

平成 30 年度原子力規制庁委託成果報告書

原子力施設等防災対策等委託費
(軽水炉の事故時熱流動調査) 事業
に関する報告書

国立研究開発法人
日本原子力研究開発機構
平成 31 年 3 月

本報告書は、原子力規制委員会原子力規制庁からの委託により実施した業務の成果をとりまとめたものです。

本報告書に関する問い合わせは、原子力規制庁までお願いします。

目次

1. 緒言	1
2. 本年度の実施内容	2
2.1. 原子炉熱流動実験	2
2.1.1. 4×4 バンドル試験体を用いた伝熱実験	2
2.1.1.1. 概要	2
2.1.1.2. バンドル試験体	2
2.1.1.3. 限界出力実験	2
2.1.1.4. 熱出力過渡リウエット実験	4
2.1.2. 単管炉心伝熱実験	24
2.1.2.1. 概要	24
2.1.2.2. 単管試験体	24
2.1.2.3. 定常実験	24
2.1.2.4. リウエット実験	26
2.1.2.5. ATWS 模擬過渡実験	28
2.1.3. 3×3 バンドル試験体の整備と伝熱実験	54
2.1.3.1. 概要	54
2.1.3.2. 3×3 バンドル試験体	55
2.1.3.3. 限界出力実験	55
2.1.4. 先行冷却実験	66
2.1.4.1. 概要	66
2.1.4.2. 先行冷却試験装置仕様と実験方法	66
2.1.4.3. 可視化実験	67
2.1.4.4. 熱伝達実験	71
2.1.5. 単管試験での模擬スペーサ効果に関する CFD 解析	94
2.1.5.1. 解析モデル	94
2.1.5.2. 実験条件	98
2.1.5.3. 解析条件	98
2.1.5.4. 解析結果	98
2.2. 二相流基礎実験	108
2.2.1. 斜め管 CCFL 実験	108
2.3. PWR を模擬した総合効果実験	111
2.3.1. 蒸気発生器(SG)伝熱管複数本破損事故実験	111
2.3.2. 解析	127
2.3.2.1. RELAP5/MOD3.3 コードを用いた LSTF 実験解析	127

2.4.	原子力規制庁が整備する原子炉システム解析コードの開発支援	138
2.4.1.	技術検討グループ	138
2.4.2.	国産システムコードの開発ニーズの整理	141
2.4.2.1.	基本的な開発ニーズ	141
2.4.2.2.	熱流動現象の重要度を踏まえた開発ニーズ	142
2.4.2.3.	長期的視点からの開発ニーズ	148
3.	結言	150
4.	本事業に関連する外部発表	153
5.	参考文献	155
6.	用語の解説	158

1. 緒言

平成 25 年 7 月に施行された実用発電用原子炉に係る新規制基準では、これまでのプラントの異常な過渡変化及び設計基準事象に加えて、設計基準を超える事故の発生時の炉心損傷防止対策等を事業者に要求している。安全性向上評価等において、これらの対策の妥当性について原子力規制庁が行う確認に資するように、炉心損傷前の熱流動現象のより一層の知見の蓄積に向けて、実験データを取得することが重要である。

本事業においては、安全性向上評価等において、原子力規制庁が確認を行う上で重要な熱流動現象について最新知見を整備することを目的とする。また、妥当性確認に活用するための実験データを取得する等、原子力規制庁が整備する原子炉システム解析コード（以下「国産システムコード」という。）の開発を支援することを目的とする。

2. 本年度の実施内容

2.1. 原子炉熱流動実験

2.1.1. 4×4 バンドル試験体を用いた伝熱実験

2.1.1.1. 概要

高圧熱流動実験ループ HIDRA (High pressure thermal hyDRAulic loop) に設置された炉心模擬 4×4 バンドル試験体を用いて、バンドル体系における限界出力実験及びリウエット実験を実施した。図 2.1.1-1 に HIDRA の概略図を、表 2.1.1-1 に HIDRA、4×4 バンドル試験体および 2.1.3 節で述べる 3×3 バンドル試験体の諸元を示す。

2.1.1.2. バンドル試験体

4×4 バンドル試験体の仕様を表 2.1.1-2 に、断面図を図 2.1.1-2 に示す。試験体は BWR9×9 燃料集合体を模擬しており、流路に設置される模擬燃料棒の直径、ピッチ、最外周燃料棒とチャンネル壁間距離は、実機 BWR9×9 燃料集合体と等しい。模擬燃料棒は核燃料を模擬した間接発熱型電気ヒータで、一本当たりの最大出力は 185kW、集合体の全出力は 2.96MW、出力分布はヨップトコサインとした。バンドルの径方向出力分布は均一とした。

被覆管表面温度を測定するための熱電対の設置位置を図 2.1.1-3 に示す。4×4 断面内の各ロッドを 1~16 に番号付けした。模擬燃料棒をそれぞれ 6~7 番スペーサ間を計測するグループ(6 本)、5~6 番スペーサ間を計測するグループ(6 本)、3~5 番スペーサ間を計測するグループ(2 本)、5~7 番スペーサ間を計測するグループ(1 本)、および全体を計測するグループ(1 本)とした。

模擬燃料棒の水平方向空間配置は、7 個のグリッドスペーサで正方格子状に保持される。スペーサの軸方向設置位置を図 2.1.1-4 に示す。グリッドスペーサは BWR9×9 型丸セルスペーサを模擬したものであり、H29 年度の実験ではフロータブ (図 2.1.1-5) が有るタイプを用い、H30 年度の実験ではフロータブの無いタイプを用いた。

2.1.1.3. 限界出力実験

試験体の性能確認、相関式の保守性の確認およびフロータブの影響調査を主な目的に、系圧力 2、4、7MPa において、バンドル試験体入口流量をパラメータとして限界出力を測定した。限界出力は伝熱面で沸騰遷移 (BT) が生じ、液膜がドラウアウトすることで表面温度が急昇するときのヒータ熱出力として定義される。本実験では、模擬燃料棒表面温度が飽和温度を 50K 上回ったときのヒータ出力を限界出力と定義した。実験条件をフロータブ無しの条件について表 2.1.1-3 に、フロータブ有りの条件について表 2.1.1-4 に示す。

図 2.1.1-6 に、本年度実施した、系圧力 2、4、7MPa、フロータブ無しの場合における限

界出力の学会標準の相関式による予測値との比較を示す。相関式にはバンドル体系に適用可能なモデルである、CISE-GE 式と修正 Biasi 式を用いた。両式とも沸騰長さと限界クオリティの関係を与えるモデルであり、

$$x_c = \frac{AL_b}{B + L_b} \frac{P_h}{P_w} R_f^n \quad (2.1.1-1)$$

の式形で表される。CISE-GE 式は適用範囲が $300\text{kg/m}^2\text{s} < G < 1400\text{kg/m}^2\text{s}$ で、各記号は

$$\begin{cases} A = 1.055 - 0.013 \left(\frac{P - 4.137 \times 10^6}{2.758 \times 10^6} \frac{P_h}{P_w} \right)^2 \\ \quad - 1.233(7.37 \times 10^{-4}G) + 0.907(7.37 \times 10^{-4}G)^2 - 0.285(7.37 \times 10^{-4}G)^3 R_f^n \\ B = 0.457 + 2.003(7.37 \times 10^{-4}G) - 0.901(7.37 \times 10^{-4}G)^2 \\ \frac{P_h}{P_w} = 1.24 \\ n = -1 \end{cases} \quad (2.1.1-2)$$

である。また、修正 Biasi 式は適用条件が $100\text{kg/m}^2\text{s} < G < 6000\text{kg/m}^2\text{s}$ で、各記号は

$$\begin{cases} A = 1.0 \\ B = 1.408 \times 10^{-8} G^{1.6} D_h^{1.4} \frac{h_{fg}}{H(P)} \\ n = -\frac{1}{2} \end{cases} \quad (2.1.1-3)$$

または、

$$\begin{cases} A = 1.468F(P)/G^{1/6} \\ B = 5.707 \times 10^{-8} G^{7/6} D_h^{1.4} h_{fg} \\ n = -\frac{1}{2} \end{cases} \quad (2.1.1-4)$$

で、 x_c が大きくなる方をとる。ここで、

$$\begin{cases} H(P) = -1.159 + 0.149(P \times 10^{-5}) \exp(-0.019P \times 10^{-5}) + \frac{8.99(P \times 10^{-5})}{10 + (P \times 10^{-5})^2} \\ F(P) = 0.7249 + 0.099(P \times 10^{-5}) \exp(-0.032P \times 10^{-5}) \end{cases} \quad (2.1.1-5)$$

であり、 P_h が加熱縁長さ(m)、 P_w が濡れ縁長さ(m)、 R_f が径方向ピーキングファクタ、 P が圧力(Pa)、 G が質量流束($\text{kg/m}^2\text{s}$)、 h_{fg} が蒸発潜熱(J/kg)、 D_h が水力等価直径(m)である。本実験体系では、修正 Biasi 式の $R_f=1$ 、 P_h/P_w は表 2.1.1-2 より 0.711 となる。沸騰長さは流量と出力に依存するため、限界クオリティは式(2.1.1-1)に対して繰り返し収束計算することで算出される。2MPa の場合、両相関式ともほぼ全流量範囲で限界出力を過大評価した。4、7MPa の場合、CISE-GE 式は過小評価となり、修正 Biasi 式が実験値と良く一致した。この結果、修正 Biasi 式はほぼ全域にわたって保守的な評価となることが示された。

フロータブの有無が限界出力に与える影響を調べるため、本年度実施したフロータブ無

しの実験結果と、H29 年度に実施したフロータブ有りの実験結果を修正 Biasi 式に対してプロットしたものを図 2.1.1-7 に示す。2、4MPa の場合、高質量流束（図右側）になるに従いフロータブ有りの場合の限界出力が無しの場合よりも高くなり、フロータブによる限界出力の向上効果が確認された。7MPa の場合、フロータブ有りの時にわずかに限界出力が向上したが、低圧の条件に比べその効果は小さかった。

2.1.1.4. 熱出力過渡リウエット実験

模擬燃料棒表面がドライアウトした状態から、ヒータの熱出力を減少させることでリウエットを生じさせ、液膜フロントの進展速度（リウエット速度）を計測した。表 2.1.1-5 に実験条件を示す。実験は H29 年度に実施した系圧力 2MPa の条件に加え、4、7MPa において実施した。また、質量流量は 100～1500kg/m²s の範囲である。熱出力の減少幅は、流路の出口オリティ変化量 Δx に換算し、所定の値（0.2 および 0.5）となるよう設定した。

図 2.1.1-8 にリウエット実験開始直前の伝熱面温度分布の例を示す。ここで示す実験条件を含むすべての実験において、第 5 スペーサから第 7 スペーサの間においてのみドライアウトが生じたため、この範囲のみを示す。左図が H30 年度に実施したフロータブの無いスペーサを用いた実験で、質量流束 200kg/m²s、設定伝熱面最高温度 550℃の条件、右図が H29 年度に実施したフロータブ有りの実験で質量流束 270kg/m²s、設定伝熱面最高温度 600℃の条件である。フロータブ無しの実験では、バンドル中心部に位置するロッド 1、4、およびバンドル外周部に位置する 6、7、13、16 においてヒートアップが生じた（ロッド番号は図 2.1.1-3 を参照）。ヒートアップが生じた各ロッドのスペーサ 6-7 間における最高温度は 500～550℃でほぼ等しかった。フロータブ有りの実験では、バンドル中央部のロッドが外周部ロッドに比べ高温になっており、外周部ロッド周りではフロータブの影響により冷却されやすい流況になっていることが予想される。最高温度はロッド 2 のスペーサ 5、6 の間で生じているが、これはヒータロッドの軸方向出力分布がチョップトコサインであり、ロッドの上流側ほど出力密度が高いためである。ロッド 6 と 7 は熱流動状況が同等な位置にあるが、ロッド 7 ではスペーサ 6-7 間のほぼ全域でヒートアップしているにもかかわらず、ロッド 6 ではスペーサ 6-7 間の上半分のみヒートアップした。これは、ロッド 7 のスペーサ 6 に近い熱電対がバンドルの中心部方向に設置されている一方、ロッド 6 のスペーサ 6 に近い熱電対は外周部方向に設置されているためと考えられ、特に外周部に位置するロッドではヒートアップする軸方向位置が周方向で非一様になっていると考えられる。

図 2.1.1-9 に圧力 2MPa における沸騰遷移後の被覆管表面における液膜の進展（リウエット）挙動を調べた結果を示す。(a)がフロータブ無しの結果、(b)がフロータブ有りの結果である。図には各模擬燃料棒位置とリウエット時刻、および算出したリウエット速度を示している。フロータブがない場合、スペーサ 6-7 間においては、バンドル中心部に位置する模

擬燃料棒（ロッド 1、4）および外周部に位置する模擬燃料棒（ロッド 6、7、13）におけるリウエット速度がほぼ同程度の値であった。ロッド 4 のスペーサ 5-6 間におけるリウエット速度は 6-7 間に比べ遅かったが、これはロッドの出力分布がコサイン分布であり、ロッド中央に近い方の線出力密度が高く、表面温度が高いためである。フロータブが有る場合、外周部に位置する模擬燃料棒（ロッド 5、7）におけるリウエット速度が、中心部に位置する模擬燃料棒（ロッド 1、2）に比べ顕著に早く、特に角部であるロッド 5 における速度が最も早かった。このように周方向にリウエット速度の差が生じるのは、フロータブよりチャンネルボックス壁からロッドに向かう流れが生じ、これにより外周部のロッドが中心部に比べ冷却されやすくなるためと考えられる。

図 2.1.1-10、11 に、フロータブ無しの場合のロッド表面温度に対するリウエット速度を、質量流束（G）ごとにスペーサ 6-7 間、および 5-6 間についてまとめたものを示す。横軸の壁面平均温度はリウエット速度を求めたスペーサ間における、リウエット直前に沸き状態であった領域の温度の平均値であり、図 2.1.1-8 は出口クオリティ減少量 $dx=0.2$ の場合、図 2.1.1-9 は $dx=0.5$ の場合である。沸き状態は飽和温度プラス 100K 以上として定義した。条件によりばらつきは大きい、表面温度が高い条件ほどリウエット速度が遅く、高質量流束の場合ほどリウエット速度が速い傾向があった。また高圧の場合ほどリウエット速度の表面温度依存性および質量流束依存性が強かった。スペーサ 6-7 間では質量流束が高いほどリウエット速度が速い傾向があった。一方、スペーサ 5-6 間では 6-7 間に比べて顕著にリウエット速度が遅く、0.02m/s 付近に集中し、質量流束によるリウエット速度の違いがほとんど見られなかった。

図 2.1.1-12～14 に、圧力 2～7MPa における沸き面平均温度に対するリウエット速度を質量流束毎に出口クオリティ減少量 dx をパラメータとしてまとめた。赤で示した点が $dx=0.2$ 、青が $dx=0.5$ のデータ、また中実が 6-7 スペーサ間、白抜きが 5-6 スペーサ間のデータである。図には日本原子力学会の BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003（以下、Post-BT 基準という）[2]で採用されている、工藤・原のモデル[3]

$$\frac{1}{u} = \frac{1}{u_0} \frac{G_0}{G} (\theta_w - 1) \quad (2.1.1-6)$$

を実線で示した。まず dx の違いに注目すると、どの圧力条件でも質量流束が 200kg/m²s 以下で $dx=0.2$ の場合の方がリウエット速度が若干遅くなるが、それ以上の領域では dx による差異はほとんど見られなかった。6-7 スペーサ間では、質量流束が 200kg/m²s 以下では工藤・原の式による予測よりも速度が速い傾向であったが、それ以上の領域では工藤・原の式の予測値とよく一致した。一方 5-6 スペーサ間では、すでに述べたように質量流束が大きくなってもリウエット速度はあまり変化しない。質量流束が低い領域では壁面温度に対するリウエット速度の傾向が 6-7 スペーサ間とほぼ同等であったが、質量流束が大きくなるにつ

れて 6-7 スペーサ間よりもリウエット速度が低くなり、工藤-原の式が大きく非保守側となった。5-6、6-7 スペーサ間とも、表面温度の増加に伴いリウエット速度が低下する傾向があった。

表 2.1.1-1 HIDRA およびバンドル試験体諸元

HIDRA	最高圧力		12.6MPa
	最高流体温度		600K
	最大流量		170m ³ /h
	凝縮器		4MW
	ブローダウン ライン	系統	試験体上・下流に 2 系統
破断弁		2 個/系統 大：50A、応答速度開 2.4s 閉 1.3s 小：25A、応答速度開 1.0s 閉 0.7s	
バンドル試験体	模擬燃料棒表面 最高温度		1000K
	模擬燃料棒表面 熱電対		模擬燃料棒 1 本あたり 12 本
	模擬燃料棒長	4×4	3.71m
		3×3	1.5m
	最高出力	4×4	2960kW (チョップトコサイン、径方向 一様)
		3×3	675kW (軸方向、径方向一様)

表 2.1.1-2 4×4 バンドル試験体の基本仕様[1]

	BWR9×9 燃料集合体 (下部)	4×4 バンドル試験体
チャンネルボックス内のり	132.5mm	61mm
グリッドスペーサ	丸セル型	丸セル型
燃料加熱長	3.71m	3.71m
燃料外径	11.2mm	11.2mm
燃料ピッチ	14.3mm	14.3mm
最外周燃料棒とチャンネル 壁間距離	3.45mm	3.45mm
チャンネルボックス内面積	17476.3mm ²	3650.69mm ²
流路面積	9211.9mm ²	2074.37mm ²
流路濡縁長さ	3133.8mm	791.44mm
加熱濡縁長さ	2603.8	562.97mm
水力等価直径	11.8mm	10.48mm
加熱等価直径	14.15mm	14.74mm

表 2.1.1-3 限界出力実験条件表（フロータブなし、H30 年度）

実験 No.	圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	サブクール度 (K)	限界出力 (kW)
20181204012	2	105	7	426
20181204011		203	7	646
20181204010		505	12	1045
20181204009		754	14	1368
20181204008		1000	15	1612
20181204006		1212	18	1892
20181204007		1430	20	2088
20181205001	4	90	7	414
20181205002		135	8	642
20181205003		509	11	1108
20181205004		755	13	1466
20181205005		1002	15	1757
20181205006		1242	18	2076
20181205007		1520	18	2275
20181205008	7	115	11	417
20181205010		491	16	1125
20181205011		768	20	1507
20181205012		1014	21	1757
20181205013		1253	22	1962
20181205014		1530	22	2153
20181205023		1983	28	2470

表 2.1.1-4 限界出力実験条件表（フロータブあり、H29 年度）

実験 No.	圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	サブクール度 (K)	限界出力 (kW)
20170420001	2	269	7	762
20170420002		509	10	1162
20170420003		770	14	1558
20170420004		1030	18	1920
20170420005		1227	20	2069
20170420006		1502	22	2232
20170420007	4	265	16	852
20170420008		521	17	1290
20170420009		751	22	1698
20170420010		986	23	2037
20170420011		1241	27	2330
20170420012		1468	28	2564
20170424007	7	271	3	814
20170424001		538	2	1258
20170424003		786	4	1612
20170424004		1005	6	1877
20170424005		1298	7	2144
20170424006		1562	9	2344

表 2.1.1-5 熱出力リウエット実験条件（フロータブなし、H30 年）

系圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	設定伝熱面最高 温度(°C)	出口クオリティ変化 量
2、4、7	200、500、750、 1000、1250、 1500	450、550、630	0.2、0.5

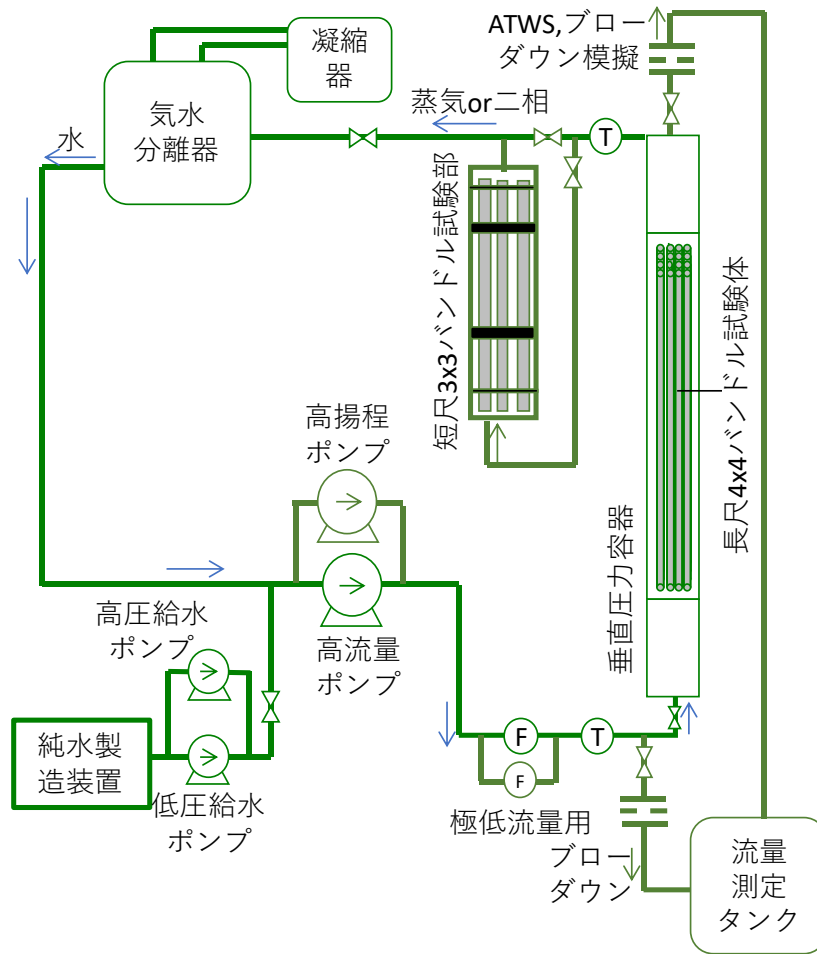


図 2.1.1-1 HIDRA 概略図

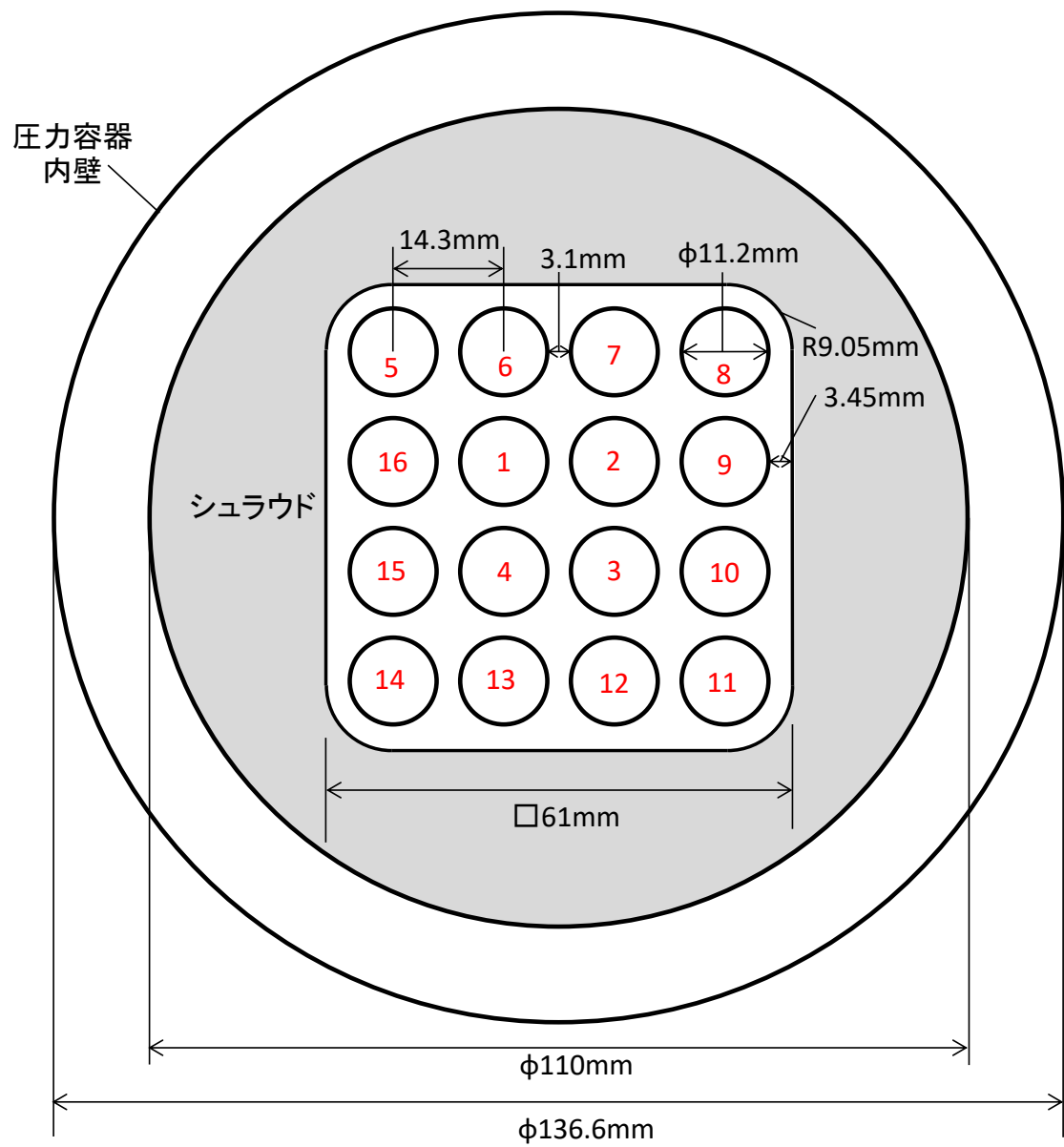


図 2.1.1-2 4×4 バンドル試験体断面図

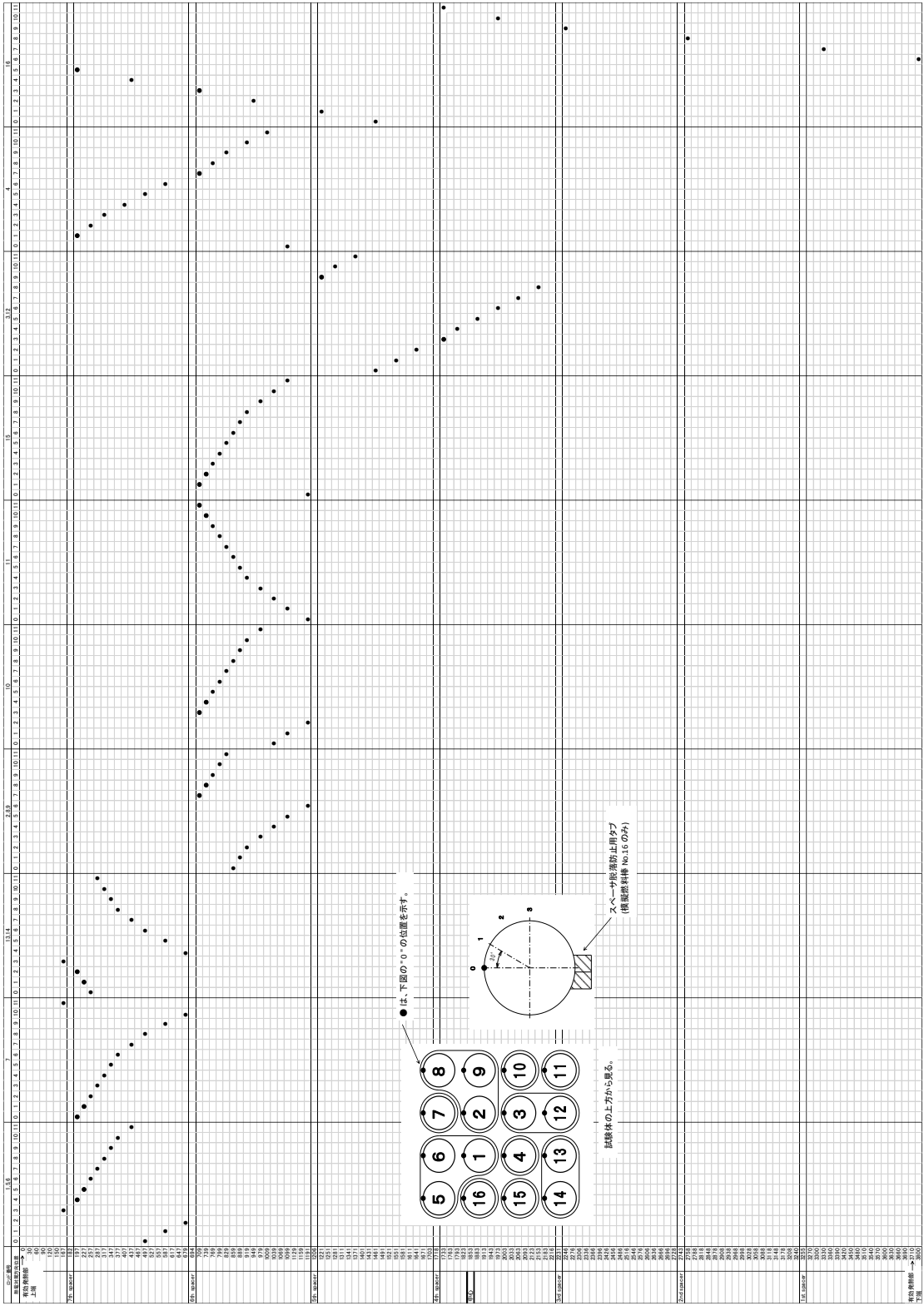


図 2.1.1-3 模擬燃料棒表面熱電対設置位置

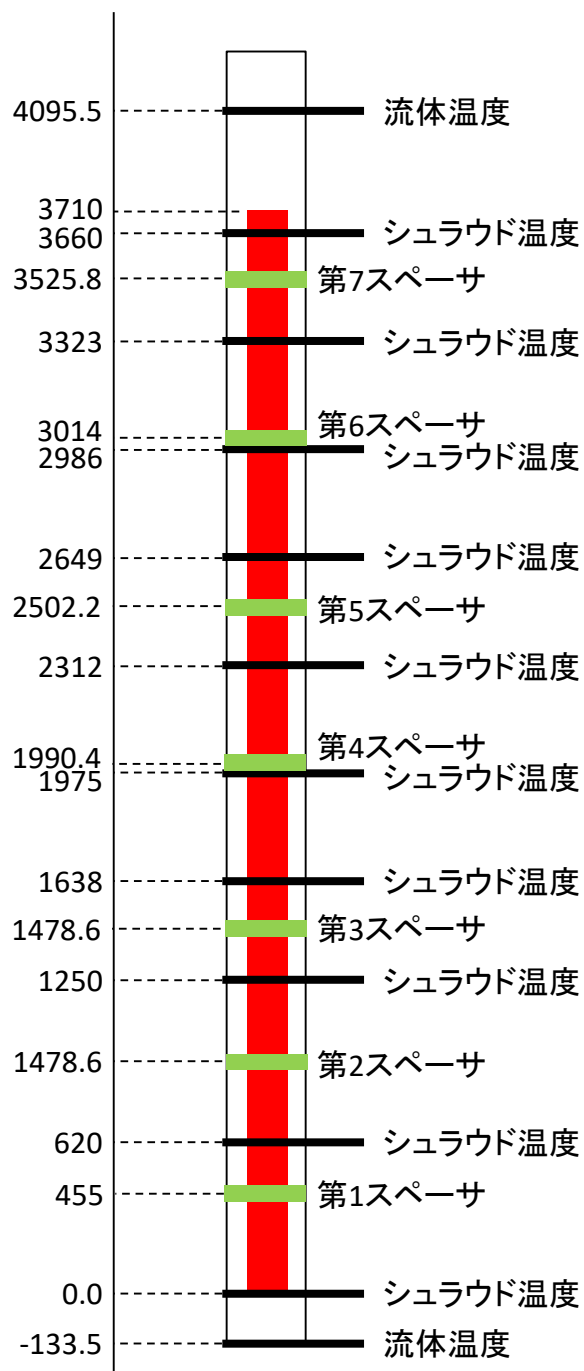


図 2.1.1-4 スパーサおよび熱電対軸方向配置

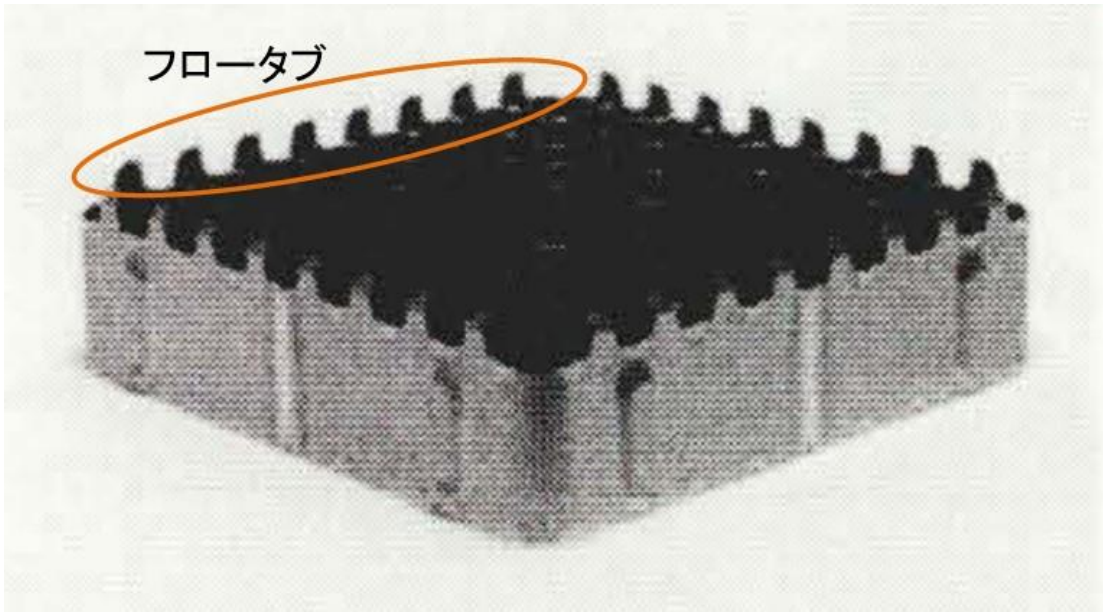
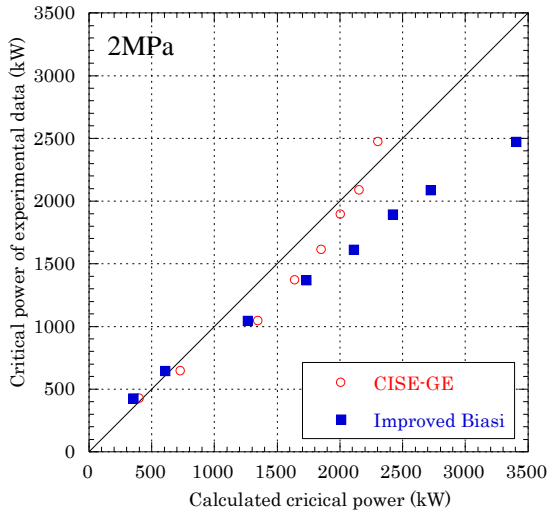
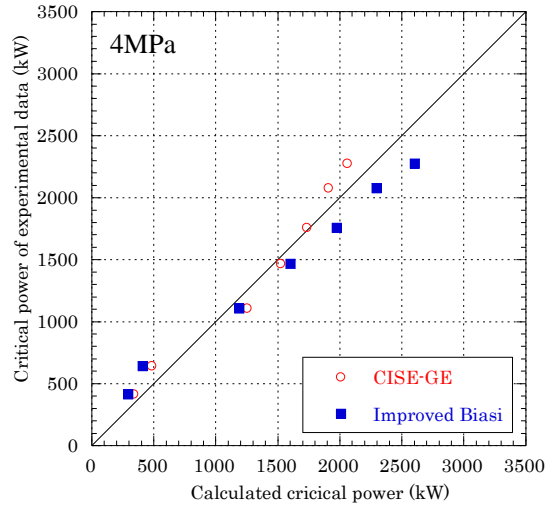


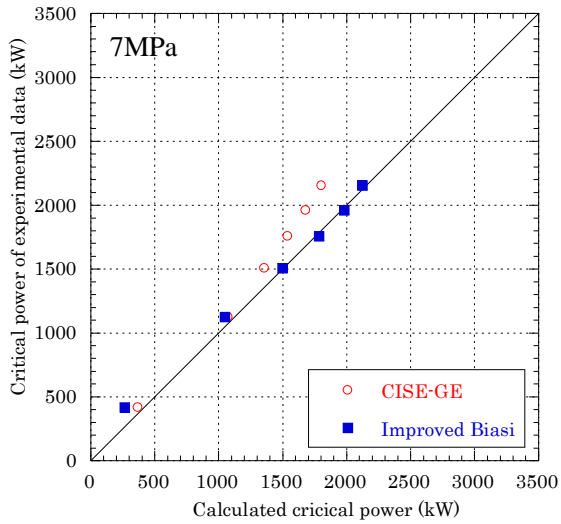
図 2.1.1-5 フロータブ ([2]より抜粋)



(a) 2MPa

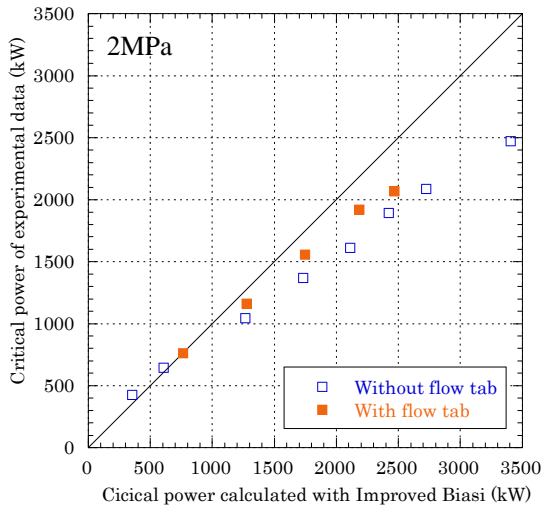


(b) 4MPa

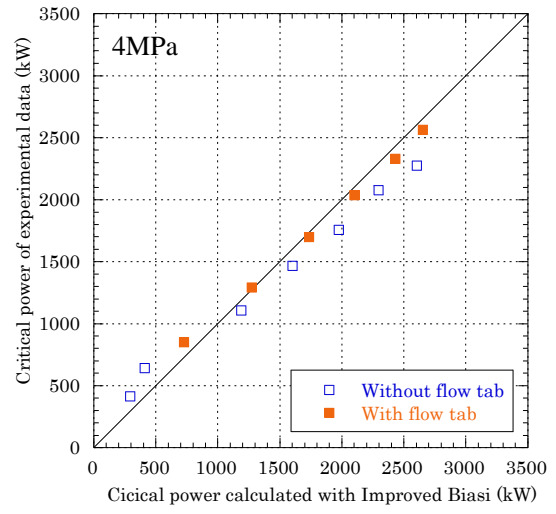


(c) 7MPa

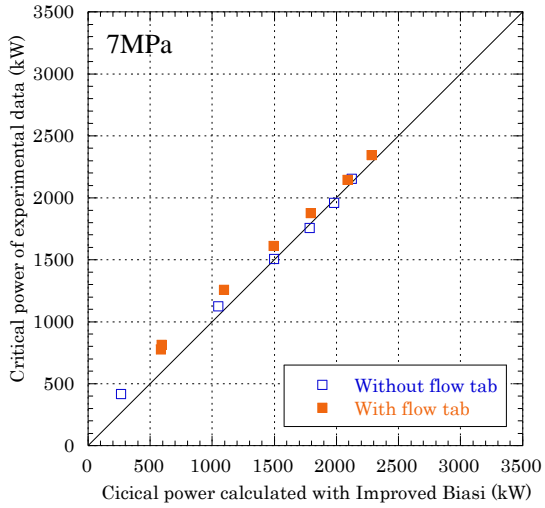
図 2.1.1-6 限界出力（フロータブ無し、相関式との比較）



(a) 2MPa

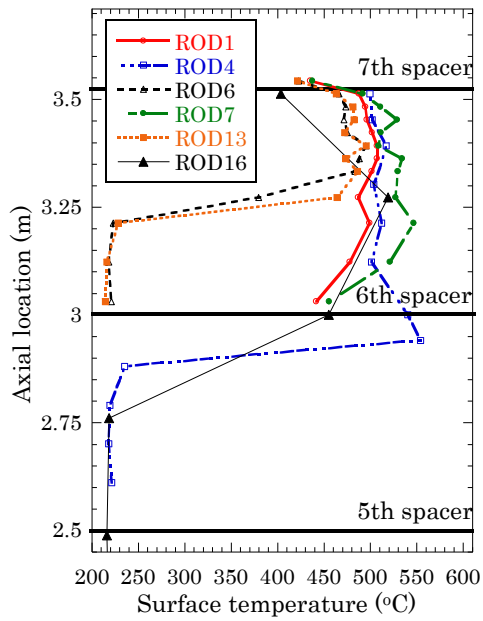


(b) 4MPa

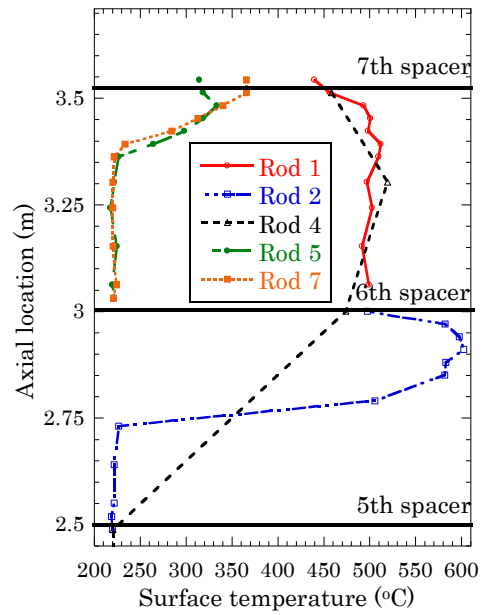


(c) 7MPa

図 2.1.1-7 限界出力 (フロータブの影響)

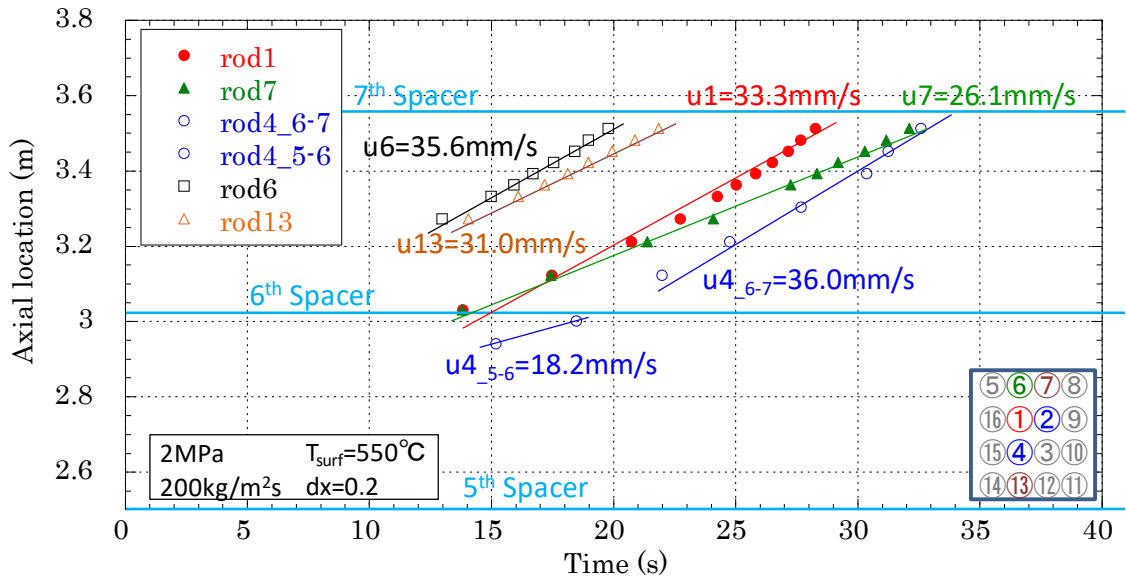


フロータブ無し (P=2MPa、
G=200kg/m²s、Tmax=550°C、dx=0.2)

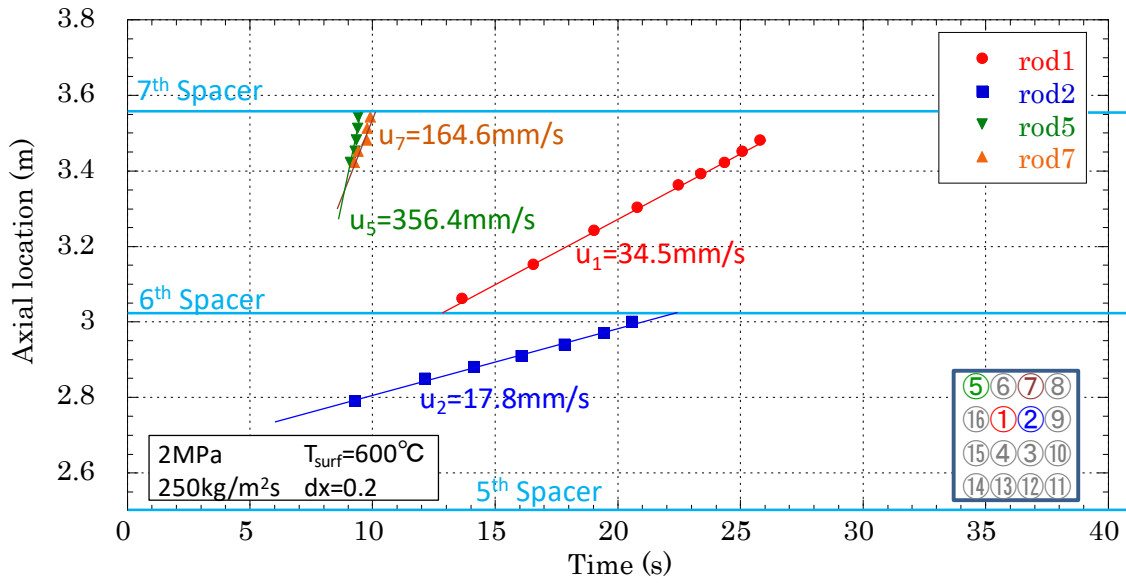


フロータブ有り (P=2MPa、G=270kg/m²s、
Tmax=600°C、dx=0.2)

図 2.1.1-8 リウエット実験における初期伝熱面温度分布の例

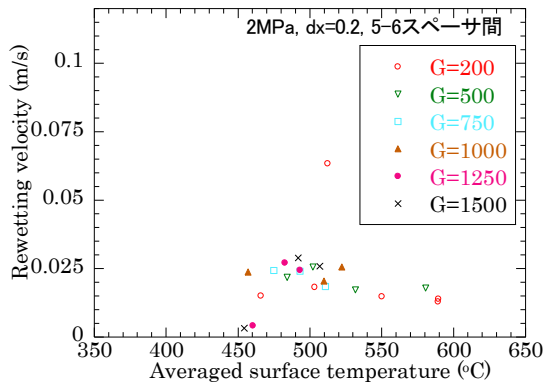


(a) $P=2\text{MPa}$, $G=200\text{kg/m}^2\text{s}$, $T_{\text{max}}=550^\circ\text{C}$, $dx=0.2$, フロータブ無し

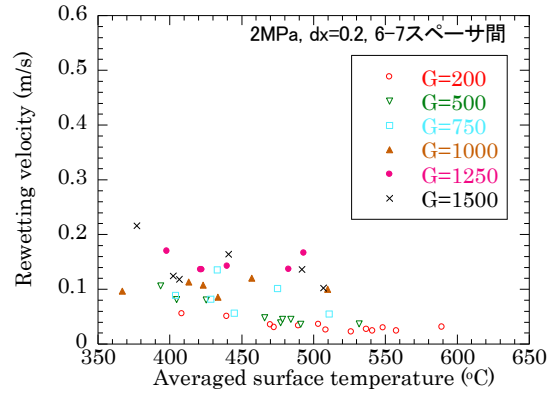


(b) $P=2\text{MPa}$, $G=270\text{kg/m}^2\text{s}$, $T_{\text{max}}=600^\circ\text{C}$, $dx=0.2$, フロータブ有り

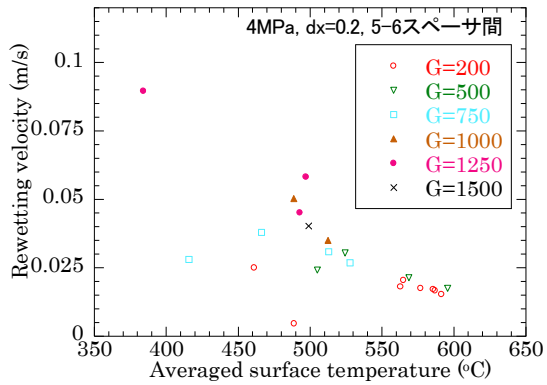
図 2.1.1-9 リウエット時刻とリウエット速度の例



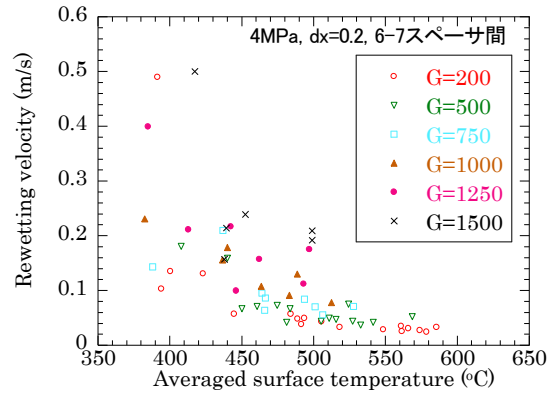
2MPa、dx=0.2、5-6 スペース間



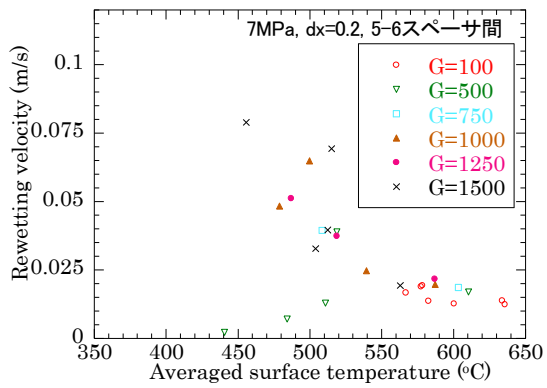
2MPa、dx=0.2、6-7 スペース間



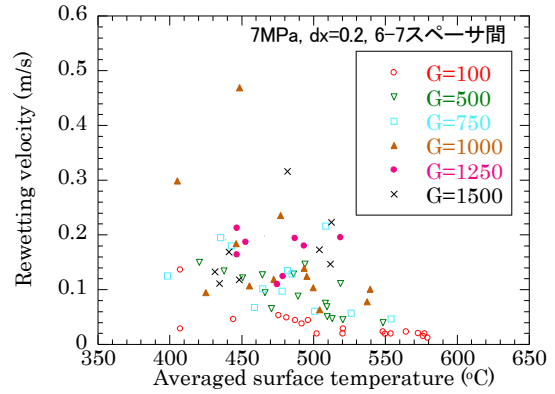
4MPa、dx=0.2、5-6 スペース間



4MPa、dx=0.2、6-7 スペース間

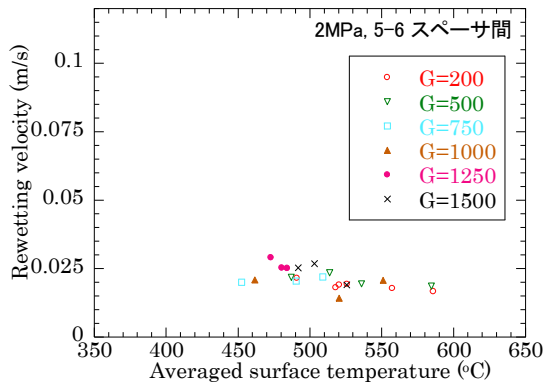


7MPa、dx=0.2、5-6 スペース間

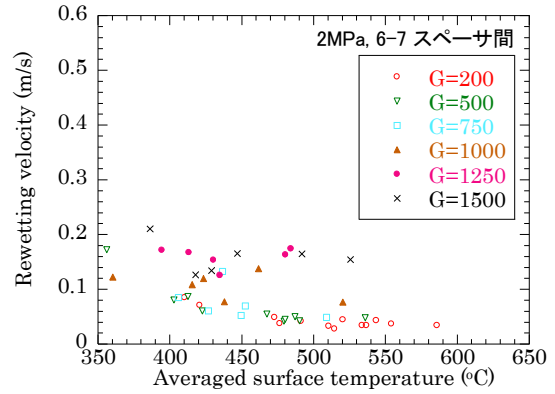


7MPa、dx=0.2、6-7 スペース間

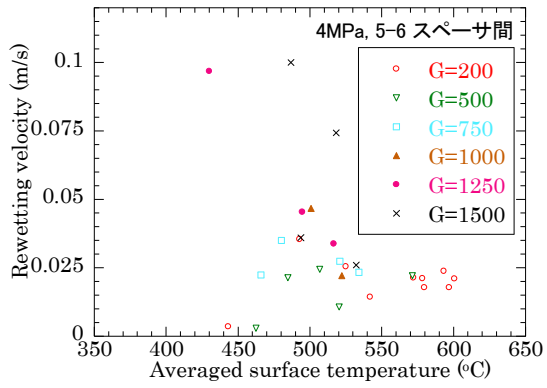
図 2.1.1-10 乾き面平均温度に対するリウエット速度 (dx=0.2)



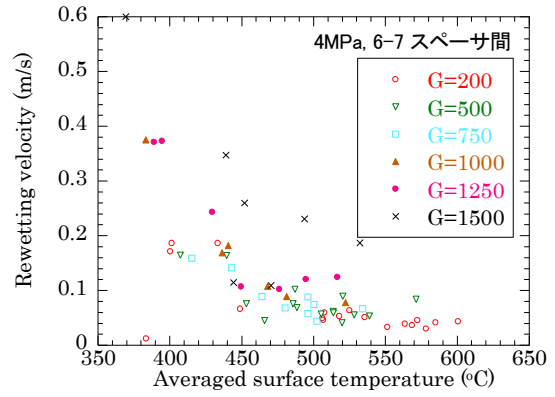
2MPa、dx=0.5、5-6 スペース間



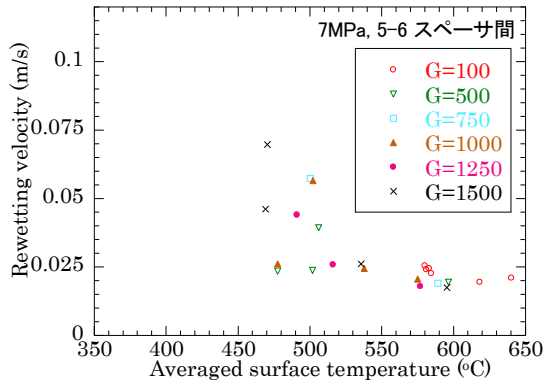
2MPa、dx=0.5、6-7 スペース間



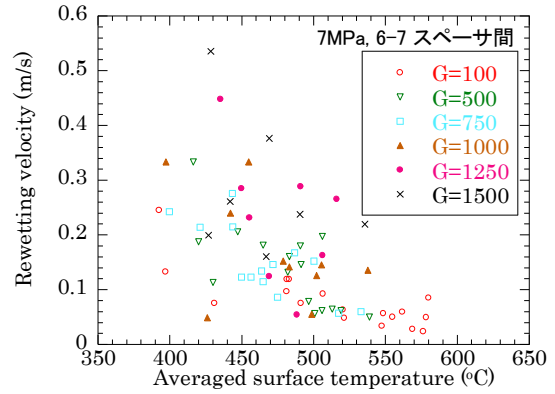
4MPa、dx=0.5、5-6 スペース間



4MPa、dx=0.5、6-7 スペース間

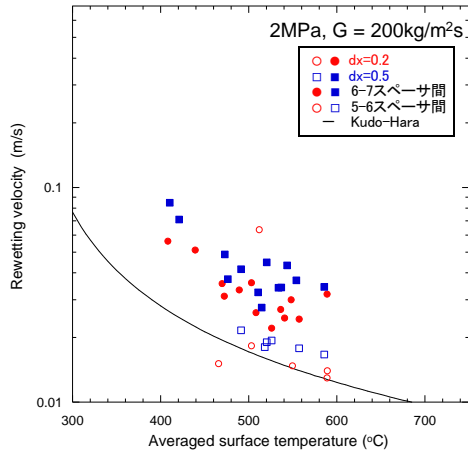


7MPa、dx=0.5、5-6 スペース間

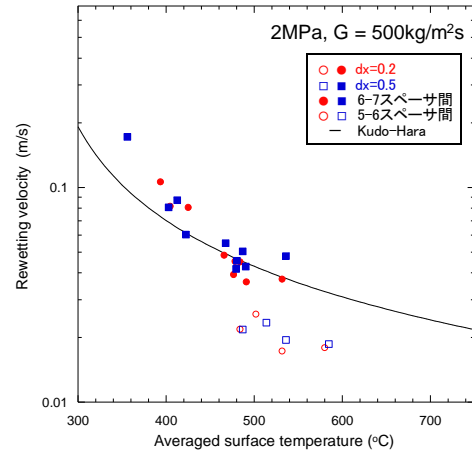


7MPa、dx=0.5、6-7 スペース間

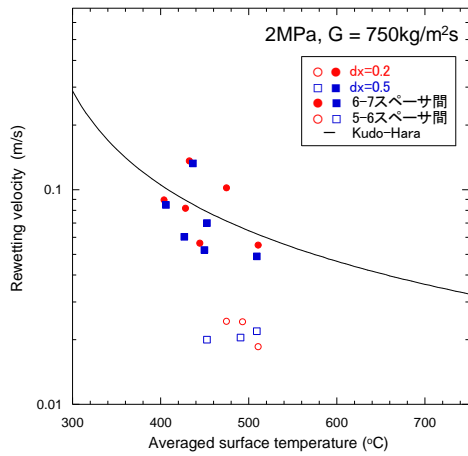
図 2.1.1-11 乾き面平均温度に対するリウエット速度 (dx=0.5)



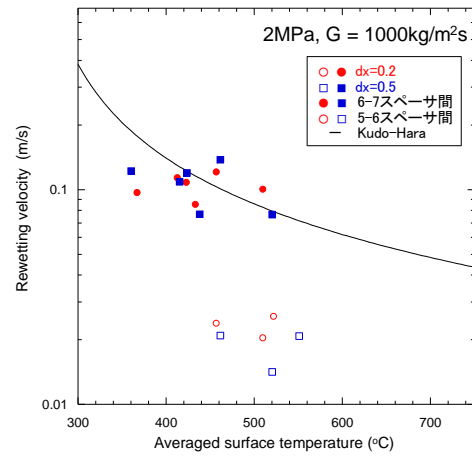
$G=200 \text{ kg/m}^2\text{s}$



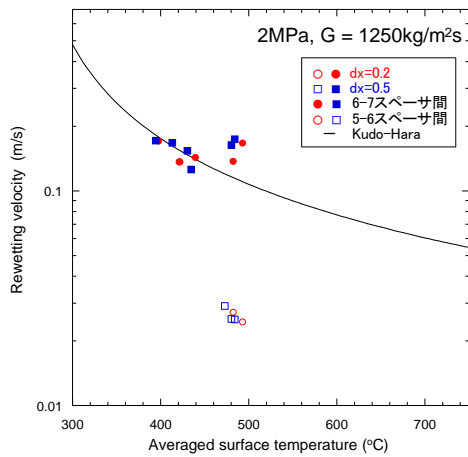
$G=500 \text{ kg/m}^2\text{s}$



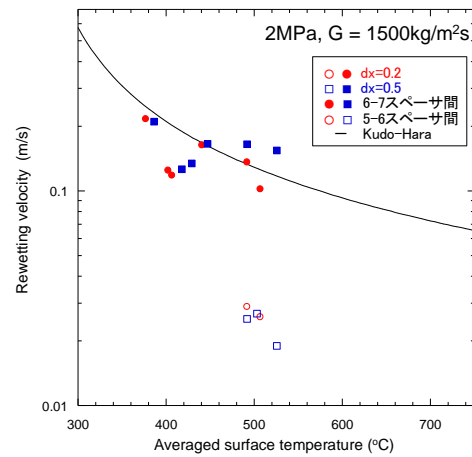
$G=750 \text{ kg/m}^2\text{s}$



$G=1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$

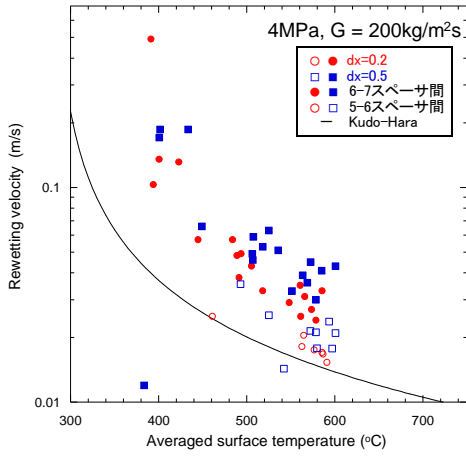


$G=1250 \text{ kg/m}^2\text{s}$

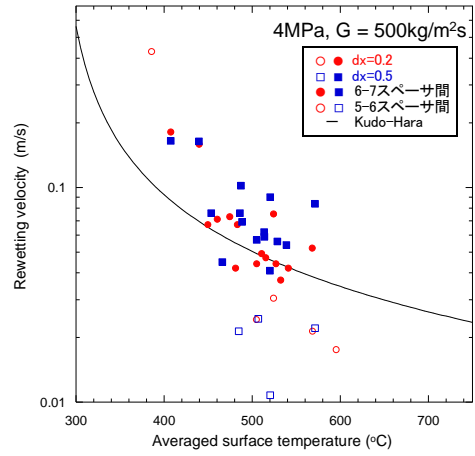


$G=1500 \text{ kg/m}^2\text{s}$

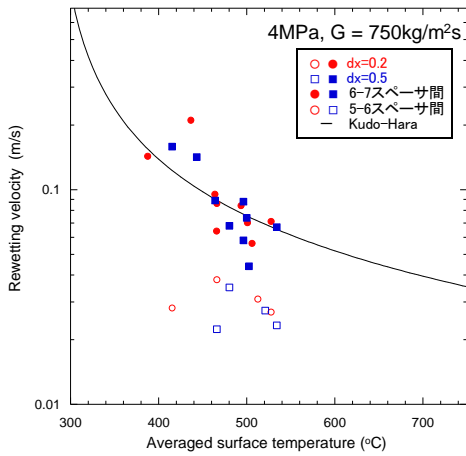
図 2.1.1-12 リウエット速度 ($P=2\text{MPa}$) (質量流束ごと)



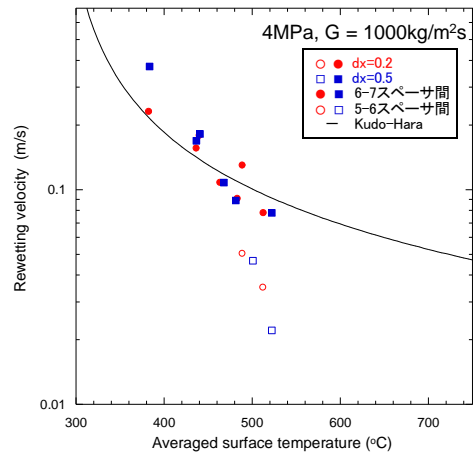
$G=200\text{kg/m}^2\text{s}$



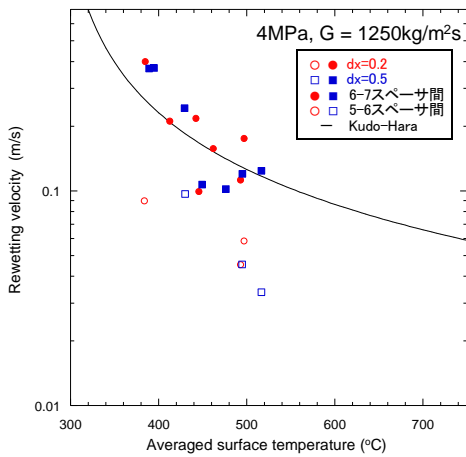
$G=500\text{kg/m}^2\text{s}$



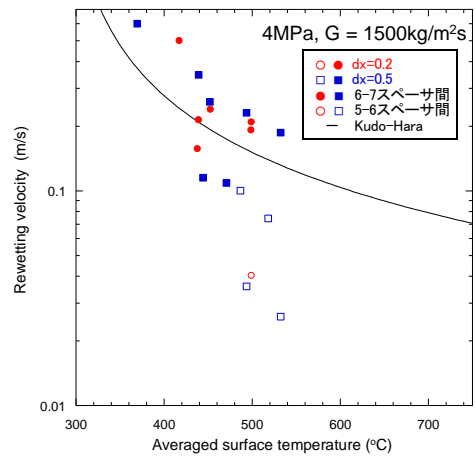
$G=750\text{kg/m}^2\text{s}$



$G=1000\text{kg/m}^2\text{s}$

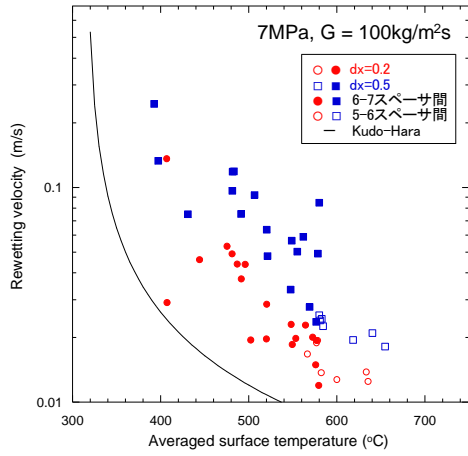


$G=1250\text{kg/m}^2\text{s}$

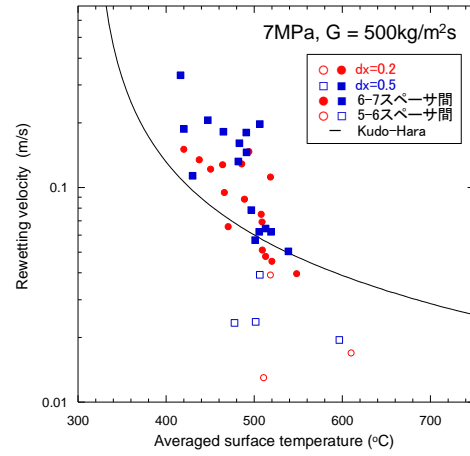


$G=1500\text{kg/m}^2\text{s}$

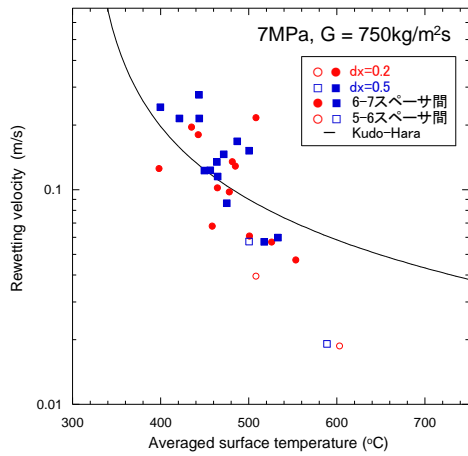
図 2.1.1-13 リウエット速度 (P=4MPa) (質量流束ごと)



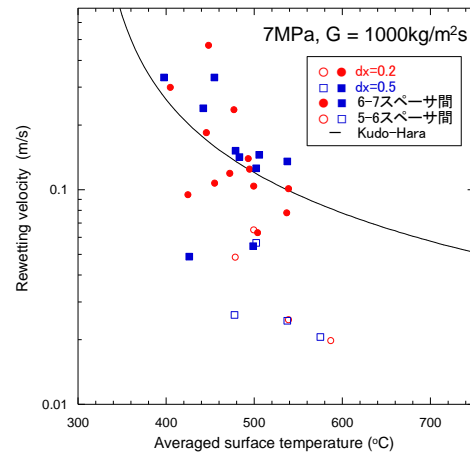
$G=200\text{kg/m}^2\text{s}$



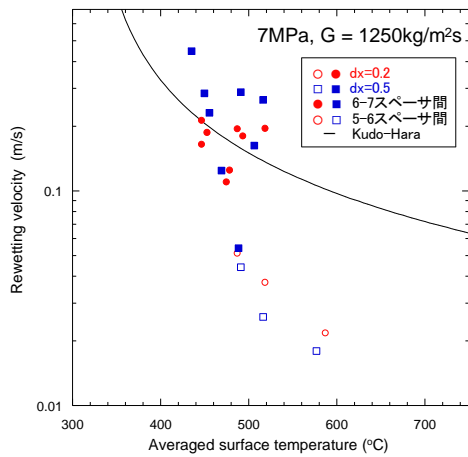
$G=500\text{kg/m}^2\text{s}$



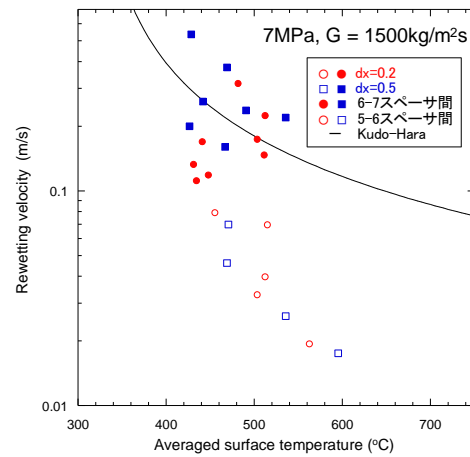
$G=750\text{kg/m}^2\text{s}$



$G=1000\text{kg/m}^2\text{s}$



$G=1250\text{kg/m}^2\text{s}$



$G=1500\text{kg/m}^2\text{s}$

図 2.1.1-14 リウエット速度 ($P=7\text{MPa}$) (質量流束ごと)

2.1.2. 単管炉心伝熱実験

2.1.2.1. 概要

本実験では、Post-BT 領域の熱伝達に関する検討を行う。本年は、スペーサを設置しない場合、および旋回羽型スペーサを模擬した流路障害物を設置した場合の、定常状態における限界熱流束および熱出力過渡条件におけるリウエット挙動について、昨年度までに取得したデータよりも主に高質量流束、高伝熱面温度側にデータの拡充を行った。また、流量過渡条件におけるリウエット実験を行った。さらに、BWR における原子炉停止機能喪失事象 (ATWS) における炉心状態を模擬した実験として、圧力変動を模擬した実験、および出力変動を模擬した実験を実施した。

2.1.2.2. 単管試験体

図 2.1.2-1(a)に概略図を示す単管試験体は、内径 12.2mm、厚さ 2.3mm のインコロイ 800HT 製の直管であり、直列に接続した 3 本の予熱助走部およびその下流側に位置する測定部で構成される。測定部は長さ 690mm (有効発熱部はフランジ部除く長さ 500mm) で、最大熱出力はおよそ 35kW である。予熱助走部は、長さ 1130mm (有効発熱部 1000mm) で、最大熱出力はおよそ 65kW である。測定部、予熱助走部には温度計測のためシース径 ϕ 1.0mm の K 型熱電対を設置した。測定部の熱電対取り付け位置を図 2.1.2-1(b)に示す。

流路障害物 (模擬スペーサ) は、予熱助走部中段と上段の間、予熱助走部上段と測定部の間、および測定部最下流端の三ヶ所に設置した。模擬スペーサは図 2.1.2-3 に示す丸セル模擬スペーサ及び旋回羽型スペーサの二種類であり、本年度はスペーサを設置しない条件、および旋回羽型スペーサを設置した条件でリウエット実験を行った。旋回羽型スペーサは OECD/NEA-KAERI CFD benchmark で用いられたスワールスペーサを参考にしており、厚さ 1mm、高さ 10mm の板で流路を十字に区切り、その下流側に台形の羽を流路軸方向に対して 30 度傾けて 4 枚取り付けられた形状で、開口比は 0.80 である。

2.1.2.3. 定常実験

(1) 限界熱流束実験

試験体入口流量をパラメータとして、予熱助走部出口における限界熱流束 (CHF) を測定した。本年度は、これまで装置の限界により測定ができていなかった、2MPa および 4MPa の高質量流束条件における CHF の測定を行った。表 2.1.2-1 に本年度実施した実験条件 (白地) およびこれまでに実施した実験条件 (灰色地) を示す。図 2.1.2-3~5 にこれまでに実施した全条件における実験値を、Katto-Ohno の相関式[1]より得られる CHF に対してプロットした。スペーサ無しの場合、全圧力 (2~7MPa)、全質量流束 (350~1500kg/m²s) において、Katto-Ohno の相関式が保守的となることが確かめられた。旋回羽型スペーサ設置の場合、明確に CHF が増加する結果となることは昨年度までに明らかとなっていたが、本

年度の高質量流束条件での実験結果により、高質量流束になるほどスペーサの効果によって CHF が増加することが明確となった。

(2) Post-BT 熱伝達

熱伝達係数

予熱部下流端でドライアウトした状態で、測定部出力を段階的に準定常的に上昇させ、Post-BT 実験を行った。定常時における内表面温度及び熱流束は、外表面温度を境界条件として管壁内の熱伝導方程式より求めた。外表面温度測定値から算出した熱伝達係数を図 2.1.2-6 に示す。図中の破線は、日本原子力学会の Post-BT 基準[2]の中で沸騰遷移後の熱伝達率予測式として推奨されている、改良 Dougall-Rohsenow 式を示す。また、黒い実線は、蒸気冷却に加えて液滴伝達による直接冷却を考慮し、蒸気単相熱伝達、液滴伝達、衝突効率、最小膜沸騰温度等に既存相関式を適用し、それらの組み合わせたモデルである、Sibamoto[3]らの式による計算値を示す。丸セル模擬スペーサを設置した場合、質量流束 $550\text{kg/m}^2\text{s}$ ではスペーサ無しの場合との差異はなく、 $1300\text{kg/m}^2\text{s}$ では熱伝達係数が増加した。巡回羽型スペーサの場合、 $1300\text{kg/m}^2\text{s}$ における熱伝達係数が丸セル模擬スペーサの場合に比べ大きく増加しており、また $550\text{kg/m}^2\text{s}$ においても圧力が 4MPa と低い場合には若干の増加が見られる。Sibamoto の式はスペーサ無しの場合の熱伝達係数の変化を良く表すが、高流量でスペーサ設置の場合の結果を大きく過小評価することが分かる。

液滴伝達係数

液滴伝達率 m_D は、液滴伝達係数 k_D と液滴濃度 C を用いて、以下のように表される。

$$m_D = k_D C \quad (2.1.2-1)$$

液滴濃度、および液滴伝達係数は、温度測定値等の実験データから Hewitt らの方法 (参 8) を用いて以下のように算出できる。

$$C = \frac{\rho_l \rho_g (1 - x_1)}{\rho_l x_1 + \rho_g (1 - x_1)} \quad (2.1.2-2)$$

$$k_D = \frac{q_2''}{h_{fg}} \frac{\Delta_2}{\Delta_1 + \Delta_2} \frac{\rho_l x + \rho_g (1 - x_1)}{\rho_l \rho_g (1 - x_1)} \bigg/ C \quad (2.1.2-3)$$

ここで h_{fg} は蒸発潜熱、 Δ_1 は非加熱部長さ (0.17m)、 Δ_2 は加熱部長さ (0.5m) である。式 2.1.2-3 から得られた液滴伝達係数を、無次元液滴濃度 $C^*(= C/\rho_g)$ 及び無次元液滴伝達係数 $k_D^*(= k_D \sqrt{\rho_g D}/\sigma)$ でまとめたものを、Okawa らの相関式[4]とともに図 2.1.2-7 に示す。グ

ラフの横軸の無次元液滴濃度は、同圧力条件では質量流束が大きいほど大きくなる。全ての圧力条件において、旋回羽型スプレーサ、丸セル模擬スプレーサ、スプレーサ無しの順に液滴伝達係数が大きい。また、高質量流束条件になるほど、液滴伝達係数へのスプレーサの影響が大きいことが分かる。また、7MPa で若干低くなるものの、ほぼスプレーサの種類毎に一つの曲線上にまとまっており、スプレーサによる液滴伝達への影響が、圧力によらずほぼ同等であることが分かる。

2.1.2.4. リウエット実験

本年度はスプレーサ無しおよび旋回羽型スプレーサを設置した状態における熱出力過渡のリウエット実験を実施し、特に高温、高質量流束条件のデータ拡充を行った。また、スプレーサ無しの条件における流量過渡リウエット実験を行い、出力過渡の場合との比較を行った。表 2.1.2-2 に本年度実施した出力過渡リウエット実験の条件を、表 2.1.2-3 に流量過渡リウエット実験の条件を、昨年度までに実施した条件と併せてそれぞれ示す。

(1) 熱出力過渡リウエット実験

図 2.1.2-8、9 に圧力 2MPa および 7MPa における伝熱面最高温度に対するリウエット速度を、質量流束で整理し、クオリティ減少量毎にまとめたものを示す。どの条件においても、クオリティ減少量 dx が 0.1 と 0.2 の場合の差は大きい、0.2~0.5 の場合の差はほとんど無く、 dx がある程度以上大きい場合にはリウエット速度への影響が小さいことが分かる。2MPa の場合、旋回羽型スプレーサを設置すると、測定部における伝熱が促進されることにより、高質量流束 ($G=1650\text{kg/m}^2\text{s}$) では本実験装置の最大出力 (熱流束=1.83MW) を投入してもドライアウトを生じさせることができなかった。また、2MPa 条件でスプレーサ無しの場合、質量流束の増加とともにリウエット速度が明らかに増加したが、旋回羽型スプレーサ設置の場合、 $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$ においては $G=200\text{kg/m}^2\text{s}$ よりも速度が増加するものの、それ以上質量流束が増えてもリウエット速度は反対に減少する傾向があった。これにより、高質量流束ではスプレーサを設置した場合の方がリウエット速度が遅くなった。本結果に対して、実験条件の設定方法の確認を含めて今後調査を継続する。7MPa の場合、スプレーサの有無にかかわらず、質量流束の増加に伴い若干リウエット速度が増加する傾向があるものの、強い依存性は見られなかった。また、ほとんどのケースで旋回羽型スプレーサ設置の場合の方がリウエット速度が速い傾向があった。

図 2.1.2-10~12 に $dx=0.2$ の場合における、伝熱面最高温度に対するリウエット速度を圧力及び質量流束毎にまとめた。図中の黒い実線は、工藤・原のモデル[5]により計算した値である。スプレーサを設置しない場合、全体的な傾向として、リウエット速度の伝熱面最高温度に対する傾きが、工藤・原のモデルで予測されるよりも大きい。2MPa においてはモデルが高温側で非保守的になるものの、実験値を良く予測した。4、7MPa では、低質量流束時

の低温側以外ではほぼモデルが非保守的となった。巡回羽型スパーサを設置した場合、2MPa においては、500 kg/m²s 以下の低質量流束時にはスパーサの有無によるリウエット速度の違いは明確に見られず、高質量流束時にはスパーサ無しの場合よりもリウエット速度が遅くなった。一方 4、7MPa の場合、最も質量流束が低い場合を除き、スパーサ無しの場合よりもリウエット速度が速い傾向があり、特に高質量流束になるほどその傾向は顕著であった。

(2) 流量過渡リウエット実験

炉心流入流量の急激な変化を模擬して、流量過渡によるリウエット現象について実験を行った。所定の圧力、流量条件で、予熱部下流端においてドライアウトする状態を作り、さらに測定部の出力を調整することで伝熱面最高温度を所定の値にセットする。ここで試験体に流入する流量を急増させることで測定部入口のクオリティを所定の値だけ減少させ、リウエットを促す。流量を急増させる前の質量流量を M_1 、予熱部出力を W とすると、測定部入口におけるクオリティ x_1 は

$$x_1 = \frac{W - C_p \Delta T_{sub} M_1 S}{\Delta h_{fg} M_1 S} \quad (2.1.2-4)$$

と書ける。ここで C_p は低圧比熱、 ΔT_{sub} は予熱部入り口サブクール度、 Δh_{fg} は蒸発潜熱、 S は試験部流路断面積である。一方、クオリティ減少幅を dx とすると、流量増加後（質量流量 M_2 ）のクオリティは以下のようなになる。

$$x_1 - dx = \frac{W - C_p \Delta T_{sub} M_2 S}{\Delta h_{fg} M_2 S} \quad (2.1.2-5)$$

上式より M_2 は

$$M_2 = \frac{W}{\{(x_1 - dx)\Delta h_{fg} + C_p \Delta T_{sub}\}S} \quad (2.1.2-6)$$

となり、 x_1 に式 (2.1.2-4) を代入することにより、 M_2 が求まる。質量流量の増加は流量調節弁を急開することで行った。

図 2.1.2-13～15 に圧力 2、4、7MPa、 $dx=0.3$ の場合における、壁面最高温度に対する流量過渡時のリウエット速度を、リウエット前の質量流束 G と dx が同じ条件における出力変動過渡時の結果とともに示す。流量過渡時においても、出力過渡時と同様、壁面温度に対する傾きが工藤-原のモデルよりも大きく、高温側でモデルが非保守的となる傾向がある。また、流量依存性についても、出力過渡の場合と同様あまり強い依存性は無く、モデルでは流量が高くなるほどリウエット速度が上がるため、高流量でモデルが非保守的となる傾向がある。2MPa の場合、同じクオリティ変化 (dx) に対して、流量過渡と出力過渡のリウエット速度に明確な差異は見られなかったが、4、7MPa の場合、流量過渡におけるリウエット速度が早くなる傾向があった。

2.1.2.5. ATWS 模擬過渡実験

(1) 圧力変動過渡実験

平成 25 年に改正された新規制基準では、起こり得る可能性のあるあらゆる事故状況において、合理的に実施し得る範囲で効果的な AM 策を準備しておくことが要求される。よって、従来の熱水力安全研究では想定していないような、多重故障を考慮したシナリオの検討も必要であり、炉停止の失敗を伴う過渡変化 (ATWS) 等の高出力条件下での炉心伝熱挙動の評価が要求される。そこで、東京電力柏崎刈羽原子力発電所の有効性評価[6]において、事業者が実施した ATWS 解析において見られた圧力、流量および炉心出力の過渡的変動を念頭に、ATWS における炉心状態を模擬する実験を実施した。ここでは、圧力変動を模擬した実験について述べる。

上述の ATWS 解析において、給水過熱喪失により出力が増加傾向となり、主蒸気逃し安全弁が開閉を繰り返すことにより、原子炉圧力がおよそ 7~8MPa の間で 10 秒程度の周期で変動する現象が見られた (図 2.1.2-16 上図)。本実験では、単管試験体の下流側配管から分岐するブローダウンラインのバルブを開閉することによって本現象の模擬を試みた。本試験体の最高使用圧力が 8MPa であるため、7MPa でバルブ開とし、バルブ閉とする圧力は実験パラメータとして 6.1MPa および 6.55MPa の二種類について実験した。他の実験パラメータは、質量流束 (500~1600kg/m²s) およびブローダウンラインに設置する破断オリフィス径 (6mm および 12mm) である。実験手順は、まず圧力を 6.9MPa に設定し、測定部および予熱助走部出力を調整して測定部出口でドライアウトを生じさせる。凝縮器からの戻り水量による系圧力の調節を中止することで圧力が上昇し、7MPa に達した時点でブローダウンラインのバルブを開く。系からの流体の放出により系圧力が急減し、設定圧力になった時点でバルブを閉じる。これを繰り返すことで圧力変動を生じさせた。

質量流束 1600 kg/m²s、オリフィス径 6mm、バルブ閉圧力 6.55MPa の実験で得られた圧力変動を図 2.1.2-17 に、測定部各点における内表面温度変化を図 2.1.2-18 に、内表面熱流束を図 2.1.2-19 に示す。圧力低下時には飽和温度の低下により測定部でドライアウトが上流側に向けて進展し、圧力上昇時には下流側に向けてリウエットが進展している。圧力変動の回数が増すごとにドライアウト時の最高温度が上昇した。出力過渡リウエット実験の場合と同様に、熱流束が最大値となった時刻を各点のリウエット時刻と定義し、圧力変動の一周期ごとにリウエット速度を算出した。なお、ドライアウト状態から飽和温度+100K 以下まで温度が減少した測温点においてリウエットが生じたと仮定した。リウエット速度を圧力変動幅 Δp 、オリフィス径および質量流束で整理した結果を図 2.1.2-20 に示す。一回目の圧力変動時にドライアウト→リウエットが生じたケースでは、一回目のリウエット速度がその後の速度よりも速い場合が多かった。これは図 2.1.2-18 のように、一回目の圧力

変動時におけるドライアウト時の表面最高温度が他の場合より低いためと考えられる。オリフィス径 6mm、 $dP=0.9\text{MPa}$ の場合はこのような傾向が見られないが、これはオリフィス径が小さいため流体の流出流量が小さく、さらに dp が大きいいため、最初のドライアウト最高温度が得られる時刻が遅れ、そのときの最高温度が二回目以降の温度と同等となるためである。リウエット速度へのオリフィス径および dp の影響は、圧力変動の二回目以降は小さかった。質量流束のリウエット速度への影響は、オリフィス径 6mm の場合は小さく、12mm の場合は顕著であった。

図 2.1.2-21 に質量流束 $550\text{ kg/m}^2\text{s}$ および $1650\text{ kg/m}^2\text{s}$ の場合の、各圧力変動周期においてリウエットしたと考えられる領域の伝熱面最高温度に対する、その周期でのリウエット速度をプロットした。比較のため、2.1.2.4 節で述べた熱出力過渡リウエット実験（ステップ状に出力が減少）における $dx=0.2$ の場合の結果も併せて示した。質量流束にかかわらず、圧力変動過渡実験におけるリウエット速度はステップ状の出力変化の場合に比べ 1/10 程度と非常に遅かった。またすべての条件で周期ごとに最高表面温度が上昇しており、それに伴い速度が減少する傾向が見られた。低質量流束ではオリフィス径の影響は見られないが、高質量流束ではオリフィス径が大きいと速度が速くなる傾向があった。また質量流束の違いによるリウエット速度への影響は明確には見られなかった。

(2) 出力変動過渡実験

上で述べた ATWS 解析における原子炉圧力の変動時には、それとともなって出力変動も生じる（図 2.1.2-16 下図）。本実験では、助走部の出力を周期的に変化させることにより本現象の模擬を試みた。実験は 2MPa で実施し、実験パラメータは、質量流束（ 550 、 $1100\text{kg/m}^2\text{s}$ ）、出力変動による測定部入りロクオリティ変化量（ $dx=0.1$ 、 0.2 、 0.3 ）および出力変動周波数（ $f=0.1$ 、 0.2Hz ）とした。実験手順は、測定部および予熱助走部出力を調整して、測定部出口でドライアウトが生じる出力の 95.2% （限界出力比 $\text{CPR}=1.05$ ）に設定する。このときの出力が最低値となり、出力振幅が所定の dx から換算した値となるように正弦波の出力変動を与えた。

質量流束 $550\text{ kg/m}^2\text{s}$ 、 $dx=0.2$ 、 $f=0.1\text{Hz}$ の実験で与えた出力変動を図 2.1.2-23 に、得られた測定部各点における内表面温度変化を図 2.1.2-24 に、内表面熱流束を図 2.1.2-25 に示す。出力上昇時には測定部でドライアウトが上流側に向けて進展し、出力減少時には下流側に向けてリウエットが進展している。圧力変動の回数が増すごとにドライアウト時の最高温度が上昇した。圧力変動過渡実験の場合と同様に、熱流束が最大値となった時刻を各点のリウエット時刻と定義し、出力変動の一周期ごとにリウエット速度を算出した。圧力変動過渡実験と同様、ドライアウト状態から飽和温度+100K 以下まで温度が減少した測温点においてリウエットが生じたと仮定した。

図 2.1.2-26 に質量流束 $550 \text{ kg/m}^2\text{s}$ および $1650 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の場合の、各出力変動周期においてリウエットしたと考えられる領域の伝熱面最高温度に対する、その周期でのリウエット速度をプロットした。比較のため、2.1.2.4 節で述べた熱出力過渡リウエット実験（ステップ状に出力が減少）における $dx=0.2$ の場合の結果も併せて示した。質量流束にかかわらず、出力変動過渡実験におけるリウエット速度は圧力変動過渡実験の場合ほど遅くなく、ステップ状の出力変化の場合 0.5～1.5 倍程度であった。同周波数 ($f=0.1$) において、 $dx=0.2$ および 0.3 の場合 $dx=0.1$ の場合よりも最高表面温度が高いが、リウエット速度は同等もしくは速くなった。周波数が大きい条件ではリウエット速度が速かったが、これについては実験ケース数が少ないため今後のデータ拡充が必要である。質量流束の違いによるリウエット速度への影響は見られなかった。

表 2.1.2-1 限界熱流束実験の条件および結果(助走部出口)

圧力(MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	入口サブ クール度	限界熱流束 (MW/m ²)	スペーサ	
2.11	368	8	0.591	無	
2.11	571	6	0.800		
2.12	867	13	1.035		
2.11	1053	9	1.134		
2.01	1544	8	1.452		
4.14	379	12	0.583		
3.72	566	10	0.835		
3.81	907	12	1.096		
4.06	1090	14	1.200		
4.05	1315	10	1.287		
4.00	1569	9	1.431		
7.14	367	25	0.522		
7.23	535	9	0.704		
7.14	866	12	0.939		
7.11	1075	7	1.009		
7.10	1298	10	1.105		
7.11	1576	8	1.165		
2.03	353	12	0.557		丸セル模擬
2.01	543	14	0.818		
2.04	865	12	1.070		
4.02	349	14	0.557		
4.02	549	12	0.818		
4.01	857	15	1.096		
4.03	1078	13	1.218		
4.02	1356	10	1.331		
7.01	1319	12	1.139		
7.01	361	18	0.517		
7.01	550	16	0.748		
6.98	889	17	1.000		
7.01	1100	14	1.070		
7.01	1508	12	1.191		
1.99	345	9	0.578	旋回羽根型	

2.02	567	18	0.900
2.04	781	15	1.129
2.02	896	10	1.201
2.01	1071	11	1.331
2.01	1511	12	1.644
4.05	342	17	0.558
4.05	582	22	0.920
4.05	886	18	1.219
4.01	1140	12	1.356
4.06	1268	11	1.426
4.01	1569	10	1.583
7.02	345	17	0.501
7.04	562	15	0.786
6.99	878	20	1.074
7.02	1078	17	1.172
7.02	1296	13	1.247
7.02	1534	12	1.346

表 2.1.2-2 出力過渡リウエット実験条件（スパーサなし）

圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	測定部外表面最高温度(°C)															
		450				550				630				730			
		クオリティ減少量															
		0.1	0.2	0.3	0.5	0.1	0.2	0.3	0.5	0.1	0.2	0.3	0.5	0.1	0.2	0.3	0.5
2	200	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1000	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
4	200	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1000	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
7	200	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1000	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■

■ 昨年度までに実施済

■ 本年度実施

表 2.1.2-3 出力過渡リウエット実験条件（旋回羽型スパーサ）


圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	測定部外表面最高温度(°C)															
		450				550				630				730			
		クオリティ減少量															
		0.1	0.2	0.3	0.5	0.1	0.2	0.3	0.5	0.1	0.2	0.3	0.5	0.1	0.2	0.3	0.5
2	200	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1000	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1500	測定部の最高出力でもドライアウトしない															
4	200	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1000	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
7	200	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1000	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
	1500	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■

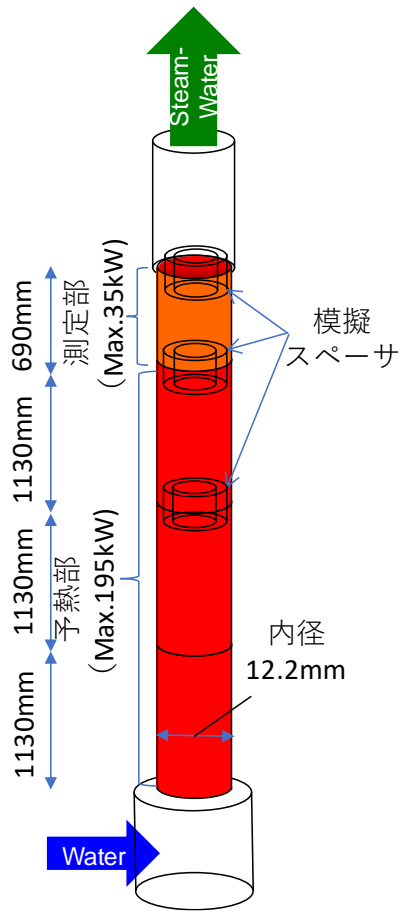
■ 昨年度までに実施済

■ 本年度実施

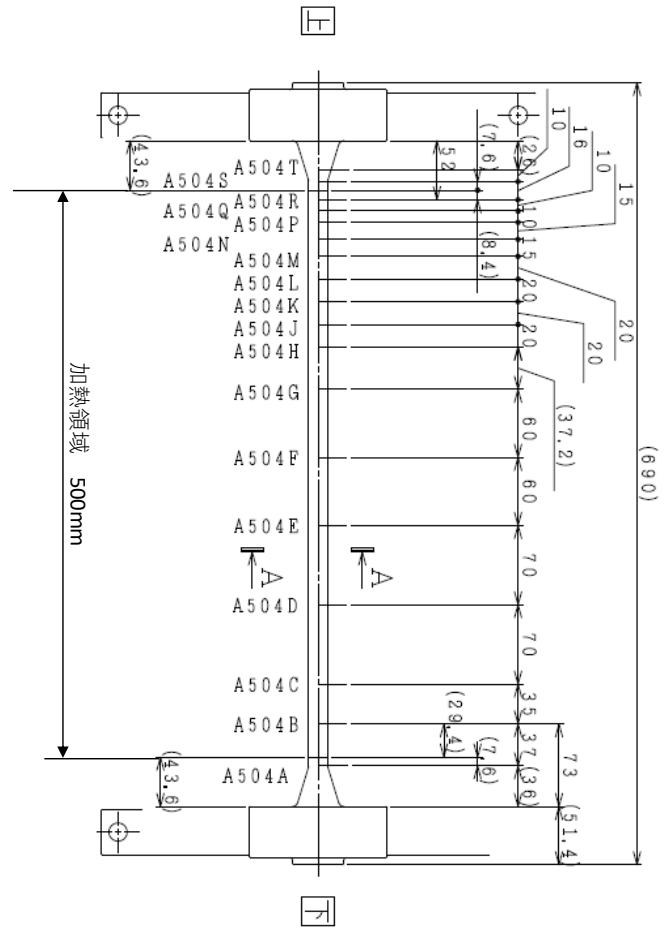
表 2.1.2-3 流量過渡リウエット実験（スパーサなし）

圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	測定部外表面最高温度(°C)					
		550		630		730	
		クオリティ減少量					
		0.1	0.3	0.1	0.3	0.1	0.3
2	200						
	500						
	1000						
4	200						
	500						
	1000						
7	200						
	500						
	1000						

 本年度実施

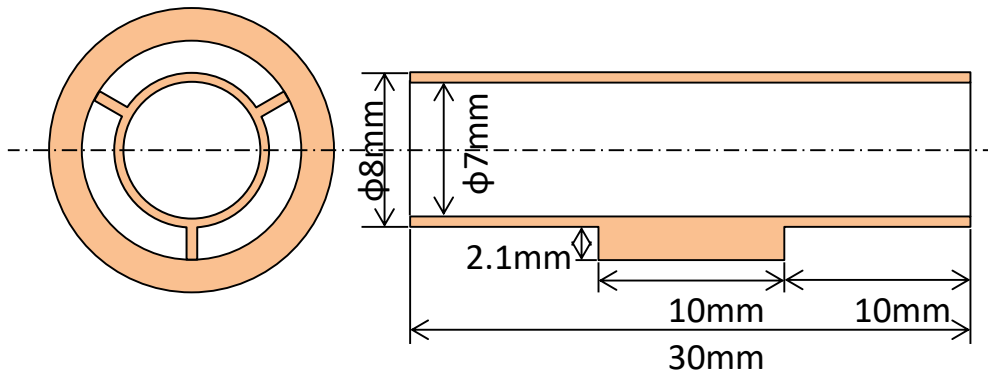


(a) 単管試験体概略図

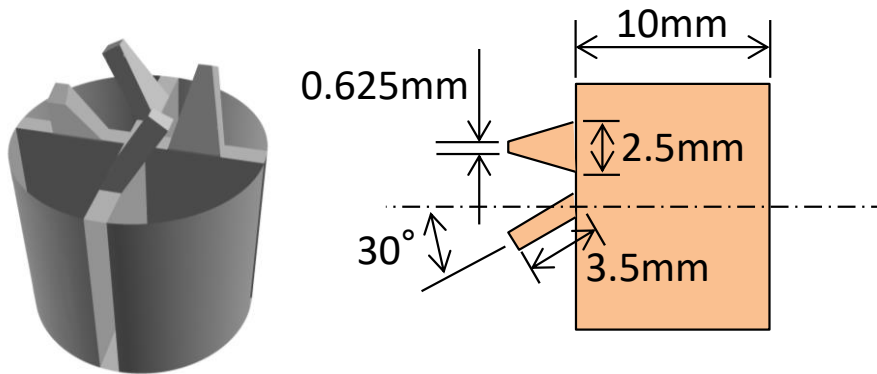


(b) 測定部熱電対配置

図 2.1.2-1 単管試験体



(a) 丸セル模擬スペーサ



(b) 旋回羽型スペーサ

図 2.1.2-2 流路障害物

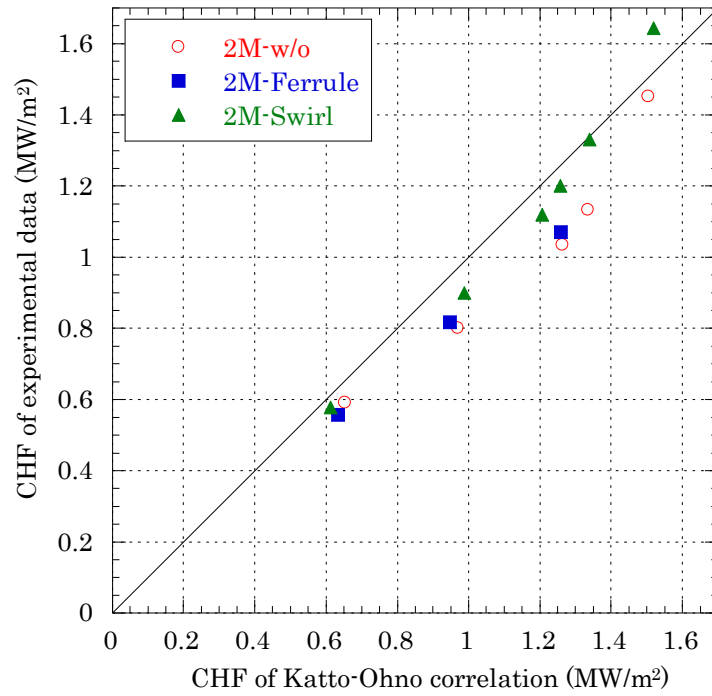


図 2.1.2-3 助走部出口における限界熱流束（Katto-Ohno 式との比較） at 2MPa

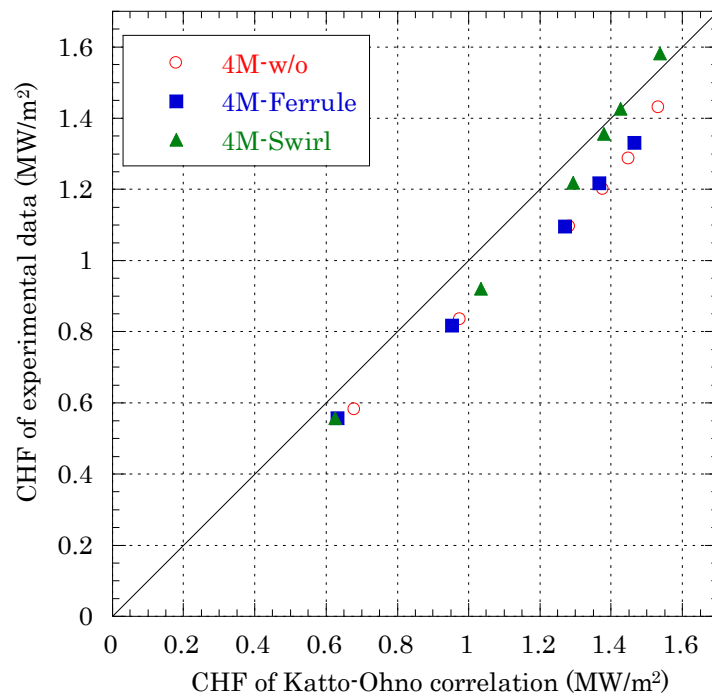


図 2.1.2-4 助走部出口における限界熱流束（Katto-Ohno 式との比較） at 4MPa

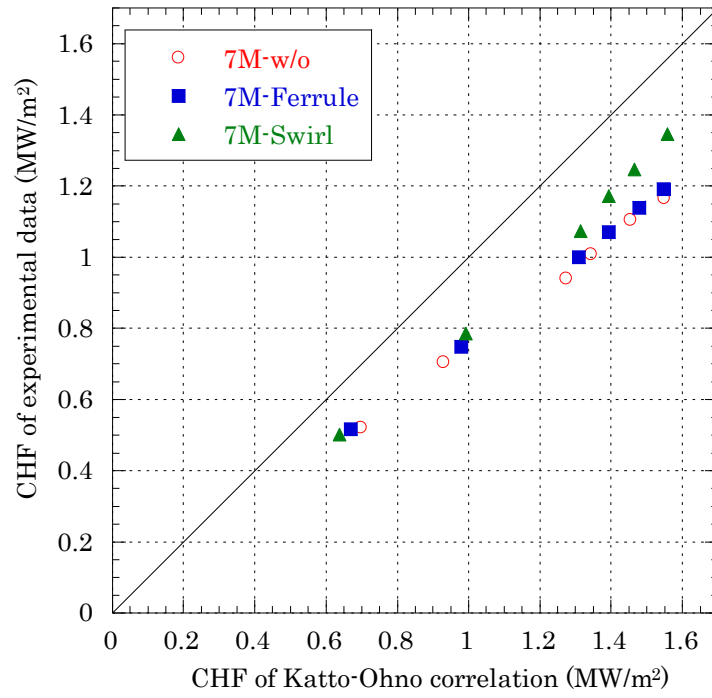
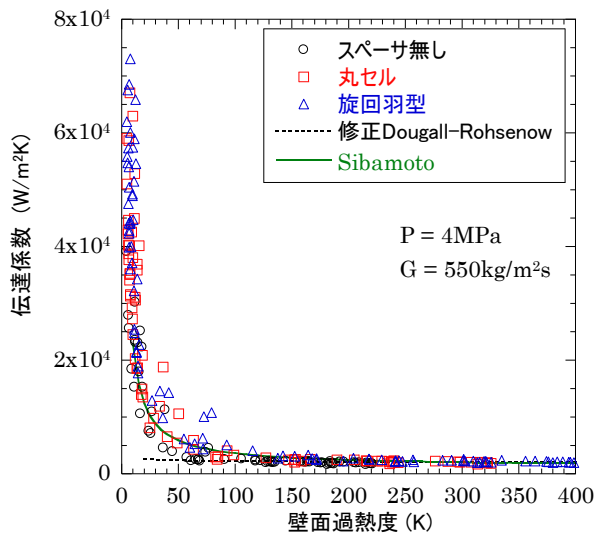
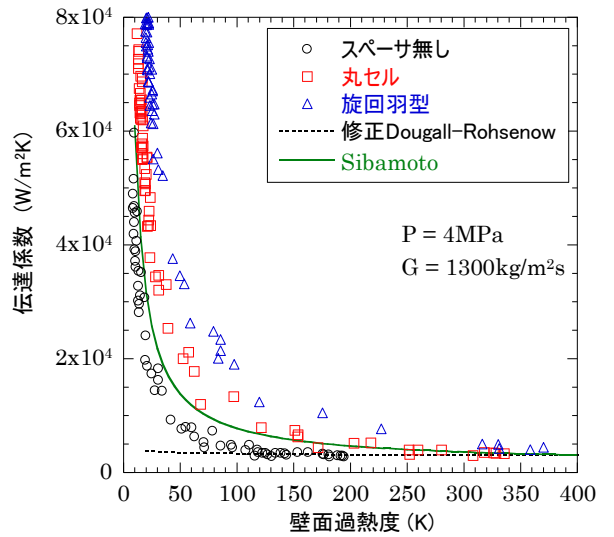


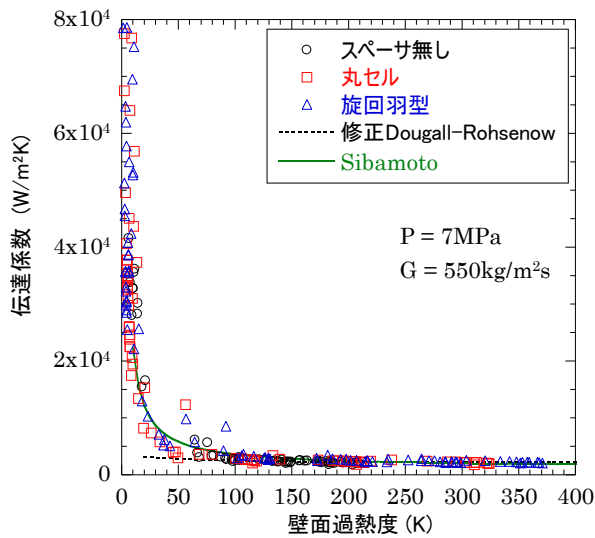
図 2.1.2-5 助走部出口における限界熱流束（Katto-Ohno 式との比較） at 7MPa



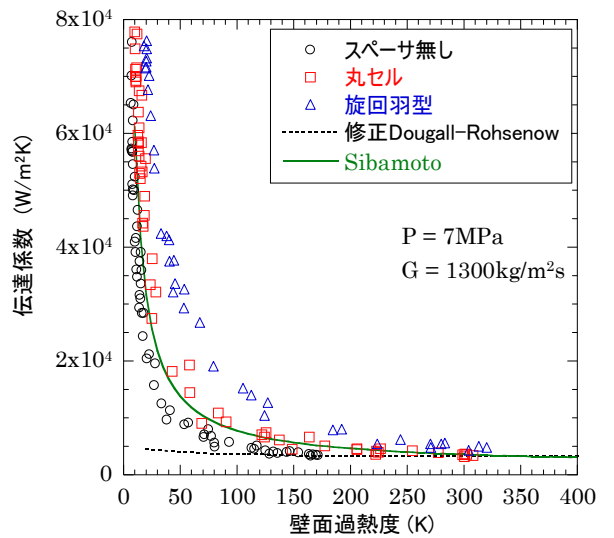
(a) P=4MPa、G=550 kg/m²s



(b) P=4MPa、G=1300 kg/m²s



(c) P=7MPa、G=550 kg/m²s



(d) P=7MPa、G=1300 kg/m²s

図 2.1.2-6 Post-BT 熱伝達係数

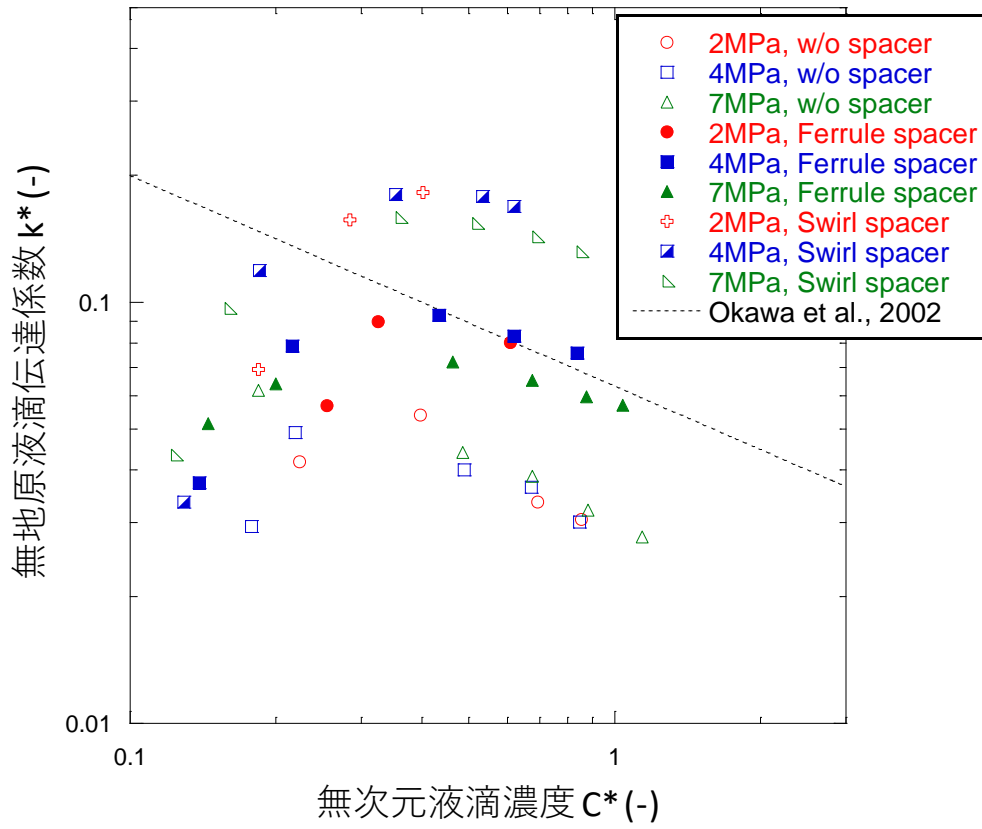
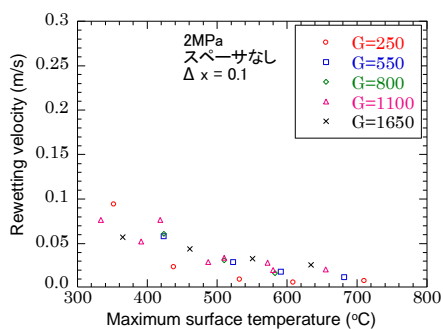
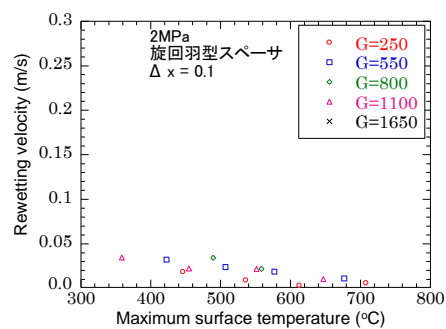


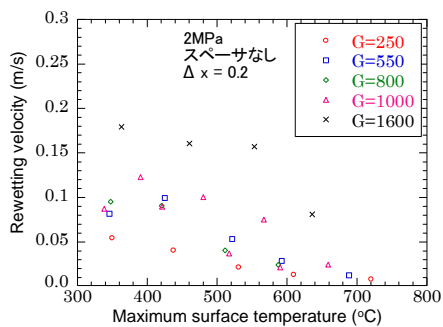
図 2.1.2-7 無次元液滴伝達係数



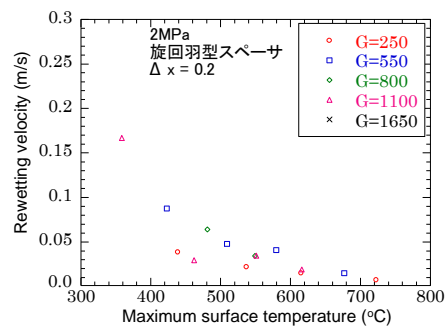
(a) スペーサ無し、 $dx=0.1$



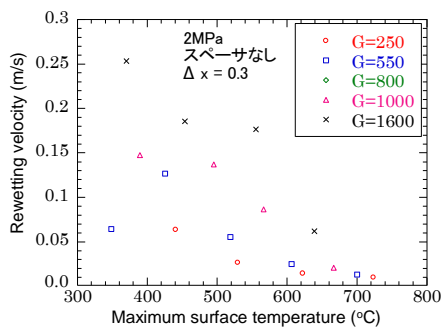
(e) 旋回羽型スペーサ、 $dx=0.1$



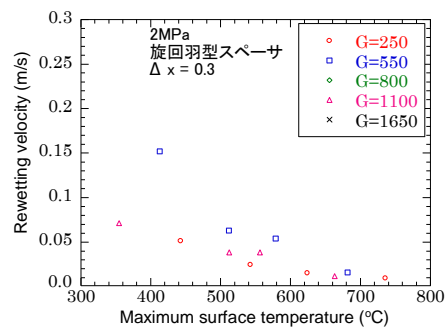
(b) スペーサ無し、 $dx=0.2$



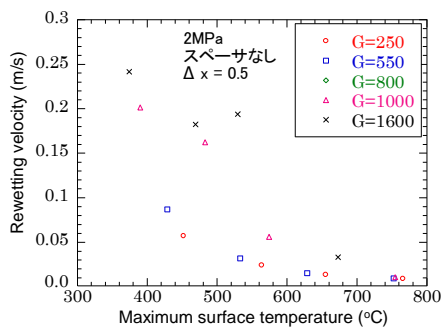
(f) 旋回羽型スペーサ、 $dx=0.2$



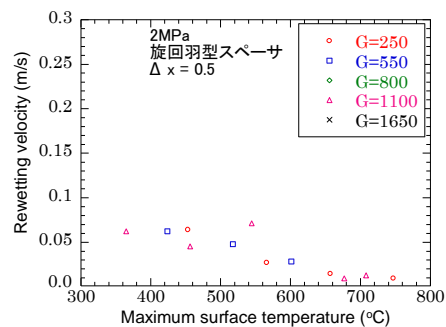
(c) スペーサ無し、 $dx=0.3$



(g) 旋回羽型スペーサ、 $dx=0.3$

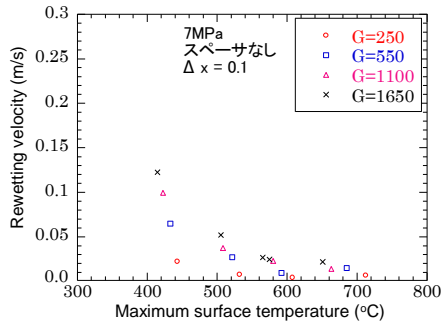


(d) スペーサ無し、 $dx=0.5$

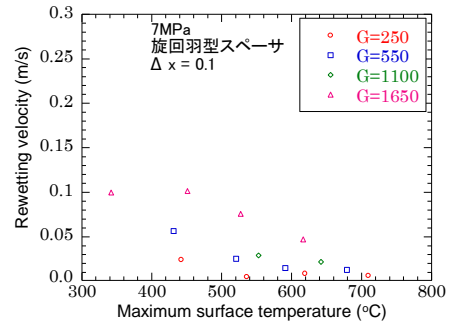


(h) 旋回羽型スペーサ、 $dx=0.5$

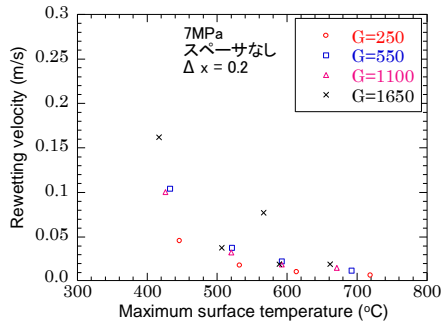
図 2.1.2-8 リウエット速度(dx による整理、 $P=2\text{MPa}$)



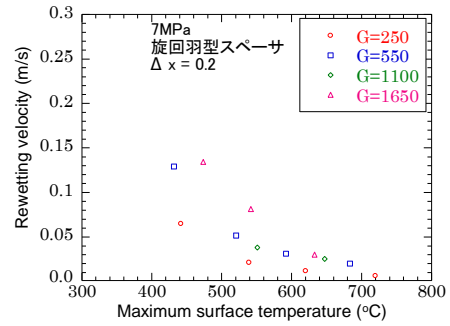
(a) スペーサ無し、 $\Delta x=0.1$



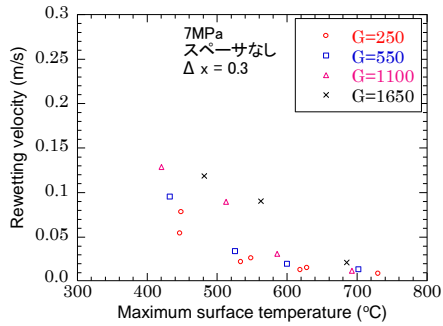
(e) 旋回羽型スペーサ、 $\Delta x=0.1$



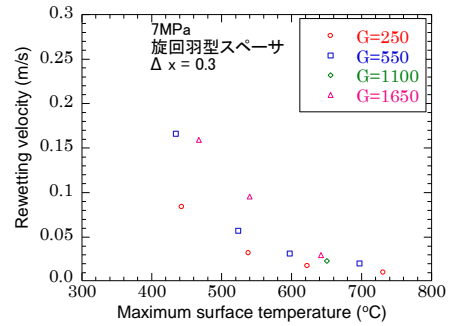
(b) スペーサ無し、 $\Delta x=0.2$



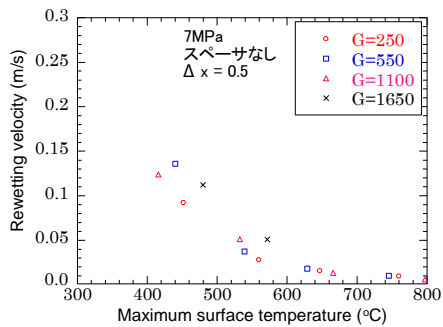
(f) 旋回羽型スペーサ、 $\Delta x=0.2$



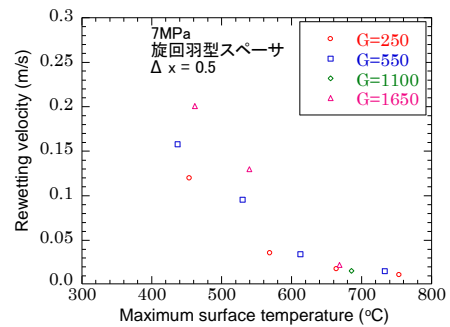
(c) スペーサ無し、 $\Delta x=0.3$



(g) 旋回羽型スペーサ、 $\Delta x=0.3$

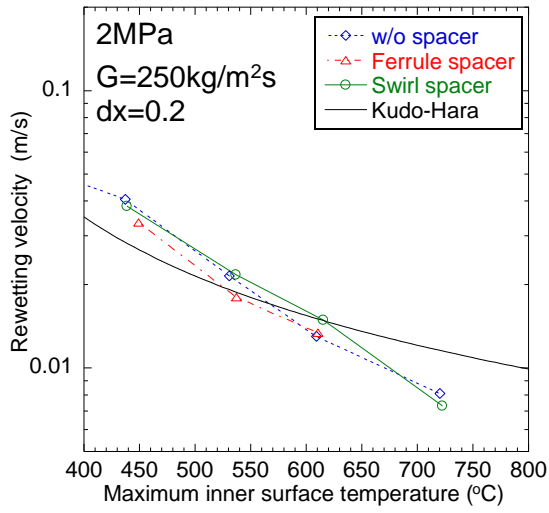


(d) スペーサ無し、 $\Delta x=0.5$

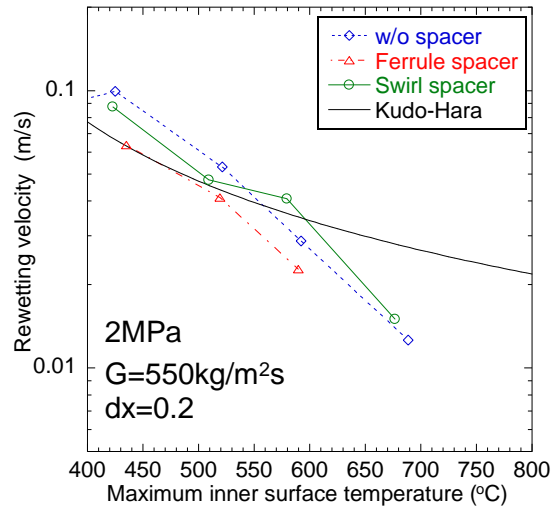


(h) 旋回羽型スペーサ、 $\Delta x=0.5$

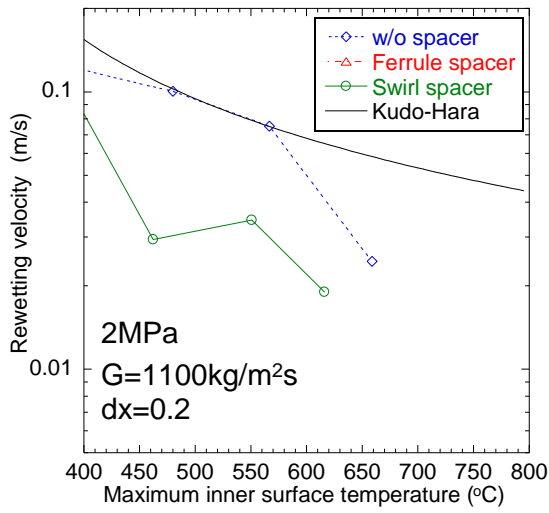
図 2.1.2-9 リウエット速度(Δx による整理、 $P=7\text{MPa}$)



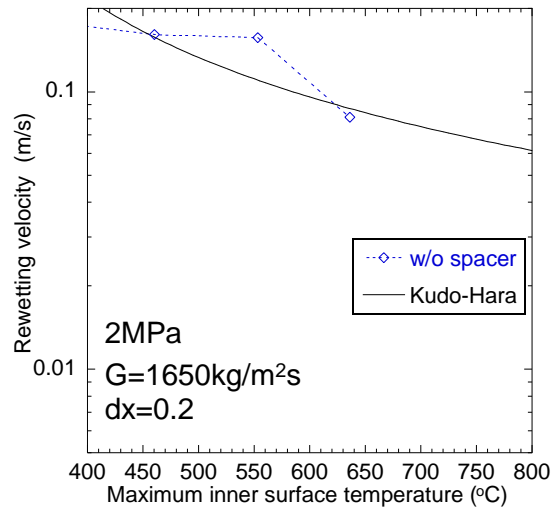
(a) G=250kg/m²s



(b) G=550kg/m²s

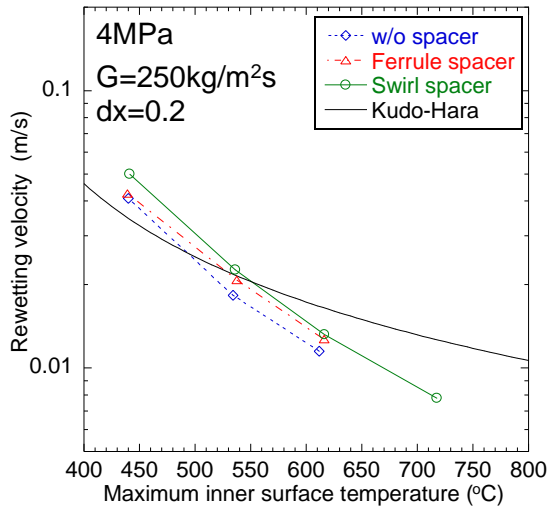


(c) G=1100kg/m²s

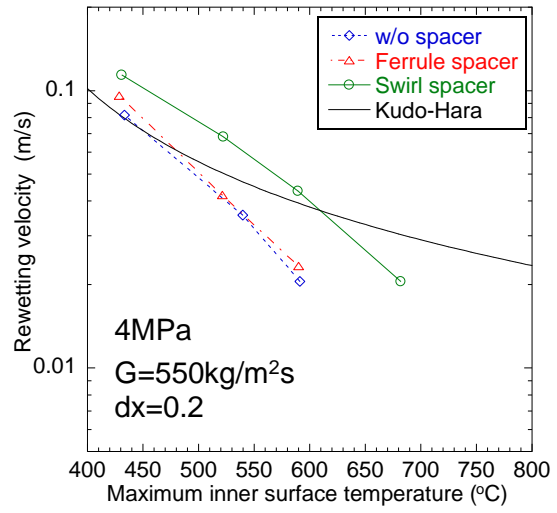


(d) G=1650kg/m²s

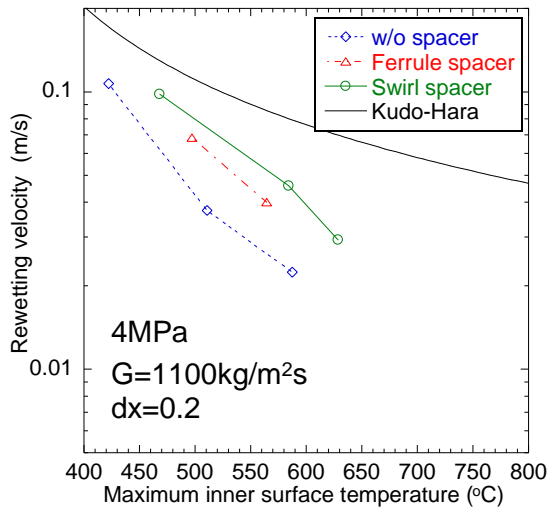
図 2.1.2-10 リウエット速度へのスペーサの影響 (P=2MPa、dx=0.2)



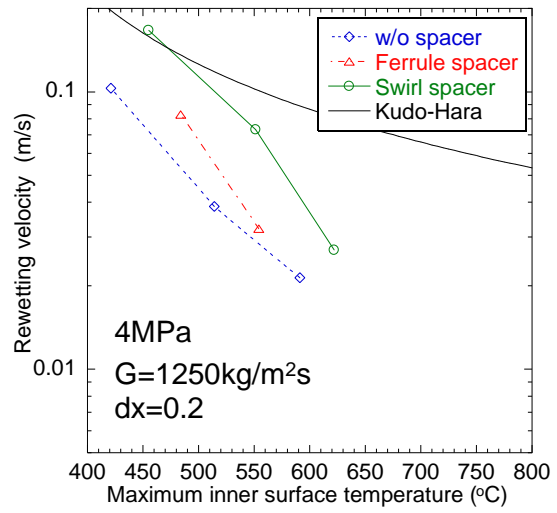
(a) G=250kg/m²s



(b) G=550kg/m²s

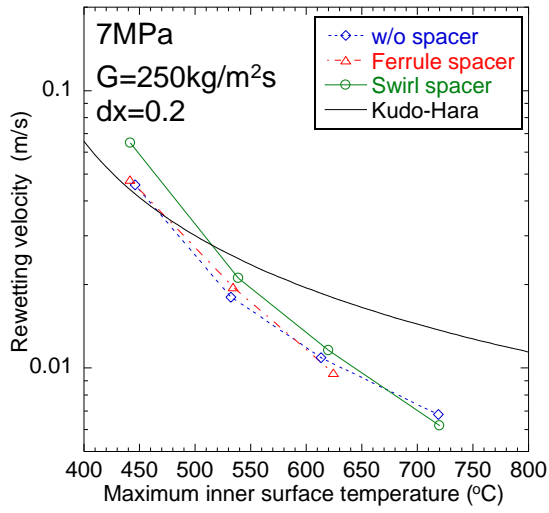


(c) G=1100kg/m²s

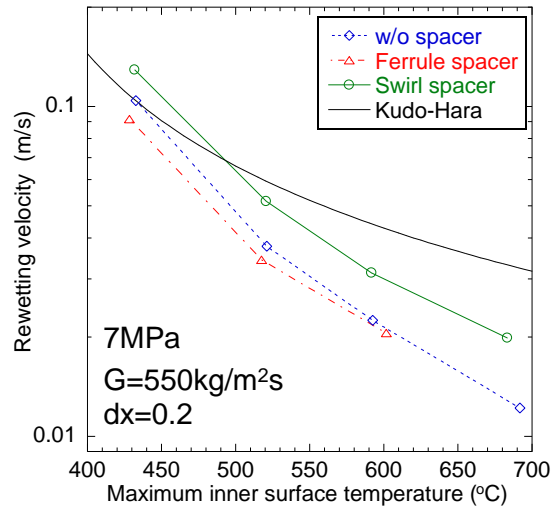


(d) G=1250kg/m²s

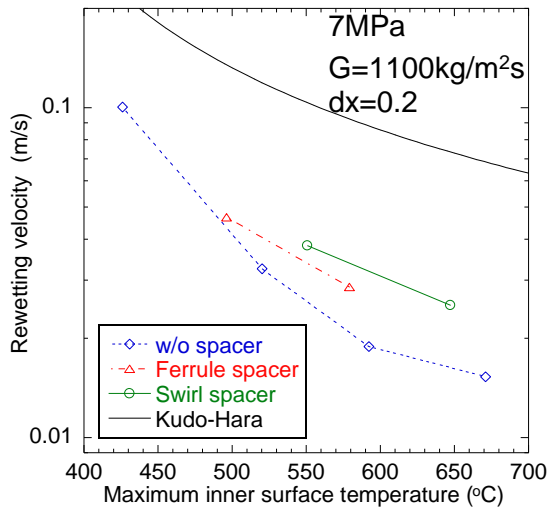
図 2.1.2-11 リウエット速度へのスペーサの影響 (P=4MPa、 dx=0.2)



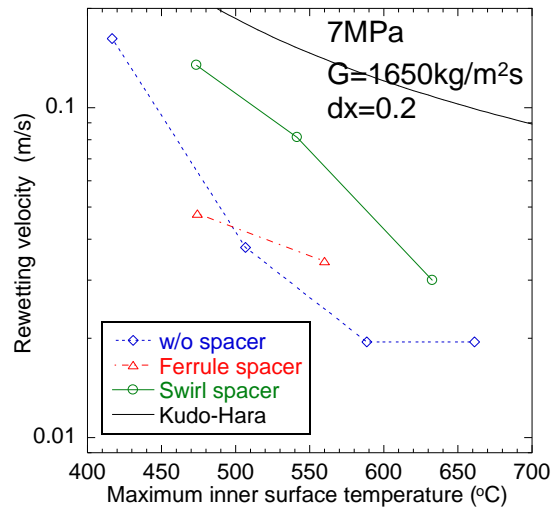
(a) G=250kg/m²s



(b) G=550kg/m²s

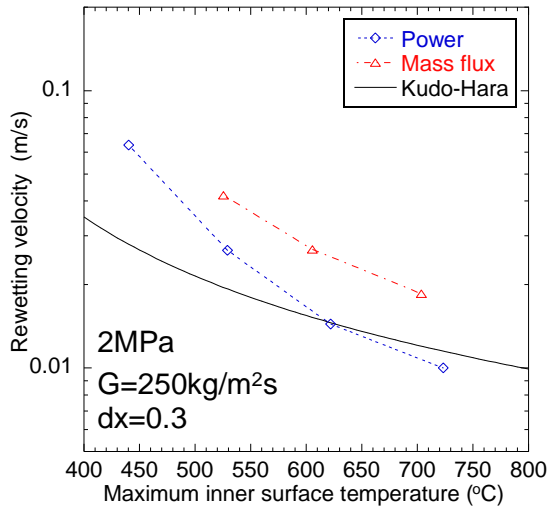


(c) G=1100kg/m²s

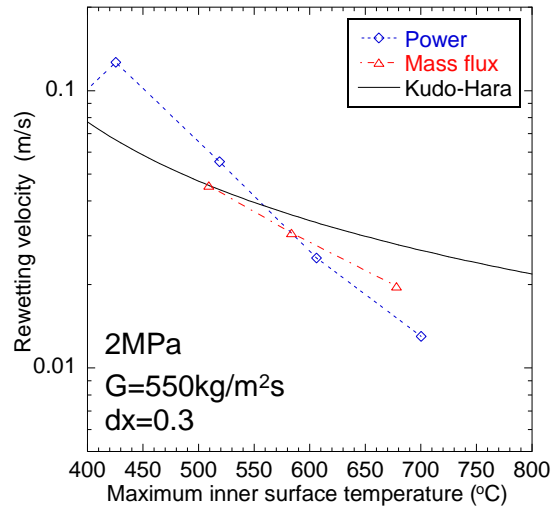


(d) G=1650kg/m²s

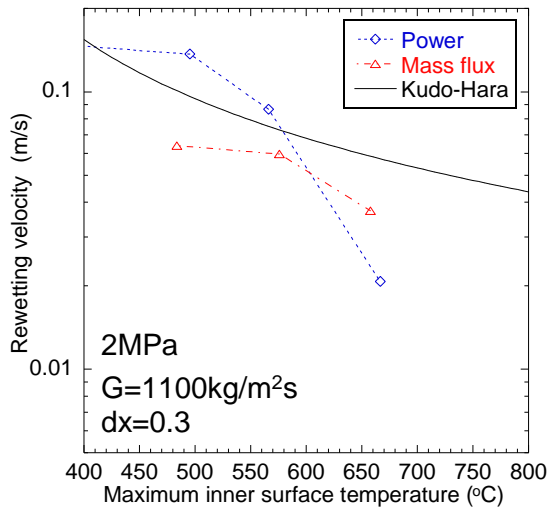
図 2.1.2-12 リウエット速度へのスペーサの影響 (P=7MPa、dx=0.2)



(a) G=250kg/m²s

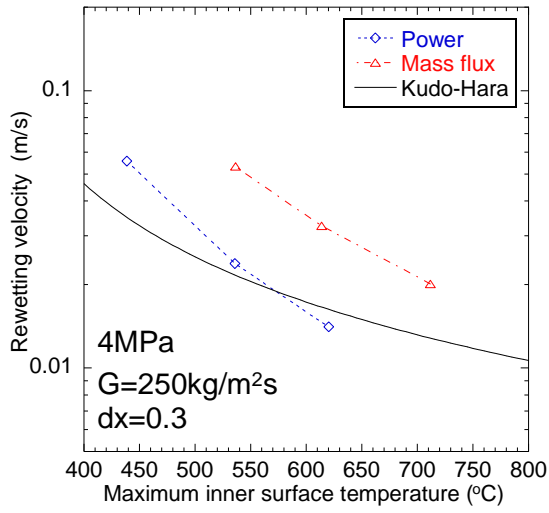


(b) G=550kg/m²s

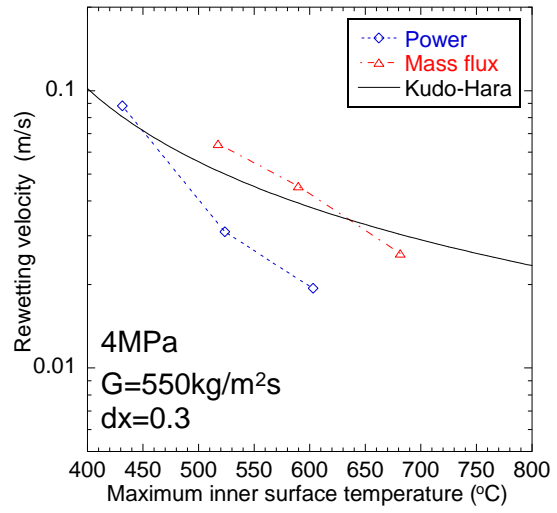


(c) G=1100kg/m²s

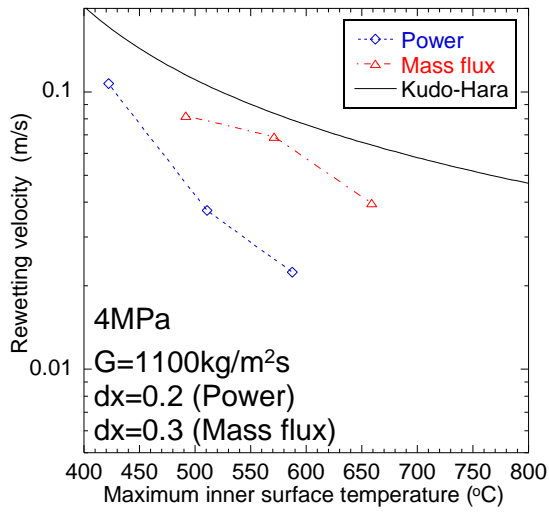
図 2.1.2-13 リウエット速度（出力過渡と流量過渡の比較）（2MPa、dx=0.3）



(a) $G=250\text{kg/m}^2\text{s}$

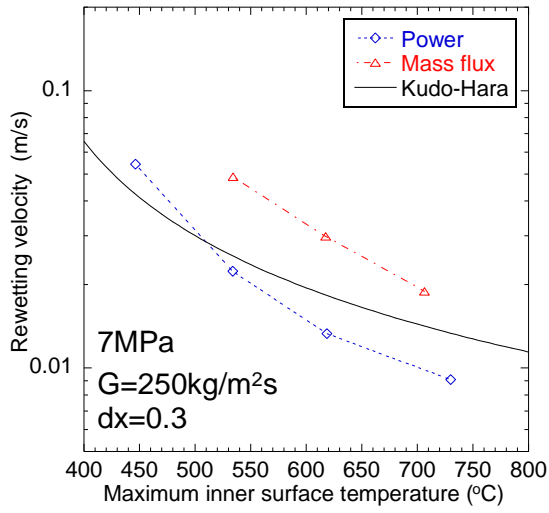


(b) $G=550\text{kg/m}^2\text{s}$

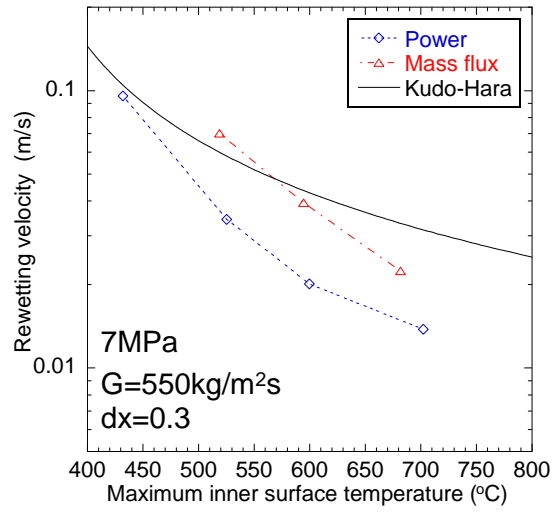


(c) $G=1100\text{kg/m}^2\text{s}$

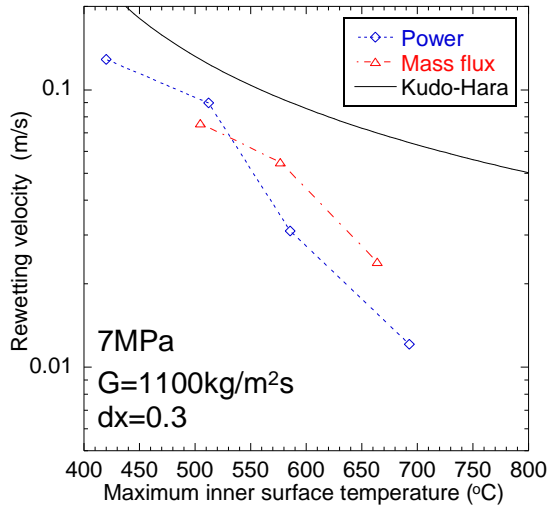
図 2.1.2-14 リウエット速度（出力過渡と流量過渡の比較）（4MPa、dx=0.3）



(a) G=250kg/m²s



(b) G=550kg/m²s



(c) G=1100kg/m²s

図 2.1.2-15 リウエット速度（出力過渡と流量過渡の比較）（7MPa、dx=0.3）

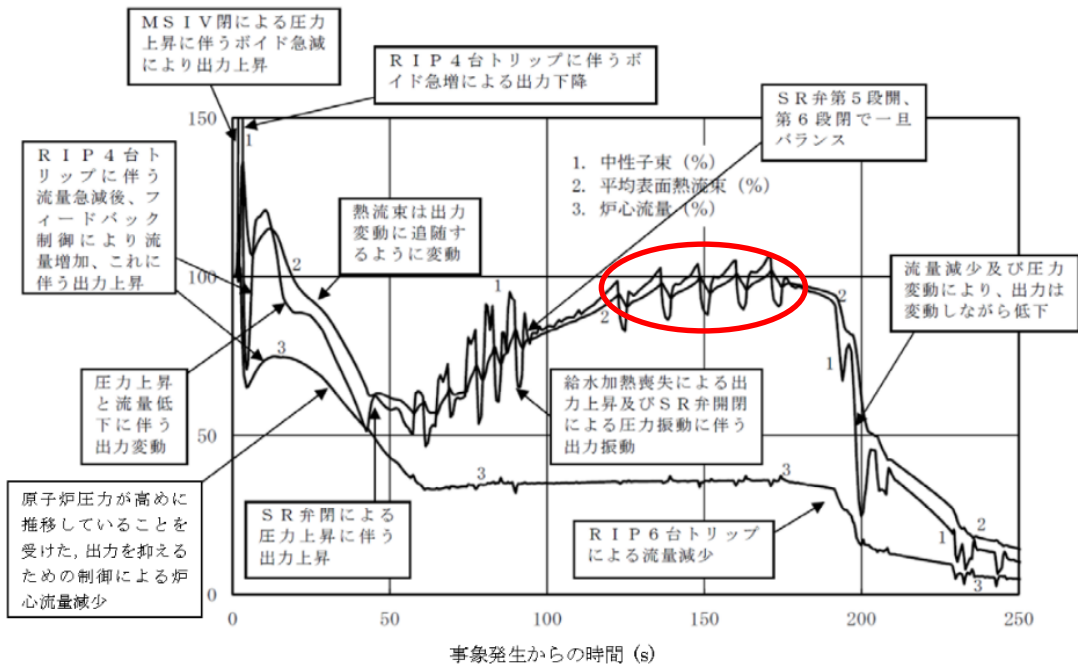


図 2.5.5 中性子束、平均表面熱流束、炉心流量の時間変化(事象発生から 250 秒後まで)

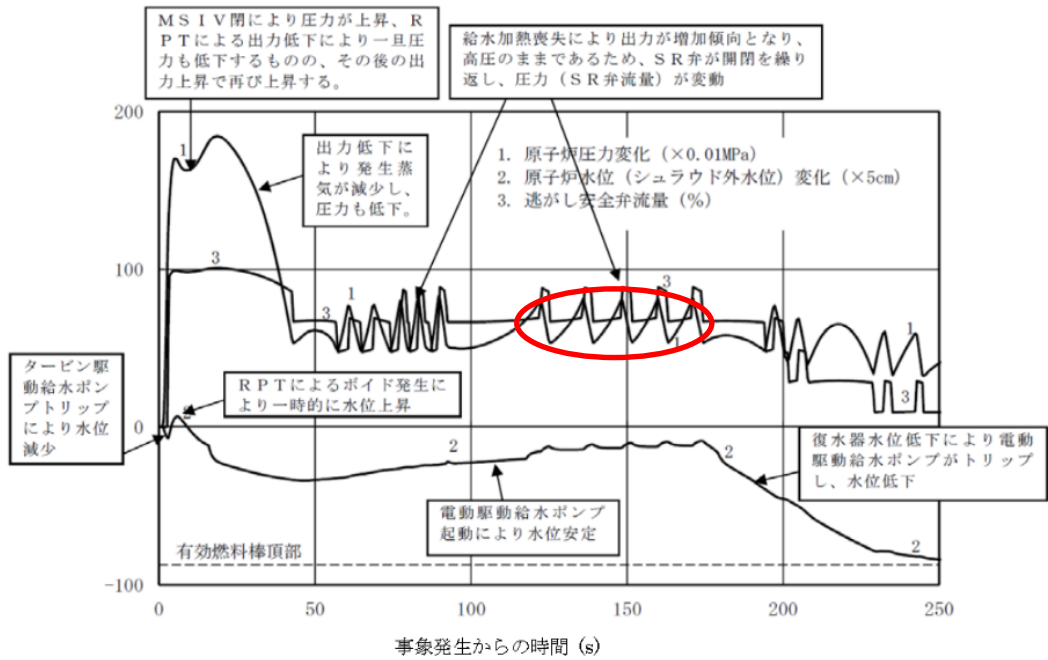


図 2.5.8 原子炉圧力、原子炉水位(シュラウド外水位)、逃がし安全弁の

図 2.1.2-16 柏崎刈羽原子力発電所の有効性評価における ATWS 解析 ([6]より抜粋)

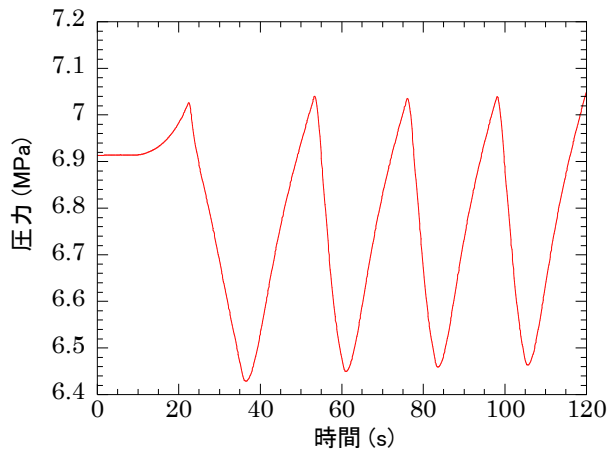


図 2.1.2-17 ブローダウンラインバルブ開閉による圧力変動

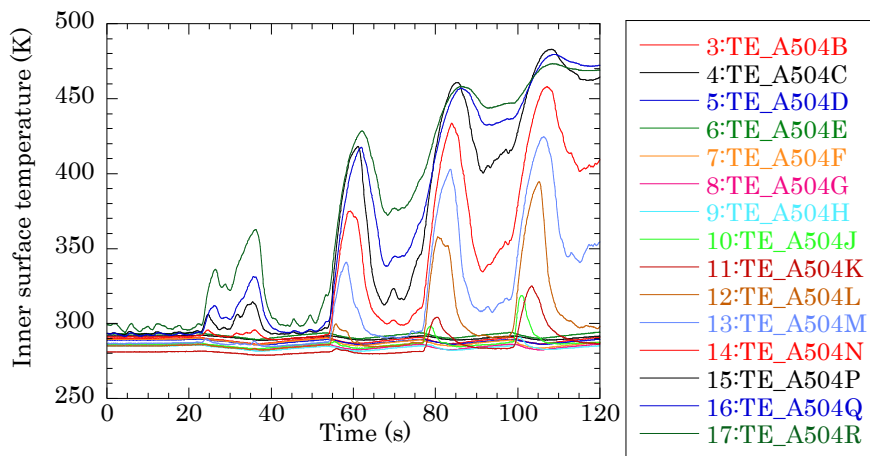


図 2.1.2-18 圧力変動時における測定部各点の温度変化

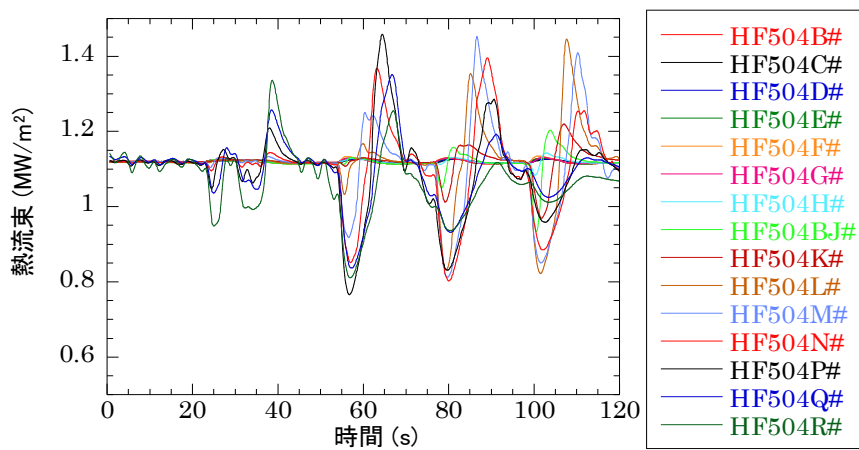
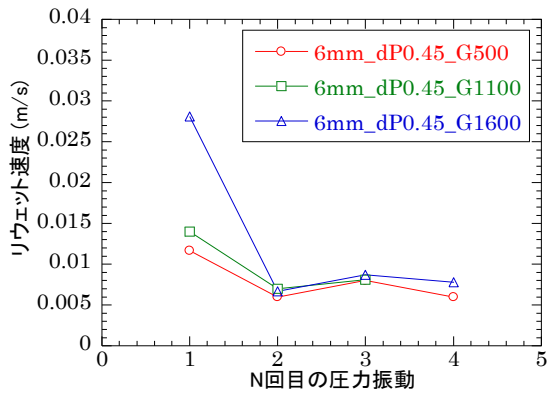
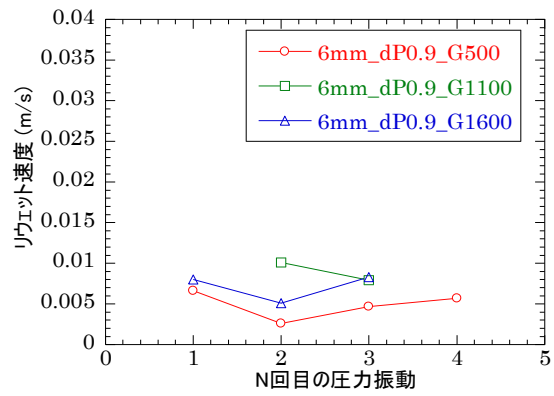


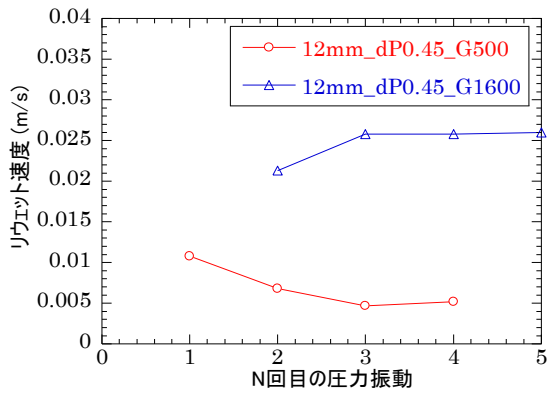
図 2.1.2-19 圧力変動時における測定部各点の熱流束



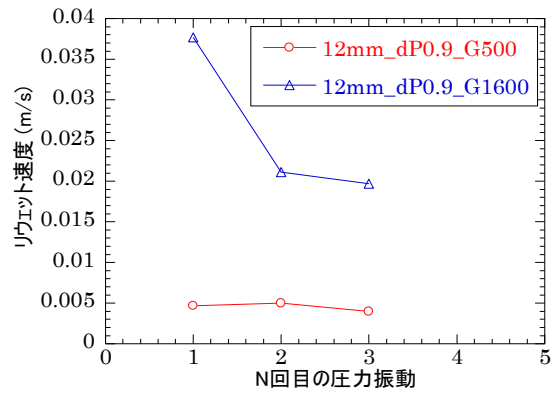
(a) オリフィス径 6mm、dP=0.45MPa



(b) オリフィス径 6mm、dP=0.9MPa

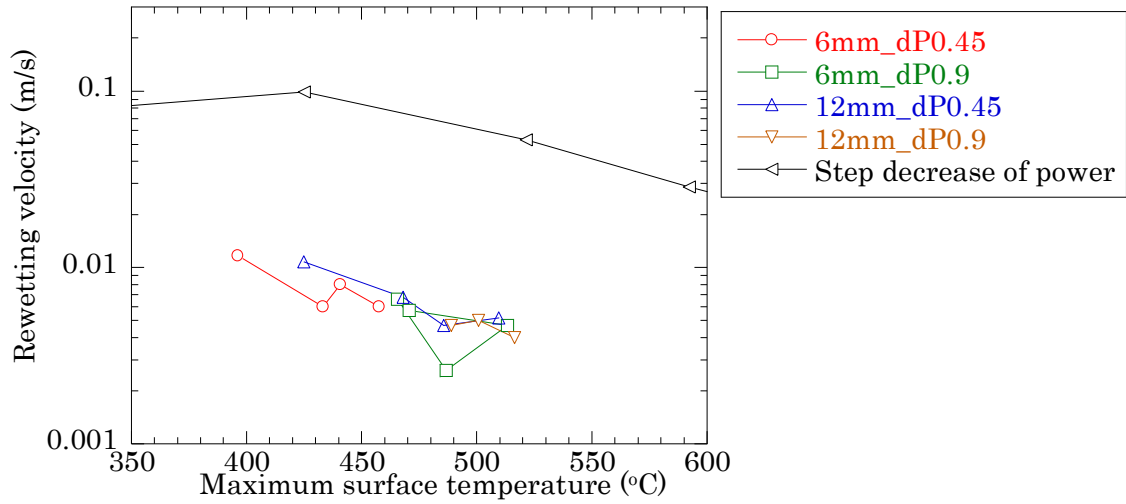


(c) オリフィス径 12mm、dP=0.45MPa

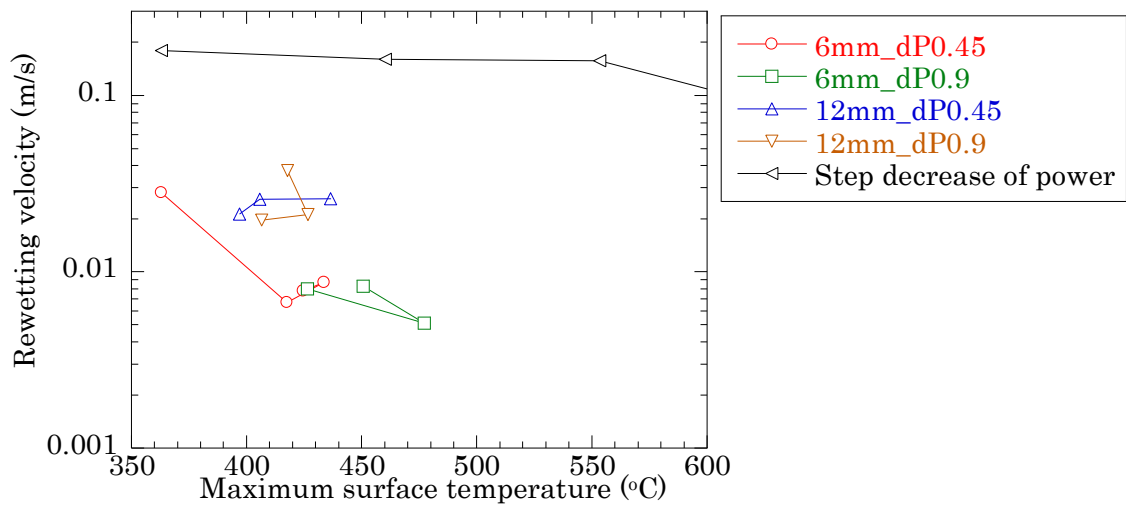


(c) オリフィス径 12mm、dP=0.9MPa

図 2.1.2-20 圧力変動一周期ごとのリウエット速度



(a) $G=550 \text{ kg/m}^2\text{s}$



(b) $G=1650 \text{ kg/m}^2\text{s}$

図 2.1.2-21 圧力変動時におけるリウエット領域最高温度に対するリウエット速度

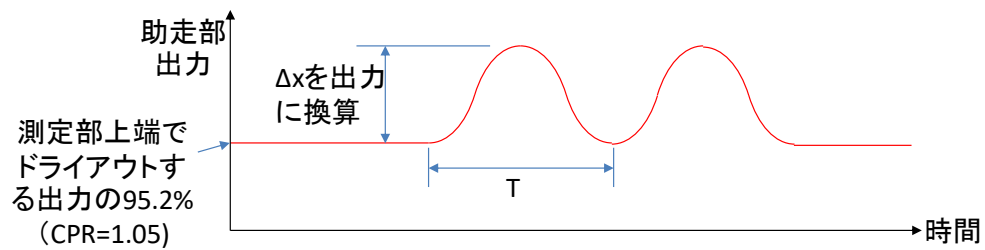


図 2.1.2-22 出力変動過渡実験における出力の条件

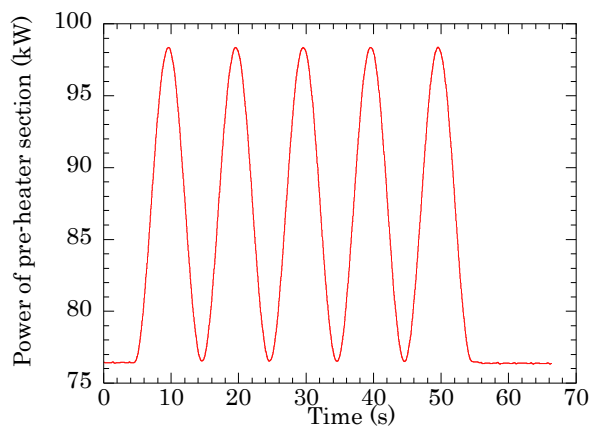


図 2.1.2-23 出力変動

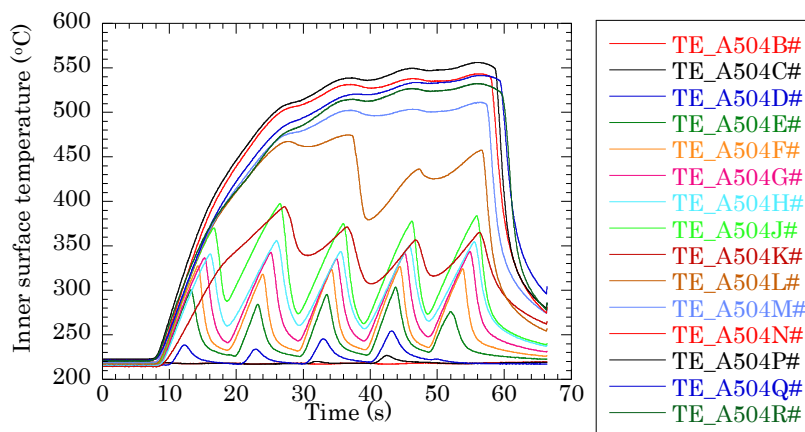


図 2.1.2-24 出力変動時における測定部各点の温度変化

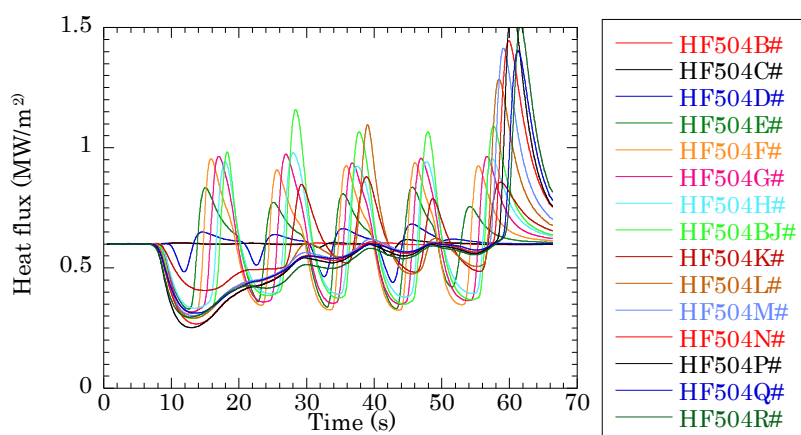
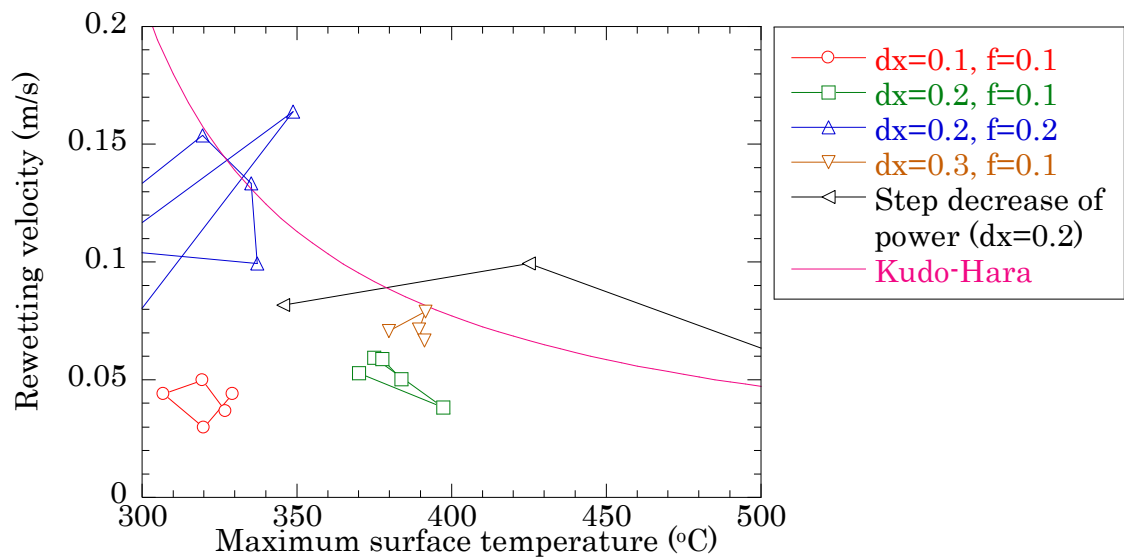
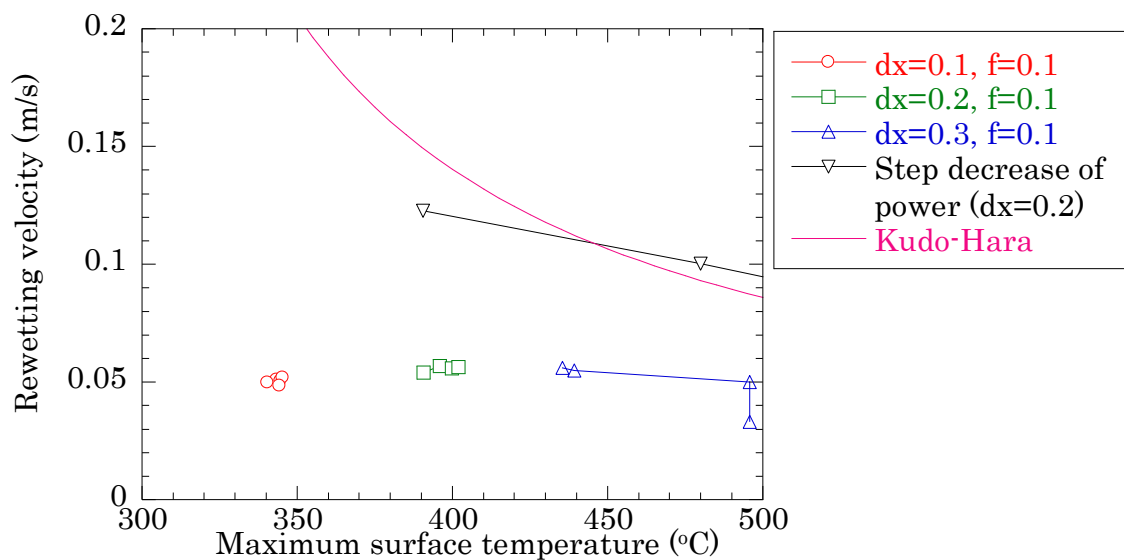


図 2.1.2-25 出力変動時における測定部各点の熱流束



(a) $G=550\text{kg/m}^2\text{s}$



(b) $G=1100\text{kg/m}^2\text{s}$

図 2.1.2-26 出力変動時におけるリウエット領域最高温度に対するリウエット速度

2.1.3. 3×3 バンドル試験体の整備と伝熱実験

2.1.3.1. 概要

バンドル体系におけるスペーサ形状の影響調査を主目的とする 3 行 3 列短尺 (以下、3×3) バンドル試験体を製作し、3×3 バンドル試験体における限界出力実験を実施した。以下に、製作した 3×3 バンドル試験体の特徴と、限界出力実験の結果についてまとめる。

2.1.3.2. 3×3 バンドル試験体

3×3 バンドル試験体は4×4 バンドル試験体と同様に BWR9×9 燃料集合体を模擬しているが、発熱長の短い模擬燃料棒を使用することでスペーサ等の交換が比較的容易にできる設計とし、スペーサ等の形状効果を系統的に調べるための装置である。3×3 バンドル試験体の断面図を図 2.1.3-1、主な仕様を表 2.1.3-1 に示す。3×3 バンドル試験体は流路を形成するシュラウドと 9 本の模擬燃料棒、これらの空間配置を保持するためのグリッドスペーサからなる。シュラウドはステンレス製で、流路の内側寸法は 46.7mm であり、HIDRA の垂直圧力容器内に設置される。模擬燃料棒は発熱長が 1.5 m と短尺であり、最大出力は 75kW/本、出力分布は軸方向・径方向共に一様分布とした。模擬燃料棒への熱電対の設置方法は 4×4 バンドル試験体と同様であり、発熱長が短いことから主に 3 つのスペーサ間の 2 区間に集中的に熱電対を設置した。図 2.1.3-2 に 3×3 バンドル試験体の模擬燃料棒熱電対設置位置を示す。図内の格子は燃料棒を展開した設置角度と設置高さを示し、右下図は燃料棒をバンドル状に配置した時の熱電対の円周方向設置面と熱電対配置の種類を示し、図中の赤丸は熱電対の設置位置を表す。熱電対配置の種類は 4 つで、3 つは周方向の同一角度に 12 本の熱電対を上側スペーサ間（第 2-第 3 スペーサ間）で密、下側スペーサ間（第 1-第 2 スペーサ間）で密、2 区間にわたり疎となる配置、中心の模擬燃料棒については周方向に分布が付くリウエット挙動等を捉えられるよう、対角に交互に熱電対を設置した。また、中心模擬燃料棒の熱電対は、熱的に厳しくなると考えられるサブチャンネル中心を向く面に配置した。スペーサは、フロータブ付き丸セル型、フロータブ無し丸セル型、ミキシングペーン 2 枚のスワール型の 3 種類を製作した（図 2.1.3-3 参照）。本年度はフロータブ付き丸セル型スペーサを用いた限界出力実験を実施した。

2.1.3.3. 限界出力実験

系圧力 2、4、7MPa において、バンドル試験体入口流量をパラメータとして、限界出力を測定した。限界出力は、一般に、伝熱面で沸騰遷移（BT）が生じ、液膜がドライアウトすることで表面温度が急上昇するときのヒータ熱出力として定義される。本実験では、模擬燃料棒表面温度が飽和温度を 50K 上回ったときのヒータ出力を限界出力と定義した。実験条件を表 2.1.3-2 に示す。

図 2.1.3-4~6 に限界出力時の模擬燃料棒表面温度分布を示す。縦軸は加熱部下端からの高さ、横軸は測定された表面温度を表す。各図の右下にはロッド番号と熱電対の取り付け向きが示されており、BT を生じた箇所を赤色破線の丸で示す。全ての条件において、第 3 スペーサ直上流で BT が生じたため、表面温度分布は第 2、3 スペーサ間を測定するロッドのみを示す。2MPa の場合 BT が生じたロッドは、質量流束 500kg/m²s 以上の流量条件では中央の Rod 1、質量流束 250kg/m²s の低流量条件では Rod 9 のチャンネルボックスの壁面側が BT する結果となった。4、7MPa の場合、2MPa とは異なり、Rod 1 では BT せず、

質量流束 $500\text{kg/m}^2\text{s}$ 以上の流量条件では、Rod 9 で BT が生じ、質量流束 $250\text{kg/m}^2\text{s}$ の低流量条件では Rod 2 のチャンネルボックスの壁面側が BT する結果となった。

図 2.1.3-7 に、系圧力 2、4、7MPa における限界出力の相関式による予測値との比較を示す。相関式にはバンドル体系に適用可能なモデルである、CISE-GE 式と修正 Biasi 式（式 2.1.1.1～5）を用いた。なお、修正 Biasi 式の $R=1$ 、 P_h/P_w は表 2.1.3-1 より 0.649 となる。2MPa の場合、両相関式とも限界出力をわずかに過大評価し、質量流束が大きくなるほど過大評価の割合が増加した。4MPa の場合、両相関式とも実験値と良く一致した。7MPa の場合、CISE-GE 式はいずれの質量流束においても過小評価となり、修正 Biasi 式は質量流束が大きくなるほど実験値と良く一致した。全条件に渡って、本実験で得られた限界出力は相関式による計算値と比較的良く一致しており、本実験装置の性能が限界出力の観点からは妥当であることが示された。

図 2.1.3-8 に、昨年度実施されたフロータブ付きスペーサを用いた 4×4 バンドル試験体の限界出力実験結果[1]を同一グラフにプロットした結果を左図に、相関式との差の割合を右図に示す。右図の縦軸に示した CP は限界出力を表し、下付添え字の exp と calc はそれぞれ実験値と計算値を意味する。図からわかるように、 3×3 バンドル試験体を用いた限界出力実験結果は 4×4 バンドル試験体における限界出力の傾向と良く一致することがわかる。 3×3 バンドル試験体では、加熱部長さが 1.5 m と短尺で出力分布も一様であることから 4×4 バンドルとは出力密度が大きく異なるものの、相関式との差異においては両者に大きな違いは確認されなかった。

表 2.1.3-1 3×3 バンドル試験体の基本仕様

	BWR9×9 燃料集合体(下部)	3×3 バンドル試験体
チャンネルボックス内のり	132.5 mm	46.7 mm
グリッドスペーサ	丸セル型	丸セル型
燃料加熱長	3.71 m	1.5 m
燃料外径	11.2 mm	11.2 mm
燃料ピッチ	14.3 mm	14.3 mm
最外周燃料棒とチャンネル壁間距離	3.45 mm	3.45 mm
チャンネルボックス内面積	17476.3 mm ²	2110.58 mm ²
流路面積	9211.9 mm ²	1223.90 mm ²
流路濡縁長さ	3133.8 mm	487.94 mm
加熱濡縁長さ	2603.8 mm	316.67 mm
水力等価直径	11.8 mm	10.03 mm
加熱等価直径	14.15 mm	15.46 mm

表 2.1.3-2 3×3 バンドル試験体限界出力実験条件表

実験 No.	圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	サブクール度 (K)	限界出力 (kW)
20190304003	2	250	7	344
20190304002		500	5	484
20190304001		750	4	605
20190305004	4	250	12	391
20190305003		500	9	553
20190305002		650	9	653
20190305007	7	250	9	379
20190305006		500	6	550
20190305005		650	16	651

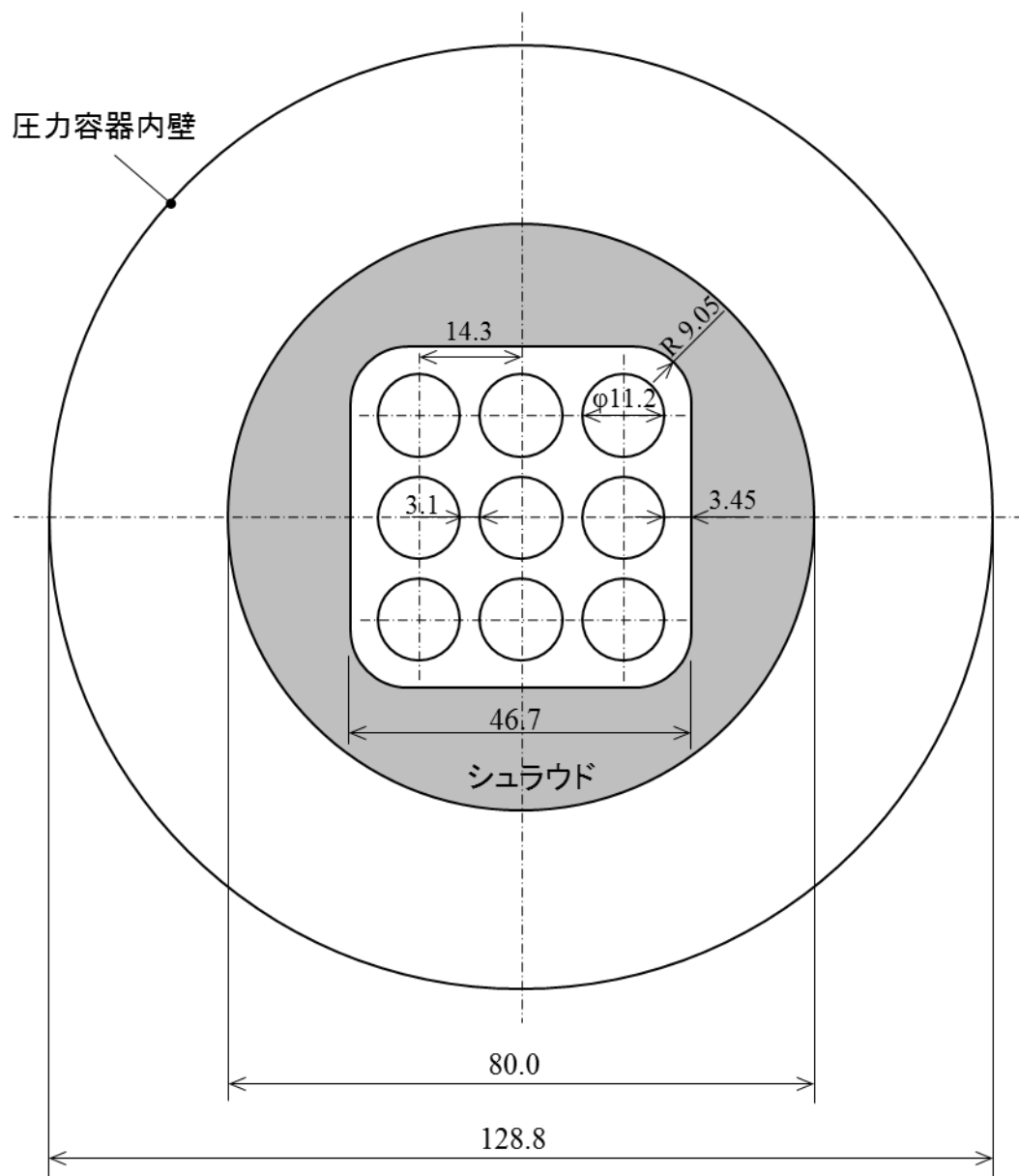


図 2.1.3-1 3×3 バンドル試験体断面図

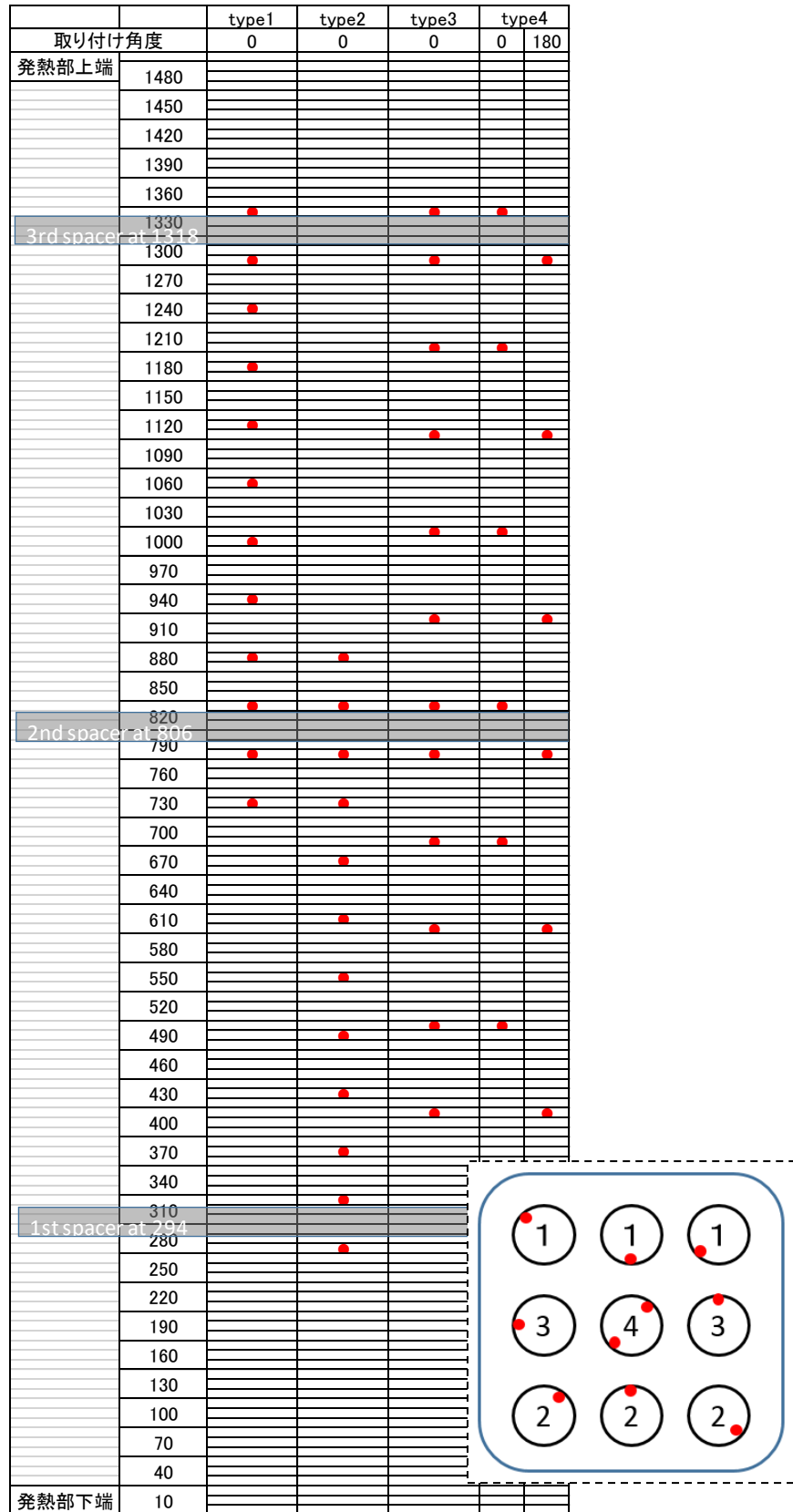
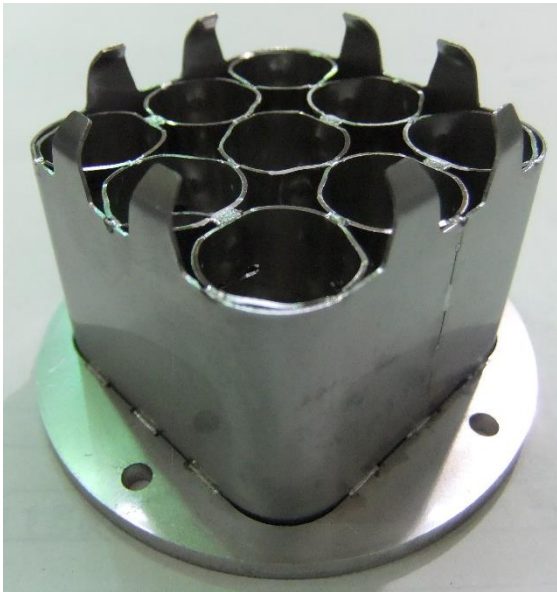
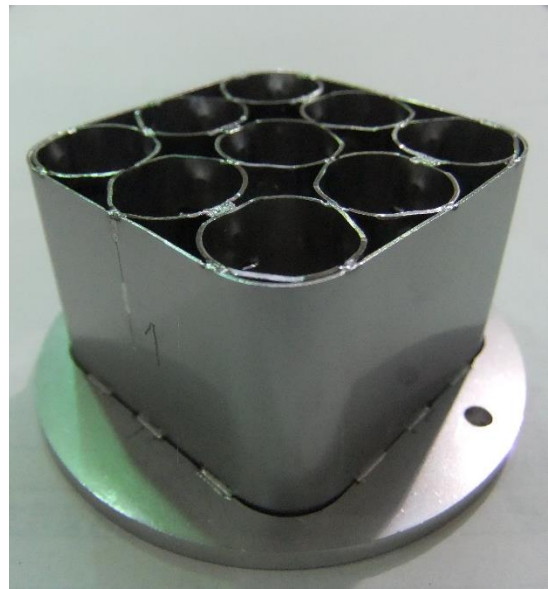


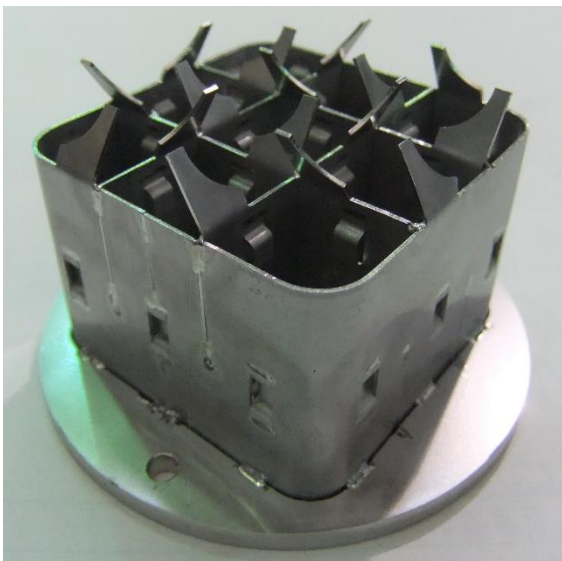
図 2.1.3-2 3×3 バンドル試験体模擬燃料棒熱電対設置位置



(a) フロータブ付き丸セル型

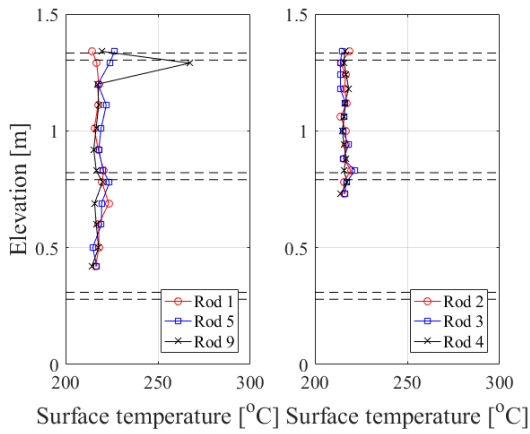


(b) フロータブ無し丸セル型

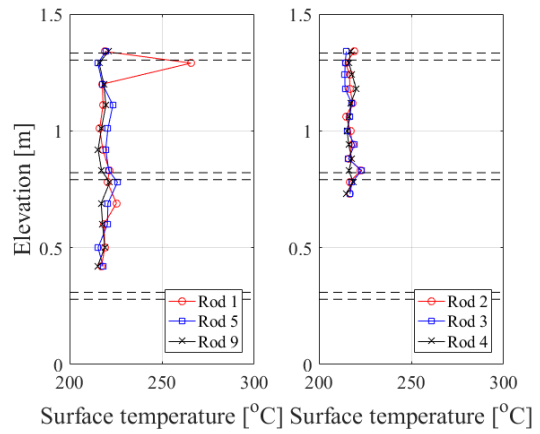


(c) ミキシングペーン 2 枚のスワール型

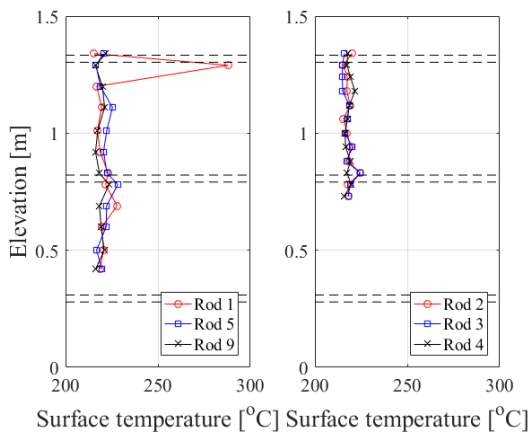
図 2.1.3-3 製作したスペーサ



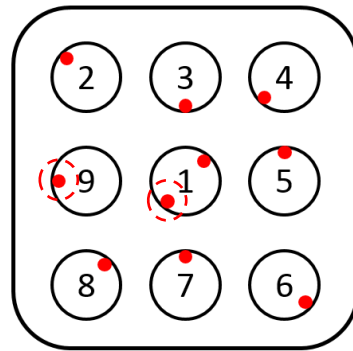
(a) $G=250\text{kg/m}^2\text{s}$



(b) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$

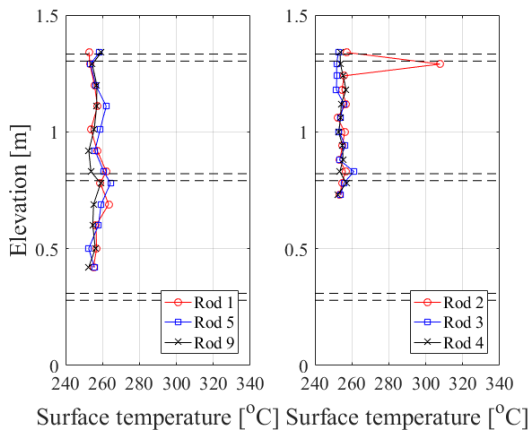


(c) $G=750\text{kg/m}^2\text{s}$

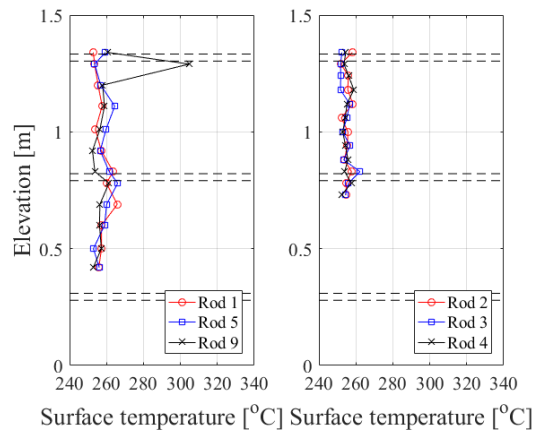


ロッド番号と熱電対設置向き

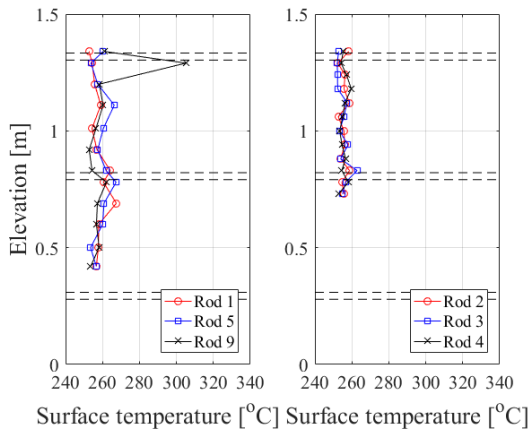
図 2.1.3-4 限界出力時の模擬燃料棒表面温度分布 (2MPa)



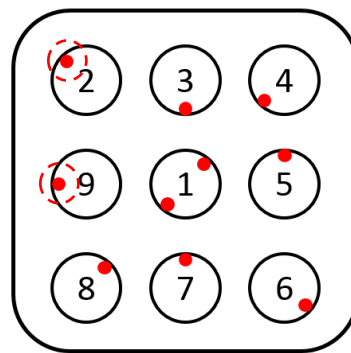
(a) $G=250\text{kg/m}^2\text{s}$



(b) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$

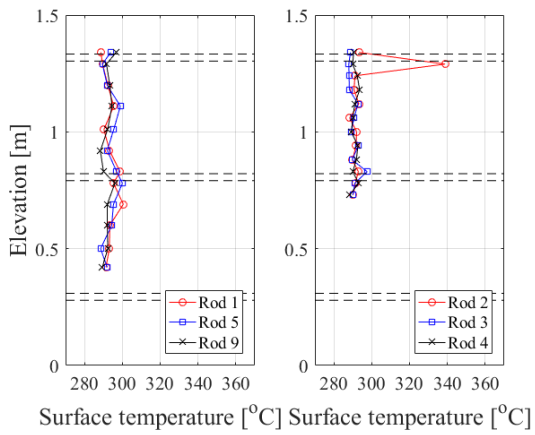


(c) $G=750\text{kg/m}^2\text{s}$

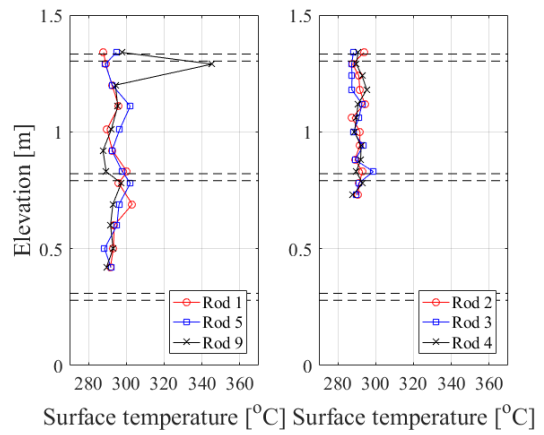


ロッド番号と熱電対設置向き

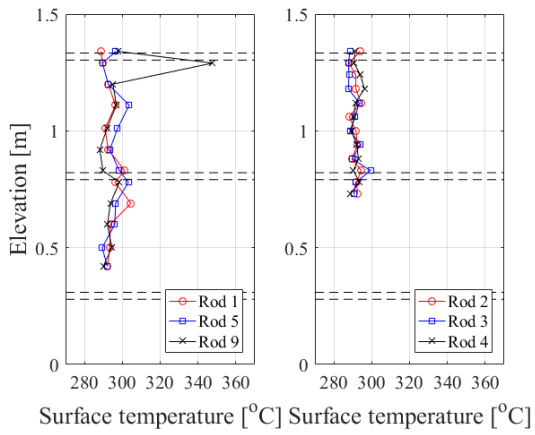
図 2.1.3-5 限界出力時の模擬燃料棒表面温度分布 (4MPa)



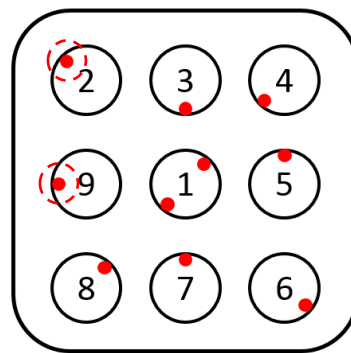
(a) $G=250\text{kg/m}^2\text{s}$



(b) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$

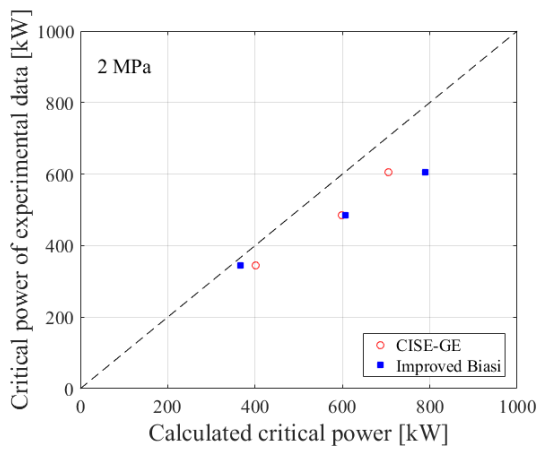


(c) $G=750\text{kg/m}^2\text{s}$

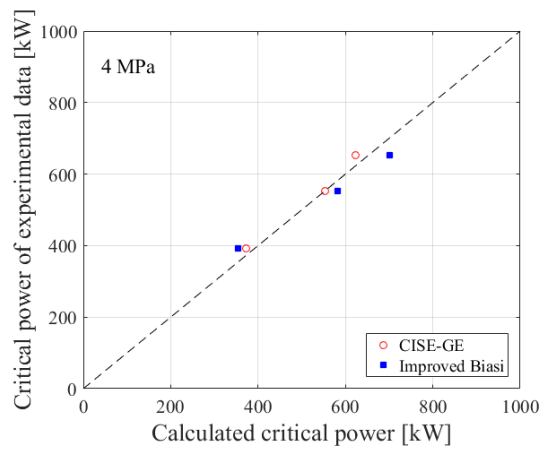


ロッド番号と熱電対設置向き

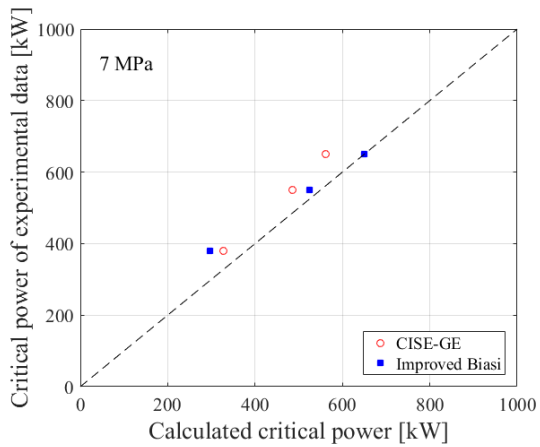
図 2.1.3-6 限界出力時の模擬燃料棒表面温度分布 (7MPa)



(a) 2MPa

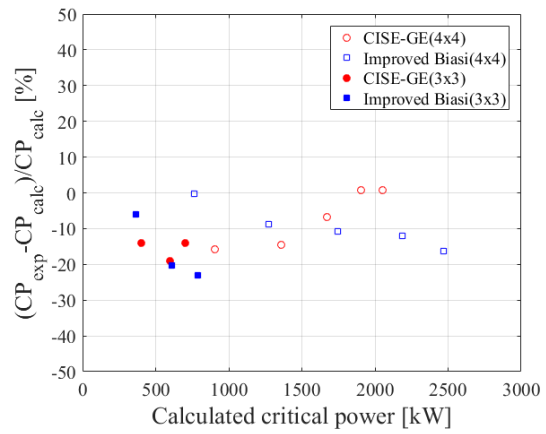
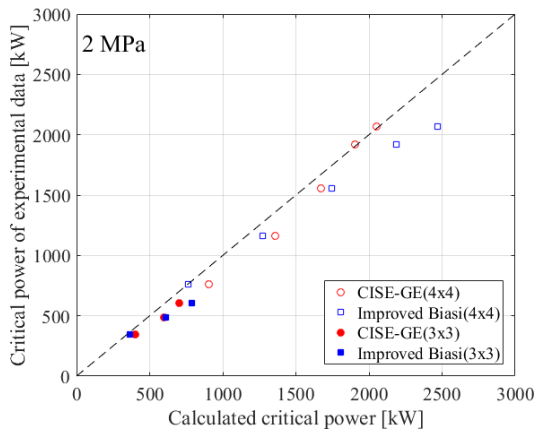


(b) 4MPa

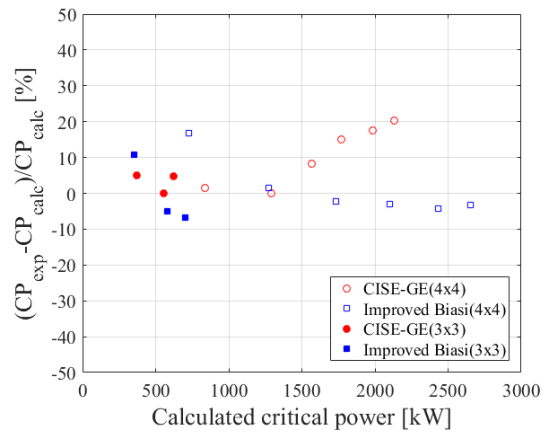
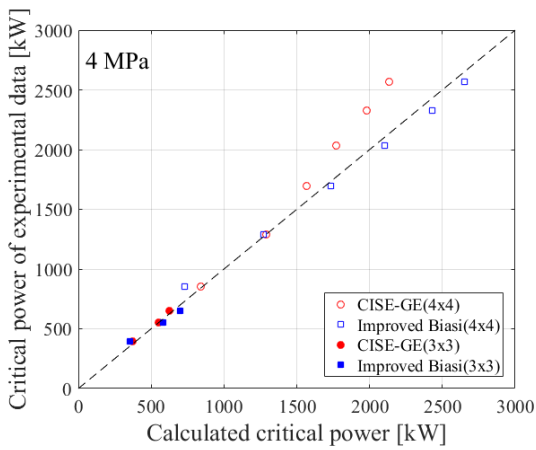


(c) 7MPa

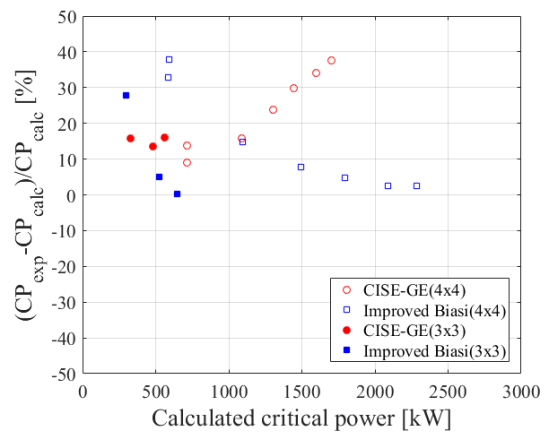
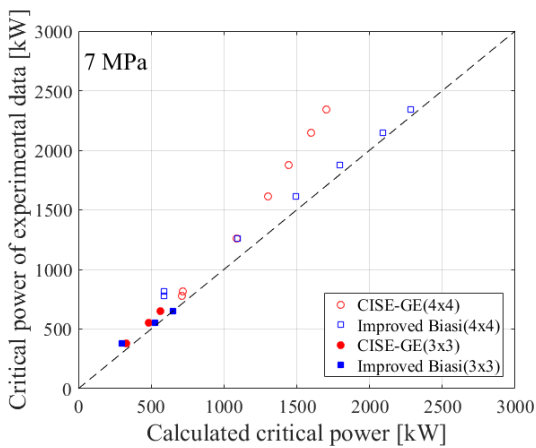
図 2.1.3-7 限界出力実験結果



(a) 2MPa



(b) 4MPa



(c) 7MPa

図 2.1.3-8 限界出力実験結果 (4x4 との比較)

左図：計算値に対する限界出力、右図：計算値との差の割合

2.1.4. 先行冷却実験

2.1.4.1. 概要

福島第一原子力発電所における事故後に改訂された新規規制基準においては、原子炉スクラム失敗事象（ATWS）など従来にない事故条件での安全評価が要求される。高圧、高熱出力等で特徴づけられる ATWS 時の熱水力条件は、従来広く研究されてきた大破断 LOCA や異常過渡での Post-BT 時条件とは大きく異なることから、これまでの炉心熱伝達に関する実験データベースを、より広い熱水力条件に拡張する必要がある。また、従来より事故時に炉心発熱に対して冷却が不十分になることによりいったん過熱した燃料棒表面が再び濡れる、いわゆるリウエット過程では、リウエット点近傍での急激な冷却効果である先行冷却が重要な役割を果たしていることが、原子力機構における過去の研究から知られているが[1、2、3]、そのメカニズムについては、十分には解明されていない。この先行冷却の効果を適切に取り入れることは、リウエット速度を現実的に評価する上で重要である。

本研究では、先行冷却の機構論的理解を向上し予測モデルを開発することを目的として、液膜流によるリウエット過程を模擬する可視化実験を実施する。大破断 LOCA に関して、再冠水時のリウエット現象に関する研究は従来から多くあるものの、本研究で試みた環状流領域での液膜によるリウエット伝播挙動の可視化を狙いとした実験は世界で初めてのものである。本年度の報告では、昨年度実施した先行冷却試験装置を用いた実験の流体条件を拡張した実験（最大水流量を 0.15 から 0.40 L/min）、スぺーサを設置した矩形試験部を用いた実験を実施し、流体条件に伴う先行冷却の影響およびスぺーサによる熱伝達促進効果と液滴挙動の可視化を実現し、そこから得られた知見についてまとめる。

2.1.4.2. 先行冷却試験装置仕様と実験方法

(1) 装置概要

先行冷却試験装置の概略図を図 2.1.4-1 に示す。先行冷却試験装置の仕様と本年度実施した実験条件を表 2.1.4-1 に示す。試験部は円形または矩形の流路内に模擬燃料棒を設置した構造であり、円形試験部には内径 17.0 mm のガラス管、矩形試験部には 1 辺 15.0 mm の流路をステンレス鋼とパイレックスガラスにより形成した。2 種類の流路内に外径 11.2 mm の模擬燃料棒を設置した。模擬燃料棒表面温度は燃料棒表面に面一で埋め込まれた $\phi 0.5$ mm のシー型熱電対 12 本を用いて測定する。熱電対の軸方向設置位置は加熱開始位置からそれぞれ、5、80、150、220、280、330、380、410、440、470、500、550 mm である（図 2.1.4-2 のドットが熱電対設置位置を示す）。また、試験部は石英ガラスまたはパイレックスガラスで構成されることから試験部外側から高速度カメラを用いて液膜先端挙動等の可視化ができる。本年度は 15×15 mm² の正方形流路に丸セル型スぺーサを設置した試験部を作成した。スぺーサは、外径 14.3 mm、長さ 30 mm の丸セル型スぺーサであり（表 2.1.4-3 参照）、模擬燃料棒の加熱開始位置から 410 mm 下流にスぺーサ中心が位置するよ

う配置した（図 2.1.4-2 参照）。

(2) 実験手順

実験時には、試験部に設定流量の空気を供給し、ヒータロッド加熱電力を調整することによりロッド壁面温度を上昇させ、所定の温度に到達して定常状態となったところを初期条件とし、データ収録を開始する。その後、規定の流量の水を給水し環状液膜流を形成させ、リウエットの伝播を記録する。ヒータロッドの出力は実験を通して初期設定値に保ち、加熱部全面がリウエットした後、ロッド表面の温度の安定を確認し、データ収録を終了する。

(3) 可視化方法

スペーサ部下流の液滴挙動を可視化するために、本実験ではバックライト法を用いた。撮影位置は、スペーサの終端側の一部を含む領域で本実験では気流速度が断面平均速度で 100 m/s 程度となることから、飛散する液滴も非常に早いスピードで移動することが考えられる。液滴を明確に捉えるためにはカメラのシャッタースピードを可能な限り早くし、バックライトの強度を上げる必要がある。本実験では、バックライトに Photron HVC-UL、撮影には Photron Fastcam SA-X2 を用いた。撮影時の条件を表 2.1.4-3 に示す。その他の撮影条件は実験時の試行錯誤により決定し、液滴挙動を捉えることができた。

2.1.4.3. 可視化実験

(1) 昨年度結果の概要

液膜先端形状

図 2.1.4-4 に初期伝熱面温度：250°C、空気流量：30 m³/h (j_G：64 m/s)、水流量：0.11 L/min (j_L：0.013 m/s) における加熱部入口での液膜先端形状を 0.1 秒刻みで示した結果を示す。図 2.1.4-4 右側には撮影範囲の模式図を示す。図の中央上側から真ん中付近までである黒色の溝のように見えるのは、模擬燃料棒表面に埋め込まれた熱電対である。初期伝熱面温度は図に写る熱電対先端のホットジャンクションでの初期温度を意味する。写真の縦軸の垂直位置のゼロが加熱部下端を示す。すなわち、図 2.1.4-4 の一番左の写真は非加熱面を進展してきた液膜が加熱部に到達した直後の図である。非加熱部を進展する液膜はリブレット状の先端形状を示すことがわかる。また、加熱部に到達したリブレット状のそれぞれの液膜の先端付近には白色の領域が見られ、これは液膜先端から飛び散る液滴である。加熱部の伝熱面温度は最小膜沸騰温度よりも高く、伝熱面を濡らすことができないため、液膜先端で生じる蒸気によって液滴が飛散することになる。中央図は、液膜先端が加熱部に到達してから 0.1 秒後の図である。左図の中央付近の 2 本のリブレット状の液膜がひとつの大きな液膜を形成することがわかる。また、右図では、左および中央図の下側部分で乾き面であった領域が液膜で覆われることがわかる。これは、最初はリブレット状に加熱部に進入し

た液膜が、高温の伝熱面を濡らすことができないことから液膜の進行が妨げられ、リブレット状の液膜のうち、先行していた液膜先端の進展速度が遅くなり、遅れていた液膜が追いつくことによって、結果として周方向に均一な液膜が形成されたと考えられる。

図 2.1.4-5 に、左・中・右図の順に初期伝熱面温度 T_{ini} を 100、250、400℃とした場合の液膜先端形状を高速カメラで撮影した結果を示す。図 2.1.4-5 右側には撮影範囲の模式図を示す。ここで、写真に示される黒い長方形の影は埋め込まれた熱電対によるものであるが、見かけと異なり表面は滑らかである。その先端は、温度計測点で加熱開始位置から 80 mm に位置する。図 2.1.4-5 左図で示される初期伝熱面温度が低い条件では指状液膜が確認される一方、図 2.1.4-5 の中・右図では、伝熱面温度の上昇に伴い液膜先端は模擬燃料棒周方向に均一な形状に近づき、液膜先端では液滴が飛散する様子が見られた。この液滴の飛散挙動は、液膜の伝播挙動に強く影響しており、上流から伝播してくる波が液膜先端に到達する際に特に多く発生している。このことから、別途濡れ領域の液膜流挙動に注目した画像解析を実施した。

液膜流挙動

バックライト法を用いた可視化計測に基づいて濡れ領域における液膜厚さ及び、伝播する波の速度、高さを取得した。図 2.1.4-6 は、水の流量条件：0.15 L/min (j_L : 0.019 m/s)、初期伝熱面温度：400℃、空気の流量条件を変えた際の(a)平均液膜厚さのリウエット点からの距離に対する変化、(b)伝播波の速度の確率密度分布、及び(c)波高の確率密度分布を示しており、いずれのグラフにおいても実線がリウエット時、破線が非加熱実験時を示す。図からわかるように、リウエット時の平均液膜厚さはリウエット点に近づくほど厚くなり、非加熱条件に比べて液膜厚さおよび波の速度、高さいずれも大きくなる傾向を示すなど、リウエット点での液滴の飛散は液膜の流れに対する流動抵抗になることが明らかとなった。

液膜先端挙動

図 2.1.4-7 は、初期伝熱面温度 400℃におけるリウエット時の液膜先端付近の拡大映像である。図は左から右に時間経過を示しており、それぞれの画像間の時間差は 1/2160 秒である。図の暗部は濡れ領域、明部は乾き領域を表す。図に示されるように、液膜先端近傍の濡れ領域にドライパッチが生成された後、液膜によって再度表面が覆われる周期的な挙動が観測された。液膜先端近傍の先行冷却メカニズムの一つとして、このドライパッチの連続的な生成・消失が考えられ、これによりリウエットフロント近傍では熱伝達が向上すると推察される。

その他、詳細結果については昨年度報告書[4]を参照されたい。

(2) 液膜先端挙動の予備画像解析

昨年度実施した液膜先端挙動の可視化実験に基づいて、本年度は液膜先端挙動の予備画像解析を実施した。

画像解析方法

図 2.1.4-8(a)左図に可視化実験で得られた画像を示す。図の下側 1/3 程度の位置に液膜先端が位置しており、図の暗部が液膜領域を表す。図 2.1.4-8(a)右図は、左図に基づいて液膜先端の濡れと渴きの境界線（三相接触境界線）を白線で検出した結果を示す。両図を比較してわかるように、液膜先端付近の三相接触境界が適切に検出されることがわかる。この方法により、液膜先端形状を抽出し、時間変化に対する液膜先端の変化傾向を調べる。

画像解析結果

図 2.1.4-8(b)は異なる時刻における液膜先端近傍での液膜先端形状の検出結果を表す。液膜先端はロッド周方向に一様ではなく、時々刻々と形状が変化し、凹凸の激しい分布を示すことがわかる。また、液膜の濡れ領域の中に乾き領域が現れる様子（ドライパッチ）も確認された。図 2.1.4-9 は時間に対する液膜先端挙動をプロットした結果を示す。図は可視化画像における液膜先端の位置する高さを示しており、時間の変化に伴って液膜先端は振動的な挙動を示しながら上方向に進展する様子が見られる。これらのデータに基づくと、液膜先端での濡れ進展と乾き後退の振動挙動の周波数は 100Hz のオーダーであり、液膜先端の進展／後退の振動幅は 0.1mm オーダーであることが確認された。液膜先端での振動挙動の周波数は、昨年度実施した液膜流及び加熱リウエット時の伝播波の発生頻度と同等であり、リウエット時の液膜先端での振動的な進退挙動は濡れ領域から伝播する波により乾き面が一時的に濡らされ、蒸発して乾くという挙動を繰り返すという従来の知見と整合する結果となった。また、液膜先端での振動幅は、昨年度示した液膜先端近くの乾き領域での温度境界層未発達の影響が及ぶ範囲（約 10mm 程度以上）よりもきわめて狭く、液膜先端極近傍の挙動であることから、先行冷却に寄与する現象の一つであると考えられる。これらの可視化実験結果のより詳細な画像解析は今後も継続して実施することで、機構論的な熱伝達モデルの開発に寄与することが期待される。

(3) スペーサ下流での液滴挙動の可視化

本年度実施したスペーサ設置型試験部を用いた実験では、スペーサ下流域での液滴挙動の可視化を実施した。それらの可視化結果から特徴的な挙動に着目して、非加熱・加熱実験条件における液滴・液膜進展挙動についてまとめる。

非加熱液膜流条件

図 2.1.4-10 には、非加熱条件で模擬燃料棒が液膜で完全に覆われた定常状態での可視化

結果を示す。図の縦軸は距離を表し、横軸には併せて異なる時間での画像を並べ大まかな経過時間を示した。縦軸の 0 の位置にスぺーサの上端が存在する。図 2.1.4-10 にはスぺーサから液膜が気相中に広がり、それらのはじけることで多数の液滴が発生する様子が捉えられている。これはスぺーサ部での液滴発生挙動を鮮明に表している。図 2.1.4-11 は、スぺーサ下流部での逆流に起因する液滴発生時の画像を示す。スぺーサ下流で液膜が盛り上がった液膜部分が気相中に分離させられて液滴が発生する様子が確認される。図 2.1.4-12 には図 2.1.4-10、11 よりも空気流量が大きい条件での画像を示しており、スぺーサの下流側の波がスぺーサに向かう様子が捉えられており、スぺーサ下流側では逆流が生じる可能性が示唆された。

非加熱リウエット条件

ここでは、模擬燃料棒を加熱しない状態で液膜を供給することによるリウエット時のスぺーサ下流部での液滴・液膜挙動について簡単にまとめる。図 2.1.4-13 はスぺーサ部が完全に濡れた後、スぺーサ下流側に液膜が存在している状況において、液膜が壁面から引き剥がされるものの、完全に気相中に移行せず、再び壁面に沈着する様子が確認される。図 2.1.4-14 はスぺーサ部から水が膜状に下流側に広がり、液膜がはじけて多量の液滴が発生する様子を捉えた画像であり、スぺーサ下流部では非常に複雑に液滴が発生する様子を可視化することを実現した。

加熱リウエット時の液滴挙動

加熱リウエット条件時の液滴等の特徴的な挙動をまとめる。図 2.1.4-15 は初期伝熱面温度 200℃ (加熱部入口から 80mm に設置した熱電対温度) に設定し、空気流量 30 m³/h (j_G : 64 m/s)、水流量 0.11 L/min (j_L : 0.013 m/s) でリウエットさせた際に、飛散液滴が過熱面に一時的に付着した後沸騰して細かい液滴を多数生成する様子を示す。図はリウエット条件であることから、覗き窓のガラス表面に液膜が流れることによりバックライト光がやや入りにくいことで、背景が薄暗い。元画像の明暗がはっきりしないことから画像処理を施すことでさらに見づらくなるため、ここでは元画像を示した。液滴が沈着・沸騰飛散する挙動が見られるのは縦軸の 6-10 mm の範囲で、時間とともに液滴がロッド表面に近づき、表面に一時的に広がった直後に沈着液滴内部で蒸気泡が発生し、沈着液滴を弾けさせ、細かい液滴を生成する様子が確認できる。図 2.1.4-16 は液膜がスぺーサ下部まで進展した時の可視化画像であり、スぺーサ下部の液膜が気相の逆流によって気相中に切り離され、その液滴が下流方向に移流し、模擬燃料棒表面に沈着する様子が確認される。加熱リウエット時の液滴生成メカニズムと液膜進展は非加熱リウエット時とおおむね同様に確認された。今後は、より鮮明な可視化画像を取得するための工夫を施し、スぺーサ下流域で飛散する液滴の PTV 解析等を実施し、乾き領域へのデポジッション等の挙動を定量的に評価することにより、スぺーサによる熱伝達向上効果に関するモデル開発への貢献が期待される。

2.1.4.4. 熱伝達実験

本節では、先行冷却試験装置における模擬燃料棒表面に埋め込まれた熱電対で計測された温度データを用いた解析及びその結果についてまとめる。昨年度の報告書[4]で述べた熱伝導解析については記述を割愛する。

(1) 昨年度結果の概要

図 2.1.4-17 にガラス管試験部を用いた空気単相冷却時における各熱電対で計測された熱伝達係数と空気単相対流冷却熱伝達相関式（式 2.1.4-1）[5]の予測値との比較結果を示す。本相関式には入口効果が加熱開始位置からの距離の関数として考慮されており、例えば、加熱部入口から 5 mm では、十分入口から離れたところと比較し、約 2.1 倍の熱伝達率になることが予測される。図 2.1.4-16 では、加熱部入口から 5 mm 位置で計測されたデータも含め本実験で取得された熱伝達係数値が約 20%の誤差で予測されることがわかる。

$$h = \frac{\lambda_{g,f}}{D} \frac{\left(\frac{f}{8}\right)(Re - 1000)Pr}{1 + 12.7\sqrt{\frac{f}{8}}(Pr^{\frac{2}{3}} - 1)} 0.86 \left(\frac{d_i}{d_o}\right)^{-0.16} \left(\frac{T_b}{T_w}\right)^{0.45} C_{entrance} \quad (2.1.4-1)$$

$$C_{entrance} = \left[1 + \left(\frac{d}{L}\right)^{2/3}\right] \quad (2.1.4-2)$$

$$f = (1.82\log_{10}Re - 1.64)^{-2} \quad (2.1.4-3)$$

ここで、レイノルズ数とプラントル数はそれぞれ気相流における結果を用い、物性値は膜温度（バルク温度と壁面温度の平均値）を用いた。 d は二重管流れにおいては管直径の差、 L はリウエット液膜先端からの距離を用いる。 d_i ：模擬燃料棒直径、 d_o ：ガラス管内径である。 T_b 、 T_w は気相流のバルク温度と壁面温度で、絶対温度を用いる。

(2) 流体温度算出方法

実験において加熱壁面上の熱伝達係数を算出するためには、壁面からの熱流束と壁温、壁に接する流体温度を知る必要がある。上記の 3 つの内、壁温及び壁面熱流束は模擬燃料棒の表面に埋め込まれた熱電対で計測される温度に基づいて算出される。残りの流体温度については、試験部に流路内に熱電対を設置することも可能であるが、流体中の温度を取得することは技術的な困難なことやセンサーの挿入によって流れ場を乱すことを避けるため、本研究では入口流体温度と流体条件に基づいた流れ方向 1 次元数値解析を実施し、各時刻における軸方向流体温度を見積もることとした。昨年度の報告書[4]における流体温度計算では、液相温度が沸点に達するまでの蒸発を無視していたため、本年度の解析では、

気液界面での蒸発を考慮した流体温度計算を実施した。

エネルギーバランス式

液相及び気相中と気液界面での蒸発に係るエネルギーバランス式を式(2.1.4-4)-(2.1.4-6)に示す。

$$c_{pl}(W_l - W_{eva})\Delta T_l = fQ_{wall} + Q_{gl} + Q_{il} \quad (2.1.4-4)$$

$$\{c_{pg}W_g + c_{pv}(W_v + W_{eva})\}\Delta T_g = (1 - f)Q_{wall} - Q_{gl} + Q_{ig} \quad (2.1.4-5)$$

$$Q_{il} + Q_{ig} + h_{fg}W_{eva} = 0 \quad (2.1.4-6)$$

Q は伝熱量を表し、添え字の l 、 g 、 i は液相、気相、界面を表し、それらの組み合わせは相間を伝達する熱を表す。また $wall$ はヒータからの熱を表し、ヒータロッド内の熱伝導解析に基づいて算出される。 f は壁からの熱の伝達割合を表し、 $f=1$ は環状流域、 $f=0$ はドライアウト領域を表す。ここで、蒸発を伴わない気液相間での熱伝達については別途解析をしたところ、流体温度計算結果に大きな影響が及ばないことから、本研究では無視した。気液界面でのエネルギーバランス式は蒸発に寄与する熱の気液両相から与えられる形となるが、本解析では単純化のため、蒸発に寄与する熱は温度の高い相のみから伝わると仮定した。このときの蒸気発生量の計算については別途後述する。

気液界面での蒸発量

エネルギーバランス式において未知量である蒸発量を算出するための方法についてまとめる。

・フィックの法則

$$N_A = -D \frac{dC}{dx} = -D \frac{\Delta C}{\delta} \quad [\text{kg/m}^2\text{s}] \quad (2.1.4-7)$$

上式における δ は気液界面上の蒸気の物質伝達に寄与する境界厚さを表し、Gilliland-Sherwoodの相関式(式2.1.4-8) [6]により求まる。また濃度差は、気液界面での飽和蒸気濃度： C_{sat} [kg/m³]と気相中の蒸気濃度： C_G [kg/m³]の差を用いる。

$$\Delta C = C_{sat}(T_l) - C_G \quad [\text{kg/m}^3]$$

このとき、 T_l は気相と液相温度に基づいて求められる気液界面の温度である。温度に対する飽和水蒸気量は下式で計算した。

$$\frac{217 \times e}{T + 273.15} \quad [\text{g/m}^3], \quad e = 6.1078 \times 10^7 \times 10^{\frac{7.5T}{237.3}}$$

・拡散係数

水-空気系における水蒸気の拡散係数は文献[7]に基づくと下記で与えられる。 T は絶対温度を用いる。

$$D = 1.175 \times 10^{-5} \times T^{1.75} \text{ [cm}^2\text{/s]}$$

・Gilliland-Sherwood の相関式[6]

$$Sh = \frac{d}{\delta} = 0.023Re^{0.83}Sc^{0.44} \times coef \quad (2.1.4-8)$$

ここで、 $Re = \frac{u_b d}{\nu}$ 、 $Sc = \frac{\nu}{D}$ 、 d は二重管流れにおいては二重管の直径差を用い、 $coef$ は液膜が形成される面によって下記で定義される。この係数は、熱伝達相関式において採用されるものであるが、熱伝達と物質伝達との相似性を仮定し、本解析では同一の係数を用いることとした。

$$coef = \begin{cases} inner: & 0.86 \left(\frac{d_i}{d_o}\right)^{-0.16} \\ outer: & 1 - 0.14 \left(\frac{d_i}{d_o}\right)^{0.6} \\ both: & \frac{0.86 \left(\frac{d_i}{d_o}\right)^{0.84} + \left\{1 - 0.14 \left(\frac{d_i}{d_o}\right)^{0.6}\right\}}{1 + \frac{d_i}{d_o}} \end{cases}$$

昨年度から実施する本先行冷却実験におけるリウエット過程では、リウエットフロントよりも上流側の液膜で覆われる濡れ領域は、流体流量条件と観察結果から模擬燃料棒表面にのみ液膜が存在することが確認される。そのため、上述の気液界面での蒸発量の計算では、液膜が模擬燃料棒周りにのみ形成されることを前提に計算し、蒸気発生量は濡れぶち長さ： p_{wet} と計算時の軸方向分割長さ： Δz を用いて下記で計算される。

$$W_{eva} = (p_{wet}\Delta z)N_A \quad (2.1.4-9)$$

ドライアウト領域での流体温度

本先行冷却実験では、リウエットフロントより上流側では液膜が模擬燃料棒表面のみに形成されることから、上述の相関式等を用いた蒸発量の計算で概ね妥当な結果を得られることが期待される。一方で、リウエットフロント下流側では、リウエットフロントで飛散する多量の液滴が存在することにより、濃度勾配に基づく蒸発量の計算が複雑になること

が考えられる。そこで、本解析では液滴が多量に飛散する領域では相対湿度が 100%と仮定し、蒸発量を気相温度に基づく飽和水蒸気量に基づいて算出することとした。また、気液両相の界面面積が増加することから、両者の温度もまた平衡状態になることを仮定した。すなわち、ヒータ表面からの熱量と、二相の顕熱と蒸発に要する潜熱の和が等しくなる二相の温度を繰り返し計算によって求めた。

(3) リウエット時の熱伝達係数分布に対する流体条件の影響

昨年度実施したリウエット時の熱伝達係数評価では、初期伝熱面温度が比較的高く（過熱度：150~300℃）、水流量が少ない（0.09~0.15 L/min）条件であった。本年度は、初期伝熱面温度及び水流量を増加させた実験（過熱度：50~300℃、水流量：0.11~0.40 L/min）を実施し、それらがリウエット点近傍の熱伝達係数に与える影響について調べた。代表的な実験条件を表 2.1.4-4 にまとめる。それぞれの実験条件に対して流れ方向の熱伝達係数を評価した結果を図 2.1.4-18 に示す。(a)をベースケースとし、初期伝熱面温度と水流量及び空気流量を変化させた場合について比較する。条件ごとの比較には、リウエット点の上流側 10 mm から下流側 40 mm の計 50 mm の範囲を比較対象とした。縦軸の 0 はリウエット点を表す。リウエット点は最大熱流束位置と定義した。リウエット点が加熱部入口から 200 mm の位置に到達した時点での熱伝達係数の流れ方向の分布を、昨年度の報告書で述べた入口効果を考慮した単相熱伝達相関式（式 2.1.4-1）による予測値と比較した。

図 2.1.4-18(a)-(c)は、初期伝熱面温度の異なる 3 つの計測結果と相関式との比較を示す。初期伝熱面温度の高い(a)は、相関式と良好に一致することがわかる。一方で、初期伝熱面温度の低い(b)及び(c)ではリウエット点近傍の 20 mm 程度の範囲で実験値と相関式による予測値との差異が非常に大きいことが確認される。これは昨年度の実験で確認された、初期伝熱面温度が低い条件では液膜先端形状が周方向に不均一になり、相関式の適用に際して仮定している一次元的流動となっていないこと等の影響もあると考えられる。

水流量が大きい条件である図 2.1.4-18 (d)、(e)では、水流量の増加に伴って乾き領域における熱伝達係数がベースケースに比べて相関式よりも大きくなることが確認される。これは、水流量が増加したことによりリウエットフロントでの飛散液滴量が増加し、増加した飛散液滴の冷却効果である可能性を示す結果と考えられる。

空気流量が大きい条件である図 2.1.4-18 (f)では、ベースケースに比べてさらに相関式と良好に一致する傾向が確認される。これは空気流量が増加したことで、空気単相冷却に近い状況となった可能性が考えられる。

(4) スペーサ設置実験結果

矩形試験部への单相熱伝達相関式の適用

单相熱伝達相関式を矩形試験部に適用するに当たり、水力等価直径を代表長さに用いた。また、二重管加熱面効果の補正項における外側試験部直径の適正值（矩形からの変換）が不明であることから、本報告書では矩形試験部の1辺の長さである15mmを用いた。

スペーサ効果相関式

スペーサ効果を表す相関式には下記の Yao, et al.の相関式[8]を用いる。相関式の適用範囲はブロックage比 0.15-0.30、 $Re > 10000$ である。本実験におけるレイノルズ数の範囲は、14800-47000 であり、いずれも相関式の適用範囲である。

$$\frac{Nu}{Nu_0} = 1 + 5.55\varepsilon^2 e^{-0.13x/D_e}$$

ここで、 ε はブロックage比、 x はスペーサからの距離、 D_e は試験部流路の水力等価直径を表す。

スペーサは流れに対する障害物として流れを乱す効果があり、上流で形成された速度及び温度境界層等を乱し、スペーサの下流から新たに境界層が発達すると考えることができる。そこで、スペーサ下流においても加熱部の入口効果と同様の効果が期待されることから、式 2.1.4-2 で表される入口効果の式との比較も同時に行うこととする。

空気单相冷却実験

図 2.1.4-19 に空気单相冷却時の軸方向熱伝達係数計測値とスペーサ効果を含まない気相单相熱伝達相関式を用いた予測値、および計測値と相関式との比をプロットした結果を示す。図中の黒色破線はスペーサ位置の上下端を表す。図の縦軸は加熱部入口からの距離を表している。図からわかるように、スペーサの上流側（0-0.4 m）では相関式と計測値とが良好に一致する結果となっており、先に示した矩形試験部への单相熱伝達相関式の適用はおおむね妥当であると判断される。一方で、スペーサ部から下流側（0.4-0.6 m）ではスペーサが設置されることにより、熱伝達係数の計測値が大きくなる結果が得られた。図 2.1.4-18 右図には、計測値と相関式との比を示してあり、スペーサの上流側ではおおむね1に近い値をとり、スペーサ部分から下流側でスペーサ効果が顕著に現れることがわかる。

図 2.1.4-20 にスペーサ効果相関式の一つである Yao の式（図中赤線）、入口効果の式（図中青線）との比較結果を示す。空気单相冷却のデータはリウエット実験時の初期条件であることから、後述するリウエット実験で実施した全ての水流量・伝熱面温度条件に対して取得可能である。そのため図 2.1.4-20 には、各空気流量条件での平均値をドットとして、

標準偏差の 2 倍をエラーバーとして示す。図中の破線はスぺーサ位置の上下端を表し、図中の実線は相関式の計算結果を表す。測定値と相関式との傾向は概ね一致し、実験結果は赤線で示される Yao の相関式よりもやや大きくなる傾向がある。一方、青線で示される入口効果の式とはきわめて良好に一致することがわかる。これは、先に述べたように、スぺーサが温度境界層を乱し、スぺーサ下流から新たに境界層が発達することによる伝熱促進効果である可能性を示唆する結果である。さらに各空気流量条件を比べてわかるように、スぺーサ下流における熱伝達係数の向上効果は空気流量に対しては大きく影響されない結果となった。

リウエット実験

図 2.1.4-21 にスぺーサ設置試験部を用いたリウエット時の壁面温度の時系列変化を示す。図中の実線はスぺーサ上流側熱電対、破線はスぺーサ部を含む下流側の熱電対で計測された温度を示す。第 8 熱電対がスぺーサ部分のロッド表面に設置されている。第 1 熱電対は加熱部下端から 5mm に位置し、この温度が下降する時刻 5 秒付近が試験部への給水開始後の濡れ開始に相当する。第 8 熱電対は第 1 熱電対の温度下降直後に下降しており、その下流の濡れがスぺーサの直上流より早い時間に開始する。すなわち、スぺーサの存在によってその上流側と下流側で並列して濡れが進展していく挙動が観察された。これは、スぺーサ及びその近傍のヒータ表面がその上流よりも先行して濡れ、これが下流への液膜及び液滴の供給源となったものと考えられる。このような挙動はスぺーサ設置時のリウエット実験において共通して観察され、比較的流量の小さい大破断 LOCA 実験を対象にした過去研究においても報告されている[9]。

流体温度の算出では、リウエット液膜上流側では従来通りのバルク温度算出方法を適用し、スぺーサ部を含むリウエット液膜下流側ではドライアウト領域の算出方法を適用した。

以下では、壁面温度、水流量及び空気流量をパラメータとして変化させた時の湯き面における熱伝達係数を比較する。リウエット時のスぺーサ効果として重要と考えられるのは、先述したように、濡れたスぺーサが液滴供給源となることにより、スぺーサ下流部の伝熱を促進することである。そこで、比較する際には、スぺーサ付近に設置したロッド表面の熱電対温度に基づいて、その付近のロッド壁面が完全に濡れたと判断された時刻のデータを採用した。完全に濡れたという判定には、熱電対温度に基づく熱流束が最大値をとった後、温度が 110 度を下回り、極小値を取ったときとした。この判定に基づいて、スぺーサ自体も十分に濡れた状態であると判断し、スぺーサ下流部の熱伝達係数を比較する。

図 2.1.4-22 には、リウエット時（スぺーサ部が濡れたとき）に計測された熱伝達係数を単相熱伝達相関式で規格化し、加熱部入口からの距離 z に対してプロットした。また、スぺ

ーサ下流部のデータに注目し、スプレーサからの距離 x を水力等価直径で無次元化した値を横軸として再プロットした結果も示す。上図の垂直破線はスプレーサ位置の上下端を表す。図中の実線はスプレーサ効果を記述する Yao らの相関式を参考として示す。プロットの色の違いは初期伝熱面温度の違いを表す。伝熱面温度以外の条件は、空気流量 $30 \text{ m}^3/\text{h}$ ($j_g : 64 \text{ m/s}$)、水流量 0.11 L/min ($j_L : 0.013 \text{ m/s}$) である。スプレーサ上流側では伝熱面温度ごとにばらつきを持つことがわかるが、伝熱面温度に対応する傾向は見られない。一方で、スプレーサ下流側でスプレーサに最も近い部分の熱伝達係数を見ると、初期伝熱面温度が下がるとして熱伝達係数が向上することがわかる。これは、スプレーサから発生する液滴がヒータ表面に沈着する効果と推察され、伝熱面温度が低下するほど液滴沈着の伝熱への効果が顕著となるものと考えられる。一方で、スプレーサ下流側のそのほかの計測点では伝熱面温度の違いはほとんど見られないことがわかる。

図 2.1.4-23 に水流量を変化させた場合の熱伝達係数の傾向をプロットした結果を示す。プロットの色の違いは水流量の違いを表しており、空気流量は $30 \text{ m}^3/\text{h}$ ($j_g : 64 \text{ m/s}$)、初期伝熱面温度は 300°C である。図からわかるように、スプレーサ上流側の相関式との比率は水流量の影響をほとんど受けないことがわかる。また、スプレーサ下流側では水流量が増加するにしたがって熱伝達がわずかに向上することがわかる。スプレーサ下流近傍のみでなく、スプレーサ下流全域にわたって熱伝達がわずかに向上することがわかる。これは、水流量が増加し飛散液滴が増加することでスプレーサの下流側全域で液滴沈着による熱伝達向上効果が現れたものと推察される。しかしながら、その影響は初期伝熱面温度の違いの影響よりも有意に小さいことから、流量依存性については測定精度も含めて今後検討する必要がある。

図 2.1.4-24 に空気流量を変化させた場合の熱伝達係数の違いを比較した結果を示す。水流量は 0.11 L/min ($j_L : 0.013 \text{ m/s}$)、初期伝熱面温度は 300°C である。伝熱面温度や水流量の違いの傾向に比べると、空気流量の増加の影響は顕著ではなく、スプレーサの上流側・下流側で同様の傾向を示す結果となった。これは、スプレーサ下流に限った影響ではなく、ベースとなる相関式における空気流量の影響を考慮することにより実験値とよく一致する結果が得られるものと推察される。

表 2.1.4-1 装置仕様及び実験条件

試験部仕様	
模擬燃料棒外径	11.2 mm
試験部ガラス管内径	17.0 mm
模擬燃料棒最大出力	6.2 kW
加熱部長さ	600 mm
入口長さ	100 mm
出口長さ	200 mm
実験条件	
空気流量 (断面平均流速: j_G)	30-70m ³ /h (64-151 m/s)
水流量 (断面平均流速: j_L)	0.11-0.40 L/min (0.013-0.052 m/s)
初期伝熱面温度 (第 2 熱電対)	室温~400 °C

表 2.1.4-2 スペーサ形状仕様

スペーサ直径	14.3 mm
スペーサ長さ	30 mm
スペーサ板厚	0.5 mm
スペーサ外径と流路幅の差	0.7 mm
スペーサ自体の投影断面積	~34.68 mm ²
スペーサ保持治具の直径	2 mm
スペーサ保持時、治具の投影断面積	~3.2 mm ²
ブロックage比	~0.30

表 2.1.4-3 可視化実験撮影条件

撮影画素数	256×800
解像度 [pixel/mm]	71
フレームレート [fps]	20000
シャッタースピード [s]	1/996923
階調 [bit]	8

表 2.1.4-4 加熱リウエット実験条件

図記号	空気流量[m ³ /h] (j _G [m/s])	水流量 [L/min] (j _L [m/s])	初期伝熱面温度 [°C]
(a)	30 (64)	0.11 (0.013)	400
(b)	30 (64)	0.11 (0.013)	250
(c)	30 (64)	0.11 (0.013)	150
(d)	30 (64)	0.20 (0.026)	400
(e)	30 (64)	0.40 (0.052)	400
(f)	50 (109)	0.11 (0.013)	400

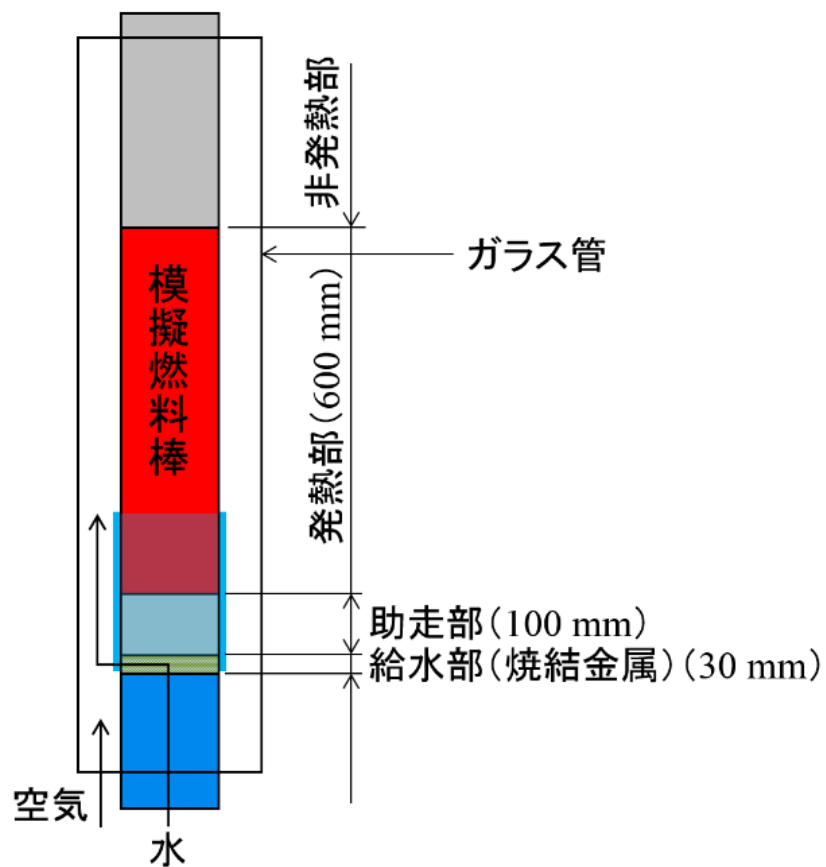


図 2.1.4-1 試験部概略図

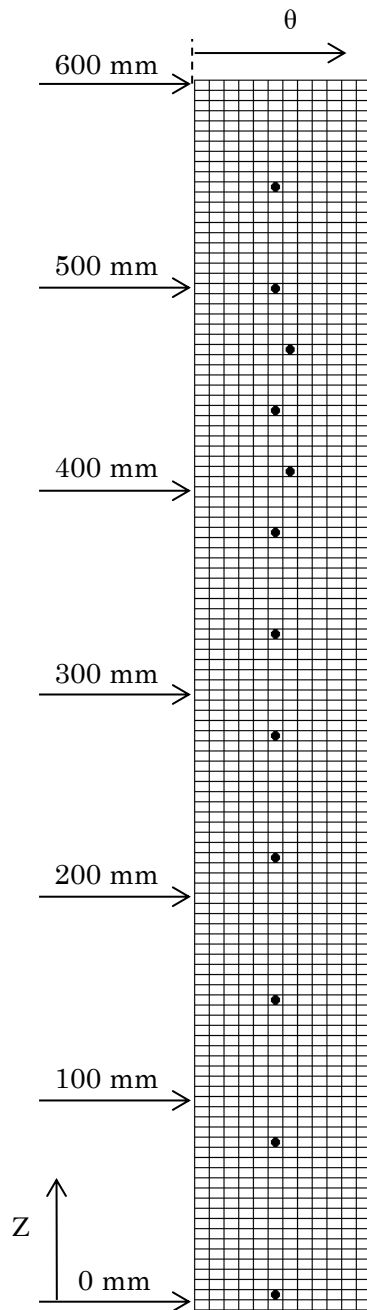


図 2.1.4-2 模擬燃料棒表面の展開図における熱電対設置位置

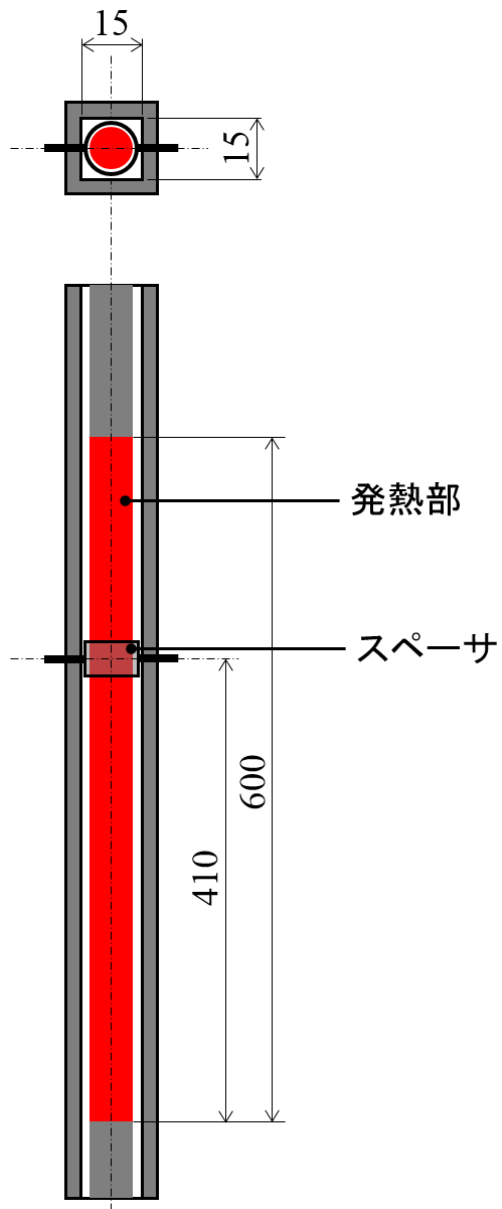


図 2.1.4-3 スペーサ設置概要図

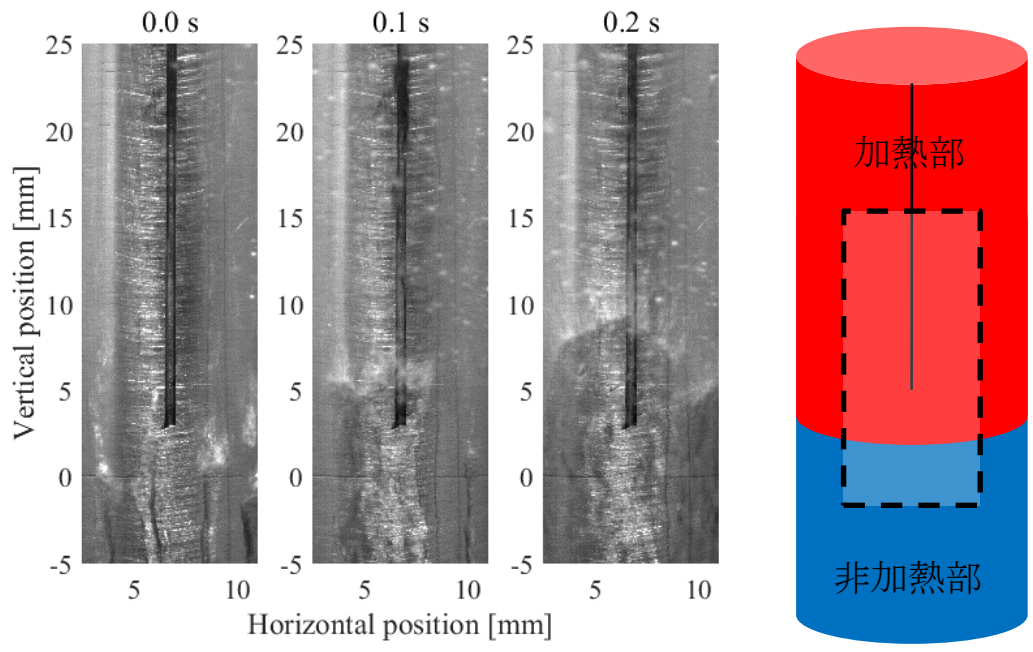


図 2.1.4-4 加熱部入口での液膜先端形状

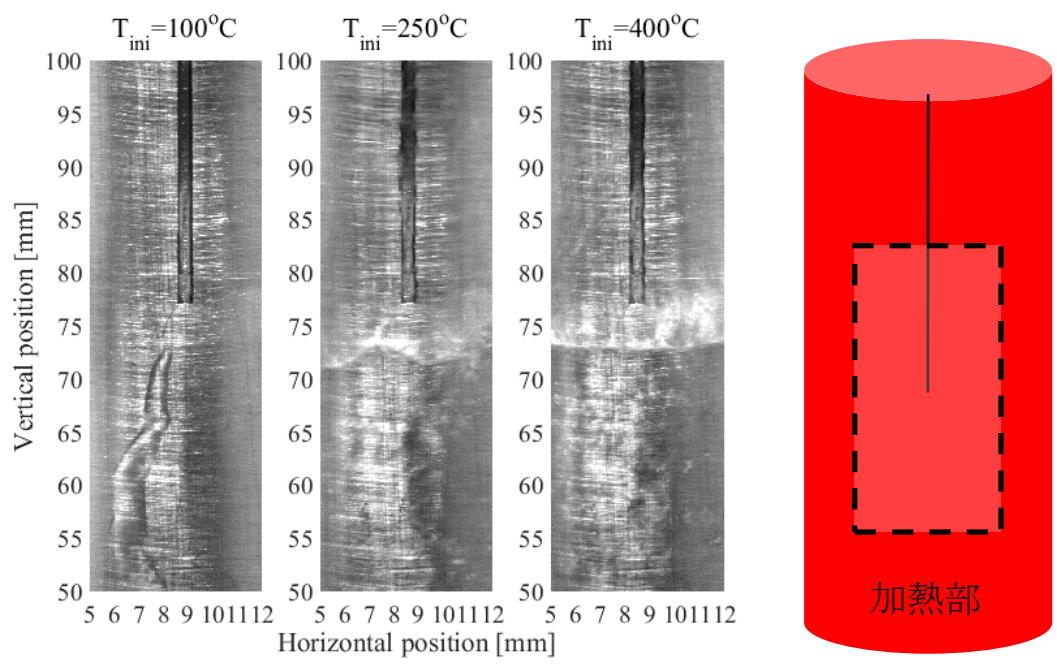


図 2.1.4-5 伝熱面温度の異なる条件での液膜先端形状

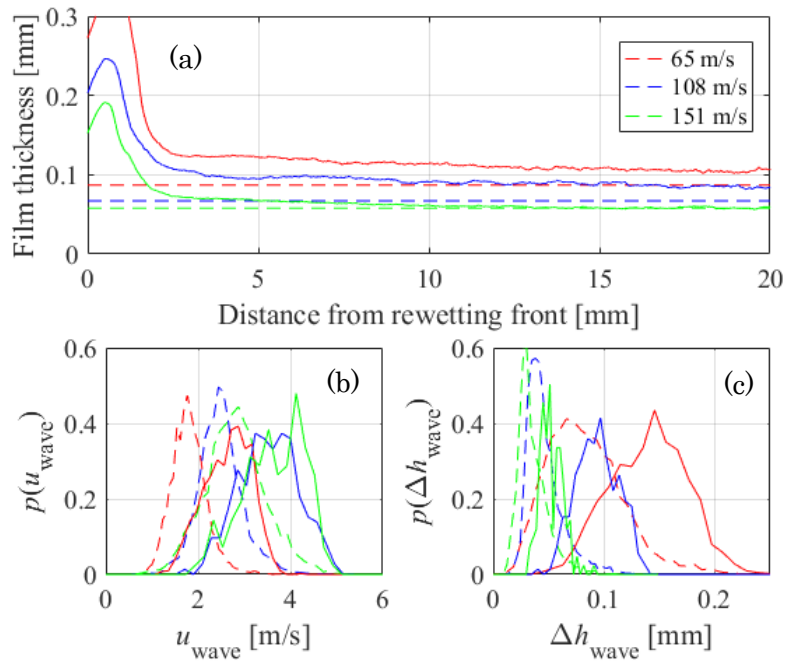


図 2.1.4-6 リウエット時の液膜流特性結果

(a:液膜厚さ、b:伝播波の移流速度の確率密度分布、c:伝播波の波高の確率密度分布)

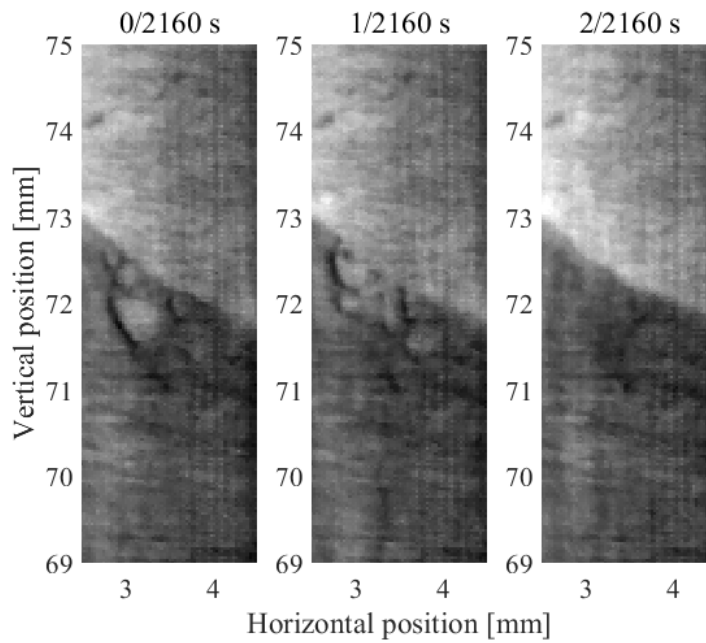
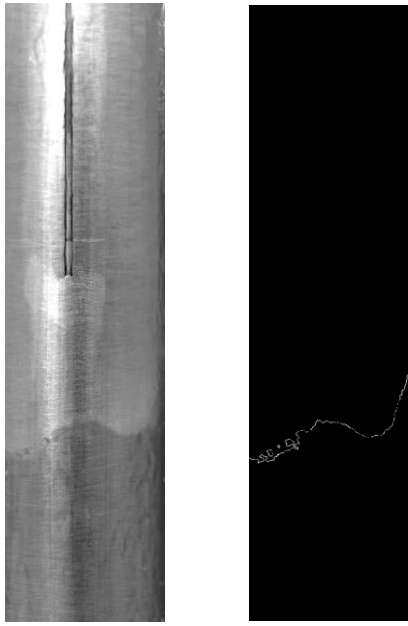
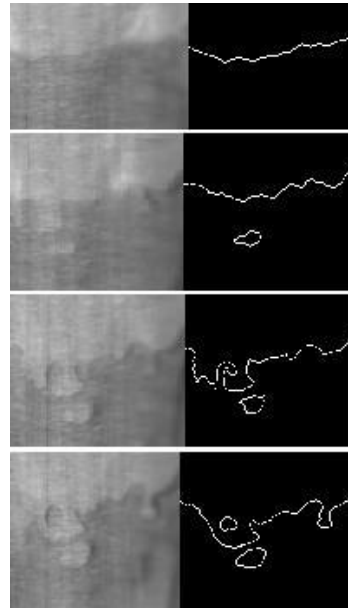


図 2.1.4-7 液膜先端近傍でのドライパッチの可視化結果



(a) 液膜先端検出結果



(b) 液膜先端検出結果拡大図

図 2.1.4-8 液膜先端挙動可視化時の先端形状検出結果

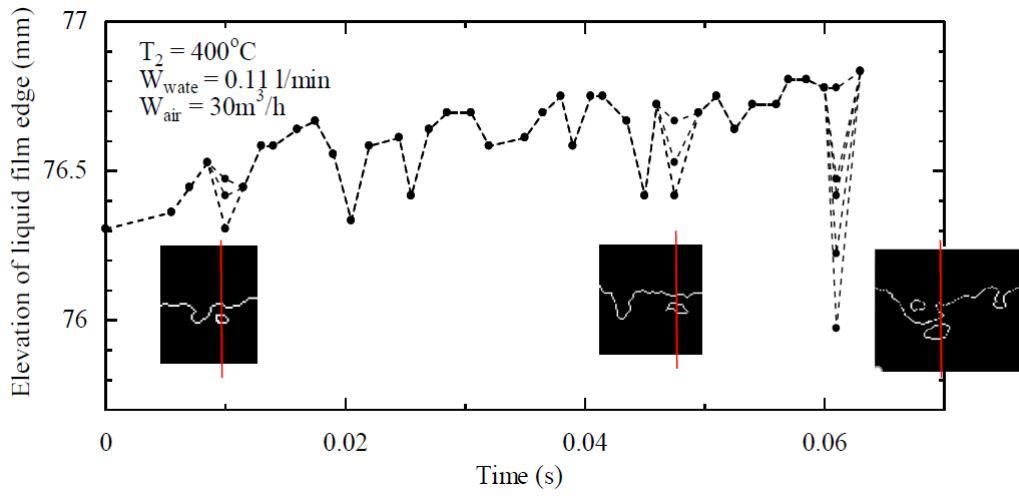


図 2.1.4-9 液膜先端の時間進展挙動

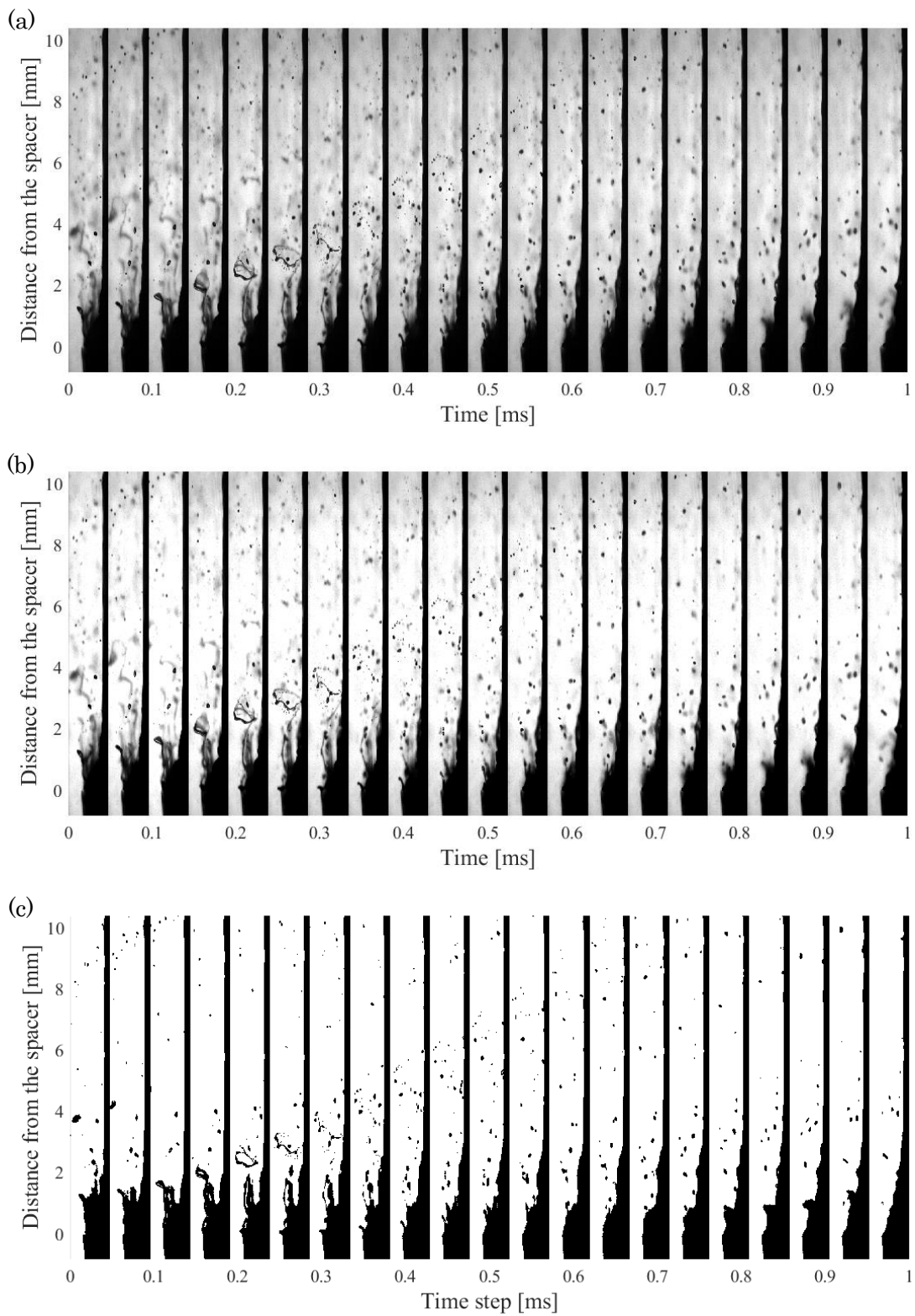


図 2.1.4-10 スペーサ部からの液滴発生挙動 (非加熱条件)
 (a:元画像、b:ハイライト調整画像、c:2 値化画像)

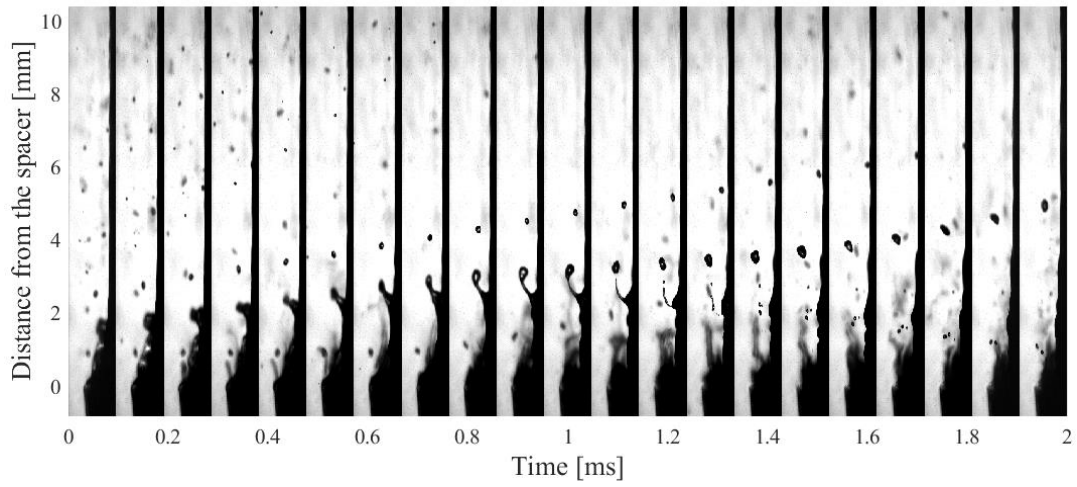


図 2.1.4-11 スペーサ下流での液滴発生挙動の可視化図 (非加熱条件)

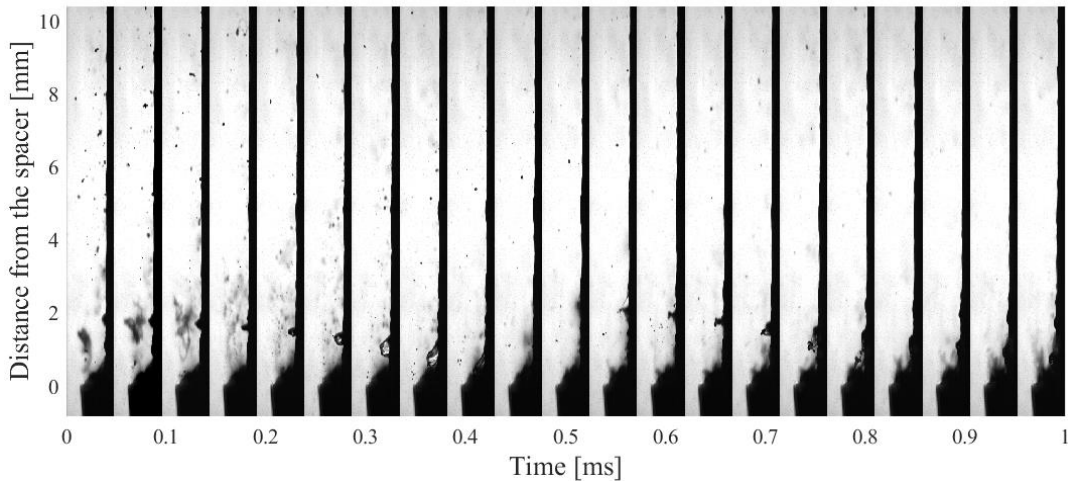


図 2.1.4-12 スペーサ下流での液膜挙動の可視化図 (非加熱条件)

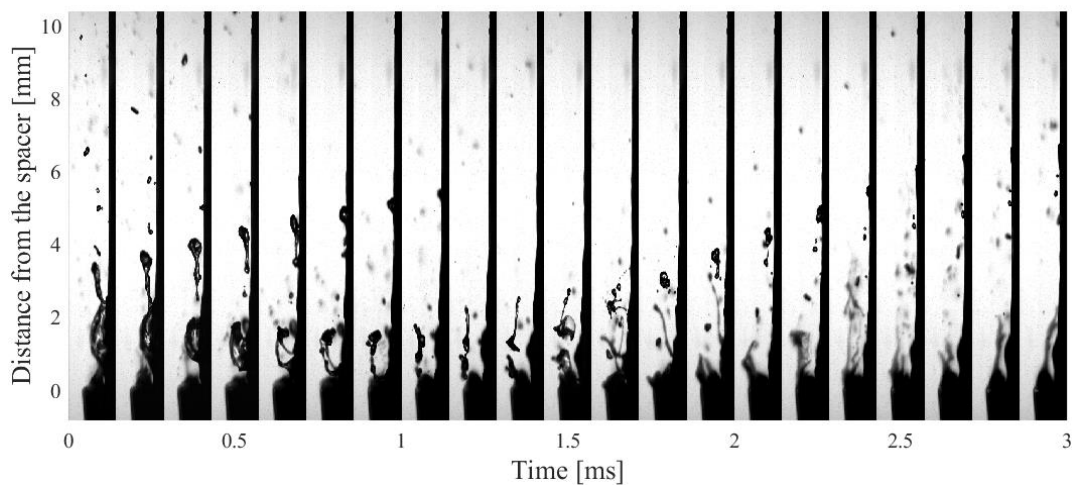


図 2.1.4-13 スペーサ下流での液滴発生・沈着挙動の可視化図 (非加熱条件)

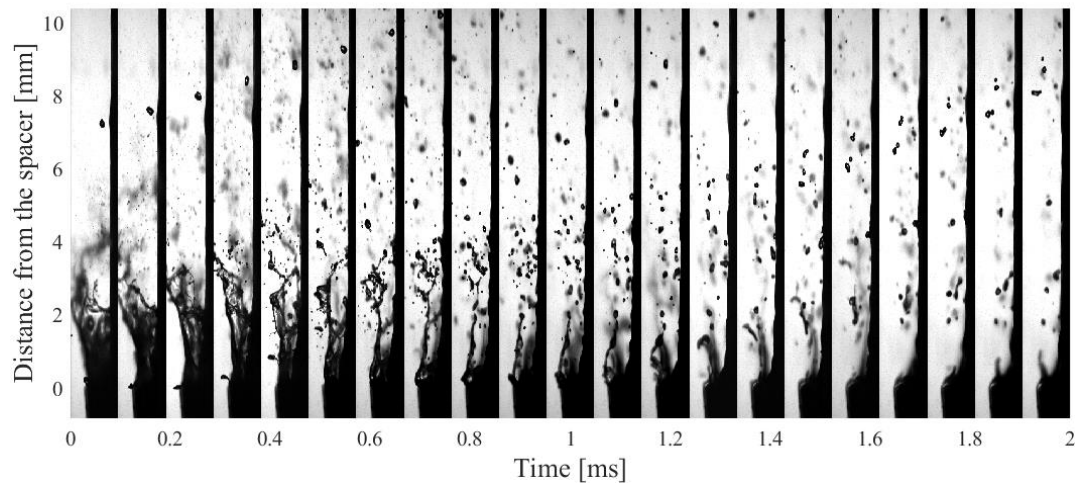


図 2.1.4-14 スペーサ部での液滴発生挙動の可視化図（非加熱条件）

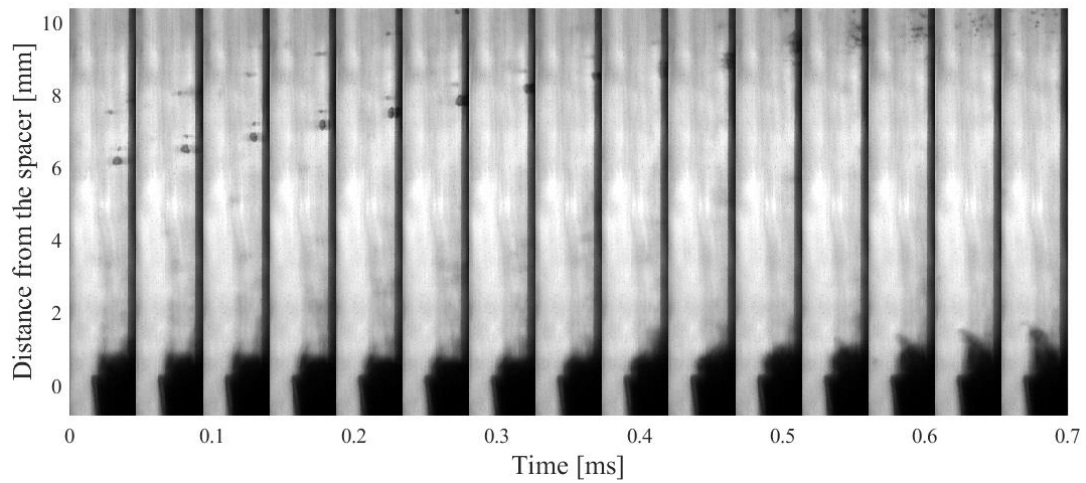


図 2.1.4-15 過熱面への液滴沈着・沸騰飛散挙動の可視化図（加熱条件）

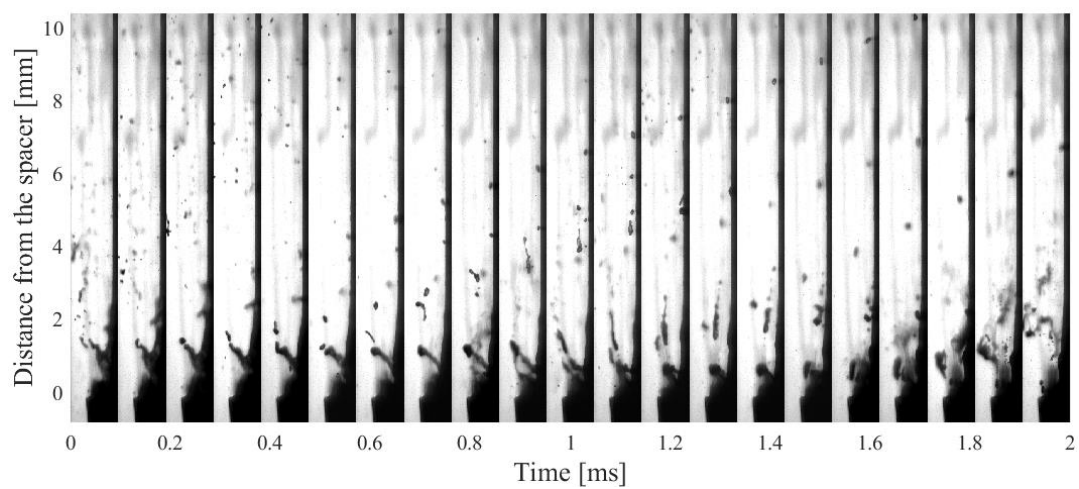


図 2.1.4-16 スペーサ下流部での液滴沈着による液膜進展挙動の可視化図（加熱条件）

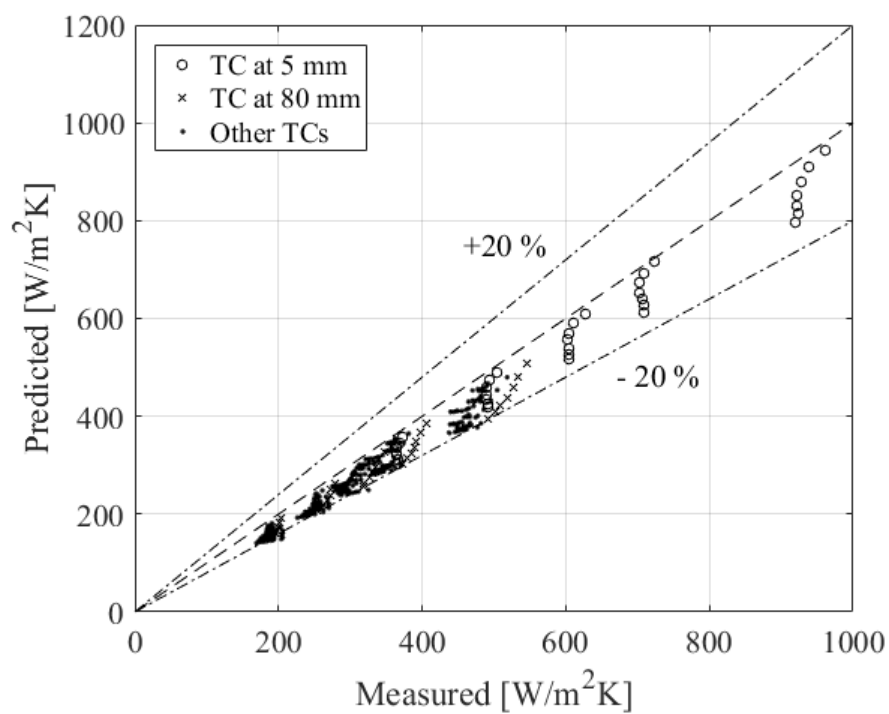


図 2.1.4-17 空気单相冷却時熱伝達率測定値と相関式による予測値との比較結果

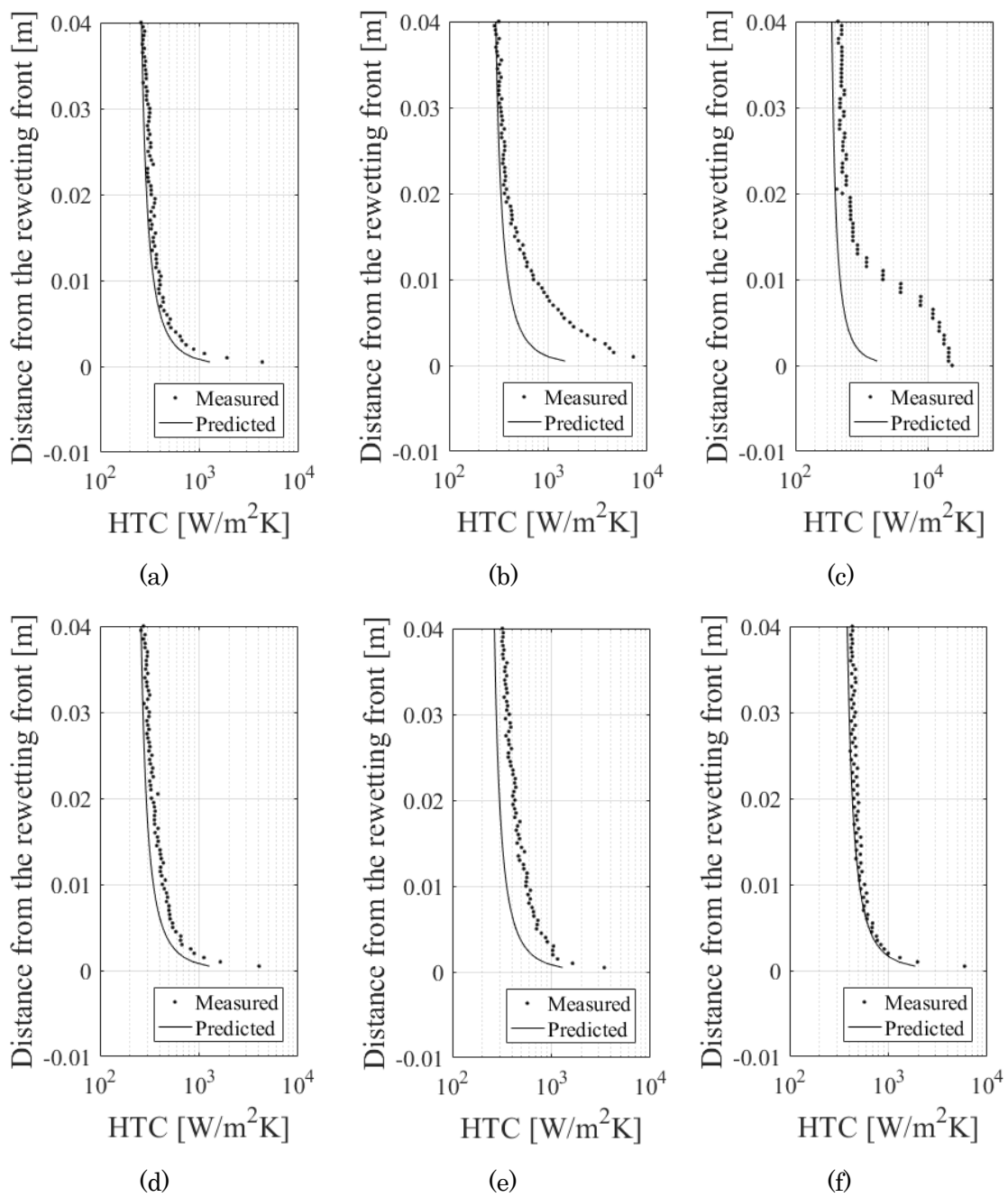


図 2.1.4-18 加熱リウエット時液膜先端下流側熱伝達係数分布

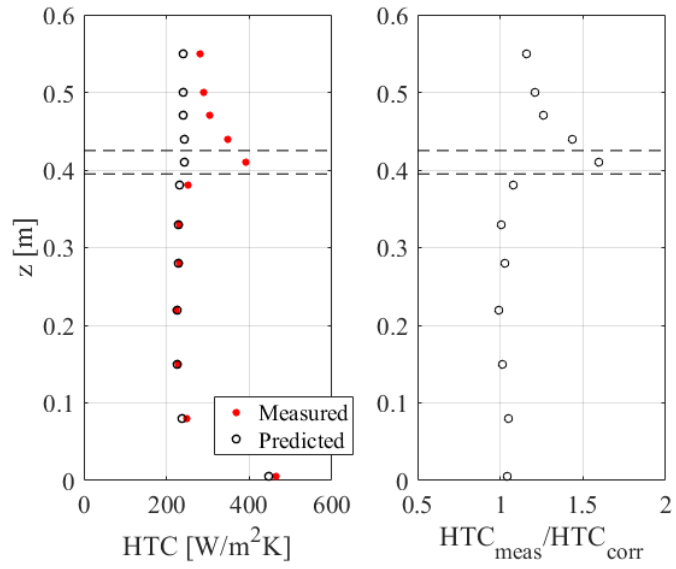


図 2.1.4-19 軸方向熱伝達係数分布の例（空気：30 m³/h、初期伝熱面温度：300°C）

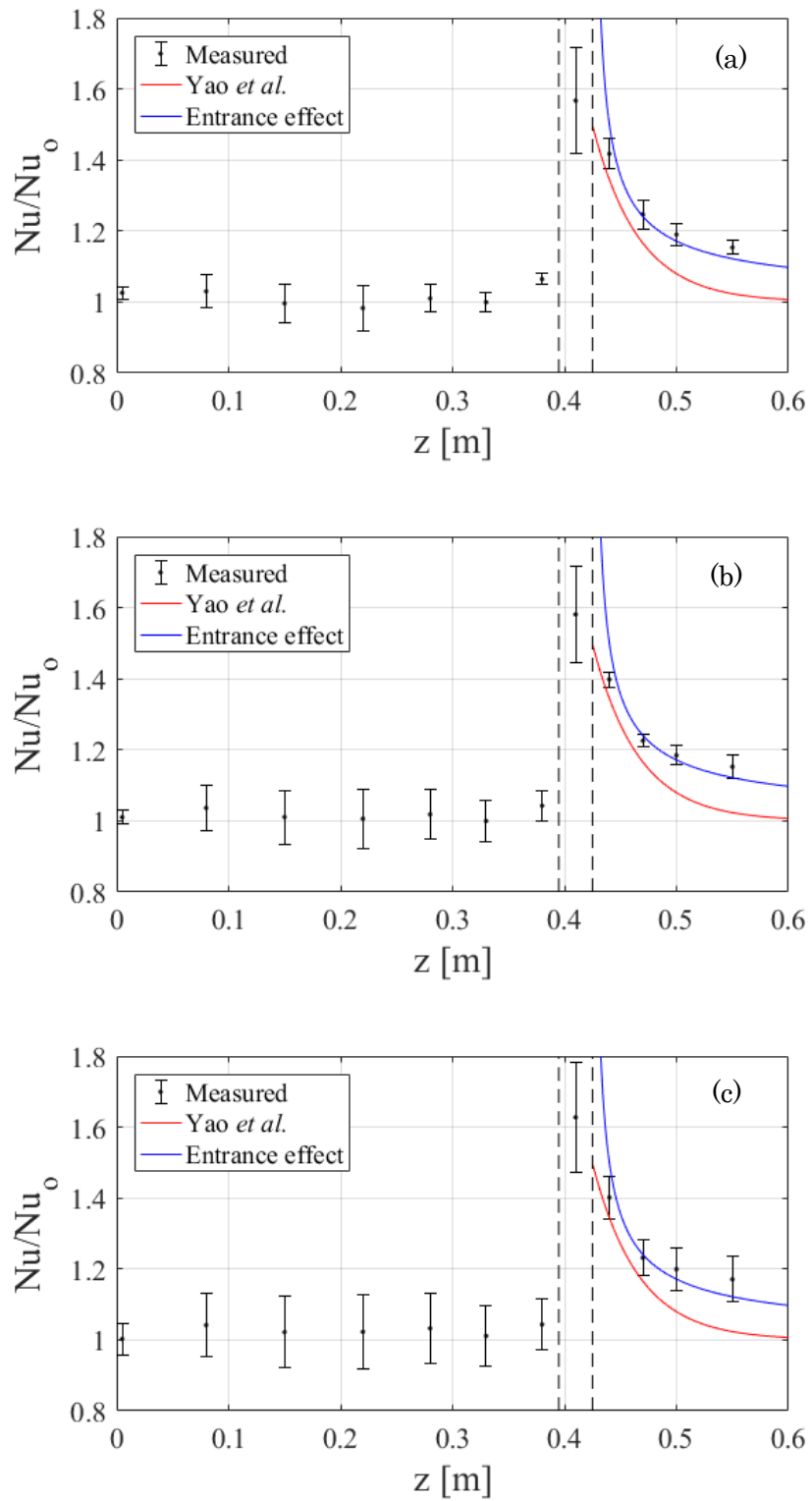


図 2.1.4-20 スペーサ効果相関式との比較 (a: $30 \text{ m}^3/\text{h}$ 、b: $50 \text{ m}^3/\text{h}$ 、c: $70 \text{ m}^3/\text{h}$)

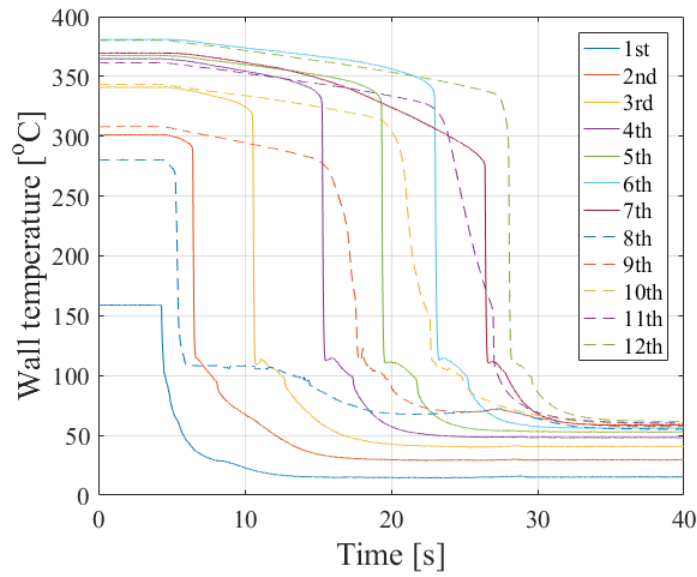


図 2.1.4-21 リウエット時ヒータ表面温度時間推移

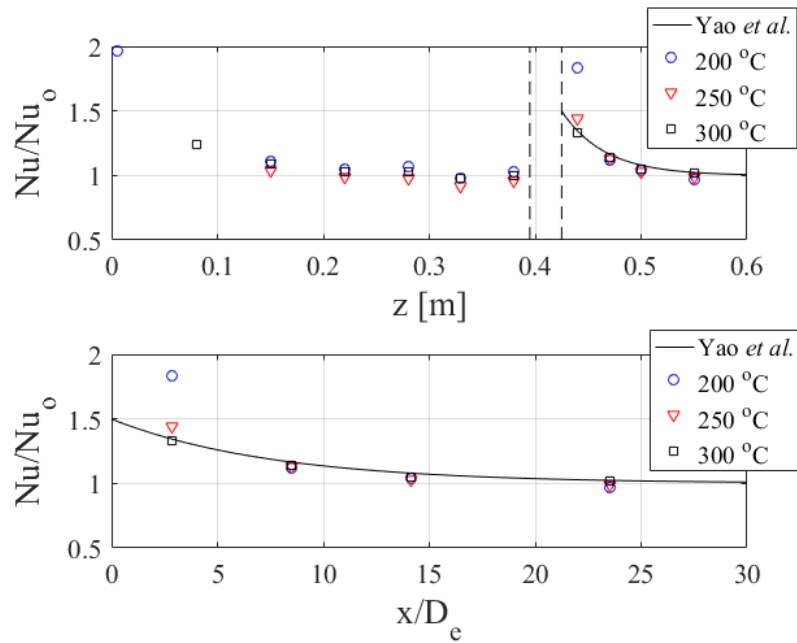


図 2.1.4-22 初期伝熱面温度の違いに対する熱伝達係数の傾向
スぺーサ設置リウエット実験時

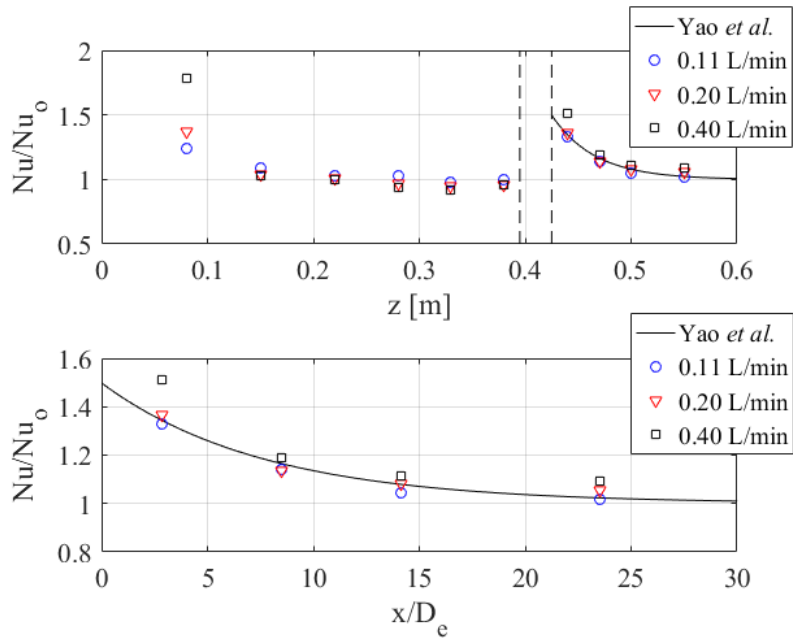


図 2.1.4-23 水流量の違いに対する熱伝達係数の傾向
スプレーサ設置リウエット実験時

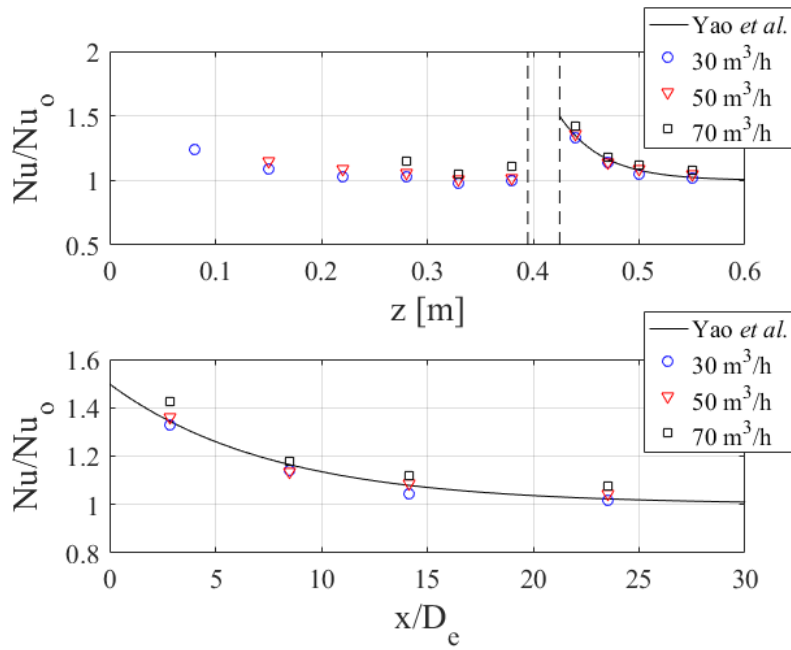


図 2.1.4-24 空気流量の違いに対する熱伝達係数の傾向
スプレーサ設置リウエット実験時

2.1.5. 単管試験での模擬スぺーサ効果に関する CFD 解析

昨年度まで、単管およびバンドル試験におけるスぺーサ効果を詳細に把握するために、数値流体解析(Computational Fluid Dynamics 以下、CFD)手法の整備を実施した。蒸気単相の単管試験解析に関しては、スぺーサの設置により、横向き流れ(周方向、径方向)が形成され熱伝達が変化することが示された。特に、スワール型スぺーサに関しては、強い旋回流がスぺーサ下流部の長距離に渡って維持されることが確認できた。同様に、3×3 バンドルに関する解析では、スぺーサを設置したことで、クロスフロー(横向き流れ)が大きくなり、熱伝達率が向上した。液滴挙動に関する簡易解析(液滴による熱伝達などを考慮しない)も実施した。その結果、スぺーサを設置したことで、液滴の分布が変化することが確認できた。

以上、これまでの解析で得られた定性的な知見を踏まえ、本年度は、単管試験体(詳細は 2.1.2 節参照)で行った蒸気単相伝熱試験との定量的な比較を行い、CFD 解析の妥当性評価を行った。

2.1.5.1. 解析モデル

本解析は、オープンソースコードの OpenFOAM ver. 2.3.1 により実施した。解析において重要となる乱流モデルに関しては、乱流効果をモデル化して平均場を予測する RANS(Reynolds-Averaged Navier Stokes)解析、および解像できる乱流スケール(グリッドスケール)は直接計算し、それ以下のスケール(サブグリッドスケール)に関してはモデリングする LES(Large-eddy simulation)解析を用いた。以下にその基礎方程式を示す。

(1) RANS 解析

RANS 解析における、運動量輸送方程式およびエンタルピーの輸送方程式を以下に示す。

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\langle \rho \rangle [u_i]) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\langle \rho \rangle [u_i] [u_j]) \\ = - \frac{\partial \langle p \rangle}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \mu \left(\frac{\partial [u_i]}{\partial x_j} + \frac{\partial [u_j]}{\partial x_i} \right) - \langle \rho \rangle [u'_i u'_j] \right\} + F_b \end{aligned} \quad (2.1.5-1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\langle \rho \rangle [h]) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\langle \rho \rangle [u_i] [h]) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha \frac{\partial [h]}{\partial x_i} - \langle \rho \rangle [u'_i h'] \right) + \frac{\partial \langle p \rangle}{\partial t} \quad (2.1.5-2)$$

ここで、 u_i 、 ρ 、 p 、 h は、それぞれ i 方向の流速、密度、圧力、エンタルピーを表している。また、 μ 、 α は分子粘性係数および熱拡散係数である。さらに、 F_b は浮力項を表している。加えて、記号の $\langle \quad \rangle$ は各物理量のレイノルズ平均量、 $[\quad]$ はファールブル密度平均量を表現している。式(2.1.5-1)および(2.1.5-2)の右辺の変動量を含む項 $\langle \rho \rangle [u'_i u'_j]$ および $\langle \rho \rangle [u'_i h']$ に関しては、SGDH(Simple Gradient Diffusion Hypothesis)をベースに以下のようにモデル化した。

$$\langle \rho \rangle [u'_i u'_j] = -\mu_t \left(\frac{\partial [u_i]}{\partial x_j} + \frac{\partial [u_j]}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} \langle \rho \rangle k \quad (2.1.5-3)$$

$$\langle \rho \rangle [u'_i h'] = -\alpha_t \frac{\partial [h]}{\partial x_i} \quad (2.1.5-4)$$

ここで、 μ_t は乱流粘性係数、 k は乱流エネルギーを表している。また、 α_t は乱流拡散係数である。

本解析では標準 k - ε モデル[1]、Realizable k - ε モデル[2]、SST k - ω モデル[3]により以下のように μ_t を導出する。 k - ε モデルの場合、

$$\mu_t = \langle \rho \rangle C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.1.5-5)$$

SST k - ω モデルの場合

$$\mu_t = \langle \rho \rangle \frac{\alpha_1 k}{\max(\alpha_1 \omega, SF_2)}, S = \sqrt{S_{ij} S_{ij}}, S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.1.5-6)$$

ここで、 ε は乱流エネルギーの散逸率を表し、 ω は (k/ε) で乱流の時間スケールである。また、 k - ε モデルで用いられる、モデル係数 C_μ は以下のように定められる。

標準 k - ε モデルの場合

$$C_\mu = 0.09 \quad (2.1.5-7)$$

Realizable k - ε モデルの場合

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon}} \quad (2.1.5-8)$$

$$A_0 = 4.04$$

$$A_s = \sqrt{6} \cos \varphi, \varphi = \frac{1}{3} \cos^{-1} \left(\max \left(-1, \min(\sqrt{6}W, 1) \right) \right), W = S_{ij} S_{jk} S_{kl} / S^3$$

さらに、SST k - ω モデルにおける式(2.1.5-6)に含まれるモデル関数および係数は以下の通り、

$$\alpha_1 = \frac{5}{9}$$

$$F_2 = \tanh \left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega x_n}, \frac{500\mu}{\rho x_n^2 \omega} \right) \right] \quad (2.1.5-9)$$

乱流粘性係数を導出するための乱流諸量の輸送方程式は以下のように表現される。

乱流エネルギーの輸送方程式

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle k}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle [u_i] k}{\partial x_i} = P_k - \langle \rho \rangle \varepsilon + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] \quad (2.1.5-10)$$

$$\sigma_k = 1.0$$

P_k は乱流エネルギーの生成項であり、乱流粘性係数と平均速度勾配により以下の様に表現される。

標準 k - ε モデル、Realizable k - ε モデルの場合

$$P_k = 2\mu_t S^2 \quad (2.1.5-11)$$

SST k - ω モデルの場合

$$P_k = \min(10\beta^* k \omega, 2\mu_t S^2) \quad (2.1.5-12)$$

$$\beta^* = 0.09$$

上記のように、SST k - ω モデルの場合は、乱流エネルギーの過度な生成を抑制するためのリミッターが設けられている。

乱流エネルギーの散逸率(ε)の輸送方程式

標準 k - ε モデルの場合

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle [u_i] \varepsilon}{\partial x_i} = [C_{\varepsilon 1} P_k - C_{\varepsilon 2} \langle \rho \rangle \varepsilon] \frac{\varepsilon}{k} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] \quad (2.1.5-13)$$

$$C_{\varepsilon 1} = 1.44, C_{\varepsilon 2} = 1.92, \sigma_\varepsilon = 1.3$$

Realizable k - ε モデルの場合

$$\frac{\partial \langle \rho \rangle \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle [u_i] \varepsilon}{\partial x_i} = \rho C_{\varepsilon 1} S \varepsilon - \rho C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} \varepsilon} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] \quad (2.1.5-14)$$

$$C_{\varepsilon 1} = \max\left(0.43, \frac{\eta}{\eta + 5}\right), \eta = S \frac{k}{\varepsilon}, C_{\varepsilon 2} = 1.9, \sigma_\varepsilon = 1.2$$

乱流の時間スケール(ω)の輸送方程式

$$\begin{aligned} \frac{\partial \langle \rho \rangle \omega}{\partial t} + \frac{\partial \langle \rho \rangle [u_i] \omega}{\partial x_i} \\ = \alpha \langle \rho \rangle S^2 - \beta \langle \rho \rangle \omega^2 \\ + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \sigma_\omega \mu_t \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \right] \end{aligned} \quad (2.1.5-15)$$

$$\begin{aligned} + 2(1 - F_1) \langle \rho \rangle \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \\ \alpha = 0.44 \end{aligned} \quad (2.1.5-16)$$

$$\beta = 0.083$$

$$\sigma_\omega = 0.5$$

$$\sigma_{\omega 2} = 0.856$$

$$F_1 = \tanh \left[\left[\min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega x_n}, \frac{500\mu}{\rho x_n^2 \omega} \right), \frac{4\sigma_{\omega 2} k}{CD_{kw} x_n^2} \right] \right]^4 \right]$$

$$CD_{kw} = \max \left(2\rho\sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-10} \right)$$

式(2.1.5-15)の右辺第4項は交差拡散項と呼ばれ、壁面近傍では $k-\omega$ モデル、壁面から離れた位置では $k-\varepsilon$ モデルにスムーズに切り替わるように設計されている。

(2) LES 解析

LES 解析のために、フィルター操作された運動量輸送方程式およびエンタルピー輸送方程式を以下に示す。

運動量輸送方程式

$$\frac{\partial}{\partial t} (\bar{\rho} \tilde{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \mu \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right) \right\} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + F_b \quad (2.1.5-17)$$

エンタルピー輸送方程式

$$\frac{\partial}{\partial t} (\bar{\rho} \tilde{h}) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{h}) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\bar{\rho} \alpha \frac{\partial \tilde{h}}{\partial x_i} - \langle \rho \rangle \tilde{u}_i \tilde{h} \right) \quad (2.1.5-18)$$

ここで、 $\bar{\quad}$ は空間ローパスフィルター操作を表し、 $\tilde{\quad}$ はファールブル重み付けフィルター操作を表現している。サブグリッドスケールのレイノルズ応力 τ_{ij} およびスカラー輸送 $\langle \rho \rangle \tilde{u}_i \tilde{h}$ は以下の様にモデリングを行う。

$$\tau_{ij} = -2\mu_{SGS} \tilde{S}_{ij} + \frac{1}{3} \tau_{ii} \delta_{ij} \quad (2.1.5-19)$$

$$\langle \rho \rangle \tilde{u}_i \tilde{h} = -\frac{\mu_{SGS}}{Pr_{SGS}} \frac{\partial \tilde{Y}_k}{\partial x_i} \quad (2.1.5-20)$$

さらに、上式に含まれるサブグリッドスケールの乱流粘性係数 μ_{SGS} は標準スマゴリンスキーマモデル[4]の場合は以下のように導出される。

$$\mu_{SGS} = C_s \bar{\rho} \Delta^2 |\tilde{S}_{ij}| \quad (2.1.5-21)$$

唯一の定数 C_s に関して、本解析では既往の研究を参考に 0.1 とした。また、サブグリッドスケールの乱流プラントル数 Pr_{SGS} は 1.0 とした。

2.1.5.2. 実験条件

単管試験体(図 2.1.2-1(a)参照)での蒸気単相実験について、試験部圧力は 2MPa として、蒸気質量流束は $100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ とし、定常状態における壁面温度データを取得し、壁面における熱伝達係数を評価した。スパーサなしとスワール型スパーサ(図 2.1.2-2(b)参照)を設置した場合のそれぞれについて実験を行った。測定部(図 2.1.2-1(b))の出力は、1 kW、2 kW、3 kW の 3 ケースとした。測定部入口での流体温度は、スパーサなしの場合は $422.17 \text{ }^\circ\text{C}$ 、スワール型スパーサの場合は $322.96 \text{ }^\circ\text{C}$ となった。図 2.1.5-1 に、測定部出力 2 kW での熱伝達率を示す。スパーサ下流部およそ 500 mm の位置まではスワール型スパーサを挿入した実験で、熱伝達率が顕著に大きくなることが示されている。

2.1.5.3. 解析条件

表 2.1.5-1 に解析ケースを示す。本解析では、測定部のみを対象として実施した。RANS 解析では、測定部出力 2 kW をベースケースとして上述の 3 種の乱流モデルの解析を行った。その解析結果を踏まえ、SST $k-\omega$ モデルを用いた測定部出力に関するパラメータ解析を行った。LES 解析では、スワール型スパーサを挿入した測定部出力 2 kW に関してのみ解析を実施した。

計算メッシュに関して、RANS 解析のスパーサなしの解析に関しては、280 万メッシュ、スワールスパーサに関してはスパーサ周りを解像する必要があるために 320 万メッシュ程度となった。LES 解析に関しては、1720 万メッシュ程度となった。一例として、図 2.1.5-2 に LES 解析におけるスパーサ周りの計算メッシュを示す。

境界条件に関しては、流速は滑りなし条件、温度に関しては実験での測定部出力と同じになるように、熱流束一定の条件を課した。具体的には、壁面近接セルでの流体温度を参照し、指定の熱流束になるように、速度勾配を算出し、壁面温度を各時間ステップで計算している。また、本解析では壁(壁内の熱容量や熱伝導)は模擬していない。但し、数値解析は定常状態に達するまで続けているため、以下の壁面温度の解析と実験データとの比較において、少なくとも空間平均した温度を用いる上では適切と考えた。壁面を考慮した解析は今後の検討を続ける予定である。

2.1.5.4. 解析結果

(1) スパーサなし、熱出力 2 kW の実験に関する解析

図 2.1.5-3 に、測定部の壁面温度のコンター図を示す。全ての解析において、下流部に進むにつれて温度が一様に上昇していることが確認できる。定量的には、標準 $k-\epsilon$ モデルで最も温度上昇が小さく、SST $k-\omega$ モデルを用いた解析結果で最も大きな温度上昇が予測された。壁面温度と熱伝達率の主流方向分布を図 2.1.5-4、2.1.5-5 にそれぞれ示す。実験と CFD

解析を比較すると、最も温度上昇が大きい SST $k-\omega$ モデルの結果が、実験結果に近い結果となった。熱伝達係数に関しては、全ての解析において実験結果より大きい値となった。しかしながら、SST $k-\omega$ モデルの結果は、赤い破線で表している Dittus Boelter の式に近い値となった。以上より、スパーサなしの解析体系においては SST $k-\omega$ モデルを用いた解析ケースがもっとも妥当な結果といえる。

(2) スワール型スパーサ、熱出力 2 kW の実験に関する解析

図 2.1.5-6 に測定部の壁面温度のコンター図を示す。RANS 解析に関して、特徴的なこととして、スワール型スパーサにより生成された旋回流の影響により、壁面温度も一様な分布とはならず螺旋状の分布形状となった。LES 解析においても、非一様な温度分布は確認できる。しかしながら、LES 解析の場合はクリアな螺旋状分布とはならず、低温部分、高温部分が縞い交ぜ状態となっている。RANS および LES 解析における非一様な分布は、本解析では壁の熱容量を考慮していないためと考えられ、実現象においてはこのような非一様な分布は相当に緩和されると考えられる。ここでは、スパーサが生み出す乱れの効果という視点に立ち、乱れが壁面に及ぼす作用や、それに伴って促進される平均的な熱伝達を論じることを目的として、実験データとの比較を行う。図 2.1.5-7 および 2.1.5-8 に壁面温度、熱伝達率の主流方向分布を示す。可視化図にみられるような非一様分布の影響で、ウェーブ状の分布となっている。RANS 解析においては、スパーサなしの解析と同様に SST $k-\omega$ モデルを用いた解析ケースで、もっとも実験値に近い値を示した。さらに、LES 解析に関しては、図中に示すような 4 つの位置での分布から平均値を算出したものを実線で、最大値および最小値を破線で示した。平均値は、壁面温度分布および熱伝達率ともに実験結果とよく一致している。一方で、最大値、最小値の差は壁面温度で 200 °C 程度になる位置もみられた。これは、上述のように解析では壁内熱伝導を考慮していないことが一因である。今後は、壁の熱容量および壁内熱伝導を考慮した解析を行う必要がある。

次に流体挙動を把握するために、スパーサ設置位置から 425 mm の位置での瞬間流体温度および速度ベクトル(x-y 成分)を図 2.1.5-9 示す。RANS 解析に関しては、実験値と最も整合性が高い SST $k-\omega$ の結果のみを載せる。RANS 解析では、反時計回りの一様な旋回流を形成している。さらに、わずかではあるが、その流れの影響で壁面付近の温度境界層の厚薄がみられる。LES 解析では、さらに複雑な流れ場が確認できる。基本的には、RANS 解析と同様に反時計回りの旋回流が確認できるが、局所的な半径方向の流速も予測されている。これは、壁面が加熱されているため、外周部から中心部への局所的な対流現象が生じていると考えられる。その影響で、RANS 解析よりも温度境界層の厚薄の違いが顕著にみられる。これも、上述のような大きな壁面温度の変動の要因と考えられる。

(3) スペーサ効果

スペーサ効果の予測精度を検証するために、ベースケース(熱出力 2 kW)における RANS 解析での熱伝達率を図 2.1.5-10 にまとめる。定量的に最も実験値に近い SST $k-\omega$ モデルに関しては、スペーサによる熱伝達の向上は、およそ 500 mm 程度まで見られ、この点に関しても実験値に近い傾向である。標準 $k-\epsilon$ モデルに関しても、同様の傾向を示している。一方、realizable $k-\epsilon$ モデルに関しては、スペーサからおよそ 300 mm 下流においてはスワール型スペーサを設置した場合には、スペーサなしのケースよりも熱伝達率が低下することを予測している。

(4) RANS 解析における流れ場に関する各種統計量

図 2.1.5-11 にスペーサ設置位置から 425 mm での平均主流方向流速を示す。中心部の流速は標準 $k-\epsilon$ モデルおよび realizable $k-\epsilon$ モデルを適用した解析では、同程度の大きさとなり、SST $k-\omega$ モデルの解析では、それらよりもわずかに小さくなった。壁面近傍での流速分布に関して、realizable $k-\epsilon$ モデルの分布形状が他の解析ケースと明らかな違いがみられた。中心部から壁面のごく近傍まで速度勾配が小さく、他の解析と比べて大きな流速が予測されていることが確認できる。図 2.1.5-12 に示す周方向流速に関しては、位置は異なるものの極大値の大きさは realizable $k-\epsilon$ モデルおよび SST $k-\omega$ モデルで同等となり、標準 $k-\epsilon$ モデルは比較的小さい周方向流速を予測した。次に、乱流エネルギー(k)の径方向分布を図 2.1.5-13 に示す。すべての解析ケースで、壁面近傍でピーク値を示している。定量的には、標準 $k-\epsilon$ モデル、realizable $k-\epsilon$ モデルで同程度のピーク値となり、SST $k-\omega$ モデルでは 1/2 程度のピーク値となった。これは、各乱流モデルにおける乱流エネルギーの輸送方程式での、生成項の違いから生じていると考えられる。特に、SST $k-\omega$ モデルの場合は式 (2.1.5-12) に示すように、乱流エネルギーの生成を抑制させるリミッターが設けられている。本来このリミッターは、壁面衝突噴流のよどみ点での過度な生成を抑制するために開発されたものだが、本解析のような旋回流を含む流れにおいても作用すると考えられる。この乱流エネルギー生成が抑制されたことで、図 2.1.5-14 に示されるように乱流粘性係数の値も SST $k-\omega$ モデルは小さくなっている。このため、壁面近傍での乱流による熱輸送(式 2.1.5-4 でモデリングされている)が小さくなったことで、実験値との整合性が向上したと考えられる。

(5) パラメータ解析

図 2.1.5-15~18 に測定部出力を変化させた解析結果を示す。ベースケースである出力 2 kW の解析結果を踏まえ、SST $k-\omega$ モデルでのみ解析を行った。1 kW および 2 kW に設定した解析では、スペーサなしおよびスワールスペーサを設置したケースで壁面温度分布を過小評価している。出力 3 kW に設定した解析では、スペーサなしの場合はわずかに過大評価となり、スワールスペーサを設置した場合は、実験結果と良い一致を示した。熱伝達率

に関しても、出力 3 kW では、実験値および Dittus-Boelter の式から導出した値と良い一致を示した。

表 2.1.5-1 解析ケース

		スペーサなし	スワール型
RANS	Std. k-ε	○ (2 kW)	○ (2 kW)
	Realizable k-ε	○ (2 kW)	○ (2 kW)
	SST k-ω	○ (1, 2, 3 kW)	○ (1, 2, 3 kW)
LES	Std. Smagorinsky	×	○ (2 kW)

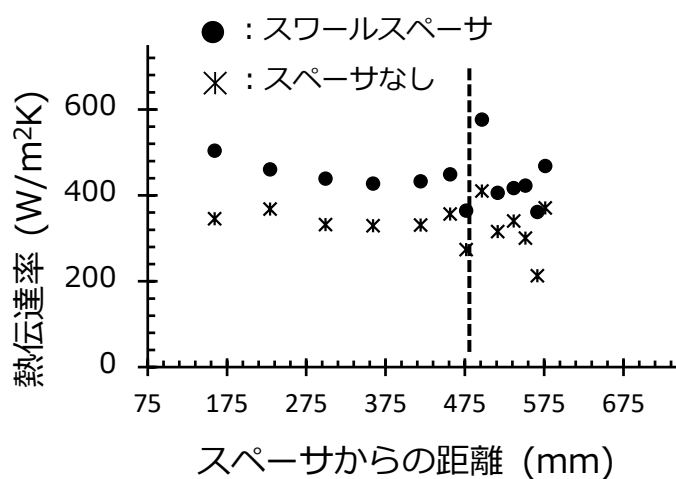


図 2.1.5-1 単管試験における熱伝達率 (測定部出力 2 kW)

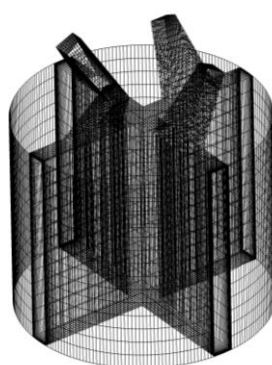


図 2.1.5-2 スワール型スペーサ回りの計算格子 (LES 解析用)

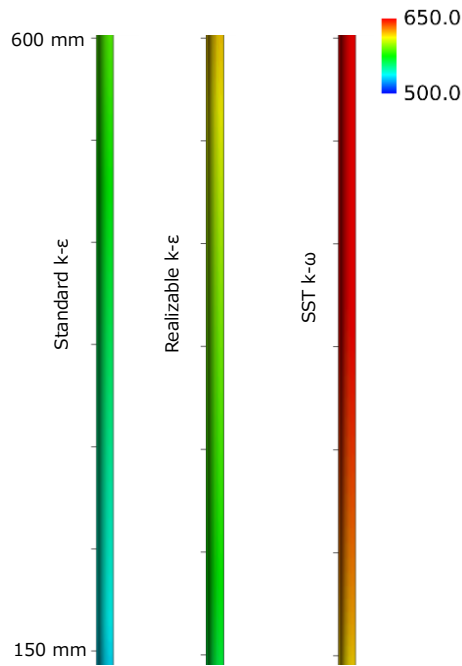


図 2.1.5-3 測定部の壁面温度分布(°C) (スペーサなし)

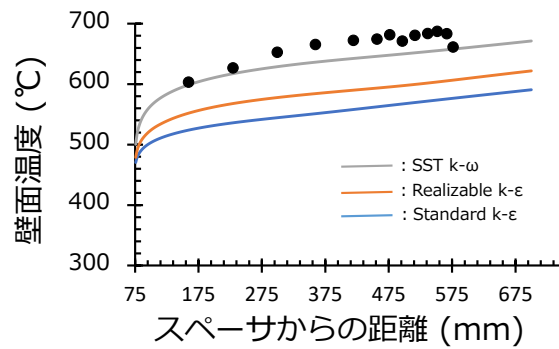


図 2.1.5-4 壁面温度の主流方向変化 (スペーサなし)

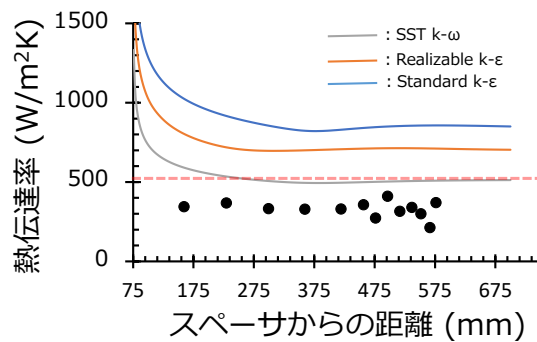


図 2.1.5-5 熱伝達率の主流方向変化 (スペーサなし)

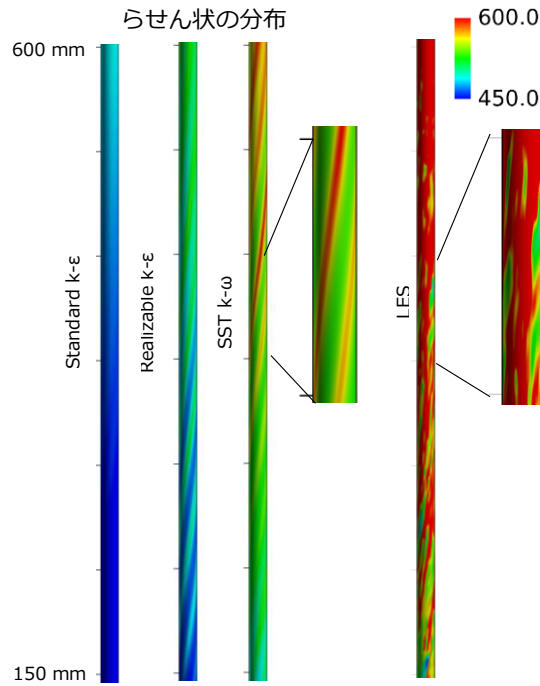


図 2.1.5-6 測定部の壁面温度分布(°C) (スワール型スペーサ)

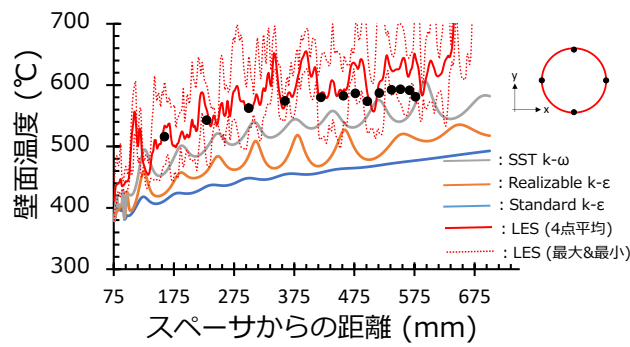


図 2.1.5-7 壁面温度の主流方向変化 (スワールスペーサ)

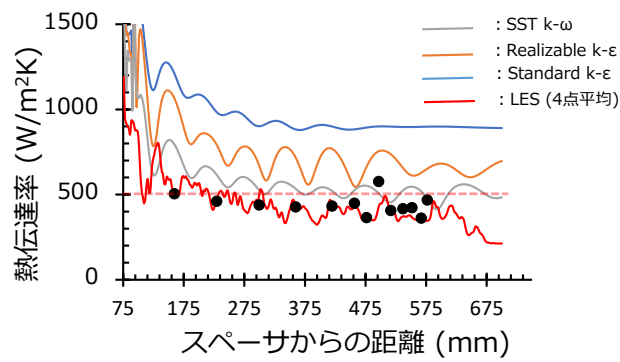


図 2.1.5-8 熱伝達率の主流方向変化 (スワールスペーサ)

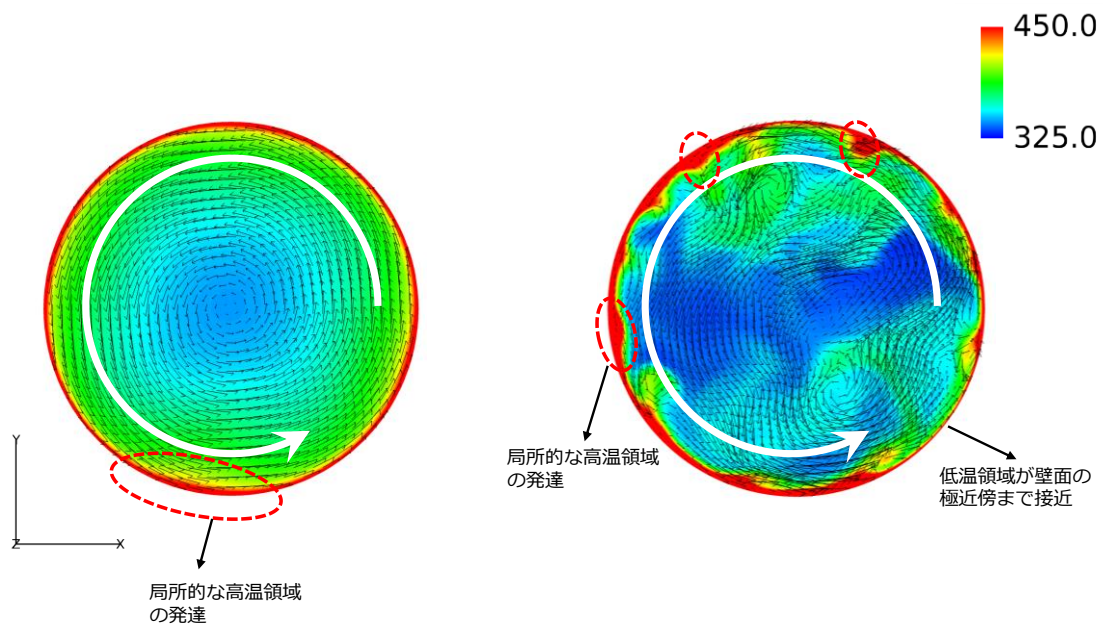


図 2.1.5-9 スペーサ設置位置から 425 mm 下流での流体温度(°C)と測度ベクトル

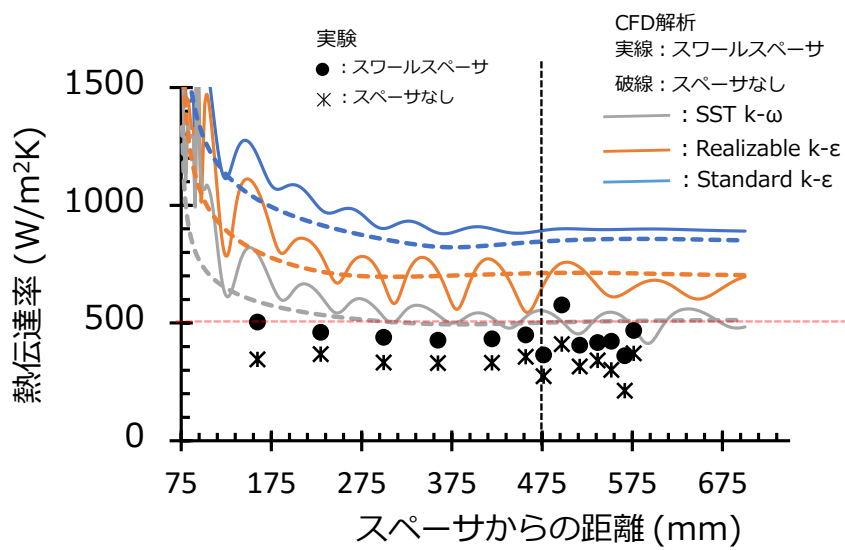


図 2.1.5-10 単管試験および CFD 解析における熱伝達率(測定部出力 2 kW)

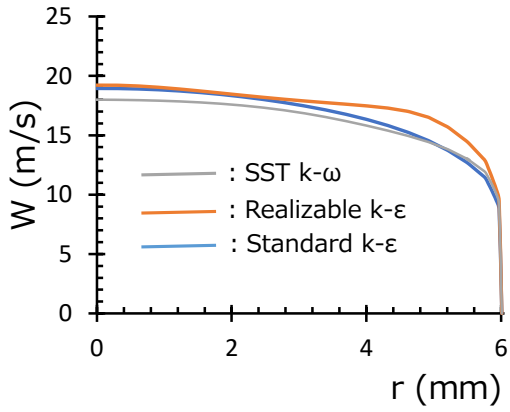


図 2.1.5-11 主流方向流速の径方向分布

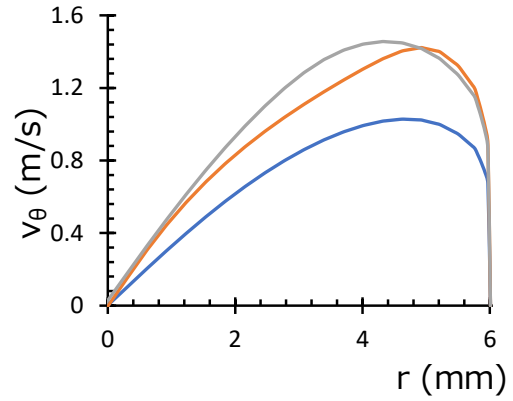


図 2.1.5-12 周方向流速の径方向分布
(ラインは図 2.1.5-11 と同じ)

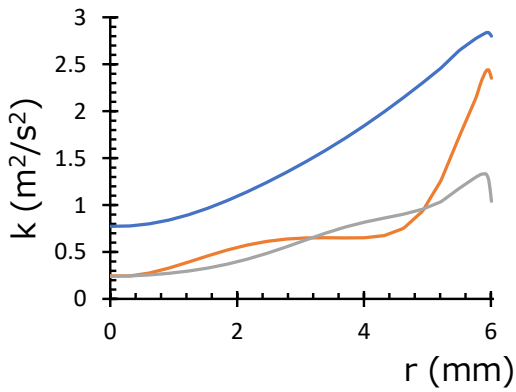


図 2.1.5-13 乱流エネルギーの径方向分布
(各ラインは図 2.1.5-11 と同じ)

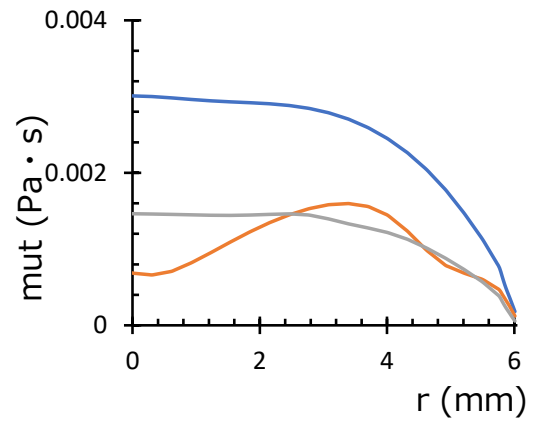


図 2.1.5-14 乱流粘性係数の径方向分布
(各ラインは図 2.1.5-11 と同じ)

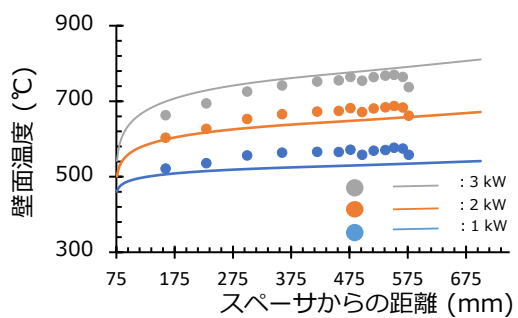


図 2.1.5-15 壁面温度の主流方向変化
(スペーサなし 1 kW~3 kW)

ライン：解析結果、シンボル：実験値

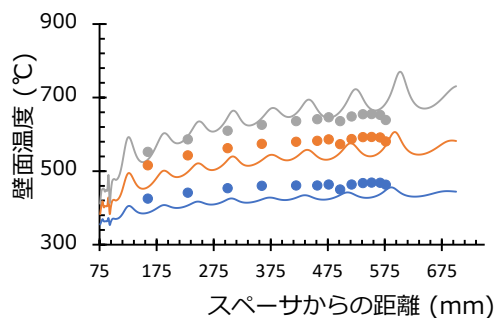


図 2.1.5-16 壁面温度の主流方向変化
(スワールスペーサ 1 kW~3 kW)

(ライン、シンボルは図 2.1.5-15 と同じ)

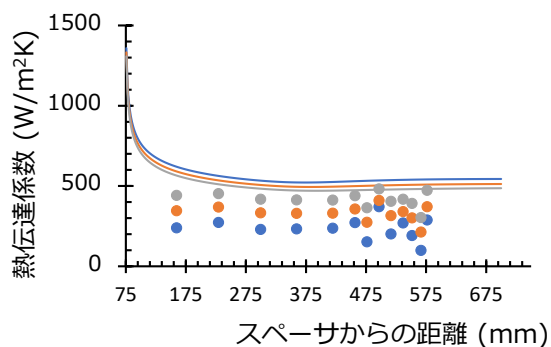


図 2.1.5-17 熱電伝達率の主流方向変化
(スペーサなし 1 kW~3 kW)

(ライン、シンボルは図 2.1.5-15 と同じ)

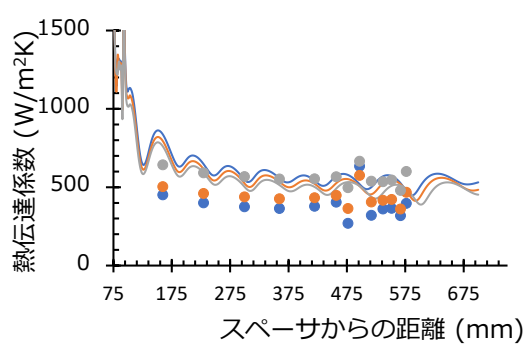


図 2.1.5-18 熱電伝達率の主流方向変化
(スワールスペーサ 1 kW~3 kW)

(ライン、シンボルは図 2.1.5-15 と同じ)

2.2. 二相流基礎実験

本節では、PWR ホットレグを模擬した斜め管内における気液対向流制限（CCFL）について示す。

2.2.1. 斜め管 CCFL 実験

PWR における事故時には、炉心で発生し蒸気発生器に向かう蒸気と、蒸気発生器で凝縮し重力により炉心に向かう水がホットレグ内で気液対向流を形成する。条件によっては、蒸気の流れが水の流量を制限する CCFL の状態となり、炉心に流入する水の流量を減少させるとともに、蒸気発生器入口斜め配管や入口プレナムの水頭を増加し、炉心水位を押し下げる効果が発生する。これらから、ホットレグ斜め配管での CCFL 挙動は、安全上重要な現象と考えられている。このため、本現象については過去に多くの研究がなされているが、口径の小さい円管や、矩形管を用いた実験が多く、現象の把握も不十分であった。従って、本研究では、比較的大口径の円管を用いた実験を実施し、空気、水流量をパラメータとした現象の詳細把握を行うとともに、現象のモデル化を行った。本年度は、空気流量をより正確に測定するとともに、水流量の測定間隔を細かくし、また水流量が 0 に近い条件まで測定範囲を拡充し、モデルにおけるパラメータの提案を行った。

図 2.2.1-1 に実験装置の概略を示す。装置は PWR の蒸気発生器（SG）を模擬した上部タンク、ホットレグを模擬した斜め管、ベンド管及び水平管、原子炉容器の上部プレナムを模擬した下部タンク、リザーバタンク、水・空気の供給系からなる。水はポンプによってリザーバタンクから上部タンク下部に供給され、ホットレグ模擬部に流入する。さらに下部タンクに流入し、ドレン配管を通じリザーバタンクに戻る。空気はコンプレッサによって下部タンク側面から流入し、ホットレグ模擬部を通り上部タンクに流入し、大気開放される。水、空気の最大供給可能流量は、それぞれ 35m³/h、1000Nm³/h である。上下タンクを接続する管は、内径 140mm と 200mm の二種類を用いた。それぞれの管内径、水平管長さ、斜め管長さ、ベンド部曲率半径は、実機のおよそ 1/3.5、1/5 である。

CCFL の終息すなわちデフラッディングの発生条件は、リフラックス冷却が機能し始める境界の条件となるため、安全上重要であり、最適評価コードによる解析においても結果に影響を与えるパラメータである。これまでに実施した実験により、修正フルード数で整理することで、広い流量範囲でスケーリングの影響を排除してデフラッディングの発生領域を予測可能であることが示されたので、本年度取得した詳細データからデフラッディング発生条件のモデル化を試みた。図 2.2.1-2 に、取得した CCFL の発生・終息点を修正フルード数で整理したものを示す。青い四角がデフラッディングを表す。データは $J_L^{*0.5} < 0.3$ においては二次曲線で良く近似でき、最小二乗近似によって $J_L^{*0.5} = 0$ において $J_G^{*0.5} = 0.58$ となる。この点を通り、全データを下回る（保守的に予測できる）直線は、Wallis の式[1]

$$J_G^{*0.5} + mJ_L^{*0.5} = C \quad (2.2.1-1)$$

において Wallis パラメータを $C=0.58$ 、 $m=0.86$ とおいた場合となった。これを用い、

$$J_G^{*0.5} + 0.86J_L^{*0.5} = 0.58 \quad (2.2.1-2)$$

を原子炉システム解析コード等で使用する CCFL の構成式として提案する。

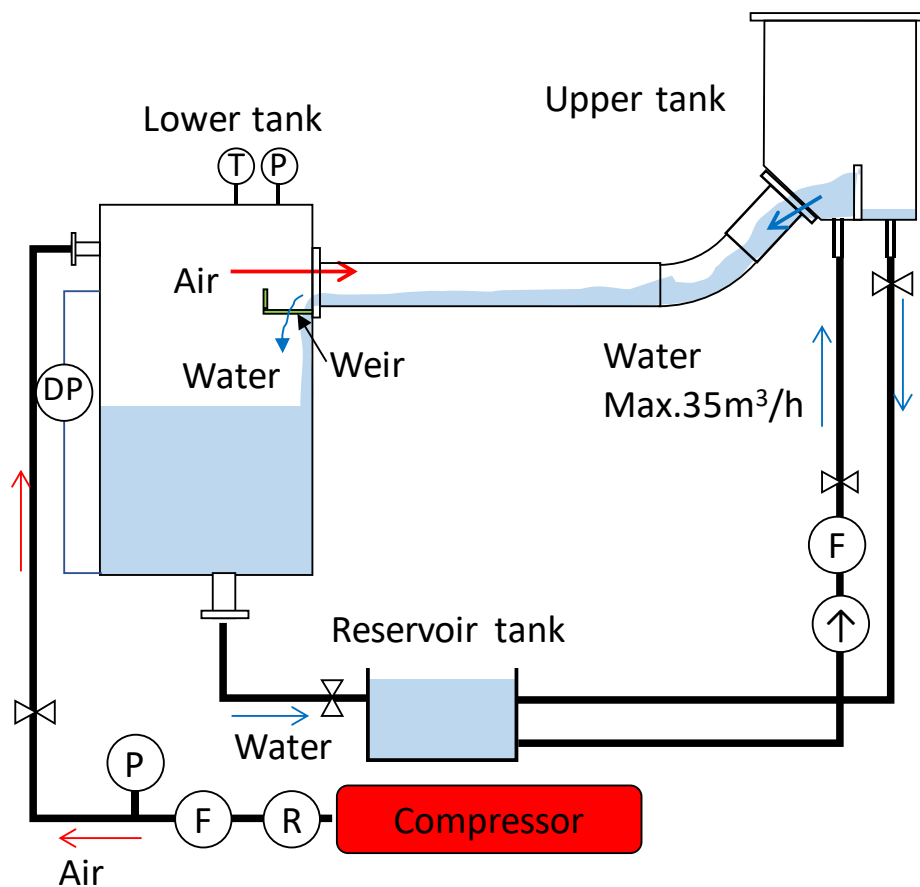


図 2.2.1-1 大口径斜め配管実験装置

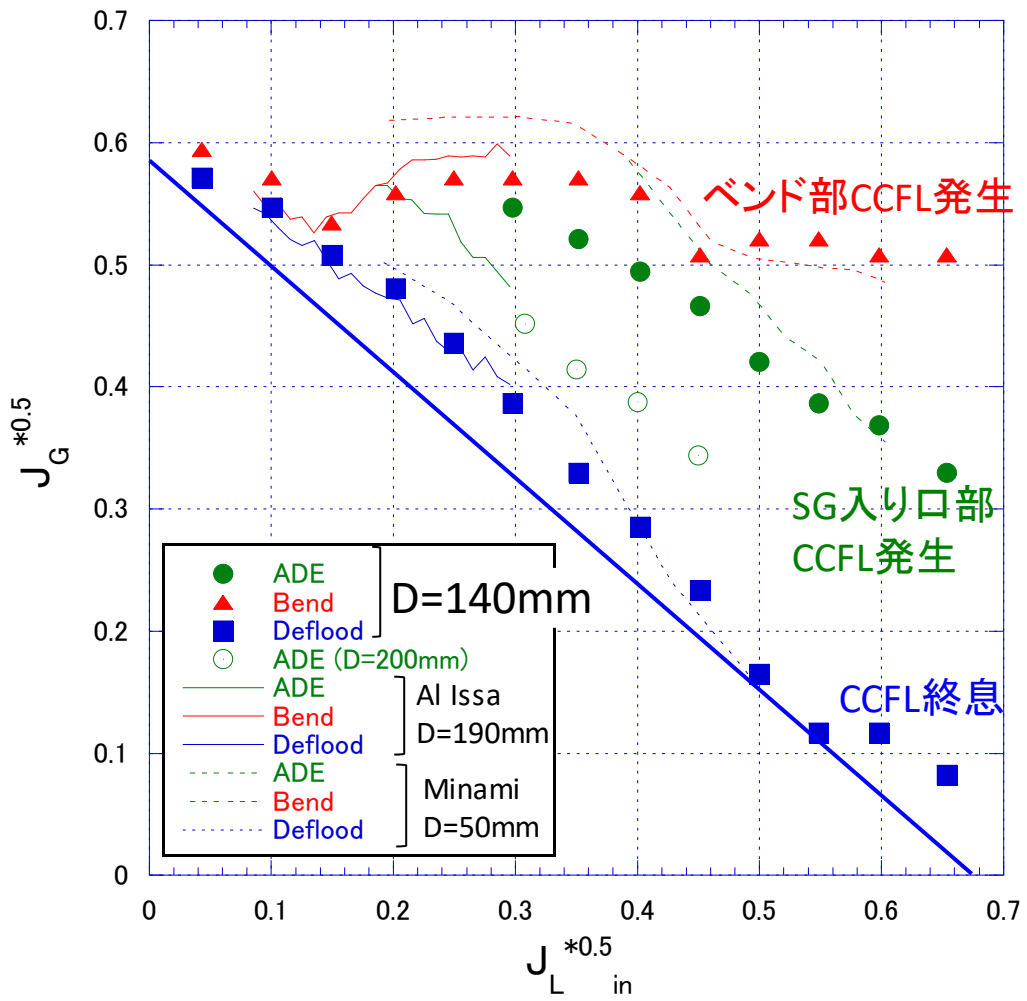


図 2.2.1-2 CCFL 特性

2.3. PWR を模擬した総合効果実験

PWR の事故時熱水力挙動を模擬する総合効果実験装置(LSTF)を用いた実験を通じて、東京電力(株)福島第一原子力発電所事故の様な極めて過酷な多重故障条件での炉心損傷防止のためのアクシデントマネジメント(AM)策の有効性を検討する。本年度は、高圧注入系が作動する場合の蒸気発生器 (SG) 伝熱管複数本破損事故模擬実験を実施する。SG 伝熱管複数本破損事故は、地震レベル 1PRA(確率論的リスク評価)で炉心損傷に直結する事故シーケンスに分類されるが、関連実験は少なく、従来知見が不十分である。そこで、LSTF を用いて、SG 伝熱管複数本破損事故からの回復操作を模擬した非正常実験を実施する。このとき、高圧注入系の単一故障を仮定する。

2.3.1. 蒸気発生器(SG)伝熱管複数本破損事故実験

過去の ROSA-IV 計画において、SG 伝熱管複数本破損事故に関する 3 回の実験(実験番号：SB-SG-02[1]、SB-SG-10[2、3]、SB-SG-16[4])、また、OECD/NEA ROSA-2 プロジェクトにおいて、SG 伝熱管 1 本破損事故に関する実験(実験番号：SB-SG-15[5])を各々実施している。概略を以下に示す。

- ◇ SB-SG-02 実験(1989 年)では、高圧注入系の不作動を仮定した。また、燃料被覆管温度の上昇が観察された時点で両ループの SG 二次側へ給水し、炉心がクエンチすることを確認した。さらに、所定の時間で健全ループ(ループ A)の SG 二次側減圧や加圧器逃し弁開放による一次系減圧を開始し、蓄圧注入系が作動することを確認した。
- ◇ SB-SG-10 実験(1992 年)では、所定の時間で高圧注入系作動による低温側配管や高温側配管への冷却材注入[配管内温度成層を確認]と健全ループ(ループ A)の SG 二次側減圧や両ループの SG 二次側への給水を開始した。また、所定の高温側配管流体温度で加圧器逃し弁開放による一次系減圧を開始し、一次系と破断ループ(ループ B)の SG 二次側の圧力が均圧した時点まで継続した。
- ◇ SB-SG-15 実験(2010 年)では、所定の時間で高圧注入系作動による低温側配管への冷却材注入[配管内温度成層を確認]と健全ループ(ループ A)の SG 二次側減圧や両ループの SG 二次側への給水を開始した。また、所定の高温側配管流体温度で加圧器補助スプレーによる一次系減圧を開始し、一次系と破断ループ(ループ B)の SG 二次側の圧力が均圧した時点まで継続した。
- ◇ SB-SG-16 実験(2017 年)では、高圧注入系の不作動を仮定した。また、所定の時間で健全ループ(ループ A)の SG 二次側減圧を開始した。さらに、一次系と破断ループ(ループ B)の SG 二次側の圧力が均圧した時点で、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を実施した。

本年度実施した SG 伝熱管複数本破損事故実験(実験番号：SB-SG-17)の主な初期条件は

以下の通りである。初期条件に設定後、破断弁開による実験開始まで 1 時間以上維持し、LSTF システム全体を熱的に安定させる。

- 炉心出力は LSTF の最高出力である 10 MW とし、軸方向炉心出力分布は 9 領域から成るコサイン分布でピーキングファクターは 1.49、径方向高出力領域のピーキングファクターは 1.51 とする。
- 加圧器と SG 二次側の圧力は、それぞれ 15.5 MPa、7.3 MPa とする。
- 高温側配管と低温側配管の流体温度は、それぞれ 598 K、562 K とする。
- 一次系ループ流量は 25 kg/s とし、一次系冷却材ポンプの回転数により調整する。
- 加圧器と SG 二次側の水位は、それぞれ 7.2 m (加圧器全容積の 65%相当)、10.3 m (SG 伝熱管のうち、長い管の頂部付近) とする。
- SG 主給水流量は 1 ループ当り 2.7 kg/s、主給水温度は 495 K とする。

SB-SG-17 実験では、SB-SG-02、SB-SG-10 及び SB-SG-16 実験と同様、SG 伝熱管 6 本ギロチン破断(1/48 体積比)を模擬する。このとき、破断ループ(ループ B)の SG の入口プレナムから二次側に接続した破断ユニットにおける破断口は、内径 10.1 mm のオリフィスを用いて模擬する(図 2.3.1-1)。また、回復操作として、スクラム信号発信から 720 秒後、健全ループ(ループ A)の SG 逃し弁の開放による二次側減圧を開始し、一次系と破断ループ(ループ B)の SG 二次側の圧力が均圧した時点で、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を実施する。昨年度実験 (SB-SG-16) との違いは高圧注入系の作動であり、その他の条件は同一とした。実験の主な仮定は、以下の通りである。

- 時刻ゼロに破断信号を発信し、破断ループ(ループ B)の SG の入口プレナムから二次側に接続した破断ユニットの破断弁を開にすることで実験を開始する。
- SB-SG-15 実験と同様、スクラム信号発信により SG 主蒸気止め弁を閉止する。ここで、加圧器圧力が 12.97 MPa に低下時点でスクラム信号が発信する。
- SB-SG-15 実験と同様、スクラム信号発信から 31 秒後、両ループの SG 二次側への主給水を停止する。
- SI 信号発信(加圧器圧力:12.27 MPa)から 10 秒後、高圧注入系(HPI)(両ループ)を作動する。HPI の単一故障を仮定し、両ループの HPI の注入流量をそれぞれ 1/2 とする。ここで、一次系圧力が約 8 MPa 以上となるため、PJ[充填系]ポンプのみを使用し、表 2.3.1-3 に示す Q-H 曲線にしたがい HPI 系の注水を行う。
- SB-SG-15 実験と同様、スクラム信号発信から 600 秒後、両ループの SG 主蒸気隔離弁を閉止する。
- SG 逃し弁の開/閉圧力は 8.03/7.82 MPa である。このとき、SG 逃し弁は内径 16.2 mm のオリフィスを用いて模擬する。
- 一次系冷却材ポンプ回転数と炉心出力は、SB-SG-15 実験と同様、それぞれ表 2.3.1-1 と表 2.3.1-2 に示す予め定めた計画値を与える。

- スクラム信号発信から 720 秒後、健全ループ(ループ A)の SG 逃し弁の開放による二次側減圧を開始する。
- SB-SG-15 実験と同様、安全注入設備作動(SI)信号発信から 70 秒後、補助給水系の作動による両ループの SG 二次側への注水を行う。ここで、加圧器圧力が 12.27 MPa に低下時点で SI 信号が発信する。補助給水流量は 1 ループ当り 0.6 kg/s、補助給水温度は 310 K とする。なお、破断ループ側は、健全ループ SG 逃し弁の開放による二次側減圧開始直前に補助給水を停止する。健全ループ側は SG 二次側水位が 12.85 m に到達時に補助給水を停止する。
- 健全ループ高温側配管流体温度が 547 K に低下した時点で、加圧器逃し弁の開放操作を開始する。なお、加圧器逃し弁からの流出流量を評価するため、当該弁下流を ST タンクに接続する。このとき、加圧器逃し弁は、内径 10.18 mm のオリフィスを用いて模擬する。
- 加圧器逃し弁の開放操作後、加圧器水位が 1 m に回復した時、HPI(両ループ)を停止する。
- 健全ループ高温側配管流体温度が 531 K に低下した時点で、健全ループ SG 逃し弁を全閉する。
- 加圧器と破断ループ SG 二次側の圧力が均圧したとき、加圧器逃し弁を全閉する。
- 均圧後、健全ループの一次冷却材ポンプを再起動する(回転数は 1500 rpm まで)。

表 2.3.1-4 に SB-SG-17 実験で観察された主な事象の時系列の推移を示す。また、図 2.3.1-2 ～図 2.3.1-18 に主な実験データを 0～5000 秒でグラフ表示する。SB-SG-17 実験で観察された主な熱水力挙動を以下にまとめる。

破断後、加圧器圧力が 12.97 MPa に低下した 68 秒にスクラム信号が発信するとともに、SG 主蒸気止め弁を閉止した。炉心出力は事前に定めた出力曲線にしたがい 87 秒から減衰を開始した(図 2.3.1-2)。また、両ループの一次系冷却材ポンプ回転数は事前に定めた回転数曲線にしたがい 68 秒にコストダウンを開始し、一次系ループ流量も低下した(図 2.3.1-3)。このとき、破断側一次冷却材ポンプは計画と異なり 77 秒に停止したが、破断側ループの一次系ループに影響はあるものの一次系圧力などに大きな影響はないものと考え、実験をそのまま続行した。一方、319 秒に健全側一次系冷却材ポンプを停止した。

破断後、加圧器水位は単調に低下し、125 秒に加圧器水位を喪失した(図 2.3.1-4)。加圧器水位喪失後まもなく高温側配管の両ループでは水位を形成したが(図 2.3.1-5)、低温側配管の両ループでは 334 秒に水位を形成した(図 2.3.1-6)。その後、ループ A、ループ B の高温側配管の水位はいずれも配管内径高さの約 3/4 まで低下した。また、ループ A、ループ B の低温側配管の水位はそれぞれ配管内径高さの約 3/4、約 7/8 まで低下した。加圧器水位喪

失後の 128 秒に高圧注入系から両ループ低温側配管へ、表 2.3.1-3 に示す流量で注水が開始されたため(図 2.3.1-11)、高温側配管、低温側配管の水位はともに 1500 秒までにほぼ満水レベルまで回復した。2039 秒に加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を開始すると、2040 秒から加圧器水位は 2110 秒までに約 11 m まで回復した。加圧器水位が 1m を超えたことを確認し、2075 秒に両ループの高圧注入系を停止した。

破断後 68 秒で一次系圧力は 12.97MPa に低下し、スクラム信号が発信した。ここで、図 2.3.1-1 に示す、破断オリフィス近くのベンチュリー流量計で計測した破断流量は、一次系とループ B の SG 二次側の圧力差に対応し、破断直後約 5 kg/s であった。スクラム信号に従って SG 主蒸気止め弁を閉止後、SG 二次側圧力は上昇したが、約 100~800 秒で SG 逃し弁の周期的開閉により約 8MPa に維持された(図 2.3.1-7、図 2.3.1-10)。791 秒でループ A の SG 逃し弁を開放すると、ループ A の SG 二次側圧力が低下し、約 850 秒で一次系圧力がループ B の SG 二次側圧力近くまで低下した。また、ループ A の SG 二次側水位は低下したが、194 秒以降の補助給水系の作動により、約 3700 秒以降ループ A の SG 二次側水位は上昇に転じた(図 2.3.1-9)。一方、790 秒でループ B の補助給水系が停止すると、ループ B の SG 二次側水位はほぼ一定値を維持し続け、約 2050 秒の加圧器逃し弁開放操作に伴う一次系減圧の影響によりループ B の SG 水位は減少を開始した。約 2800 秒における加圧器逃し弁閉止操作に伴い、ループ B の SG 水位の減少傾向は緩やかになった。ここで、ループ A の SG 逃し弁の開放後、ループ B の SG 逃し弁は開かなかった。ループ A 高温側配管流体温度が 547 K に低下したことを確認し(図 2.3.1-16)、2050 秒で加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を開始すると、一次系圧力はループ B の SG 二次側圧力を下回った。その後の加圧器逃し弁閉止操作に伴い、一次系と破断側 SG 二次側の圧力は均圧となった。この様に、加圧器逃し弁の開放後から、加圧器逃し弁を全閉するまで、一次系圧力がループ B の SG 二次側圧力を下回り、逆流が生じていると考えられる。3500 秒でループ A 一次系冷却材ポンプを再起動すると炉心水位が回復し、安定した炉心冷却が継続される様子が確認された。

SG 計装管のうち、Tube 1 と Tube 6 は短い管、Tube 2 と Tube 5 は中間長さの管、Tube 3 と Tube 4 は長い管である。約 71 秒で両ループの SG 計装管に水位が形成した(図 2.3.1-12、図 2.3.1-13)。ループ A の SG 計装管の水位低下率は異なり、約 600~900 秒において、短い管で約 6 m、中間長さの管で約 8 m、長い管で約 8 m まで一旦低下した。ループ A の SG 逃し弁の開放後、ループ A の SG 計装管はほぼ満水のレベルまで上昇し、3500 秒での一次冷却材ポンプの再起動に伴い、満水となった。一方、ループ B の SG 計装管の水位低下率も異なり、短い管では約 2 m、約 8 m、中間長さの管では約 9 m、長い管では約 7 m、8 m まで一旦低下し、その後水位は大きく増加ないし若干低下する傾向となったが、加圧器逃し弁の開放に伴い、何れの計装管も約 2110 秒までに空になった。ループ A の SG 逃し弁の

開放後もループ A の自然循環は継続された。一方、ループ A の SG 逃し弁の開放後、ループ B の一次系ループ流量は低下し、自然循環流量はほぼゼロとなった(図 2.3.1-3)。

低温側配管における圧力容器中心から 746.5 mm の位置の配管頂部、中央、底部の 3 箇所(図 2.3.1-18)から、ループ B では高圧注入系の注入期間(約 1000~2050 秒)において、循環流量がほぼ無くなり、高圧注入系からの低温の冷却材が配管底部を流れたため、配管底部流体温度が低く、配管頂部流体温度が高くなり、温度成層が顕著に生じることを確認した。一方、ループ A では自然循環が継続されることから、顕著な温度成層は生じなかった(図 2.3.1-17)。2050 秒の加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を開始した後、高圧注入系を停止すると、ループ B での温度成層も概ね終了した(図 2.3.1-18)。

図 2.3.1-15 に示す代表的な炉心流体温度のうち、Pos. 9 は炉心最上部(=炉心中央部から 1.78 m 上の高さ)、Pos. 6 は炉心中央部から 0.40 m 上の高さの温度である。炉心水位の低下は小さかったため(図 2.3.1-14)、実験を通じて炉心流体温度の上昇は検出されなかった。3500 秒にループ A 一次系冷却材ポンプを再起動した後、ループ A 高温側配管流体が 531 K を下回り(図 2.3.1-16)、一次冷却材ポンプの安定動作を確認した後、3706 秒にループ A の蒸気発生器逃し弁を全閉とした。一次系圧力の過渡変化等が概ね定常状態となったことを確認し、5157 秒に破断弁を閉とともに 5182 秒に炉心出力をゼロとして実験を終了した。

表 2.3.1-1 スクラム信号発信後の一次系冷却材ポンプ回転数

時間 (秒)	ポンプ 回転数比	時間 (秒)	ポンプ 回転数比	時間 (秒)	ポンプ 回転数比
0	1.000	30	0.280	80	0.125
2	0.850	40	0.220	90	0.110
5	0.730	50	0.185	100	0.100
10	0.540	60	0.160	250	0.000
20	0.370	70	0.140		

表 2.3.1-2 スクラム信号発信後の炉心出力

時間 (秒)	炉心出力 (MW)	時間 (秒)	炉心出力 (MW)	時間 (秒)	炉心出力 (MW)	時間 (秒)	炉心出力 (MW)
0*	10	80	3.042	600	1.832	8000	0.814
18	10	100	2.763	800	1.577	10000	0.763
20	8.150	150	2.423	1000	1.487	20000	0.629
30	5.366	200	2.263	1500	1.342		
40	4.504	300	2.079	2000	1.238		
50	3.906	400	2.000	3000	1.096		
60	3.538	500	1.913	5000	0.936		

表 2.3.1-3 圧力容器(PV)下部プレナム圧力と高圧注入系(HPI)流量の関係

PV 下部プレナム圧力 P (MPa)	HPI 1/2 流量 Q' [1 ループ当り] (kg/s)
20.0	0.00
12.28	0.00
12.27	0.17
10.0	0.26
8.0	0.34
6.0	0.42
5.0	0.45
4.0	0.48
3.0	0.51
2.0	0.53
1.0	0.56
0.5	0.57
0.2	0.58

表 2.3.1-4 SB-SG-17 実験で観察された主な事象

時間 (秒)	事 象
0	破断弁開 (実験開始)
68	スクラム信号発信
68	蒸気発生器主蒸気止め弁閉止
68	一次系冷却材ポンプコーストダウン開始(両ループ)
77	一次系冷却材ポンプ停止(ループ B)
87	炉心出力減衰開始
102	蒸気発生器主給水停止(両ループ)
118	安全注入設備作動(SI)信号発信
125	加圧器水位喪失
128	高圧注入系作動 (両ループ)
194	補助給水系作動(両ループ)
319	一次系冷却材ポンプ停止(ループ A)
673	蒸気発生器主蒸気隔離弁閉止(両ループ)
777	補助給水系停止(ループ B)
791	蒸気発生器逃し弁の開放(ループ A) (蒸気発生器二次側減圧開始)
2039	加圧器逃し弁の開放 (一次系減圧開始)
2043	加圧器水位上昇開始
2075	高圧注入系停止(両ループ)
2680	加圧器逃し弁閉止
3500	一次冷却材ポンプ再起動(ループ A)
3706	蒸気発生器逃し弁の閉止(ループ A)
5118	一次冷却材ポンプ停止(ループ A)
5157	破断弁閉
5182	炉心出力ゼロ (実験終了)

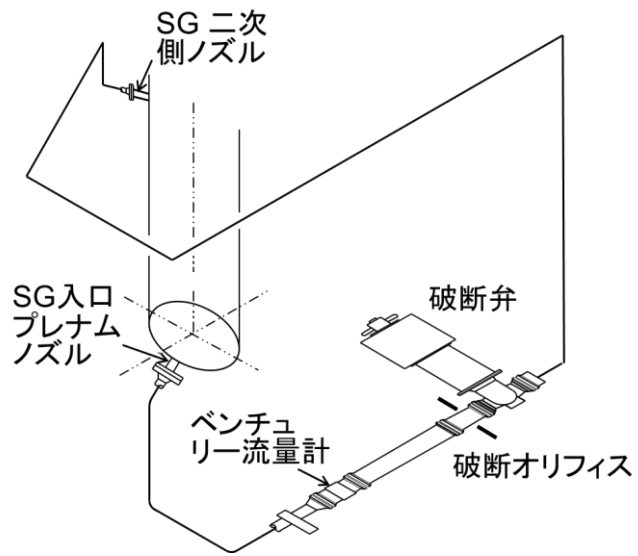
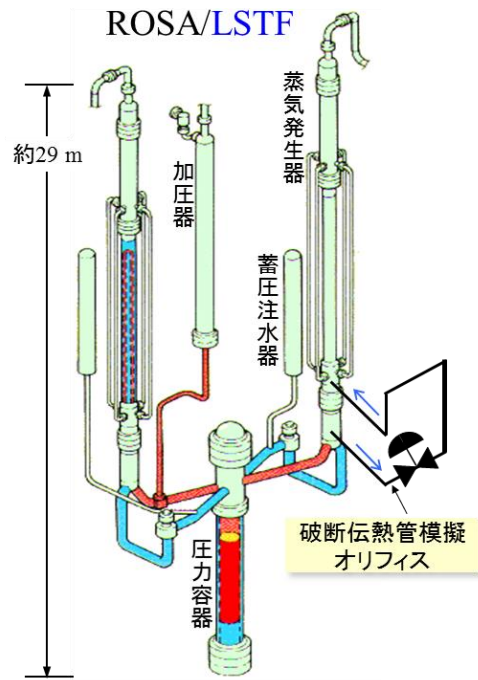


図 2.3.1-1 破断ユニットの系統図

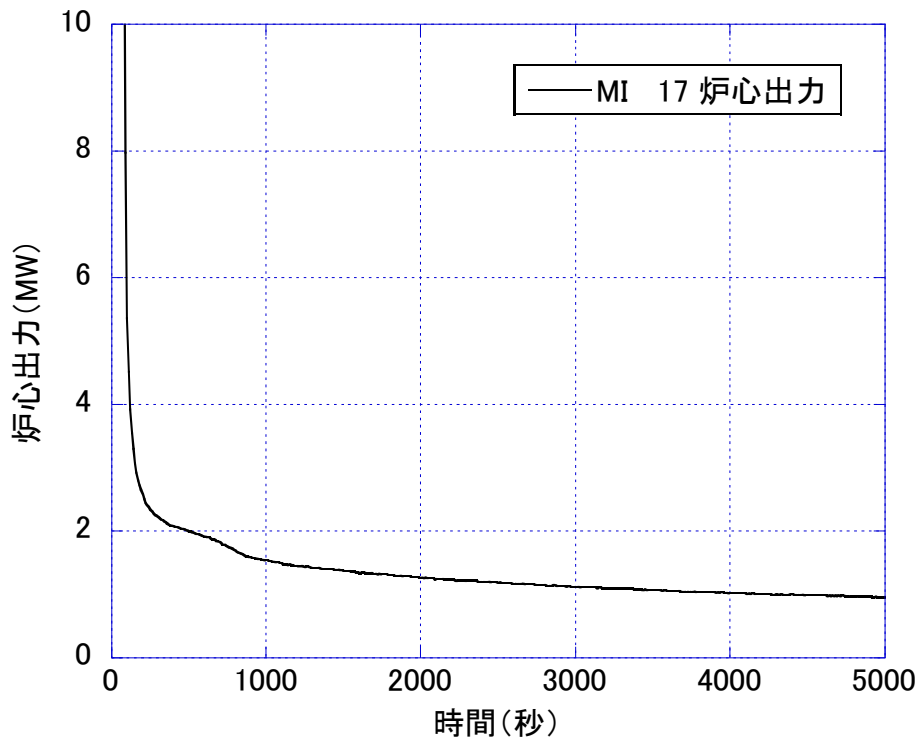


図 2.3.1-2 炉心出力

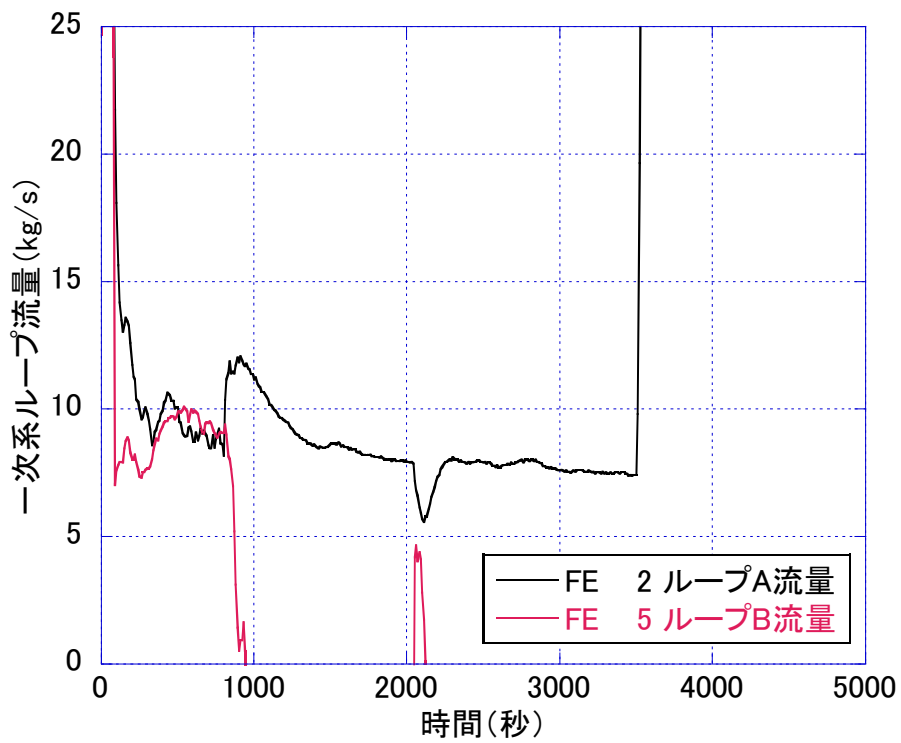


図 2.3.1-3 一次系ループ流量

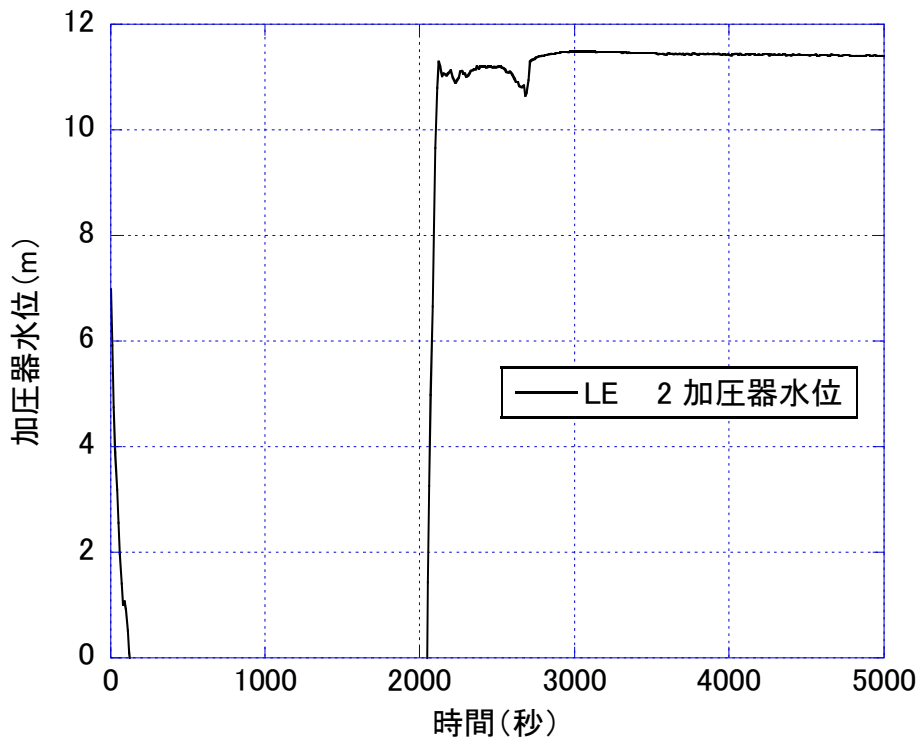


図 2.3.1-4 加压器水位

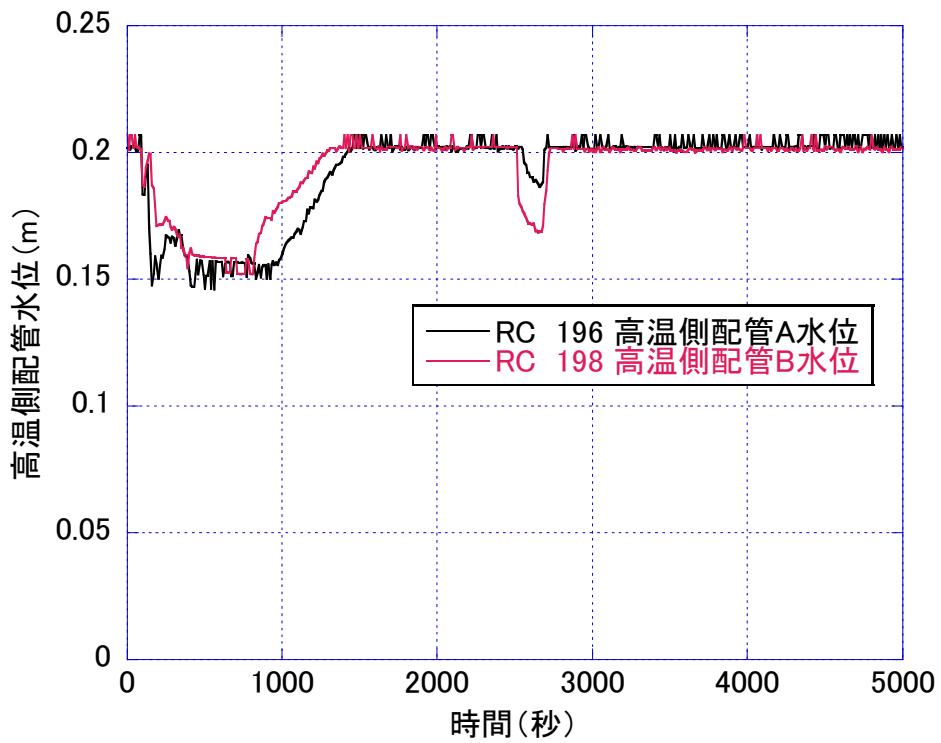


図 2.3.1-5 高温側配管水位

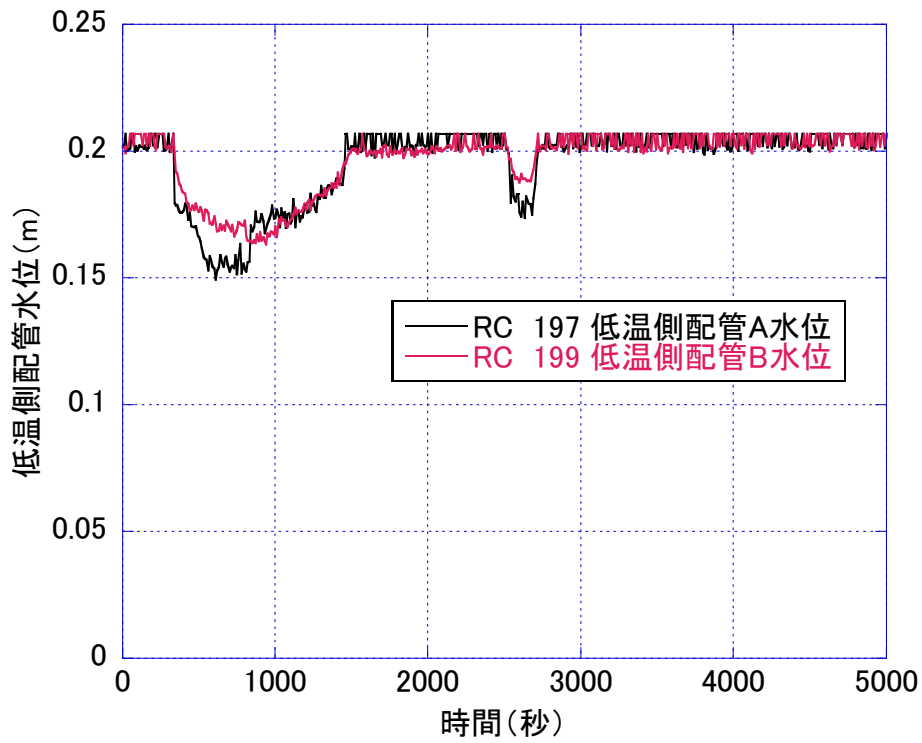


図 2.3.1-6 低温側配管水位

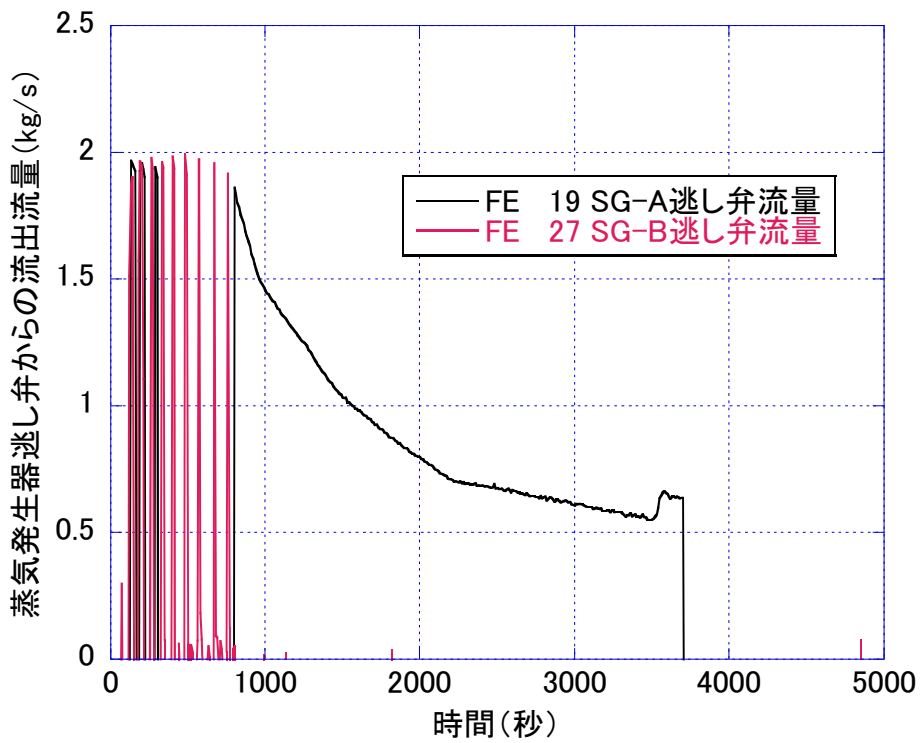


図 2.3.1-7 蒸気発生器逃し弁からの流出流量

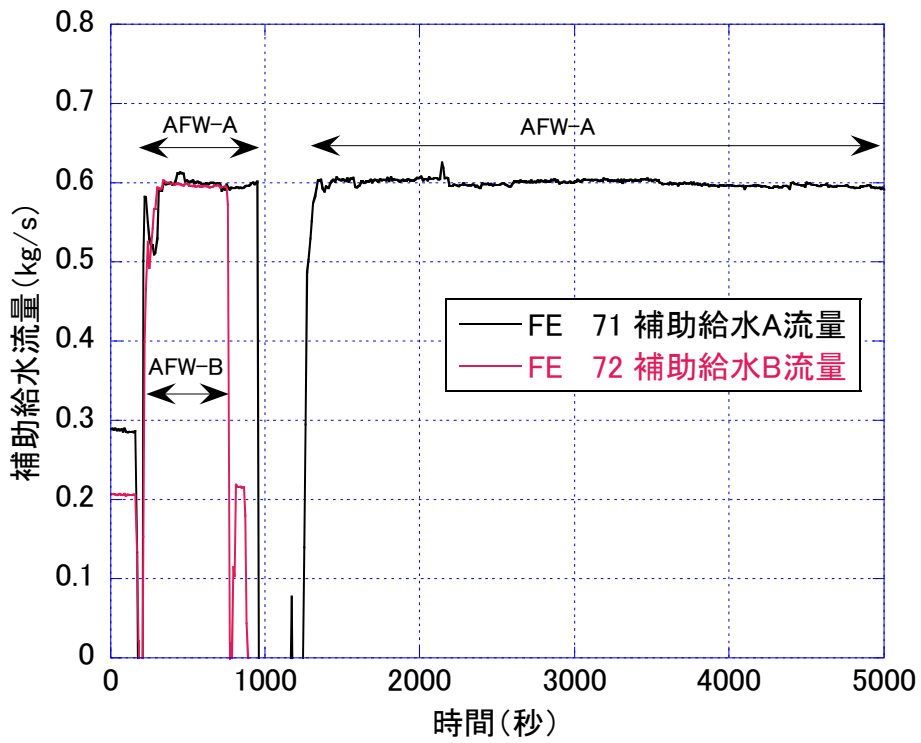


図 2.3.1-8 補助給水流量

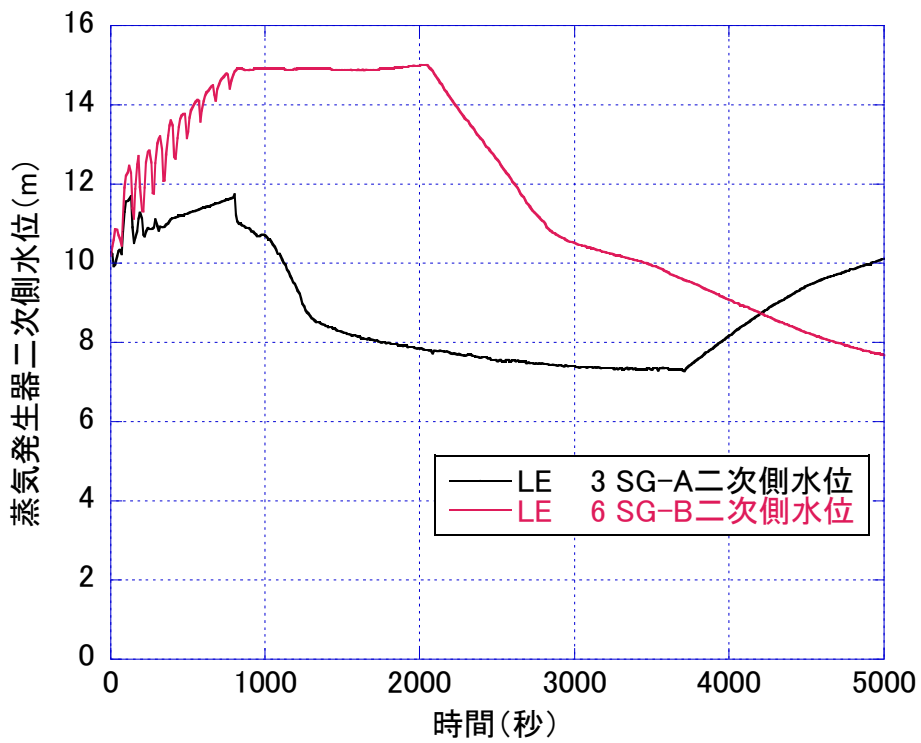


図 2.3.1-9 蒸気発生器二次側水位

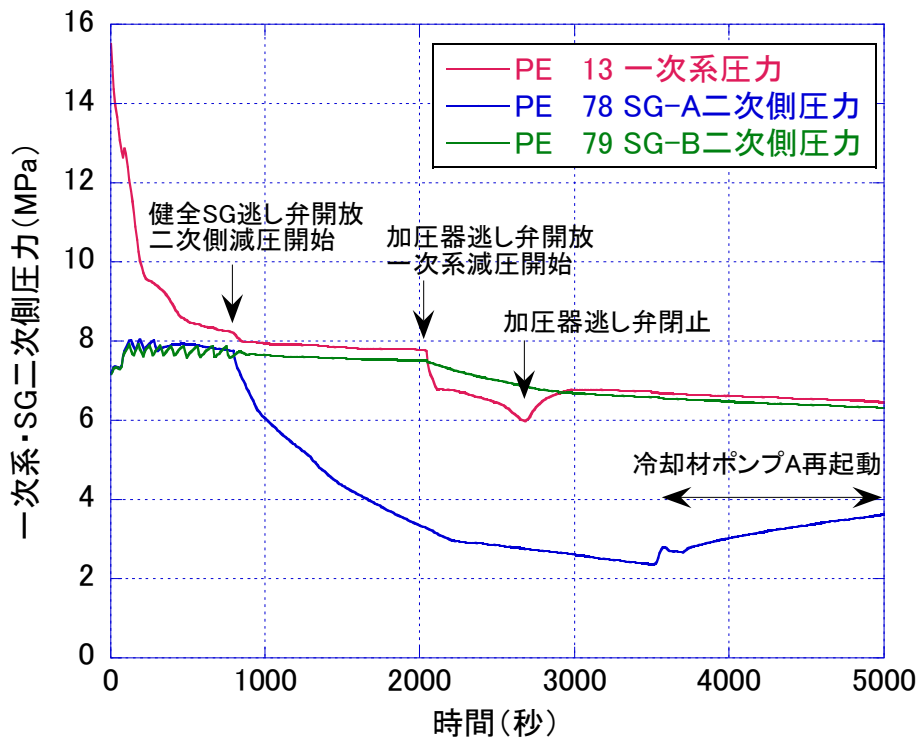


図 2.3.1-10 一次系・蒸気発生器二次側圧力

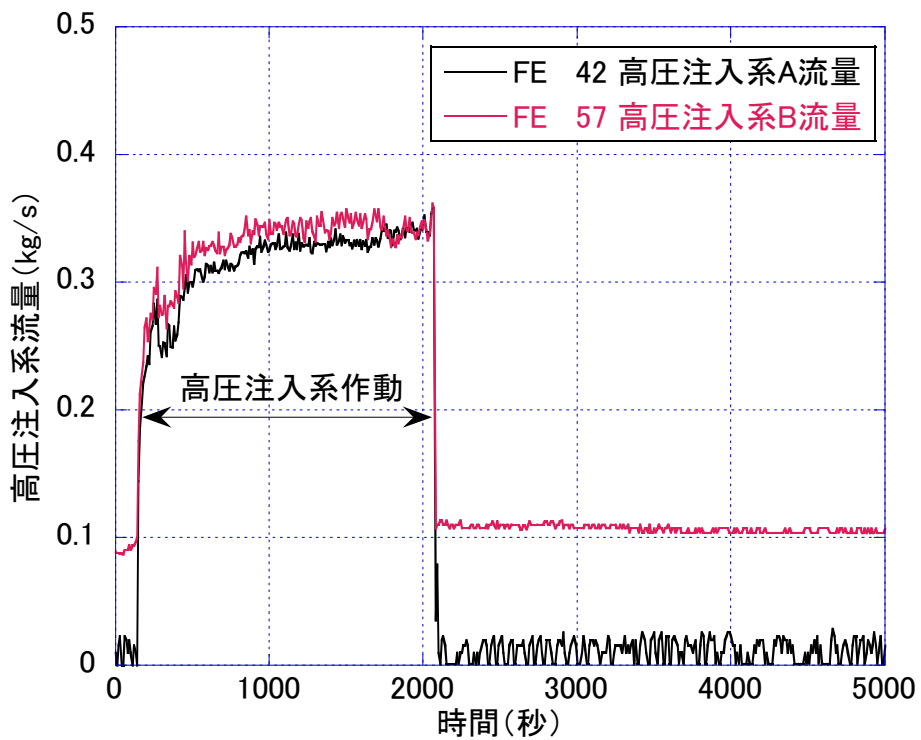


図 2.3.1-11 高压注入系流量

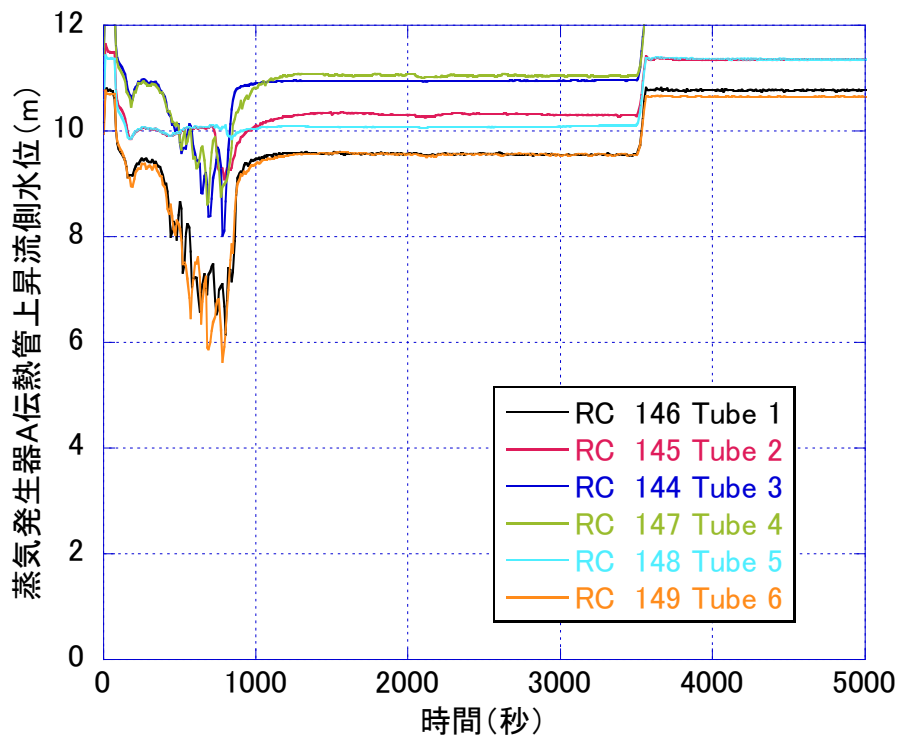


図 2.3.1-12 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ A)

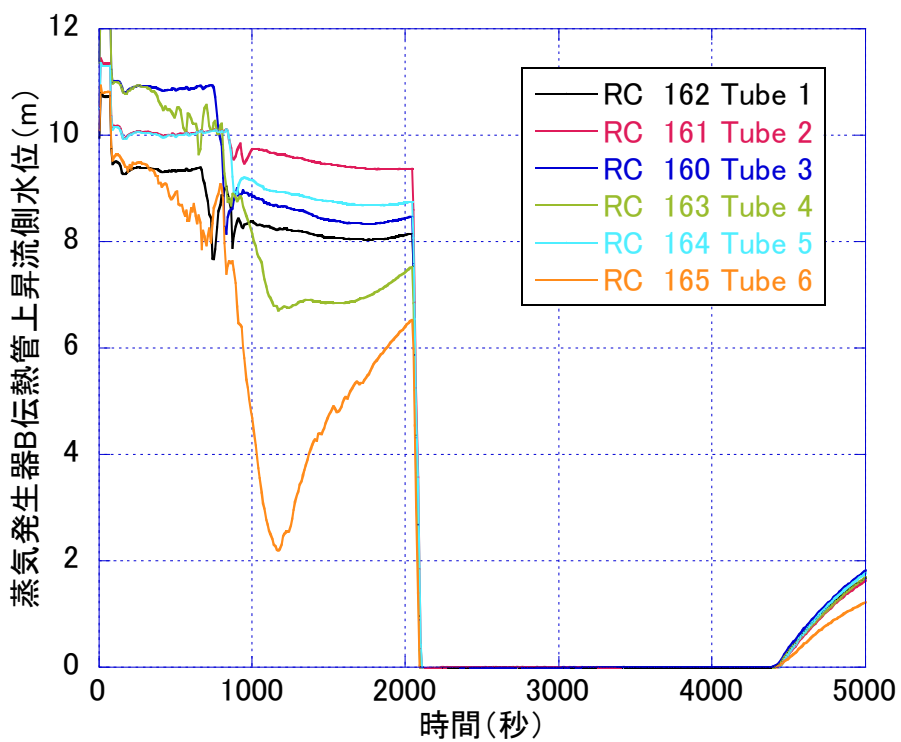


図 2.3.1-13 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ B)

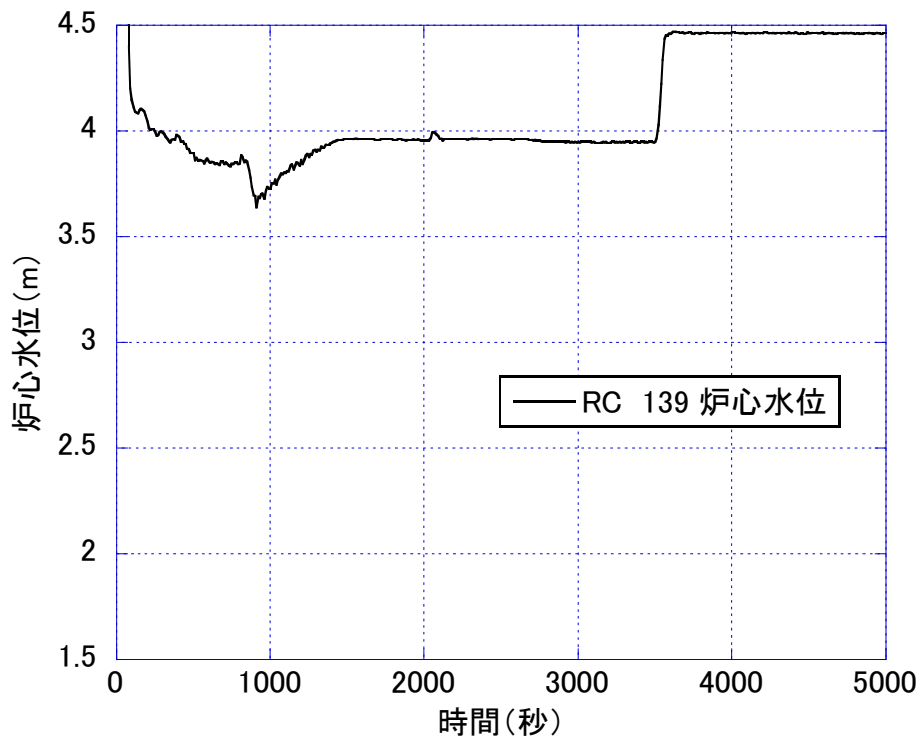


图 2.3.1-14 炉心水位

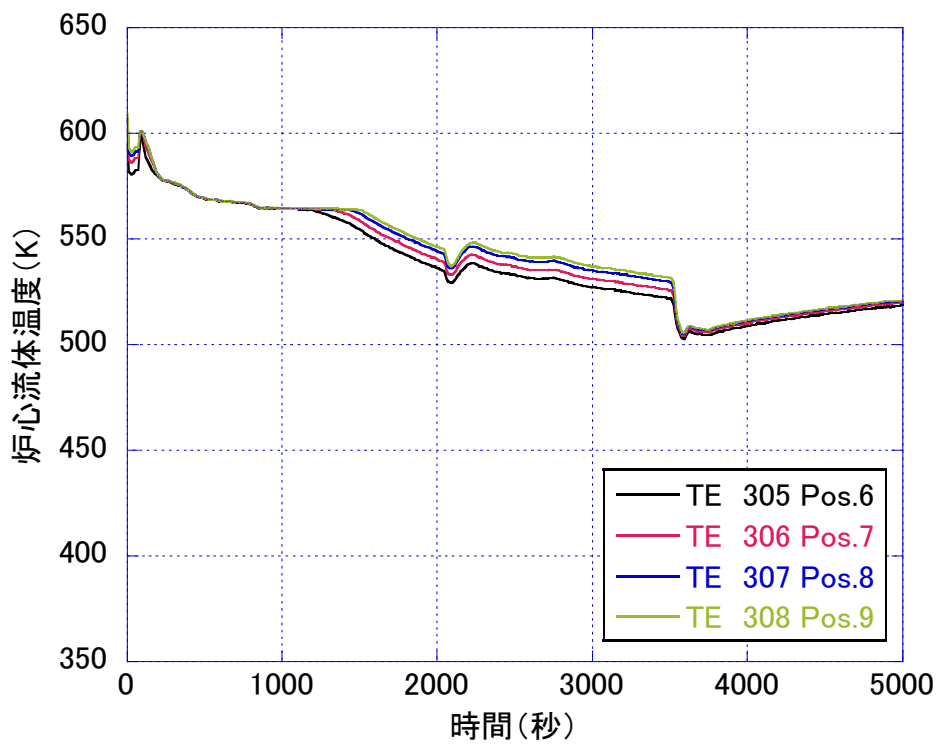


图 2.3.1-15 炉心流体温度

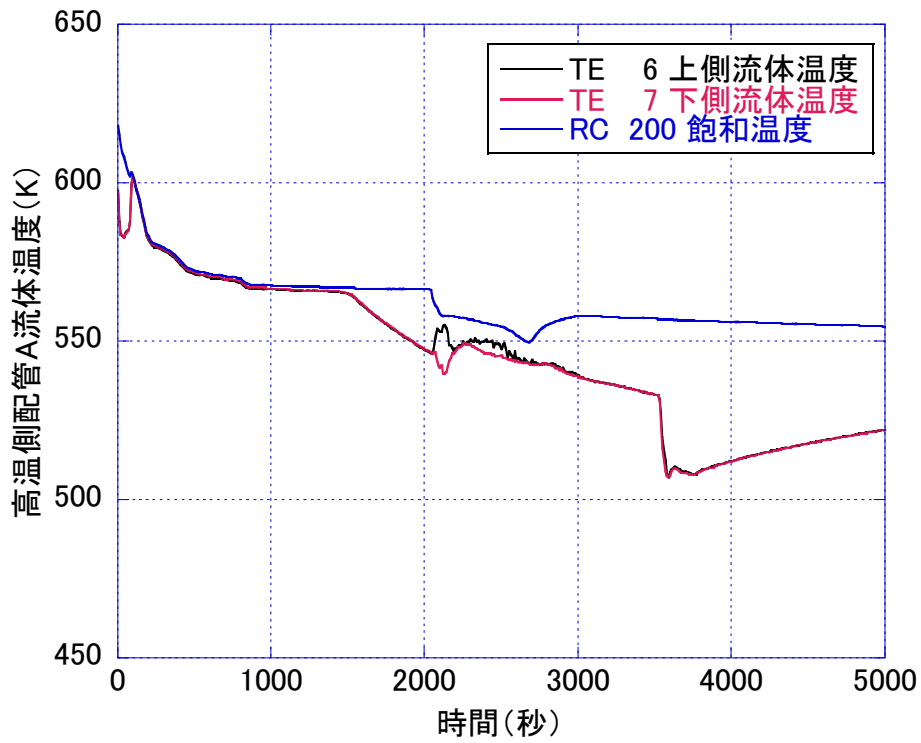


图 2.3.1-16 高温側配管 A 流体温度

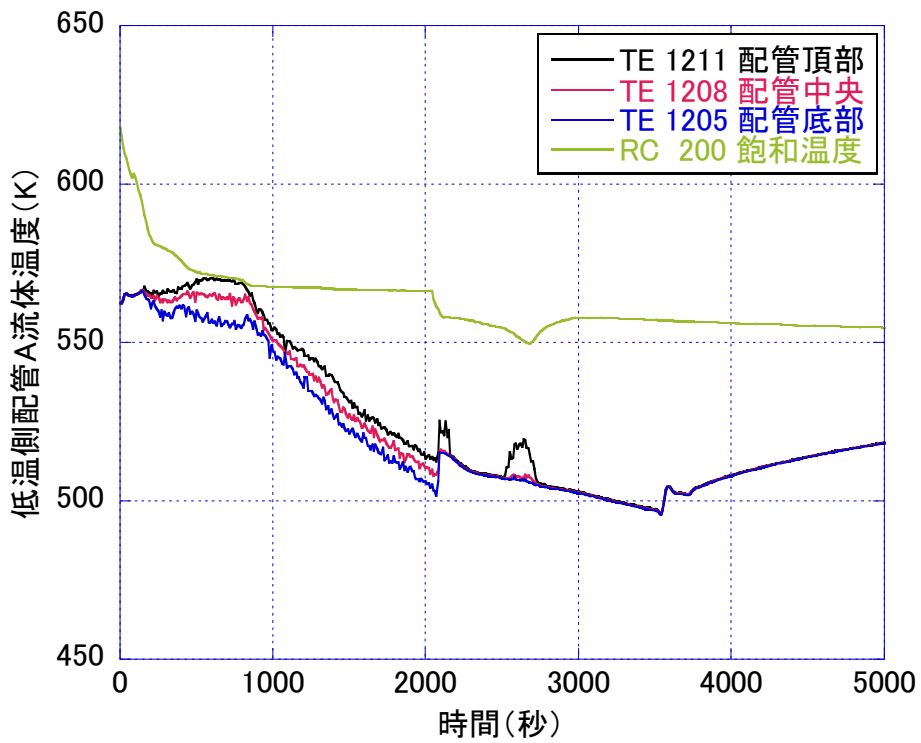


图 2.3.1-17 低温側配管 A 流体温度

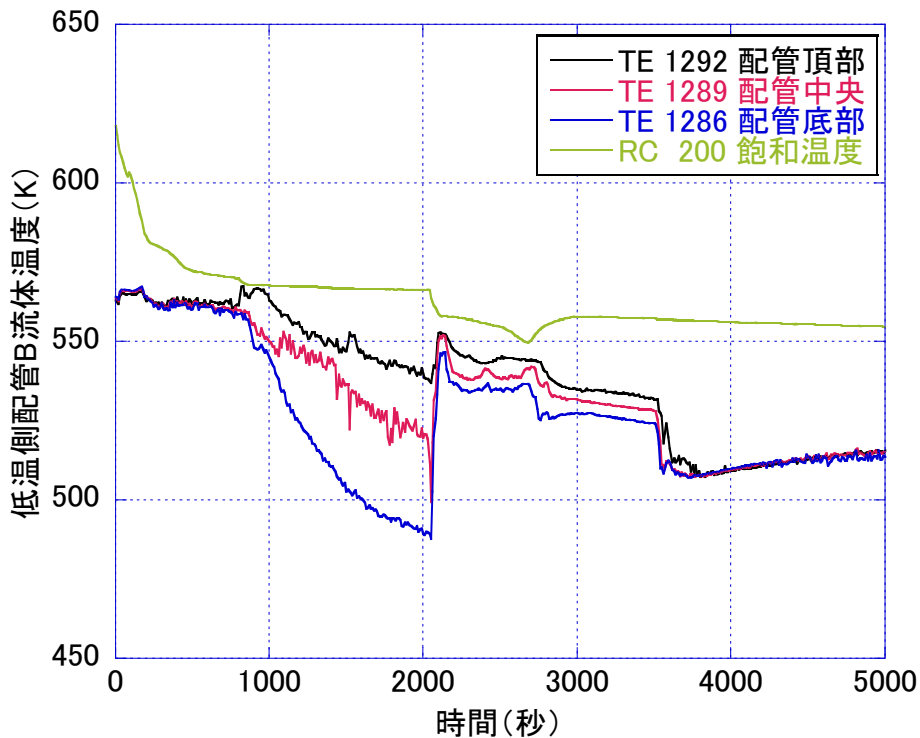


図 2.3.1-18 低温側配管 B 流体温度

2.3.2. 解析

燃料被覆管最高温度等に影響を及ぼす現象に対する予測の不確かさについて検討するため、RELAP5/MOD3.3 コードを用いて ROSA/LSTF により過去に実施した PWR 事故模擬実験に対する事後解析や感度解析、不確かさ解析を実施した。

2.3.2.1. RELAP5/MOD3.3 コードを用いた LSTF 実験解析

前述の PWR を模擬した LSTF による総合効果実験の境界条件等を設定する際、最適評価コードである RELAP5 コード等を用いた事前解析結果等も参考になり得る。そのため、RELAP5 コードに対して、事故解析等を通じた予測性能評価が必要となる。

原子力機構では、これまで LSTF を用いた PWR 事故模擬実験とともに、最適評価コードである RELAP5 コード等を用いた解析を実施しているが、事故解析においては、燃料被覆管最高温度等に影響を及ぼす現象に対する予測の不確かさを把握することは重要であり、不確かさを踏まえた最適評価手法(BEPU)が OECD/NEA の BEMUSE 計画（米国 LOFT による大破断冷却材喪失事故模擬実験と Zion 炉解析、BEPU の有用性と限界の確認）等で検討されている[1]。また、新規性基準においても、炉心損傷を防止する AM 策を検討するための道具として使用される解析コードの妥当性確認が、過去の LSTF 実験の一部を参照

して行われているが、必ずしも十分ではない。そのため、平成 27 年度から BEPU の整備に着手し、その一環として、炉心の露出・過熱が観察された過去の LSTF 実験の結果等を活用することとした。今年度は、1987 年 6 月 30 日に行った、高温側配管 10%破断冷却材喪失事故模擬実験(実験番号:SB-HL-02)[2]を解析対象に、RELAP5/MOD3.3 コードを用いた事後解析や感度解析、不確かさ解析を実施した。

LSTF 実験の主な初期条件は、以下の通りである。

- 炉心出力は LSTF の最高出力である 10MW とし、軸方向炉心出力分布は 9 領域から成るコサイン分布でピーキングファクターは 1.49 とする。径方向高出力領域のピーキングファクターは 1.51 とする。
- 加圧器と SG 二次側の圧力は、それぞれ 15.5MPa、7.3MPa とする。
- 高温側配管と低温側配管の流体温度は、それぞれ 598K、562K とする。

LSTF 実験の主な仮定は、以下の通りである。

- 破断ループ(ループ B)の高温側配管 10%破断とする。破断口は内径 31.9mm のオリフィスで模擬する。
- 補助給水系は不作動とする。
- 非常用炉心冷却系の条件として、高压注入系は不作動とする。蓄圧注入系は、一次系圧力が 4.51MPa に低下した時点で作動し、健全ループ(ループ A)と破断ループ(ループ B)の低温側配管に 3:1 の流量比で注水する。蓄圧注入系の注水温度は、320K とする。
- 加圧器圧力が 12.97MPa に低下した時点でスクラム信号を発信し、SG 主給水喪失や SG 主蒸気隔離、一次系冷却材ポンプのコストダウン等を模擬する。
- スクラム信号発信後の炉心出力の計画値として、過去の LSTF 冷却材喪失事故模擬実験で用いた値を与える。

図 2.3.2-1 に LSTF 実験解析用のノーディング図を示す。LSTF の圧力容器、一次系ループ、加圧器、SG、SG 二次側等をモデル化する。本実験において SG 伝熱管群の流動は一様流動であったことから、各 SG の伝熱管は単チャンネルで模擬する。炉心部は、高出力、中間出力、低出力の炉心バンドルに対応する鉛直方向流路を模擬する。ここで、炉心出力分布を考慮し、鉛直方向流路は均等に 9 分割する。高温側配管頂部に接続した破断オリフィスを含む破断ユニットは、形状を考慮してモデル化する。

解析上の主な仮定は、次の通りである。

- 臨界流モデルとして、Ransom-Trapp モデル[3]を用いる。事後解析では、破断口流出係数(C_d)は 1.0 とする。
- 式(1)に示す Wallis 型の気液対向流制限(CCFL)モデル[4]を上部プレナムに適用する。

$$j_G^{*1/2} + mj_L^{*1/2} = C \quad (2.3.2-1)$$

ここで、 j^* は無次元体積流束、 G は気相、 L は液相を示す。事後解析では、式(2.3.2-1)の傾き m は 1、切片 C は 0.75 とし、燃料被覆管最高温度等に与える影響を調査する。

蓄圧注入系流量(ループ A)、炉心水位、燃料被覆管温度に対する実験結果と事後解析結果について、それぞれ図 2.3.2-2、図 2.3.2-3、図 2.3.2-4 に 0~500 秒でグラフ表示する。炉心水位の低下により炉心は露出したが、蓄圧注入系による注水流量を過小予測したため(図 2.3.2-2)、炉心水位の回復が遅く(図 2.3.2-3)、炉心露出後の燃料被覆管最高温度を過大予測した(図 2.3.2-4)。実験において、燃料被覆管最高温度は Pos. 6(=炉心中央部から約 0.4m 上の高さ)で観測されたが、蓄圧注入系流量の不十分な予測に起因した炉心水位の不十分な予測が影響し、解析において、燃料被覆管最高温度は Pos. 8 のノード(=炉心中央部から約 1~1.4m 上の高さ)で現れた。

表 2.3.2-1 に感度解析条件を示す。事後解析を基に、炉心露出後の燃料被覆管最高温度に影響を与える可能性がある現象に係るパラメータを抽出するとともに、影響の大きさを調べるためにその範囲を設定した。感度解析に係るパラメータと設定範囲は、以下の通りである。

- 破断口流出係数(C_d)に対して 1.0±0.03
- 炉心出力に対して計画値±0.1MW
- 炉心相間摩擦に対して 100±50%
- 炉心熱伝達係数(蒸気単相対流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数)に対して 100±50%
- 上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの傾き m に対して 1±0.05
- 上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの切片 C に対して 0.75±0.02

ここで、破断口流出係数(C_d)、上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの傾き m と切片 C については、比較的小さい係数の差が燃料被覆管最高温度に与える影響を調べた。一方、炉心相間摩擦と炉心熱伝達係数(蒸気単相対流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数)については、関連研究で使用された値[5]等を参照しつつ、比較的大きい係数の差が燃料被覆管最高温度に与える影響を調べた。RELAP5 コードにおいて、相間摩擦は、流動様式毎に適用する相関式が異なり、感度解析では炉心相間摩擦に 0.5 ないし 1.5 を乗じた。また、蒸気単相対流熱伝達(ボイド率 0.999 以上)は、乱流強制対流モデルとして Dittus-Boelter の相関式、層流強制対流モデルとして Sellars-Tribus-Klein の相関式、自然対流モデルとして Churchill-Chu の相関式によりヌセルト数を計算し、その最大値を用いている。さらに、膜沸騰熱伝達モデルとして、Bromley の相関式及び Sun-Gonzalez-santalo-Tien の相関式を用いている。感度解析では、炉心熱伝達係数(蒸気単相対流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係

数) に 0.5 ないし 1.5 を乗じた。なお、炉心出力については、LSTF の計測誤差(±0.07MW) を考慮した。

破断口流出係数(C_d)、炉心出力、炉心相間摩擦、炉心熱伝達係数(蒸気単相対流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数)、上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの傾き m と切片 C の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果について、事後解析結果と比較してそれぞれ図 2.3.2-5～図 2.3.2-10 に 200～400 秒でグラフ表示する。破断口流出係数(C_d)に関して、燃料被覆管最高温度は 1.03 の場合事後解析結果を上回り、0.97 の場合事後解析結果を下回った(図 2.3.2-5)。炉心出力に関して、燃料被覆管最高温度は計画値+0.1MW の場合事後解析結果を上回り、計画値-0.1MW の場合事後解析結果を下回った(図 2.3.2-6)。炉心相間摩擦に関して、燃料被覆管最高温度は 50%及び 150%の場合事後解析結果を上回った(図 2.3.2-7)。炉心熱伝達係数(蒸気単相対流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数)に関して、燃料被覆管最高温度は 50%の場合事後解析結果を上回り、150%の場合事後解析結果を下回った(図 2.3.2-8)。上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの傾き m に関して、燃料被覆管最高温度は 1.05 の場合事後解析結果を上回り、0.95 の場合事後解析結果を下回った(図 2.3.2-9)。上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの切片 C に関して、燃料被覆管最高温度は 0.73 の場合事後解析結果を上回り、0.77 の場合事後解析結果を下回った(図 2.3.2-10)。以上から、抽出したパラメータである破断口流出係数(C_d)、炉心出力、炉心相間摩擦、炉心熱伝達係数(蒸気単相対流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数)、上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの傾き m と切片 C の組み合わせは、炉心露出後の燃料被覆管最高温度に大きな影響を与える可能性があることを示している。

不確かさ解析では、計算手法として、直接的に多数回の解析を実施する直接計算法[6]を採用した。また、評価手法として、不確かさを考慮する各パラメータに対して各々の分布に従ってランダムに値を与え、パラメータの組み合わせを基に解析を実施する順序統計法[6]を採用した。このとき、ドイツ GRS により提唱されている、対象出力量(本解析では、炉心露出後の燃料被覆管最高温度)に対する最も厳しい結果を 95%信頼水準及び 95%累積確率値とする手法[7]を適用した。よって、95%信頼水準/95%累積確率値での不確かさ解析に必要な計算ケース数 n は、Guba らによる式(2.3.2-2)[8]を適用し、OECD/NEA の BEMUSE 計画からの提言を参照して次数を 3 とすることで[9]、124 ケースとなる。

$$\sum_{j=0}^{n-P} \frac{n!}{(n-j)!j!} \alpha^j (1-\alpha)^{n-j} \geq \beta \quad (2.3.2-2)$$

ここで、 P は次数、 α は累積確率(=0.95)、 β は信頼水準(=0.95)を示す。

95%信頼水準/95%累積確率値での不確かさ解析に必要な計算ケース数である 124 ケースの不確かさ解析を実施した。ここで、前年度は、次数が 2 の場合に必要な計算ケース数が

93 ケースであることを考慮して、不確かさ解析のケース数は 100 ケースとした。このとき、表 2.3.2-1 に示す様に、不確かさパラメータに対する分布に関しては、全体の熱水力応答に影響を及ぼすパラメータである破断口流出係数(C_d)や上部プレナムでの Wallis 型 CCFL モデルの傾き m と切片 C に対して一様分布を仮定した。一方、不確かさが明確ではないパラメータである炉心相間摩擦や炉心熱伝達係数（蒸気単相対流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数）、さらに、計測誤差が関与する炉心出力に対して正規分布を仮定した。なお、抽出したパラメータのサンプリングに関しては、分布の全範囲に対してムラなく公平で分布と良く調和した LHS（ラテン超方格サンプリング）法[10]を適用した。ここで、前年度は、ランダムサンプリング法を適用した。

図 2.3.2-11 に炉心露出後の燃料被覆管最高温度に関する不確かさ解析の結果を昇順に並べて図示した。ここで、前述の通り、事後解析では燃料被覆管最高温度を過大予測している。抽出したパラメータの組み合わせを基に実施した不確かさ解析の結果、燃料被覆管最高温度の分布は正規分布ではないことを確認した。また、燃料被覆管最高温度の最小値が 572K、最大値が 669K となり、実験値(628K)はこの範囲に収まることを確認した。

表 2.3.2-1 LSTF 実験の感度解析条件

現象	パラメータ	設定範囲	分布
臨界流	破断口流出係数(C_d)	1.0±0.03	一様分布
崩壊熱	炉心出力	計画値 ±0.1MW	正規分布
炉心二相水位	炉心相間摩擦	100±50%	正規分布
炉心熱伝達	炉心熱伝達係数 (蒸気単相對流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数)	100±50%	正規分布
上部プレナムでの蓄水	上部プレナムでの CCFL モデルの傾き m	1±0.05	一様分布
	上部プレナムでの CCFL モデルの切片 C	0.75±0.02	一様分布

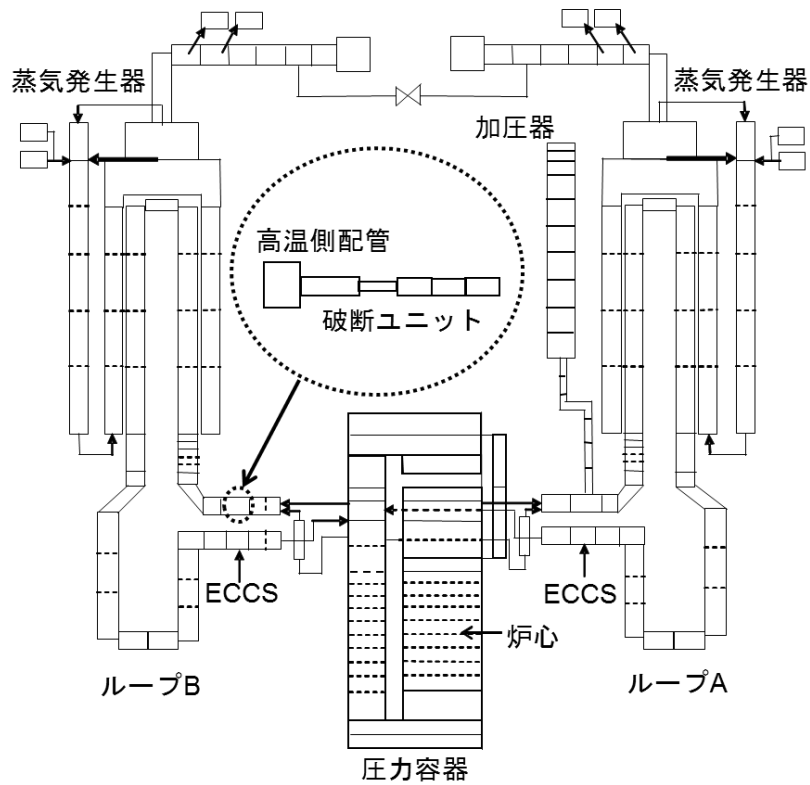


図 2.3.2-1 LSTF 実験解析用ノーディング図

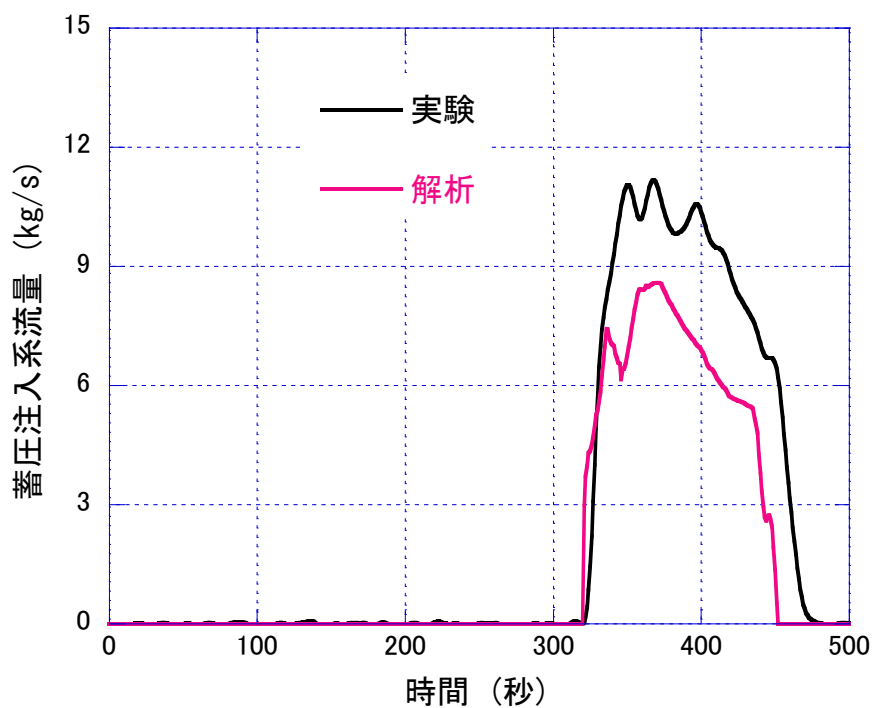


図 2.3.2-2 蓄圧注入系流量(ループ A)に対する実験及び事後解析結果

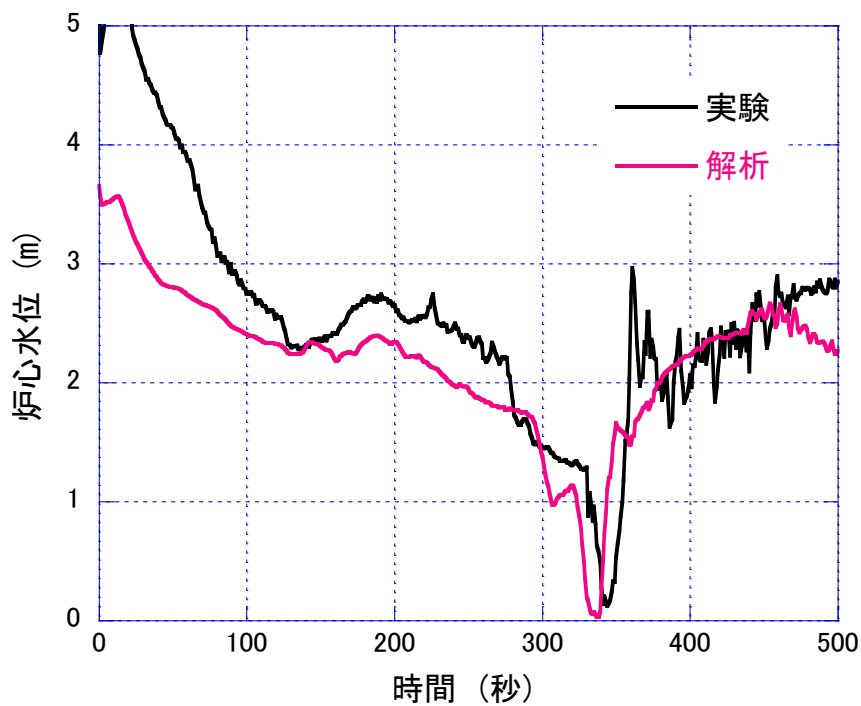


図 2.3.2-3 炉心水位に対する実験及び事後解析結果

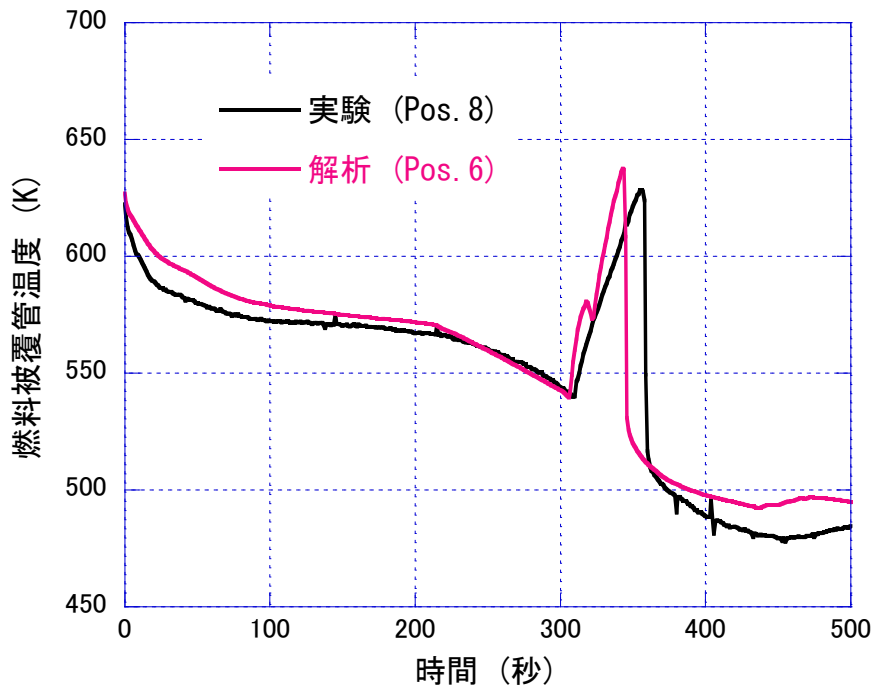


図 2.3.2-4 燃料被覆管温度に対する実験及び事後解析結果

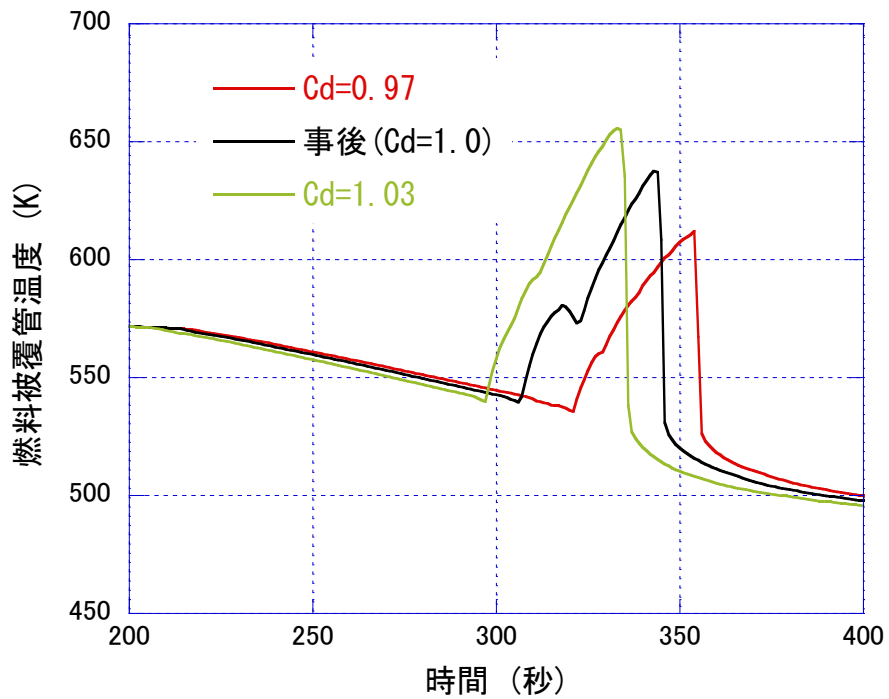


図 2.3.2-5 破断口流出係数(C_d)の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

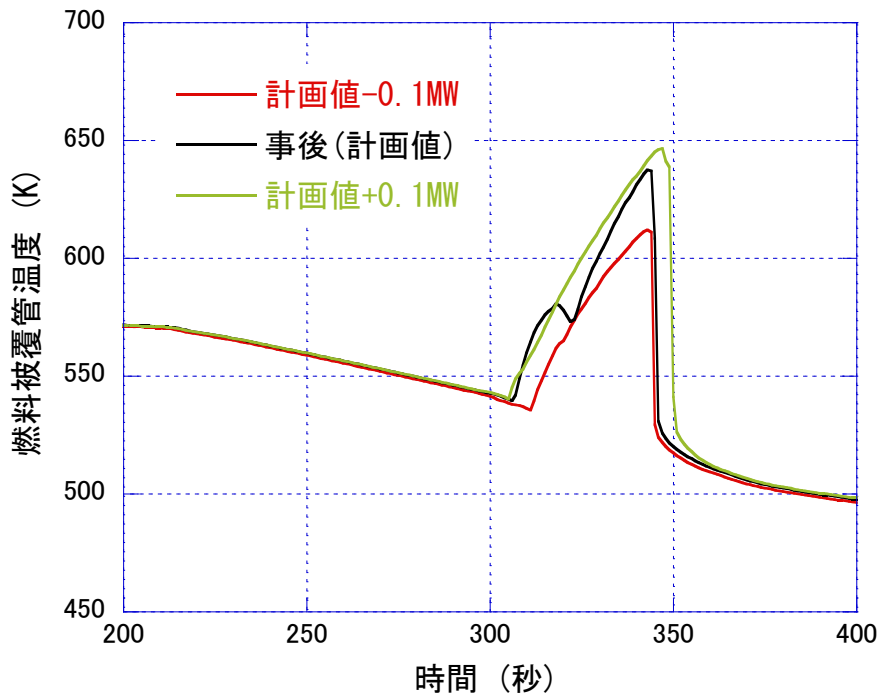


図 2.3.2-6 炉心出力の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

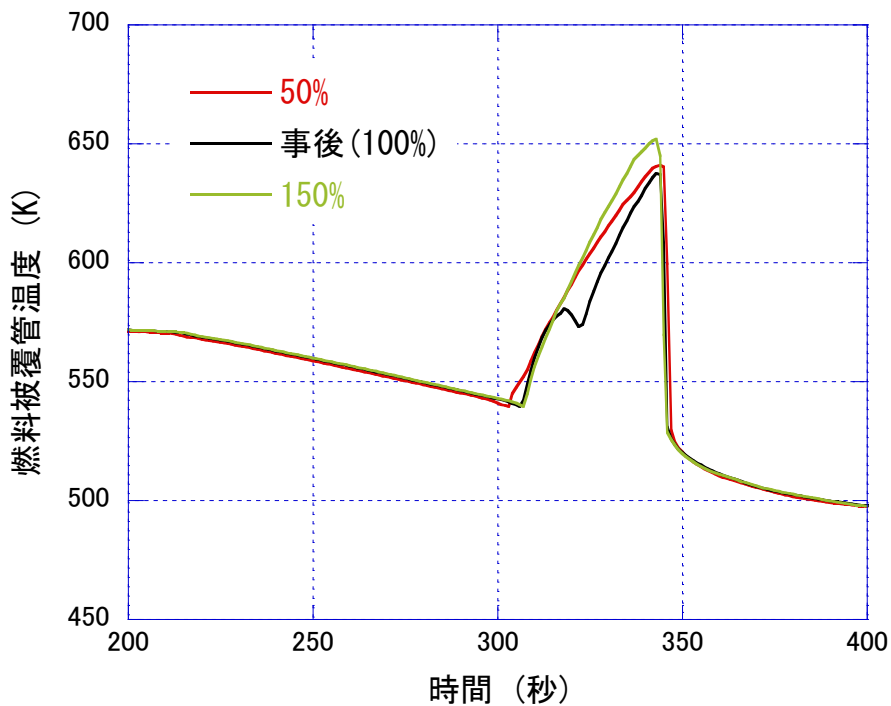


図 2.3.2-7 炉心相間摩擦の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

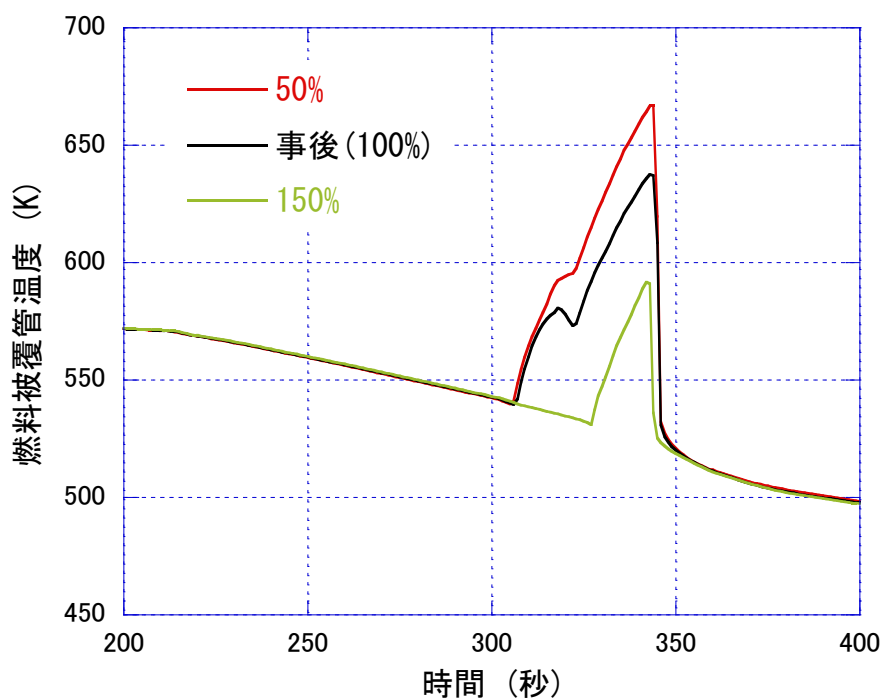


図 2.3.2-8 炉心熱伝達係数（蒸気単相対流熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数）の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

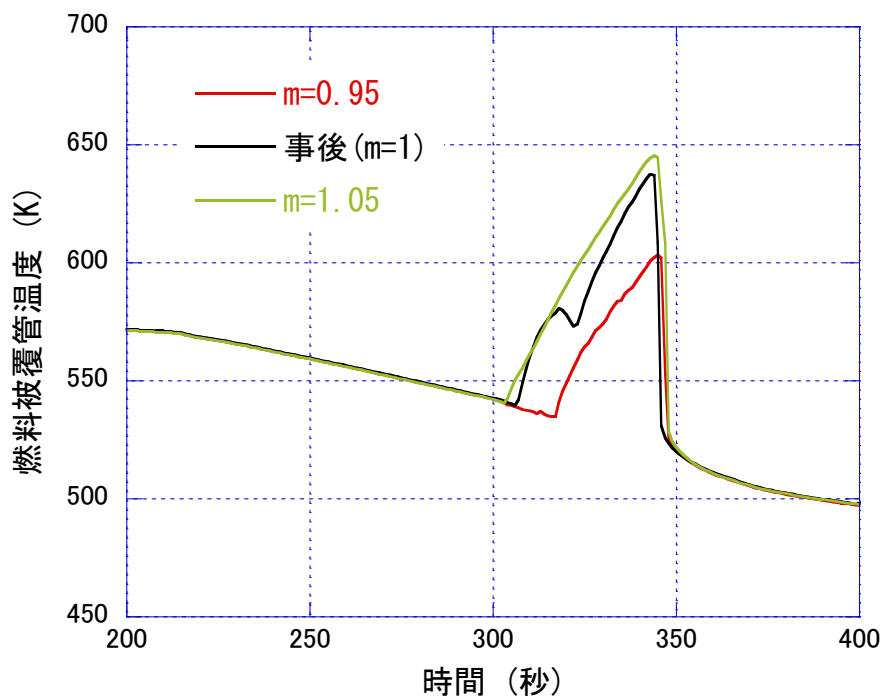


図 2.3.2-9 上部プレナムでの CCFL 傾き m の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

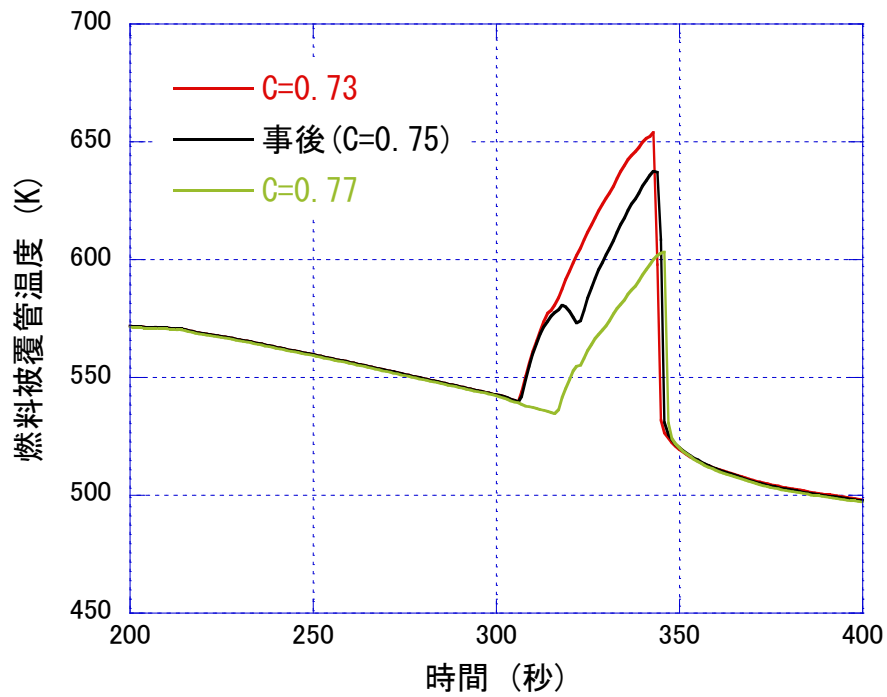


図 2.3.2-10 上部プレナムでの CCFL 切片 C の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

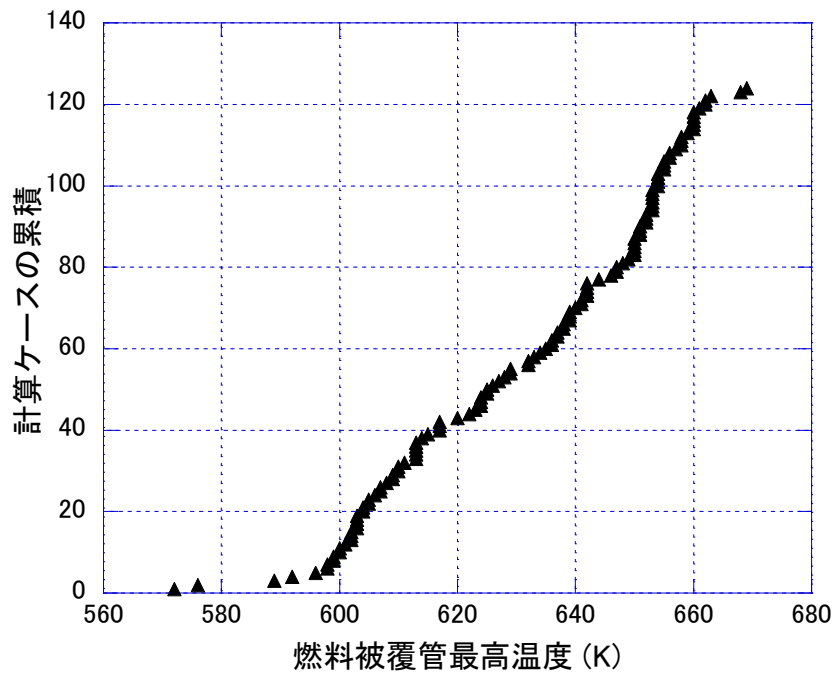


図 2.3.2-11 燃料被覆管最高温度に対する不確かさ解析結果(124 ケース)

2.4. 原子力規制庁が整備する原子炉システム解析コードの開発支援

原子力規制庁においては、1)原子炉施設の安全性に係る熱流動挙動や安全対策の有効性を電気事業者から技術的に独立した視点を持って評価し規制判断に役立てること、2) 規制庁が実施する安全研究や国内外の最新知見を主体的かつ迅速にコードに反映すること、3) 規制庁で使用されてきた外国製コードのソースコードが将来的に入手困難となる可能性に対応すること、4)一からコード開発を実施することで、その知見ノウハウを蓄積すること等を目的とし、原子炉システム解析コード AMAGI (Advanced Multi-fluid Analysis code for Generation of thermal-hydraulic Information)の開発が進められている。

本コードは、旧原子力安全基盤機構(JNES)における検討をもとに、平成 24 年より開発を開始したもので、本年度末までに、既存のシステム解析コードと同等な機能を有する基本解析機能の整備を完了し、来年度以降は、本コードの妥当性評価を開始するとともに、安全研究への利用にも着手するとしている。

本事業では、本コードに関連し昨年度は、開発を支援するための技術検討グループの枠組みに関する検討を行っている。本年度は、これを継続するとともに、国産システムコードの開発ニーズにかかる技術内容の整理を行った。

2.4.1. 技術検討グループ

一般に、原子炉システム解析コードは、原子炉を構成する多種多様な機器や系統で生じる極めて広い熱流動現象を対象とすること、並びに、安全審査に利用するため高い信頼性が必要とされることなどから、その開発には、多くの研究者や技術者が時間と労力をかけ作業するとともに、多くの実験データベースを用いて、妥当性評価や高度化に係る検討を継続的に実施することが必要である。幸い、我が国には、二相流や伝熱に関して、世界的にも高い技術水準を有する研究者が大学や産業界等に多く存在することから、適切な協力関係の枠組みを構築することにより、本システム解析コードの開発に、これら優れた研究者の積極的な関与が期待できる。そこで、昨年度より、このような協力関係の枠組みとして、まず大学教員等で構成される技術検討グループを構築することを狙いとして、目的、体制、規則等を検討した。今年度は、規制庁内で、「AMAGI 開発に関して産・学の専門家から構成する技術検討グループを設立する」という方針が決定されたことを受け、昨年度の検討に加え産業界が参加することを前提とした技術検討グループ運営規則等を検討した。

図 2.4.1-1 に、技術検討グループの役割や既存組織との関係に係る体制についての一つの案を示す。この体制案において、規制庁は、開発の中心機関として、技術検討グループの意見を参考にしつつ開発項目・スケジュール等にかかる開発計画を自ら策定する。技術検討グループは、大学研究機関や産業界の組織や専門家で構成され、グループに参加するも

のは、システムコードの評価や改良に係る研究を行うことにより、自らの研究成果の達成を追求するとともに、得られた成果の共有や規制庁に意見すること等により、コードの開発を支援する。原子力機構は、技術支援グループの一員として活動するとともに、支援グループ会合の開催、参加機関によるコード使用や開発環境の整備支援、成果共有・情報交換に係る支援等の運営補佐を行うのが適切であろう。

本グループを構築していくためのグループの在り方や運営規則を検討する上では、「適切な協力関係の構築」と、「社会的懸念への対応」についての基本的考え方をまとめておくことが重要と考えられる。「適切な協力関係の構築」は、本グループの参加者が、効果的に本コードの開発を支援するために、もっとも必要な要件であると言えよう。参加者が受ける利益と提供する成果の釣り合い、すなわち **give and take** が適切にバランスすることが重要となる。それを確実にするための運営規則を作成する必要がある。

「社会的懸念への対応」は、産業界に参加を求めることから、特に必要性が増加するものである。すなわち、産業界との関係においては、適切な公平性を保つことや、公平性が確保されていることを社会に示すための透明性について、十分配慮することが必要である。ここでいう公平性は、例えば、一部の企業にのみ利益を誘導するようなことがあってはならないという意味である。また、技術検討グループに関する活動が、規制委員会が有すべき規制判断に係る独立性に、影響するものではなっていないことも、社会的に強く懸念されるところであろう。現時点及び次期計画では、本コードの開発は安全研究の範囲に収まるものであるが、将来的には、規制判断に役立てるためのコード開発であるから、現段階においても、十分な配慮が必要である。この検討のためには、外国での規制側と推進側の関係等も参考になる。原子力を使用する多くの国において、規制側と推進側の研究協力と規制判断の独立性の確保を両立させるため、検討や工夫がなされているところである。従来、我が国でも、安全研究に関しては、産業界の有する知見の重要性を踏まえ規制庁が産業界に作業を発注することは行われているが、AMAGI コードの開発のように当初段階では規制側のみが推進してきた事業に関し、その成果物を利用した産業界と協力関係の構築についてはほとんど前例がないことから、議論を深めることが必要である。

本年度は、さらに、産業界等からの意見を直接聴取することを目的とし、技術検討グループに係る準備会合を実施した。この会合は、本事業の枠組みで実施され、JAEA が事務局を務め、大学と産業界から 8 名が参加するとともに、規制庁関係者もオブザーバーとして参加した。約 2 時間半の会合において、コードの開発経緯と概要、技術検討グループの目的や活動内容等を事務局側から説明した後、技術内容に係る質疑を行うとともに要望等を聴取した。

会合における主要な質問や意見は下記の通り

(質問)

- 規制での使用時期
- 現段階でのコード開発の目的
- コードの完成度（基本仕様、確認した機能の内容、計算速度、安定性）
- 外国コードとの関係、クロスチェックでの使用等
- 技術検討グループの目的
- 規制庁によるソースコード提供の可能性、制限条件

(意見)

- 技術検討グループの活動には、開発した機能の妥当性確認だけでなく、従来にない新機能の研究開発の視点が欲しい
- グループの活動としては、本コードの使用に基づく活動以外に、コード開発に関連する一般的な技術課題に係る活動も重要
- おおまかな枠組みを定め、情報共有に係る活動をまず開始することが重要。
- グループへの参加条件を選択可能とすることは、参加や活動内容に係る意思決定に役立つ。例えば、コード使用の有無、ソースコード入手の有無等の選択により、貢献や責務の程度も選択でき、参加に係る意思決定が容易になる。
- コード性能が明確でない状況であっても、技術検討に参加したい。
- コード性能が明確でない状況では、コードを用いた研究計画は策定できず、積極的に使用を考えることはできない。

今回の会合は、現時点では参加の有無を判断できるような情報共有はなされていないことを前提とした上での一般的な意見の聴取を目的としたが、改めて、コードの性能に係る情報共有が最重要であることを認識させた。参加者が参加の意思決定を行うためには、コードを用いて何ができるか、それによりどのような貢献ができるかの見通しが必要であるのは、当然である。今回の議論を踏まえ、今後の進め方としては、メール等を用いて、コードの整備状況や具体的な使用性に関する情報共有を継続するとともに、規制庁と機構で、機構のコード開発に対する関与の仕方や、運営規則、活動内容、開始時期について検討していくことにする。

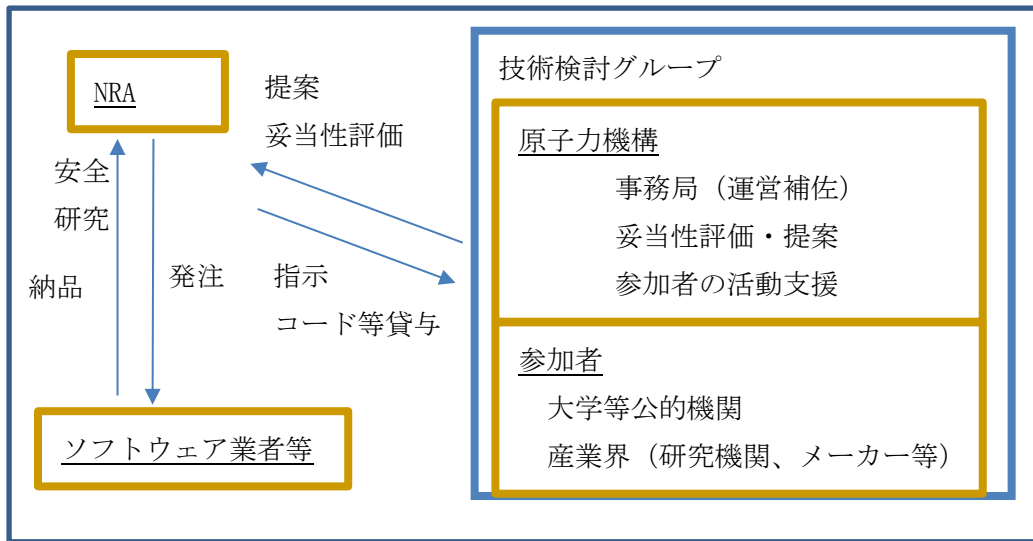


図 2.4.1-1 国産システムコード技術検討グループの構成

2.4.2. 国産システムコードの開発ニーズの整理

AMAGI コードの開発に際しては、規制庁内部で文献調査等に基づき重要度ランキングテーブル(PIRT)が作られ、既存のシステムコードと同等な技術水準を達成するための開発優先度の検討等がなされ、それに基づき開発が進められてきた。ここでは、規制庁の PIRT 等に基づく検討とは、別に、原子力機構での熱水力安全研究の経験等に基づく視点から開発ニーズの整理を試みる。以下に、開発ニーズを、解析コード一般に要求される基本的なニーズ、熱流動現象の安全上の重要性を踏まえたニーズ、さらには、より長期的な視点からのニーズに分けて検討する。

2.4.2.1. 基本的な開発ニーズ

熱水力システム解析コードは、原子炉システムの通常時及び事故時の原子炉内の熱水力挙動を解析するために、質量・エネルギー・運動量の保存則を連立して解くための機能や、気相・液相間や固体壁・流体間の物質・熱・運動量の伝達や、原子炉特有の機器での挙動等を解析するための機能などが求められる。このような機能を開発し高度化を進める開発者とは別に、解析コードを、原子炉システムの安全評価や、熱水力挙動の予測に関する研究に使用することを目的とするコードユーザーが存在する。両者が効果的に連携することによりコード開発を効率化できることから、ある程度の規模のシステムコードを開発する組織では、ユーザーグループを有している場合が多い。このようなコード使用者は解析コードに対して、開発段階から高速かつ安定に数値計算がなされることを当然のこととして期待する。ここでいう安定とは計算が途中で発散しそれ以降の計算が不可能とならないことの意味である。当然期待する水準は、他の同等な機能を有するコードのそれとかけ離れ

ていないことが求められよう。すなわち、適切な計算時間で安定な計算が行えることに対するニーズは極めて強い。

また、コードのソースコードを改造し、性能を高度化するための研究にコードを使用するユーザーはコードのソースコードの可読性が高いことを期待する。一般に、1960年代や70年代から開発が開始された RELAP5 等のコードでは、当時のコンピューター言語の水準に基づきコーディングが行われたこと、また、その後コンピューター言語技術が向上しても、一度完成したコードを対応し改良することが困難であったこと等の理由により、可読性は極めて低く、昔の技術に関する十分な知見なしには、改造等が効率的にできない状態であった。このことは、解析コードの整備や開発に関する熱水力安全研究の基盤を強化する上での一つの阻害要因であったともいえる。これに対し、本コードでは、最近のコンピューター言語やプログラミングに係る最先端技術を、当初設計から反映できるという利点がある。大学等での使用が容易になれば、安全研究の基盤を広げ人材育成にも効果があることから、可読性の高さについて、高いニーズがあるといえる。

さらに、使用方法、数値解法、プログラム構造、モデル等に関する充実した説明資料が整備されていることにも、強いニーズがある。システム解析コードは、極めて広範囲な現象や多岐にわたる原子炉機器での現象を取り扱うことから、取り扱う現象は、極めて広範囲にわたる。また、コードの一部の機能のみを利用を希望するユーザーも多い。よって、コードのすべての内容を理解せずとも、コードを適切に使用するために、マニュアル等の説明資料を充実させることには、高いニーズがある。

これらに加え、大学等の小規模な研究組織でコードを使用する上では、安価な開発環境が使用可能であることも極めて重要である。フォートランコンパイラやプログラム開発環境には、無料かつ性能や信頼性が高いソフトウェアが存在する。そのようなフリーソフトを用いて、コードが使用できるようにすることも、本コードを用いた研究が広く大学等で実施されるために重要なことである。

以上をまとめると、基本ニーズとしては、数値計算速度が十分早く、安定であること、ソースコードの可読性が高いこと、使用方法やソースコードに関する説明資料が充実していること、フリーソフトが使用できること等が、基本的なニーズとして挙げられる。

2.4.2.2. 熱流動現象の重要度を踏まえた開発ニーズ

事故時の広い範囲の熱流動現象の重要度を踏まえた開発ニーズを明確にするためには、関連する複数の熱流動現象の安全上の重要度と既存評価手法の成熟度の関係を、目的に応じ網羅的に示す重要度ランキング表を作成することが重要である。前述のように、本コー

ドの開発に際して、規制庁は従来から本表を内部的に作成しているが、今後、これまでの開発内容を踏まえた上で、高度化等を目的とする計画を作成する場合も、PIRT を継続して改定することが重要となろう。

ここでは、一般的な PIRT で対象とするような広範囲の検討ではなく、本受託事業で対象とする原子炉停止失敗を伴う運転時の異常な過渡変化(ATWS)時の熱水力現象等に限定し、既存の熱水力評価手法の技術水準や課題について検討し、研究の重要性を説明した上で、研究成果を用いて本コードを高度化することのニーズを説明する。

この議論のため、NRC が 2011 年に作成した TRACE コードの炉停止失敗事象(ATWS)への適用性を評価したレポート[1,2]、及び、それに基づき 2014 年以降、いくつかの原子炉に対して安全審査を行った結果等を参照する。このレポートで扱った運転状態は、我が国でも以前、産業界や学会が中心となり出力向上に関して検討を行った際に、設備拡張型と呼んでいた出力向上に相当するものである。本事業では出力向上しない場合の挙動を検討するが、その場合でも、短周期で急激な炉心出力の変動等を特徴とする ATWS 特有の挙動は発生することから、TRACE コードの適用可能性に関する懸念は、基本的に同じである。

本レポートで評価シナリオとしては、従来許可された条件より出力について 20%増加するとともに、炉心流量を約 20%低下した運転状態で、タービントリップを起因事象とし炉停止失敗を仮定する事象を主に検討している。タービントリップによりタービン止め弁が閉鎖され、再循環ポンプがトリップし、急激に炉心流量が低下する。この時、給水加熱器への蒸気供給が停止するため、給水温度は低下し、これにより核熱結合効果により炉心出力が急上昇することが懸念される。事業者は、このような事態になった場合の運転員対応操作として、炉容器水位の低下（給水スパージャーを蒸気中に露出）、ホウ酸水の注入、圧力抑制室の冷却等を行うとしており、解析では、これらの有効性も評価されている。

TRACE コードの適用性の検討のためには、評価すべき重要な現象と評価モデルの妥当性確認に使用された実験データベースの関係を示す評価マトリクスと呼ぶ表を作成している。評価マトリクスのうち、ATWS 時の炉心温度挙動に強く影響する膜沸騰、ドライアウト、リウェット現象について妥当性評価に使用された実験データベースを表 2.4.2-1 示す。このレポートでは、これら実験が現象を十分に取らえている(fully capturing the phenomena)と見なしている。本表等を用いた検討の結果、「TRACE コードは ATWS 評価に十分に適用可能である」と結論づけているが、この適用可能性の意味合いや不確かさの程度について、説明はなされていないことに注意が必要である。そこで、以下に、これらの実験の内容と、典型的な ATWS 評価条件を比較し、NRC が適用可能とした意味合いについて検討する。

この検討のために、これら実験データベースの概要を表 2.4.2-2 に示す。表に示すように、これらの実験は、大部分 70 年代から 80 年代にかけて実施された熱水力実験である。当時の熱水力安全に関する最大の関心事は、LOCA/ECCS 問題、すなわち、設計基準事故である冷却材喪失事故(LOCA)時の ECCS の有効性と、評価手法の妥当性の確認であった。このため、これら実験データのうち、本レポートで NRC がドライアウトとリウエット現象に関連して参照している FIST などの LOCA 総合効果実験では、原子炉停止の成功を仮定している。よって、炉心発熱は、基本的に崩壊熱を模擬し定格出力の数%以下であり単調に減少する。また、圧力も、主蒸気配管隔離弁等の閉鎖の模擬により一時的に増大する場合もあるが、基本的に、破断や自動減圧系の作動により単調に減少する。

一方、ATWS 時の炉心不安定が発生する場合の炉心出力の典型的な例として、このレポートでは、図 2.4.2-2 を参照しているが、この例では、原子炉出力が、定格の 0.2 から 5 倍程度の範囲で、約 2 秒周期で振動している。このような炉心出力挙動の模擬は、LOCA/ECCS 問題を主目的とする実験内容や、また、出力模擬の困難性から、少なくとも、本レポートで参照している実験装置ではなされていないと断定できる。

一般に、事故時の炉心温度挙動には、ドライアウトの開始、ドライアウト後の熱伝達率、リウエット挙動が強く影響する。BWR の場合、低出力の場合は水位低下後の蒸気中への露出、高出力の場合は沸騰遷移状態への移行により、燃料棒被覆表面に液膜が存在しないドライアウト状態になる。ATWS 条件のような高出力では、沸騰遷移によるドライアウトの発生が考えられる。TRACE コードでは、この条件は、相関式を用いて判断され、BWR 条件の場合は、ドライアウトが発生するクオリティを沸騰長さの関数として表すモデル(Biasi, CISE 等)が使用される。沸騰長さを用いるモデルでは、限界熱流束は局所のパラメータのみで決まるのではなく、上流の挙動が沸騰長さの形で考慮されていることが特徴である。これは実際のドライアウトが、蒸発、エントレインメント、液滴付着等の流動の影響を受け、燃料棒表面の液膜が消失し発生することに対応している。また、相関式の開発や妥当性評価は、主に、定常状態の実験結果との比較によりなされていることにも注意する必要がある。よって、相関式の過渡条件への適用性は、ある条件で液膜消失に至る流動状態が形成されるのに要する時間スケールと対象とする過渡現象の時間スケールの関係で定まることになる。後者が相対的に長くゆっくりとした現象に対しては、過渡現象であっても定常実験の結果が適用可能な場合もあろう。しかし、ATWS のような時間変動の早い現象の適用可能性は、十分な検討がなされない限り断定できないと言える。TRACE 解析では、図 2.4.2-2 に示されるように出力が空間的かつ時間的に変動し、同時に、ボイド率、流量、圧力等が変動し、その瞬時値を用いて沸騰長さが計算され、限界クオリティが求められる。ドライアウト発生位置は、条件に応じて炉心鉛直方向を上下に移動し、その位置の温度が最小膜沸騰維持温度以下である場合、リウエットし、以上の場合にはリウエットしないと判

断される。このような解析の場合、例えば、リウエットすると解析される場合であっても、最小膜沸騰維持温度と遷移沸騰熱伝達率のモデルによっては、非保守的な結果になる可能性がある。レポートでは、この挙動は、炉心温度が劇的に上昇することになる特徴的な現象であるとする一方、このような条件での TRACE 評価モデルの妥当性については、単に、TRACE のドライアウトやリウエットモデルが、過去の FIST 等での LOCA 実験の結果と良く一致していると説明しているだけである。

リウエットに関しては、我が国では、原子力学会で、運転時の異常な過渡変化時に、炉心の健全性が保たれる温度及び時間範囲で炉心のドライアウトを容認する提案、いわゆる PostBT 標準の提案がなされたこともあり、高压条件下の環状噴霧流時のリウエット挙動に関する研究が、過去に産業界と原研で行われている。原研での検討の結果は、リウエット点近傍での特別な冷却効果（先行冷却）により、この効果を考慮しない場合と比べて高速にリウエットが生じることなどが明らかにされている。学会標準に対して安全委員会で行われた評価においては、検討された運転時の異常な過渡変化条件については、リウエット挙動を考慮しない解析は、保守的な評価になるとされた[4]。NRC のレポートで使用された評価手法は、リウエットモデルを使用しない場合に相当するため、ATWS 時の場合も、リウエットだけに着目すると保守的な評価と言えるが、限界熱流束や核熱結合効果の評価に係る大きな不確かさを考慮すると、全体として、保守性が確保できるとは明確に言えないと考えられる。

以上から、NRC が TRACE コードは ATWS 事象の解析に適用可能であるとした意味合いは、熱水力的に厳密なものとは考えられない。おそらく、TRACE の解析結果は、重要な参考情報を与えることができるので、NRC は、そのような意味で TRACE コードの使用は妥当と判断したものと推定する。重要な参考情報としては、運転員対応による炉容器水位低下やボロン注入の効果が表れるまでに要する時間、圧力や炉心水位等の現象推移の大まかな時間長さ等が挙げられる。これらは、炉心温度挙動の詳細には大きくは影響しないと考えられる。実際、NRC は、出力向上に係る安全審査に際して、原子炉ごとに、運転時の制限値についての保守性を増大することや、ATWS 発生時の運転員による操作が十分な時間余裕をもってできることの確認を求めている。例えば、Grand Gulf 原子力発電所 1 号機に関しては、事業者は、ホウ酸注水系の駆動圧力を高めるとともに、要求される時間内に運転員が緊急時操作を実施できた事を確認し NRC に報告している[5]。

以上をまとめると、NRC は出力向上に係る安全審査に際して、レポートでは、TRACE コードは ATWS 時の挙動を十分に評価可能としているものの、過去のデータと ATWS 条件の違いを見ると、現象予測モデルの妥当性が厳密に評価されているとはとても言えない。結局、規制判断としては、十分保守的な対応を事業者に求めることで許可がなされたと推

定できる。この際、ATWSにより炉心が一部損傷したとしても原子炉容器や格納容器による閉じ込め機能についても考慮がなされたのかもしれない。

この状況を踏まえると、ATWS挙動を精度良く評価できるコードを今後開発することには、根拠をより明確にし合理的な規制判断を行う観点から、重要性があると言える。また、従来、外国での規制判断を踏襲することが多かった我が国が国際貢献を行う観点からも重要であろう。なお、想定するATWS現象の広い範囲を、すべて実験で模擬することは不可能であることから、本事業で整備する評価技術は、実験範囲に限定されるものでなく、ある程度の外挿を可能とする機構論的なモデルが必要とされよう。また、最適評価モデルだけでなく保守性を有していることが工学的に判断可能なモデルも整備する必要がある。さらに、評価手法の開発に際しては、3次元的な核熱結合効果の評価技術の整備も重要である。これに関しては、AMAGIコードでは、すでに核動特性解析コードPARCSとの連携機能の整備が開始されており、今後、さらなる高度化検討が必要となろう。

その他、本事業では、PWRのコールドレグ配管破事故時に、蒸気発生器入口配管や蒸気発生器伝熱管での水の蓄積挙動に関する実験研究がなされている。このような水の蓄積、及び、破断口に至るまでの流動圧損は、原子炉水位挙動を押し下げる効果があることが知られており、規制庁の技術報告レポート[6]で、スチームバインディングの効果を適切に考慮することの重要性が挙げられていることと同様である。また、本事業で実施しているROSA/LSTF実験は、実機の模擬性が高く計測が充実していることから、世界的に重要視され、OECD/NEAで現在実施しているPKL装置やATLAS装置を用いた実験計画において参照されるとともに、新規規制基準適合性審査で、事業者がコードの不確かさを評価する際にも使用されている。これらの重要性を有する本事業の研究成果を用いて、AMAGIコードを高度化することは、先述のATWS評価手法の高度化と同様に、物理的根拠の明確化や国際貢献等の観点から高いニーズがあると言える。

表 2.4.2-1 文献1の Table 6 Assessment Matrix の一部

重要現象	評価のために使用した実験装置と実験
膜沸騰	FIST(SBLOCA), TLTA(LBLOCA), FRIGG, BFBT, THTF
ドライアウト	FIST(SBLOCA), TLTA(LBLOCA), THTF(Mixture Level / Uncovery Test), FRIGG, BFBT, RBHT(steam cooling), SCTF, CCTF
リウエット	BFBT, GOTA(Reflood), Flecht-Seaset(Reflood), RBHT(Reflood, Steam coling), SCTF, CCTF

本表に示される実験データは、現象を十分に捉えている (fully captureing the phenomenon) と判断されている

表 2.4.2-2 実験装置の概要説明

装置名	概要
TLTA(Two-Loop Test Apparatus), FIST(Full Integral Simulation Test)	GE 社が主なスポンサーとなって製作した装置。FIST 装置は、TLTA 装置の後に製作されている。FIST は、BWR の LOCA 等の事故模擬装置で、炉心 1 バンドルの出力、圧力、高さを 100%の縮尺比で模擬している。70 年代から 80 年代にかけて、大破断や小破断 LOCA 時の熱水力挙動を模擬した実験を実施。原研の ROSA-III 装置と比較実験を行っている。
FRIGG	Westinghouse 社が所有するスウェーデンの熱水カループで、最大出力 15MW、BWR と PWR の熱水力条件での炉心伝熱実験が可能。BWR 条件の炉心ボイド率データは、TRACE コードの妥当性評価に使用され、マニュアルで参照されている。実規模、同圧力、同熱出力の BWR11x11 バンドル燃料の伝熱実験が可能。現在も商用目的で使用されている。
BFBT	日本 (NUPEC) の BWR8x8 燃料バンドルを原寸で模擬した実験装置。CHF、サブクール沸騰、炉心スパーサ圧損、ボイド率等の実験データは、国内で活用されるとともに、OECD/NEA に提供され、種々のコードの妥当性評価に使用されている。
THTF(Thermal Hydraulic Test Facility)	オークリッジ国立研究所(ORNR)で 70 年代から 80 年代に使用されていた熱水カループで、高圧のボイルオフ実験や再冠水実験が実施され、クエンチ挙動等に係る TRACE コードの妥当性評価に、データは参照されている。
RDHT(Rod Bundle Heat Transfer) Test Facility	ペンシルベニア州立大学に 2000 年代に設置された低圧の再冠水実験装置で、詳細な計測が可能。現在も使用中。
SCTF (平板炉心)、CCTF (円筒炉心) 装置	原研で製作された世界最大規模の再冠水装置。70 年代から 80 年代にかけて使用された。データは、多くのコードにおける大破断 LOCA 時の再冠水挙動の妥当性評価に使用されている。
Flecht-Seaset (Full-Length Emergency Core Cooling Heat Transfer-Separate Effects Tests And System-Effects Tests)	再冠水実験装置で、70 年代から 80 年代にかけて、NRC,EPRI,Westinghouse がスポンサーとなり製作された実験。本装置のデータは、多くのコードの再冠水挙動の妥当性評価に使用されている。
GÖTA 装置	スウェーデンの Studsvik 熱工学研究所で 1970 年代に使用された BWR のスプレイ冷却及び再冠水挙動に関する高圧実験装置。データは、TRACE コードのスプレイモデルの妥当性評価等に使用されている。

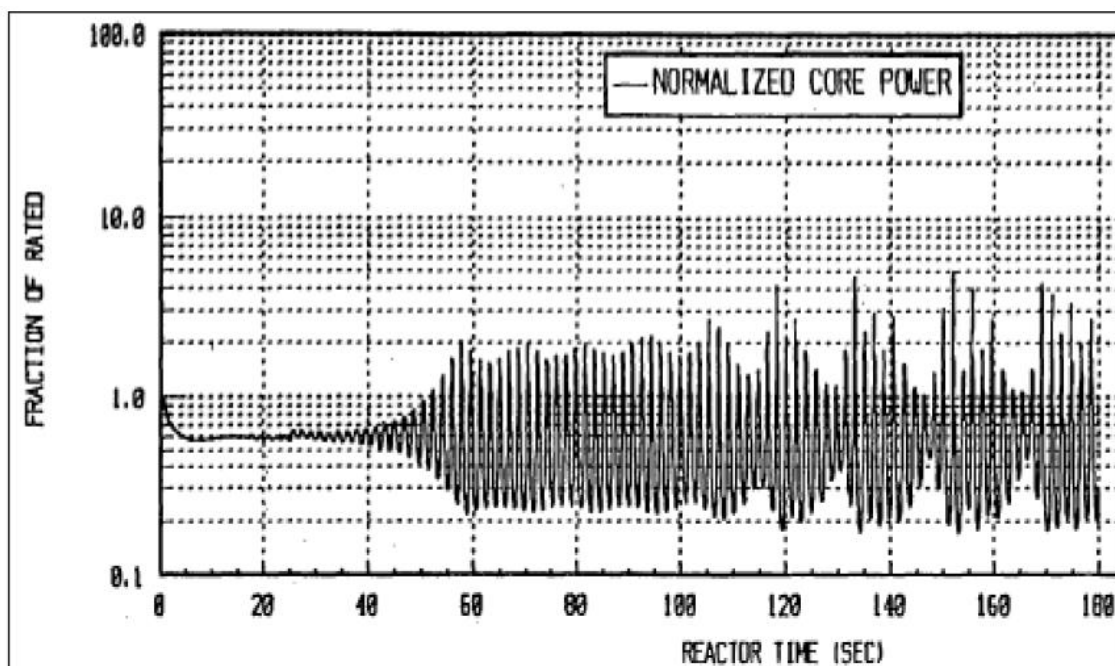


Figure 6: Transient Core Power During ATWS⁶

図 2.4.2-2 炉心不安定性を伴う ATWS 時の過渡的な炉心出力

2.4.2.3. 長期的視点からの開発ニーズ

長期的視点からのニーズに関しては、国内外ではすでに存在するものの現在の AMAGI コードにはない機能に関連したニーズと、世界的にみても技術が未成熟であり、長期的視点から、研究開発を行うことに意義があると考えられるニーズに分類される。前者に関しては、サブチャンネル解析機能や界面積濃度輸送モデルに関するニーズが挙げられる、また、後者については、二相流数値流体力学手法(CFD)等に係るニーズが挙げられる。

サブチャンネル解析機能は、COBRA コード等ですでに 1980 年代に開発が行われている。一つの炉心バンドルの中の燃料ロッドバンドル近傍の流れを解析し、燃料ロッド周辺の詳細な伝熱流動特性等を検討することを目的とする機能である。PWR 炉心に関しては、DNB 解析に必要な局所的な流体温度や流速を解析するために使用され、基本的に現状の AMAGI コードでもクロスフローの流動抵抗や乱流混合の効果を適切に考慮することにより、模擬は可能と考えられる。一方、BWR 炉心に関しては、限界熱流束やボイド率分布等の解析を目的とするが、液膜と液滴の保存則を解析する三流動場モデルを使用する必要があることから、改造が必要である。サブチャンネル解析に関しては、我が国の産業界においても、精力的に研究開発が進められ 2000 年代に NASKA コード等が整備されている。BWR 燃料

バンドルの大型化に対応し、実寸規模の実験をある程度代替する方法として、産業界のニーズもあると考えられることから、将来的には、安全審査でも検討が行われる可能性が高い機能であり、開発ニーズは高いと考えられる。

界面積濃度輸送モデルは、二相流を特徴づける二相間の物質・熱量・運動量の輸送の支配要因である気液界面積濃度の時間的空間的な変化を計算するモデルである。現状のコードでは、界面積濃度は、定常かつ十分発達した領域での実験データに基づき定められていることから、流れが十分発達していない領域や過渡性が強い場合の挙動への適用は、大きな誤差が発生する可能性がある。界面積輸送モデルでは、このような問題を解決する手段として、重要視されてきているが、機構論的な方法だけによる場合は、比較的単純な流れである気泡流であっても分裂や合体を扱うことにより、界面積の発生項が、非常に複雑なモデルになることが知られており、何等かの簡素化やこれまでとは異なる方法が期待される場所である。コードに、枠として、界面積濃度輸送を陽的に計算する機能を組み込むことには、それほど、技術的な困難さは大きくないことから、本コードに、本機能の枠を準備し、界面積輸送モデルの発生項等に関する研究に使用できるようにすることは、費用対効果が高いと考えられる。

二相流 CFD に関するニーズは、単相流 CFD が多くの工学分野の設計や評価に活用されている現状を踏まえたもので、その手法を二相流に適用することにより、実験への依存性を低くしつつ予測精度を格段に高める可能性があることから、熱水力学解析手法の高度化の方向性として世界的にも重要視されている。関連して、二相流 CFD 手法を、既存のシステムコードの手法を組み合わせ、解析の対象とする空間のスケールを原子炉システム規模のスケール(例えば 1m)から、極めて小さなスケール(例えば、10 μ m)まで解析する機能を持つ、コード(パッケージ)を開発する方向性が、先端的な研究を実施している、例えば、フランスの CEA の NEPTUNE コードに示されている。また、流体だけでなく、構造強度や化学反応等の分野の解析機能との連携も行えるようにする、いわゆる Multi Physics を扱えるコードの重要性も近年強調されている。このような広範囲な問題を一連の解析コード群で解析する事の利点は、多くの物理現象の解析が保存則を解くということでは共通していることによる。我が国において、新たにシステムコードを開発するという事は当面は他国の後追いとなるものの、将来的には、このような機能を含める可能性を考慮しておくことは、本コードの開発に関与する研究者を増やし安全研究の底辺を広げるとともに、国際貢献の観点から、強い潜在的ニーズがあると考えられる。

3. 結言

本事業は、炉心損傷前の原子炉システムにおける熱水力挙動に着目し、実験を中心とする研究を行うことにより、RELAP5 コードや原子力規制庁が開発する AMAGI コード等のシステム解析コードの妥当性評価や高度化、並びに、安全規制での判断等に役立つ知見や実験データを整備することを目的としている。

4×4 バンドル伝熱実験では、4×4 バンドル試験体の性能確認、および学会標準の相関式の保守性確認を主な目的として、バンドル体系における限界出力実験及びリウエット実験を実施した。限界出力実験においては、スペーサ外周部のフロータブの影響を調査し、フロータブによる限界出力の向上に係る実験データを取得できた。リウエット実験においては、リウエット開始前の模擬燃料ロッド表面温度の径方向分布が、フロータブの存在により外周部で低い傾向があること、それを原因としてフロータブの有無によりリウエットの状況が異なることが分かった。また、リウエット速度の相関式との比較においては、低流量では比較的一致するが、高流量では相関式が過大評価となること、特に第 5-6 スペーサ間におけるリウエット速度を大幅に過大評価することが明らかとなった。

単管炉心伝熱実験では、旋回羽型スペーサを模擬した流路障害物を設置した場合、およびスペーサ無しの場合について、定常状態における限界熱流束、および熱出力過渡条件におけるリウエット挙動の把握を行い、特に高流量、高温におけるデータの拡充を行った。これにより、旋回羽型スペーサによる限界熱流束の向上を示す実験データを取得するとともに、圧力条件によってはリウエット速度が増加することが明らかとなった。また、スペーサ無しの条件で流量過渡条件におけるリウエット挙動を調査し、伝熱面温度に対するリウエット速度の傾向が熱出力過渡における場合と同様であるが、速度が速い傾向があることが分かった。さらに、ATWS を考慮した非定常境界条件における実験として、圧力変動過渡および出力変動過渡実験を実施し、変動の回数ごとに異なったリウエット挙動となる場合があること、リウエット速度の傾向がステップ状の過渡変化の場合とは異なることを示した。

3×3 バンドル実験装置の製作では、スペーサ効果に焦点を当てたスペーサ交換が容易な構造のバンドル試験体を完成させた。装置性能の確認として限界出力を測定したところ、既設 4×4 バンドル試験体の限界出力と各圧力条件において同様の傾向が確認された。

先行冷却実験では、可視化と伝熱の同時計測を行い、沸騰遷移後の過熱した燃料棒表面のリウエット挙動には、単相対流伝熱における入口効果と同様な境界層が未発達であることによる伝熱促進や、液膜上に生成される巻波に影響を受けたリウエット点近傍でのドライパッチの周期的生成が影響する可能性が示された。また、リウエット挙動に対するスベ

ーサの顕著な効果を観測した。これらは、環状液膜流の進展によるリウェット時の先行冷却の物理的機構を解明する上で重要な知見であり、本研究で初めて観測されたものである。

CFD 解析では、蒸気単相での熱伝達実験に関する解析を行い、CFD 解析の妥当性評価を行うとともに、スぺーサが流れ場に及ぼす影響とそれによる熱伝達の変化を確認した。妥当性評価に関しては、RANS 解析の中では SST $k-\omega$ は最も実験結果に近い結果を示し、かつ、熱伝達係数に関して既往の Dittus-Boelter の式と良い一致を示した。また、スぺーサの設置により強い旋回流が生じたことで、スぺーサ下流部での熱伝達の向上が確認できた。

二相流基礎実験では、斜め管における CCFL のパラメータ依存性等の現象把握と発生条件のモデル化を目指した実験を実施し、デフラッキングの相関式である Wallis の式における二つのパラメータの値を新たに提示することにより、原子炉システム解析コード等で使用する CCFL の構成式を提案した。

SG 伝熱管複数本破損事故は、地震レベル 1 PRA(確率論的リスク評価)で炉心損傷に直結する事故シーケンスに分類されるが、過去の ROSA-IV 計画を含めて関連実験は少なく、従来知見が不十分であった。そのため、本年度実施した実験(実験番号: SB-SG-17)は、SG 伝熱管複数本破損事故からの回復操作を模擬している。実験条件として、破断サイズは SG 伝熱管約 6 本のギロチン破断(1/48 体積比)相当とし、高圧注入系の単一故障を仮定し、両ループの高圧注入系の注入流量をそれぞれ 1/2 とした。破断ループでは、高圧注入系からの冷却材が低温側配管に流れ込むことにより、循環流量がほぼ無くなり、低温側配管内では顕著な温度成層が生じることを確認した。一方、健全ループでは、一定レベルの循環流量を確認し、温度成層が生じなかった。健全ループ高温側配管流体温度が 547K に低下した時点で加圧器逃し弁を開放し、一次系と破断ループ二次側の圧力が均圧後に加圧器逃し弁を閉じた。その後、健全ループの一次系冷却材ポンプを再起動し、炉心水位の回復や健全ループの循環流量の増加を確認して実験を終了した。また、実験を通じて、炉心の露出・過熱は生じないことを確認した。

総合効果実験に係る解析研究に関しては、不確かさを踏まえた最適評価手法(BEPU)の整備を継続した。過去の ROSA/LSTF 実験のうち、炉心の露出・過熱が観察され、高圧注入系の不作動を仮定した、高温側配管 10%破断冷却材喪失事故模擬実験(実験番号: SB-HL-02)を前年度と同じ解析対象とした。RELAP5/MOD3.3 コードを用いた事後解析や感度解析を通じて、燃料被覆管最高温度に影響を及ぼすパラメータの抽出を試みた。抽出したパラメータのサンプリングに関して、前年度はランダムサンプリング法、今年度は LHS(ラテン超方格)法を適用した。解析ケースに関して、前年度は 100 ケース、今年度は 124 ケースとした。不確かさ解析の結果、燃料被覆管最高温度の分布は正規分布ではないことを確認した。

また、抽出したパラメータの組み合わせが燃料被覆管最高温度に大きな影響を及ぼす可能性を示した。

原子炉システム解析コードの開発支援に関しては、開発を支援するための技術検討グループの枠組みに関する検討と国産システムコードの開発ニーズにかかる技術内容の整理を行った。前者に関しては、運営規則を検討する上で重要な「適切な協力関係の構築」と「社会的懸念への対応」についての基本的考え方をまとめるとともに、産業界等からの意見を直接聴取することを目的とした会合を8名の専門家の参加を得て開催し要望等を聴取した。後者に関しては、開発ニーズを、基本的なニーズ、安全上の重要性を踏まえたニーズ、より長期的な視点からのニーズに分けて整理し、特に、本事業で実施している ATWS 事象の評価手法の高度化に係るニーズに関し、NRC が ATWS 事象の評価に TRACE コードが適用可能とした NUREG レポートの結論の意味合いを分析した。その結果、熱水力評価モデルの厳密な妥当性評価に基づくものではなく、運転員対応の効果が表れるまでに要する時間等の重要な参考情報が得られる意味で適用可能としたものと推定できた。

なお、本事業の実施にあたっては、四名の外部専門家の委員から構成される評価委員会を開催し、成果と次年度以降の計画の評価を受けた。

4. 本事業に関連する外部発表

雑誌等掲載論文

- 1) T. Takeda and I. Ohtsu, “Uncertainty analysis of ROSA/LSTF test by RELAP5 code and PKL counterpart test concerning PWR hot leg break LOCAs”, Nuclear Engineering and Technology, Vol. 50, pp. 829-841, 2018.
- 2) T. Takeda and I. Ohtsu, “ROSA/LSTF test on nitrogen gas behavior during reflux condensation in PWR and RELAP5 code analyses”, Mechanical Engineering Journal, Vol. 5, No. 4, Article ID 18-00077, 14 pages, 2018.
- 3) T. Takeda and I. Ohtsu, “ROSA/LSTF Tests and Posttest Analyses by RELAP5 Code for Accident Management Measures during PWR Station Blackout Transient with Loss of Primary Coolant and Gas Inflow”, Science and Technology of Nuclear Installations, Article ID 7635878, 19 pages, 2018.
- 4) T. Takeda and I. Ohtsu, “RELAP5 uncertainty evaluation using ROSA/LSTF test data on PWR 17% cold leg intermediate-break LOCA with single-failure ECCS”, Annals of Nuclear Energy, 109, 9-21 (2017).

国際会議等報告

- 1) Y. Wada, D.T. Le, A. Satou, Y. Sibamoto and T. Yonomoto: “On the liquid film flow characteristics during the rewetting in the single rod air-water system”, 26th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-26), ICONE26-82491, London, England, June 22-26 (2018).
- 2) A. Satou, Y. Wada, D.T. Le, Y. Shibamoto, T. Yonomoto: "Experimental Investigation of Post-BT Heat Transfer and Rewetting Phenomena", Best Estimate Plus Uncertainty International Conference, BEPU201-270, Lucca, Italy, May 13-18 (2018).

技術報告書等

- 1) T. Takeda, “Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-PV-07 – 1% Pressure Vessel Top Break LOCA with Accident Management Actions and Gas Inflow –”, JAEA-Data/Code 2018-003, 2018.
- 2) T. Takeda, “Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-SG-10 – Recovery Actions from Multiple Steam Generator Tube Rupture Accident –”, JAEA-Data/Code 2018-004, 2018.

口頭発表

- 1) Dan Tri Le, Yuki Wada, Yasuteru Sibamoto, Taisuke Yonomoto: "Evaluation of liquid film front behavior during rewetting process based on visualization experiment," 日本原子力学会 2019 春の年会、茨城大学、3/20～3/22、2019
- 2) 竹田武司、大津 巖、“ROSA/LSTF 蒸気発生器伝熱管破断実験データに基づく RELAP5 コード感度解析”、日本原子力学会 2017 秋の大会、北海道大学、9/13～9/15, 2017.
- 3) 佐藤 聡、柴本 泰照、与能本 泰介、“PWR ホットレグを模擬した斜め管内における気液対向流制限”、日本原子力学会 2017 秋の大会、北海道大学、9/13～9/15, 2017.
- 4) 竹田武司、大津巖：“PWR 全電源喪失時に一次冷却材喪失を伴う ROSA/LSTF 実験と RELAP5 解析”、日本原子力学会「2017 年春の年会」、東海大学湘南キャンパス、3/27～3/29、2017
- 5) 竹田武司、大津巖：“リフラックス冷却条件下の窒素ガス挙動に関する ROSA/LSTF 実験と RELAP5 解析”、日本原子力学会 2016 秋の大会、久留米シティプラザ、9/7～9/9, 2016

5. 参考文献

2.1.1.

- [1] 佃由晃他、燃料集合体信頼性実証試験—BWR 燃料集合体熱水力試験、日本原子力学会和文論文誌、(2002), 1, 4, pp.384-403.
- [2] 日立評論、Vol.72、No.10、1990
- [3] 工藤、原、BWR 燃料集合体の現象論的リウエット相関式の開発、日本原子力学会和文論文誌、2(2)、121-129 (2003).

2.1.2.

- [1] Katto, Y., Ohno, H., An improved version of the generalized correlation of critical heat flux for the forced convection boiling in uniformly heated vertical tube, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 27, 9, 1641-1648 (1984).
- [2] 日本原子力学会標準委員会、BWR における過渡的な遷移沸騰後の燃料健全性評価 (2003).
- [3] Sibamoto, Y. et al., Core heat transfer coefficients immediately downstream of the rewetting front during anticipated operational occurrences for BWRs, *J. Nucl. Sci. Technol.*, 48, 440-453 (2011)
- [4] Okawa, T., Kitahara, T., Yoshida, K., Matsumoto, T., Kataoka, I., New entrainment rate correlation in annular two-phase flow applicable to wide range of flow condition, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 45, 87-98 (2002).
- [5] 工藤、原、BWR 燃料集合体の現象論的リウエット相関式の開発、日本原子力学会和文論文誌、2(2)、121-129 (2003).
- [6] 第 163 回原子力発電所の新規制基準適合性に係る審査会合 資料 1-1 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 重大事故等対策の有効性評価について (炉心損傷防止対策)、原子力規制委員会ホームページ

2.1.3

- [1] 日本原子力研究開発機構、平成 29 年度 原子力発電施設等防災対策等委託費 (軽水炉の事故時熱流動調査) 事業に関する報告書 (2018)

2.1.4.

- [1] Sibamoto, Y., Maruyama, Y., Yonomoto, T. and Nakamura, H., Core heat transfer coefficients immediately downstream of the rewetting front during anticipated operational occurrences for BWRs, *J. Nucl. Sci. Technol.* (2011), 48, 3, pp.440-453.

- [2] Sibamoto, Y., Maruyama, Y. and Yonomoto, T., Rewetting front propagation under anticipated operational occurrences for boiling water reactors – development of two-dimensional analytical model, *J. Nucl. Sci. Technol.* (2013), 50, 2, pp.148-159.
- [3] Yonomoto, T., Sibamoto, Y., Satou, A. and Okagaki, Y., Heat conduction analyses on rewetting front propagation during transients beyond anticipated operational occurrences for BRWs, *J. Nucl. Sci. Technol.* (2016), 53, 9, pp.1342-1352.
- [4] 日本原子力研究開発機構、平成 29 年度 原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉の事故時熱流動調査）事業に関する報告書（2018）
- [5] G. F. Hewitt, Hemisphere handbook of heat exchanger design, Hemisphere Publishing Corporation, Bristol, 1990, 2.5.1 D.
- [6] E. R. Gilliland and T. K. Sherwood, Diffusion of vapors into air streams, *Ind. Eng. Chem.* (1934), 25, 5, pp.516-523.
- [7] E. N. Fuller, P. D. Schettler and J. C. Diddings, A new method for prediction of binary gas-phase diffusion coefficients, *Ind. Eng. Chem.* (1966), 58, 18, pp.19-27.
- [8] S.C. Yao, L.E. Hochreiter and W.J. Leech, Heat transfer augmentation in rod bundles near grid spacers, *J. Heat Transfer* (1982), 104, pp.76–81.
- [9] S. M. Bajorek, “Rod Bundle Heat Transfer Thermal-Hydraulics Program,” Keynote Lecture at 17th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-17), Xi’an, China, September 3 - 8, 2017.

2.1.5.

- [1] Launder, B.E., Spalding, D.B., The numerical computation of turbulent flows. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* (1974), 3, pp. 169–189.
- [2] Tsan-Hsing Shih, William W. Liou, Aamir Shabbir, Zhigang Tang and Jiang Zhu, A New k-epsilon Eddy Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows *Computers and Fluids* (1995) 24, No. 3, pp. 227-238.
- [3] F. R. Menter, Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications, *AIAA journal* (1994), 32, 8, pp. 1598-1605
- [4] Smagorinsky, J. 1964. “General Circulation Experiments with the Primitive Equations, I. the Basic Experiment, (1964), *Monthly Weather Review* 91, 3 pp. 99-164.

2.2.1.

- [1] Wallis, G.B., 1969. One-dimensional two-phase flow, McGraw-Hill

2.3.1

- [1] H. Nakamura, Y. Anoda, Y. Kukita, Steam generator multiple U-tube rupture experiments on ROSA-IV/LSTF, in: Proceedings of the 6th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-6), Grenoble, France, American Nuclear Society (ANS), IL, USA (1993).
- [2] K.-W. Seul, Y.-S. Bang, I.-G. Kim, T. Yonomoto, Y. Anoda, Simulation of Multiple Steam Generator Tube Rupture (SGTR) Event Scenario, Journal of the Korean Nuclear Society, 35 (3), 179-190 (2003).
- [3] T. Takeda, “Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-SG-10 – Recovery Actions from Multiple Steam Generator Tube Rupture Accident – ”, JAEA-Data/Code 2018-004, 2018.
- [4] 日本原子力研究開発機構、平成 29 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費（軽水炉の事故時熱流動）事業に関する報告書、(2018).
- [5] NEA, Final Integration Report of the Rig-of-safety Assessment (ROSA-2) Project – 2009-2012, NEA/CSNI/R(2016)10, 217 pages (2016).

2.4.2

- [1] P. Yarsky, “Applicability of TRACE/PARCS to MELLLA+ BWR ATWS Analyses, Revision 1,” ML113350073, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Regulatory Research, November 18, 2011.
- [2] L.-Y. Cheng, et al., TRACE/PARCS Analysis of Anticipated Transient Without Scram with Instability for a MELLLA+ BWR/5, Nucl. Tech. vol. 198 (2016), pp. 238–247.
- [3] TRACE V5.0 THEORY MANUAL, Field Equations, Solution Methods, and Physical Models Division of Risk Assessment and Special Projects Office of Nuclear Regulatory Research, U. S. Nuclear Regulatory Commission
- [4] 「沸騰遷移後燃料健全性評価分科会報告書」について、沸騰遷移後燃料健全性評価分科会報告書、平成 18 年 5 月 19 日原子力安全委員会原子力安全基準・指針専門部会
- [5] Letter to NRC from Entergy Operations, Inc.,
<https://www.nrc.gov/docs/ML1606/ML16063A316.pdf>
- [6] 原子力規制庁技術基盤グループ、炉心損傷防止対策の有効性評価事象の分析 (PWR), NRA 技術報告、NTEC-2014-1001

6. 用語の解説

CFD コード	Computational Fluid Dynamics : 数値流体力学コード。極めて小さな検査体積における保存則の計算に基づく詳細解析コード。
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH : 原子力安全協会。ドイツの原子力専門機関。
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute : 韓国原子力研究院。
LP コード	Lumped parameter : 集中定数系コード。比較的大きな体積における保存則の計算に基づく解析コード。安全解析に使用する RELAP5 や MELCOR 等の最適評価コードが該当する。
PCT	Peak Cladding Temperature : 燃料棒被覆管表面最高温度。
Post-BT	Post-Boiling Transition : 沸騰遷移 (液体が沸騰する過熱面が濡れている状態から乾いた状態に遷移すること。炉心冷却の状態と対応している。通常、BWR で用いる用語で、PWR では、核沸騰限界 DNB と呼ばれる。) が生じた後の加熱面が乾いた状態。
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes Simulation : ナビエ=ストークス方程式にレイノルズ平均 (流れ場を表す物理量をアンサンブル平均値とそこからの変動分の和で表す処理) を適用して算出された方程式を数値的に解く手法。
RELAP5	NRC が開発した最適評価コード。
V&V	Verification and validation : 解析コードの妥当性評価のこと。通常、verification は、数値解析に係る数学的な妥当性を、validation は実験と比較し検討される妥当性をいう。その際、単に実験と解析の比較だけでなく、実験の実機模擬性 (スケール効果) も考慮して妥当性を検討する。
WMS	Wire mesh sensor : ワイヤーマッシュセンサー。二次元網状に配置した電線の交点における流体抵抗を計測することによりその点でのボイド率等を計測するセンサー。
スケーリング (スケール) 実験	実機と実験装置の大きさ (スケール) 等の違いの影響を工学的に検討するための実験。