delta T_j = T_j - T_{ave} \quad (5-3)$$

T_{ji} : 代表チャンネル番号 j 、鉛直方向セル番号 i の伝熱管温度 [$^\circ\text{C}$]

T_j : 代表チャンネル番号 j の伝熱管平均温度 [$^\circ\text{C}$]

ΔT_j : 代表チャンネル番号 j の伝熱管温度偏差 [$^\circ\text{C}$]

T_{ave} : 全伝熱管の平均温度 [$^\circ\text{C}$]

ΔL_i : 鉛直方向セル番号 i のセル長 [m]

L_{total} : 伝熱管全長 [m] ($L_{total} = 32.9$ m)

M_j : 代表チャンネル番号 j の伝熱管本数

M_{total} : 伝熱管総数 ($M_{total} = 3,914$)

n_i : 鉛直方向セル総数 ($n_i = 122$)

n_j : 代表チャンネル総数 ($n_j = 255$)

伝熱管に掛かる圧縮荷重 F_C または引張荷重 F_T は、伝熱管温度偏差 ΔT を次式に適用して算出される。

$$F = E\alpha\Delta TA \quad , \quad A = \frac{\pi}{4}(D_o^2 - D_i^2) \quad (5-4)$$

- F : 伝熱管温度偏差による荷重 [N]
 E : ヤング率 [N/m²]、 $E = 176.8 \times 10^9$ N/m² (伝熱管最高温度 535 °C)
 α : 線膨張係数 [1/°C]、 $\alpha = 12.3 \times 10^{-6}$ °C⁻¹ (伝熱管最高温度 535 °C)
 ΔT : 伝熱管温度偏差 [°C]
 A : 伝熱管断面積 ($A = (\pi/4)(D_o^2 - D_i^2)$) [m²]
 D_o : 伝熱管外径 [m] ($D_o = 0.019$ m)
 D_i : 伝熱管内径 [m] ($D_i = 0.011$ m)

式 (5-4) から、圧縮荷重として $F_C = 10,207$ N、引張荷重として $F_T = 13,773$ N が得られる。圧縮荷重に関して、次のオイラー式から得られる座屈荷重は $P_{cr} = 9,271$ N であるので、本評価結果は伝熱管が座屈する可能性を示唆している。一方、引張荷重に関して、許容荷重⁴⁾を 20,000 N とすれば、構造健全性は維持される結果が得られている。

$$P_{cr} = C \frac{\pi^2 EI}{\beta L^2} \quad (5-5)$$

- P_{cr} : 座屈荷重 [N]
 C : 支持条件係数、 $C = 1$ (両端支持)
 I : 伝熱管断面二次モーメント [m⁴] ($I = (\pi/64)(D_o^4 - D_i^4) = 5.678 \times 10^{-9}$ m⁴)
 L : バッフル板支持ピッチ [m] ($L = 0.8$ m)
 β : ひずみ制御型座屈の安全係数 ($\beta = 1.67$)

5.4 まとめ

TSG コードを用いて、750MWe 級実機設計における大型直管型 SG を対象に、ナトリウム出入口プレナム部を含む SG 全系をモデル化しプラグ管無しのケース (ケース 1) 及び周辺部 (胴側) 6 本伝熱管をプラグさせたケース (ケース 2) の 3 次元温度分布評価及び構造健全性評価を実施した。

プラグ管無しのケース 1 では、入口プレナム内の整流板及びナトリウム入口窓の整流胴によって流量は均一化された。ナトリウム入口窓から流入したナトリウムは、一定間隔で設置されたバッフル板で整流されながら、伝熱管束部領域を下降する。SG 中心部では、ナトリウム側-水側の熱交換が促進されるため、SG 胴側部と比較してナトリウム側温度と水側

温度はともに低温となる。

胴側 6 本伝熱管をプラグさせたケース 2 では、伝熱管プラグ側では、非プラグ側と比較して、ナトリウム側温度が最大 40 °C、水側温度が最大 60 °C の上昇が得られた。伝熱管温度偏差について、低温側は-33.6 °C、高温側は+24.9 °C となっている。各伝熱管の平均温度から構造健全性を評価した結果、座屈荷重 $P_{cr} = 9,271 \text{ N}$ に対して圧縮荷重 $F_c = 10,207 \text{ N}$ となり、伝熱管が座屈する可能性を示唆する結果が得られた。

表 5.1 大型直管型 SG 仕様値

伝熱管本数	3,920 本
タイロッド本数	101 本
伝熱管配列ピッチ P	41.0 mm
伝熱管外径 D	19.0 mm、 $P/D = 2.16$
伝熱管ギャップ径	15.6 mm
伝熱管内径 d	11.0 mm
SG 胴内径	2.76 m
SG 胴肉厚	30.0 mm
伝熱管有効伝熱長	29.0 m
バッフル板枚数	39 枚
バッフル板孔径	19.3 mm \times 36 + 15.0 mm \times 3
バッフル板開口率	50% \times 36 + 30% \times 3
バッフル板板厚	20.0 mm

表 5.2 解析条件

ナトリウム側解析条件	
ナトリウム流入流量	1.470 \times 10 ⁷ kg/h (4,083.3 kg/s)
ナトリウム流入温度	520 °C
時間ステップサイズ	$\Delta t = 0.1$ s
水側解析条件	
給水流量	1.442 \times 10 ⁶ kg/h (400.6 kg/s)
給水温度	240 °C
蒸気圧力	19.2 MPa
時間ステップサイズ	$\Delta t = 0.005$ s (CFL < 0.5)
その他の条件等	
ナトリウム側-水側連成間隔	$\Delta t = 0.1$ s
伝熱管汚れ係数	水側 2.86615 \times 10 ⁻⁵ m ² ·K/W
内外管ギャップ部熱抵抗	2.14961 \times 10 ⁻⁵ m ² ·K/W
伝熱面積補正係数	0.87

表 5.3 各領域におけるナトリウム平均流速の概算値 (ナトリウム流入側)

評価領域	流路面積	等価直径	平均流速	レイノルズ数
入口配管	0.554 m ²	840.0 mm	8.91 m/s	26,952,000
外側アニュラス部	2.470 m ²	410.0 mm	2.00 m/s	2,952,000
整流板	0.566 m ²	20.0 mm	8.73 m/s	629,000
内側アニュラス部	3.764 m ²	750.0 mm	1.31 m/s	3,543,000
ナトリウム入口窓 (整流胴)	3.211 m ²	20.0 mm	1.54 m/s	111,000
伝熱管束部	4.843 m ²	78.6 mm	1.02 m/s	288,000
バッフル板	2.405 m ²	19.3 mm	2.05 m/s	143,000

※ ナトリウム質量流量 $W = 4,083 \text{ kg/s}$ 、流入温度 $T_{in} = 520^\circ\text{C}$ 、
密度 $\rho = 827.4 \text{ kg/m}^3$ 、粘性係数 $\mu = 2.30 \times 10^{-4} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ から算出

表 5.4 整流板における圧力損失の概算値

<p>整流板断面積 $S_f = (\pi/4)(D_{out}^2 - D_{in}^2) = 2.470 \text{ m}^2$ \therefore 外側アニュラス部内外径 $D_{in} = 3.630 \text{ m}$、$D_{out} = 4.040 \text{ m}$ フロー孔面積 $S_b = n \times \pi d^2 / 4 = 0.566 \text{ m}^2$ \therefore フロー孔径 $d = 0.020 \text{ m}$、フロー孔数 $n = 1,800$ フロー孔開口率 $f = S_b / S_f = 0.229$ フロー孔流速 $w_b = W / (\rho S_b) = 8.73 \text{ m/s}$ 流路拡縮係数 $\tau(t/d) \approx 0.1$ \therefore 整流板板厚 $t = 0.030 \text{ m}$、$t/d = 1.5$ オイラー数 $Eu' = \zeta_0 + \lambda_d \times (t/d) = 1.065$、$\zeta_0 = 1.048$ 圧力損失係数 $\lambda' = Eu' \times (d/t) = 0.710$ 圧力損失 $\Delta p = Eu' \times (\rho w_b^2 / 2) = 33,543 \text{ Pa}$ ※圧力損失 (解析結果) $\Delta p = 34,044 \text{ Pa}$</p>

表 5.5 整流胴における圧力損失の概算値

$$\text{整流胴断面積 } S_f = \pi DL = 2.790 \text{ m}^2$$

$$\because \text{整流胴径 } D = 2.760 \text{ m、整流胴幅 } L = 1.200 \text{ m}$$

$$\text{フロー孔面積 } S_b = n \times \pi d^2 / 4 = 3.211 \text{ m}^2$$

$$\because \text{フロー孔径 } d = 0.020 \text{ m、フロー孔数 } n = 10,220$$

$$\text{フロー孔開口率 } f = S_b / S_f = 0.300$$

$$\text{フロー孔流速 } w_b = W / (\rho S_b) = 1.54 \text{ m/s}$$

$$\text{流路拡縮係数 } \tau(t/d) \approx 0.1$$

$$\because \text{整流胴板厚 } t = 0.030 \text{ m、} t/d = 1.5$$

$$\text{オイラー数 } Eu' = \zeta_0 + \lambda_d \times (t/d) = 0.924、\zeta_0 = 0.898$$

$$\text{圧力損失係数 } \lambda' = Eu' \times (d/t) = 0.616$$

$$\text{圧力損失 } \Delta p = Eu' \times (\rho w_b^2 / 2) = 903 \text{ Pa}$$

$$\ast \text{圧力損失 (解析結果) } \Delta p = 958 \text{ Pa}$$

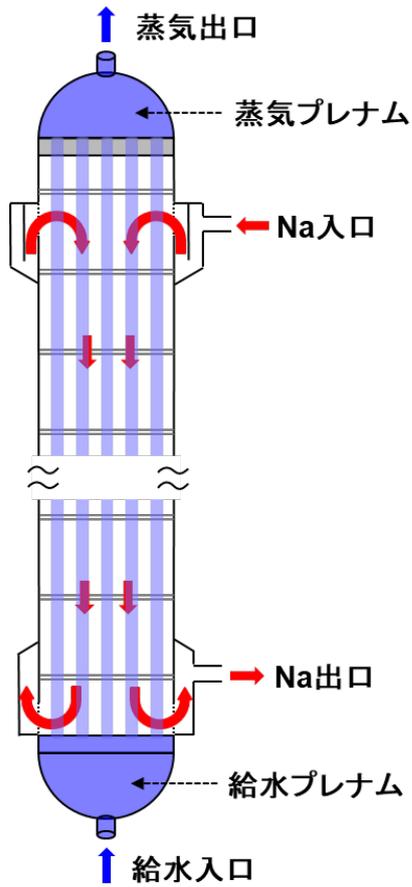


図 5.1 直管型 SG 構造概略図

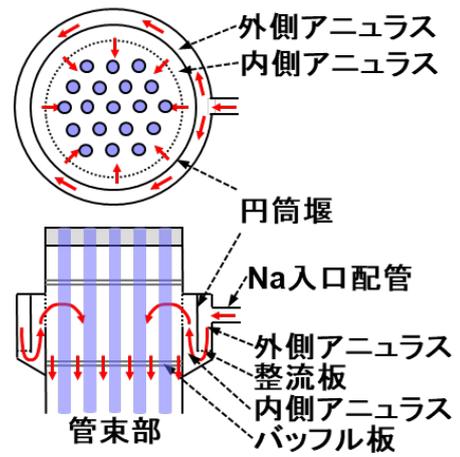


図 5.2 SG 入口プレナム部の構造概略図

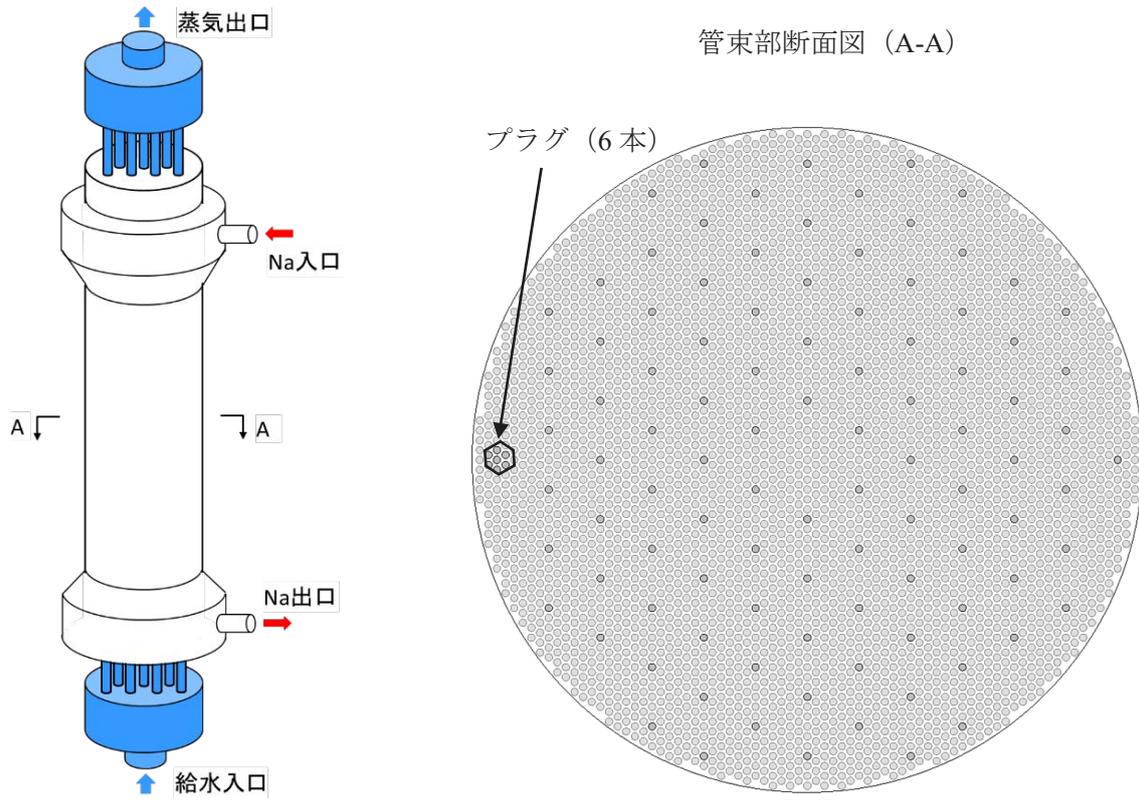


図 5.3 TSG による大型直管型 SG の計算体系

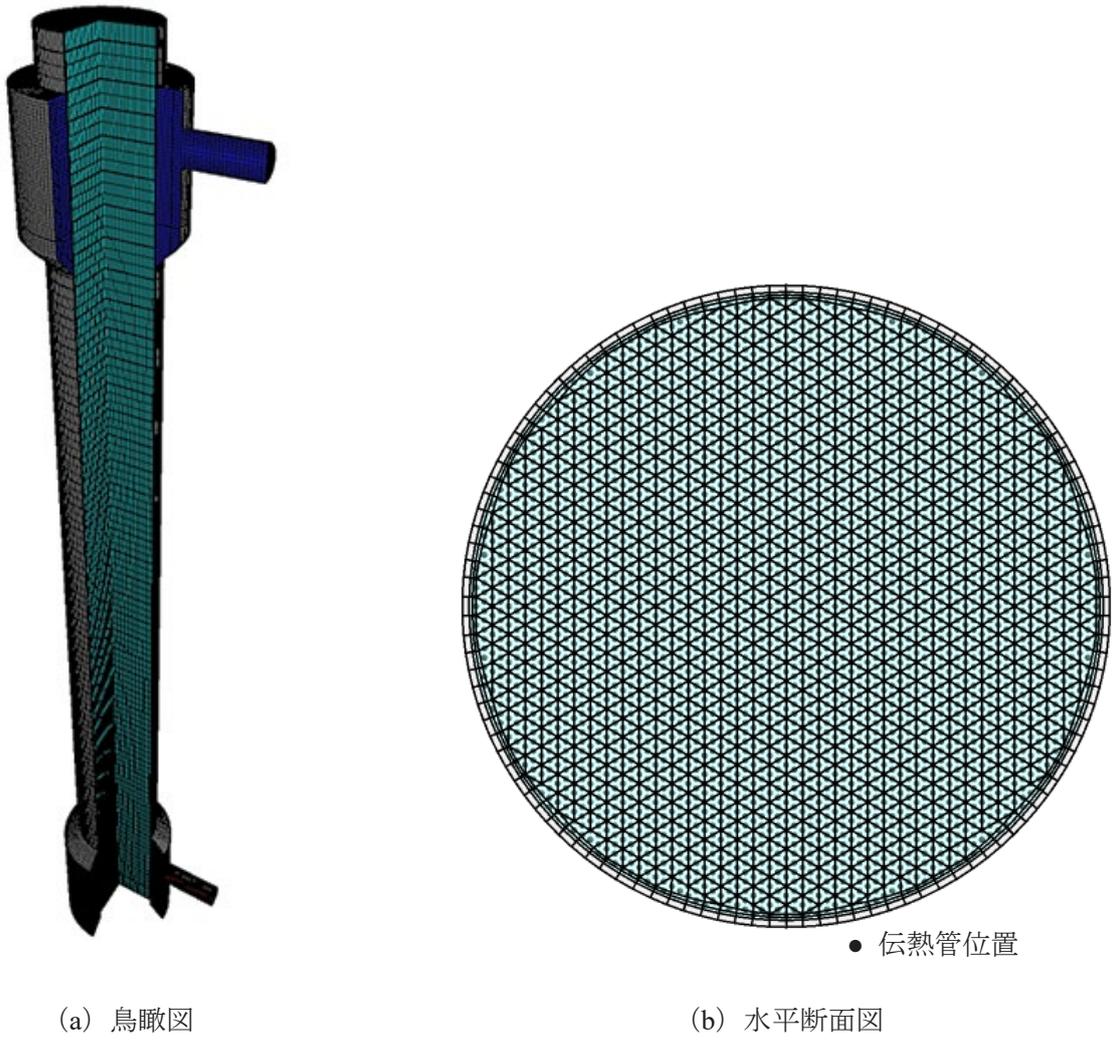
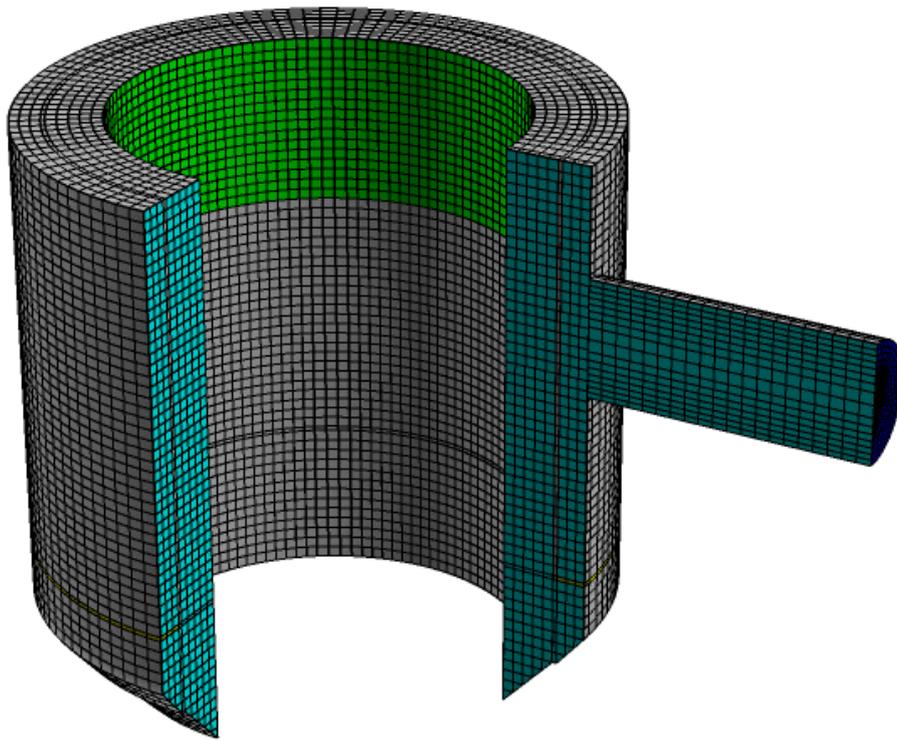
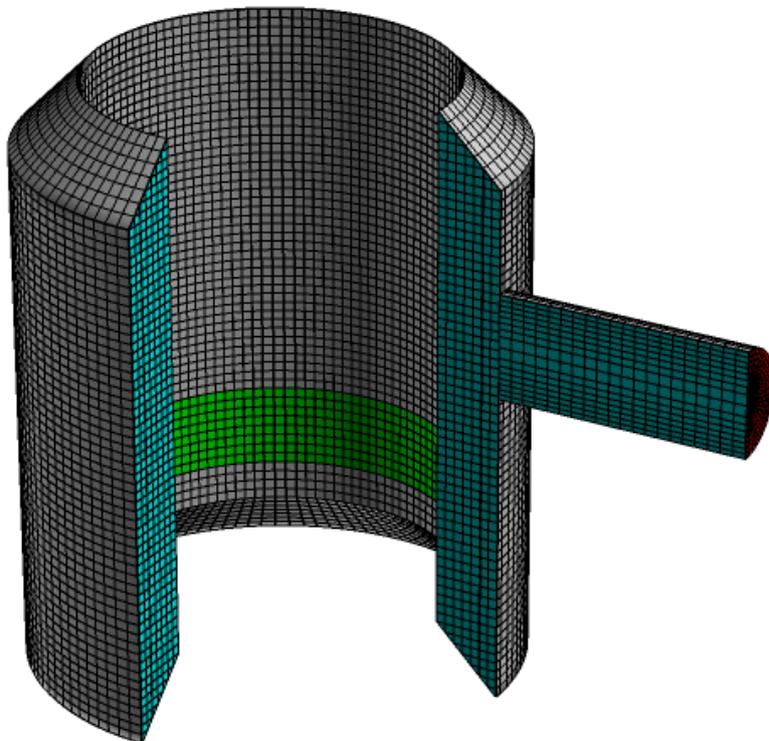


図 5.4 ナトリウム側 SG 伝熱領域メッシュ



(a) 入口プレナム領域



(b) 出口プレナム領域

図 5.5 入口、出口プレナム領域のメッシュ

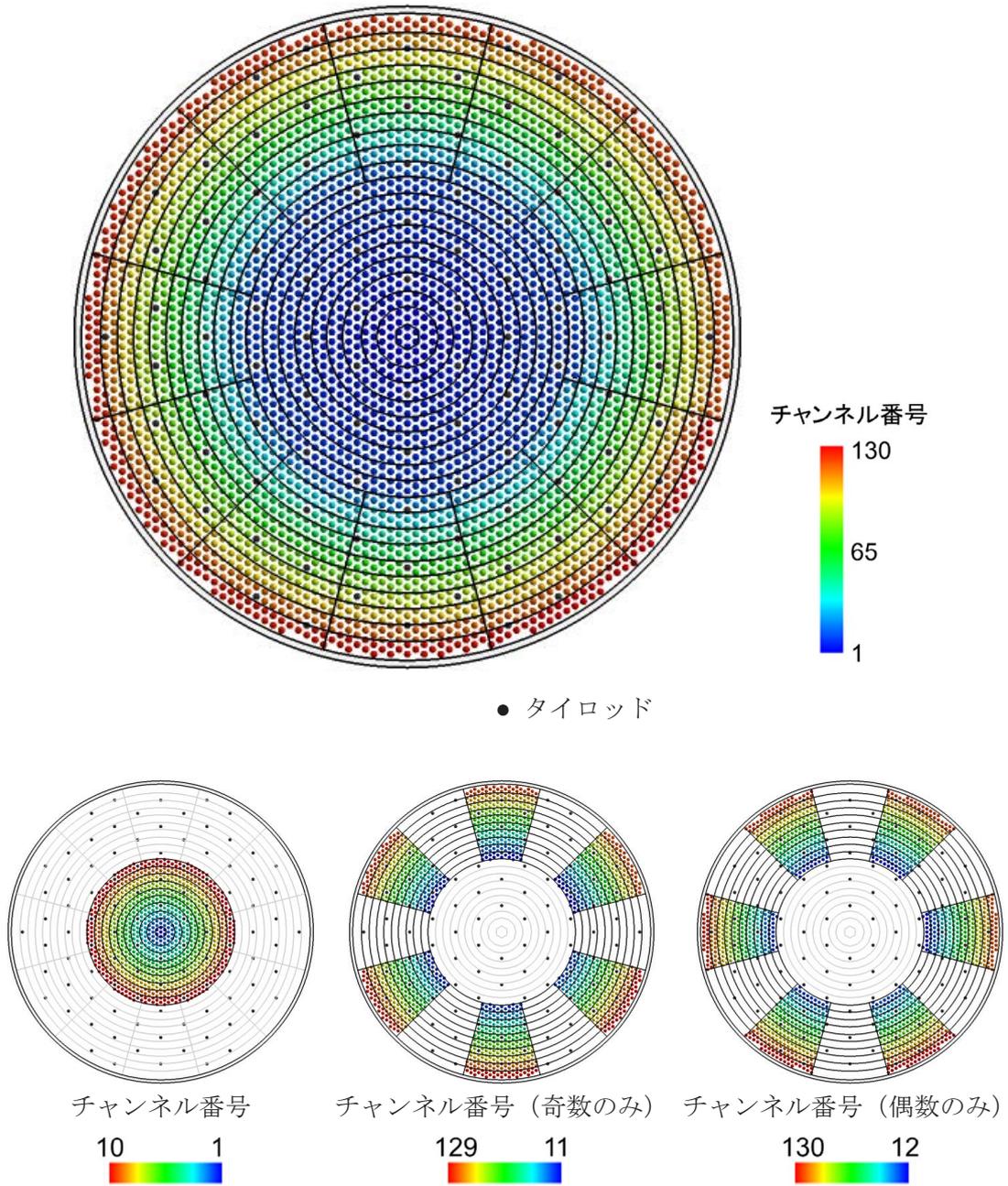


図 5.6 水側代表チャンネルの設定 (ケース 1 : プラグ管無し)

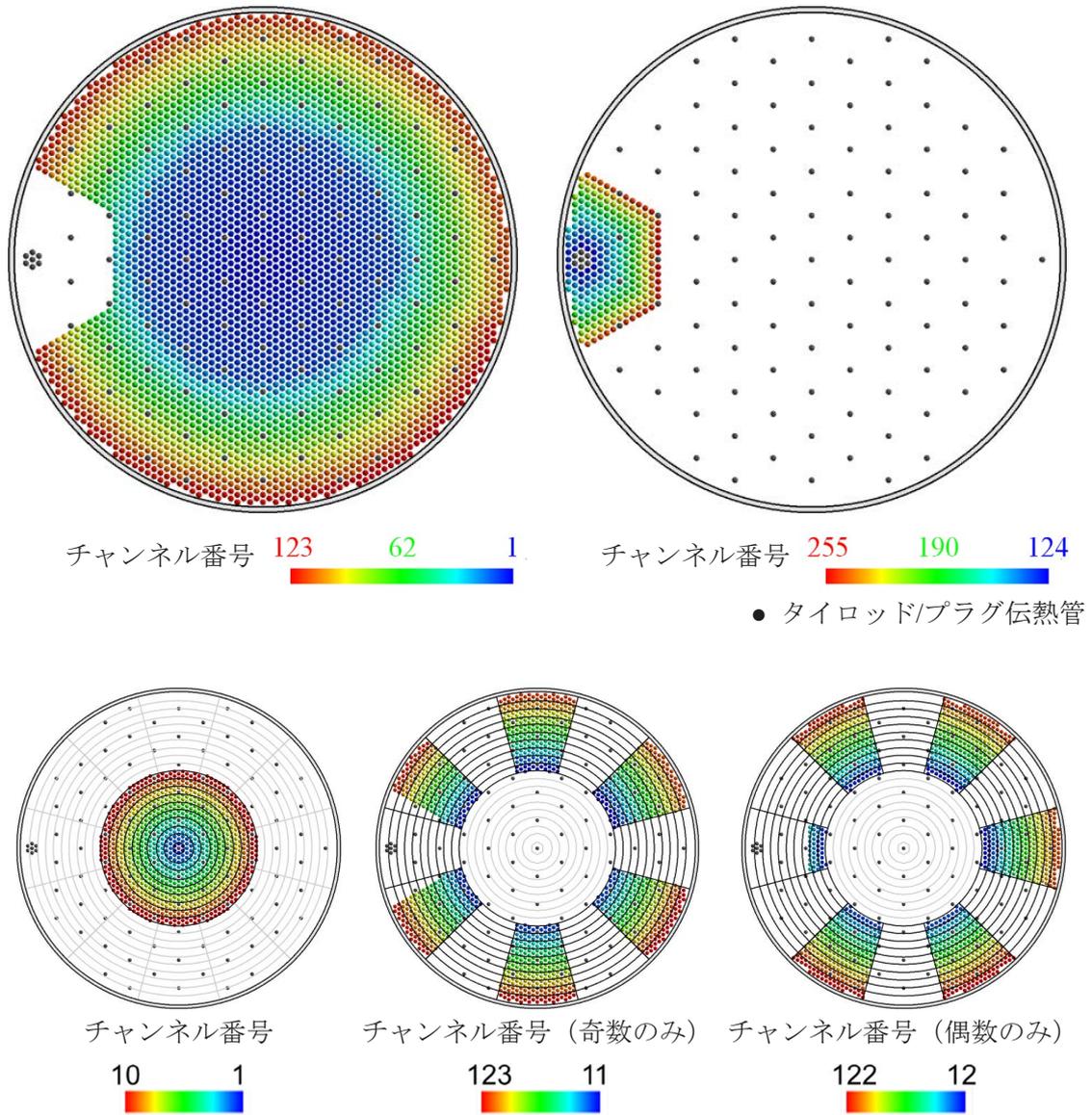
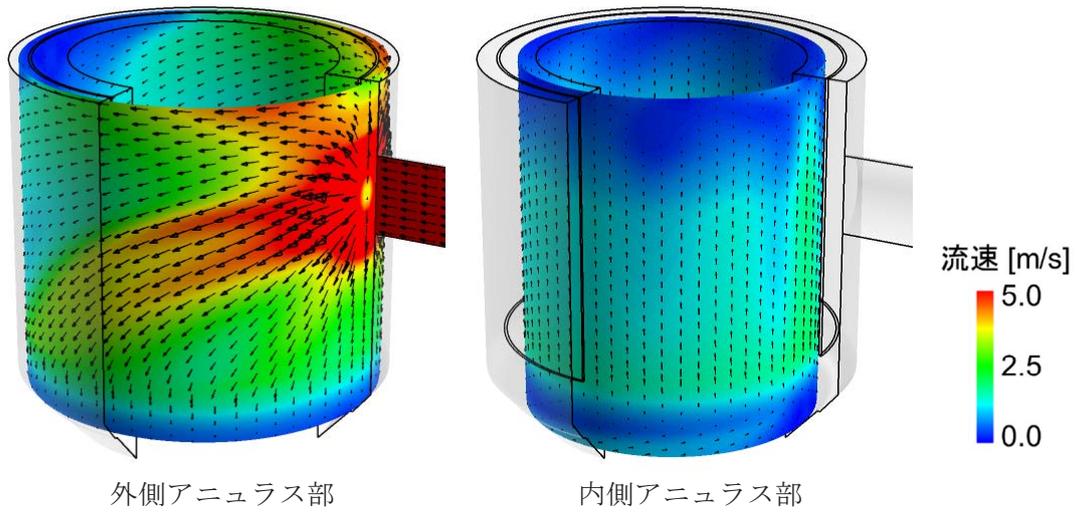
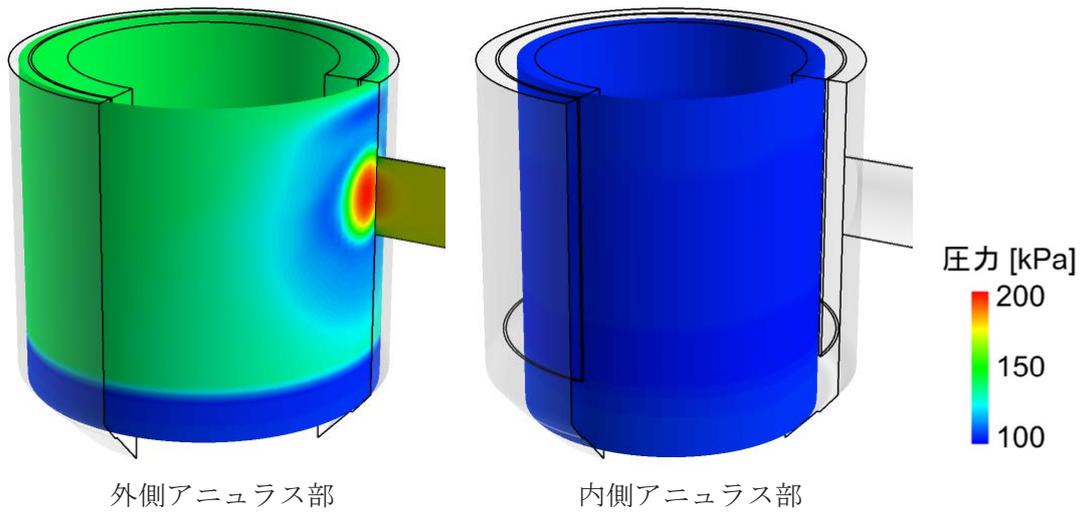


図 5.7 水側代表チャンネル及びプラグ管の設定 (ケース 2 : 胴側プラグ管 6 本)



(a) 流速分布



(b) 圧力分布

図 5.8 入口プレナム領域における流速分布及び圧力分布 (ケース 1 : プラグ管無し)

断面	径方向座標	鉛直方向座標	備考
RT-1 断面	$r = 1.82 \sim 2.02 \text{ m}$	$Z = 28.88 \text{ m}$	入口配管直下 (外側アニュラス)
RT-2 断面	$r = 1.82 \sim 2.02 \text{ m}$	$Z = 27.60 \text{ m}$	整流板直上 (外側アニュラス)
RT-3 断面	$r = 1.41 \sim 1.79 \text{ m}$	$Z = 27.60 \text{ m}$	RT-2 断面と同じ高さ (内側アニュラス)
RT-4 断面	$r = 1.41 \sim 1.79 \text{ m}$	$Z = 28.88 \text{ m}$	RT-1 断面と同じ高さ (内側アニュラス)

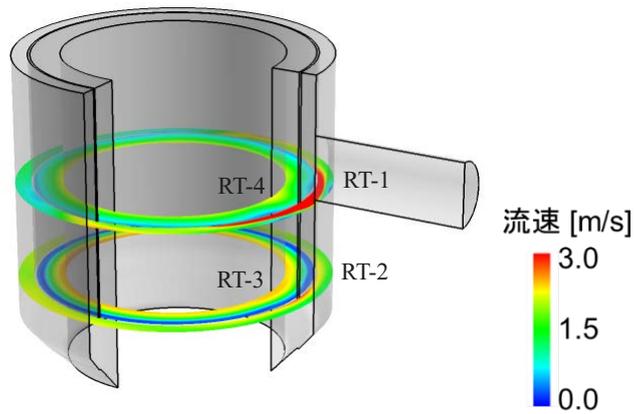


図 5.9 入口プレナム領域における鉛直方向流速分布 (ケース 1 : プラグ管無し)

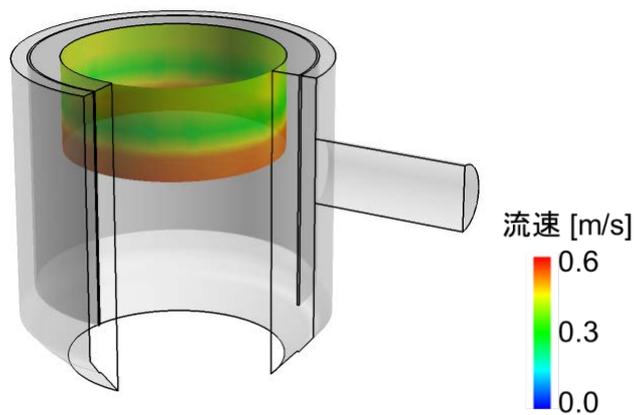


図 5.10 ナトリウム入口窓における径方向流速分布 (ケース 1 : プラグ管無し)

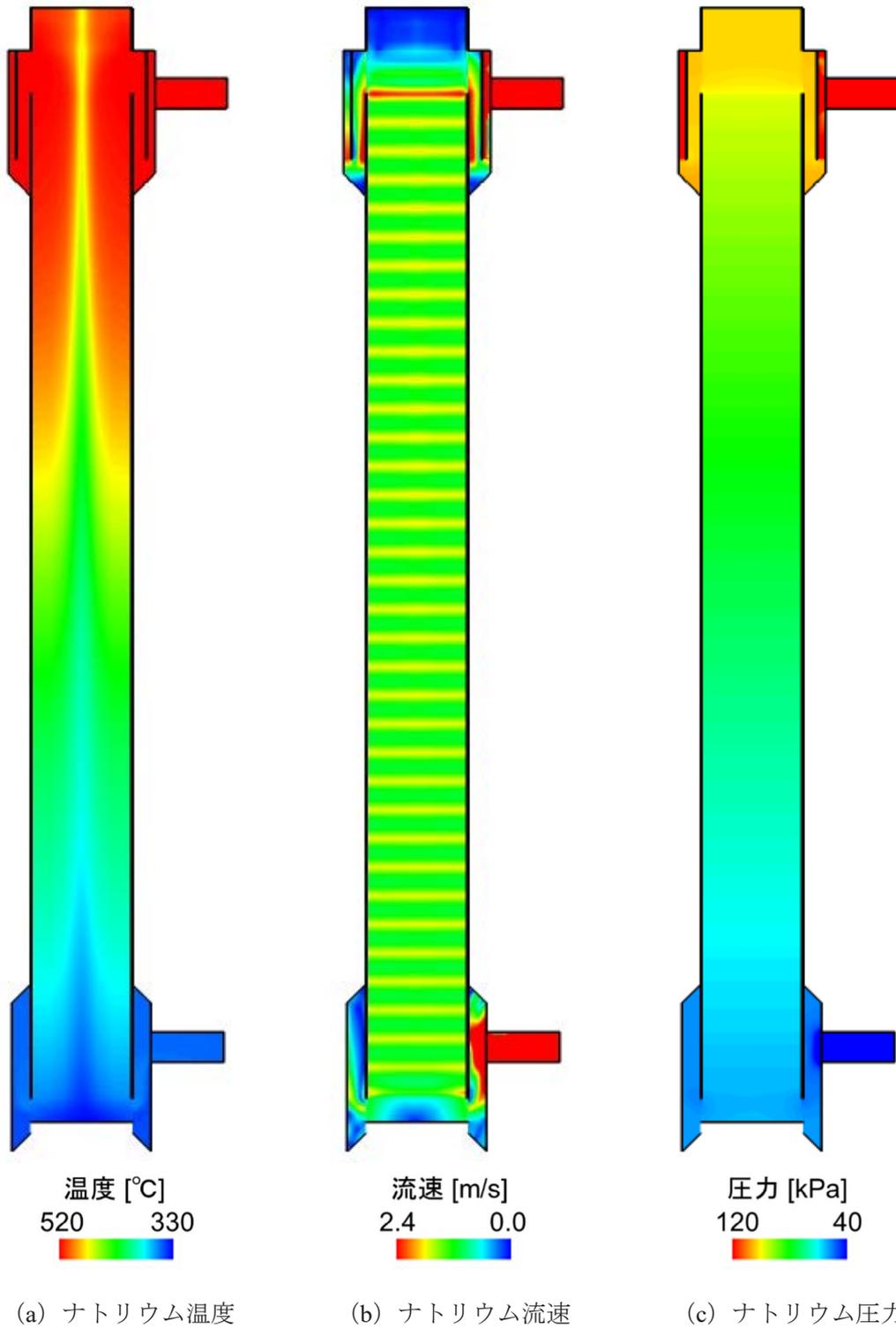


図 5.11 ナトリウムの温度、流速及び圧力分布（ケース 1：プラグ管無し）

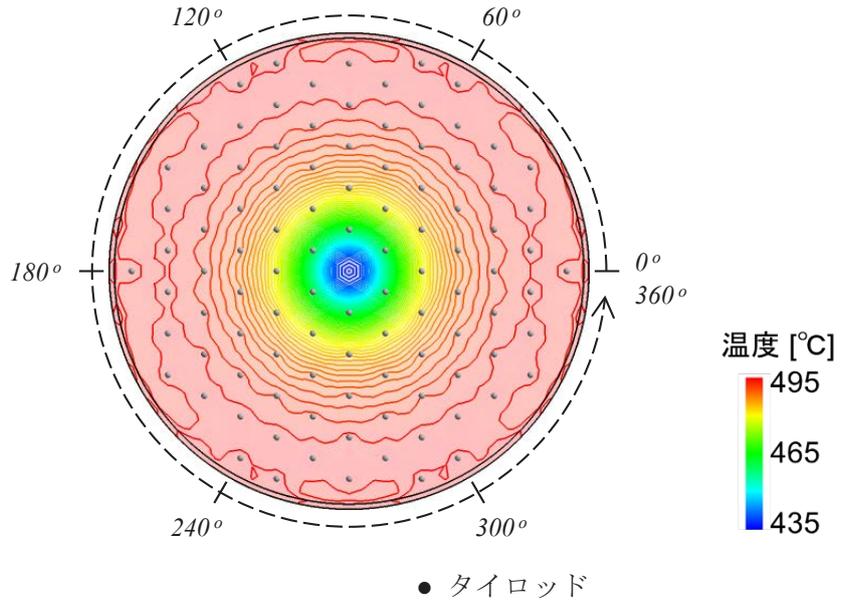


図 5.12 ナトリウム温度分布 (Z = 20.96 m、ケース 1 : プラグ管無し)

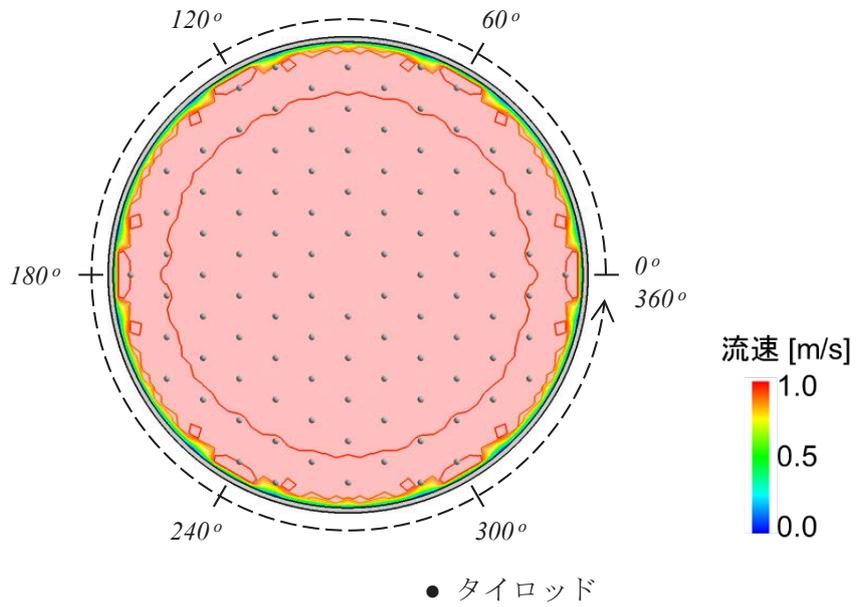


図 5.13 ナトリウム流速分布 (Z = 20.96 m、ケース 1 : プラグ管無し)

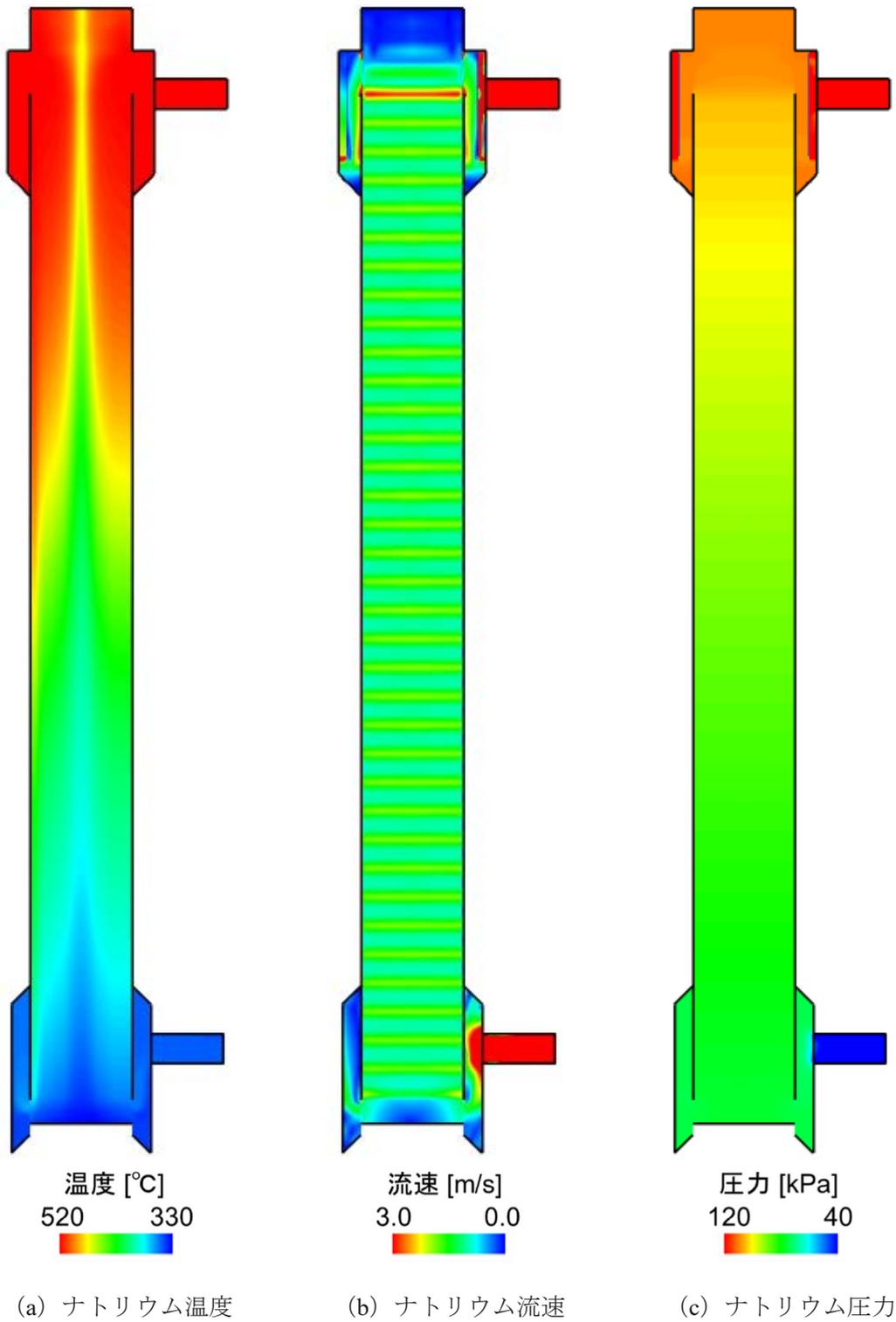


図 5.14 ナトリウム側の温度、流速及び圧力分布 (ケース 2 : 胴側プラグ管 6 本)

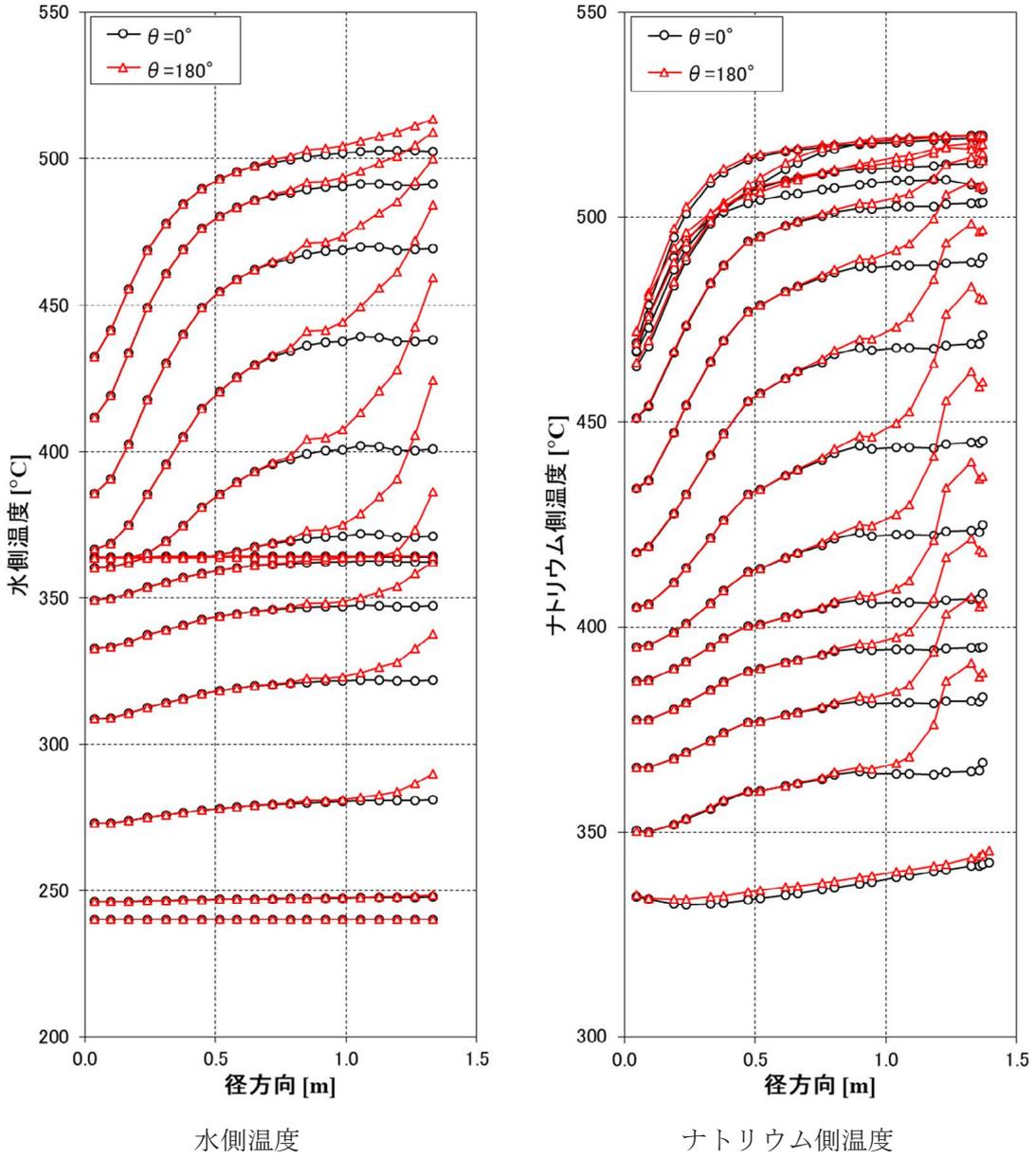


図 5.15 径方向温度分布の比較 (ケース 2 : 胴側プラグ管 6 本)

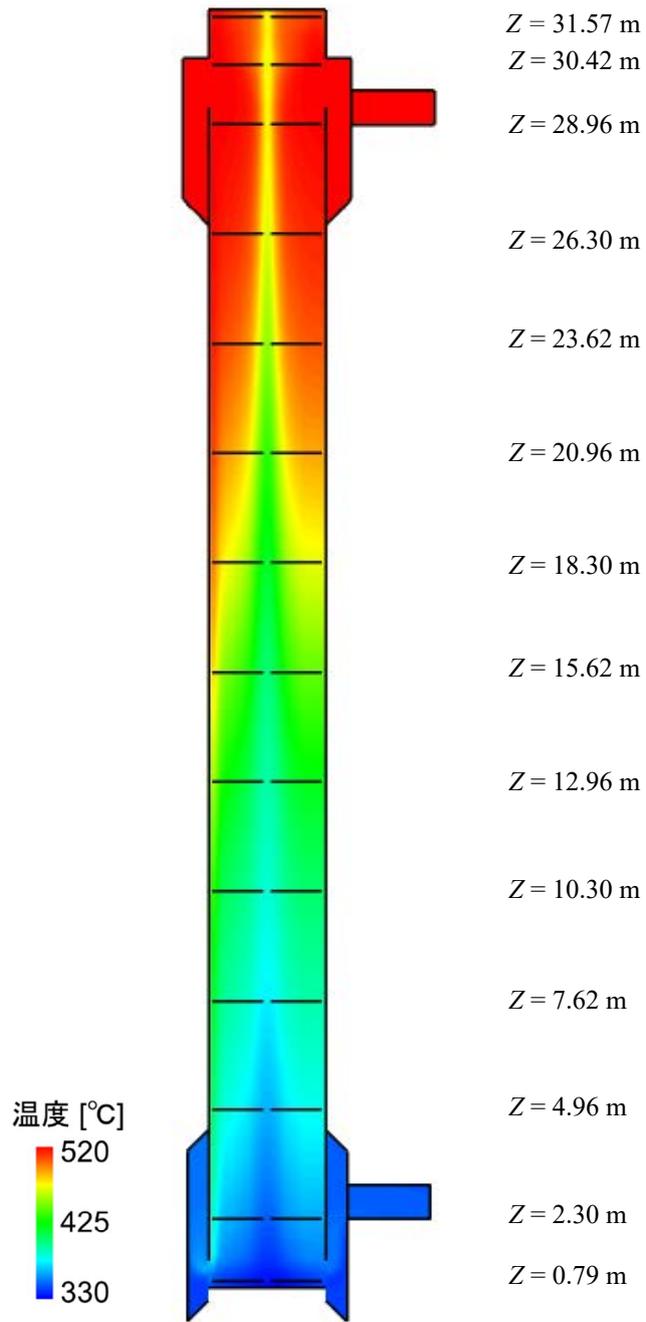
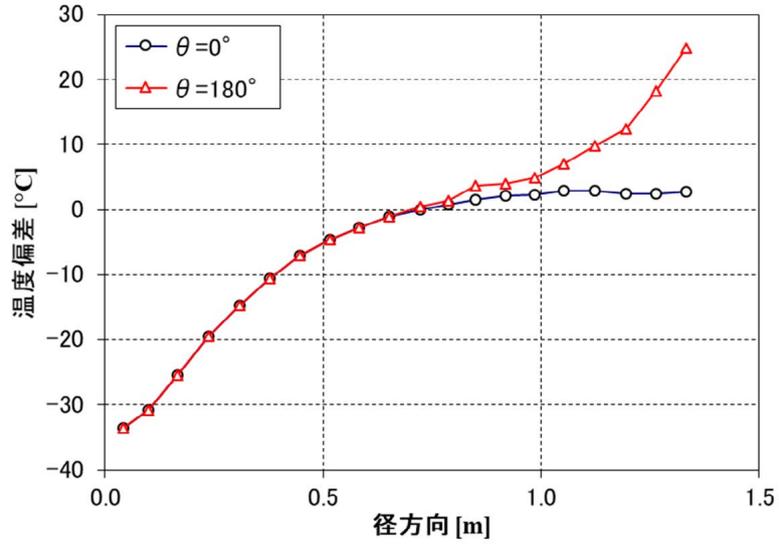
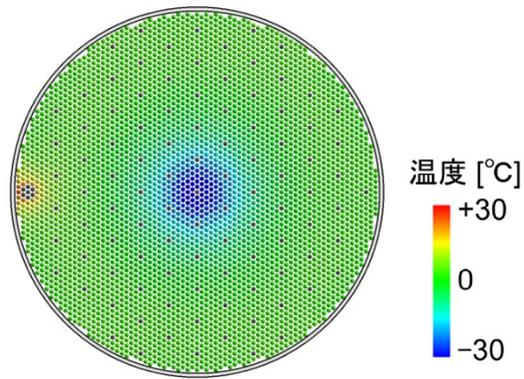


図 5.16 温度の評価位置 (ケース 2 : 胴側プラグ管 6 本)



「 $\theta = 0^\circ$ 」は入口配管側、「 $\theta = 180^\circ$ 」は伝熱管プラグ側

(a) 径方向伝熱管温度偏差の分布



(b) 水平断面における伝熱管温度偏差の分布

図 5.17 伝熱管温度偏差の分布 (ケース 2 : 胴側プラグ管 6 本)

6. おわりに

高速炉直管型蒸気発生器 3次元熱流動解析コードとして、ナトリウム側 3次元解析と水側マルチチャンネル解析を組み合わせた連成解析システム TSG を整備した。1MW2 重管 SG 静特性試験を対象とした解析を実施し、解析モデルの妥当性を確認した。

また、直管型長尺 9Cr-SG を対象とした 3次元温度分布特性を評価し、伝熱管プラグを含む条件で伝熱管温度偏差を評価した。さらに、大型直管型 SG 体系を対象に、ナトリウム出入口プレナム部を含む SG 全系を対象とした 3次元温度分布特性を評価し、伝熱管プラグを含む条件で伝熱管温度偏差評価そして構造健全性評価へ適用性を確認した。

今後の予定として、高速炉実証炉設計において検討されているヘリカル型蒸気発生器 (SG) に適用するために、TSG における解析モデルに対する改良を行うとともに、ヘリカル SG 試験を対象とする妥当性解析を実施する。

参考文献

- 1) Sagayama, Y., Feasibility study on commercialized fast reactor cycle systems (1), Current status of the phase-II study, Proceedings of the International Conference on Nuclear Energy Systems for Future Generation and Global Sustainability (GLOBAL 2005), Tsukuba, Japan, October 9-13, 2005, Paper No. 380.
- 2) Hishida, M., Murakami, T., Konomura, M. and Toda, M., Progress on the plant design concept of sodium-cooled fast reactor, Proceedings of the International Conference on Nuclear Energy Systems for Future Generation and Global Sustainability (GLOBAL 2005), Tsukuba, Japan, October 9-13, 2005, Paper No. 068.
- 3) Sakai, T., Kotake, S., Aoto, K., Ito, T., Kamishima, Y. and Ohshima, J., Current status of conceptual design study toward the demonstration reactor of JSFR, Proceedings of the 18th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE18), Xi'an, China, May 17-21, 2010, ICONE18-30172.
- 4) Kishohara, N., Moribe, T. and Sakai, T., Flow and temperature distribution evaluation on sodium heated large-sized straight double-wall-tube steam generator, Proceedings of 2006 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP '06), Reno, NV USA, June 4-8, 2006, Paper 6359.
- 5) Kishohara, N., Moribe, T. and Sakai, T., Temperature and flow distributions in sodium-heated large straight tube steam generator by numerical methods, Nucl. Technol., vol.164, no.1, 2008, pp.103-118.
- 6) 日本原子力学会熱流動部会編, 気液二相流の数値解析, 朝倉書店, 東京, 1993, 240p.
- 7) Liles, D. R. and Reed, W. H., A semi-implicit method for two-phase fluid dynamics, J. Comput. Phys., vol.26, 1978, pp.390-407.
- 8) 吉川龍志, 大島宏之, SG 水側熱流動評価コードの開発及び不安定流動解析, JAEA-Research 2010-007, 2010, 44p.
- 9) 吉川龍志, 大島宏之, 田中正暁, 今井康友, 直管型蒸気発生器 3次元熱流動解析コード TSG-水側解析モジュールのユーザーズマニュアル, JAEA-Data/Code 2014-034, 2015, 84p.
- 10) Ansys, CFD ソフトウェア流体シミュレーションソフトウェア,
<https://www.ansys.com/ja-jp/products/fluids/ansys-fluent>, (参照: 2025年8月25日) .
- 11) 豊倉富太郎, 亀本喬司, 流体力学, 実教出版株式会社, 1976, 335p.
- 12) Schlünder, E. U., Heat Exchanger Design Handbook 2: Fluid Mechanics and Heat Transfer, Hemisphere Publishing Corporation, 1983, pp.2.2.4-6-2.2.4-7.
- 13) Fried, E. and Idelchik, I. E., Flow Resistance: A Design Guide for Engineers, Hemisphere, 1989, 400p.
- 14) Gräber, H. and Rieger, M., Experimental study of heat transfer to liquid metals flowing in-line

through tube bundles, Progress in Heat and Mass Transfer, vol.7, Heat Transfer in Liquid Metals, Pergamon Press, 1973, pp.151-166.

- 15) Fink, J. K. and Leibowitz, L., Thermodynamic and Transport Properties of Sodium Liquid and Vapor, ANL/RE-95/2, 1995, 217p.
- 16) 木村英隆, 菅谷全, 吉田英一, 和田雄作, FBR 構造材料の物性値測定 (その 1) 各種圧延鋼板の物性値測定, PNC TN9410 90-094, 1990, 71p.
- 17) 大平博昭, 中村寿, 高信頼性 2 重管蒸気発生器の研究—2 重管 SG 試験の予備解析—, PNC TN9410 91-108, 1991, 37p.
- 18) 大平博昭, 谷田部敏男, 佐藤博之, 仲井悟, 高信頼性 2 重管蒸気発生器の研究 (その 9) 第 I 期熱流動試験および DNB 予備試験, PNC TN9410 92-109, 1992, 180p.
- 19) 木曾原直之, 仲井悟, 佐藤博之, 谷田部敏男, 高信頼性 2 重管型蒸気発生器の開発—DNB 試験データ集—, JNC TN9450 2001-004, 2001, 130p.
- 20) 仲井悟, 佐藤博之, 高信頼性 2 重管蒸気発生器の開発 (その 10) 伝熱流動試験, PNC TN9410 93-294, 1993, 115p.
- 21) Kisohara, N., Ishikawa, H., Futagami, S., Xu, Y., Shimoji, K. and Kawamura, M., Conceptual design study for the demonstration reactor of JSFR (5) Reactor cooling system design, Proceedings of the 19th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE19), Chiba, Japan, May 16-19, 2011, ICONE19-44042.

付録 1MW2 重管 SG 流動安定性試験解析

A.1 解析の目的

TSG コードの SG 流動安定性解析への適用性を調べるために、1MW2 重管 SG 流動安定性試験 (A1-A2) を対象とした解析を行い、SG 流動安定性の予測性を評価する。流動安定性解析には非定常状態 (過渡) 熱伝達率の影響を調べるために、水側の熱伝達率に時間遅れを導入し、一次遅れ時定数に対する感度解析を行う。また、多くの試験ケースに対して解析を行い、TSG の流動安定性解析への適用性を確認する。

A.2 熱伝達率に時間遅れの導入

非定常状態 (過渡) 強制対流熱伝達に対する数値シミュレーション及び試験研究の知見 (A3-A4) により、過渡熱伝達率は時間経過とともに一定値 (準定常熱伝達率) に漸近していくことが分かった。過渡熱伝達率は定常状態まで持続時間が必要である。TSG による流動安定性解析には過渡熱伝達率の影響を調べるために、水側の過渡熱伝達率の時間変化を指数近似として、熱伝達率計算値に時間遅れを導入する。水側非定常 (過渡) 熱伝達率における応答遅れを下式に示す。

$$\frac{h_x^{n+1} - h_x^n}{\Delta t} = - \frac{h_x^{n+1} - h_c^{n+1}}{\tau} \quad (\text{A-1})$$

$$h_x^{n+1} = \frac{\tau \cdot h_x^n + \Delta t \cdot h_c^{n+1}}{\tau + \Delta t} \quad (\text{A-2})$$

- h_x : 水側熱伝達率変化の一次遅れ値 [W/(m²·K)]
- h_c : 水側熱伝達率計算値 [W/(m²·K)]
- τ : 一次遅れ時定数 [s]
- Δt : タイムステップ幅 [s]
- n : タイムステップ

また、概算として一次遅れ時定数 $\tau = 5$ s を採用し流動安定性解析を実施する。さらに一次遅れ時定数 τ に対して感度解析を行い、その影響を調べる。

A.3 解析条件

解析条件は 3.2 節と同様であるため、省略する。

ただし、水側解析では、DNB 点近傍で熱伝達率が大きく変わる不連続性が現れる。熱伝達率の不連続性による数値不安定を避けるため、DNB 点近傍 ($\Delta Z = 0.6$ m 幅の範囲) での局所水側メッシュを 0.1 m から 0.01 m まで細分化した。そのため、水側各チャンネルの軸方向分割数は、伝熱管長 $\Delta Z = 20.641$ m を 265 分割した。

境界条件は、ナトリウム側と水側でそれぞれの流入流量、流入温度を一定として、初期状態から非定常解析を実施する。また、ナトリウム側-水側の連成間隔は 0.1 秒に設定した。

流動安定性解析手順としては、まず、試験の Na 側と水側の流量及び温度を境界条件として与えて、大きい伝熱管入口オリフィス係数 K （例えば $K = 500$ ）を使って定常流動状態まで計算を行う。次に、定常流動状態の解析結果を初期条件として利用して、伝熱管入口オリフィス係数を段階的に減少して、初期外乱を加えて非定常流動の解析を実施する。各伝熱管における流量振動の時刻歴を出力し、振幅の増加/減衰により、流動安定/不安定を判断する。

A.4 一次遅れ時定数の感度解析

A.4.1 解析対象

本解析では基準ケースとして試験番号 SAA34（100%負荷）を対象とした。この試験の不安定発生時のヒートバランスを表 A.1 に示す。不安定時ナトリウム流量は 15.02 t/h となり、ナトリウム/水流量比は 9.293 であった。

A.4.2 初期条件

不安定流動解析の初期条件を得るために、まず、大きい伝熱管入口オリフィス係数（ $K = 500$ ）を使って、また、試験相関式でもらった DNB クォリティーの値 0.6 を固定して定常流動状態まで解析を実施した。2,500 秒まで計算された代表伝熱管入口流量を図 A.1 に示す。最終的に流量振動が収束して、定常流動状態を得たことを確認した。

この解析結果を次の不安定流動解析の初期条件として利用する。

A.4.3 一次遅れ時定数 5 秒での不安定流動解析

一次遅れ時定数 5 秒を用いて、入口オリフィス係数を変更して安定境界の値を探した結果、 $K = 50$ では流動が安定（図 A.2 (a)）、 $K = 40$ では流動が不安定（図 A.2 (b)）となった。そして解析した安定境界入口オリフィス係数は 40~50 であり、振動周期は約 4.1 秒である。不安定試験時の入口オリフィス係数は $K = 120$ であり、振動周期は 4.8 秒であった。

A.4.4 一次遅れ時定数の感度解析結果

一次遅れ時定数を増大して（ $\tau = 6s, 7s, 10s$ ）不安定流動解析を行い、入口オリフィス係数の安定境界を探した結果をそれぞれ図 A.3、図 A.4 及び図 A.5 に示す。

一次遅れ時定数 6 秒の場合に入口オリフィス係数を変更して安定境界の値を探した結果、 $K = 50$ では流動が最初に安定したが、完全収束ではなく小さい幅の振動が維持している（図 A.3 (a)）。 $K = 40$ では流動が不安定（図 A.3 (b)）となった。そして解析した安定境界入口オリフィス係数は 50 近くになり、振動周期は約 4.2 秒である。

一次遅れ時定数 7 秒の場合に入口オリフィス係数を変更して安定境界の値を探した結果、 $K = 60$ では流動が安定（図 A.4 (a)）、 $K = 50$ では流動が不安定（図 A.4 (b)）となった。そして解析した安定境界入口オリフィス係数は 50~60 であり、振動周期は約 4.1 秒である。

一次遅れ時定数 10 秒の場合に入口オリフィス係数を変更して安定境界の値を探した結果、 $K=60$ では流動が安定 (図 A.5 (a))、 $K=50$ では流動が不安定 (図 A.5 (b)) となった。そして解析した安定境界入口オリフィス係数は 50~60 であり、振動周期は約 4.3 秒である。

以上、不安定試験の振動周期 4.8 秒より長い一次遅れ時定数を利用して、安定境界の入口オリフィス係数は大体同じく、安定性予測に影響が小さいことが分かった。また、一次遅れ時定数の増大につれて安定境界の入口オリフィス係数は少し増大しているが、安定境界の入口オリフィス係数試験値の 120 より半分以下小さくなって、非保守の結果となっている。

次に、一次遅れ時定数を減少して ($\tau=4s, 3s, 2s, 1s$) 不安定流動解析を行い、入口オリフィス係数 $K=30$ の結果をそれぞれ図 A.6、図 A.7、図 A.8 及び図 A.9 に示す。

一次遅れ時定数 4 秒の場合に入口オリフィス係数を変更して安定境界の値を探した結果、 $K=30$ では最初に流量振動の振幅が減衰していくが、完全収束ではなく小さい幅の振動が維持している (図 A.6)。そして解析した安定境界入口オリフィス係数は 30 近くになり、振動周期は約 4.1 秒である。一次遅れ時定数の減少に連れて流量振動は安定化された傾向となり、非保守の結果となっている。

一次遅れ時定数が 3 秒~1 秒に減少した場合に入口オリフィス係数 $K=30$ では流量振動の減衰が速くなり、最後に収束した (図 A.7~図 A.9)。そして一次遅れ時定数の更なる減少により流量振動がもっと速く安定化された予測結果となった。ただし、振動周期には影響がなく、全て約 4.1 秒である。

一次遅れ時定数が 0 秒の場合に入口オリフィス係数 $K=30$ では大きい流量振動 (振動周期は約 0.3 秒) が発生した (図 A.10)。水側沸騰開始点、DNB 点、沸騰終了点近傍の熱流束が急激に変化することで数値振動を引起したと考えられる。

A.5 その他の試験ケースの解析

TSG の流動安定性解析への適用性を確認するため、多くの試験ケースに対して流動安定性解析を行った。試験ケースを表 A.2 に示す。パラメータとして負荷 (100%、70%、50%、30%)、入口オリフィス係数 (120、260、400)、ナトリウム温度 (高、中、低) 及び蒸気圧力 (高、中、低) を組合せた 12 ケースとしている。

安定性解析の手順は以上と同じく、一次遅れ時定数 5 秒を用いて、入口オリフィス係数を変更して安定境界の値を探した結果を表 A.3 にまとめた。

100%負荷条件のケース (SBA34、SCA34A) に対して、解析したオリフィス係数の安定境界値は、試験で不安定時のオリフィス係数 ($K=260$ と $K=400$) より小さく予測された。ただし、解析により入口オリフィス係数の増大につれて流量振動が安定化された傾向が見られる (試験ではオリフィス係数の増大により安定化効果が現れなかった。)

50%負荷条件のケース (SA532、SB532、SC532) に対して、解析したオリフィス係数の安定境界値 (全て同じく 140~150 範囲) は、試験で不安定時のオリフィス係数 $K=120$ に近づくと、 $K=260$ と $K=400$ より小さく予測された。

30%負荷条件のケース (SA324、SB324、SC324) に対して、解析したオリフィス係数の安

定境界値は、試験で不安定時のオリフィス係数 $K = 120$ と $K = 260$ より大きく予測されたが、 $K = 400$ に近づく。

その他のケース (SA714、SAA23B、SAA24、SAA33A) に対して、解析したオリフィス係数の安定境界値は、試験で不安定時のオリフィス係数 ($K = 120$) より小さく予測された。

A.6 まとめ

TSG コードによる 1MW-SG 流動安定性試験解析を行った。以下の知見を得られた。

- (1) 水側の熱伝達率における一次遅れ時定数 5 秒以上の場合 ($\tau \geq 5$ s)、解析したオリフィス係数の安定境界に影響が小さい。その原因のひとつとして、5 秒の時間遅れは流量振動周期より長いと考えられる。
- (2) 一次遅れ時定数 5 秒以下の場合 ($0 < \tau < 5$ s)、一次遅れ時定数の減少につれて流量振動は安定されて、非保守の傾向に向かっていく。
- (3) 一次遅れ時定数は導入しない場合 ($\tau = 0$ s)、数値振動が発生する。流量の過渡変化により水側沸騰開始点、DNB 点、沸騰終了点近傍で熱伝達率の急激的な変化を引き起こす数値的な不安定であると考えられる。
- (4) 多くの試験ケースに対して、解析した入口オリフィス係数の安定境界値は試験で不安定時のオリフィス係数より小さく、非保守的な結果である。
- (5) 50%負荷条件の試験ケース (SA532、SB532、SC532) に対しては、解析した入口オリフィス係数の安定境界値 ($K = 140 \sim 150$) は試験で不安定時のオリフィス係数 $K = 120$ に近づいて保守的な結果であったが、 $K = 260$ と $K = 400$ より小さく予測された。
- (6) 30%負荷条件のケース (SA324、SB324、SC324) に対して、解析したオリフィス係数の安定境界値は、SA324 と SB324 試験ケースで不安定時のオリフィス係数 $K = 120$ と $K = 260$ より大きく予測されて保守的な結果であったが、SC324 ケースの安定境界値 $K = 380 \sim 400$ は試験で不安定時のオリフィス係数 $K = 400$ に近づく。
- (7) 解析では入口オリフィス係数の増大につれて流量振動が安定化された傾向が見られる一方、試験ではオリフィス係数の増大 ($K = 120$ 、 $K = 260$ 、 $K = 400$) により安定化効果が現れなかった。

表 A.1 不安定時のヒートバランス

試験番号		SAA34
オリフィス係数	K	120
ナトリウム側	流量	15.02 t/h (4.172 kg/s)
	入口温度	537.6 °C
	出口温度	339.7 °C
水側	流量	1.62 t/h (0.45 kg/s)
	給水温度	238.1 °C
	蒸気温度	523.0 °C
	蒸気圧力	152.2 kg/cm ² (14.926 MPa)
Na/水流量比		9.293

表 A.2 流動安定性試験ケース

ケース		Na 側		水側				Na/水
試験番号	説明	流量	入口温度	オリフィス係数	流量	給水温度	蒸気圧力	流量比
		kg/s	°C	-	kg/s	°C	MPa	-
SBA34	100%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「高」	4.067	536.4	260	0.4500	238.9	14.83	9.031
SCA34A	100%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「高」	4.308	536.6	400	0.4500	238.9	14.82	9.555
SA532	50%負荷、Na 温度「低」、蒸気圧力「高」	4.106	467.0	120	0.2333	239.7	14.87	17.620
SB532	50%負荷、Na 温度「低」、蒸気圧力「高」	3.756	467.4	260	0.2167	239.1	14.79	17.329
SC532	50%負荷、Na 温度「低」、蒸気圧力「高」	3.764	466.9	400	0.2167	239.6	14.75	17.352
SA324	30%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「中」	1.464	536.4	120	0.1556	238.6	13.07	9.439
SB324	30%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「中」	1.214	536.4	260	0.1250	239.0	13.08	9.649
SC324	30%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「中」	1.431	537.7	400	0.1250	238.9	13.10	11.459
SA714	70%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「低」	2.694	537.1	120	0.3420	239.6	9.954	7.917
SAA23B	100%負荷、Na 温度「中」、蒸気圧力「中」	5.000	501.4	120	0.4500	238.6	13.13	11.085
SAA24	100%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「中」	3.956	536.0	120	0.4500	239.9	13.10	8.819
SAA33A	100%負荷、Na 温度「中」、蒸気圧力「高」	5.283	501.5	120	0.4528	238.3	14.84	11.696

表 A.3 入口オリフィス係数の安定境界値

ケース		試験	解析	
		オリフィス 係数	安定境界の オリフィス係数	振動周期
試験番号	説明	-	-	s
SBA34	100%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「高」	260	20～30	4.4
SCA34A	100%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「高」	400	60～70	4.3
SA532	50%負荷、Na 温度「低」、蒸気圧力「高」	120	140～150	5.4
SB532	50%負荷、Na 温度「低」、蒸気圧力「高」	260	140～150	5.4
SC532	50%負荷、Na 温度「低」、蒸気圧力「高」	400	140～150	5.4
SA324	30%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「中」	120	250～260	4.5
SB324	30%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「中」	260	290～300	4.6
SC324	30%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「中」	400	380～400	4.4
SA714	70%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「低」	120	30～35	3.0
SAA23B	100%負荷、Na 温度「中」、蒸気圧力「中」	120	80～90	3.9
SAA24	100%負荷、Na 温度「高」、蒸気圧力「中」	120	40～50	3.7
SAA33A	100%負荷、Na 温度「中」、蒸気圧力「高」	120	50～60	4.4

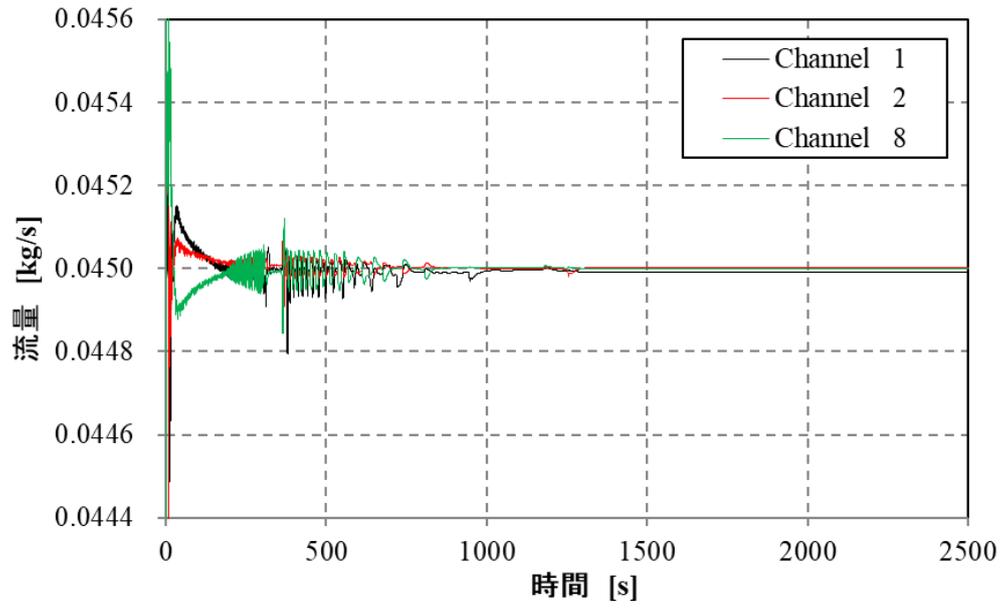
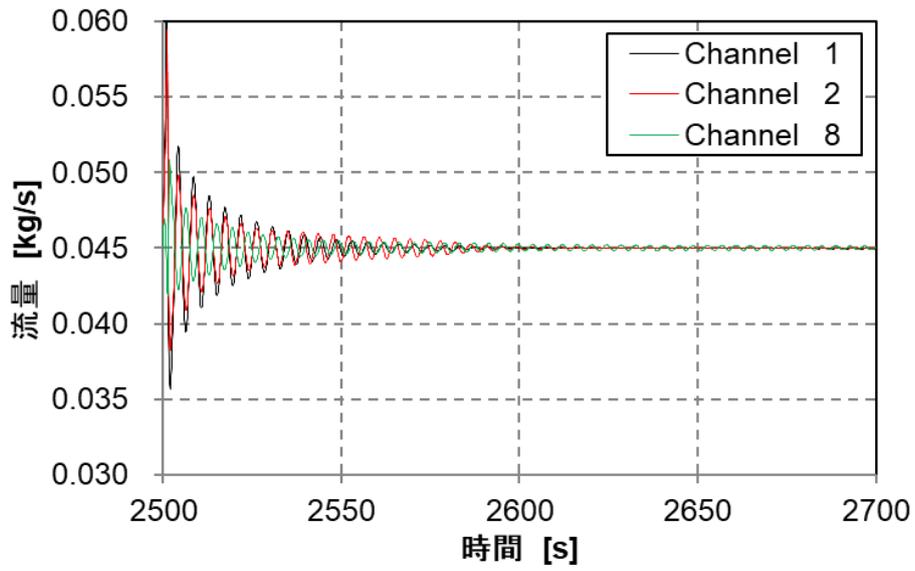
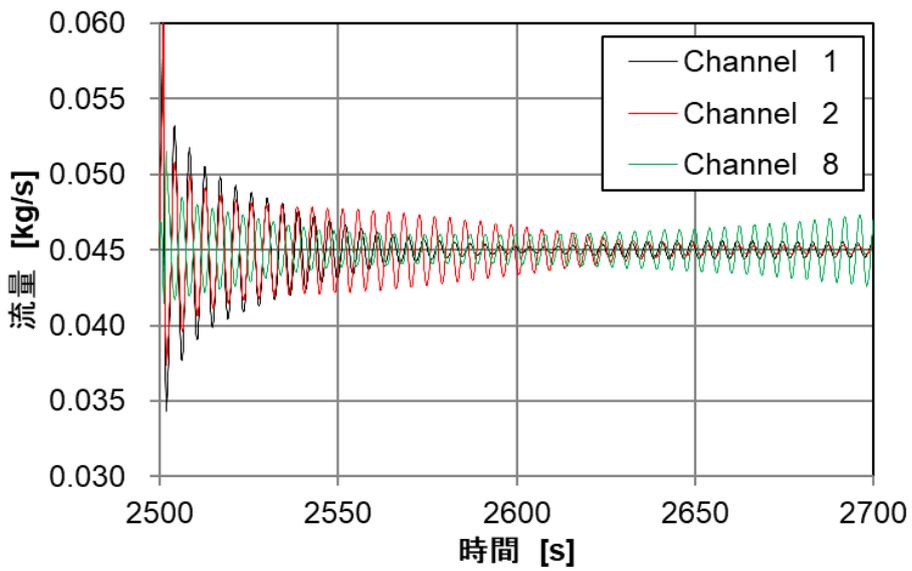


図 A.1 代表伝熱管入口流量 (入口オリフィス係数 $K = 500$)

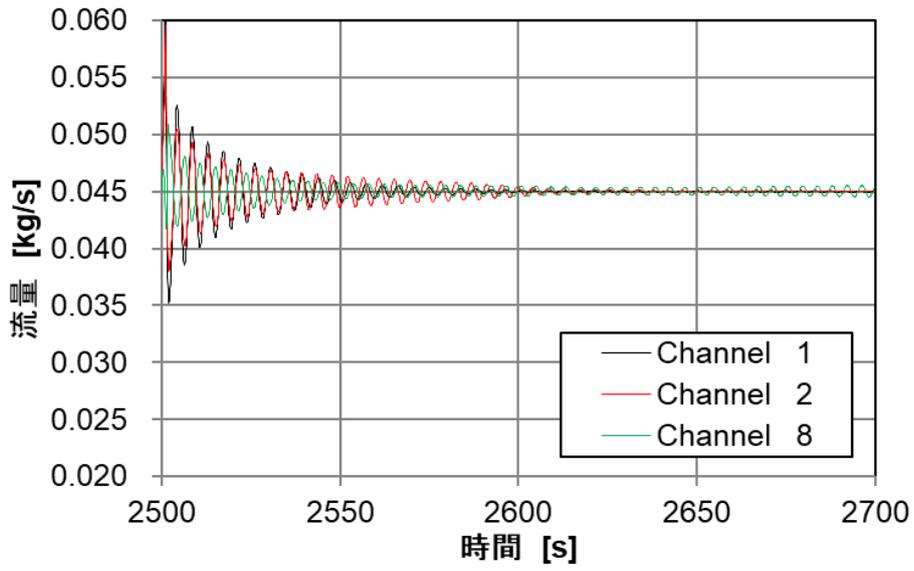


(a) 入口オリフィス係数 $K = 50$

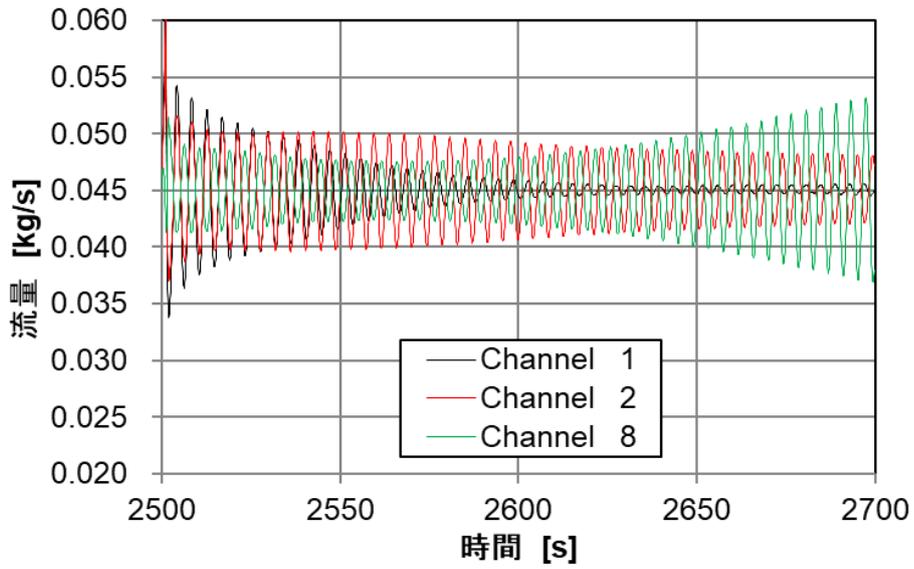


(b) 入口オリフィス係数 $K = 40$

図 A.2 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 5$ s)

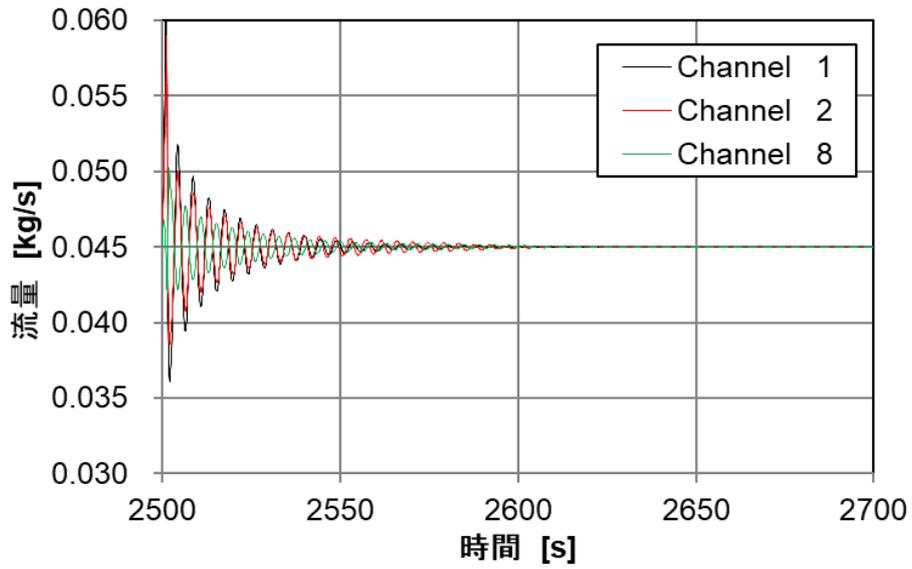


(a) 入口オリフィス係数 $K = 50$

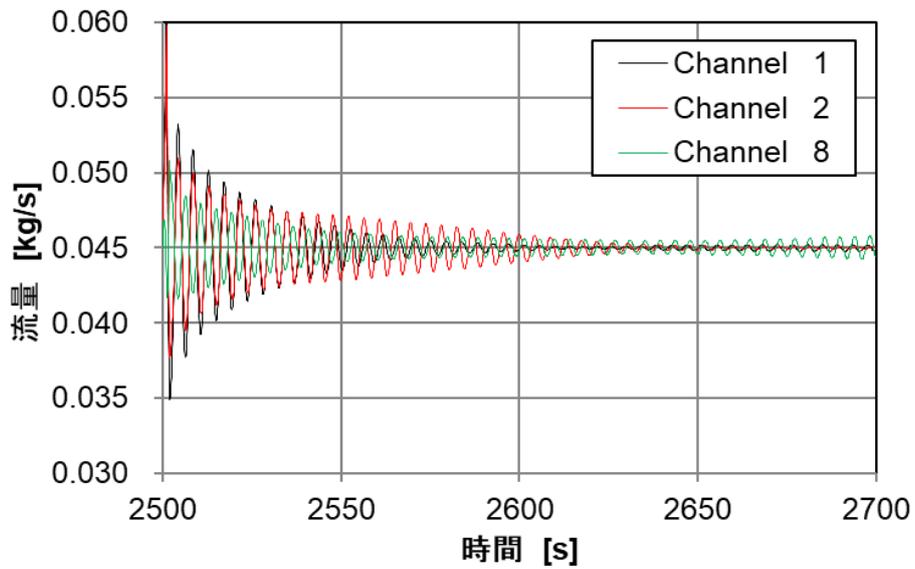


(b) 入口オリフィス係数 $K = 40$

図 A.3 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 6$ s)

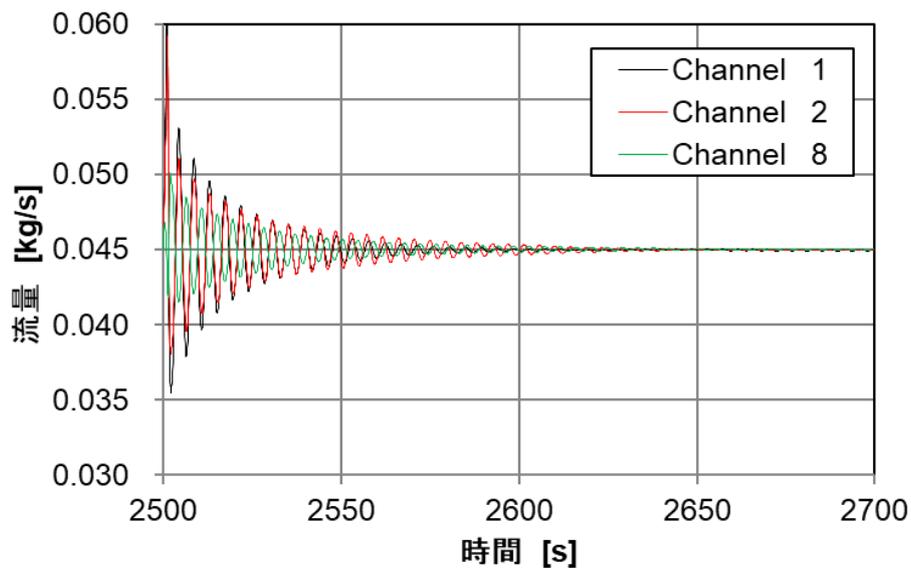


(a) 入口オリフィス係数 $K = 60$

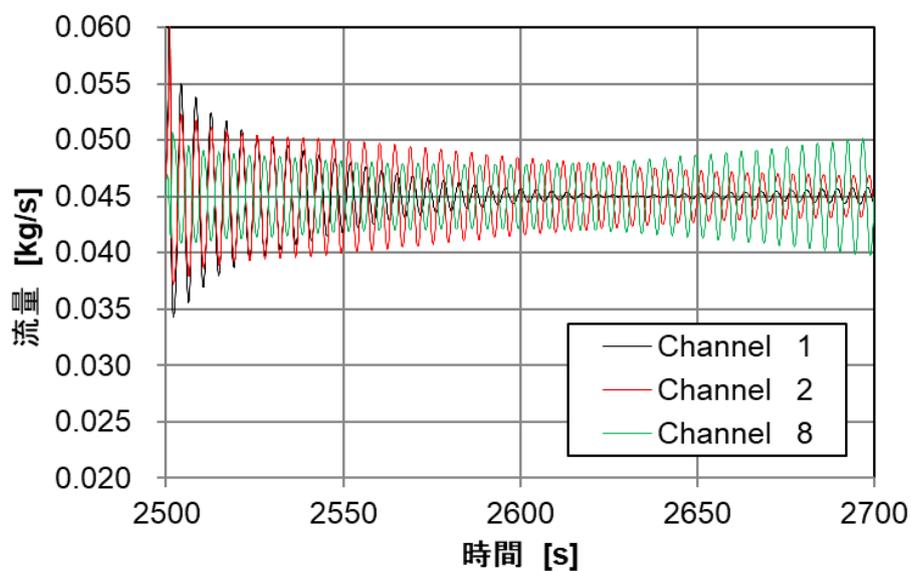


(b) 入口オリフィス係数 $K = 50$

図 A.4 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 7$ s)



(a) 入口オリフィス係数 $K = 60$



(b) 入口オリフィス係数 $K = 50$

図 A.5 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 10$ s)

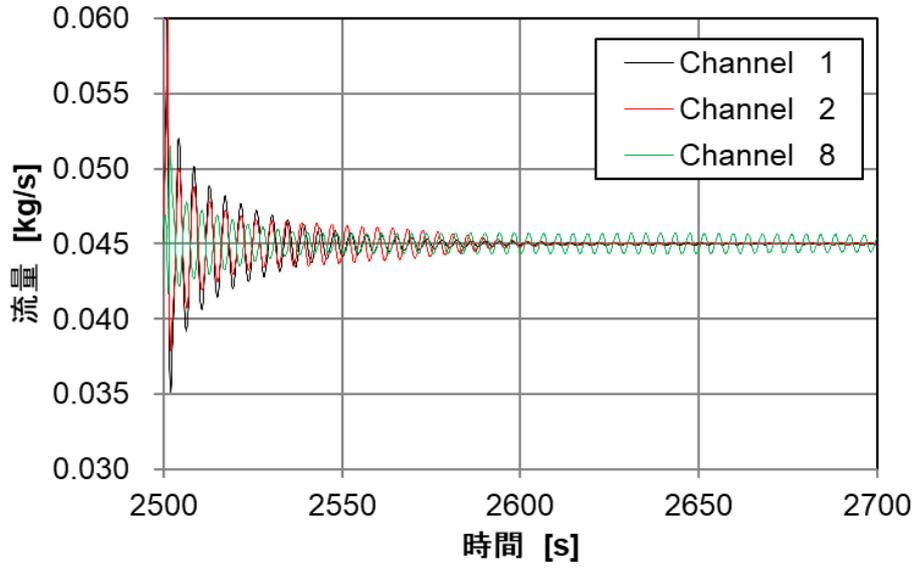


図 A.6 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 4 \text{ s}$ 、 $K = 30$)

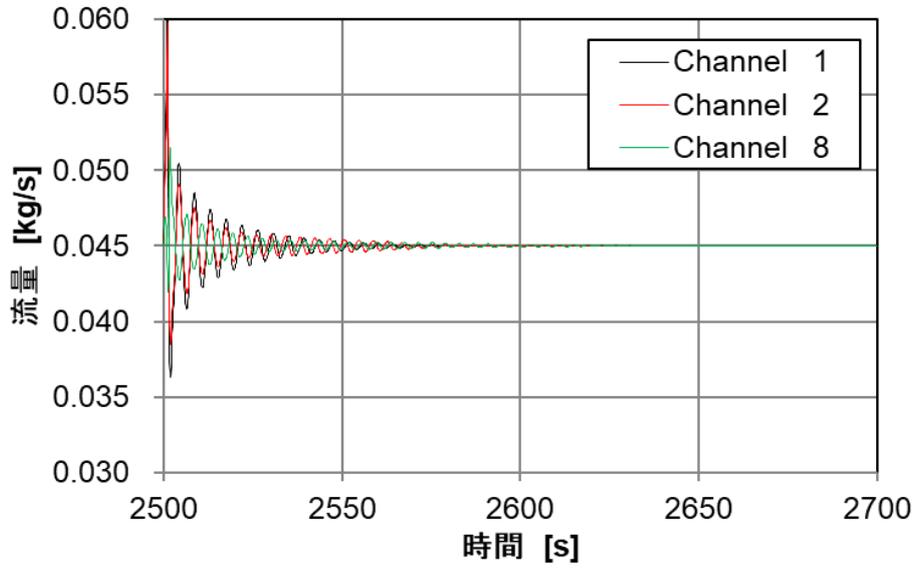


図 A.7 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 3 \text{ s}$ 、 $K = 30$)

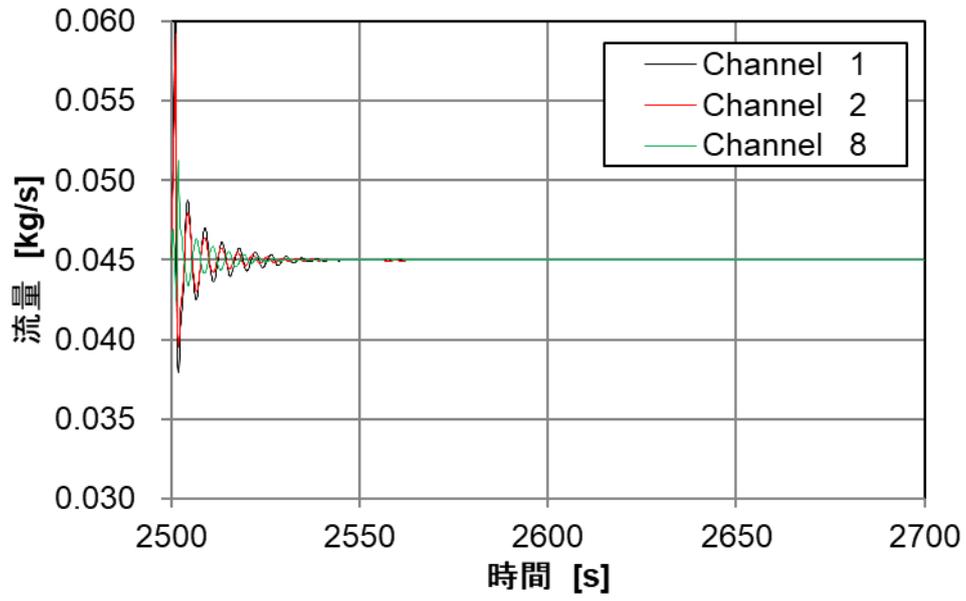


図 A.8 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 2 \text{ s}$ 、 $K = 30$)

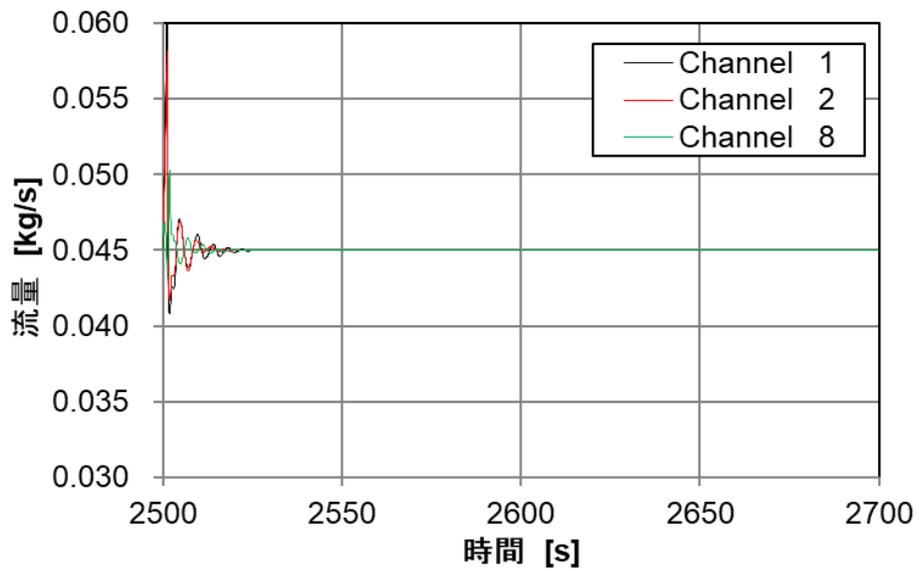


図 A.9 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 1 \text{ s}$ 、 $K = 30$)

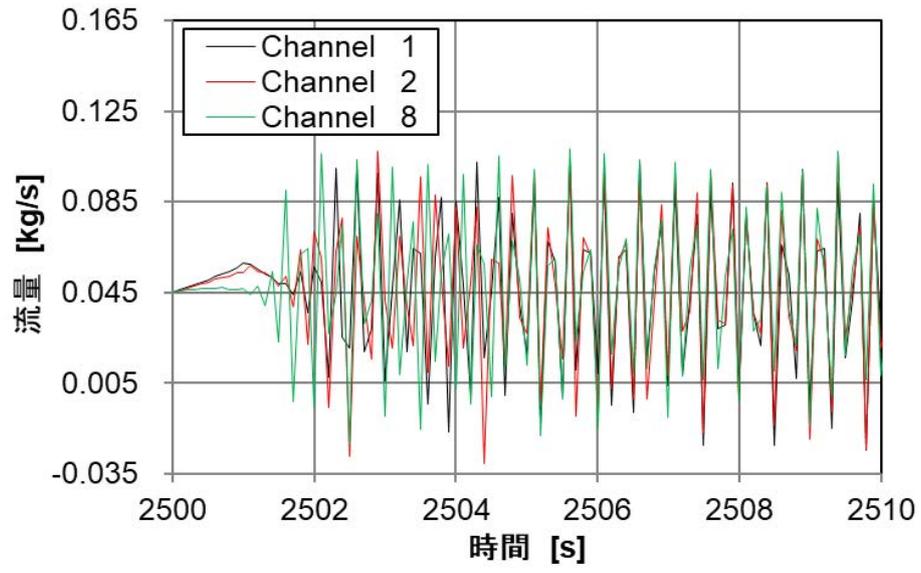


図 A.10 代表伝熱管入口流量 ($\tau = 0$ s、 $K = 30$)

付録の参考文献

- A1) 仲井悟, 佐藤博之, 高信頼性 2 重管蒸気発生器の開発 (その 10) 伝熱流動試験, PNC TN9410 93-294, 1993, 115p.
- A2) 木曾原直之, 仲井悟, 佐藤博之, 谷田部敏男, 高信頼性 2 重管蒸気発生器の開発－流動安定性試験－, PNC ZN9410 96-113, 1996, 140p.
- A3) Padet, J., Transient forced convective heat transfer: a review, Proceedings of 2007 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition (IMECE2007), Seattle, Washington, USA, November 11-15, 2007, IMECE2007-42964, pp.1467-1478.
- A4) Liu, Q., Fukuda, K. and Zhang, Z., Theoretical and experimental studies on transient heat transfer for forced convection flow of helium gas over a horizontal cylinder, JSME International Journal, Series B, vol.49, no.2, 2006, pp.326-333.

