

平成 29 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 30 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. 4x4 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.....	31
2.1.2.1. 概要.....	31
2.1.2.2. 単管試験体.....	31
2.1.2.3. 試験体内壁における表面温度及び熱流束	31
2.1.2.4. 液滴伝達係数.....	31
2.1.2.5. 定常実験	32
2.1.2.6. 熱出力過渡リウエット実験	34
2.1.2.7. 熱出力過渡ドライアウト実験	34
2.1.3. 3x3 バンドル実験装置の製作.....	69
2.1.3.1. 概要.....	69
2.1.3.2. HIDRA への増設.....	69
2.1.3.3. バンドル試験体	69
2.1.4. 先行冷却実験	74
2.1.4.1. 概要.....	74
2.1.4.2. 先行冷却試験装置.....	74
2.1.4.3. 伝熱解析	75
2.1.4.4. 液膜流解析.....	78
2.1.4.5. 非加熱液膜流実験.....	79
2.1.4.6. リウエット実験	85
2.1.4.7. 液膜先端近傍での先行冷却メカニズム	93
2.1.5. 単管およびバンドル試験での模擬スぺーサ効果に関する CFD 解析.....	115
2.1.5.1. 解析モデル.....	115
2.1.5.2. 単管試験解析.....	115
2.1.5.3. バンドル試験解析.....	117
2.1.5.4. Euler-Lagrange 法による液滴挙動解析.....	118
2.1.6. 高圧熱流動実験ループ HIDRA へのブローダウン設備の整備.....	133

2.2.	二相流基礎実験.....	134
2.2.1.	斜め管 CCFL 実験.....	134
2.2.2.	大口径垂直配管内二相流実験.....	139
2.3.	PWR を模擬した総合効果実験.....	146
2.3.1.	全電源喪失時に一次冷却材喪失を伴う実験.....	146
2.3.2.	蒸気発生器(SG)伝熱管複数本破損事故実験.....	163
2.3.3.	RELAP5/MOD3.3 コードを用いた LSTF 実験解析.....	177
2.4.	国産システムコードの開発の支援方法の検討.....	191
3.	結言.....	194
4.	本事業に関連する外部発表.....	197
5.	参考文献.....	198
6.	用語の解説.....	202

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

本節では、原子炉熱流動実験について、H28 年度に完成した高圧熱流動実験ループ HIDRA および 4x4 バンドル試験体の性能確認のために実施した、限界出力実験とリウエット実験について述べると共に、単管炉心伝熱実験について主にスペーサ効果に着目した実験について述べる。

2.1.1. 4x4 バンドル試験体を用いた伝熱実験

2.1.1.1. 概要

平成 25 年度に製作を開始し、28 年度に基本部分が完成した高圧熱流動実験ループ HIDRA (High pressure thermal hyDRAulic loop) および HIDRA に設置する炉心模擬 4x4 バンドル試験体の性能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。

2.1.1.2. バンドル試験体

BWR9x9 燃料集合体を模擬した 4x4 バンドル試験体の断面図を図 2.1.1-1 に、また主な仕様を表 2.1.1-1 に示す。流路に設置する模擬燃料棒の長さ、直径、ピッチ、最外周燃料棒とチャンネル壁間距離は、実機 BWR9x9 燃料集合体と等しくした。流路の加熱等価直径は実機に比べわずかに小さく、水力等価直径はわずかに大きい。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 である。模擬燃料棒の出力分布は図 2.1.1-2 に示すようにチョ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。模擬燃料棒の水平方向空間配置は、BWR9x9 型丸セルスペーサを模擬した 7 個のグリッドスペーサで正方格子状に保持されている。図 2.1.1-3 にスペーサの設置位置、及び流体温度、シュラウド温度の計測位置を示す。

被覆管表面温度を測定するため、熱電対を被覆管表面に U 字形溝を設けて埋め込んだ。使用した熱電対は K 型で、非接地型シース熱電対であり、シース材質を NCF-600 とし、計測応答性を高めるためシース外径を 0.5mm の細径とした。熱電対の設置位置を図 2.1.1-4 に示す。模擬燃料棒を 4 本ずつの 4 グループに分け、それぞれ 6~7 番スペーサ間を計測するグループ、5~6 番スペーサ間を計測するグループ、3~5 番スペーサ間を計測するグループ、および全体を計測するグループとした。

2.1.1.3. 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。実験条件を表 2.1.1-2 に示す。

図 2.1.1-5~7 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熱電対までの高さ、横軸は測定された表面温度である。全ての条件において、第 5 スペーサより上流で BT が生じることは無かったため、第 5 スペーサより下流の領域を表示している。また、BT が生じた 3 本の模擬燃料棒 (Rod1、Rod2、Rod4 ; いずれもバンドル中心近傍ロッド) の表面温度のみを表示した。2MPa の場合 BT が生じた位置は、質量流束 500kg/m²s 以下の低流量条件では第 7 スペーサ直上流、750~1000kg/m²s では第 6 スペーサ直上流、さらに 1250kg/m²s では再び第 7 スペーサ直上流であった。また、最も低流量の 250kg/m²s の条件でのみ、Rod4 においても BT が生じ、また Rod1 の第 7 スペーサ直下流でも BT が生じた。4MPa の場合、全ての流量条件で第 7 スペーサ直上流において BT が生じた。また、250kg/m²s の条件でのみ Rod4 で BT が生じ、それ以外では Rod1 で BT が生じた。7MPa の場合、500kg/m²s 以下の条件では Rod4 の第 7 スペーサ直上流で、750~1250kg/m²s では Rod1 の第 7 スペーサ直上流でそれぞれ BT が生じた。さらに 1250kg/m²s では、Rod4 の第 6 スペーサ直上流でも BT が生じた。1500kg/m²s では、Rod2 の第 6 スペーサ直上流で BT が生じた。第 6 スペーサ直上流での BT の発生は、全体的には高流量条件で生じるが、2MPa では最高流量で、4MPa では全条件で生じないなど、圧力によって傾向にばらつきが見られた。

図 2.1.1-8 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 300kg/m²s < G < 1400kg/m²s 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 100kg/m²s < G < 6000kg/m²s 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、

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

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(kg/m²s)、 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 2.1.1-1 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、両相関式とも限界出力をわずかに過大評価した。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。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。なお、過去に行われた 2x2 バンドルを用いた限界出力実験[1]では、4, 7MPa の条件で CISE-GE 式と比較的良く一致しており、今回の 4x4 バンドルとは若干異なる結果であった。これは、バンドルを構成するロッドの本数の違い、スペーサの形状の違い（フロータブの有無）等によるものと考えられる。

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 2.1.1-3 に実験条件を示す。実験は全て系圧力 2MPa で実施した。熱出力の減少幅は、流路の出口クオリティ dx に換算し、所定の値となるよう設定した。表中、 $dx=0.5$ 付近の値にばらつきが見られるのは、ヒータ出力を初期値から 0 近傍に減少させる場合に、制御システムの不具合により指定した値ではなく 0 まで減少してしまったためである。なお、本不具合はすでに修正済みである。

まず、質量流束 250kg/m²s、設定伝熱面最高温度 600°C、 $dx=0.2$ の場合を例に、現象の

説明を行う。図 2.1.1-9 にリウエット実験開始直前の伝熱面温度分布を第 5 スペーサから第 7 スペーサの間について示す。ロッド 1、2、4、5、7 においてヒートアップが生じており、特にバンドル中央部のロッド 1、2、4 において高温になった。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 1 と 4、2 と 4 はそれぞれ温度分布が近い形となっており、バンドル中央部のロッドに関してはほぼ一様にヒートアップすることが確認された。一方、ロッド 5 と 7 はほぼ近い温度分布となったが、それらと同じ位置に熱電対が配置されているロッド 6 ではヒートアップが観測されず、バンドル外周部ではヒートアップの状況が非一様であった。図 2.1.1-10 に各ロッドの表面熱電対で計測された温度の時間変化を示す。基本的に上流側から下流側に向けてリウエットが進行していることが分かる。ロッド 1 においては、早い時刻に第 6、7 スペーサ間で最も下流側の TE01_B05 でリウエットが生じており、これは他の多くの条件で同様であった。一方、ロッド 2 における第 5、6 スペーサ間で最も下流側の TE02_08 では、最も遅い時刻にリウエットが生じた。TE01_B05、TE02_08 はともに、スペーサの上流側端部位置にあり、スペーサからの影響を同様に受けると考えられるが、リウエット時刻に大きな差が生じた。これらの温度時系列データから、温度の減少率が最も大きい点をリウエット時刻と考え、各熱電対で得られたリウエット時刻から熱電対間の距離を用いてリウエット速度を求めた。図 2.1.1-11 に、各点におけるリウエット時刻と、それらから算出されたリウエット速度を示す。各ロッドとも、各点におけるリウエット時刻はほぼ一直線上に並び、これは他の多くの条件でも同様であった。過去に JAEA において実施した 2x2 バンドルを用いたリウエット実験[1]においては、ロッドの周方向に液膜の分布が生じたことで、リウエット時刻を結んだ線が S 字状となる場合があったが、本実験の今回実施した条件においては、液膜の進展が周方向に均一に生じたと考えられる。リウエット速度はロッド毎に大きく異なり、リウエット前の伝熱面温度が高いほどリウエット速度が遅い傾向があった。また本図のように、第 5-6 スペーサ間のリウエット開始が、リウエット前の伝熱面温度が高いにもかかわらず早い場合があった。

図 2.1.1-12~16 に、ロッド毎に伝熱面最高温度に対するリウエット速度をロッド毎に出口オリティ減少量 dx をパラメータとしてまとめた。図には日本原子力学会の Post-BT 基準[2]で採用されている、工藤・原のモデル[3]を直線で示した。彼らのモデルは、Blair[4]が 2 次元熱伝導方程式の解析解を単純化して得た式である、

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{Bi}{Pe} = \frac{\pi}{2} (\theta_w - 1) \\ Bi = \frac{h_0 \delta}{\lambda} \text{ (ビオ数)} \\ Pe = \frac{\rho c \delta u}{\lambda} \text{ (ペクレ数)} \\ \theta_w = \frac{T_w - T_{sat}}{T_0 - T_{sat}} \end{array} \right. \quad (2.1.1-4)$$

において、

$$h_0 = \frac{\pi c \rho}{2} u_0 \frac{G}{G_0} \quad (2.1.1-1)$$

とおいたもので、最終的に

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

の形で表される。ここで u_0 と G_0 は試験データとのフィッティングによって求まる係数で、それぞれ $u_0=1.0\text{m/s}$ 、 $G_0=1356\text{kg/m}^2\text{s}$ である。 θ_w 中の T_0 には飽和温度より 30K 高い温度を用いている。Rod1 において dx が大きい方が若干リウエット速度が速い傾向があるが、全体的な傾向として、 dx の違いによるリウエット速度の差異は小さい。また、基本的に初期伝熱面温度が高いほどリウエット速度が遅くなるが、Rod2 においては流量条件によっては初期伝熱面温度が高いほどリウエット速度が速くなる場合 ($G=500,750\text{kg/m}^2\text{s}$) があつた。図 2.1.1-17 は、全ロッドにおけるリウエット速度を流量毎にまとめたものである。全流量域において、初期伝熱面温度に対するリウエット速度の傾きが、モデルよりも大きい。また、 $500\text{kg/m}^2\text{s}$ 以下の低流量条件では、モデルによる値と実験値が近い値となつたが、 $750\text{kg/m}^2\text{s}$ 以上ではモデルがリウエット速度を過大評価することが分かつた。図 2.1.1-18 に、ロッド毎にリウエット速度を質量流束のパラメータとしてまとめた。高流量

($1000\text{kg/m}^2\text{s}$ 以上) の場合、流量が大きいほどリウエット速度が速い傾向があるが、それ以下の場合には明確な流量依存性は見られなかつた。これまでに実施した単管実験[5]においては、低流量でのみリウエット速度の流量依存性が見られ、今回の 4x4 バンドルにおける傾向は、単管実験における傾向と異なるものとなつた。一方で、過去の 2x2 バンドルにおける実験[1]では、リウエット速度の流量への依存性は確認されておらず、今回の実験と近い傾向であつた。また、スペーサ 6, 7 間を計測しているロッド 1, 5, 6, 7 では、伝熱面温度の上昇に伴いリウエット速度が減少しておりリーズナブルな結果となっているが、スペーサ 5, 6 間を計測しているロッド 2, 8, 9 では、温度依存性が見られなかつた。これには、スペーサの影響により複雑な流動が生じていることなどが原因である可能性が考えられる。

表 2.1.1-1 4x4 バンドル試験体の基本仕様[1]

	BWR9x9 燃料集合体 (下部)	4x4 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 2.1.1-2 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)
20170420001	2	250	7	762
20170420002		500	10	1162
20170420003		750	14	1558
20170420004		1000	18	1920
20170420005		1250	20	2069
20170420006		1500	22	2232
20170420007	4	250	16	852
20170420008		500	17	1290
20170420009		750	22	1698
20170420010		1000	23	2037
20170420011		1250	27	2330
20170420012		1500	28	2564
20170424007	7	250	3	814
20170424001		500	2	1258
20170424003		750	4	1612
20170424004		1000	6	1877
20170424005		1250	7	2144
20170424006		1500	9	2344

表 2.1.1-3 熱出力リウエット実験条件表 (系圧力 2MPa)

実験 No.	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
20170427001	250	500	0.2
20170427002			0.5
20170427003		600	0.2
20170427004			0.5
20170523001		680	0.2
20170523002			0.5
20170427005	500	500	0.2
20170427006			0.5
20170427007		600	0.2
20170427008			0.5
20170523004		680	0.2
20170523006			0.5
20170427009	750	500	0.2
20170522001			0.2
20170427010			0.56
20170522002			0.55
20170427011		600	0.2
20170523007			0.2
20170427012			0.58
20170523008			0.59
20170523009		680	0.2
20170523010			0.2
20170523011			0.66
20170523012			0.64

20170522003	1000	500	0.2
20170522004			0.5
20170522005		600	0.2
20170522006			0.53
20170523017			0.2
20170523018			0.52
20170522007		680	0.2
20170522008			0.57
20170522009			0.2
20170523019			0.56
20170522010			1250
20170522011	0.46		
20170522012	600	0.2	
20170523020		0.2	
20170523021		0.48	
20170523022		0.49	
20170523023	680	0.51	
20170523024		0.52	

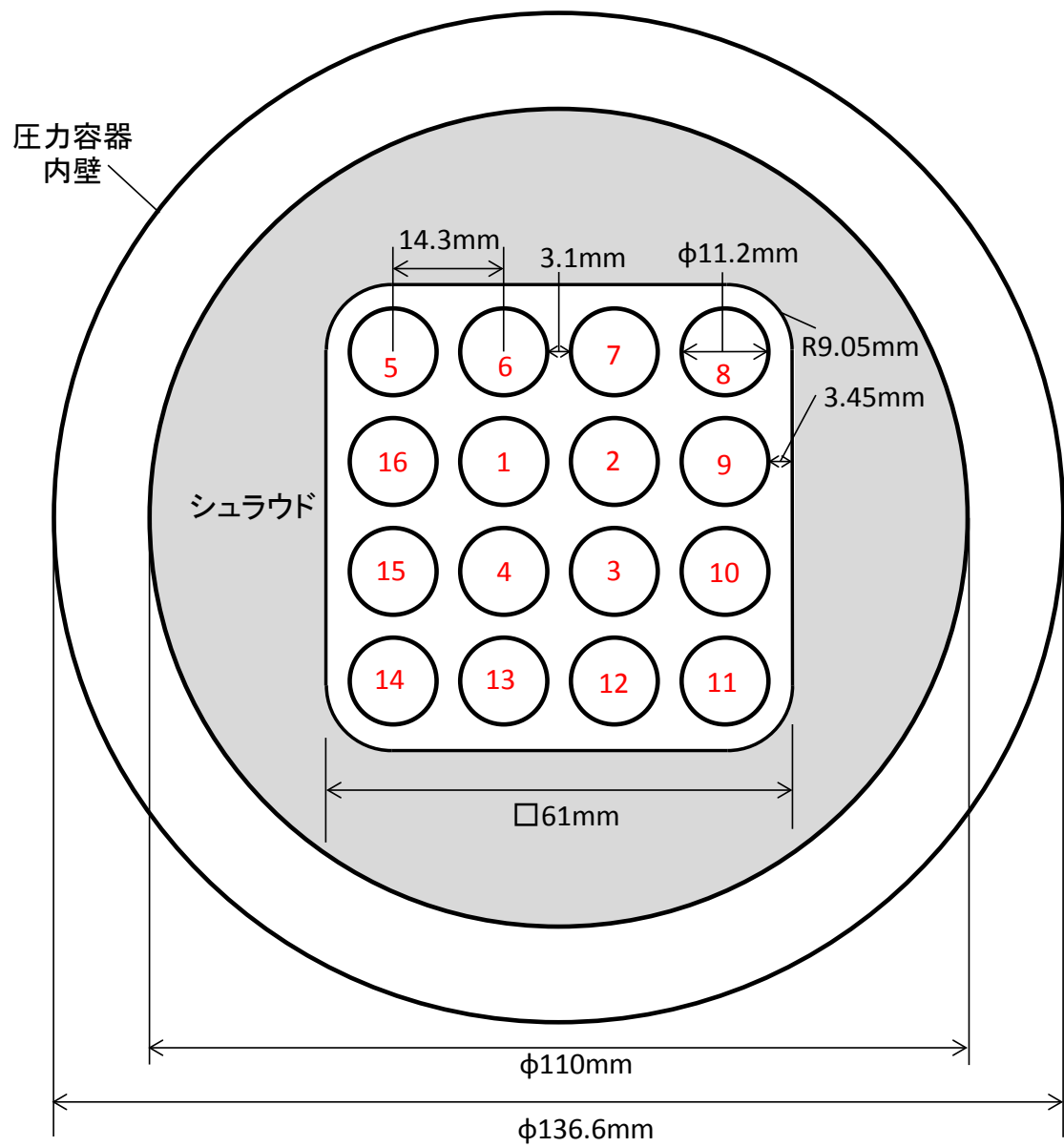


図 2.1.1-1 4x4 バンドル試験体断面図

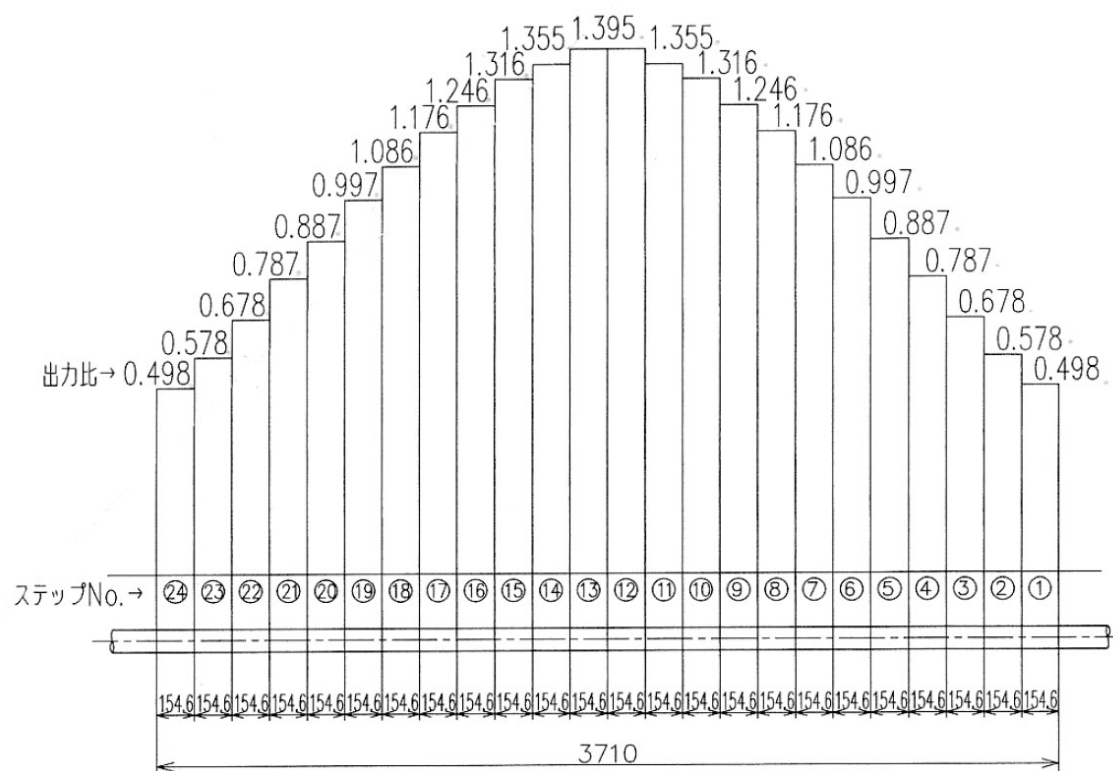


図 2.1.1-2 模擬燃料棒軸方向出力分布

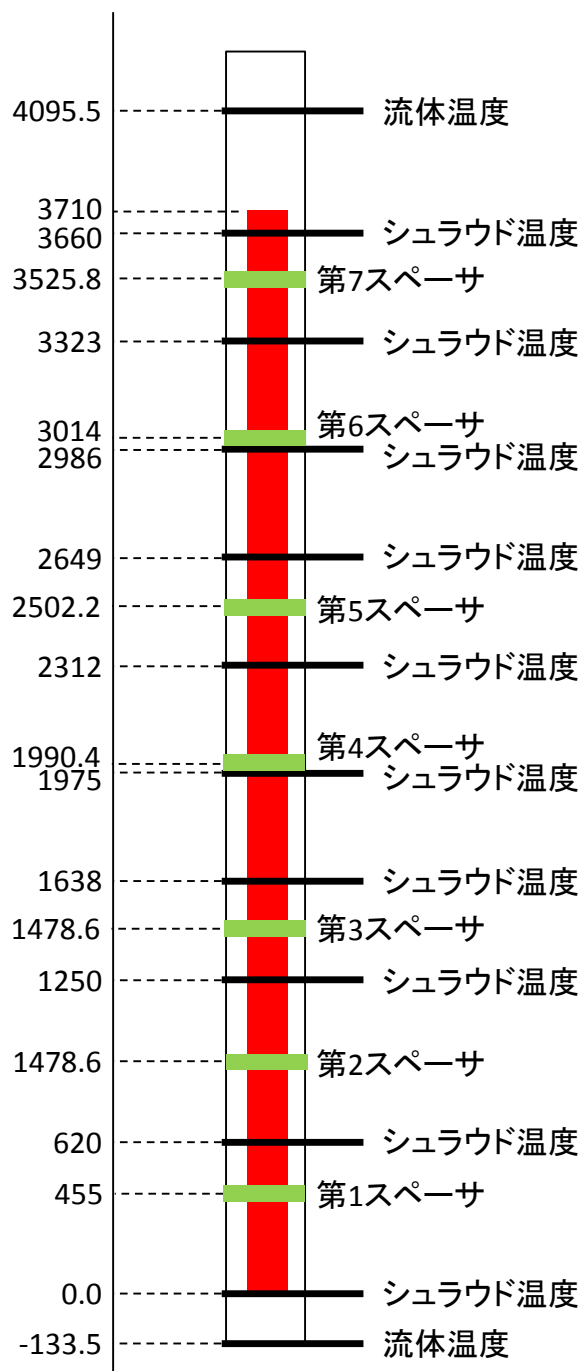


図 2.1.1-3 スぺーサおよび熱電対軸方向配置

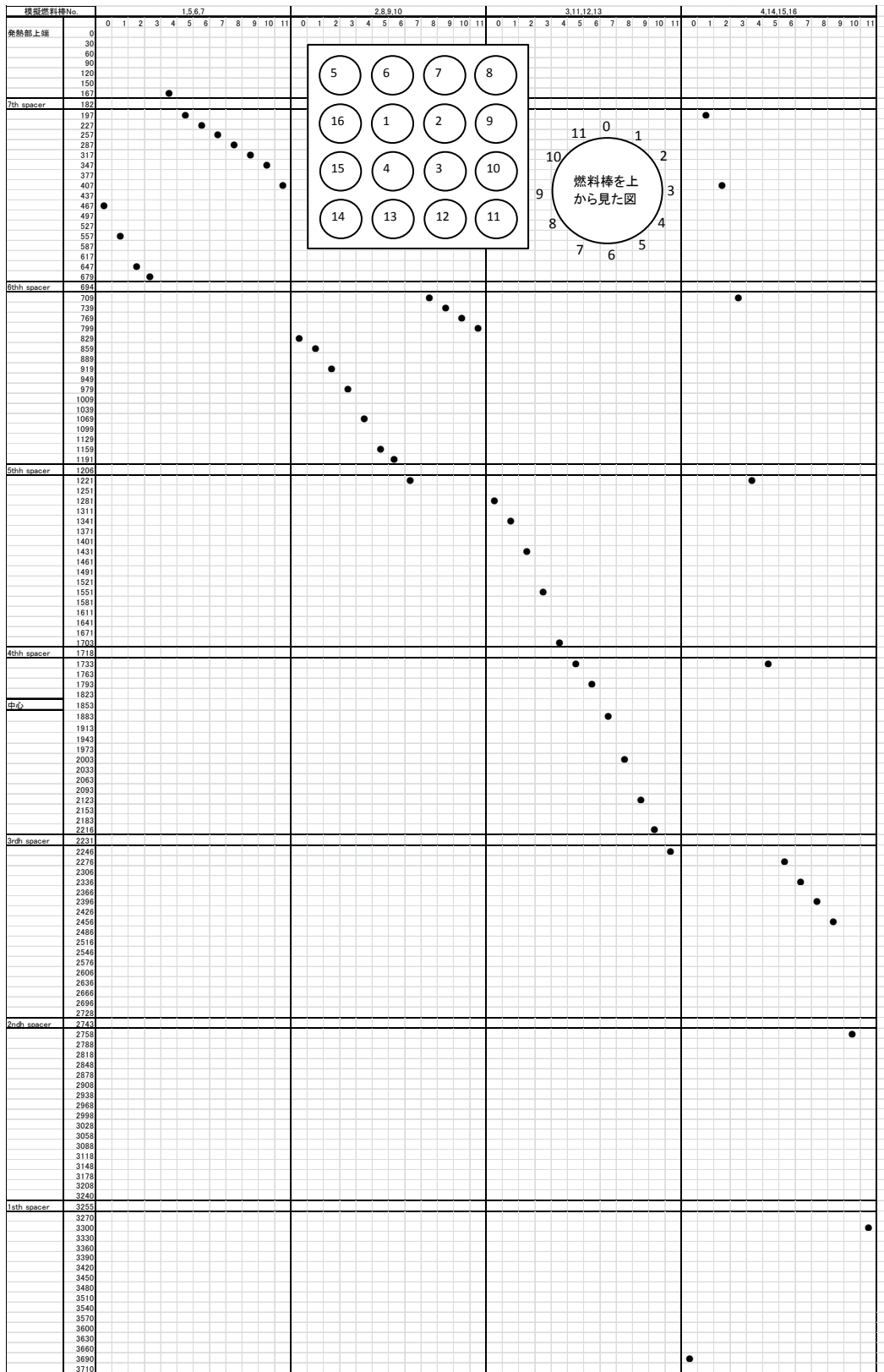
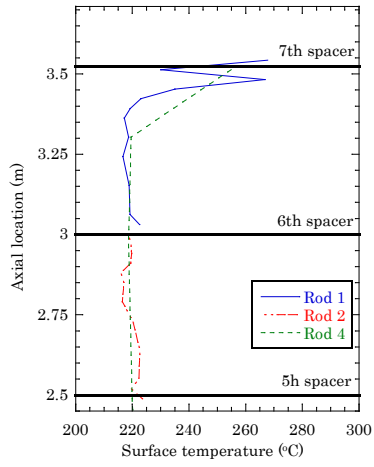
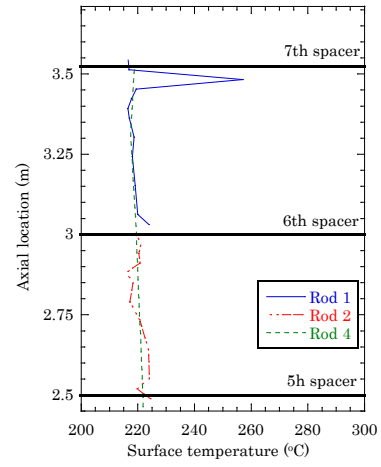


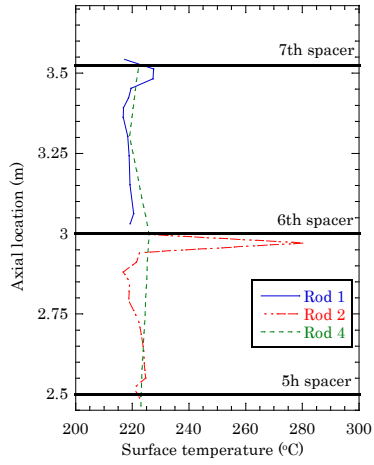
図 2.1.1-4 模擬燃料棒表面熱電対設置位置



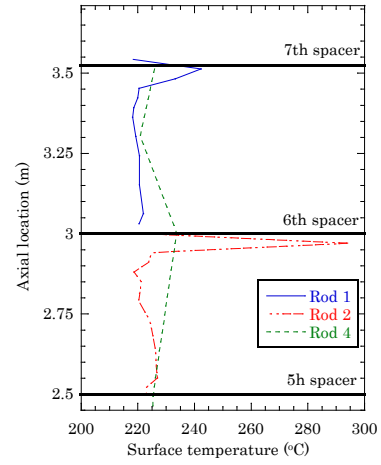
(a) $G=250\text{kg/m}^2\text{s}$



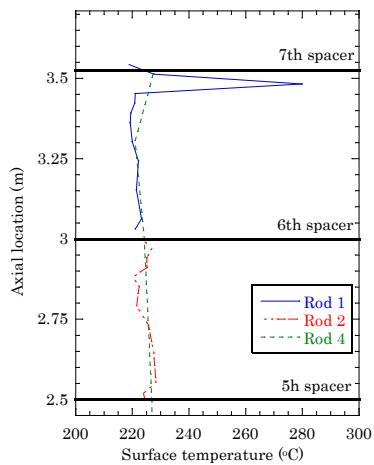
(b) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$



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

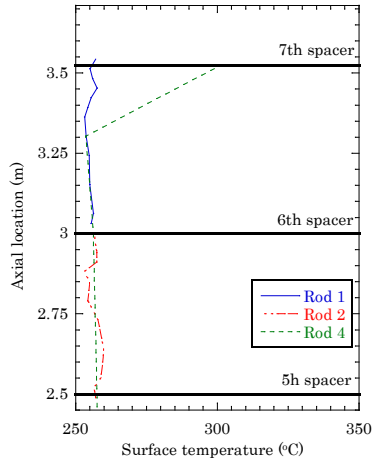


(d) $G=1000\text{kg/m}^2\text{s}$

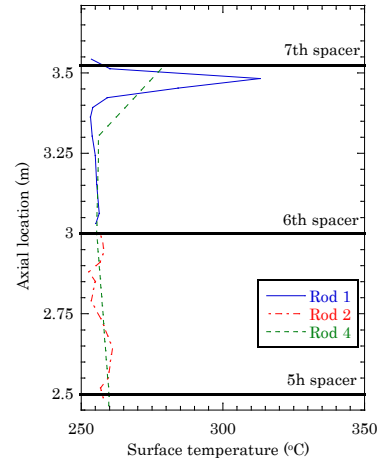


(e) $G=1250\text{kg/m}^2\text{s}$

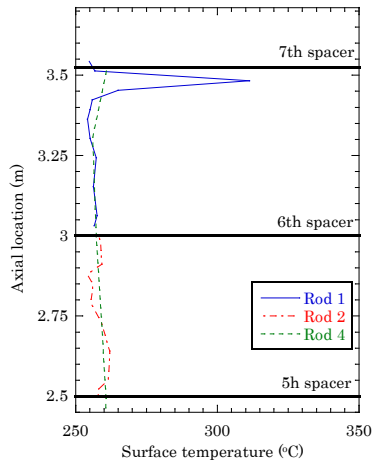
図 2.1.1-5 限界出力時の模擬燃料棒表面温度分布 (2MPa)



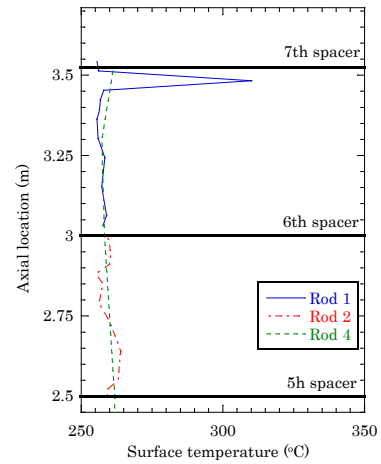
(a) $G=250\text{kg/m}^2\text{s}$



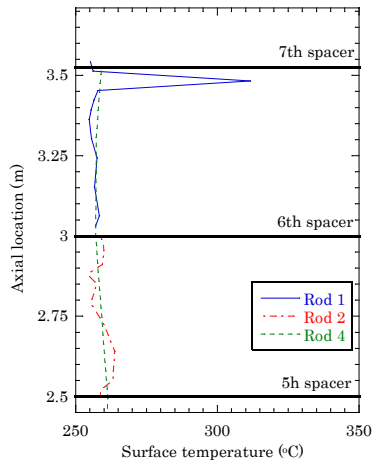
(b) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$



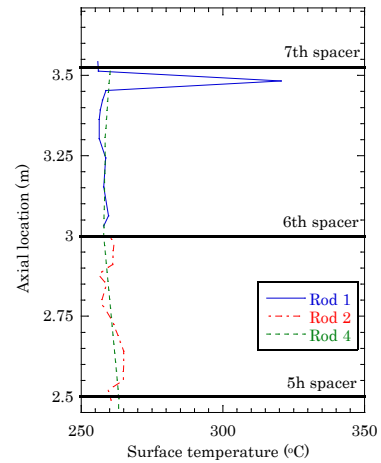
(c) $G=750\text{kg/m}^2\text{s}$



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

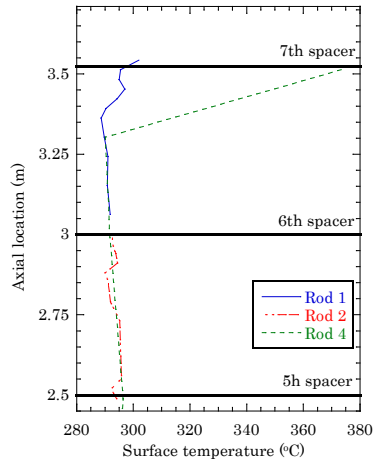


(e) $G=1250\text{kg/m}^2\text{s}$

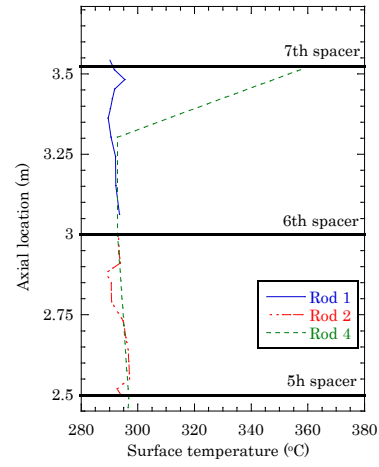


(f) $G=1500\text{kg/m}^2\text{s}$

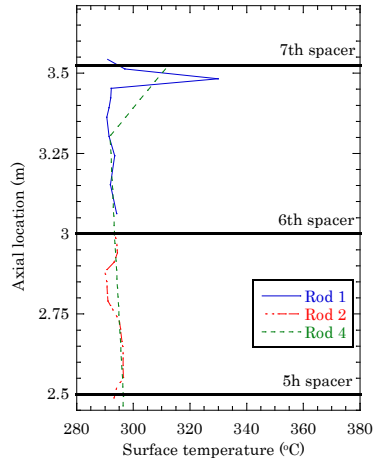
図 2.1.1-6 限界出力時の模擬燃料棒表面温度分布 (4MPa)



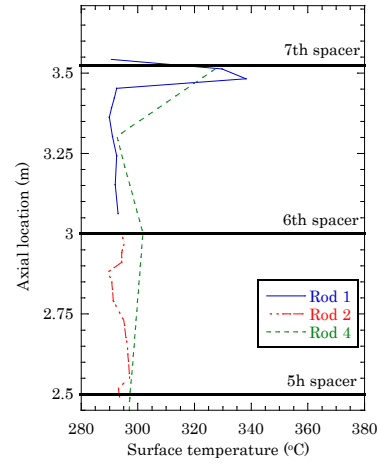
(a) $G=250\text{kg/m}^2\text{s}$



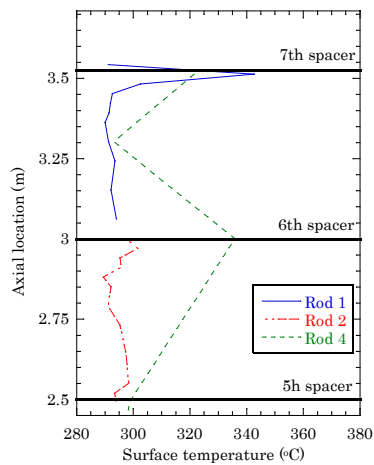
(b) $G=500\text{kg/m}^2\text{s}$



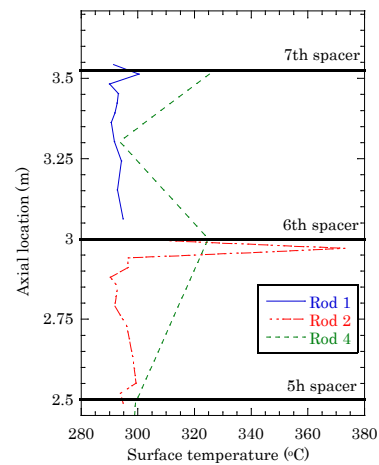
(c) $G=750\text{kg/m}^2\text{s}$



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

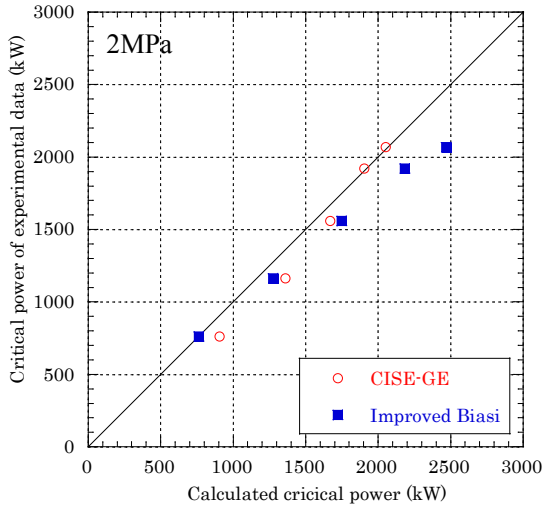


(e) $G=1250\text{kg/m}^2\text{s}$

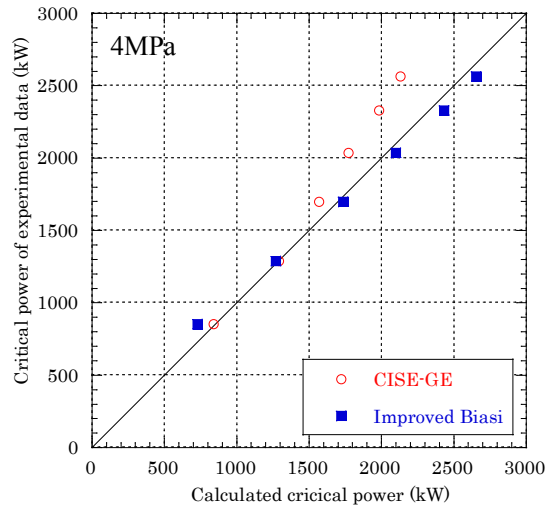


(f) $G=1500\text{kg/m}^2\text{s}$

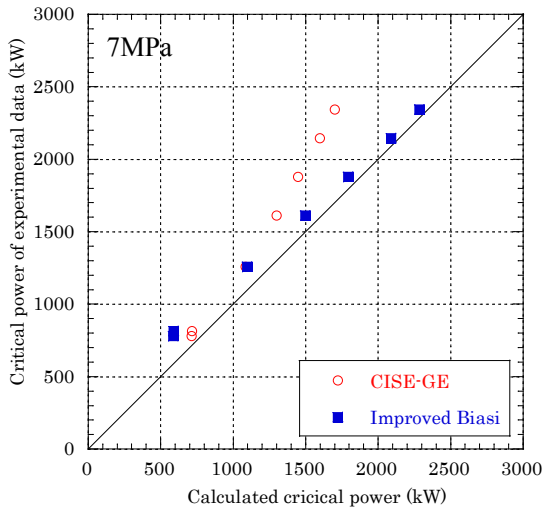
図 2.1.1-7 限界出力時の模擬燃料棒表面温度分布 (7MPa)



(a) 2MPa



(b) 4MPa



(c) 7MPa

图 2.1.1-8 限界出力

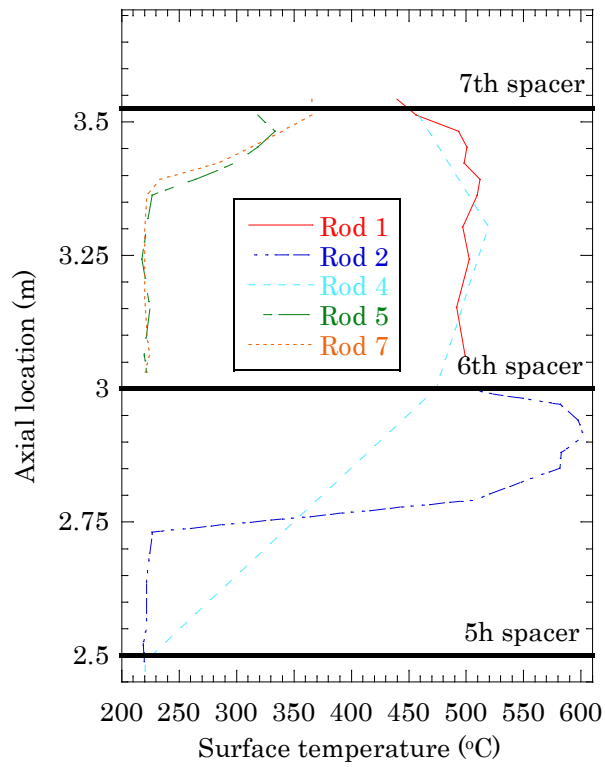
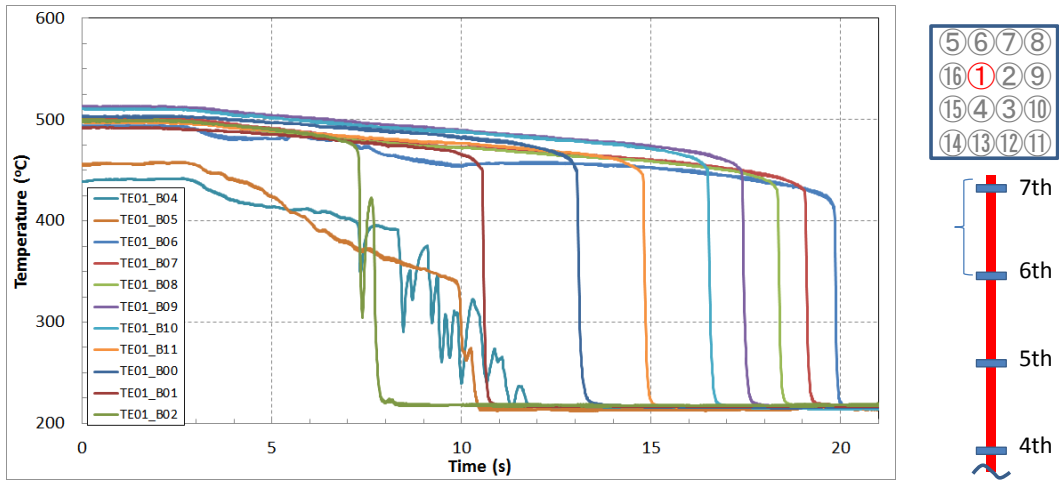
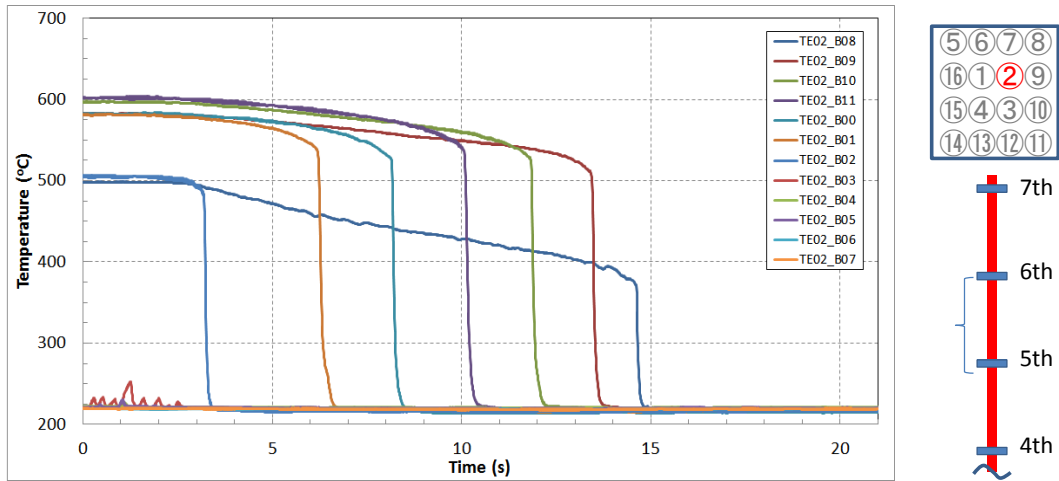


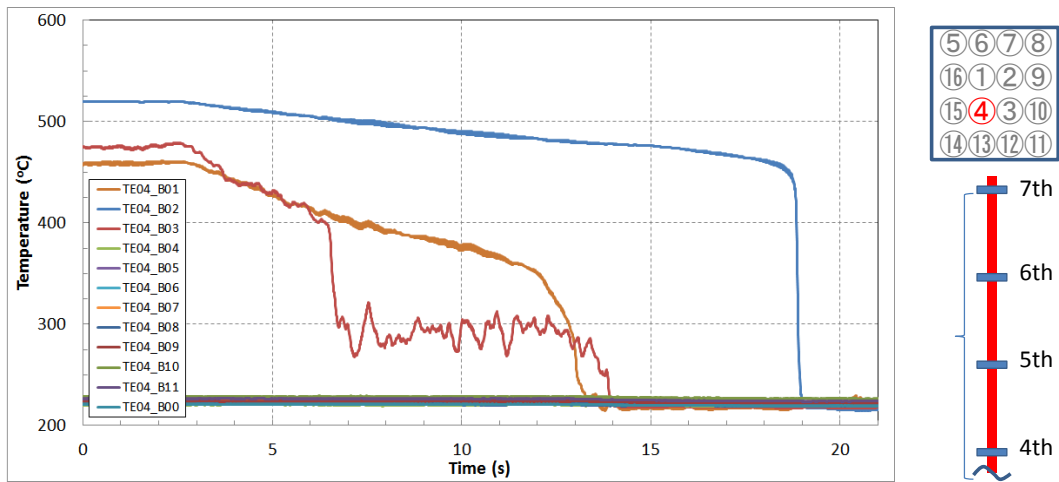
図 2.1.1-9 リウエット実験における初期伝熱面温度分布 (P=2MPa、G=270kg/m²s、T_{max}=600°C、dx=0.2)



(a) ロッド 1

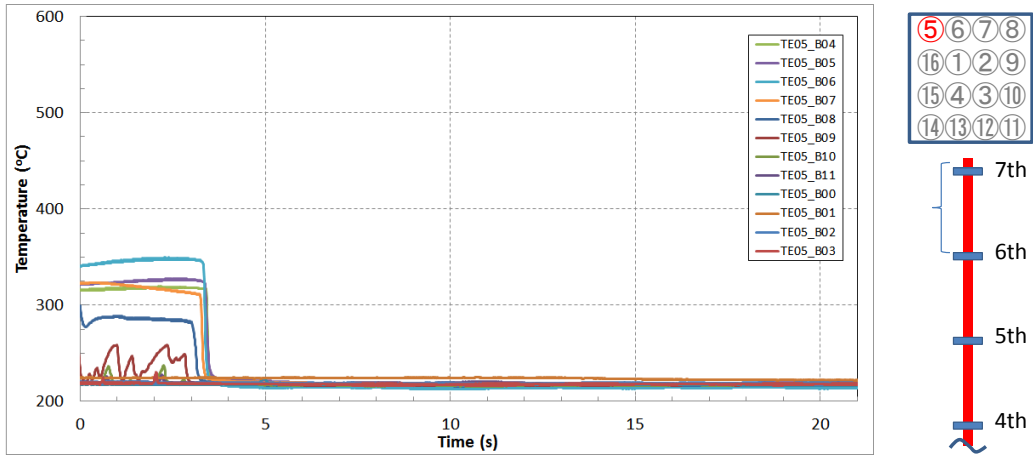


(b) ロッド 2

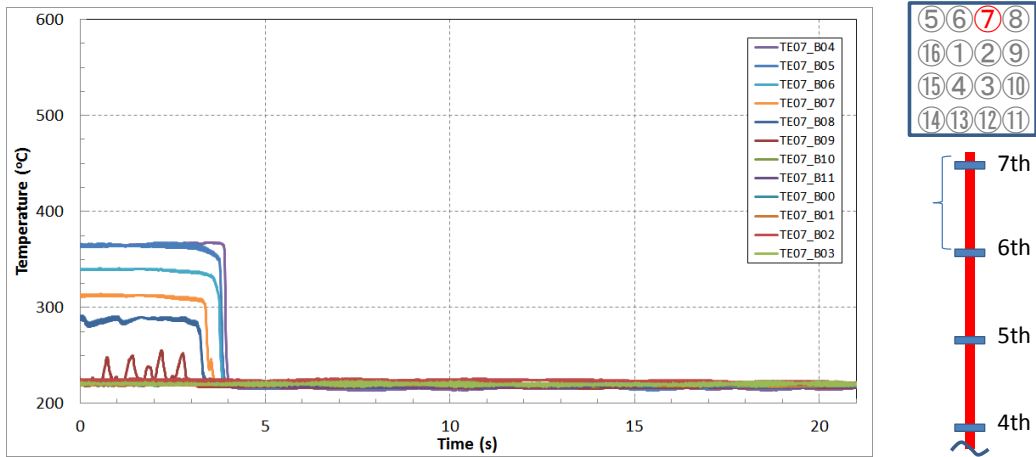


(c) ロッド 4

図 2.1.1-10 各ロッドにおける伝熱面温度の時刻歴 (P=2MPa、G=270kg/m²s、T_{max}=600°C、dx=0.2)



(d) ロッド 5



(e) ロッド 7

図 2.1.1-10 各ロッドにおける伝熱面温度の時刻歴 (つづき、 $P=2\text{MPa}$ 、 $G=270\text{kg/m}^2\text{s}$ 、 $T_{\text{max}}=600^\circ\text{C}$ 、 $dx=0.2$)

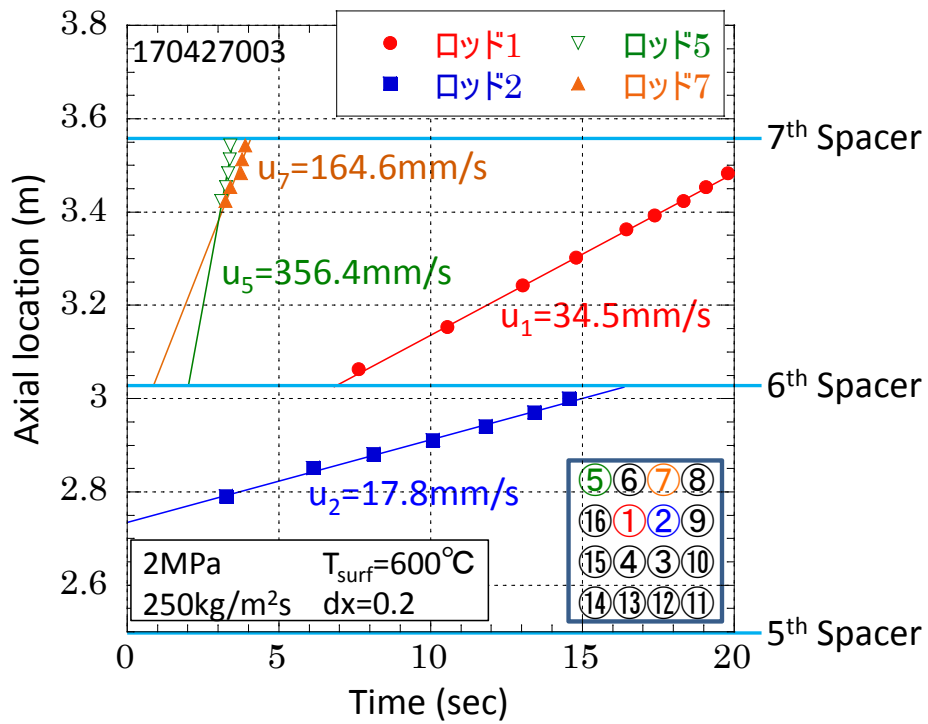
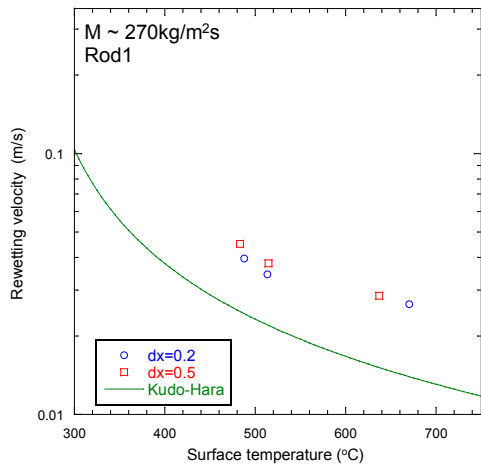
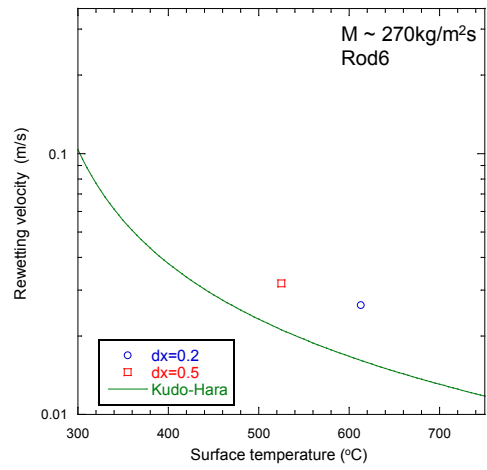


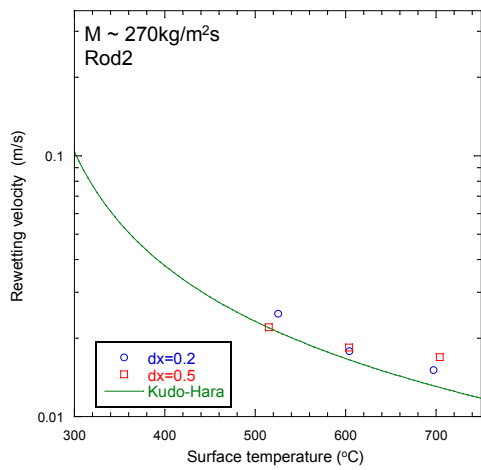
図 2.1.1-11 リウエット時刻とリウエット速度 ($P=2\text{MPa}$ 、 $G=270\text{kg/m}^2\text{s}$ 、 $T_{\text{max}}=600^\circ\text{C}$ 、 $dx=0.2$)



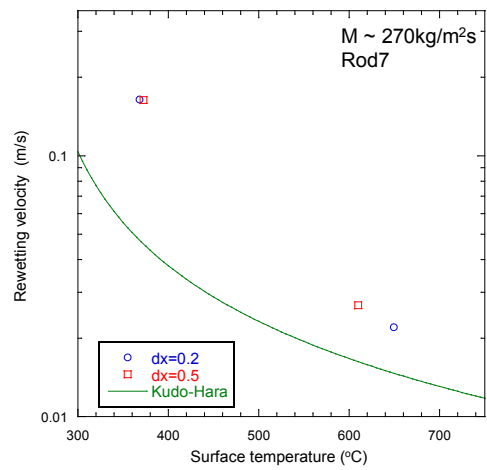
Rod 1



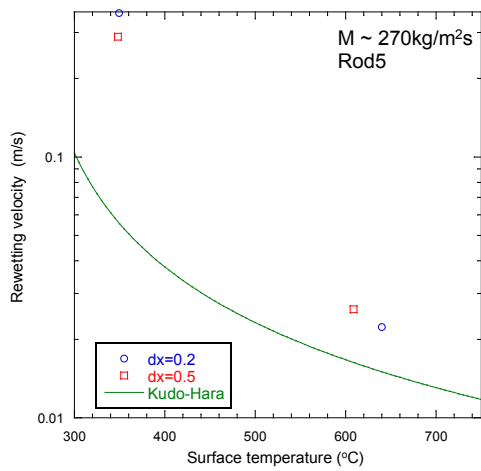
Rod 6



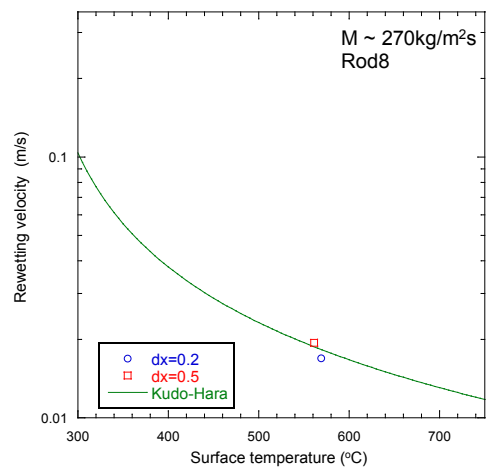
Rod 2



Rod 7



Rod 5



Rod 8

図 2.1.1-12 リウエット速度 (クオリティ変化量パラメータ、質量流束 270kg/m²s)

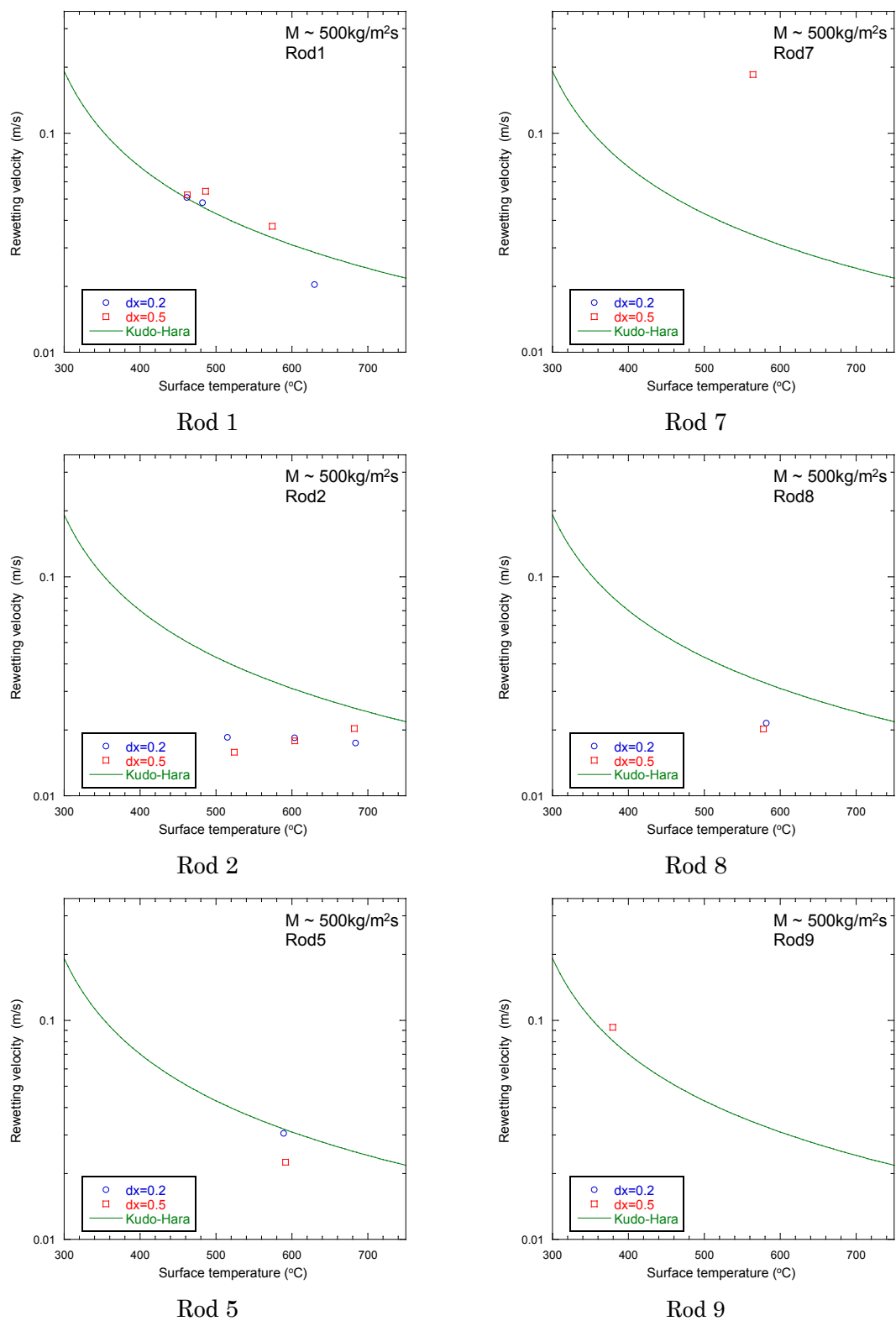
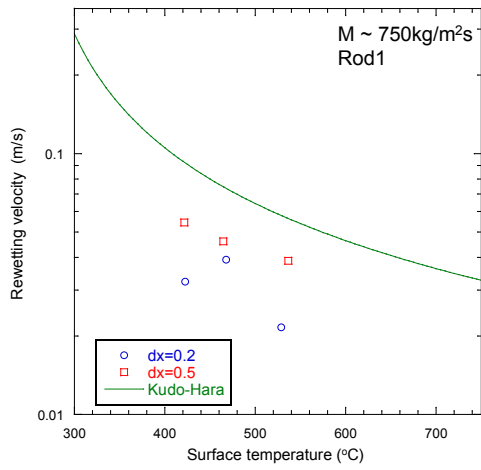
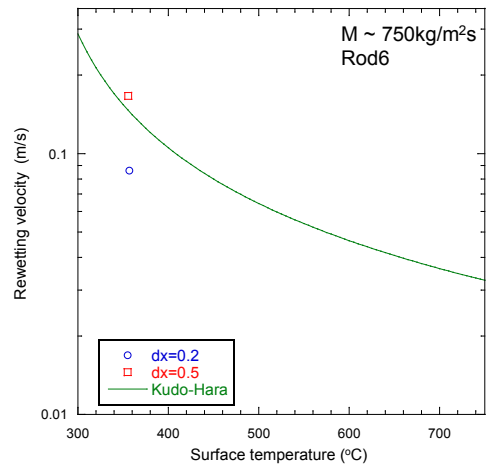


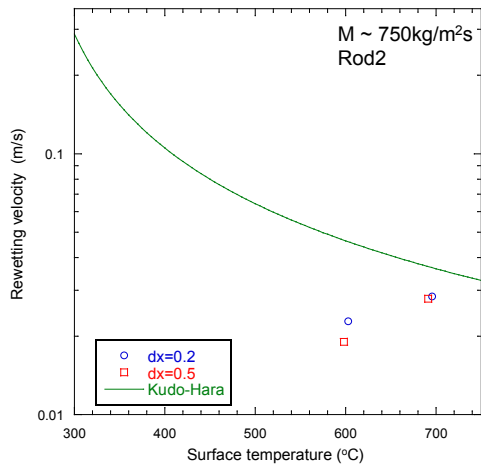
図 2.1.1-13 リウエット速度 (クオリティ変化量パラメータ、質量流束 500kg/m²s)



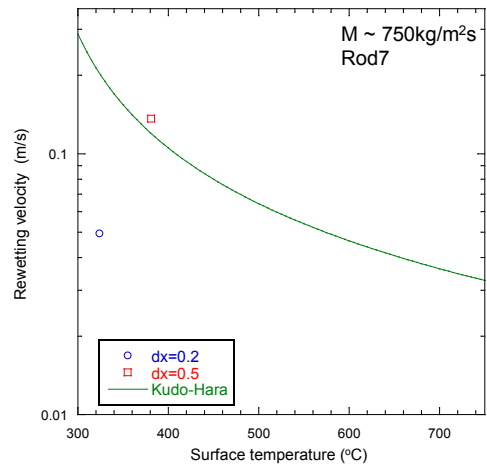
Rod 1



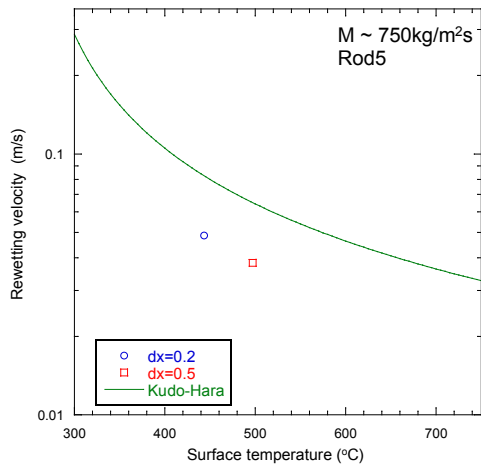
Rod 6



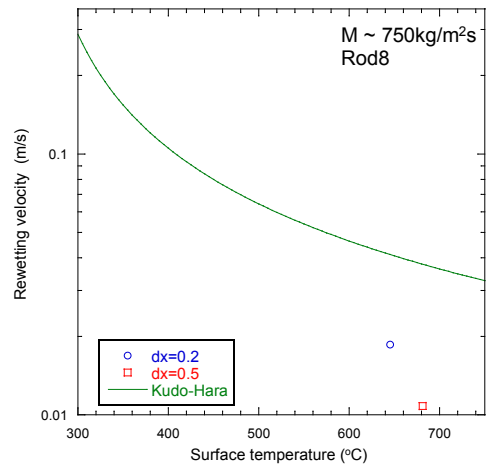
Rod 2



Rod 7

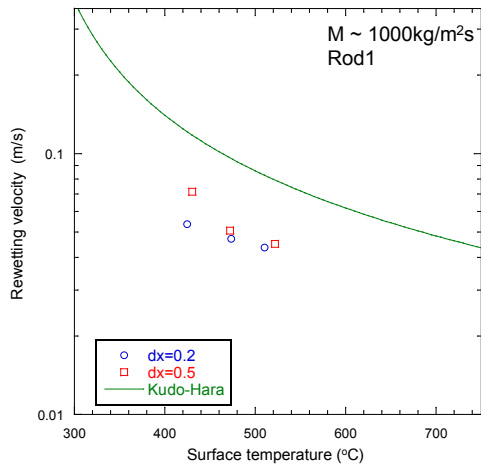


Rod 5

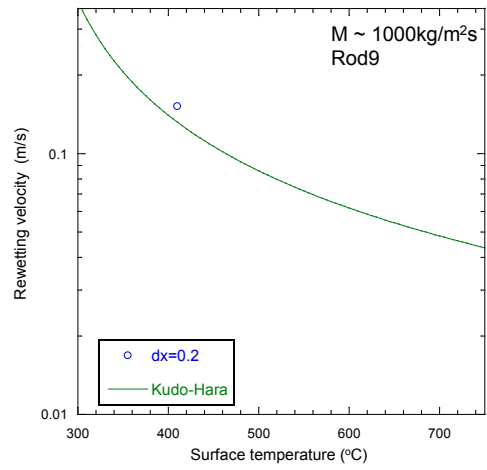


Rod 8

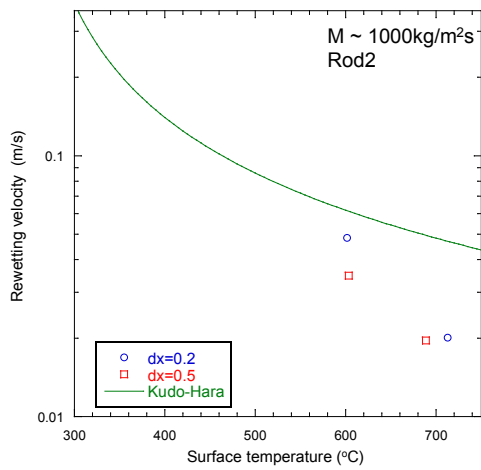
図 2.1.1-14 リウエット速度 (クオリティ変化量パラメータ、質量流束 $750\text{kg/m}^2\text{s}$)



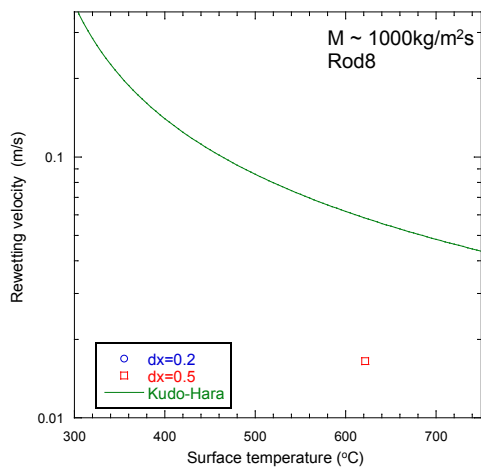
Rod 1



Rod 9

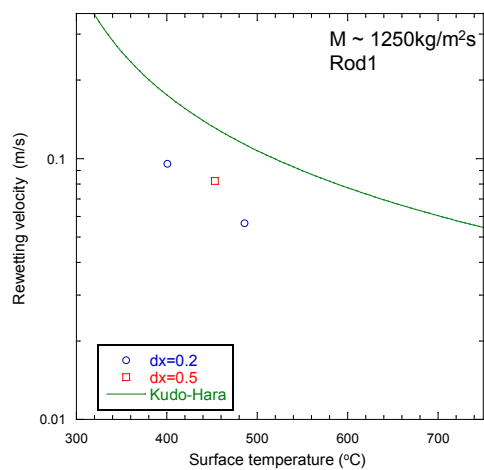


Rod 2

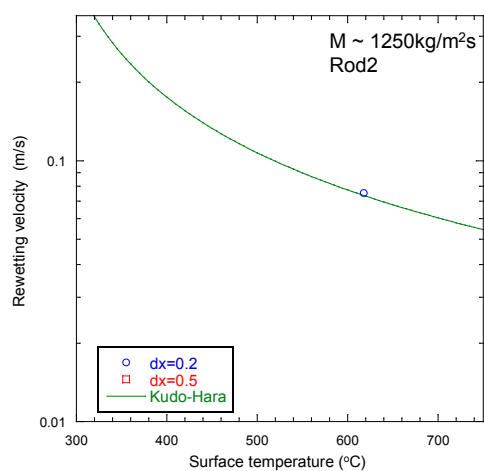


Rod 8

図 2.1.1-15 リウエット速度 (クオリティ変化量パラメータ、質量流束 1000kg/m²s)

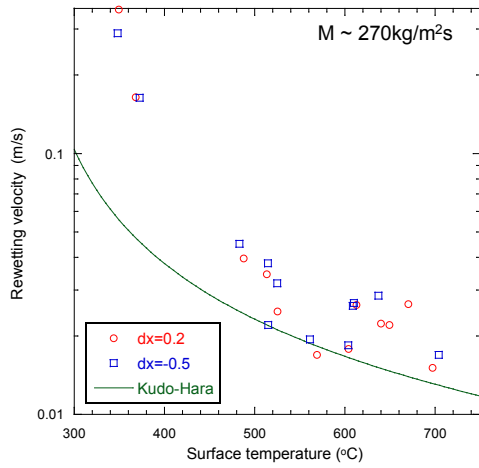


Rod 1

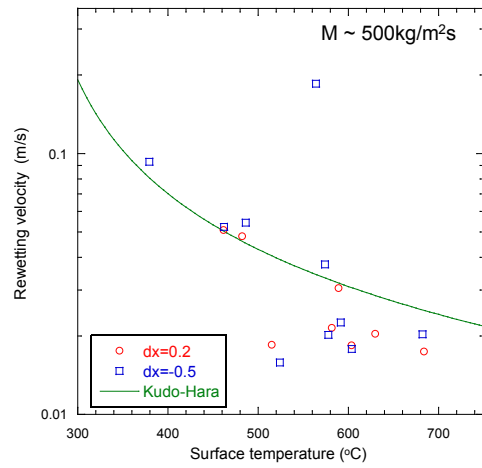


Rod 2

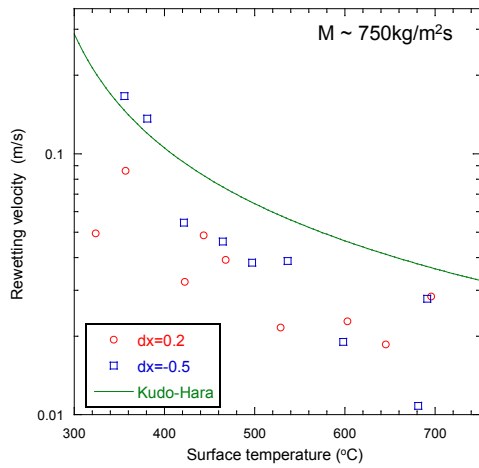
図 2.1.1-16 リウエット速度 (クオリティ変化量パラメータ、質量流束 1250kg/m²s)



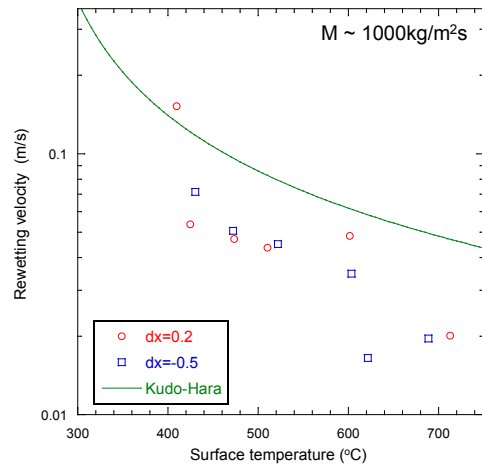
M~270kg/m²s



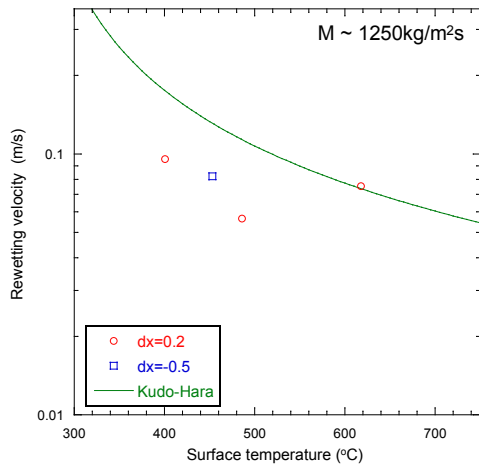
M~500kg/m²s



M~750kg/m²s

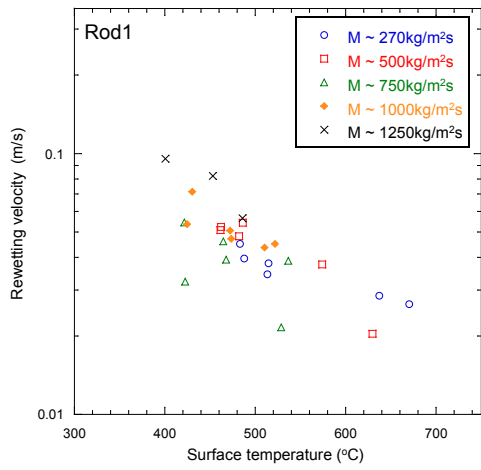


M~1000kg/m²s

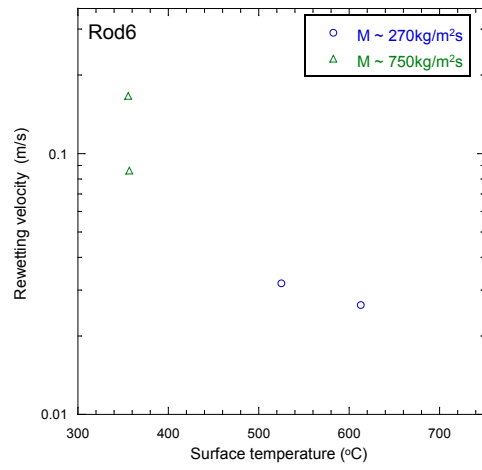


M~1250kg/m²s

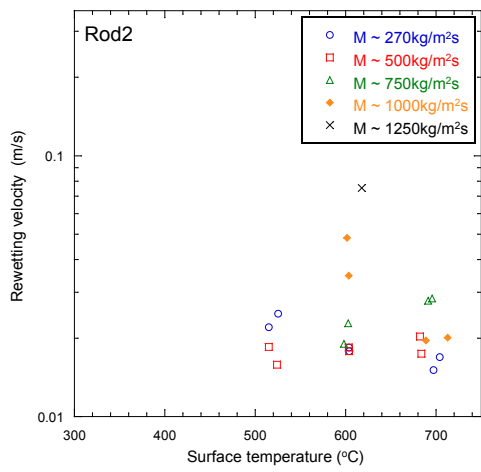
図 2.1.1-17 リウエット速度 (質量流束によるまとめ)



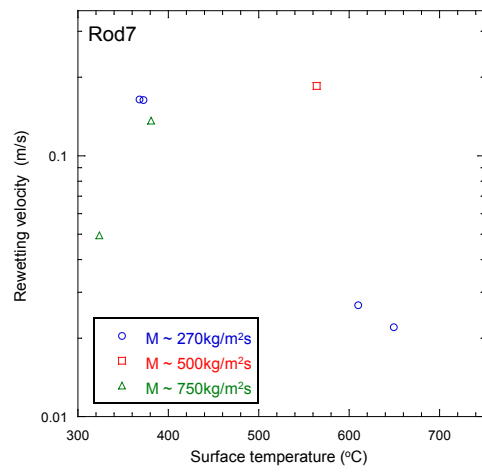
Rod1



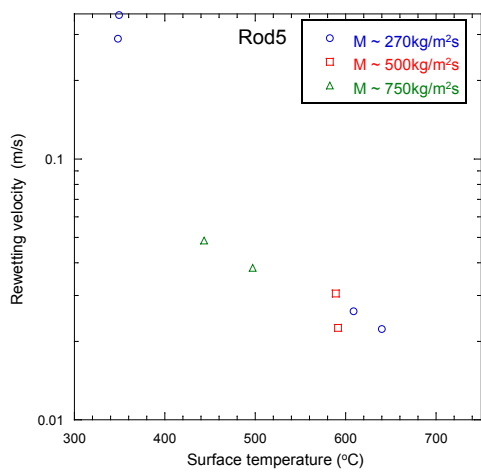
Rod6



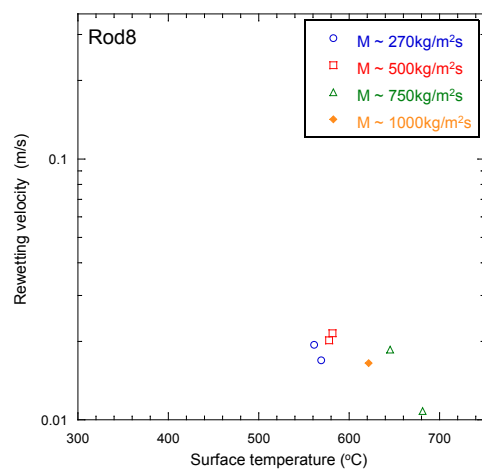
Rod2



Rod7

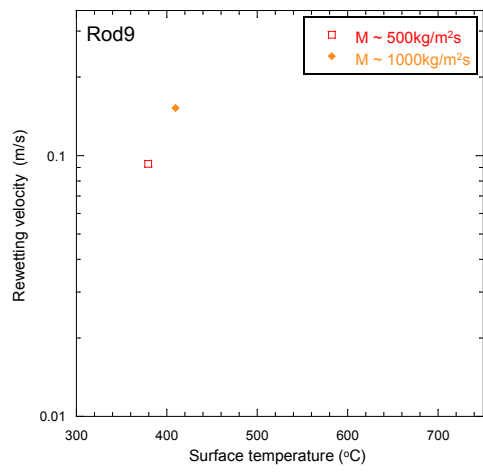


Rod5



Rod8

図 2.1.1-18 リウエット速度 (ロッド毎のまとめ)



Rod9

図 2.1.1-18 リウエット速度 (ロッド毎のまとめ、つづき)

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、旋回羽型スパーサを模擬した流路障害物を設置し、定常状態における限界熱流束、熱伝達率と液滴伝達率の測定、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、昨年度までに取得したスパーサ無し、及び丸セル模擬スパーサ設置の場合の結果との比較を行った。さらに、丸セル模擬スパーサを設置した場合の、ドライアウト挙動に関する実験を行い、ドライアウト速度へのスパーサの影響に係るデータを取得した。

2.1.2.2. 単管試験体

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 $\phi 1.0\text{mm}$ 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 に示す。

流路障害物（模擬スパーサ）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。模擬スパーサは図 2.1.2-3 に示す丸セル模擬スパーサ及び旋回羽型スパーサの二種類であり、本年度は旋回羽型スパーサを用いた定常及びリウエット実験、丸セル模擬スパーサを用いたドライアウト実験を行った。丸セル模擬スパーサは外径 8mm、内径 7mm、高さ 30mm の円管に、厚さ 0.5mm、高さ 10mm の脚部が三個付いた形状であり、流路断面積に対する開口比は、脚部を含めて 0.872 である。旋回羽型スパーサは OECD/NEA-KAERI CFD benchmark で用いられたスワールスパ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. 試験体内壁における表面温度及び熱流束

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熱伝導方程式より求める。また、非定常時においては、外表面温度から二次元熱伝導の逆問題を解くことで内表面温度が求められ、さらにプロファイル法を用いて熱流束が求められる。手法の詳細は平成 28 年度報告書[1]に記載しており、ここでは説明を省く。

2.1.2.4. 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、平成 27 年度報告書[2]に詳述したように、温度測定値等の実験データから Hewitt らの方法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。

2.1.2.5. 定常実験

(1) 限界熱流束実験

系圧力 2、4、7MPa において、試験体入口流量をパラメータとして、予熱助走部出口および測定部出口における限界熱流束 (CHF) を測定した。実験条件と CHF の値は、予熱助走部出口については表 2.1.2-1、測定部出口については表 2.1.2-2 に示すとおりである。図 2.1.2-3~5 に予熱助走部出口における実験値を、Katto-Ohno の相関式[3]より得られる CHF に対してプロットした。丸セル模擬スぺーサ設置の場合、スぺーサ無しの場合と比較し、高流量側でわずかに CHF が増加する程度であったが、旋回羽型スぺーサ設置の場合、特に高流量側では明確に CHF が増加する結果となった。図 2.1.2-6~8 に測定部出口における CHF を示す。測定部出口においては、丸セル模擬スぺーサの場合も CHF が明確に増加した。一方、旋回羽型スぺーサの場合、質量流束が高い条件では、測定部出口でヒートアップするよりも前に、助走部出口でヒートアップするため、比較的低い質量流束条件でのみ CHF が得られた。そのような条件における CHF 増加量は丸セル模擬スぺーサの場合とほぼ同じであった。

(2) 液滴伝達係数

式 2.1.2-3 から得られた液滴伝達係数を、Okawa らの相関式[4]とともに図 2.1.2-9 に示す。グラフの横軸は、均質流を仮定した場合の液滴濃度であり、同圧力条件では質量流束が大きいくほど大きくなる。全ての圧力条件において、旋回羽型スぺーサ、丸セル模擬スぺーサ、スぺ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ぺーサの影響が大きいことが分かる。これらの結果を無次元液滴濃度 C^* ($= C/\rho_g$) 及び無次元液滴伝達係数 k_D^* ($= k_D \sqrt{\rho_g D}/\sigma$) でまとめたのが図 2.2.1-10 である。7MPa で若干低くなるものの、ほぼスぺーサの種類毎に一つの曲線上にまとまっており、スぺー

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。

(3) 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。外表面温度測定値から算出した熱伝達係数を図 2.1.2-11~13 に示す。圧力および質量流束をパラメータとしており、図の左がスぺーサ無しの結果、右がスぺーサがある場合の結果である。図中の破線は、日本原子力学会の Post-BT 基準[5]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[6]らの式

$$h = h_g + h_d = h_g + (\eta m_D h_{fg}) / (T - T_{sat}) \quad (2.1.2-4)$$

による計算値を示す。ここで h_g は蒸気による熱伝達への寄与分で Groeneveld5.9 式[7]により計算される。また、 h_d は液滴による熱伝達への寄与分、 η は液滴の蒸発効率、 T_{sat} は飽和温度を表し、液滴伝達率 m_D には Sugawara の式[8]が適用される。青い実線は、後述するように Sibamoto らのモデルにスぺーサによる液滴伝達率への影響を導入した計算結果である。旋回羽型スぺーサを設置した場合、2MPa では質量流束 550kg/m²s から、4、7MPa では 850kg/m²s から熱伝達係数が丸セル模擬スぺーサの場合に比べ大きく増加している。Sibamoto の式はスぺーサ無しの場合の熱伝達係数の変化を良く表すが、旋回羽型スぺーサの場合の結果を大きく過小評価する。ここで、Sibamoto の式中の m_D にスぺーサによる効果の導入を試みる。スぺーサ無しと旋回羽型スぺーサの場合について前項(2)で計算した k_D 、 C から m_D を計算し、質量流束に対してプロットしたのが図 2.1.2-14 であり、さらに旋回羽型スぺーサの m_D をスぺーサ無しの m_D で割った値 $m_{D_swirl}/m_{D_w/o}$ (液滴伝達率の増倍率) をプロットしたのが図 2.1.2-15 である。増倍率は 7MPa で若干低くなるが、ほぼ一つの曲線に乗るため、 $G=350\text{kg/m}^2\text{s}$ 以上で最小二乗近似すると

$$m_{D_swirl}/m_{D_w/o} = 2.1 \ln G - 11.3 \quad (2.1.2-5)$$

となる (質量流束 $G=350\text{kg/m}^2\text{s}$ 以下では 1 とする)。この増倍率を式 2.1.2-4 の m_D に乗じて熱伝達率を計算すると、図 2.1.2-11~13 の青の実線となる。増倍率を考慮に入れたモデルによる熱伝達係数は、高質量流束で過大評価となるが、変化の傾向は良く表していることが分かる。今回は単純に実験から得られた増倍率を m_D に乗じているが、今後精密なモデルを構築するにあたっては、液滴伝達は流れ方向の積分値が重要であるが熱伝達は局所の現象が重要である事、また単相の熱伝達にも旋回羽型スぺーサの影響があるはずであることを考慮する必要があると考えられる。

2.1.2.6. 熱出力過渡リウエット実験

本年度は旋回羽型スパ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、昨年度までに実施したスパーサ無し及び丸セル模擬スパーサを設置した場合との比較を行った。所定の圧力、流量条件で、予熱助走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。ここで予熱助走部の出力を急激に（半減期約 0.3 秒）減少させることで測定部入口のクオリティを所定の値 dx だけ減少させることで、リウエットを促す。リウエット速度の計測法については、H28 年度報告書[2]に詳述している。表 2.1.2-3 に本年度実施したリウエット実験の条件を示す。

図 2.1.2-16～18 に質量流束に対するリウエット速度を、圧力及び初期外表面温度毎にまとめたものを示す。図内の直線は、沸騰が無い場合での入口流量から求まる水単相流の液位上昇速度である。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 と 0.3 の場合の差はほとんど無く、 dx が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。スパーサ無しの場合、低質量流束側では質量流束に対しほぼ線形にリウエット速度が増加するが、高質量流束側では質量流束が増加してもリウエット速度はほぼ一定であった。一方、丸セル模擬スパーサ及び旋回羽型スパーサでは、高質量流束の場合でも質量流束の増加に伴いリウエット速度が増加する傾向があった。図 2.1.2-19～21 に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[9]により計算した値である。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 の場合、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なかったが、4、7MPa の場合特に高質量流束側で、旋回羽型スパーサの場合のリウエット速度が速い傾向があった。2MPa においては高質量流束の実験を行っていないため、スパーサの影響が得られなかった可能性がある。

2.1.2.7. 熱出力過渡ドライアウト実験

スパーサ無しの場合と丸セル模擬スパーサを設置した場合における熱出力過渡のドライアウト実験を行い、結果を比較した。所定の圧力、流量条件で、測定部出口端においてドライアウトする状態を作り、さらに予熱助走部の出力を急激に（半減期 0.3 秒）増加させ、測定部入口のクオリティを所定の値だけ増加させることで、測定部のドライアウト領域を拡大させる。測定部に設置された各熱電対による測定温度が急上昇を開始する時刻を、その位置におけるドライアウト時刻と定義し、各位置間の距離とドライアウト時刻の時間差からドライアウト速度を計測した。

図 2.1.2-22 に質量流束に対するドライアウト速度を圧力毎にまとめた。今回変化させた

クオリティ増加量の範囲では、ドライアウト速度がクオリティ増加量に強く依存することが分かる。スペーサ無しの場合、2、4MPaの結果には明確な差はないが、7MPaでは明確にドライアウト速度が低下した。一方、丸セル模擬スペーサ設置の場合、圧力の違いによる明確な差異は見られなかった。2、4MPaでは、丸セル模擬スペーサ設置の場合の方がドライアウト速度が遅い傾向が見られるが、7MPaではスペーサの有無による違いは見られなかった。

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		
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		
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		
2.02	896	10	1.201		

2.04	781	15	1.129
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
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 限界熱流束実験の条件および結果(測定部出口)

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	
2.01	247	16	0.426	無	
2.06	552	17	0.837		
2.03	781	13	0.994		
2.06	1064	16	1.156		
4.08	242	21	0.400		
4.08	538	6	0.805		
3.97	1097	10	1.197		
4.14	1264	9	1.274		
6.94	216	24	0.317		
6.79	548	8	0.750		
6.94	1083	15	1.115		
6.90	1669	8	1.261		
2.03	234	16	0.401		丸セル模擬
2.04	548	7	0.847		
2.01	760	15	1.069		
4.00	240	23	0.390		
4.02	542	9	0.827		
4.07	1060	13	1.287		
4.03	1367	11	1.429		
7.02	244	22	0.359		
7.03	556	10	0.762		
7.02	1082	15	1.154		
6.99	1636	9	1.324		
2.04	237	18	0.421	旋回羽根型	
2.01	563	21	0.982		
1.99	779	14	1.280		
4.03	229	24	0.379		
4.02	776	18	1.218		
7.00	235	17	0.371		
7.01	765	15	1.067		

表 2.1.2-3 旋回羽型スパーサを設置したリウエット実験条件

実験 No.	圧力 (MPa)	質量流量 (kg/m ² s)	入口サブ クール度 (K)	助走部 出力 (kW)	測定部 初期出 力(kW)	伝熱面 最高温 度(°C)	クオリテ ィ減少 量 dx
20171225001	2.04	220	17.1	43.3	3.6	446.1	0.1
20171225002	2.03	222	17.1	43.2	3.6	438.8	0.2
20171225003	2.03	225	17.1	43.3	3.6	442.5	0.3
20171225004	2.02	214	16.8	43.2	4.8	535.8	0.1
20171225005	2.05	220	17.6	43.3	4.9	536.8	0.2
20171225006	2.05	219	17.4	43.3	4.9	542.4	0.3
20171225007	2.02	214	16.6	43.1	5.9	612.7	0.1
20171225008	2.00	216	16.4	42.6	5.9	615.3	0.2
20171225009	2.00	213	16.5	42.6	6.0	624.3	0.3
20171225010	2.02	565	12.8	101.5	13.1	422.5	0.1
20171225011	2.01	563	10.1	101.5	12.6	422.9	0.2
20171225012	2.00	563	8.4	101.5	12.1	413.0	0.3
20171225013	2.01	567	11.4	101.1	14.1	507.0	0.1
20171225014	2.02	557	11.5	101.1	14.3	509.2	0.2
20171225015	2.01	565	10.5	101.1	14.1	511.9	0.3
20171225016	1.99	565	9.3	101.1	15.5	576.9	0.1
20171225017	2.00	568	11.1	101.1	15.7	579.6	0.2
20171225018	1.99	570	11.6	101.1	15.7	578.9	0.3
20171225019	2.05	790	12.5	129.8	21.8	382.5	0.1
20171225020	2.03	792	12.0	129.8	21.3	385.7	0.2
20171225021	2.00	792	11.6	129.6	23.1	489.3	0.1
20171225022	1.99	790	11.8	129.6	22.9	480.8	0.2
20171225023	1.98	791	12.4	129.7	23.8	558.2	0.1
20171225024	1.99	789	12.7	129.8	23.8	549.1	0.2
20171225025	4.01	1271	11.5	166.4	31.5	374.8	0.1
20171225026	4.02	1269	11.5	166.4	31.3	357.6	0.2
20171225027	4.00	1259	10.7	166.2	31.8	508.5	0.1
20171225028	4.00	1267	10.8	166.1	31.8	455.0	0.2
20171225029	4.02	1267	11.2	166.1	32.4	539.7	0.1
20171225030	4.04	1308	18.1	168.7	32.6	551.4	0.2
20171225031	4.04	1084	12.0	154.0	26.3	380.6	0.1

20171225032	4.04	1115	11.9	154.0	26.3	382.1	0.2
20171225033	4.04	1076	11.8	153.9	27.1	471.0	0.1
20171225034	4.03	1099	11.7	153.9	27.1	468.0	0.2
20171225035	4.01	1109	11.7	154.0	27.8	552.7	0.1
20171225036	4.02	1079	11.8	154.0	28.1	584.3	0.2
20171226020	4.03	548	9.7	97.1	7.8	430.3	0.1
20171226021	4.01	543	8.7	96.7	7.8	430.9	0.2
20171226022	4.00	548	8.5	96.7	7.8	432.7	0.3
20171226023	3.98	549	13.0	96.5	10.9	518.7	0.1
20171226024	4.04	548	12.3	97.8	10.5	522.1	0.2
20171226025	4.03	544	10.2	96.7	10.5	522.3	0.3
20171226026	4.02	546	10.7	95.4	12.8	588.2	0.1
20171226027	3.96	540	9.9	95.4	12.8	589.6	0.2
20171226028	4.00	544	12.7	96.3	12.8	589.7	0.3
20171226029	4.00	233	20.1	42.9	3.6	441.4	0.1
20171226030	4.01	235	20.5	43.3	3.6	441.3	0.2
20171226031	4.00	240	20.5	43.9	3.6	440.7	0.3
20171226032	4.01	237	20.9	43.9	5.2	536.8	0.1
20171226033	4.01	236	21.1	43.9	5.2	536.2	0.2
20171226034	4.02	237	21.4	43.9	5.2	537.3	0.3
20171226035	4.02	237	21.4	43.9	6.4	616.3	0.1
20171226036	4.02	237	21.5	43.9	6.4	616.5	0.2
20171226037	4.02	235	21.6	43.9	6.4	620.3	0.3
20171222003	7.02	1662	9.4	159.3	34.3	341.8	0.1
20171222004	7.01	1674	12.4	161.5	34.9	348.4	0.2
20171222005	7.00	1659	13.0	161.5	35.8	451.0	0.1
20171222006	6.98	1658	12.5	161.4	38.1	473.5	0.2
20171222007	6.99	1099	14.3	134.5	23.7	389.2	0.1
20171222008	6.99	1096	14.1	134.8	24.0	398.9	0.2
20171222009	6.98	1100	14.2	134.4	24.5	484.3	0.1
20171222010	6.98	1096	14.1	134.5	24.5	488.9	0.2
20171222011	7.01	1098	14.6	134.5	25.7	552.8	0.1
20171222012	7.02	1107	14.6	134.5	25.7	551.0	0.2
20171226001	7.02	569	9.8	90.2	7.4	431.3	0.1
20171226002	7.02	573	9.4	90.2	7.4	431.9	0.2

20171226003	6.99	566	9.4	90.2	7.4	434.3	0.3
20171226004	7.04	566	9.5	89.6	10.5	520.6	0.1
20171226005	7.04	570	9.3	89.4	10.5	520.7	0.2
20171226007	7.02	567	9.0	89.6	10.5	523.9	0.3
20171226008	6.98	564	9.1	88.9	12.8	590.8	0.1
20171226009	6.96	562	8.9	88.9	12.8	591.8	0.2
20171226010	7.00	563	9.5	88.9	12.8	597.2	0.3
20171226011	6.94	231	22.5	38.4	3.3	442.3	0.1
20171226012	7.00	232	23.6	39.1	3.3	441.7	0.2
20171226013	7.02	231	23.4	39.5	3.3	442.5	0.3
20171226014	7.03	235	24.3	39.7	5.0	536.2	0.1
20171226015	7.02	235	24.4	39.7	5.0	539.0	0.2
20171226016	7.01	236	24.0	39.7	5.0	538.4	0.3
20171226017	7.03	235	24.6	39.7	6.4	619.3	0.1
20171226018	7.00	233	24.5	39.7	6.3	620.0	0.2
20171226019	7.00	235	24.7	39.7	6.3	622.5	0.3

表 2.1.2-4 丸セル模擬スぺーサを設置したドライアウト実験条件

No.	圧力 (MPa)	質量流束 (kg/m ² s)	入口サブ クール度 (K)	助走部 出力(kW)	測定部 出力(kW)	クオリティ 増加量 dx
161031002	2.04	239	18.9	42.1	7.0	0.025
161031003	2.03	246	17.1	42.0	7.0	0.0125
161031004	2.03	242	16.2	42.0	7.0	0.05
161031005	2.01	247	15.9	42.0	7.0	0.1
161031006	2.01	234	16.1	40.1	6.7	0.025
161031007	2.04	239	17.0	40.1	6.7	0.05
161031008	2.03	248	16.6	40.2	6.7	0.1
161031009	2.04	238	16.7	40.1	6.7	0.2
161031010	2.06	552	16.7	82.5	13.7	0.0125
161031011	2.05	553	15.8	82.3	13.7	0.025
161031012	2.06	552	14.9	82.4	13.7	0.05
161031013	2.07	552	16.4	82.3	13.7	0.1
161031014	2.05	550	12.2	78.7	13.1	0.05
161031015	2.05	553	13.6	78.4	13.0	0.025
161031016	2.08	553	16.2	78.4	13.0	0.1
161031017	2.08	550	16.1	78.5	13.0	0.2
161031018	2.03	781	13.1	98.0	16.3	0.025
161031019	2.05	780	14.0	97.9	16.3	0.0125
161031020	2.04	782	14.5	98.0	16.3	0.05
161031021	2.04	781	15.1	97.9	16.3	0.1
161031022	2.07	791	15.1	93.2	15.6	0.025
161031023	2.00	786	13.5	93.2	15.5	0.05
161031024	2.04	789	15.0	93.2	15.5	0.1
161031025	2.04	787	14.5	93.2	15.6	0.2
161031026	2.06	1064	16.0	114.0	19.0	0.0125
161031027	2.08	1061	14.4	114.2	19.1	0.025
161031028	2.11	1066	15.2	114.0	19.0	0.05
161031029	2.09	1098	12.8	114.0	19.0	0.1
161031030	2.04	1071	11.5	109.2	18.2	0.025
161031031	2.04	1068	13.6	108.7	18.1	0.05
161031032	2.09	1094	15.3	108.7	18.1	0.1

161028002	3.96	234	21.7	36.1	6.0	0.05
161028003	4.01	230	22.5	36.2	6.0	0.025
161028004	4.09	228	23.6	36.2	6.0	0.1
161028005	3.96	229	21.2	36.2	6.0	0.2
161028006	3.98	233	21.8	37.9	6.4	0.025
161028007	4.03	232	22.5	37.3	6.2	0.0125
161028008	4.00	229	21.9	37.3	6.2	0.05
161028009	4.01	234	21.9	37.3	6.2	0.1
161028010	4.01	551	18.9	83.6	13.9	0.025
161028011	4.03	552	19.6	83.6	13.9	0.0125
161028012	4.03	554	19.6	83.5	13.9	0.05
161028013	4.01	550	19.0	83.5	13.9	0.1
161028014	3.98	545	16.9	79.4	13.3	0.05
161028015	4.01	545	16.8	79.4	13.3	0.1
161028016	3.96	547	16.9	79.4	13.3	0.2
161028017	4.02	1102	13.9	120.1	20.0	0.0125
161028018	4.00	1101	13.6	120.2	20.0	0.00625
161028019	4.02	1102	14.1	120.2	20.0	0.025
161028020	4.02	1097	14.1	120.2	20.0	0.05
161028021	3.98	1087	13.1	120.2	20.0	0.1
161028022	4.03	1116	13.8	114.5	19.1	0.05
161028023	3.98	1107	12.6	114.5	19.1	0.1
161028024	3.99	1076	15.4	114.8	19.0	0.2
161028025	4.00	1297	13.5	129.1	21.5	0.003
161028026	4.06	1295	13.3	129.2	21.6	0.00625
161028027	3.99	1297	11.7	127.2	21.3	0.0125
161028028	4.02	1294	11.6	128.0	21.3	0.025
161028029	3.99	1295	12.7	128.0	21.4	0.05
161028030	4.03	1301	15.6	129.1	21.5	0.1
161028031	4.00	1316	11.5	122.6	20.5	0.025
161028032	4.02	1338	16.8	122.9	20.5	0.05
161028033	3.96	1281	16.9	122.7	20.5	0.05
161028034	4.01	1282	15.1	122.7	20.5	0.1
161028035	4.05	1313	11.0	123.4	20.6	0.025
161025002	6.90	229	24.5	34.2	5.7	0.025

161025007	6.74	225	22.2	31.1	5.2	0.05
161025008	6.90	226	24.0	31.1	5.2	0.1
161025009	6.92	224	24.7	31.1	5.2	0.2
161025010	6.84	221	23.7	31.1	5.2	0.3
161025011	6.88	224	24.0	31.1	5.2	0.4
161025012	6.79	548	7.9	73.9	12.3	0.025
161025013	6.86	551	9.1	73.8	12.3	0.05
161025014	6.83	551	8.6	73.9	12.4	0.1
161025015	6.92	551	9.3	74.0	12.4	0.2
161025016	6.95	553	9.6	73.9	12.3	0.3
161025017	6.78	549	8.1	67.1	11.2	0.05
161025018	6.76	553	8.5	67.1	11.2	0.1
161025019	6.77	551	9.1	67.5	11.3	0.2
161025020	6.91	555	10.5	67.4	11.3	0.3
161025021	6.90	552	9.0	67.1	11.2	0.4
161025022	6.89	551	8.5	70.2	11.8	0.2
161025023	6.85	551	7.9	70.3	11.7	0.1
161025024	6.90	550	8.4	70.3	11.7	0.3
161025025	7.00	551	9.4	70.3	11.7	0.4
161025027	6.94	216	24.1	31.2	5.2	0.025
161025028	6.95	214	24.2	31.2	5.2	0.05
161025029	6.95	216	24.5	31.2	5.2	0.1
161025030	6.98	212	25.0	31.2	5.2	0.2
161025031	6.98	211	25.3	31.2	5.2	0.3
161025032	6.96	211	25.4	29.7	5.0	0.1
161025033	6.96	209	25.6	29.7	5.0	0.2
161025034	6.93	212	25.5	29.7	5.0	0.3
161025035	6.94	211	26.1	29.7	5.0	0.4
161025036	6.94	1083	14.8	109.8	18.3	0.025
161025037	6.83	1080	12.5	109.1	18.2	0.0125
161025038	6.91	1077	13.5	109.2	18.3	0.05
161025039	6.88	1077	12.9	109.1	18.2	0.1
161025040	6.81	1078	12.4	109.2	18.2	0.2
161025041	7.00	1094	14.7	103.9	17.3	0.1
161025042	6.94	1089	13.0	103.9	17.3	0.05

161025043	6.92	1083	12.7	104.0	17.3	0.2
161025044	6.91	1089	12.7	104.0	17.3	0.3
161025045	6.93	1081	12.8	103.9	17.3	0.4
161025046	6.90	1669	8.0	124.2	20.8	0.0125
161025047	6.90	1674	8.1	124.2	20.7	0.025
161025048	6.90	1677	8.5	124.3	20.8	0.05
161025049	6.90	1666	8.7	124.4	20.8	0.1
161025050	6.92	1669	9.2	124.3	20.8	0.2
161025051	6.89	1698	9.2	118.4	19.7	0.1
161025052	6.90	1704	9.4	118.4	19.7	0.2
161025053	6.85	1698	9.6	118.5	19.7	0.226
161025054	6.91	1678	9.7	118.4	19.7	0.15

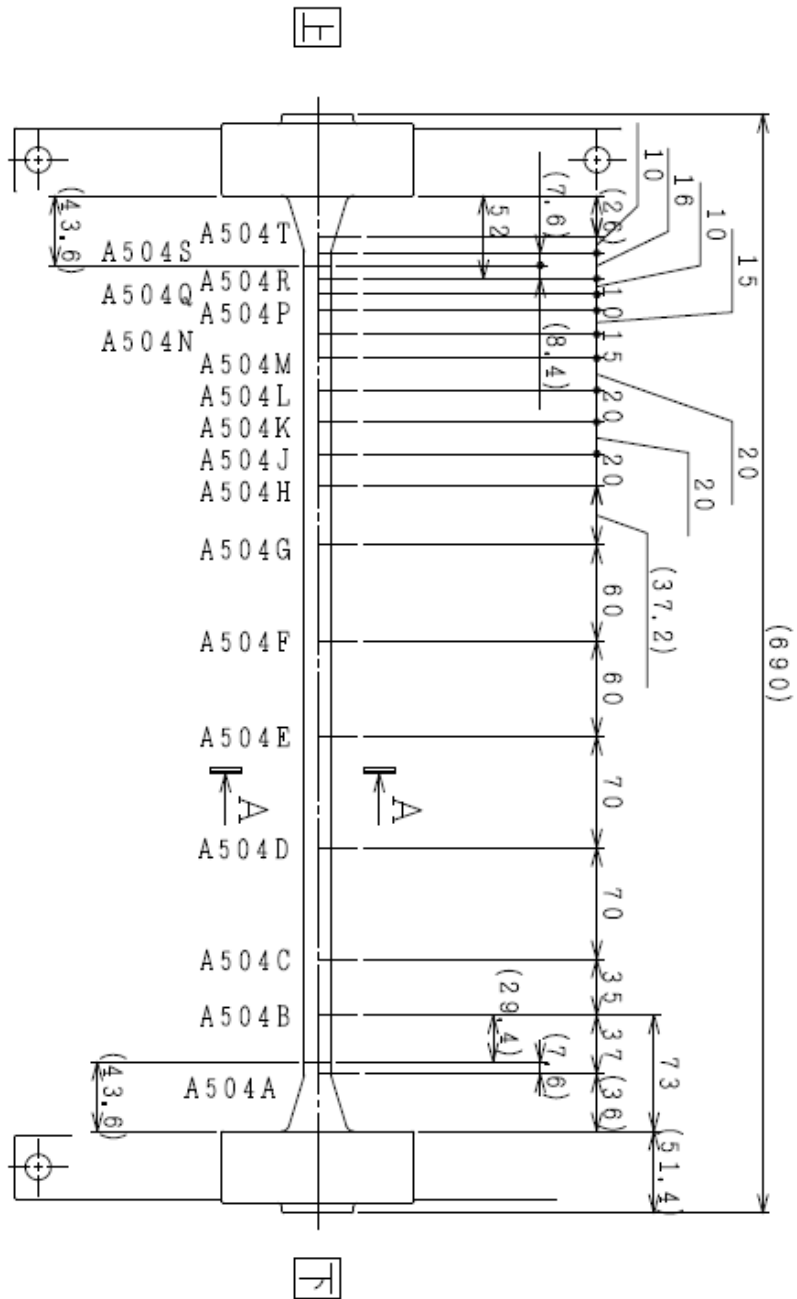
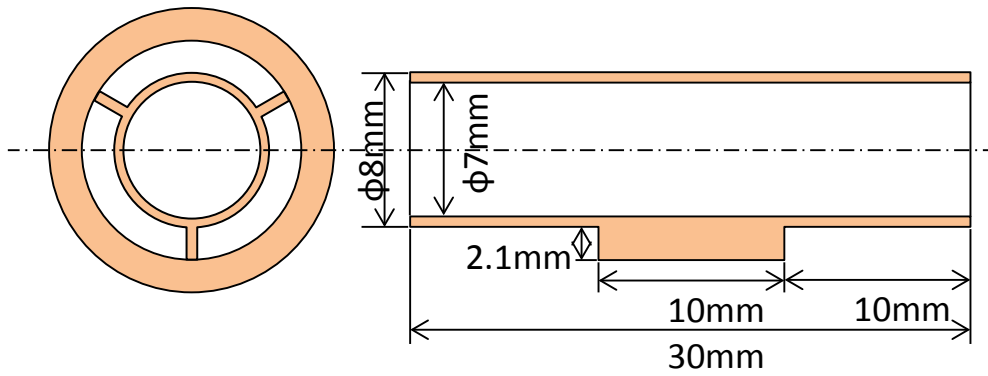
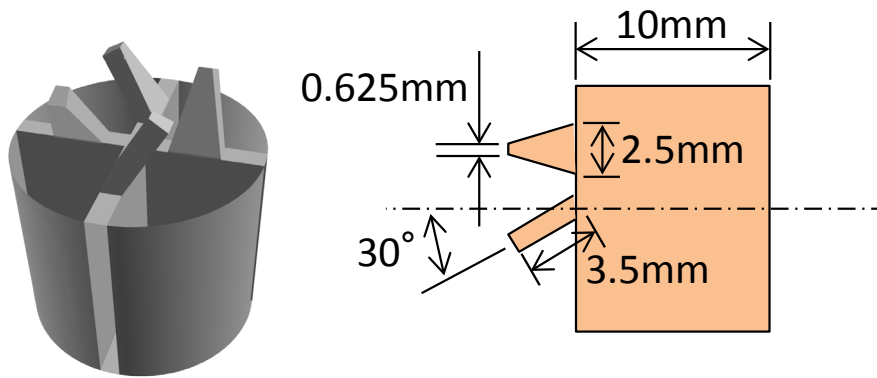


図 2.1.2-1 測定部熱電対配置



(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

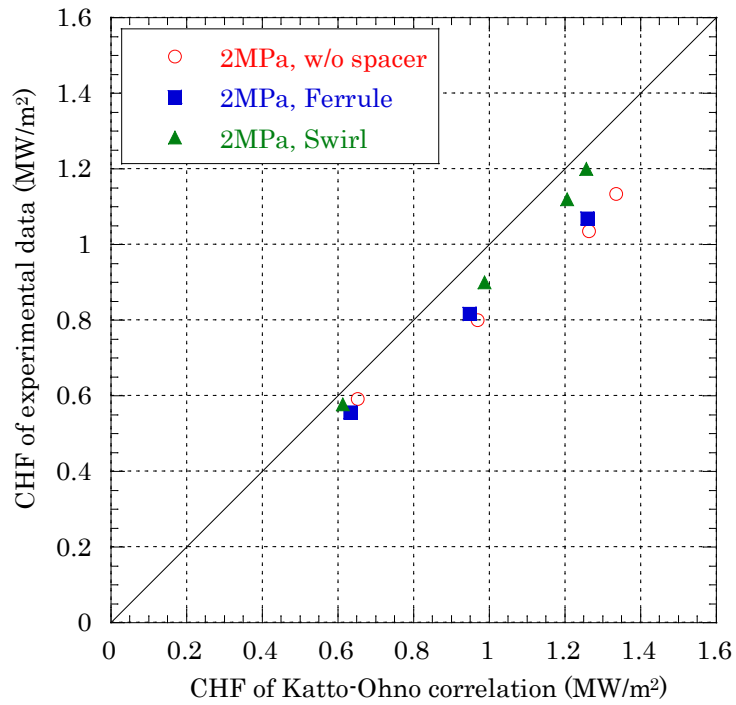


図 2.1.2-3 助走部出口における限界熱流束（Katto-Ohno 式との比較） at 2MPa

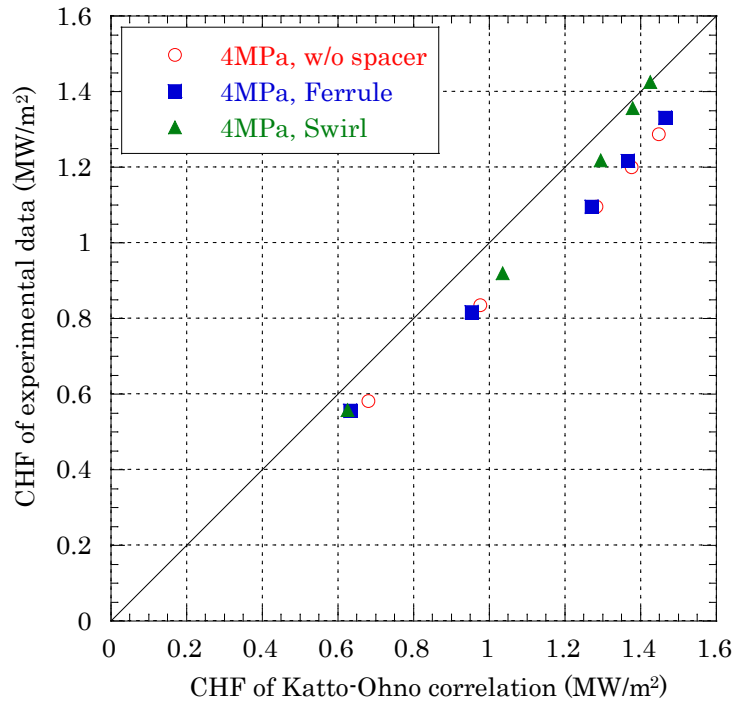


図 2.1.2-4 助走部出口における限界熱流束（Katto-Ohno 式との比較） at 4MPa

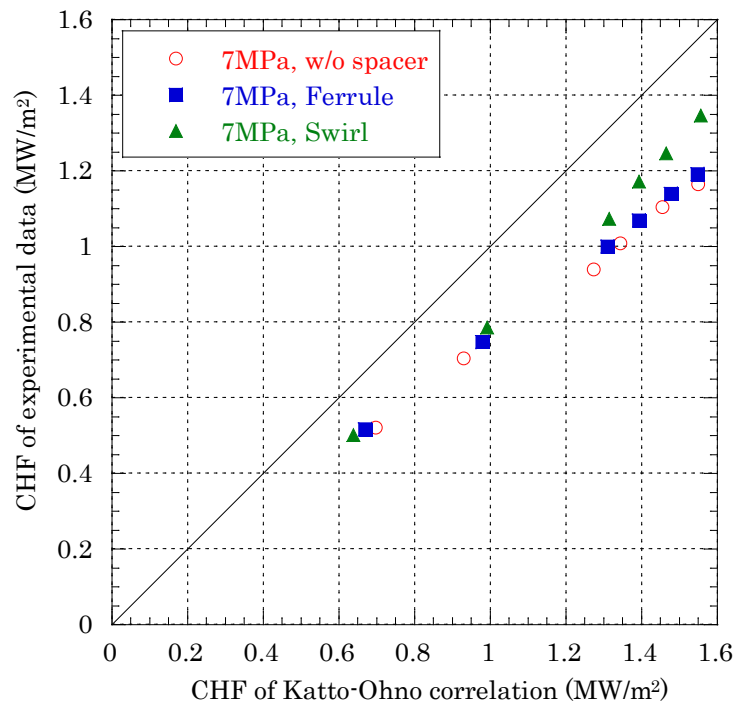


図 2.1.2-5 助走部出口における限界熱流束（Katto-Ohno 式との比較） at 7MPa

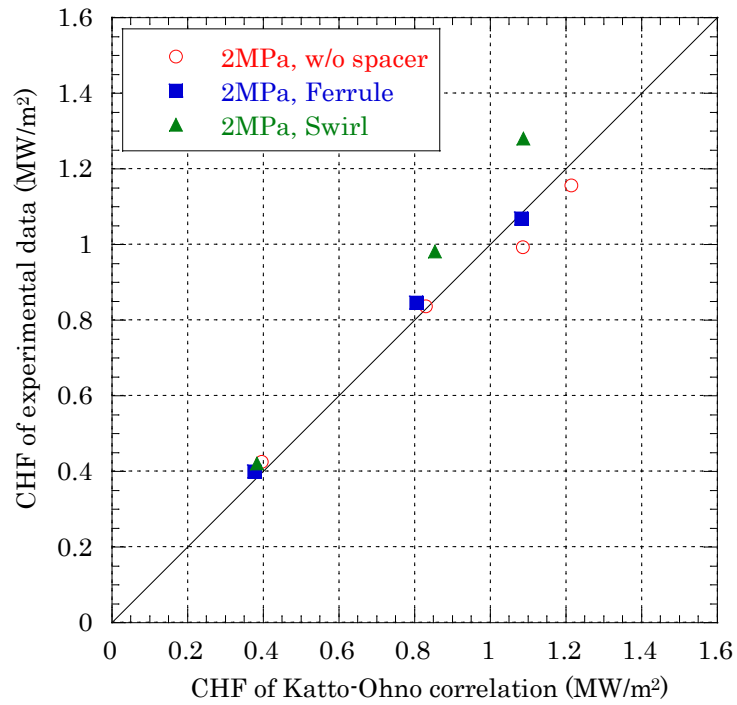


図 2.1.2-6 測定部出口における限界熱流束 (Katto-Ohno 式との比較) at 2MPa

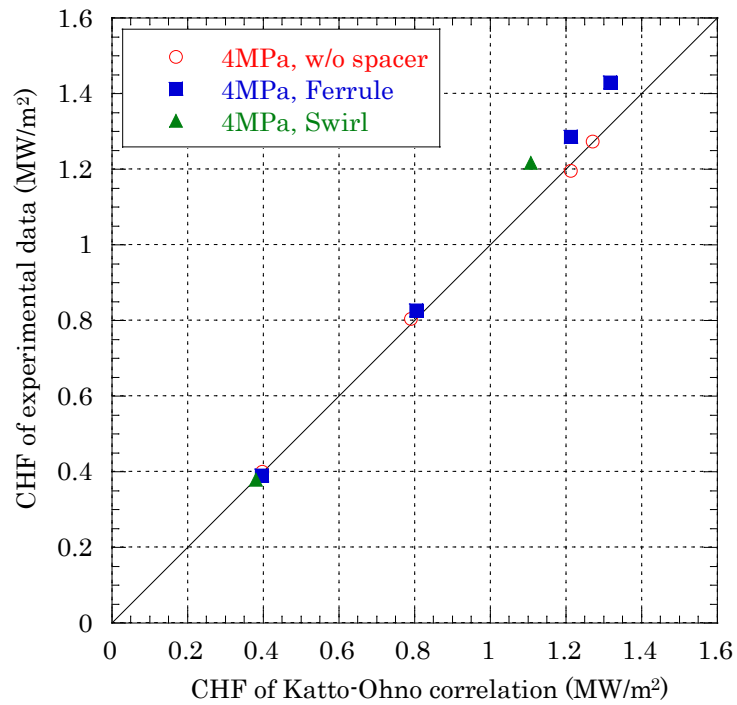


図 2.1.2-7 測定部出口における限界熱流束 (Katto-Ohno 式との比較) at 4MPa

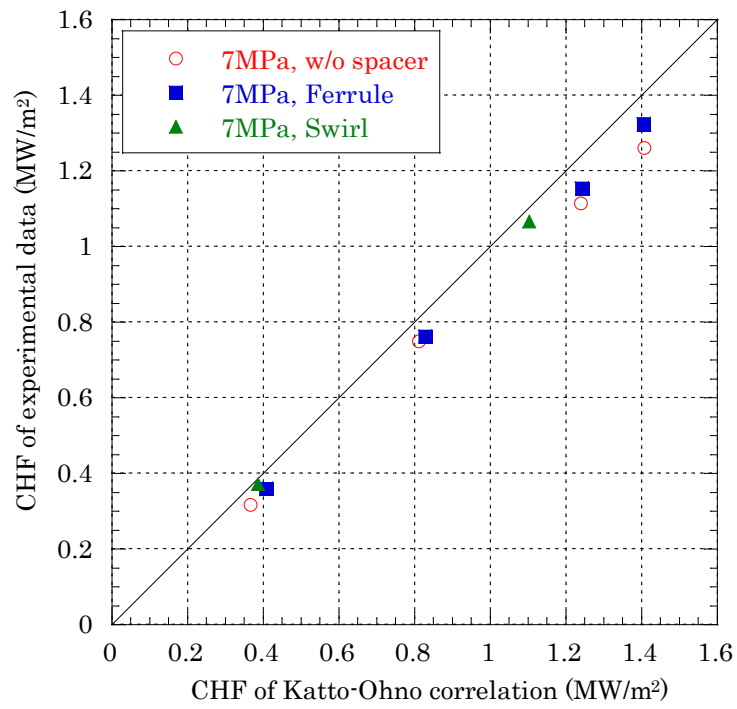
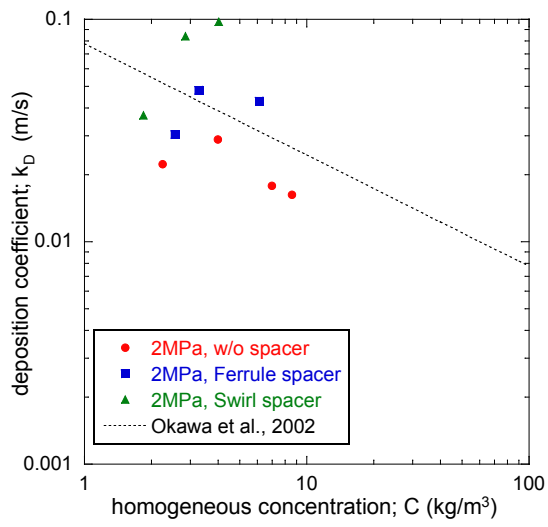
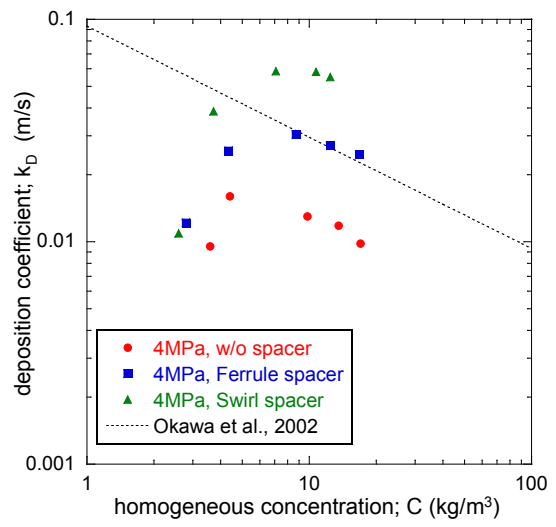


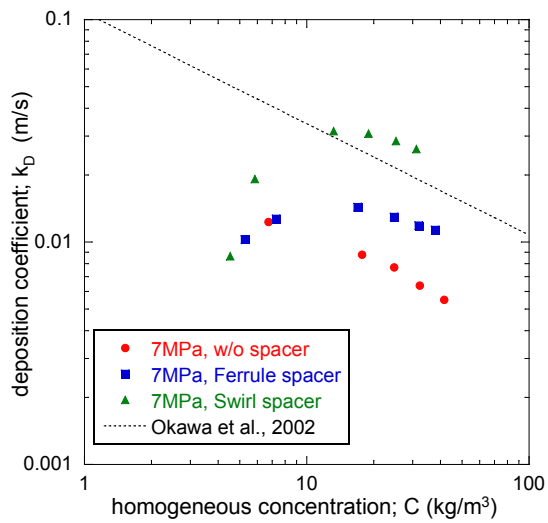
図 2.1.2-8 測定部出口における限界熱流束（Katto-Ohno 式との比較） at 7MPa



(a) P=2MPa



(b) P=4MPa



(c) P=7MPa

図 2.1.2-9 液滴伝達係数へのスぺーサの影響

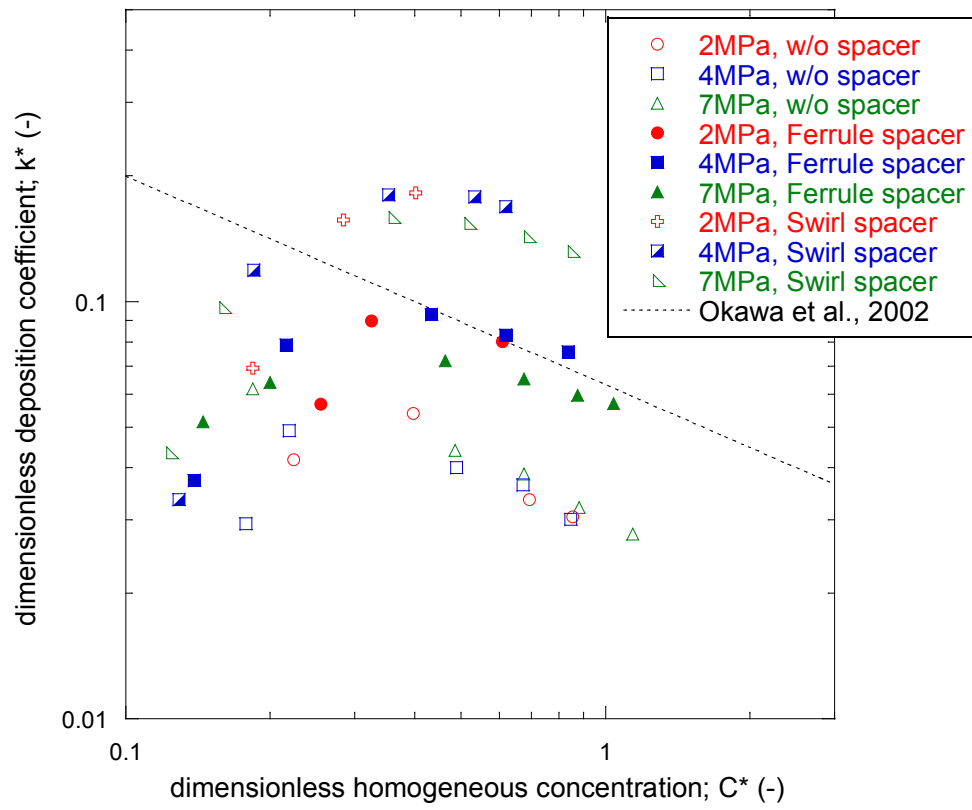
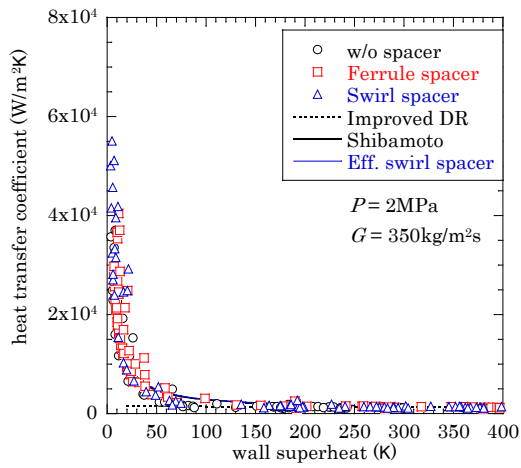
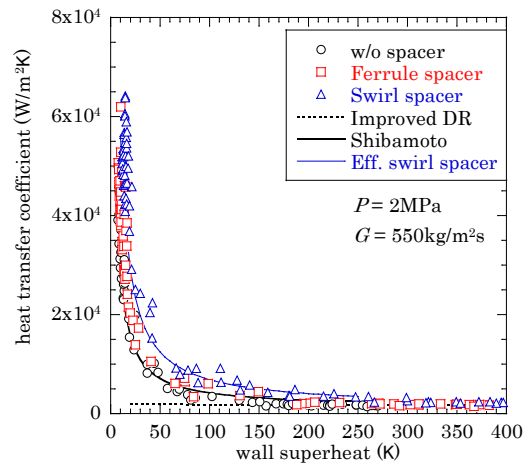


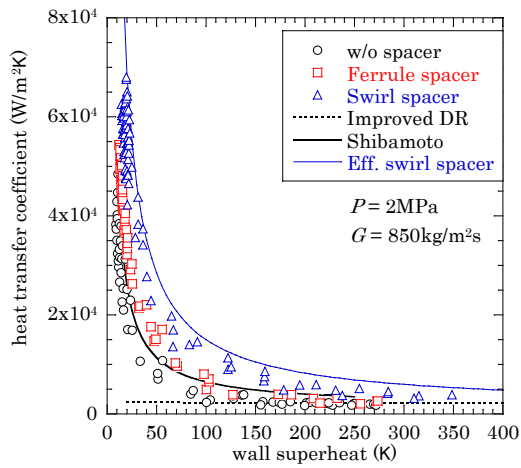
図 2.1.2-10 無次元液滴伝達係数



(a) $G=350\text{kg/m}^2\text{s}$

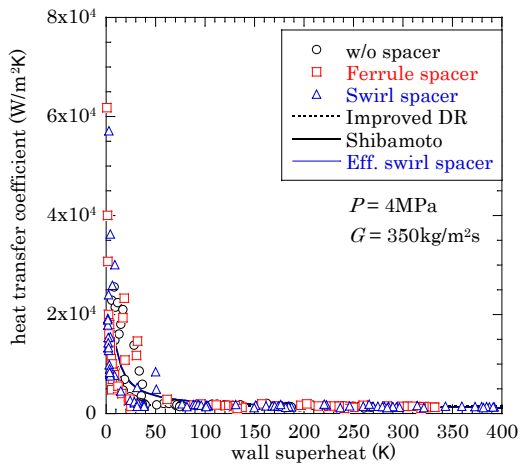


(b) $G=550\text{kg/m}^2\text{s}$

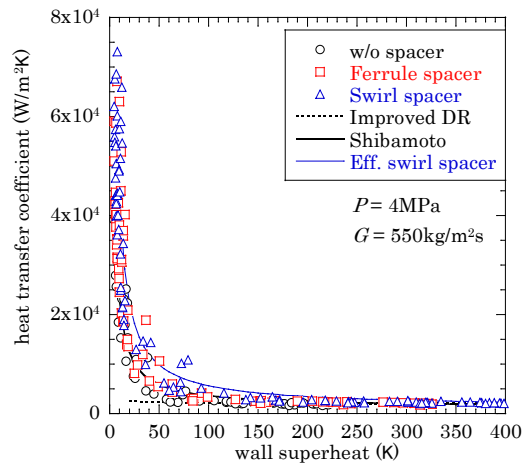


(c) $G=850\text{kg/m}^2\text{s}$

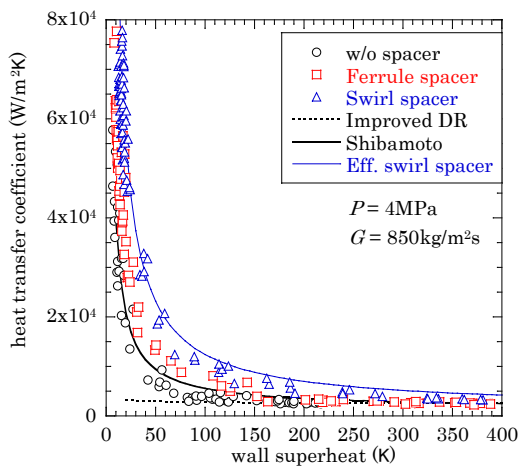
図 2.1.2-11 熱伝達係数へのスパーサの影響 at 2MPa



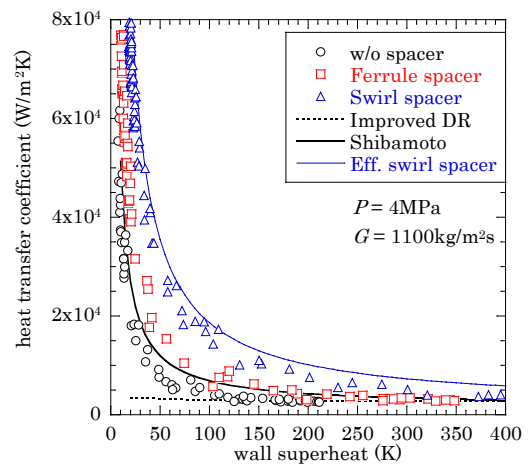
(a) $G=350\text{kg/m}^2\text{s}$



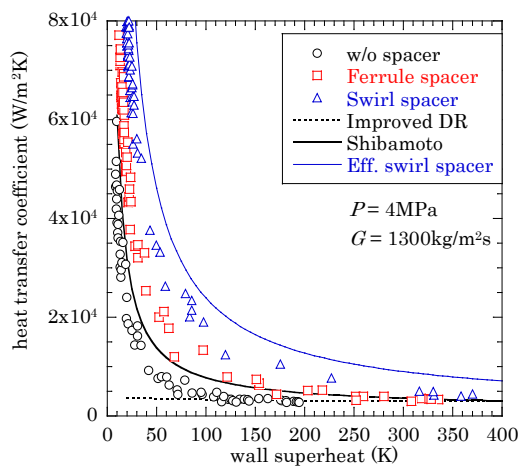
(b) $G=550\text{kg/m}^2\text{s}$



(c) $G=850\text{kg/m}^2\text{s}$

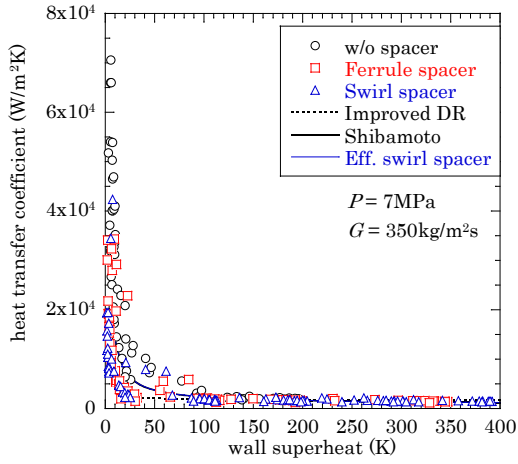


(d) $G=1100\text{kg/m}^2\text{s}$

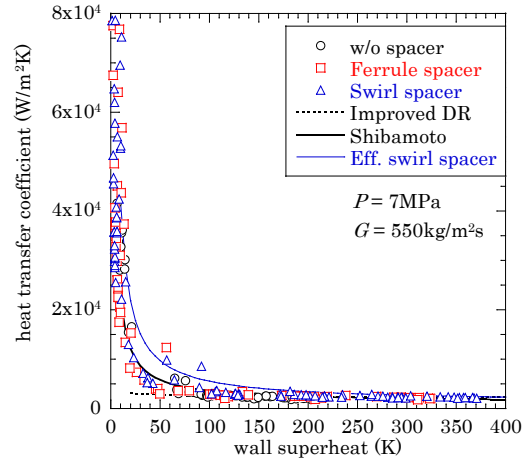


(e) $G=1300\text{kg/m}^2\text{s}$

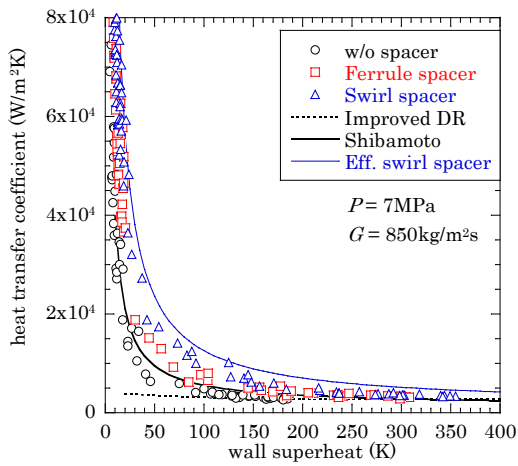
図 2.1.2-12 熱伝達係数へのスパーサの影響 at 4MPa



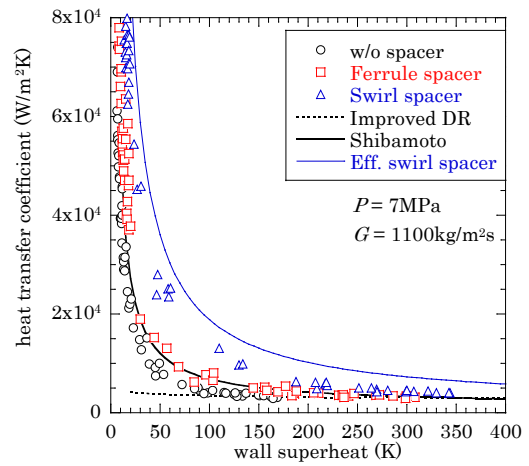
(a) $G=350\text{kg/m}^2\text{s}$



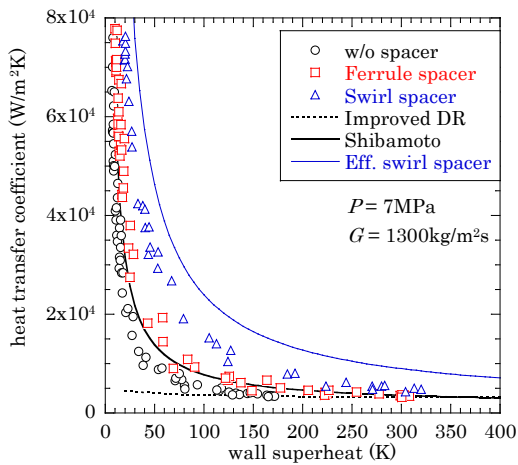
(b) $G=550\text{kg/m}^2\text{s}$



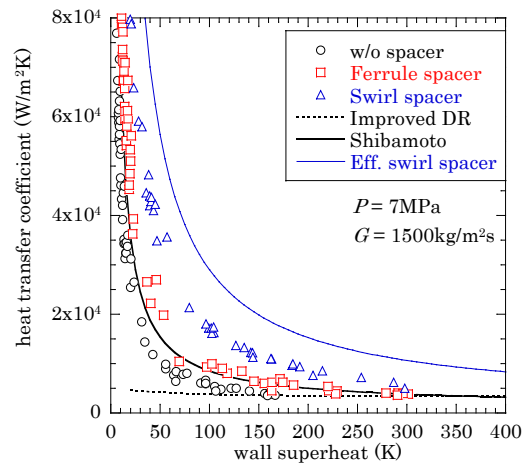
(c) $G=850\text{kg/m}^2\text{s}$



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



(e) $G=1300\text{kg/m}^2\text{s}$



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

図 2.1.2-13 熱伝達係数へのスパーサの影響 at 7MPa

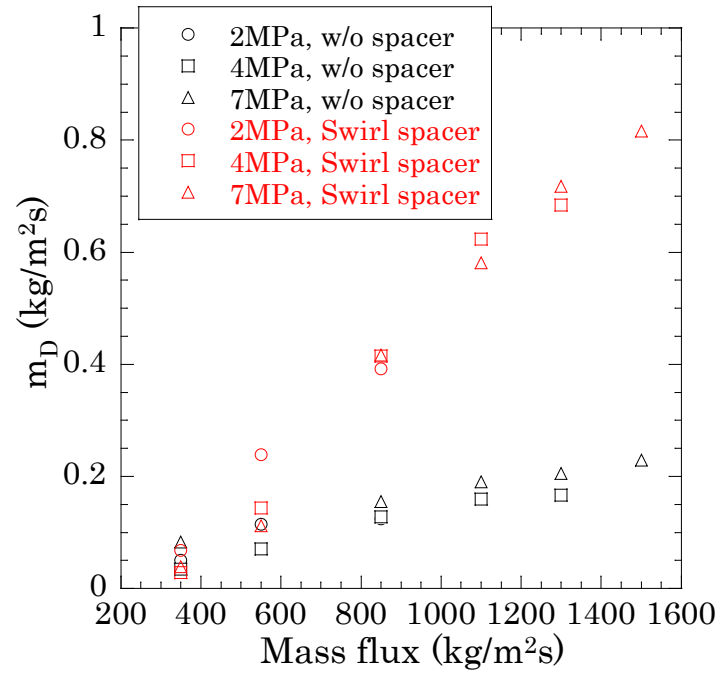


図 2.1.2-14 液滴伝達率

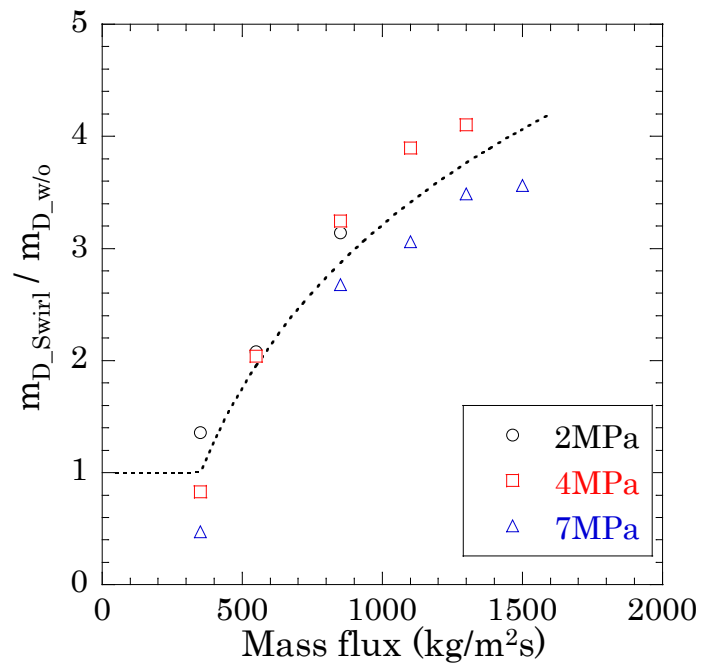
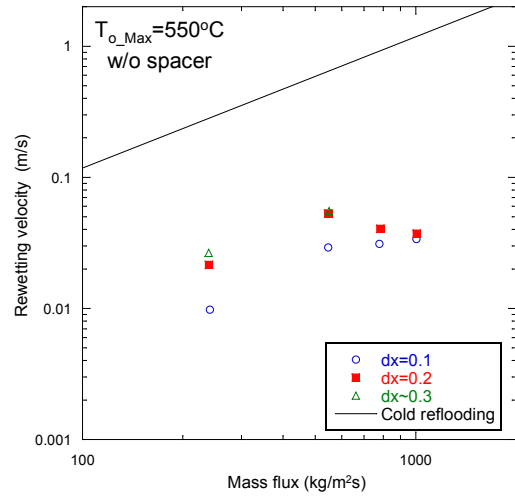
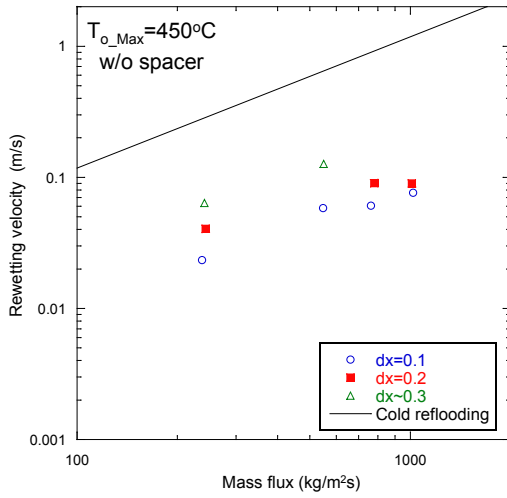
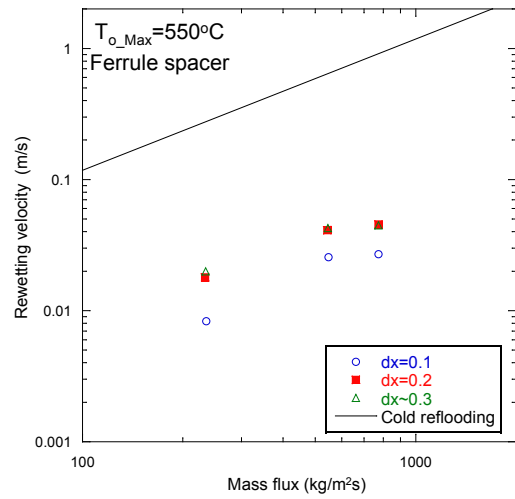
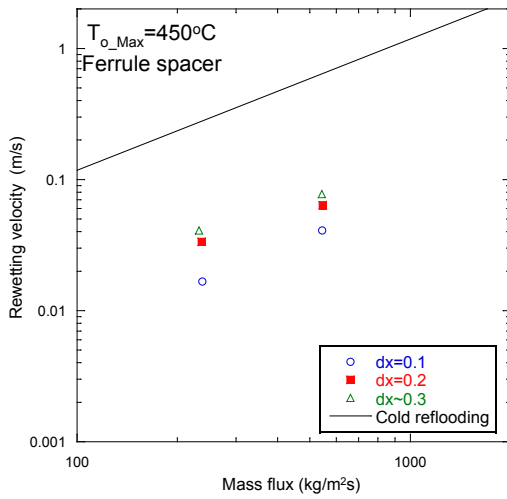


図 2.1.2-15 液滴伝達率の増倍率

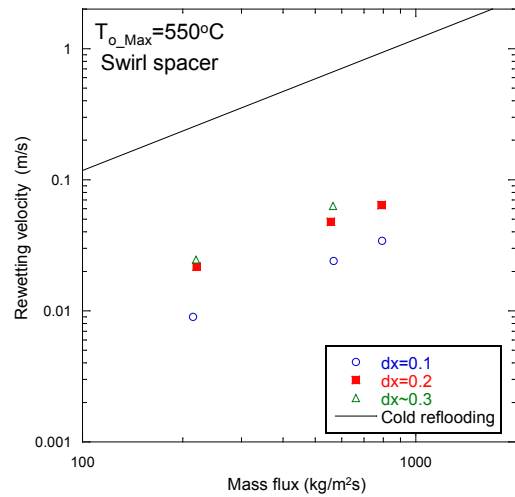
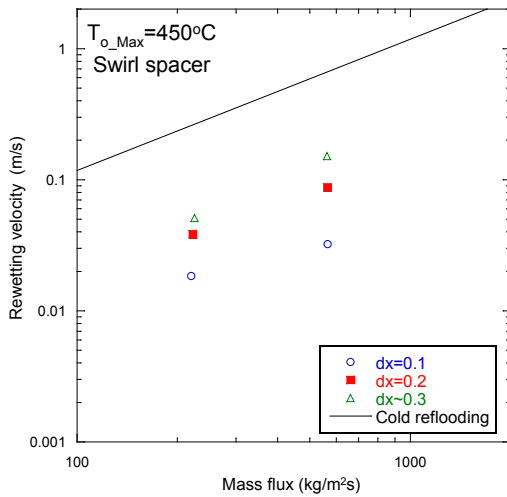
スペーサ無し



丸セルスペーサ



旋回羽型スペーサ

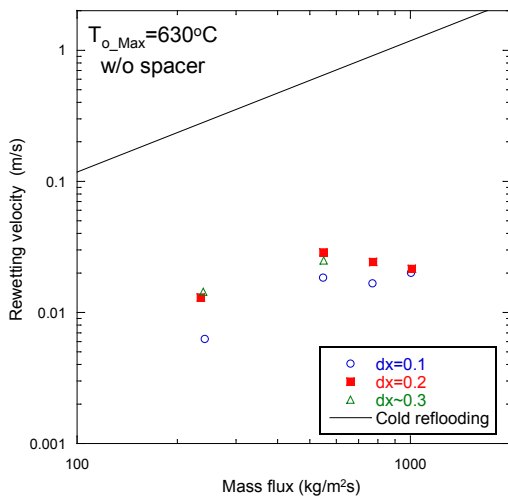


$T_{outer}=450^{\circ}\text{C}$

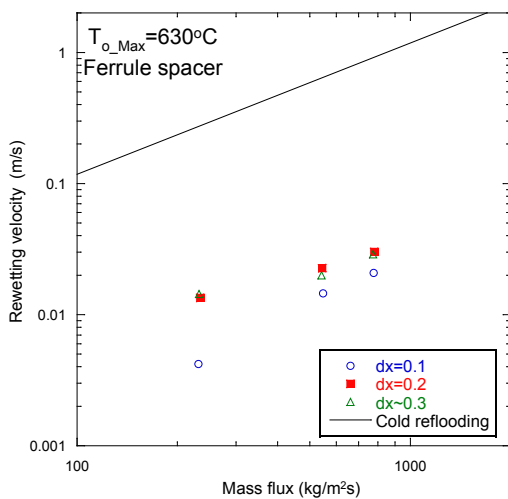
$T_{outer}=550^{\circ}\text{C}$

図 2.1.2-16 リウエット速度 at 2MPa

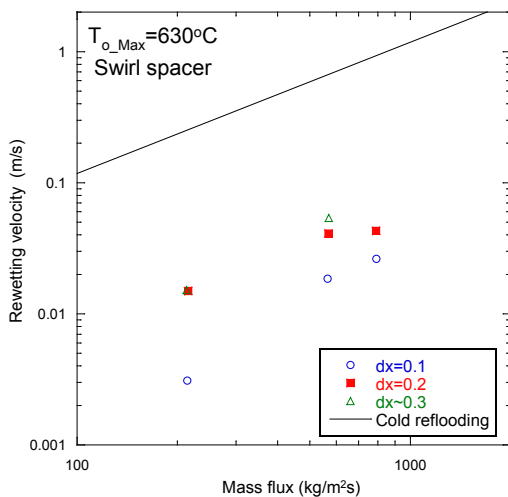
スペーサ無し



丸セルスペーサ



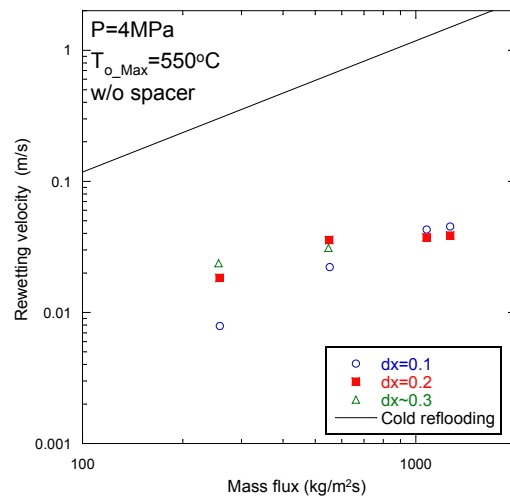
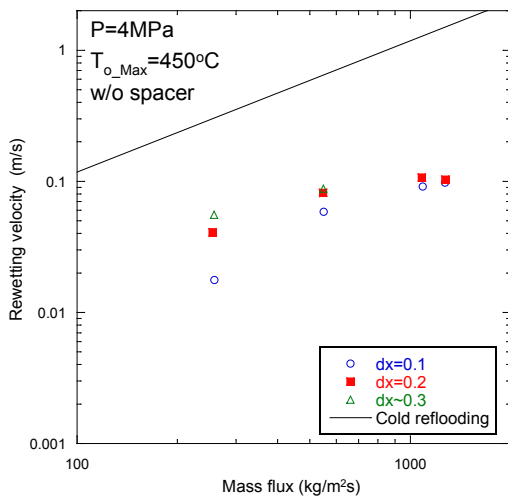
スワールスペーサ



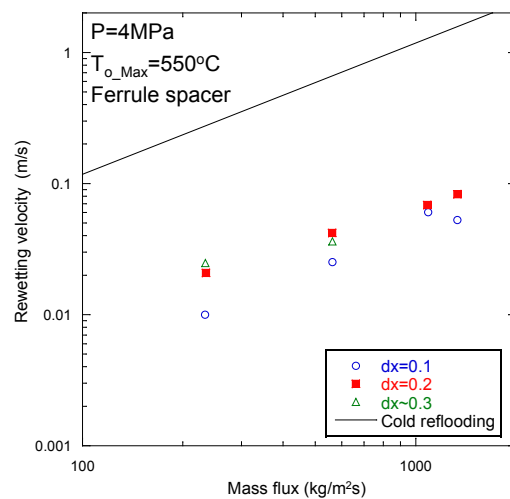
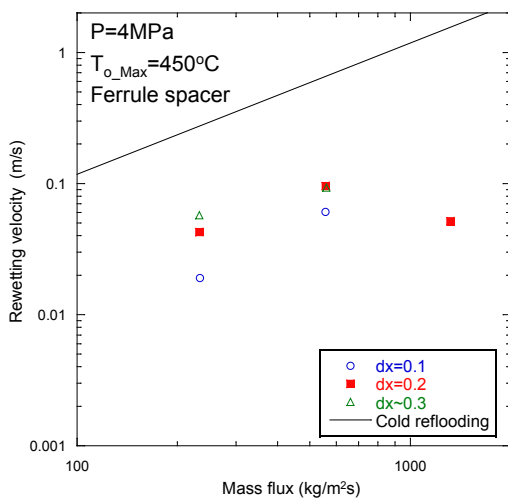
$T_{outer}=630^{\circ}\text{C}$

図 2.1.2-16 リウエット速度 at 2MPa、つづき

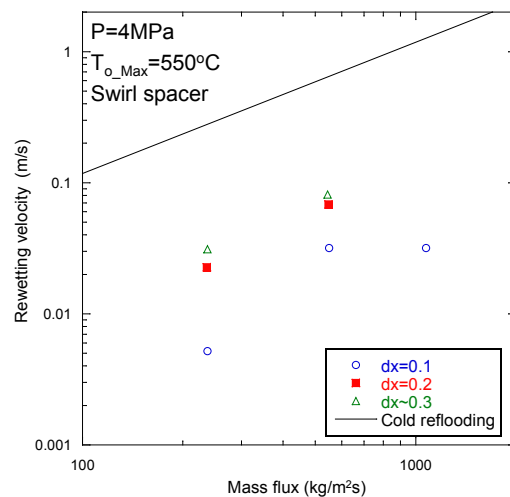
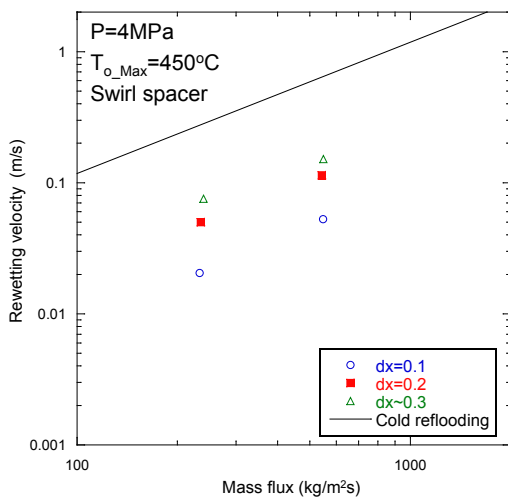
スペーサ無し



丸セルスペーサ



旋回羽型スペーサ

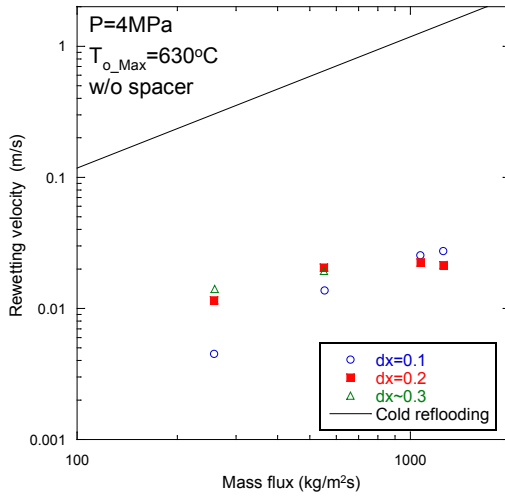


$T_{outer}=450^{\circ}C$

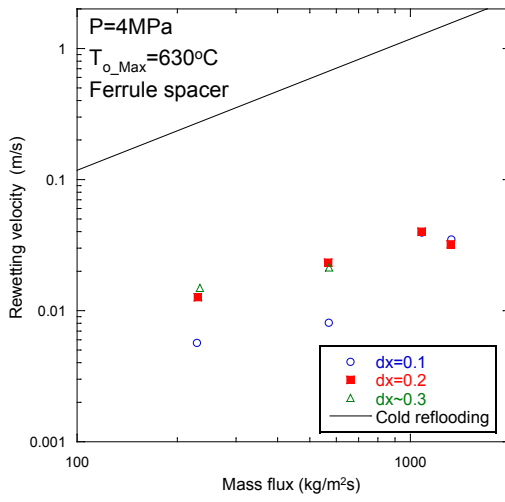
$T_{outer}=550^{\circ}C$

図 2.1.2-17 リウエット速度 at 4MPa

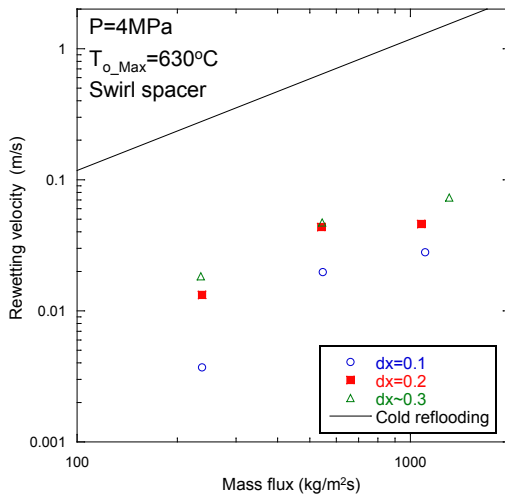
スペーサ無し



丸セルスペーサ



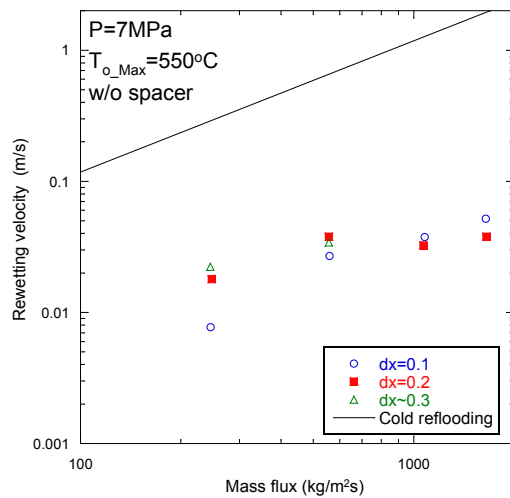
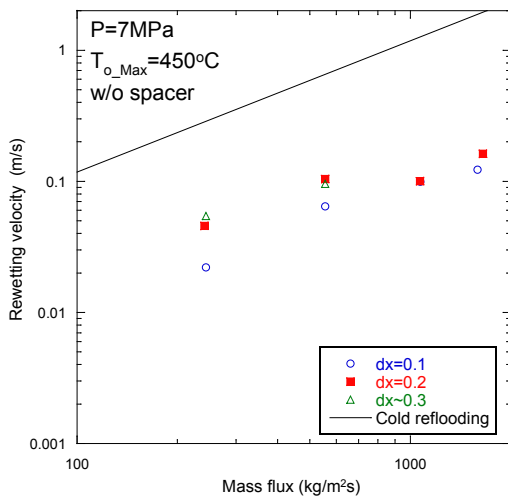
旋回羽型スペーサ



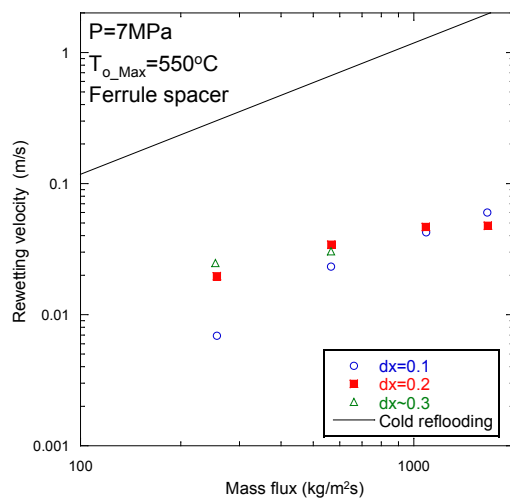
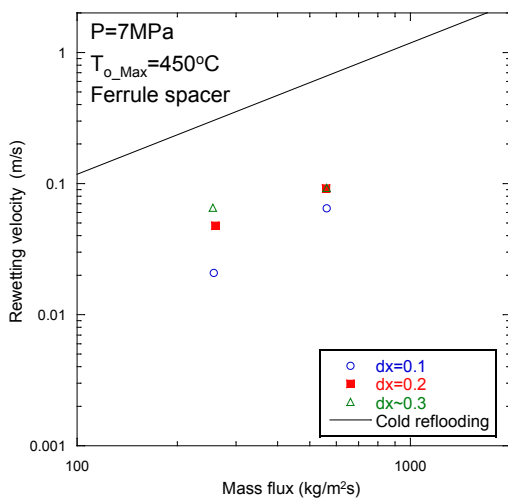
T_{outer}=630°C

図 2.1.2-17 リウエット速度 at 4MPa、つづき

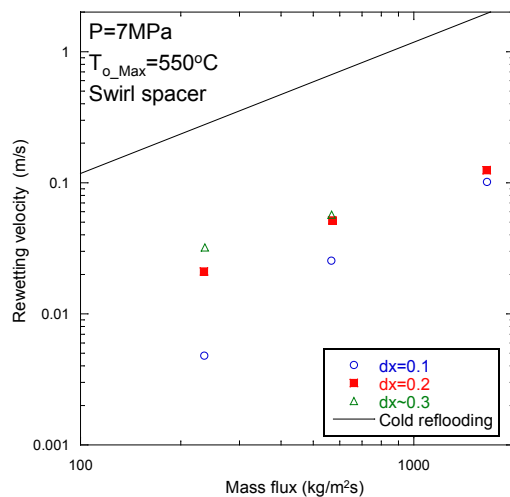
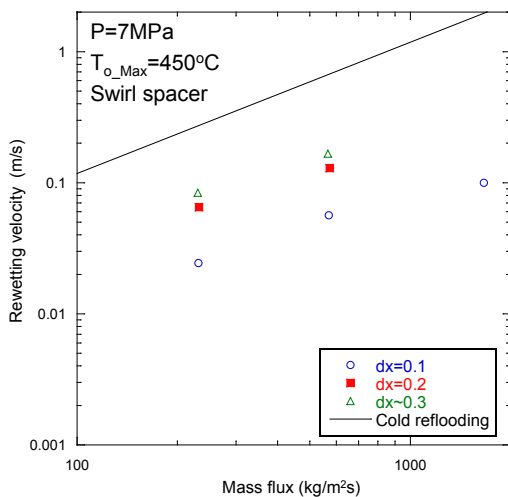
スペーサ無し



丸セルスペーサ



旋回羽型スペーサ

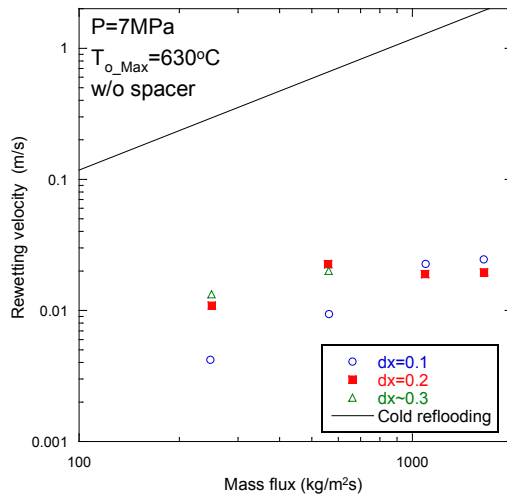


$T_{outer}=450^{\circ}\text{C}$

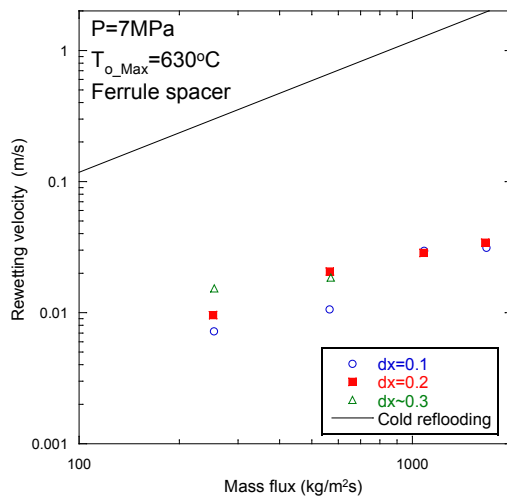
$T_{outer}=550^{\circ}\text{C}$

図 2.1.2-18 リウエット速度 at 7MPa

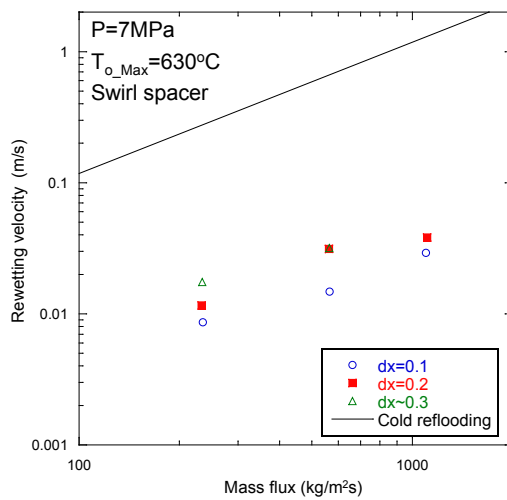
スペーサ無し



丸セルスペーサ

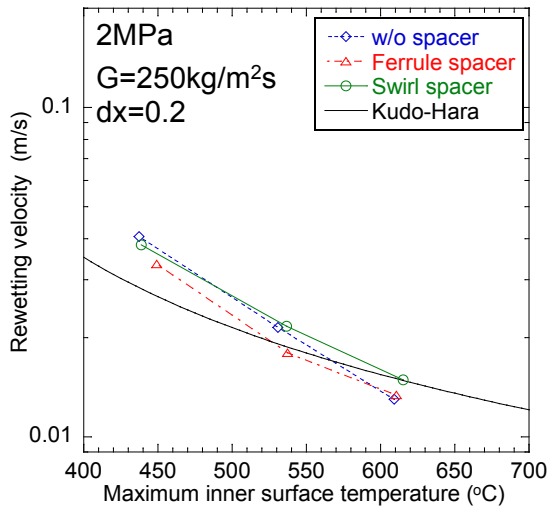


旋回羽型スペーサ

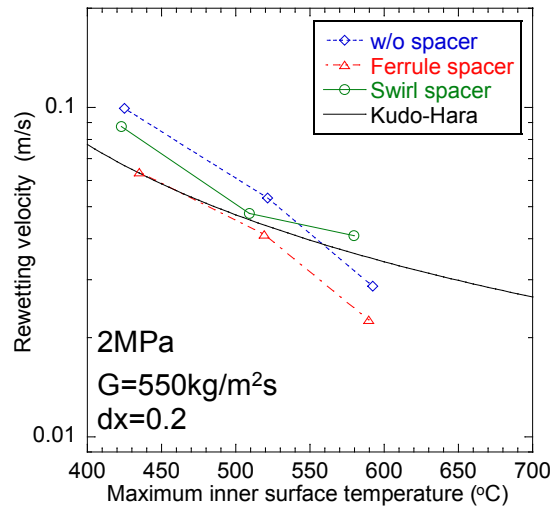


$T_{outer}=630^{\circ}\text{C}$

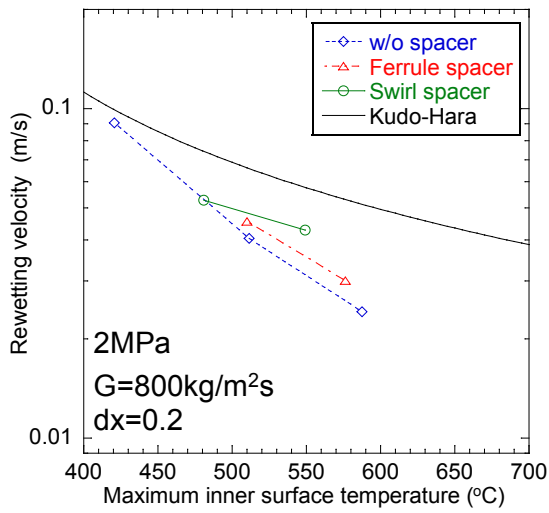
図 2.1.2-18 リウエット速度 at 7MPa、つづき



(a) G=250kg/m²s

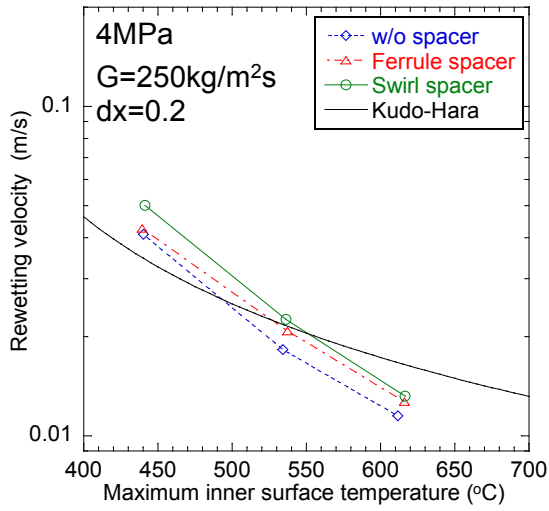


(b) G=550kg/m²s

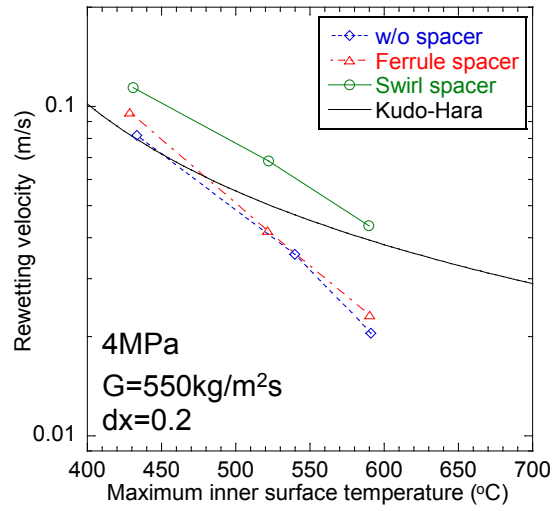


(c) G=800kg/m²s

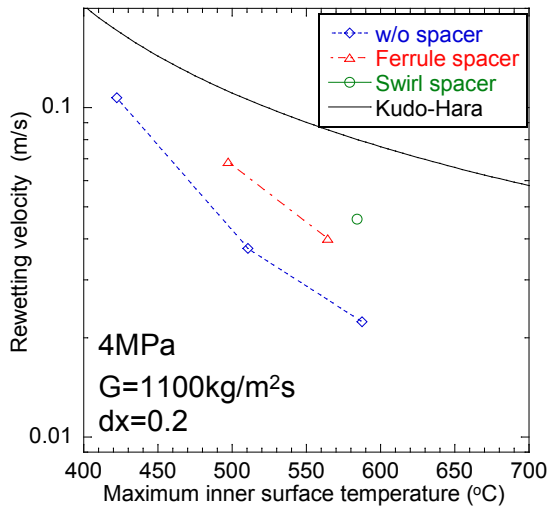
図 2.1.2-19 リウエット速度へのスパーサの影響 (P=2MPa, dx=0.2)



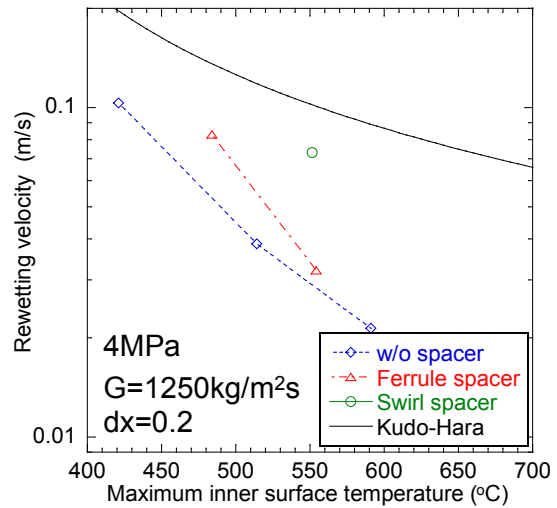
(a) G=250kg/m²s



(b) G=550kg/m²s

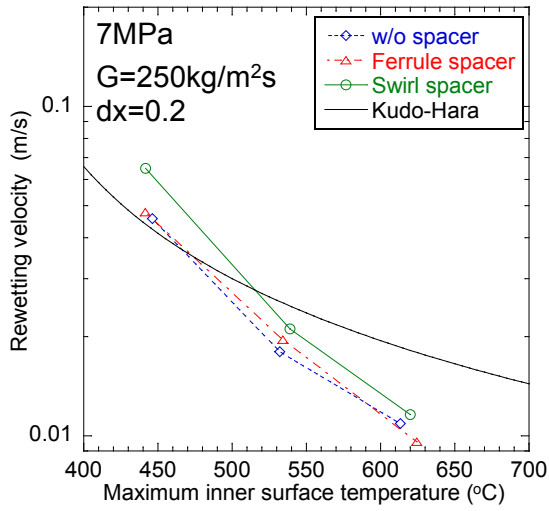


(c) G=1100kg/m²s

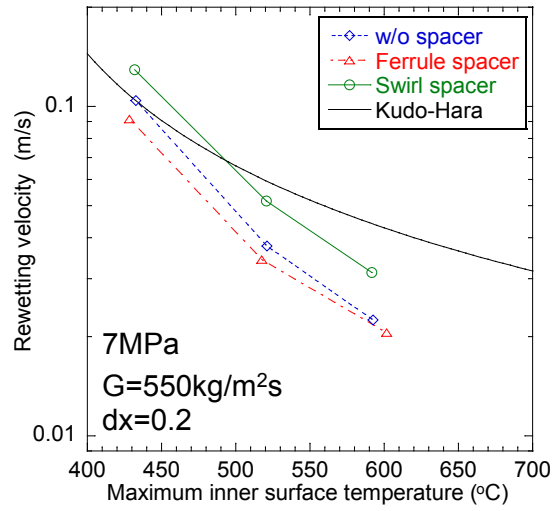


(d) G=1250kg/m²s

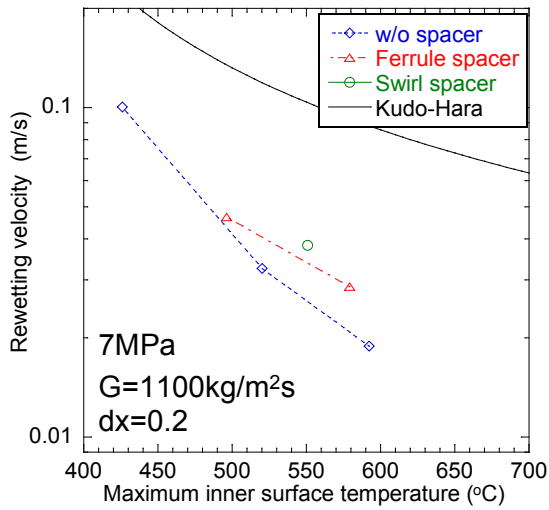
図 2.1.2-20 リウエット速度へのスぺーサの影響 (P=4MPa, dx=0.2)



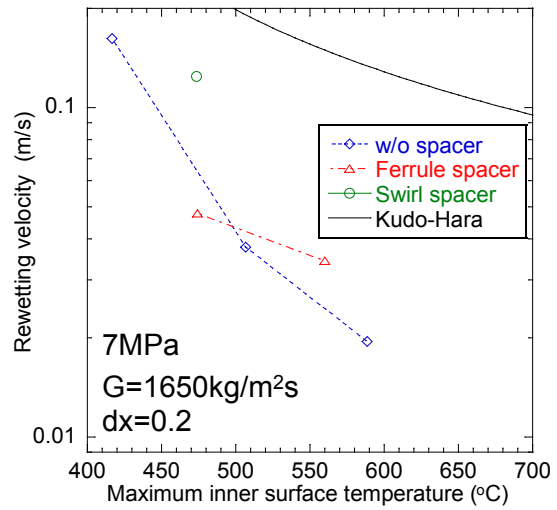
(a) G=250kg/m²s



(b) G=550kg/m²s

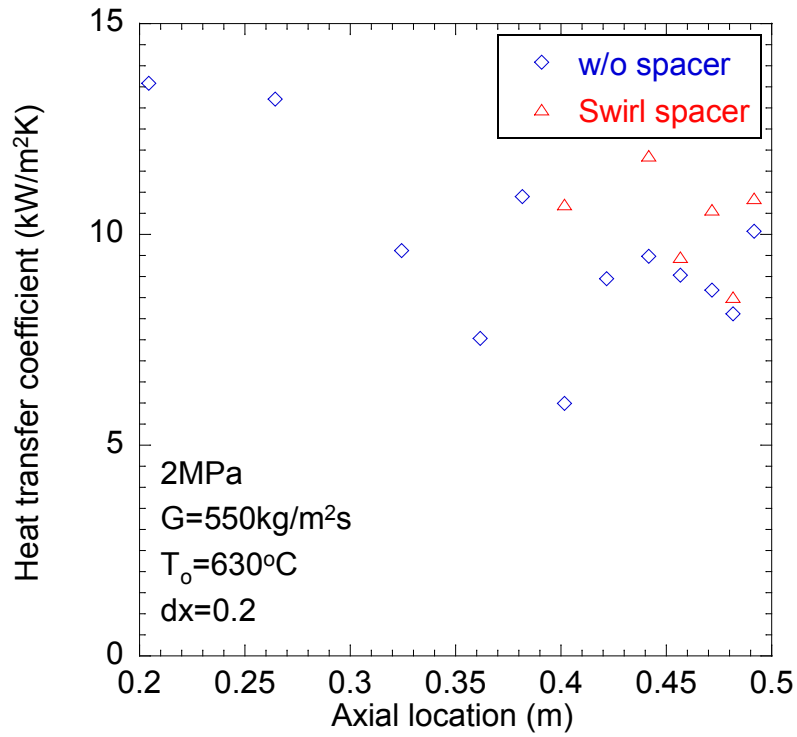


(c) G=1100kg/m²s

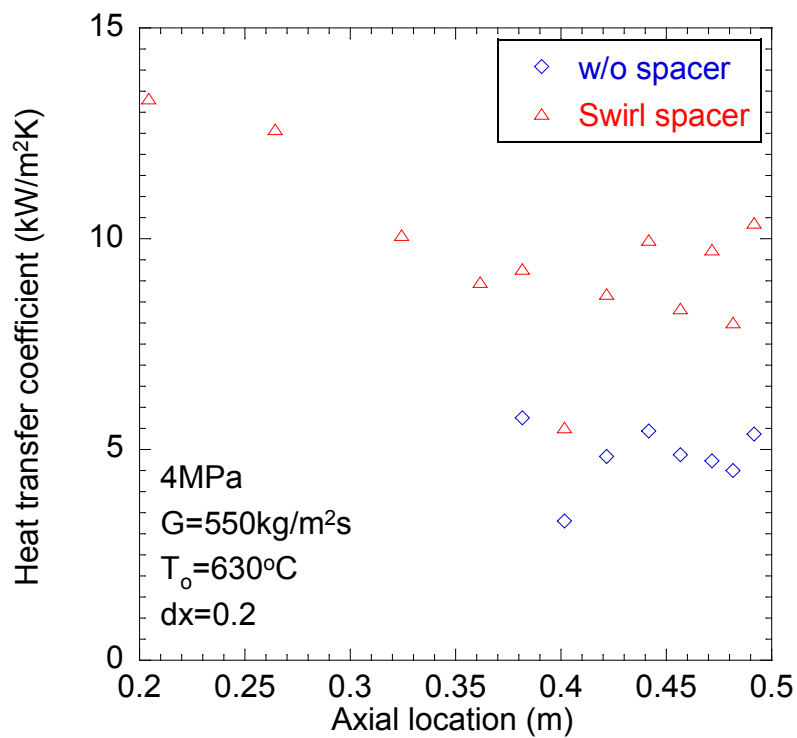


(d) G=1650kg/m²s

図 2.1.2-21 リウエット速度へのスぺーサの影響 (P=7MPa, dx=0.2)

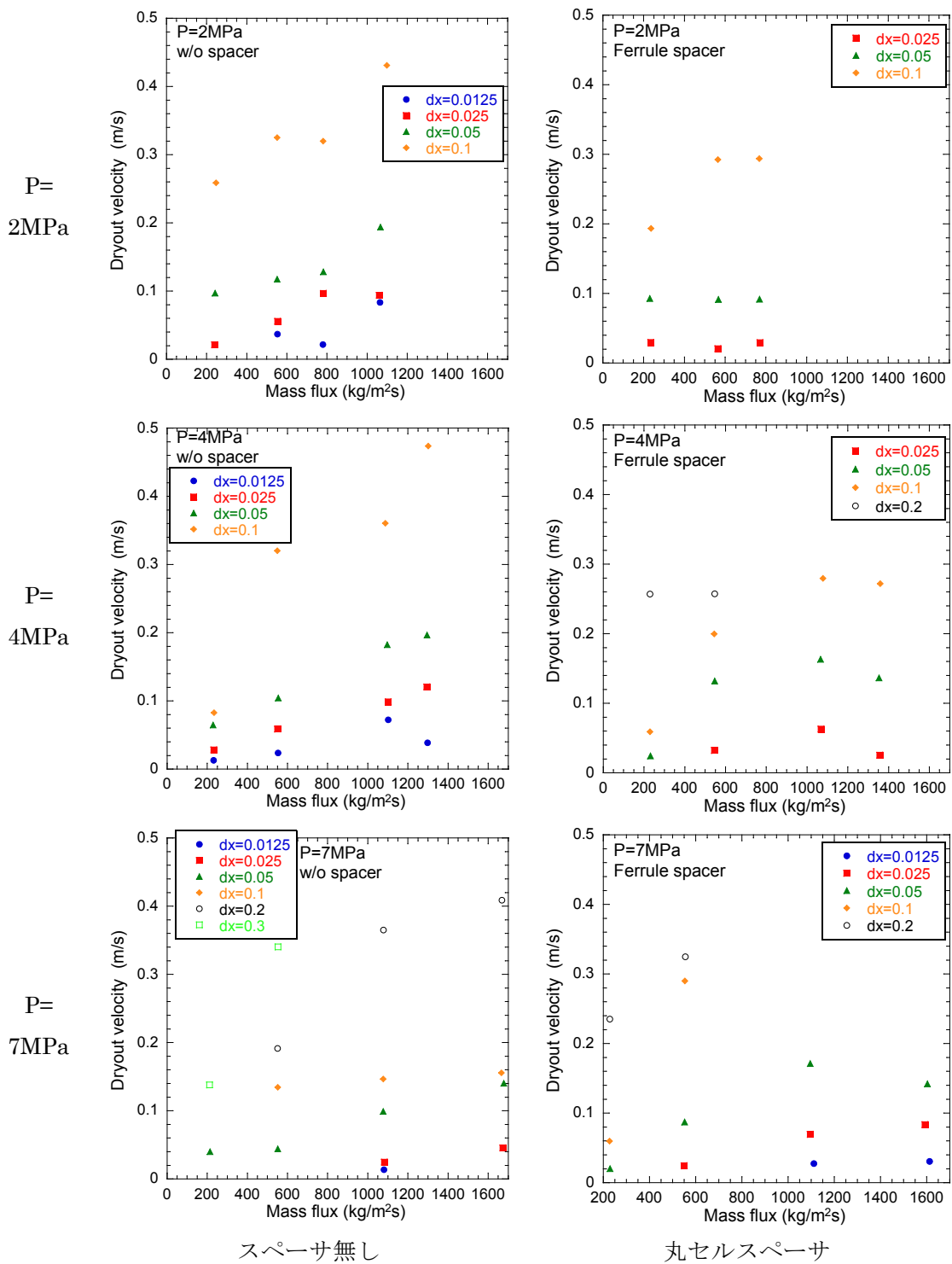


(a) P=2MPa, G=550kg/m²s, T_o=630°C, dx=0.2



(b) P=4MPa, G=550kg/m²s, T_o=630°C, dx=0.2

図 2.1.2-22 リウエットフロントにおける熱伝達係数



スペーサ無し

丸セルスペーサ

図 2.1.2-23 ドライアウト速度

2.1.3. 3x3 バンドル実験装置の製作

2.1.3.1. 概要

本製作では、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 列短尺バンドル試験体の整備として、バンドル試験体の詳細設計を実施した。以下に、今年度の検討結果についてまとめる。

2.1.3.2. HIDRA への増設

本実験装置は既設の HIDRA に増設する。図 2.1.3-1 に既存 HIDRA ループの配管系統図に 3x3 バンドル実験装置の設置箇所を赤色で示した。本実験装置は短尺であることから流入条件が単相から二相流までの条件を想定しており、入口クオリティの設定に既設の 4x4 バンドル試験体を用いる。ループ図では便宜上高さ相対位置を無視して描いているが、実際は 4x4 バンドル試験部の出口直上に 3x3 バンドル試験部を配置させる。

2.1.3.3. バンドル試験体

BWR9x9 燃料集合体を模擬した短尺 3x3 バンドル実験装置の全体概要図を図 2.1.3-2 に示す。バンドル試験体は、流路を形成するチャンネルボックスと 9 本の模擬燃料棒およびこれらの空間位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、垂直圧力容器内に設置される。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 BWR9x9 燃料集合体と等しくした。流路から外部への放熱を評価するため、シュラウド温度測定用熱電対を設置する。垂直圧力容器は炭素鋼製とし、ボイラー設計としている。

本バンドル試験体の特徴として、スペーサ効果に注目することから、スペーサの交換が容易な構造での設計を検討している。スペーサは軸方向に分割可能なチャンネルボックスの分割位置に合わせて設置箇所を設け、図 2.1.3-4 に示すようなチャンネルボックスで挟み込む構造を検討した。また、スペーサ交換時にチャンネルボックスから燃料ピンバンドルを抜き取る構造だと手間が大きくなることから、図 2.1.3-5 に示すようなチャンネルボックスを縦方向に反割り構造とし、チャンネルボックスに設置する熱電対も取り外しが容易なように、ねじによる固定ではなくバンドによる固定方式を検討した。スペーサ前後での差圧測定用のタップについても、圧力容器からチャンネルボックスの抜き取りが容易となるように導圧管をスペーサ高さ位置で貫通させず、図 2.1.3-2 の下側の圧力容器に斜めにノズルを設けることで、圧力容器とチャンネルボックスの間に差圧導圧管を通す設計を検討した。

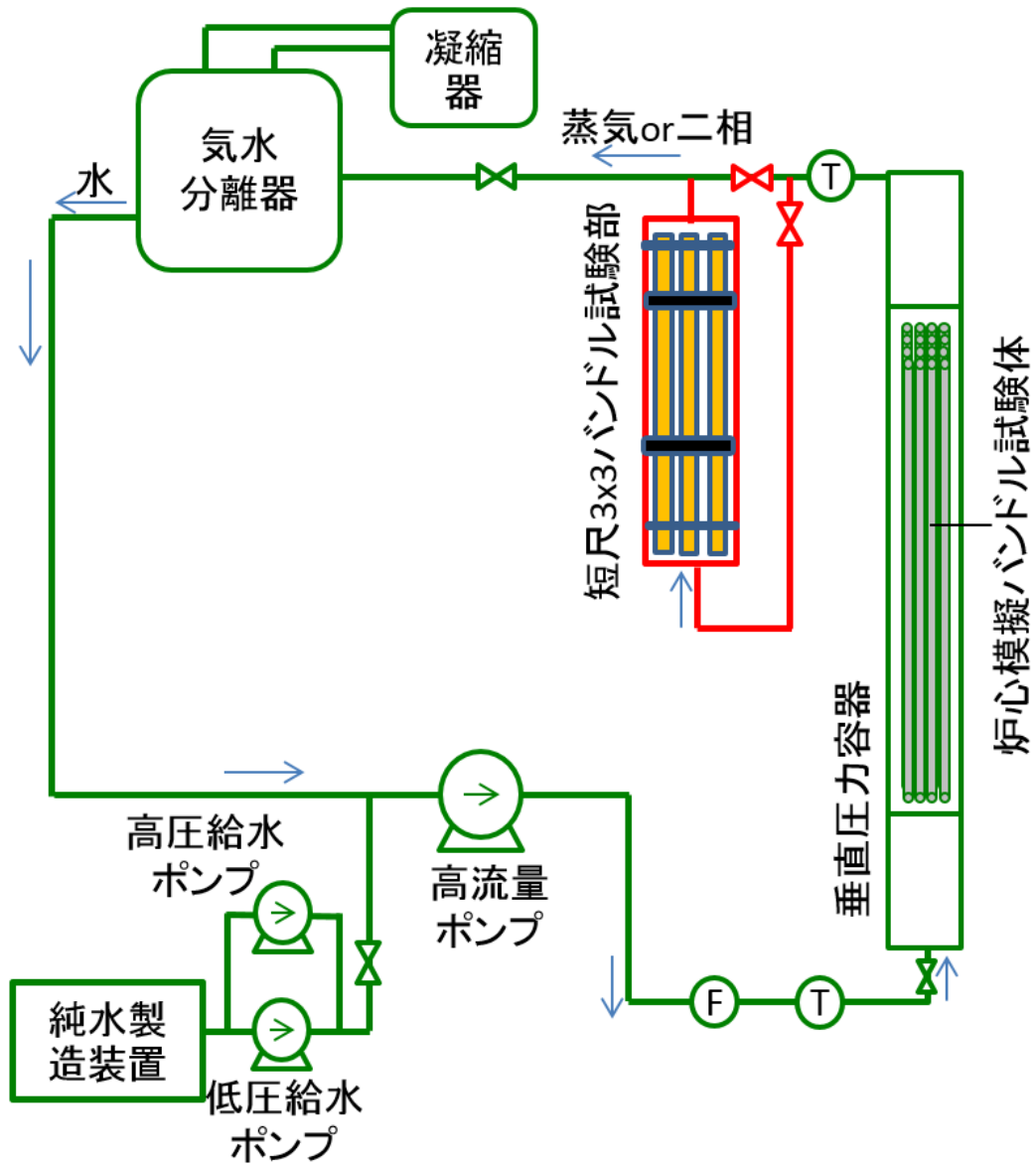


図 2.1.3-1 HIDRA 内への 3x3 バンドル実験装置設置概略図

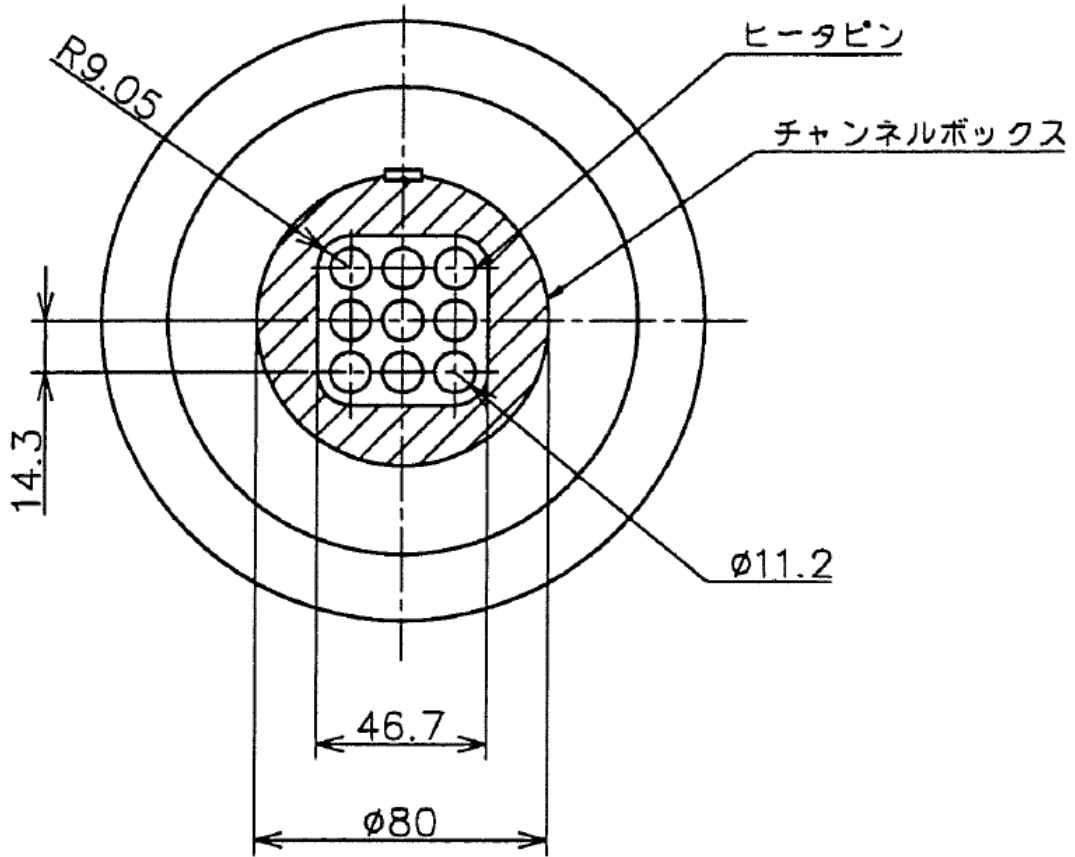


図 2.1.3-3 流路断面図

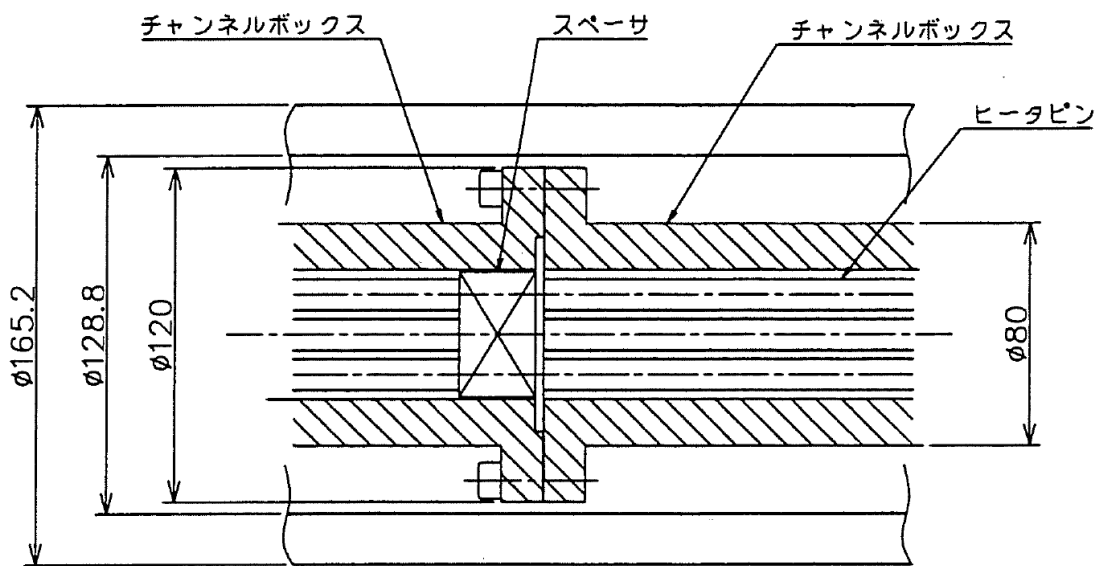
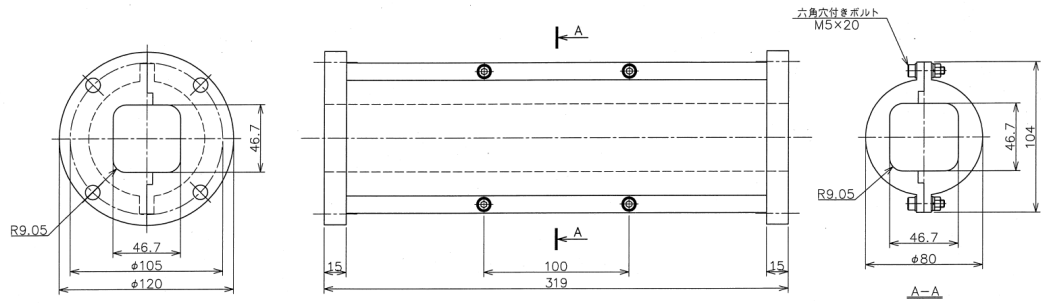


図 2.1.3-4 スペーサ設置箇所構造図



御打合用

炉心伝熱基礎実験装置（短尺3×3バンドル）の製作
チャンネルボックス形状図

図 2.1.3-5 チャンネルボックス構造図

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、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ている。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、より広く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、リウエットフロン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従来研究から知られているが、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、昨年度製作した先行冷却試験装置を用いた実験について、実験データ解析方法、実験結果および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

(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。装置は内径 17.0 mm のガラス管の中に外径 11.2 mm の模擬燃料棒を設置した試験部を有する。模擬燃料棒は 600mm の加熱長を有し、入口と出口に長さ 100mm と 200mm の非発熱部を有する。模擬燃料棒の断面を図 2.1.4-4 に示す。断面の中央部から心材（窒化ホウ素）、発熱体（NCH-1）、絶縁材（窒化ホウ素）、シース材（NCF600）の 4 層構造となっており、シース部に直径 0.5 mm のシース型熱電対が表面に埋め込まれている。熱電対は模擬燃料棒の表面温度を測定するために 12 本設置された。模擬燃料棒表面への熱電対の設置は図 2.1.4-2 に示すように、模擬燃料棒の周囲 30 度ごとにシース型熱電対を設置し、途中で熱電対を曲げることで、同一周方向位置での温度測定を可能とした。熱電対の設置位置は表 2.1.4-2 に示すとおりである。また熱電対の設置箇所を模擬燃料棒の展開図で図 2.1.4-3 に示した。模擬燃料棒には、上流の非発熱部から焼結金属を介してロッドの内側から冷却水を液膜状に注水する。給水部で液滴が発生することが無く、非常に滑らかに環状液膜流が形成されるように焼結金属の粗度を調整した。液膜流挙動および液膜先端挙動の可視化のために、Photron 社のハイスピードカメラを用いた。ハイスピー

ドカメラにおけるトリガー信号を温度測定用のデータロガーに送ることによって、ハイスピードカメラにおける撮影画像と温度測定結果とを同期させることにより、液膜挙動と模擬燃料棒表面での温度特性との対比を可能とした。

(2) 実験手順

実験時には、まず、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中初期設定値に保ち、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。

2.1.4.3. 伝熱解析

(1) 模擬燃料棒表面熱流束

模擬燃料棒表面での熱特性を取得するためには、表面での熱流束を算出する必要がある。ここでは、模擬燃料棒表面熱流束の算出方法について示す。図 2.1.4-4 に本実験で使用した模擬燃料棒の断面図を示す。図中の領域は、それぞれインコネル相当の NCF600 ヒータシース、絶縁材の窒化ホウ素、発熱体の NCH-1 を示す。それぞれの領域の寸法は図中に示すとおりであり、熱電対はシース表面に埋め込まれている。急速なリウエット過程を対象とする場合、ヒータロッドの軸方向の伝熱の影響は、半径方向と比べて無視できることから、式(2.1.4-1)に示す 1 次元の熱伝導方程式を用いてロッド表面の熱特性を評価する。ここで式(2.1.4-1)を数値的に解くために境界条件を設定する必要がある。境界条件として、熱電対で測定された温度の時系列データ (式(2.1.4-2)) と発熱体の出力計測値 q_{heater} を用いるとともに、ヒータロッド中心位置での温度勾配がゼロ (式(2.1.4-3)) とする対称条件を用いた。以上の境界条件と 1 次元の熱伝導方程式に基き、各時刻におけるヒータロッド内の温度分布を数値計算でシミュレーションすることが可能である。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q_{heater} \quad (2.1.4-1)$$

$$T(r) = T_{meas} \quad (r = R) \quad (2.1.4-2)$$

$$\left(\lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = 0 \quad (r = 0) \quad (2.1.4-3)$$

数値計算時の差分として、空間差分には 2 次精度の中心差分、時間差分には陽的オイラー法を用いた。熱電対における測定温度を境界条件に取ることから、数値計算におけるセル

の分割の仕方には注意が必要であり、ロッド最外セルの中心位置が熱電対のホットジャンクション位置と同じになるようにする。また、最外セルを除いて各層内は等間隔でメッシュ分割した。ロッド内温度分布のシミュレーション結果からロッド表面における温度と熱流束の算出には最外セルを含むロッド外側の 3 点における温度を 2 次式で近似し、外挿することで求めた。図 2.1.4-5 には初期伝熱面温度 400°C のリウエット時におけるヒータロッド内温度分布の時間変化を示した。図中の点は各セルの位置を示しており、図の煩雑化を防ぐために表面熱流束が 1 MW/m² を超えた場合、すなわち、図中の温度勾配が大きい場合のみ、点を表示している。本シミュレーションでは内層から 4 領域を [6,3,6,6+1] のメッシュで分割した。色分けされた実線は解析セルにおける温度を結んだ直線であり、破線はロッド表面への外挿結果を示す。図中の垂直破線は各層の境界を示している。図から明らかなように、各層における熱伝導度の違いから各境界の両側で温度分布の勾配が変化することがわかる。また、ロッド表面温度がある程度下がってもロッド内部は温度が高くなっており、各材質における熱容量が影響している。ロード内部からの蓄積熱の放出は、リウエット後の濡れ部での伝熱挙動に影響を及ぼす可能性がある。

(2) リウエット時の軸方向温度分布の補間

模擬燃料棒には 12 本の熱電対が設置されており、熱伝達特性を検討するためには、軸方向への温度分布データを用いることは、現象を議論するため重要である。ここでは、軸方向温度ならびに熱流束分布の測定データに基づく補間方法について述べる。

データの補間は z 座標におけるリウエット時刻に基づいて行う。各位置におけるリウエット時刻は、熱電対設置箇所におけるリウエット時刻と座標を 4 次多項式近似し求める。補間方法は、補間したい位置の前後の熱電対測定データに基づいて行う。前後の熱電対測定データをリウエット時刻でそろえ、補間したい位置との距離で重み付け平均した結果とした。図 2.1.4-6 にリウエット時刻とリウエット座標の実験値と多項式近似した結果を示す。近似結果は実験でのリウエット伝播傾向を良好に近似していることがわかる。図 2.1.4-7 には図 2.1.4-6 で得られたリウエット時刻と座標の関係から非測定位置である $z=110$ mm における時系列温度分布を補間した結果を示す。図の上段には上流側の測定位置での温度分布と、リウエット時刻を $z=110$ のリウエット時刻にそろえた分布、下段には下流側の測定位置での温度分布とリウエット時刻をずらした温度分布、中段には上流と下流での温度分布を $z=110$ のリウエット時刻にそろえた分布と、それらの分布に基づいて距離による重み付け平均して得られた $z=110$ での時系列温度分布の推定結果を示す。リウエット時刻近傍での温度変化は測定位置に寄らず概ね一定の傾向を示すことがわかり、推定結果は実際の温度分布と大きく異なることはないと推察される。

図 2.1.4-8 には補間結果の模擬燃料棒表面温度分布の時間変化を示す。図 2.1.4-9 にはプ

ロット時刻を変化させた場合の表面温度分布と熱流束分布を示す。プロット時刻は図 2.1.4-7 の赤色破線と対応しており、図中のドットは熱電対設置箇所を示す。図からわかるように、リウエット箇所における急激な温度減少および熱流束の急増が確認でき、概ね良好に補間できていると判断される。以上から、今回行った空間座標における温度・熱流束分布の補間方法は、従来よく行われている単一位置での熱電対温度測定時系列データをリウエット速度で空間座標に変換する手法よりも実際の条件に近づくと考えられる。

(3) 各流体流量

ここでは、伝熱解析時に用いる各流体流量の定義について述べる。

・液流量

入口水体积流量： $Q_{l,in}$ 、平均液膜厚さ： t_f 、リウエット速度： u_{rewet} に対して、リウエット過程におけるリウエットフロントに固定した座標系での水流量について以下が成り立つ。

・液膜進行に伴う液膜体積流量： $Q_f = 2\pi r \times t_f \times u_{rewet}$

・体積流量[m³/s]： $Q_l = Q_{l,in} - Q_f$

・質量流量[kg/s]： $W_l = Q_l \times \rho_l$

・質量流束[kg/m²s]： $G_l = W_l/A_{cross}$

ここで A_{cross} は流路断面積、 ρ_l は水の密度を表す。

・空気流量

空気流量については空気の体積流量を Q_a としたとき以下となる。

・質量流量： $W_a = Q_a \times \rho_a$

・質量流束： $G_a = W_a/A_{cross}$

ここで ρ_a は空気の密度を表す。

・蒸気流量

リウエットに伴う蒸気発生量は熱流束の積分値に基づいて得られる総熱除去量： q_{tot} [W]に対して、飽和温度に達するまでの顕熱分を差し引いた熱量から蒸気発生量を算出する。本解析では、濡れ領域では伝熱面からの熱はいったんすべて液膜に伝わり、水の顕熱として利用、液膜と気相の温度差に基づく伝熱量を液膜から気相に配分し（このとき液膜を固体壁と同様に扱い、後述の熱伝達相関式に基づいて算出し）、各相の温度を再計算した。このとき、各相内で温度平衡を仮定した。

$$\text{総除熱量[W]} : q_{tot} = \pi D_i \int_{x_{in}}^{x_{meas}} q'' dx = \pi D_i \int_{t_{in}}^{t_{meas}} (q'' \cdot u_{rewet}) dt$$

ここで D_i は模擬燃料棒の直径、 q'' は模擬燃料棒表面での熱流束[W/m²]、 x_{in} 、 t_{in} は加熱部入口位置と、液膜到達時刻、 x_{meas} 、 t_{meas} は温度測定部の位置と液膜到達時刻を表す。ここで $q_{l \rightarrow g}$ を液膜から気相への伝熱量とした場合、蒸発に利用される熱量： q_{vap} は下記となる。

$$q_{vap} = q_{tot} - c_l W_l (T_s - T_{l,in}) - q_{l \rightarrow g}$$

この値がゼロ以上の時に蒸発するとした。ここで T_s は飽和温度、 $T_{l,in}$ は水の流入時温度、 c_l は水の比熱[kJ/kg・K]を表す。

$$\text{蒸気発生量 (蒸気の質量流量) [kg/s]} : W_v = \frac{q_{vap}}{h_{fg}}$$

ここで、 h_{fg} は蒸発潜熱[kJ/kg]を表す。質量流束[kg/m²s] : G_v は $G_v = W_v/A_{cross}$ となる。

上式は濡れ領域での蒸気発生量の算出方法であるが、乾き領域では伝熱面からの熱はいったんすべて気相に伝わり、顕熱として利用され、気相から液相への熱伝達は簡易的に外壁面を覆う液膜が主であると仮定し、伝熱量を推算する。リウエットフロントでの液膜温度を $T_{l,rewet}$ 、気相から液相への伝熱量を $q_{g \rightarrow l}$ とすると、乾き面での蒸気発生量は下記となる。

$$\frac{q_{g \rightarrow l} - c_l W_l (T_s - T_{l,rewet})}{h_{fg}}$$

リウエット位置で液膜温度が飽和温度に達している場合には、乾き面での気相から液相への伝熱量すべてが蒸気発生に利用されることになる。

2.1.4.4. 液膜流解析

本実験での動画撮影には主にバックライト法を用いた。本測定対象は液膜流であるため、バックライトにより明るく照らされる領域が気流、黒くなる領域が液膜およびヒータロッドを表す。本研究における主な画像処理は界面検出、波の検出、波の追跡の3段階に分かれており、順に説明していく。

(1) 画像解析手法

・ 界面検出

画像処理の第1段階として、気液界面を検出するためある閾値を設定する必要がある。図2.1.4-10(左)にリウエット時のハイスピードカメラによる撮影画像を示す。図は白と黒の境界がはっきりとしていることから、バックライトによる撮影はうまくいったものと考えられる。本実験では液膜の厚み(基準面からの気液界面までの距離)を対象とするため、閾値の設定にはそれほど慎重になる必要は無い。なぜならば基準となる壁面位置も同じ閾値で検出されるのであれば、壁面位置と気液界面位置との差分で閾値の任意性の影響は排除されるためである。本研究における閾値には、8 bit 階調の75%として192を用いて気液界面を検出した。図2.1.4-10の中央図において界面を検出した結果を赤色の実線で示す。図からわかるように、本界面検出方によって気液の界面が良好に検出されたことがわかる。

・ 波の検出

画像処理の第2段階として、液膜流における基底液膜上を流れるリップル波および擾乱

波を含む波を検出する。本解析における波の定義は液膜厚さ分布における極大値とした。ただし、極大値という条件だけでは小さな揺らぎも検出してしまうことから、極小値も併せて検出し、隣り合う極大値と極小値の差が 1 ピクセル分の厚みよりも大きい場合に波として検出した。図 2.1.4-10 (右) に気液界面図から検出した波の位置を○印で示した。図からわかるように、本検出アルゴリズムにおいて検出される波は妥当な結果であることがわかる。

・波の追跡

画像処理の第 3 段階として検出した波の位置の時間変化を追跡することにより個別の波の速度を検出する。ここでは、同一の波を追跡するためのアルゴリズムについて述べた後、波の追跡結果を示す。前述の界面検出によって得られた気液界面を時系列にプロットした結果を図 2.1.4-11 に示す。図中の色分けは液膜の厚みを示しており、暖色ほど厚く、寒色ほど薄いことを表している。図からわかるように、時間の経過に伴って液膜の厚みが高い波の領域が推移している。波の追跡では、先の波の検出結果を用いて、フレーム間の波の移動を検出して、波の軌道を描く。波の追跡アルゴリズムは以下の通りである。

- (1) 連続するフレーム間において検出された波の位置を比較し、移動しうる範囲の波を選別する。
- (2) 選別された波が複数ある場合には波高が最も近いものを連続する波として前フレームの波と紐付ける。
- (3) 前フレームのいずれの波とも紐付けられなかった現フレームの波は新規に発生した波として収録する。

これらの手順によって、番号付けられた波の位置と時間の変化を得ることができる。波はノイズ的に突発的に得られる可能性を考慮し、解析に用いる波は 4 フレーム以上連続して存在した波のみとした。また、各波における波高の時間変化率についても検討し、波高が急激に変化するものを排除した。排除アルゴリズムは、以下の手順である。

- (1) 標準偏差を算出
- (2) 標準偏差の 3 倍以上の偏差を持つデータを排除
- (3) 排除後のデータを用いて標準偏差を再計算
- (4) 排除前後で標準偏差が変化しなくなるまで(2)-(3)を繰り返す。

波の追跡結果を図 2.1.4-11 に赤色実線で示す。図から明らかなように図中の液膜が厚い波の位置が実線で結ばれていることがわかる。このことから、本解析アルゴリズムによって移流する波の追跡が適切に行われていると判断される。

2.1.4.5. 非加熱液膜流実験

非加熱実験は、リウエット時の液膜流特性と比較をするための基準とするために実施した。まず、本実験体系における非加熱液膜流特性結果の妥当性を確認するために、非加熱

時の液膜流特性を既存相関式との比較を行う。比較に用いる相関式のほとんどは Berna, et al.(2014)[1]の液膜流に関するレビュー論文から適宜選出した。

(1) 液膜厚さの測定結果と考察

平均液膜厚さ

平均液膜厚さはすべての時間および空間での液膜厚さの平均値として算出する。平均液膜厚さ分布を図 2.1.4-13 の白抜きプロットで示す。左図の横軸は水の断面平均流速、右図は空気の断面平均流速をとった結果を示す。図から明らかなように、水の断面平均流速が増加すると平均液膜厚さが増加し、空気の断面平均流速が増加すると液膜は薄くなることわかる。これらの結果を下記の既存相関式と比較した結果を図 2.1.4-14 に示す。

・世古口らの相関式

世古口ら[2]の平均液膜厚さ相関式は、平均液膜厚さを δ_m としたときに、摩擦速度： u^* と動粘性係数： ν_l で無次元化した無次元厚さに対する実験相関式である。

$$\delta_m^+ = \frac{\delta_m u^*}{\nu_l} \quad (2.1.4-4)$$

ここで、摩擦速度は管摩擦係数： λ と液体と気体の断面平均流速 j_g, j_l を用いて下記で表される。

$$u^* = \sqrt{\lambda/8}(j_g + j_l) = 0.2\nu_l^{1/8}D^{-1/8}(j_g + j_l)^{7/8} \quad (2.1.4-5)$$

世古口らの平均液膜厚さの相関式は下記で表される。

$$\delta_m^+ = 0.046[100\{g_2(\xi) - g_1(\xi)\} + 5.5]Re_l^{0.4}M^{-0.1} \frac{1}{f_1(Eo)} \quad (2.1.4-6)$$

ここで、

$$g_1(\xi) = 0.0076 \ln \xi - 0.051$$

$$g_2(\xi) = 0.0142\xi^{0.1}$$

$$f_1(Eo) = Eo^{-0.5}(0.5 \ln Eo - 0.47)$$

上式内の無地減数はそれぞれ以下で表される。

$$Re_l = j_l D \rho_l / \mu_l$$

$$Fr_g = j_g / \sqrt{gD}$$

$$M = g\mu_l^4 / \rho_l \sigma^3$$

$$Eo = gD^2(\rho_l - \rho_g) / \sigma$$

$$\xi = Re_l^{2.5} / Fr_g$$

σ, μ, ρ, g, D はそれぞれ表面張力、粘性係数、密度、重力加速度、水力等価直径で添え字の l と g は液体と気体を表す。

・堀らの相関式

堀らによる平均液膜厚さ相関式は、下記で表される。

$$\frac{\delta_m}{D} = 0.905 Re_g^{-1.45} Re_l^{0.90} Fr_g^{0.93} Fr_l^{-0.68} \left(\frac{\mu_l}{\mu_{l,ref}} \right)^{1.06} \quad (2.1.4-7)$$

ここで、 $\mu_{l,ref}$ は水温 20°Cのときの粘性係数を表す。

・Bernaらの相関式

Bernaらの相関式は、多くの既往研究実験データをフィッティングすることで得られた結果であり、下記で表される。

$$\frac{\delta_m}{D} = 7.165 Re_g^{-1.07} Re_l^{0.48} \left(\frac{Fr_g}{Fr_l} \right)^{0.24} \quad (2.1.4-8)$$

本実験で得られた液膜流における液膜の平均厚さは相関式で得られる厚さと定性的に一致することがわかる。定量的な差異の原因としては、既存実験の多くは完全発達した条件での実験であり、本実験のような未発達状態の液膜流とは性質が異なる可能性が挙げられる。また、世古口らの相関式における適用範囲は、流路直径 $D=8\sim 26$ mm, 空気の断面平均流速 $j_g=20\sim 50$ m/s および 水の断面平均流速 $j_l=0.04\sim 0.14$ m/s であり、本実験条件はこれらの条件いずれからも外れているものの、相関式とは定性的に一致する結果となった。

基底液膜厚さ

基底液膜厚さは液膜厚さの累積度数分布の1%に相当する厚さとし、この定義は世古口ら[2]の定義方法に倣った。液膜厚さの確率密度関数に対する平均液膜厚さと基底液膜厚さの関係を図 2.1.4-12 に示す。実験で得られた基底液膜厚さ分布を図 2.1.4-13 の黒塗りプロットで示す。左図は横軸を水の断面平均流速、右図は空気の断面平均流速をとった結果を示す。図からわかるように、基底液膜厚さの変化傾向は平均液膜厚さと同様に、水流量の増加にしたがって増加、空気流量の増加にしたがって減少する結果となった。一方で、各種流量変化に対する基底液膜厚さの変化傾向は平均液膜厚さよりも小さくなる結果となった。

これらの結果を下記既存相関式と比較した結果を図 2.1.4-15 に示す。

・世古口らの相関式

基底液膜厚さに関する世古口らの相関式[2]は、基底液膜厚さを δ_b としたときに、平均液膜厚さの相関式と同様に、無次元化された液膜厚さの実験相関式として、同一の係数を用いて下記で表される。

$$\delta_b^+ = 0.04[100\{g_2(\xi) - g_1(\xi)\} + g_3(\xi)] Fr_g^{0.075} Re_l^{0.3} M^{-0.1} \frac{1}{f_1(Eo)} \quad (2.1.4-9)$$

ここで、

$$g_3(\xi) = 4.8\xi^{0.02}$$

・Schubring の相関式

Schubring は基底液膜厚さの相関式として下記を提案した。

$$\delta_b = 4.8DRe_g^{-0.6} \quad (2.1.4-10)$$

本実験で得られた液膜流における基底液膜厚さは相関式よりも基底液膜厚さの増減幅が小さいことがわかる。これらの違いの要因として、平均液膜厚さの測定結果でも述べたが、本実験における液膜流が未発達領域である可能性が考えられる。また、相関式の適用範囲も考慮すると、本実験における水流量が少ないことから、空気流量が低い状態でも基底液膜厚さがそれほど厚くならなかった可能性が考えられる。

平均液膜厚さおよび基底液膜厚さともに相関式との定量的な差はあるものの、差異の要因を考慮すれば実験結果は相関式と整合する結果を示していることから、本実験における液膜厚さ測定は適切に行われたと考えられる。

(2) 伝播波の統計的性質と考察

波の高さ

波の高さは、基底液膜厚さからの差分として算出する。上述の画像解析において同一波として処理された伝播波の高さを時間平均して得られた結果をその波の高さとする。図 2.1.4-16 に伝播波の水および空気の断面平均流速に対する変化傾向を示す。伝播波の高さは水流量の増加、空気流量の減少に伴い大きくなることがわかる。これらの結果を下記既存相関式と比較した結果を図 2.1.4-17 に示す。

・Chandrasekhar の相関式

この相関式はケルビン - ヘルムホルツ不安定性を考慮して得られており、最も不安定な波の振幅が下式で与えられるとしている。

$$\Delta h_{wave} = 3\pi \frac{\left(1 + \frac{\rho_g}{\rho_l}\right) \sigma_l}{\rho_g (u_g - u_l)^3} \quad (2.1.4-11)$$

ここで、 u_g 、 u_l は液膜が流路徑に対して十分小さいことからそれぞれ下記で定義される。

$$u_g \approx j_g$$

$$u_l = \frac{D}{4\delta} j_l$$

・ Holowach らの相関式

この相関式は、波の振幅が流体の物性値と界面せん断応力に依存するものとして考えられた下式で与えられる。

$$\Delta h_{wave} = \frac{\sqrt{2}C_w\mu_l}{(\rho_l\tau_i f_{li})^{1/2}} \quad (2.1.4-12)$$

ここで、

$$C_w = 0.028N_\mu^{-4/5} \quad \text{for } N_\mu \leq \frac{1}{15} \quad (2.1.4-13)$$

$$C_w = 0.25 \quad \text{for } N_\mu > \frac{1}{15}$$

$$N_\mu = \frac{\mu_l}{\left(\rho_l\sigma\sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}}\right)^{1/2}}$$

$$\sqrt{f_{li}} = KRe_{lf}^m$$

$$K = 3.73, m = -0.47, \text{ for } 2 < Re_{lf} \leq 100$$

$$K = 1.962, m = -1/3, \text{ for } 100 < Re_{lf} \leq 1000$$

$$K = 0.735, m = -0.19, \text{ for } 1000 < Re_{lf}$$

$$\tau_i = \frac{f_{gi}\rho_g j_g^2}{2} \quad (2.1.4-14)$$

$$f_{gi} = 0.079Re_g^{-1/4} \left[1 + 24 \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{1/3} \frac{\delta_m}{D} \right] \quad (2.1.4-15)$$

ここで、文献[1]で示される式(2.1.4-14)の気流の密度、断面平均流速および式(2.1.4-15)のレイノルズ数は、エントレインメントされた液滴流量も考慮する形として与えられているが、本実験における流量条件では液滴はほとんど発生しないことから液滴流量を無視し、気相流のパラメータとして与えている。

本実験で得られた液膜流における伝播波の高さは、定性的に既存相関式と同様の傾向を示す結果となった。相関式との定量的な差はあるものの、本実験で得られた伝播波の高さは相関式と整合する結果と判断される。

波の移流速度

波の移流速度は、上述の画像解析で同一波として検出された波の最大値の時間に対する位置変化を線形近似したときの傾きとする。図 2.1.4-18 に波の移流速度の水及び空気の断面平均流速に対する変化傾向を示す。液膜上を伝播する波の速度は水および空気流量の増

加に伴って増加することがわかる。これは、気液界面でのせん断応力が増加することに起因しており、流量変化に対する波の速度変化の傾向を良好に表している。これらの結果を下記の既存相関式と比較した結果を図 2.1.4-19 に示す。

・ **Kumar** の相関式

Kumar は気体と液体の速度に基づく界面摩擦係数に基づいて波の速度が得られるという下記の相関式を提案した。

$$v_w = \frac{\psi j_g + j_l}{1 + \psi} \quad (2.1.4-16)$$

ここで、 ψ は界面摩擦係数を含む係数であるが、経験的に得られた下記相関式を用いる。

$$\psi = 5.5 \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \left(\frac{Re_l}{Re_g} \right)^{0.25}$$

・ **Marmottant** の相関式

Marmottant は同軸ジェットにおける理論的研究として、ジェット流に伴う大きな波はせん断不安定性によって律則されており、線形せん断不安定性解析から波の速度が下記で与えられるとした。

$$v_w = \frac{\sqrt{\rho_g} j_g + \sqrt{\rho_l} j_l}{\sqrt{\rho_g} + \sqrt{\rho_l}} \quad (2.1.4-17)$$

ここで、上式は $j_g \gg j_l$ の仮定の基に得られている。

・ **Berna** の相関式

Berna らは既往研究で得られた多数のデータに基づいて関数系を指定してフィッティングした結果、下記の相関式を得た。これは **Marmottant** の相関式にレイノルズ数と式 (2.1.4-13) で与えられる表面張力の効果を加味した形となっている。定数値は **Berna** らの文献[1]上のグラフから読み取った値を用いている。

$$v_w = 50 \frac{\sqrt{\rho_g} j_g + \sqrt{\rho_l} j_l}{\sqrt{\rho_g} + \sqrt{\rho_l}} Re_g^{-0.38} Re_l^{0.16} C_w^{-0.13} \quad (2.1.4-18)$$

本実験で得られた液膜流における伝播波の速度は、定性的には既存相関式と同様の傾向を示す結果となった。相関式との定量的な差はあるものの、実験条件や液膜の発達条件等の違いを考慮すると本実験で得られた伝播波の高さは相関式と整合する結果と判断される。

(3) 非加熱実験における液膜流特性まとめ

本実験は、二重管流れの内側円柱周りに発達する液膜流を取り扱ったこと、液膜流の測

定が未発達領域で行われたことなどから、既存の相関式とは流路条件等が異なると考えられる。しかしながら、本実験で得られた液膜流における各統計量は既存の相関式と定性的に一致する結果となったことから、計測は適切に行われたと判断される。また、本実験で取得した液膜流の液膜厚さや伝播する波の統計的性質は、同一実験体系である後述のリウエット実験結果と比較することで、非加熱時とリウエット時との液膜流特性の違いについて考察することが可能と考えられる。

2.1.4.6. リウエット実験

本実験では、リウエット時の液膜先端近傍での液膜挙動と伝熱面での熱伝達特性とから、液膜先端近傍での先行冷却メカニズムについて議論する。まず、リウエットフロントの液膜挙動の可視化結果、非加熱条件との液膜流特性の違いについて述べた後、伝熱面での熱伝達特性について検討し、先行冷却メカニズムについてまとめる

(1) フロントライト可視化結果と考察

加熱部入口での液膜先端形状

図 2.1.4-20 に初期伝熱面温度 : 250°C、空気の断面平均流速 : 64 m/s、水の断面平均流速 : 0.014 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。右側にあるポンチ絵は模擬燃料棒の加熱部と非加熱部と撮影範囲を示したものであり、黒色破線で囲まれた領域が撮影範囲となる。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ってい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。左図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していることがわかる。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るが、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していることがわかる。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ていることがわかる。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せ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ている。加熱部入口から下流位置では、液膜先端形状がより均一になって過熱された模擬燃料棒をリウエットさせると考えられる。

壁面過熱度の違いによる液膜先端形状

図 2.1.4-21 には、加熱部入口から 80mm 下流での液膜先端挙動の初期伝熱面温度の違いに対する結果を示す。図の左側から順に初期伝熱面温度 100℃、250℃、400℃、流体流速の境界条件はいずれも同一で、空気の断面平均流速：64 m/s、水の断面平均流速 0.017 m/s の結果を示す。図の右側に示すポンチ絵内の黒い破線で示した四角は模擬燃料棒の撮影範囲を示している。初期伝熱面温度が低い 100℃の場合、液膜は伝熱面に接触することができるため、リブレット状の先行する液膜先端の一つが、左図のように指状の液膜として進展して模擬燃料棒表面をリウエットさせる様子が確認できた。一方で、初期伝熱面温度が高く、液膜が接触できない条件である 250、400℃の中央および右図を見ると、液膜先端で液滴が多量に飛散する様子が確認できる。また、液膜先端形状はリブレット状ではなく、周方向に均一な形状を示すことがわかる。以上の結果を踏まえると、初期伝熱面温度が高くなるほどリウエット時の液膜先端形状の周方向への分布がなくなり、液膜先端がほぼ一直線になることがわかった。

初期伝熱面温度が高い条件におけるリウエット過程では、液膜先端近傍から多量の液滴が発生する様子が確認され、この発生した液滴により、リウエットフロント下流側の乾き面の熱伝達が促進される可能性が考えられる。しかしながら、可視化結果に基づく液膜先端から飛散する液滴は径方向外側に飛散することから、伝熱面の乾き領域に効果的に衝突して熱伝達に寄与するかどうかは可視化結果のみからの判断は困難である。そこで、液滴による熱伝達の促進については後の熱伝達係数の比較の際に併せて検討する。

液膜先端近傍での液膜挙動

これまで液膜先端の形状やそこで発生する液滴について議論してきたが、ここでは液膜先端近傍での液膜挙動を詳細に観察する。図 2.1.4-22 には、初期伝熱面温度 400℃、空気の断面平均流速：151 m/s、水の断面平均流速 0.017 m/s におけるリウエット時の液膜先端可視化結果を示す。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。写真の赤色破線で囲まれた領域で液膜先端近傍の濡れ領域が一時的に乾く、ドライパッチが見られる。図 2.1.4-23 には図 2.1.4-22 の赤色破線で囲まれた領域を拡大し、コントラストを調整した結果を示す。図の暗部は濡れ領域、明部は乾き領域を現している。わずか数 ms の間に、液膜先端近傍の濡れ領域においてドライパッチが生成された後、液膜上を伝播する波による水の供給により消失する様子が確認できる。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。

(2) バックライト可視化結果と考察

液膜先端での挙動

図 2.1.4-24 にバックライト撮影時の模擬燃料棒と撮影範囲を示す。バックライト撮影時

には撮影範囲の中心に熱電対のホットジャンクションが位置するように撮影場所を調整した。図 2.1.4-25 リウエット実験をバックライト撮影した際の可視化結果を示す。図は左から右に時間が経過し、画像間の時間差は 1/2000 秒である。図の中心付近に液膜先端が位置しており、時間の経過に伴い伝播波が上昇し、液膜先端に到達すると乾き面に触れられないことから径方向外側に液滴が飛散する様子が確認できる。

非加熱実験との液膜流特性の比較

リウエット実験時と非加熱液膜流実験時とは、液膜流挙動に差が生じることが考えられる。これらの違いがリウエット時の液膜先端近傍での液膜挙動や冷却過程に寄与することが考えられるため、液膜厚さと伝播波の統計的性質について非加熱実験と比較する。

・液膜厚さ

リウエット時の液膜厚さは、液膜先端のリウエット点からの距離の依存性を調べるために、リウエットフロントに固定した座標系において液膜厚さを時間平均した結果を平均液膜厚さと定義した。バックライト可視化結果において示したように、液膜先端近傍では液膜厚さが激しく変化していることから、液膜厚さの時間移動分散値が最大となる時刻を各測定位置でのリウエット時刻と定義した。

図 2.1.4-26 の上図に非加熱時の平均液膜厚さとリウエット時の平均液膜厚さとを比較した結果を示す。図は水の流量条件： $j_l=0.017$ m/s、初期伝熱面温度：400°C、空気の流量条件を変えた場合の平均液膜厚さのリウエットフロントからの距離に対する変化を示しており、実線がリウエット時、破線が非加熱実験時の平均液膜厚さを示す。図から、リウエット時の平均液膜厚さは非加熱時の液膜厚さよりも大きな値をとり、リウエットフロントから遠ざかるにつれて薄くなり、非加熱時の液膜厚さに近づくことがわかる。平均液膜厚さの変化傾向は、可視化結果から得られた液膜先端では過熱面に触れられずに径方向外側に液滴が飛散する結果と整合しており、液膜先端が過熱面に接触できないことが液膜進展の抵抗となり、リウエットフロントに近いほど液膜が分厚くなる結果となった。

・伝播波の特性

図 2.1.4-26 の下、左図と右図には伝播する波の速度と波の頂部の基底液膜厚さからの距離の確率密度関数をプロットした結果を示す。いずれも実線がリウエット時、破線が非加熱時を表すが、リウエット時の伝播波の速度と高さ共に、非加熱時よりも大きな値をとることがわかる。これは、液膜が加熱されているため流体条件が異なることに起因すると考えられる。液膜温度が上昇したことにより表面張力が低下し、伝播する波がより不安定になりやすくなった結果、伝播波の高さが増加したと考えられる。また、平均液膜厚さの上昇も伴い、液膜が厚くなることで気相流からのせん断応力が大きくなり、伝播する波の移流速度も増加する結果となったと考えられる。

(3) リウエット速度

模擬燃料棒表面温度の時間変化に基づいて算出した熱流束分布が最大となる時刻をリウエット時刻と定義し、熱電対の設置位置とリウエット時刻に基づいて不等間隔 2 次精度中心差分および片側差分を用いて各熱電対位置でのリウエット速度を算出した。

図 2.1.4-27 にリウエット速度の結果をまとめて示す。横軸には初期伝熱面温度を絶対温度でプロットしており、縦軸にはリウエット速度をとっている。水の流量条件 j_l は 0.014 m/s で一定とし、空気流量条件と初期伝熱面温度の条件のみを変化させた結果を示す。図中の同一プロットは滑らかな曲線状にプロットされていることが確認され、初期伝熱面温度が増加するほどリウエット速度は小さくなり、空気流量が増加するほどリウエット速度は増加する結果となった。

(4) 熱伝達係数

ウェットフロント近傍での過熱面の除熱メカニズムについて考察するため、実験結果で得られた熱伝達係数を既存の熱伝達相関式と比較する。

単相熱伝達

本実験は低圧での水-空気体系における伝熱実験であるため、空気単相による熱伝達率が既存相関式と整合するかどうかを始めに確認する。

・ Gnielinski の相関式[3]

低圧空気単相の管内流れに基づく熱伝達相関式として以下の相関式が半経験的に得られている。

$$h_G = \frac{\lambda_{g,f}}{D} \frac{\left(\frac{f}{8}\right)(Re - 1000)Pr}{1 + 12.7\sqrt{\frac{f}{8}}(Pr^{\frac{2}{3}} - 1)} \left[1 + \left(\frac{D}{L}\right)^{2/3}\right] \quad (2.1.4-19)$$

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。

式(2.1.4-19)の最終項は加熱部入口効果を表しており、改めて書きに示す。

$$\left[1 + \left(\frac{D}{L}\right)^{2/3}\right] \quad (2.1.4-20)$$

ここで、 D は二重管流れにおいては管直径の差、 L は加熱部入口からの距離を用いる。これにより、温度境界層が未発達な入口領域の熱伝達係数を補正することができ、本研究では液膜が消失した地点から下流が相当する。また、式(2.1.4-19)内の係数 f は下式より算出される。

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

・二重管内側加熱補正

本実験は二重管流れ体系の内、内側の固体面を加熱することから、管内流れとは異なる伝熱特性が得られる。二重管内側加熱条件における補正項は経験的に得られており、下式を用いる。

$$0.86 \left(\frac{d_i}{d_o} \right)^{-0.16} \quad (2.1.4-21)$$

ここで、 d_i ：模擬燃料棒直径、 d_o ：ガラス管内径である。

・物性値の温度変化補正

熱伝達係数は伝熱面温度と流体温度差で除熱量を除いて求める。この際、物性値の代表温度をどこに採るかという問題があり、ここでは経験式として以下を用いる。

$$K = \left(\frac{T_b}{T_w} \right)^{0.45} \quad (2.1.4-22)$$

ここで、 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。

最終的に本実験体系での熱伝達係数を比較するのに適切な熱伝達相関式は以下となる。

$$h = h_G \times 0.86 \left(\frac{d_i}{d_o} \right)^{-0.16} \times K \quad (2.1.4-23)$$

・比較結果

図 2.1.4-28 に空気単相時のレイノルズ数に対するヌッセルト数のプロットを示す。図中の実線は式(2.1.4-23)を表し、点は実験結果を示す。また、図 2.1.4-29 には文献[2]で比較された従来実験で得られた結果を示す。本実験結果の相関式に対する偏りは従来実験のばらつきの範囲内に収まり、相関式と良好に一致する傾向が得られたと判断される。本実験における二重管流れにおける熱伝達係数は式(2.1.4-23)で良好に記述できると判断されることから、リウエット時の熱伝達係数の比較に際しても、式(2.1.4-23)に基づいて比較を行う。

単相熱伝達（空気・蒸気）

・蒸気発生量

図 2.1.4-30 に実験条件（空気流量： $j_g=64$ m/s、水流量： $j_l=0.017$ m/s、初期伝熱面温度： $T_w=400$ °C）における空気流量に対する蒸気発生量の割合を示す。図は加熱部の軸方向に対する蒸気流量の割合を示しており、蒸気流量が不連続に変化する位置がリウエット点と一致する。これは蒸気流量の算出の際の仮定によるもので、リウエット後は気相が伝熱に主に寄与するため蒸気流量は一時的に変化しなくなるためである。図からわかるようにリウエット点が行くほど、上昇する液膜が受け取る熱量が増えるため蒸気流量が増加す

る関係となることがわかる。また、本実験における蒸気発生量は空気流量に対して数%程度と小さいことがわかる。

・蒸気流量の熱伝達への寄与

上述の発生蒸気に伴う熱伝達への影響について検討した結果を図 2.1.4-31 に示す。図は横軸に熱伝達係数、縦軸に加熱部入口からの距離をとったプロットを示す。図中の赤色破線はリウエット位置を示しており、青色破線は空気単相時の熱伝達係数、黒色実線は蒸気発生量を考慮した場合の空気・蒸気単相での熱伝達係数を表す。左図の熱伝達係数算出時には図 2.1.4-30 の実線で表される蒸気発生量を考慮し、右図は破線で表される蒸気発生量を考慮した結果である。このとき、空気・蒸気の混合気体の物性値は空気と蒸気の実モル分率に基づいて推算した[4]。蒸気発生量を考慮した場合、空気単相時よりも熱伝達係数がわずかに向上することがわかる。また、リウエット点の下流に移動した右図は蒸気発生量が左図に比べて多いことから熱伝達係数が上流よりも更に増加する結果となった。本実験条件ではリウエット実験時の蒸気発生量は少ないものの、算出される熱伝達率にわずかながら影響を与えることがわかる。以上の結果から、リウエット時の熱伝達係数との比較の際には、蒸気発生量を考慮した熱伝達相関式結果を用いることとする。

二相流熱伝達（液滴を考慮）との比較

本実験における可視化結果で明らかとなったように、リウエット時の液膜先端では過熱面に液膜が接触できないことに起因して、液膜先端での蒸気生成に伴い先端から多量の液滴が発生する。ここでは、飛散した液滴の過熱面熱伝達への寄与を見積り、実験結果と比較する。

・液滴熱伝達

液滴による熱伝達を考慮した場合、単相流（空気・蒸気）の熱伝達率： h_g と液滴衝突による熱伝達率： h_d の和として算出する。

$$h = h_g + h_d \tag{2.1.4-24}$$

気相に関しては単相流（空気・蒸気）の相関式(2.1.4-23)を、液滴による熱伝達率： h_d については下記を用いた[5]。

$$h_d = \frac{\eta m_d h_{fg}}{\Delta T_{sat}} \tag{2.1.4-25}$$

ここで、 η は壁面に衝突する液滴の割合で、壁面過熱度が高いほど小さな値となる。 η は以下に基づいて算出する。 T_{MFB} は最小膜沸騰温度である[5]。

$$\eta = \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{T_w - T_{sat}}{T_{MFB} - T_{sat}} \right)^2 \right]$$

$$T_{MFB} = 557.9 + 44.1P - 3.72P^2 \text{ (K)}$$

液滴伝達率は次式を用いる。

$$m_d = k_d C_d \frac{r_i}{r_i + r_o} \quad (2.1.4-26)$$

ここで、 $\frac{r_i}{r_i + r_o}$ は伝熱に寄与するのは模擬燃料棒に衝突する液滴のみであることから表面積比

をかけることで伝熱に寄与しない分を排除した。

平均液滴濃度は次式を用いる。

$$C_d = \frac{W_d}{(W_g/\rho_g)(u_d/u_g) + W_d/\rho_l} \approx \rho_g \frac{W_d u_g}{W_g u_d} \approx \rho_g \frac{W_d}{W_g} \quad (2.1.4-27)$$

上式は $\rho_l \gg \rho_g$, $u_d \approx u_g$ を仮定。

液滴伝達係数は Sugawara の式[6]を用いた。

$$\frac{k_d}{u_g} = 0.009 \left(\frac{C_d}{\rho_g} \right)^{-0.5} \left(\frac{\rho_g u_g d}{\mu_g} \right)^{-0.2} Pr_g^{-2/3} \quad (2.1.4-28)$$

液滴質量流量： W_d および軸方向液滴流量の変化を算出するために以下の仮定をした。液滴発生状況の模式図を図 2.1.4-32 に示す。

- 液滴はリウエットフロント上流側では発生せず、リウエット位置： z_R でのみ液滴が発生する。

$$W_d = 0 \text{ (} z < z_R \text{)}$$

- 給水した水流量： W_{in} の内、液膜進展に寄与する液膜流量： W_f はリウエット速度： u_{rewet} と平均液膜厚さ： δ_m と濡れぶち長さ： p_h の積とする。

$$W_f = u_{rewet} \times \delta_m \times p_h$$

$$p_h = 2\pi(r_i + r_o)$$

- 液滴質量流量は給水流量から、液膜進展に寄与する液膜流量と蒸気発生量を引いた次式で表される。

$$W_d = W_{in} - W_f - W_v$$

- W_d はリウエットフロントに到達した瞬間に気相流中に均一に広がる。
- 液滴発生後は軸方向への気相流に伴われて移流・壁面に沈着する。本解析では移流時間を考慮せず、リウエットフロントで拡散した液滴は瞬時にその時刻の流動条件で軸方向に広がったときの定常状態に至る。
- 外壁面への液滴の沈着後、再度エントレインメントされることはない。
- 液滴濃度の減少は各軸方向位置における外壁面への沈着と内壁面への接近に伴う

蒸発量に基づく。ここで、内壁面に接近した液滴の内、蒸発しない分は気相流中に留まるものとする。

$$W_a(z + dz, t) = W_a(z, t) - p_h^* k_d C_d dz$$
$$p_h^* = 2\pi(\eta r_i + r_o)$$

・比較結果

図 2.1.4-33～36 に実験条件を変えた場合の熱伝達係数分布を上記の单相熱伝達相関式および液滴熱伝達を考慮した場合の相関式との比較結果を示す。それぞれの図の左図は給水前の空気单相時熱伝達係数分布を示す。中央および右図はリウエット位置が異なる場合の結果を示す。図中の赤色破線はリウエット位置を示しており、黒色実線は单相熱伝達相関式、赤色実線は液滴熱伝達を考慮した二相流熱伝達相関式、黒色点は実験結果を示す。

給水前

左図の空気单相時の軸方向熱伝達分布を見ると、加熱部入口に近い領域で相関式よりも実験結果が大きくなる傾向が確認される。これは、軸方向分布を算出する際の補完方法が定常時には適さないことに起因しており、本質とは異なる。これらの影響を考慮すると、給水前の熱伝達分布は空気单相時熱伝達相関式と良好に一致すると判断される。

給水後

図 2.1.4-33 は実験条件を変化させた際の比較におけるベースケースとなることをここで示す。中央図及び右図の実験結果を見ると、相関式の分布傾向と定性的に一致することがわかる。液滴熱伝達を考慮した結果との違いを定量的に判断することは難しいが、液滴による熱伝達向上効果はあまり見られないことから、給水後もドライアウト面の熱伝達は気相流における单相熱伝達が主に寄与すると判断される。

空気流量の違い

図 2.1.4-34 にベースケースよりも空気流量が約 2.3 倍大きい条件での熱伝達分布を示す。明らかな違いは、空気流量が大きいことから熱伝達係数が軸方向全域にわたり二倍程度と大きくなることわかる。また、熱伝達相関式との比較をすところちらも実験結果は相関式と良好に一致する結果となることわかる。結果として、空気流量を増加させても実験結果と相関式とは定性的に良好に一致する結果が得られた。

水流量の違い

図 2.1.4-35 に水流量を約 0.6 倍に減少させた場合の結果を示す。水流量を減少させた場合にも実験結果は熱伝達相関式と良好に一致する結果となった。

壁面過熱度の違い

図 2.1.4-36 には壁面過熱度をベースケースに対して約半分にした場合の結果を示す。この場合も実験結果と单相熱伝達相関式とは良好に一致する結果となった。一方で液滴熱伝達を考慮した二相流熱伝達相関式の赤色実線とは大きく異なる結果となり、相関式が熱伝達係数を過大評価する結果となった。これは、本解析における液滴熱伝達の考え方が実験での液滴熱伝達とは異なっていたことを表している。本解析ではリウエットフロントで飛散した液滴すべてが気相流中に分布することを仮定しているため液滴濃度が高めの評価となり、これによって液滴熱伝達を過大に評価していたことから、壁面過熱度が下がった場合に過大評価する結果となったと考えられる。

先行冷却熱伝達

図 2.1.4-33～36 におけるリウエットフロント直下流部での熱伝達係数の急激な向上に注目すると、单相熱伝達分布で良好に記述されていることがわかる。单相熱伝達相関式(2.1.4-23)におけるリウエットフロント近傍での急激な熱伝達の向上効果は、伝熱面への入口効果である式(2.1.4-20)で記述されていることがわかる。これは、空気单相時の入口効果とリウエット時の熱伝達係数分布とを見比べてわかるように、いずれも定性的に一致する分布形状を示すことから判断される。これは気相流から見た熱の受け取り先が液膜との界面から伝熱面に変化した際に温度境界層が未発達であることに起因する可能性が示唆された結果となった。ただし、ここで注意する点は、本解析におけるリウエット位置は熱流束最大位置としていることから、実際のリウエット位置とは異なる可能性がある点である。このことから、リウエット位置の定義を変えた場合に本解析と同様の結果が得られるかどうかは今後調査する必要がある。

2.1.4.7. 液膜先端近傍での先行冷却メカニズム

先行冷却実験で実施した可視化および伝熱解析結果に基づいて、リウエット時の先行冷却メカニズムについてまとめる。

図 2.1.4-37 に本実験結果から考察される液膜先端近傍での先行冷却熱伝達の概略図を示す。図は赤色で表される模擬燃料棒の表面を青色で示される液膜が上昇し、リウエットする過程を表している。リウエットフロントでは多量の液滴が飛散する様子が確認されたが、入口効果を考慮した单相熱伝達相関式と実験値がよく合うことを踏まえると、本実験条件のように壁面過熱度が 150 K 以上と比較的高い条件では、飛散した液滴は過熱面への伝熱にはあまり寄与しない可能性がある。また、リウエットフロント極近傍の乾き領域（リウエット点を最大熱流束位置と仮定した場合）の熱伝達の急激な向上は、気相流が接触する伝熱面が液膜界面から過熱面が変わったことにより、リウエットフロント直下流部から温度境界層が発達し始めるためバルク温度と表面温度の差が小さく、いわゆる入口効果によ

って熱伝達係数が過大に評価される。更に可視化結果、液膜先端近傍での濡れ領域ではドライパッチが生成・消滅を繰り返すなど、伝熱を促進する挙動も見られる。また、壁面過熱度が低い条件では液滴による熱伝達が効果的に作用する可能性もある。

本実験で得られた可視化及び伝熱解析結果に基づくと、液滴挙動、温度境界層の厚さ（入口効果）、およびドライパッチの生成・消滅がリウエット時の液膜先端近傍での先行冷却に寄与する可能性が示唆された。これらの先行冷却への影響を複合的に取り入れることにより、最終的な先行冷却熱伝達関連式を作成することを目標としているが、そのためには実験条件をより広く取ること等を始め、詳細な画像解析等の検討が必要となる。

表 2.1.4-1 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)	15-80m ³ /h (32-168 m/s)
水流量 (断面平均流速)	0.09-0.15 L/min (0.011-0.019 m/s)
初期伝熱面温度 (第 2 熱電対)	室温～400 °C

表 2.1.4-2 熱電対設置位置

熱電対番号	Z [mm]	周方向位置 (図 2.1.4-2 参照)
1	5	θ_0
2	80	θ_0
3	150	θ_0
4	220	θ_0
5	280	θ_0
6	330	θ_0
7	380	θ_0
8	410	θ_1
9	440	θ_0
10	470	θ_1
11	500	θ_0
12	550	θ_0

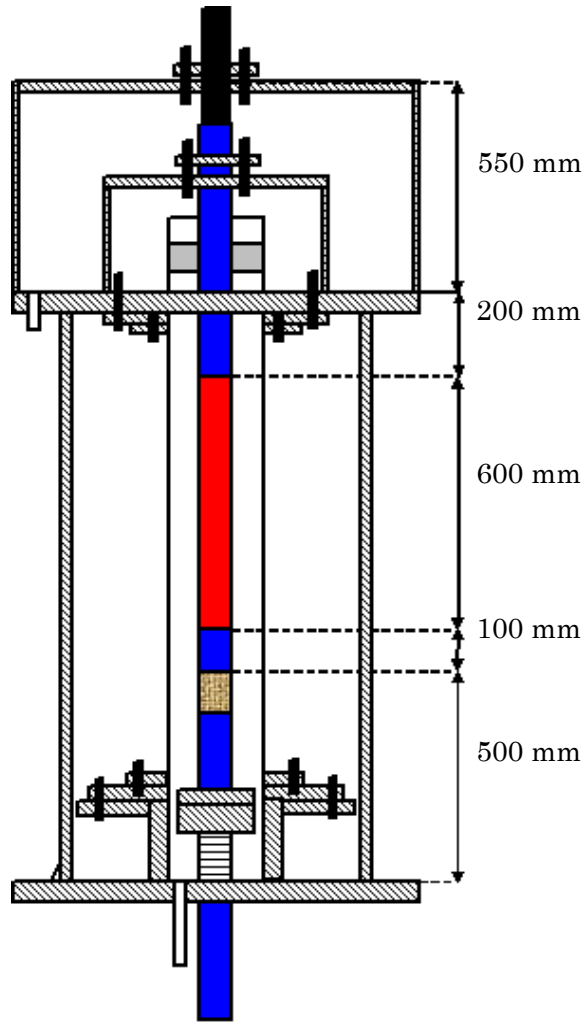


图 2.1.4-1 先行冷却試驗裝置外略圖

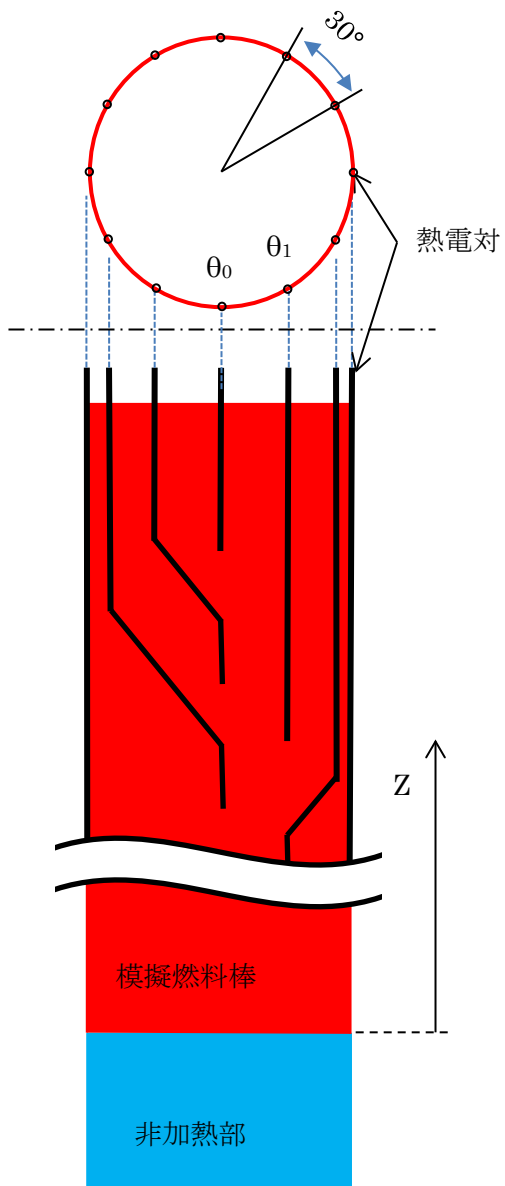


图 2.1.4-2 熱電對設置位置概要図

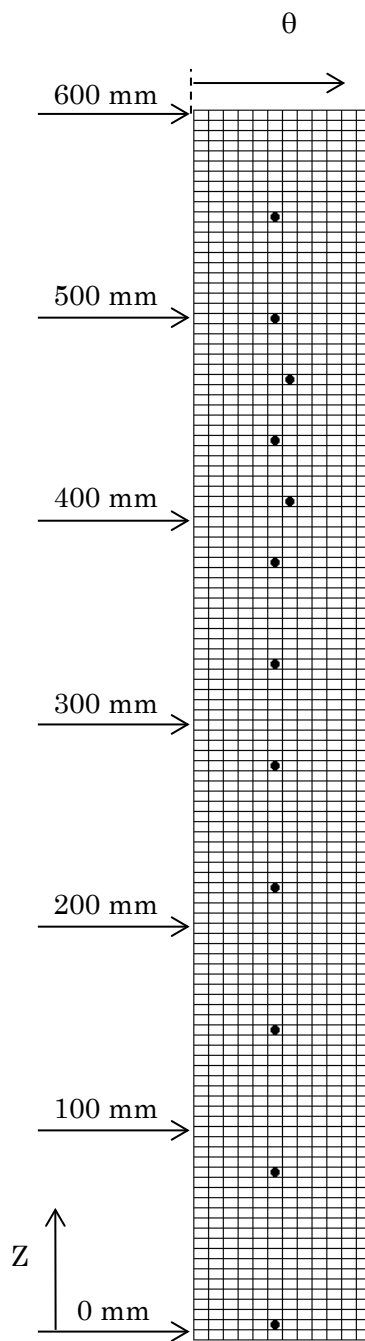


图 2.1.4-3 熱電對設置位置

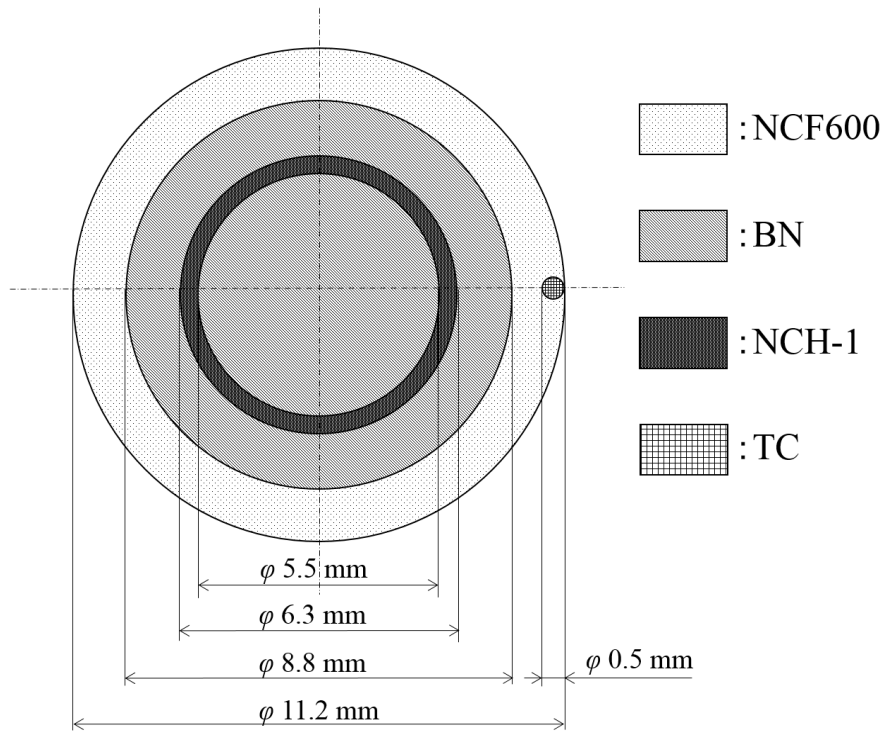


図 2.1.4-4 模擬燃料棒断面形状模式図

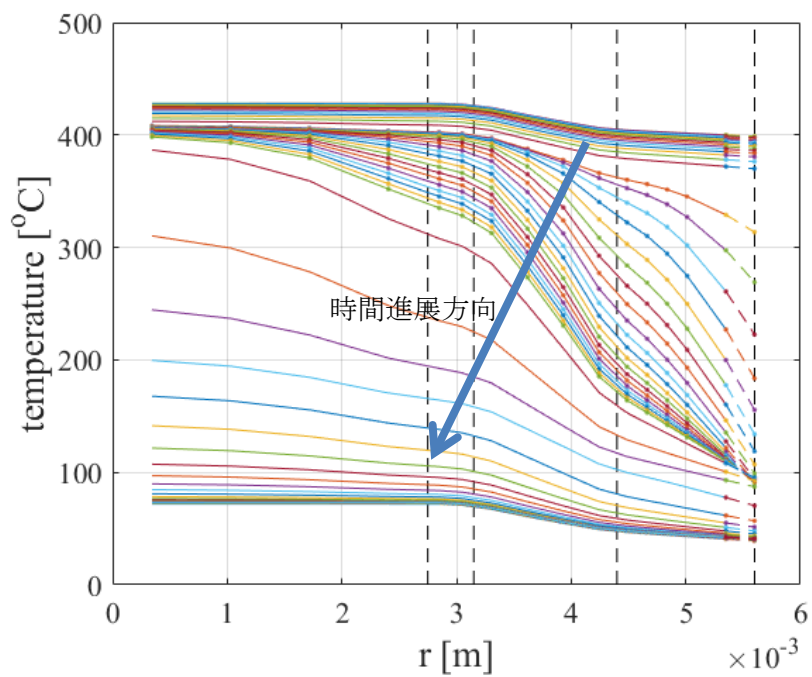


図 2.1.4-5 リウエット時の模擬燃料棒内部断面方向温度分布の時間変化例

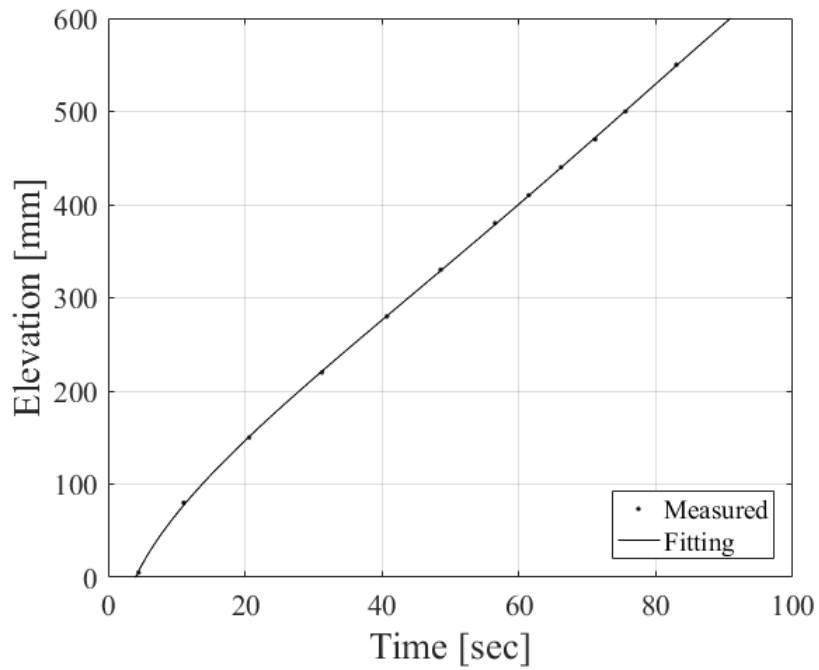


図 2.1.4-6 リウエット時刻とリウエット位置

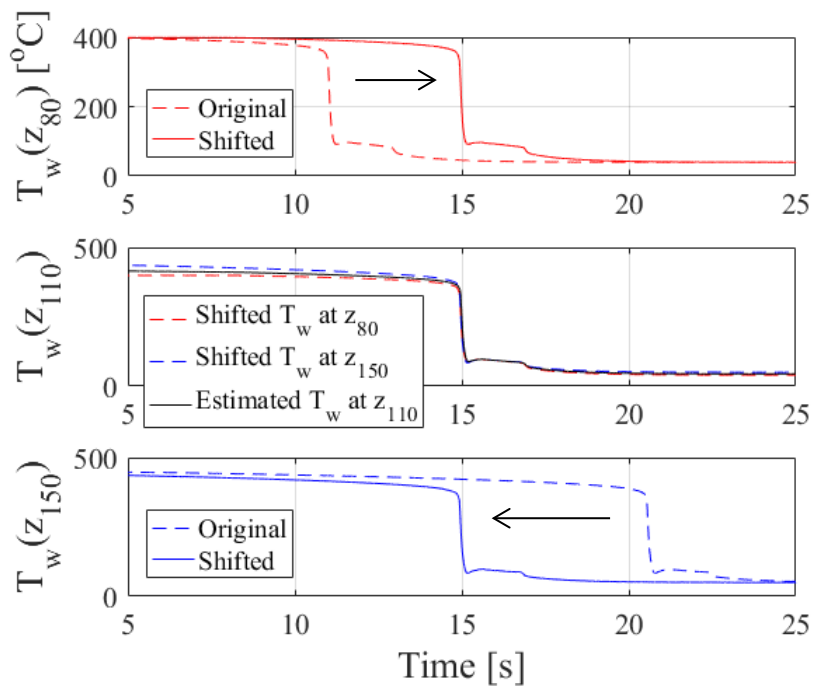


図 2.1.4-7 非測定位置での時系列温度分布の補完

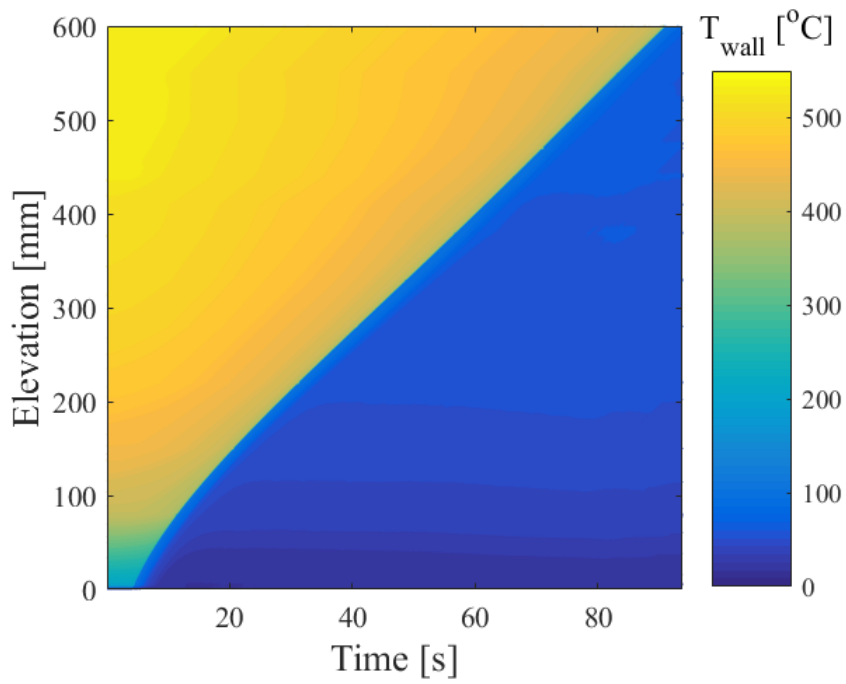


図 2.1.4-8 表面温度分布の補完結果

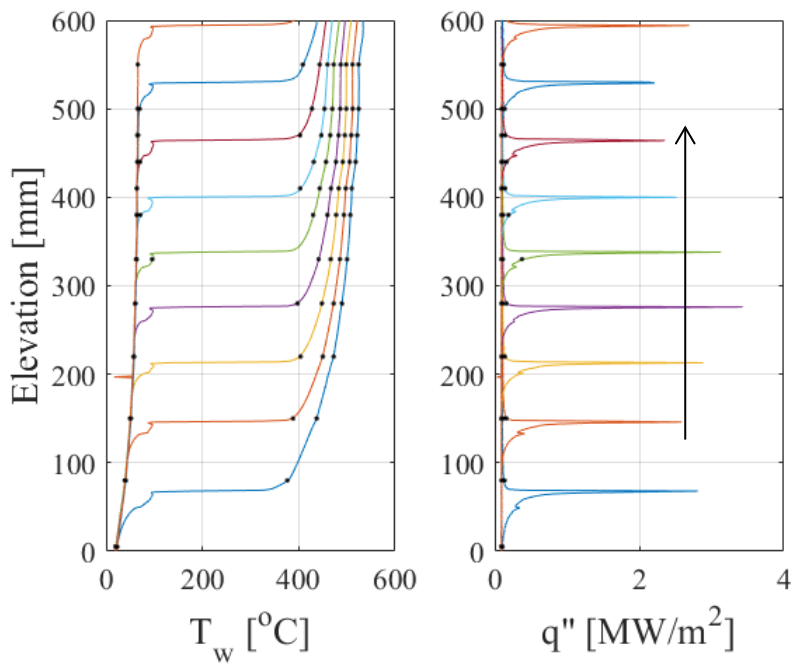


図 2.1.4-9 表面温度と熱流束の軸方向分布の時間変化

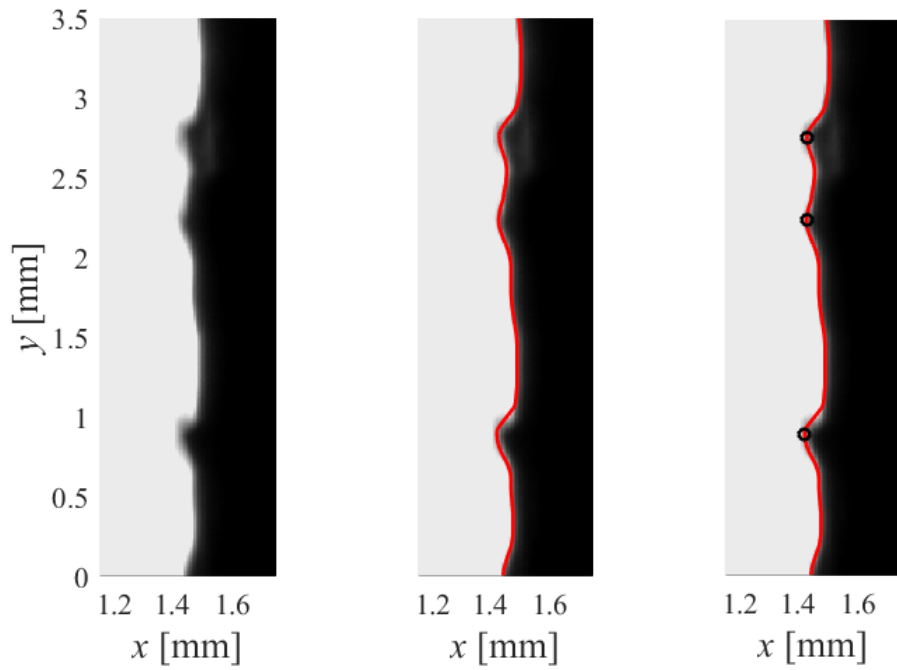


図 2.1.4-10 界面検出概要図

(赤色実線：検出界面、黒色○印：伝播波の頂部)

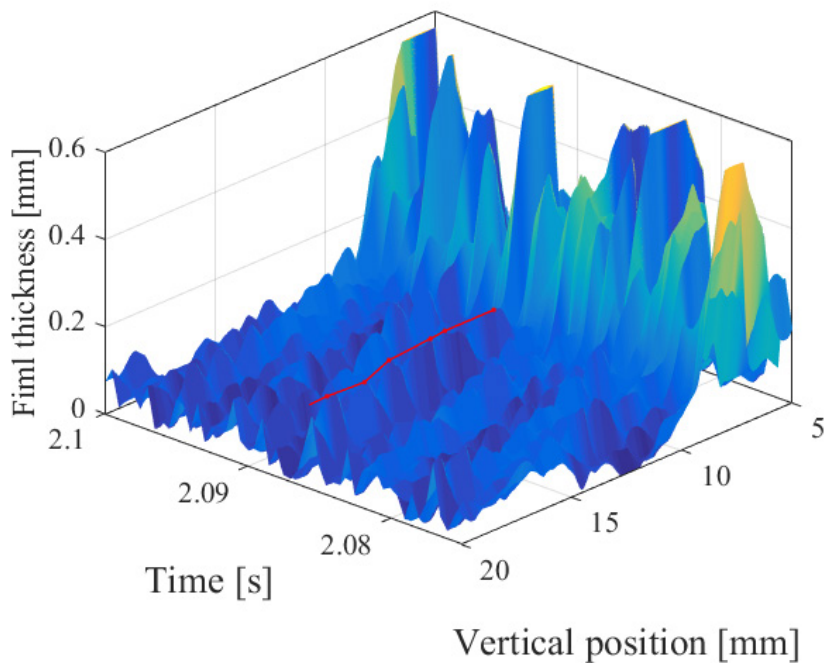


図 2.1.4-11 伝播する波の追跡結果例

(赤色実線：同一波の追跡結果)

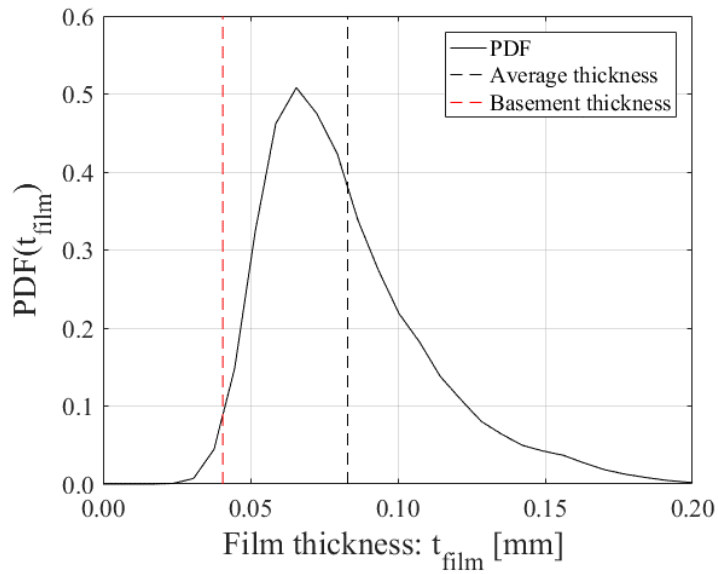


図 2.1.4-12 液膜厚さの確率密度関数と平均および基底液膜厚さの関係図

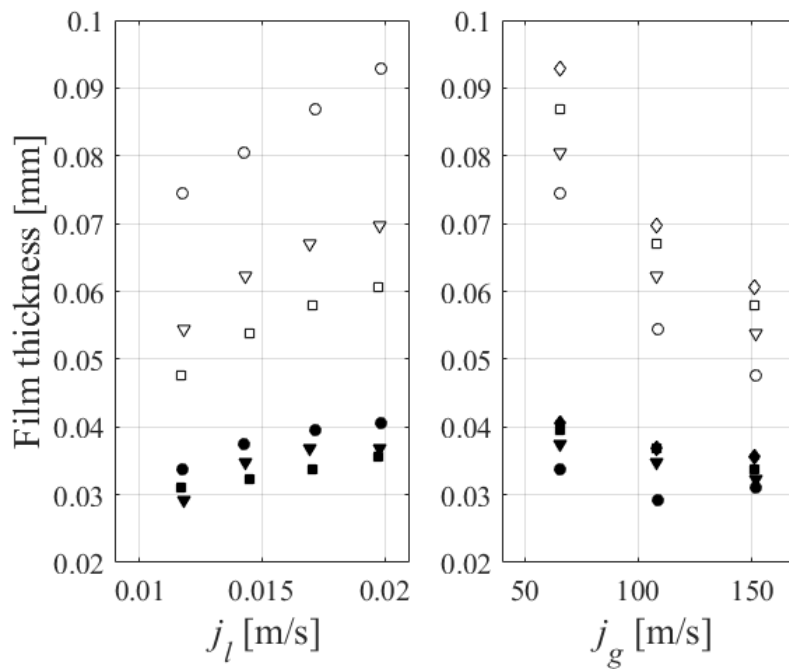


図 2.1.4-13 液膜厚さ測定結果（白抜き：平均液膜厚さ、黒塗り：基底液膜厚さ）

左図（○： $j_g=64$ m/s、▽： $j_g=109$ m/s、□： $j_g=151$ m/s）

右図（○： $j_l=0.011$ m/s、▽： $j_l=0.014$ m/s、□： $j_l=0.017$ m/s、◇： $j_l=0.019$ m/s）

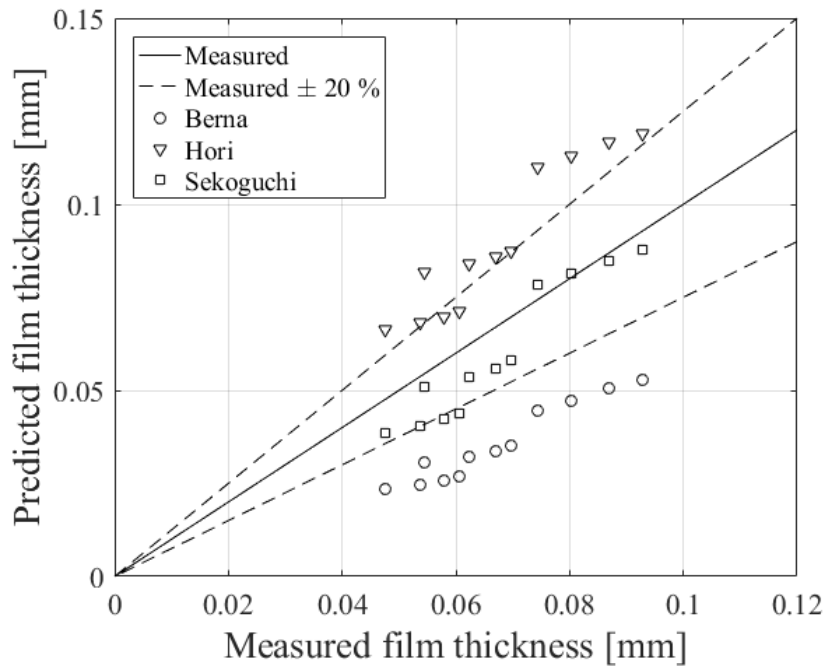


図 2.1.4-14 平均液膜厚さ相関式との比較

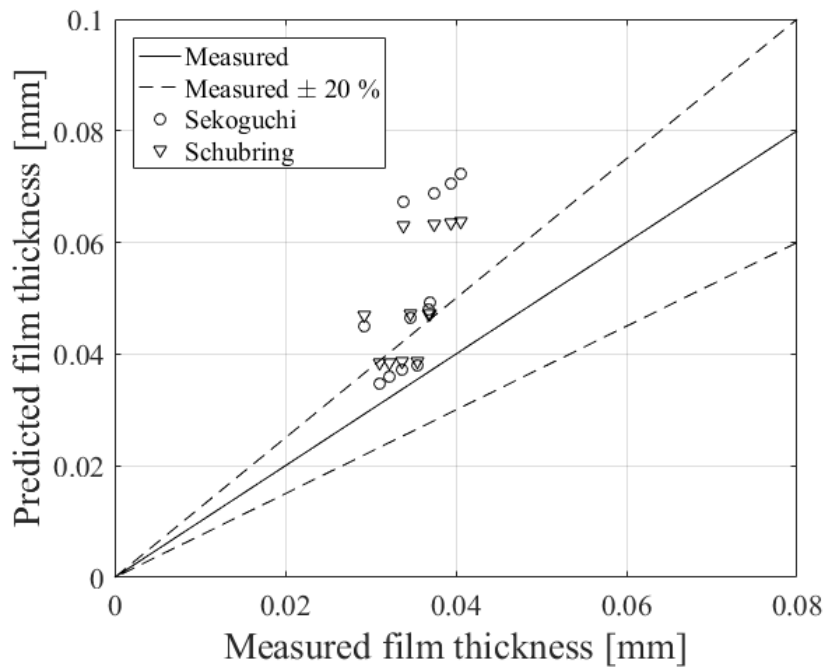


図 2.1.4-15 基底液膜厚さ相関式との比較

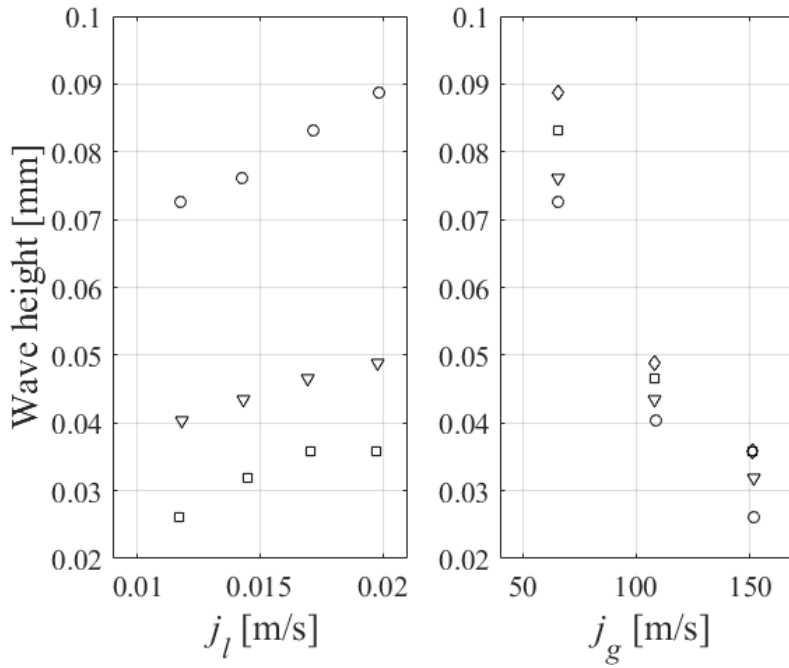


図 2.1.4-16 波の高さ測定結果

左図 (○ : $j_g=64$ m/s、▽ : $j_g=109$ m/s、□ : $j_g=151$ m/s)

右図 (○ : $j_l=0.011$ m/s、▽ : $j_l=0.014$ m/s、□ : $j_l=0.017$ m/s、◇ : $j_l=0.019$ m/s)

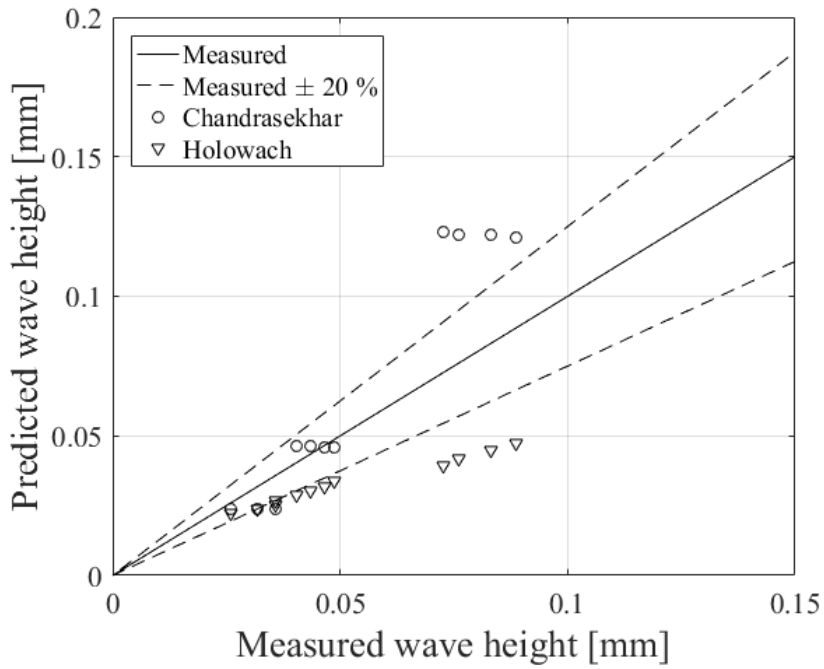


図 2.1.4-17 波の高さ相関式との比較

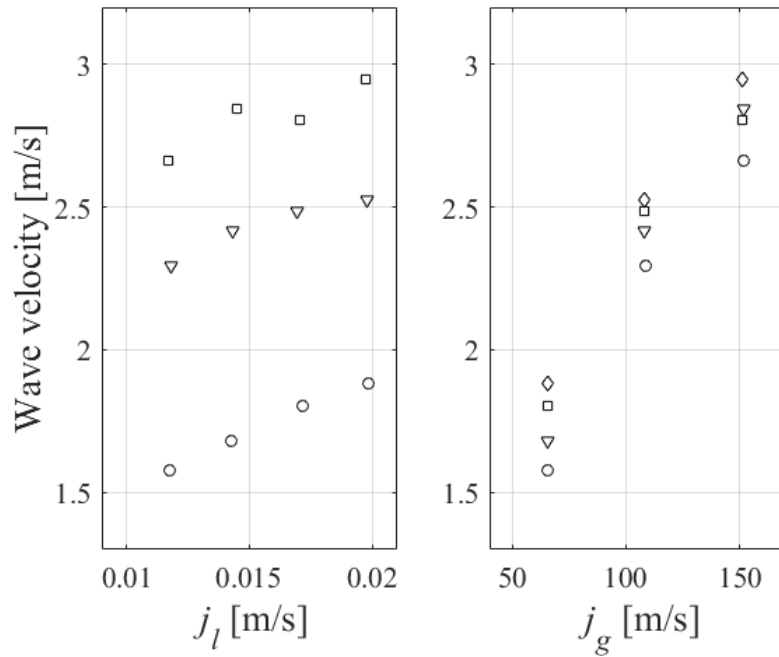


図 2.1.4-18 波の移流速度測定結果

左図 (○ : $j_g=64$ m/s、▽ : $j_g=109$ m/s、□ : $j_g=151$ m/s)

右図 (○ : $j_l=0.011$ m/s、▽ : $j_l=0.014$ m/s、□ : $j_l=0.017$ m/s、◇ : $j_l=0.019$ m/s)

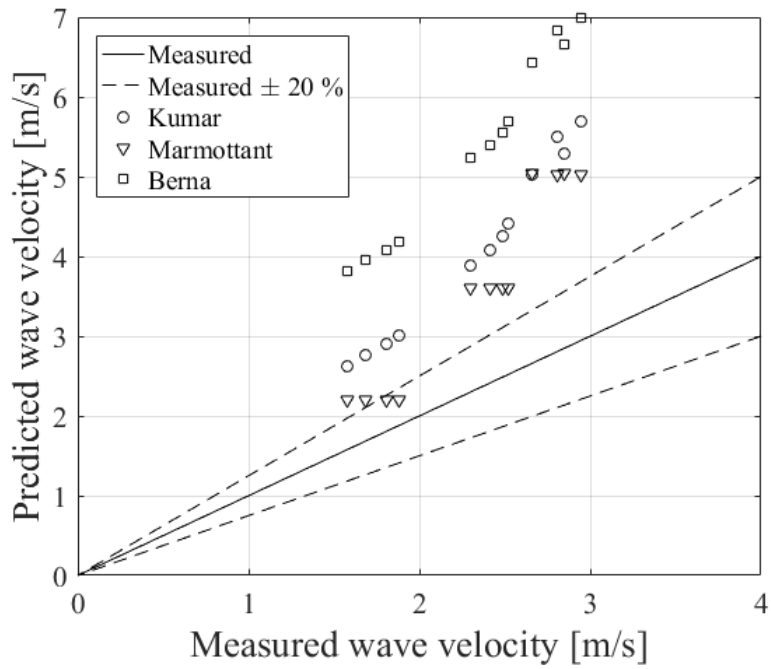


図 2.1.4-19 波の移流速度相関式との比較結果

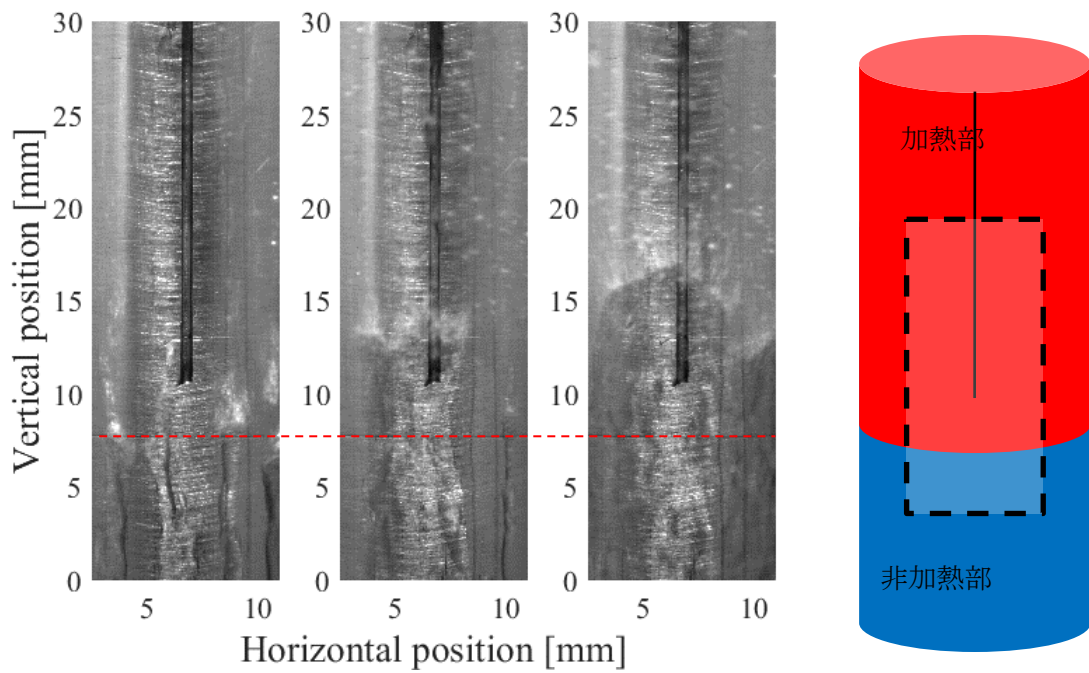


図 2.1.4-20 リウエット時の加熱部入口での液膜形状

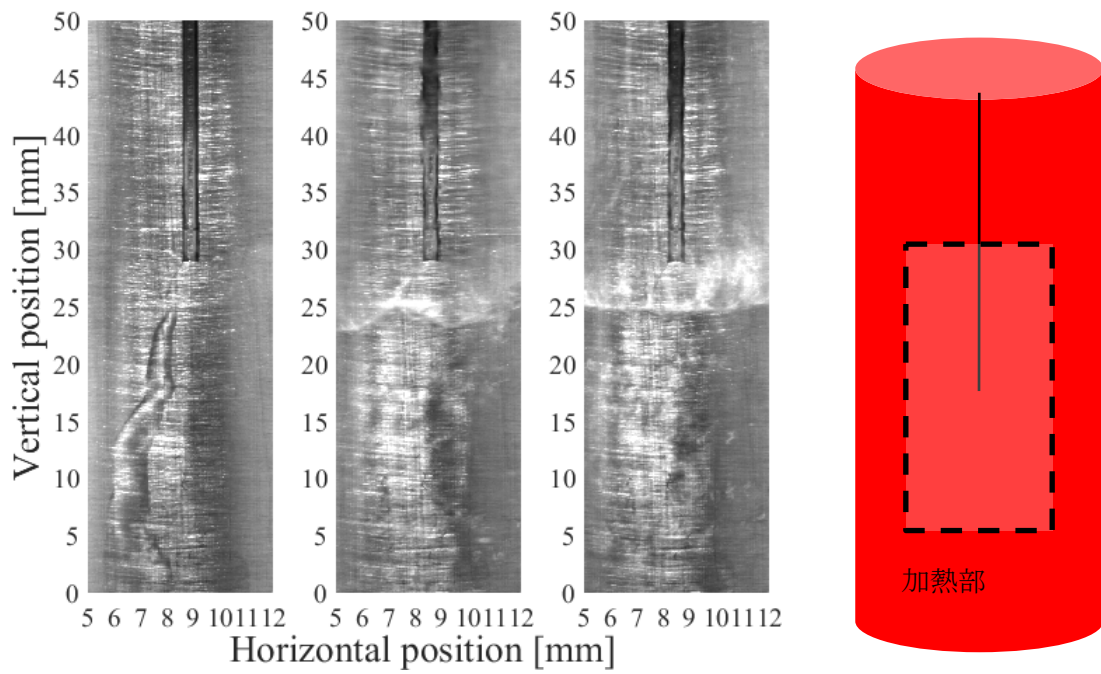


図 2.1.4-21 初期伝熱面温度の違いによる液膜先端形状

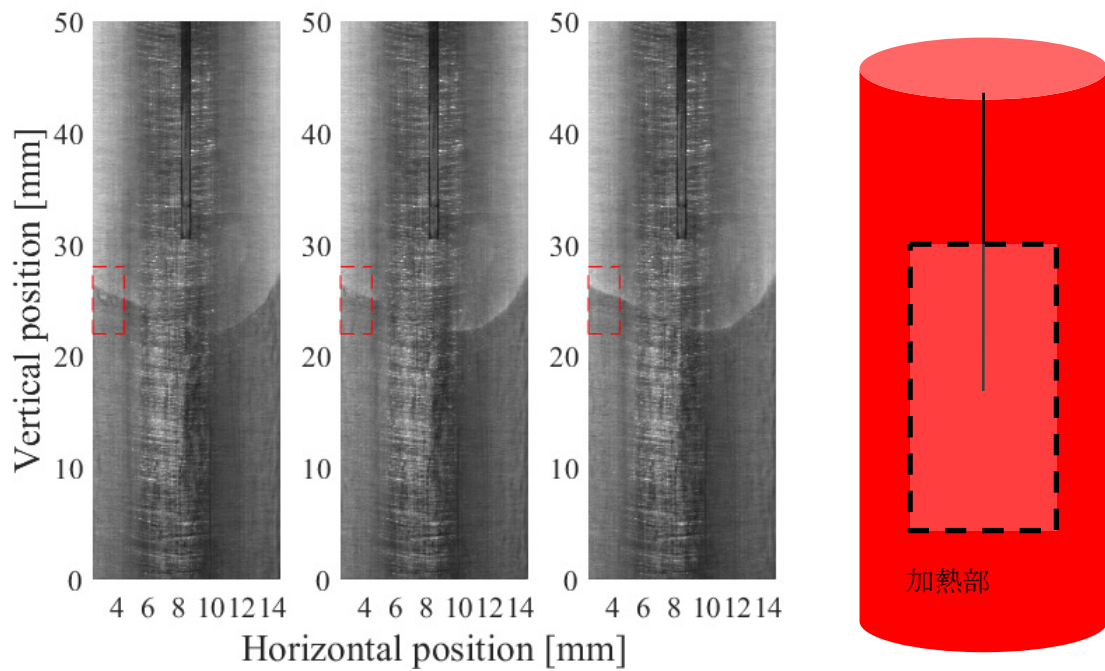


図 2.1.4-22 リウエット時液膜先端近傍でのドライパッチ全体図
(画像間の時間差は 1/2160 s)

(空気流量 : 70 m³/h、水流量 : 0.13 l/min、初期伝熱面温度 : 400°C)

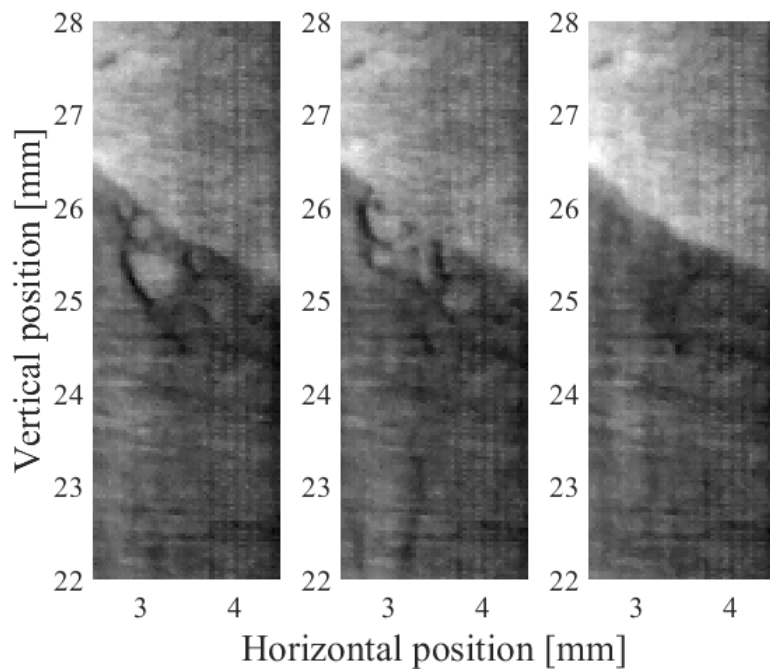


図 2.1.4-23 リウエット時液膜先端近傍でのドライパッチ拡大図
(画像間の時間差は 1/2160 s) (図 2.1.4-22 の赤色破線で囲まれた領域を拡大)

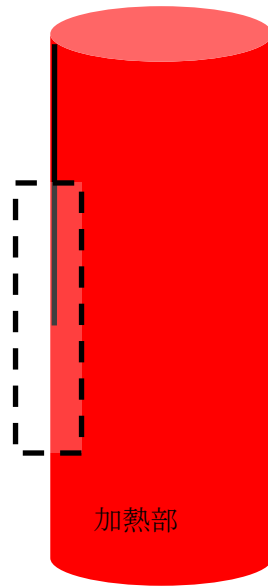


図 2.1.4-24 バックライト撮影時の撮影範囲
(黒色破線で囲まれた領域：撮影範囲)

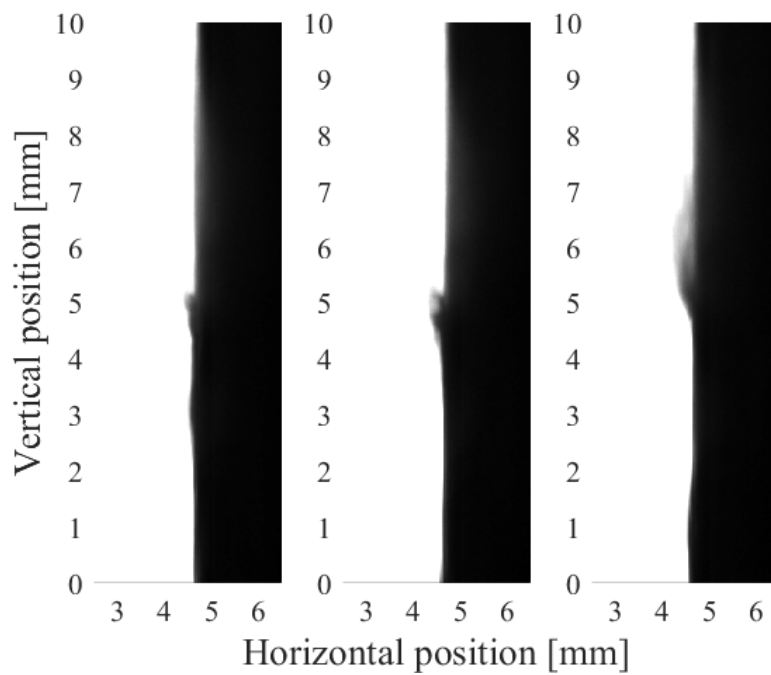


図 2.1.4-25 バックライト撮影時のリウエットフロントでの液膜先端挙動

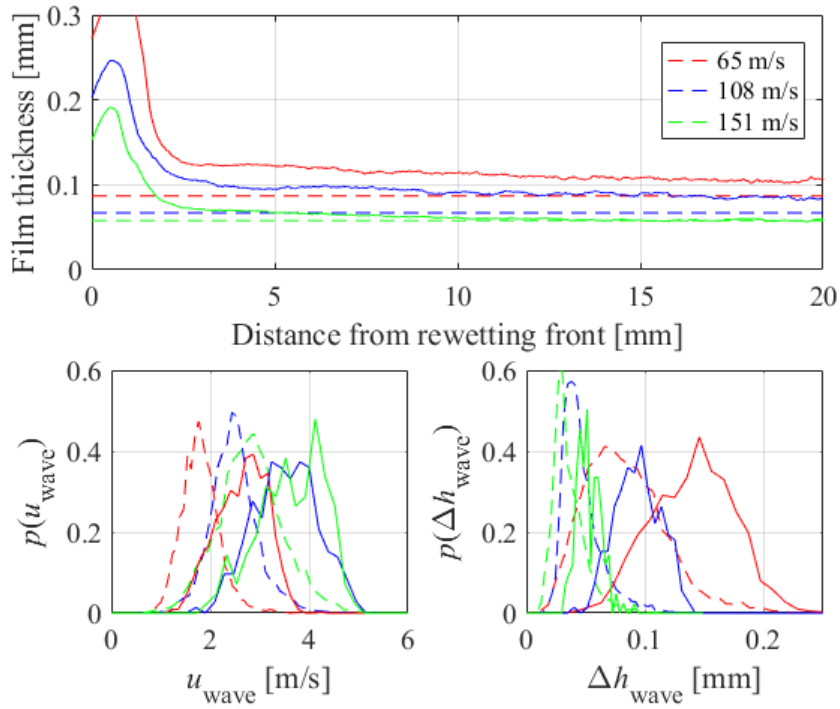


図 2.1.4-26 リウエット実験と非加熱液膜流実験での液膜流特性の比較
 水流量条件： $j_l=0.017$ m/s、リウエット時初期電熱面温度：400°C

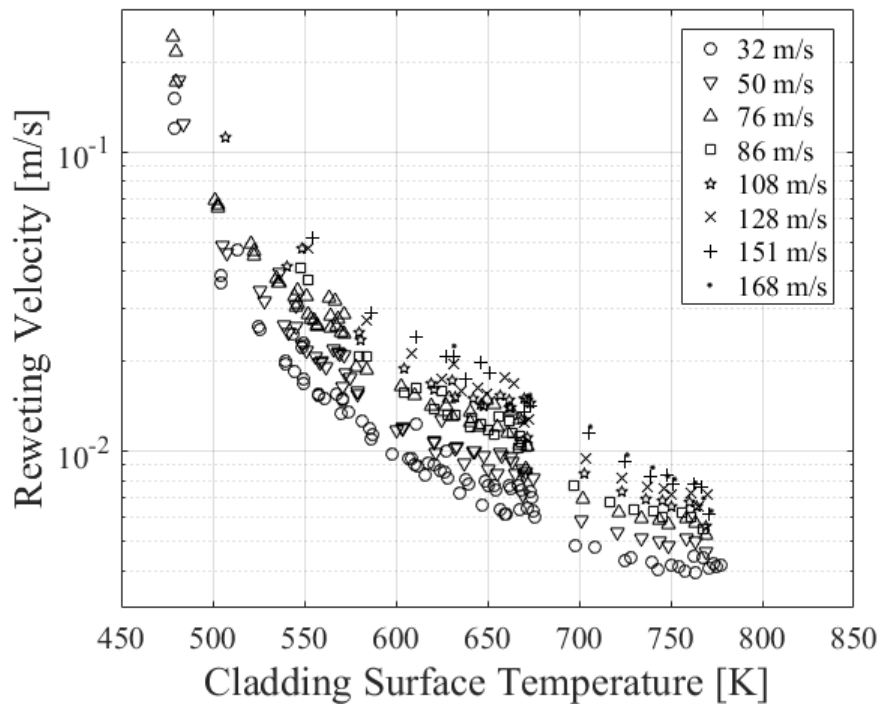


図 2.1.4-27 初期伝熱面温度に対するリウエット速度（水流量：0.11 l/min）

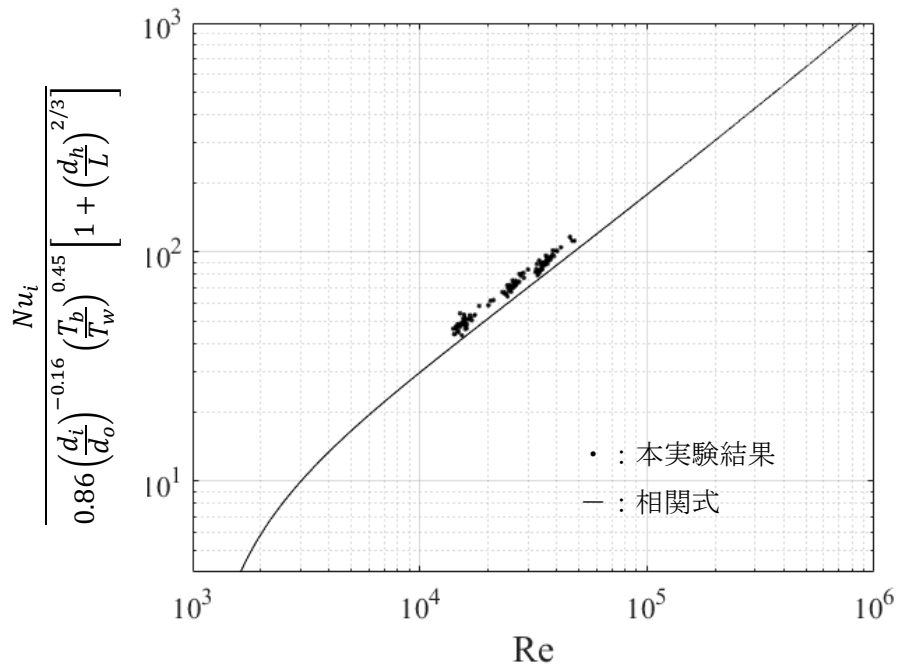


図 2.1.4-28 空気単相熱伝達相関式との比較結果

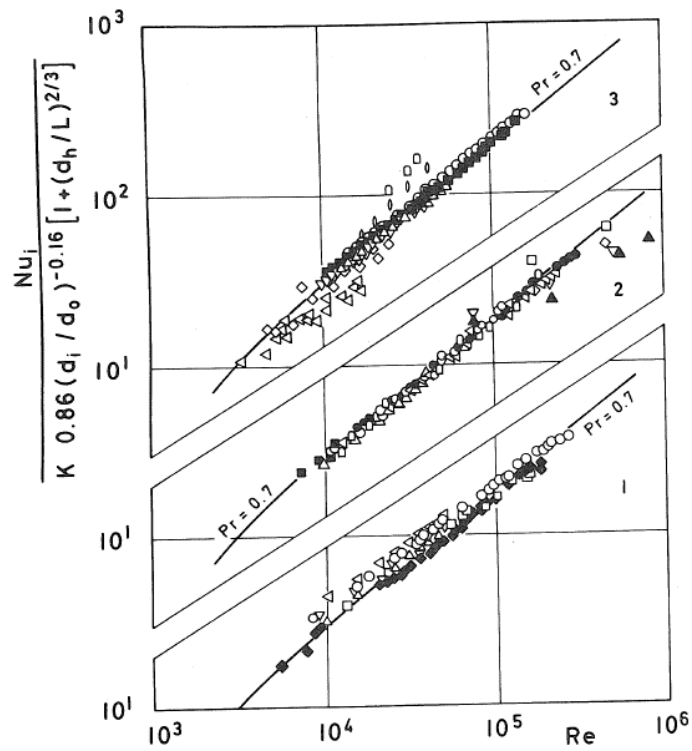


図 2.1.4-29 既往研究で得られた実験結果と単相熱伝達相関式との比較結果

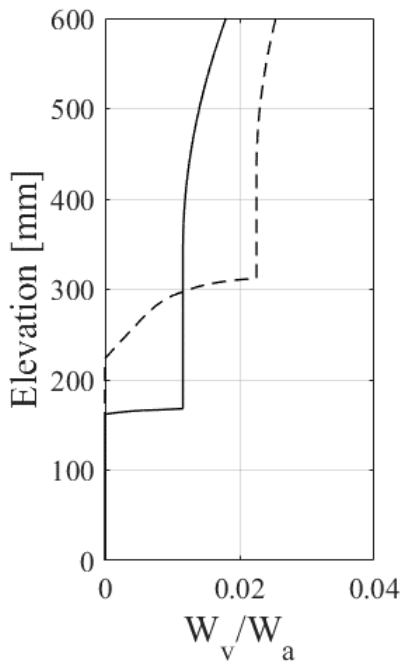


図 2.1.4-30 空気流量に対する蒸気流量割合

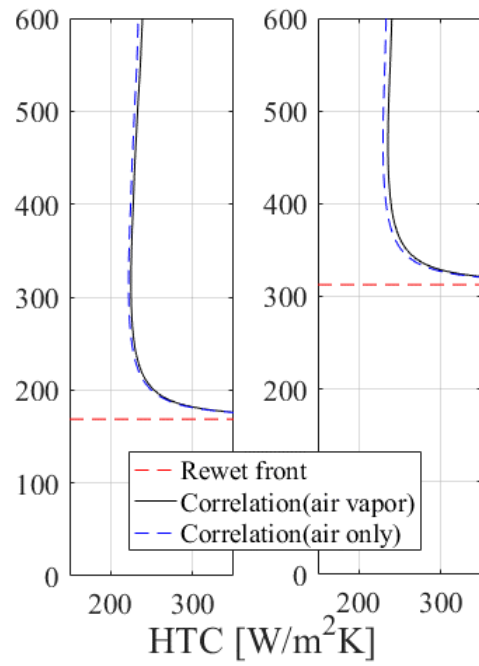


図 2.1.4-31 蒸気発生を考慮した熱伝達率相関式

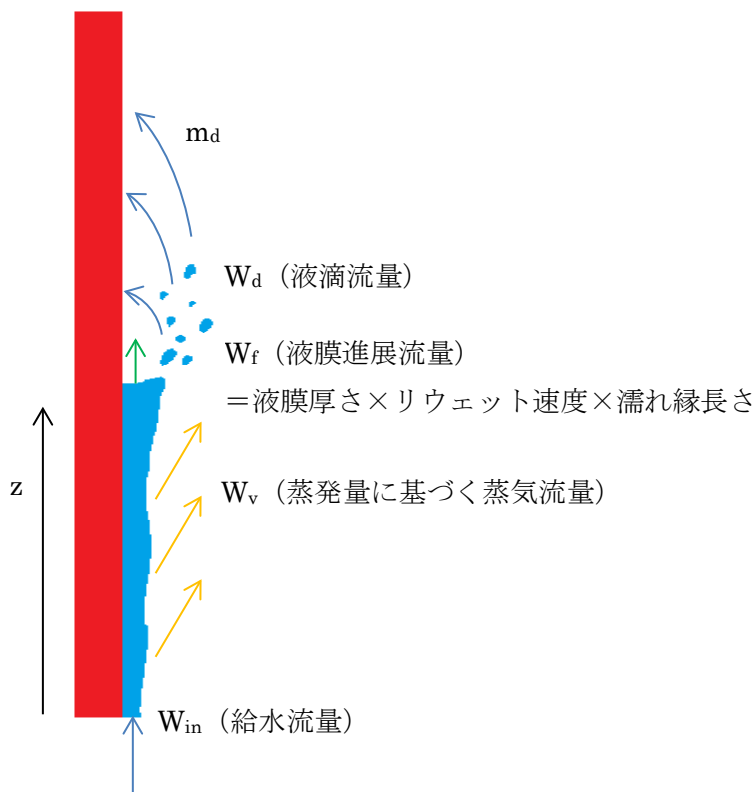


図 2.1.4-32 リウエットフロントでの液滴発生と過熱面への液滴伝熱効果の模式図

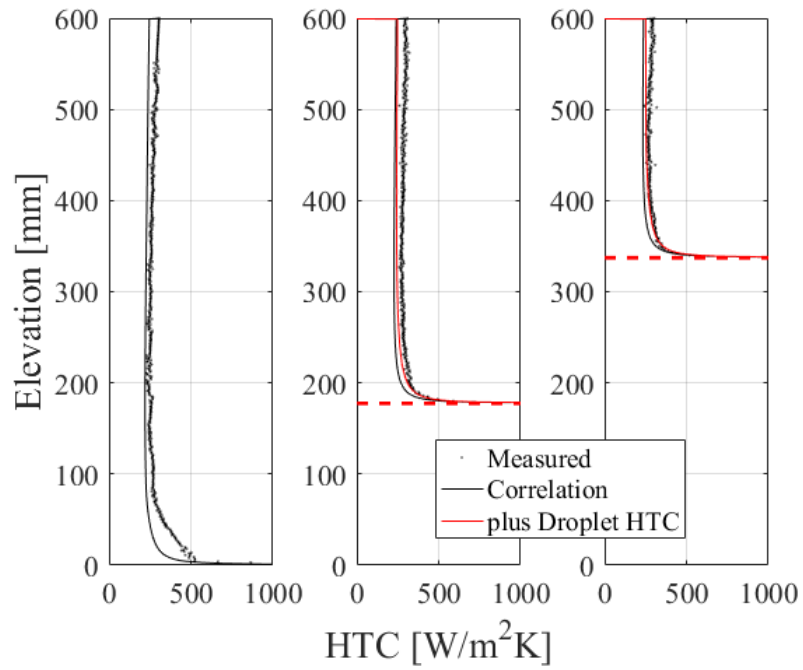


図 2.1.4-33 熱伝達率相関式との比較

(空気流量：30 m³/h、水流量：0.15 l/min、初期伝熱面温度：400℃)

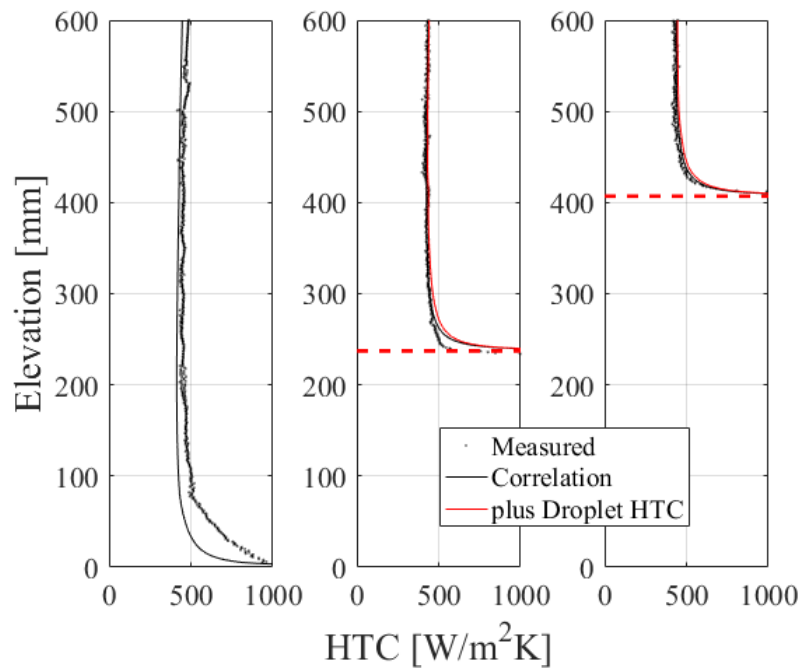


図 2.1.4-34 熱伝達率相関式との比較

(空気流量：70 m³/h、水流量：0.15 l/min、初期伝熱面温度：400℃)

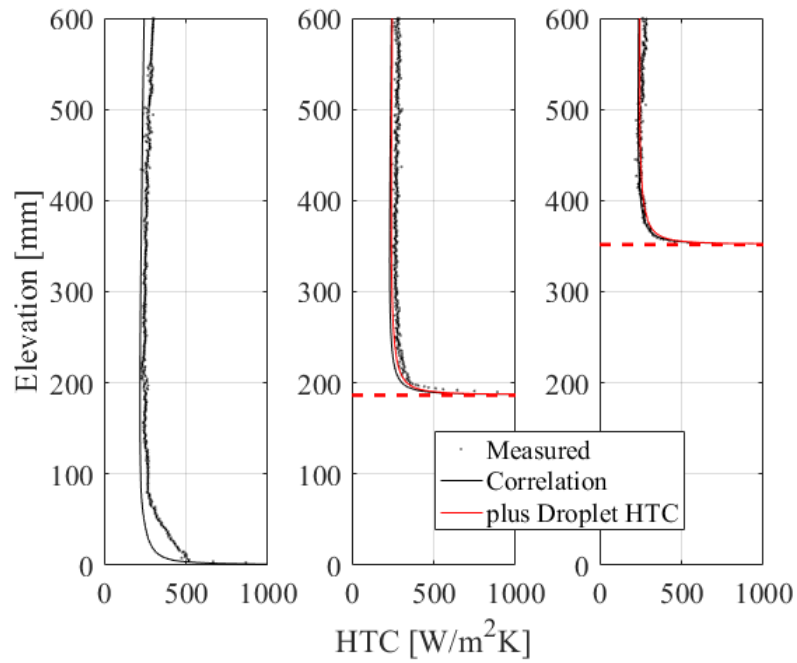


図 2.1.4-35 熱伝達率相関式との比較

(空気流量 : 30 m³/h、水流量 : 0.09 l/min、初期伝熱面温度 : 400°C)

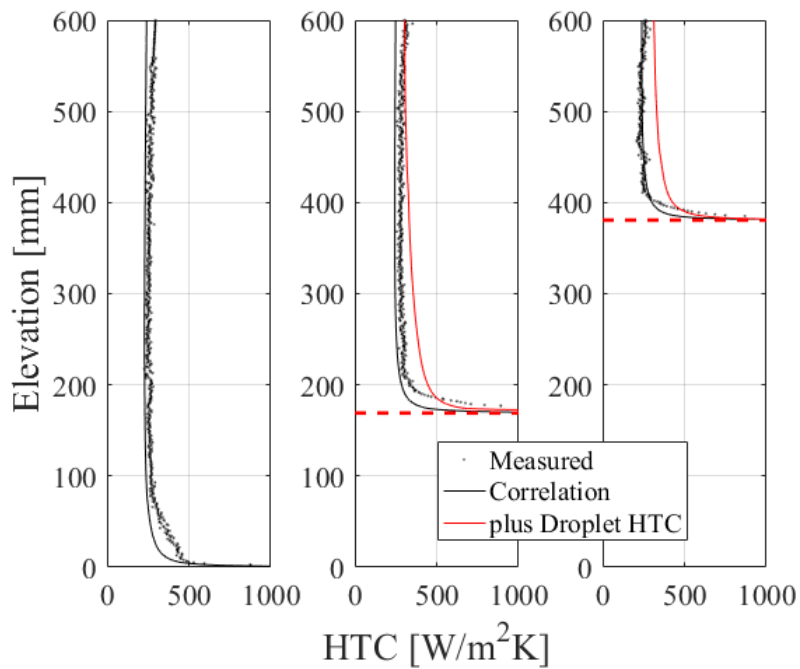


図 2.1.4-36 熱伝達率相関式との比較

(空気流量 : 30 m³/h、水流量 : 0.15 l/min、初期伝熱面温度 : 250°C)

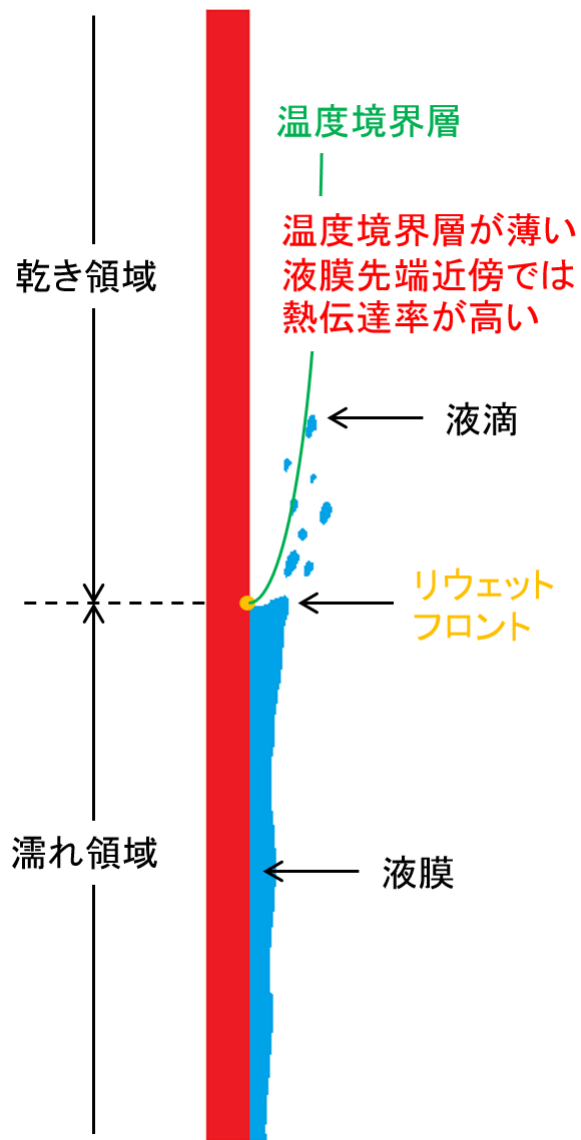


図 2.1.4-37 先行冷却メカニズム概要図

2.1.5. 単管およびバンドル試験での模擬スぺーサ効果に関する CFD 解析

本事業では 2.1.2 節及び 2.1.3 節で述べたように、単管およびバンドル試験体において、炉心のスぺーサ効果の液滴挙動への影響調査を目的とした実験を計画し、一部実施中である。実験に使用する模擬スぺーサが流動場へ及ぼす影響を CFD 解析により調査し、スぺーサ効果に関する基礎的知見および実験条件の選定、実験結果の評価に役立てることができる。

これまでに燃料集合体サブチャンネル内の流動を想定した CFD 解析は、数多く行われており、代表的なものとして、2011～2012 年に行われた韓国原子力研究所(KAERI)が所有する実験装置 MaTiS-H (Measurements and Analysis of Turbulence In Subchannels -Horizontal)を用いた OECD/NEA CFD ベンチマークテストが挙げられる[1, 2]。このベンチマークテストに関して、近年では、Bieder は流入部にドライバ部を設けた LES 解析を行い、実験結果および RANS 解析との比較を行っている[3]。以上の既往研究を踏まえ、本研究では、単管および 3×3 バンドルの試験体実験に関する RANS(Reynolds-averaged Navier Stokes)解析を行った。

2.1.5.1. 解析モデル

本解析では、オープンソースコード OpenFOAM の ver 2.3.1 を用いて行った。乱流モデルに関して、計算コストや計算後処理の利便性の観点で RANS(Reynolds-averaged Navier-Stokes)解析を採用した。特に、スぺーサ効果による二次流れや旋回流が生じることが予想されるために、realizable k-ε モデルを用いた。

2.1.5.2. 単管試験解析

図 2.1.5-1 に単管試験解析の計算領域を示す。流入部から 448 mm の位置にスぺーサを設置した。スぺーサ形状に関して、本解析では丸セル型、スワール型の二種類を採用した。丸セル型は、全長 30 mm で単管の内壁とスぺーサ間の流路を確保するために、3 本の支持具で固定されている。スワール型は、全長 13.5 mm で 4 枚のミキシングペーンを有している。表 2.1.5-1 に、単管試験の解析ケースを示す。計算は相変化の無い単相流条件で実施し、蒸気の流入速度は 11.53 m/s、流入温度および初期温度は 559 K とした。基準圧力は 7MPa とし、単管壁面の熱流束は 0.417 MW/m² とした。解析メッシュは OpenFOAM に実装されている snappyHexMesh を用いて、六面体セルをベースに作成し、全ての解析ケースでおよそ 200 万程度となった。図 2.1.5-2 にスぺーサ部分のメッシュ形状を示す。どちらのスぺーサの幾何形状もよく再現されており、歪みのないメッシュが生成されていないことが分かる。

解析結果: 本年度の解析は、OpenFOAM に実装されている buoyantPimpleFoam を用いて、

非定常計算を行った。流れの初期条件依存性を確認するために、スペーサなしの単管に関して予備解析を行い、流速および圧力の時間変化を調査した。その結果、 $t=0.4$ s で十分に初期条件の影響を排除できることを確認した。以下では、この結果を踏まえ $t=0.5$ s の結果について示す。

図 2.1.5-3 に各断面での流速の絶対値の分布を示す。各ケースを比較すると、スペーサの上流部では流れ場の違いは確認できない。一方、スペーサが設置されている $z=0.5$ m とそれより下流部では、スペーサの影響により、流れ場に大きな変化がみられた。まず、丸セル型に関して、スペーサが設置されている $z=0.5$ m では、流路の一部が塞がれたことにより、中心部の流速が大きくなる。さらに、スペーサと単管壁の間の狭い流路でも、スペーサを設置しなかった場合と比べると流速が増大する。スペーサより下流部の $z=0.6$ m においても、中心部の高速領域は維持されているが、 $z=0.7$ m での流速はスペーサなしのケースとほぼ同様となっている。スワール型スペーサを設置した場合、さらに顕著な流れ場の変化がみられる。スペーサが設置されている $z=0.5$ m では、4 枚のミキシングバーンの影響により、流れ場は 4 つに分割され、点対称な分布となる。さらに、注目すべきことは、中心部の流速が小さくなることも分かる。 $z=0.6$ m において、点対称な流れ場は、ほぼ解消されているが、中心部の流速は周囲より小さい特徴的な流れ場になっている。 $z=0.7$ m では、丸セル型スペーサと同様に、スペーサによる流れ場の変化は解消されているように見える。しかし、以下に述べるように、水平方向流れへのスペーサの影響は、興味深いものとなった。図 2.1.5-4 に各断面での xy 方向成分のみのベクトルの空間分布を示す。 $z=0.5$ m (スペーサ設置位置) において、丸セル型スペーサではスペーサと単管壁の間の狭い流路で、その流路に沿った比較的強い横方向流れがみられる。中心部では、複数の循環流などが見られるが、その流速は小さい。下流方向において、丸セル型スペーサの影響は $z=0.7$ m でわずかに確認できる程度である。一方、スワール型セルの場合は、 $z=0.5$ m で丸セル型よりも大きな水平方向流れが見られる。さらに、注目すべきこととして、スペーサ下流では単管全体を旋回する大きな流れの構造になっていることが分かる。その大きな旋回構造は、出口境界の $z=1.2$ m まで維持されている。

以上のような流れ場の大きな変化は、単管内の温度分布に大きな影響を及ぼす。図 2.1.5-5 に、各断面での温度分布を示す。丸セル型に関しては、スペーサより下流部では、スペーサなしのケースと比べると流体温度は単管内で一様になっている。これは、スペーサの影響で比較的強い横向き流れが生じたためと考えられる。一方で、スワール型に関しては、中心分の温度が低く、流体温度の混合が促進されていない。これは、上述の旋回流が存在しているために、径方向の流体ミキシングが阻害されたためと考えられる。

図 2.1.5-6 に各解析結果から得られた Nusselt 数を示す。全ての解析ケースで流入部から

徐々に低下し、流入部から充分下流では一定値に漸近している。スパーサなしのケースでは Dittus-Boelter の式から導出された値よりもおよそ 20% 過少評価しているが、既往の研究結果と概ね一致している [5]。丸セル型スパーサを設置した解析では、上述のように水平方向流れがスパーサにより形成されたため、熱伝達が急激に上昇している。およそ $z=0.75$ m で極大値となり、解析領域出口付近ではスパーサなしのケースに漸近している。一方、スワール型スパーサを設置したケースでは、上述の旋回流の影響によりスパーサ後流においても、熱伝達率は単調に低下している。

2.1.5.3. バンドル試験解析

図 2.1.5-7 にバンドル試験体解析の計算領域を示す。流入部から 500 mm の位置にスパーサを配置した。スパーサ形状に関しては、丸セル型、ミキシングベーンを二枚つけたスワール型、ミキシングベーンを 4 枚つけたスワール型の 3 種類を採用し、スパーサ無しの体系と併せて 4 ケースの計算を行った。本計算も相変化の無い単相流体系で行い、蒸気の流入速度は 11.53 m/s、流入温度および初期温度は 559 K とした。基準圧力は 7MPa とし、加熱壁面の熱流束は 0.509 MW/m² とした(表 2.1.5-2 を参照)。解析メッシュは、単管解析と同様に OpenFOAM で実装されている snappyHexMesh を用いて、六面体セルをベースに作成し、スパーサなしの解析では約 440 万セル、丸セル型を入れた場合 600 万セル、スワール型の場合は二種類とも 800 万セルとなった。図 2.1.5-8 に解析メッシュの概要を示す。流れの変化が激しいことが予想されるスパーサ後流部分は、メッシュを細かく配置し、精度よく解析ができるようにした。スパーサの幾何形状に関しては、図 2.1.5-8 のようによく再現されており、いびつなメッシュも生成されていないことが分かる。流れ場の概要を把握するために、図 2.1.5-9 にスパーサ近辺の速度分布および流線を示す。スパーサなしのケースは、流線は上流から下流へ直線的になっているのに対し、スパーサを入れたケースでは大きな蛇行がみられる。次に、図 2.1.5-10 に各断面での流速の絶対値の空間分布を示す。スパーサなしの場合は、 $z=0.5$ m より下流において、中心部のヒータの周りに高速領域が存在する。丸セル型では、 $z=0.6$ m において、中心付近の高速領域が大きく、周囲流速は小さくなっている。興味深い点として、下流方向に進むにつれて、スパーサ後流で形成された高速領域は二つに分かれ、それぞれバンドルの端に移動している。さらに、この高速領域は移動しつつも出口境界まで維持されている。一方で、スワール型のスパーサを入れた場合は、スパーサ下流部全てで小規模な高速領域が点在していることが分かる。これは、中心部分で発生した高速領域が、ミキシングベーンの効果により周囲流体と混合したためと考えられる。図 2.1.5-11 に各断面での xy 方向のみの速度ベクトルの空間分布を示す。スパーサなしのケースでは、全断面において水平方向の流れ(クロスフロー)が小さいのに対し、スパーサを入れた解析ではスパーサ直後の $z=0.6$ m では大きなクロスフローが確認できる。特に、スワール型の 2 つのクロスフローは顕著で、スパーサの流れ場への影響の大きさを表している。下流方向に進むにつれて、クロスフローは徐々に減衰していくが、出口境界

でもスワール型のスペーサを入れたケースでは、依然として大きなクロスフローが確認できる。

以上のようなスペーサによる流れ場の変化が、どのように温度場に影響を及ぼすかについて以下に示す。次に、図 2.1.5-12 にスペーサ近辺のヒータ表面温度を示す。スペーサなしの場合は、既述の様に下流部から上流部へ直線的に流れているため、表面温度も直線的な分布になっている。一方、スペーサを入れたケースでは、表面温度が大きく変化している。特に、スワール型のミキシングベーン 4 枚を入れたケースでは、周期的に低温部分が現れていることが分かる。これは、本解析ではミキシングベーン下流の流れが周期的な変化をしている可能性を示唆している。しかし、本解析手法は RANS 解析なので、このような周期的な流れ場の有無に関して議論するのは尚早である。次に、図 2.1.5-13 に各断面の流体温度分布を示す。スペーサなしの場合は、中央ヒータ付近で 4 点の高速領域がみられたが、その流体温度は周囲に比べ低くなっており、その低温部分は出口境界でも確認でき、解析領域全体では、非一様な温度分布が維持されている。一方、スペーサを入れた場合は、全てのケースで温度場の一様化が進んでいる。これは、図 2.1.5-10 で示したように、スペーサにより強いクロスフローが生成されたためと考えられる。さらに詳細を調べると、丸セル型スペーサを入れたケースでは、スペーサ直後では $z=0.6$ m において、スペーサなしのケースと同様に、高速領域で流体温度が低下している。しかし、それよりも下流部分では、流速分布と温度分布の相関性は弱い。図 2.1.5-9 で示したように、下流方向にすすむにつれて高速領域は 2 つに分断され、それぞれがバンドルの端に移動している。その高速領域の温度は、周囲流体よりもわずかに高くなっている(スペーサなしの場合と比べて逆の相関性を示している)。一方、スワール型のミキシングベーンを入れた場合は、さらに速度分布を温度分布の相関性は小さくなっているが、図 2.1.5-9 で確認できる小規模な高速領域での、流体温度は周囲流体よりも小さくなっている。これは、傾向としてはスペーサなしの場合と同様で、丸セル型とは逆の相関性になっていると言える。

以上の様に、全体的にはスペーサを入れた場合(丸セル型、スワール型の両方とも)は、クロスフローの効果でバンドル内での温度の一様化が進行するが、流れ場と温度場との相関性はスペーサの種類により異なることが確認できた。

2.1.5.4. Euler-Lagrange 法による液滴挙動解析

以上で述べた、7MPa における蒸気単相での単管およびバンドル体系での流動解析を踏まえ、Euler-Lagrange 法による液滴挙動解析を行った。本年度は、簡易的に液滴挙動はガス挙動の影響を受けるが、ガス挙動は液滴挙動を受けないと仮定した One-way 手法を用い、さらに液滴による熱伝達や相変化は考慮せずに解析を行った。入口での液滴粒子の発生数は 2000 個/s とし、液滴径は 70 μm とした。まず、単管解析の結果を図 2.1.5-14 に示す。

スパーサなしの場合は、RANS 解析におけるガス挙動は大きな水平方向の流れが生じていないので、上流から下流へ様に液滴が流れている。一方、スパーサを設置した解析では、スパーサの影響で水平方向の速度成分が増大するために、液滴粒子の一部は過熱壁近傍に輸送される。壁近傍の流速は中心部よりも小さいため、液滴が解析領域内にとどまっている時間が長くなり、スパーサより下流部での液滴粒子数はスパーサなしの場合よりも増している。これは、水平方向速度がより顕著に増大するスワール型のほうが丸セル型スパーサよりも顕著にみられる。

バンドル体系での液滴挙動も単管体系の解析と同様に、スパーサを挿入したことで生じたクロスフローの影響で、スパーサより下流部における液滴粒子が解析領域内にとどまっている時間が長くなり、液滴数が増大している(図 2.1.5-15)。今後は、液面近傍に輸送された液滴が、どのように伝達に寄与するかを調査する必要がある。特に、単相ではスワール型スパーサの挿入により熱伝達が低下したのに対し、上述の単管試験では液滴が存在している条件ではスワール型スパーサ挿入により熱伝達が向上していることからその寄与は大きいと推測できる。

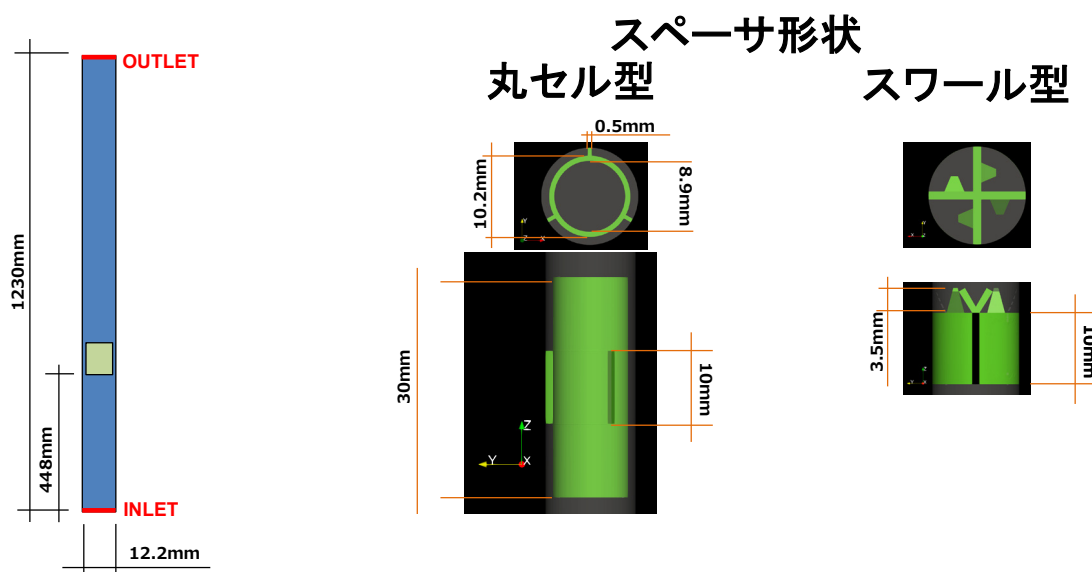


図 2.1.5-1 単管試験解析の計算体系

表 2.1.5-1 単管試験解析ケース

No.	乱流モデル	初期速度 [m/s]	初期圧力 [Mpa]	初期温度 [K]	壁熱流束 [MW/m ²]	スペーサ
A-1	realizableKE	11.53	7	559	0.417	無し
A-2	realizableKE	11.53	7	559	0.417	丸セル型
A-3	realizableKE	11.53	7	559	0.417	スワール型

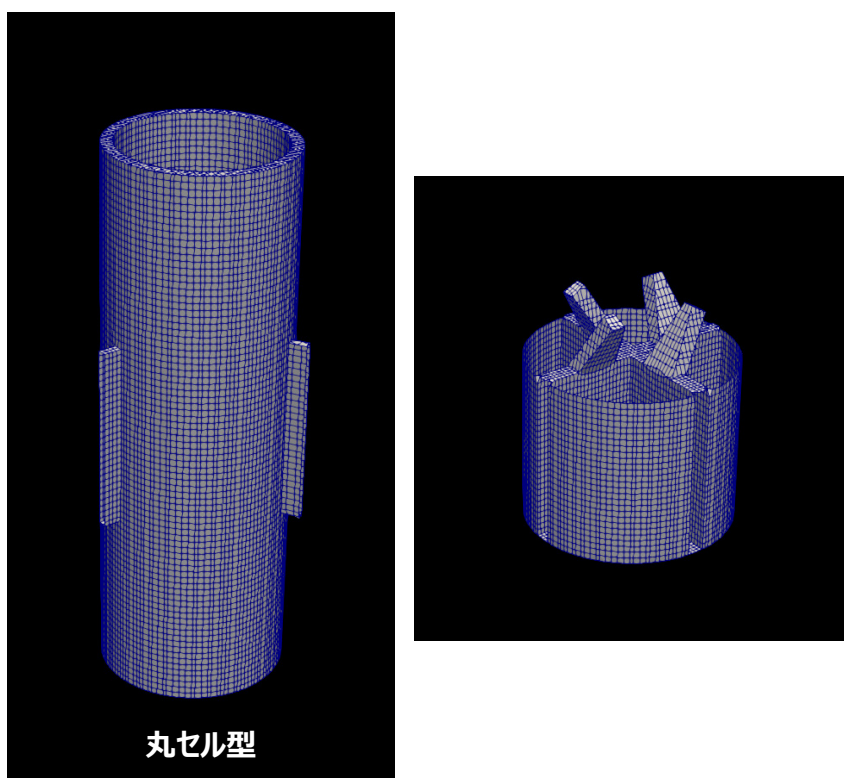


図 2.1.5-2 単管試験でのスペーサ近傍の解析メッシュ

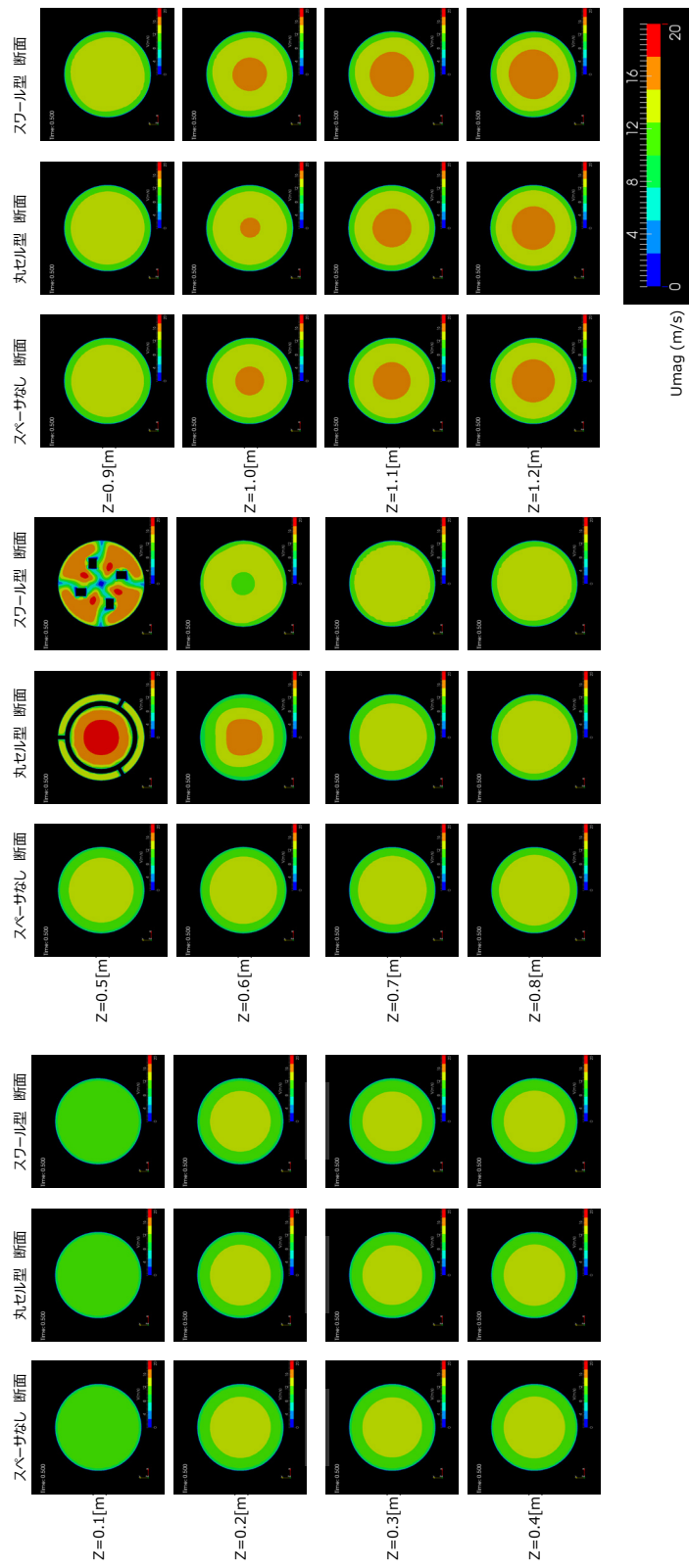


図 2.1.5-3 単管試験での速度分布

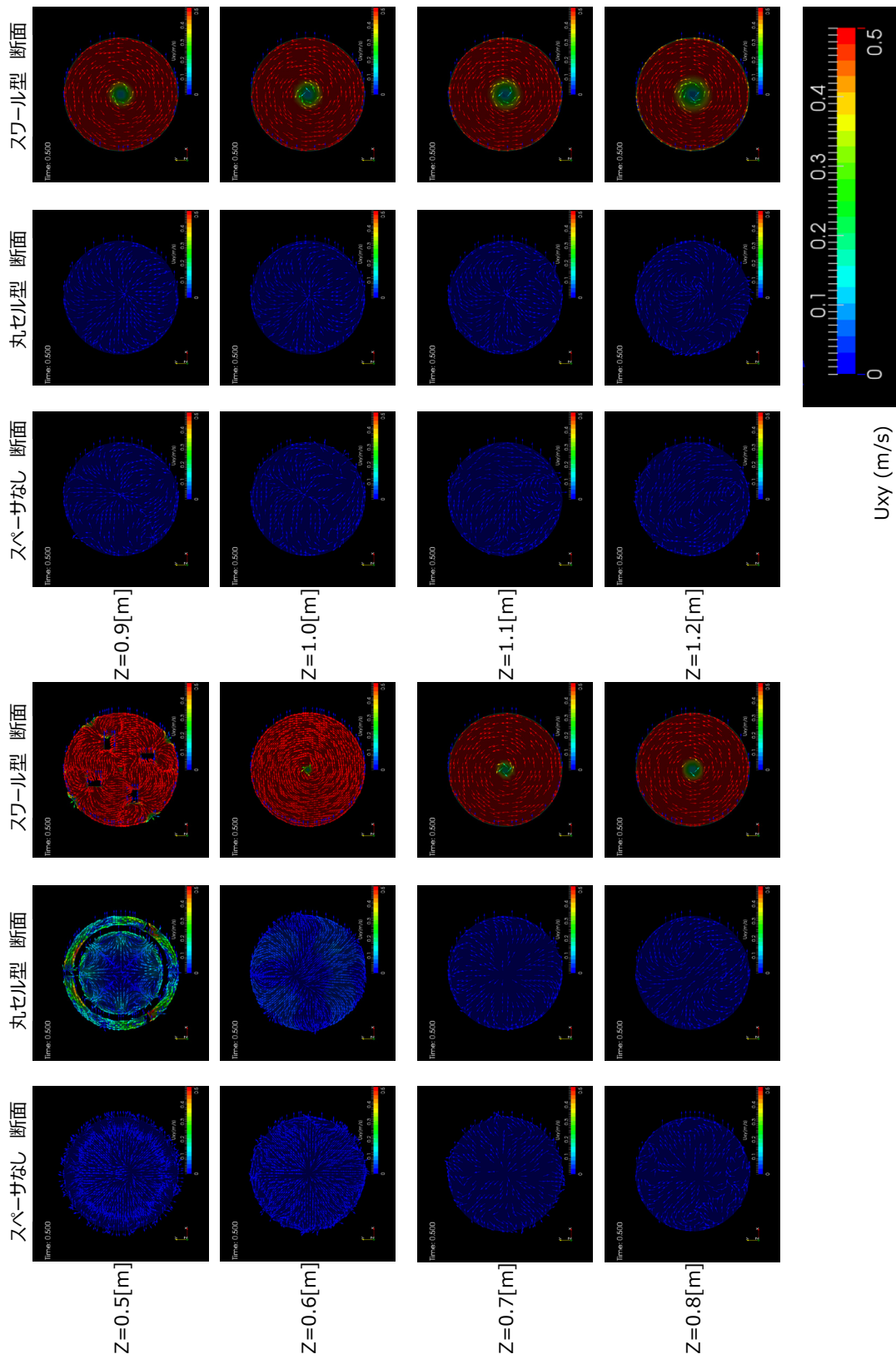


図 2.1.5-4 単管試験での水平方向速度ベクトル

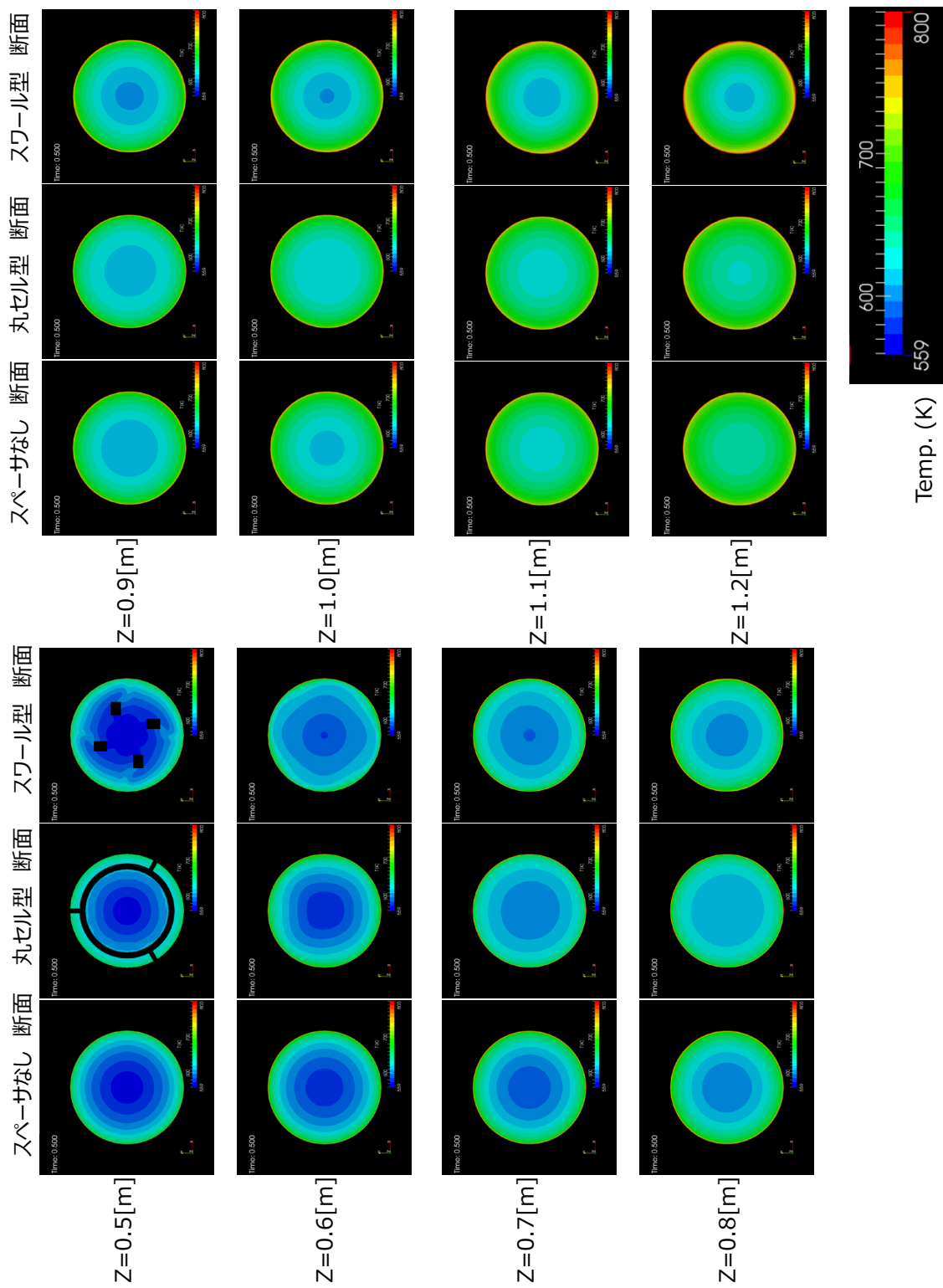


図 2.1.5-5 単管試験解析での温度分布

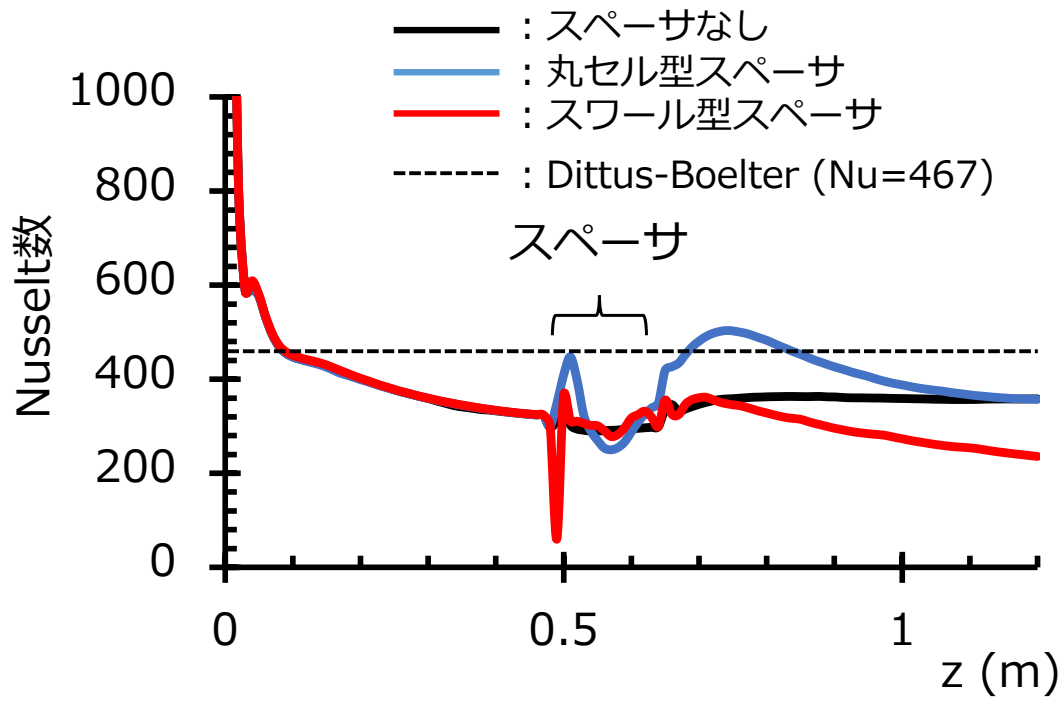


図 2.1.5-6 単管試験解析での Nusselt 数

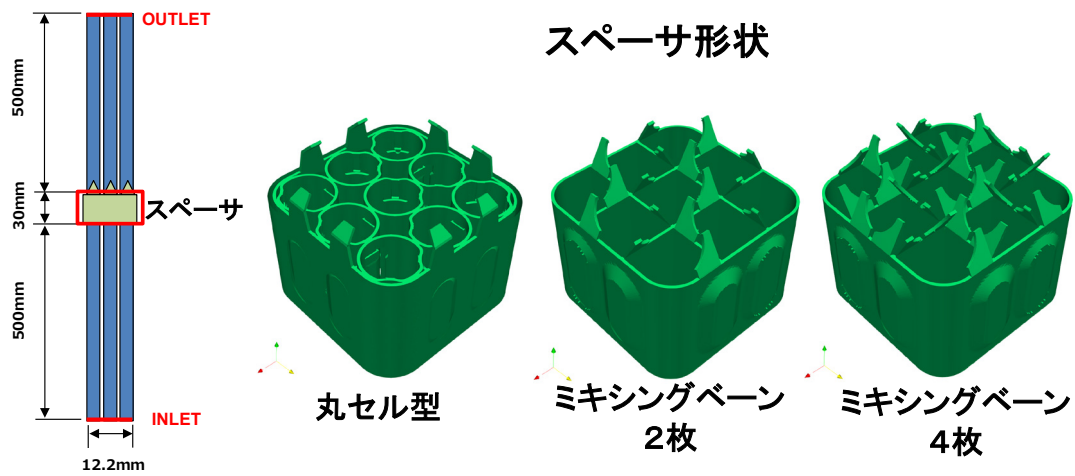


図 2.1.5-7 バンドル試験の解析体系

表 2.1.5-2 バンドル試験解析ケース

No.	乱流モデル	初期速度 [m/s]	初期圧力 [Mpa]	初期温度 [K]	壁熱流束 [MW/m ²]	スペーサ
B-1	realizableKE	11.53	7	559	0.509	無し
B-2	realizableKE	11.53	7	559	0.509	丸セル型
B-3	realizableKE	11.53	7	559	0.509	ミキシングバース 2枚
B-4	realizableKE	11.53	7	559	0.509	ミキシングバース 4枚

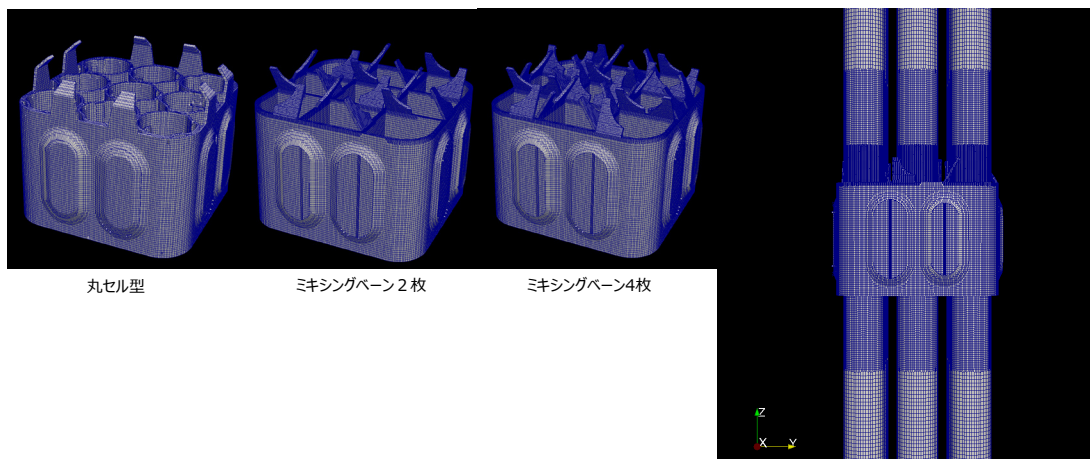


図 2.1.5-8 バンドル試験のスペーサ近傍の解析メッシュ

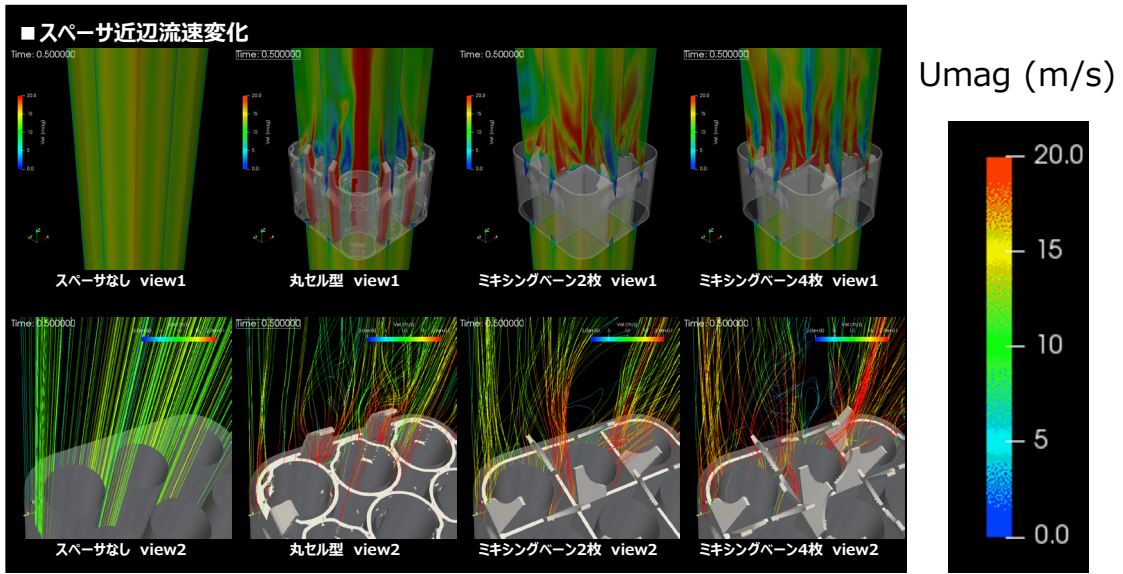


図 2.1.5-8 スペーサ近傍の速度場

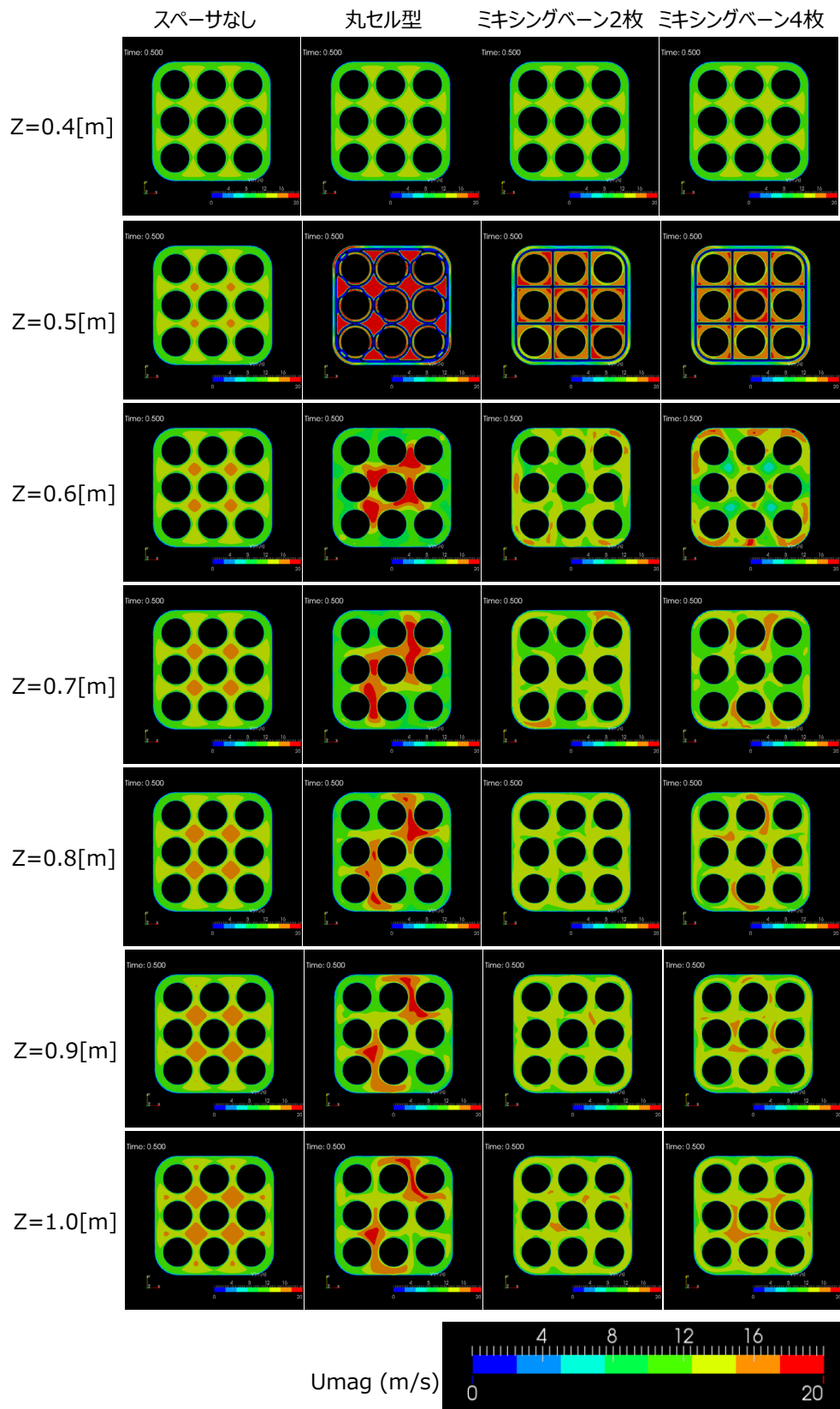


図 2.1.5-10 バンドル試験解析での速度分布

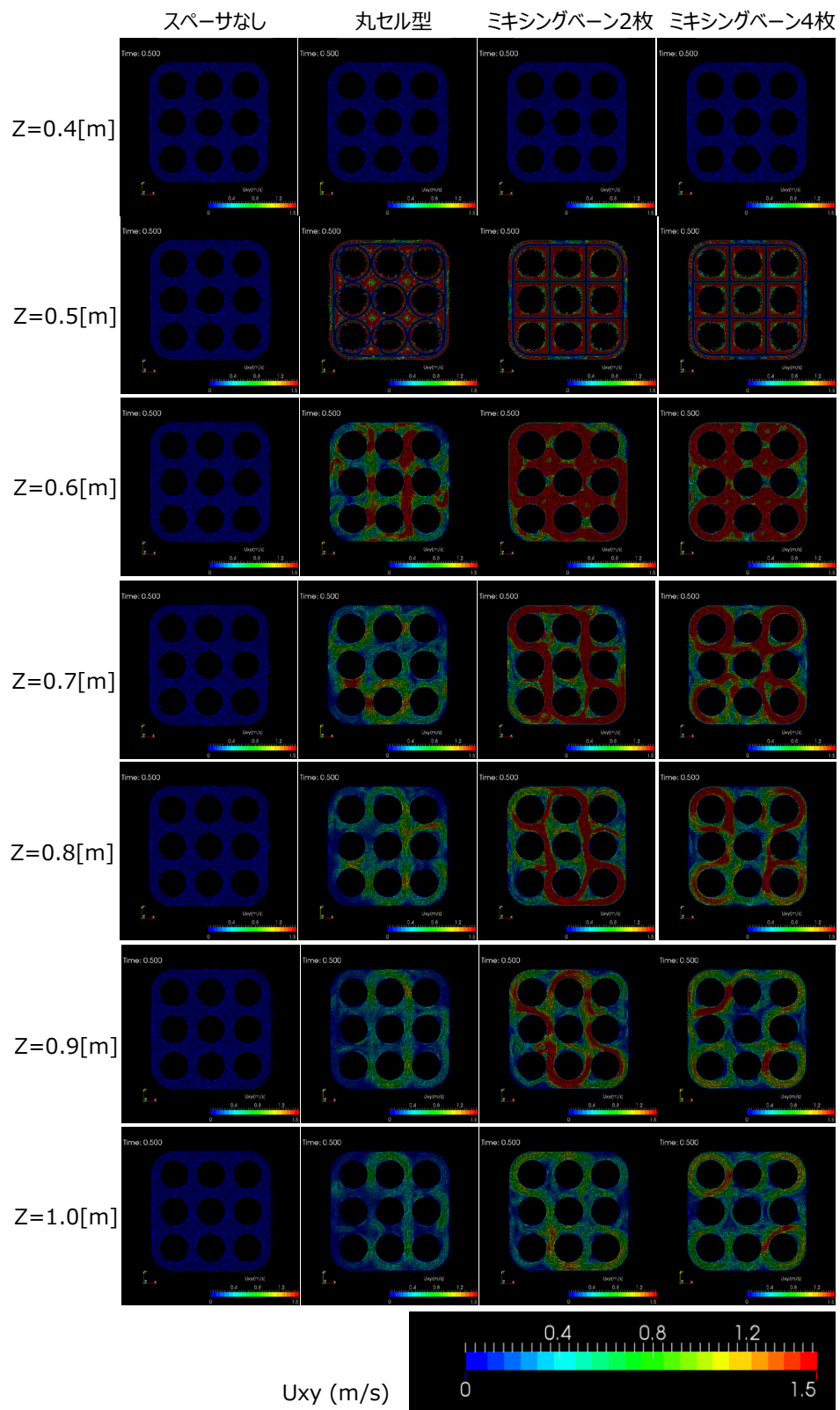


図 2.1.5-11 バンドル試験解析での水平方向ベクトル

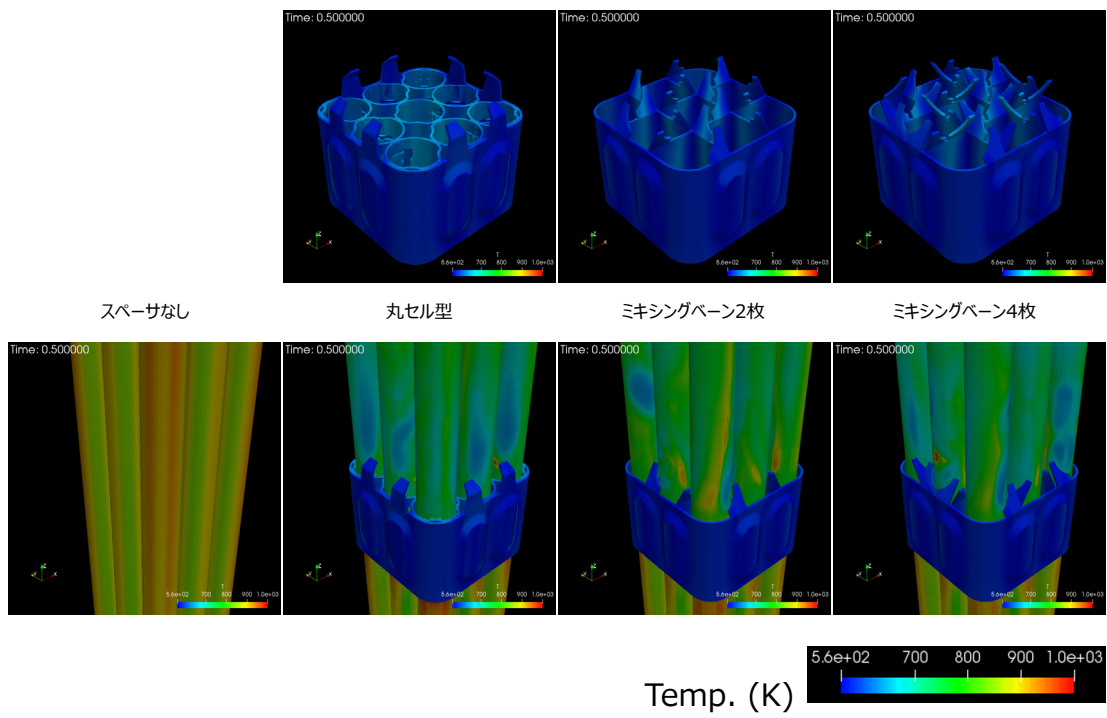


図 2.1.5-12 バンドル試験解析でのスペーサ近傍の表面温度

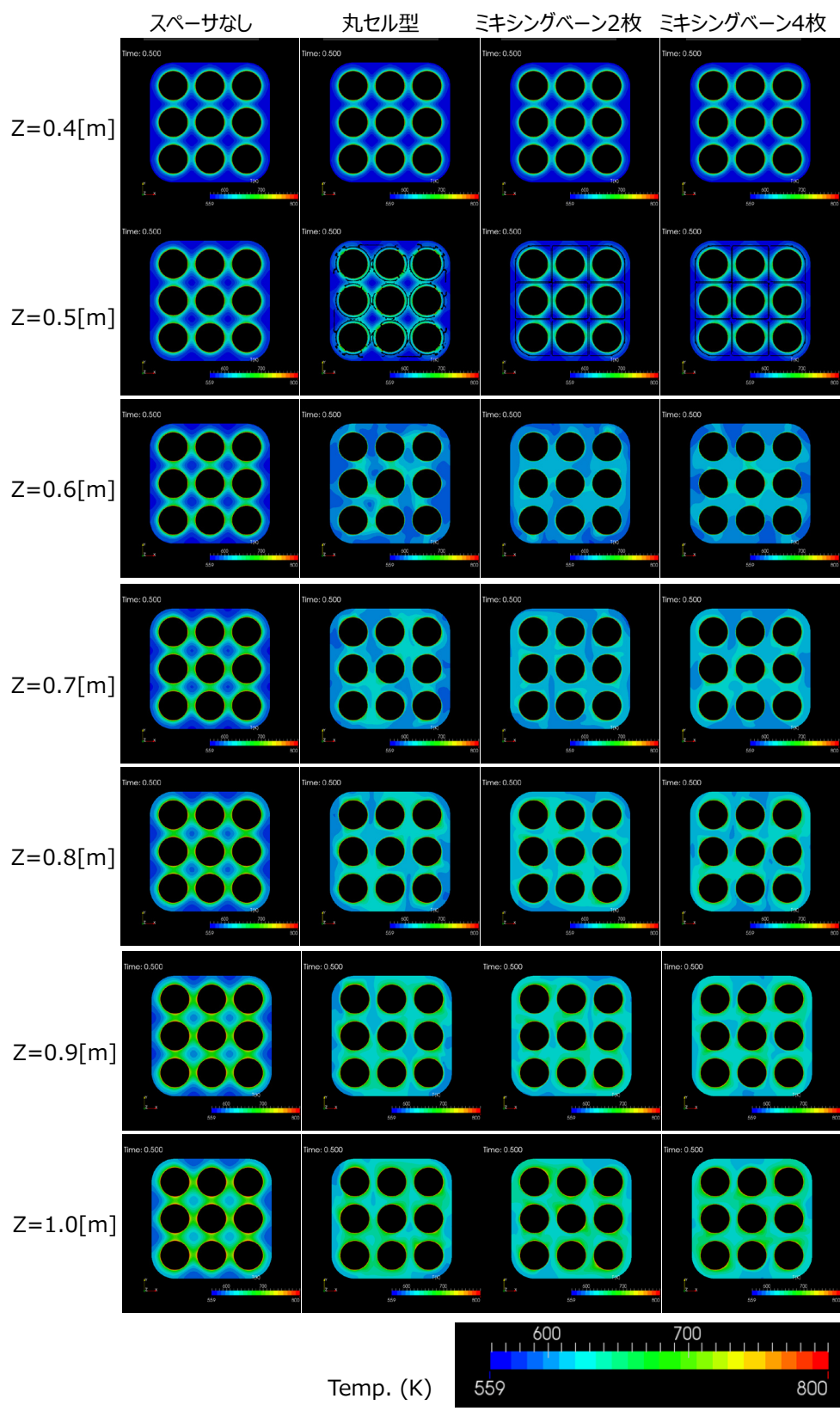


図 2.1.5-13 バンドル試験解析での温度分布

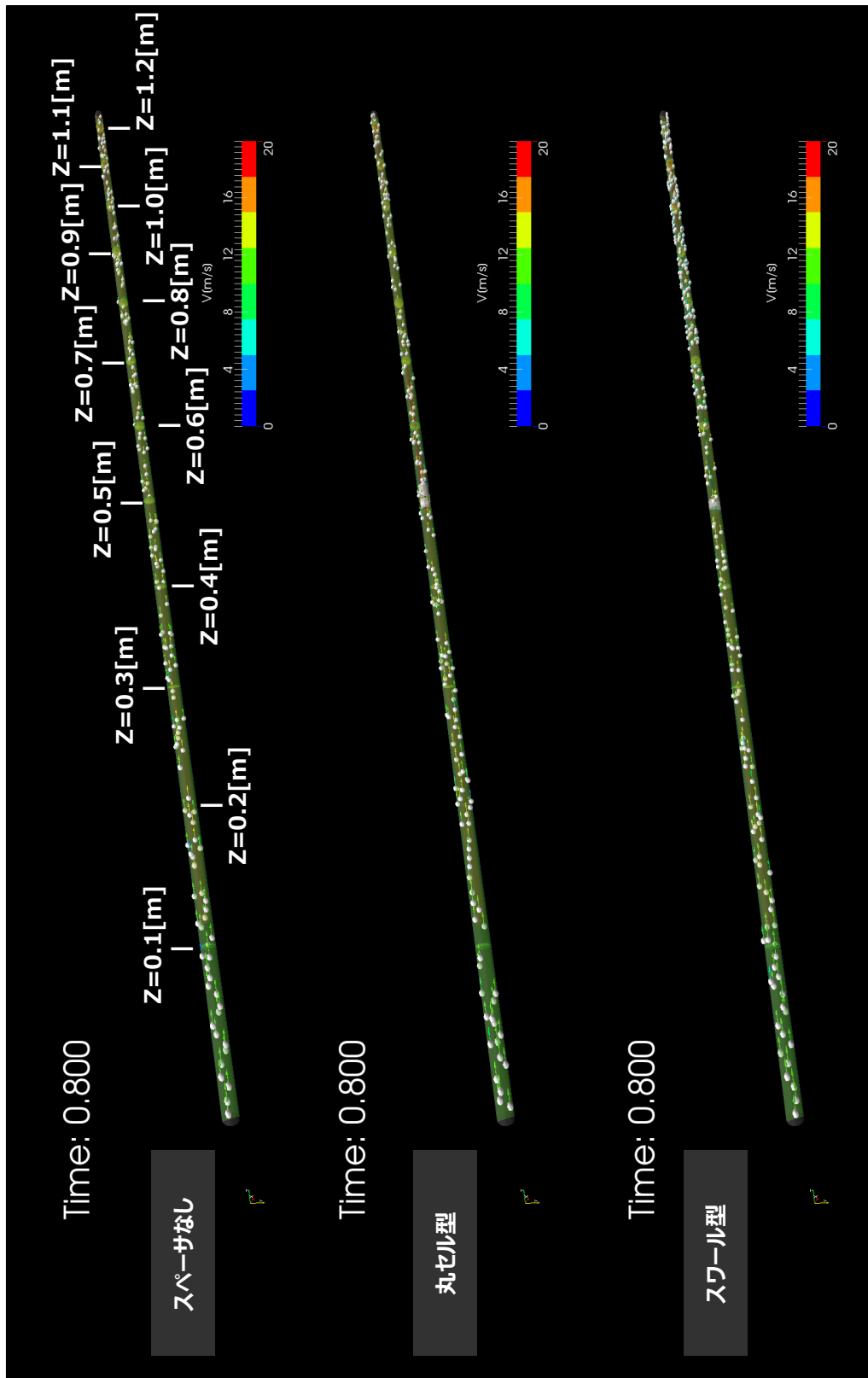


図 2.1.5-14 単管試験体系での液滴挙動

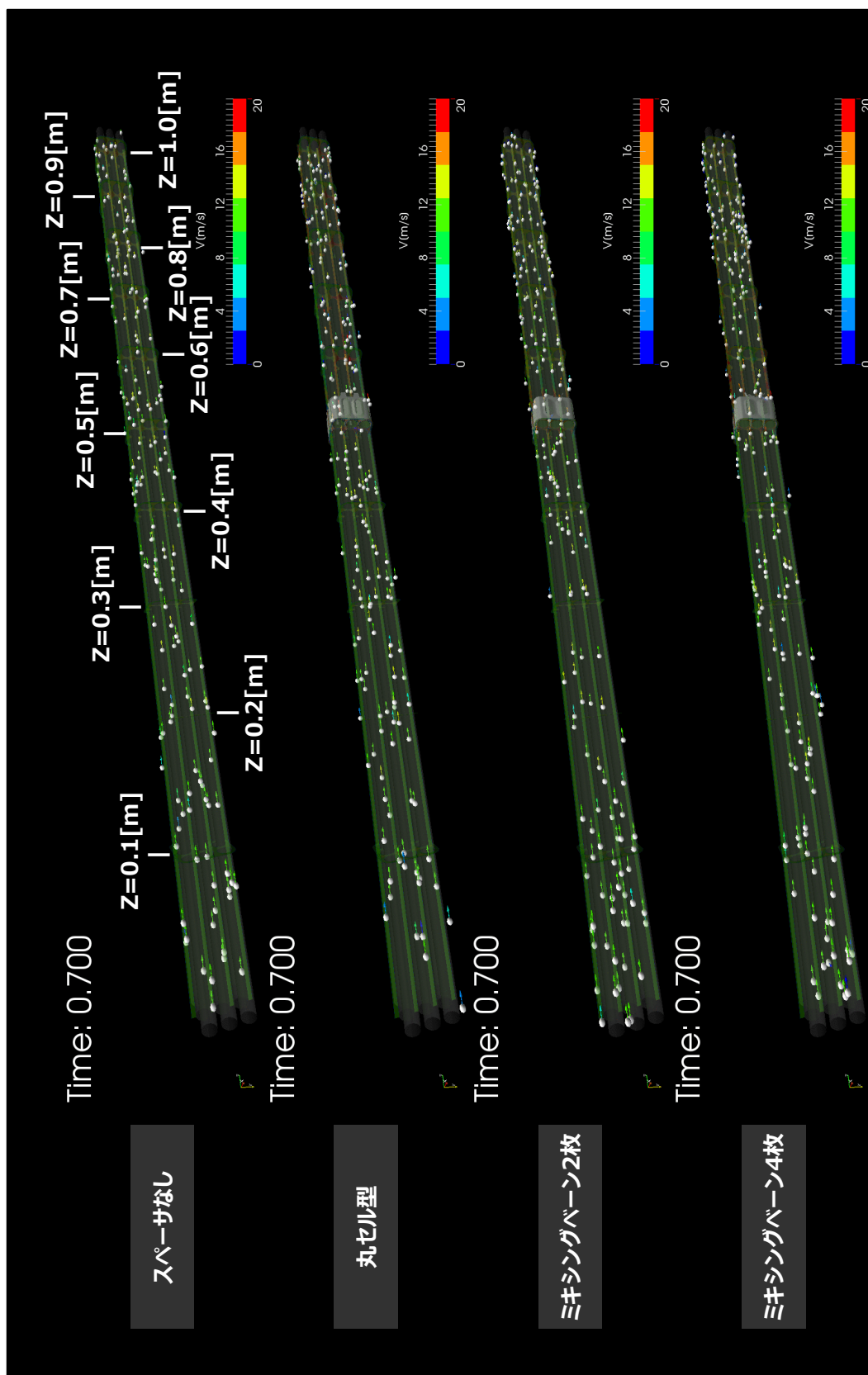


図 2.1.5-15 バンドル試験体系での液滴挙動

2.1.6. 高圧熱流動実験ループ HIDRA へのブローダウン設備の整備

高圧熱流動実験ループ HIDRA においてブローダウン実験や ATWS を模擬した過渡実験を実施可能とするため、ブローダウン設備を整備した。図 2.1.6-1 に設備の概略図を示す。HIDRA の垂直圧力容器の下流側及び上流側から分岐させてブローダウン用の配管を設置する。垂直圧力容器下流側からの配管系統は、垂直圧力容器上端に設置されているノズルから配管系統を延伸する。分岐部から順に電動弁、気液分離器、二台並列設置の電動弁、オリフィスを経て、ST タンクに流入する。上流側からの配管系統は、流量計と垂直圧力容器間の配管から分岐するし、電動弁、オリフィスを経て、ST タンクに流入する。電動弁の開閉により、ブローダウン模擬や、ATWS 時の圧力変動の模擬を行うことができる。

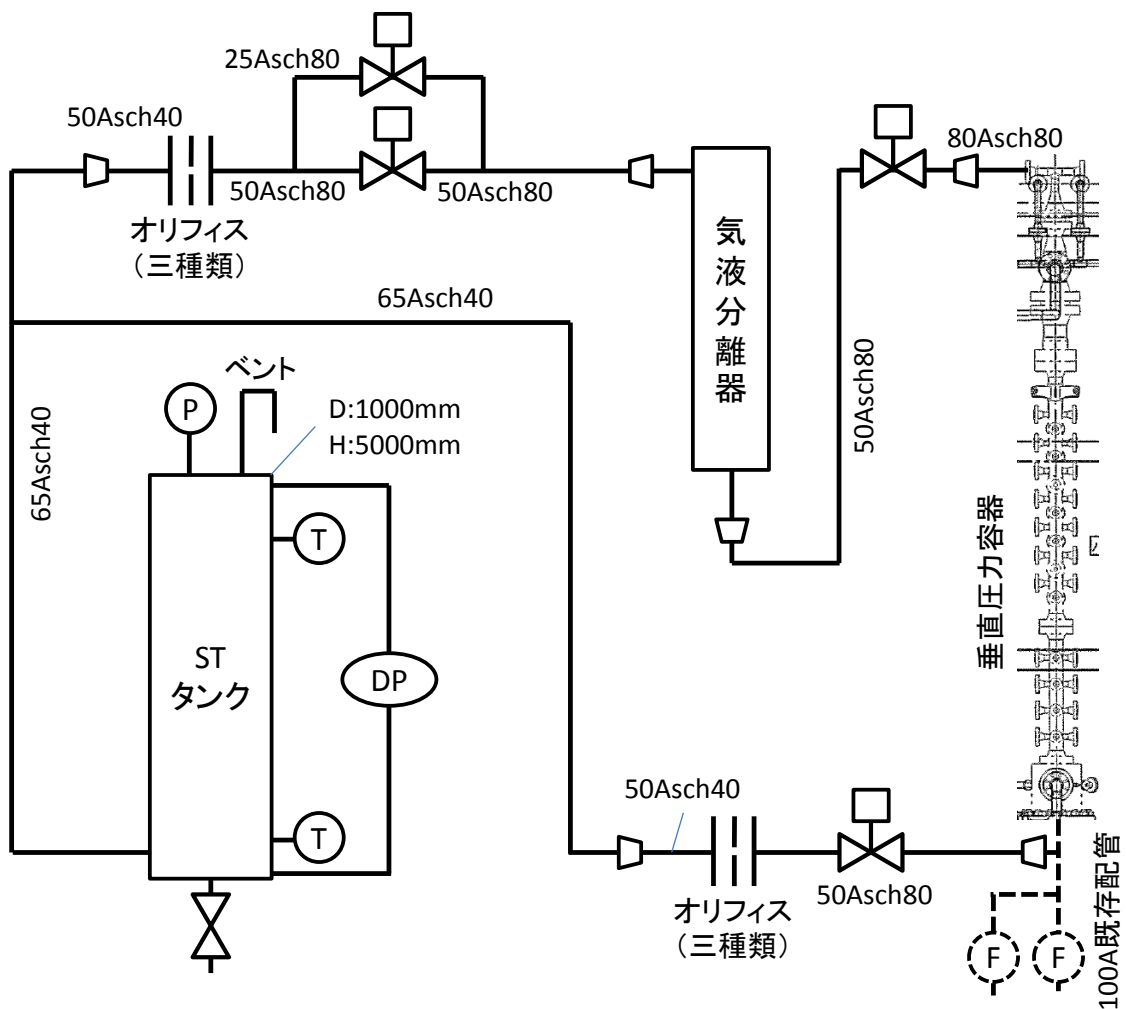


図 2.1.6-1 HIDRA ブローダウン設備概略図

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 CCFL について実験結果を示す。さらに、二相流詳細データの取得を目的とした大口径垂直配管実験について、計測手法の高度化及び取得したデータに関して述べる。

2.2.1. 斜め管 CCFL 実験

事故時の PWR のホットレグにおける気液対向流制限 (CCFL ; Counter Current Flow Limiting) 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た。本年度は、炉心水位が高く、ホットレグ水位が炉心水位によって定まる条件を模擬した実験を行い、炉心水位が CCFL 挙動に与える影響を調査した。

図 2.2.1-1 に本実験装置の概略図を示す。原子炉炉心を模擬した下部タンク内に堰を設け、炉心水位がホットレグと同じレベルにある場合を模擬した。堰の高さ H は 0 (堰無し)、20、35、50、65、80mm の六種類とし、ホットレグ模擬パイプの内径 (140mm) で無次元化した水位 H/D はそれぞれ 0、0.143、0.250、0.357、0.464、0.571 となる。実験では、所定の水流量に固定し、徐々に空気流量を増加させることで CCFL の発生境界を調べた。さらに CCFL が発生している状態から空気流量を徐々に減少させることで、CCFL の収束境界 (デフラッディング) を調べた。

それぞれの堰高さについて、各現象の発生領域を図 2.2.1-2 に示す。横軸、縦軸はそれぞれ水流量、空気流量に関する修正フルード数で、

$$J_k^{*0.5} = \sqrt{J_k \sqrt{\frac{\rho_k}{gD(\rho_L - \rho_G)}}}, \quad (k = G, L) \quad (2.2.1-1)$$

で表される無次元数である。ADE (Active Droplet Entrainment) CCFL は、上部タンクと斜め管の接続部で発生する、逆流流量の比較的少ない CCFL、バンド CCFL は曲がり管部から水平管にかけて生じる、比較的逆流流量の多い CCFL である。 H/D が増加しても、ADE CCFL の発生限界はほとんど変化しない。一方、バンド CCFL の発生限界はほぼ一定の形状を保ちながら、低 $J_G^{*0.5}$ 側に移動する。このため、ADE CCFL の発生領域が徐々に狭くなっていき、 $H/D=0.357$ 以上では ADE CCFL が発生しなくなる。デフラッディングに関しては、低水流量側の、 $J_L^{*0.5}$ に対して $J_G^{*0.5}$ が線形に減少する領域と、高水流量側の $J_G^{*0.5}$ の変化が少ない領域に明確に分けられる。これは、 $J_L^{*0.5}$ がこの境界値を超えると、デフラッディング直前に、管内で水が水平管直径全体に溜まり、振動的に下部タンク方向に移動するような流動状態となることが影響していると考えられる。 $J_G^{*0.5}$ が線形に減少する領域に着目すると、 H/D の増加に伴い、縦軸の切片が減少し、さらに傾きが増加していることが分かる。この領域を Wallis の式[1]

$$J_G^{*0.5} + mJ_L^{*0.5} = C \quad (2.2.1-2)$$

で近似し、 m 、 C の値を H/D に対してプロットすると図 2.2.1-3 となる。 C 、 m ともに $H/D=0.357$ を境に H/D への依存性が大きく変化した。すなわち、 $H/D < 0.357$ の領域では C はほぼ線形に減少し、 m はほぼ一定で、 $H/D > 0.357$ の領域では C はほぼ一定、 m は線形に増加した。これは、 $H/D=0.357$ 付近で、デフラディングのメカニズムに何らかの変化が生じるためと考えられる。

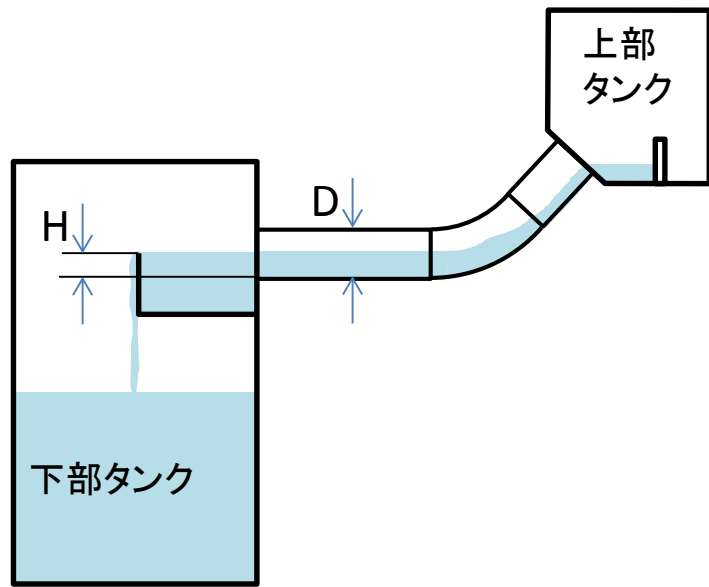
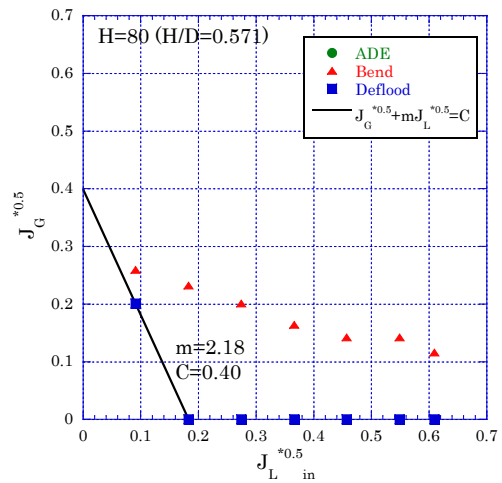
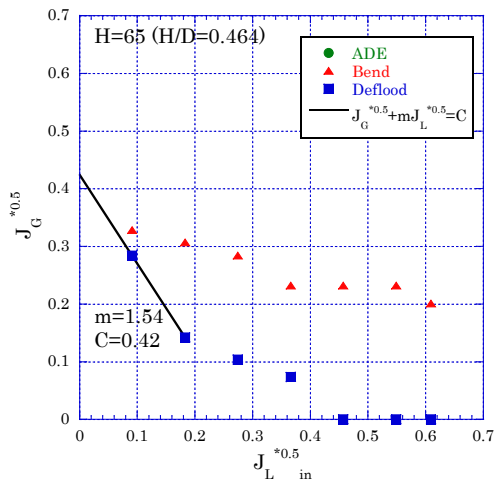
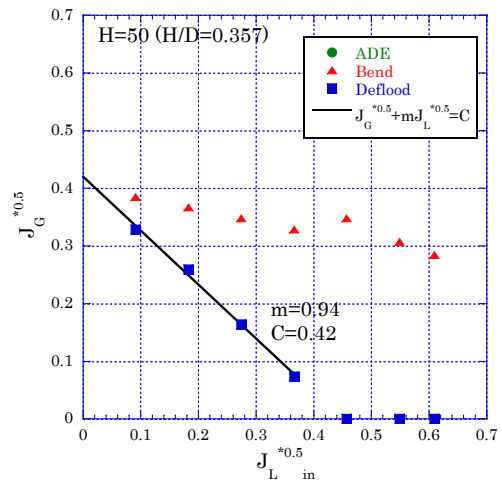
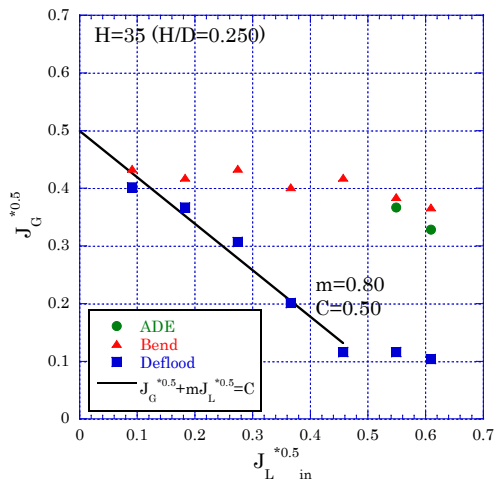
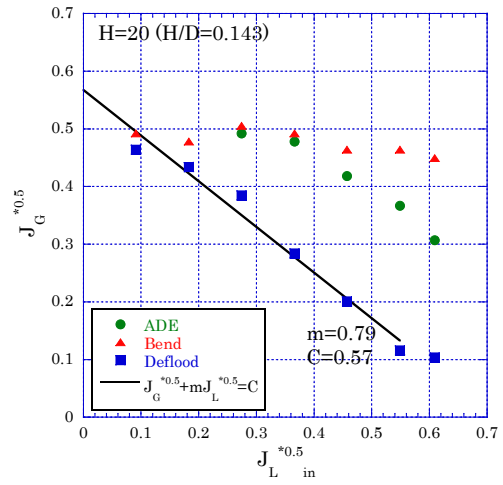
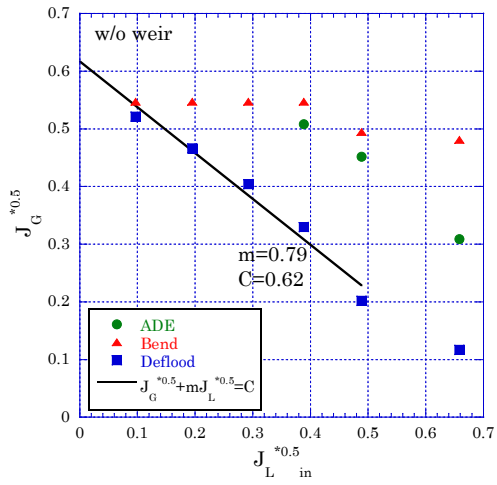


図 2.2.1-1 実験装置概略図



スパーサ無し

丸セルスパーサ

図 2.2.1-2 CCFL 特性 (堰高さの影響)

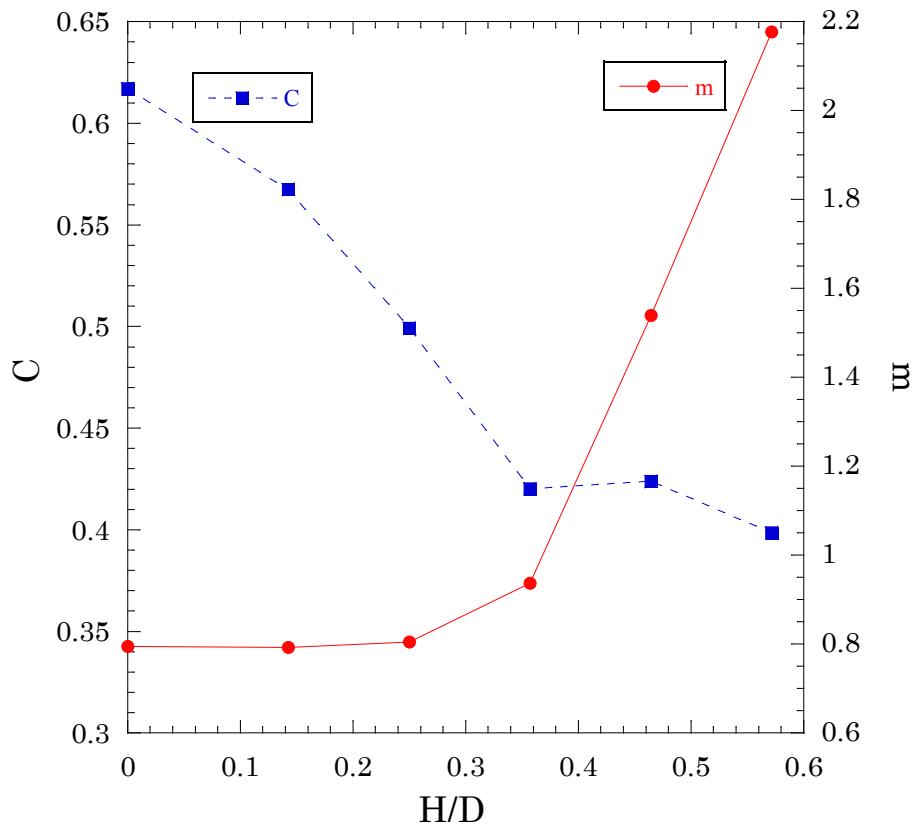


図 2.2.1-3 Wallis の式における C、m への堰高さの影響

2.2.2. 大口径垂直配管内二相流実験

軽水炉において、幅広い流動様式の気液二相流が存在し、原子炉の熱水力安全評価上、気液二相流解析手法の高度化は重要である。本事業では、気液二相流解析手法の高度化に資するデータベースの構築を目的に、平成 24 年から、4 センサープローブやワイヤメッシュセンサーといった高度な気液二相流計測手法の整備をしてきた[1-5]。これらを踏まえ、今年度は、4 センサープローブとワイヤメッシュセンサーを用いて、内径 200mm の大口径円管内鉛直上昇気泡流の詳細計測データベースの構築を行うとともに、ウェーブレット解析を利用して気泡のスケールごとの挙動を把握する手法を導入した。

内径 (D) 200mm 試験部において、水と空気を混合した鉛直上昇気泡流に対して、4 センサープローブとワイヤメッシュセンサーを用いて計測を行った。試験パラメータは気相の見かけ速度 J_g と液相の見かけ速度 J_l であり、計測を行った 3 条件を表 2.2.2-1 に示す。4 センサープローブとワイヤメッシュセンサーの計測断面は、入口の気液混合部から下流にそれぞれ 113D と 115D とした。4 センサープローブを円管の径方向に沿って管中心から壁面へトランスバースし、合計 9 点計測を行った。各計測点における計測サンプリングレートと時間はそれぞれ 100kHz と 100s である。ワイヤメッシュセンサーの計測サンプリングレートと時間はそれぞれ 1250Hz と約 140s である。また、両計測機器を用いて計測した断面平均ボイド率の精度を検証するために、入口の気液混合部から上方へ 98D と 118D の (両計測機器の計測断面を含む) 区間に差圧計を設け、差圧計の計測結果からその区間における体積平均ボイド率を求め、比較を行った。

各条件における 4 センサープローブとワイヤメッシュセンサーから取得した断面平均ボイド率と差圧計から取得した体積平均ボイド率を表 2.2.2-1 に示す。各計測機器から取得したボイド率はほぼ同じであった。4 センサープローブから取得したボイド率、界面積濃度やザウター気泡径分布の結果を図 2.2.2-1~3 にそれぞれ示す。図 2.2.2-1 にはワイヤメッシュセンサーから取得したボイド率も示した。図 2.2.2-1 の 4 センサープローブ (OP) とワイヤメッシュセンサー (WMS) の計測ボイド率分布の比較から、断面平均ボイド率だけでなく、局所ボイド率もほぼ一致し、信頼性が高いことがわかる。ボイド率分布結果から、気泡は管中心に集中していることがわかる。全実験条件のボイド率はほぼ同程度であるにも関わらず、図 2.2.2-2 に示すように、液相の見かけ速度が最大の条件における界面積濃度は他の条件よりもかなり大きい。この原因は、速い液相の見かけ速度に伴う流れの乱れ促進によって、気泡分裂が顕著になり、気泡径が小さくなったためだと考えられる。また、図 2.2.2-3 から、気泡径分布は管中心にピークを持つ。これは、気泡に働くリフト力により、大気泡は管中心、小気泡は管壁へ輸送されたためだと考えられる。今後、これらの計測データベースを用いて、気液二相流解析手法の高度化を実施する予定である。

ワイヤメッシュセンサーによる気泡挙動の取得手法に関しては、得られた電気信号から、気泡の挙動についての個別的・統計的情報を引き出すためのツール類をこれまでに整備してきた[4][5]。本年度は新たに、ウェーブレット解析によって気泡スケールごとに気泡の時空間分布を構成する機能を導入した[6]。

● ウェーブレット解析

ウェーブレット解析は、ウェーブレットと呼ばれる解析的な関数で表される局在した波束と任意の信号との相関を計算することにより、信号波形の周波数・時間特性を解析する手法である。ワイヤメッシュセンサーデータに適用する場合、周波数は気泡のスケールに読み替えることができる。ウェーブレット変換はフーリエ変換とは違い、変換後も時間領域の情報が保持されることが特徴である。したがって、気相率のように激しく時間変動する信号のスケール特性に関する情報を、時刻ごとに抽出するために有効な手法である。

ウェーブレット変換は以下の式で定義される：

$$(W_{\psi}f)(b,a) = \frac{1}{\sqrt{a}} \int f(t) \overline{\psi\left(\frac{t-b}{a}\right)} dt \quad (2.2.2.2-1)$$

$f(t)$ は対象となる時間領域信号、 $\psi(t)$ はウェーブレットである。 a は基底となるウェーブレットを時間方向に圧縮もしくは伸長させるためのスケールパラメータであり、これによって信号からスケール特性が抽出される。 b はウェーブレットの時間シフト量を表すためのパラメータである。 a を固定した状態で、 b を変化させながら各時刻におけるスケール a のウェーブレットと信号との相関が計算される。これをさまざまな a について実行することにより、 (b,a) 平面上の相関強度分布が得られる。ウェーブレット $\psi(t)$ に対してはさまざまな関数が提案されているが、よく使われるものの一つとして、周波数分解能に優れた Gabor wavelet がある：

$$\psi(t) = \frac{1}{2\sqrt{\sigma}} \exp\left(-\frac{t^2}{4\sigma^2} + i\omega_0 t\right) \quad (2.2.2.2-2)$$

ω_0 は周波数の次元を持ちウェーブレットのサイクル数を規定するパラメータ、 σ はウェーブレットの分散を規定するパラメータで、これによって時間分解能と周波数分解能とが決まる。

● 気泡のスケール別時空間分布

図 2.2.2.4 に、実測で得られたある一つの電極における気相率の時系列(上段)に対して、Gabor wavelet によりウェーブレット変換を施した例(下段)を示す。縦軸は周波数である

が、これは気泡スケールの相対値に相当するものである（上方ほどスケールが大きい）。上段の時系列において、比較的変動の激しい部分は小さな気泡、変動が小さく気相率が高い状態を保っている部分は大きな気泡の通過に相当すると考えられる。下段の平面図を見ると、前者に相当する時刻では小さなスケールまで、後者に相当する時刻では大きなスケールだけが強い相関を持っており、このマップが通過する気泡のサイズと時間の両方の情報を保持していることが分かる。

ワイヤメッシュセンサーによる測定から、直交平面格子内の 64x64 グリッド分のセンサーにおける気相率の時系列データが得られる。これらの時系列データをそれぞれウェーブレット変換することにより、図 2.2.2.4 と同様のウェーブレットマップがグリッド数分得られる。指定したスケールの気泡時空間分布を得るためには、図 2.2.2.2-1 下段の白い横線で示したように、選択したある一つのスケールについてのウェーブレット強度時系列を各マップから抽出し、これをグリッドの空間的な順序に対応するように再配置すればよい。

図 2.2.2.5 に、実測データを用いて気泡のスケール別時空間分布を作成した例を示す。(1)-(4)はそれぞれ、指定した周波数(スケール)ごとにワイヤメッシュの中心断面($j = 33$)上の 64 グリッド分のウェーブレット時系列を並べたもので、縦軸はグリッド番号であるが、空間的な位置座標に対応している(グリッド間隔は 3.125mm)。カラーは相関係数の強度を表しており、相関の強い赤色部分が気泡の存在を示している。式 2.2.2.2-1 のスケールパラメータ a (単位は Hz) が小さいほど大スケールの気泡が、大きいほど小スケールの気泡が捉えられていることが読み取れる。例えば(3)は周波数 $a=10\text{Hz}$ の場合の分布であるため、気泡の典型的なサイズはおおむね 1/10 秒程度のオーダーになっていることがわかる。

●今後

本ツールで得られるデータを基に、さらに多点間の相関を計算することによって気泡の 3 次元的速度場を推定する手法が提案されており[6]、これについては今後の課題としたい。

表 2.2.2-1 実験条件と計測平均ボイド率

J [m/s]	Jg [m/s]	断面平均ボイド率		体積平均ボイド率
		4センサープローブ	ワイヤメッシュセンサー	差圧計
1	0.87	0.31	0.34	0.27
0.5	0.5	0.26	0.29	0.25
0.25	0.5	0.27	0.32	0.3

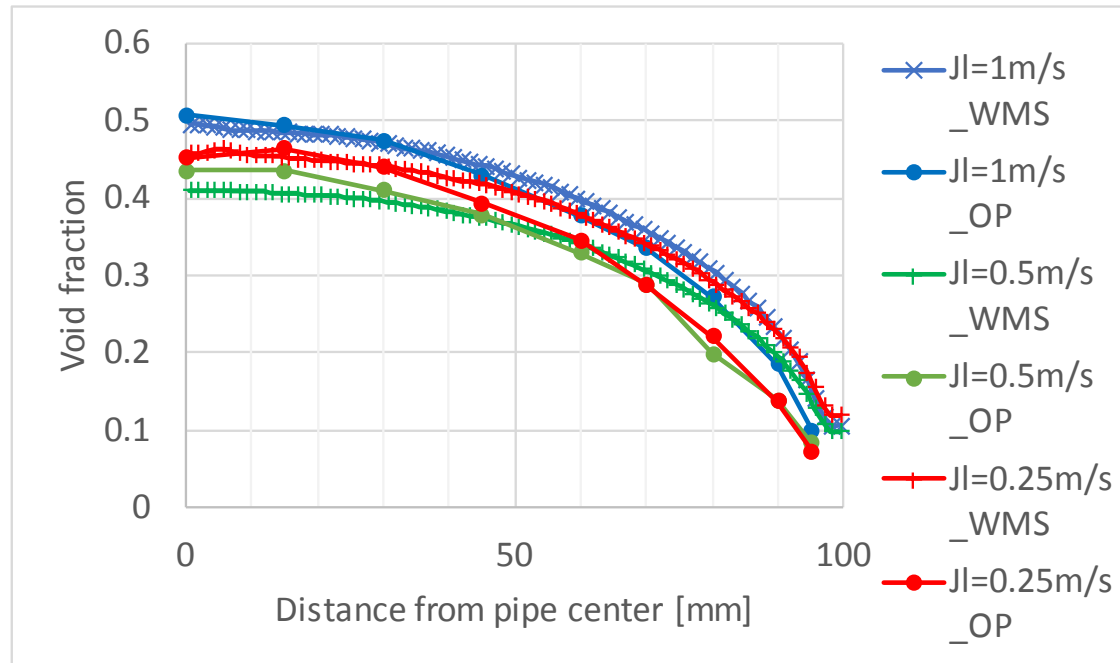


図 2.2.2-1 ボイド率分布

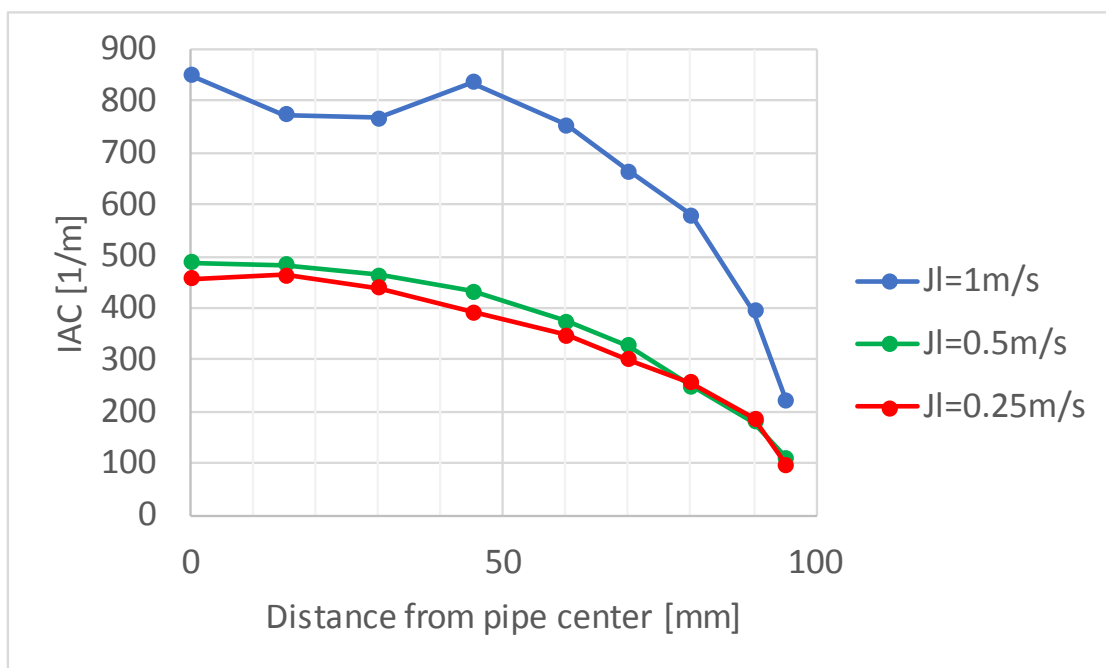


図 2.2.2-2 界面積濃度分布

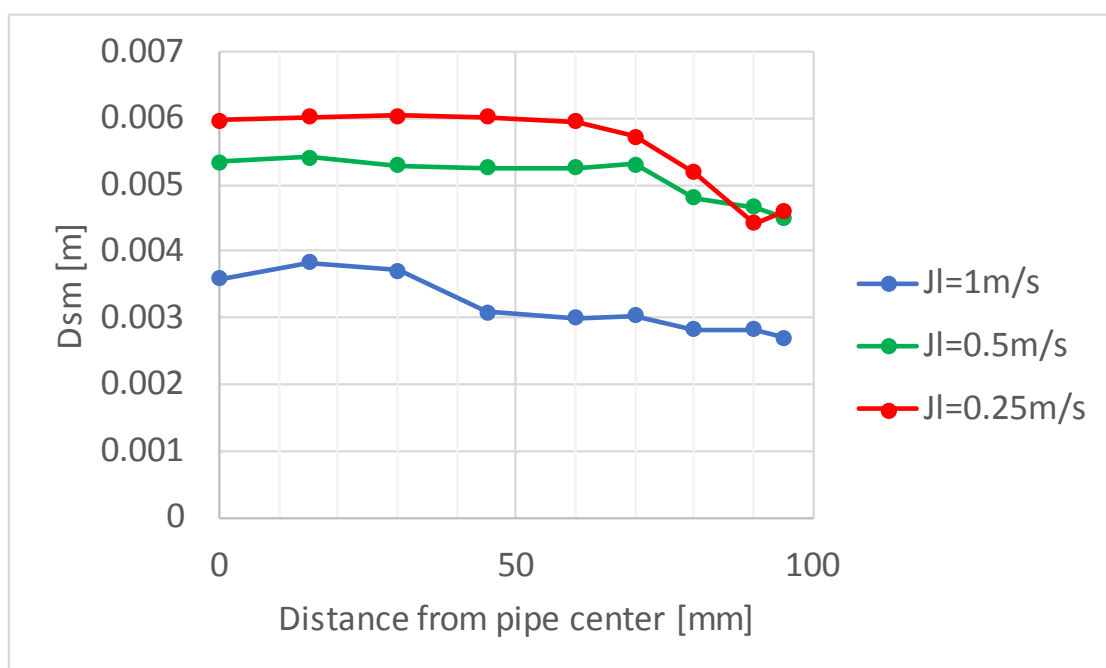


図 2.2.2-3 ザウター気泡径分布

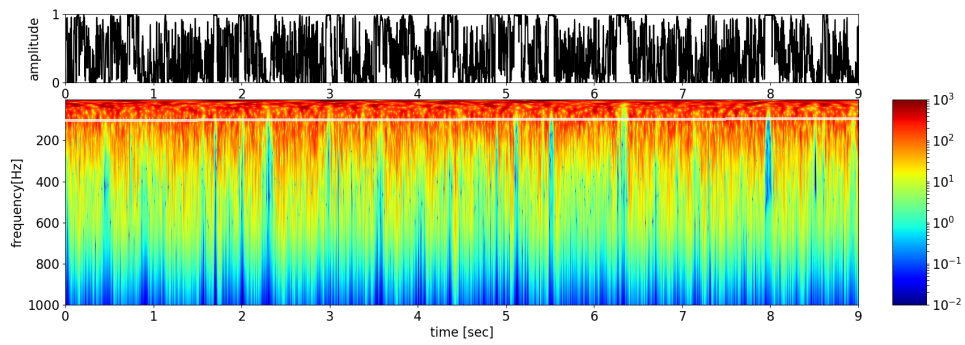


図 2.2.2.4 上段：ワイヤメッシュセンサー（電極番号： $(i, j) = (33, 33)$ ；配管中心付近）によって得られた信号を基に計算した気相率の時系列[4]。下段：上段の時系列に対するウェーブレット変換（ $\sigma = \omega_0 = 1.0$ ）。半透明の白い横線については本文を参照。

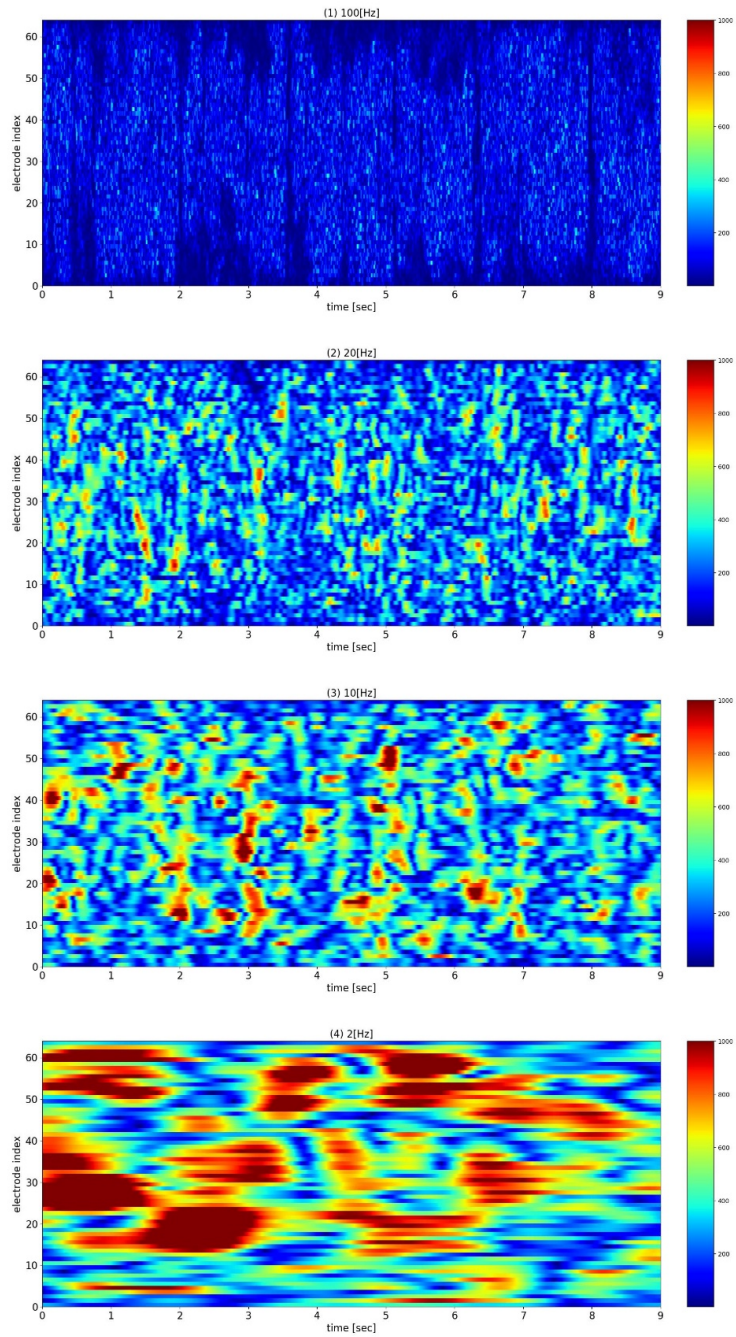


図 2.2.2.5 気泡スケールごとの気泡時空間分布。(a)50Hz (b)20Hz (c)10Hz (d)2Hz

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事故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、高圧注入系が不作動の場合の安全対策として実施される蒸気発生器(SG)二次側減圧による一次系減圧に関し、蓄圧注入系の隔離失敗による窒素ガス流入の影響に着目して実験データを取得する。図 2.3-1 に示す様に、流入した窒素ガスが SG 伝熱管に蓄積する場合には、凝縮熱伝達が低下して十分な一次系減圧ができず、代替注水系等の低水頭ポンプを用いた安全対策の有効性に影響を与えることが考えられる。AM 策の整備に際しては、窒素ガス流入による一次系減圧阻害や低圧での現象の把握と予測手法の整備が重要であるが、一次系減圧阻害や低圧での現象に関する実験データが十分ではない。そこで、LSTF を用いて、全電源喪失時に一次冷却材の喪失を伴う事象において、運転員の操作遅れを考慮して開始する SG 二次側減圧や給水などによる AM 策と、窒素ガスの一次系への流入を模擬した非定常実験を実施する。また、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、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定常実験を実施する。このとき、高圧注入系の不作動を仮定する。

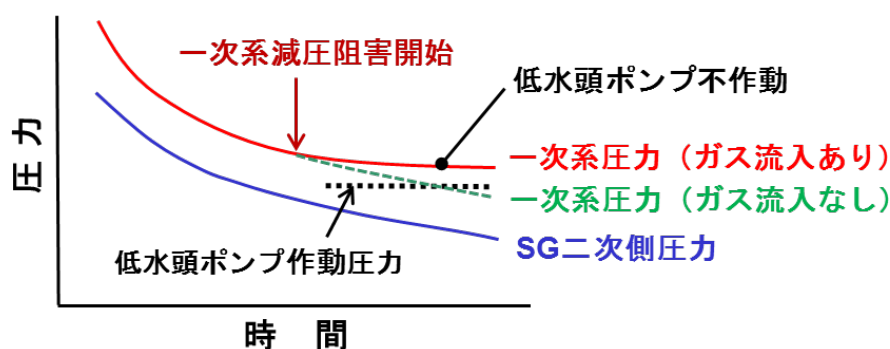


図 2.3-1 窒素ガス流入の有無と蒸気発生器二次側減圧時一次系圧力の概略関係図

2.3.1. 全電源喪失時に一次冷却材喪失を伴う実験

図 2.3.1-1 に原子力機構が所有する LSTF の系統図を示す。LSTF [1]は、ウェスチングハウス社型の電気出力 1100MW 級 4 ループ PWR である日本原子力発電(株)の敦賀 2 号機を参照炉とし、同炉を同一高さ、体積比 1/48、2 ループで模擬するとともに、実機の定格圧力から大気圧まで広範な圧力条件下で実験を行うことができる世界最大の総合実験装置である。1000 本を超える模擬燃料から成る最高出力 10MW(参照炉の定格出力の縮尺値の 14%)

の電気加熱式模擬燃料集合体、環状のダウンカマを有する圧力容器、内径 207mm の高温側配管と低温側配管、141 本の実長の U 字伝熱管を有する SG、一次系冷却材ポンプ、加圧器、非常用炉心冷却系など、PWR の主な機器の模擬設備から成る。模擬燃料の直径、加熱長及びスペーサの数、並びに SG 伝熱管の高さと直径は参照炉と同一である。高温側配管と低温側配管の寸法は、フルード数保存のため配管長と直径の平方根の比を保存することにより二相流の流動様式遷移条件を模擬している。SG 伝熱管は 141 本中 6 本が計装管であり、直管部長さが 9.4m、10m、10.6m の 3 種類から成る。加圧器は健全ループ(ループ A)に接続される。LSTF は 1985 年に実験を開始し、TMI 事故模擬実験をはじめこれまでに 200 回以上の実験を実施している。過去の ROSA-V 計画において、窒素ガス流入による一次系減圧阻害に関する非定常実験を行っており、福島事故を踏まえた全電源喪失ないし小破断冷却材喪失事故、あるいはそれらを組み合わせた事故を模擬し、破断口の位置や大きさを変えた条件で、SG 逃し弁の作動による SG 二次側減圧や給水などによる AM 策の有効性に関するデータを取得している。

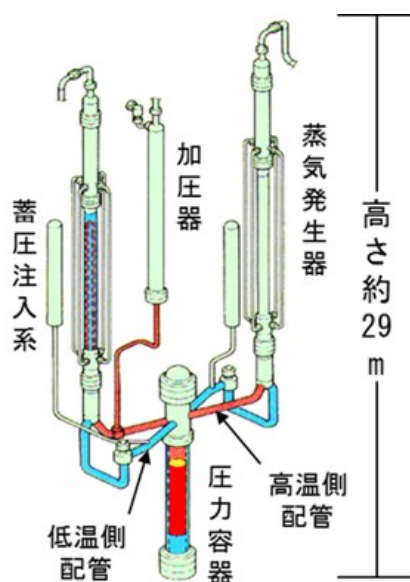


図 2.3.1-1 LSTF 系統図

全電源喪失時に一次冷却材喪失を伴う実験(実験番号：TR-LF-18)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 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。従来の LSTF を用いた全電源喪失実験と同様、径方向炉心出力分布は flat 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。

- 一次系ループ流量は 25kg/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 7.2m (加圧器全容積の 65%相当)、10.3m (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 2.7kg/s、主給水温度は 495K とする。

過去の ROSA-V 計画における SG 二次側減圧 AM 実験[2]、[3]では、AM 策として、燃料被覆管温度の上昇が観察された時点で SG 二次側減圧を開始し、二次側圧力が 1MPa に低下した時点で SG 二次側への給水を開始したが、一次系圧力が 1MPa 以上で実験を終了した。しかし、窒素ガスの流入現象は一次系圧力に大きく依存するため、より低圧でのデータが必要となる。また、電力会社において、全電源喪失後速やかに安全対策を講じることが検討されており、運転員による SG 逃し弁の手動開放操作やタービン動補助給水系による SG 二次側への給水等の AM 策の早期開始を考慮する必要がある[4]。そのため、平成 26 年度は、全電源喪失・蓄圧注入系隔離失敗を伴う二次側減圧 AM 実験のベースケースとなる実験(実験番号：TR-LF-16)を実施した[5]。このとき、破断条件は一次系冷却材ポンプシール部からの漏洩を考慮して低温側配管 0.1%破断とした。また、AM 策として、破断直後に SG 二次側減圧と SG 二次側への給水を開始した。つぎに、平成 27 年度は、TR-LF-16 実験の条件のうち、破断条件と AM 策の開始条件を変更した実験(実験番号：TR-LF-17)を実施した[6]。このとき、破断条件は一次冷却材の喪失を考慮して低温側配管 0.2%破断とした。また、AM 策として、運転員の操作遅れを考慮し、低温側配管破断後 20 分に、SG 二次側減圧と SG 二次側への給水を開始した。

本年度の TR-LF-18 実験では、TR-LF-16 と TR-LF-17 両実験の条件のうち、破断条件と AM 策の開始条件を変更する。破断条件は、低温側配管 0.5%破断とする。また、AM 策として、低温側配管破断後 10 分に、SG 二次側減圧と SG 二次側への給水を開始する。実験の主な仮定は、以下の通りである。

- 高圧注入系の不作動を仮定する。
- 一次冷却材の喪失は低温側配管 0.5%破断として模擬する。このとき、破断口は、内径 7.2mm のオリフィスを用いて模擬する。破断の向きは水平方向である。
- 時刻ゼロに破断信号を発信し、破断ループ(ループ B)の低温側配管に取り付けた破断ユニットの破断弁を開にすると同時に SG 主給水を停止し、実験を開始する。同時刻でスクラム信号を発信し、SG 主蒸気止め弁閉止や SG 主蒸気隔離弁閉止等を模擬する。
- SG 逃し弁の開/閉圧力は 8.03/7.82MPa である。このとき、SG 逃し弁は、内径 16.2mm 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、従来の LSTF を用いた全電源喪失実験と同様、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。

表 2.3.1-1 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	38	0.370	88	0.140
18	1.000	48	0.280	98	0.125
20	0.850	58	0.220	108	0.110
23	0.730	68	0.185	118	0.100
28	0.540	78	0.160	268	0.000

表 2.3.1-2 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	3.209	600	1.998	5000	1.103
18	10	100	2.929	800	1.743	6000	1.052
20	8.316	150	2.589	1000	1.653	8000	0.980
30	5.532	200	2.429	1500	1.508	10000	0.929
40	4.670	300	2.246	2000	1.404	20000	0.795
50	4.072	400	2.166	3000	1.262		
60	3.704	500	2.079	4000	1.169		

- AM 策として、低温側配管破断後 10 分に両ループの SG 逃し弁を開放し、SG 二次側減圧を開始する。このとき、SG 逃し弁は、内径 16.2mm のオリフィスを用いて模擬する。また、両ループの SG 逃し弁の開放とともに、補助給水系の作動による SG 二次側への注水を行う。補助給水流量は 1 ループ当り 0.7kg/s、補助給水温度は 310K とする。なお、SG 二次側水位が約 14m に到達した時点で、補助給水流量の調整により SG 二次側水位は約 14m に維持する。
- 一次系圧力が 4.51MPa に低下した時点で、蓄圧注入系の作動により両ループの低温側配管へ均等に注水する。蓄圧注入系の注水温度は 320K とする。
- 窒素ガスの一次系への流入を模擬するため、蓄圧注入系は隔離しない。
- 一次系圧力が 1MPa 以下に低下したことを確認した時点で、低压注入系により両ループの低温側配管へ均等に冷却材を注入する。低压注入系の注水温度は 310K とする。
- 低压注入系による冷却材注入により炉心冷却が確保されることを確認した時点で、炉心出力をゼロにするとともに、破断弁を閉として実験を終了する。

表 2.3.1-3 に TR-LF-18 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 2.3.1-17 に主な実験データを 0～9000 秒でグラフ表示する。さらに、図 2.3.1-18～図 2.3.1-21 に代表的な過程としてそれぞれ実験開始直後、蓄圧注入系からの注水直前、蓄圧注入系からの窒素ガス流入開始、一次系圧力が 1MPa まで低下時点における水位データに基づく一次系・二次系冷却材分布状況を示す。TR-LF-18 実験で観察された主な熱水力挙動を以下にまとめる。

破断と同時にスクラム信号が発信し、SG 主蒸気止め弁閉止が 1 秒に、両ループの SG 主給水停止が 2 秒に、両ループの SG 主蒸気隔離弁閉止が 2 秒に生じた。炉心出力は事前に定めた出力曲線にしたがい 21 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 19 秒にコー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)。269 秒に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、145 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 340 秒に水位を形成した(図 2.3.1-6)。その後、高温側配管と低温側配管の水位は、それぞれ配管内径高さの約 1/2、約 1/4 まで低下した。1200 秒で両ループの蓄圧注入系の注水が開始すると(図 2.3.1-12)、高温側配管と低温側配管の水位はともに配管内径高さの約 5/8 まで上昇した。2820 秒、3040 秒でそれぞれループ A、B の蓄圧注入系の注水が終了すると、高温側配管の水位は小さな低下に止まったが、低温側配管の水位は配管内径高さの約 1/8 まで徐々に低下した。両ループの低圧注入系による冷却材注入が開始すると(図 2.3.1-13)、高温側配管と低温側配管の水位は回復した。破断流は低温側配管の流動に依存して水単相から二相放出に変化した(図 2.3.1-7)。

SG 主蒸気止め弁閉止後、SG 二次側圧力は上昇したが、SG 逃し弁の周期的開閉により約 8MPa に維持された。605 秒で SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧が開始すると(図 2.3.1-8)、SG 二次側圧力の低下にしたがい一次系圧力は低下した(図 2.3.1-10)。また、SG 二次側水位も低下したが、615 秒に開始した補助給水系の作動により、約 2000 秒以降 SG 二次側水位は上昇に転じた(図 2.3.1-9)。約 8330 秒に SG 二次側水位は約 14m に到達したことから、以後補助給水流量の調整により SG 二次側水位は約 14m に維持した。2820 秒、3040 秒でそれぞれループ A、B の蓄圧注入系の注水が終了すると、窒素ガスの一次系への流入による凝縮熱伝達低下の影響により、SG 二次側圧力に比べて一次系圧力の低下率が小さくなった(図 2.3.1-11)。しかし、破断流量が比較的大きく(図 2.3.1-7)、破断口から窒素ガスの一部は放出され、約 7000 秒以降一次系圧力は低水頭ポンプが作動可能な 1MPa 以下となった。

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 300～1200 秒で両ループの SG 計装管に水位が形成し、蓄圧注入系の注水が始まるまでに約 2.5m まで低下した(図 2.3.1-14 及び図 2.3.1-15)。蓄圧注入系の注水が始まると、殆どの SG 計装管の水位は上昇ないし維持した。蓄圧注入系の注水が終了すると、SG 計装管において、窒素ガスの蓄積率の違いから、水位低下率が異なる等非一様な流動挙動を示した。ループ A の Tube 2～Tube 6 はそれぞれ約 3760 秒、約 4260 秒、約 4000 秒、約 4040 秒、約 4020 秒で空となったが(図 2.3.1-14)、Tube 1 は二相自然循環が継続し、約 8460 秒までは空にならなかった。一方、ループ B の Tube 1～Tube 6 はそれぞれ約 3780 秒、約 3950 秒、約 3750 秒、約 3990 秒、約 4100 秒、約 3950 秒で空となった(図 2.3.1-15)。また、低圧注入系による冷却材注入を開始すると、両ループの SG 計装管の水位は大きく上昇した。蓄圧注入系の注水が終了すると、ループ間でやや異なる自然循環流量となった(図 2.3.1-3)。

図 2.3.1-17 に示す代表的な燃料被覆管温度のうち、Pos. 9 は炉心最上部(=炉心中央部から 1.78m 上の高さ)、Pos. 5 は炉心中央部の温度である。低圧注入系による冷却材注入開始前までの炉心水位の低下は小さかったため(図 2.3.1-16)、実験を通じて燃料被覆管表面の過熱は検出されなかった。8700 秒に低圧注入系による冷却材注入を開始し、炉心冷却が確保されたことを確認して、9051 秒に破断弁を閉とするとともに、9067 秒に炉心出力をゼロにして実験を終了した。

表 2.3.1-3 TR-LF-18 実験で観察された主な事象

時間 (秒)	事 象
0	破断弁開、スクラム信号発信 (実験開始)
1	蒸気発生器主蒸気止め弁閉止
2	蒸気発生器主給水停止(両ループ)
2	蒸気発生器主蒸気隔離弁閉止(両ループ)
19	一次系冷却材ポンプコーストダウン開始(両ループ)
21	炉心出力減衰開始
145	加圧器水位喪失
269	一次系冷却材ポンプ停止(両ループ)
605	蒸気発生器逃し弁の開放(両ループ) (蒸気発生器二次側減圧開始)
615	補助給水系作動(両ループ)
1200	蓄圧注入系作動(両ループ)
2820	蓄圧注入系停止(ループ A)
3040	蓄圧注入系停止(ループ B)
8330	蒸気発生器二次側水位を約 14m に維持開始(両ループ)
8700	低圧注入系による冷却材注入(両ループ)
9051	破断弁閉
9067	炉心出力ゼロ (実験終了)

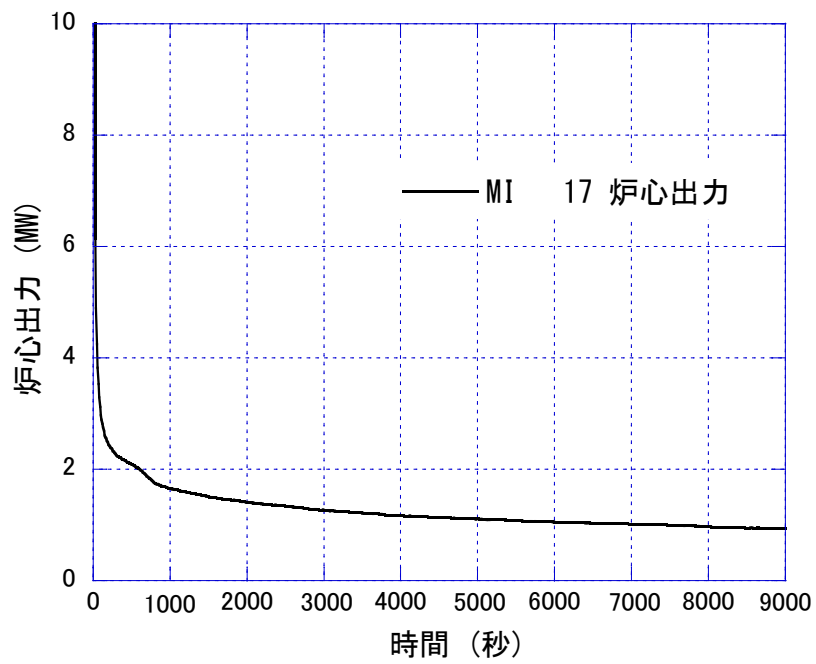


図 2.3.1-2 炉心出力

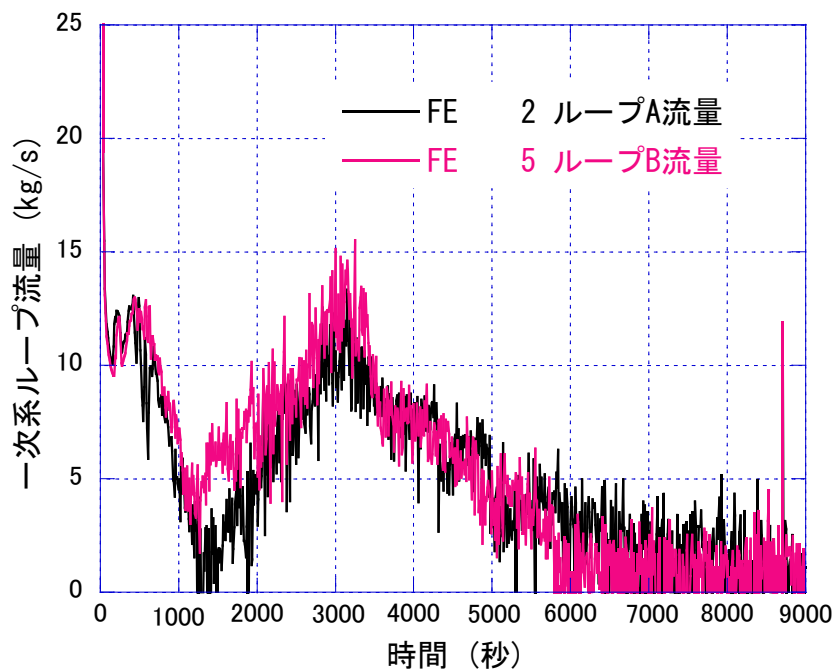


図 2.3.1-3 一次系ループ流量

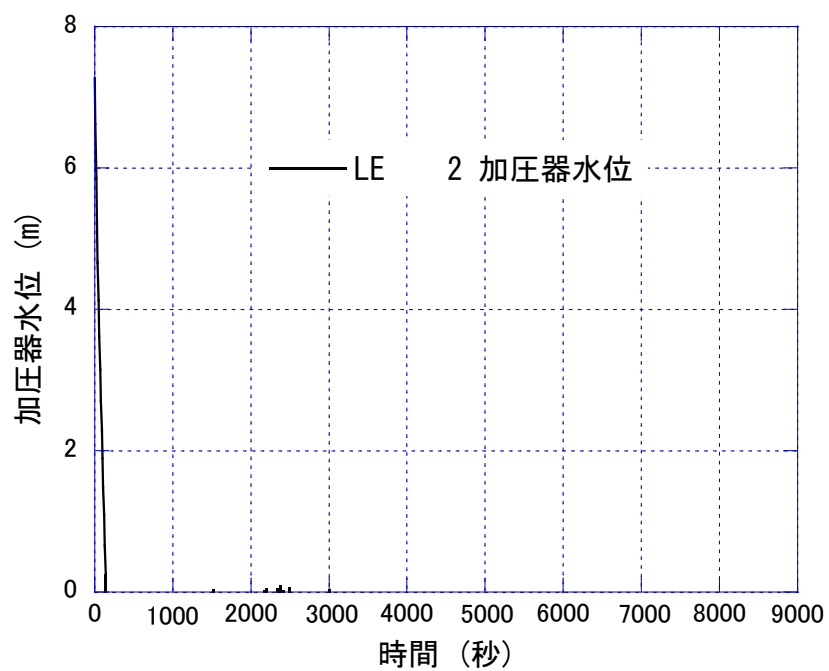


图 2.3.1-4 加压器水位

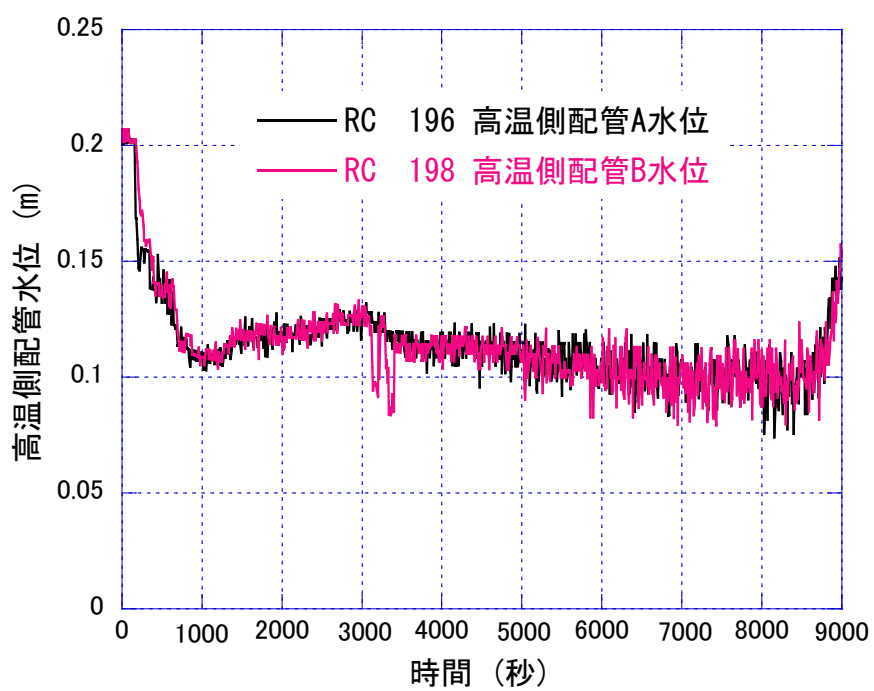


图 2.3.1-5 高温側配管水位

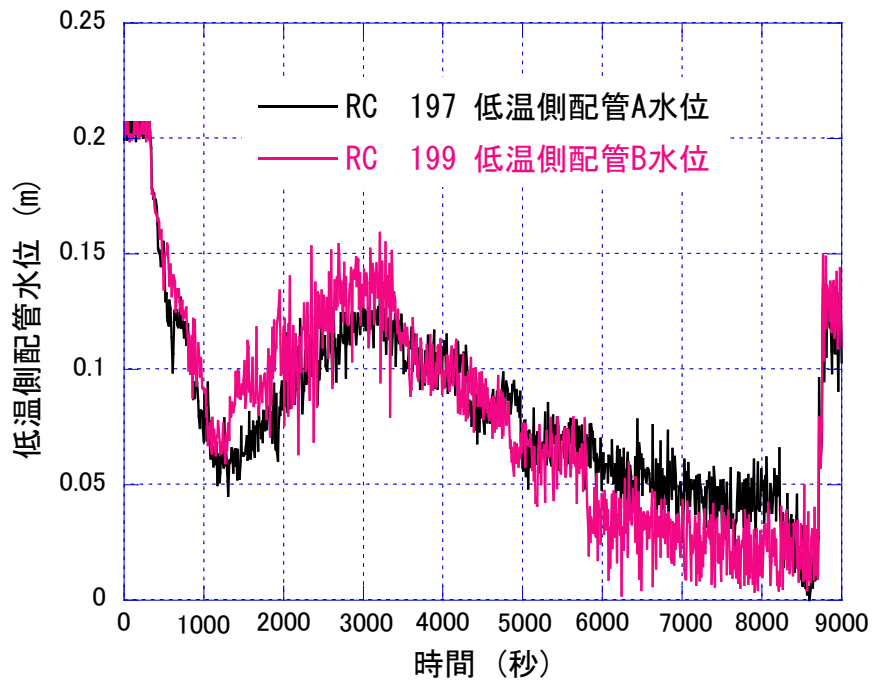


图 2.3.1-6 低温側配管水位

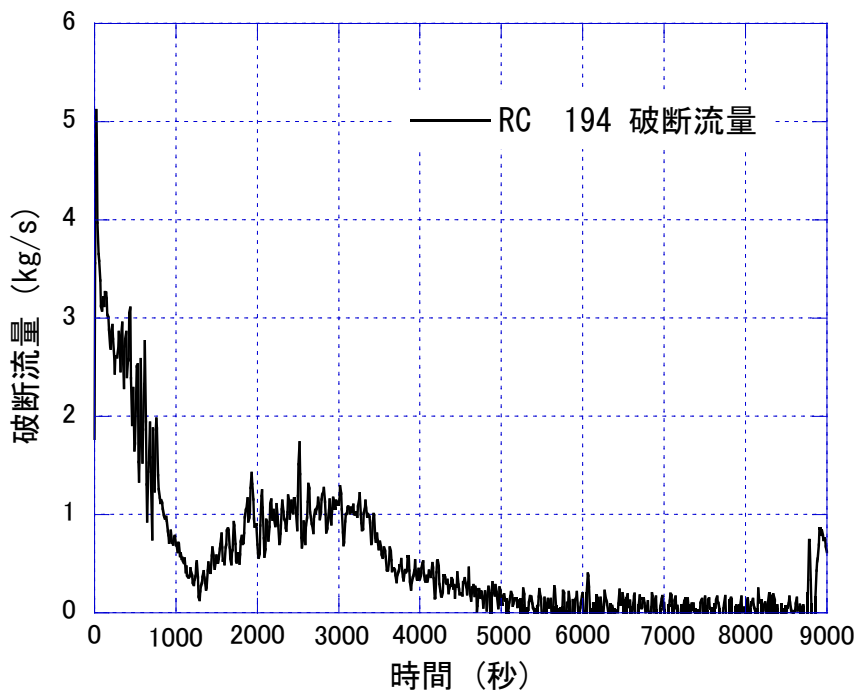


图 2.3.1-7 破断流量

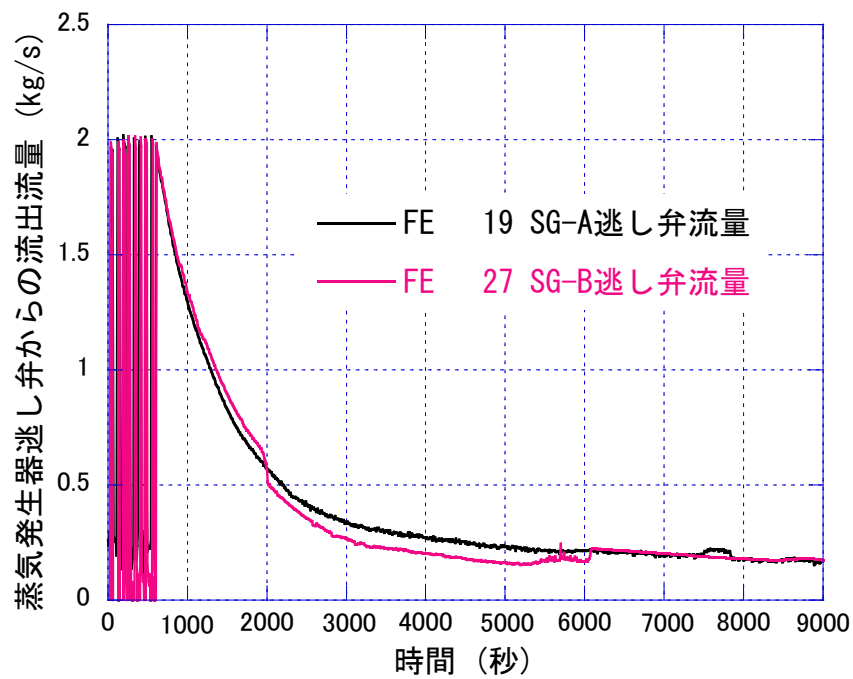


図 2.3.1-8 蒸気発生器逃し弁からの流出流量

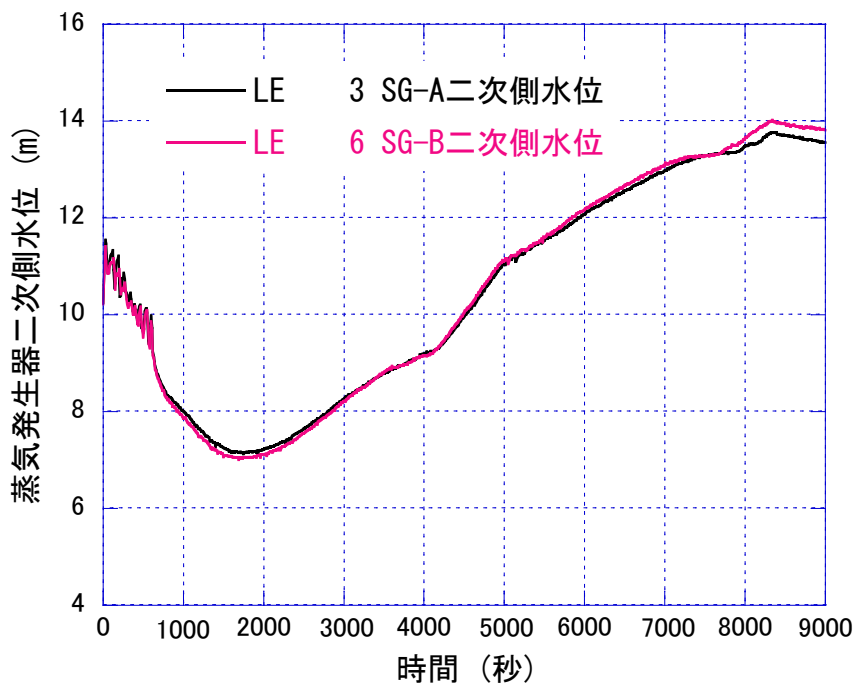


図 2.3.1-9 蒸気発生器二次側水位

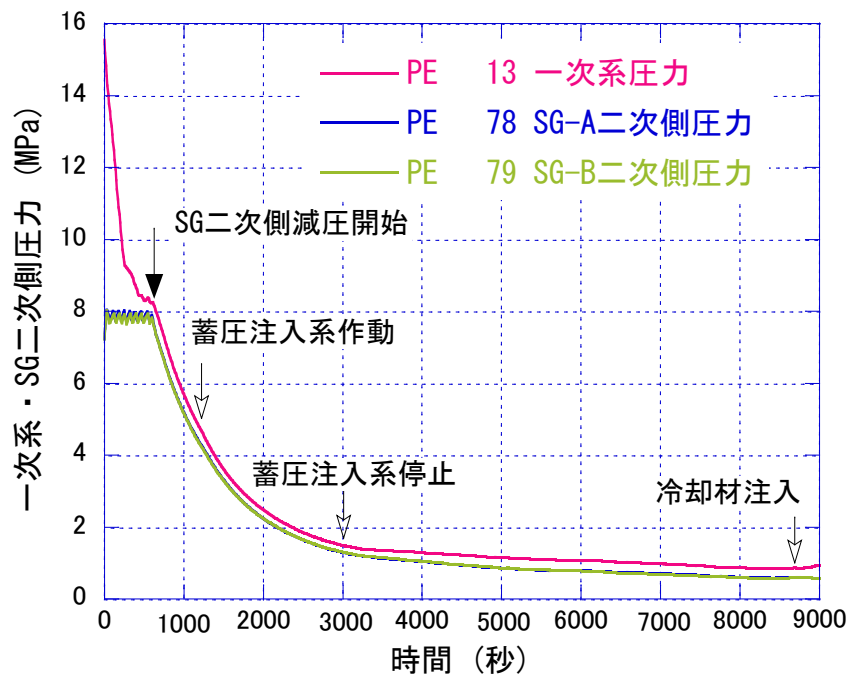


図 2.3.1-10 一次系・蒸気発生器二次側圧力 (縦軸：0-16MPa)

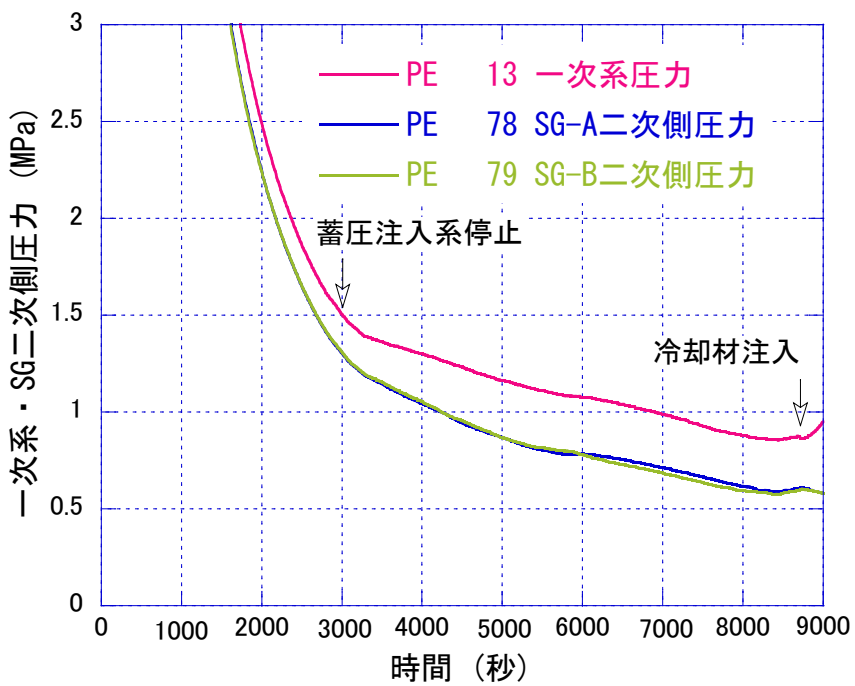


図 2.3.1-11 一次系・蒸気発生器二次側圧力 (縦軸：0-3MPa)

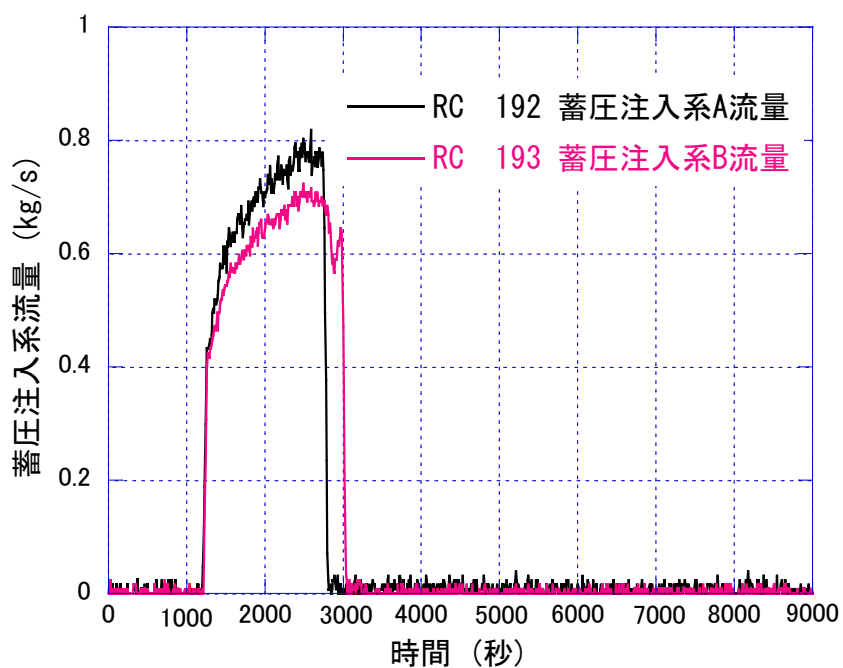


图 2.3.1-12 蓄压注入系流量

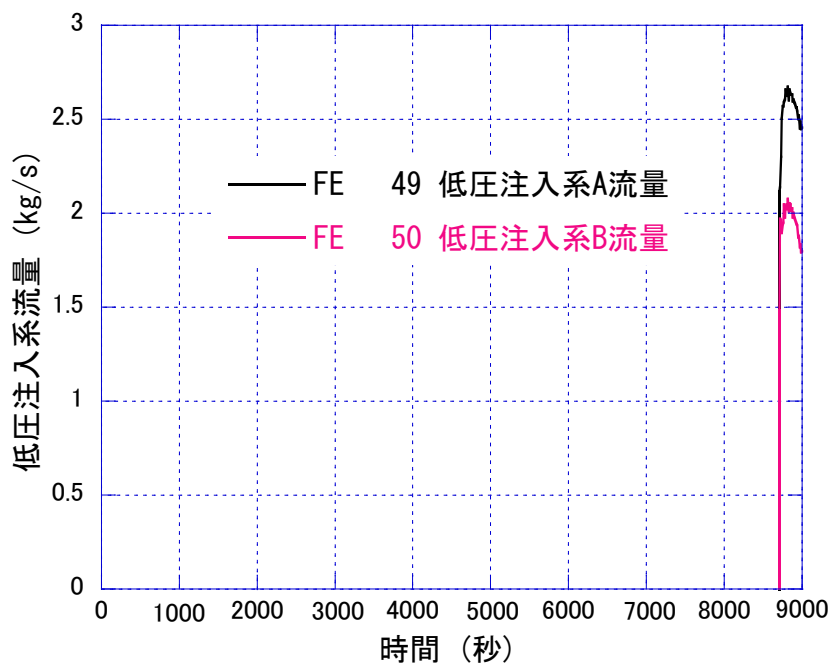


图 2.3.1-13 低压注入系流量

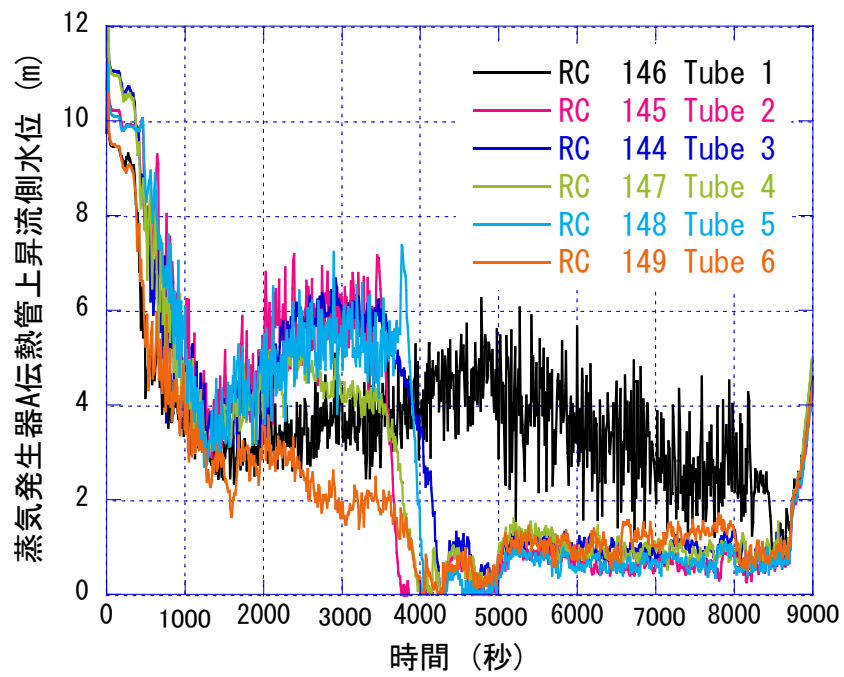


図 2.3.1-14 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ A)

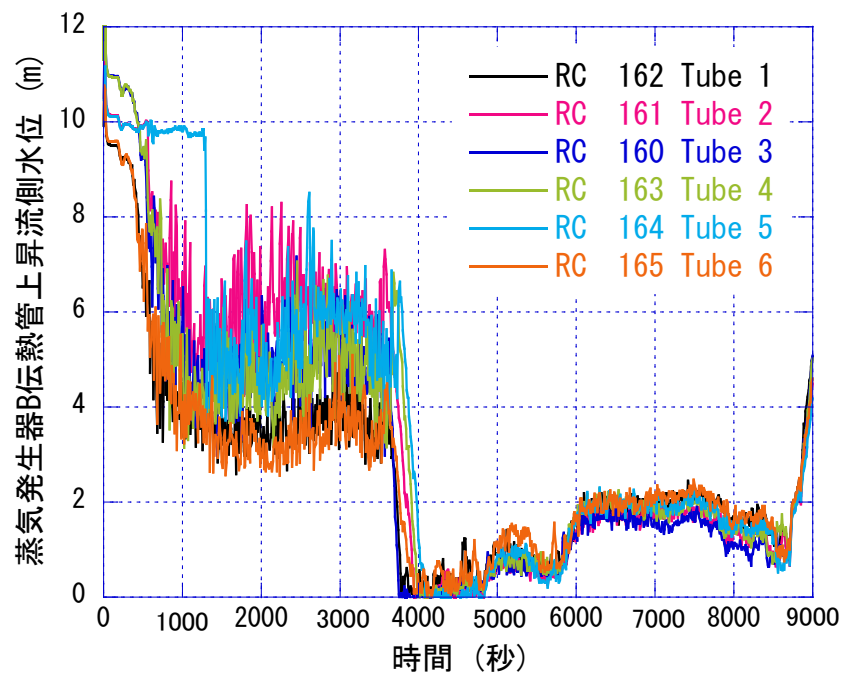


図 2.3.1-15 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ B)

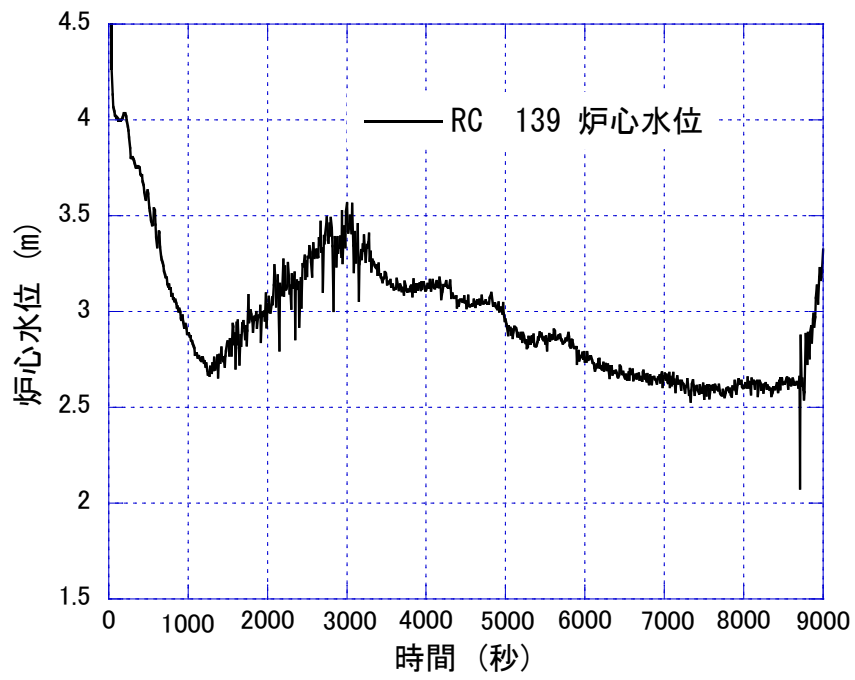


图 2.3.1-16 炉心水位

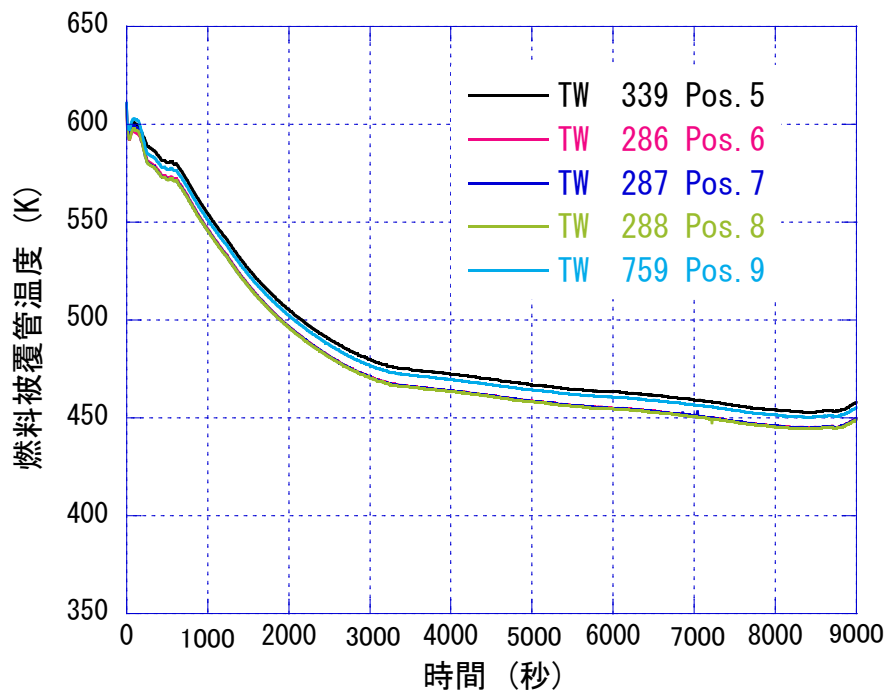


图 2.3.1-17 燃料被覆管温度

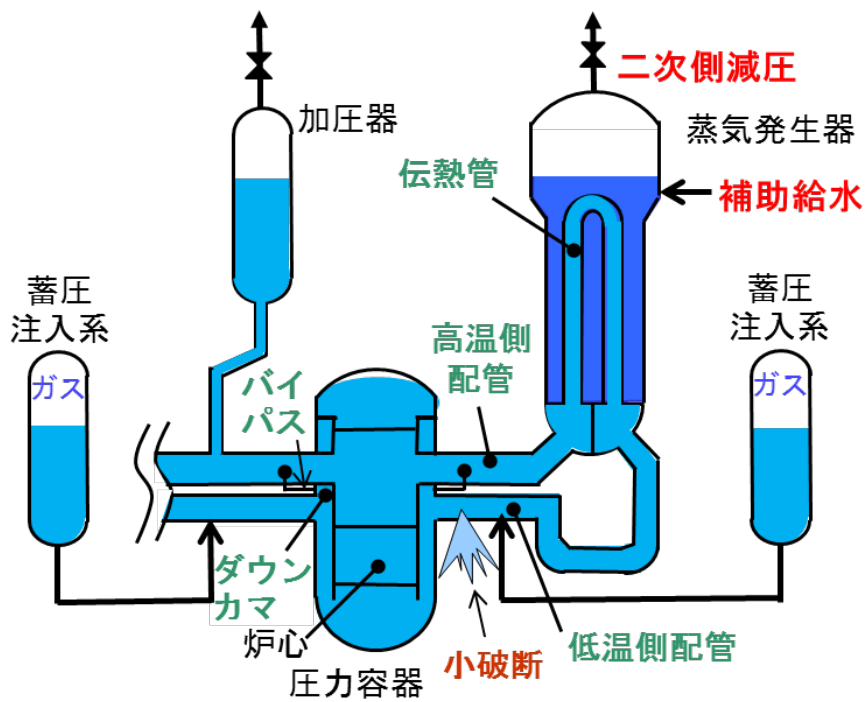


図 2.3.1-18 実験開始直後における一次系・二次系冷却材分布状況

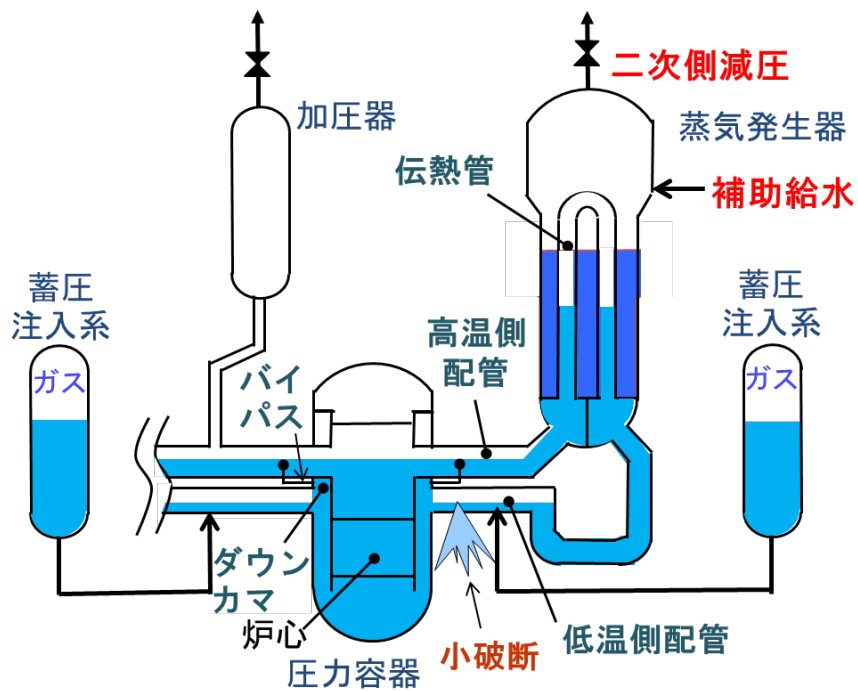


図 2.3.1-19 蓄圧注入系からの注水直前における一次系・二次系冷却材分布状況

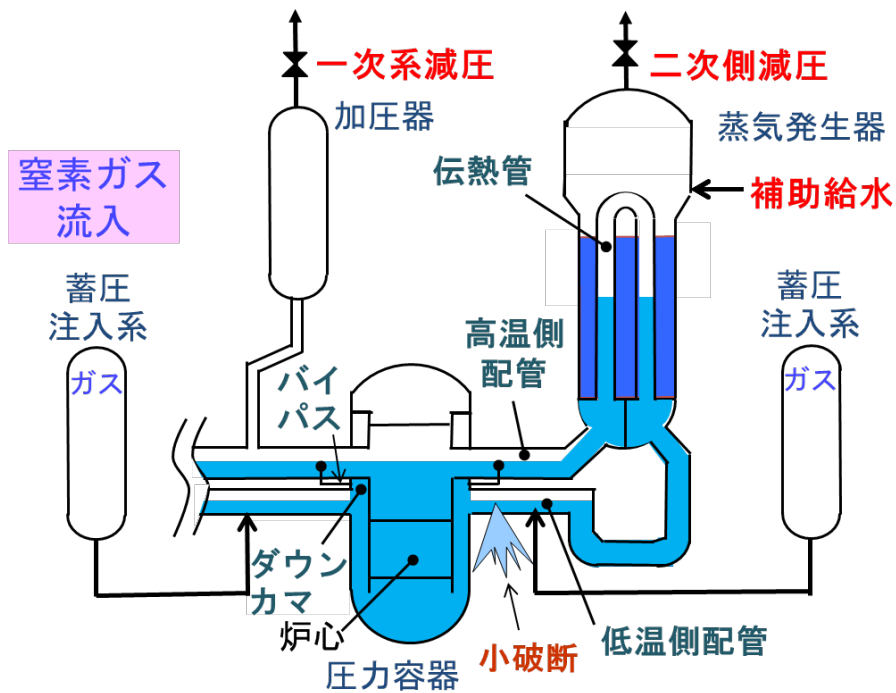


図 2.3.1-20 蓄圧注入系からの窒素ガス流入開始における一次系・二次系冷却材分布状況

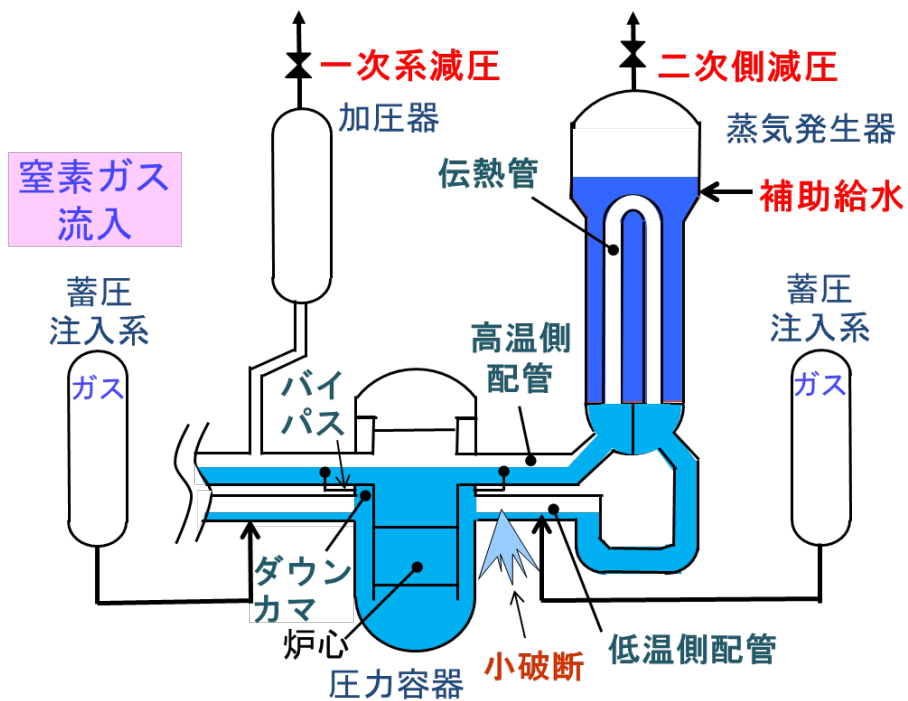


図 2.3.1-21 一次系圧力が 1MPa まで低下時点における一次系・二次系冷却材分布状況

2.3.2. 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 2 回の実験(実験番号 : SB-SG-02[1]、SB-SG-10[2, 3])、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[4])を各々実施している。

- ◇ 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イ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。

SG 伝熱管複数本破損事故実験(実験番号 : SB-SG-16)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 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、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。
- 一次系ループ流量は 25kg/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 7.2m (加圧器全容積の 65%相当)、10.3m (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 2.7kg/s、主給水温度は 495K とする。

SB-SG-16 実験では、SB-SG-02、SB-SG-10 両実験と同様、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 10.1mm のオリフィスを用いて模擬す

る(図 2.3.2-1)。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。実験の主な仮定は、以下の通りである。

- 高圧注入系の不作動を仮定する。
- 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 12.97MPa 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。
- 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 8.03/7.82MPa である。このとき、SG 逃し弁は内径 16.2mm 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 2.3.2-1 と表 2.3.2-2 に示す予め定めた計画値を与える。

表 2.3.2-1 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 2.3.2-2 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		

- 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、実験終了まで継続する。このとき、SG 逃し弁は、内径 16.2mm のオリフィスを用いて模擬する。
- 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 12.27MPa 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 0.6kg/s、補助給水温度は 310K とする。なお、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直前、破断ループ(ループ B)の SG 二次側への補助給水を停止する。
- 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、実験終了まで継続する。このとき、加圧器逃し弁は、内径 10.18mm のオリフィスを用いて模擬する。
- 一次系圧力が 4.51MPa に低下した時点で、蓄圧注入系の作動により両ループの低温側配管へ均等に注水する。蓄圧注入系の注水温度は 320K とする。ここで、蓄圧注入系の作動開始後、蓄圧注入系は隔離しない。
- 蓄圧注入系の作動終了を確認後、破断弁を閉とするとともに、炉心出力をゼロとして実験を終了する。

表 2.3.2-3 に SB-SG-16 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 2.3.2-2 ～図 2.3.2-15 に主な実験データを 0～7200 秒でグラフ表示する。SB-SG-16 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 12.97MPa に低下した 72 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 91 秒から減衰

を開始した(図 2.3.2-2)。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 73 秒にコーストダウンを開始し、一次系ループ流量も低下した(図 2.3.2-3)。323 秒に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、115 秒に加圧器水位を喪失した(図 2.3.2-4)。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 2.3.2-5)、低温側配管の両ループでは 350 秒に水位を形成した(図 2.3.2-6)。その後、ループ A、ループ B の高温側配管の水位はそれぞれ配管内径高さの約 5/8、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 1/2、約 1/8 まで低下した。1400 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、1410 秒から加圧器水位は 1600 秒までに約 10m まで回復した。3250 秒で両ループの蓄圧注入系の注水が開始すると(図 2.3.2-11)、加圧器水位がやや上昇するとともに(図 2.3.2-4)、高温側配管と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 に維持された。6400 秒、6760 秒でそれぞれループ A、B の蓄圧注入系の注水が終了しても、高温側配管と低温側配管の水位に大きな変化は生じなかった。

破断後 72 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 2.3.2-1 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 5kg/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 2.3.2-7、図 2.3.2-10)。800 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 950 秒で一次系圧力がループ B の SG 二次側圧力まで低下した。また、ループ A の SG 二次側水位は低下したが、200 秒以降の補助給水系の作動により、約 4000 秒以降ループ A の SG 二次側水位は上昇に転じた(図 2.3.2-9)。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 二次側水位は低下し続け、約 3100 秒までに空になった。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。一次系とループ B の SG 二次側の圧力が均圧したことを確認し、1400 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。しかし、ループ B の SG 二次側が空になると、ループ B の SG 二次側圧力は大きく低下し、一次系とループ B の SG 二次側の圧力は均圧となった。この様に、加圧器逃し弁の解放後、ループ B の SG 二次側が空になるまで、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。3250 秒で一次系圧力が 4.51MPa に低下し、蓄圧注入系の作動が開始すると(図 2.3.2-11)、一次系減圧が促進された。6400 秒、6760 秒でそれぞれループ A、B の蓄圧注入系の作動が終了し、7200 秒で一次系圧力は 1.37MPa となった。

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 75 秒で両ループの SG 計装管に水位が形成した(図 2.3.2-12 及び図 2.3.2-13)。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 5m、中間長さの管で約 6m、長い管で約 8m 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、維持された。一方、ループ B の SG 計装管の水位低下率は短い管と長い管はほぼ同じで、中間長さの管より上回ったが、何れの計装管も約 1430 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 2.3.2-3)。

図 2.3.2-15 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 1.78m 上の高さ)、Pos. 6 は炉心中央部から 0.40m 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 2.3.2-14)、実験を通じて炉心流体温度の上昇は検出されなかった。6760 秒に蓄圧注入系の作動が終了後、7231 秒に炉心出力をゼロにするとともに、7260 秒に破断弁を閉として実験を終了した。

表 2.3.2-3 SB-SG-16 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)
72	スクラム信号発信
72	蒸気発生器主蒸気止め弁閉止
73	一次系冷却材ポンプコーストダウン開始(両ループ)
91	炉心出力減衰開始
106	蒸気発生器主給水停止(両ループ)
110	安全注入設備作動(SI)信号発信
115	加圧器水位喪失
200	補助給水系作動(両ループ)
323	一次系冷却材ポンプ停止(両ループ)
676	蒸気発生器主蒸気隔離弁閉止(両ループ)
790	補助給水系停止(ループ B)
800	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)
1400	加圧器逃し弁の開放 (一次系減圧開始)
1410	加圧器水位上昇開始
3250	蓄圧注入系作動(両ループ)
6400	蓄圧注入系停止(ループ A)
6760	蓄圧注入系停止(ループ B)
7231	炉心出力ゼロ (実験終了)
7260	破断弁閉

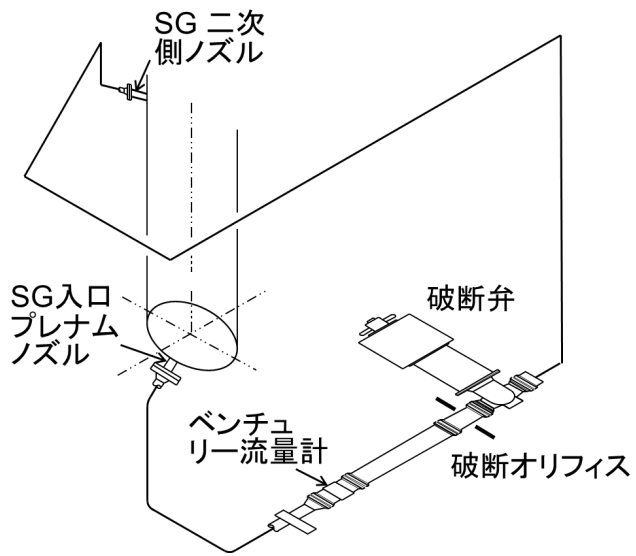
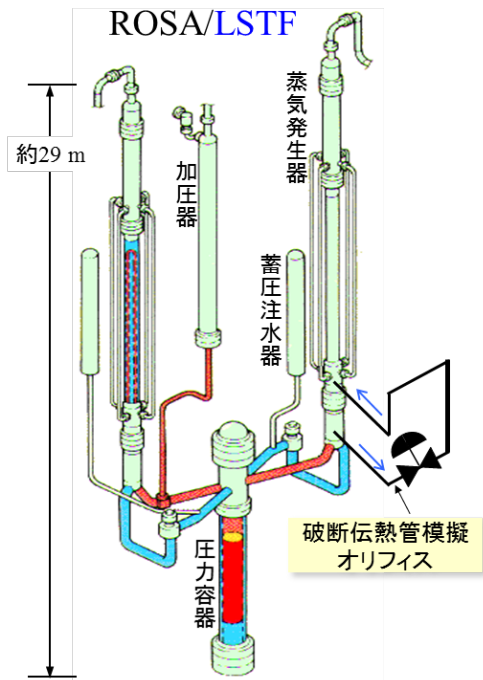


図 2.3.2-1 破断ユニットの系統図

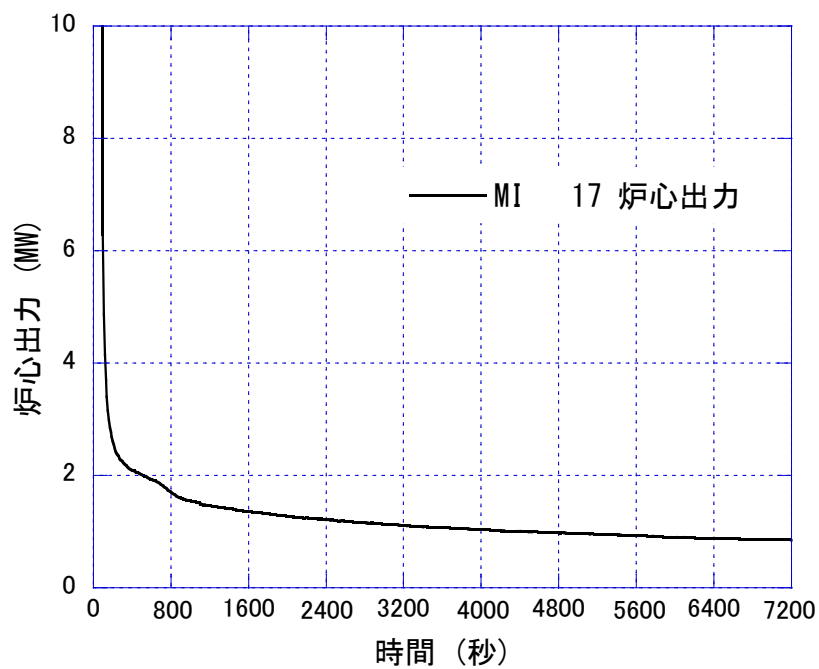


図 2.3.2-2 炉心出力

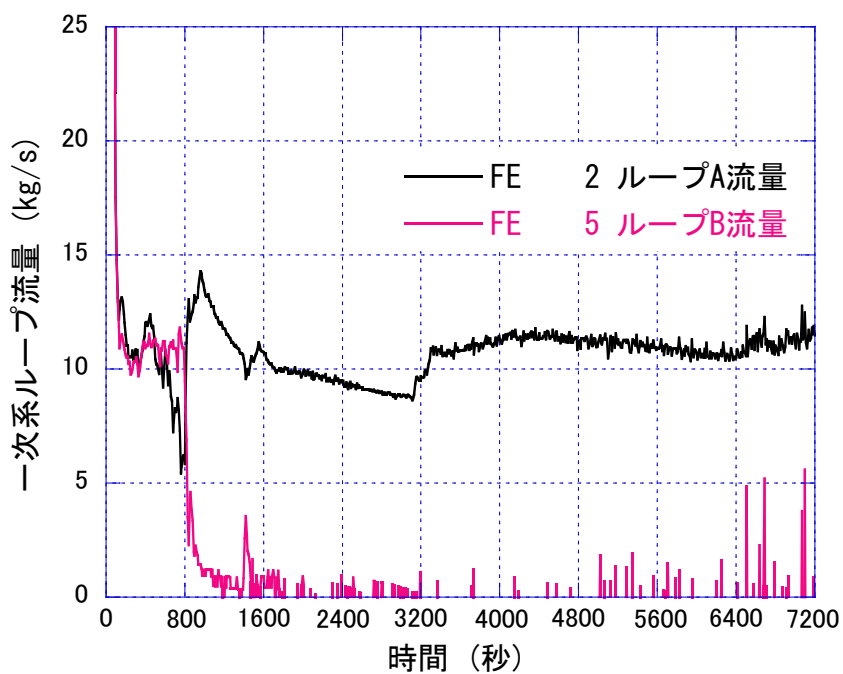


図 2.3.2-3 一次系ループ流量

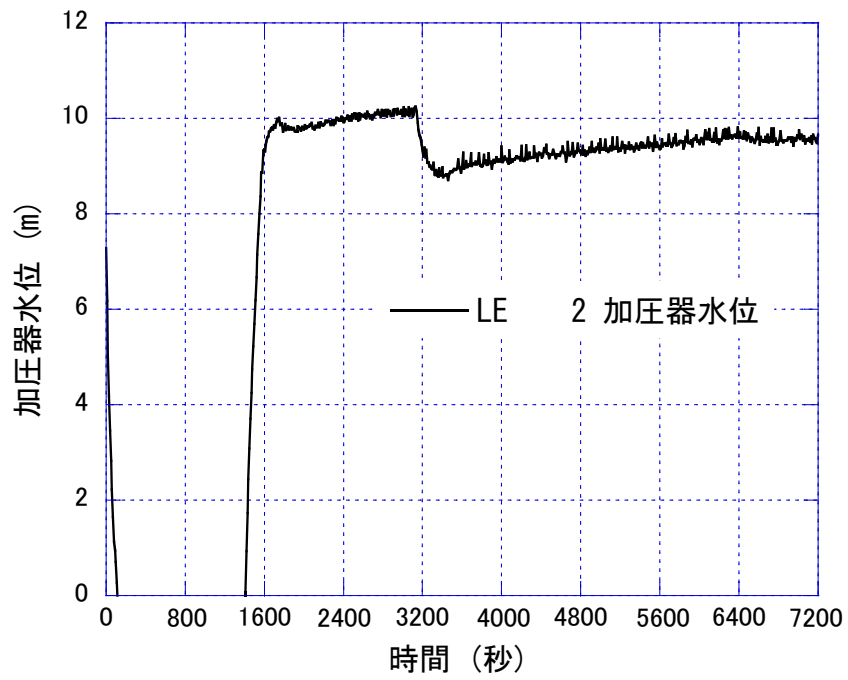


图 2.3.2-4 加压器水位

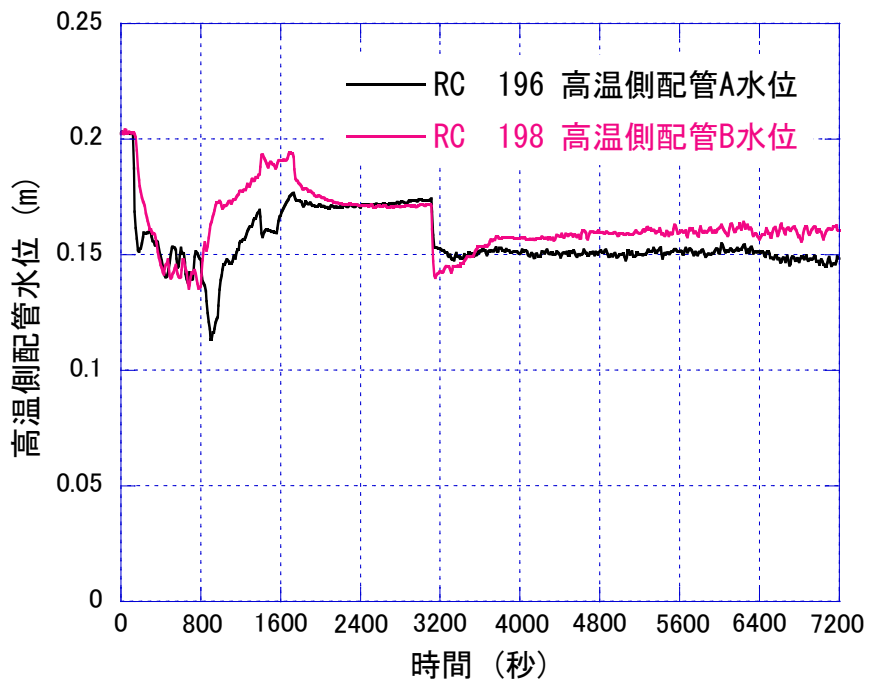


图 2.3.2-5 高温側配管水位

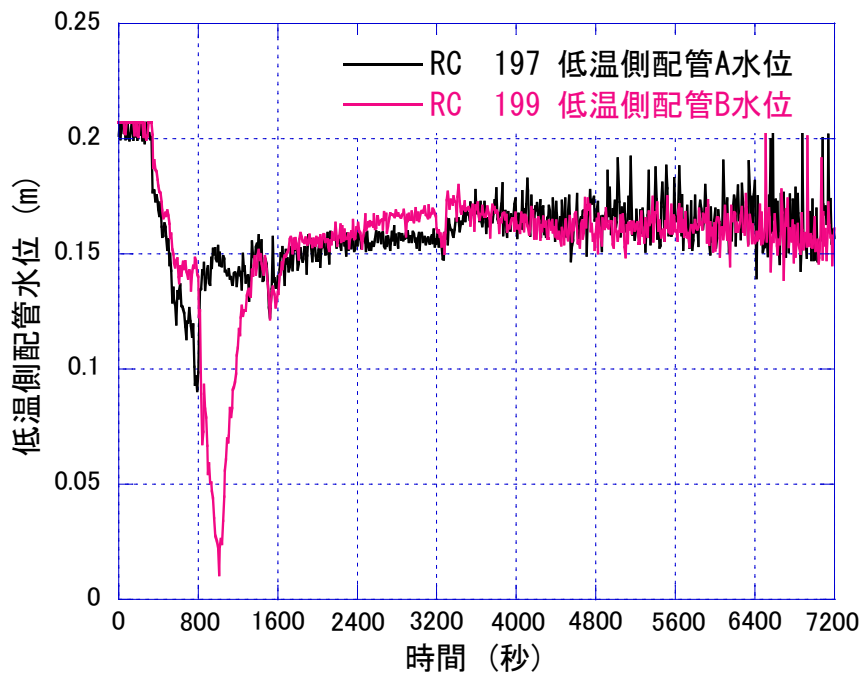


図 2.3.2-6 低温側配管水位

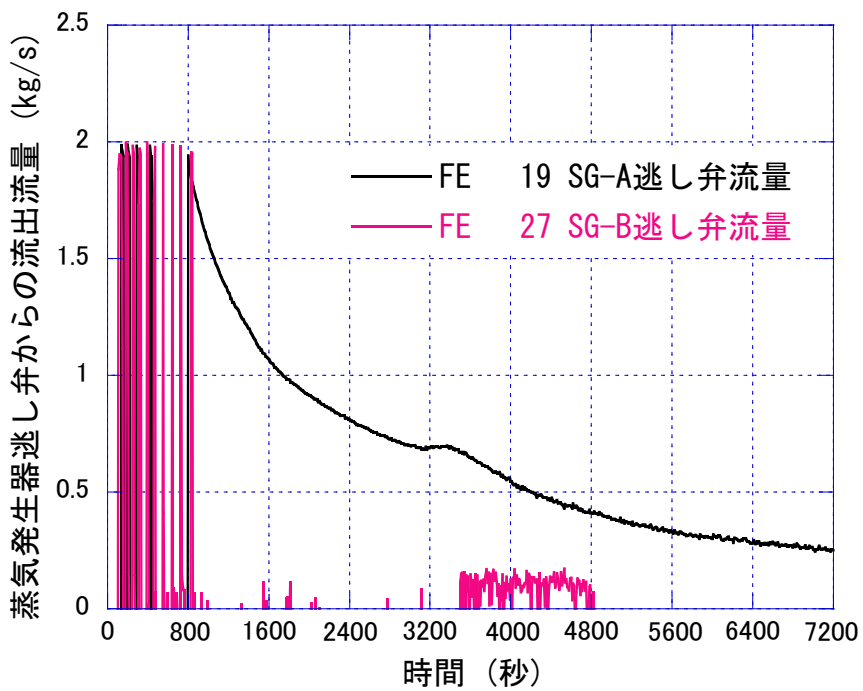


図 2.3.2-7 蒸気発生器逃し弁からの流出流量

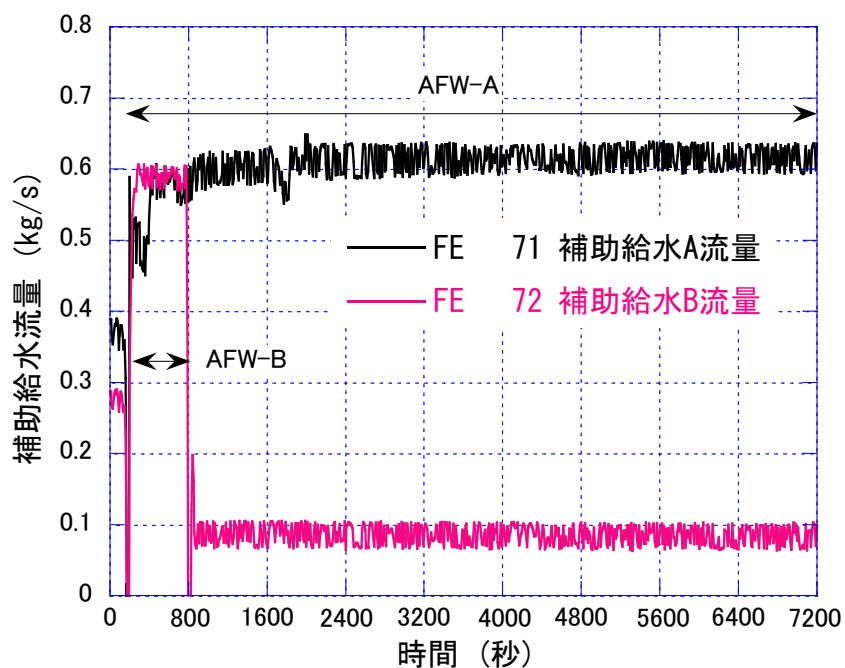


図 2.3.2-8 補助給水流量

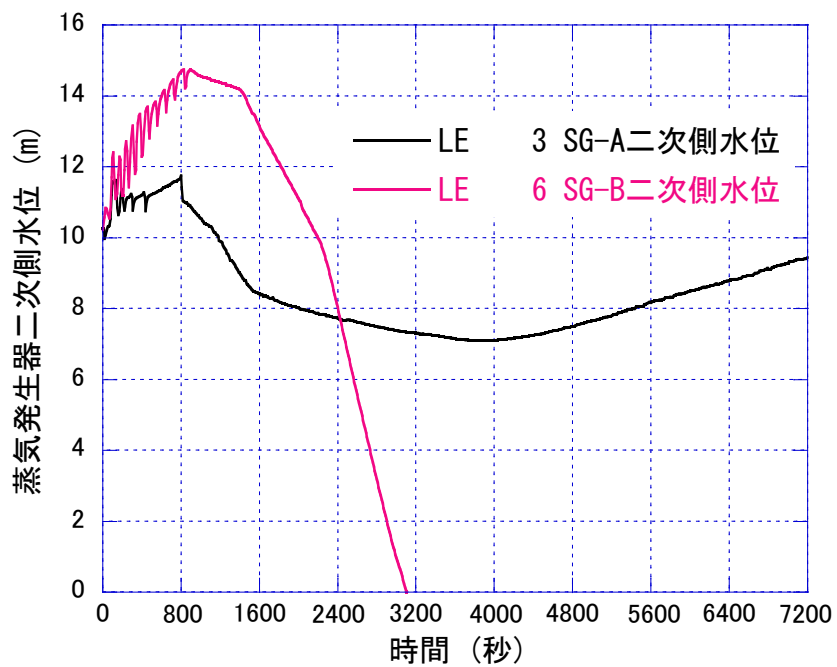


図 2.3.2-9 蒸気発生器二次側水位

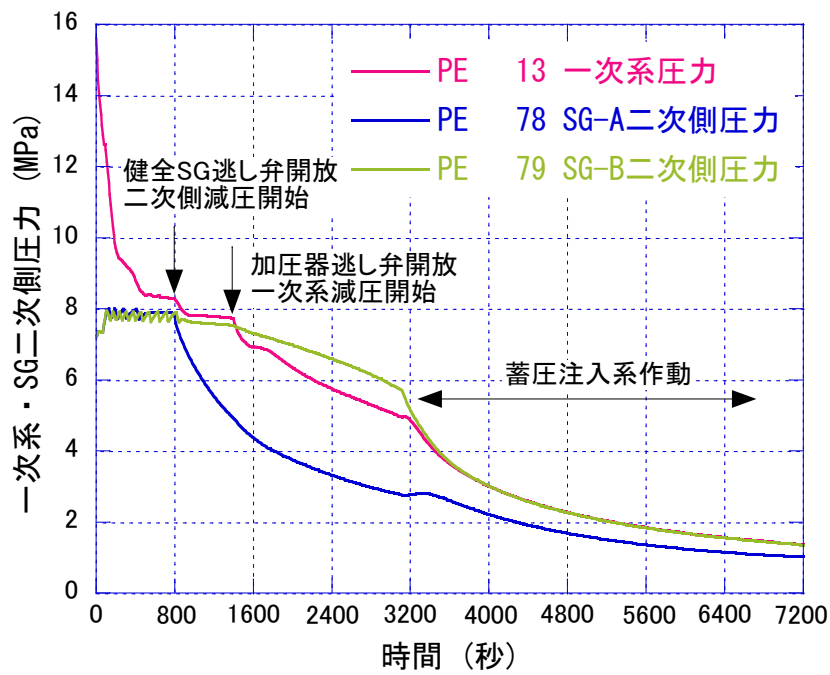


図 2.3.2-10 一次系・蒸気発生器二次側圧力

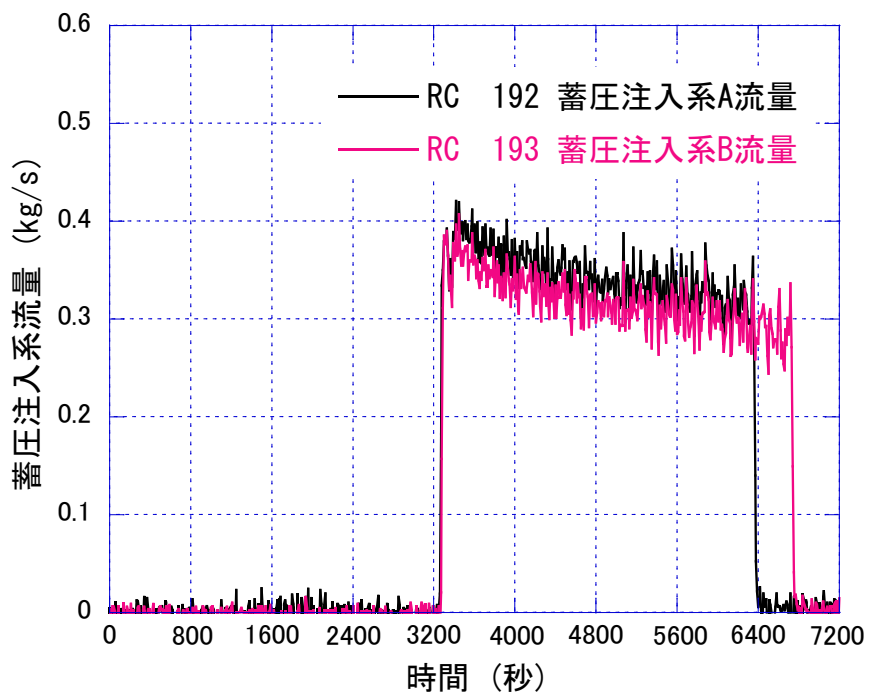


図 2.3.2-11 蓄圧注入系流量

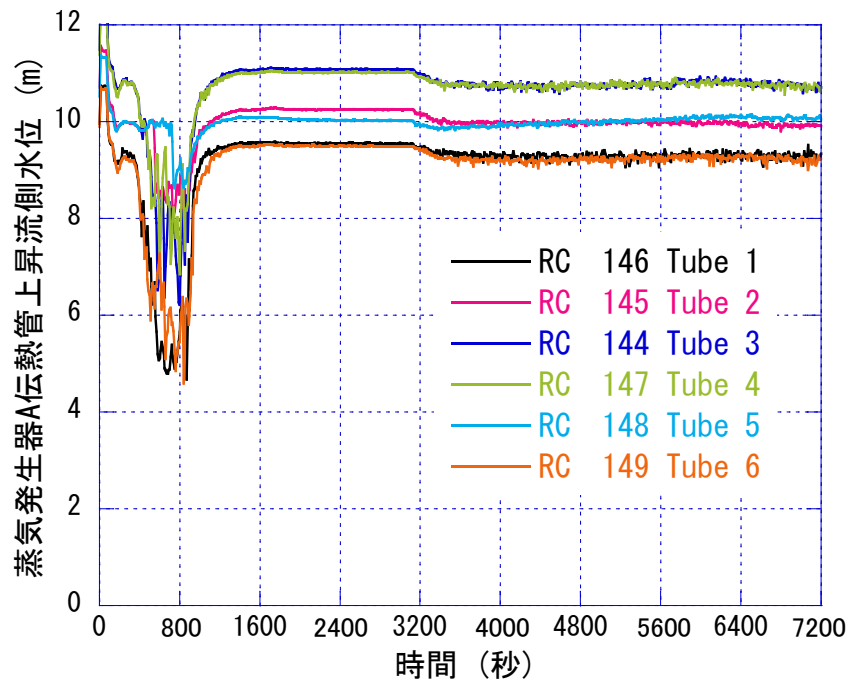


図 2.3.2-12 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ A)

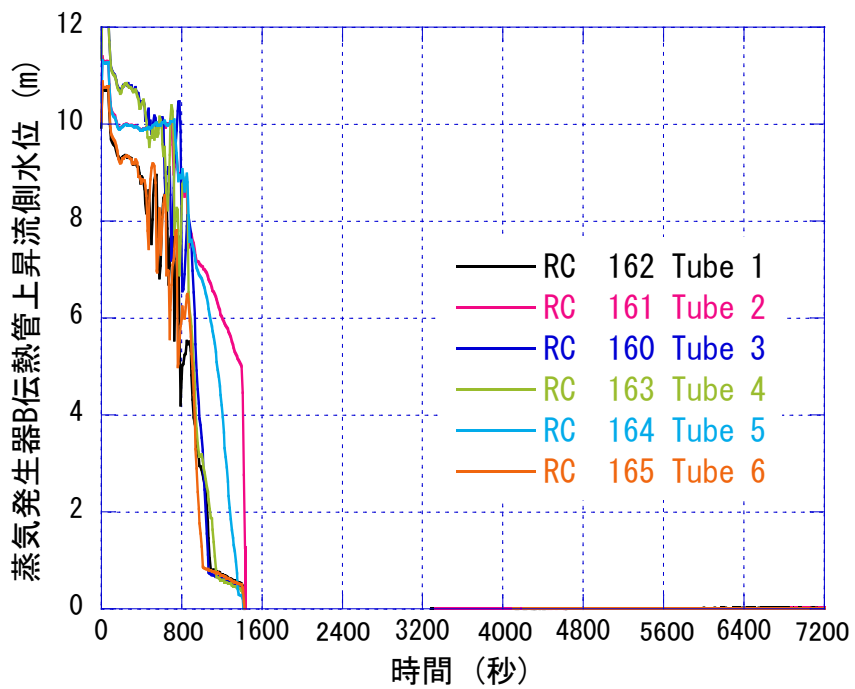


図 2.3.2-13 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位(ループ B)

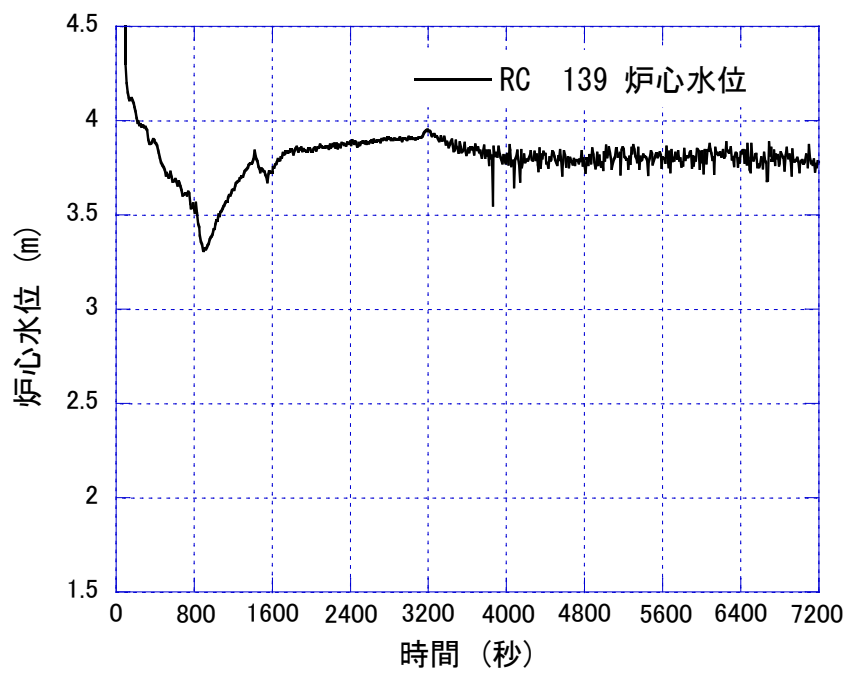


图 2.3.2-14 炉心水位

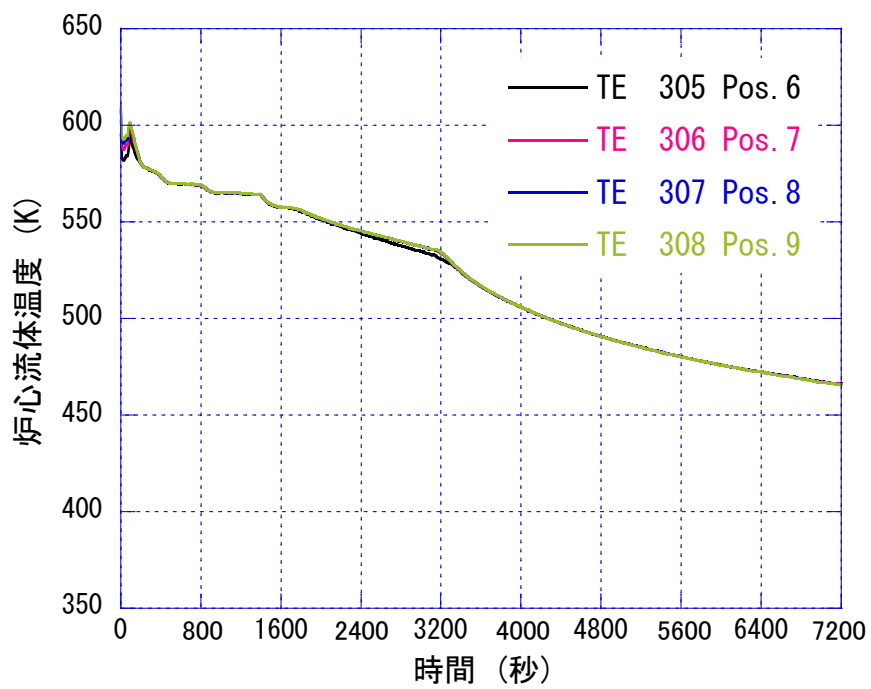


图 2.3.2-15 炉心流体温度

2.3.3. 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。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 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。その際、原子力機構で所有している LSTF 解析用入力データを基に、炉心部のデータ等を整備した。

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、高圧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ー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 2.3.3-1 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。また、炉心部の配置を考慮し、中間出力と高出力の炉心バンドル間のクロスフローと、高出力と低出力の炉心バンドル間のクロスフローを模擬する。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。

$$j_G^{*1/2} + mj_L^{*1/2} = C \quad (2.3.3-1)$$

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(2.3.3-1)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。

破断流量、高温側配管水位(ループ B)、一次系・SG 二次側ループ A 圧力、クロスオーバーレグ下降流側水位(ループ A)、低温側配管水位(ループ A)、上部プレナム水位、炉心水位、燃料被覆管温度、蓄圧注入系流量(ループ A)に対する実験結果と事後解析結果について、それぞれ図 2.3.3-2～図 2.3.3-10 に 0～500 秒でグラフ表示する。破断流は高温側配管の流動(図 2.3.3-3)に依存して、破断後短時間の水単相放出後、二相放出に変化することを解析で再現した(図 2.3.3-2)。しかし、二相放出過程において、破断流量をやや過小予測したため、一次系圧力をやや過大予測した(図 2.3.3-4)。一方、SG 二次側圧力は概ね予測した(図 2.3.3-4)。クロスオーバーレグ下降流側水位の低下が継続し、ループシールクリアリングに至るまでの過程におけるクロスオーバーレグ下降流側水位を過小予測した(図 2.3.3-5)。低温側配管水位に関して、配管底部近くまで低下する過程や蓄圧注入系の注水後の過程における水位を過小予測した(図 2.3.3-6)。ループシールクリアリングに至るまでの過程における炉心水位の低下を解析で再現した(図 2.3.3-8)。しかし、上部プレナム下端に CCFL により残存する冷却水を過大評価した(図 2.3.3-7)。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 2.3.3-10)、炉心水位の回復が遅く、炉心露出後の燃料被覆管最高温度を過大予測した(図 2.3.3-9)。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(=炉心中央部から約 1~1.4m 上の高さ)のノードで現れた。

表 2.3.3-1 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 ± 0.1 MW
- 炉心相間摩擦に対して $100 \pm 50\%$
- 炉心蒸気単相対流熱伝達係数に対して $100 \pm 50\%$
- 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蒸気単相対流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。感度解析では、蒸気単相対流熱伝達係数に 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(± 0.07 MW)を考慮した。

破断口流出係数(C_d)、炉心出力、炉心相間摩擦、炉心蒸気単相対流熱伝達係数、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 2.3.3-11~図 2.3.3-16 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 2.3.3-11)。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 2.3.3-12)。炉心相間摩擦に関して、燃料被覆管最高温度は 50%および 150%の場合事後解析結果を上回った(図 2.3.3-13)。炉心蒸気単相対流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 2.3.3-14)。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 2.3.3-15)。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 2.3.3-16)。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、炉心蒸気単相対流熱伝達係数、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、Wilks による両側許容限界に関する式(2.3.3-2)[7]を適用することで、93 ケースとなる。

$$1 - \alpha^n - n(1 - \alpha)\alpha^{n-1} \geq \beta \quad (2.3.3-2)$$

ここで、 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は 93 ケースであることを考慮して、100 ケースの不確かさ解析を実施した。このとき、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蒸気単相対流熱伝達係数、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、解析ケースは、ランダムサンプリング法[6]によりサンプリングした。図 2.3.3-17 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、最小値が 564K、最大値が 674K となり、実験値(628K)はこの範囲に収まった。

表 2.3.3-1 LSTF 実験の感度解析条件

現象	パラメータ	設定範囲
臨界流	破断口流出係数(C_d)	1.0±0.03
崩壊熱	炉心出力	計画値±0.1MW
炉心二相水位	炉心相間摩擦	100±50%
炉心熱伝達	炉心蒸気単相対流熱伝達係数	100±50%
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
	上部プレナムでの CCFL モデルの切片 C	0.75±0.02

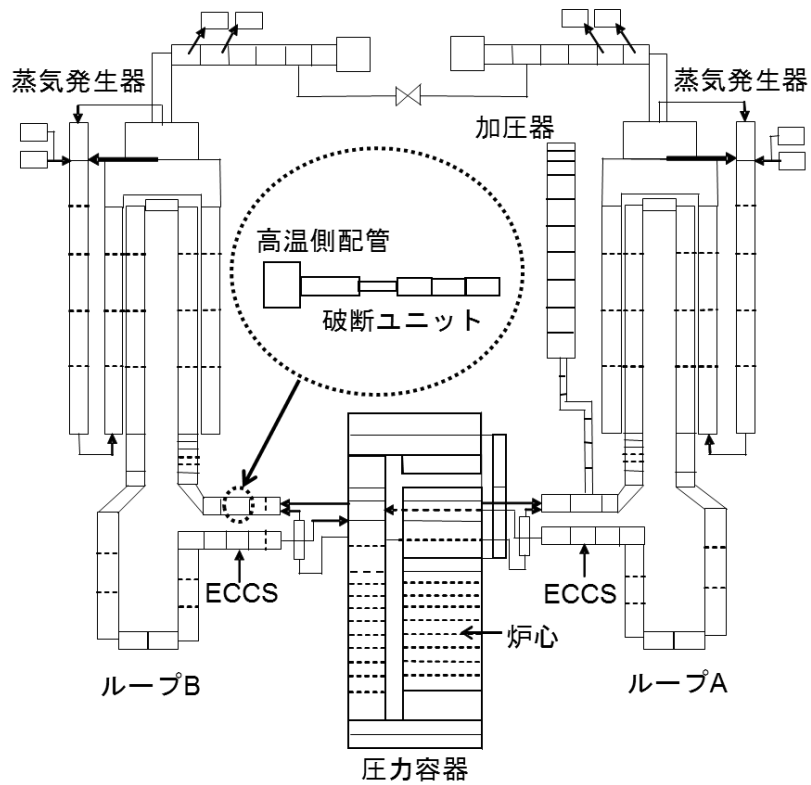


図 2.3.3-1 LSTF 実験解析用ノーディング図

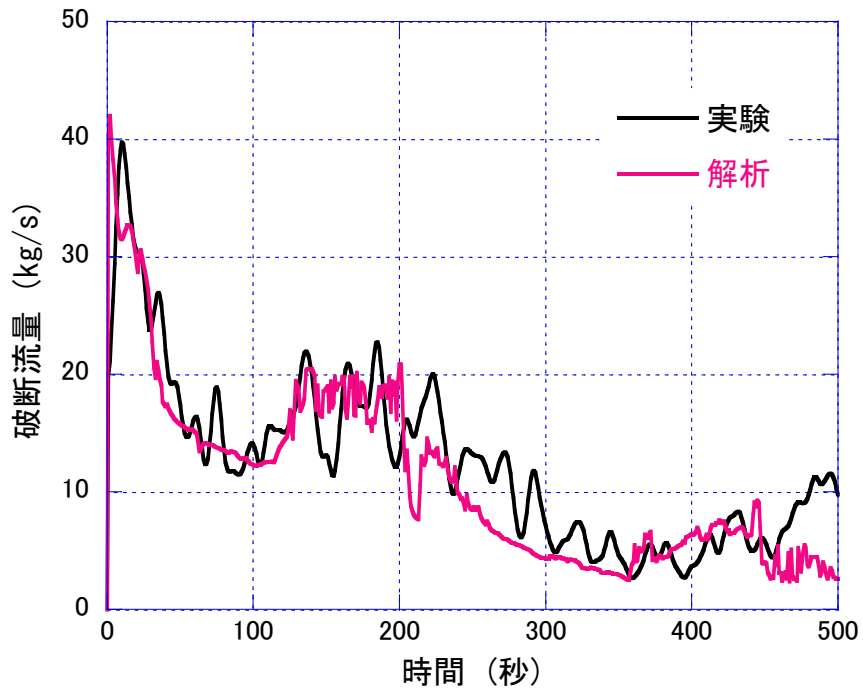


図 2.3.3-2 破断流量に対する実験及び事後解析結果

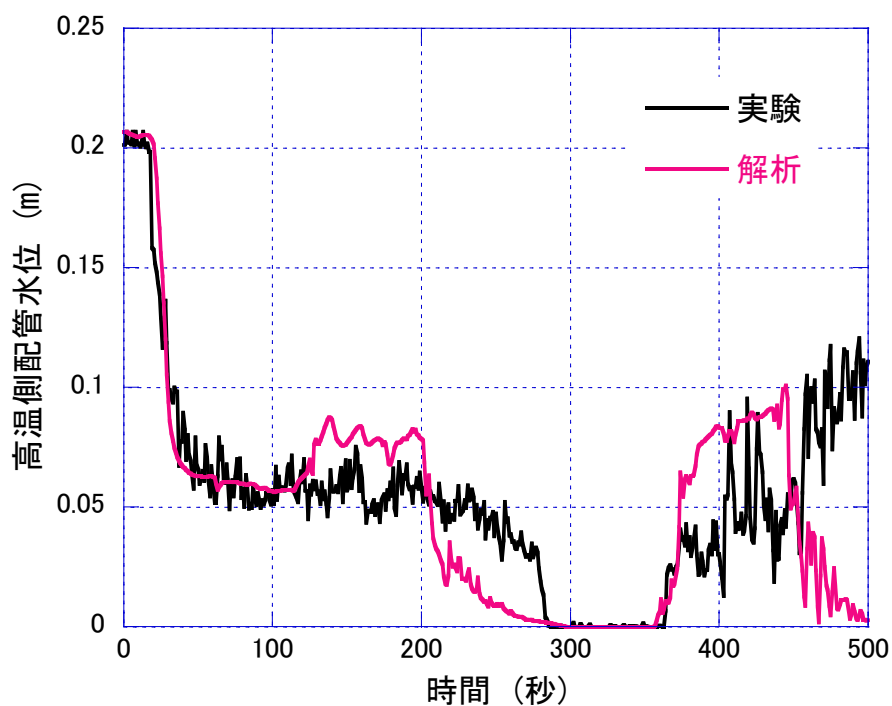


図 2.3.3-3 高温側配管水位(ループ B)に対する実験及び事後解析結果

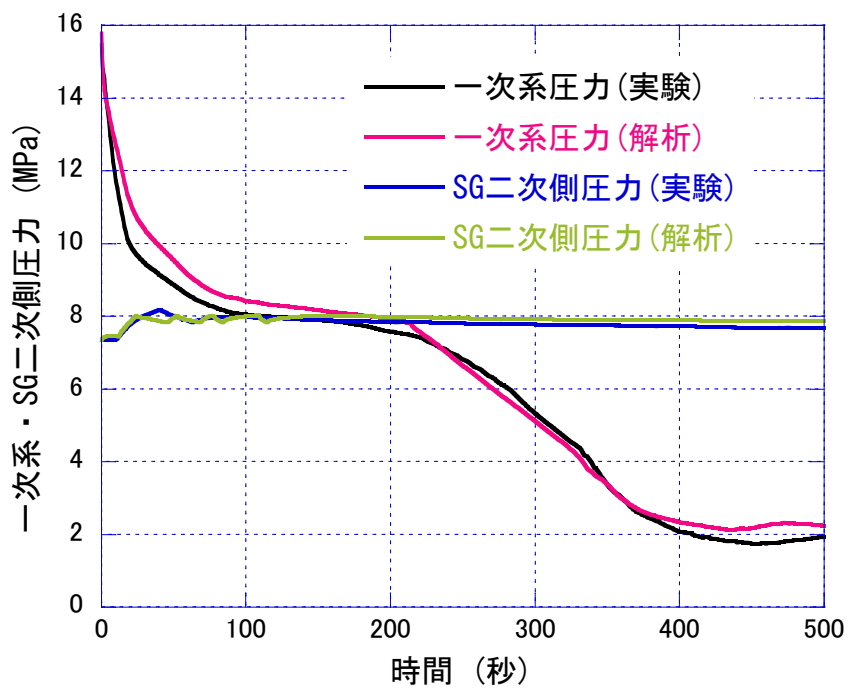


図 2.3.3-4 一次系・蒸気発生器二次側ループ A 圧力に対する実験及び事後解析結果

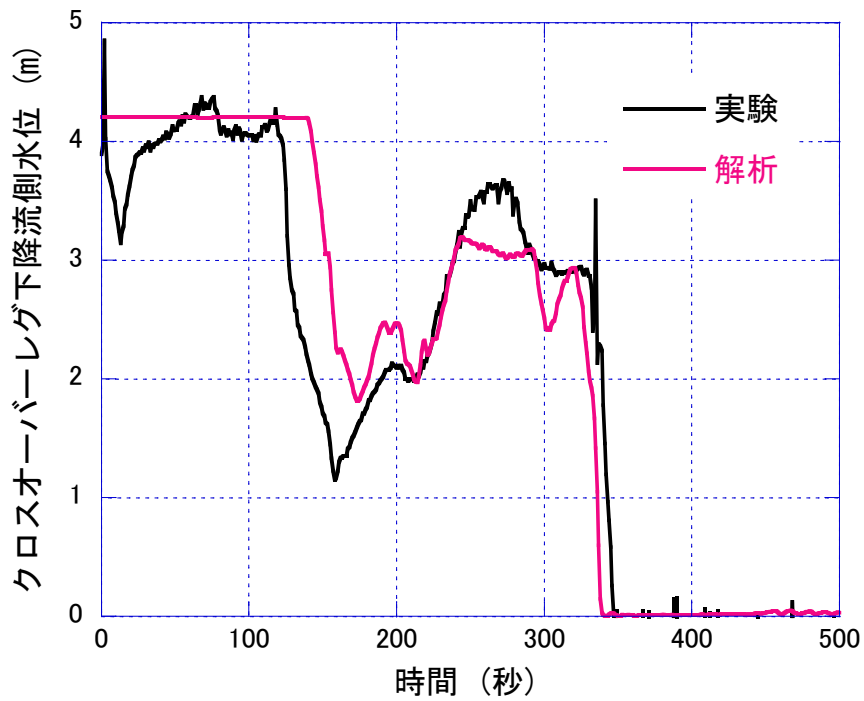


図 2.3.3-5 クロスオーバーレグ下降流側水位(ループ A)に対する実験及び事後解析結果

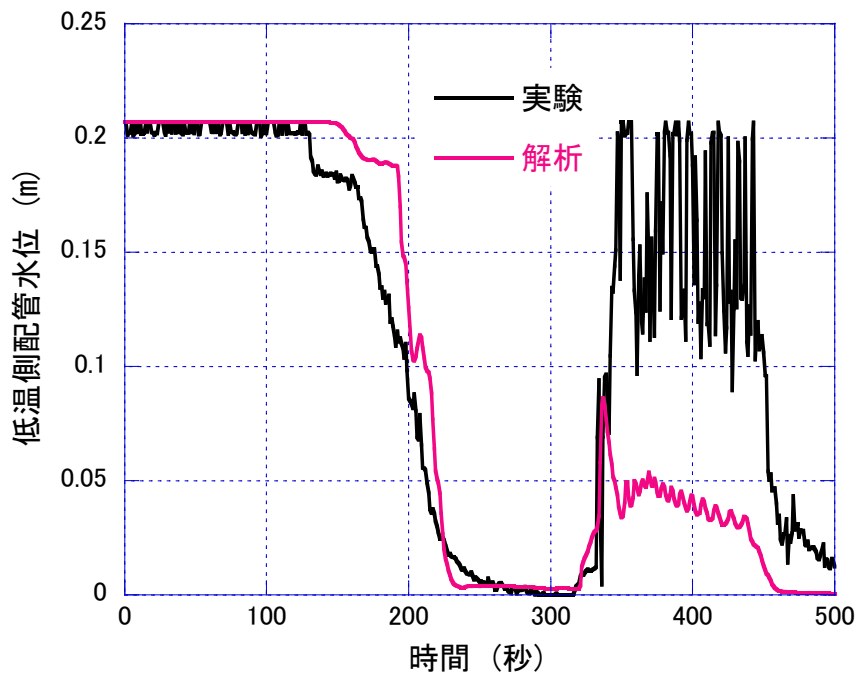


図 2.3.3-6 低温側配管水位(ループ A)に対する実験及び事後解析結果

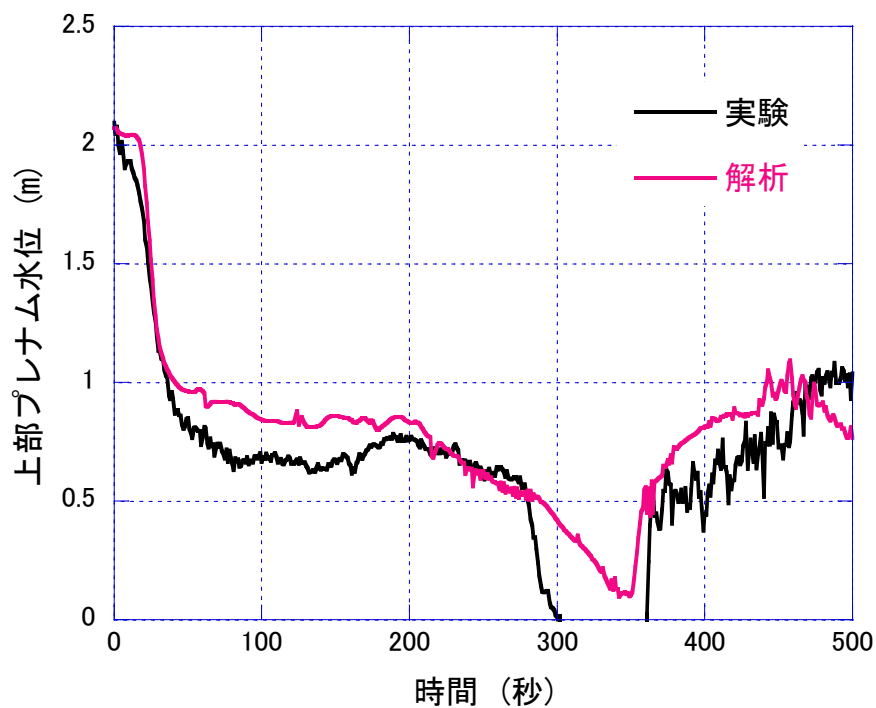


図 2.3.3-7 上部プレナム水位に対する実験及び事後解析結果

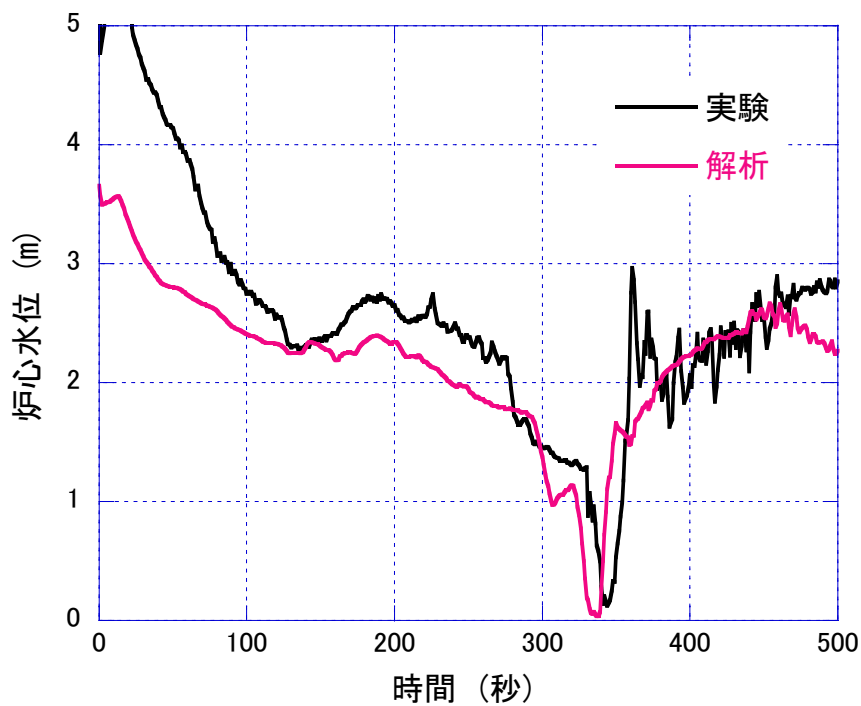


図 2.3.3-8 炉心水位に対する実験及び事後解析結果

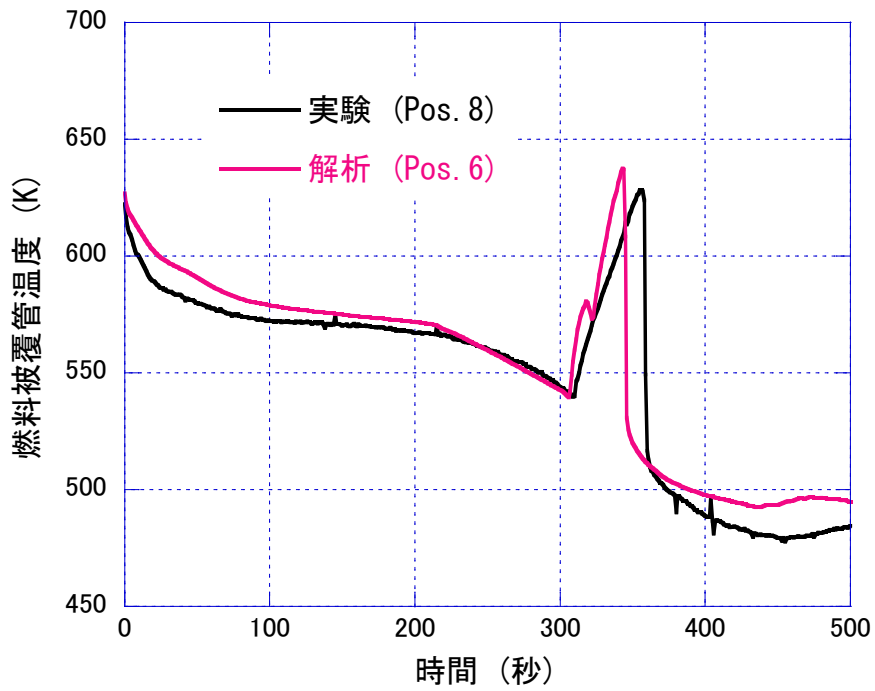


図 2.3.3-9 燃料被覆管温度に対する実験及び事後解析結果

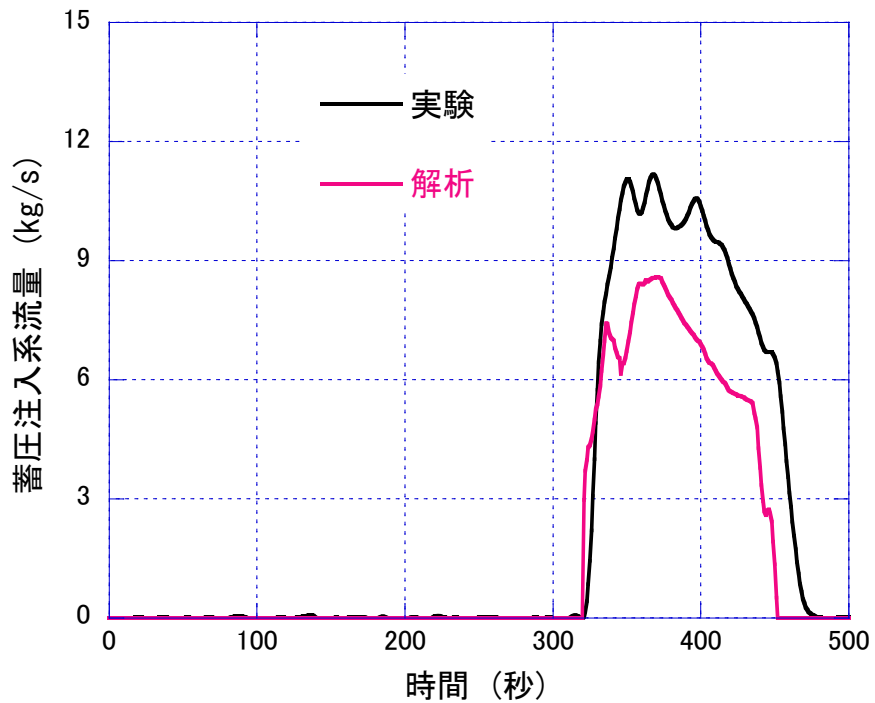


図 2.3.3-10 蓄圧注入系流量(ループ A)に対する実験及び事後解析結果

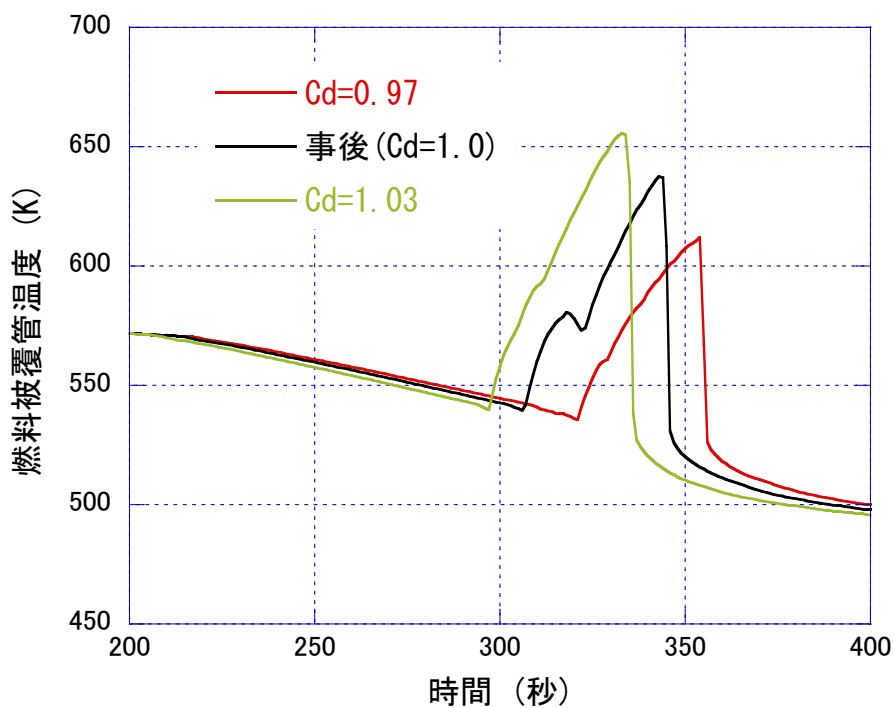


図 2.3.3-11 破断口流出係数(C_d)の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

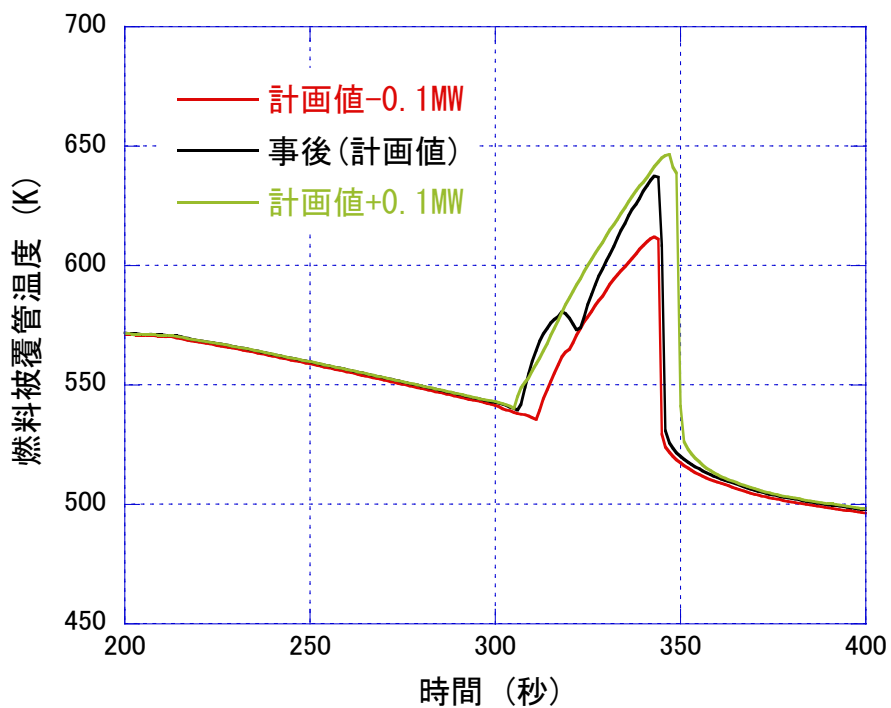


図 2.3.3-12 炉心出力の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

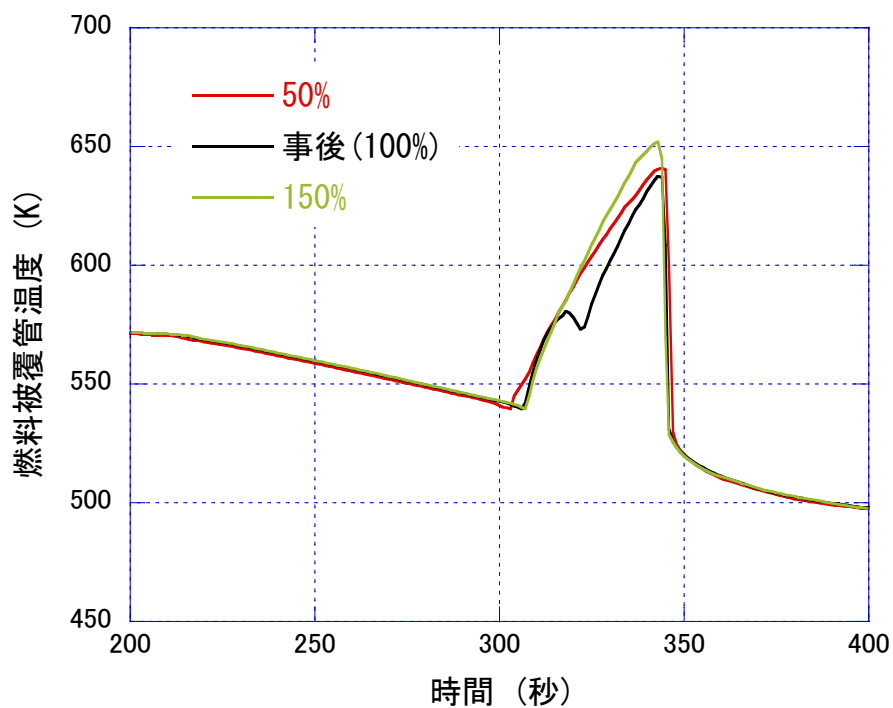


図 2.3.3-13 炉心相間摩擦の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

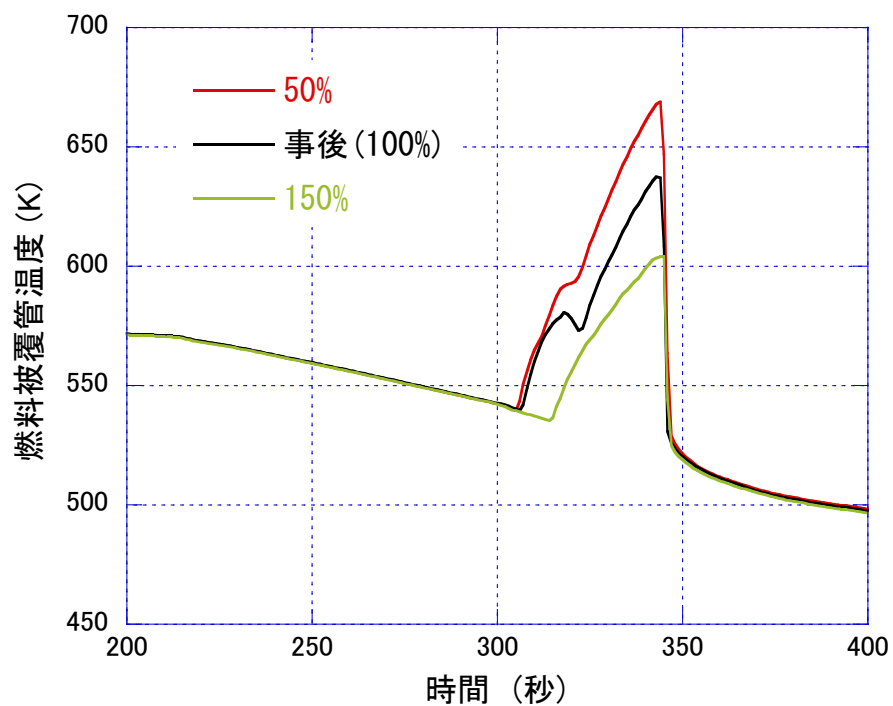


図 2.3.3-14 炉心蒸気単相対流熱伝達係数の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

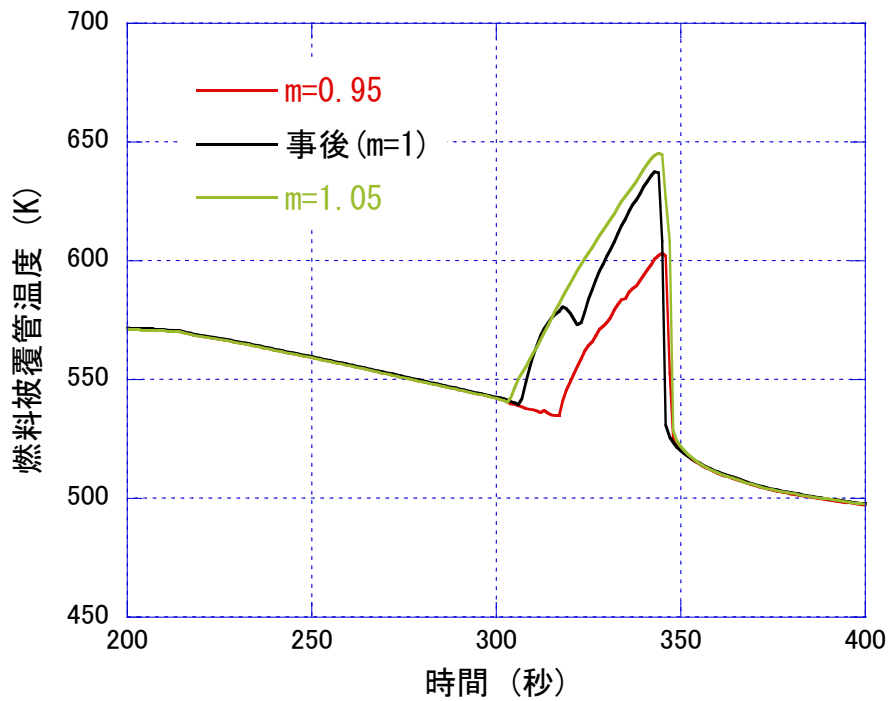


図 2.3.3-15 上部プレナムでの CCFL 傾き m の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

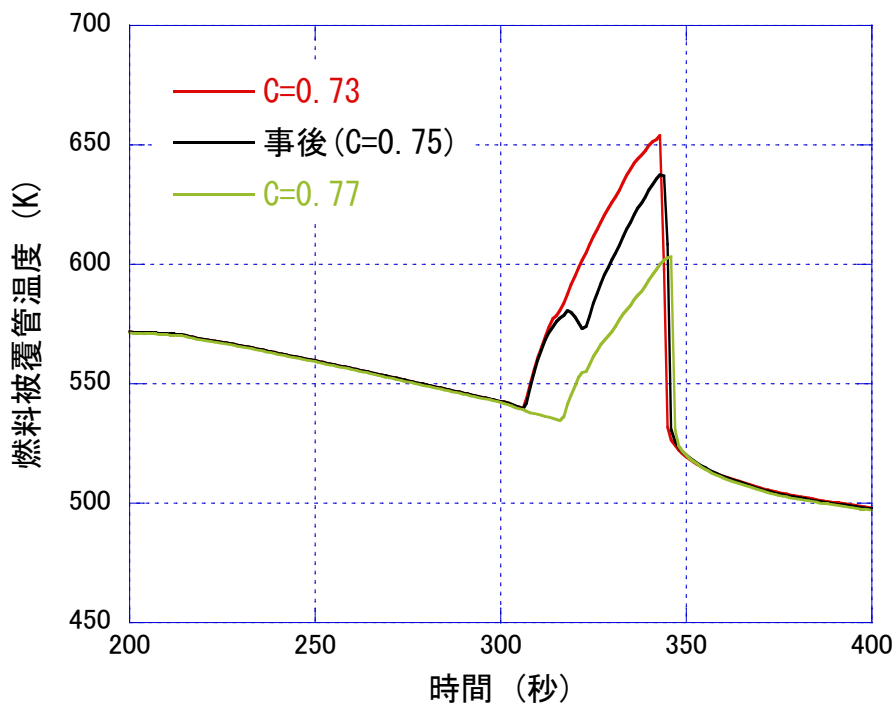


図 2.3.3-16 上部プレナムでの CCFL 切片 C の燃料被覆管最高温度に対する感度解析結果

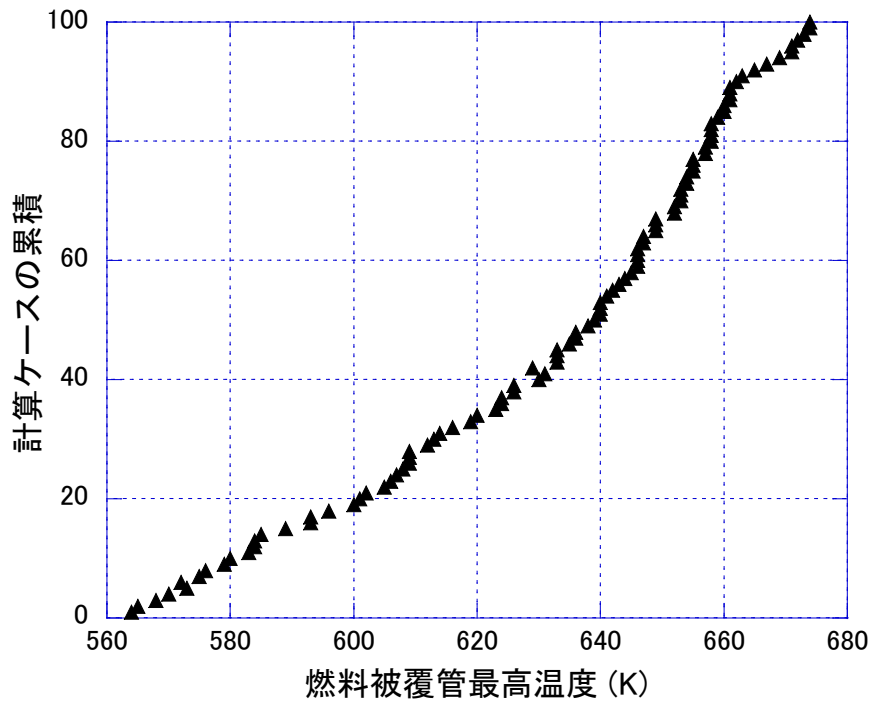


図 2.3.3-17 燃料被覆管最高温度に対する不確かさ解析結果(100 ケース)

2.4. 国産システムコードの開発の支援方法の検討

原子力規制庁においては、現在、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、国産システムコード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、当面、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平成 30 年度末までに完了させることを予定している。

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、今年度は、このような協力関係の枠組みとして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。

図 2.4.1 に、開発体制案として技術検討グループと規制庁の関係を示す。この体制において、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、大学研究機関等の組織や専門家等で構成され、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、国産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、ソースコードの版管理、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。

本年度は、さらに、関係者の意見等を聴取するためアンケート調査を実施した。対象者は、大学において、原子力に係る熱水力実験、数値解析、安全研究等を実施する教員で、各大学のホームページ等を参考に、17 名を選出し、アンケートを送付し意見をもとめた。本アンケートでは、技術検討グループの目的と必要性を説明するとともに、運営規則の概要案、並びに、規制庁で開発中の国産システムコードの特徴について説明し、関心の有無について、以下の 3 項目のいずれかを選択し返信することをもとめた。

- 国産システム解析コード技術検討グループに参加を希望する
 - 関心はあるが詳細が分からないため参加について判断できない。当面、電子メール等で活動状況に係る情報を入手したい。
 - 国産システム解析コード技術検討グループに参加を希望しない
- さらに、自由形式で、意見と質問を求めた。

その結果、11名から回答を得た。そのうち、4名は、「国産システム解析コード技術検討グループに参加を希望する」とし、7名は、「関心はあるが詳細が分からないため参加について判断できない。当面、電子メール等で活動状況に係る情報を入手したい」とのことであった。

得られた主な意見を下記に示す。

- 本件、我が国にとり極めて重要なものと認識。できるだけの協力をしたい。
- 「コードを貸与・・・研究に使用」という方式は、既に、研究組織 A がコード A で実施しているが、現時点で、成功している（あるいは成功の目途がある）とは言えない状況。
- コード B でも、同様の取り組みがあった。「単に計算するだけ」の場合、SE業務となってしまう、論文が書けない。一方、コードの中身を把握しようとした場合、コードの規模や計算環境にも依存し、大学レベルでは、時間や手間が追い付かない、ということになる。
- 特に「大学等の専門家を中心」については、大学教員には、本来別業務があるので、「・・・を支援」ということでも、難易度が上がるかもしれない。
- 本開発は、RELAP や TRACE の代替としての国産システム解析コードであることが最も優先されることは十分理解するが、例えば、サブチャンネル解析機能をオプションで選択できるようにするとか、従来コードを拡張し、補完できるようなコードになることを期待。
- 昔から言われているが、現象に対する構成式の適用性とか、構成式切り替わり時の影響とかは改めて整理する必要がある。

さらに、下記に係る質問を得た。

- 大学に所属しない個人として参加可能か。
- 活動内容は、どのようなものか。
 - 解析コードのモデルの理論的検討
 - 解析コードのモデル等の修正
 - 解析コードの実験との比較によるモデル評価・検証
 - 解析コードのシステム実験との比較による総合機能の評価・検証
 - 解析コードの使用にはどのレベルの計算機が必要か。（パソコン、数値計算用パソ

コン、専用並列計算機等)

- どの程度の負荷のある活動か。
- 特殊なスキルを必要とするか。
- 外国人留学生は利用可能か

今後、これらの意見や質問を踏まえ、検討を継続することにする。状況によっては規制庁と相談した上で、情報提供の開始や予備的な会合の開催等を、来年度より実施するよう検討する。

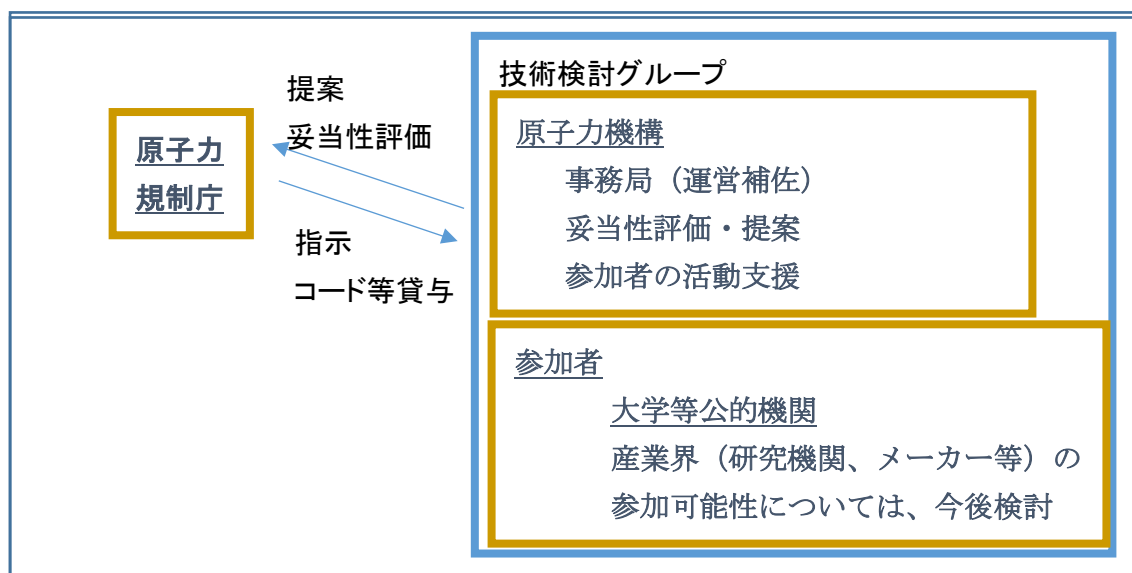


図 2.4.1 国産システムコード技術検討グループの構成

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、原子力規制庁によるシステム解析コードの開発や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。

4x4 バンドル伝熱実験では、平成 28 年度に基本部分が完成した高圧熱流動実験ループ HIDRA および試験部 4x4 バンドル試験体の性能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、全条件に渡って本実験で得られた限界出力と修正 Biasi 式による計算値が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。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が中央部 4 本と外周部 12 本で差が大きく、またリウエット開始時刻およびリウエット速度がロッド毎に異なる傾向があることが分かった。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が明らかとなった。

単管炉心伝熱実験では、旋回羽型スパーサを模擬した流路障害物を設置し、定常状態における限界熱流束、熱伝達率と液滴伝達率の測定、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、昨年度までに取得したスパーサ無し、及び丸セル模擬スパーサ設置の場合の結果との比較を行った。旋回羽型スパーサを設置した場合、丸セル模擬スパーサに比べ限界熱流束、熱伝達率、液滴伝達率が大きく向上した。また、丸セル模擬スパーサのリウエット速度への影響は小さかったのに対し、旋回羽型スパーサの場合リウエット速度が増加する結果となった。さらに、ドライアウト挙動に関する実験を行い、丸セル模擬スパーサがドライアウト速度に与える影響はわずかであることが分かった。

3x3 バンドル実験装置の製作では、スパーサ交換が容易な構造での詳細設計を実施した。

先行冷却実験では、非加熱時および加熱時のリウエット実験を実施し、リウエット時の液膜先端挙動の把握、非加熱時の基本的な液膜流特性、リウエット時の液膜流特性および乾き面での熱伝達特性について計測データに基づいた検討を行った。非加熱時の液膜流特性は既存の実験相関式と定性的に一致し、本実験における計測が適切に行われていることを確認した。リウエット時の液膜先端可視化結果では、過熱面入口ではリブレット状の液膜先端形状が確認されるものの、0.2 秒ほどの短時間で周方向に概ね均一な液膜先端形状となり、壁面過熱度が高いほど周方向に均一な液膜が形成されることがわかった。液膜先端では多量の液滴が径方向外側に激しく飛散する様子が確認された。液膜先端近傍の濡れ領域ではドライパッチが発生・消滅を繰り返す様子が確認でき、先行冷却熱伝達の要因の一つである可能性が示唆された。リウエット時の液膜流の特徴として、リウエットフロント

に近いほど液膜が厚くなることが確認され、伝播する波の高さおよび速度は非加熱時よりも大きくなることがわかった。リウエット時の乾き面での熱伝達係数は、入口効果を考慮した既存相関式と良好に一致し、その傾向は流量条件及び壁面温度条件を変えても変化しないことがわかった。リウエットフロント近傍での急激な熱伝達向上傾向が入口効果と良好に一致することから、過熱面への入口効果が先行冷却の要因の一つである可能性が示唆された。飛散液滴による伝熱効果についても検討したが、本実験条件では液滴による伝熱促進効果は見られなかった。

CFD 解析では、単管およびバンドル試験体の体系において、実験に使用する模擬スペーサが流動場へ及ぼす影響を調査した。形状の異なる複数のスペーサを対象とした解析を実施し、形状の違いが、スペーサ下流の速度分布、温度分布、および液滴挙動に特徴的な影響を及ぼすことを示した。

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、炉心水位が高く、ホットレグ水位が炉心水位によって定まる条件を模擬した条件においては、炉心水位がデフラiddiingの境界を与える直線の切片および傾きに強く影響することが明らかとなった。大口径垂直管実験では、気泡流条件において径方向ボイド率分布、界面積濃度分布およびザウター気泡径分布を取得した。また、ワイヤメッシュセンサーからのデータから、ウェーブレット解析を利用して気泡のスケールごとの挙動を把握する手法を導入した。

ROSA/LSTF 実験は、福島第一原子力発電所事故で見られたような極めて過酷な多重事故条件でのアクシデントマネジメント(AM)策の有効性について検討することを目的としている。ROSA/LSTF 装置を用いた AM 策に係る実験は 1990 年代に開始した ROSA-V 計画においてすでに多く実施しているが、本事業では ROSA-V 計画で実施した内容よりも機器の故障条件をより厳しく仮定する。本年度実施した実験(実験番号：TR-LF-18)は、全電源喪失時に一次冷却材喪失を伴い、蓄圧注入系からの注水開始後の隔離失敗による窒素ガスの一次系への流入に着目している。このとき、一次冷却材の喪失を低温側配管 0.5%破断で模擬するとともに、AM 策として、運転員の操作遅れを考慮して、低温側配管破断から 10 分後に、蒸気発生器(SG)二次側減圧と SG 二次側への給水を開始した。本実験では、窒素ガスが SG 伝熱管に蓄積し、SG 二次側圧力に比べて一次系圧力の低下率が小さくなったが、破断口から窒素ガスの一部が放出され、一次系圧力は 1MPa 以下まで低下した。また、SG 計装管において、窒素ガスの蓄積率の違いから水位低下が異なる非一様な流動挙動を示した。実験を通じて、炉心露出は生じないことを確認した。一次系圧力は 1MPa 以下まで低下したことを確認し、低温側配管への冷却材の注入後、実験を終了した。

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、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-16)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、高圧注入系の不作動を仮定した。回復操作として、スクラム信号発信から 720 秒後に開始した健全ループ SG の逃し弁開放により、一次系圧力が破断ループ SG 二次側圧力まで低下した。ここで、健全ループ SG の逃し弁開放後、破断ループ SG の逃し弁は開かなかった。また、均圧後に開始した加圧器の逃し弁開放後、破断ループ SG 二次側が空になるまで、一次系圧力が破断ループ SG 二次側圧力を下回り、逆流が生じていると考えられる。さらに、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧促進に伴う蓄圧注入系の作動を確認した。実験を通じて、炉心露出は生じないことを確認した。蓄圧注入系の作動終了を確認後、実験を終了した。

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)を解析対象に、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。不確かさ解析の結果は、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。

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実施した。

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, “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).
- 2) 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 (under review).
- 3) T. Takeda and I. Ohtsu, “ROSA/LSTF test on nitrogen gas behavior during reflux condensation in PWR and RELAP5 code analyses”, Mechanical Engineering Journal (under review).

国際会議等報告

- 1) T. Takeda and I. Ohtsu: “ROSA/LSTF Test on Nitrogen Gas Behavior during Reflux Cooling in PWR and RELAP5 Post-test Analysis”, ICONE25-67512, Shanghai, China, 2017.

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) 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.
- 2) 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.

5. 参考文献

2.1.1.

- [1] 日本原子力研究開発機構、平成 20 年度燃料等安全高度化対策事業に関する報告書 (2009)
- [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] 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).
- [4] Blair, J. M., An analytical solution to a two-dimensional model of the rewetting of a hot dry rod, Nucl. Eng. Des., 32, 159-170 (1975).
- [5] 日本原子力研究開発機構、平成 28 年度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 (2017).

2.1.2.

- [1] 日本原子力研究開発機構、平成 27 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 (2016).
- [2] 日本原子力研究開発機構、平成 28 年度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 (2017).
- [3] 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).
- [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] 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).
- [6] Sibamaoto, 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).
- [7] Groeneveld, D. C., Post-dryout heat transfer at reactor operating conditions, Proc. Topl. Mtg. Water reactor safety. CONF-730304, U. S. Atomic Energy Commission.
- [8] Sugawara, S., "Droplet deposition and entrainment modeling based on the three-fluid model". Nucl. Eng. Des., 122, 67-84 (1990).
- [9] 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).

2.1.4.

- [1] Berna, C., et al., Review of droplet entrainment in annular flow: Interfacial waves and onset of entrainment, *Progress in Nuclear Energy*, 74 (2014), 14-43.
- [2] 世古口ら, 気液環状ミスト流の流動特性* (第2報, 主要パラメータの相関式について), 日本機械学会論文集 (B編), 51巻, 466号 (昭60-6) .
- [3] G. F. Hewitt, *Hemisphere handbook of heat exchanger design*, Hemisphere Publishing Corporation, Bristol, 1990, 2.5.1 D.
- [4] 大江修造 (2002) , 物性推算法, データブック出版社.
- [5] 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 (2011), 440-453.
- [6] Sugawara, S., Droplet deposition and entrainment modeling based on the three-fluid model, *Nucl. Eng. Des.*, 122, 67-84 (1990).

2.1.5

- [1] OECD/NEA, Report of the OECD/NEA KAERI Rod Bundle CFD Benchmark Exercise, NEA/CSNI/R(2013)5 (2013).
- [2] C. Peña-Monferrer, et al., CFD turbulence study of PWR spacer-grids in a rod bundle, *Science and Technology of Nuclear Installations*, vol. 2014, Article ID 635651, 15 pages (2014).
- [3] Ulrich Bieder, "Analysis of the IAEA-Benchmark on Flow Mixing in a 4x4 Rod Bundle" Proceedings of 17th International Typical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulic, X7ian, China, Sept. 3-8, (2017).
- [4] Tsan-Hsing Shih et al., "A New k-epsilon Eddy Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows" *Computers and Fluids* 24, 3, 227-238, (1995)
- [5] 甲藤好郎 著、「伝熱概論」, 養聖堂

2.2.1.

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

2.2.2.

- [1] 日本原子力研究開発機構、平成24年度 原子力発電施設等安全調査研究委託費 (原子力発電施設等安全調査) に関する報告書 (2014)

- [2] 日本原子力研究開発機構、平成 25 年度 原子力発電施設等安全調査研究委託費（原子力発電施設等安全調査）に関する報告書（2014）
- [3] 日本原子力研究開発機構、平成 26 年度 原子力発電施設等安全調査研究委託費（原子力発電施設等安全調査）に関する報告書（2015）
- [4] 日本原子力研究開発機構、平成 27 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（2016）
- [5] 日本原子力研究開発機構、平成 28 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（2017）
- [6] T. Kanai, M. Furuya, T. Arai, K. Shirakawa, Y. Nishi, 2012. Three-dimensional phasic velocity determination methods with wire-mesh sensor. *Int. J. Multiphase Flow* 46, 75.

2.3.1.

- [1] The ROSA-V Group, ROSA-V large scale test facility (LSTF) system description for the third and fourth simulated fuel assemblies, JAERI-Tech 2003-037, Japan Atomic Energy Research Institute (2003).
- [2] T. Takeda and I. Ohtsu, ROSA/LSTF Experiment on a PWR Station Blackout Transient with Accident Management Measures and RELAP5 Analyses, *Mechanical Engineering Journal*, 2(5), Article ID 15-00132, 15pages (2015).
- [3] T. Takeda and I. Ohtsu, ROSA/LSTF Experiment on Accident Management Measures during a PWR Station Blackout Transient with Pump Seal Leakage and RELAP5 Analyses, *Journal of Energy and Power Sources*, 2(7), 274-290 (2015).
- [4] 吉原健介、福島第一原子力発電所事故を踏まえた関西電力における安全確保対策の取組状況、*日本原子力学会誌*、54(7), 441-446 (2012).
- [5] 日本原子力研究開発機構、平成 27 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、（2016）。
- [6] 日本原子力研究開発機構、平成 28 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、（2017）。

2.3.2.

- [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] NEA, Final Integration Report of the Rig-of-safety Assessment (ROSA-2) Project – 2009-2012, NEA/CSNI/R(2016)10, 217 pages (2016).

2.3.3

- [1] NEA, BEMUSE Phase VI Report, Status report on the area, classification of the methods, conclusions and recommendations, NEA/CSNI/R (2011) 4.
- [2] Y. Kukita, et al., Data Report for ROSA-IV/LSTF 10% Hot Leg Break Experiment Run SB-HL-02, JAERI-M 90-039, Japan Atomic Energy Research Institute (1990).
- [3] V. H. Ransom, J. A. Trapp, The RELAP5 choked flow model and application to a large scale flow test. In: Proceedings of the ANS/ASME/NRC International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Saratoga Springs, New York, USA (1980).
- [4] G. B. Wallis, One-dimensional two-phase flow, McGraw-Hill Book, New York, USA (1969).
- [5] H. Kumamaru, et al., RELAP5/MOD3 code analyses of LSTF experiments on intentional primary-side depressurization following SBLOCAs with totally failed HPI, Nuclear Technology, 126, 331-339 (1999).
- [6] 日本原子力学会、統計的安全評価の実施基準：2008、AESJ-SC-S001:2008 (2009).
- [7] H. Glaeser, GRS method for uncertainty and sensitivity evaluation of code results and applications, Science and Technology of Nuclear Installations, vol. 2008, Article ID 798901, 7 pages (2008).

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。