

## 安全研究成果報告

# 国産システム解析コードの開発及び事故時等の 熱流動評価に係る実験的研究

Development of a System Analysis Code and Experimental Study for  
Thermal Hydraulic Evaluation of Accidents at Nuclear Power Plants

金子 順一 塚本 直史 藤田 達也 上原 宏明

Junichi KANEKO, Naofumi TSUKAMOTO, Tatsuya FUJITA, and Hiroaki UEHARA

システム安全研究部門

Division of Research for Reactor System Safety

原子力規制庁

長官官房技術基盤グループ

Regulatory Standard and Research Department,  
Secretariat of Nuclear Regulation Authority (S/NRA/R)

令和元年 5 月

May 2019

本報告は、原子力規制庁長官官房技術基盤グループが行った安全研究プロジェクトの活動内容・成果をとりまとめたものです。

なお、本報告の内容を規制基準、評価ガイド等として審査や検査に活用する場合には、別途原子力規制委員会の判断が行われることとなります。

本レポートの内容に関するご質問は、下記にお問い合わせください。

原子力規制庁 長官官房 技術基盤グループ システム安全研究部門  
〒106-8450 東京都港区六本木 1-9-9 六本木ファーストビル  
電 話：03-5114-2223  
ファックス：03-5114-2233

# 国産システム解析コードの開発及び事故時等の 熱流動評価に係る実験的研究

原子力規制庁 長官官房技術基盤グループ

システム安全研究部門

金子 順一 塚本 直史 藤田 達也 上原 宏明

## 要 旨

原子力プラントの安全性の評価においては、近年、詳細な模擬によって事故時に発生する複雑な物理現象を現実的に予測できる最適評価の導入が進められている。最適評価では、事故等における事象進展を現実的に予測できる物理モデルを有する原子炉システム解析コードが必要である。また、原子炉システム解析コードの妥当性を確認するとともに、その物理モデルを高度化していくためには、熱流動実験によって事故等において想定される個々の重要現象及びプラント全体の挙動を把握することが重要である。

本プロジェクトでは、原子炉システム解析コードの開発として、軽水炉の運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれがある事故までの事象を評価できる物理モデルを組み込んだ新規のプログラムを作成するとともに、熱流動実験を実施して事故時等の熱流動評価に係る知見を取得した。

本プロジェクトで開発を進めた原子炉システム解析コード AMAGI は、熱水力モデル、熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデルを主要解析機能として有する。熱水力モデルについては、2 流体 1 圧力モデルに基づく質量、運動量及びエネルギーの保存式を半陰解法及び完全陰解法によって離散化し、反復計算によってその数値解を得る機能を有するとともに、個々の現象について文献調査を踏まえた最新の構成式を組み込んだ。熱伝導モデルについては、熱伝導方程式に基づいて構造材の温度変化を評価する機能を組み込んだ。制御系モデルについては、信号変数、論理モデル及びトリップモデルによって様々な制御システムを模擬できる機能を組み込んだ。熱出力モデルについては、一点炉近似動特性解析機能及び原子炉の 3 次元出力挙動を模擬するための 3 次元炉心解析コード PARCS との結合

機能を組み込んだ。また、AMAGI の動作確認を通して、その基本的なモデルの動作を確認するとともに、一部の現象への適用における計算収束性の悪化等の課題を抽出した。

事故時等の熱流動評価に係る知見の取得のため、国立大学法人電気通信大学、一般財団法人電力中央研究所及び国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託により、事故等において想定される個々の現象及びプラント全体の挙動について実験を実施した。まず、個々の熱流動現象として冷温停止時の制御棒落下事故におけるボイド挙動に着目し、低圧時のサブクール沸騰における気泡の可視化実験を実施して、その機構に基づいたモデル化に資する知見を取得した。また、局所的な出力急昇時の燃料集合体内ボイド挙動の可視化実験を実施して、ボイドの横方向への伝播挙動に係る知見を取得するとともに、スパーサによって気泡が分裂し凝縮することで燃料集合体内ボイド率が低下することを示した。次に、液膜ドライアウトに係る熱流動現象に着目して、高温高圧の熱流動ループを用いた実験を実施し、実機の原子炉停止機能喪失に近い条件において、液膜ドライアウト、噴霧流壁面熱伝達及びリウエットに係る既存の相関式の適用性を確認した。また、液膜ドライアウト及びリウエットの機構の把握のため、リウエット時の液膜先端挙動及びスパーサによる液滴付着効果について実験的知見を取得した。

事故時のプラント全体の挙動については、従来知見が少ないと考えられる以下の2つの多重故障事故を対象に総合効果実験を実施した。1次冷却材喪失を伴う全交流電源喪失における蓄圧注入系からの窒素ガス流入事象について、蒸気発生器伝熱管における窒素ガスの蓄積及び凝縮熱伝達の劣化について知見を取得するとともに、蒸気発生器二次側減圧等の運転員操作の有効性を確認した。また、蒸気発生器伝熱管複数本破損事故について、健全蒸気発生器圧力逃し弁による2次側減圧等の運転員操作の有効性を確認した。

本プロジェクトで取得した実験データは、今後、原子炉システム解析コードAMAGI等の高度化及び妥当性確認に活用される。

Development of a System Analysis Code and Experimental Study for Thermal  
Hydraulic Evaluation of Accidents at Nuclear Power Plants

Junichi KANEKO, Naofumi TSUKAMOTO, Tatsuya FUJITA, and Hiroaki UEHARA

Division of Research for Reactor System Safety

Regulatory Standard and Research Department

Secretariat of Nuclear Regulation Authority (S/NRA/R)

Abstract

Best estimate evaluation based on realistic prediction with detailed models of complicated phenomena that occur during accidents has recently been introduced into the safety evaluation of nuclear power plants. A system analysis code which has physical models for realistic prediction of events during the accidents is necessary in best estimate evaluation. It is also important to well understand individual important phenomena and whole plant behaviors during accidents with thermal hydraulic experiments in order to validate the system analysis code and to continuously improve its physical models.

In this project, a new program with physical models which are applicable to evaluation of events from anticipated operational occurrences to design extension conditions were made from its basic design, as the development of a system analysis code. In addition, thermal hydraulic experiments were performed in order to obtain knowledge of thermal hydraulic evaluation for nuclear power plants at the accidents.

The system analysis code “AMAGI” that has been developed in this project has a thermal hydraulic model, thermal conduction model, control model and thermal power model as main analytical functions. The thermal hydraulic model has functions where mass, momentum, and energy conservation equations based on a two-fluid one-pressure model are discretized with ith semi-implicit and fully-implicit methods, and their numerical solutions are obtained with iterative calculations. The thermal hydraulic model also has state-of-the-art constitutive equations based on literature information for individual phenomena. The thermal conduction model has functions which evaluate temperature transients of structure materials based on heat conduction equations. The control model has functions

which can evaluate various control systems in nuclear power plants with signal variables, logic models and trip models. The thermal power model consists of a point core kinetic model and a connecting function with a three-dimensional core analysis code "PARCS" to simulate three-dimensional power behaviors in a nuclear reactor core. By conducting function tests of AMAGI, its fundamental models were verified and subjects such as deterioration of calculation convergence in its application to some phenomena were identified.

Experiments of individual phenomena and whole plant behaviors that occur during accidents were performed in order to obtain knowledge of thermal hydraulic evaluation of the accidents at nuclear power plants, in the project contracted with the University of Electro-Communications, the Central Research Institute of Electric Power Industry and the Japan Atomic Energy Agency. Void behaviors in rod drop accidents during a cold shutdown were focused as individual thermal hydraulic phenomena, and visualization experiments of bubbles in subcooled boiling at a low pressure were performed to obtain knowledge for modeling based on its mechanism. Visualization experiments of void behaviors in a fuel bundle at a local and rapid power rise were performed to understand horizontal void propagation and to show that void fraction in a fuel bundle was decreased due to breakups and condensations of bubbles with to spacers. In addition, thermal hydraulic phenomena related to liquid film dryout were focused, and experiments were performed with a high-temperature and high-pressure thermal hydraulic loop in order to confirm applicability of the existing correlation to liquid film dryout, mist flow wall heat transfer and rewetting under conditions the almost same as those of actual plants during an anticipated transient without scram. Experimental knowledge of rewetting film front behaviors and liquid droplet deposition effects of spacers was obtained in order to understand the mechanism of liquid film dryout and rewetting.

For whole plant behaviors during accident, integral effects experiments were performed regarding the following two multi-failures accidents, on which the existing knowledge is not sufficient. For events of nitrogen gas inflows from an accumulator during a station blackout with loss of primary system coolant, knowledge of nitrogen gas accumulation and degradation of condensation heat transfer in steam generator heat exchange tubes were obtained, and the effectiveness of operator actions, such as depressurization at the steam generator secondary-side, was confirmed. For steam generator multi tube ruptures

accidents, the effectiveness of operator actions such as depressurization in a secondary-side loop with a pressure relief valve of an intact steam generator was also confirmed.

The experimental data obtained in this project will be utilized for improvements and validations of the system analysis code AMAGI in future.

## 目 次

1	序論	1
1.1	背景及び目的	1
1.2	研究の概要及び全体工程	2
2	本論	6
2.1	国産システム解析コードの開発	6
2.1.1	AMAGI の解析機能の開発	6
2.1.1.1	解析機能の概要	6
2.1.1.2	熱水力モデル	12
2.1.1.3	熱伝導モデル	22
2.1.1.4	制御系モデル	24
2.1.1.5	熱出力モデル	26
2.1.1.6	解析環境システム	27
2.1.1.7	機能高度化に向けた検討	31
2.1.2	AMAGI の動作確認	43
2.1.2.1	個々の解析機能の動作確認	43
2.1.2.2	実験模擬解析	54
2.2	事故時等の熱流動評価に係る実験的研究	68
2.2.1	冷温停止時の制御棒落下事故のボイド挙動実験	68
2.2.1.1	冷温停止時の制御棒落下事故の炉心における重要現象	68
2.2.1.2	低圧時サブクール沸騰実験	71
2.2.1.3	燃料集合体内横方向ボイド挙動実験	82
2.2.2	液膜ドライアウトに係る熱流動実験	95
2.2.2.1	原子炉停止機能等の炉心における重要現象	95
2.2.2.2	高温高圧液膜ドライアウト及びリウエット実験	98
2.2.2.3	リウエット時液膜先端挙動実験	120
2.2.2.4	スぺーサ液滴付着効果実験	130
2.2.3	多重故障事故の熱流動挙動実験	142
2.2.3.1	大型非定常ループ実験装置 LSTF	142
2.2.3.2	1次冷却材喪失を伴う全交流電源喪失時の窒素ガス流入事象	144
2.2.3.3	蒸気発生器伝熱管複数本破損事故	155
3	結論	163
3.1	成果の要点	163
3.2	目的の達成状況	164



3.3 成果の活用等 .....	165
参考文献一覧 .....	166
主な執筆者一覧 .....	178

## 表 目 次

表 2. 1	AMAGI への物理モデルの組み込み状況 (熱水力モデル) .....	9
表 2. 2	AMAGI への物理モデルの組み込み状況 (熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデル) .....	10
表 2. 3	AMAGI における界面せん断力の構成式 .....	18
表 2. 4	AMAGI における壁面せん断力の構成式 .....	19
表 2. 5	AMAGI における界面熱伝達の構成式 .....	19
表 2. 6	AMAGI における壁面熱伝達の構成式 .....	20
表 2. 7	SP <sub>N</sub> 法に関する調査結果の概要 .....	34
表 2. 8	S <sub>N</sub> 法に関する調査結果の概要 .....	35
表 2. 9	プレナーMOC に関する調査結果の概要 .....	36
表 2. 10	プレナーMOC の適用性の検証に係るベンチマーク .....	37
表 2. 11	C5G7 ベンチマーク解析におけるプレナーMOC の計算条件 .....	38
表 2. 12	新規中性子動特性解析コードの開発及びその実機適用に向けて解決すべき技術的課題及び検討事項案 .....	39
表 2. 13	解析の対象となる実験の NUPEC 燃料集合体ボイド実験の条件範囲 .....	57
表 2. 14	解析結果の実験結果に対する比率の平均値および標準偏差 .....	57
表 2. 15	RDA における現象重要度及び現象機構に係る知見の充実度 .....	70
表 2. 16	計測項目 .....	86
表 2. 17	最大熱出力時のロッド表面熱流束 (スペーサ無) .....	86
表 2. 18	最大熱出力時のロッド表面熱流束 (スペーサ有) .....	87
表 2. 19	ATWS における現象重要度及び現象機構に係る知見の充実度 .....	97
表 2. 20	4行4列バンドル試験体及び3行3列バンドル試験体の基本仕様 .....	104
表 2. 21	リウエット先端近傍の熱伝達係数計測における実験条件 .....	123
表 2. 22	液滴運動の計測仕様 .....	135
表 2. 23	液膜センサーの仕様 .....	135
表 2. 24	実験パラメータ .....	136
表 2. 25	全電源喪失時に1次系冷却材喪失を伴う実験の実験条件 .....	148
表 2. 26	炉心出力 .....	148
表 2. 27	1次系冷却材ポンプ回転数 .....	149
表 2. 28	主な事象とその時刻 .....	149
表 2. 29	蒸気発生器定常熱伝達実験の条件 .....	150
表 2. 30	蒸気発生器伝熱管複数本破損事故実験の実験条件 .....	157
表 2. 31	炉心出力 .....	157
表 2. 32	1次系冷却材ポンプ回転数 .....	157

表 2.33 主な事象とその時刻 .....	158
------------------------	-----

## 目 次

図 1. 1	国産システム解析コードの開発の全体工程	4
図 1. 2	事故時等の熱流動評価に係る実験的研究の全体工程	5
図 2. 1	AMAGI の解析機能の全体構成	11
図 2. 2	AMAGI の熱水力モデルが対象とする座標系	21
図 2. 3	AMAGI の熱伝導モデルが対象とする座標系	23
図 2. 4	制御系モデルと他のモデルとの間のインターフェイス	25
図 2. 5	入力支援ツールの概要	29
図 2. 6	入力支援ツールの使用画面	30
図 2. 7	プロットツールの使用画面	30
図 2. 8	プレナーMOC の概略	40
図 2. 9	C5G7 ベンチマークにおける Rodded B 配置の計算体系 <sup>(参72)</sup>	41
図 2. 1 0	C5G7 ベンチマークにおける Rodded B 配置の解析結果	42
図 2. 1 1	流路の拡大・縮小に係る動作確認	47
図 2. 1 2	二相水位の動作確認	48
図 2. 1 3	3次元熱水力モデル（直交座標系）の動作確認	49
図 2. 1 4	1次元熱伝導方程式（直交座標系）に係る動作確認	50
図 2. 1 5	論理モデルの動作確認例（ADD モデル）	51
図 2. 1 6	論理モデルの動作確認（QUAN モデル）	51
図 2. 1 7	論理モデルの動作確認（PI 制御モデル）	52
図 2. 1 8	1点炉近似動特性方程式による核分裂出力評価の動作確認	53
図 2. 1 9	NUPEC 燃料集合体ボイド実験の実験装置	58
図 2. 2 0	NUPEC 燃料集合体ボイド実験の解析体系	58
図 2. 2 1	模擬燃料集合体内ボイド率軸方向分布の解析コード毎の比較	59
図 2. 2 2	模擬燃料集合体出口ボイド率の実験結果及び解析結果の比較	60
図 2. 2 3	FLECHT-SEASET 試験発熱バンドル部の横方向断面図	61
図 2. 2 4	FLECHT-SEASET 発熱バンドル部の解析体系	61
図 2. 2 5	FLECHT-SEASET 実験の解析における解析条件	62
図 2. 2 6	燃料棒表面温度の推移についての解析結果	63
図 2. 2 7	再冠水位置における AMAGI 及び TRACE の解析結果の比較	64
図 2. 2 8	AMAGI（セル数基準）における計算収束悪化時の解析結果	65
図 2. 2 9	SPERT-III の実験体系及び実験条件	66
図 2. 3 0	実験及び解析の炉心出力の比較	66
図 2. 3 1	反応度フィードバックの解析結果	67
図 2. 3 2	燃料温度挙動の解析結果	67

図 2.3.3	気泡挙動可視化実験装置（熱流動ループ）	76
図 2.3.4	気泡挙動可視化実験装置（試験部）	77
図 2.3.5	サブクール度の低下に伴うボイド率変化の計測結果	77
図 2.3.6	サブクール度の低下に伴う気泡挙動の変化	78
図 2.3.7	沸騰核密度及び気泡生成周期の計測結果と既存相関式の比較	78
図 2.3.8	気泡径分布の計測例	79
図 2.3.9	沸騰核毎の平均気泡径分布	79
図 2.4.0	単一沸騰核で生成される気泡の径の標準偏差	80
図 2.4.1	伝熱面離脱時の気泡速度の相関	80
図 2.4.2	気泡追跡法によるサブクール沸騰ボイド率の解析結果	81
図 2.4.3	実験ループ	87
図 2.4.4	5 行 5 列模擬燃料集合体の有効発熱部	88
図 2.4.5	PIV を用いた液相流速分布計測システム	88
図 2.4.6	30 mm 丸セルスペーサ	89
図 2.4.7	熱出力時間応答曲線	89
図 2.4.8	低出力条件においてスペーサがボイド挙動にもたらす影響	90
図 2.4.9	中出力条件においてスペーサがボイド挙動にもたらす影響	90
図 2.5.0	高出力条件においてスペーサがボイド挙動にもたらす影響	91
図 2.5.1	低出力条件においてスペーサが液相流速にもたらす影響	91
図 2.5.2	中出力条件においてスペーサが液相流速にもたらす影響	92
図 2.5.3	高出力条件においてスペーサが液相流速にもたらす影響	92
図 2.5.4	WMS によるボイド初生時刻	93
図 2.5.5	WMS によるボイド初生時刻	93
図 2.5.6	WMS によるボイド初生時刻	94
図 2.5.7	HIDRA 概略図	105
図 2.5.8	4 行 4 列バンドル試験体断面図	105
図 2.5.9	4 行 4 列バンドル試験体の模擬燃料棒における熱電対設置位置	106
図 2.6.0	スペーサ及び熱電対軸方向配置	107
図 2.6.1	グリッドスペーサ（フロータブ有り）	107
図 2.6.2	3 行 3 列バンドル試験体模擬燃料棒の熱電対設置位置	108
図 2.6.3	限界出力に係る実験結果と既存相関式との比較	109
図 2.6.4	リウエット時刻及びリウエット速度	110
図 2.6.5	出力過渡実験におけるリウエット速度	111
図 2.6.6	単管試験体及びスペーサ	112
図 2.6.7	単管試験体測定部の熱電対設置位置	113

図 2.68	単管実験における限界熱流束へのスぺーサによる影響（予熱部出口）	114
図 2.69	単管実験における限界熱流束へのスぺーサによる影響（測定部出口）	115
図 2.70	噴霧流壁面熱伝達係数	116
図 2.71	リウエット速度へのスぺーサの影響（圧力 2 MPa）	117
図 2.72	リウエット速度へのスぺーサの影響（圧力 4 MPa）	118
図 2.73	リウエット速度へのスぺーサの影響（圧力 7 MPa）	119
図 2.74	試験部概略図	123
図 2.75	リウエット時の液膜先端挙動	124
図 2.76	リウエット時及び非加熱時の液膜流特性	125
図 2.77	液膜先端近傍のドライパッチ	126
図 2.78	空気单相流の壁面熱伝達係数に関する実験結果と既存相関式の比較	126
図 2.79	リウエット時液膜先端下流側における壁面熱伝達係数の軸方向分布	127
図 2.80	スぺーサ有の空気单相流の壁面熱伝達係数の軸方向分布	128
図 2.81	スぺーサ有のリウエット時の模擬燃料棒表面温度の時間変化	128
図 2.82	リウエット時のスぺーサ下流側での液滴挙動の可視化	129
図 2.83	スぺーサ影響評価実験装置の全体概要	136
図 2.84	スぺーサ影響評価実験装置の試験部	137
図 2.85	模擬スぺーサ	137
図 2.86	可視化流路	138
図 2.87	液滴運動の計測機器	139
図 2.88	液滴付着の計測機器	139
図 2.89	液滴径と液滴速度との関係（センター体系）	140
図 2.90	液滴径と液滴速度との関係（サイド体系）	140
図 2.91	液滴付着頻度及び分布（センター体系）	141
図 2.92	液滴付着頻度及び分布（サイド体系）	141
図 2.93	大型実験装置 LSTF	143
図 2.94	窒素ガス流入と蒸気発生器 2 次側減圧時 1 次系圧力の関係	150
図 2.95	TR-LH-16 の実験結果	151
図 2.96	TR-LH-17 の実験結果	151
図 2.97	TR-LH-18 の実験結果	152
図 2.98	窒素ガス注入の概略図	152
図 2.99	窒素ガス注入量	153
図 2.100	ST-NC-45 の実験結果	153
図 2.101	ST-NC-46 の実験結果	154
図 2.102	蒸気発生器伝熱管入口から 0.81 m における流体温度の時間変化	154

図 2. 1 0 3	SGTR の破断ユニット.....	159
図 2. 1 0 4	1 次系及び 2 次系内の圧力推移.....	160
図 2. 1 0 5	1 次系ループ流量.....	160
図 2. 1 0 6	蒸気発生器 2 次側水位 .....	161
図 2. 1 0 7	ECCS 流量.....	161
図 2. 1 0 8	SB-SG-17 における低温側配管流体温度.....	162

## 略語表

ATWS(Anticipated Transient Without Scram)	: 原子炉停止機能喪失
BAF(Bottom of Active Fuel)	: 燃料発熱部下端
BEPU(Best Estimate Plus Uncertainty)	: 不確かさを考慮した最適評価
BWR : Boiling Water Reactor	: 沸騰水型発電炉
CCFL(Counter-Current Flow Limitation)	: 気液対向流制限
CGR(Coarse-Group Rebalance Method)	: 粗グループリバランス法
CMR(Coarse-Mesh Rebalance Method)	: 粗メッシュリバランス法
CPU(Central Processing Unit)	: 中央演算装置
DNB(Departure from Nucleate Boiling)	: 核沸騰からの離脱
ECCS(Emergency Core Cooling System)	: 非常用炉心冷却システム
GCMR(Generalized Coarse-Mesh Rebalance Method)	: 一般化粗メッシュリバランス法
GUI(Graphical User Interface)	: グラフィカルユーザインターフェース
HIDRA(HIgh pressure thermal hyDRAulic loop)	: 高圧熱流動ループ
HPI(High Pressure Injection)	: 高圧注入系
IAPWS (The International Association for the Properties of Water and Steam)	: 国際水蒸気性質協会
IAEA(International Atomic Energy Agency)	: 国際原子力機関
ITO(Indium Tin Oxide, $\text{In}_2\text{O}_3\text{-SnO}_2$ )	: 酸化インジウムスズ
LOCA(Loss of Coolant Accident)	: 冷却材喪失事故
LSTF(Large Scale Test Facility)	: 大型非定常試験装置
MCNP(Monte Carlo N-Particle Transport Code)	: モンテカルロ粒子輸送計算コード
MCPR(Minimum Critical Power Ratio)	: 最小限界出力比
MDNBR(Minimum Departure from Nucleate Boiling Ratio)	: 最小限界熱流束比
MOC(Method Of Characteristics)	: キャラクターリスティックス法
MOX(Mixed Oxide)	: 混合酸化物
NUPEC(Nuclear Power Engineering Corporation)	: 財団法人原子力発電技術機構
OECD/NEA(Organisation for Economic Co-operation and Development/Nuclear Energy Agency)	: 経済協力開発機構/原子力機関
ONB(Onset of Nucleate Boiling)	: 核沸騰の開始
OSV(Onset of Significant Void)	: 顕著な気泡発生の開始
PCT(Peak Cladding Temperature)	: 被覆管最高温度
PIRT(Phenomena Identification and Ranking Table)	: 重要度ランク表
PIV(Particle Image Velocimetry)	: 粒子画像流速測定法
PTV(Particle Tracking Velocimetry)	: 粒子追跡流速測定法



PRA(Probabilistic Risk Assessment) : 確率論的リスク評価  
PWR : Pressurized Water Reactor : 加圧水型発電炉  
RDA(Rod Drop Accident) : 制御棒落下事故  
SBO(Station Black Out) : 全交流電源喪失  
SETS(Stability-Enhancing Two-Step)法 : 二段階式高安定化法  
SG(Steam Generator) : 蒸気発生器  
SGTR(Steam Generator Tube Rapture) : 蒸気発生器伝熱管破損  
TAF(Top of Active Fuel) : 燃料発熱部上端  
V&V(Verification and Validation) : 検証及び妥当性確認  
WMS(Wire Mesh Sensor) : ワイヤメッシュセンサ

## 1 序論

### 1.1 背景及び目的

事故等における原子力プラントの安全性の評価においては、近年、国内外で詳細な模擬によって事故時に発生する複雑な物理現象を現実的に予測できる最適評価の導入が進められている。運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故に対する安全設計の評価においては、従来の簡略化したモデル及び厳しい保守的な条件を用いた評価に代わって、最適評価を行うとともに、解析コード及び解析条件が有する不確かさを定量化して燃料被覆管最高温度（以下、「PCT」という。）等の評価パラメータの現実的に取り得る幅を統計手法によって評価する不確かさを考慮した最適評価（以下、「BEPU」という。）手法<sup>(参1)</sup>が提案されている。BEPU手法については、国内においても、その適用に係る実施基準が一般社団法人日本原子力学会によって策定されている<sup>(参2)</sup>。「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」<sup>(参3)</sup>で新たに要求された重大事故に至るおそれがある事故に対する安全対策の有効性評価については、審査ガイドにおいて、標準評価手法として最適評価手法を適用し、有効性評価の共通解析条件及び事故シーケンスグループの主要解析条件等を適用すること（ただし、保守的な仮定及び条件の適用を否定するものではない）が記載されている<sup>(参4)</sup>。これらの事故等における原子力プラントの安全性の評価において最適評価手法を用いることは、IAEAの安全基準ガイドにおいても推奨されている<sup>(参5)</sup>。

これらの最適評価に用いられる解析コードには、事故等における原子力プラントの事象進展を現実的に予測できる物理モデルを有することが求められる。また、個々の物理現象に加えて実機規模の核、熱流動、燃料等の結合挙動に対して適用性を系統的に確認することが必要である。前述のBEPU適用の実施基準においては、最適評価コードに対する要件が定義されており<sup>(参2)</sup>、また、その信頼性を検証及び妥当性確認（以下、「V&V」という。）に基づいて確保するための考え方についてガイドラインが一般社団法人日本原子力学会によって策定されている<sup>(参6)</sup>。原子炉システム解析コードは、原子力プラント内の個々の物理現象を模擬するモデル及び様々な機器を模擬するモデルから構成される解析コードであり、最適評価コードとして原子力プラントの安全性の評価及び事故、トラブル等の原因究明に活用されている。海外においては、米国におけるTRACE<sup>(参7)</sup>、仏国におけるCATHARE<sup>(参8)</sup>、独国におけるATHLET<sup>(参9)</sup>、韓国におけるSPACE<sup>(参10)</sup>、中国におけるCOSINE<sup>(参11)</sup>等、最新知見等を反映した国産の原子炉システム解析コードを新規のプログラムとして開発して、原子炉システム解析コードに係る知見、ノウハウ等を蓄積している。

最適評価においては、熱流動実験によって事故等において想定される個々の重要現象について詳細を把握し、その機構に基づいた物理モデルを導入することで最適評価コードを高度化していくことが重要である。近年、熱流動実験分野においては、詳細な物理現象に係る実験データを取得することが可能な詳細計測手法が開発されており、その実験データを活用して物理モデルを機構論的に高度化することが期待される。また、最適評価コードの信頼性を確保するため、可能な限り実機規模で事故等におけるプラント全体の挙動を把握し、

スケーリング効果（物理モデルの開発、妥当性確認等に用いた実験と実機の大きさの違いの影響）を含めて、その事象への適用性を確認していくことも重要である。

上記の背景に基づいて、本研究では、適宜、解析機能を追加して国内外の最新知見を反映できる国産の原子炉システム解析コードを開発するとともに、その物理モデル、適用範囲、V&V等について知見、ノウハウ等を蓄積することを目的とする。また、原子炉システム解析コードの物理モデルの高度化及び妥当性確認のため、運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれがある事故において想定される個々の熱流動現象及びプラント全体の挙動について実験的知見を取得することを目的とする。

## 1.2 研究の概要及び全体工程

1.1の目的を踏まえて、平成24年度から平成30年度にかけて、国産システム解析コードの開発及び事故時等の熱流動評価に係る実験的研究を実施した。国産システム解析コードの開発では、原子炉システム解析コードAMAGI (Advanced Multi-fluid Analysis code for Generation of thermal-hydraulic Information)を開発して、その物理モデル、適用範囲、V&V等について知見、ノウハウ等を蓄積した。事故時等の熱流動評価に係る実験的研究では、事故等において想定される個々の熱流動現象及びプラント全体の挙動について知見を取得するとともに、原子炉システム解析コードの物理モデルの高度化及び妥当性確認に資する実験データを取得した。以下に研究の概要を示す。

### (1) 国産システム解析コードの開発

原子炉システム解析コードAMAGIの開発として、既存の解析コードの改良、結合等ではなく根幹から組み上げる全く新しいプログラムを作成した。AMAGIに解析機能への要求は、軽水炉の運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれがある事故までを現実的に評価できることであり、そのための主要な機能として熱水力モデル、熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデルを組み込んだ。また、そのプログラムについては、オブジェクト指向プログラミング、各機能のパッケージ化の推進等により、可読性及び拡張性の高い構成とした。加えて、AMAGIを用いて、個々の機能の動作確認及び実験模擬解析を実施した。

なお、図1.1に国産システム解析コードの開発の全体工程を示す。

### (2) 事故時等の熱流動評価に係る実験的研究

個々の熱流動現象の知見の取得においては、解析コードの系統的なモデル開発のための方法論として提唱される重要度ランク表（以下「PIRT」という。）<sup>(参<sup>12</sup>)</sup>に基づいて、国内のBWR及びPWRの運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれがある事故において重要であり、かつ現象の機構について知見の取得が必要な現象を抽出した。

事故等において想定される個々の熱流動現象については、まず冷温停止時の制御棒落下事故（以下、「RDA」という。）におけるボイド挙動に着目し、国立大学法人電気通信大学へ

の委託により低圧時のサブクール沸騰における気泡の可視化実験を実施した。ここでは、ボイド率が急増する OSV (Onset of Significant Void: 顕著な気泡発生の開始) の特性を把握するとともに、機構論的なサブクール沸騰モデルの開発に必要な沸騰核密度、気泡生成周期、離脱気泡分布、離脱気泡速度等の基礎データを取得した。また、RDA 時の局所的な出力急昇に伴う燃料集合体内ボイド挙動について、一般財団法人電力中央研究所への委託により 5 行 5 列模擬燃料集合体を用いた可視化実験を実施して、ボイドの横方向への伝播挙動に係る知見を取得するとともに、スぺーサによって気泡が分裂して凝縮することでボイド率が低下することを示した。次に原子炉停止機能喪失 (以下、「ATWS」という。) 等において想定される液膜ドライアウト及びリウエットに着目して、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託により可能な限り高温高圧の実機における ATWS に近づけた条件を模擬できる熱流動ループを用いた実験を実施して知見を拡充するとともに、実験結果を用いて既存の相関式の適用性を確認した。また、リウエット時に、その伝播速度に強く影響する液膜先端挙動について、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託により模擬燃料棒の底部から液膜流を流入させた可視化実験を実施して、液膜先端の形態、液滴の飛散等のリウエット機構に係る知見を取得した。さらに、一般財団法人電力中央研究所への委託により、燃料集合体内に設置される丸セル型、グリット型等の種々のスぺーサの近傍における液滴挙動の可視化実験を実施し、スぺーサによる液滴の燃料棒表面への付着効果に係る知見を取得した。

事故時のプラント全体の挙動については、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託により、従来知見が少ないと考えられる以下の 2 つの多重故障事故を対象に総合効果実験を実施した。1 次冷却材喪失を伴う全交流電源喪失 (以下、「SBO」という。) 時の蓄圧注入系の隔離失敗によって流入した窒素ガスによる 1 次系減圧阻害について、LSTF (Large Scale Test Facility: 大型非定常試験装置) を用いた総合効果実験を実施して、プラント挙動における窒素ガス流入の影響を把握するとともに、運転員の操作遅れ等を考慮した安全対策の有効性を把握した。また、地震レベル 1PRA (確率論的リスク評価) において炉心損傷直結事象に分類される蒸気発生器伝熱管複数本破損事故について、LSTF を用いた総合効果実験を実施して、事象進展、重要現象等を把握するとともに、事象からの回復操作について知見を取得した。

上記の実験において取得した実験データは開発した原子炉システム解析コードの物理モデルの高度化及び妥当性確認に活用する予定である。

なお、図 1.2 に事故時等の熱流動評価に係る実験的研究の開発の全体工程を示す。

年度 (平成)	24	25	26	27	28	29	30
(1) AMAGI の解 析機能の開 発	機能要求の定義等		各解析機能のプログラム設計及び組込み 並びに機能高度化の検討				
			解析環境システムの構築				
(2) AMAGI の動 作確認			個々の機能の動作確認				
			実機模擬解析				

図 1. 1 国産システム解析コードの開発の全体工程

Fig. 1. 1 Overall schedule of development of a system analysis code for nuclear power plants

年度 (平成)	24	25	26	27	28	29	30
(1) 冷温停止時の制御棒落下事故のボイド挙動実験	①低圧時のサブクール沸騰実験						
	実験装置の整備		実験装置の改良、気泡挙動可視化実験及び気泡追跡法に基づくボイド評価の高度化				
(2) 液膜ドライアウトに係る熱流動現象実験	②高温高圧液膜ドライアウト及びリウエット実験						
	熱流動ループ、単管試験体及びバンドル試験体の整備						
(3) 多重故障事故の熱流動挙動実験	液膜ドライアウト及びリウエットに係る実験						
	実験装置の整備		②リウエット時液膜先端挙動実験 液膜先端挙動の可視化実験				
(3) 多重故障事故の熱流動挙動実験	実験装置の整備		③スパーサ液滴付着効果実験 スパーサ近傍の滴挙動の可視化実験				
	LSTF 総合効果実験						
		①1次冷却材喪失を伴うSBO時の窒素ガス流入事象					
		②蒸気発生器伝熱管複数本破損事故					

図 1.2 事故時等の熱流動評価に係る実験的研究の全体工程

Fig. 1.2 Overall schedule of experimental study on thermal hydraulic evaluation for nuclear power plants at the accidents

## 2 本論

### 2.1 国産システム解析コードの開発

#### 2.1.1 AMAGI の解析機能の開発

本研究では、適宜、解析機能を追加して国内外の最新知見を反映できる国産の原子炉システム解析コードを開発することを目的として国産の原子炉システム解析コードの開発を進めた。原子炉システム解析コード AMAGI は、既存の解析コードの改良、結合等ではない新規のプログラムである。以下において、AMAGI の解析機能について説明する。

##### 2.1.1.1 解析機能の概要

AMAGI は運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれのある事故までを対象とし、想定される事象進展、複雑な物理現象を現実的に予測できる最適評価コードを目指して開発する。AMAGI の解析機能への要求定義のため、まず解析コードの系統的なモデル開発、妥当性確認等のための方法論として提唱される PIRT<sup>(参 12)</sup>を作成し、事故等における各領域で想定される重要な物理現象を抽出した。PIRT においては、以下の代表的な原子炉施設及び事象シナリオ、物理領域を想定した。

- ・ 原子炉施設：国内の BWR 及び PWR
- ・ 事象シナリオ：
  - BWR：運転時の異常な過渡変化、設計基準事故（制御棒落下事故、大破断 LOCA、小破断 LOCA 等）、重大事故に至るおそれのある事故（原子炉停止機能喪失、高圧・低圧注水機能喪失、全交流電源喪失等）
  - PWR：運転時の異常な過渡変化、設計基準事故（制御棒飛び出し事故、原子炉冷却材流量の喪失、大破断 LOCA、小破断 LOCA 等）、重大事故に至るおそれのある事故（原子炉停止機能喪失、2次冷却系からの除熱機能喪失、全交流電源喪失、ECCS 注水機能喪失等）
- ・ 物理領域：
  - BWR：圧力容器、下部プレナム、燃料棒、炉心、上部プレナム、蒸気ドーム、気水分離器、蒸気乾燥器、主蒸気配管、ダウンカマ、ジェットポンプ、再循環ループ、ECCS、格納容器等
  - PWR：圧力容器、下部プレナム、燃料棒、炉心、上部プレナム、上部ヘッド、ダウンカマ、蒸気発生器、加圧器、1次冷却系配管、1次冷却材ポンプ、主蒸気配管、ECCS、格納容器等
- ・ 安全評価パラメータ：MCPR（最小限界出力比）、MDNBR（最小限界熱流束比）、燃料エンタルピー、PCT 等

作成した PIRT で抽出された重要な物理現象として、熱水力については、燃料集合体、配管等における 1次元熱水力挙動、圧力容器等における 3次元熱水力挙動、界面せん断力、壁

面せん断力、界面熱伝達、壁面熱伝達、気液対向流制限、二相水位等が挙げられる。また、核特性としては、核分裂挙動、種々の反応度、崩壊熱等が挙げられる。燃料及び構造材の温度挙動については、熱伝導、冷却材との熱伝達等が挙げられる。また、原子力プラント内の種々の機器の機能、その制御等も重要となる。AMAGI には、これらの現象を評価できることが要求される。

これを踏まえて、AMAGI の基本的な物理モデルとして、炉心、配管、圧力容器等における気液二相流の挙動を評価できる熱水力モデル、構造材内の温度を評価できる熱伝導モデル、原子炉施設における様々な制御システムを模擬できる制御系モデル、原子炉出力を評価できる熱出力モデルの4つに分類されるモデルを組み込むこととした。ここで、熱水力モデルにおいては、2流体1圧力モデルに基づいた質量、運動量及びエネルギーの流れ場の方程式を基礎方程式として、界面せん断力、壁面せん断力、界面熱伝達、壁面熱伝達等の様々な現象を考慮して、気液の体積率、流速、温度及び圧力を評価できる必要がある。また、熱伝導モデルにおいては、熱伝導方程式に基づいて、構造材、燃料棒等で想定される物性の変化、物理現象等を考慮して構造材の温度を評価できる必要がある。制御系モデルにおいては、原子力プラントにおける様々な制御システムを模擬できる必要がある。熱出力モデルにおいては、中性子動特性を評価できる必要がある。

これらのモデルにおいて、詳細な構成式、モデル等については、既存の原子炉システム解析コードが有する物理モデルを参照することとした。本開発で参照した RELAP 及び TRACE<sup>(参7)</sup> は運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故までを対象とした解析において十分な実績を有しており、また、BWR 及び PWR の重大事故に至るおそれのある事故を対象とした炉心損傷防止対策の有効性評価に活用されている<sup>(参13、参14)</sup>。

表2.1及び表2.2に AMAGI への物理モデルの組み込み状況を示す。ここで挙げられる物理モデルは上記の要求に基づくとともに、TRACE の理論マニュアル<sup>(参7)</sup>を参考に抽出したものである。表2.1及び表2.2のとおり、熱水力モデル、熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデルについて、AMAGI は要求された物理モデルを概ね備えている。ここで抽出された物理モデルの中で、軸方向詳細熱伝達については AMAGI に組み込まれていない。このモデルは、LOCA 時等に ECCS が作動した場合の再冠水等による燃料冷却メカニズムを模擬するものであり、PCT の評価に影響することから、今後、物理モデルの高度化として組み込んでいく予定である。

以上の AMAGI の解析機能について、プログラム上の全体構成を図2.1に示す。ここでは、AMAGI の主要な解析機能として分類される熱水力モデル、熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデルについて、それぞれの解析機能を独立したパッケージとして構成している。AMAGI の解析を制御する全体制御機能を通じて各パッケージ内の機能にアクセスして処理を行う。各パッケージを個別に開発可能とするために、互いに独立した設計としている。また、開発言語としては Fortran を選定し、上記の構成にて AMAGI のコード設計及び組み込み



を行った。ここでは、将来的なプログラムの維持・改良を容易とするため、可読性と拡張性を考慮してオブジェクト指向プログラミングを採用した。

なお、近年の国外の原子炉システム解析コードの開発状況について以下に示す。TRACE については開発元の NRC に加えて、各国の機関が CAMP 協定に基づいてその開発、妥当性確認等を実施している。近年、TRACE では、基礎方程式の 2 流体モデルから 4 流体場モデルへの拡張、離散式における高次精度化等の高度化が進められている<sup>(参<sup>15</sup>)</sup>。CATHARE 等の開発においては、3 次元熱水力解析機能の高度化が進められるとともに、PWR の下部プレナム及びダウンカマにおける LOCA 時の 3 次元熱流動挙動等を対象とした実験データを用いて妥当性確認が進められている<sup>(参<sup>16</sup>)</sup>。また、仏国、独国、韓国等より原子炉システム解析コードの開発に係るネットワークが組織され、数値解析手法、基礎方程式の 3 流体場モデルへの拡張、界面濃度輸送のモデル化等の高度化が進められるとともに、V&V に係る活動が進められている<sup>(参<sup>17</sup>)</sup>。本研究では AMAGI について既存コード相当の機能を開発するが、将来的な開発では、これらの原子炉システム解析コードの開発に係る最新動向を参考とする予定である。

表 2.1 AMAGI への物理モデルの組込み状況 (熱水力モデル)

Table 2.1 Status of implementation of physical models into AMAGI (Thermal hydraulic models)

AMAGI に要求される物理モデル		組込み状況
1. 熱水力モデル		
基本方程式	質量保存式	○
	運動量保存式	○
	エネルギー保存式	○
	非凝縮性ガス及び溶質の考慮	○
	1次元熱水力特性	○
	3次元熱水力特性 (円筒座標系)	○
	3次元熱水力特性 (直交座標系)	○
個別現象	界面せん断力	○
	壁面せん断力	○
	界面熱伝達	○
	壁面熱伝達	○
	沸騰遷移	○
	気液対向流制限 (CCFL)	○
	レベルトラッキング (二相水位追跡)	○
	臨界流	○
機器特性	弁	○
	遠心ポンプモデル	○
	加圧器モデル	○
	気水分離器及び蒸気乾燥器モデル	○
	ジェットポンプモデル	○
流体の物性値	水及び蒸気の物性値	○
	非凝縮性ガスの物性値	○
	溶質の物性値	○

表 2.2 AMAGI への物理モデルの組み込み状況（熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデル）

Table 2.2 Status of implementation of physical models into AMAGI (Thermal conduction models, control model and thermal power model)

AMAGI に要求される物理モデル		組み込み状況
2. 熱伝導モデル		
基本方程式	熱伝導方程式	○
	流体との結合	○
	1次元熱伝導挙動（円筒座標系径方向）	○
	1次元熱伝導挙動（直交座標系）	○
	軸方向詳細熱伝導	×
構造材の物性値	燃料ペレットの物性値	○
	ジルカロイ（燃料被覆管）の物性値	○
	その他の構造材の物性値	○
その他の燃料及び構造材特性	ペレットと被覆管の間の熱伝達	○
	水-金属反応	○
	燃料、構造材間の輻射	○
3. 制御系モデル	信号変数	○
	制御ロジック	○
	トリップ	○
4. 熱出力モデル	1点炉近似中性子動特性方程式	○
	反応度フィードバック	○
	崩壊熱	○
	構造材への出力配分	○
	減速材直接発熱	○
	3次元核特性	○

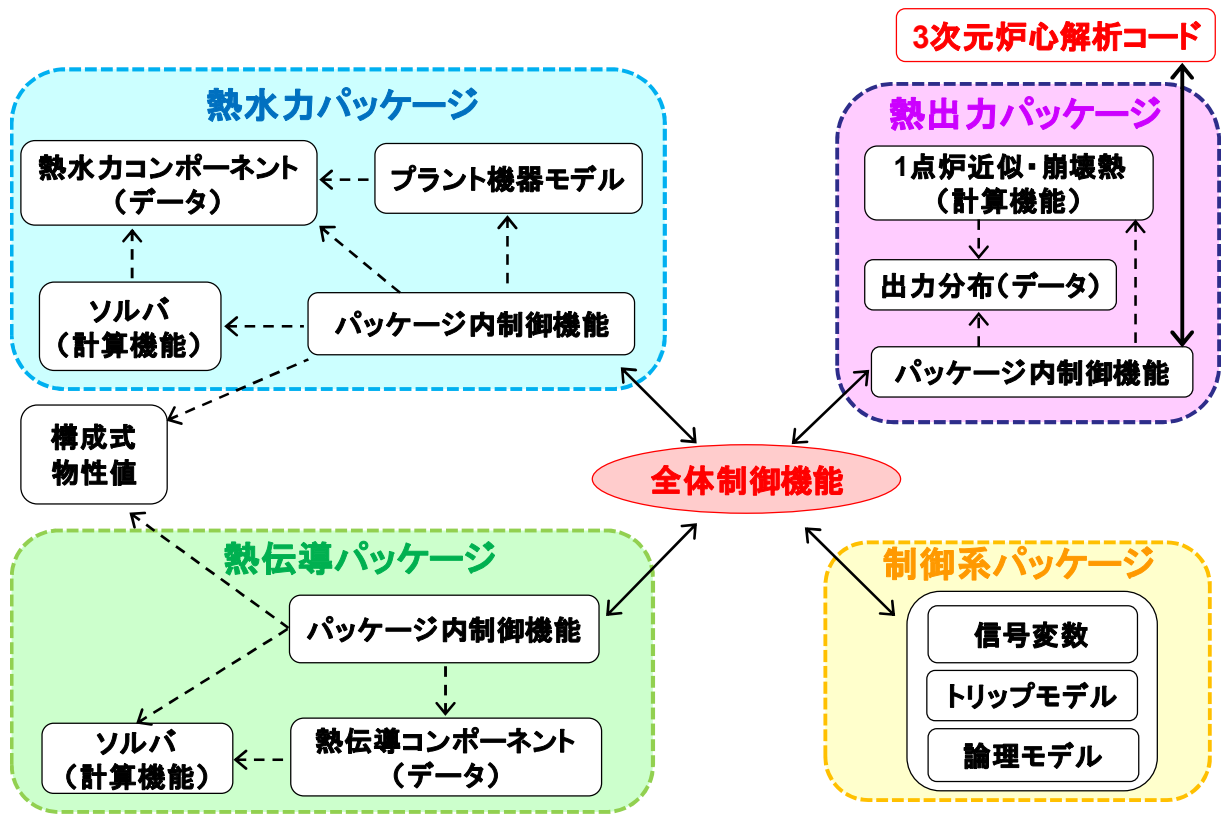


図 2.1 AMAGI の解析機能の全体構成

Fig. 2.1 System configuration of AMAGI analytical function

### 2.1.1.2 熱水力モデル

熱水力モデルでは、流体の基礎方程式として 2 流体 1 圧力モデルに基づく保存式を採用し、構成式と組合せることで、原子炉プラント内の流体（水、蒸気、非凝縮性ガス）の挙動を評価する。原子炉プラントの配管、圧力容器、炉心、格納容器等は 1 次元体系、3 次元体系及び集中定数系の熱水力コンポーネントを組み合わせることで模擬される。また、オプションにより非凝縮性ガス、溶質を考慮することができる。

#### (1) 基礎方程式

AMAGI の熱水力モデルで取り扱う 2 流体モデルでは、水、蒸気、空気等の非凝縮性ガスの 2 相流を気相と液相の 2 流体として扱う。気相及び液相の体積割合を  $\alpha_k$  とし、気相を  $k = g$ 、液相を  $k = l$  として表す。また、気相、液相及び気液界面での圧力が全て等しいと仮定する 1 圧力モデルとしており、その圧力を  $P$  と表す。

2 流体モデルに基づく基礎方程式として、以下に示す気相と液相それぞれに対する質量、運動量、エネルギーに関する保存式（6 保存式）を採用する。

- ・ 気相・液相の質量保存式

$$\frac{\partial(\alpha\rho)_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho\vec{V})_k = \Gamma_k \quad \dots \dots \dots (2.1)$$

- ・ 気相・液相の運動量保存式

$$(\alpha\rho)_k \left\{ \frac{\partial\vec{V}_k}{\partial t} + (\vec{V}_k \cdot \nabla)\vec{V}_k \right\} = -\alpha_k \nabla P + (\alpha\rho)_k \vec{g} - \vec{F}_{wk} - \vec{F}_{ik} \quad \dots \dots \dots (2.2)$$

- ・ 気相・液相のエネルギー保存式

$$\frac{\partial(\alpha\rho e)_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho e\vec{V})_k = -P \frac{\partial\alpha_k}{\partial t} - P \nabla \cdot (\alpha\vec{V})_k + q''''_{wk} + q''''_{ik} + \Gamma_k h_k \quad \dots \dots (2.3)$$

ここで、 $k$  相の密度、内部エネルギー、流速をそれぞれ  $\rho_k, e_k, \vec{V}_k$  と表す。また、 $\vec{F}_{wk}$  は  $k$  相に作用する壁面せん断力、 $\vec{F}_{ik}$  は界面せん断力であり、 $q''''_{wk}$  は壁面からの伝熱量、 $q''''_{ik}$  は界面からの伝熱量、 $\Gamma_k$  は相変化による質量変化率である。

水及び蒸気以外に空気等の非凝縮性ガスを考慮する場合には、非凝縮性ガスの密度  $\rho_n$  に対して以下の非凝縮性ガスの質量保存式を用いる。

- ・ 非凝縮性ガスの質量保存式

$$\frac{\partial(\alpha_g\rho_n)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_g\rho_n\vec{V}_g) = 0 \quad \dots \dots \dots (2.4)$$

また、ボロン等の溶質を考慮する場合には、溶質の相対質量密度  $m_b$  に対して以下の溶質の質量保存式を用いる。

- ・ 溶質の質量保存式

$$\frac{\partial(\alpha_l m_b \rho_l)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_l m_b \rho_l \vec{V}_l) = 0 \quad \dots \dots \dots (2.5)$$

上記の保存式は、気液界面を含む流体の局所的な変動の影響を時間的及び空間的な平均化操作により導出されており、保存式から得られる流体挙動も平均化された物理量と解釈される。局所的な変動が平均化されているため、流体内の粘性効果及び熱伝導効果を表す項は、移流項と比べて十分に小さいとして無視する。なお、局所的な変動による粘性及び熱伝導の効果は、壁面及び界面でのせん断力及び熱伝達の構成式の中に含まれる。

上記の保存式に加えて、気相と液相の体積率については以下の関係が成り立つ。

$$\alpha_g + \alpha_l = 1 \quad \dots \dots \dots (2.6)$$

また、気相と液相の間の質量変化については、気液界面での相変化による質量変化に加えて、壁面近傍での相変化 $\Gamma_w$ を考慮して次式で評価する。

$$\Gamma_g = -\Gamma_l = -\frac{q_{ig}''' + q_{il}'''}{h_{fg}} + \Gamma_w \quad \dots \dots \dots (2.7)$$

ここで、 $h_{fg}$ は水の潜熱である。

非凝縮性ガスが存在する場合、気相の物理量は次式で評価する。

$$\rho_g = \rho_v + \sum_n \rho_n \quad \dots \dots \dots (2.8)$$

$$(\rho e)_g = (\rho e)_v + \sum_n (\rho e)_n \quad \dots \dots \dots (2.9)$$

$$P = P_v + \sum_n P_n \quad \dots \dots \dots (2.10)$$

ここで、下添え字の $v$ は蒸気、 $n$ は非凝縮性ガスの種類を表し、非凝縮性ガスとして最大3種類まで指定することが可能である。

## (2) 数値解法

AMAGI の熱水力モデルでは、(1)に示した保存式を空間1次元体系及び空間3次元体系で取扱う。空間3次元体系については、直交座標系（カーテシアン座標系）と円筒座標系の2つからコード使用者が選択可能である（図2.2）。保存式を数値的に解くために、空間の離散化としてスタaggerド格子を採用する。この離散化では、流速を計算セル境界面上に定義し、その他の物理量を計算セル中心で定義する。保存式の数値解法として、半陰解法と完全陰解法の2つからコード使用者が選択する。ここで、半陰解法では質量保存式の移流項 $\nabla \cdot (\alpha \rho \vec{v})_k$ 及びエネルギー保存式の移流項 $\nabla \cdot (\alpha \rho e \vec{v})_k$ 、 $\nabla \cdot (\alpha \vec{v})_k$ において、流速 $\vec{v}_k$ 以外の項を陽的に扱い、完全陰解法ではそれらの項を陰的に扱う点が異なる。なお、長い時間ステップを取りつつ計算を安定化することを目的に、TRACE等では多段解法であるSETS法を採用しているが、AMAGIでは完全陰解法を選択できることからSETS法は採用しない。離散化した保存式はNewton-Raphson法を用いた反復計算により数値的に解かれる。

### (3) 構成式

(1)に示す保存式を解くためには、保存式の右辺に現れる界面せん断力 $F_{ik}$ 、壁面せん断力 $F_{wk}$ 、界面熱伝達 $q_{ik}'''$ 、壁面熱伝達 $q_{wk}'''$ 等のソース項について、物理現象に基づいた構成式等によって評価して保存式を閉じる必要がある。構成式は、対象とする物理現象について、その機構、実験データ等に基づいて定式化されるものであり、これまで不確かさが小さく信頼性の高い構成式を目指して様々な研究が進められてきた。AMAGI では、まず、TRACE に用いられている実績のある構成式<sup>(参7)</sup>を基本構成式として組み込むこととした。加えて、近年提案された最新の構成式を調査し、より機構論的なモデル、適用範囲が広範なモデル等を追加して、コード使用者の選択に応じて解析対象ごとに使い分けることとした。

#### ① 気液界面せん断力モデル

AMAGI に組み込んだ気液界面せん断力に係る構成式を表 2. 3 に示す。沸騰遷移後の気液界面せん断力については、気泡流／スラグ流様式及び環状噴霧流様式の二つに分類して評価する。また、流れが水平成層流、沸騰遷移後の逆環状流及び噴霧流に判別された場合に、それぞれの構成式によって界面せん断力を評価する。

気泡流／スラグ流様式の界面せん断力のモデルでは、従来より定常状態の界面抗力と浮力の局所的な釣り合いについて、気相と液相の流速差、気泡の断面内分布等の断面内非均質性に着目して平均化することで評価式を導出している。また、導出された評価式で必要となる気泡の分布定数及びドリフト速度について、バンドル体系、円管体系等の幾何学形状に応じた実験データに基づく相関式が用いられている。ここで、この評価式の導出過程で相分布の空間的な共分散項が省略されてきたが、最適評価の観点では、この共分散項を考慮して忠実な評価を行うことが望ましい。そのため、AMAGI では、Ozaki-Hibiki らによって提案された相分布の空間的な共分散を考慮した評価式を用いるモデル<sup>(参18~参20)</sup>を追加した。なお、気泡の分布定数及びドリフト速度を評価する構成式については、ドリフトフラックスモデルにおいて開発された実験相関式が 2 流体モデルにおいても用いられる。AMAGI においては、これらの構成式として、より広範囲の実験データに基づいて開発された Ozaki-Hibiki の式等を追加した<sup>(参21~参23)</sup>。

環状噴霧流様式の界面せん断力は、一般的に液膜及び液滴に対する界面抗力係数、界面積濃度、蒸気との相対速度等の構成式を用いて評価される。AMAGI では、これらを実評価するために必要な液滴の飛散量について広範なデータベースに対して適用性を有する Cioncolini-Thome の式<sup>(参24)</sup>、液滴径について、乱流による液滴の分裂機構を考慮したモデルである Patruno らの式<sup>(参25)</sup>を追加した。

#### ② 壁面せん断力モデル

AMAGI に組み込んだ壁面せん断力に係る構成式を表 2. 4 に示す。壁面せん断力については、流動様式に応じて気相及び液相の単相流、気泡流／スラグ流、環状噴霧流等における壁

面摩擦係数等を評価する。AMAGI では、環状噴霧流様式に既存の原子炉システム解析コードで実績のある Chisholm の式<sup>(参 26)</sup>を追加した。また、気泡流／スラグ流において壁面摩擦係数に影響する核沸騰時の離脱気泡径について、広範な実験データに基づく Brooks-Hibiki の式<sup>(参 26)</sup>を追加した。

### ③ 界面熱伝達モデル

AMAGI に組み込んだ界面熱伝達に係る構成式を表 2.5 に示す。界面熱伝達については、分散気泡流、キャップ気泡流／スラグ流、環状流／噴霧流の流動様式に応じて、気液界面構造に基づいた界面熱伝達係数、界面積濃度等を実験相関式によって評価する。AMAGI では、サブクール時の凝縮熱伝達について、気泡凝縮時の過渡的な熱伝達変化を機構論的に考慮した Warriar<sup>(参 28)</sup>の式を組み込んだ。

### ④ 壁面熱伝達モデル

AMAGI に組み込んだ壁面熱伝達に係る構成式を表 2.6 に示す。壁面熱伝達については、サブクール沸騰、核沸騰等の沸騰様式に応じて、その沸騰機構に基づいて壁面熱伝達係数が評価される。

サブクール沸騰時の壁面熱伝達について、従来の構成式<sup>(参 29、参 30)</sup>は高圧条件を対象とした経験的な実験相関式であり、冷温時の制御棒落下事故を想定した低圧条件（大気圧条件）のサブクール沸騰を対象としていない。低圧条件のサブクール沸騰は、表面張力等の物性値の違いから、高圧時のサブクール沸騰と異なる機構となることが既往研究から示されており<sup>(参 31)</sup>、そのため AMAGI では、汎用的なサブクール沸騰の評価を目指して、サブクール沸騰時の気泡挙動に基づいた機構論的なモデルを導入した。サブクール沸騰開始点となる OSV については、気泡離脱機構に基づいた Basu の式<sup>(参 32)</sup>を追加した。サブクール沸騰開始後の熱伝達については、サブクール沸騰時の気泡離脱挙動に応じて、気泡と伝熱面との間のマイクロ薄層の液相蒸発、気泡が存在しない領域における単相對流、気泡の離脱後の伝熱面へのバルク水流入について、各々の熱伝達を評価する機構論モデル<sup>(参 31)</sup>を導入した。このモデルにおいては、沸騰核密度、離脱時の気泡径、気泡離脱周波数等が必要となることから、詳細な実験データに基づいた構成式<sup>(参 26、参 33、参 34)</sup>を追加した。

DNB 等の低クオリティ条件下で想定される沸騰遷移及び液膜ドライアウト等の高クオリティ条件下で想定される沸騰遷移について構成式を AMAGI に組み込んだ。低クオリティ条件下における沸騰遷移の判定について、気泡と伝熱壁面との間の液膜層の消失をもって DNB 発生を判定する機構論的な Celata らの式<sup>(参 35)</sup>を追加した。また、DNB 後の壁面熱伝達から遷移沸騰に移行する条件となる最小安定膜沸騰温度について、より広範な適用範囲を有する Iloeje-Griffith の式<sup>(参 36)</sup>及び Shumway の式<sup>(参 37)</sup>を追加した。また、沸騰遷移後の逆環状流膜沸騰における熱伝達については、TRACE 等で用いられるモデルに加えて、これを環状流路の単相流熱伝達率の実験相関式に基づいて改良した Hammouda の式<sup>(参 38)</sup>を追加した。



液膜ドライアウトは、出力上昇又は冷却材流量の急激な減少によって燃料棒表面において液膜が上流側に後退する現象<sup>(参 39)</sup>であるが、近年 BWR の原子炉停止機能喪失においてもその発生が想定されている<sup>(参 40)</sup>。液膜ドライアウトを模擬する既存のモデルとしては、個別の燃料型式毎に膨大な実験データに基づいて作成された沸騰遷移相関式<sup>(参 41~参 43)</sup>があるが、経験的な実験相関式であることから、対象以外の型式、適用条件範囲外では汎用的に用いることができない。液膜ドライアウト等の機構については、燃料集合体内の上流から下流に亘って発生する壁面上の液膜の飛散（エントレインメント）、液滴の壁面への付着（デポジション）等が重要であることが知られている。そこで、液膜ドライアウトを機構論的に判定するため、燃料集合体内の環状噴霧流開始点から下流において、液膜の飛散及び液滴の付着を考慮して液膜の質量収支を評価し、それに基づいて液膜ドライアウトを判定するモデルを導入した。この液膜の質量収支式を閉じるためには、液滴の付着、液膜からの液滴飛散、液膜の蒸発について各質量流束等が必要であり、これらを実評価するための構成式<sup>(参 44、参 45)</sup>を導入した。液膜の再進展を示すリウエットは、燃料棒冷却特性を液膜ドライアウトから回復をさせるために重要であり、一般社団法人日本原子力学会標準において推奨されている 2 つの構成式<sup>(参 39)</sup>を組み込んだ。また、液膜ドライアウト後の噴霧流壁面熱伝達については、TRACE 等において用いられるモデルに加えて、体系における入口効果を考慮した Molki 及び Sparrow の式<sup>(参 46)</sup>及び液滴と壁面の直接接触を新たに考慮した Meholic の式<sup>(参 47、参 48)</sup>を追加した。

#### (4) 流体の物性値

(1)に示す保存式を解くためには、(3)の構成式に加えて、水、蒸気及び非凝縮性ガスの物性値が必要である。AMAGI においては、IAPWS (The International Association for the Properties of Water and Steam) の推奨式<sup>(参 49~参 52)</sup>を用いて、水及び蒸気の密度、比内部エネルギー、比エンタルピー、及びそれらの圧力、温度に対する微分係数に加えて、飽和温度、粘性係数、定圧比熱、熱伝導率、体膨張係数及び表面張力を算出する。非凝縮性ガスについては、空気、水素及びヘリウムの物性値を TRACE コードと同等の評価式<sup>(参 7)</sup>等によって評価する。

#### (5) その他の物理モデル

AMAGI の熱水力モデルにおいては、上記の他に、弁、遠心ポンプ、PWR の加圧器、BWR のジェットポンプ、BWR の気水分離器及び BWR の蒸気乾燥器の機器モデルによって、それぞれの機能及び特性を模擬できる。また、保存式により評価された気液流速を補正して臨界流を模擬するモデル及び気液対向流制限 (CCFL) を模擬するモデルを有する。さらに、計算セル内に形成される気液二相水位を隣接セルのボイド率に基づいて追跡するレベルトラッキングモデルを有する。レベルトラッキングモデルでは、気液二相水位が存在すると判定された計算セルを水位上方と水位下方を示す 2 つのサブ計算セルに分割するとともに、離散化し

た保存方程式の各項の評価及び構成式による界面せん断力等の評価においてサブ計算セルの物理パラメータを用いることで、熱水力計算に気液二相水位を考慮できる。

#### (6) 熱水力コンポーネント

AMAGI の熱水力モデルでは、コード使用者が原子炉プラント内の流体を模擬するために熱水力コンポーネントを組み合わせることで解析対象をモデル化する。熱水力コンポーネントとして、1次元流路を模擬する Hyd1D、3次元流路を模擬する Hyd3D、圧力境界等を表すための集中定数系の Hyd0D、及びそれら熱水力コンポーネントを接続するための HydJun から構成される。(5)の機器モデルは Hyd1D 等を拡張した特別な熱水力コンポーネント又は熱水力コンポーネント内のオプションとして選択することができる。

表 2.3 AMAGI における界面せん断力の構成式

Table 2.3 Constitutive equations for gas-liquid interfacial shear forces in AMAGI

物理現象（熱流動状態）		構成式等
気泡流／スラグ流様式	気泡の分布定数	バンドル体系：Coddington-Macianの式 <sup>(参7)</sup> 、 <u>Ozaki-Hibikiの式<sup>(参18、参21)</sup></u> （バルク沸騰及びサブクール沸騰領域） 円管体系：Ishiiの式（バルク沸騰） <sup>(参7)</sup> 、 <u>Ishiiの式（サブクール沸騰領域）</u> <sup>(参22)</sup>
	ドリフト速度	バンドル体系：Bestionの式 <sup>(参7)</sup> 、 <u>Hibiki-Ishiiの式<sup>(参23)</sup></u> 円管体系：Ishiiの式（分散小気泡） <sup>(参7)</sup> 、Kataoka-Ishiの式（スラグ気泡） <sup>参7</sup>
	<u>気泡分布に係る共分散</u>	<u>バンドル体系：Ozaki-Hibikiの式（バルク沸騰及びサブクール沸騰領域）</u> <sup>(参18)</sup> <u>円管体系：Brooksらの式（バルク沸騰領域）</u> <sup>(参19)</sup> 、 <u>Hibiki-Ozakiの式（サブクール沸騰領域）</u> <sup>(参20)</sup>
環状噴霧流様式	液膜の界面抗力係数	Wallisの式 <sup>(参7)</sup>
	液滴の界面抗力係数	Ishii-Chawlaの式 <sup>(参7)</sup>
	液滴と蒸気間の液滴相対速度	Ishiiの式 <sup>(参7)</sup>
	液滴径	Kataokaらの式 <sup>(参7)</sup> 、 <u>Patrunoらの式<sup>(参25)</sup></u>
	液滴の飛散	Ishii-Mishimaの式（小口径管） <sup>(参7)</sup> 、Steen-Wallisの式（大口径管） <sup>(参7)</sup> 、 <u>Cioncolini-Thomeの式<sup>(参24)</sup></u>
逆環状流様式	界面抗力係数等	TRACEのモデル <sup>(参7)</sup>
逆スラグ流様式	界面抗力係数等	TRACEのモデル <sup>(参7)</sup>
噴霧流様式	界面抗力係数等	TRACEのモデル <sup>(参7)</sup>
その他のモデル		水平成層流の界面せん断力 <sup>(参7)</sup> 、仮想質量等 <sup>(参7)</sup>

※下線は TRACE コードに組み込まれているモデル以外のモデルである。

表 2.4 AMAGI における壁面せん断力の構成式

Table 2.4 Constitutive equations for wall shear forces in AMAGI

物理現象（熱流動状態）		構成式等
気相及び液相の 単相流様式	壁面摩擦係数	Churchill の式 <sup>(参7)</sup>
気泡流／スラグ 流様式	核沸騰の考慮 （気泡離脱径）	Levy の式 <sup>(参7)</sup> 、 <u>Brooks-Hibiki の式</u> <sup>(参27)</sup>
環状噴霧流様式	液膜の壁面摩擦 係数	Wallis の式 <sup>(参7)</sup> 、 <u>Chisholm の式等</u> （環状流への遷移 として二相増倍率） <sup>(参26)</sup>
逆環状流様式	壁面摩擦係数等	TRACE のモデル <sup>(参7)</sup>
噴霧流様式	壁面摩擦係数等	TRACE のモデル <sup>(参7)</sup>
その他のモデル		水平成層流の壁面せん断力 <sup>(参7)</sup> 、流路形状の変化に よる局所圧損 <sup>(参7)</sup>

※下線は TRACE コードに組み込まれているモデル以外のモデルである。

表 2.5 AMAGI における界面熱伝達の構成式

Table 2.5 Constitutive equations for gas-liquid interfacial heat transfers in AMAGI

物理現象（熱流動状態）		構成式等
分散気泡流様式	界面熱伝達係数	Ranz-Marshall の式 <sup>(参7)</sup>
	界面積濃度	Ishii-Mishima の式 <sup>(参7)</sup>
	気泡相対速度	Richardson-Zaki の式 <sup>(参7)</sup>
キャップ気泡流 ／スラグ流様式	界面熱伝達係数	Ranz-Marshall の式 <sup>(参7)</sup>
	界面積濃度	Ishii-Mishima の式 <sup>(参7)</sup>
環状流／噴霧流 様式	液膜の界面熱伝 達係数	Kuhn-Schrock-Peterson の式（層流） <sup>(参7)</sup> 、 Gnielinski の式等（乱流） <sup>(参7)</sup>
	液滴の界面熱伝 達係数	Kronig-Brink の式（液相） <sup>(参7)</sup> 、Ryskin の式（気 相） <sup>(参7)</sup>
サブクール領域 における凝縮	界面熱伝達	Lahey-Moody の式 <sup>(参7)</sup> 、 <u>Warrier の式</u> <sup>(参28)</sup>
その他のモデル		フラッシングにおける界面熱伝達 <sup>(参7)</sup> 、沸騰遷移後 （逆環状流、逆スラグ流、噴霧流様式）の界面熱伝 達 <sup>(参7)</sup>

※下線は TRACE コードに組み込まれているモデル以外のモデルである。

表 2.6 AMAGI における壁面熱伝達の構成式

Table 2.6 Constitutive equations for wall heat transfers in AMAGI

物理現象（熱流動状態）	構成式等	
沸騰遷移前の壁面熱伝達	液単相流熱伝達	円管体系：Gnielinski の式（乱流）等 <sup>(参7)</sup> バンドル体系：El-Genk の式（層流及び乱流）等 <sup>(参7)</sup>
	気単相流熱伝達	円管体系：Gnielinski の式（乱流）等 <sup>(参7)</sup> バンドル体系：El-Genk の式（層流及び乱流）等 <sup>(参7)</sup>
	壁面凝縮	Kuhn-Schrock-Peterson の式（層流） <sup>(参7)</sup> 、Gnielinski の式（乱流）等 <sup>(参7)</sup>
	核沸騰開始点	Basu の式 <sup>(参7)</sup>
	核沸騰熱伝達	Gorenflo の式 <sup>(参7)</sup>
	サブクール沸騰開始点	Saha-Zuber の式 <sup>(参7)</sup> 、 <u>Basu の式</u> <sup>(参32)</sup>
	サブクール沸騰熱伝達	Lahey の式（蒸気発生量の配分評価） <sup>(参7)</sup> 、 <u>壁面からの気泡離脱機構に基づく機構論的モデル（Yeoh らの式等）</u> <sup>(参31)</sup>
	沸騰核密度	Hibiki 及び Ishii らの式 <sup>(参33)</sup>
	離脱気泡径	Brooks 及び Hibiki の式 <sup>(参26)</sup>
	気泡離脱周波数	Podowski らの式 <sup>(参34)</sup>
沸騰遷移等判定	低クオリティ条件（DNB 等）	AECL-IPPE CHF テーブル <sup>(参7)</sup> 、 <u>液相境界層に基づく Celata らの式</u> <sup>(参35)</sup>
	高クオリティ条件（液膜ドライアウト等）	Biasi の限界クオリティモデル <sup>(参7)</sup> 、修正 CISE-GE 限界クオリティモデル <sup>(参7)</sup> 、 <u>液膜の質量収支に基づく機構論的モデル</u>
	最小安定膜沸騰温度（DNB 等からの遷移）	Stewart-Groenvelt の式 <sup>(参7)</sup> 、 <u>Iloeje-Griffith の式、Shumway の式</u> <sup>(参37)</sup>
	<u>リウエット（液膜ドライアウトからの遷移）</u>	<u>日本原子力学会標準推奨式（相関式 1、相関式 2）</u> <sup>(参39)</sup>
沸騰遷移後の壁面熱伝達	逆環状流膜沸騰熱伝達	Fung の式 <sup>参7</sup> 、 <u>Hammouda の式</u> <sup>(参38)</sup>
	噴霧流膜沸騰熱伝達	TRACE のモデル <sup>(参7)</sup> 、 <u>Molki 及び Sparrow（入口効果補正）</u> <sup>(参46)</sup> 、 <u>Meholic らの式（液滴増倍効果）</u> <sup>(参47、参48)</sup>

※下線は TRACE コードに組み込まれているモデル以外のモデルである。

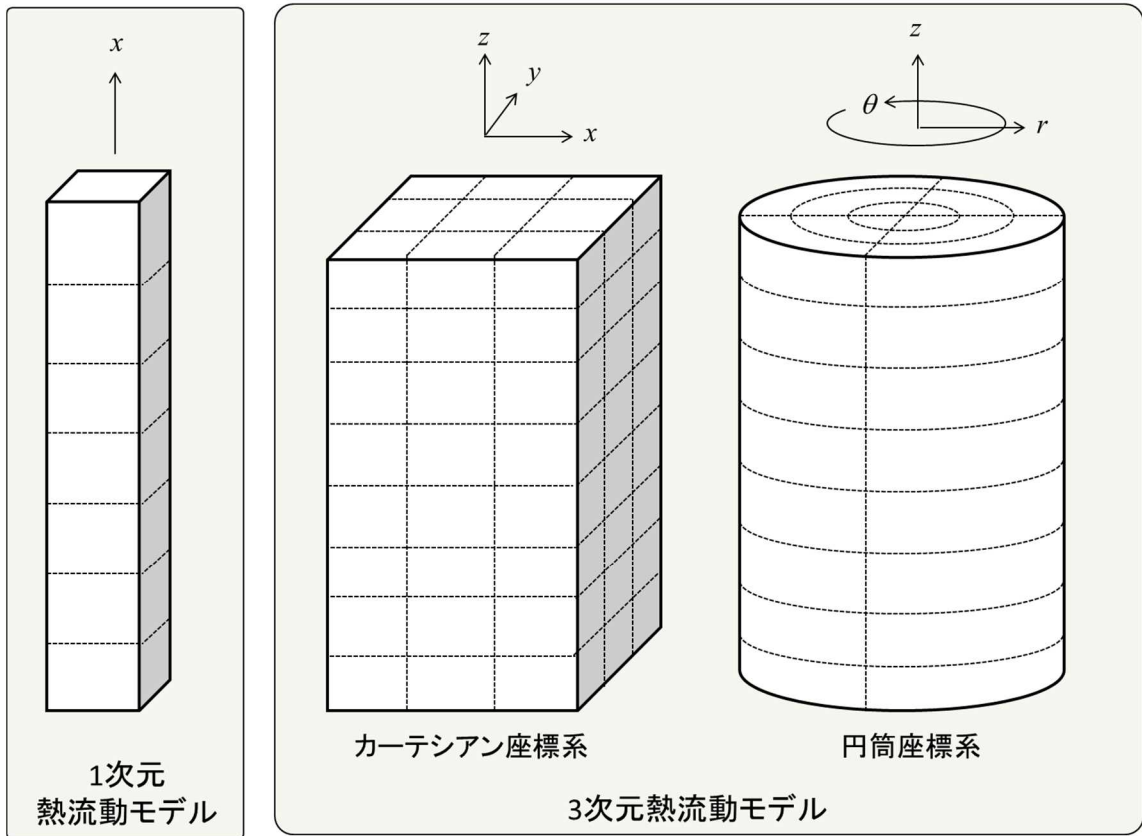


図 2. 2 AMAGI の熱水力モデルが対象とする座標系

Fig. 2. 2 Coordinate systems used in AMAGI thermal hydraulics model

### 2.1.1.3 熱伝導モデル

熱伝導モデルは、燃料棒やプラントを構成する構造材の温度挙動を評価する。熱伝導モデルで評価された温度を用いて、熱水力モデルと結合して流体・構造材間の熱伝達が評価される。

#### (1) 基礎方程式

熱伝導モデルの基礎方程式は、以下に示す熱伝導方程式である。

$$(\rho c_p)_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = \nabla \cdot (k_w \nabla T_w) + q_w''' \quad \dots \dots \dots (2.11)$$

ここで、構造材を下添え字 $w$ で表し、温度、密度、定圧比熱、熱伝導率をそれぞれ $T, \rho, c_p, k$ としている。また、 $q_w'''$ は構造材内の発熱密度であり、内部発熱を表すソース項である。上式においては構造材内の熱伝導によるエネルギー輸送はフーリエの法則に従って構造材内部の温度勾配に従うとしている。

熱伝導方程式は、構造材の幾何形状等に応じて、集中定数系、径方向1次元円筒座標系及び1次元直交座標系で評価することができる。各座標系に対する熱伝導方程式は以下のとおりである。

- ・ 集中定数系

$$(M c_p)_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = A_w q_w'' \quad \dots \dots \dots (2.12)$$

- ・ 径方向1次元円筒座標系

$$(\rho c_p)_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r k_w \frac{\partial T_w}{\partial r} \right) + q_w''' \quad \dots \dots \dots (2.13)$$

- ・ 1次元直交座標系

$$(\rho c_p)_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k_w \frac{\partial T_w}{\partial x} \right) + q_w''' \quad \dots \dots \dots (2.14)$$

ここで、集中定数系において構造材の全質量を $M_w$ 、流体と接する表面積を $A_w$ とし、内部発熱はないとしている。熱伝導方程式の境界条件として流体と接する面での熱流束 $q_w''$ を熱水力モデルの気相と液相からの熱流束で評価する。

$$q_w'' = -(q_w''g + q_w''l) \quad \dots \dots \dots (2.15)$$

#### (2) 数値解法

熱伝導方程式を解くにあたり、空間を離散化して構造材の温度を熱伝導計算セルの中心で定義する。ただし、構造材の最外面となる内側及び外側境界に接する熱伝導計算セルにおいては境界面で温度を定義している。空間微分を中心差分、時間積分を後退差分により熱伝

導方程式の離散式を導出し、新時刻の温度についての線形方程式を数値的に解くことで熱伝導方程式が解かれる。

### (3) 構造材の物性値

熱伝導方程式を解くには構造材の物性値 $\rho, c_p, k$ を評価する必要がある。AMAGIにおいては、燃料ペレット、ジルカロイ、窒化ホウ素、ステンレス鋼、炭素鋼及びインコネルの密度、比熱、熱伝導率及び放射率について評価式が組み込まれている。また、コード利用者が物性値を温度の関数としてテーブル値で指定することができる。

### (4) その他の物理モデル

AMAGIの熱伝導モデルにおいては、上記の他に、水-金属反応による発熱、構造材間の輻射熱伝達、燃料被覆管と燃料ペレットの間のギャップ熱伝達の過渡変化等を模擬する物理モデルを有する。また、**2.1.1.5**に示す熱出力モデルで評価される炉心等の熱出力を、熱伝導方程式中の内部発熱項 $q'''$ として考慮することができる。

### (5) 熱伝導コンポーネント

AMAGIの熱伝導モデルでは、コード利用者が熱伝導コンポーネント Htstr を組み合わせることで原子炉プラント内の構造材をモデル化する。熱伝導コンポーネントを熱水力コンポーネントと接続することで、流体との熱伝達を考慮した構造材の温度評価を行うことができる。

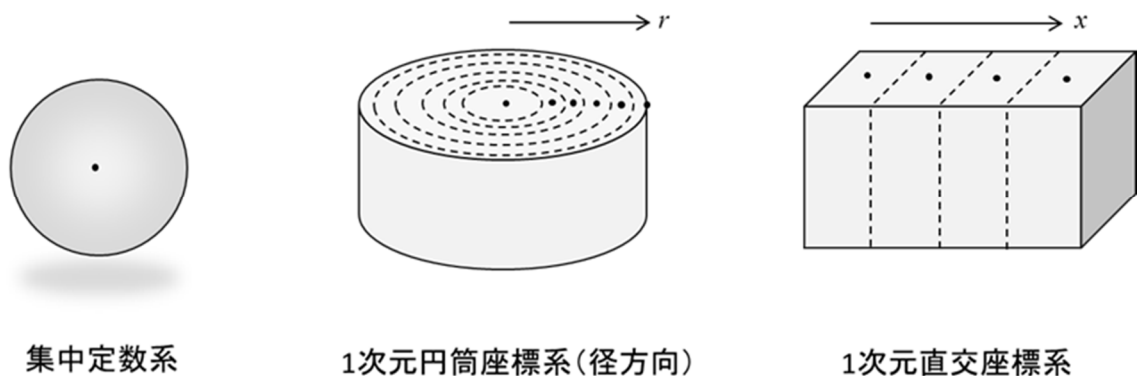


図 2.3 AMAGI の熱伝導モデルが対象とする座標系

Fig. 2.3 Coordinate systems used in AMAGI thermal conduction model



#### 2.1.1.4 制御系モデル

制御系モデルは信号変数、論理モデル及びトリップモデルから構成され、図2.4に示すように他のモデルと組み合わせて、原子力プラントにおける様々な制御システムを模擬することができる。AMAGIにおいては、これらのモデルについて TRACE と同等のモデルを組み込んだ。

##### (1) 信号変数

信号変数は後述する論理モデルの入出力として使用され、制御系モデルと他のモデルとのインターフェイスである。信号変数として熱水力モデル、熱伝導モデル又は熱出力モデルの物理量を参照することができ、その値が論理モデルの入力として用いられる。また、論理モデルの計算結果が信号変数に出力され、その値が他のモデルからも参照される。

##### (2) 論理モデル

論理モデルは入力値を用いて四則演算、論理演算、微分積分等の演算を行い、その結果を保持する。論理モデルの種類として、単純な四則演算、三角関数等の初等関数、時間遅れ演算、微分積分演算等に加えて、それらを組み合わせた PID 制御等の組み込み演算モデルから構成される。演算の種類に応じた論理モデルを選択し、論理モデルの入力となる信号変数又は他の論理モデルを指定することで使用する。

論理モデル演算を行うタイミングとして、コード利用者が熱水力モデルの時間ステップ、又は論理モデル固有の固定時間ステップで計算するかを選択する。また、複数の論理モデルがある場合、入力ファイルで入力した順に演算が実行される。

##### (3) トリップモデル

トリップモデルは、入力値が指定した値を上回る又は下回るときに、トリップ判定を行い、トリップのオン/オフ状態を保持するモデルである。トリップモデルの入力として論理モデルの他に、熱水力モデル、熱伝導モデル、熱出力モデル等の物理量から選択することができる。トリップモデルのトリップ状態は信号変数、熱水力モデル、熱伝導モデル、熱出力モデル等から参照される。また、トリップモデルではトリップの時間遅れ、トリップ状態の自己保持の有無を指定することができる。

熱水力・熱伝導モデルの計算時間幅で計算

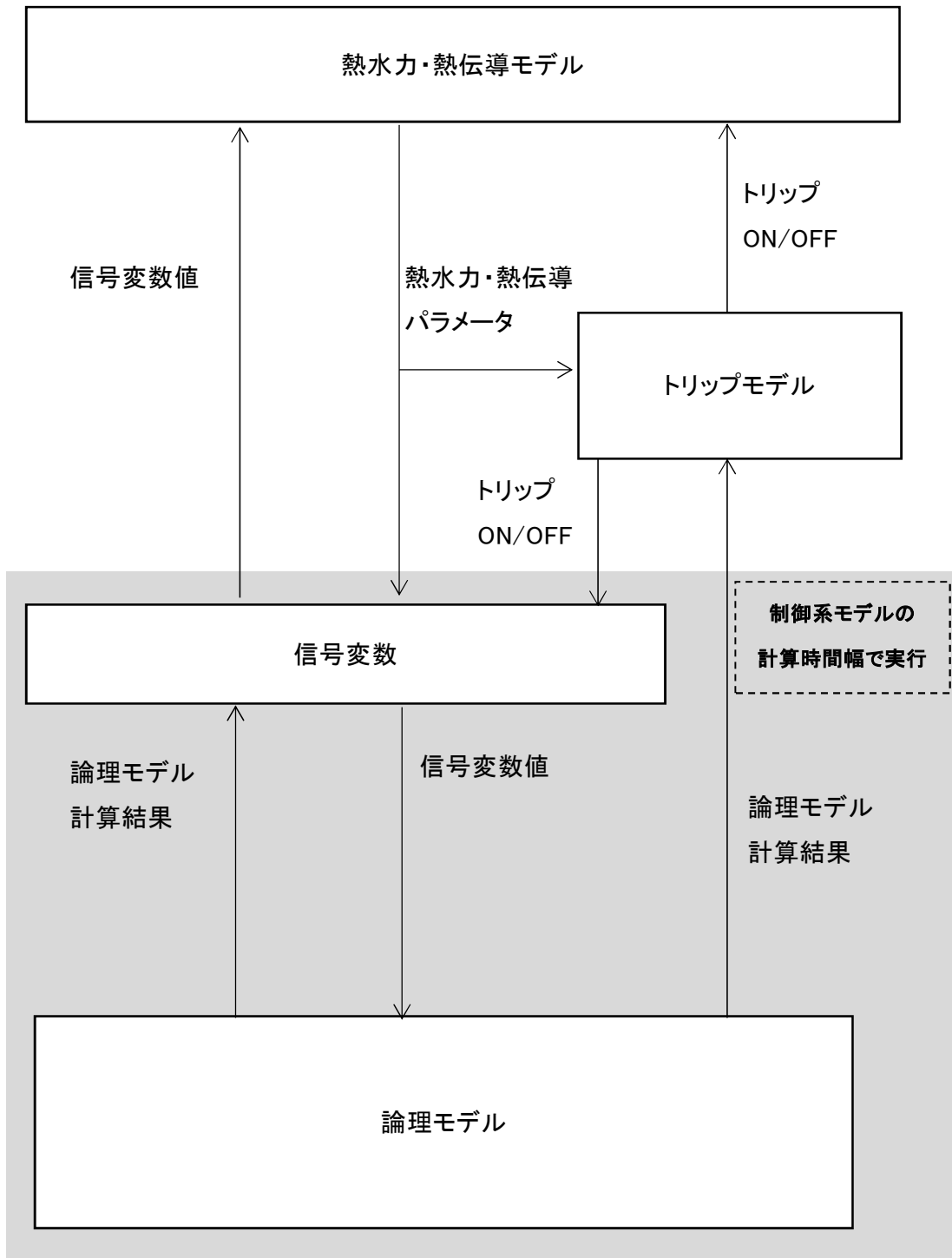


図 2.4 制御系モデルと他のモデルとの間のインターフェイス

Fig. 2.4 Interfaces between control model and the other model

### 2.1.1.5 熱出力モデル

熱出力モデルは、原子炉プラントの炉心、実験設備のヒータ等における熱出力を評価するモデルである。熱出力はテーブル値での指定に加えて、炉心中性子束挙動を模擬する中性子動特性モデル及び崩壊熱モデルを使用することができる。中性子動特性挙動については、1点炉近似動特性モデル及び3次元炉心解析コード PARCS<sup>(参53)</sup>との結合機能を有する。ここでは、出力による燃料温度、減速材密度（ボイド率）、ほう酸濃度の変化に応じた反応度フィードバックを考慮できる。

1点炉近似動特性モデルにおいては、現在時刻の熱水力モデルの計算結果に基づく反応度フィードバックを考慮し、核分裂出力 $P$ 、遅発先行核からの出力 $C_i$ を以下の式で評価する。

$$\frac{dP}{dt} = \frac{R - \beta}{\Lambda} P + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i + \frac{S}{\Lambda} \dots \dots \dots (2.16)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = -\lambda_i C_i + \frac{\beta_i P}{\Lambda} \dots \dots \dots (2.17)$$

ここで、 $R$ は炉心に添加される反応度、 $\beta$ は全遅発中性子割合、 $\Lambda$ は中性子世代時間であり、 $i$ 番目の遅発先行核群の減衰定数を $\lambda_i$ 、遅発中性子割合を $\beta_i$ としている。反応度 $R$ には、テーブル値等で与えられる反応度成分と、炉心の熱水力状態（炉心平均燃料温度等）に基づき評価される反応度フィードバック成分とに分けられる。また、 $S$ は外部ソースであり、コード使用者によって指定される。

一方、3次元炉心解析コード PARCS との結合機能については、PARCS が TRACE 等の熱水力計算コードと核熱結合するためのインターフェイスを有することから、PARCS へ熱流動に係る計算結果を送信する機能と PARCS から出力に係る計算結果を受信する機能を AMAGI に組み込んだ。このデータの送受信においては、PARCS で計算される3次元出力分布と AMAGI の熱水力モデルの位置関係が考慮される。

また、核分裂出力 $P$ を用いて崩壊熱を評価するモデルとして、一般社団法人日本原子力学会の推奨値<sup>(参54)</sup>を組み込んだ。評価された崩壊熱を核分裂出力 $P$ に加算することで、熱出力として放出される熱量が評価される。この発生熱は燃料棒内のペレット領域の内部発熱として考慮されるが、減速材直接発熱モデルを用いれば一部の熱を流体の内部発熱に振り分けることができる。

### 2.1.1.6 解析環境システム

原子炉システム解析コード AMAGI による解析評価において、解析コードの使用者が実施する入力データの作成、出力データからの解析結果の抽出及びグラフ作成等を支援するため、解析環境システム MIKASA (Modular Integrated Kit for Assistance of System Analysis) を構築している。現在の開発状況と今後の改良作業の中で改善すべき課題等について以下に示す。

#### (1) システム概要

AMAGI で想定される解析手順は以下のとおりである。

- ① 解析モデルの構築：ノーディング、計算オプション、境界条件等の指定
- ② 入力データの作成：解析モデルを所定のフォーマットで記述した入力ファイルを作成
- ③ 解析の実行：入力ファイルを指定して AMAGI を実行
- ④ 解析結果の確認：出力ファイルから指定データを抽出して結果を可視化

MIKASA は、①と②を支援する入力支援ツール及び④としてグラフ描画を行うプロットツールから構成される。また、統計解析のような複雑な処理を必要としない単一解析に対しては、入力支援ツールから③を行えるようにする。なお、上記①～④の手順をシームレスに実行するためには2つのツールを統合する環境が必要であるが、それは今後の課題である。また、将来的に TRACE から AMAGI へとスムーズな移行をサポートするための機能を備えるものとする。以下、両ツールのアウトラインを示す。

#### (2) 入力支援ツール

AMAGI ではその汎用性に起因して数多くの入力項目があり、また、それら入力値は指定された入力フォーマットに従って正確に入力しなければならない。このため、入力作業の負荷が高くなり、入力ミスが生じる恐れがある。特に、原子炉プラントの解析のように、複雑かつ大規模な解析対象の入力を作成する場合にその懸念は顕著となり、膨大な作業量が必要となる。また、AMAGI を使用するための学習コストを下げることは新規ユーザを取り込む上で重要である。そこで、入力作成作業の負荷を低減し、ユーザが直感的に解析モデルを作成できる環境の構築を目的として、入力支援ツールの開発を行った。入力支援ツールにはグラフィカルユーザインターフェース (Graphical User Interface、以下「GUI」という。) を有することとし、入力した情報を画面上で容易に確認できるとともに、数値データの一括入力等のユーザ支援機能等を提供するとともに、入力マニュアルを見ることなく直感的に入力作業できる環境構築を目指す。

入力支援ツールの概要を図 2.5 に示す。本研究では、ツールの初版として以下の3つの機能について開発を行った。図 2.6 に入力支援ツールの使用例を示す。

- ① 解析モデルの作成

入力支援ツールの画面上において、解析対象をモデル化する機能。AMAGI の入力項目に基づき、体系の幾何形状を反映したノード分割、境界条件、初期条件、計算オプション等を設定し、解析モデルを作成する。

#### ② AMAGI 入力ファイルの読み込み、書出し

AMAGI の入力フォーマットで作成された解析モデルデータを読み込み、ツール画面上に解析モデルデータとして展開する。また、ツール上の解析モデルデータを AMAGI の入力ファイルとして書き出す。

#### ③ TRACE 入力ファイルの読み込み、書出し

TRACE の入力フォーマットで作成された解析モデルデータを読み込み、ツール画面上の解析モデルデータとして展開する。また、ツール上の解析モデルデータを TRACE の入力ファイルとして書き出す。

本研究では、上記①～③について優先度の高い機能を中心に組み込みを進めており、入力支援ツール全体の使用性などを十分に検討できていないことが課題である。また、AMAGI と並行して開発を進めていたことから、AMAGI の入力項目の増加・変更への対応が完全ではない。

なお、②と③の機能により、AMAGI と TRACE との間で入力ファイルを相互に変換することが可能である。この機能は、TRACE による過去の解析データベースを AMAGI 解析に活用するなど、将来のコード移行の支援に活用する予定である。開発した入力支援ツールについては、今後、その試用等を通じて改善点を抽出し、AMAGI の機能拡張への対応と合わせて継続的に改良を進める予定である。

### (3) プロットツール

AMAGI の計算結果は時系列データとしてバイナリデータのファイル（グラフファイル）として出力される。グラフファイルには解析対象の各ノードの状態量など多数のデータが格納されており、解析結果の確認においては必要なデータを抽出してグラフへのプロット等により可視化することが必要である。

そこで、AMAGI のグラフファイルを読み込み、指定したデータをグラフ化するためにプロットツールの整備を行った。プロットツールは入力支援ツールと同様に GUI を有するものとする。本研究ではツールの初版として、以下の 3 つの機能について開発を行った。図 2.7 にプロットツールの使用例を示す。

#### ① AMAGI のグラフファイルでのグラフ描画

AMAGI のグラフファイルを読み込み、ファイルに格納される変数の一覧を表示して、指定した変数の時系列、空間分布についてグラフ描画する機能。

#### ② TRACE のグラフファイルでのグラフ描画

グラフファイルを読み込み、ファイルに格納される変数の一覧を表示して、指定した変数の時系列、空間分布についてグラフ描画する機能。AMAGI の動作確認等において TRACE の計算結果と比較・参照するために組み込んでいる。

③ グラフ描画に関する基本機能

グラフの軸等の設定、複数変数の同時描画、複数のグラフファイルのデータを比較する複数ファイルデータの同時グラフ描画等、解析結果の分析に必要な基本機能。

開発したプロットツールについては、その試用等を通じて改善点を抽出し、AMAGI の機能拡張への対応と合わせて継続的に改良を進める予定である。

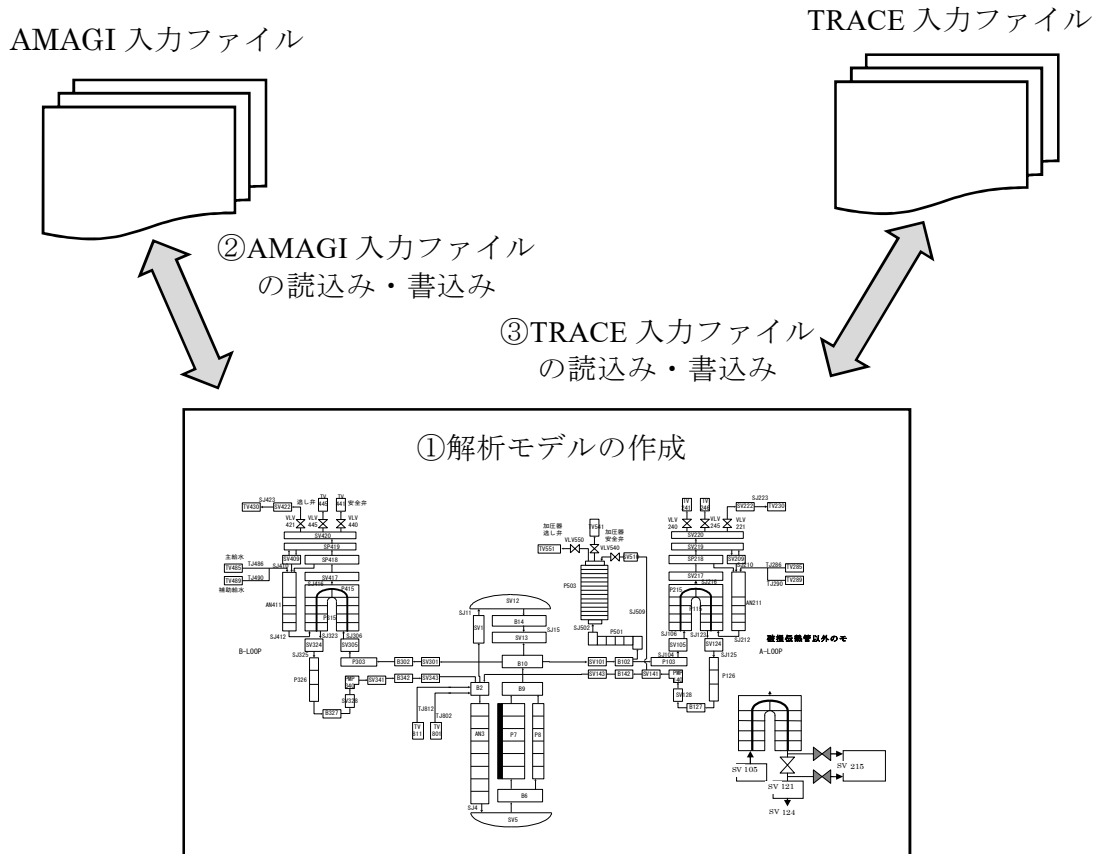


図 2.5 入力支援ツールの概要  
Fig. 2.5 Outline of input support tool

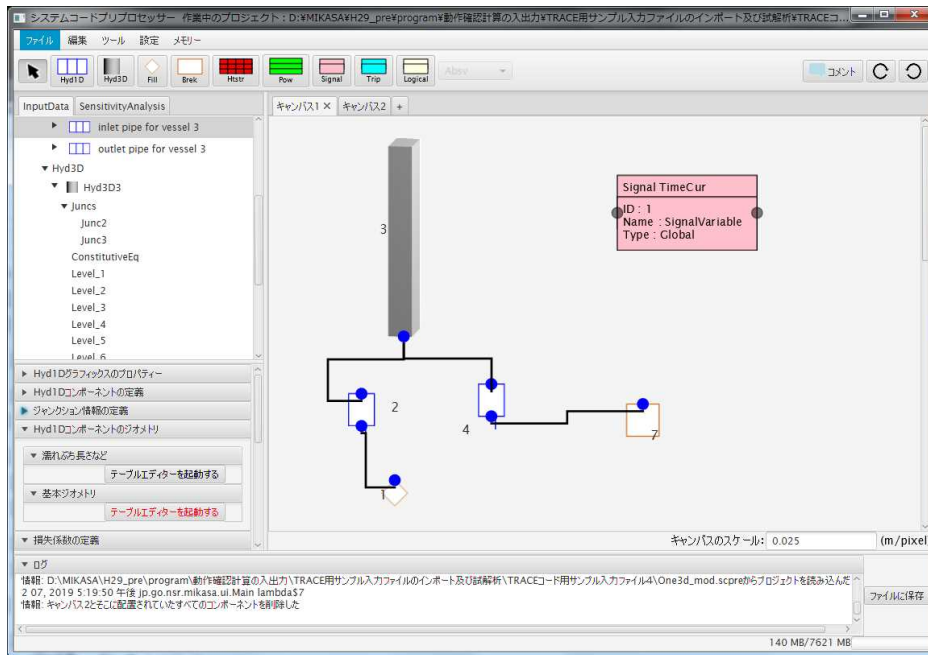


図 2.6 入力支援ツールの使用画面  
Fig. 2.6 Screen of input support tool

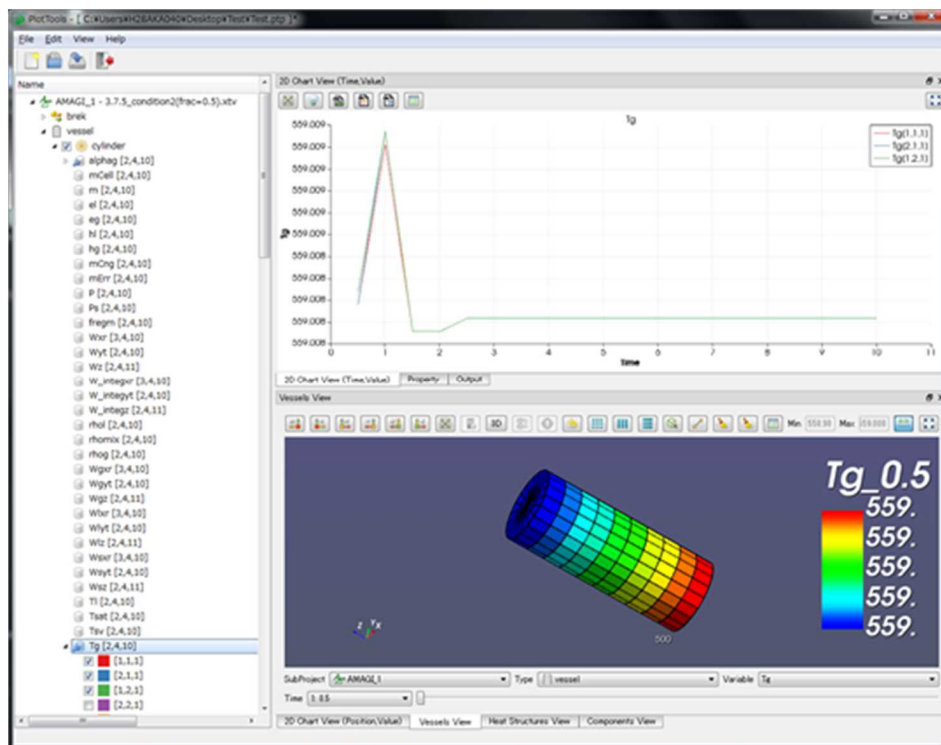


図 2.7 プロットツールの使用画面  
Fig. 2.7 Screen of graph plot tool

### 2.1.1.7 機能高度化に向けた検討

AMAGI は、上記に示した熱水力モデル、熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデルによって、運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれがある事故までにおいて想定される事象進展、複雑な物理現象を現実的に予測できる機能を有する。一方、最適評価を継続的に高度化していくためには、重要な物理現象について、機構論的な解析手法を導入していく必要がある。詳細かつ機構論的な解析手法を用いて対象となる現象を評価することで、原子炉システム解析コードによる最適評価に対して参照解を与えることができる。以下に、より機構論的な解析手法への高度化が必要と考えられる現象及びその機能高度化の方針を示す。

#### (1) 機構論的な熱流動解析手法への高度化の方針

BWR の冷温停止時の制御棒落下事故（以下、「RDA」という。）におけるボイド挙動はボイド反応度フィードバックに大きく影響することから重要である。このボイド挙動の一つとして、低圧時のサブクール沸騰壁面熱伝達についてサブクール沸騰の気泡離脱及びそれに伴うサブクール水流入の周期的な繰り返しに基づいた機構論的なモデル化を導入する必要がある。AMAGI においては、**2.1.1.2** (3)に示したとおり、気泡離脱機構に基づいた構成式<sup>(参 31)</sup>を組み込んでおり、これに必要な構成式を追加して高度化していく方針である。高度化したサブクール沸騰モデルの妥当性確認には、冷温停止及び高温待機時の RDA を想定した単管及びバンドル試験体の過渡ボイド実験<sup>(参 55)</sup>が活用できる。また、RDA における出力急昇は燃料集合体のコーナー側からの局所的かつ非均質な出力特性を有することから、燃料集合体内の詳細なボイド挙動及びその核熱結合挙動が重要である。これに対しては、燃料集合体サブチャンネル毎の熱水力挙動を取り扱えるサブチャンネル解析コード COBRA-TF<sup>(参 56)</sup>を導入し、整備していく方針である。なお、燃料集合体内の詳細核熱結合挙動については、後述の(2)に中性子動特性解析手法の高度化に向けた検討を示す。

BWR の液膜ドライアウト関連の熱流動現象は、液膜ドライアウトによって燃料冷却特性が著しく劣化して PCT が上昇するとともに、その後のリウエットによって冷却特性が回復することから重要である。液膜ドライアウト等については、壁面上の液膜の飛散、液滴の壁面への付着等の結果として発生することから、AMAGI では**2.1.1.2** (3)のとおり、液膜飛散及び液滴付着を直接取り扱えるように燃料集合体平均での液膜の質量収支式に基づくモデルを導入した。今後、このモデルを高度化していくとともに、更に詳細な燃料棒単位の液膜ドライアウト等を評価できるようにサブチャンネル解析コード COBRA-TF<sup>(参 56)</sup>を整備していく方針である。

なお、これらの物理モデルの高度化においては、**2.2.1**及び**2.2.2**において取得した機構論的なモデル化に資する詳細な実験データを取得している活用する予定である。



## (2) 中性子動特性解析手法の高度化に向けた調査、検証及び技術的課題の抽出

従前の中性子動特性解析手法では、炉心を燃料集合体単位の空間スケールで取り扱うとともに、拡散理論に基づく中性子動特性解析を採用してきた。一方で、主としてBWRのRDAで想定される燃料集合体内外における局所的な熱流動挙動の変化に伴う事象では、中性子束の空間分布に対してもその影響が強く現れることから、炉心を燃料棒単位の空間スケールに詳細化した中性子輸送理論に基づく中性子動特性解析手法を適用することが必要である。

そこで原子炉システム解析コードによる最適評価に対して参照解となる解析結果を評価することが可能であり、上記の目的を満足する中性子動特性解析手法を選定するため、以下の4点を条件として、国内外における研究及び開発の実績等を公開文献に基づいて調査した。

- ① BWR又はPWRの炉心を対象としていること。
- ② 炉心を燃料棒単位の計算セルとして取扱い可能であること（計算セルの取扱いは均質及び非均質のいずれでも良い）。
- ③ 中性子輸送方程式を決定論的な解析手法で取り扱うものであること（統計誤差を伴う確率論的な解析手法は対象としない）。
- ④ 実時間で数10秒程度の3次元核熱結合現象を1週間程度以内に計算し得る手法であること（50 TFlopsの計算機環境の下、100秒の事象解析を1ミリ秒の時間分割で解析することを想定）。

上記の条件①～③を満足する中性子動特性解析手法として、Simplified  $P_N$ 法（ $SP_N$ 法）、離散座標法（ $S_N$ 法）及びMOCに基づく2次元非均質計算と3次元セル均質計算を結合した手法（プレナーMOC）に着目した。調査結果の概要を、表2.7から表2.9までに示す。

上記の条件④に関して、 $SP_N$ 法及びプレナーMOCに基づく解析については公開文献に計算機環境及び計算時間が記載されていることから、中性子エネルギー9群によるPWR全炉心解析を想定し、その際の計算時間を試算した<sup>(参69、参73)</sup>。 $S_N$ 法に基づく解析については、計算機環境及び計算時間が記載されている公開文献がないことから、計算時間に関する検討は行っていない。

$SP_N$ 法に基づく解析では、最大で1日程度の計算時間であることが試算された。また、解析条件によっては計算量の増加が想定されるが、その増加要因（計算セル数の増加、並列化効率の低下など）を考慮しても、1週間程度以内で計算を完了することが可能であると考えられる。

プレナーMOCに基づく解析では、2週間程度の計算時間であることが試算された。解析対象となる事象によっては1週間程度以内で計算を完了することが困難になる可能性がある。ただし、今回の計算時間の試算では考慮していない異なる解析条件の組合せ（ハイブリッドスケール。例えば、計算セル、中性子束の角度依存性等について、粗細な解析条件を併用すること。）を導入することにより、計算時間を短縮する余地があると考えられる。

上記の 3 つの中性子動特性解析手法に関する調査結果を踏まえ、以下の 3 点の理由により、今後開発する新規中性子動特性解析コードに組み込む解析手法の候補として、プレナー MOC を選定した。

- ・ 国内外の機関において開発及び実機適用が実施されている解析手法であり、適用実績が拡充されることが今後期待されること。
- ・ 非均質な解析体系を取り扱うため、他の解析手法と比較して、局所的な熱流動挙動の変化に伴う事象をより詳細に評価することが可能であること。
- ・ 今後の計算機性能の向上、国内外の機関における先行研究の成果等により、計算時間に係る課題の一部又は全てが解決される可能性があること。

次に、プレナー MOC の適用性の検証及び技術的課題の抽出のため、静特性解析及び動特性解析のそれぞれについて、表 2.10 に示すベンチマークの解析を実施し、計算条件の設定方法による計算精度及び計算時間の変化を確認した。なお、計算時間はシングル CPU (Intel® Xeon® Processor E5-2680 v3 @2.50 GHz) での時間である。

静特性解析の検証に係るベンチマーク (C5G7 ベンチマーク) の計算例として、以下ではプレナー MOC の計算時間に影響を与える 2 次元炉心非均質計算に係る炉心の軸方向分割数 (2 次元平面的の個数) を検討するために実施した、3 次元拡張ベンチマークの Rodded B 配置に対する解析に着目する。Rodded B 配置の計算体系を、図 2.9 に示す<sup>(参 74)</sup>。また、本検証で用いたプレナー MOC の計算条件を表 2.11 に示す。

上記の Rodded B 配置について、ベンチマークにおいて設定されている燃料プレーン (スライス 1~3) 及び反射体プレーンに対する軸方向分割数を変更して、解析を実施した。解析結果を、図 2.10 に示す。なお、C5G7 ベンチマークに係る OECD/NEA のプロジェクトにおいて、MCNP による解析結果が参照解として与えられている<sup>(参 74)</sup>。

燃料及び反射体プレーンに対する軸方向分割数が 3 以上の場合には実効増倍率及び核分裂反応率の計算精度 (参照解との差異) が C5G7 ベンチマークに係る OECD/NEA のプロジェクトにおける他の解析コードによるものと同様であることを確認した。一方で、計算時間について着目すると、燃料及び反射体プレーンに対する軸方向分割数が 4 のとき約 24 時間 (約 1 日)、8 のときに約 120 時間 (約 5 日) となっており、軸方向分割数の削減等の計算時間の短縮化が今後の課題であると考えられる。

また、動特性解析の検証に係るベンチマーク (C5G7-TD ベンチマーク) も実施した。

最後に、国内外における研究、開発の実績等を公開文献に基づく調査結果並びに静特性解析及び動特性解析の検証に係るベンチマーク解析の結果を踏まえ、今後の新規中性子動特性解析コードの開発及び実機適用に向けて解決すべき技術的課題の抽出を行った。表 2.12 に抽出された技術的課題及び解決に向けた検討事項案を示す。

表 2.7 SP<sub>N</sub>法に関する調査結果の概要

Table 2.7 Overview of investigation results about SP<sub>N</sub> method

項 目	主な調査結果
解析手法	<p>SP<sub>N</sub>法は、1次元体系における中性子輸送方程式の中性子束の角度依存性を、ルジャンドル関数を用いて N 次モーメント（BWR 及び PWR の実機解析においては N=3）まで展開して方程式を変形し、得られた方程式中の微分演算子を 1次元から 3次元に置き換えることで、基礎式を得る<sup>(参 57)</sup>。均質化した計算セルによる解析体系を前提とし、着目する計算セルの平均の中性子束を計算する。</p>
長 所	<ul style="list-style-type: none"> <li>・均質化した計算セルを取り扱うため、計算時間及び使用メモリが少ない。</li> <li>・3次元詳細炉心計算への適用実績が数多く報告されている。</li> </ul>
短 所	<ul style="list-style-type: none"> <li>・均質化した計算セルを取り扱うため、複雑な幾何形状を直接的にモデル化することはできない。（細かい計算セルの組合せによる表現は可能）</li> <li>・セル均質化誤差低減手法が必要となる。</li> </ul>
適用実績	<ul style="list-style-type: none"> <li>・BWR 及び PWR の実機炉心体系に適用された実績がある<sup>(参 58~参 63)</sup>。</li> <li>・PWR については、炉心静特性解析において実機炉心測定値との比較結果が報告されている<sup>(参 58、参 59)</sup>。</li> </ul>
並列化との親和性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・計算体系中の領域分割により、領域ごとの並列化が可能である<sup>(参 58、参 59)</sup>。</li> <li>・応答行列法の適用する場合には、並列化との親和性が向上する。</li> </ul>

表 2.8  $S_N$ 法に関する調査結果の概要

Table 2.8 Overview of investigation results about  $S_N$  method

項 目	主な調査結果
解析手法	<p>中性子輸送方程式の中性子束の角度依存性を離散化し、特定の離散的な方向の角度中性子束を立体角について積分することで、基礎式を得る<sup>(参 64)</sup>。この基礎式に基づいて、着目する計算セルに入射する中性子束、計算セルの平均の中性子束、及び計算セルから放出する中性子束のバランス方程式を解く。</p>
長 所	<ul style="list-style-type: none"> <li>・均質化した計算セルを取り扱うため、計算時間が少ない。</li> </ul>
短 所	<ul style="list-style-type: none"> <li>・複雑な幾何形状を直接的にモデル化することはできない。 (ただし、細かい多角形の組合せによる表現は可能)</li> <li>・セル均質化誤差低減手法が必要となる。</li> <li>・<math>SP_N</math>法と比較すると、使用メモリが多くなる。</li> <li>・領域の核反応断面積によっては射線効果が生じ、収束性が悪化する。</li> <li>・3次元詳細炉心計算への適用実績に係る公開文献が少ない。</li> </ul>
適用実績	<ul style="list-style-type: none"> <li>・BWR 及び PWR の実機炉心体系に適用された実績がある<sup>(参 65、参 66)</sup>。</li> </ul>
並列化と の親和性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・計算体系中の領域分割により、領域ごとの並列化が可能である。</li> <li>・中性子束の角度依存性の離散化に対しても、並列化が可能である。</li> </ul>

表 2.9 プレナーMOCに関する調査結果の概要

Table 2.9 Overview of investigation results about planer MOC

項 目	主な調査結果
解析手法	<p>図 2.8 に示すように、2 次元炉心非均質計算と 3 次元炉心セル均質計算を結合した手法である(参 67~参 72)。2 次元炉心非均質計算は、MOC<sup>(注)</sup>に基づくものであり、3 次元炉心セル均質計算から得られた軸方向に対する中性子束の漏れを用いて実施される。3 次元炉心セル均質計算は、拡散理論に基づくものであり、2 次元炉心非均質計算から得られた炉心の 2 次元プレーンにおける径方向の中性子束分布及び計算セル間の中性子流を保存するように計算セルの結合係数を補正した上で実施される。これらの 2 つの計算を反復することにより、径方向の輸送効果を考慮した炉心の中性子動特性が評価される。なお、軸方向の輸送効果を考慮するため、3 次元炉心セル均質計算を実施する前に、軸方向に 1 次元中性子輸送計算を実施し、軸方向の中性子束分布及び計算セル間の中性子流を保存するような結合係数を追加で評価する場合もある。</p> <p>(注) MOC は、中性子輸送方程式の中性子束の角度依存性を離散化して取り扱う解析手法であり、解析体系を通過する多数の中性子の飛跡を方位角及び極角方向に設定(レイトレース)し、当該飛跡上における一次元中性子輸送方程式を解くことで、角度中性子束を得る。得られた角度中性子束を各方向に対する重みを考慮して数値積分することで、解析体系の中性子束を計算する。</p>
長 所	<ul style="list-style-type: none"> <li>・複雑な幾何形状を直接的にモデル化することが可能である。</li> <li>・セル均質化誤差低減手法が不要となる。</li> <li>・米国の CASL プロジェクトにおいても採用されている解析手法であり、3 次元詳細炉心計算への適用実績が増えつつある。</li> </ul>
短 所	<ul style="list-style-type: none"> <li>・複雑な幾何形状を取り扱うため、計算時間及び使用メモリが多い。</li> <li>・径方向と軸方向で異なる解析手法を適用するため、解析コード開発時のコーディング作業が煩雑になる。</li> </ul>
適用実績	<ul style="list-style-type: none"> <li>・BWR 及び PWR の実機炉心体系に適用された実績がある(参 67~参 72)。</li> <li>・PWR においては炉心静特性解析において実機炉心測定値との比較結果が報告されている(参 67~参 70)。</li> </ul>
並列化との親和性	<ul style="list-style-type: none"> <li>・径方向には、軸方向に分割したプレーンごと、離散化した中性子束の角度ごと等での並列化が可能である(参 71)。</li> <li>・軸方向には、径方向の領域分割により領域ごとの並列化が可能である。</li> </ul>

表 2.10 プレナーMOC の適用性の検証に係るベンチマーク

Table 2.10 Benchmarks for verification of applicability of planer MOC

種別	名称	計算体系		概要
		次元	炉型	
静特性 解析	C5G7 ベンチ マーク (参 74、参 75)	2次元 及び 3次元	PWR	OECD/NEA で提案されたベンチマークであり、UO <sub>2</sub> 燃料及びMOX燃料が混在する非均質な計算体系を対象としている。UO <sub>2</sub> 燃料、MOX燃料及び反射体から構成される2次元ベンチマーク、これを軸方向に拡張して上部反射体を付した3次元ベンチマーク、並びに3次元ベンチマークに制御棒クラスタの挿入を考慮した3次元拡張ベンチマークが設定されている。
動特性 解析	C5GT7-TD ベ ンチマーク (参 76)	2次元 及び 3次元	PWR	OECD/NEA で現在提案されている、C5G7 ベンチマークにおける動特性解析を対象としたベンチマークである。制御棒バンク及び減速材密度が時間変化することによる反応度投入事象を模擬したものである。

表 2.1 1 C5G7 ベンチマーク解析におけるプレナーMOC の計算条件

Table 2.1 1 Calculation condition of planer MOC for analysis of C5G7 benchmark

2次元炉心非均質計算 (MOC)		
項目		設定値
方位角分割	レイトレース方法	ガウス・ルジャンドル・マクロバンド法 <sup>(参 77)</sup>
	レイトレース幅	最大 0.02 cm
	分割数	48 ( $\pi/2$ 当たり)
極角分割	分点セット	TY-OPT <sup>(参 78)</sup>
	分割数	3 ( $\pi/2$ 当たり)
バックグラウンド メッシュ	燃料領域	セル(燃料棒格子)内を 10×10 の正方メッシュ
	反射体領域	10×10 の正方メッシュ(燃料側 5セル) 2×2 の正方メッシュ(他 12セル)
内部反復回数上限		4
収束判定条件	実効増倍率	$1 \times 10^{-6}$
	中性子束	$1 \times 10^{-5}$
加速法(GCMR) <sup>(参 79、 参 80)</sup>	GCMR パラメータ	1.1
	GCMR 収束条件	$1 \times 10^{-6}$
3次元炉心セル均質計算 (拡散法)		
均質領域分割	径方向	セル(燃料棒格子)を 1 メッシュ
	軸方向	1 プレーンを 1 メッシュ
内部反復回数上限		2
収束判定条件	実効増倍率	$1 \times 10^{-6}$
	中性子束	$1 \times 10^{-5}$
加速法 (CMR・CGR) <sup>(参 59)</sup>	粗メッシュ	燃料集合体を 2×2
	粗グループ	1 群
	実施インターバル	4
加速法 (チェビシェフ 中性子束外挿) <sup>(参 81)</sup>	実施インターバル	5

表 2.1 2 新規中性子動特性解析コードの開発及びその実機適用に向けて解決すべき技術的課題及び検討事項案

Table 2.1 2 Technical problems and approach ideas for development and application of new neutron kinetic analysis code

分類	技術的課題	検討事項案
計算時間の低減	異なる解析条件のハイブリッドに関する検討	<p>粗細な解析条件を併用することにより、計算時間を削減することが可能である。例えば、2次元炉心非均質計算におけるMOCの角度分割数・レイトレース幅、3次元炉心セル均質計算における計算セルの分割数などが候補として挙げられる<sup>(参61、参69)</sup>。</p> <p>一方で、解析条件の粗細が異なる領域間で中性子束等のデータをやり取りする場合に、不足するデータを内挿により近似的に評価するため、内挿方法の検討及びその際の内挿誤差が解析結果に与える影響を評価することが必要である。</p>
	並列化	<p>並列計算を導入することで、計算時間を削減することが可能である。例えば、2次元炉心非均質計算における炉心の2次元プレーンごとでの並列化、3次元炉心セル均質計算において応答行列法を用いることによる計算セルでの拡散計算ごとの並列化などが候補として挙げられる。</p> <p>一方で、並列計算においてコア及びCPU数が増加すると、コア及びCPUからメモリへのデータアクセスが競合する、コア及びCPUへのデータ通信量が増大するなどの理由によって並列化効率が低下することが懸念される。そのため、並列化効率が最適なものとなる条件(並列化の対象とするもの、並列計算時のコア及びCPU数など)を検討する必要がある。</p>
解析モデルの高度化	制御棒キャスピングモデルの検討	<p>RIAなどの制御棒位置の変化を伴う過渡事象の解析を実施する際、軸方向均質領域内において制御棒が存在する領域と存在しない領域が混在し、これが事象進展に伴って変化することになる。</p> <p>一方で、制御棒のように中性子吸収が大きい物質が軸方向均質領域に存在する場合、当該領域における中性子反応率が保存されるように核反応断面積等を割り当てることが求められることから、計算コストの増加を抑えつつ、制御棒による中性子反応を精度良く取り扱うことが可能な制御棒キャスピングモデルを組み込む必要である<sup>(参81~参83)</sup>。</p>
他の解析コードの結合	CASM05等からの核反応断面積等の受渡方法の検討	<p>新規中性子動特性解析コードには、現在のところ核反応断面積等を計算する機能を組み込む予定はなく、BWR及びPWRの炉心体系の解析を実施するために必要な核反応断面積等については、CASM05等で計算されたものを用いる予定としている<sup>(参85)</sup>。</p> <p>一方で、CASM05等で計算された核反応断面積等の受渡方法として、核反応断面積等の領域均質化及び中性子エネルギー群縮約に伴う誤差低減手法、ボイド率等のパラメータに対する核反応断面積等の内挿手法などを確立する必要がある。</p>



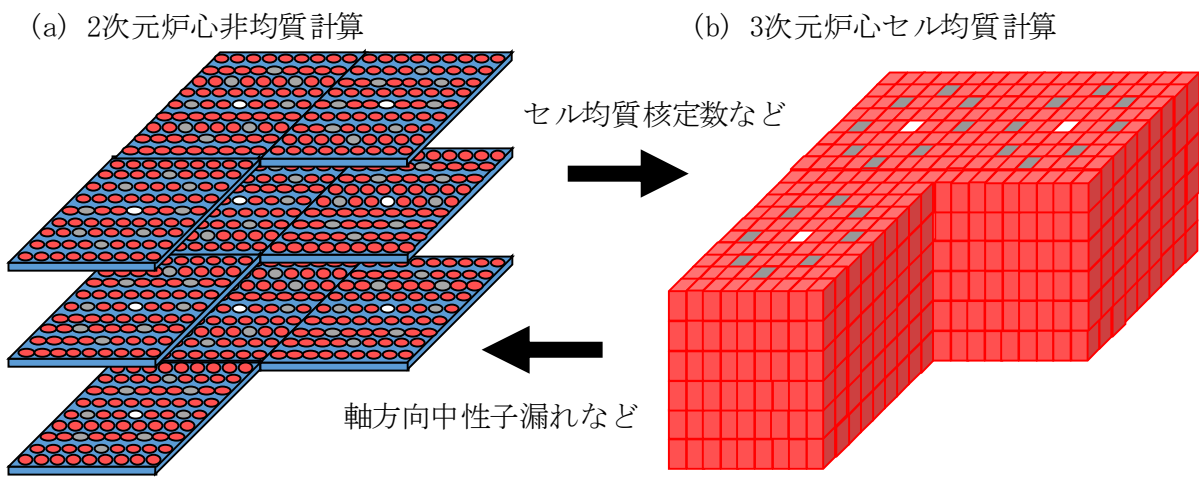


図 2.8 プレナーMOC の概略

Fig. 2.8 Overview of Planar MOC

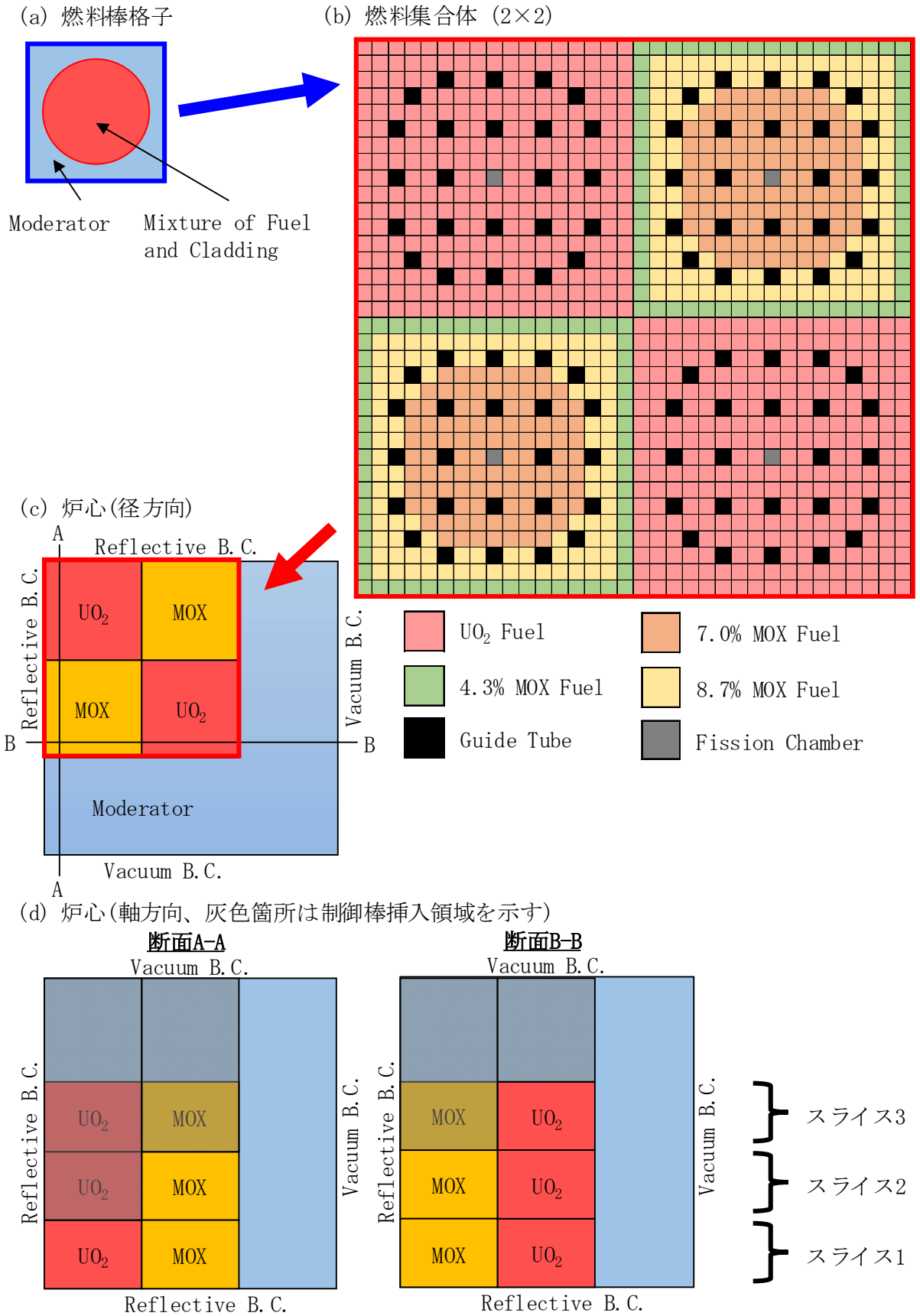
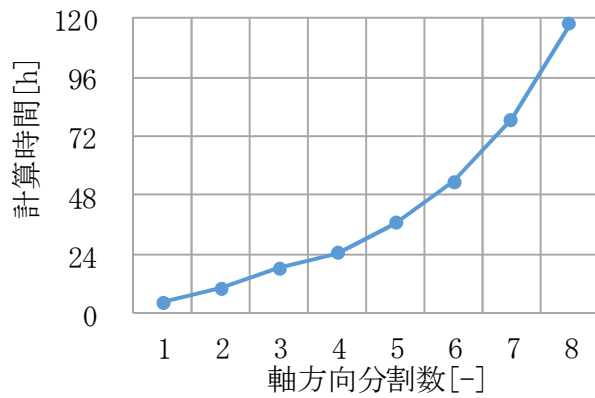


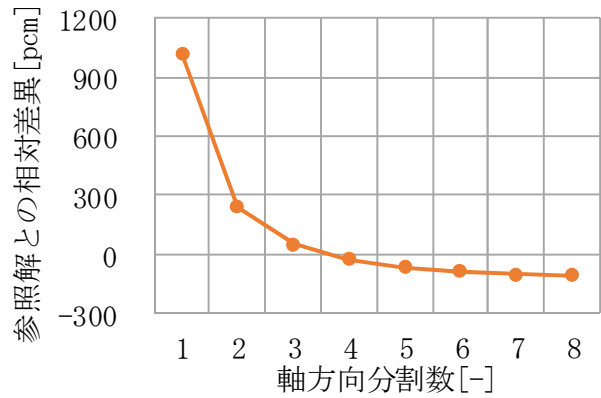
図 2.9 C5G7 ベンチマークにおける Rodded B 配置の計算体系<sup>(参 75)</sup>

Fig. 2.9 Calculation geometry of Rodded B configuration on C5G7 benchmark

(a) 計算時間[h]



(b) 実効増倍率(参照解:1.07770)



(c) 核分裂反応率分布

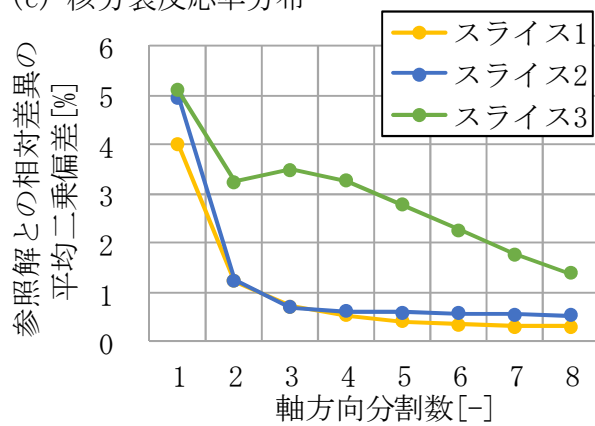


図 2.10 C5G7 ベンチマークにおける Rodded B 配置の解析結果

Fig. 2.10 Calculation results of Rodded B configuration on C5G7 benchmark

## 2.1.2 AMAGI の動作確認

本研究において開発を進めた解析コードについて、解析コードを構成する個々の機能についての動作確認及び実験の模擬解析を通して開発コードの現状の課題を確認した。

### 2.1.2.1 個々の解析機能の動作確認

原子炉システム解析コードは、個々の物理現象、機器等を模擬する様々なモデルから構成されることから、これらの個々の機能についての動作確認を実施することが重要である。ここでは、AMAGI の個々の解析機能の動作確認として、各機能に焦点を当てた単純な解析体系を対象に解析を実施して、その動作を確認した。以下に AMAGI の個々の解析機能の動作確認例を示す。

#### (1) 熱水力モデルの動作確認例

熱水力モデルについては、その基礎的な保存式、物理現象を模擬する構成式、原子炉内の機器を模擬するモデル等について動作確認を実施した。熱水力モデルの動作確認の例を以下に示す。

水平管内の液単相流を対象とした AMAGI の動作確認を図 2.1.1 に示す。図 2.1.1 (a) に示すように水平管を 1 次元熱水力コンポーネントの Hyd1D で模擬し、流速固定条件の Fill と圧力固定条件の Break と接続している。流路の拡大・縮小に伴う圧力変化について AMAGI の解析結果と解析解の比較を図 2.1.1 (b) に示す。ここでは、計算セルの長さ  $\Delta x$  を 0.1 m とした解析結果に加えて、参考として  $\Delta x$  を 0.05 m とした解析結果を示す。解析結果は解析解と良好な一致を示すことから、流路変化に伴う圧力変化を適切に模擬できることを確認できる。なお、解析解は流体の摩擦を無視したときの定常流で成り立つベルヌーイの式に従うことから、次式で評価できる。

$$P = P_0 + \frac{\rho_l V_{l,0}^2}{2} - \frac{\rho_l V_l^2}{2} \dots \dots \dots (2.18)$$

ここで、下付き添え字の 0 は流速境界条件 Fill における物理量を示す。

図 2.1.2 にレベルトラッキングモデルの動作確認として、U 字管内の水位振動問題について示す。図 2.1.2 (a) のとおり、U 字管体系において初期状態として両側の水位に差をつけると、U 字管内の水位は振動し、壁面摩擦等を考慮しない場合その振動が維持される。図 2.1.2 (b) に水位振動の解析解と AMAGI の解析結果との比較を示す。AMAGI でレベルトラッキングモデルを使用すると解析解とほぼ同一の水位振動の振幅、周波数を示しており、レベルトラッキングモデルが適切に動作することが確認された。一方、レベルトラッキングモデルを使用しない場合、離散化された保存方程式の各項の評価及び界面せん断力等の評価において水位位置が存在する計算セルの平均的な物理パラメータ用いられることにより、水位近傍における界面せん断力の過大評価等が原因となって、水位振動の振幅が解析解とは

一致せず周期が解析解より長くなる傾向が見られた。本解析においては TRACE の検証報告書<sup>(86)</sup>に示された解析体系を参考とした。

図 2.13 に直交座標系の 3 次元熱水力モデルの動作確認の結果を示す。解析体系は Hyd3D による 3 行 3 列の高さ 3 セルの 1 m 等分割の直方体であり、その内部は水で満たされている。図 2.13 (b) のとおり流速境界の Fill から流速 0.5 m/s で水を注入し、その対角位置に大気圧の圧力境界の Break を配置した。このとき、Fill から Break に向けて 3 次元的な水の流れが生じており、定性的に妥当な挙動が得られたと考えられる。また、図 2.13 (a) に示すとおり 2 つの境界位置と Hyd3D との間の質量収支が一致しており、質量の保存性が適切に保たれていることを確認した。

なお、AMAGI は沸騰遷移について低クオリティ条件及び高クオリティ条件毎に判定するモデルを有するが、それぞれの沸騰遷移試験を参照した動作確認において、AMAGI による解析においては沸騰遷移判定直後に計算が不安定化して、計算を進めることができなかった。そのため、今後の課題として沸騰遷移時の計算安定化を検討する。

## (2) 熱伝導モデルの動作確認例

熱伝導モデルについては、熱伝導方程式に基づいた温度評価、種々の物理モデル、熱出力モデルと熱水力モデルの結合機能等の動作確認を実施した。

熱伝導モデルの動作確認の一例として、図 2.14 に 1 次元直交座標系の熱伝導方程式の動作確認を示す。ここでは、図 2.14 (a) のとおり 1 次元直交座標系の熱伝導コンポーネント Htstr に一様発熱を与え、その端に流体との熱伝達境界条件を設定した。図 2.14 (a) において、白丸は温度評価点を示し、その左側の境界から距離  $r_1 \sim r_9$  を (b) に示す。熱伝達境界条件において、熱伝達係数及び熱伝達先の流体の温度は一定とする。構造材の物性値はステンレス鋼 Type304 相当として図 2.14 (c) のとおり一定とした。

動作確認においては、次式で評価される計算開始後の時刻  $t$  及び水平方向位置  $x$  における構造材温度  $T$  を参照解として用いた。

$$T(x, t) = \frac{1}{2} \frac{q_w'''}{k_w} \left( \frac{\ell^2}{4} - x^2 \right) \left\{ 1 - \exp \left[ - \frac{k_w}{c_{p,w} \rho_w} \left( \frac{\pi}{\ell} \right)^2 t \right] \right\} + T_s \dots \dots \quad (2.19)$$

ここで  $q_w'''$  は単位体積当たりの発熱量、 $\ell$  は構造材の長さ (1 m) である。 $\rho_w$ 、 $c_{p,w}$  及び  $k_w$  は構造材の密度、比熱及び熱伝導率であり図 2.14 (c) に示すとおりである。本解析では、熱伝達境界条件において熱伝達係数を非常に大きく設定しているため、構造材の両端温度は流体温度 373 K と同じまま変化しないと考えられる。したがって、構造材両端の温度  $T_s$  が一定と仮定して上記式を導出し、 $T_s = 373$  K とした。

図 2.14 (c) に各時刻における構造材温度分布について AMAGI の解析結果と参照解の比較を示す。ここで、グラフにおいては構造材の中心の位置を 0 とする。解析において、構造材中心部の温度は時間が経過するにつれて上昇するが、100,000 秒以降ほとんど変化がなくなり定常状態に近づく。これは中心部の温度が高くなるほど、熱伝導によって多くの熱が構

造材両端に輸送され、更に境界条件によって体系外に流出されるためである。その結果、構造物からの熱の流出量が発熱量に漸近し、定常状態に近づく。各時刻における AMAGI の解析結果は参照解と良く一致しており、1次元直交座標系の熱伝導方程式に基づく温度評価が適切に動作することを確認できた。

### (3) 制御系モデルの動作確認例

制御系モデルは論理モデル、信号変数及びトリップモデルから構成される。論理モデルについては対象とする種々の論理、関数等を論理モデルの出力値が再現するか確認した。信号変数については、圧力、温度等の信号変数に指定したパラメータの解析結果と信号変数の出力値を比較することで確認した。トリップモデルについては、指定したパラメータを変化させた解析を実施し、そのパラメータがトリップ設定値を上回ったときにトリップが作動するか確認した。

AMAGI に組み込まれる論理モデルの動作確認例として ADD モデルの動作確認結果を図 2.15 に示す。ADD モデルは 2 つの入力信号の和をとる単純なモデルであり、その出力値  $X_{out}$  は次式で表される。

$$X_{out} = G \cdot (X_1 + X_2) \dots \dots \dots (2.20)$$

動作確認では時刻を  $t$  として入力信号  $X_1 = \sin t$ 、入力信号  $X_2 = \cos t$ 、ゲイン  $G$  を 2.0 とした。ADD モデルの出力値は式 (2.20) に基づく解析解と一致し、適切に動作することが確認された。

QUAN モデルの動作確認結果を図 2.16 に示す。QUAN モデルは入力信号を整数へ変換するモデルである。動作確認において、入力信号は時刻に対する  $\cos$  関数である。QUAN モデルの出力値は入力信号を整数化した値となっており、適切に動作することが確認された。

PI 制御モデルの動作確認を図 2.17 に示す。PI 制御は 2 つの入力信号の偏差について、比例動作 (P 動作) 及び積分動作 (I 動作) から構成される。AMAGI では、これを図 2.17 (a) のとおり、他の論理モデルである SUBT モデル (2 つの入力値の差分)、MULT モデル (2 つの入力値の乗算)、LINT (入力値の積分)、ADD モデル (2 つの入力値の和) 及び VLIM モデル (入力信号の上下限をとる) を組み合わせたモデルを PI 制御モデルとして組み込んだ。本動作確認では、入力信号  $X_1 = 2 \sin(8\pi t)$ 、 $X_2 = 1.0$ 、P 動作における信号  $K_p = 2.0$ 、I 動作における信号  $T_i = 0.1$  として、PI 制御モデルによる出力  $X_{out}$  と Excel 等による別方法による解析値と比較した。図 2.17 (b) のとおり、PI 制御モデルによる出力値は解析値と一致することから、その動作が適切であることを確認した。

### (4) 熱出力モデルの動作確認例

熱出力モデルについては、1点炉近似動特性方程式に基づく核分裂出力評価、崩壊熱モデル、反応度フィードバック評価、3次元炉心解析コード PARCS との結合機能等の動作確認を実施した。

1 点炉近似動特性方程式による核分裂出力評価の動作確認の例を図 2.18 に示す。解析においては、初期出力を 50 kW として、式 (2.16) の 1 点炉近似動特性方程式に基づいて評価した核分裂出力を構造材 Htstr に与える。本解析では、反応度フィードバック及び遅発先行核からの出力を考慮しないことで、式 (2.16) を次式のとおり簡単にして、コード使用者が指定する反応度成分 (以下、「入力反応度」という。) 及び外部ソースに応じた出力挙動を確認する。

$$\frac{dP}{dt} = \frac{R_{prog}}{\Lambda} P + \frac{S}{\Lambda} \quad \dots \dots \dots (2.21)$$

ここで  $R_{prog}$  は入力反応度を示す。

本動作確認ではケース 1 から 3 までの解析を実施し、それぞれ核分裂出力の評価に必要な入力パラメータである入力反応度、即発中性子寿命及び外部ソースを図 2.18 (a) のとおり設定した。この設定に基づいて、ケース 1 から 3 までの核分裂出力の解析解は次式で評価できる。

- ・ ケース 1 及びケース 2

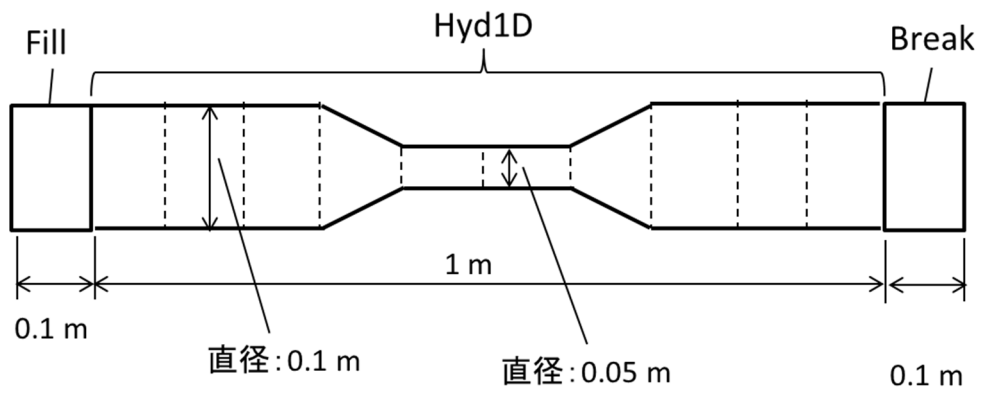
$$P(t) = P(0)e^{\frac{R_{prog}t}{\Lambda}} \quad \dots \dots \dots (2.22)$$

ここで、ケース 1 において  $R_{prog}$  は一定値となり、ケース 2 において  $R_{prog} = at$  ( $\alpha$  は減少率) を代入した。

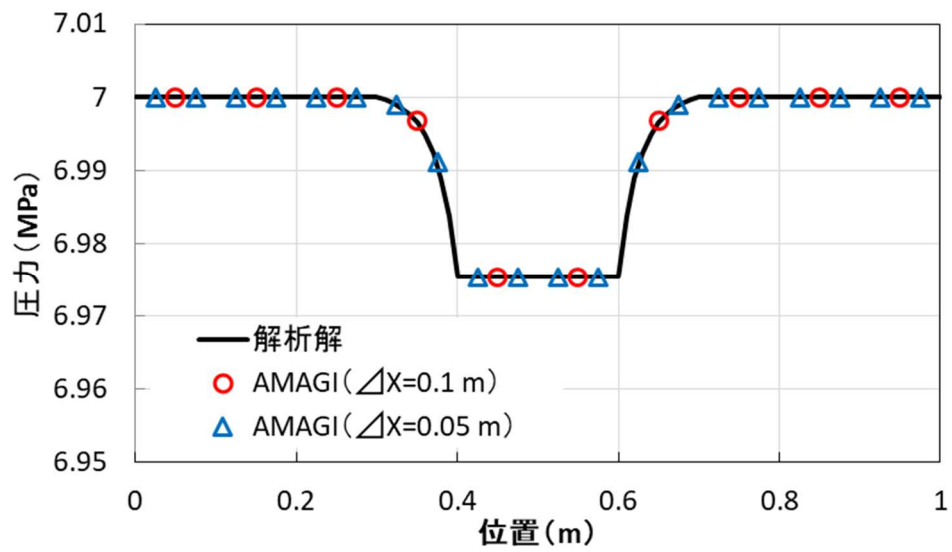
- ・ ケース 3

$$P(t) = P(0)e^{\frac{R_{prog}t}{\Lambda}} + \frac{S}{R_{prog}} \left( e^{\frac{R_{prog}t}{\Lambda}} - 1 \right) \quad \dots \dots \dots (2.23)$$

図 2.18 (b) のとおりケース 1 からケース 3 までにおいて AMAGI 解析結果は解析解に一致し、1 点炉近似動特性方程式に基づいた入力反応度及び外部ソースに応じた出力挙動の評価が適切に動作することが確認できた。



(a) 拡大・縮小流路の解析体系

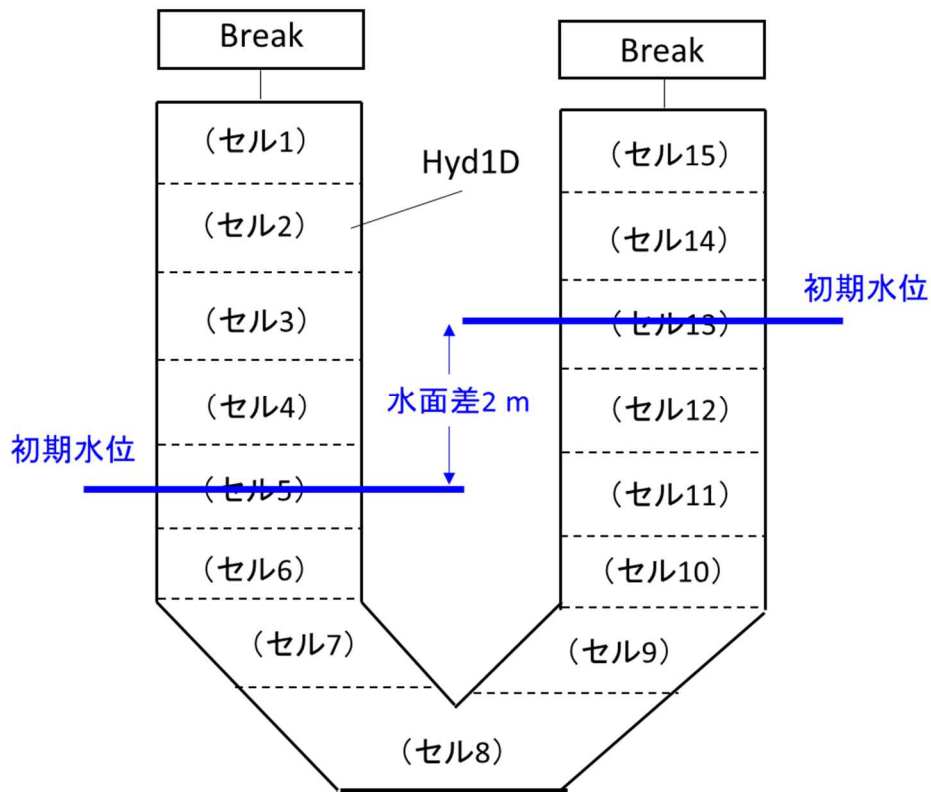


(b) AMAGI 解析結果及び解析解の比較

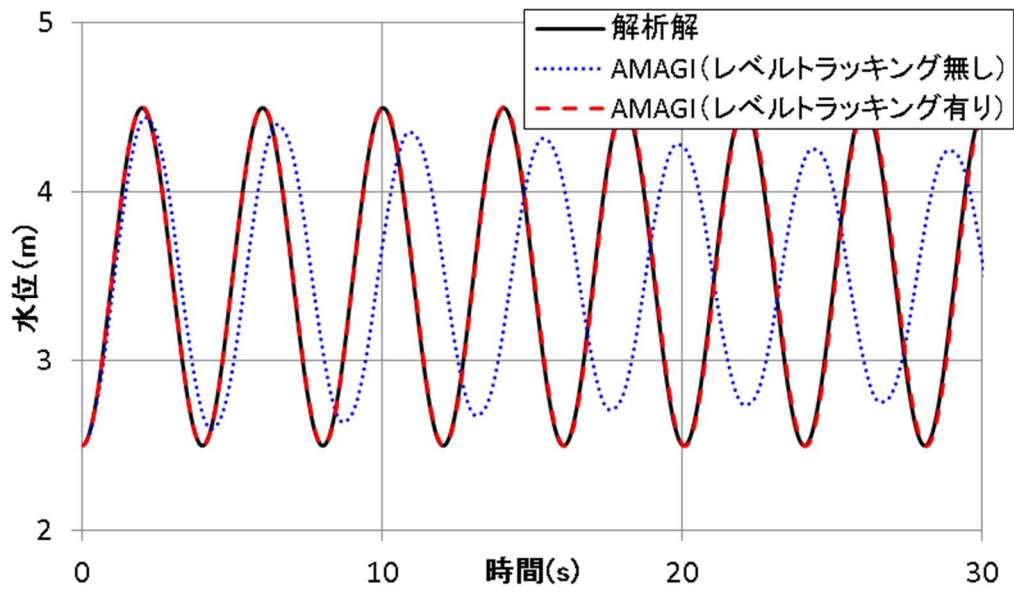
図 2.1.1 1 流路の拡大・縮小に係る動作確認

Fig. 2.1.1 1 Functional tests for flow expansion and reduction





(a) U字管の解析体系



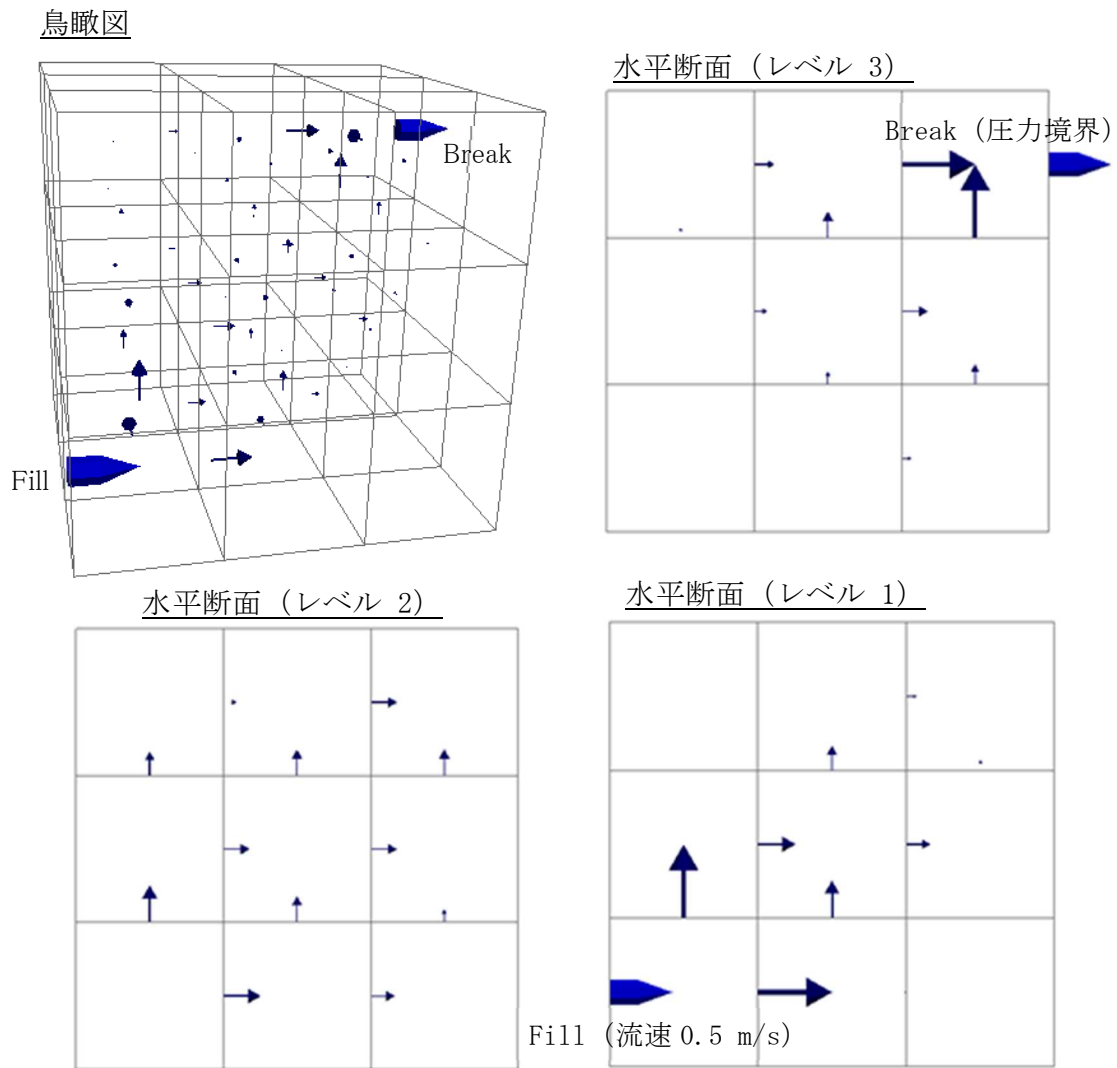
(b) AMAGI 解析結果及び解析解の比較

図 2.12 二相水位の動作確認

Fig. 2.12 Functional tests for two-phase water level

初期質量 (kg)	2.5876184523727E+04
現時刻の質量 (kg)	2.5876286328610E+04
Fill から流入した質量 (kg)	9.5603651467652E+04
Break から流出した質量 (kg)	-9.5603552770829E+04
質量誤差 (%)	-1.2011277766502E-05

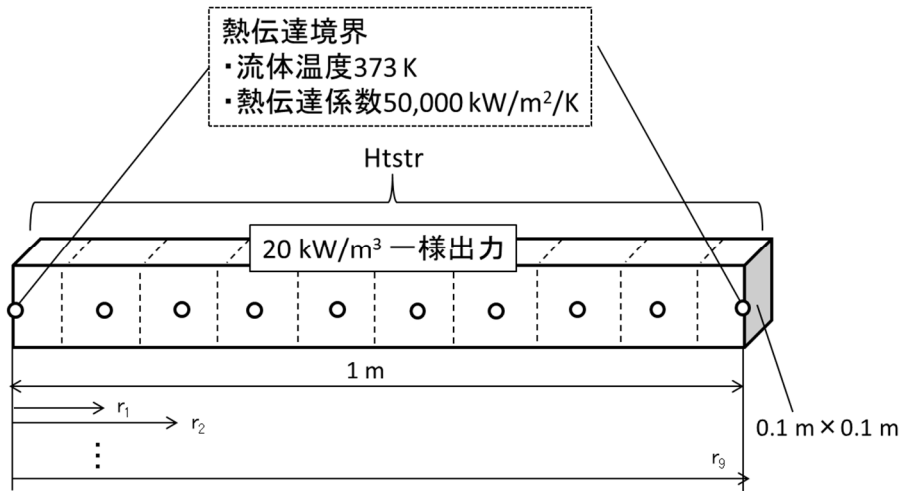
(a) 解析体系内の質量収支 (流入 200 秒後)



(b) 解析体系内各セルにおける流速ベクトル (流入 200 秒後)

図 2.13 3次元熱水力モデル (直交座標系) の動作確認

Fig. 2.13 Functional tests of 3 dimensional thermal hydraulic models  
(Cartesian coordinate system)



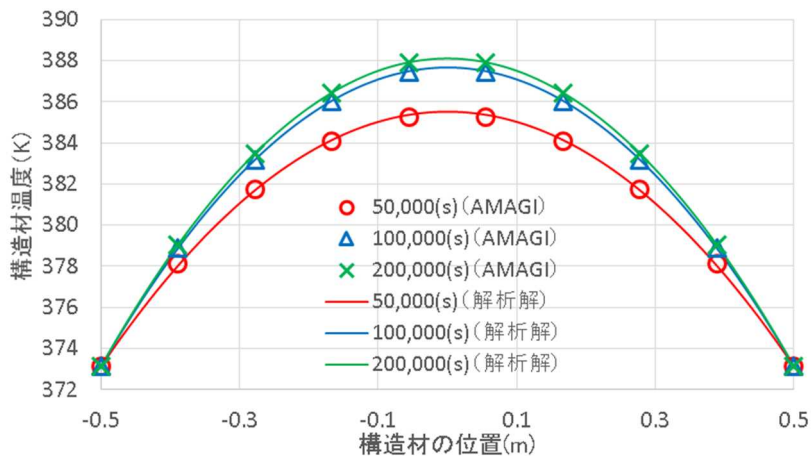
(a) 1次元直交座標の熱伝導に係る解析体系

$r_1$	$r_2$	$r_3$	$r_4$	$r_5$	$r_6$	$r_7$	$r_8$	$r_9$
0.111	0.222	0.333	0.444	0.556	0.667	0.778	0.889	1

(b) 構造材左側境界から各温度評価点の距離 (m)

密度 (kg/m <sup>3</sup> )	7883.920
比熱 (J/kg/K)	494.456
熱伝導率 (W/m/K)	14.154

(c) 計算に使用した物性値



(d) AMAGI 解析結果及び理論解の比較

図 2.14 1次元熱伝導方程式 (直交座標系) に係る動作確認

Fig. 2.14 Functional tests for 1 dimensional thermal conduction equation (Cartesian coordinate system)

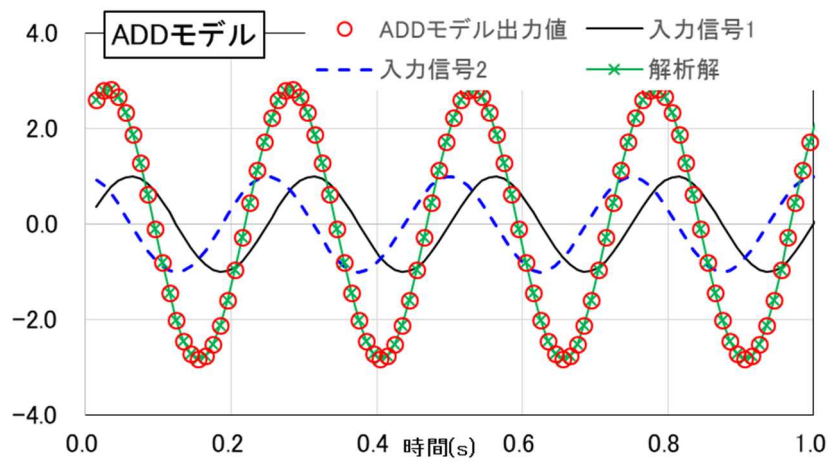


図 2. 1 5 論理モデルの動作確認例 (ADD モデル)

Fig. 2. 1 5 Functional tests of logical models (ADD model)

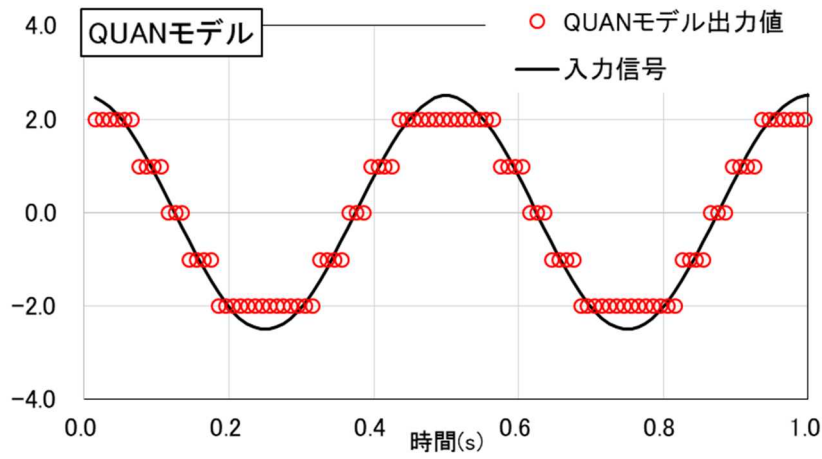
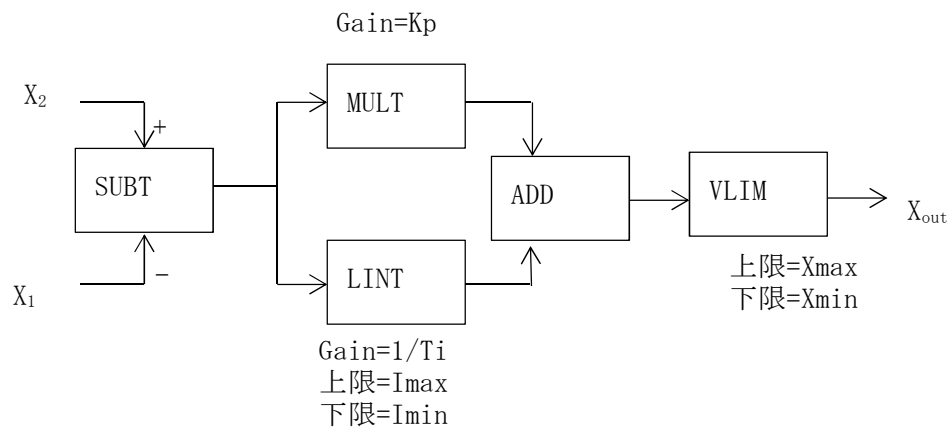
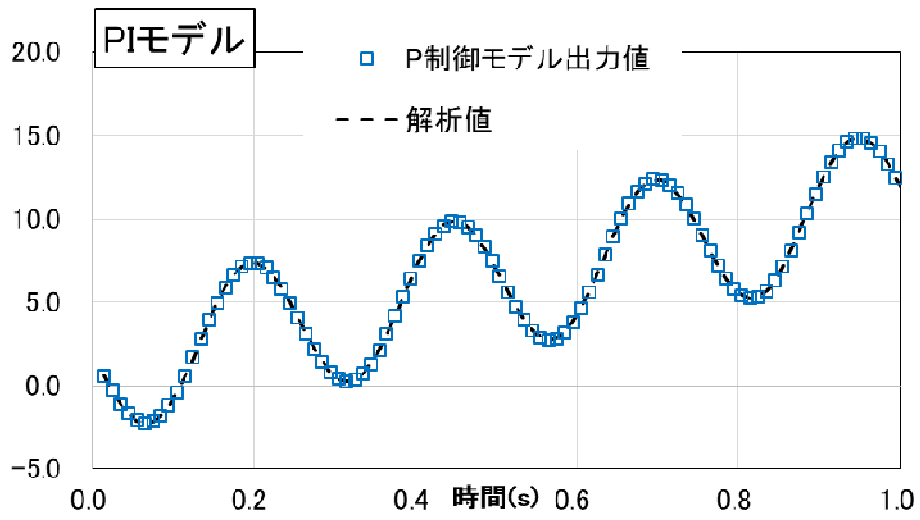


図 2. 1 6 論理モデルの動作確認 (QUAN モデル)

Fig. 2. 1 6 Functional tests of logical models (QUAN model)



(a) PI 制御モデルの構成



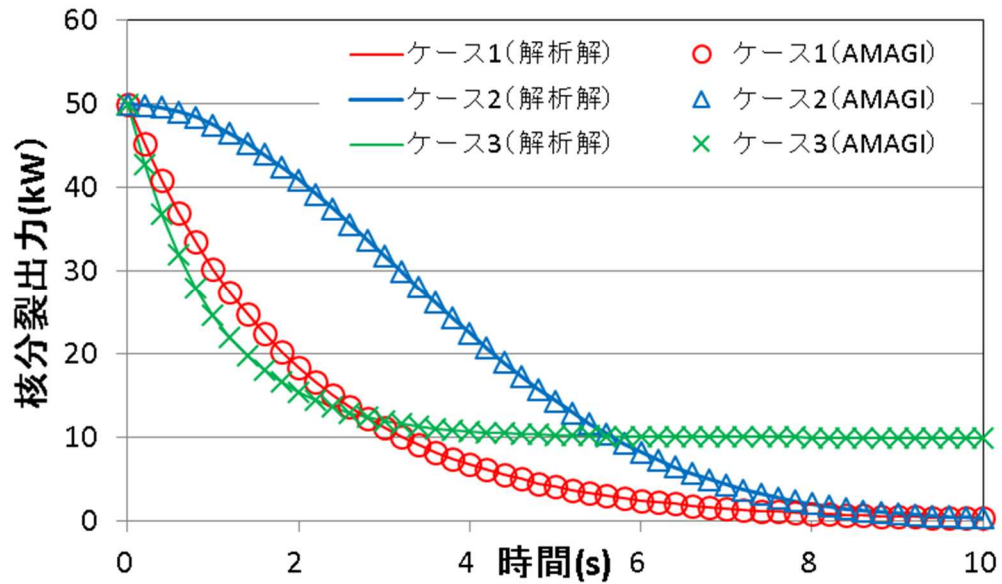
(b) PI 制御モデル及び解析値の比較

図 2.17 論理モデルの動作確認 (PI 制御モデル)

Fig. 2.17 Functional tests of logical models (PI controller model)

	ユーザー入力反応度 ( $\Delta k/k$ )	即発中性子寿命 (s)	外部ソース (W)
ケース 1	-0.50 一定	1.00	0.00
ケース 2	0 秒から 10 秒間かけて 0 から-0.01 まで単調減少	0.01	0.00
ケース 3	-0.10 一定	0.10	1000.00

(a) 解析ケース 1~3 における入力パラメータ



(b) AMAGI 解析結果及び理論解の比較

図 2.18 1点炉近似動特性方程式による核分裂出力評価の動作確認

Fig. 2.18 Functional tests for nuclear fission power evaluated by point reactor kinetics equations

## 2.1.2.2 実験模擬解析

AMAGI の総合的な動作確認を実施することを目的として、種々の実験について解析を実施した。本来、開発した解析コードの信頼性を確保するには V&V を実施する必要がある、ここでは、解析結果と実験結果の比較等から個々のモデル及び解析コード全体の不確かさを評価する必要がある。しかし、本研究では、まずは新規のプログラムである AMAGI の動作を確認することを目的とすることから、解析結果の定性的な分析のみを実施した。

### (1) NUPEC 燃料集合体ボイド実験

財団法人原子力発電技術機構 (Nuclear Power Engineering Corporation : NUPEC) において実施された BWR 燃料集合体ボイド試験<sup>(参 87)</sup>を模擬した実験解析を実施し、AMAGI の解析結果と TRACE の解析結果<sup>(参 88)</sup>の比較を行った。本実験では、図 2.19 に示すとおり、実長の模擬 BWR 燃料集合体を用いて運転状態を含む様々な定常条件で集合体内ボイド率を計測した。本解析では、その中で 2 種類の 8 行 8 列模擬燃料集合体の試験を対象とする。また、本解析において対象とした実験ケースの条件範囲を表 2.13 に示す。AMAGI の解析における解析体系を図 2.20 に示す。ここでは、1 次元熱水力モデルを備えた配管 Hyd1D に構造体 Htstr を接続して熱出力を与えると同時に、その下部の入口に流速境界条件 Fill1 及び上部の出口に圧力境界条件 Break を設定する。本解析のような定常発熱体系内の気液二相流を対象とした解析の場合、特に界面せん断力モデルがボイド率の評価に影響する。ここでは AMAGI の解析において、気泡/スラグ様式の界面せん断力について従来の原子炉システム解析コードで用いられる導出過程で空間的な共分散を考慮しないモデル (以下、「従来モデル」と示す。) を用いた結果と、**2.1.1.2** で示した相分布の空間的な共分散を考慮するとともに、気泡分布に係る共分散に Ozaki-Hibiki の式、気泡の分布定数に Ozaki-Hibiki の式、ドリフト速度に Hibiki-Ishii の式の新たに追加した構成式 (以下、「新モデル」と示す。) を用いた結果を示す。

図 2.21 に複数の実験ケースにおける模擬燃料集合体内軸方向ボイド率分布について、AMAGI と TRACE の解析結果の比較を示す。いずれの実験ケースにおいても AMAGI の TRACE の解析結果とともに、集合体出口に向けて緩やかなボイド率の上昇を示している。また AMAGI (従来モデル)、AMAGI (新モデル) 及び TRACE の解析結果の間に有意となる差は見られない。AMAGI (従来モデル) と TRACE では界面せん断力モデルが同等のため、その解析結果の違いは、数値解法として用いている完全陰解法 (AMAGI) と SETS 法 (TRACE) の違い、プログラム上の処理の違い等と考えられる。一方、AMAGI (従来モデル) 及び AMAGI (新モデル) の差は界面せん断力モデルの違いであり、低出力及び低流量の条件となる実験 No. 40 及び No. 72 では、新モデルの解析結果が若干、従来モデルの解析結果より大きい傾向となった。また、図 2.22 に模擬燃料集合体出口ボイド率について実験結果と解析結果の比較を示す。ここでは、横軸の実験結果に対して、縦軸に対応する同実験ケースの解析結果をプロットする。解析コードによって実験値に対する差は若干ばらつくものの、全ての実験ケースで解析結

果と実験結果はおおむね一致している。また、表 2.14 に TRACE、AMAGI（従来モデル）及び AMAGI（新モデル）について、解析結果の実験結果に対する比率の平均値および標準偏差を示す。ここでは、AMAGI の解析結果の実験結果に対する比率は、TRACE の解析結果と比較しても遜色ないものであることが分かる。

## (2) FLECHT-SEASET 再冠水実験

LOCA 等の再冠水における熱伝達を対象とした FLECHT-SEASET 再冠水実験<sup>(参 89)</sup>について模擬した実験解析を実施し、AMAGI の動作確認を行った。本実験では、161 本の発熱燃料棒等から構成される模擬 PWR 燃料集合体 1 体（図 2.23）の下部より冷却水を注入し、LOCA 時の再冠水における燃料棒表面の温度等が計測された。AMAGI の解析における解析体系を図 2.24 に示す。本解析体系では、TRACE の検証報告書<sup>(参 86)</sup>を参考に、燃料集合体を模擬する Hyd1D 及び Htstr に流速境界条件 Fill 及び圧力境界条件 Break を接続した。本解析では、FLECHT-SEASET 再冠水実験の Run31203 ケースを模擬して、その解析条件を図 2.25 のとおり設定した。なお、動作確認の参考として、同じ実験対象について TRACE による解析を実施した。ここで TRACE 解析においては、TRACE の機能である構造材熱伝導に係るファインメッシュモデルを用いていない。

図 2.26 に AMAGI 及び TRACE による模擬燃料集合体の各軸方向位置における燃料棒表面温度の推移を示す。TRACE 解析においては、水位が上昇して下方位置における燃料棒が急冷されるとともに、発生した蒸気によって上方の燃料棒位置においても燃料棒表面温度が緩やかに減少する再冠水挙動がみられる。一方、AMAGI の解析については、図 2.24 に示した解析体系のセル分割（以下、「セル数基準」という。）の解析において、燃料棒温度の上昇過程で計算における収束性が悪化して計算が停止した。また、セル数基準の 2 倍のセル分割（以下、「セル数 2 倍」という。）の解析においても、セル数基準の解析よりも計算が進行したものの、同じく計算が停止した。

図 2.27 に AMAGI（セル数基準）及び TRACE の解析において、再冠水位置におけるボイド率、液相熱伝達係数、蒸気発生率の時間変化を示す。TRACE においては、図 2.27 (a) のとおり最初に再冠水するセル 3 のボイド率は線形に低下し、その後順次その上方のセルにおけるボイド率が低下していく。これに伴い、図 2.27 (b) 及び (c) のとおり、当該セルのボイド率が低下し始めた時点で壁面熱伝達係数が急上昇して蒸気が発生し、(a) のボイド率挙動にみられるように計算が不安定化する。TRACE 解析においても、このように水位がセルを超えて移動し当該セルのボイド率が低下し始めたときには計算が不安定になることが知られており、「Water Packing」と称して、その対策となる数値処理を導入している<sup>(参 7)</sup>。一方、AMAGI の解析結果では、TRACE とは異なり、セル 3 のボイド率が低下しても直ぐに壁面熱伝達係数は上昇せず、一定の時間が経過した後に急激に上昇している。その結果、AMAGI の解析においては更に急激な蒸気発生によって一層の計算不安定化が生じていることが分かる。図 2.28 に AMAGI の解析における計算収束悪化時のボイド率、圧力及び液相流速の



軸方向分布を示す。図 2.28 (a)においてボイド率が 0 から上昇する位置が再冠水位置となるが、(b)及び(c)のとおり、その近傍において圧力及び液相流速が不連続な分布となり、AMAGI における計算の不安定化の一因になっていると考えられる。以上を踏まえて、AMAGI においては水位が計算セルを超えるときの計算不安定化の対処として、熱伝達様式の判定ロジック、壁面熱伝達モデル及びその数値処理を確認するとともに、熱伝達様式が滑らかに遷移するように補間処理等を実装することを検討する予定である。

なお、AMAGI の動作確認として、LOCA 時のプラント全体の挙動を模擬した総合効果実験の一つである CCTF 実験の C2-SH2 (Run 54) ケース<sup>(参 90)</sup>についても、解析を実施して、TRACE 解析<sup>(参 91)</sup>と比較したが、FLECHT-SEASET 再冠水実験の解析と同様に再冠水過程で収束性が悪化し計算が終了した。

### (3) SPERT-III 実験

3次元中性子動特性解析コード PARCS との結合機能の動作確認として、反応度投入事象を対象とした SPERT-III 実験<sup>(参 92、参 93)</sup>について実験模擬解析を実施した。図 2.29 に SPERT-III の実験体系及び本解析で対象とする実験ケースの条件を示す。図 2.29 (a)のとおり、実験では 4 行 4 列及び 5 行 5 列の  $UO_2$  燃料集合体より構成される炉心において、中央部に配置されるトランジェント制御棒を引き抜いて反応度を投入し、その炉心出力の時間変化が計測されている。本解析では、図 2.29 (b)に示す高温零出力条件の実験ケースを対象とする。なお、ここでは参考として、TRACE と PARCS を結合した解析<sup>(参 94)</sup>の結果を併せて示す。

図 2.30 に炉心出力について AMAGI 及び TRACE の解析結果と実験結果の比較を示す。AMAGI の解析は TRACE よりも若干ピーク値が高いものの、トランジェント制御棒を引き抜きによる炉心出力の急昇をおおむね再現している。なお、AMAGI 及び TRACE のどちらの解析においても、実験よりも出力上昇の時刻が遅くなった。図 2.31 に AMAGI 及び TRACE の解析における反応度フィードバックを示す。ここでは AMAGI の解析においても、トランジェント制御棒の引き抜きによる正の反応度の投入とその後の負のドップラ反応度及び減速材密度反応度の投入が模擬されている。図 2.31 に示すとおり AMAGI と TRACE ではドップラ反応度の時間変化に差があるが、これは図 2.32 のとおり両者において燃料温度の上昇幅に差があることが理由と考えられる。以上より、AMAGI における PARCS との結合機能については、その動作を確認できた。

表 2.13 解析の対象となる実験の NUPEC 燃料集合体ボイド実験の条件範囲  
 Table 2.13 Conditional range of NUPEC bundle void tests for experimental analyses

項目	試験条件	実機定格
圧力 (MPa)	3.92 - 8.64	7.22
出力 (MW)	0.62 - 7.33	4.22
流量 (kg/s)	2.8 - 15.22	15.8
入口サブクール度 (kJ/kg)	50.3 - 128.1	53
出口クオリティ (-)	0.02 - 0.25	0.22
試験解析点	22	-

表 2.14 解析結果の実験結果に対する比率の平均値および標準偏差  
 Table 2.14 Average values and standard deviations of ratio of analytical results to experimental results

実験結果に対する比率	平均値	標準偏差
TRACE	0.993	0.026
AMAGI (従来モデル)	1.019	0.026
AMAGI (新モデル)	1.018	0.026

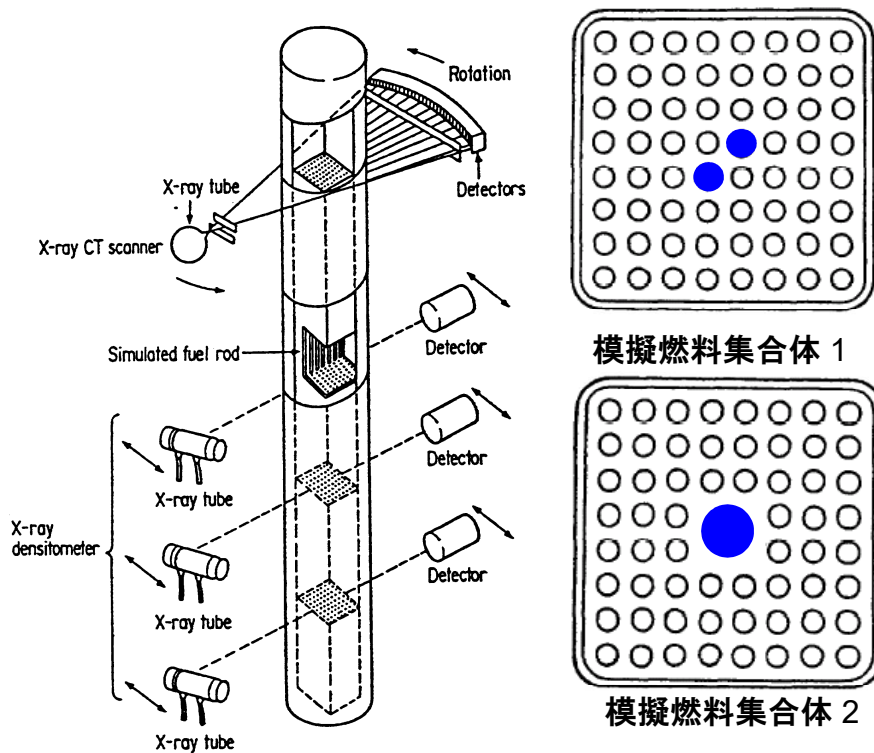


図 2. 1 9 NUPEC 燃料集合体ボイド実験の実験装置

Fig. 2. 1 9 Experimental equipment of NUPEC bundle void test

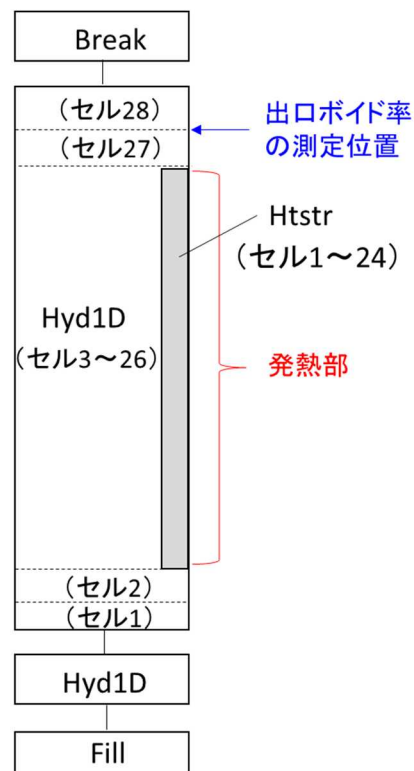


図 2. 2 0 NUPEC 燃料集合体ボイド実験の解析体系

Fig. 2. 2 0 Analytical system of NUPEC bundle void test

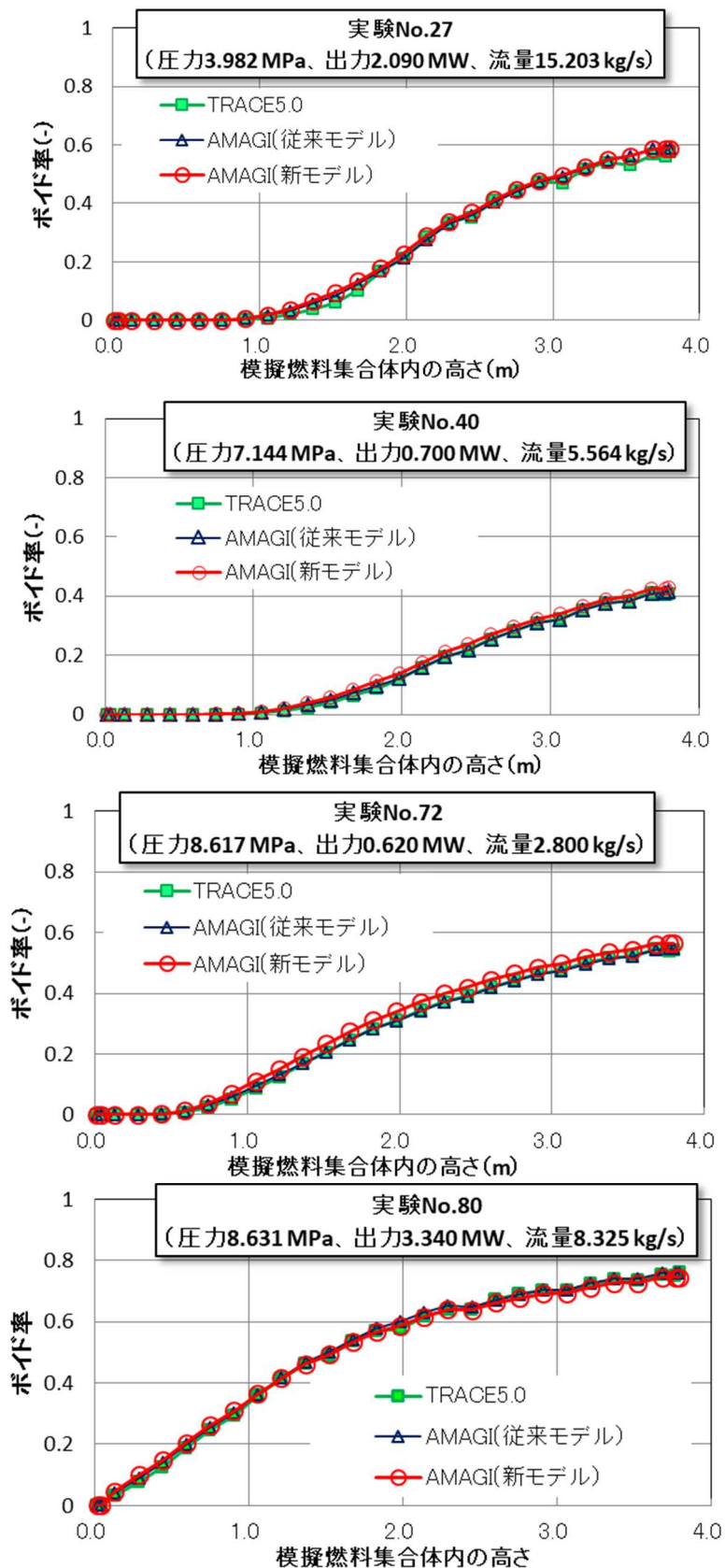


図 2. 2 1 模擬燃料集合体内ボイド率軸方向分布の解析コード毎の比較  
 Fig. 2. 2 1 Comparison of void fraction axial distribution in a simulated fuel bundle among analysis codes

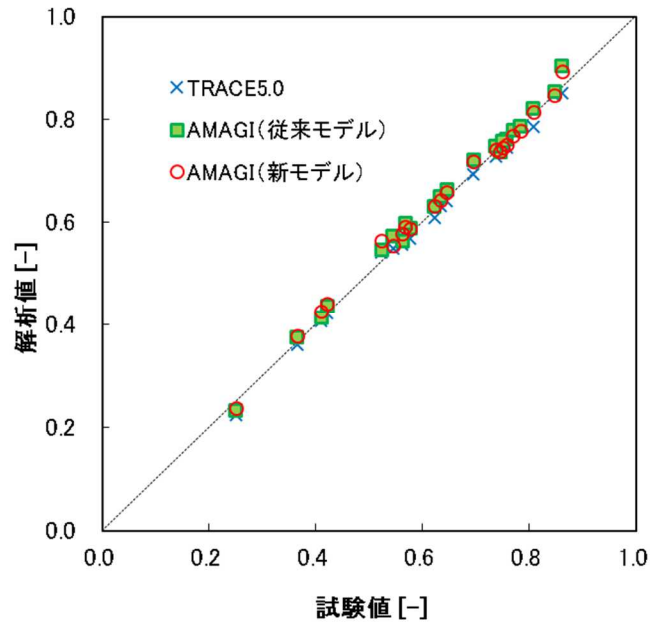


図 2. 2 2 模擬燃料集合体出口ボイド率の実験結果及び解析結果の比較  
 Fig. 2. 2 2 Comparison of void fraction at the exits of simulated fuel bundles  
 between experimental results and analytical results

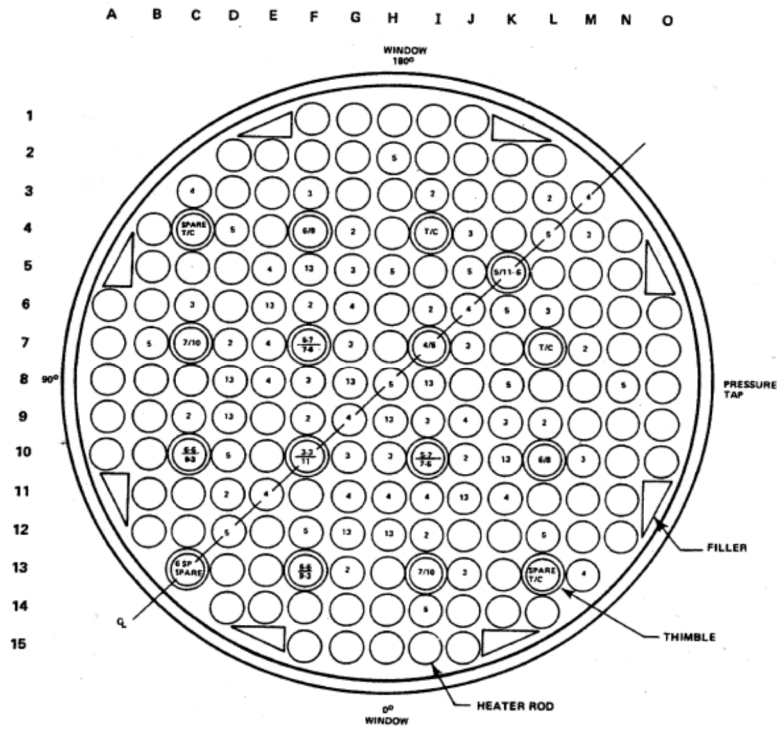


図 2. 2 3 FLECHT-SEASET 試験発熱バンドル部の横方向断面図

Fig. 2. 2 3 Cross-sectional view of FLECHT-SEASET bundle heated section

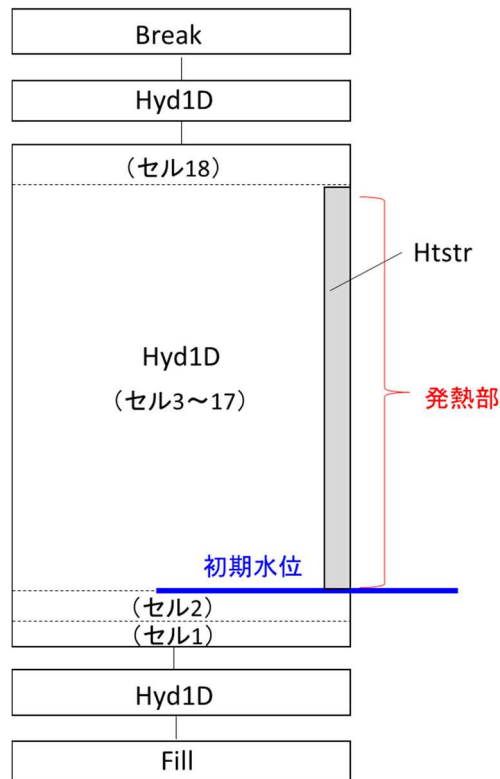
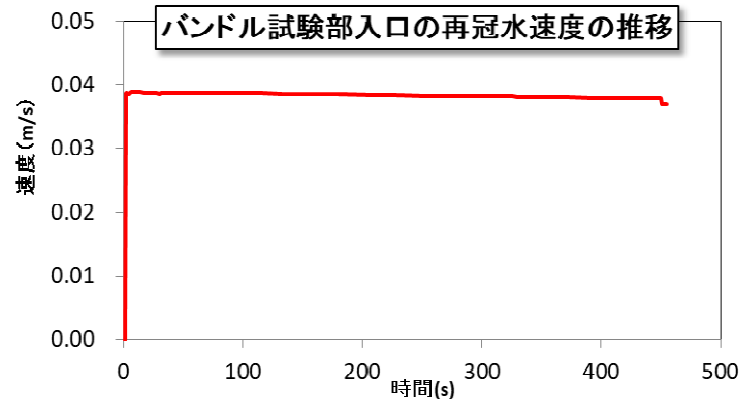
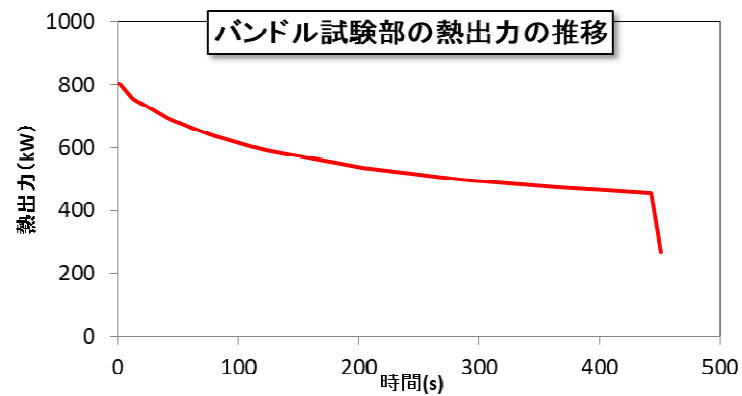


図 2. 2 4 FLECHT-SEASET 発熱バンドル部の解析体系

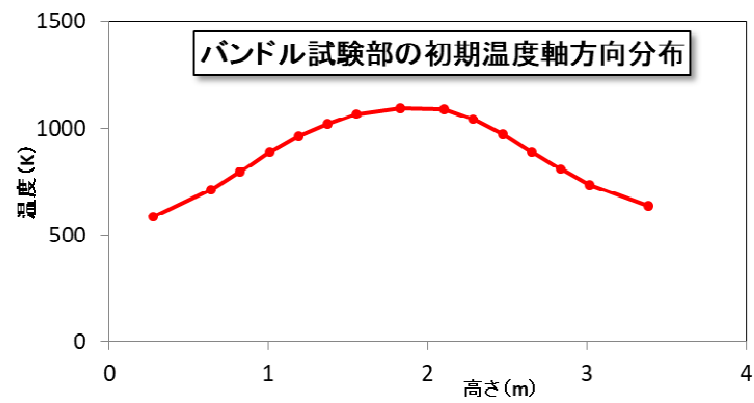
Fig. 2. 2 4 Analytical system of FLECHT-SEASET bundle heated section



(a) バンドル試験部入口の再冠水速度



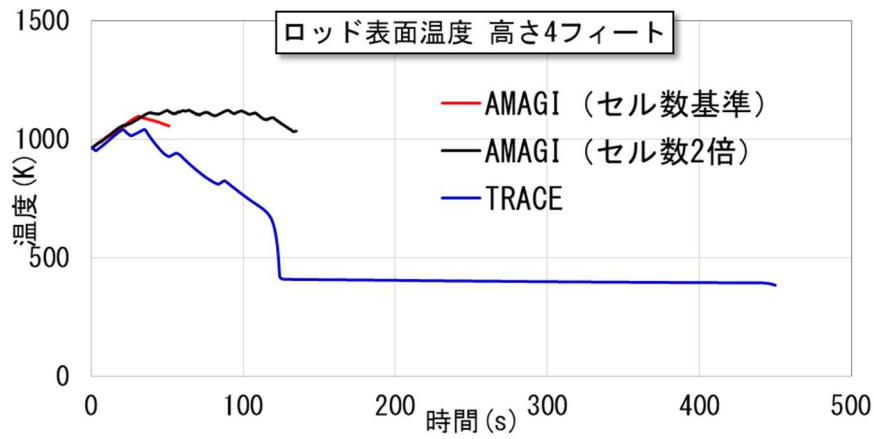
(b) バンドル試験部の熱出力



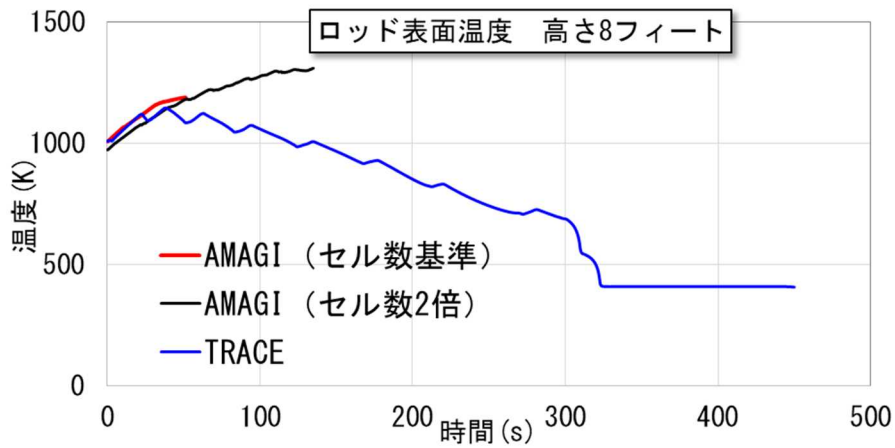
(c) バンドル試験部の初期温度

図 2. 2 5 FLECHT-SEASET 実験の解析における解析条件

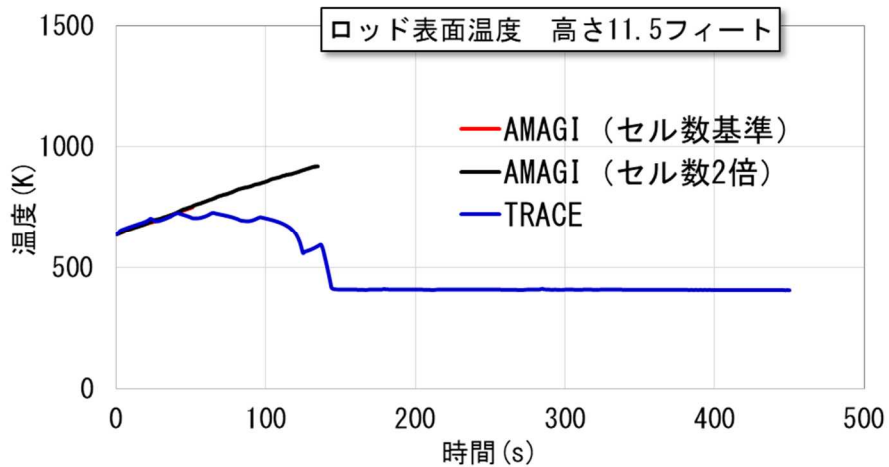
Fig. 2. 2 5 Boundary condition of analyses of FLECHT-SEASET tests



(a) バンドル試験部入口から高さ 4 フィート



(b) バンドル試験部入口から高さ 8 フィート

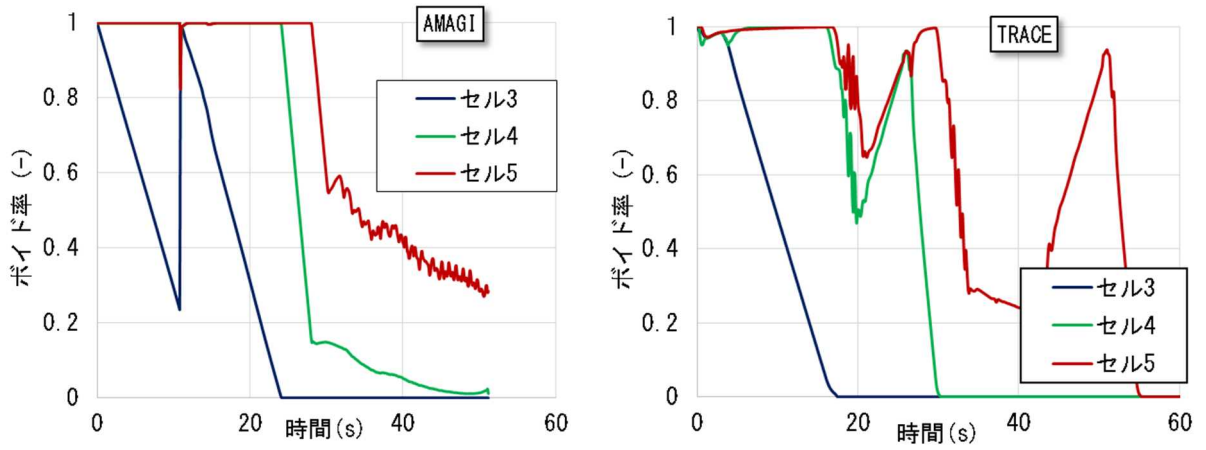


(c) バンドル試験部入口から高さ 11.5 フィート

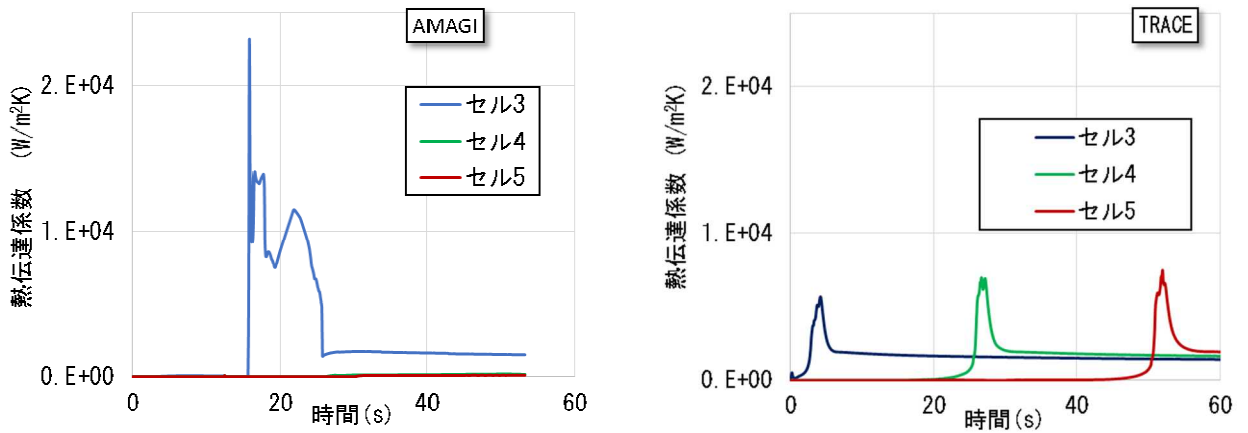
図 2. 2 6 燃料棒表面温度の推移についての解析結果

Fig. 2. 2 6 Analytical results of change of rod surface temperature

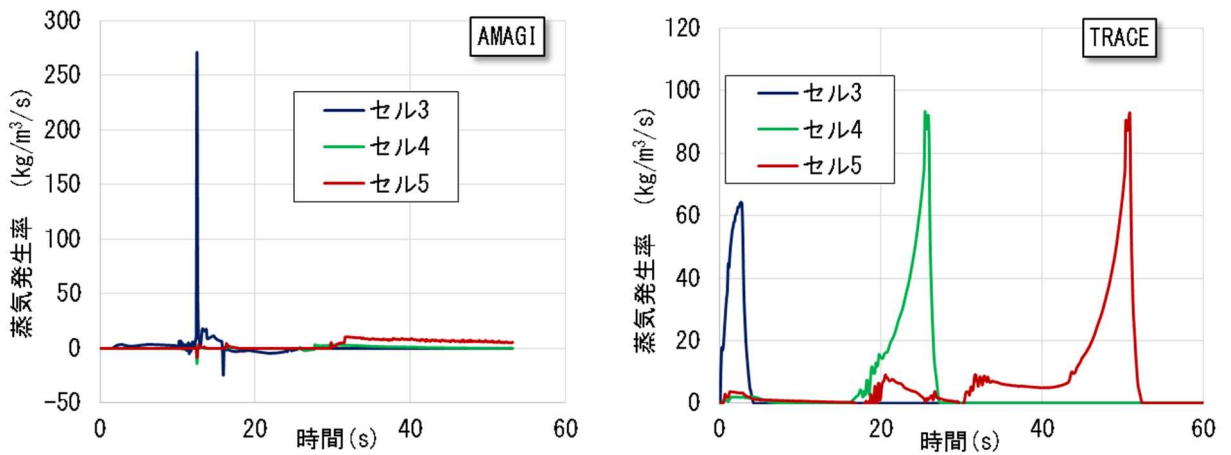




(a) 再冠水位置におけるボイド率の時間変化 (左：AMAGI、右：TRACE)



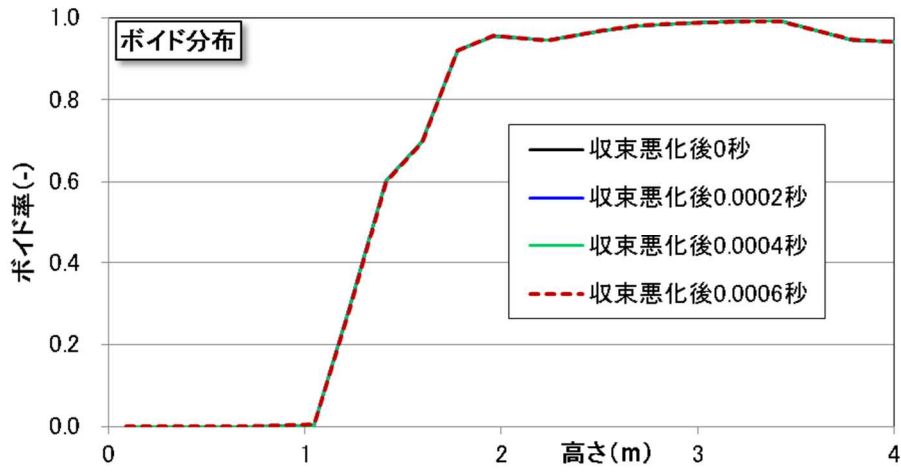
(b) 再冠水位置における液相熱伝達係数の時間変化 (左：AMAGI、右：TRACE)



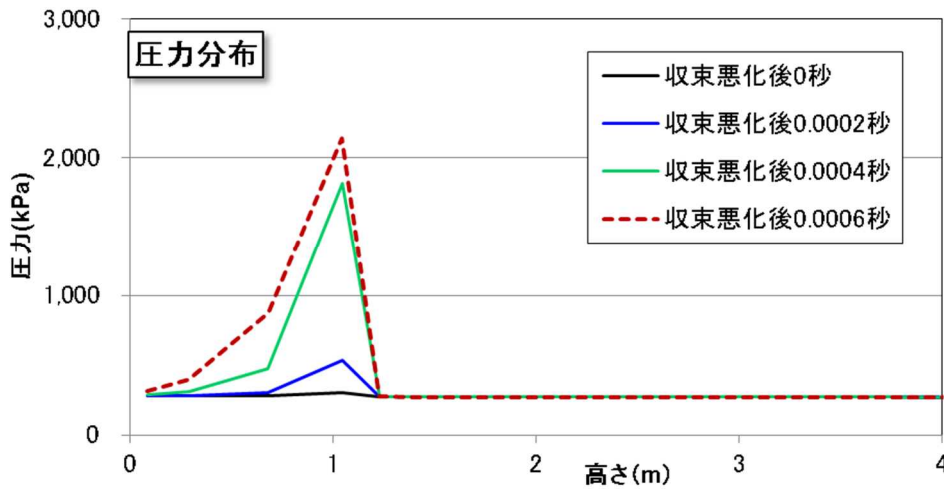
(c) 再冠水位置における蒸気発生率の時間変化 (左：AMAGI、右：TRACE)

図 2. 2 7 再冠水位置における AMAGI 及び TRACE の解析結果の比較

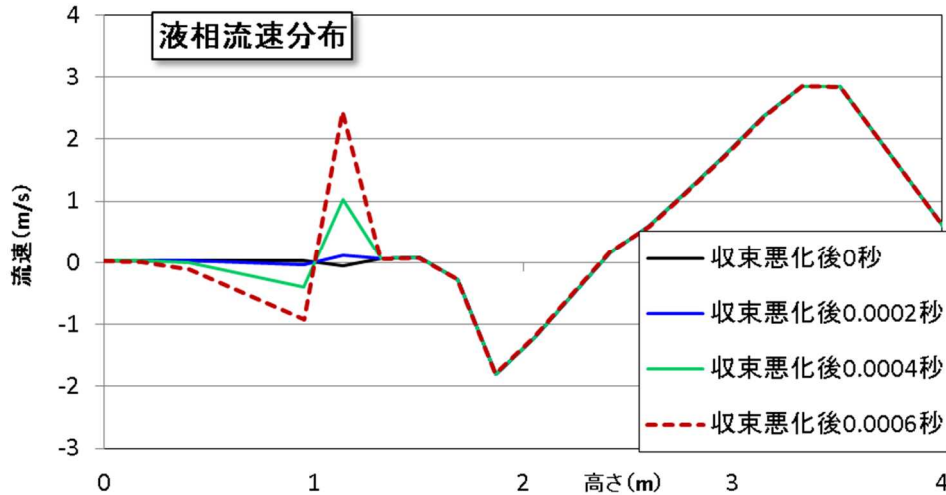
Fig. 2. 2 7 Comparison of analytical results at reflood between AMAGI and TRACE



(a) 計算収束悪化時のバンドル内ポイド率分布



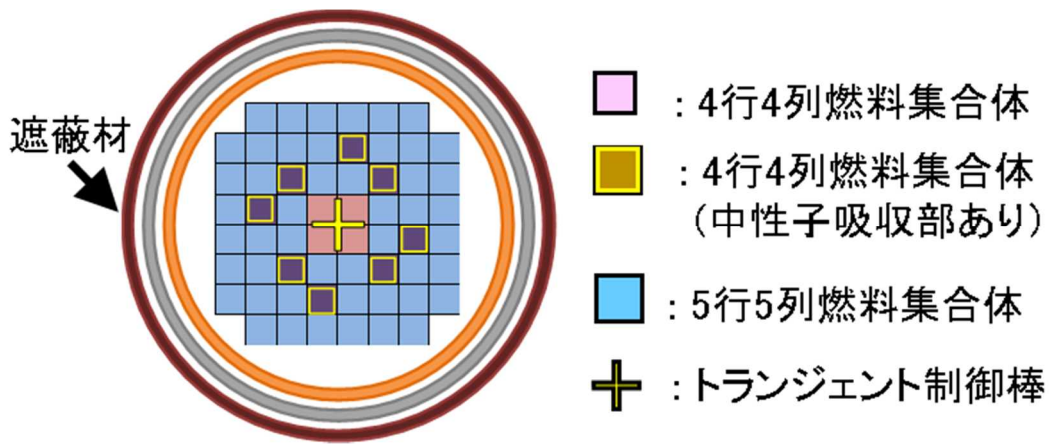
(b) 計算収束悪化時のバンドル内圧力分布



(c) 計算収束悪化時のバンドル内液相流速分布

図 2. 2 8 AMAGI (セル数基準) における計算収束悪化時の解析結果

Fig. 2. 2 8 Analytical results at deterioration of calculation convergence of AMAGI (calculation cells : standard)



(a) SPERT-III の実験体系

項目	Test60: 高温零出力
初期炉心出力	約50 Wth
炉心圧力	約10.4 MPa
投入反応度	1.23 \$
炉心入口温度	約260 °C
冷却材流速	約4.3 m/s

(b) Test60 (高温零出力条件) の実験条件

図 2. 2 9 SPERT-III の実験体系及び実験条件

Fig. 2. 2 9 Experimental configuration and condition of SPERT-III

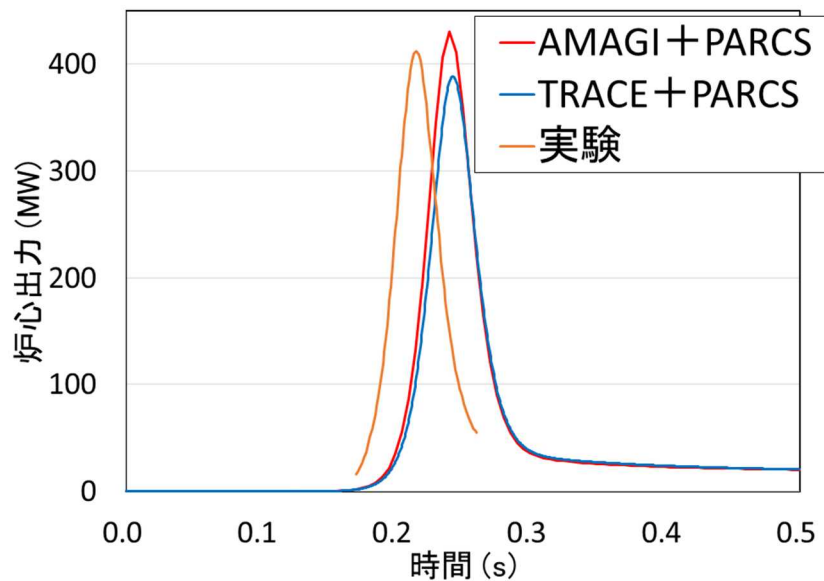


図 2. 3 0 実験及び解析の炉心出力の比較

Fig. 2. 3 0 Comparison of reactor power between experiments and analyses

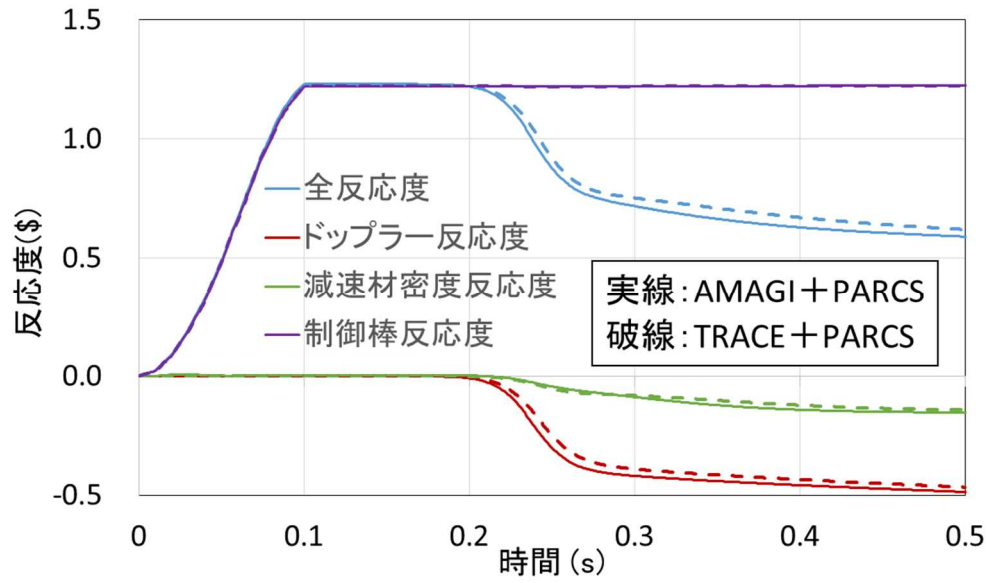


図 2.3 1 反応度フィードバックの解析結果  
 Fig. 2.3 1 Reactivity feedback in analyses

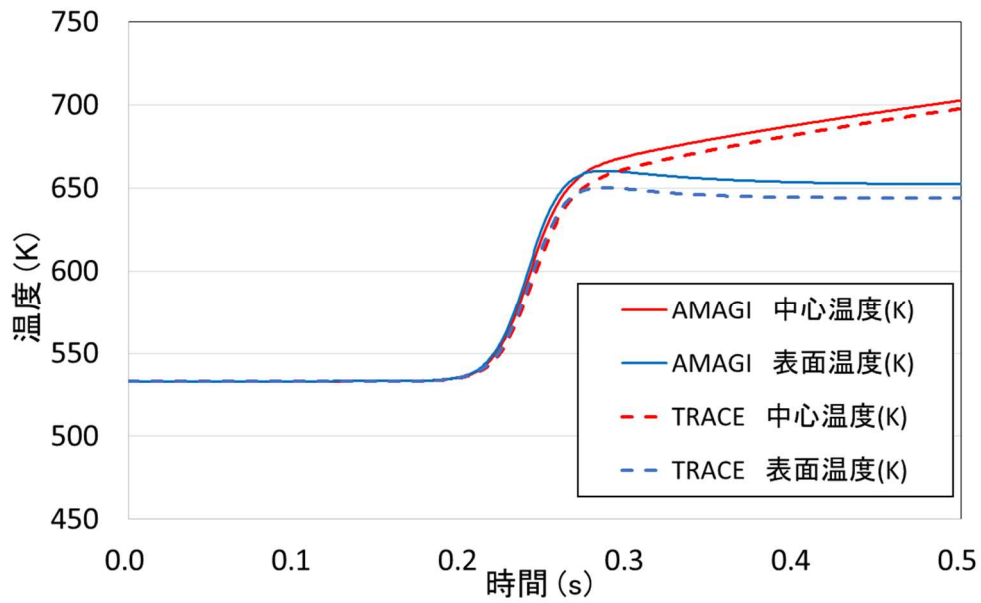


図 2.3 2 燃料温度挙動の解析結果  
 Fig. 2.3 2 Fuel temperature behaviors in analyses

## 2.2 事故時等の熱流動評価に係る実験的研究

事故時等の熱流動評価に係る熱流動実験により、事故等において想定される個々の熱流動現象及びプラント全体の挙動について知見を取得した。個々の熱流動現象については、**2.1.1.1**において作成したPIRT<sup>(参12)</sup>に基づいて、国内のBWR及びPWRの運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれがある事故において重要であり、かつ現象の機構について知見の取得が必要な現象を抽出した。PIRTにおいて抽出された現象としては、A00等においてMDNBRに影響するDNB、LOCA等においてPCTに影響する再冠水挙動等が挙げられるが、本研究では、主にBWRにおいて想定される現象であり国外等における既往研究が少ないと考えられる冷温停止時の制御棒落下事故のボイド挙動及び液膜ドライアウトに係る熱流動現象を当面の知見取得の対象とすることとした。プラント全体の挙動については、従来知見が少ないと考えられる1次冷却材喪失を伴うSBO時の窒素ガス流入事象及び蒸気発生器伝熱管複数本破損事故の2つの多重故障事故を対象とすることとした。

### 2.2.1 冷温停止時の制御棒落下事故のボイド挙動実験

**2.2.1.1**に冷温停止時のRDAにおいて重要かつ機構論的なモデル化が不十分であると考えられる現象について示す。**2.2.1.2**に、低圧時のサブクール沸騰の機構の把握及び機構論モデルの開発のために実施した低圧時のサブクール沸騰実験及びその機構論的なモデル化の検討について示す<sup>(参95~参100)</sup>。また、**2.2.1.3**に、RDA時の発生ボイドの横方向伝播の把握のために実施した実験について示す<sup>(参101~参104)</sup>。

#### 2.2.1.1 冷温停止時の制御棒落下事故の炉心における重要現象

表2.15に冷温停止時のRDAの炉心において想定される主要な物理現象及びその重要度、並びに当該現象の機構に係る知見の充実度を示す。ここでは、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針について」<sup>(参106)</sup>において原子力プラントの安全性の判断基準の一つに挙げられる燃料エンタルピに着目して、当該現象の重要度を検討する。

##### (1) 重要現象の検討

本事象では、制御棒の落下に伴って急激な正の反応度が投入されることにより出力急昇が発生し、燃料エンタルピが増大する。出力急昇の核特性挙動(表2.15の①)は減速材密度反応度(ボイド反応度)効果(b)、ドップラ反応度効果(c)等によって抑制されることから、それらを含む核分裂反応(a)及びその3次元特性(g)は重要である。また、出力急昇によって発生した蒸気ボイドの量が、ボイド反応度フィードバックに影響する。したがって、熱水力特性及び燃料-冷却材間熱伝達(②及び③)については、蒸気ボイドの発生及びその挙動に影響する物理現象として、1次元の熱水力挙動(h)、気液界面摩擦(j)、気液界面熱伝達(ボイド凝縮)(k)、燃料と冷却材間の熱伝達(壁面熱伝達)(p~v)等が重要である。壁面熱伝達の中では、特にサブクール沸騰壁面熱伝達(r)が出力急昇時のボイド率上昇の開始に影響するため、その重要度が高いと考えられる。また、燃料棒表面において沸

騰遷移が発生する場合、燃料棒からの熱流束が急速に減少してボイドが発生しなくなるため、沸騰遷移及び沸騰遷移後の壁面熱伝達が重要である (s 及び t)。なお、冷温停止時の RDA では、低クオリティ下で沸騰遷移が発生し、沸騰遷移後の壁面熱伝達様式は膜沸騰壁面熱伝達になると考えられる。

なお、BWR では、制御棒が燃料集合体のコーナー側に配置されることから、その制御棒が落下すると、コーナー側の燃料棒のみ出力が急昇することが想定される。このとき発生したボイドはコーナーから横方向に伝播し、非加熱領域に輸送されてサブクール水によって凝縮される。また、燃料集合体に設置されたスペーサは、気泡の分裂等を介してボイド凝縮量に影響すると考えられる。したがって、燃料集合体内の詳細熱水力挙動 (o) はボイド反応度フィードバックに影響することから重要と考えられる。

## (2) 現象の機構に係る知見の充実度

既存コードで用いられる物理モデル、指針<sup>(参 106)</sup>において推奨される物理モデル等を踏まえて、機構論的なモデル化の観点で現状の知見が十分でないと考えられる現象を以下に示す。

サブクール沸騰壁面熱伝達 (r) については、冷温停止及び高温待機時の RDA を想定した単管及びバンドル試験体の過渡ボイド実験<sup>(参 55)</sup>を実施され、サブクール沸騰によるボイド率評価の妥当性確認に資する実験データが取得されている。しかし、サブクール沸騰を機構論的にモデル化するには、伝熱面からの気泡離脱及びそれに伴うサブクール水流入の周期的な挙動を把握するとともに、燃料棒表面における沸騰核密度、気泡成長速度、離脱時の気泡径、気泡離脱周期、冷却水の温度境界層、気泡の合体等の詳細現象について知見が必要である<sup>(参 107)</sup>。また、既存のサブクール沸騰モデルは運転時の炉心を想定した高圧条件を対象とする経験的な実験相関式であり、冷温停止時の RDA で想定される低圧条件において用いられるサブクール沸騰モデルについては、低圧時と高圧時における物性値の違い等の影響を考慮する必要がある。また、燃料集合体内の詳細熱水力挙動 (o) については、燃料集合体内の均質的な熱水力挙動を前提とする解析コードにおいて評価することは困難であり、燃料集合体における燃料棒間の熱水力挙動を取り扱う COBRA-TF<sup>(参 56)</sup>等のサブチャンネル解析コードの活用が期待される。RDA 時の局所的な出力急昇におけるボイド挙動について解析コードの妥当性確認に活用できる実験データとしては、前述の過渡ボイド実験により取得したデータが挙げられる。しかし、BWR の RDA において想定されるボイドの横方向への伝播について妥当性確認に活用できるデータは少ない。

以上から、本研究では、冷温停止時の RDA において想定される重要な熱流動現象の中で、低圧時のサブクール沸騰及び燃料集合体内の詳細熱水力挙動を対象に知見を取得することとした。なお、低クオリティ条件下の沸騰遷移 (t) については、RDA 時に想定される局所的な出力急昇を対象に妥当性確認に活用できる実験データが不足しているが、現在、産業界

において RDA 時の沸騰遷移に係る実験的研究が進められている<sup>(参 108)</sup>ため、本研究における対象としないこととした。

表 2.15 RDA における現象重要度及び現象機構に係る知見の充実度

Table 2.15 Phenomena importance and adequacy of knowledge for phenomena mechanism at rod drop accidents

領域	分類	物理現象	燃料エンタルピーにおける重要度	機構に係る知見の充実度
炉心	① 核特性	a 核分裂反応	H	○
		b 減速材密度反応度 (ボイド反応度) 効果	H	○
		c ドップラ反応度効果	H	○
		d 制御棒反応度効果 (落下制御棒)	H	○
		e 制御棒反応度効果 (スクラム等)	M	○
		f 崩壊熱	L	○
		g 3次元核特性 (燃料集合体断面平均)	H	○
	② 冷却材 (熱水力)	h 1次元熱水力挙動 (燃料集合体断面平均)	H	○
		i 2相流流動様式	H	○
		j 気液界面摩擦、仮想質量力	H	○
		k 気液界面熱伝達 (ボイド凝縮、フラッシング)	H	○
		l 壁面せん断力	M	○
		m 気液対向流制限 (上部プレナムからの落水等)	M	○
		n 多チャンネル効果 (燃料集合体断面平均)	H	○
	o 集合体内詳細熱水力挙動	H	×	
③ 燃料-冷却材間熱伝達	p 液単相流壁面熱伝達	M	○	
	q 核沸騰壁面熱伝達	M	○	
	r サブクール沸騰壁面熱伝達	H	×	
	s 沸騰遷移後壁面熱伝達 (膜沸騰沸騰様式)	H	○	
	t 沸騰遷移 (低クオリティ条件)	H	×	
	u 沸騰遷移 (高クオリティ条件)	L	○	
	v 最小安定膜沸騰温度・クエンチ	M	○	

### 2.2.1.2 低圧時サブクール沸騰実験

冷温停止中の RDA における低圧かつ出力急昇時のサブクール沸騰については、冷温停止及び高温待機時の RDA を想定した単管及びバンドル試験体の過渡ボイド実験<sup>(参 55)</sup>を実施され、その試験体断面で空間平均されたボイド率の挙動について実験データが取得されている。低圧時のサブクール沸騰の機構論的なモデル化に向けて、その定常時の気泡挙動について可視化実験を実施して、モデルに必要な沸騰核密度、気泡生成周期、離脱気泡分布、離脱気泡速度等の基礎データを取得した。また、取得した基礎データに基づいた相関式を用いて、気泡追跡法<sup>(参 109)</sup>によるサブクール沸騰時のボイド率の解析を実施した。本項目は、平成 25 年度から平成 30 年度にかけて実施した国立大学法人電気通信大学への委託による成果をまとめたものである<sup>(参 95~参 100)</sup>。

#### (1) サブクール沸騰の機構論的なモデル化の方針

現在の熱水力解析で主に用いられている 2 流体モデルは、サブクール沸騰時の個々の気泡挙動を直接模擬することはできないため、経験的な実験相関式を用いて評価している。本研究では、個々の気泡挙動を直接にモデル化できる気泡追跡法<sup>(参 109)</sup>に基づいて、サブクール沸騰の機構論的なモデル化を検討する。気泡追跡法では、次の質量保存式及び運動量保存式を用いて、個々の気泡の挙動を個別に評価する。

$$\frac{d}{dt} \left( \rho_g \frac{\pi d_b^3}{6} \right) = - \frac{h_c (T_{sat} - T_{l,b}) \pi d_b^2}{h_{fg}} \dots \dots \dots (2.24)$$

$$\rho_g \frac{du_b}{dt} = -\nabla P - f_D - f_L - f_{VM} + \rho_g g \dots \dots \dots (2.25)$$

$$\frac{dx_b}{dt} = u_b \dots \dots \dots (2.26)$$

ここで、 $t$ は時間、 $\rho_g$ は蒸気（気泡）の密度、 $d_b$ は気泡径、 $h_c$ は凝縮熱伝達率、 $T_{sat}$ は飽和温度、 $T_{l,b}$ は気泡位置における参照液温度、 $h_{fg}$ は蒸発熱、 $u_b$ は気泡速度、 $x_b$ は気泡位置、 $P$ は圧力、 $f_D$ は抗力、 $f_L$ は揚力、 $f_{VM}$ は仮想質量力、 $g$ は重力加速度、 $\pi$ は円周率を示す。式(2.24)においては凝縮熱伝達率 $h_c$ に関する相関式が、式(2.25)においては抗力 $f_D$ 、揚力 $f_L$ 及び仮想質量力 $f_{VM}$ を評価する式が必要となる。また、気泡追跡法による解析においては、その初期条件及び境界条件として、伝熱面上の気泡の位置、気泡発生時刻、気泡径及び気泡速度に関する式が必要となる。本研究では、これらの構成式を開発するうえで必要な沸騰核密度、気泡離脱周期、離脱気泡径分布、気泡離脱速度等について、気泡挙動の可視化実験によって実験データを取得する。

#### (2) 気泡挙動可視化実験

気泡挙動可視化実験で用いた実験ループ及びその系統図を図 2.33 に示す。試験流体は大気圧の水であり、ギアポンプから流出した後、タービン流量計、流量調節弁、予熱器を通



って試験部に流入する。試験部から流出後の流体は大気解放されたタンクで気液分離し、蒸気は大気に放出、水は熱交換器で冷却した後にギアポンプに戻る。試験部の概要を図 2. 3 4 に示す。実験では、幅 34 mm、長さ 300 mm のサファイアガラス板上に成膜した幅 10mm、長さ 170mm の IT0 (酸化インジウムスズ) 膜に、低熱流束条件では直流電流、高熱流束条件では交流電流を通電することで流体の加熱を行う。試験部では、ガラスヒーターをポリカーボネート製の治具で挟み、IT0 膜上に幅 14 mm、高さ 10 mm の矩形流路を構成した。なお、ガラスヒーターは可視光を透過するため、伝熱面の底面からでも、気泡挙動を詳細に観察できる。

実験条件として質量流束及び熱流束を設定した後、試験部入口における流体のサブクール度を徐々に減少させ、いくつかの温度条件で実験データを収集した。主な計測項目は、高速度カメラによる気泡挙動の可視化 (底面及び側面からの観察)、赤外線カメラを用いた伝熱面過熱度の計測、熱電対を用いた流路内流体温度分布の計測、ガンマ線密度計を用いた流路内平均ボイド率の計測、レーザー式ボイドプローブを用いた流路内ボイド率分布の計測である。

ボイド率の計測結果を図 2. 3 5 に、気泡挙動の観察結果を図 2. 3 6 に示す。図 2. 3 5 より、質量流束  $300 \text{ kg/m}^2\text{s}$  の条件では、サブクール度が 16 K 程度以下になるとボイド率が急上昇しており、OSV が生じていることが分かる。図 2. 3 6 においては、サブクール度  $\Delta T_{sub}$  が大きい (a) ~ (c) では小気泡のみが観察される一方、OSV 直後の (d) では大気泡が生成し始め、(e) ではその体積割合が増加し、(f) では気泡が連結して環状流となることが観察される。画像の分析の結果、小気泡は伝熱面離脱後にサブクール水と熱交換して短時間で消滅する一方、大気泡は小気泡に比べて生存時間が飛躍的に長いため、体積を維持したまま撮影領域の上部から流出することが明らかになった。これにより、低圧時では大気泡の生成及び維持が OSV の起因事象であり、気泡の伝熱面からの離脱を OSV の起因事象とする既往研究<sup>(参 110、参 111)</sup>の知見とは大きく異なることが示された。大気泡の生成及び維持のためには、気泡が伝熱面での成長期間中に他気泡と合体することで伝熱面離脱速度が減少するとともに、伝熱面離脱後も他の気泡と合体し続けることが必要である。なお、Saha ら<sup>(参 111)</sup>は、ペクレ数 70000 (本実験装置では質量流束  $960 \text{ kg/m}^2\text{s}$  に対応) を境界として、低流量条件と高流量条件で OSV の発生機構が異なる可能性を示唆している。しかし、本実験装置においては、高流量条件に対応する質量流束  $1600 \text{ kg/m}^2\text{s}$  においても、OSV に至るまでの気泡挙動は低流量条件と同様であった。

次に、図 2. 3 7 に沸騰核密度 (図 2. 3 7 (a)) と各沸騰核における気泡生成周期 (図 2. 3 7 (b)) について計測結果と既存の相関式による予測結果の比較を示す。ここで、 $N_a$  は沸騰核密度、 $\Delta T_w$  は壁面過熱度、 $f_{exp}$  は気泡生成周期の実験値、 $f_{pre}$  は相関式による気泡生成周期の予測値である。図 2. 3 7 (a) においては、Hibiki らの相関式<sup>(参 112)</sup>による予測値を青破線で示す。また、伝熱面の接触角による沸騰核密度への影響を把握するため、IT0 膜上に異種材料 (酸化アルミニウム  $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、二酸化ジルコニウム  $\text{ZrO}_2$  及び酸化鉄  $\text{FeO}$ ) の膜を成膜す

ること接触角を変化させて測定した。図 2.37 (b) においては縦軸に Yeoh らの相関式<sup>(参 113)</sup>による予測値を示し、横軸に実験値を示す。図 2.37 (b) のとおり、実験データのばらつきは小さくないため、実験方法について更なる改良の余地はあるものの、沸騰核密度及び気泡生成周期について既存の相関式による予測結果と実験結果はおおむね一致した。

次に、ある実験ケースにおける伝熱面上の気泡径分布の一例を図 2.38 に示す。ここで気泡径  $d_{max}$  は当該沸騰核において観察された最大の気泡径であり、伝熱面離脱時の気泡径と仮定する。図 2.38 のとおり、気泡径の最頻値は 0.7~0.8 mm であるが、その分布は 0.2~1.7 mm の広範囲にわたる。また、正規分布よりもガンマ分布の方が、実験で計測された気泡径分布を良好にフィッティングできた。

離脱時の気泡径分布は、気泡の合体頻度等に影響することから、ボイド率を正確に予測するうえで重要であると考えられる。このため、本実験で取得した詳細データを用いて、気泡径分布の相関式を開発した。気泡径は伝熱面上の沸騰核毎に異なり、また、単一の沸騰核においても異なる径の気泡が生成される。まず、沸騰核毎の平均気泡径の分布について、図 2.39 に示す実験データに一致するように平均値及び標準偏差を定式化した。

$$\bar{d}_i = 4.89 \times 10^3 Ja^{0.475} Re^{-0.676} \Theta^{-0.925} \quad \dots \dots \dots (2.27)$$

$$\frac{\bar{\sigma}_{gamma,i}}{\bar{d}_i} = 0.00646 Ja \quad \dots \dots \dots (2.28)$$

$$Ja = \frac{\rho_l c_{pl} \Delta T_w}{\rho_g \Delta h_v} \quad \dots \dots \dots (2.29)$$

$$Re = \frac{GD}{\mu_l} \quad \dots \dots \dots (2.30)$$

$$\Theta = \frac{(\Delta T_w + \Delta T_{sub})}{\Delta T_w} \quad \dots \dots \dots (2.31)$$

$$\delta = \frac{\lambda_l \Delta T_w}{q_w} \quad \dots \dots \dots (2.32)$$

ここで、 $\bar{d}_i$  及び  $\bar{\sigma}_{gamma,i}$  は沸騰核毎の平均気泡径の平均値及び標準偏差である。 $\delta$  は過熱液層厚さ、 $Ja$  はヤコブ数、 $Re$  はレイノルズ数、 $\Theta$  は無次元サブクール度であり、それぞれ式 (2.29) ~ (2.32) によって評価される。また、 $c_{pl}$  は水の低圧比熱、 $\rho_l$  及び  $\rho_g$  は水及び蒸気の密度、 $\Delta h_v$  は蒸発エンタルピー、 $G$  は質量流量、 $D_h$  は水力等価直径、 $\mu_l$  は水の粘性係数、 $\lambda_l$  は水の熱伝導率、 $q_w$  は熱流束である。

また、単一の沸騰核で生成される気泡径の分布についても、図 2.40 に示す実験データに一致するように、その標準偏差を定式化した。

$$\sigma_{gamma,i} = 0.454 d_{ave,i} \quad \dots \dots \dots (2.33)$$

ここで、 $\sigma_{gamma,i}$  は、単一の気泡径の標準偏差であり、当該沸騰核における平均気泡径  $d_{ave,i}$  とおおむね比例関係にある。

次に気泡が伝熱面を離脱するときの速度について定式化を行った。まず、気泡離脱速度の横方向（鉛直伝熱面の法線方向）成分 $u_{b,y}$ は、気泡の成長速度に関連すると考えられる。したがって、 $u_{b,y}$ を気泡径が最大になったときの気泡の成長速度 $\dot{r}(t_{max})$ で無次元化するとともに、 $Ja$ との関係を図 2.41 (a) のとおり整理した。図 2.41 (a) の相関に基づいて、無次元化した気泡離脱速度の横方向成分 $u_{b,y}^+$ は次式のとおり定式化できる。

$$u_{b,y}^+ = \frac{u_{b,y}}{\dot{r}(t_{max})} = 1.04 \times 10^2 Ja^{-1.37} \dots \dots \dots (2.34)$$

ここで、 $\dot{r}(t_{max})$ の評価には、Zuber の式<sup>(114)</sup>を用いた。

一方、気泡離脱速度の鉛直方向成分 $u_{b,z}$ は、液相流速に関連すると考えられる。したがって、 $u_{b,z}$ を気泡の中心位置 $r_b$ で評価される局所液速度 $u_l(r_b)$ で無次元化するとともに、無次元長さ $y^+$ との関係を図 2.41 (b) のとおり整理した。図 2.41 (b) の相関に基づいて、無次元化した鉛直方向成分 $u_{b,z}^+$ は次式のとおり定式化できる。

$$u_{b,z}^+ = \frac{u_{b,z}}{u_l(r_b)} = 0.331(y^+)^{0.322} \dots \dots \dots (2.35)$$

なお、ここで、無次元長さ $y^+$ は単相乱流における摩擦速度 $U_\tau$ と気泡の中心位置 $r_b$ から次式のとおり評価される。

$$y^+ = \frac{U_\tau r_b}{\nu_l} \dots \dots \dots (2.36)$$

ここで $\nu_l$ は液相の動粘性係数である。

(3) ボイド率解析

式 (2.24) ~ (2.26) に基づく気泡追跡法を用いて、サブクール沸騰時の気泡挙動を解析した。ここでは、上記で開発した沸騰核密度、気泡径分布、気泡離脱速度に係る相関式を初期条件及び境界条件として用いた。また、式 (2.24) ~ (2.26) における $f_D$ 、 $f_L$ 、 $f_{VM}$ を Tomiyama らのモデル<sup>(115)</sup>、壁面過熱度を Chen の熱伝達率モデル<sup>(116)</sup>を用いて評価した。なお、生成された気泡が互いに接触した場合、直ちに合体するものと仮定した。

質量流束 300 kg/m<sup>2</sup>s、熱流束 500 kW/m<sup>2</sup> の条件で、サブクール度 $\Delta T_{sub}$ を変化させた解析の結果を図 2.42 に示す。ここでは、参考のため同条件における実験の可視化結果も示す。解析において、サブクール度 16 K では小気泡のみが存在するが、サブクール度 12 K では大気泡の形成が開始し、サブクール度 6 K 及び 2 K では多数の大気泡が形成されている。解析結果はおおむね実験におけるボイド挙動を再現した。ここで、気液界面における蒸気の凝縮量は蒸気生成量の増加に応じて増加するが、気泡の合体が顕著になると蒸気の単位体積当たりの表面積が減少するため、蒸気の凝縮量の増加が緩やかになる。この結果、蒸気生成量と凝縮量に差異が生じて、OSV に至ることを確認した。以上より、サブクール沸騰モデルにおいては、気泡の合体により凝縮を緩和する効果を考慮することで、低圧時のサブクール沸騰におけるボイド率を機構論的に予測できると考えられる。

#### (4) 最適評価コードにおける物理モデルの高度化方針

原子炉システム解析コード、サブチャンネル解析コード等の最適評価コードの評価において、本実験により取得した知見を活用して、以下の2つの構成式を高度化することで機構論的なモデルの開発を進める予定である。

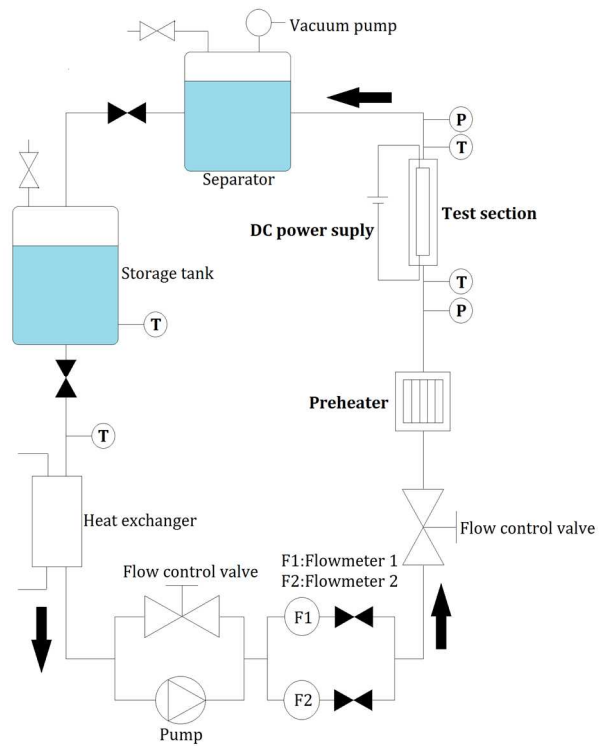
- ・ OSV の判定モデル
- ・ サブクール沸騰の壁面熱伝達モデル

原子炉システム解析コード等において、壁面から流体への熱量は、OSV と判定される前は計算セルにおいて平均化された液相温度の上昇のみに寄与するが、OSV と発生された後にはボイド率上昇に寄与ようになる。既存の OSV 判定モデルとしては Saha-Zuber の式<sup>(参7)</sup>、Basu の式<sup>(参32)</sup>等が挙げられるが、これらの構成式は実験データに基づく経験式であるか、又は高圧時の OSV 発生と位置付けられる気泡の伝熱面からの離脱を想定したモデルである。本実験で観察された気泡合体による大気泡の生成及びこれに伴う伝熱面離脱速度が減少をこれらの構成式に考慮することで、低圧時のサブクール沸騰の機構に即したモデルを開発することができる。

サブクール沸騰の壁面熱伝達モデルについては、近年、サブクール沸騰時の気泡離脱挙動に応じて、気泡と伝熱面間のマイクロ薄層の液相蒸発、気泡が存在しない領域における液単相對流、気泡の離脱後の伝熱面へのバルク水流入について、各々の熱伝達を評価する機構論モデルが提案されている<sup>(参26、参33、参34)</sup>。しかし、従来の研究では、モデルにおいて必要な沸騰核密度、離脱時の気泡径、気泡離脱周波数等の詳細現象に係る知見が不足していた。本実験で開発及び検討されたこれらの詳細現象に係る構成式を用いて、機構論モデルを高度化することができると考えられる。



(a) 全景

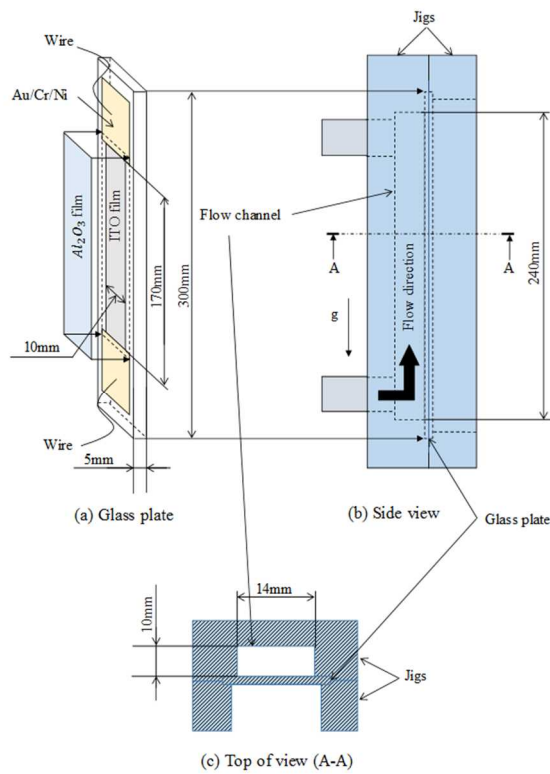


(b) 系統図

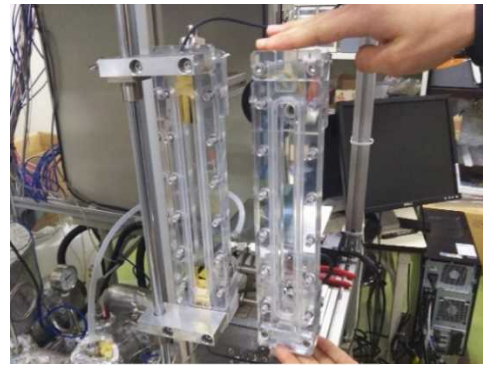
出典) 国立大学法人電気通信大学 (2019) (参 100)

図 2.3.3 気泡挙動可視化実験装置 (熱流動ループ)

Fig. 2.3.3 Experimental apparatus of bubble behaviors visualization  
(Thermal hydraulic loop)



(a) 試験部の構成



(b) 試験部の外観

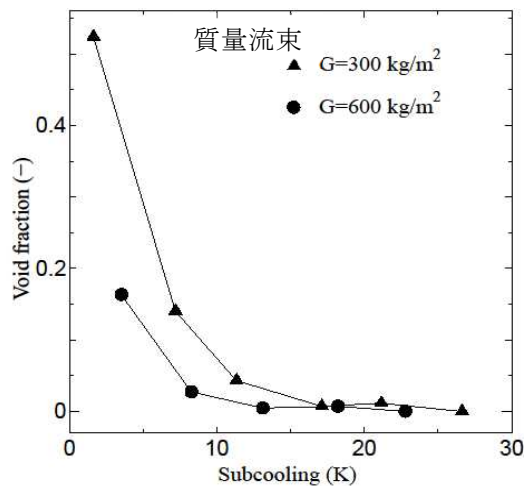


(c) 成膜を施したサファイアガラス板

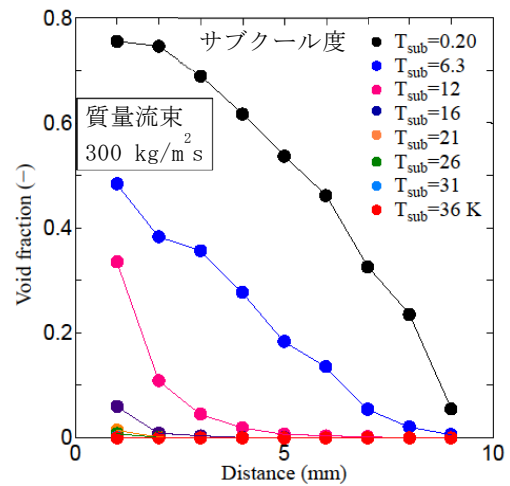
出典) 国立大学法人電気通信大学 (2019) (参 100)

図 2.34 気泡挙動可視化実験装置 (試験部)

Fig. 2.34 Experimental apparatus of bubble behaviors visualization (Test section)



(a) 平均ボイド率 (ガンマ線密度計)



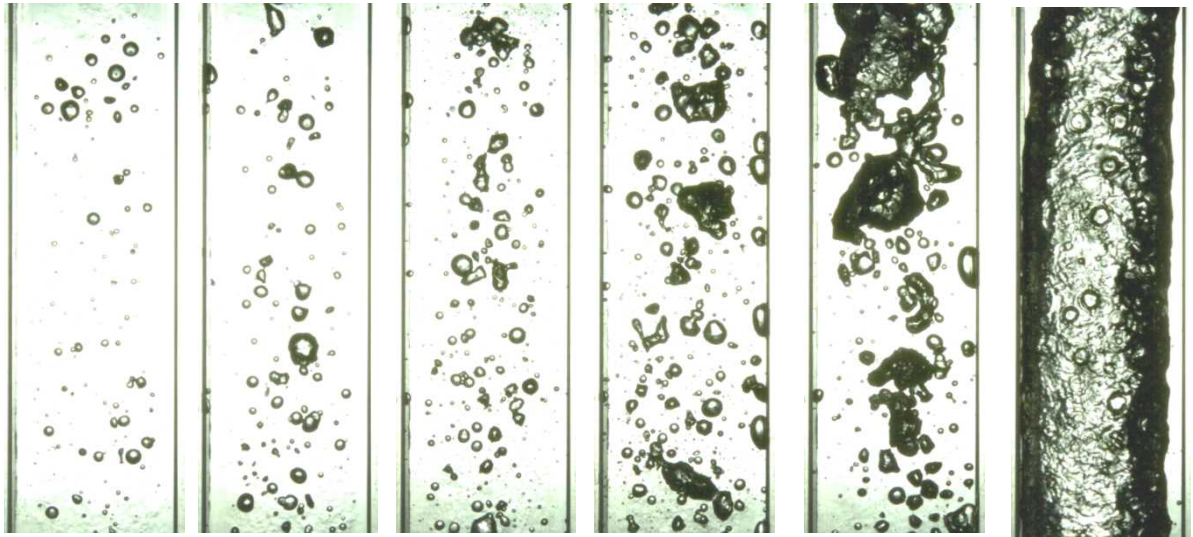
(b) ボイド率分布 (ボイドプローブ)

熱流束: 500 kW/m<sup>2</sup>

出典) 国立大学法人電気通信大学 (2018) (参 99)

図 2.35 サブクール度の低下に伴うボイド率変化の計測結果

Fig. 2.35 Measurement results of void fraction change with subcooling decrease

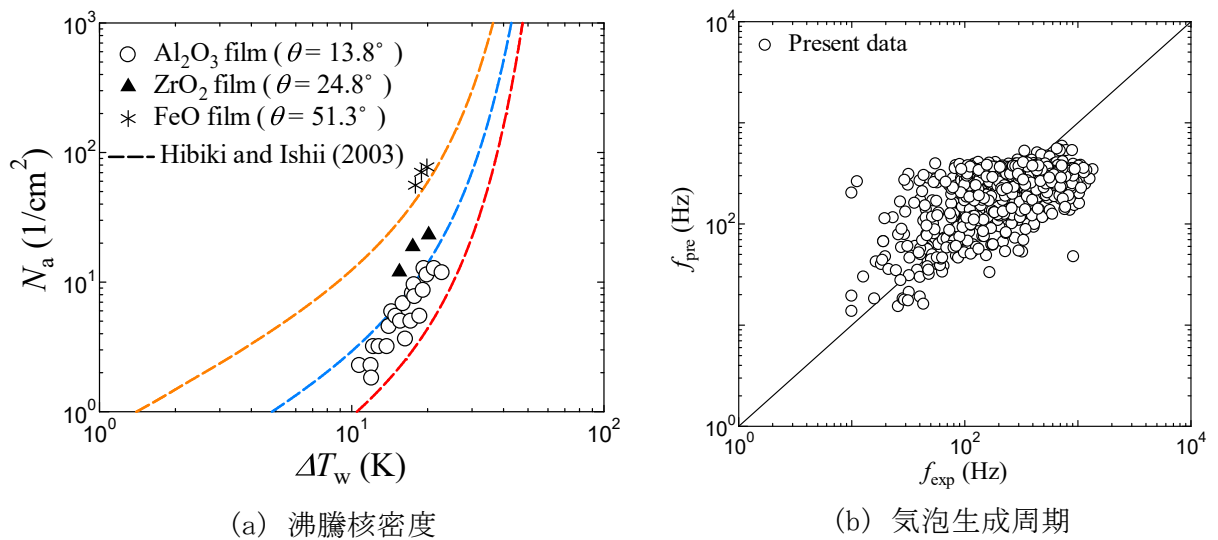


(a)  $\Delta T_{sub}=27$  K (b)  $\Delta T_{sub}=21$  K (c)  $\Delta T_{sub}=17$  K (d)  $\Delta T_{sub}=11$  K (e)  $\Delta T_{sub}=7$  K (f)  $\Delta T_{sub}=2$  K  
 質量流束  $300 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$ 、熱流束  $500 \text{ k W/m}^2$

出典) 国立大学法人電気通信大学 (2018) (参 99)

図 2.36 サブクール度の低下に伴う気泡挙動の変化

Fig. 2.36 Change of bubble behaviors with subcooling decrease



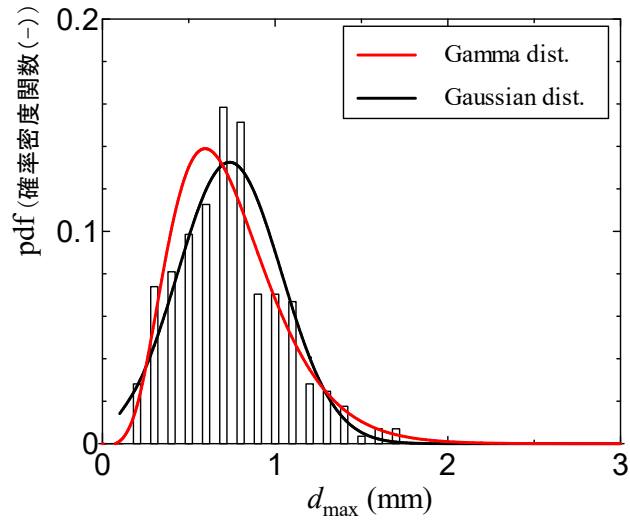
(a) 沸騰核密度

(b) 気泡生成周期

出典) 国立大学法人電気通信大学 (2017) (参 98)

図 2.37 沸騰核密度及び気泡生成周期の計測結果と既存相関式の比較

Fig. 2.37 Comparison of nucleation site and bubble release frequency between measurements and existing correlations

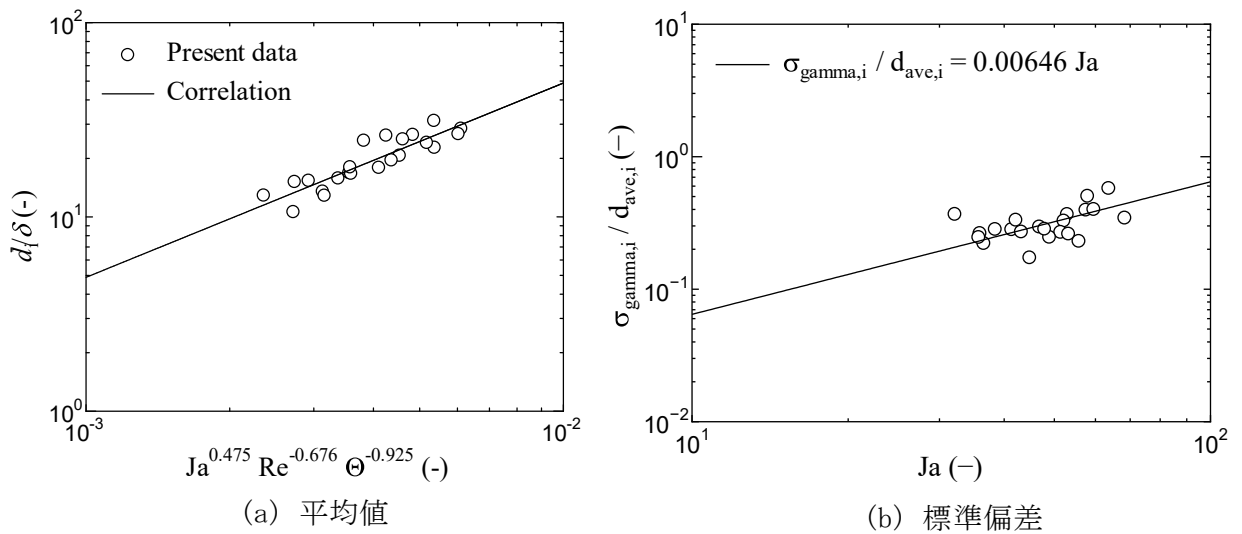


質量流束  $303 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、熱流束  $270 \text{ kW/m}^2$ 、サブクール度  $21 \text{ K}$

出典) 国立大学法人電気通信大学 (2017) <sup>(98)</sup>

図 2.38 気泡径分布の計測例

Fig. 2.38 Examples of bubble diameter distribution

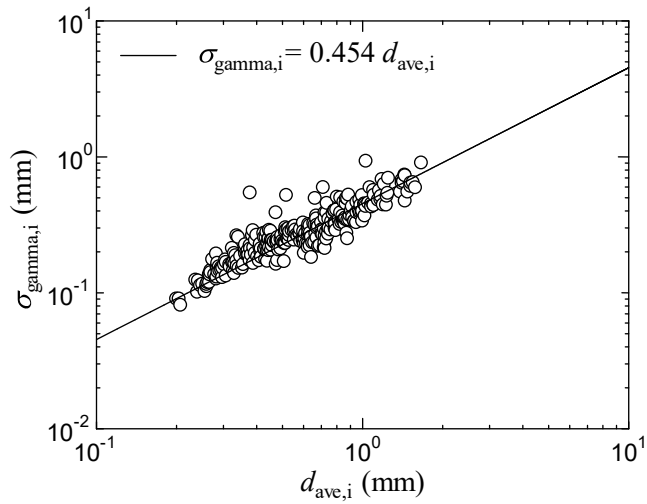


出典) 国立大学法人電気通信大学 (2017) <sup>(98)</sup>

図 2.39 沸騰核毎の平均気泡径分布

Fig. 2.39 Distribution of mean bubble diameters at each nucleation site

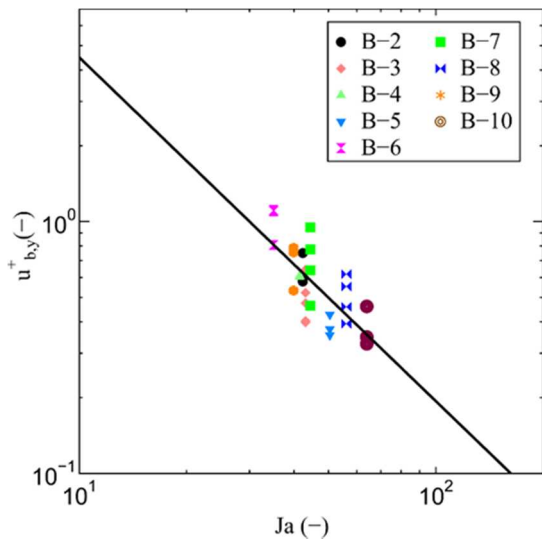




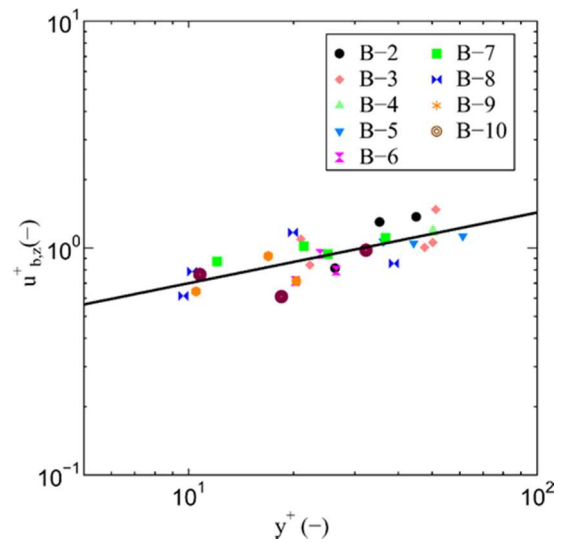
出典) 国立大学法人電気通信大学 (2017) (参 98)

図 2.40 単一沸騰核で生成される気泡の径の標準偏差

Fig. 2.40 Standard deviation of bubble diameters produced at one nucleation site



(a) 横方向 (伝熱面離脱速度)

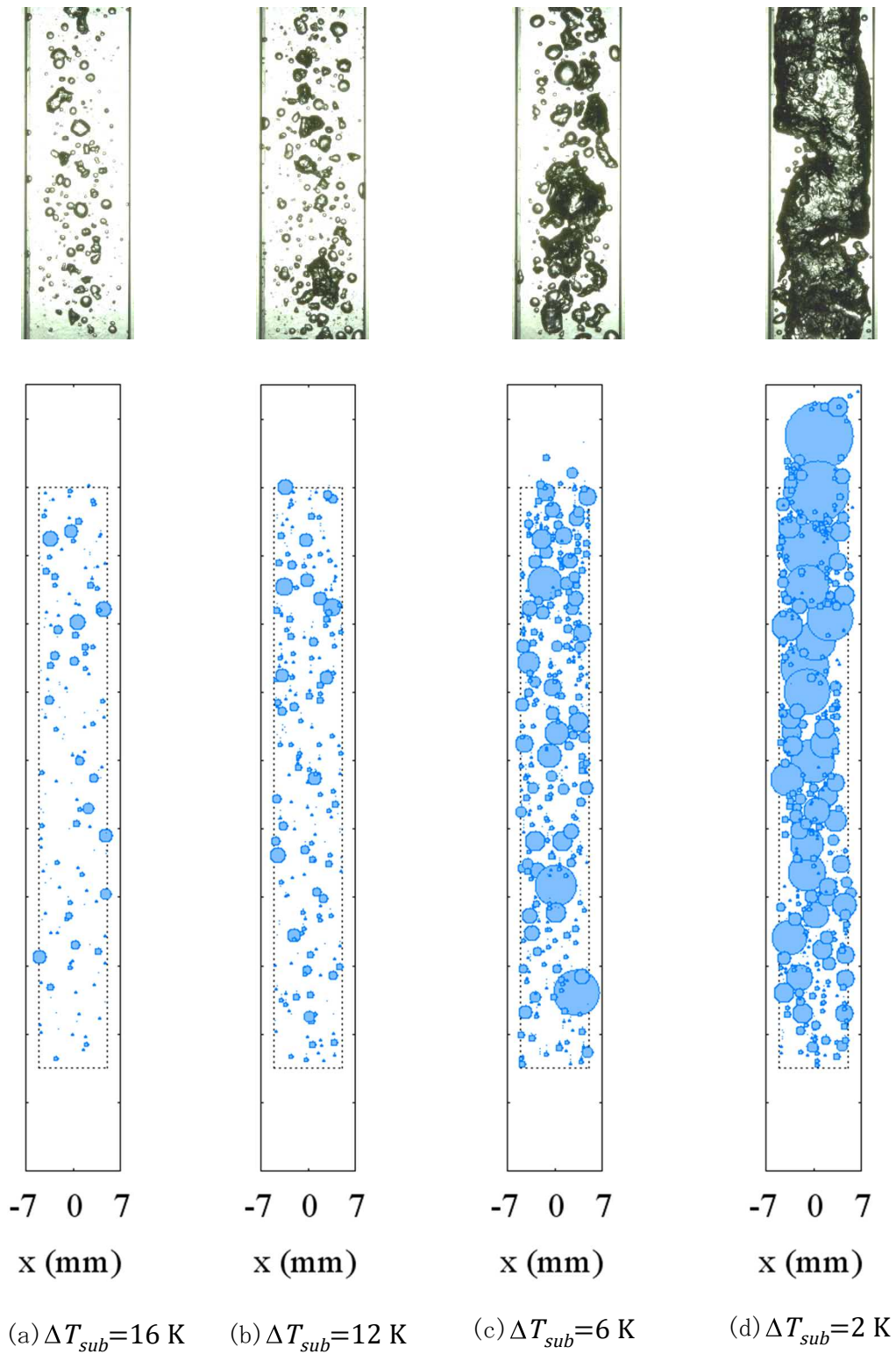


(b) 鉛直方向

出典) 国立大学法人電気通信大学 (2018) (参 99)

図 2.41 伝熱面離脱時の気泡速度の相関

Fig. 2.41 Correlations of lift-off bubble velocity



出典) 国立大学法人電気通信大学 (2019) <sup>(9100)</sup>

図 2.42 気泡追跡法によるサブクール沸騰ボイド率の解析結果  
 Fig. 2.42 Analytical results of void fraction in subcooled boiling  
 with a particle-fluid model

### 2.2.1.3 燃料集合体内横方向ボイド挙動実験

RDA 時の局所的な出力急昇に伴う燃料集合体内の横方向ボイド挙動について、5 行 5 列模擬燃料集合体を用いた可視化実験を実施して、ボイドの横方向への伝播範囲、伝播速度、スパーサによるボイド挙動への影響等について知見を取得した。本項目は、平成 27 年度から平成 30 年度にかけて実施した一般財団法人電力中央研究所への委託による成果をまとめたものである<sup>(参 101~参 104)</sup>。

#### (1) 実験装置

##### ① 実験ループ及び 5 行 5 列模擬燃料集合体

図 2.43 に実験ループの概要を示す。実験ループは、試験部、予熱器、循環ポンプ、冷却器、気水分離器、計装システム等から構成される。冷却水は予熱器によって所定の温度まで昇温された後に試験部に供給される。試験部で発生した蒸気は、気水分離器を経た後に凝縮して冷却水に戻る。試験部は、可視化容器の中に 5 行 5 列模擬燃料集合体が格納されたものである。5 行 5 列模擬燃料集合体の有効発熱部を図 2.44 に示す。5 行 5 列模擬燃料集合体は、直接通電ヒータロッド 9 本及び非加熱ロッド 16 本から構成され、ヒータロッドを急速加熱することで RDA 時の非均質な出力急昇を模擬する。模擬燃料集合体の全長は 1.45 m、発熱部長さは 0.45 m とした。ヒータロッド毎の出力比については、低温時の RDA 時に生じる落下制御棒側のコーナー部の典型的な径方向の局所出力ピーキングを参考に、図 2.44 に示すとおり決定した。

##### ② 計測システム

発熱部 0.45 m の領域を中心とした模擬燃料集合体内のボイド挙動を計測するため、差圧計、ロッド温度及び液体温度を計測できる熱電対、ボイド率計測のためのボイドセンサ（以下、「ワイヤメッシュセンサ (WMS)」という。）、高速度カメラ及びレーザーを用いた粒子画像流速測定法（以下、「PIV」という。）等を導入した。計測項目の一覧を表 2.16 に示す。また、図 2.45 に PIV システムの概要を示す。PIV 装置は、ライトシート光学系、高速度カメラ及びトラバース装置から構成される。高速度カメラは粒子撮影による PIV 計測の他、気泡撮影による気泡挙動の可視化にも用いられる。なお、ヒータロッド表面温度を計測する熱電対については、高応答性の極細シース K 型熱電対を発熱部の金属薄肉管の内管側に埋め込む構造とした。

#### (2) 実験条件

##### ① スパーサの有無

ボイドの横方向挙動へのスパーサの影響を把握するため、図 2.44 に示す 5 行 5 列模擬燃料集合体の下から 3 段目と 4 段目の WMS センサの間に、丸セル形状の高さ 30 mm のスベ

ーサを設置して実験を実施し、スパーサ無の実験ケースと比較した。30 mm 丸セルスパーサを図 2.46 に示す。

## ② 液相流速条件

冷温停止時の RDA において想定される燃料集合体 BAF (Bottom of Active Fuel) 部における典型的な流速 0.35 m/s を挟む 2 つの条件として、模擬燃料集合体入口の冷却水流速を 0.3 m/s 及び 0.5 m/s に設定した。

## ③ 液相温度条件

設置許可申請における冷温停止時の RDA の評価における解析条件等を念頭に、模擬燃料集合体入口の冷却水温度を、スパーサ無の実験において 313 K (40 °C) 及び 333 K (60 °C)、スパーサ有の実験において 293 K (20 °C)、313K (40 °C) 及び 333 K (60 °C) に設定した。

## ④ 熱出力条件

熱出力は、各実験共通に図 2.47 に示す時間応答曲線に従う。ここでは、出力は 0.2 秒間で最大熱出力まで直線的に増加することとした。さらに、最大熱出力を 0.5 秒間保持した後急低下させた。

## (3) 実験結果

### ① 燃料集合体内ボイド挙動に対応した最大熱出力

冷温停止時の RDA において蒸気ボイドの横方向挙動が発生するときの熱出力レベルを把握するため、模擬燃料集合体内のボイド挙動に応じた最大熱出力時のロッド表面熱流束を計測した。ここでは、以下の 3 つのボイド挙動が観察されるように、最大熱出力を変えて数回実験を実施し、当該のボイド挙動が観察されたときの最大熱出力を決定した。

- ・ ONB (Onset of Nucleate Boiling: 核沸騰の開始) 及び OSV が発生
- ・ ボイドが 2 列で構成する非加熱ロッド間隙まで伝播
- ・ ボイドが非加熱ロッド側のチャンネルボックスまで伝播

上記 3 つのボイド挙動に応じた最大熱出力時のロッド表面熱流束について、スパーサ無の実験の結果を表 2.17 に、スパーサ有の実験の結果を表 2.18 に示す。ここでは、ONB 及び OSV が発生する熱出力レベルを「低出力条件」、2 列で構成する非加熱ロッド間隙までボイドが到達する熱出力レベルを「中出力条件」、非加熱ロッド側のチャンネルボックスまでボイドが到達する熱出力レベルを「高出力条件」として定義する。各々の条件について最大熱出力時の熱流束は、冷却水温度が低く冷却水流速が大きいほど高い傾向となった。つまり、RDA 時のボイドの横方向伝播は冷却水温度が高く冷却水流速が小さいほど広範囲に及ぶことが示された。また、スパーサ有の実験において当該のボイド挙動を観察するためには、スパーサ無の実験よりも高い熱出力が必要であった。

## ② スペーサ有無によるボイド挙動への影響

図 2.48 から図 2.50 に可視化実験において示されたスペーサ有無による模擬燃料集合体内ボイド挙動への影響を示す。ここでは、冷却水流速 0.3 m/s、冷却水温度 313 K (40 °C) の条件で実施したスペーサ無の実験について、前述の低出力条件から高出力条件におけるボイド挙動を示す。一方、スペーサ有の実験については、スペーサ無の実験と最大熱出力をほぼ同等に合わせた実験におけるボイド挙動を示す。

図 2.48 に低出力条件の可視化結果を示す。ここでは右側 3 列のロッドがヒータロッドである。スペーサ無の実験では、発熱部上端（以下、「TAF」という。）近傍において、沸騰によって気泡が生成される様子が観察される。これは、TAF 近傍においては、その上流で昇温された冷却水が流入することで冷却水の温度が飽和温度に近づくためである。ここで生成された小さな気泡群は、時間の経過とともに合体して、ヒータロッド間を覆う気泡塊へと成長しながら下流側へ流れていく。このとき、スペーサ無の実験では上流側で形成された気泡は下流側へ運ばれた後に凝縮した。一方、スペーサ有の実験では、スペーサの上流側で生成された気泡は、下流側に運ばれる前にスペーサ内で攪拌、凝縮されて直ぐに消滅した。

図 2.49 に中出力条件の可視化結果を示す。スペーサ無の実験では、TAF 近傍における気泡の発生とほぼ同時に、その上流側でも小気泡が観察された。さらに、これらの小気泡群が合体して気泡塊となり、その気泡塊が下流に移行するに従って非加熱ロッド領域へ伝播した後に、上流側から流入する冷却水に冷やされて凝縮し消滅した。一方、スペーサ有りの場合、有効発熱部中央より上流側で形成された気泡塊は非加熱ロッド領域へと伝播した。しかし、スペーサ直下流において、気泡塊の横方向への移動がなくなり、気泡塊は消滅した。これは、スペーサが整流効果を有するとともに、スペーサによって気泡が分裂することにより界面積が増加して凝縮することが理由と考えられる。

図 2.50 に示す高出力条件の可視化結果においても、スペーサ無の実験では、図 2.49 の中出力条件と同様に、気泡塊は非加熱ロッド領域へ伝播した。このとき、最大熱出力がより高いことから有効発熱部全体が瞬時に気泡塊によって覆われ、やがて凝縮した。一方、スペーサ有りの場合、中出力条件と同様に、スペーサによってボイドの横方向伝播が抑制されることが確認された。

## ③ スペーサ有無による液相流速分布への影響

ボイド挙動の可視化結果に加えて PIV 計測による液相流速分布を図 2.51 から図 2.53 に示す。ここで示すボイド挙動は、図 2.48 から図 2.50 と同一条件の実験のものである。図 2.51 から図 2.53 では、図の上側にスペーサ無の場合、下側にスペーサ有の場合の結果を示し、図の左側に沸騰挙動の可視化、右側に PIV によって可視化した液相流速分布を示す。また、液相流速に対応したカラーマップを右端に示す。なお、高速度カメラの向きが図 2.48 から図 2.50 と異なるため、これらの図では左側 3 列のロッドがヒータロッドである。

スぺーサ無の実験では低出力条件及び中出力条件において、入口流速に対する顕著な流速の上昇は観察されなかったが、高出力条件においては局所的に入口流速の6倍以上の流速が観察された。また、ボイドの横方向への伝播に起因した横方向液相流速が示された。一方、スぺーサ有の実験では、ボイドの横方向への伝播及びそれに伴う横方向液相流速は観察されなかった。これは前述のとおりスぺーサ近傍における整流効果及びボイドの凝縮に起因すると考えられる。

#### ④ 各サブチャンネルにおけるボイド初生時刻<sup>(参 117)</sup>

各サブチャンネルにおけるボイド初生時刻と相対的なサブチャンネルへの熱負荷（以下、「相対熱負荷」という。）との関係を図2.54～図2.56に示す。ここで、ボイド初生時刻は、WMSの当該格子点で0.78 msの時間間隔で計測されるボイド率が直前3回において平均30%以上となった時刻と定義する。一方、相対熱負荷は、次式のとおり当該サブチャンネルの流路断面積あたりの加熱量をその最大値で除したものである。

$$\text{相対熱負荷}_i \equiv \left( \frac{\sum_{k \in \text{Sub}, i} LPF_k}{A_{\text{sub}} \sqrt{D_h}} \right)_i / \max \left[ \left( \frac{\sum_{k \in \text{Sub}, i} LPF_k}{A_{\text{sub}} \sqrt{D_h}} \right)_i \right] \dots \dots (2.37)$$

ここで $L$ は発熱長さ、 $P$ は圧力、 $F$ は当該サブチャンネルにおける熱出力である。また、 $A_{\text{sub}}$ は当該サブチャンネルの断面積、 $D_h$ は5行5列模擬燃料集合体内(75.4 mm)の水力等価直径である。図2.54～図2.56に、冷却水入口温度333 K (60 °C)、入口流速0.5 m/sにおける3つの熱出力条件の結果を示す。ここでボイド初生時刻と相対熱負荷の関係性から以下の知見が取得された。

- 同一の入口温度条件及び入口流速の下では、ボイド初生時刻は相対熱負荷が大きいほど早い。
- 非加熱サブチャンネルでは沸騰気泡が発生しないため、検出されたボイドは加熱サブチャンネルから流出したボイドと考えられる。そのため、ボイド初生時刻は遅い。
- 有効発熱部より下流域(7段目のWMS近傍)では、有効発熱部から流出したボイドのみを検出するため、サブチャンネル毎のボイド初生時刻の差異は小さい。また、非加熱サブチャンネルと同様にボイド初生時刻は遅い。

以上よりボイド初生時刻と相対熱負荷の相関を示すことにより、ボイドの横方向伝播挙動を定量化した。

#### (4) 最適評価コードにおける物理モデルの高度化方針

最適評価コードにおいては、燃料集合体内の熱流動挙動をサブチャンネルスケールで模擬できるように、COBRA-TF<sup>(参 56)</sup>等を用いて機構論的なモデルの開発を進める予定である。COBRA-TF等の妥当性確認に本実験結果を活用することで、局所的な出力急昇に伴う燃料集合体内の横方向ボイド挙動の機構に即したモデルを開発することができると考えられる。

表 2.16 計測項目

Table 2.16 Measurement properties

項目	計測方法	計測箇所
ボイド率	直接通電加熱用ボイドセンサ	32点×8断面
ロッド温度	埋込K型シース熱電対	6点×7ロッド
液体温度	K型シース熱電対	試験部入口 試験部2点 下流域1点
液体温度	LIF, 光ファイバ	任意高さ
液相流速	PIV	任意高さ
圧力	圧力センサ	上下部プレナム 発熱部3点 下流域1点
局所差圧	差圧計	試験部出入口各1区間 発熱部2区間 全体1区間
入口流量	電磁流量計	試験部入口

出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (※104)

表 2.17 最大熱出力時のロッド表面熱流束 (スペーサ無)

Table 2.17 Rod wall heat flux at maximum heat power (No spacer)

実験条件		最大熱出力時のロッド表面熱流束 (kW/m <sup>2</sup> )		
冷却水温度	冷却水速度	低出力条件	中出力条件	高出力条件
313 K (40 °C)	0.3 m/s	1115	1233	1292
	0.5 m/s	1174	1350	1409
333 K (60 °C)	0.3 m/s	793	822	939
	0.5 m/s	822	939	998

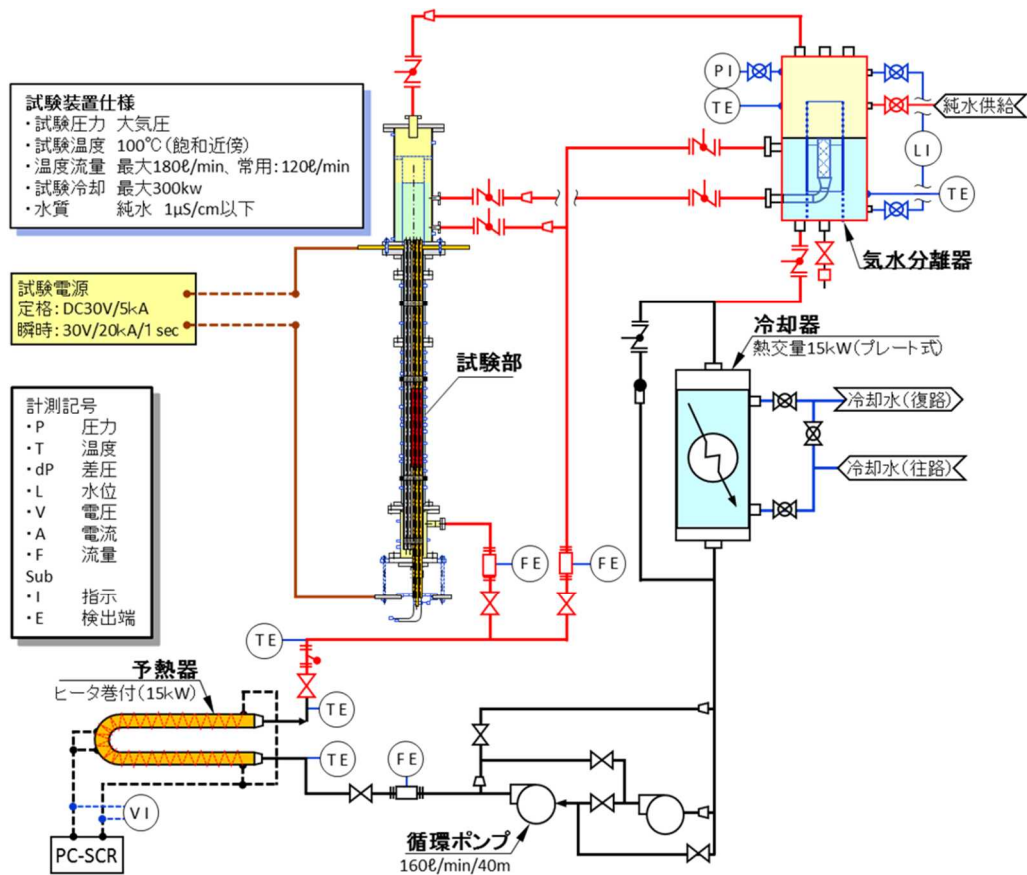
出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (※104)

表 2.18 最大熱出力時のロッド表面熱流束 (スパーサ有)

Table 2.18 Rod wall heat flux at maximum heat power (30 mm length spacer)

実験条件		最大熱出力時のロッド表面熱流束 (kW/m <sup>2</sup> )		
冷却水温度	冷却水速度	低出力条件	中出力条件	高出力条件
293 K (20 °C)	0.3 m/s	1702	1761	1820
	0.5 m/s	1761	1820	1937
313 K (40 °C)	0.3 m/s	1292	1409	1526
	0.5 m/s	1409	1468	1585
333 K (60 °C)	0.3 m/s	939	998	1057
	0.5 m/s	998	1115	1174

出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 104)

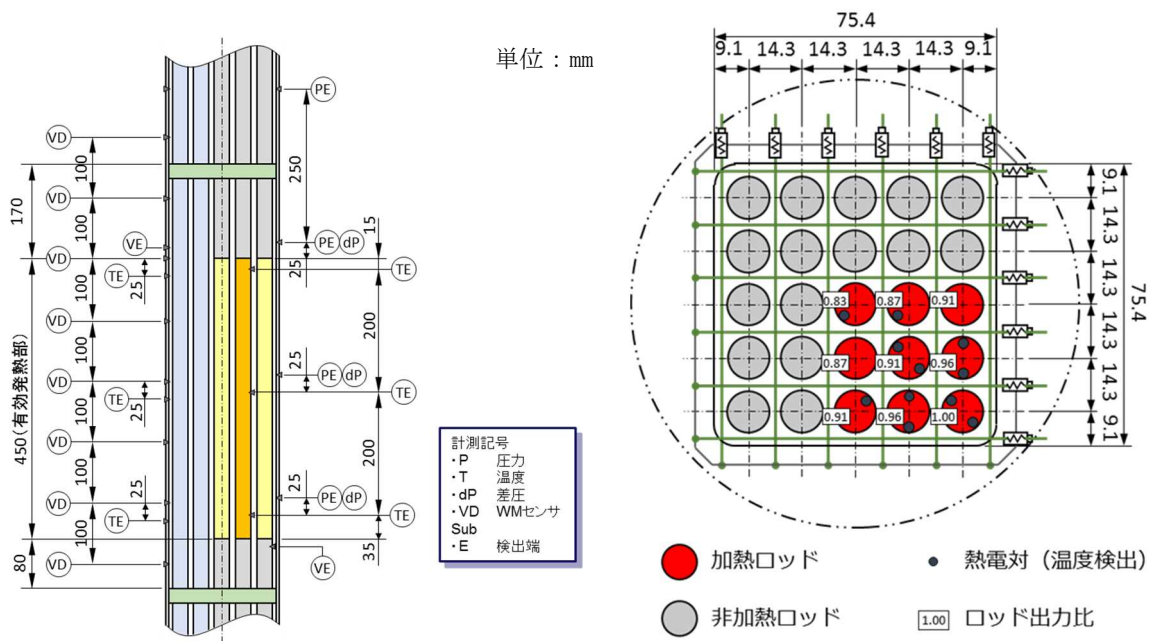


出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 104)

図 2.43 実験ループ

Fig. 2.43 Experimental loop

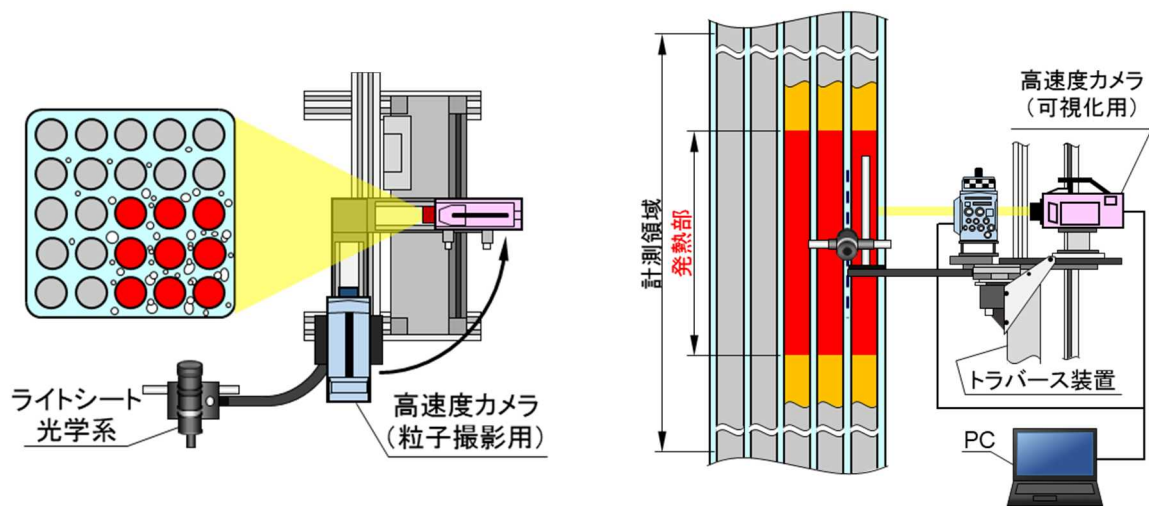




出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 104)

図 2.4.4 5行5列模擬燃料集合体の有効発熱部

Fig. 2.4.4 Effective heating area of a 5x5 simulated fuel bundle



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 104)

図 2.4.5 PIV を用いた液相流速分布計測システム

Fig. 2.4.5 Measurement system of liquid velocity profile with PIV



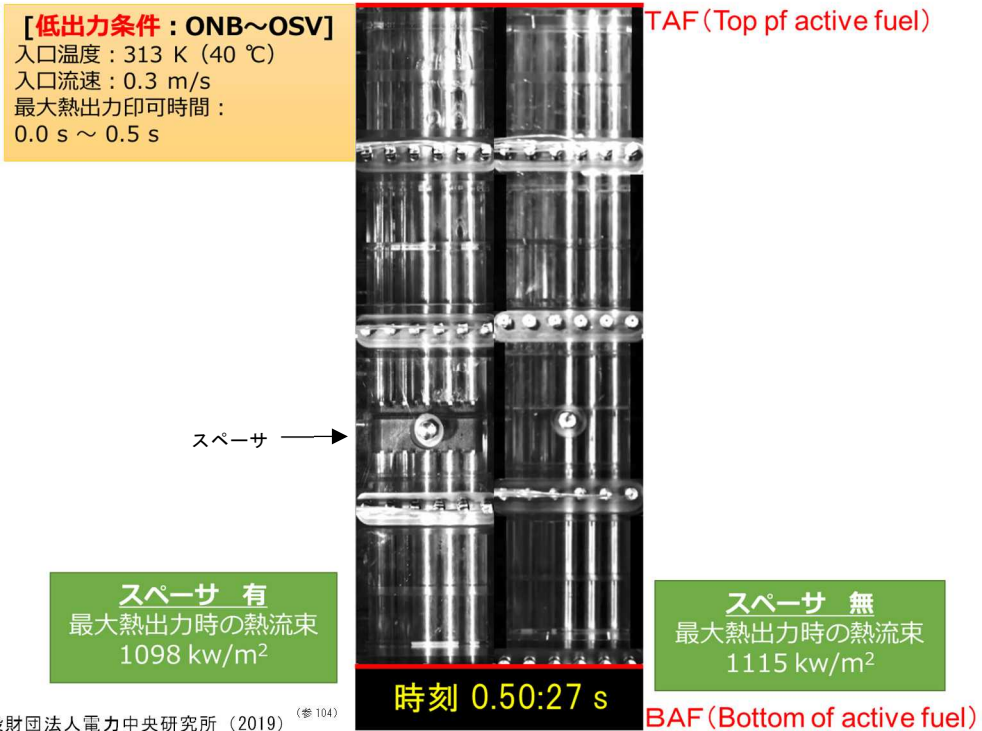


図 2.48 低出力条件においてスペーサがボイド挙動にもたらす影響

Fig. 2.48 Effects of spacer on void behaviors at a low power condition

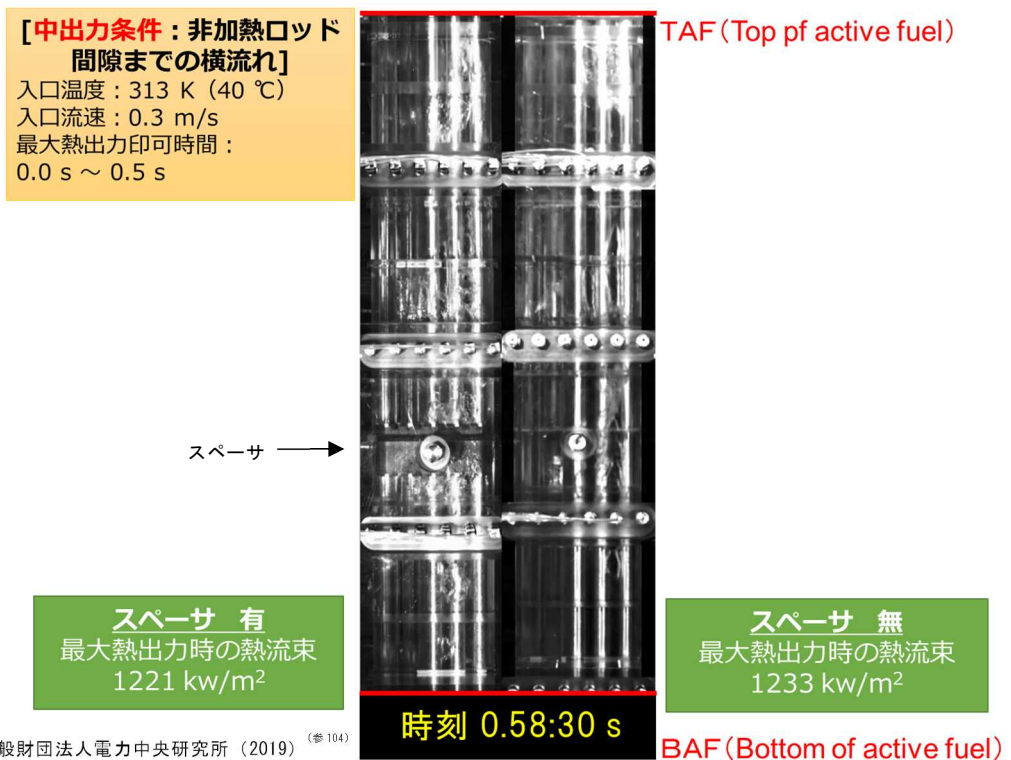
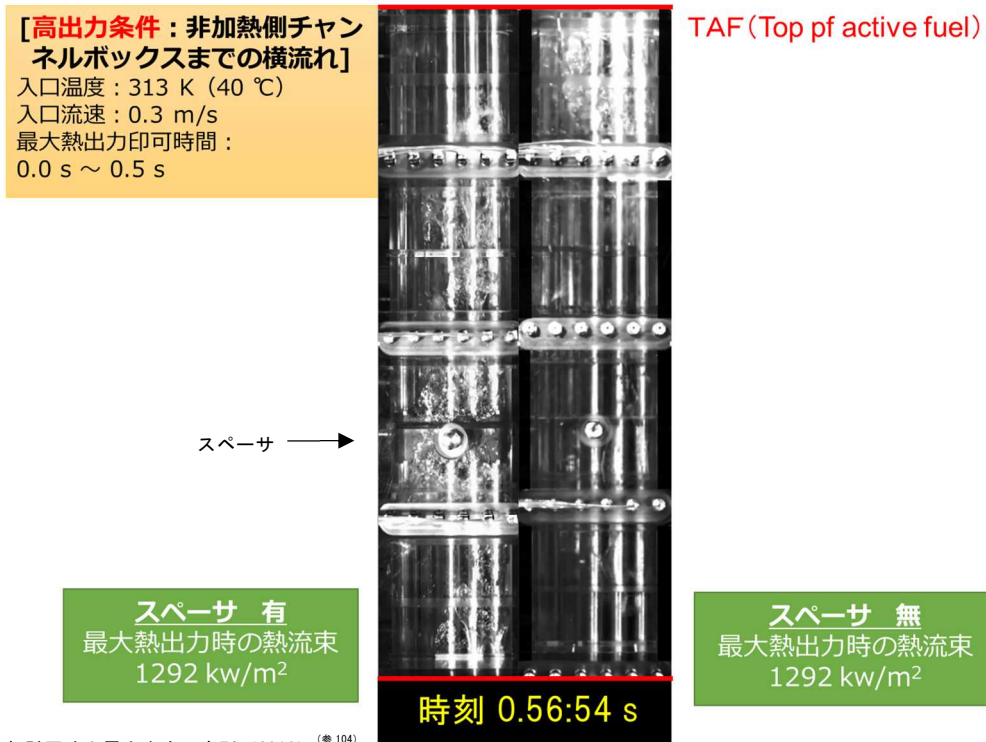


図 2.49 中出力条件においてスペーサがボイド挙動にもたらす影響

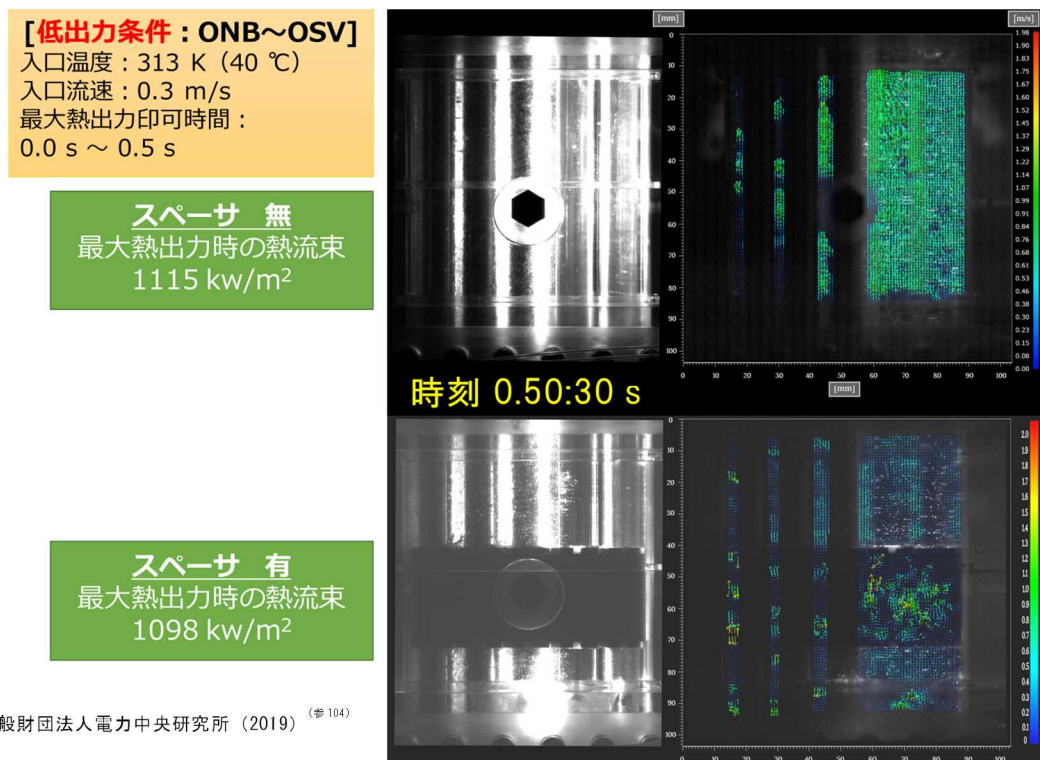
Fig. 2.49 Effects of spacer on void behaviors at a middle power condition



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 104)

図 2.50 高出力条件においてスパーサがボイド挙動にもたらす影響

Fig. 2.50 Effects of spacer on void behaviors at a high power condition



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 104)

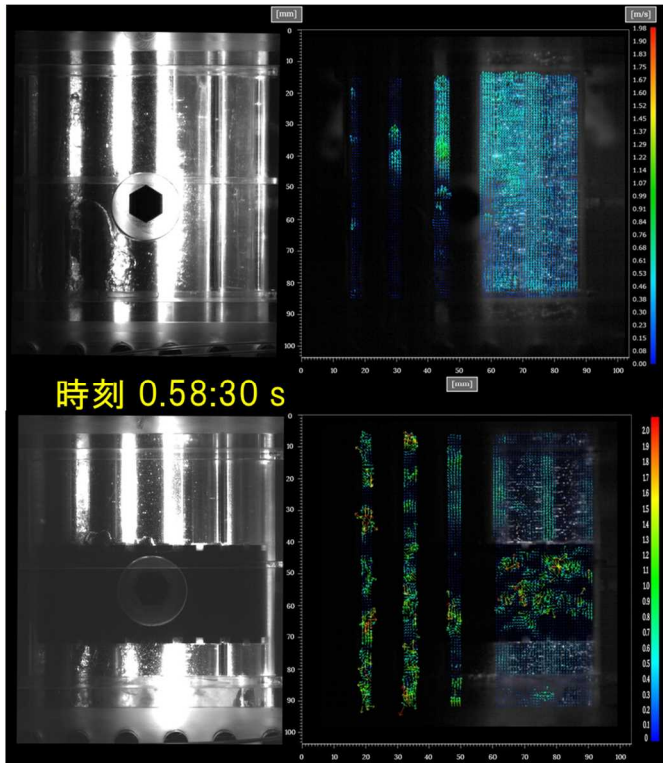
図 2.51 低出力条件においてスパーサが液相流速にもたらす影響

Fig. 2.51 Effects of spacer on liquid velocity at a low power condition

**[中出力条件：非加熱ロッド  
間隙までの横流れ]**  
 入口温度：313 K (40 °C)  
 入口流速：0.3 m/s  
 最大熱出力印可時間：  
 0.0 s ~ 0.5 s

**スペーサ 無**  
 最大熱出力時の熱流束  
 1233 kw/m<sup>2</sup>

**スペーサ 有**  
 最大熱出力時の熱流束  
 1221 kw/m<sup>2</sup>



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参104)

図 2. 5 2 中出力条件においてスペーサが液相流速にもたらす影響

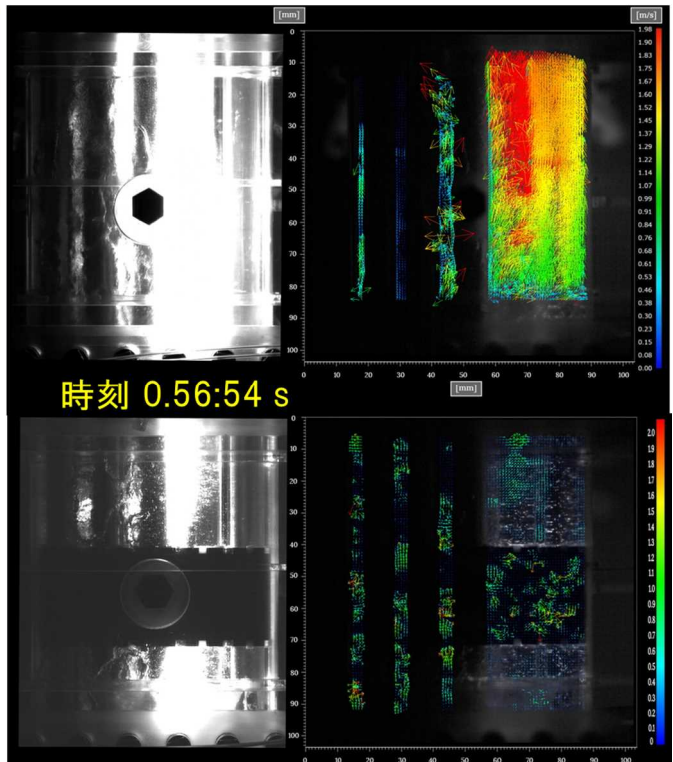
Fig. 2. 5 2 Effects of spacer on liquid velocity at a middle power condition

**[高出力条件：非加熱側チャン  
ネルボックスまでの横流れ]**  
 入口温度：313 K (40 °C)  
 入口流速：0.3 m/s  
 最大熱出力印可時間：  
 0.0 s ~ 0.5 s

**スペーサ 無**  
 最大熱出力時の熱流束  
 1292 kw/m<sup>2</sup>

0.56:54 (sec)

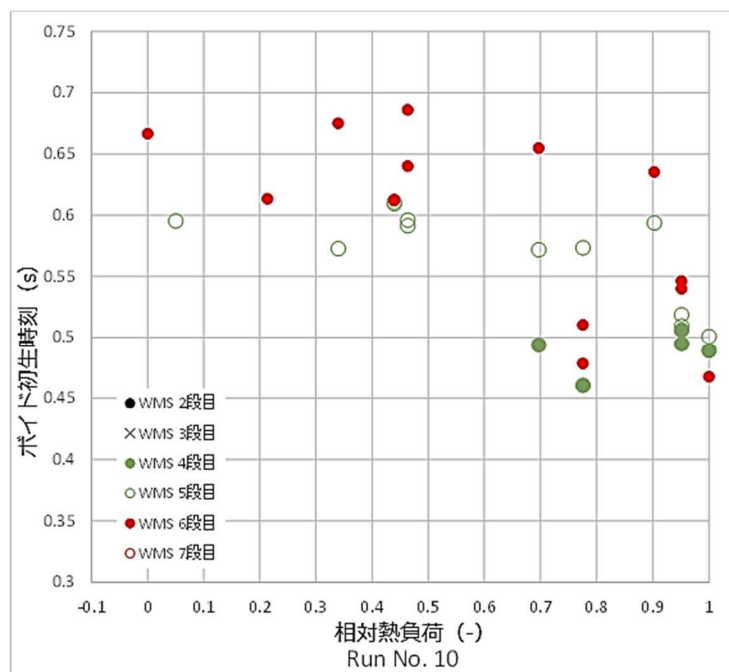
**スペーサ 有**  
 最大熱出力時の熱流束  
 1292 kw/m<sup>2</sup>



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参104)

図 2. 5 3 高出力条件においてスペーサが液相流速にもたらす影響

Fig. 2. 5 3 Effects of spacer on liquid velocity at a high power condition

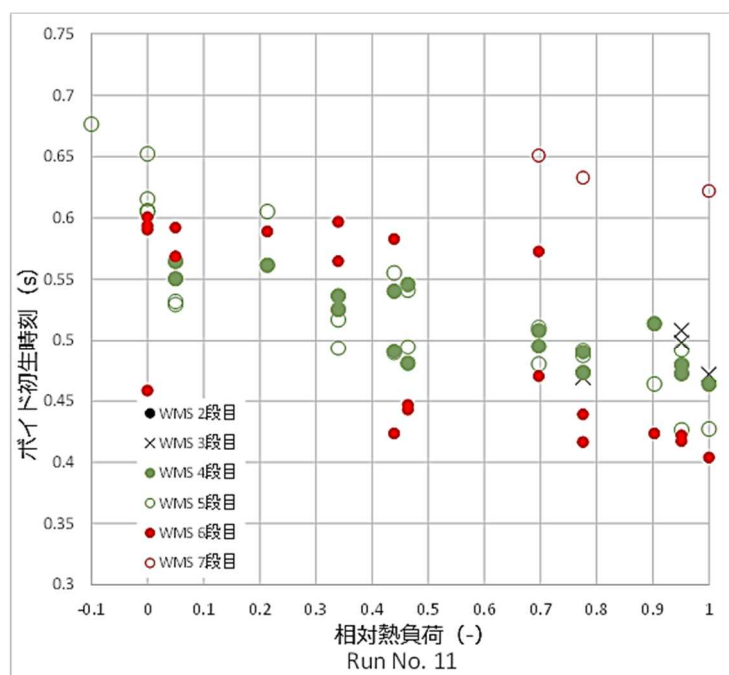


入口温度 333 K、入口流速 0.5 m/s、最大バンドル熱出力 822 kW

出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 104)

図 2.5 4 WMS によるボイド初生時刻

Fig. 2.5 4 Initial detected time of void measured with WMS



入口温度 333 K、入口流速 0.5 m/s、最大バンドル熱出力 939 kW

出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 104)

図 2.5 5 WMS によるボイド初生時刻

Fig. 2.5 5 Initial detected time of void measured with WMS



## 2.2.2 液膜ドライアウトに係る熱流動実験

2.2.2.1に、ATWS等の炉心における重要かつ機構論的なモデル化が不十分であると考えられる現象について示す。2.2.2.2に、高圧熱流動実験ループ及びバンドル試験体を用いた実機のATWSで想定される高温条件に可能な限り近づけた条件における液膜ドライアウト及びリウエット実験について示す<sup>(参118~参124)</sup>。2.2.2.3に、リウエット機構の把握のために実施したリウエット時の液膜先端挙動に係る実験について示す<sup>(参122~参124)</sup>。2.2.2.4に、液膜ドライアウトに影響するスペーサによる液滴付着効果に係る実験について示す<sup>(参125~参127)</sup>。

### 2.2.2.1 原子炉停止機能等の炉心における重要現象

表2.19にATWSの炉心において想定される主要な物理現象及びその重要度、並びに当該現象の機構に係る知見の充実度を示す。ここでは、重大事故に至るおそれがある事故に対する炉心損傷防止対策の有効性を確認するうえで評価項目の一つとなるPCT<sup>(参4)</sup>について、当該現象の重要度を検討する。

#### (1) 重要現象の検討

液膜ドライアウトは、圧力上昇等に伴う出力上昇又は冷却材流量の急激な減少によって燃料棒表面の液膜が上流側に後退し、高クオリティ条件下での沸騰遷移に至る現象であり、BWRの事故等において想定される<sup>(参39)</sup>。液膜ドライアウト後の燃料棒表面の熱伝達様式は噴霧流壁面熱伝達となり、燃料冷却特性が著しく劣化して燃料被覆管表面温度が上昇することが想定される。また、液膜ドライアウト後に、出力の低下又は冷却材流量の回復によって、液膜が再進展するリウエットが発生し、燃料冷却特性が回復することが想定される。さらに、重大事故に至るおそれがある事故の一つとして炉心損傷防止対策の有効性評価の対象となるATWSにおいても、液膜ドライアウトが発生して、燃料被覆管表面温度が高温に達することが想定される<sup>(参40)</sup>。ATWSにおいては核熱不安定性事象が発生し、燃料棒表面は液膜ドライアウト及びリウエットを繰り返し経験し、その都度、燃料被覆管表面温度が上昇及び下降を繰り返すことも想定される。

このようなATWS等の事象進展における各現象のPCTに対する重要度に関して、まず核特性(表2.19の①)については、減速材密度反応度効果(b)、ドップラ反応度効果(c)等の核分裂挙動(a)が出力上昇を抑制するため重要と考えられる。熱水力特性(②)については、気液界面摩擦(i)、気液界面熱伝達(液滴蒸発)(j)が、燃料集合体内の流量、ボイド率等の熱水力挙動(g)を通して、前述の液膜ドライアウト、リウエット挙動に影響することから重要と考えられる。燃料と冷却材間の熱伝達(壁面熱伝達)(③のn~t)は燃料冷却特性に直接影響するものであり、その中でも高クオリティ条件下の沸騰遷移である液膜ドライアウト(s)、リウエット(t)及び液膜ドライアウト後の壁面熱伝達様式である噴霧流壁面熱伝達(q)がPCTに直接影響するため重要となる。



また、燃料集合体内の詳細な熱水力挙動 (m) は液膜ドライアウト及びリウエットの特性に影響することから重要である。液膜ドライアウトについては、燃料集合体内の上流から下流にわたって発生する壁面上の液膜の飛散(エントレインメント)、液滴の壁面への付着(デポジション)等に影響を受ける。リウエットについては、液膜が再進展するときの液膜先端の形態、その熱伝達等が重要となる。また、燃料集合体に設置されるスペーサは液膜ドライアウトに至る限界出力を向上させる効果があり、液滴の分裂、乱流拡散等を促進することで、液滴付着効果を介して液膜ドライアウトに影響することが想定される。

## (2) 現象の機構に係る知見の充実度

液膜ドライアウト (s) を模擬する既存のモデルとしては、個別の燃料型式毎に膨大な実験データに基づいて作成された沸騰遷移相関式<sup>(参 128~参 130)</sup>等がある。また、前述の沸騰遷移後の燃料健全性評価に係る基準<sup>(参 39)</sup>では、沸騰遷移相関式、液膜ドライアウト後の噴霧流壁面熱伝達相関式及びリウエット相関式について推奨式を提示している (s、q 及び t)。しかし、ATWS を対象とした炉心損傷防止対策の有効性評価では、これらの既存モデルにおける想定よりも液膜が上流まで後退するとともに PCT が高温に達した<sup>(参 40)</sup>。これを踏まえて、経験的な実験相関式等に代わって、液膜ドライアウト、リウエット等について汎用的な機構論モデルを開発することが重要である。

また、燃料集合体内の詳細な熱水力挙動 (m) については、燃料集合体における燃料棒間の熱水力挙動を取り扱う解析コードとして COBRA-TF<sup>(参 56)</sup>等の 3 流体場モデルに基づいたサブチャンネル解析コードがあり、液滴、液膜及び蒸気の輸送方程式をそれぞれ取り扱うことで、液膜の飛散及び液滴付着挙動を別々に評価することが可能である。しかし、これらの現象を特徴づける機構である個々の液滴の分裂、乱流拡散等を含めたスペーサの液滴付着効果に係る知見は十分でない。また、ATWS 等で想定される条件において、リウエットに影響を及ぼす液膜先端の挙動について知見はほとんどない。

以上から、本研究では、ATWS 等において想定される重要な熱流動現象の中で液膜ドライアウト及びリウエット、並びにこれらに影響する燃料集合体内詳細挙動としてリウエット時の先端挙動及びスペーサの液滴付着効果を対象に知見を取得することとした。

表 2.19 ATWS における現象重要度及び現象機構に係る知見の充実度

Table 2.19 Phenomena importance and adequacy of knowledge for phenomena mechanism at ATWS

領域	分類	物理現象	PCT の評価 における重要度	機構論モデルの充実度
炉心	① 核特性	a 核分裂反応	H	○
		b 減速材密度反応度 (ボイド反応度) 効果	H	○
		c ドップラ反応度効果	H	○
		d 制御棒反応度効果 (スクラム等)	M	○
		e 崩壊熱	M	○
		f 3次元核特性 (燃料集合体断面平均)	H	○
	② 冷却材 (熱水力)	g 1次元熱水力挙動 (燃料集合体断面平均)	H	○
		h 2相流流動様式	H	○
		i 気液界面摩擦、仮想質量力	H	○
		j 気液界面熱伝達 (液滴蒸発)	H	○
		k 壁面せん断力	H	○
		l 多チャンネル効果 (燃料集合体断面平均)	H	○
		m 集合体内詳細熱水力挙動	H	×
	③ 燃料-冷 却材間熱 伝達	n 液単相流壁面熱伝達	M	○
		o 核沸騰壁面熱伝達	H	○
p サブクール沸騰壁面熱伝達		H	○	
q 沸騰遷移後壁面熱伝達 (噴霧流熱伝達)		H	○	
r 沸騰遷移 (低クオリティ条件)		M	○	
s 沸騰遷移 (高クオリティ条件、液膜ドライアウト)		H	×	
t 最小安定膜沸騰温度・リウエット・クエンチ	H	×		

## 2.2.2.2 高温高圧液膜ドライアウト及びリウエット実験

ATWS では、一般社団法人日本原子力学会標準<sup>(参 39)</sup>で想定される液膜ドライアウト及びリウエット時よりも高出力かつ高温の熱流動状態が想定される<sup>(参 40)</sup>。これを踏まえて、高温高圧の熱流動ループを整備し、可能な限り高温高圧の実機の ATWS に近づけた条件において液膜ドライアウト及びリウエットに係る実験を実施した。また、液膜ドライアウト特性に大きく影響を及ぼすとされるスペーサの効果等を把握するための実験を実施した。本項目は、平成 24 年度から平成 30 年度にかけて実施した国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託による成果をまとめたものである<sup>(参 118~参 124)</sup>。

### (1) 高圧熱流動実験ループの整備

高圧熱流動実験ループ HIDRA (High pressure thermal hyDRAulic loop)、並びに HIDRA に設置する 4 行 4 列バンドル試験体及び 3 行 3 列バンドル試験体を整備した。HIDRA は PWR 及び BWR の事故、運転時の異常な過渡変化等の条件 (圧力、流量) のほぼ全域で、定常及び過渡的な挙動を模擬することが可能な汎用性の高い熱流動ループである。図 2.57 に HIDRA の配管系統の概略図を示す。主循環ポンプ (高揚程ポンプ及び高流量ポンプ) により吐出された冷却水は流量測定部を通り、試験部に繋がる垂直圧力容器下部に流入する。試験部で加熱された冷却水は垂直圧力容器上部から流出し、気水分離器に入る。気液分離された水は気水分離器下部に溜まり水位を形成する。一方、蒸気は凝縮器 (交換熱量 4 MW) に導かれ、冷却水との熱交換により凝縮し、気水分離器に戻される。気水分離器を出た水は、再び主循環ポンプに戻る。循環流量の制御は主循環ポンプの回転数及びポンプ出口の流量調節弁開度の制御で行い、主循環ポンプの最大流量は 170 m<sup>3</sup>/h である。実験ループの最高圧力は 12.6 MPa、最高温度は 600 K である。また、試験体の上流側及び下流側配管には、ATWS 及びブローダウン時の蒸気及び水の流出による減圧等を模擬するための流出配管を設置した。流出配管には開閉弁及びオリフィスを設置し、流出速度及び流出のタイミングを制御可能とした。流出配管は流量測定タンクに接続され、この水位の増加速度を計測することにより流出量を算出できる。

4 行 4 列バンドル試験体の断面図を図 2.58 に、その主な仕様を表 2.20 に示す。4 行 4 列バンドル試験体は BWR の 9 行 9 列燃料集合体を参照し、流路を形成するシュラウド、16 本の模擬燃料棒及びグリッドスペーサから構成される。ステンレス製のシュラウドは HIDRA の垂直圧力容器内に設置され、その流路の内幅は 61 mm である。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の距離は、実機 BWR の 9 行 9 列燃料集合体相当とした。ここでは、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の熱電対を 8 断面に設置した。また、流体温度計測のための熱電対を、試験部入口と加熱部下流側の 2 断面に設置した。模擬燃料棒は間接発熱型の電気ヒータであり、ニクロム製ヒータエレメント、NFC600 製被覆管並びに窒化ボロン及び酸化マグネシウム製の絶縁材で構成される。模擬燃料棒の最大出力は 185 kW/本であり、集合体の全熱出力は 2.96 MW である。

模擬燃料棒の軸方向出力分布はチョップトコサインとし、軸方向ピーキング係数を 1.395、最大線出力密度を 69.56 kW/m とした。また、バンドルの径方向出力分布は均一とした。模擬燃料棒においては、その表面温度を測定するため、熱電対を燃料棒表面に U 字形溝を設けて埋め込んだ。熱電対の設置位置を図 2.59 に黒丸で示す。ここで、図中の格子は、横方向に燃料発熱部上端からの軸方向位置、縦方向に燃料棒及びその方位角方向の位置を示す。燃料棒毎の熱電対の設置位置は、図中の試験体断面図のとおりグループ化される。また、1 本の燃料棒における熱電対の方位角方向位置については、燃料棒周囲を 12 分割して、その 0~11 のいずれかに設置される。軸方向位置については、熱電対を 6~7 番スペーサ間を計測するグループ(6 本の燃料棒)、5~6 番スペーサ間を計測するグループ(6 本の燃料棒)、3~5 番スペーサ間を計測するグループ(2 本の燃料棒)、5~7 番スペーサ間を計測するグループ(1 本の燃料棒)、及び全体を計測するグループ(1 本の燃料棒)に分類した。模擬燃料棒の水平方向空間配置は、図 2.60 に示す位置に設置される 7 個のグリッドスペーサで正方形格子状に保持される。スペーサは BWR の 9 行 9 列型丸セルスペーサを模擬して、フロータブがある型(図 2.61)及びフロータブの無い型がある。

3 行 3 列バンドル試験体は 4 行 4 列バンドル試験体と同様に BWR の 9 行 9 列燃料集合体を模擬するが、スペーサ等の形状効果を系統的に調べるため、発熱長の短い模擬燃料棒を使用することでスペーサ等の交換が容易になるように設計した。3 行 3 列バンドル試験体の主な仕様を表 2.20 に示す。3 行 3 列バンドル試験体は流路を形成するシュラウド、9 本の模擬燃料棒及びスペーサから構成される。シュラウドはステンレス製で、流路の内側寸法は 46.7 mm であり、HIDRA の垂直圧力容器内に設置される。模擬燃料棒の発熱長は 1.5 m であり、最大出力は 75 kW/本、出力分布は軸方向及び径方向ともに一様分布とした。模擬燃料棒への熱電対の設置位置は 4 行 4 列バンドル試験体と同様であり、発熱長が短いことから主に 3 つのスペーサ間の 2 区間に集中的に熱電対を設置した。図 2.62 に 3 行 3 列バンドル試験体の模擬燃料棒における熱電対設置位置を示す。図中の格子は燃料棒を展開した設置角度と設置高さを示し、右下図は燃料棒をバンドル状に配置した時の熱電対の方位角方向設置面と熱電対配置の種類を示す。ここで、図中の赤丸は熱電対の設置位置を表す。熱電対配置の種類は 4 つで、その中の 3 つ (Type1~3) については、方位角方向の同一角度に設置した熱電対を、軸方向について上側スペーサ間で密、下側スペーサ間で密、2 区間にわたり疎となるように配置した。中心の模擬燃料棒 (Type4) については、周方向に分布が付くリウエット挙動等を捉えられるように、対角 (0° 及び 180°) に交互に熱電対を設置した。また、Type4 の熱電対は、熱的に厳しくなると考えられるサブチャンネルの中心を向く面に配置した。スペーサについては、フロータブ付き丸セルスペーサ、フロータブ無し丸セルスペーサ、旋回羽型スペーサの 3 種類を製作した。

## (2) 4行4列バンドル熱伝達実験

### ① 限界出力実験

圧力 2、4、7 MPa において、バンドル試験体の入口流量を実験パラメータとして、限界出力を測定した。限界出力は伝熱面で液膜がドライ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定義される。本実験では、ヒータ出力を線形的に上昇させて、模擬燃料棒表面の温度が飽和温度を 50 K 上回ったときのヒータ出力を限界出力とした。ここで、実験値と比較する相関式には、沸騰長さと限界クオリティの関係に基づいてバンドル体系の限界出力を評価する CISE-GE の式<sup>(参 131)</sup>及び修正 Biasi の式<sup>(参 132)</sup>を用いた。図 2.63 に、圧力 2 MPa、4 MPa 及び 7 MPa におけるフロータブ無しの実験の限界出力について、実験値と相関式による予測値の比較を示す。2 MPa の場合、ほぼ全流量範囲で、両相関式ともに実験値に対して限界出力を過大評価した。4 MPa 及び 7 MPa 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。なお、過去に行われた 2 行 2 列バンドルを用いた限界出力実験<sup>(参 133)</sup>では、4 MPa 及び 7 MPa の条件で実験値と CISE-GE 式が比較的良く一致しており、今回の 4 行 4 列バンドルを用いた実験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等によるものと考えられる。

### ② 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、リウエット速度を計測した。測定した模擬燃料棒表面の温度に基づいて熱伝導逆問題を解くことで表面熱流束を算出し、それが最大値となる時刻を各点における液膜先端の到達時刻と定義して、その時刻の差からリウエット速度を算出した。ここで、熱出力の減少幅は流路出口におけるクオリティの減少幅  $dx$  に換算して示す。

図 2.64 に圧力 2 MPa の沸騰遷移後の燃料棒表面におけるリウエット挙動を示す。(a) がフロータブ無しの結果 (質量流束  $200 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、伝熱面最高温度  $823 \text{ K}$ )、(b) がフロータブ有りの結果 (質量流束  $270 \text{ kg/m}^2\text{s}$ 、伝熱面最高温度  $873 \text{ K}$ ) である。図では横軸に時刻、縦軸に各模擬燃料棒におけるリウエットした軸方向位置を示す。また、算出したリウエット速度を  $u$  で示し、その下添え字に当該燃料棒及び当該スペーサ間を示している。フロータブがない場合、スペーサ 6-7 間においては、バンドル中心部に位置する模擬燃料棒 (ロッド 1、4) と外周部に位置する模擬燃料棒 (ロッド 6、7、13) におけるリウエット速度がほぼ同程度であった。ロッド 4 のスペーサ 5-6 間におけるリウエット速度はスペーサ 6-7 間に比べて遅かったが、これはロッドの出力分布がコサイン分布であり、上端に近い方の表面温度が低いと考えられる。フロータブがある場合、外周部に位置する模擬燃料棒 (ロッド 5、7) におけるリウエット速度が、中心部に位置する模擬燃料棒 (ロッド 1、2) に比べ大きく、特にコーナー部であるロッド 5 における速度が最も速かった。このように方位角方向にリウエット速度の差が生じるのは、フロータブによってチャンネルボックス壁からロッドに向

かう流れが生じ、これにより外周部のロッドが中心部に比べ冷却され、表面温度が低くなるためと考えられる。

図 2.65 に、フロータブ無しの実験におけるスペーサ 6-7 間及び 5-6 間のリウエット速度を示す。横軸の乾き面平均温度はリウエット速度を求めた領域におけるリウエット直前の壁面温度の平均値である。条件によりばらつきは大きい、圧力及びスペーサ間位置が同じ場合、壁面温度が高い条件ほどリウエット速度が遅い傾向があること、また、質量流束が高いほどリウエット速度が大きい傾向があることが分かる。スペーサ 5-6 間においては、6-7 間に比べてリウエット速度が遅く、プロットは 0.02 m/s 付近に集中した。また、圧力が 7 MPa の場合、2 MPa の場合に比べてリウエット速度への質量流束の違いの影響が大きく、高質量流束でリウエット速度が大きくなる傾向が観察された。

### (3) 単管熱伝達実験

#### ① 実験装置

図 2.66 (a) に示す単管試験体は、内径 12.2 mm、厚さ 2.3 mm のインコロイ 800HT 製の直管であり、直列に接続した 3 本の予熱助走部及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 690 mm (有効発熱部はフランジ部を除く長さ 500 mm) で、最大熱出力は約 35 kW である。3 本の予熱助走部は、各々長さ 1130 mm (有効発熱部 1000 mm) で、最大熱出力は約 65 kW である。単管試験の測定部、予熱助走部には温度計測のためシース径 1.0mm の K 型熱電対を設置した。図 2.67 に測定部の軸方向の熱電対設置位置 (A504A~T) を示す。スペーサは、予熱助走部中段と上段の間、予熱助走部上段と測定部の間及び測定部最下流端の三ヶ所に設置した。スペーサは図 2.66 (b) 及び (c) に示す丸セルスペーサ及び旋回羽型スペーサの二種類を用いた。丸セルスペーサは外径 8 mm、内径 7 mm、高さ 30 mm の円管に、厚さ 0.5 mm、高さ 10 mm 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。旋回羽型スペーサは、OECD/NEA Rod Bundle CFD benchmark<sup>(参 134)</sup> で用いられたスペーサを参考に、厚さ 1 mm、高さ 10 mm 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° 傾けて 4 枚取り付けた形状とした。その開口比は 0.80 である。

#### ② 限界熱流束

圧力 2、4、7 MPa において、試験体入口流量をパラメータとして、予熱部出口における限界熱流束を測定した。図 2.68 において、予熱助走部出口における実験値を Katto-Ohno の式<sup>(参 135)</sup> による予測値に対してプロットした。スペーサ無しの実験では、全てのケースで予測値よりも実験値が低い結果となった。丸セルスペーサ設置の実験では、スペーサ無しの実験との明確な差異は見られなかった。これは上流側スペーサから予熱部出口における限界熱流束点までの距離が 1130 mm と長く、スペーサによる流れへの影響が限界熱流束点まで及ばなかったためと考えられる。図 2.69 のとおり、上流側スペーサまでの距離が短い測定

部出口における限界熱流束を計測した実験では、丸セルスピーサの設置により限界熱流束が増加する結果が得られている。一方、旋回羽型スピーサ設置の場合、予熱部出口においても、特に高出力側で明確に限界熱流束が増加する結果となった。

### ③ 噴霧流壁面熱伝達

予熱部下流端で液膜ドライアウトが発生した状態で、測定部出力を段階的に準定常的に上昇させて、液膜ドライアウト後の壁面熱伝達様式である噴霧流壁面熱伝達について実験を実施した。定常時における内側表面温度及び熱流束は、外側表面温度を境界条件として熱伝導方程式より求めた。図 2.70 に噴霧流壁面熱伝達係数を示す。図中の破線は、一般社団法人日本原子力学会標準<sup>(参 39)</sup>の中で沸騰遷移後の壁面熱伝達係数の予測式として推奨されている修正 Dougall-Rohsenow の式を示す。また、緑の実線は、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、それらを組み合わせた Sibamoto<sup>(参 136)</sup>らの式による計算値を示す。丸セルスピーサを設置した実験において、質量流束  $550 \text{ kg/m}^2\text{s}$  ではスピーサ無しの実験との差異はなく、 $1300 \text{ kg/m}^2\text{s}$  では熱伝達係数が増加した。旋回羽型スピーサの実験では、 $1300 \text{ kg/m}^2\text{s}$  において熱伝達係数が丸セルスピーサの場合に比べて大きく増加しており、また、 $550 \text{ kg/m}^2\text{s}$  においても圧力が  $4 \text{ MPa}$  と低い場合には若干の増加が見られる。なお、修正 Dougall-Rohsenow の式は、圧力及び質量流束の条件に依らず、壁面過熱度が低い場合に実験値を過小評価した。一方、Sibamoto の式は、スピーサ無しの実験では熱伝達係数の変化を良好に再現するが、スピーサを設置した実験では高質量流速条件で実験値を大きく過小評価することが分かった。

### ④ リウエット速度

出力過渡におけるリウエット速度を計測した。所定の圧力、流量条件下で、予熱助走部下流端においてドライアウトが発生する状態を作り、更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設定する。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、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、測定部においてリウエットを発生させた。測定した外表面温度から 2 次元熱伝導の逆問題を解いて内表面熱流束を算出し、それが最大値となる時刻を各点における液膜先端の到達時刻と定義して、その時刻差からリウエット速度を算出した。

図 2.71～図 2.73 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示す。ここで熱出力減少幅  $dx$  は助走部出力を減少させたことによる測定部入口クオリティの減少量である。ここでは熱出力減少幅が 0.2 の実験結果を示す。図中の黒い実線は、工藤-原のモデル<sup>(参 137)</sup>により計算した値である。全体的な傾向として、実験におけるリウエット速度の伝熱面最高温度に対する傾きは、工藤-原のモデルで予測されるよりも大きい。また、低流量の高温側及び高流量の全域で工藤-原のモデルがリウエット速度を過大評価した。

低質量流束ではスパーサの設置の有無による明確な差異は見られないが、高質量流束では圧力 4 MPa 及び 7 MPa の場合にスパーサによりリウエット速度が大きくなる傾向があり、特に旋回羽型スパーサによる影響が大きいことが分かった。



表 2.20 4 行 4 列バンドル試験体及び 3 行 3 列バンドル試験体の基本仕様  
 Table 2.20 Fundamental specification of a 4×4 test bundle and a 3×3 test bundle

	9 行 9 列燃料集合体 (下部) <sup>(参 138)</sup>	4 行 4 列バンドル試験体	3 行 3 列バンドル試験体
チャンネルボックス内のり	132.5 mm	61 mm	46.7 mm
スペーサ	丸セル	丸セル	丸セル
燃料加熱長	3.71 m	3.71 m	1.5 m
燃料外径	11.2 mm	11.2 mm	11.2 mm
燃料ピッチ	14.3 mm	14.3 mm	14.3 mm
最外周燃料棒とチャンネル壁間距離	3.45 mm	3.45 mm	3.45 mm
チャンネルボックス内面積	17476.3 mm <sup>2</sup>	3650.69 mm <sup>2</sup>	2110.58 mm <sup>2</sup>
流路面積	9211.9 mm <sup>2</sup>	2074.37 mm <sup>2</sup>	1223.90 mm <sup>2</sup>
流路濡れぶち長さ	3133.8 mm	791.44 mm	487.94 mm
加熱濡れぶち長さ	2603.8 mm	562.97 mm	316.67 mm
水力等価直径	11.8 mm	10.48 mm	10.03 mm
加熱等価直径	14.15 mm	14.74 mm	15.46 mm

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) <sup>(参 124)</sup>

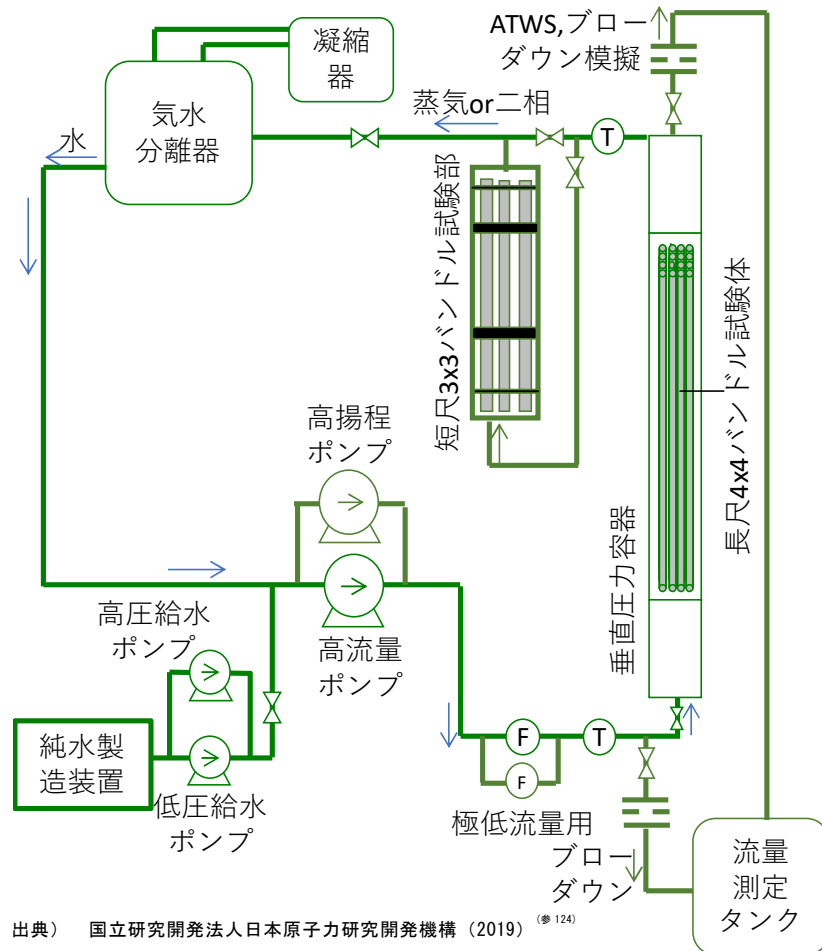


図 2.57 HIDRA 概略図

Fig. 2.57 Outline of HIDRA

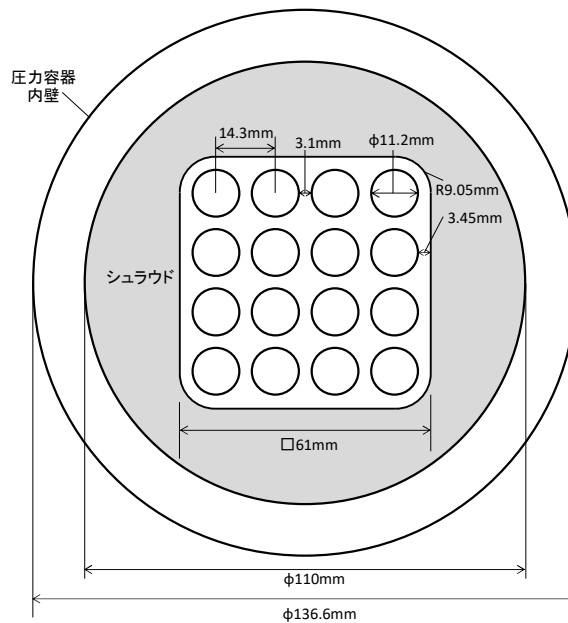


図 2.58 4行4列バンドル試験体断面図

Fig. 2.58 Cross section of a 4x4 test bundle

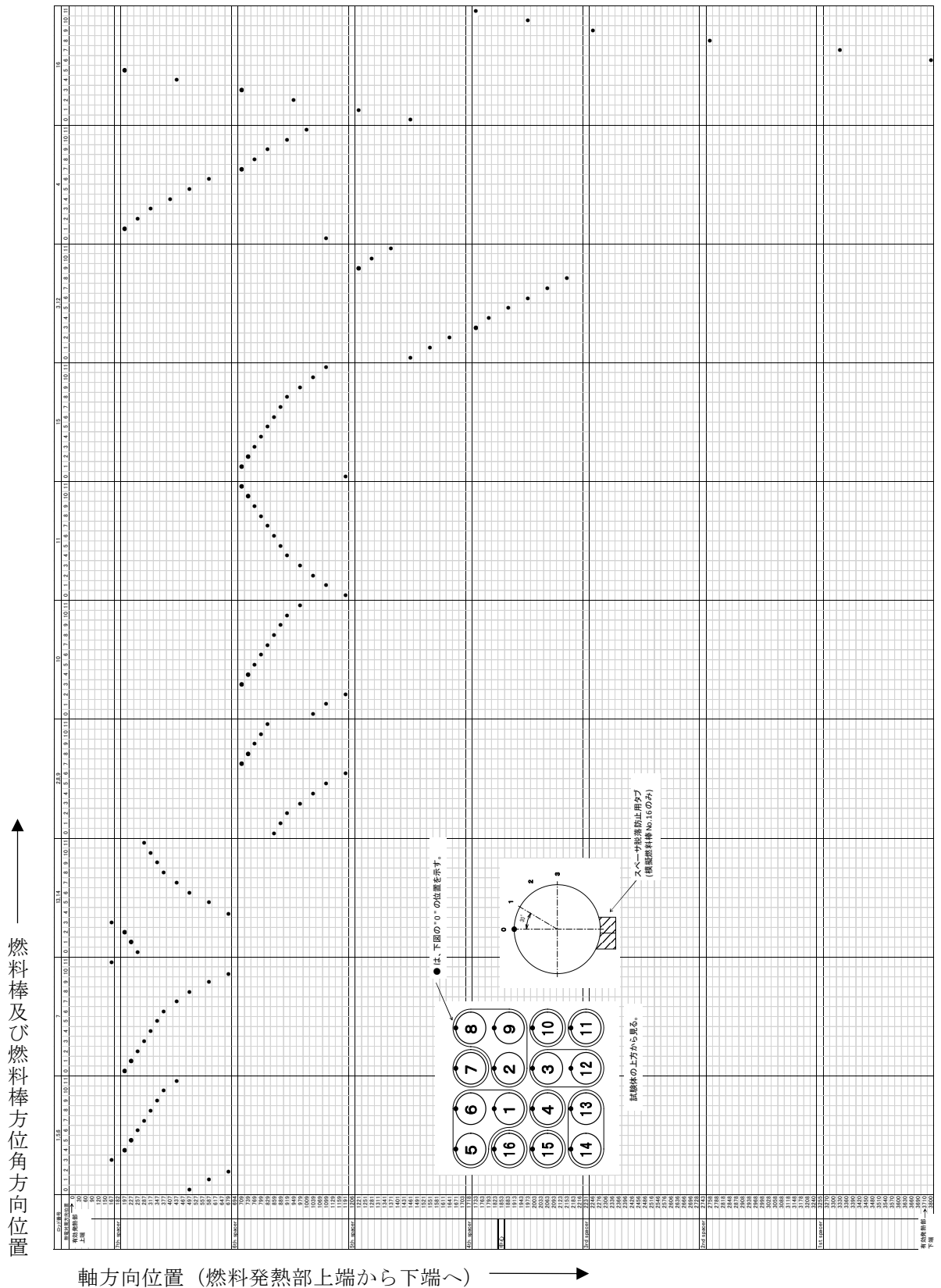
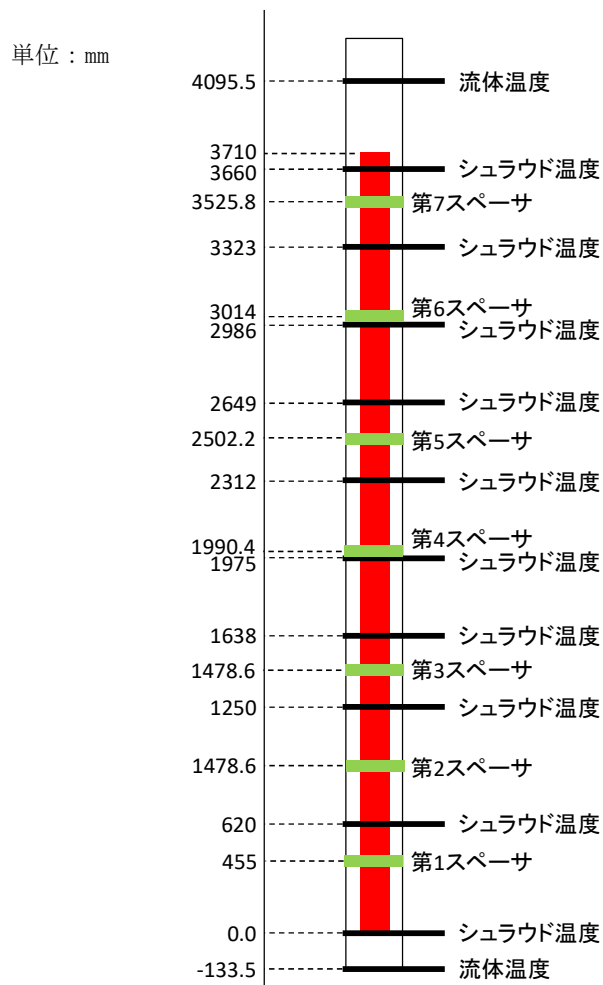


図 2.59 4行4列バンドル試験体の模擬燃料棒における熱電対設置位置

Fig. 2.59 Locations of thermocouples in simulated fuel rods of a 4x4 test bundle



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.60 スペーサ及び熱電対軸方向配置

Fig. 2.60 Axial locations of spacers and thermocouples

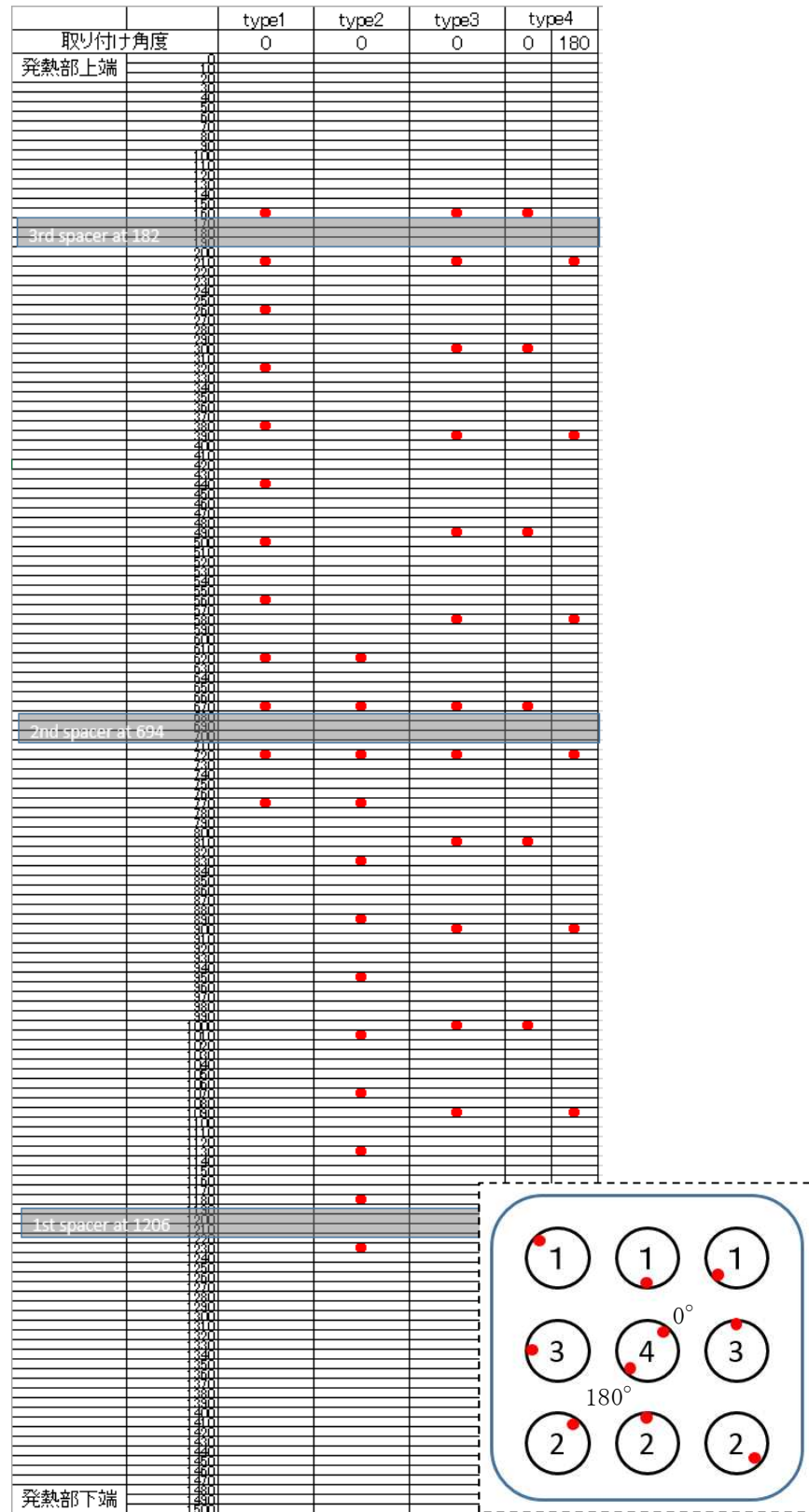


出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.61 グリッドスペーサ (フロータブ有り)

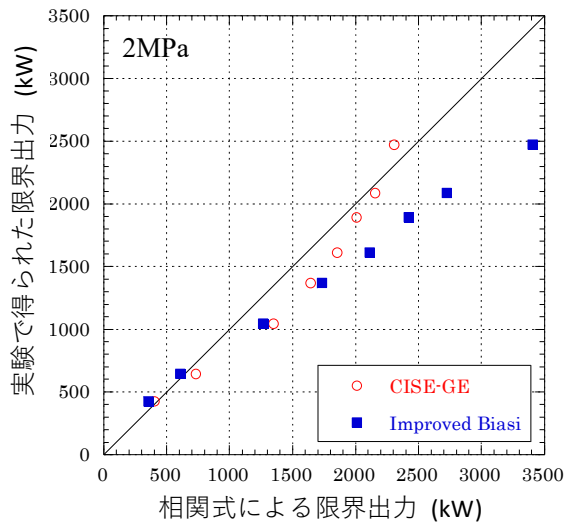
Fig. 2.61 Grid spacer with flow tabs

単位：mm

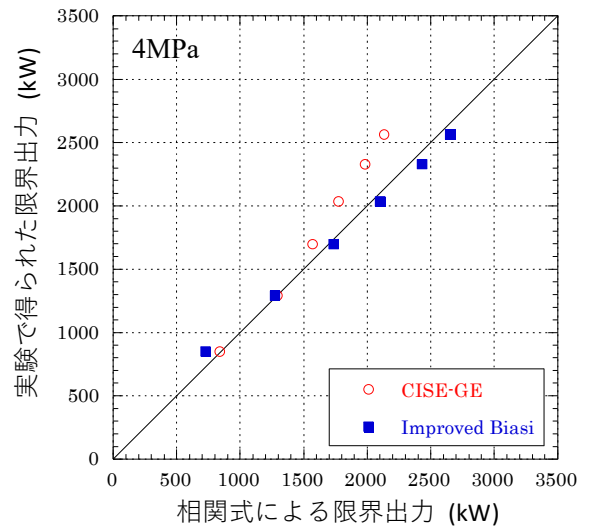


出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

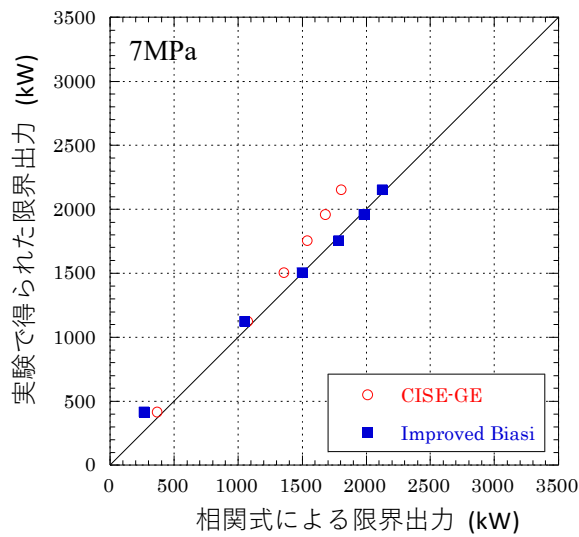
図 2.6 2 3 行 3 列バンドル試験体模擬燃料棒の熱電対設置位置  
 Fig. 2.6 2 Locations of thermocouples in simulated fuel rods  
 of a 3x3 test bundle



(a) 圧力 2 MPa



(b) 圧力 4 MPa

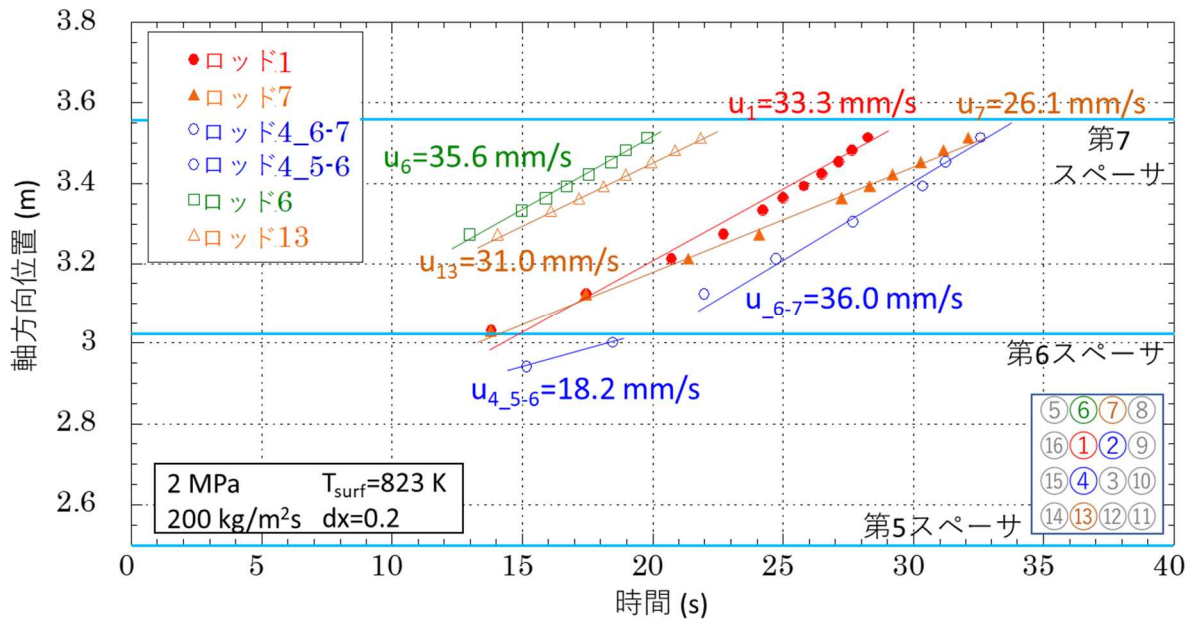


(c) 圧力 7 MPa

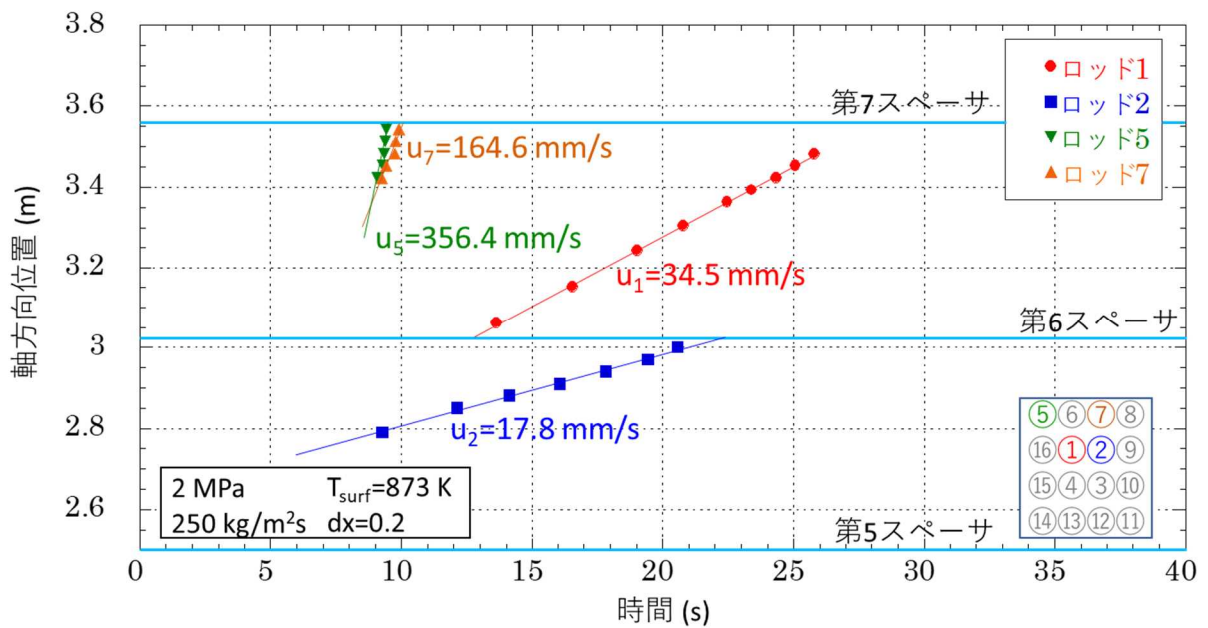
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (※124)

図 2.63 限界出力に係る実験結果と既存相関式との比較

Fig. 2.63 Comparison between experimental results and existing correlations of critical power



(a) 圧力 2 MPa、質量流束 200 kg/m<sup>2</sup>s、伝熱面最高温度 (T<sub>surf</sub>) 823 K  
熱出力減少幅 0.2、フロータブ無し

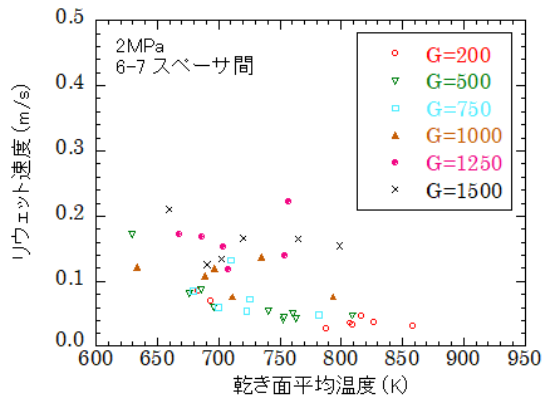


(b) 圧力 2 MPa、質量流束 270 kg/m<sup>2</sup>s、伝熱面最高温度 (T<sub>surf</sub>) 873 K  
熱出力減少幅 0.2、フロータブ有り

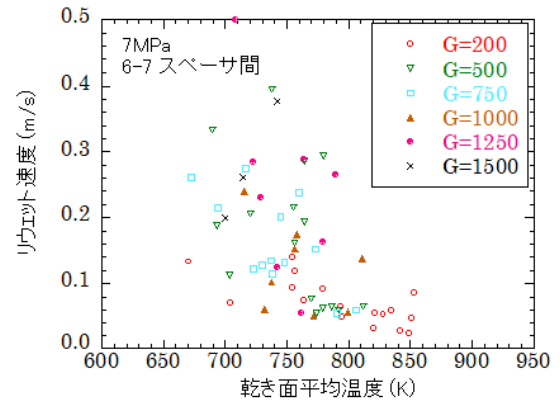
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (※124)

図 2.6 4 リウエット時刻及びリウエット速度

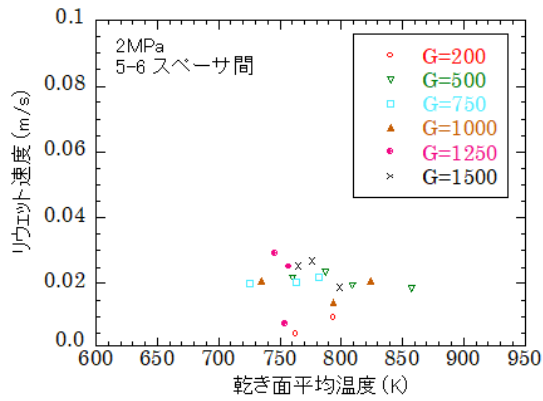
Fig. 2.6 4 Rewetting times and rewetting velocities



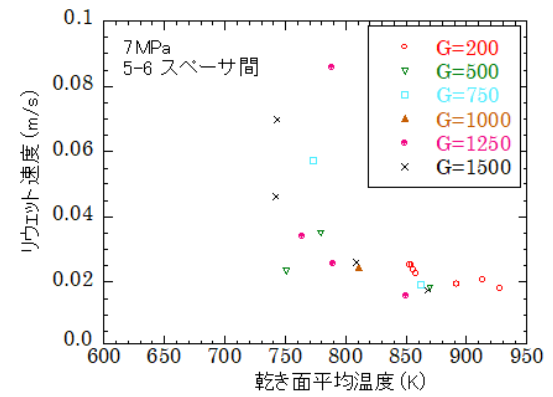
(a) 2 MPa、6-7 スペーサ間



(b) 7 MPa、6-7 スペーサ間



(c) 2 MPa、5-6 スペーサ間



(d) 7 MPa、5-6 スペーサ間

(熱出力減少幅 0.2、フロータブ無し)

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) <sup>(参124)</sup>

図 2.65 出力過渡実験におけるリウエット速度

Fig. 2.65 Retting velocities in power transient tests



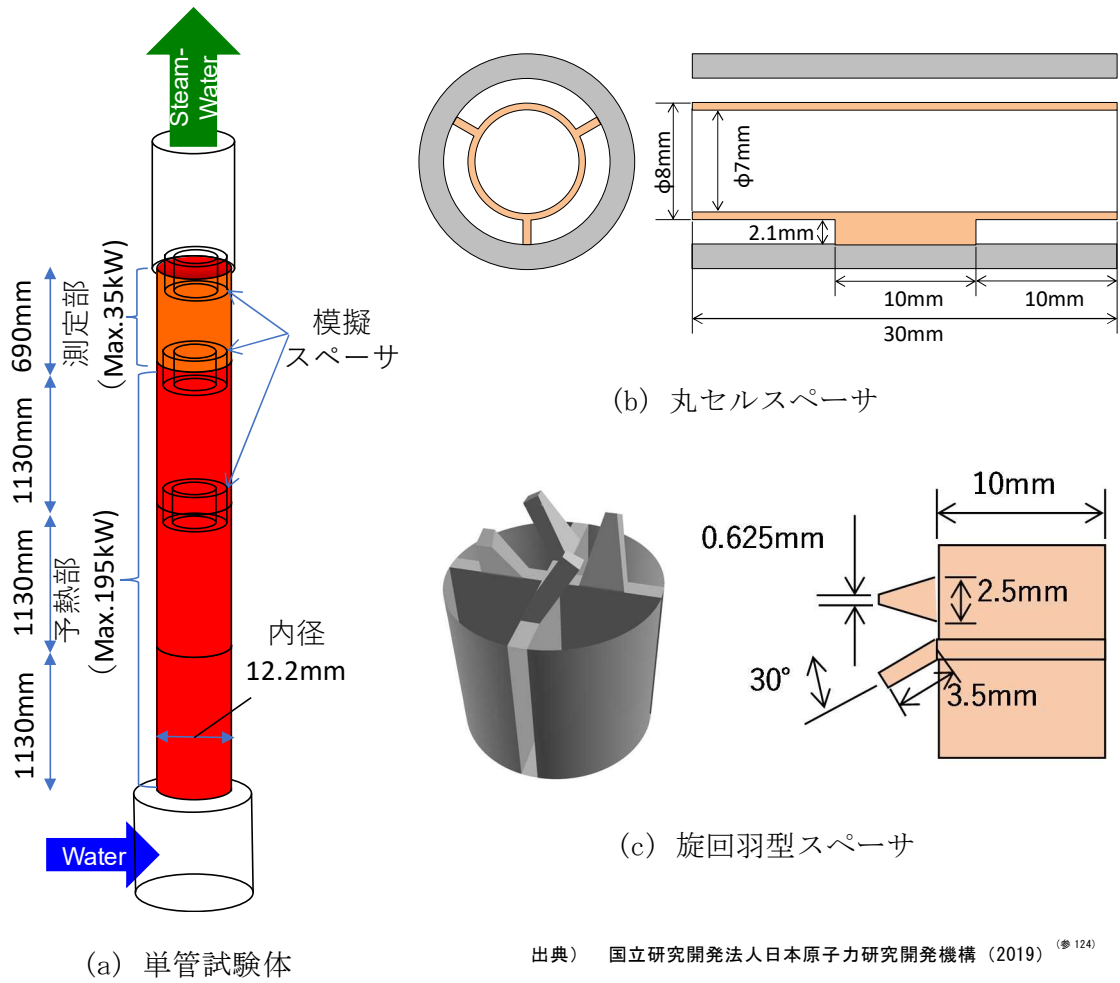
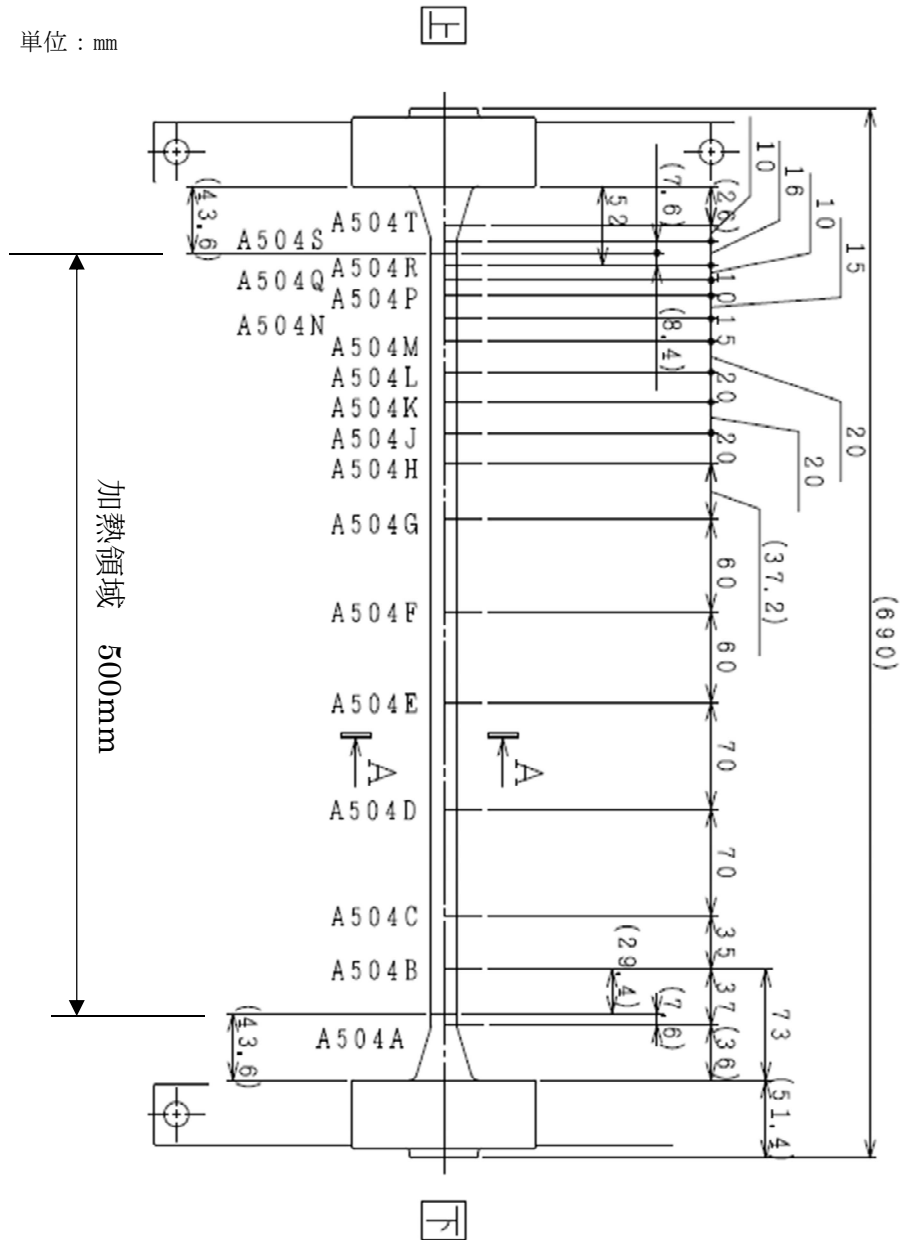


図 2.66 単管試験体及びスペーサ  
 Fig. 2.66 A single test tube and spacers

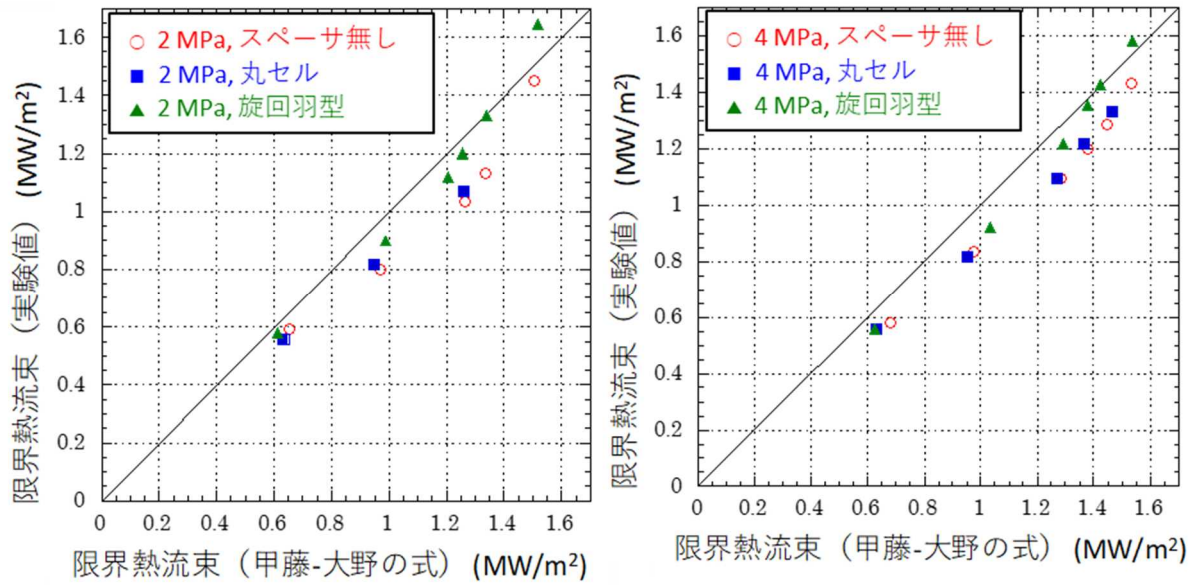
単位：mm



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (124)

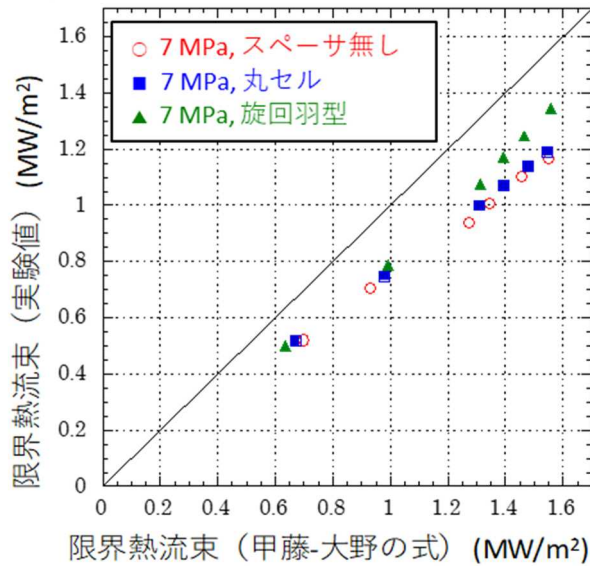
図 2.67 単管試験体測定部の熱電対設置位置

Fig. 2.67 Locations of thermocouples in test section of a single test tube



(a) 圧力 2 MPa

(b) 圧力 4 MPa

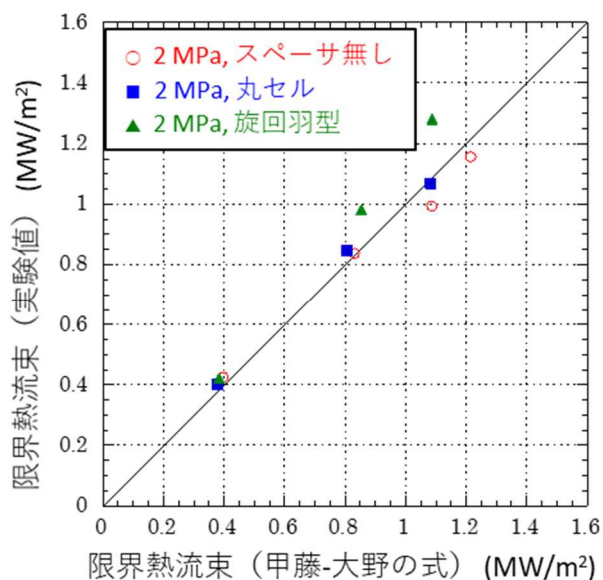


(c) 圧力 7 MPa

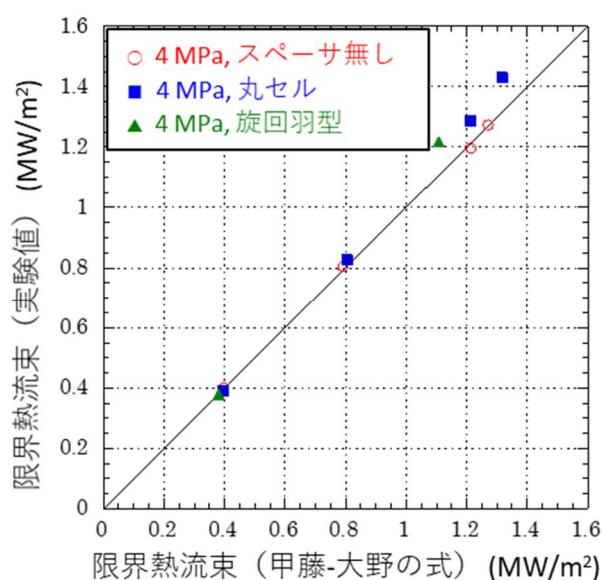
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.68 単管実験における限界熱流束へのスパーサによる影響 (予熱部出口)

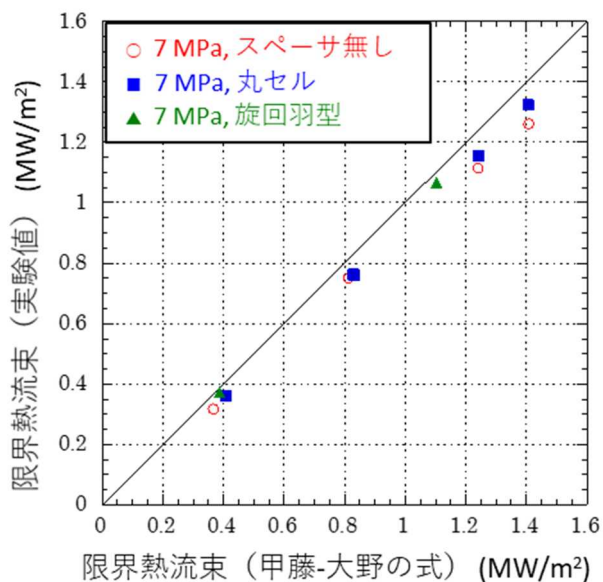
Fig. 2.68 Spacer effects on critical heat flux in single tube tests (Outlet of preheating section)



(a) 圧力 2 MPa



(b) 圧力 4 MPa

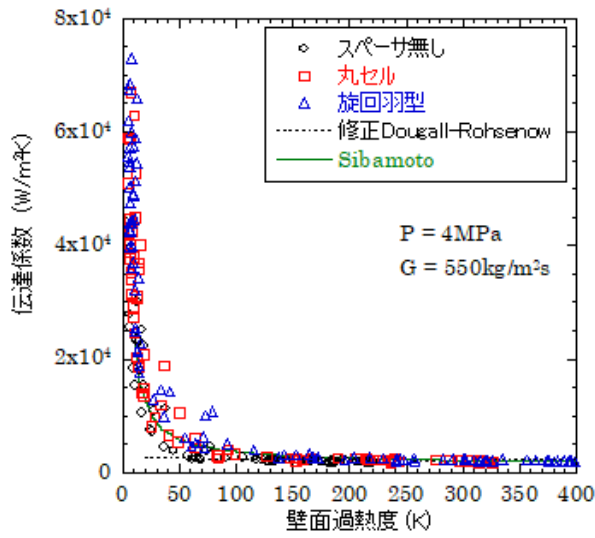


(c) 圧力 7 MPa

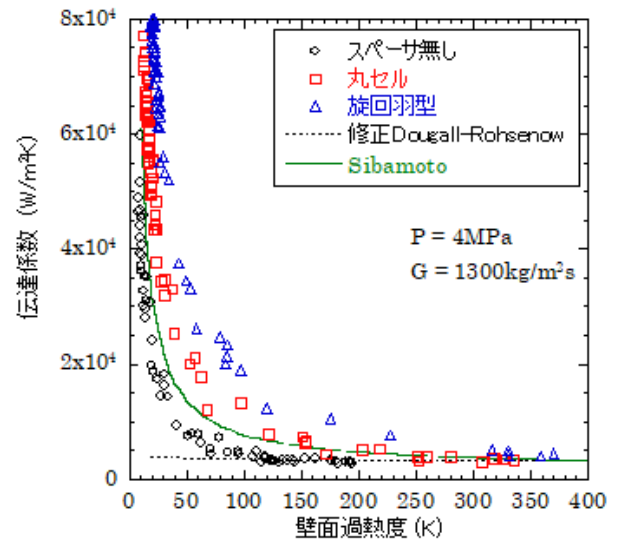
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) <sup>(参 124)</sup>

図 2.69 単管実験における限界熱流束へのスぺーサによる影響 (測定部出口)

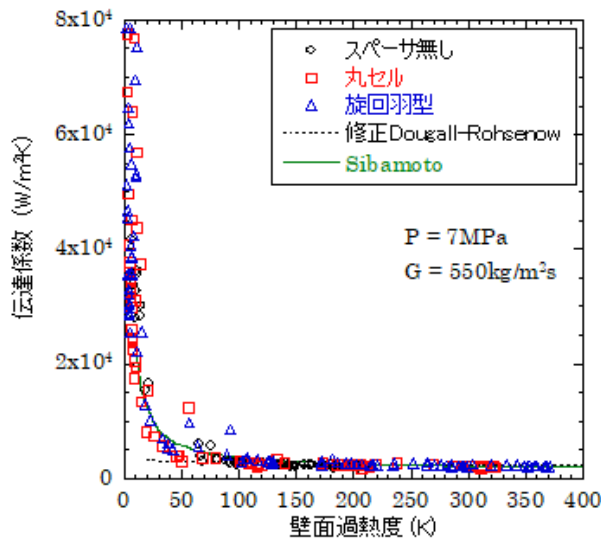
Fig. 2.69 Spacer effects on critical heat flux in single tube tests  
(Outlet of measurement section)



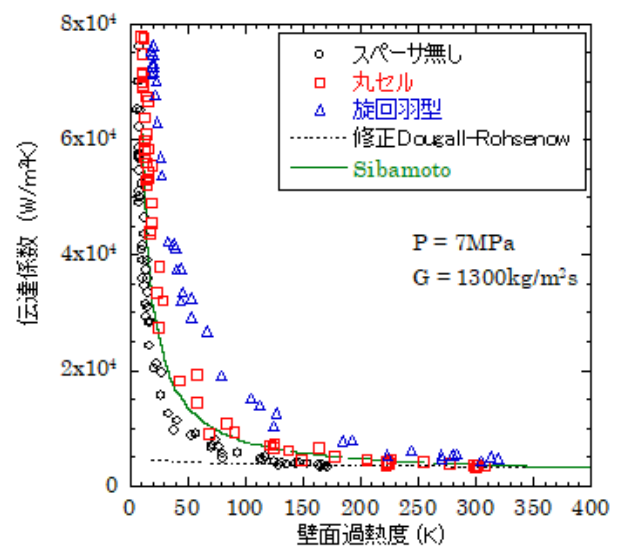
(a) 圧力 4 MPa、質量流束 550 kg/m<sup>2</sup>s



(b) 圧力 4 MPa、質量流束 1300 kg/m<sup>2</sup>s



(c) 圧力 7 MPa、質量流束 550 kg/m<sup>2</sup>s

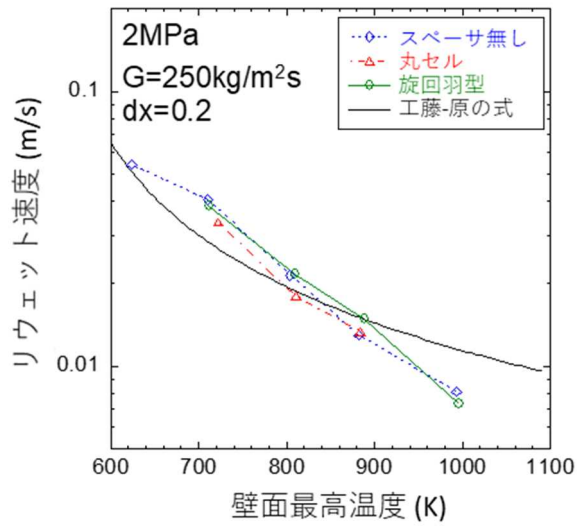


(d) 圧力 7 MPa、質量流束 1300 kg/m<sup>2</sup>s

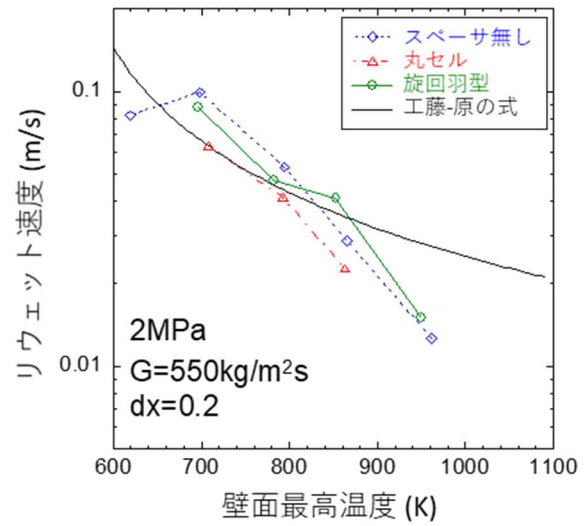
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (124)

図 2.70 噴霧流壁面熱伝達係数

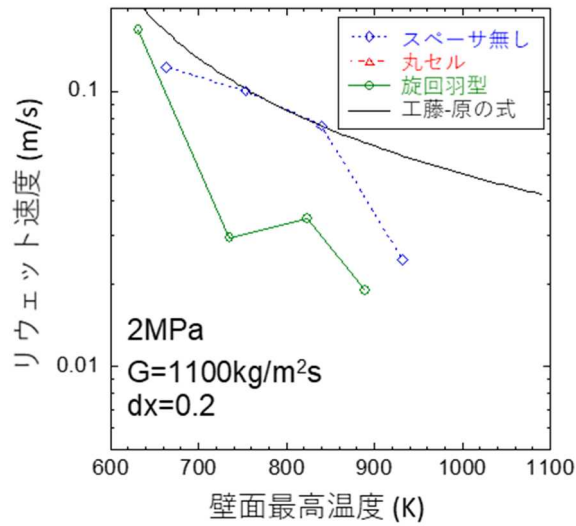
Fig. 2.70 Wall heat transfer coefficients in mist flow



(a) 質量流束 250 kg/m<sup>2</sup>s



(b) 質量流束 550 kg/m<sup>2</sup>s



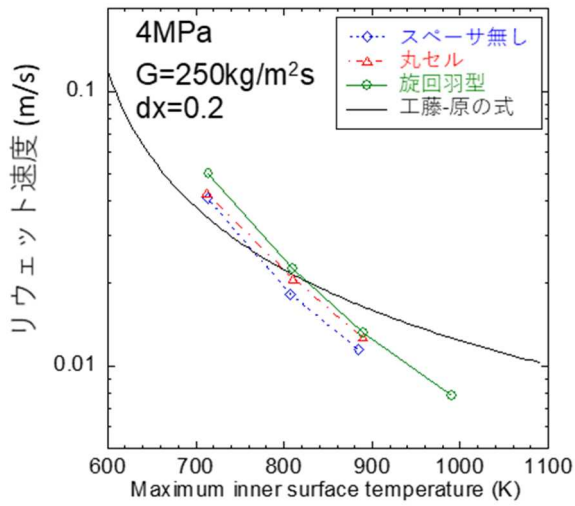
(c) 質量流束 1100 kg/m<sup>2</sup>s

(圧力 2 MPa、熱出力減少幅 0.2)

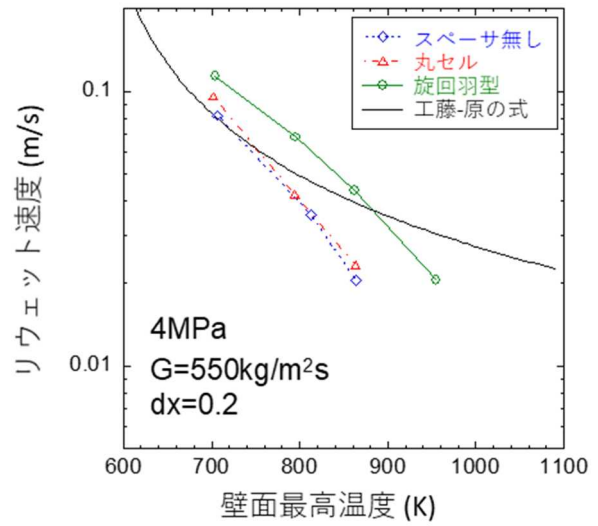
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.7 1 リウエット速度へのスペーサの影響 (圧力 2 MPa)

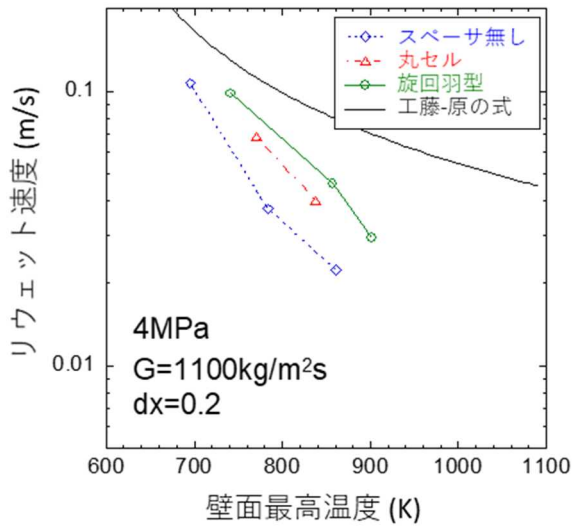
Fig. 2.7 1 Spacer effects on rewetting velocities (Pressure 2MPa)



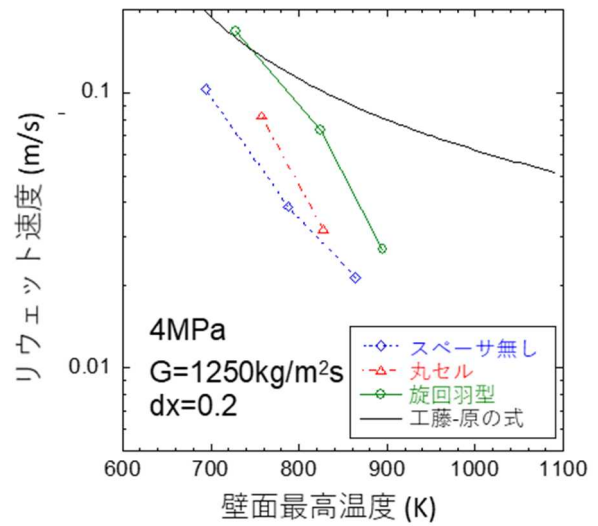
(a) 質量流束  $250 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$



(b) 質量流束  $550 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$



(c) 質量流束  $1100 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$



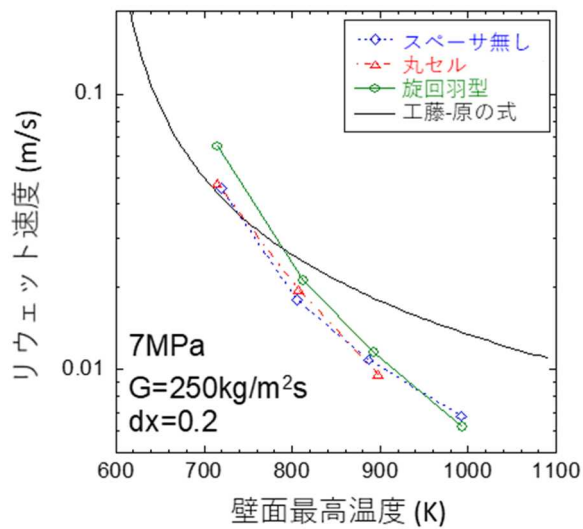
(d) 質量流束  $1250 \text{ kg/m}^2 \text{ s}$

(圧力 4 MPa、熱出力減少幅 0.2)

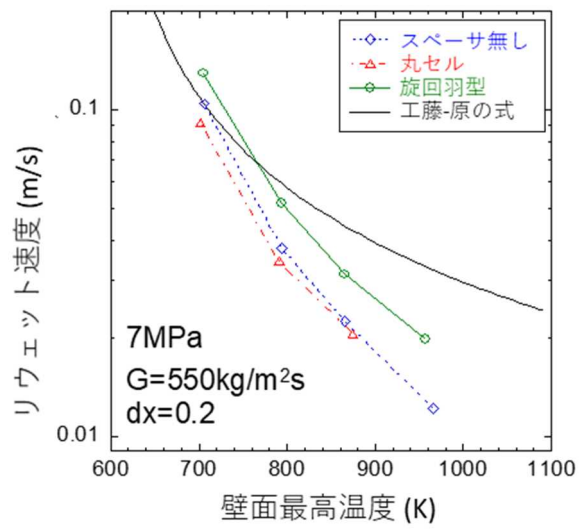
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.72 リウエット速度へのスペーサの影響 (圧力 4 MPa)

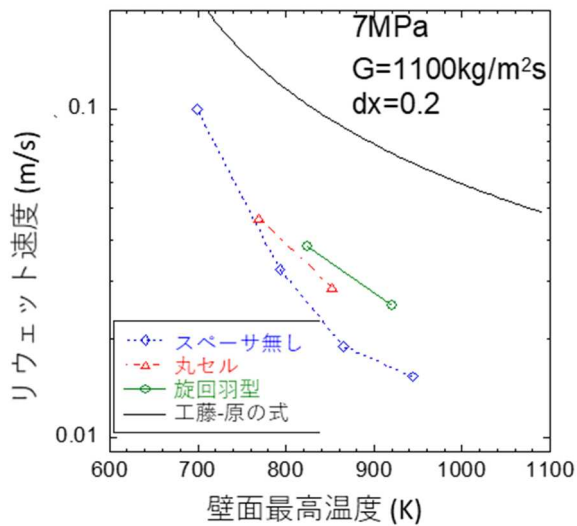
Fig. 2.72 Spacer effects on rewetting velocities (Pressure 4 MPa)



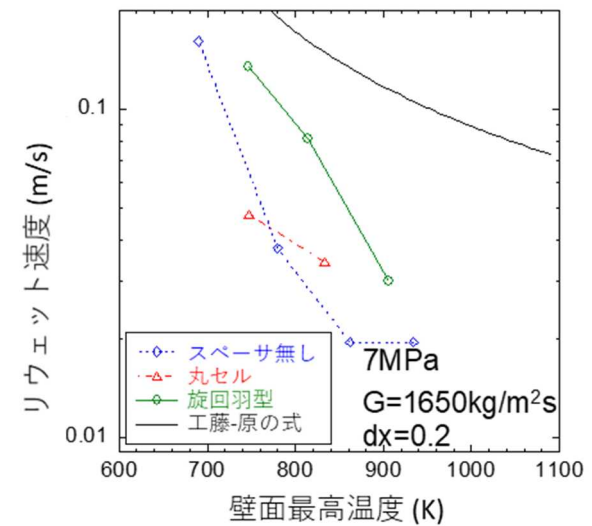
(a) 質量流束  $250 \text{ kg/m}^2\text{s}$



(b) 質量流束  $550 \text{ kg/m}^2\text{s}$



(c) 質量流束  $1100 \text{ kg/m}^2\text{s}$



(d) 質量流束  $1250 \text{ kg/m}^2\text{s}$

(圧力 7 MPa、熱出力減少幅 0.2)

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (9124)

図 2.73 リウエット速度へのスペーサの影響 (圧力 7 MPa)

Fig. 2.73 Spacer effects on rewetting velocities (Pressure 7 MPa)



### 2.2.2.3 リウエット時液膜先端挙動実験

液膜ドライアウト後のリウエット時の液膜先端挙動について可視化実験を実施し、その知見を取得した。リウエット点近傍での伝熱挙動は先行冷却と称され、既往研究<sup>(参 139)</sup>においてリウエット伝播速度に強く影響することが明らかになっているが、ATWS 等で想定される高クオリティ下のリウエット挙動について知見はほとんどない。そのため、リウエット挙動の観察が可能な試験装置を整備し、先行冷却の機構に係る実験を実施した。本項目は、平成 28 年度から平成 30 年度にかけて実施した国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託による成果をまとめたものである<sup>(参 122~参 124)</sup>。

#### (1) 実験装置

先行冷却試験装置は図 2.74 の概略図を示すように、内径 17 mm のガラス管内に外径 11.2 mm の模擬燃料棒 1 本を設置した実験装置である。実験では、試験部に空気を流入させた状態から模擬燃料棒を所定の初期伝熱面温度になるまで加熱した後に、焼結金属部から水を供給することで液膜流を形成し、その液膜によるリウエット過程を高速度カメラにより観察した。また、模擬燃料棒表面温度を燃料棒表面に埋め込まれた直径 0.5 mm のシース型熱電対 12 本を用いて測定した。熱電対の軸方向設置位置は発熱開始位置からそれぞれ、5、80、150、220、280、330、380、410、440、470、500、550 mm である。さらに、15 mm × 15 mm の正方矩形流路を用いてスペーサを設置した実験を実施した。スペーサは外径 14.3 mm、長さ 30 mm の丸セルスペーサであり、模擬燃料棒の発熱開始位置から 410 mm 下流にスペーサ中心が位置するように配置した。

#### (2) リウエット時の液膜流の可視化

図 2.75 の(a)、(b)及び(c)に、初期伝熱面温度  $T_{ini}$  を 373、523、673 K とした場合の液膜先端形状を高速度カメラで撮影した結果を示す。ここで、写真に示される黒い長方形の影は燃料棒表面に埋め込まれた熱電対であり、その先端は発熱開始位置から 80 mm に位置する。図 2.75 (a)の初期伝熱面温度が低い条件では指状の液膜が確認される。一方、図 2.75 の(b)及び(c)では、伝熱面温度の上昇に伴って液膜先端の形状が燃料棒の方位角方向に均一になるとともに、液膜先端では液滴が飛散する様子が観察された。この液滴の飛散挙動には液膜の伝播挙動が強く影響しており、特に上流から伝播してくる波が液膜先端に到達するときに多くの液滴が発生した。

次に、濡れ領域の液膜流挙動に注目して画像を分析し、濡れ領域における液膜厚さ、伝播する波の速度、高さ、周波数等を取得した。図 2.76 に、水の流量条件 0.15 L/min、初期伝熱面温度 673 K 及び空気の流量条件 30、50、70 m<sup>3</sup>/h における平均液膜厚さ、伝播波の速度及び波高の確率密度分布を示す。ここで、実線は加熱実験におけるリウエット時の挙動、破線は参考として実施した非加熱実験時の挙動を示す。図 2.76 (a)のとおり、加熱実験では、リウエット時の平均液膜厚さはリウエット点に近づくほど厚くなった。また、図 2.7

6の(b)及び(c)のとおり、加熱実験では、非加熱実験に比べて液膜波の速度及び高さの確率密度の幅が大きくなった。この理由として、リウエット点から飛散した液滴が液膜流れに対する流動抵抗になり、振動的な液膜挙動を引き起こしたことが考えられる。

図2.77に、初期伝熱面温度673 Kにおけるリウエット時の液膜先端近傍を拡大して可視化した結果を示す。図では左から右に時間経過を示しており、各画像間の時間差は2160分の1秒である。図中の暗部は濡れ領域、明部は乾き領域を示す。ここでは、約5 msの間に、液膜先端近傍の濡れ領域にドライパッチが生成された後、液膜によって再度表面が覆われる周期的な挙動が観測された。

### (3) 壁面熱伝達係数の計測

図2.78に空気単相冷却時の壁面熱伝達係数について、実験値と熱伝達相関式<sup>(参140)</sup>による予測値の比較を示す。本相関式には入口効果が発熱開始位置からの距離の関数として考慮されており、例えば発熱部入口から5 mmの位置では、十分に入口から離れた位置と比較して約2.1倍の熱伝達係数になる。図2.78に示すとおり、入口効果を考慮した熱伝達相関式は本実験で取得された熱伝達係数を約20%の誤差で予測した。

図2.79にリウエット先端近傍の乾き領域における熱伝達係数の軸方向分布について、実験値と前述の熱伝達相関式による予測値の比較を示す。図中の①から④は表2.21に示す実験条件に対応する。ここでは、リウエット点が発熱開始位置から200 mmに到達した時点における壁面熱伝達係数の軸方向分布を示しており、縦軸の0はリウエット点を表す。このとき、リウエット点は最大熱流束の発生位置と定義した。図2.79に示すとおり、リウエット点近傍での熱伝達挙動は入口効果を考慮した相関式によって良好に予測できる。このことは、リウエット先端近傍の乾き領域では、単相冷却の入口効果と同様に温度境界層が未発達領域が存在し、熱伝達の向上に寄与することを示唆している。初期伝熱面温度が異なる図2.79の①と②を比べると、温度が低い②の方がリウエット先端近傍で相関式との差異が非常に大きい。これは前述のとおり液膜先端形状が方位角方向に不均一であり、相関式において仮定している1次元的な流動と差異があることが理由と考えられる。水流量が異なる③との比較では、①に比べて③の方が乾き領域における熱伝達係数が相関式よりも大きい。これは水流量が増加したことによってリウエット先端での飛散液滴量が増加し、その冷却効果が増加したためと考えられる。空気流量がより大きな条件④では、他のケースに比べて相関式と良好に一致する傾向が確認される。この理由として、これは空気流量が増加したことで、相関式で想定される空気単相冷却に近い状態になったためと考えられる。

### (4) スペーサの影響

図2.80に、スペーサを設置した実験における空気単相冷却時の熱伝達係数について、実験値と前述の熱伝達相関式による予測値の比較を示す。図中の黒色破線はスペーサの上

下端を表し、縦軸は加熱部入口からの距離を示す。ここでは、スぺーサの上流側(0~0.4 m)では相関式と実験値が良好に一致する一方、スぺーサ部から下流側(0.4~0.6 m)では熱伝達係数の実験値が大きくなり、スぺーサによる伝熱促進効果が示されている。

図2.81にスぺーサを設置した試験体におけるリウエット時の壁面温度の時系列変化を示す。図中の実線はスぺーサ上流側の熱電対によって計測された温度、破線はスぺーサ部を含む下流側の熱電対によって計測された温度を示す。例えば、スぺーサの直下流に設置された第8熱電対は時刻5秒近傍で温度が低下したが、このときリウエットしてロッド表面が濡れたと考えられる。これを踏まえて、スぺーサの下流側の一部の熱電対では、スぺーサの直上流側の熱電対よりも先にリウエットすることが分かる。

図2.82に、空気流量30 m<sup>3</sup>/h、水流量0.11 L/min、初期伝熱面温度573 Kの加熱実験におけるスぺーサ近傍での液滴挙動を時系列順に並べた可視化画像を示す。ここで、縦軸はスぺーサ終端からの距離を表し、縦軸の0の位置にスぺーサ終端部が存在する。可視化画像ではスぺーサ下流側1 mm付近で液滴が発生した後に、スぺーサ下流2 mm程度の位置に液滴が沈着して、液膜が進展する様子が観察された。このような挙動は冷却材喪失事故(以下、「LOCA」という。)時の再冠水過程においても観察され<sup>(参141)</sup>、スぺーサがロッドよりも先に濡れることで液滴の供給源になると考えられる。

#### (5) 最適評価コードにおける物理モデルの高度化方針

原子炉システム解析コード、サブチャンネル解析コード等の最適評価コードの評価において、本実験により取得した知見を活用して、以下の2つの構成式を高度化することで機構論的なモデルの開発を進める予定である。

- ・ 液膜ドライアウト後の壁面熱伝達モデル
- ・ リウエット判定のモデル

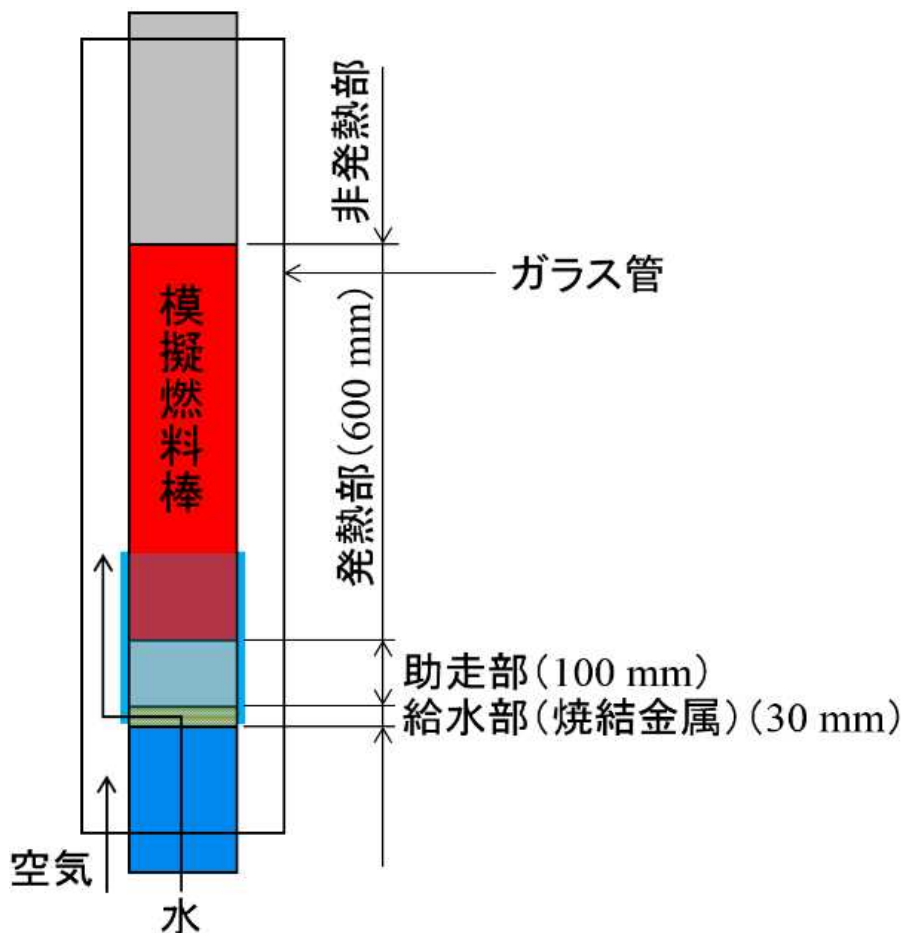
液膜ドライアウト後の壁面熱伝達モデルについては、原子炉システム解析コードでは液膜ドライアウトが判定された後に、噴霧流熱伝達様式として蒸気強制冷却等を考慮した熱伝達が評価される。ここでは、リウエット先端近傍の計算セルの熱伝達について、本実験で取得した知見を活用して、液膜先端の形態、液滴の飛散、蒸気強制冷却における温度境界層が未発達な領域の影響、スぺーサの影響等を考慮した構成式を開発する予定である。また、リウエット判定のモデルについても、リウエット速度等の評価において前述の知見を考慮して高度化する予定である。

表 2.21 リウエット先端近傍の熱伝達係数計測における実験条件

Table 2.21 Experimental condition in measurements of heat transfer coefficients in the vicinity of rewetting fronts

図記号	空気流量[m <sup>3</sup> /h]	水流量[L/min]	初期伝熱面温度[K]
①	30	0.11	673
②	30	0.11	523
③	30	0.20	673
④	50	0.11	673

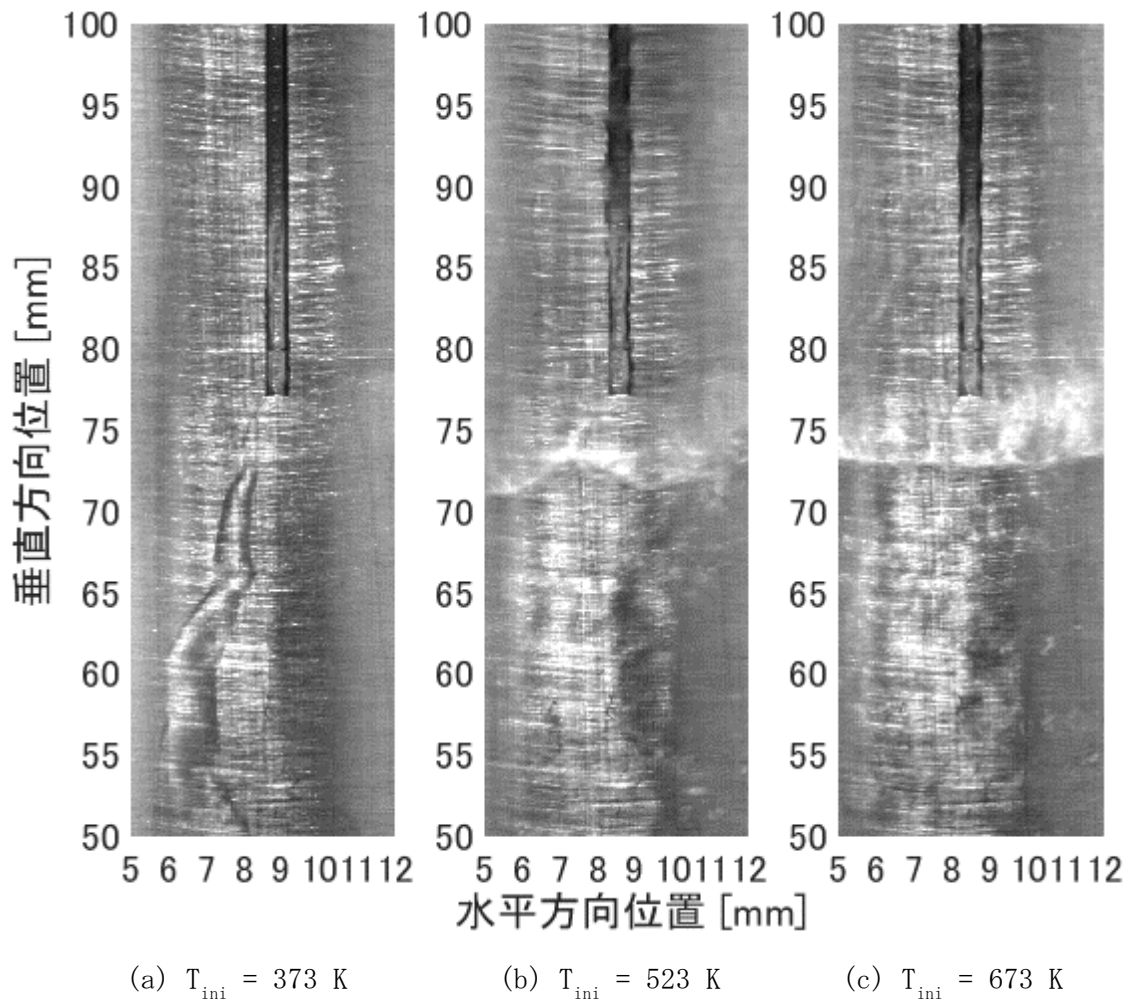
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.74 試験部概略図

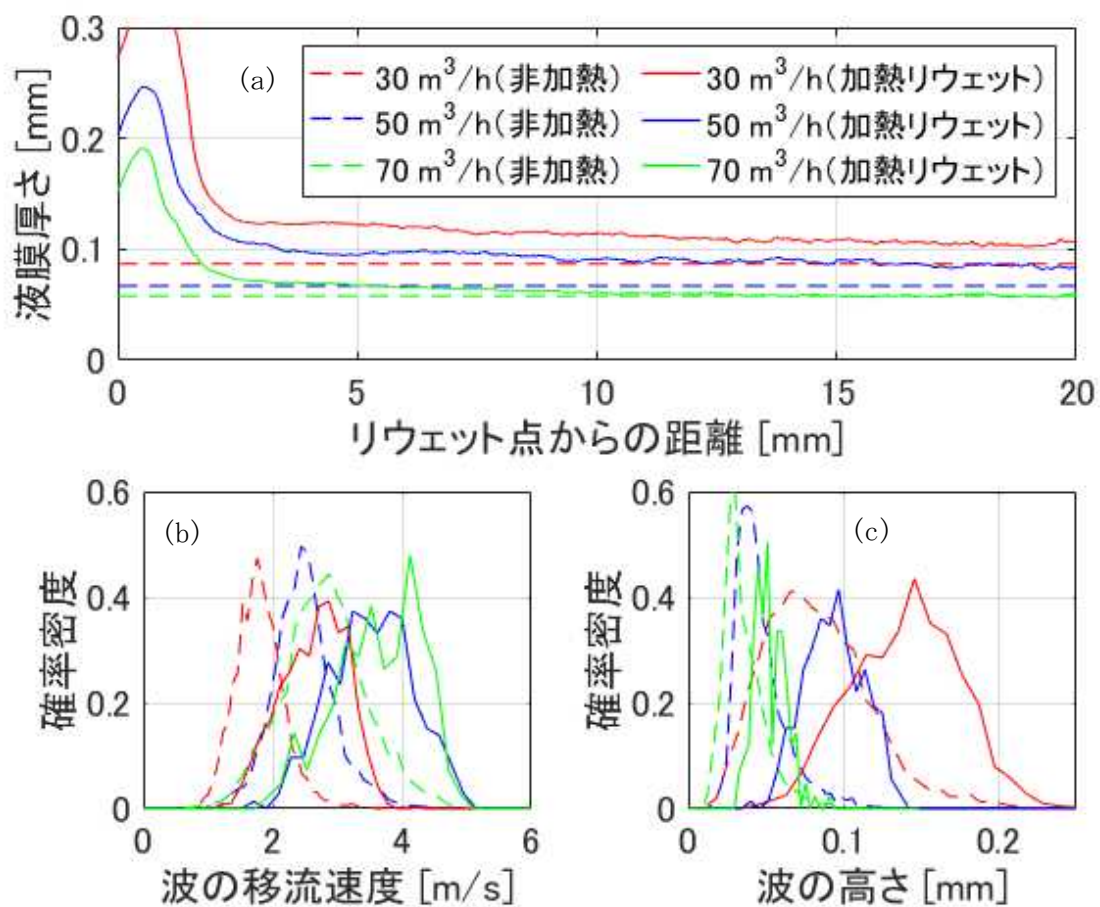
Fig. 2.74 Outline of a test section



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) <sup>(参 123)</sup>

図 2.75 リウエット時の液膜先端挙動

Fig. 2.75 Behaviors of liquid film front at rewetting

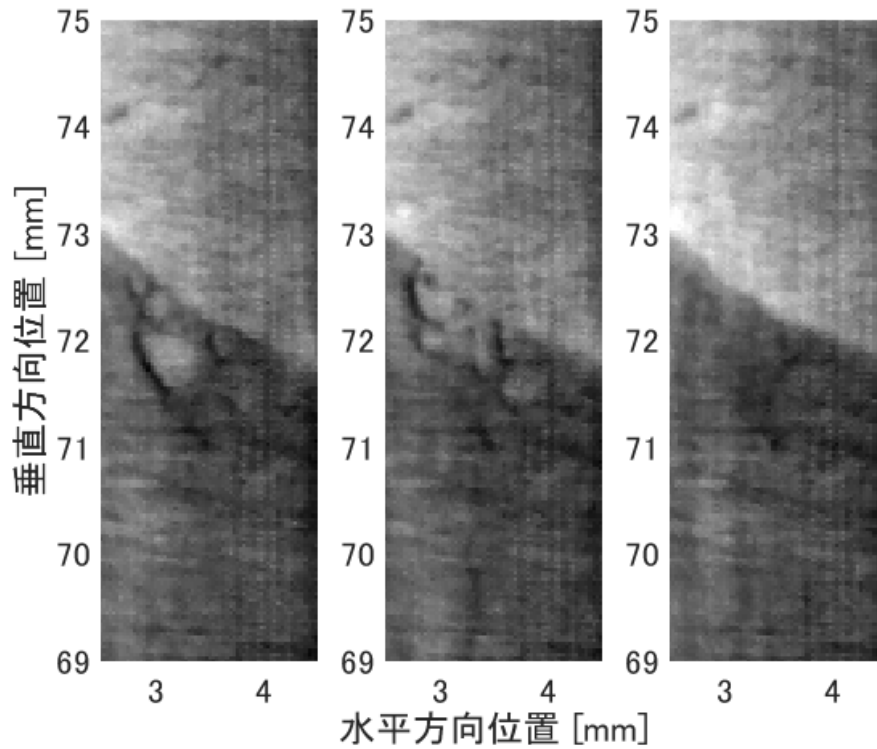


(a) : 平均液膜厚さ、 (b) : 伝播波の速度の確率密度分布、  
(c) : 伝播波の波高の確率密度分布

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)

図 2.76 リウエット時及び非加熱時の液膜流特性

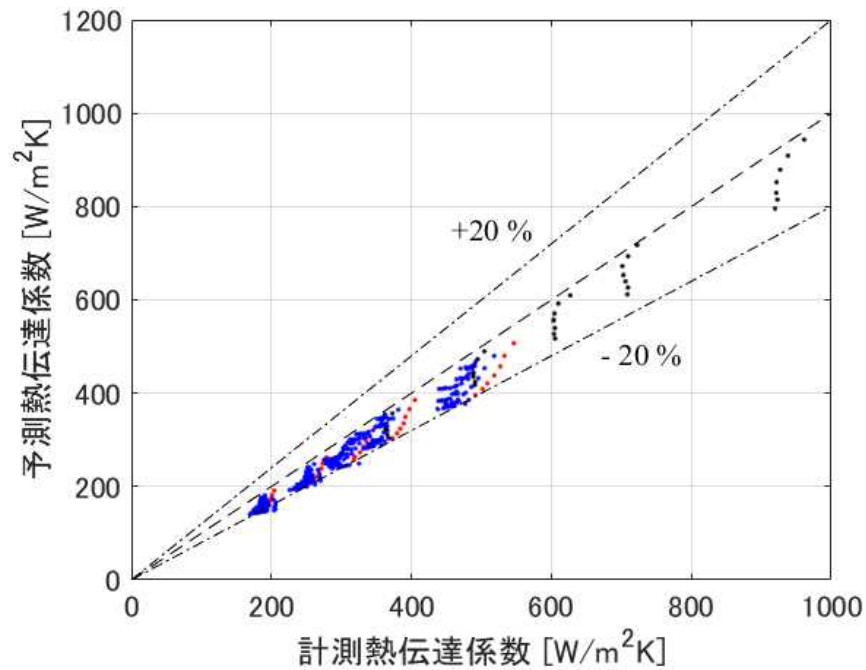
Fig. 2.76 Characteristics of liquid film flow at rewetting and at non-heating



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)

図 2.77 液膜先端近傍のドライパッチ

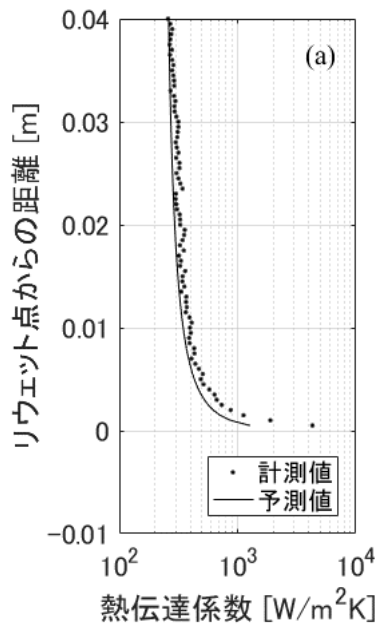
Fig. 2.77 Dry patches at in the vicinity of liquid film front



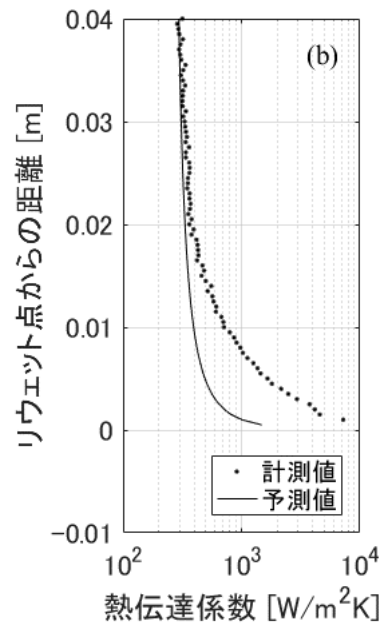
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.78 空気单相流の壁面熱伝達係数に関する実験結果と既存相関式の比較

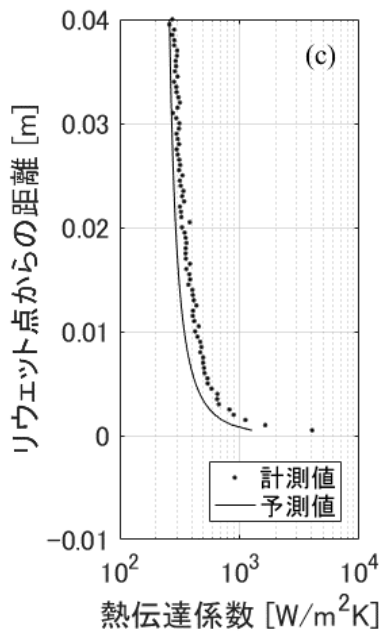
Fig. 2.78 Comparison between experimental results and the existing correlation of wall heat transfer coefficients of air single-phase flow



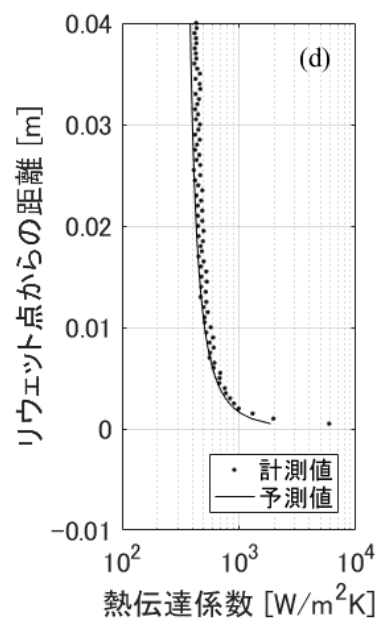
(a) 実験条件①



(b) 実験条件②



(c) 実験条件③

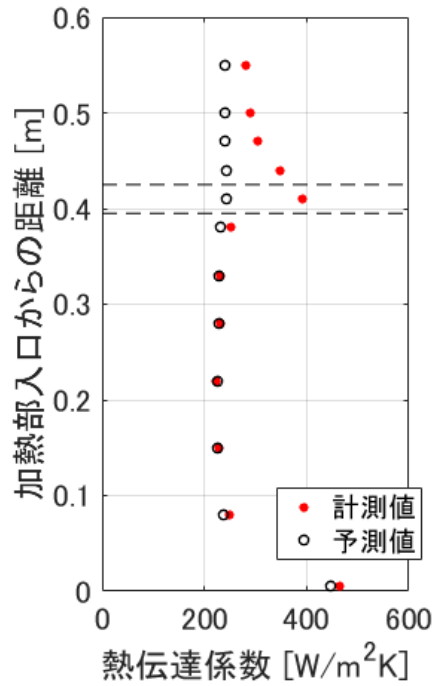


(d) 実験条件④

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.79 リウエット時液膜先端下流側における壁面熱伝達係数の軸方向分布  
 Fig. 2.79 Axial distribution of wall heat transfer coefficients distribution at downstream side of liquid film front at rewetting

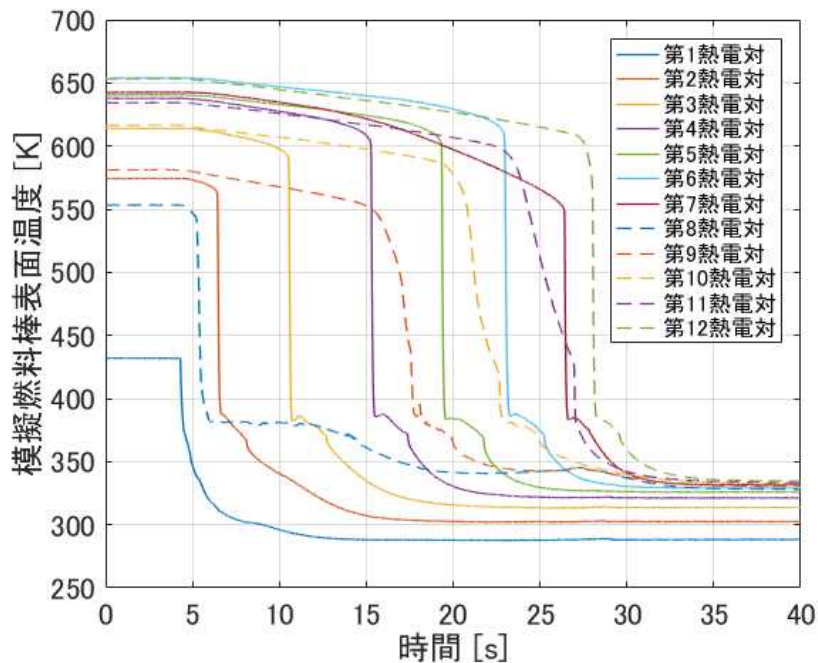




出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.80 スペーサ有の空気单相流の壁面熱伝達係数の軸方向分布

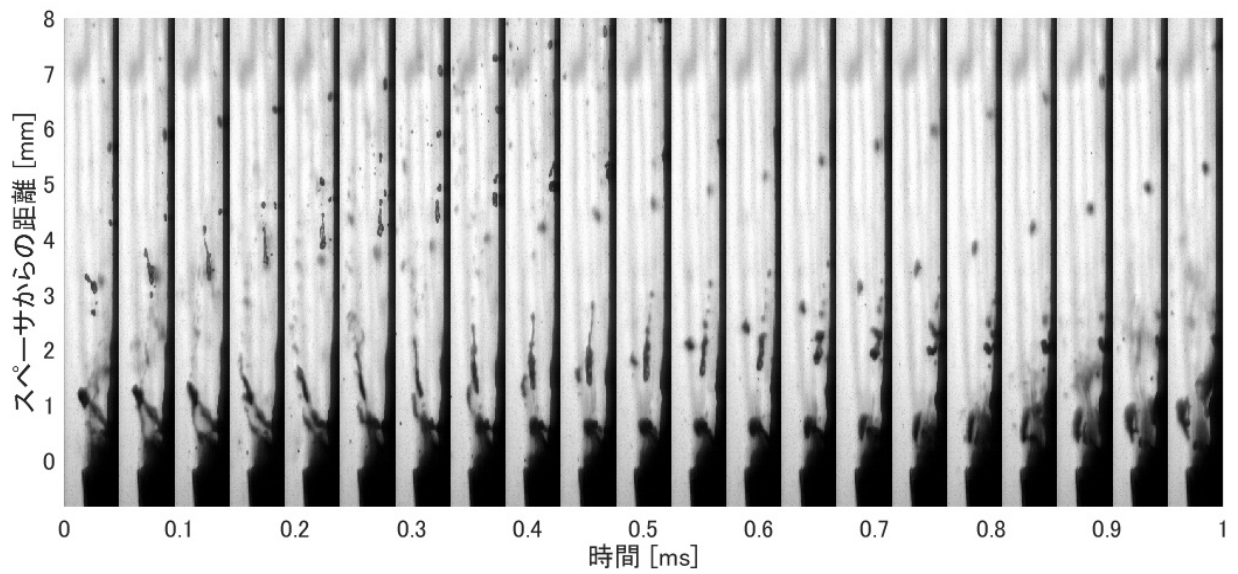
Fig. 2.80 Axial distribution of wall heat transfer coefficients of air single-phase flow with spacers



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.81 スペーサ有のリウエット時の模擬燃料棒表面温度の時間変化

Fig. 2.81 Change of wall surface temperature of simulated fuel rods in time at rewetting with spacers



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) <sup>(参 124)</sup>

図 2.82 リウエット時のスペーサ下流側での液滴挙動の可視化

Fig. 2.82 Visualization of liquid droplets behaviors  
at downstream side of spacer at rewetting

## 2.2.2.4 スペーサ液滴付着効果実験

液膜ドライアウトに影響すると考えられるスペーサによる液滴の燃料棒表面への付着効果について実験を実施し、その知見を取得した。ここではスペーサ下流における液滴挙動を可視化するとともに、模擬燃料棒上の液膜厚さの詳細な分布を計測することで、個々の液滴の付着に至る機構について実験データを取得した。本項目は、平成 28 年度から平成 30 年度にかけて実施した一般財団法人電力中央研究所への委託による成果をまとめたものである(参 125～参 127)。

### (1) 実験体系

#### ① 実験装置

本試験における実験装置の全体概要を図 2.83 に示す。作動流体の計測を行う試験部に連結する配管については、入口側は空気流の供給系統及び液滴の供給系から構成される一方、出口側は作動流体を気相と液相に分離する容器を経て排気ダクトに連結されている。空気流の供給系統は空気タンクによる加圧及び減圧弁により調整され、所定の流量にて試験部に供給される。液滴の供給系統は上流側にプランジャーポンプが連結され、その往復運動の時間、距離及び圧力を調整することにより、液滴生成のための水が周期的にノズルに供給される。

試験部は図 2.84 に示すように、4 本の燃料棒に囲まれたセンターサブチャンネルを模擬した「センター体系」と、2 本の燃料棒とチャンネル壁に囲まれたサイドサブチャンネルを模擬した「サイド体系」を共有できる構造とした。テスト部の下部（上流側）には、液滴を鉛直上方に射出するノズルが各サブチャンネルに 1 箇所ずつ設置されている。ノズルは内径 0.3 mm の細管に先端が尖状の直径 0.25 mm の針金（SUS 製）が挿入されており、針金の周囲に形成される液膜が上部に伝って、その先端で形状の整った液滴が射出される構造となっている。液滴は 330 mm の区間を空気流に随伴して流れ、中央部に配置される模擬スペーサを通過する。

本試験において設置する模擬スペーサを図 2.85 に示す。丸セル型は、燃料棒との間隙（クリアランス）1.2 mm、肉厚 0.5 mm の円環が模擬燃料棒の周りに設置された構造である。また比較のため、サイドサブチャンネルにおいてフロータブが追加された型も対象とする。ここでは肉厚 0.5 mm の鉛直角 45° に傾いた「く」の字型の構造物がチャンネル壁に配置される。グリッド型は、肉厚 0.5 mm の格子が模擬燃料棒の間に設置された構造である。また比較のため、センターサブチャンネルにおいて旋回羽が追加された型も対象とする。ここでは肉厚 0.5 mm の羽状構造物が、格子点を中心に仰角 60° で 4 枚交互に配置される。模擬スペーサの高さは全て 30 mm とし、上記の寸法にて樹脂製で三次元造形される。

#### ② 計測系

本試験における主要計測項目は以下の 2 つである。

- ・ スペーサ通過後の液滴挙動
- ・ スペーサ通過後の燃料棒表面への液滴付着

各項目に対して整備された計測系を以下に示す。

#### a スペーサ通過後の液滴挙動

液滴の挙動は光学撮影で計測するため、図 2.86 に示すようなアクリル外壁の可視化流路をスペーサ通過後の下流側に配置する。光学撮影に支障をきたさないよう光を反射しない材質で模擬燃料棒を造形し、その隙間から流路を撮影する。可視化領域は 130 mm 設けており、スペーサ上端 5 mm の高さを撮影位置とした。

計測はシャドウイメージングによる粒子追跡流速測定法 (PTV: Particle Tracking Velocimetry) を用いる。表 2.22 に本計測システムの主要構成を示し、図 2.87 に計測機器類の配置を示す。レーザー及びカメラはトラバース装置に搭載され、計測位置に基づいて鉛直方向及び水平方向の移動が可能となっている。レーザーを撮影対象の作動流体に照射し、テスト部を挟んで反対側に配置した高感度カメラで液滴の陰影 (レーザーが遮られた領域) を捉えて流動径を計測するとともに、微小時間差で 2 枚の連続撮影を行い両者の差分により変位及び速度を計測した。

#### b スペーサ通過後の燃料棒表面への液滴付着

液滴の付着量は、付着表面で液膜を形成する水のコンダクタンスがその厚さに伴って変化する特性を利用し、多点電極フレキシブル基板で構成された液膜センサを用いて計測される。表 2.23 に液膜センサの基本仕様を示し、図 2.88 に主要構成と寸法を示す。個々の電極において、液滴の付着により液膜で覆われた時の電位変化を計測する。サブチャンネル流路を構成する模擬燃料棒の内壁に基板が貼付され、各模擬燃料棒において水平方向には 12 個又は 6 個、鉛直方向には約 449 mm の間に 128 個の電極が配列される。全電極は端子からリード線を介して計測装置に接続され、各電極における信号をサンプリングする速度 (計測タイムステップに相当) 及び収録時間を指定してデータが取得される。

## (2) 実験方法

### ① 実験条件

本試験において、圧力及び温度は一定の条件とし、大気圧 (1 気圧)・常温状態 (293 K (20 °C)) を維持する。実験パラメータは表 2.24 に示すとおりであり、サブチャンネル体系及び模擬スペーサ型の各々の組合せにおいて液滴付着挙動の特徴を把握することを目的とする。液滴を随伴する気相流 (空気流) については、平均流速が指定値となるよう体積流量を調整する。液滴放出量については、液滴生成のための水を供給するプランジャーポンプの吐出圧を調整する。

### ② 実験方法

#### a スペーサ通過後の液滴挙動

圧力及び温度を確認後、空気流を所定の平均流速になるような体積流量に調整してテスト部に流入し、プランジャーポンプの駆動によりノズルから液滴射出を開始する。所定の計測位置において高感度カメラとレーザーのフォーカスを調整した後、レーザーの照射及び撮影を開始する。撮影においては、 $2.5 \mu\text{s}$ の時間間隔で画像を取得して、当該時刻の液滴の変位を計測する。計測によって取得した液滴変位の時系列データの時間間隔は  $12 \text{ Hz}$  である。実験では、実験条件 1 ケースにつき 5 分間の計測を 25 回繰り返して実験データを取得した。

#### b スペーサ通過後の燃料棒表面への液滴付着

圧力及び温度の確認及び作動流体（空気流及び液滴）のテスト部への供給については前項 a と同様の方法である。その後、液滴射出を 10 分間継続し、 $10 \text{ ms}$  の間隔で液膜センサの各電極が検知する電位変化を計測した。ここでは、実験条件 1 ケースにつき 5 回繰り返して実験データを平均化処理した。

計測に先立ち、液膜センサにおける電位変化と液膜厚さとの関係を求めるキャリブレーションを実施する。具体的には、複数の異なる液膜厚さで計測された電位をプロットし、液膜厚さと電位との関係式を導出した。ここで、電極が液膜に浸されていない（液膜厚さ=0）場合、電位値は理想的に 0 であるが、基板上の微細な隙間に液体が入り込む等の不可避な誤差が考えられ、実際には 0 にならない。そこで、各計測にあたって、液膜センサ表面が乾いた状態である初期段階に、1 分間の電位計測を行い、その各電極の時間平均値を実験開始後の計測値からオフセットして調整を施した。なお、計測感度を向上させるため水の励起電位を上げることを目的として、イオン交換水には、電解質として  $\text{NaHCO}_3$  を  $0.04 \text{ wt\%}$  溶解させた溶液（導電率は  $293 \text{ K}$  において  $500 \mu\text{S/cm}$  に相当）を用いた。

### (3) 実験結果

#### ① スペーサ通過後の液滴挙動

スペーサ通過後のスペーサ上端から  $5 \text{ mm}$  の高さ位置における液滴運動について、空気流速  $10 \text{ m/s}$ 、液滴放出量  $131.6 \text{ mg/min}$  の代表ケースを対象に、液滴径と鉛直方向速度及び水平方向速度との関係を図 2.89～図 2.90 に示す。

##### a センター体系（図 2.89）

スペーサ無しのケースでは、鉛直方向の液滴速度は液滴径におおむね比例して低下しており、直線的相関がある。これはスペーサ効果のない場合、液滴の慣性に伴う挙動が支配的であるためと考えられる。水平方向の液滴速度は  $0 \text{ m/s}$  近傍に集中しているが、液滴径  $0.1 \text{ mm}$  未満の小液滴は土両側の分散がやや大きい。

丸セル型スペーサのケースでは、液滴径  $0.1 \text{ mm}$  未満の液滴について、径が小さくなるほど指数関数的に鉛直方向の液滴速度が大きくなる効果が観察される。液滴径  $0.1 \text{ mm}$  以上の液滴についてはスペーサ無しとおおむね同じ傾向である。水平方向の液滴速度はスペーサ無しと同じ傾向である。

グリッド型スパーサのケースでは、液滴径 0.1 mm 未満の液滴について、鉛直方向の液滴速度の分散が低速側に大きく広がる効果が観察される。液滴径 0.1 mm 以上の液滴についてはスパーサ無しとおおむね同じ傾向である。水平方向の液滴速度についてはスパーサ無しとの顕著な差異はない。

グリッド型+旋回羽のスパーサのケースでは、グリッド型のみよりも更に液滴径全般に対して、鉛直方向の液滴速度の分散が低速側に大きく広がる効果が観察される。水平方向の液滴速度については、液滴径に依らずスパーサ無よりも分散が 2 倍程度広がる。

#### b サイド体系 (図 2.90)

スパーサ無しのケースにおいて、鉛直方向の液滴速度についてはセンター体系と同様の傾向であるが、センター体系と比較して若干低速になる。これは液滴を運搬する気相流がチャンネル壁の近傍で低速になるためと考えられる。水平方向の液滴速度については、センター体系と異なり、小液滴のみならず液滴径全般に対して分散が大きい傾向にある。

丸セル型のケースでは、センター体系と同様に、液滴径 0.1 mm 未満で径が小さくなるほど指数関数的に鉛直方向の液滴速度が大きくなる効果が観察される。水平方向の液滴速度については、スパーサ無しとの顕著な差異は見られない。

丸セル型+フロータブのスパーサのケースでは、液滴径全般に対して、鉛直方向の液滴速度の分散が低速側に広がる効果が観察される。水平方向の液滴速度については、スパーサ無しとの顕著な差異は見られない。

グリッド型スパーサのケースでは、鉛直方向の液滴速度については、スパーサ無しとおおむね同じ傾向である。水平方向の液滴速度については、スパーサ無しとの顕著な差異は見られない。

## ② スパーサ通過後の燃料棒表面への液滴付着

スパーサを通過した液滴の模擬燃料棒への付着について、空気流速 10 m/s、液滴放出量 131.6 mg/min の代表ケースを対象に、液滴付着頻度及び分布を図 2.91～図 2.92 に示す。ここでは、サブチャンネル流路を構成する模擬燃料棒（センター体系の場合は 4 つ、サイド体系の場合は 2 つ）の対称性を踏まえて、実験データを整理した。

#### a センター体系 (図 2.91)

スパーサ無しのケースでは、広範囲にわたる液滴付着分布が観察され、上流側から下流側に向かうほど付着頻度は低くなる。

丸セル型スパーサのケースでは、スパーサ無しとの顕著な差異はないが、スパーサから 30 mm 程度までの範囲で付着頻度及び分布が若干大きくなる効果が観察される。

グリッド型スパーサのケースでは、スパーサ無しとの顕著な差異はないが、スパーサ近傍に付着頻度及び分布が集中する効果が観察される。

グリッド型+旋回羽のスペーサのケースでは、スペーサから 140 mm 程度までの範囲に付着が集中する効果が観察される。また、グリッド型のみよりも付着分布が広がる効果が観察される。

#### b サイド体系 (図 2.92)

スペーサ無しのケースでは、センター体系と異なり、スペーサから 140 mm 程度の範囲に付着が集中する。その範囲において、上流側から下流側に向かうほど付着頻度は小さくなる。

丸セル型スペーサのケースでは、センター体系と異なり、スペーサ近傍に付着頻度が集中する効果が観察される。

丸セル型+フロータブのスペーサのケースでは、丸セル型のみ傾向に加えて、スペーサから 140 mm 程度までの範囲において、模擬燃料棒表面 (1/4 円周) の中央部に偏重し、高さ方向には均等に付着する効果が観察される。

グリッド型スペーサのケースでは、スペーサ無との顕著な差異は見られない。

#### (4) 各種スペーサ毎の液滴付着効果の特徴

各種スペーサを通過後の液滴挙動の可視化観察を通して、以下のとおり、スペーサ毎の液滴付着効果の特徴を整理した。

液滴挙動については、特に液滴径が小さい領域で、スペーサ型により異なる特徴が示される。丸セル型では指数関数的に鉛直方向速度が高くなるが、サイド体系においてフロータブがあるとその効果は打ち消され、液滴径全般において低速側に分散が増大する。グリッド型では、鉛直方向速度が低速側に分散が増大する。さらに、センター体系において旋回羽が付くとその分散は液滴径全般に拡大する。

燃料棒への液滴付着については、いずれの型のスペーサでも、よりスペーサ近傍領域での付着頻度は増加するが、その分布の集中度はスペーサの型毎で異なる。また、全般的にサイド体系においてスペーサ近傍の集中度がより高くなる。

#### (5) 最適評価コードにおける物理モデルの高度化方針

最適評価コードにおいては、液滴場から液膜場への質量変化等を評価する構成式について、液滴流における乱流効果の増大、スペーサ近傍での付着量増加等の本実験により取得したスペーサ型式毎の知見を考慮して高度化を図る予定である。ここでは、液滴場から液膜場への質量変化を取り扱う 3 流体場モデルが必要であり、また、軸方向に加えて燃料棒の方位角方向における液滴付着分布を評価する必要があることから、3 流体場を取り扱うサブチャンネル解析コード COBRA-TF<sup>(参 56)</sup>等を用いて物理モデルの高度化を進める予定である。

表 2.22 液滴運動の計測仕様

Table 2.22 Measurement specification for droplet dynamics

品目	主要仕様
高感度カメラ	型式：LaVision 社/Imager Pro X 2M センサ：プログレッシブスキャン CCD 有効画素数：1600×1200 pixel ダイナミックレンジ：14 bit ピクセルサイズ：7.4×7.4 μm 最小フレーム切替時間：110 ns フレームレート：14 フレーム/s
レーザー光源	型式：ダブルパルス YAG レーザー 出力：70 mJ/Pulse 波長：532 nm パルス幅：≤10 ns ビーム発散：<4 mrad ビーム径：<5 mm
ディフューザユニット	入射波長：532±5 nm レーザー出力径：120 mm 程度 出力波長：550～600 nm 発光時間：5 ns 入射時 20 ns
解析ソフトウェア	解析ソフト：LaVison 社/Davis Particle Master 機能：粒子位置，粒子径，粒子速度、統計量

出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

表 2.23 液膜センサーの仕様

Table 2.23 Specification of liquid film sensor

項目	内容
外層銅箔厚	12 μm
表面処理	全面無電解金メッキ (Au0.03 μm 以上, Ni3-5 μm)
電極対数	12×128 対 正方配列
外部接続端子	60 ピン×3 箇所フレキクランプ FMG-6000.5-FX(1-60)60P
解析ソフトウェア	型式：Telectronic 社 WMS200 System 最大計測周波数：1.25 kHz

出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

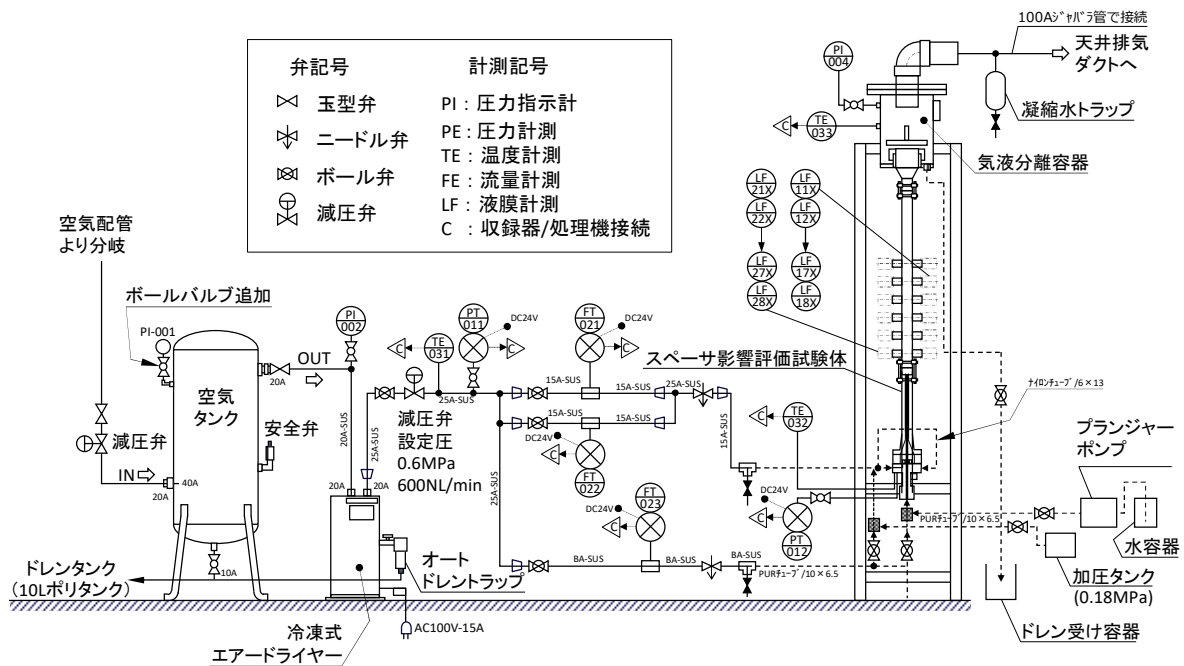


表 2.24 実験パラメータ

Table 2.24 Experimental parameters

項目	内容
サブチャンネル体系	センター体系／サイド体系
模擬スパーサ型	スパーサ無（比較参考のため）／丸セル型／グリッド型／グリッド型＋旋回羽（センター体系のみ）／丸セル型＋フロータブ（サイド体系のみ）
気相（空気）流速	10 m/s／7 m/s／4 m/s
液滴放出量	131.6 mg/min／143.5 mg/min／163.0 mg/min

出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

図 2.83 スパーサ影響評価実験装置の全体概要

Fig. 2.83 Overview of experimental apparatus for spacer effects evaluation

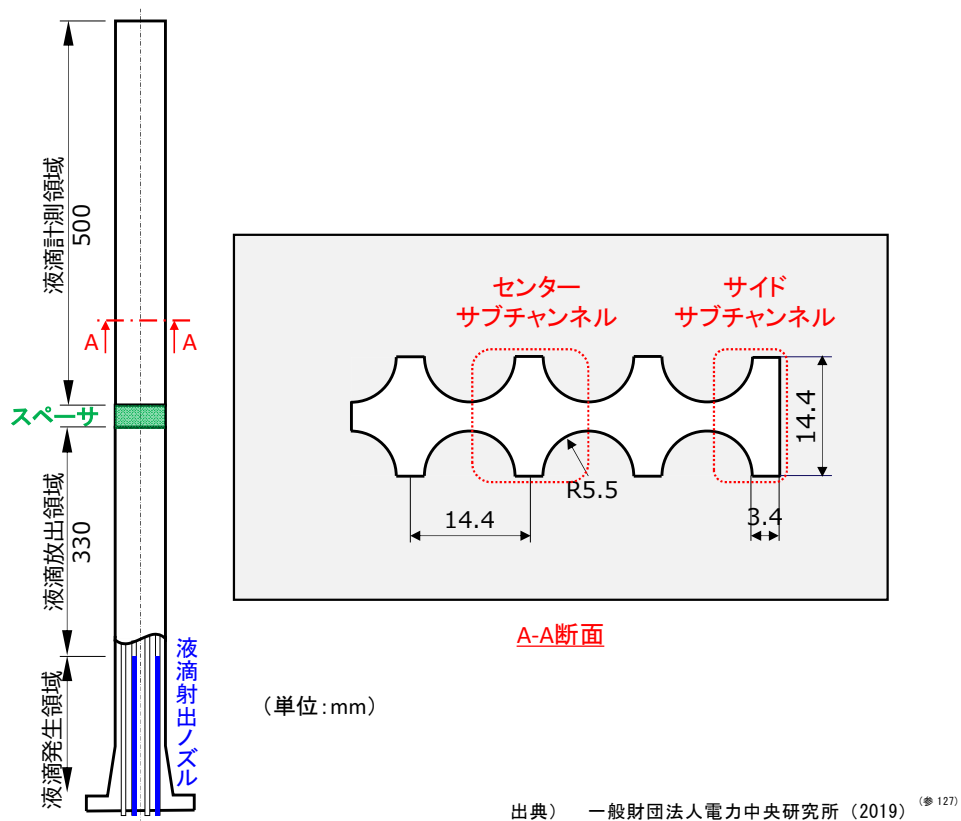


図 2.84 スペーサ影響評価実験装置の試験部

Fig. 2.84 Test section of experimental apparatus for spacer effects evaluation

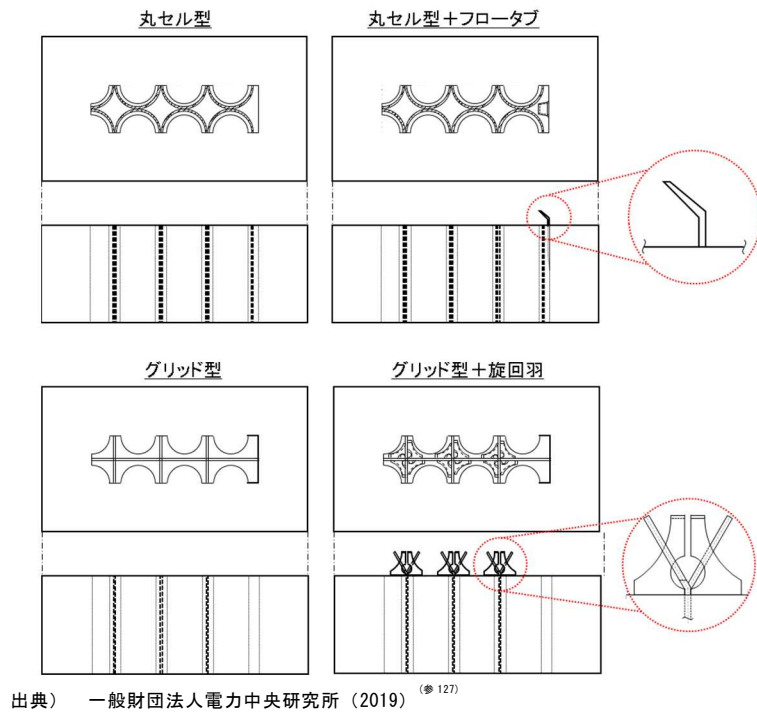
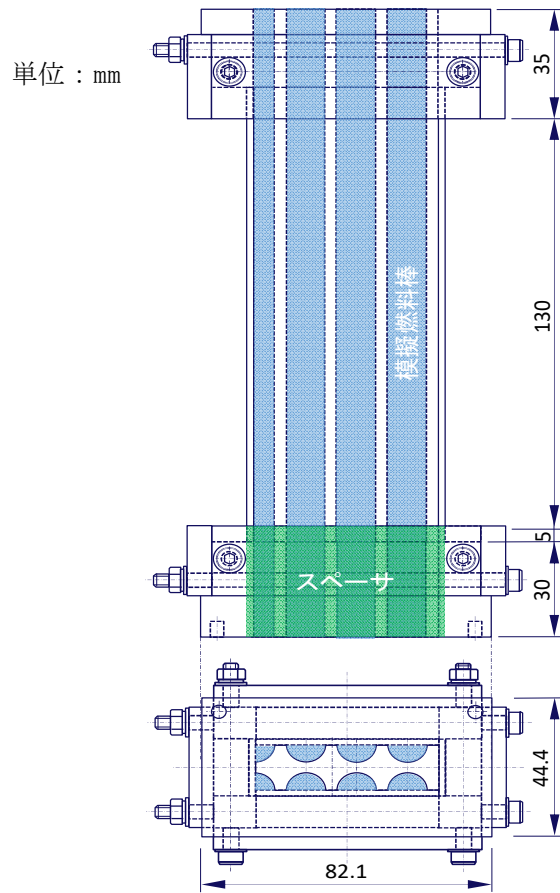


図 2.85 模擬スペーサ

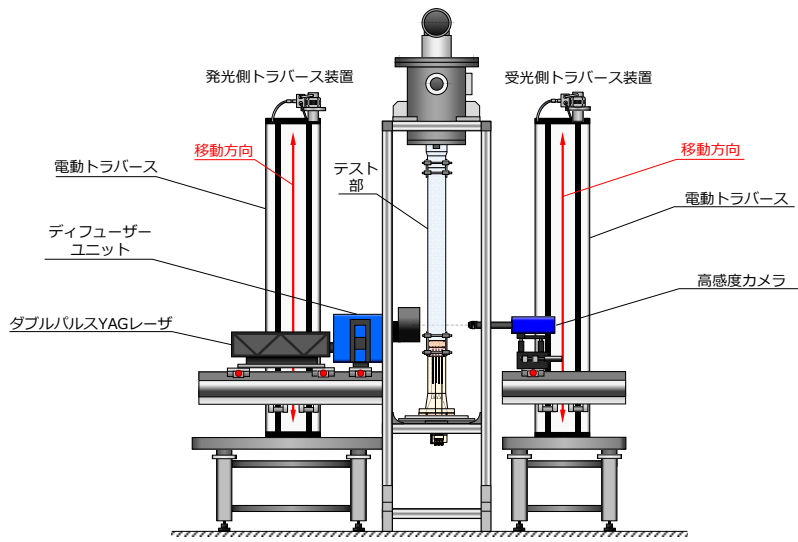
Fig. 2.85 Simulated spacers



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

図 2.86 可視化流路

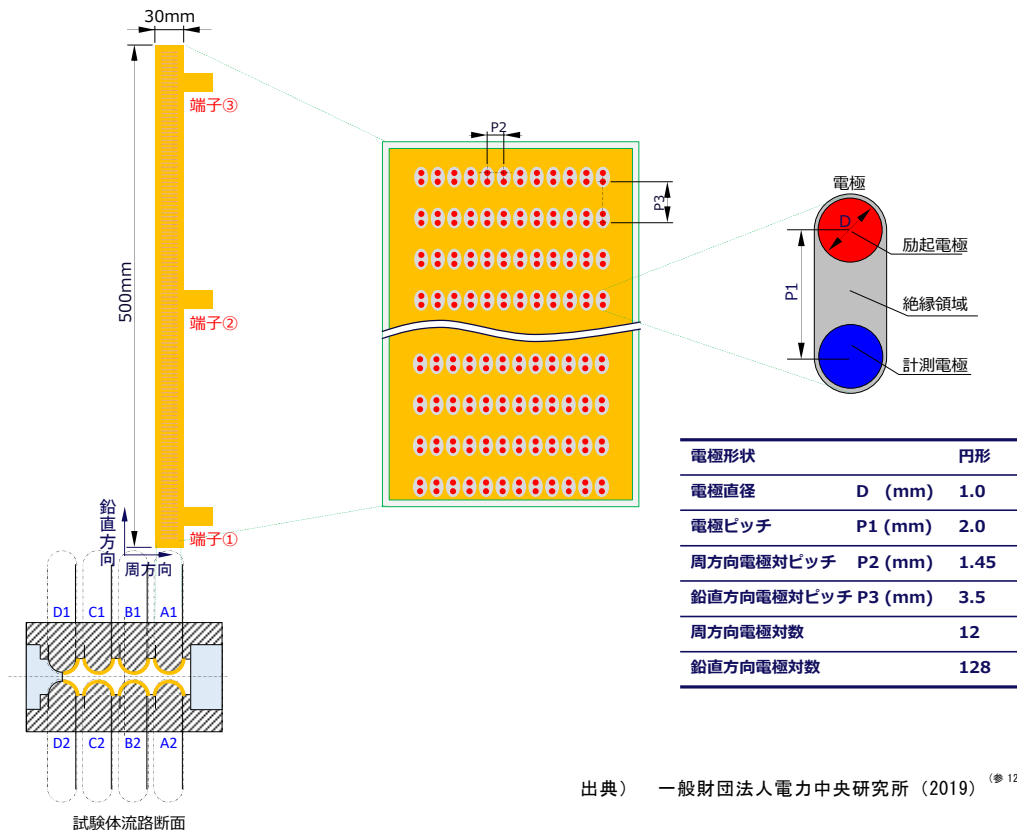
Fig. 2.86 Visualized area in a test section



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

図 2.87 液滴運動の計測機器

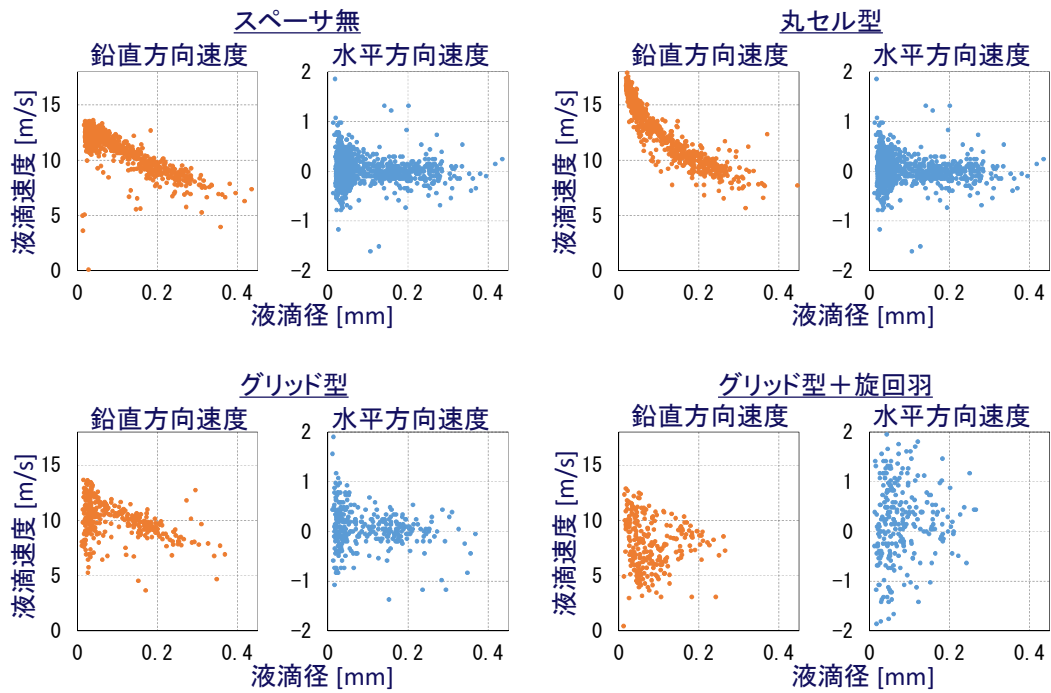
Fig. 2.87 Measuring equipment for droplet dynamics



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

図 2.88 液滴付着の計測機器

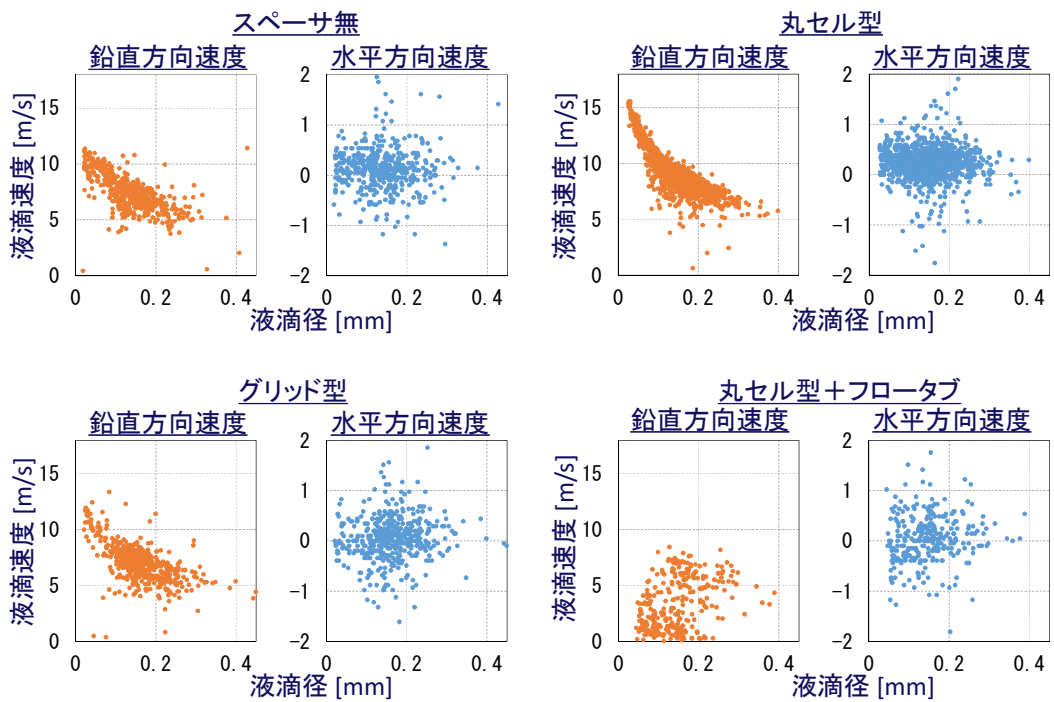
Fig. 2.88 Measuring equipment for droplet deposition



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

図 2.89 液滴径と液滴速度との関係 (センター体系)

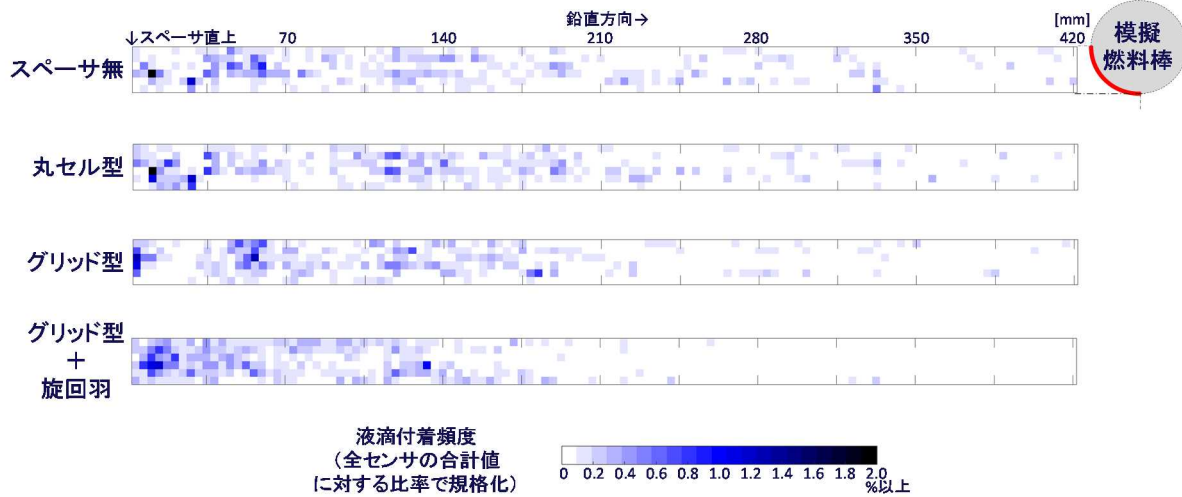
Fig. 2.89 Correlation between diameter and velocity of droplet  
(Center subchannel system)



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

図 2.90 液滴径と液滴速度との関係 (サイド体系)

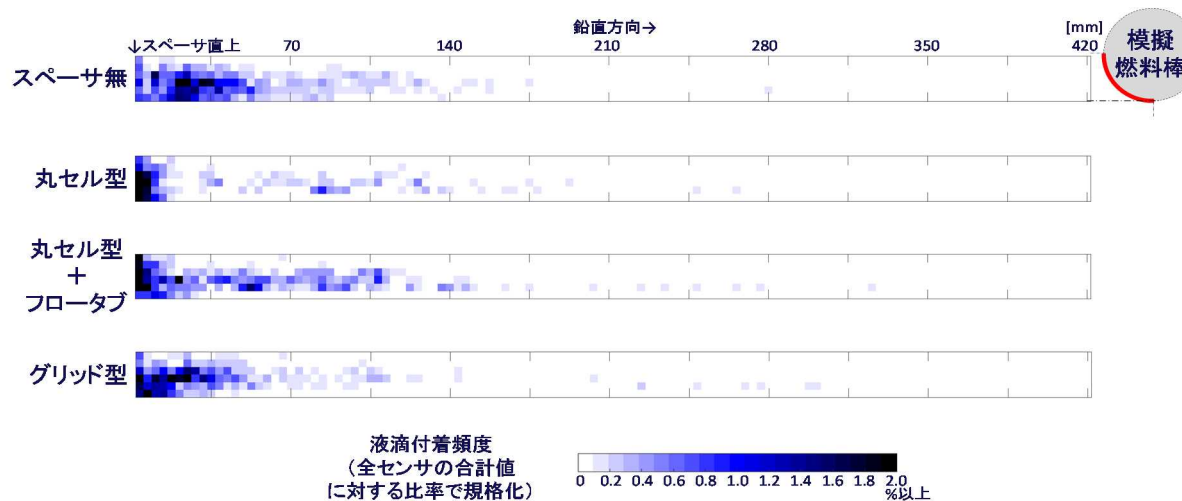
Fig. 2.90 Correlation between diameter and velocity of droplet  
(Side subchannel system)



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

図 2.9.1 液滴付着頻度及び分布 (センター体系)

Fig. 2.9.1 Frequency and distribution of droplet deposition (Center subchannel system)



出典) 一般財団法人電力中央研究所 (2019) (参 127)

図 2.9.2 液滴付着頻度及び分布 (サイド体系)

Fig. 2.9.2 Frequency and distribution of droplet deposition (Side subchannel system)

### 2.2.3 多重故障事故の熱流動挙動実験

PWRにおける事故時熱水力挙動を模擬できる総合効果実験装置 LSTF<sup>(参 142)</sup>を用いて、多重故障事故について実験を実施して、プラント全体の挙動を把握するとともに、事象収束のための機器、運転員操作等の安全対策に係る知見を取得した。

事象の選定においては、以下の2点に基づいてその重要性を考慮した。

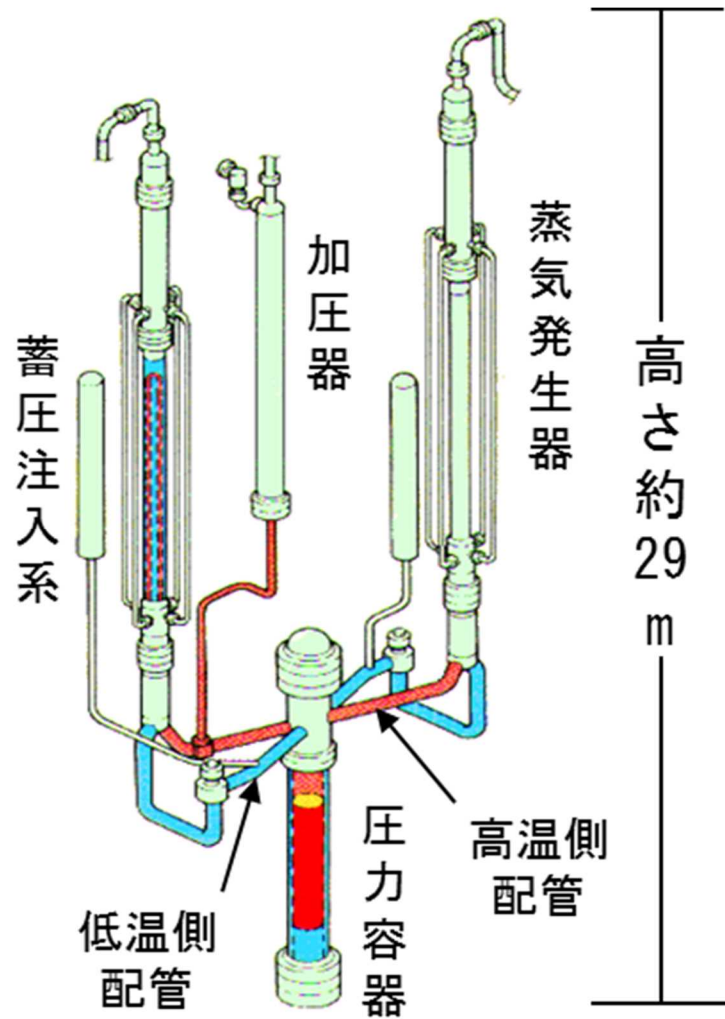
- ・ 重大事故に至るおそれがある事故に対する安全対策の有効性に係る審査ガイド<sup>(参 4)</sup>において PWR の評価対象となる事故シーケンスグループに関連する事象
- ・ PRA において発生頻度は小さいが炉心損傷直結事象と評価される事象

本研究では、まず前者から SBO を選定し、1 次冷却材喪失を伴う SBO 時の窒素ガス流入を対象に実験を実施することとした。また、後者からは、地震レベル 1PRA において炉心損傷直結事象と評価される事象として、蒸気発生器伝熱管複数本破損事故を対象とした。

以下、**2.2.3.1**に LSTF の概要を示す。また、**2.2.3.2**に 1 次冷却材喪失を伴う SBO 時の窒素ガス流入事象を対象とした実験<sup>(参 121~参 123)</sup>について、**2.2.3.3**に蒸気発生器伝熱管複数本破損事故を対象とした実験<sup>(参 123~参 124)</sup>について示す。

#### 2.2.3.1 大型非定常ループ実験装置 LSTF

図 2.9.3 に示す大型非定常ループ実験装置 LSTF は、ウェスチングハウス社型の 4 ループ PWR 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の広範な圧力条件下で実験を実施することができる世界最大の総合効果実験装置である。LSTF は 1985 年に実験を開始し、これまでに 200 回以上の実験を実施して多くの成果を挙げてきた。実機に近い規模である LSTF によって取得した実験データは、スケーリング効果を含めた解析コードの実機への適用性を確認するうえで重要である。



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) (参 124)

図 2.9 3 大型実験装置 LSTF

Fig. 2.9 3 Large scale test facility, LSTF



### 2.2.3.2 1次冷却材喪失を伴う全交流電源喪失時の窒素ガス流入事象

高圧注入系が不作動の場合に安全対策として実施される蒸気発生器（以下、「SG」という。）2次側減圧による1次系減圧においては、図2.94のとおり蓄圧注入系からの冷却水注入後の隔離失敗によって流入した窒素ガスがSGの伝熱管に蓄積すると、凝縮熱伝達が低下して1次系を十分に減圧ができず、代替注水系等の低圧ポンプを用いた注入等に影響することが考えられる。そのため、窒素ガス流入による1次系減圧の阻害及び低圧条件下の現象を把握することが重要であるが、既往研究においてその知見は十分でない。そこで、LSTFを用いた総合効果実験を実施して、1次冷却材喪失を伴うSBOのプラント挙動における窒素ガス流入の影響を把握するとともに、運転員の操作遅れ等を考慮した安全対策の有効性を検討した。また、LSTFを用いて、蒸気発生器内への窒素ガス流入による凝縮熱伝達の劣化特性を把握するための定常熱伝達実験を実施した。本項目は、平成27年度から平成29年度にかけて実施した国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託による成果をまとめたものである<sup>(参 121~参 123)</sup>。

#### (1) 1次冷却材喪失を伴うSBOの総合効果実験

これまでにLSTFを用いて実施したSG2次側減圧実験<sup>(参 143、参 144)</sup>では、燃料被覆管温度の上昇が観察された時点でSG2次側減圧を開始して、2次側圧力が1MPaに低下した時点でSG2次側への給水を開始し、更に1次系圧力が1MPa程度になった時点で事象が収束したと判断して実験を終了した。しかし、窒素ガスの流入現象は1次系圧力に大きく影響するため、より低圧条件下における実験データが必要となる。これらを踏まえて、1次冷却材喪失を伴うSBOを対象に、破断サイズ0.1%（コールドレグ断面積比）及び運転員の2次側減圧操作を破断直後に開始する条件を基本ケースとしてTR-LF-16実験を実施した。また、基本ケースを基に、破断サイズ及び運転員操作開始時刻を変更してTR-LF-17及びTR-LF-18実験を実施した。各実験の主要パラメータを表2.25に示す。各実験で共通する実験条件は以下のとおりとする。

- ・ 高圧注入系は不作動とする。
- ・ 1次冷却材の破断位置はコールドレグ、破断の向きは水平方向とする。各実験の破断サイズは表2.25に示すとおりとする。
- ・ 時刻0秒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。同時刻にスクラム信号を発信して、SG主蒸気止め弁閉止、SG主蒸気隔離弁閉止等を模擬する。
- ・ SG逃し弁は内径16.2mmのオリフィスにより模擬して、その開/閉圧力を8.03/7.82MPaとする。
- ・ 破断開始後の炉心出力及び1次系冷却材ポンプ回転数は表2.26及び表2.27のとおり模擬する。

また、実験において想定する安全対策は以下のとおりとする。

- ・ コールドドラッグ破断後に両ループの SG 逃し弁を開放し、SG2 次側減圧を開始する。操作開始時刻（破断開始からの遅れ）は表 2.25 に示す実験条件のとおりとした。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 SG2 次側への注水を行う。補助給水流量は 1 ループ当たり 0.7 kg/s、補助給水温度は 310 K とする。なお、SG2 次側水位が約 14 m に到達した時点で、補助給水流量が調整されて SG2 次側水位は約 14 m に維持する。
- ・ 1 次系圧力が 4.51 MPa に低下した時点で蓄圧注入系から両ループのコールドドラッグへ注水が開始する。蓄圧注入系の注水温度は 320 K とする。
- ・ 蓄圧注入系の注入後、その隔離に失敗し、カバーガスである窒素ガスが 1 次系に流入する。
- ・ 1 次系圧力が 1 MPa 以下に低下した時点で、低压注入系により両ループへ均等に冷却水を注入する。低压注入系の注水温度は 310 K とする。
- ・ 減圧速度が小さく、1 次系圧力が 1 MPa 以下に到達しない場合には、加圧器逃し弁の開放による 1 次系減圧を開始する。ここで、加圧器逃し弁は内径 10.18 mm のオリフィスを用いて模擬する。
- ・ 低压注入系による冷却水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 0 にするとともに、破断弁を閉として実験を終了する。

主要な実験結果の一例として、1 次系及び 2 次系の圧力時間変化及び健全側 SG の逆 U 字型伝熱管の上昇流側配管内の水位の時間変化を図 2.95～図 2.97 に示す。また、観察された主な事象及びその開始時刻を表 2.28 に示す。全実験に共通して、1 次系圧力は破断後の SG2 次側減圧操作に追随して大きく低下し、時刻約 1200 秒から 1800 秒までに蓄圧注入系作動圧力まで低下する。蓄圧注入系作動圧の到達時刻は減圧操作の遅れ時間及び破断面積に大きく左右される。各実験ケースでは、運転員操作が最も遅い TR-LF-17 において蓄圧注入系が最も遅く作動した。蓄圧注入系の作動後も、蓄圧注入系からの冷却水の流入、2 次系減圧による除熱及び破断口からのエンタルピ流出によって減圧が促進される。

蒸気発生器伝熱管における窒素ガスの蓄積は図 2.95～図 2.97 の (b) に示す水位によって確認できる。SG 計装管のうち、Tube1 及び Tube6 は短い長さの管、Tube2 及び Tube5 は中間長さの管、Tube3 及び Tube4 は長い管である。最も破断面積の小さい TR-LF-16 では 1 次系冷却材の流出が少なく減圧速度も遅いことから伝熱管は長時間満水に保たれ、窒素ガスが 1 次系に流入したときにも伝熱管の満水状態は維持されていた。流入した窒素ガスは圧力容器の上部に蓄積するか、又は加圧器逃し弁や破断口から放出され、蒸気発生器伝熱管における窒素ガスの蓄積は観察されなかった。

一方、TR-LF-17 及び 18 では、破断後に両ループの蒸気発生器伝熱管に水位が形成され、蓄圧系の注入開始までに、TR-LF-17 (0.2%破断) において 4 m、TR-LF-18 (0.5%破断) において 2.5 m まで水位が低下した。ここでは、水位低下後に窒素ガスの蓄積が開始するが、伝熱管の長さの違いにより蓄積率に差が生じて、伝熱管毎に水位低下率が異なる等非一様

な流動挙動が示された。TR-LF-17 では最終的に全ての伝熱管において水位が 0 m となったが、TR-LF-18 では Tube1 において水位が 0 m にならず二相自然循環が継続した。なお、破断側 SG の伝熱管では、TR-LF-17 において時刻 5300 秒から 7300 秒の間、TR-LF-18 において時刻 3800 秒から 4100 秒の間に水位が 0 m となる。ここでは、伝熱管における窒素ガスの蓄積によって熱伝達率が低下し、更に水位の低下に伴って自然循環流量も低下することから、1 次系の減圧が進まなくなる。しかし、TR-LF-18 では破断面積が比較的大きいことから、破断口から窒素ガスの一部は放出され、時刻約 7000 秒に 1 次系圧力は低圧ポンプが作動可能な 1 MPa 以下となった。TR-LF-17 では 1 次系圧力が約 1.2 MPa までの低下に留まったため、9200 秒で加圧器逃し弁の開放による 1 次系減圧を実施し、時刻約 13000 秒に 1 次系圧力が 1 MPa 以下となった。

全実験ケースにおいて、1 次系圧力が 0.95 MPa まで低下した時点で両ループの低圧注入系の注水が開始され、両ループの蒸気発生器伝熱管や加圧器の水位は大きく回復した。いずれの実験においても、炉心水位は保たれ、燃料被覆管表面温度の上昇は確認されなかった。

## (2) 蒸気発生器に窒素ガスが蓄積される条件での定常熱伝達

SG への窒素ガスの蓄積による凝縮熱伝達の劣化を把握するための定常熱伝達実験を実施した。ここでは 1 次系のインベントリが全容積の約 60% 以下のリフラックス冷却（炉心で発生する蒸気が蒸気発生器伝熱管において凝縮した後に、炉心に戻って燃料を冷却すること）条件を想定し、炉心出力を 0.5 MW 一定として、SG 入口プレナムに窒素ガスを段階的に注入した。表 2. 2 9 に主な実験条件、図 2. 9 8 に窒素ガス注入方法の概略図を示す。実験条件として、ST-NC-45 では SG2 次側水位を伝熱管頂部が冠水する程度の高さに設定する一方、ST-NC-46 では伝熱管が露出するように SG2 次側水位を設定した。また、図 2. 9 9 に窒素ガスの注入流量を示す。両実験においては、12 Nm<sup>3</sup>/h (200 NL/min) の窒素ガスを 7 回に分けて約 4 分間注入した。

図 2. 1 0 0 及び図 2. 1 0 1 に両実験の 1 次系及び 2 次系の圧力変化並びに SG の中間長さの伝熱管内のサブクール度の分布を示す。ここでは、1~7 回目の窒素ガス注入時のサブクール度を、それぞれ○印、□印、◇印、×印、▽印、△印、●印で示す。ここでサブクール度は 1 次系の圧力計の指示値（全圧）から導かれる蒸気飽和温度と伝熱管内で計測される流体温度の差を示す。窒素ガスの蓄積がない初期条件では、伝熱管内の流体温度は飽和温度を示していることから、窒素ガス注入後のサブクール度の増加（流体温度の低下）は窒素ガス分圧の増加（蒸気分圧の低下）による効果が支配的だと考えられる。

窒素ガスの注入を重ねると、窒素ガス自身による加圧に加えて、蓄積したガスによる凝縮熱伝達の低下により 1 次系圧力が上昇する。前者については、約 10 Nm<sup>3</sup> の窒素ガスが注入された場合、窒素ガスの分圧が約 0.2 MPa 上昇すると考えられる。ST-NC-45 では 0.4 から 1.0 MPa まで約 0.6 MPa 圧力が上昇したことから、その約 3 分の 1 が窒素ガスによる加圧の効果と考えられる。一方、SG2 次側は、窒素ガス蓄積に伴う凝縮熱伝達の劣化によって 2 次

側への伝熱量が減少することで圧力が低下する。窒素ガス注入を停止すると、1次系と2次系の圧力差（温度差）が大きくなった時点でバランスし定常となる。つまり、熱伝達率が低下した分、1次/2次系の温度差が拡大することで、炉心の発熱量と釣り合うSG熱伝達量が得られる。

ST-NC-45とST-NC-46では、境界条件としてSG2次側の水位に違いがある。初期においては両実験とも定常が保たれるため、本実験条件（炉心出力0.5 MW）では伝熱管の入口約1 m程度における凝縮が支配的であると考えられる。一方で、窒素ガスが伝熱管内に蓄積されると徐々に両実験の圧力上昇に差が生じて、水位の低いST-NC-46の1次系圧力の方が高くなった。

窒素ガスの蓄積は図2.100及び図2.101の右側に示した伝熱管内温度分布から観察できる。前述のとおり、蒸気分圧が高い場合に伝熱管内温度は飽和温度に近い値となるが、窒素ガス分圧の上昇（蒸気分圧の低下）とともに飽和温度が低下してSG2次系の温度に近づく。SG2次側水位の高いST-NC-45では、伝熱管の出口から入口部に向かって窒素ガスが蓄積していることがわかる。また、窒素ガスの注入を重ねると分圧も上昇し、伝熱管内の全ての計測位置でサブクール度が高くなる。一方、SG2次側水位の低いST-NC-46では、伝熱管の出入口でサブクール度が高く、中央部で低い。また、凝縮が生じると想定される逆U字管の根元では窒素ガス分圧が上昇し、密度の小さい蒸気は逆U字管の上部に蓄積した。このように、SG2次側の水位に応じて凝縮熱伝達が発生する領域が異なり、窒素ガスの蓄積挙動に差が生じることが分かった。

図2.102に伝熱管入口0.81 mにおける各伝熱管内の流体温度の時間変化を示す。Tube2~5は前述のとおり伝熱管の長さが異なる。図2.102(a)の2次系の水位が満水の場合には、各伝熱管における窒素ガスの蓄積及びそれに伴う熱伝達の差によって、伝熱管内の流体温度に差が生じた。一方、図2.102(b)の水位が低い場合には、各伝熱管内の流体温度に明確な差は確認されなかった。

表 2.25 全電源喪失時に 1 次系冷却材喪失を伴う実験の実験条件

Table 2.25 Experimental condition in tests for SBO with LOCA in primary loop

実験番号	TR-LF-16	TR-LF-17	TR-LF-18
全交流電源喪失+小 LOCA	模擬	模擬	模擬
破断サイズ	0.10%	0.20%	0.50%
破断位置	Cold Leg	Cold Leg	Cold Leg
高圧注入系	不作動	不作動	不作動
SG2 次側減圧・補助給水開始時刻	破断直後	破断後 20 分	破断後 10 分
ACC 隔離	失敗	失敗	失敗
主な結果			
蒸気発生器伝熱管への窒素ガスの蓄積	顕著ではない	顕著	顕著
1 次系圧力減圧速度	低 (1 MPa 以上で停滞)	低 (1 MPa 以上で停滞)	高 (1 MPa 以下に到達)
炉心露出	生じない	生じない	生じない

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2016~2018) (参 121~参 123)

表 2.26 炉心出力

Table 2.26 Core power

時間 (s)	炉心出力 (MW)	時間 (s)	炉心出力 (MW)	時間 (s)	炉心出力 (MW)	時間 (s)	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		

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)

表 2.27 1次系冷却材ポンプ回転数

Table 2.27 Pump rotation speed of primary system

時間 (s)	ポンプ回転 数比 (-)	時間 (s)	ポンプ回転 数比 (-)	時間 (s)	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

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)

表 2.28 主な事象とその時刻

Table 2.28 Main events and its time

事 象	時刻 (s)		
	TR-LF- 16	TR-LF- 17	TR-LF- 18
破断弁開、スクラム信号発信 (実験開始)	0	0	0
蒸気発生器主蒸気止め弁閉止	1	1	1
蒸気発生器主給水停止 (両ループ)	2	2	2
蒸気発生器主蒸気隔離弁閉止 (両ループ)	8	4	2
1次系冷却材ポンプコーストダウン開始 (両ループ)	19	19	19
炉心出力減衰開始	21	21	21
加圧器水位喪失	410	370	145
1次系冷却材ポンプ停止 (両ループ)	269	269	269
蒸気発生器逃し弁の開放 (両ループ)	8	1210	605
補助給水系作動 (両ループ)	26	1220	615
蓄圧注入系作動 (両ループ)	1470	1870	1200
蓄圧注入系停止 (ループ A)	6830	3810	2820
蓄圧注入系停止 (ループ B)	7320	4000	3040
蒸気発生器 2次側水位を約 12/14 m に維持開始 (両ループ)	6000	7200	8330
加圧器逃し弁の開放 (1次系減圧開始)	12520	9200	-
加圧器水位上昇開始	12570	9400	-
低圧注入系による冷却材注入 (両ループ)	17220	14400	8700
破断弁閉	18169	15063	9051
炉心出力 0 (実験終了)	18129	15090	9067

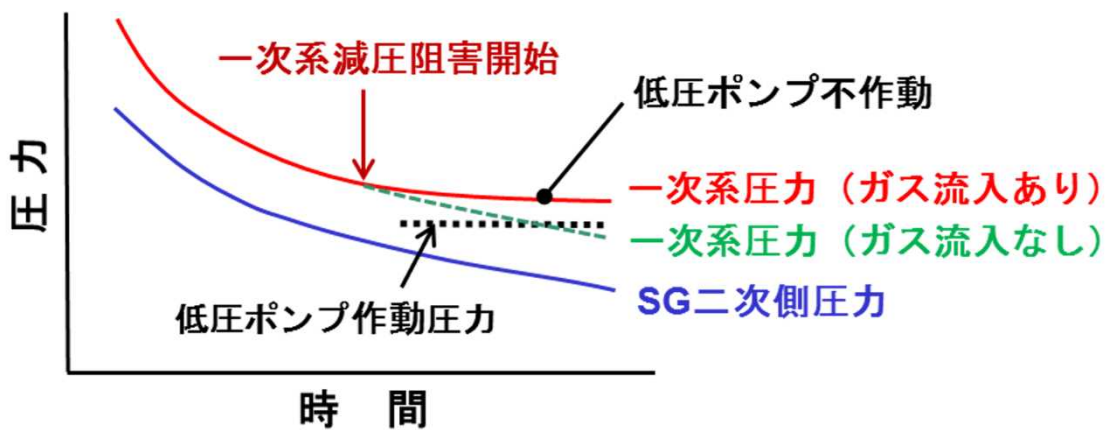
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2016~2018) (参 121~参 123)

表 2.29 蒸気発生器定常熱伝達実験の条件

Table 2.29 Experimental condition for steady state heat transfer test

実験番号	ST-NC-45	ST-NC-46
1次系条件		
インベントリ	リフラックス冷却 条件	リフラックス冷却 条件
圧力 (MPa)	0.4-1.0	0.4-1.2
炉心出力 (MW)	0.5	0.5
SG2 次系条件		
水位	伝熱管頂部冠水 2次側水位 12 m	伝熱管露出 2次側水位 1.2 m
圧力 (MPa)	0.2 - 0.4	0.2 - 0.4
伝熱管への窒素ガス流入	ステップ状に7回	ステップ状に7回

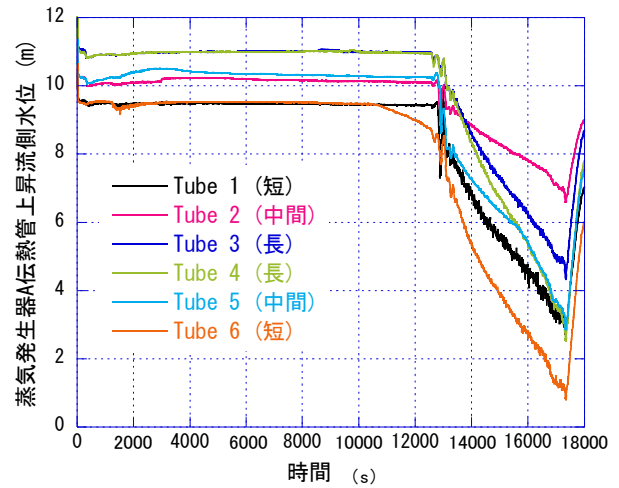
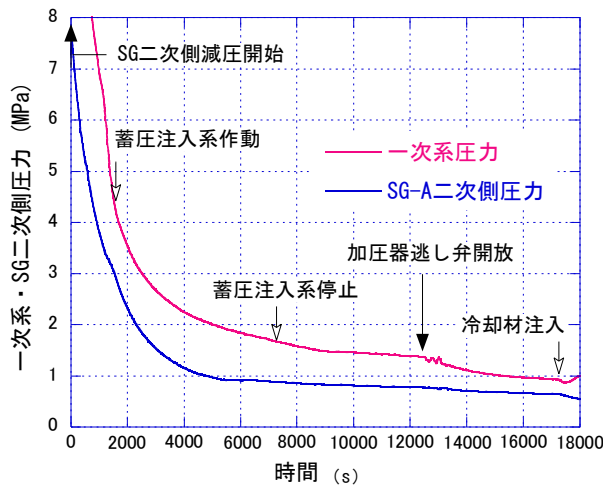
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2016、2017) (参 121、参 122)



出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)

図 2.94 窒素ガス流入と蒸気発生器 2 次側減圧時 1 次系圧力の関係

Fig. 2.94 Relation between nitrogen gas inflow and primary pressure during depressurization in SG secondary-side

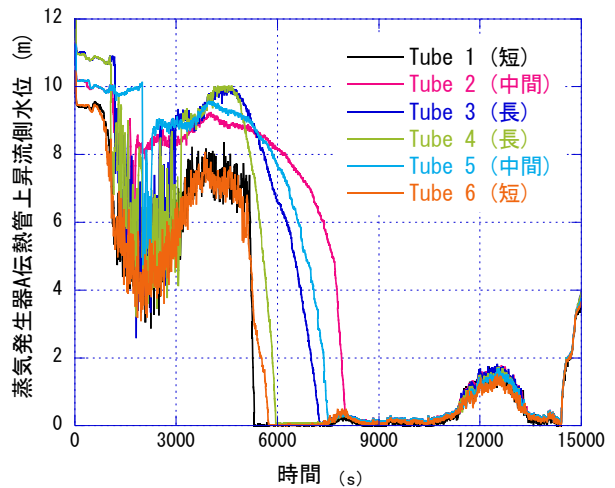
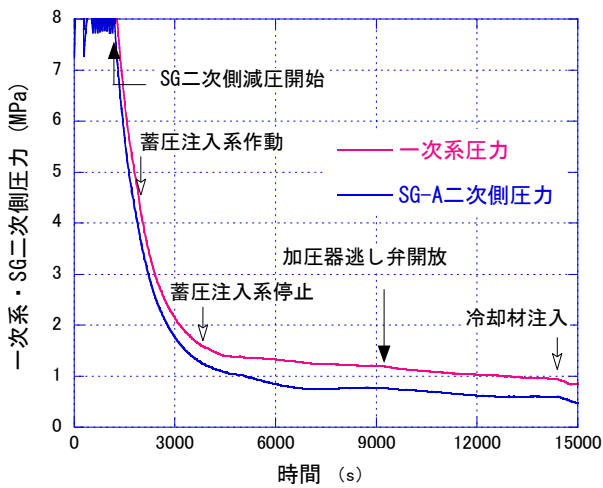


(a) 1次系及び2次系圧力変化 (b) 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位 (健全側)

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2016) <sup>(参 121)</sup>

図 2.95 TR-LH-16 の実験結果

Fig. 2.95 Experimental results of TR-LH-16



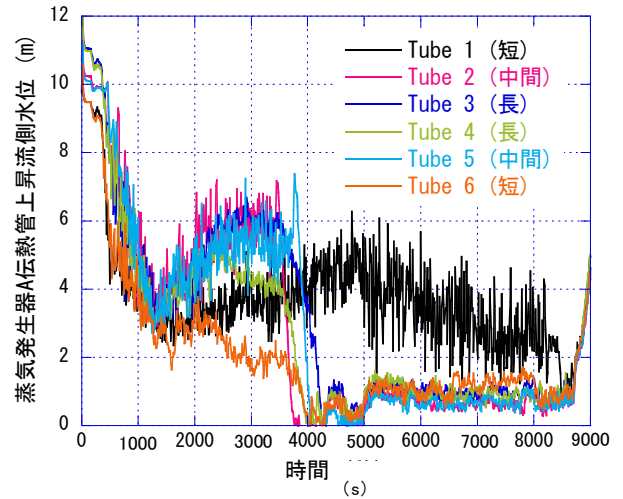
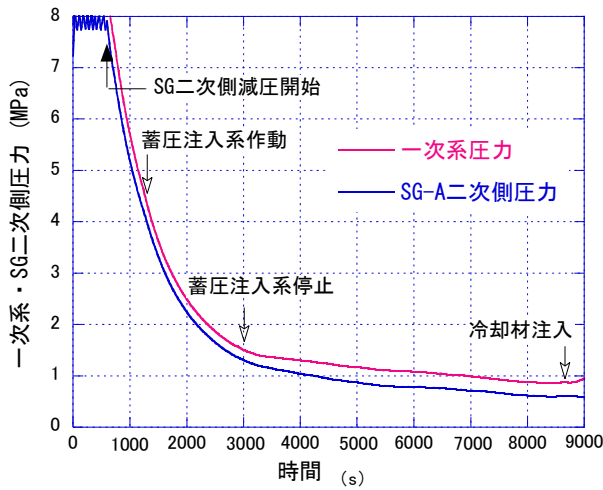
(a) 1次系及び2次系圧力変化 (b) 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位 (健全側)

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2017) <sup>(参 122)</sup>

図 2.96 TR-LH-17 の実験結果

Fig. 2.96 Experimental results of TR-LH-17





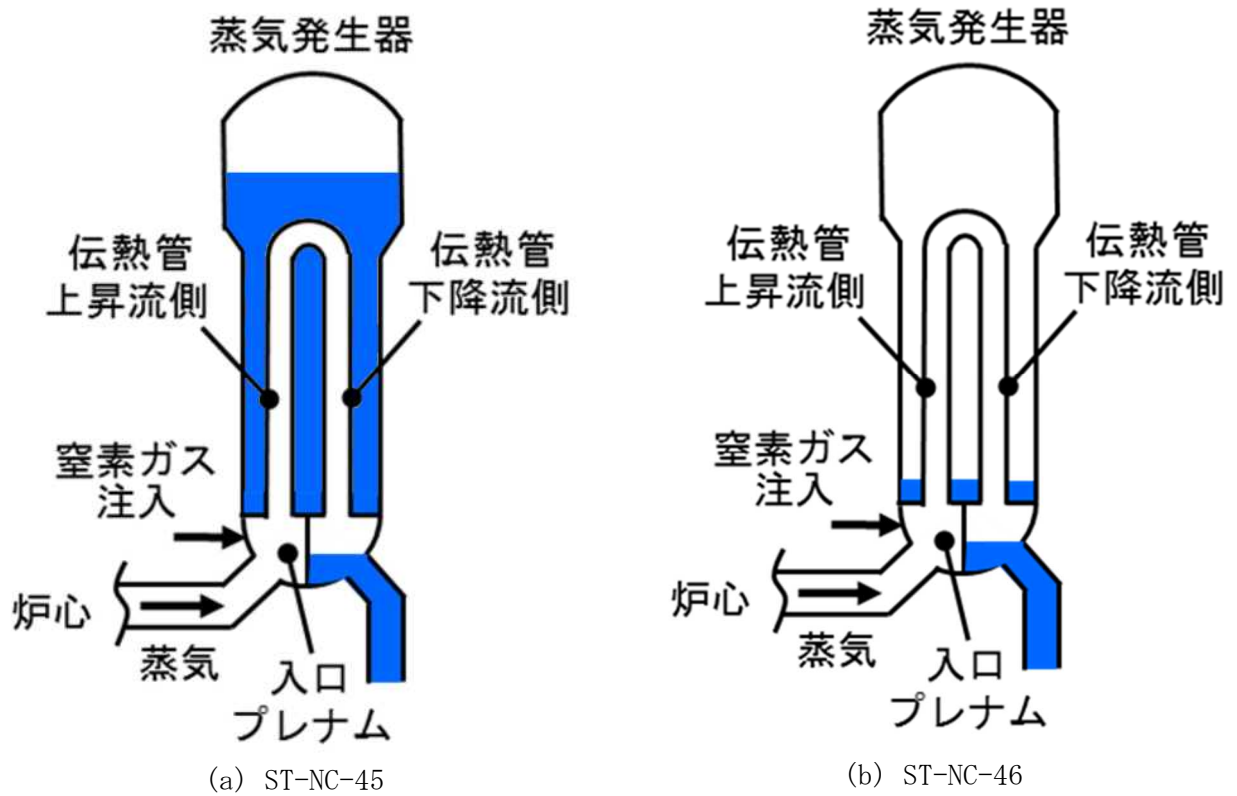
(a) 1次系及び2次系圧力変化

(b) 蒸気発生器伝熱管上昇流側水位 (健全側)

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)

図 2.97 TR-LH-18 の実験結果

Fig. 2.97 Experimental results of TR-LH-18



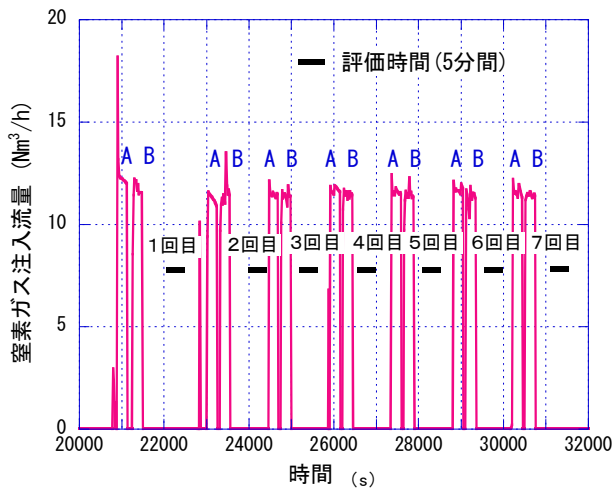
(a) ST-NC-45

(b) ST-NC-46

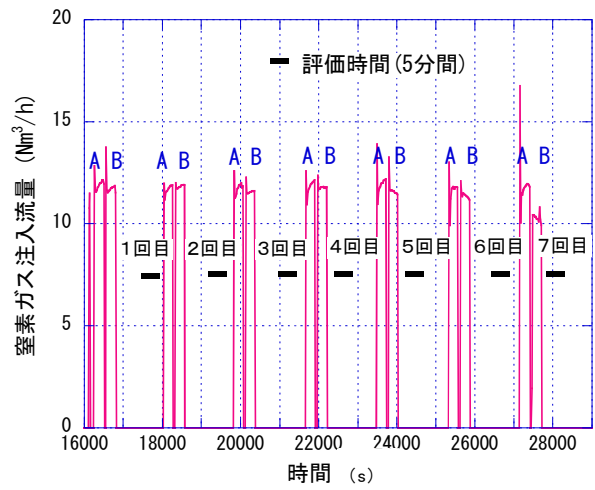
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2016, 2017) (参 121, 参 122)

図 2.98 窒素ガス注入の概略図

Fig. 2.98 Outline of nitrogen gas injection



(a) ST-NC-45 (2次側冠水)

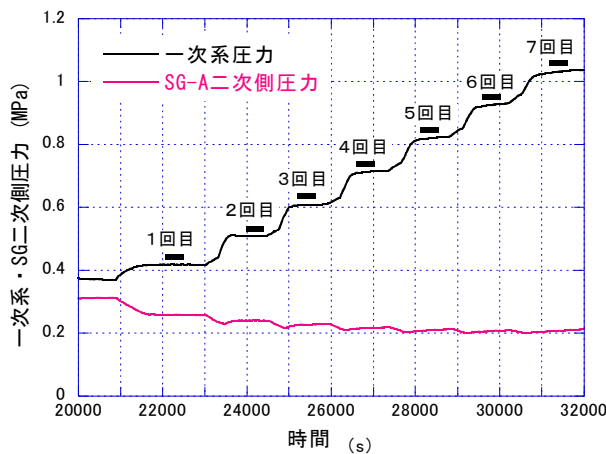


(b) ST-NC-46 (2次側低水位)

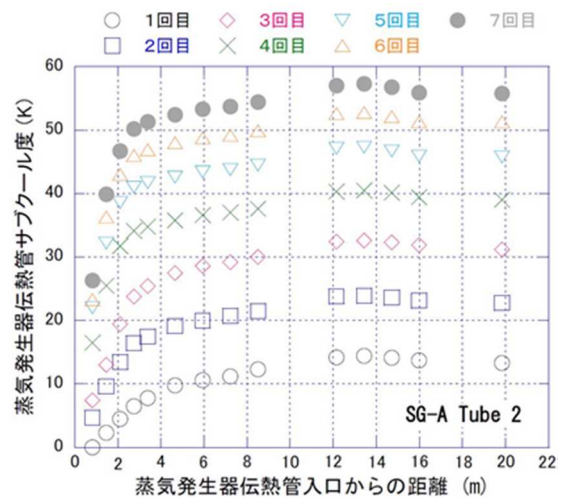
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2016, 2017) (参 121, 参 122)

図 2.99 窒素ガス注入量

Fig. 2.99 Nitrogen gas injection rate



(a) 1次系及び2次系圧力変化

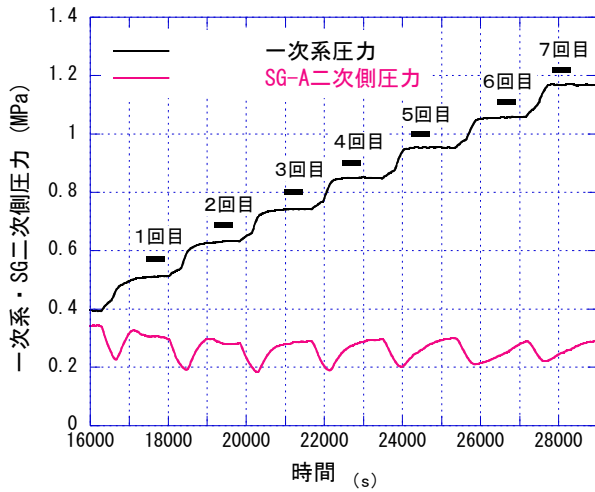


(b) 蒸気発生器伝熱管内サブクール度

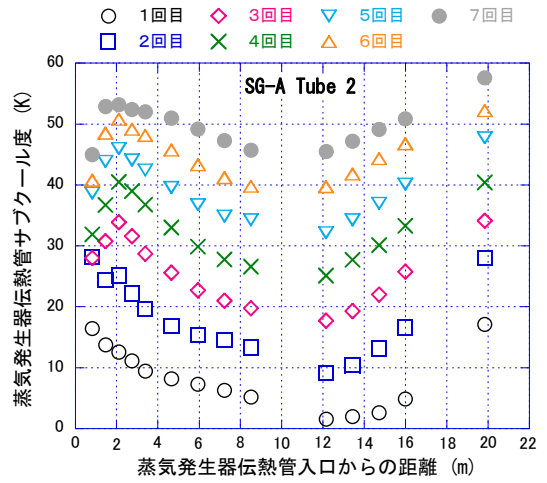
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2016) (参 121)

図 2.100 ST-NC-45 の実験結果

Fig. 2.100 Experimental results of ST-NC-45



(a) 1次系及び2次系圧力変化

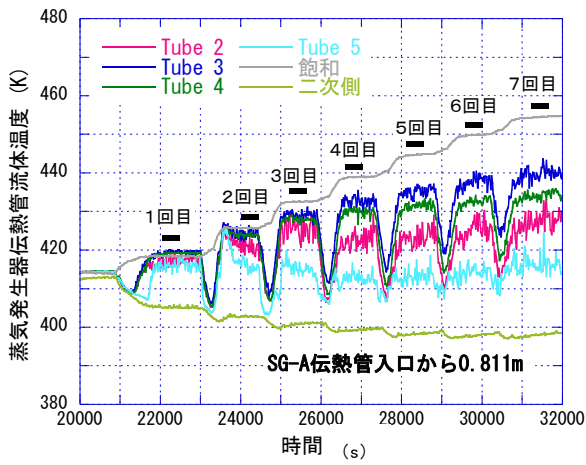


(b) 蒸気発生器伝熱管内サブクール度

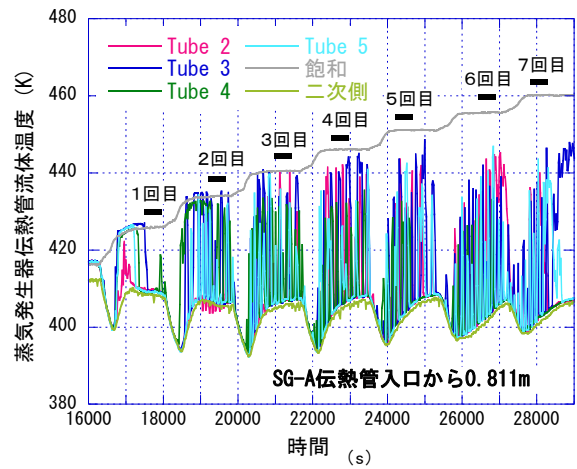
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2017) (参 122)

図 2.101 ST-NC-46 の実験結果

Fig. 2.101 Experimental results of ST-NC-46



(a) ST-NC-45 (2次側冠水)



(b) ST-NC-46 (2次側低水位)

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2016, 2017) (参 121, 参 122)

図 2.102 蒸気発生器伝熱管入口から 0.81 m における流体温度の時間変化

Fig. 2.102 Time change of fluid temperature at 0.81 m from SG heat exchange tube inlets

### 2.2.3.3 蒸気発生器伝熱管複数本破損事故

蒸気発生器伝熱管複数本破損事故は地震レベル 1 PRA において炉心損傷直結事象に分類されているが既往実験は少ない。そのため、複数本の蒸気発生器伝熱管破損が発生したときの事象進展、有効な炉心損傷防止対策、重要現象等を把握し、地震 PRA の高度化に資する知見を取得することを目的として、蒸気発生器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した。本項目は、平成 29 年度から平成 30 年度にかけて実施した国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託による成果をまとめたものである<sup>(参 123~参 124)</sup>。

これまでに LSTF を用いて、蒸気発生器伝熱管複数本破損事故に係る 2 回の実験<sup>(参 145~参 147)</sup>及び蒸気発生器伝熱管 1 本破損事故に係る実験<sup>(参 148)</sup>を実施した。これらの実験条件を参照し、高压注入系（以下、「HPI」という。）の作動の有無による 1 次系の減圧挙動に着目して、その後の回復操作が異なる条件において 2 回の実験を実施した。各実験の主な条件を表 2.30 に示す。蒸気発生器伝熱管複数本破損は、SG 入口プレナムから SG2 次側に接続した破断ユニットの蒸気発生器伝熱管 6 本ギロチン破断（1/48 体積比）に相当するサイズのオリフィス（口径：10.1 mm）によって模擬した（図 2.103）。両実験に共通する条件は以下のとおり。

- ・ 時刻 0 秒に破断信号を発信し、破断ループの SG の入口プレナムから 2 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。
- ・ 加圧器圧力 12.97 MPa 時点でスクラム信号が発信され、SG 主蒸気止め弁を閉止する。
- ・ スクラム信号発信から 31 秒後に両ループの SG2 次側への主給水を停止する。
- ・ スクラム信号発信から 600 秒後に両ループの SG 主蒸気隔離弁を閉止する。
- ・ SG 逃し弁の開/閉圧力は 8.03/7.82 MPa である。SG 逃し弁は、内径 16.2 mm のオリフィスで模擬する。
- ・ 炉心出力及び 1 次系冷却材ポンプ回転数は表 2.31 及び表 2.32 のとおり模擬する。

回復操作では、スクラム信号発信から 720 秒後に健全ループ（ループ A）の SG 逃し弁の開放による 2 次側減圧を開始するが、HPI の作動の有無が異なる。SB-SG-16 では HPI を不作為として健全側 SG による冷却操作を行うとともに、1 次系と 2 次系の圧力が均圧した時点で加圧器逃し弁を開放し、その後の蓄圧注入系の作動に至るまでの冷却及び減圧効果を観察した。一方、SB-SG-17 では、加圧器圧力が 12.27 MPa に到達した 10 秒後に両ループで HPI を作動させた。このとき、HPI の単一故障を仮定して、両ループの HPI の注入流量をそれぞれ 1/2 とした。なお、蒸気発生器伝熱管 1 本破断を仮定した過去の実験<sup>(参 149)</sup>では、HPI 後に 1 次系圧の下げ止まりが観察され、HPI による 1 次系の加圧が懸念されたことから、本実験においてもその効果を確認した。下げ止まり効果の確認の後、健全側ホットレグ流体温度が 547 K に低下した時点で、加圧器逃し弁を開放し 1 次系と 2 次系を均圧させた。その後、加圧器逃し弁を閉じて、健全側 SG の冷却効果及び 1 次系ポンプ再起動による循環冷却効果を確認した。

表 2.33 に SB-SG-16 及び SB-SG-17 において観察された主な事象の推移を示す。図 2.104 に 1 次系及び 2 次系の圧力変化、図 2.105 に 1 次系ループ流量の時間変化を示す。破断後 72 秒で 1 次系圧力は 12.97 MPa に低下し、スクラム信号が発信した。これにより SG 主蒸気止め弁が閉止し SG2 次側圧力は上昇したが、SG 逃し弁の周期的な開閉により圧力は約 8MPa に維持された。破断後約 320 秒で 1 次系冷却材ポンプが停止し、破断ループで循環流量はほぼ無くなったが、健全ループでは一定レベルの循環流量が確認された。破断後約 200 秒で SG2 次側に補助給水を開始し、約 800 秒で健全ループの SG 逃し弁を開放することで健全ループの SG2 次側減圧を実施した。

SB-SG-16 実験では、破断後約 950 秒で 1 次系圧力が破断ループの SG2 次側圧力まで低下し、1400 秒で加圧器逃し弁の開放操作による 1 次系減圧を開始すると、1 次系圧力は破断ループの SG2 次側圧力を下回った。このとき、図 2.106 (a) に示すとおり破断側 SG2 次側では水位が保たれており、2 次系から 1 次系への冷却水の流入が生じていると考えられる。さらに、破断側 SG2 次側への補助給水の停止に起因して SG2 次側水位が 0 m になると、1 次系圧力も大きく低下して、1 次系と破断側 SG2 次側の圧力は同じになった。図 2.107 (a) に示すとおり、破断後 3250 秒に 1 次系圧力が 4.51 MPa に低下した時点で蓄圧注入系が作動すると 1 次系減圧が促進された。破断後 6760 秒における蓄圧注入の終了後、7200 秒時点で 1 次系圧力が 1.37 MPa となることを確認し、実験を終了した。

SB-SG-17 実験では、加圧器水位喪失後の破断後 128 秒に HPI から両ループのコールドレグへ注水が開始された。図 2.104 (b) に示すとおり HPI 作動 (図 2.107 (b)) による 1 次系圧力の下げ止まりを確認したが、約 8 MPa 程度まで減圧されており、SG-SB-16 の 1 次系圧力挙動 (図 2.104 (a)) と大きな差異はなかった。過去に実施した蒸気発生器伝熱管 1 本破断を模擬した実験<sup>(参 149)</sup>では、破断面積が小さいことから破断直後の 1 次系減圧が小さく、その状態で HPI を作動させるため 1 次系圧力が 10 MPa 程度の高い値で推移した。伝熱管複数本破断では初期の減圧が比較的大きいため、HPI による顕著な 1 次系加圧効果は観察されなかった。また、破断ループでは、HPI からの冷却材が低温側配管に流れ込むことにより循環流量がほぼ無くなるため、図 2.108 (b) に示すとおり低温側配管内では顕著な温度成層化が生じることを確認した。一方、健全ループでは、一定レベルの循環流量があるため、図 2.108 (a) のとおり温度成層化は生じなかった。本実験では、健全ループ高温側配管の流体温度が 547 K に低下した破断後 2039 秒に加圧器逃し弁を開放し、1 次系と破断ループ 2 次側の圧力を均圧した後に、加圧器逃し弁を閉止した。その後、破断後 3500 秒で健全ループの 1 次系冷却材ポンプを再起動し、炉心水位の回復及び健全ループの循環流量の増加 (図 2.105 (b)) を確認して実験を終了した。なお、両実験では、炉心露出による燃料被覆管表面温度の上昇は確認されなかった。

表 2.30 蒸気発生器伝熱管複数本破損事故実験の実験条件

Table 2.30 Experimental condition for multi-SGTR test

実験番号	SB-SG-16	SB-SG-17
蒸気発生器伝熱管破損		
破損本数	6本相当	6本相当
高圧注入系	不作動	作動
回復操作		
健全ループ SG	2次側冷却	2次側冷却
破断ループ SG	初期に補助給水のみ	初期に補助給水のみ

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018, 2019) (参 123, 参 124)

表 2.31 炉心出力

Table 2.31 Core power

時間 (s)	炉心出力 (MW)	時間 (s)	炉心出力 (MW)	時間 (s)	炉心出力 (MW)	時間 (s)	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	4000	0.936		

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)

表 2.32 1次系冷却材ポンプ回転数

Table 2.32 Pump rotation speed of primary system

時間 (s)	ポンプ回転数比 (-)	時間 (s)	ポンプ回転数比 (-)	時間 (s)	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	0.125		

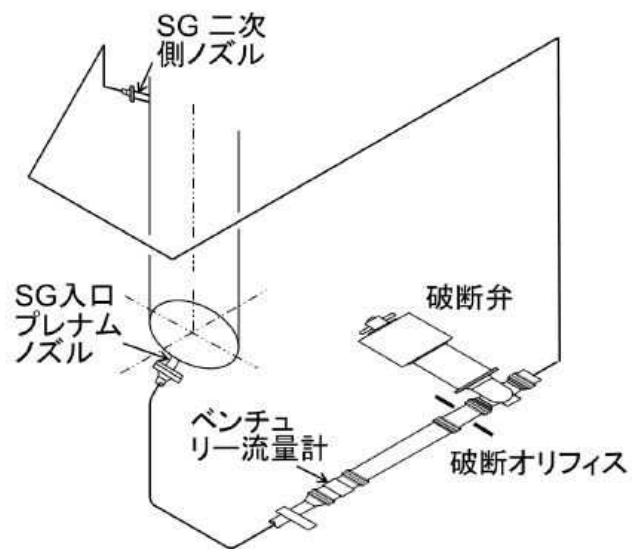
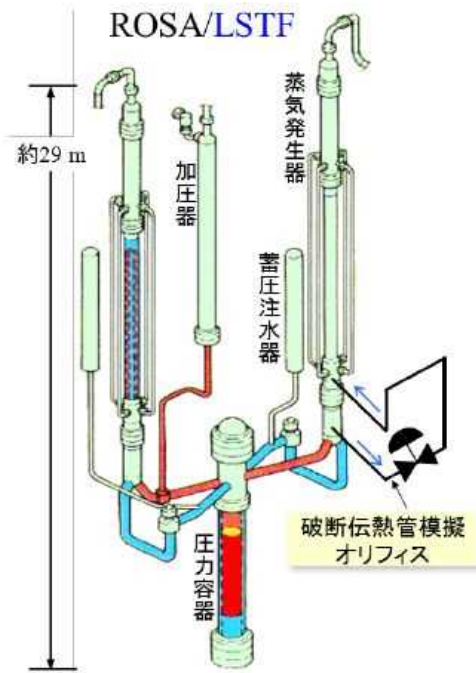
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (参 123)

表 2.33 主な事象とその時刻

Table 2.33 Main events and its time

事象	時刻 (s)	
	SB-SG-16	SB-SG-17
破断弁開 (実験開始)	0	0
スクラム信号発信	72	68
蒸気発生器主蒸気止め弁閉止	72	68
1次系冷却材ポンプコーストダウン開始(両ループ)	73	68
炉心出力減衰開始	91	87
蒸気発生器主給水停止(両ループ)	106	102
安全注入設備作動(SI)信号発信	110	118
加圧器水位喪失	115	125
高圧注入系作動(両ループ)	-	128
補助給水系作動(両ループ)	200	194
1次系冷却材ポンプ停止	323	319
蒸気発生器主蒸気隔離弁閉止(両ループ)	676	673
補助給水系停止(ループ B)	790	777
蒸気発生器逃し弁の開放(ループ A) (蒸気発生器 2 次側減圧開始)	800	791
加圧器逃し弁の開放 (1 次系減圧開始)	1400	2039
加圧器水位上昇開始	1410	2043
高圧注入系停止(両ループ)	-	2075
加圧器逃し弁閉止	-	2680
蓄圧注入系作動(両ループ)	3250	-
蓄圧注入系停止(ループ A)	6400	-
蓄圧注入系停止(ループ B)	6760	-
1次冷却材ポンプ再起動(ループ A)	-	3500
蒸気発生器逃し弁の閉止(ループ A)	-	3706
1次冷却材ポンプ停止(ループ A)	-	5118
破断弁閉	7260	5157
炉心出力 0 (実験終了)	7231	5182

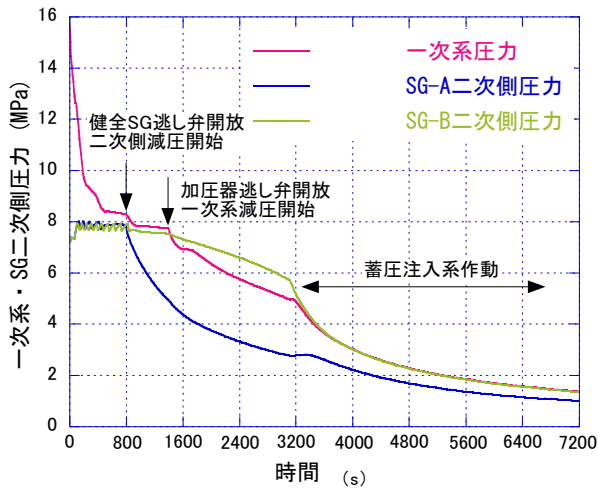
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018、2019) (参 123、参 124)



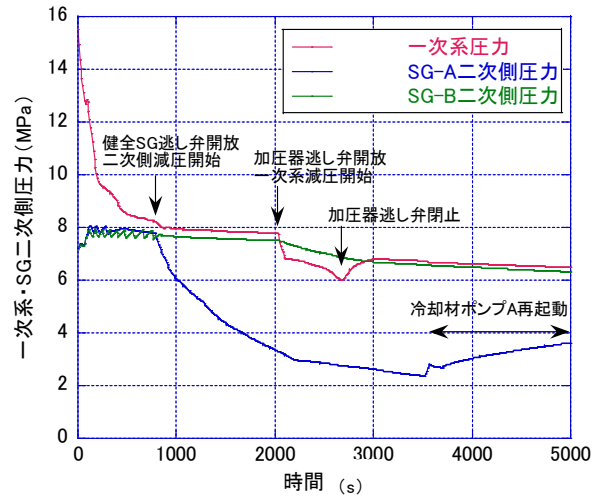
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018) (※ 123)

図 2.103 SGTR の破断ユニット  
Fig. 2.103 Break Unit of SGTR





(a) SG-SB-16

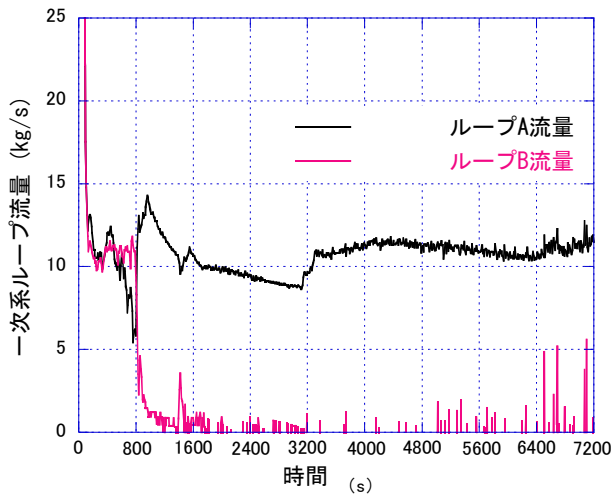


(b) SG-SB-17

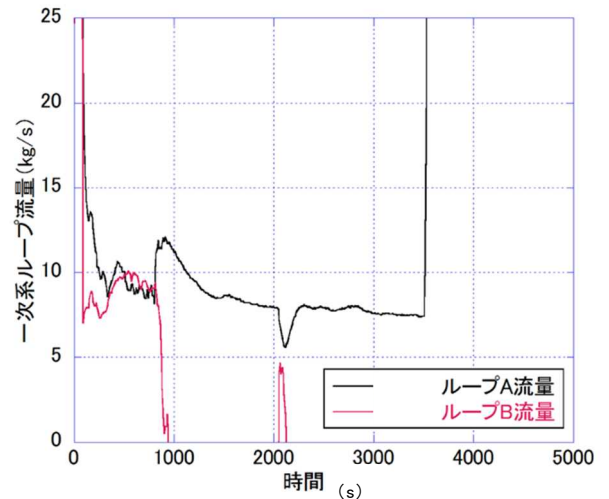
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018, 2019) (参 123, 参 124)

図 2.104 1次系及び2次系内の圧力推移

Fig. 2.104 Pressure change in primary and secondary system



(a) SG-SB-16

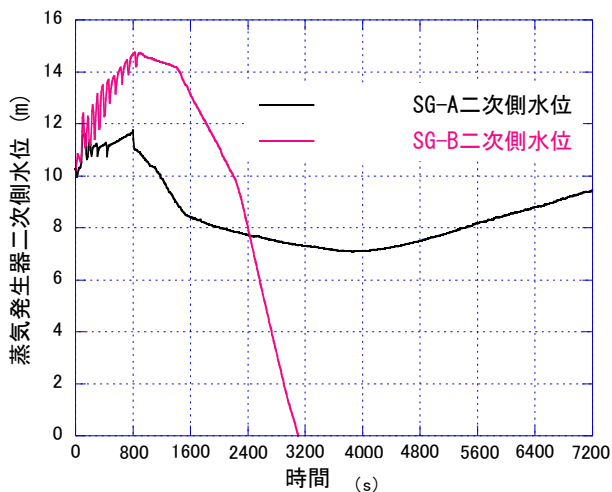


(b) SG-SB-17

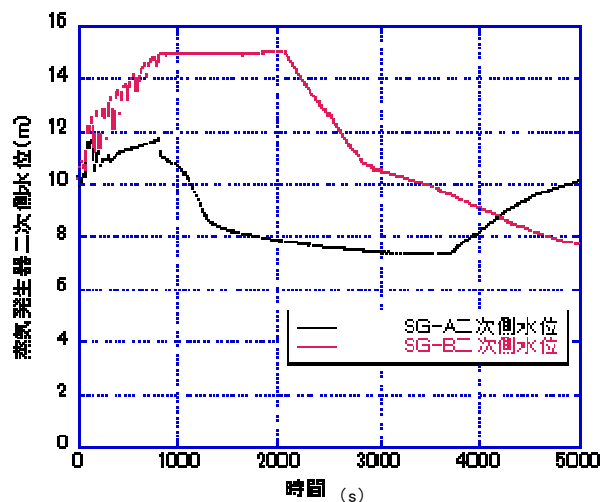
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018, 2019) (参 123, 参 124)

図 2.105 1次系ループ流量

Fig. 2.105 Loop flow rates in primary system



(a) SG-SB-16

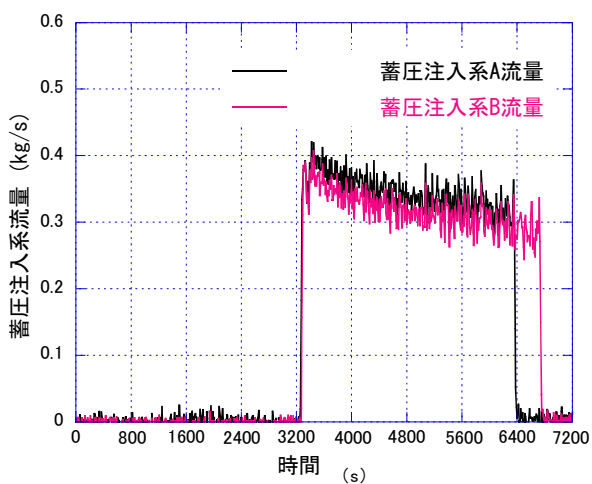


(b) SG-SB-17

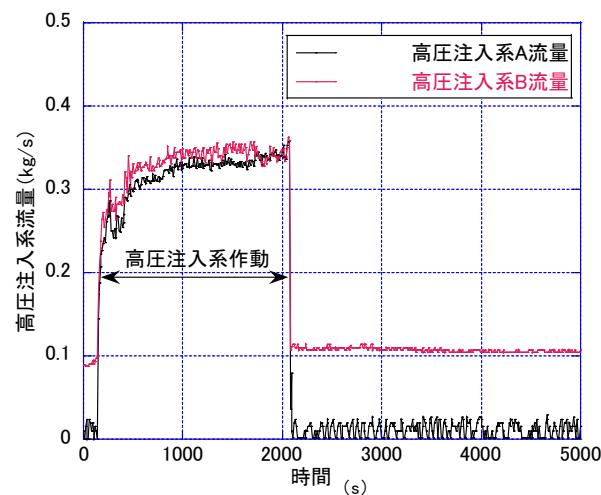
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018、2019) (参 123、参 124)

图 2.106 蒸汽发生器 2 次侧水位

Fig. 2.106 Water level in SG secondary-side



(a) SG-SB-16 (蓄压注入系)

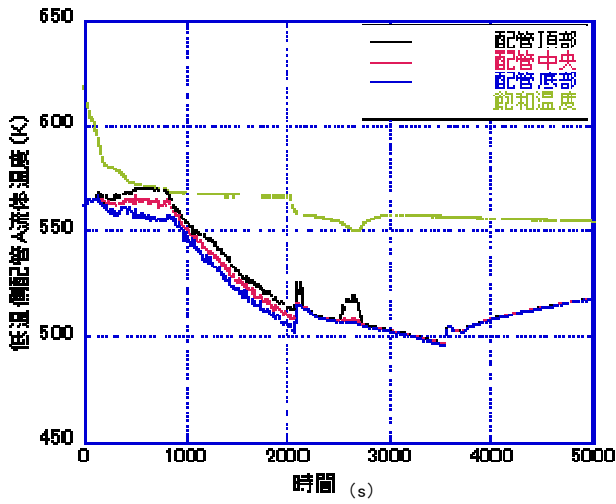


(b) SG-SB-17 (高压注入系)

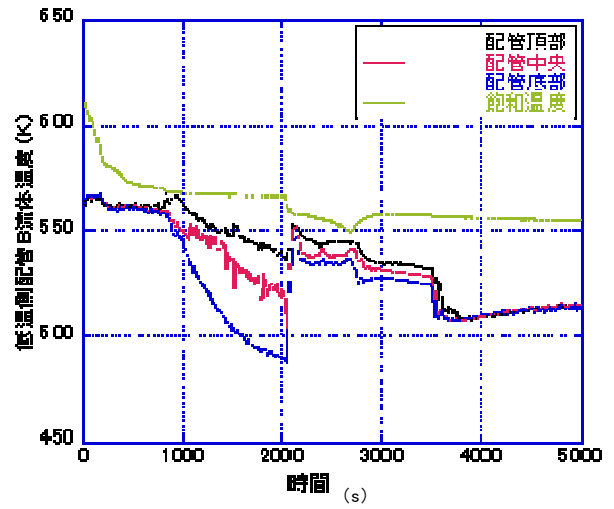
出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2018、2019) (参 123、参 124)

图 2.107 ECCS 流量

Fig. 2.107 ECCS flow rates



(a) 健全ループ



(b) 破断ループ

出典) 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 (2019) <sup>(参124)</sup>

図 2.108 SB-SG-17 における低温側配管流体温度

Fig. 2.108 Fluid temperature in Cold leg for SB-SG-17

### 3 結論

#### 3.1 成果の要点

本研究では、国産の原子炉システム解析コードの開発を実施し、その物理モデル、適用範囲、V&V等について知見、ノウハウ等を蓄積した。また、事故時等の熱流動評価に係る実験的研究を実施し、事故等において想定される個々の熱流動現象及びプラント全体の挙動について知見を取得するとともに、原子炉システム解析コードの物理モデルの高度化及び妥当性確認に資する実験データを取得した。

国産の原子炉システム解析コードの開発においては、原子炉システム解析コード AMAGI の開発として、軽水炉の運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれがある事故までを評価できる物理モデルを組み込んだ新規のプログラムを作成した。AMAGI は、その主要な機能として熱水力モデル、熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデルを有する。熱水力モデルについては、2流体1圧力モデルに基づく質量、運動量及びエネルギーの保存式を半陰解法及び完全陰解法によって解く機能を有するとともに、個々の現象について文献調査を踏まえた最新の構成式を組み込んだ。熱伝導モデルについては、熱伝導方程式に基づいて構造材の温度を評価する機能を組み込んだ。制御系モデルについては、信号変数、論理モデル及びトリップモデルによって様々な制御システムを模擬できる機能を組み込んだ。熱出力モデルについては、一点炉近似動特性解析機能及び原子炉の3次元出力挙動を模擬するための3次元炉心解析コード PARCS との結合機能を組み込んだ。また、AMAGI の動作確認を通して、熱水力モデル、熱伝導モデル、制御系モデル及び熱出力モデルの基本的な方程式、モデル等の動作を確認するとともに、一部の現象への適用における計算収束性の悪化等の今後修正すべき課題を抽出した。

事故時等の熱流動評価に係る実験的研究においては、事故等において重要かつ現象の機構について知見の取得が必要な個々の現象として、まず冷温停止時の制御棒落下事故におけるボイド挙動に着目し、国立大学法人電気通信大学への委託により低圧時のサブクール沸騰を対象に気泡挙動の可視化実験を実施して、その機構に基づいたモデル化に資する知見を取得した。ここでは、ボイド反応度フィードバックに大きく影響する OSV について、気泡の合体、伝熱面離脱速度の減少等に伴う大気泡の形成及び維持が低圧時の OSV 発生に重要であることを示した。また、沸騰核密度、気泡生成周期、離脱気泡分布、離脱気泡速度等の実験データを取得して相関式を開発するとともに、それらの相関式を用いた気泡追跡法の解析を実施することで、サブクール沸騰時のボイド率評価手法を高度化した。また、一般財団法人電力中央研究所への委託により、冷温停止時の RDA における局所的な出力急昇に伴う燃料集合体内のボイド挙動について可視化実験を実施して、ボイドの横方向への伝播挙動に係る知見を取得した。ここでは、冷温停止時の RDA における蒸気ボイドの横方向への伝播は冷却水温度が高く冷却水流速が小さいほど広範囲に及ぶことを示した。

さらに、スぺーサによる整流効果によってボイドの横方向伝播が小さくなるとともに、気泡が分裂して凝縮することで燃料集合体内のボイド率が小さくなることを示した。

次に ATWS 等において想定される液膜ドライアウト及びリウエットに着目して、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託により、可能な限り高温高圧の実機の ATWS に近づけた条件においてに係る実験を実施して、液膜ドライアウト、液膜ドライアウト後の噴霧流壁面熱伝達及びリウエット速度に係る既存の相関式の適用性を確認した。また、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託によりリウエット時の液膜先端挙動の可視化実験を実施し、液膜先端の形態、液滴の飛散等のリウエット機構に係る知見を取得した。ここでは、液膜先端近傍には単相対流伝熱における入口効果と同様の温度境界層が未発達な領域が存在して伝熱促進に影響すること及びスぺーサによる伝熱促進効果があることを示した。さらに、一般財団法人電力中央研究所への委託により、丸セル型、グリット型等の種々のスぺーサ近傍における液滴挙動を可視化するとともに模擬燃料棒の液膜厚さの詳細な分布を計測した。ここでは、スぺーサによって液滴の乱流効果（速度の分散）が大きくなるとともに、スぺーサ近傍領域で液滴の付着頻度が大きくなることを示した。

事故等において想定されるプラント全体の挙動については、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託により 1 次冷却材喪失を伴う SBO において窒素ガスを流入させた総合効果実験を実施して、蒸気発生器伝熱管への窒素ガスの蓄積及び、その凝縮熱伝達の劣化、伝熱管内の非一様流動、プラント全体の挙動への影響等を把握するとともに、SG 二次側減圧、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧等の運転員操作によって低圧ポンプが作動可能な 1 MPa 以下に到達することを確認した。さらに、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構への委託により蒸気発生器伝熱管複数本破損事故を対象に総合効果実験を実施して、事象からの回復操作として実施した健全 SG 逃し弁による 2 次側減圧及び加圧器逃し弁の開放による 1 次系の冷却及び減圧効果を確認した。なお、高圧注入系作動の実験では、高圧注入系による圧力の下げ止まりが見られるが均圧化への影響は無いこと、破断側ループのコールドレグで温度成層化が発生すること等が示された。

### 3.2 目的の達成状況

本研究の目的は、解析機能を追加して国内外の最新知見を反映できる国産の原子炉システム解析コードを開発するとともに、その物理モデル、適用範囲、V&V 等について知見、ノウハウ等を蓄積することである。また、その解析コードの物理モデルの高度化及び妥当性確認に活用できる、事故等において想定される個々の熱流動現象及びプラント全体の挙動に係る知見を取得することである。

国産の原子炉システム解析コード AMAGI の開発として、運転時の異常な過渡変化から重大事故に至るおそれがある事故までを評価できる解析機能を備えた新規のプログラムを作成した。PIRT に基づいて決定した物理モデルを AMAGI に組み込むとともに、その動作確認

を通して、基本的なモデルの動作を確認した。また、技術基盤の構築については、AMAGI の開発を通して、原子炉システム解析コードにおける熱水力、核特性等の物理モデル、数値解法に係る知見を取得した。これにより上記の目的を達成した。

事故時等の熱流動評価に係る実験的研究においては、個々の熱流動現象に係る知見の取得として、冷温停止時の RDA におけるボイド挙動及び液膜ドライアウトに係る熱流動現象に関して、機構論的な物理モデルへの高度化に資する知見を取得した。さらに、プラント全体の挙動に係る知見の取得として、既往研究において知見が不足していると考えられる 1 次冷却材喪失を伴う SBO 時の窒素ガス流入事象及び蒸気発生器伝熱管複数本破損事故について、安全対策の有効性を確認するとともに、最適評価コードの妥当性確認に資するプラント挙動の知見を取得した。以上より、今後、最適評価コードの物理モデルの高度化及び妥当性確認に活用できる知見及び実験データを取得することができた。

### 3.3 成果の活用等

本研究で開発した国産の原子炉システム解析コード AMAGI については、更に改良を継続し、その信頼性の向上を進めて、事業者が実施する原子炉の安全性の評価の妥当性確認、事故・トラブルの原因究明等に活用する予定である。なお、本研究を通して取得した解析手法等に関する知見は、今後、その知見の蓄積を継続することで、将来的に原子炉の安全性の評価において事業者が用いる解析手法の妥当性確認に活用できる。

また、事故時等の熱流動評価に係る実験的研究において取得した知見に基づいて、熱流動現象等の機構の解明に係る知見を継続的に蓄積して技術基盤を整備していく。また、取得した実験データは、原子炉システム解析コード AMAGI の妥当性確認及び高度化に用いることによって、原子力発電所の安全設計に係る評価手法等の継続的な高度化に資する。

## 参考文献一覧

- 参1 B. Boyack et al., “Quantifying Reactor Safety Margins, Application of Code Scaling, Applicability, and Uncertainty Evaluation Methodology to a large-break, Loss-of-coolant Accident”, NUREG/CR-5249, 1989.
- 参2 社団法人日本原子力学会、「日本原子力学会基準 統計的安全評価の実施基準：2008」、AESJ-SC-S001:2008、2009年5月。
- 参3 原子力規制委員会、「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」、平成25年原子力規制委員会規則第五号、2013年。
- 参4 原子力規制委員会、「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」、2017年11月29日。
- 参5 International Atomic Energy Agency, “Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants”, IAEA Safety Standard Series No. SSG-2, 2009.
- 参6 一般社団法人日本原子力学会、「日本原子力学会基準 シミュレーションの信頼性確保に関するガイドライン：2015」、AESJ-SC-A008:2015、2015年12月。
- 参7 U.S. Nuclear Regulatory Commission, “TRACE V5.0 THEORY MANUAL, Field Equation, Solution Methods, and Physical Models”, Division of Risk Assessment and Special Projects Office of Nuclear Regulatory Research, U.S. Nuclear Regulatory Commission.
- 参8 P. Emonot, A. Souyri, J.L. Gandrille, F. Barré, “CATHARE-3: A new system code for thermal-hydraulics in the context of the NEPTUNE project”, Proceedings of 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal hydraulics (NURETH-13), KANAZAWA City, Japan, Sep. 27-Oct. 2, 2009.
- 参9 “ATHLET 3.1A Program Overview”, Gesellschaft fuer Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, December, 2016.
- 参10 Sang Jun Ha, Chan Eok Park, Kyung Doo Kim, Chang Hwan Ban, “Development of the SPACE Code for Nuclear Power Plants”, Nuclear Engineering and Technology, Vol.43 no.1, Korean Nuclear Society, February, 2011.
- 参11 X. Fu, L. Liu, N. Yu, Z. Du, Y. Yang, “Validation requirement analysis for COSINE system analysis code”, the 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal -Hydraulics (NURETH-15), Pisa, Italy, May 12-17, 2013.
- 参12 B. E. Boyack, G. E. Wilson, “Lessons Learned in Obtaining Efficient and Sufficient Applications of the PIRT Process”, ANS International Meeting

- on Updates in Best Estimate Methods in Nuclear Installation Safety Analysis (BE-2004), Washington, D.C., Nov.14-18, 2004, 222-230 (2004).
- 参13 市川 涼子、関根 将史、酒井 友宏、小野 寛、「炉心損傷防止対策の有効性評価事象の分析 (PWR)」、NTEC-2014-1001、平成 26 年 8 月。
- 参14 上原 宏明、加藤 肇、小西 秀雄、江畑 茂男、市川 涼子、増原 康博、「炉心損傷防止対策の有効性評価事象の分析 (BWR)」、NTEC-2016-1001、平成 28 年 3 月。
- 参15 Bajorek, S. M. et al., “Development, validation and assessment of the TRACE thermal-hydraulics system code”, NURETH-16, Chicago, August 30-September 4, 2015.
- 参16 Pasquale, Y.D. et al., “Validation of CATHARE3 code on the PIERO experiment”, NURETH-16, Chicago, August 30-September 4, 2015.
- 参17 Ahn, S. H et al., “FONESYS: The FORum & NETwork of SYStem thermal-hydraulic codes in nuclear reactor thermal-hydraulics”, Nuclear Engineering and Design, 281, 103-113, 2015.
- 参18 Ozaki, T., Hibiki, T., “Modeling of distribution parameter, void fraction covariance and relative velocity covariance for upward steam-water boiling flow in vertical rod bundle”, PU/NE-16-19, USA, 2016.
- 参19 Brooks, C.S., Liu, Y., Hibiki, T., Ishii, M., “Effect of void fraction covariance on relative velocity in gas-dispersed two-phase flow”, Progress in Nuclear Energy 70, 209-220, 2014.
- 参20 Hibiki, T., Ozaki, T., “Modeling of Void Fraction Covariance and Relative Velocity Covariance for Upward Boiling Flow in Vertical Pipe” PU/NE-16-20, USA, 2016.
- 参21 Ozaki, T., Hibiki, T., “Drift-flux model for rod bundle geometry”, Progress in Nuclear Energy 83, 229-247, 2015.
- 参22 Ishii, M., “One-dimensional drift-flux model and constitutive equations for relative motion between phases in various two-phase flow regimes”, ANL-77-47, USA, 1977.
- 参23 Hibiki, T., Ishii, M., “One-dimensional drift-flux model for two-phase flow in a large diameter pipe”, International Journal of Heat and Mass Transfer 46, 1773-1790, 2003.
- 参24 Cincolini, A., Thome, J.R., “Entrained liquid fraction in adiabatic and evaporating annular two-phase flow”, Nuclear Engineering and Design 243, 200-213, 2012.
- 参25 Patruno, L.E., Marchioro Ystad, P.A., Jenssen, C.B., Marcheti, J.M., Dorao, C.A., Svendsen, H.F., Jakobsen, H.A., “Liquid entrainment - droplet size



- distribution for a low surface tension mixture” , Chemical Engineering Science 65, 5272-5284, 2010.
- 参26 Chisholm, D., “A Theoretical Basis for the Lockhart-Martinelli Correlation for Two-Phase Flow” , Int. J. Heat Mass Transf. 10, 1767-1778, 1967.
- 参27 Brooks, C.S., Hibiki, T., “Wall nucleation modeling in subcooled boiling flow” , Int. J. Heat Mass Transf. 86, 183-196, 2015.
- 参28 Warriar, G.R., Basu, N., Dhir, V.K., “Interfacial heat transfer during subcooled boiling” , International Journal of Heat and Mass Transfer 45, 3947-3959, 2002.
- 参29 R. T. Lahey, Jr., “A Mechanistic Subcooled Boiling Model” , Heat Transfer 1978, Proceedings of the 6th International Heat Transfer Conference, Toronto, Canada, Vol. 1, 293-297, 1978.
- 参30 P. Saha and N. Zuber, “Point of Net Vapor Generation and Vapor Void Fraction in Subcooled Boiling” , Heat Transfer 1974, Proceedings of the 5th International Heat Transfer Conference, Tokyo, Japan, Vol. 4, 175-179, 1974.
- 参31 Yeoh, G.H., Cheung, S.C.P., Tu, J.Y., Ho, M.K.M., “Fundamental consideration of wall heat partition of vertical subcooled boiling flows” , Int. J. Heat Mass Transf. 51, 3840-3853, 2008.
- 参32 N. Basu et al., “Wall Heat Flux Partitioning During Subcooled Flow Boiling: Part 1 - Model Development” , J. Heat Transfer, 127, 131-140, 2005.
- 参33 Hibiki, T., Ishii, M., “Active nucleation site density in boiling systems” , Int. J. Heat Mass Transf. 46, 2587-2601, 2003.
- 参34 Podowski, R.M., Drew, D.A., Lahey, R.T.J., Podowski, M.Z., “A mechanistic model of the ebullition cycle in forced convection subcooled boiling” , 8th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulic (NURETH-8), Kyoto, Japan, September 30-October 4, 1997.
- 参35 Celata, G.P., Cumo, M., Mariani, A., Simoncini, M., Zummo, G., “Rationalization the prediction of existing mechanistic models for of water subcooled flow boiling critical heat flux” , Int. J. Heat Mass Transf. 37, 347-360, 1994.
- 参36 Iloeje, O.C., Griffith, P., “An investigation of the collapse and surface rewet in film boiling in forced vertical flow” , Trans. of ASME, 166-172, 1975.

- 参37 Shumway, R.W., “TRAC-BWR heat transfer: Assessment of TMIN”, EGG-RST-6781, 1983.
- 参38 Hammouda, N., Groeneveld, D.C., Cheng, S.C., “Two-fluid modeling of inverted annular film boiling” Int. J. Heat Mass Transf. 40, 2655-2670, 1997.
- 参39 社団法人日本原子力学会、「日本原子力学会基準 BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」、AESJ-SC-P002:2003、2003年5月。
- 参40 第163回原子力発電所の新規制基準適合性に係る審査会合 資料1-1 柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉 重大事故等対策の有効性評価について（炉心損傷防止対策）
- 参41 株式会社東芝、「沸騰水型原子力発電所GETABの概要」、LR-009改訂4、平成10年1月。
- 参42 株式会社日立製作所、「沸騰水型原子力発電所原子炉の熱特性評価法（GETAB）について」、HLR-007訂4、平成9年12月。
- 参43 原子燃料工業株式会社、「BWRの熱的余裕評価手法について」、NLR-04改訂2、平成10年11月。
- 参44 Katto, Y., 1984. Prediction of critical heat flux for annular flow in tubes taking into account the critical liquid film thickness concept. Int. J. Heat Mass Transf. 27, 883-891.
- 参45 Okawa, T., Kotani, A., Kataoka, I., Naito, M., “Prediction of critical heat flux in annular regime in various vertical channels”, Nucl. Eng. Des. 229, 223-236, 2004.
- 参46 Molki, M., Sparrow, E.M., “An empirical correlation for the average heat transfer coefficient in circular tubes”, J. Heat Transf. 108, 482-484, 1986.
- 参47 Meholic, M.J., Aumiller Jr., D.L., Cheung, F.B., “A comprehensive, mechanistic heat transfer modeling package for dispersed flow film boiling - part 1 - development”, Nucl. Eng. Des. 291, 295-301, 2015.
- 参48 Meholic, M.J., Aumiller Jr., D.L., Cheung, F.B., “A comprehensive, mechanistic heat transfer modeling package for dispersed flow film boiling - part 2 - implementation and assessment”, Nucl. Eng. Des. 291, 302-311, 2015.
- 参49 Revised Release on the IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam (The revision only relates to the extension of region 5 to 50 MPa), <http://iapws.org/relguide/IF97-Rev.html> (2015年7月23日閲覧)。

- 参50 Release on the IAPWS Formulation 2008 for the Viscosity of Ordinary Water Substance, <http://iapws.org/relguide/viscosity.html> (2015年7月23日閲覧) .
- 参51 Release on the IAPWS Formulation 2011 for the Thermal Conductivity of Ordinary Water Substance, <http://iapws.org/relguide/ThCond.html> (2015年7月23日閲覧) .
- 参52 Revised Release on Surface Tension of Ordinary Water Substance (June 2014), <http://iapws.org/relguide/Surf-H2O.html> (2015年7月23日閲覧) .
- 参53 T. Downar et al., “PARCS v3.0 U.S. NRC Core Neutronics Simulator THEORY MANUAL” .
- 参54 社団法人日本原子力学会、「崩壊熱の推奨値とその使用法」、1990年.
- 参55 独立行政法人日本原子力研究開発機構、「平成19年度 燃料等安全高度化対策事業 (高精度熱水力安全評価技術調査) に関する報告書」、平成20年3月.
- 参56 R. K. Salko, M. N. Avramova, “COBRA-TF Subchannel Thermal-Hydraulics Code (CTF) Theory Manual, Rev.0” , CASL-U-2015-0054-000, US Department of Energy, 2015.
- 参57 E. W. Larsen, J. E. Morel, J. M. McGhee, “Asymptotic Derivation of the Multigroup P1 and Simplified PN Equations with Anisotropic Scattering” , Nuclear Science and Engineering, 123, 328-342, 1996.
- 参58 M. Tatsumi and A. Yamamoto, “Objected-Oriented Three-Dimensional Fine-Mesh Transport Calculation on Parallel/Distributed Environments for Advanced Reactor Core Analyses” , Nuclear Science and Engineering, 141, 190-217, 2002.
- 参59 M. Tatsumi and A. Yamamoto, “Advanced PWR Core Calculation Based on Multi-Group Nodal-Transport Method in Three-Dimensional Pin-by-Pin Geometry,” Journal of Nuclear Science and Technology, 40, 376-387, 2003.
- 参60 T. Endo and M. Tatsumi, “Study on Kinetic Transport Solvers for Pin-by-Pin Core Calculation,” Proceeding of International Conference on the Physics of Reactors 2008, Interlaken, Switzerland, September 14-19, 2008, 2008.
- 参61 K. Tada, “Study on pin-by-pin fine mesh core calculation method for BWR core analysis” , 名古屋大学大学院博士論文, 2012.
- 参62 K. Tada, A. Yamamoto, Y. Yamane, and Y. Kitamura, “Applicability of the Diffusion and Simplified P3 Theories for Pin-by-Pin Geometry of BWR” , Journal of Nuclear Science and Technology, 45(10), 997-1008, 2008.
- 参63 K. Tada, T. Fujita, T. Endo, A. Yamamoto, S. Kosaka, G. Hirano, and K. Nozaki, “Application of Quick Subchannel Analysis Method for Three-

- Dimensional Pin-by-Pin BWR Core Calculations” , Journal of Nuclear Science and Technology, 48(12), 1437-1452, 2011.
- 参64 小林啓祐、原子炉物理、1-795、コロナ社、1996.
- 参65 M. Christienne, M. Avramova, Y. Perin, and A. Seubert, “Coupled TORT-TD/CTF Capability for High-Fidelity LWR Core Calculations,” Proceeding of International Conference on the Physics of Reactors 2010, Pittsburgh, Pennsylvania, USA, May 9-14, 2010.
- 参66 A. Seubert, “Pin Cell Discontinuity Factors in the Transient 3-D Discrete Ordinates Code TORT-TD” , Proceeding of International Conference on the Physics of Reactors 2010, Pittsburgh, Pennsylvania, USA, May 9-14, 2010.
- 参67 H. G. Joo, J. Y. Cho, K. S. Kim, C. C. Lee, and S. Q. Zee, “Methods and Performance of a Three-Dimensional Whole-Core Transport Code DeCART” , Proceeding of International Conference on the Physics of Reactors 2004, Chicago, Illinois, USA, April 25-29, 2004.
- 参68 J. Y. Cho, K. S. Kim, C. C. Lee, S. Q. Zee, and H. G. Joo, “Axial SPN and Radial MOC Coupled Whole Core Transport Calculation” , Journal of Nuclear Science and Technology, 44, 1156-1171, 2007.
- 参69 M. Hursin, “Full Core, Heterogeneous, Time Dependent Neutron Transport Calculations with the 3D Code DeCART” , カルフォルニア大学バークレー校博士論文, 2010.
- 参70 A. Zhu, Y. Xu, and T. Downar, “A Multilevel Quasi-Static Kinetics Method for Pin-Resolved Transport Transient Reactor Analysis” , Nuclear Science and Engineering, 182, pp.435-451, 2016.
- 参71 S. Kosaka and E. Saji, “Transport Theory Calculation for a Heterogeneous Multi-Assembly Problem by Characteristics Method with Direct Neutron Path Linking Technique” , Journal of Nuclear Science and Technology, 37, 1015-1023, 2000.
- 参72 S. Kosaka and T. Takeda, “Verification of 3D Heterogeneous Core Transport Calculation Utilizing Non-linear Iteration Technique” , Journal of Nuclear Science and Technology, 41, 645-654, 2004.
- 参73 PHYSOR2010(International Conference on the Physics of Reactors 2010) Workshop on AEGIS/SCOPE2 the Core Analysis System.
- 参74 “Benchmark on Deterministic Transport Calculations Without Spatial Homogenisation - A 2-D/3-D MOX Fuel Assembly Benchmark -” , OECD/NEA, NEA/NSC/DOC(2003)16, 2003.

- 参75 “Benchmark on Deterministic Transport Calculations Without Spatial Homogenisation – MOX Fuel Assembly 3-D Extension Case -” , OECD/NEA, NEA/NSC/DOC(2005)16, 2005.
- 参76 J. Hou, K. N. Ivanov, V. F. Boyarinov, and P. A. Fomichenko, “OECD/NEA Benchmark for Time-Dependent Neutron Transport Calculations without Spatial Homogenization” , Nuclear Engineering and Design, 317, 177-189, 2017.
- 参77 T. Ushio, T. Takeda, and M. Mori, “Neutron Anisotropic Scattering Effect in Heterogeneous Cell Calculations of Light Water Reactors” , Journal of Nuclear Science and Technology, 40, 464-480, 2003.
- 参78 A. Yamamoto, M. Tabuchi, N. Sugimura, T. Ushio, and M. Mori, “Derivation of Optimum Polar Angle Quadrature Set for the Method of Characteristics Based on Approximation Error for the Bickley Function” , Journal of Nuclear Science and Technology, 44, 129-136, 2007.
- 参79 A. Yamamoto, Y. Kitamura, T. Ushio, and N. Sugimura, “Convergence Improvement of Coarse Mesh Rebalance Method for Neutron Transport Calculations” , Journal of Nuclear Science and Technology, 41, 781-789, 2004.
- 参80 A. Yamamoto, “Generalized Coarse Mesh Rebalance Method for Accereration of Neutron Transport Calculations” , Nuclear Science and Engineering, 151, 274-282, 2005.
- 参81 D. R. Ferguson and K. L. Destine, “Optimized Iteration Strategie and Data Management Considerations for Fast Reactor Finite Difference Diffusion Theory Codes” , Nuclear Science and Engineering, 64, 593-604, 1977.
- 参82 A. Yamamoto, “A Simple and Efficient Control Rod Cusping Model for Three-Dimensional Pin-by-Pin Core Calculations” , Nuclear Technology, 145, 11-17, 2017.
- 参83 Y. Wang, H. Wu, and Y. Li, “Comparison of Two-Dimensional Heterogeneous Variational Nodal Methods for PWR Control Rod Cusping Effect and Pin-by-Pin Calculation,” Progress in Nuclear Energy, 101, 370-380, 2017.
- 参84 A. Graham, B. Collins, S. Stimpson, and T. Downar, “Subplane Collision Probabilities Method Applied to Control Rod Cusping in 2D/1D” , Annals of Nuclear Energy, 118, 1-14, 2018.
- 参85 “CASMO5 User’ s Manual” , SSP-07/431 Rev 4, Studsvik Scandpower, Inc., 2012.

- 参86 United States Nuclear Regulatory Commission, “TRACE V5.0 ASSESSMENT, Appendix B: Separate Effects”, Division of Risk Assessment and Special Projects Office of Nuclear Regulatory Research, U.S. Nuclear Regulatory Commission.
- 参87 財団法人原子力発電技術機構、「燃料集合体信頼性実証試験（BWR 新型燃料集合体熱水力試験）」、1989年～2000年.
- 参88 独立行政法人原子力安全基盤機構、「平成20年度TRACEコードによる統計的安全解析手法の整備」、09原熱報-0013, 平成21年8月.
- 参89 L. E. Hochreiter et al., “PWR FLECHT SEASET Unblocked, Forced and Gravity Reflood Task Data Report”, NRC/EPRI/Westinghouse Report No. 7, NUREG/CR-1532, 1980.
- 参90 T. Iguchi et al., “Evaluation report on CCTF Core-II Reflood Test Second Shakedown Test C2-SH2 (Run 54) - Effect of Core Supplied Power on Reflood Phenomena -”, Japan Atomic Energy Research Institute, JAERI-M 85-025, 1985.
- 参91 独立行政法人原子力安全基盤機構、「TRACEコードによるPWRプラントのLOCA解析」、JNES/SAE07-0087, 07解部報-0087、平成21年3月.
- 参92 J. Dugone, “SPERT III Reactor Facility: E-core Revision”, U.S. Atomic Energy Commission, IDO-17036, 1965.
- 参93 R. K. MacCardell, D. I. Herborn, and J. E. Houghtaling, “Reactivity Accident Test Results and Analyses for the SPERT III E-Core - A Small, Oxide-Fueled, Pressurized-Water Reactor”, U.S. Atomic Energy Commission, IDO-17281, 1969.
- 参94 藤田ほか、「3次元核熱結合解析コードTRACE/PARCSの検証及び妥当性確認；(2)TRACE/PARCSを用いたSPERT-III実験の解析（高温零出力条件）」、日本原子力学会2016秋の大会、2016年9月.
- 参95 国立大学法人電気通信大学、「平成25年度システムコードの2圧力化及びサブクール沸騰モデルの開発成果報告書」、平成26年3月.
- 参96 国立大学法人電気通信大学、「平成26年度低圧時サブクール沸騰挙動解明試験成果報告書」、平成27年3月.
- 参97 国立大学法人電気通信大学、「平成27年度低圧時サブクール沸騰挙動解明試験成果報告書」、平成28年3月.
- 参98 国立大学法人電気通信大学、「平成28年度低圧時サブクール沸騰挙動解明試験成果報告書」、平成29年3月.
- 参99 国立大学法人電気通信大学、「平成29年度低圧時サブクール沸騰挙動解明試験成果報告書」、平成30年3月.

- 参100 国立大学法人電気通信大学、「平成 30 年度低圧時サブクール沸騰挙動解明試験成果報告書」、平成 31 年 3 月.
- 参101 一般財団法人電力中央研究所、「平成 27 年度事故時ボイド挙動解明試験成果報告書」、平成 28 年 3 月.
- 参102 一般財団法人電力中央研究所、「平成 28 年度事故時ボイド挙動解明試験成果報告書」、平成 29 年 3 月.
- 参103 一般財団法人電力中央研究所、「平成 29 年度事故時ボイド挙動解明試験成果報告書」、平成 30 年 3 月.
- 参104 一般財団法人電力中央研究所、「平成 30 年度事故時ボイド挙動解明試験成果報告書」、平成 31 年 3 月.
- 参105 第 163 回原子力発電所の新規制基準適合性に係る審査会合 資料 1-1 柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉 重大事故等対策の有効性評価について (炉心損傷防止対策)
- 参106 原子力安全委員会、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針について」、昭和 59 年 1 月 19 日.
- 参107 J. Y. Tu, G. H. Yeoh, “On numerical modelling of low-pressure subcooled boiling flows”, *Int. J. Heat Mass Transfer* 45, 1197-1209, 2002.
- 参108 佐合優一、原田健一、古谷正裕、金子浩久、宮地孝政、「RIA 時の沸騰遷移に関する研究 (低温時 RIA)」等、日本原子力学会 2017 年秋の大会、札幌、2017 年 9 月 13 日～15 日.
- 参109 J. A. Trapp, G. A. Mortensen, “A Discrete Particle Model for Bubble-Slug Two-Phase Flows”, *Journal of Computational Physics*, 107, 2, 367-377, August, 1993.
- 参110 S. Levy, “Forced convection subcooled boiling-prediction of vapor volumetric fraction”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 10, 7, 951-965, 1967.
- 参111 P. Saha, N. Zuber, “Point of net vapor generation and vapor void fraction in subcooled boiling”, *Proceedings of International Heat Transfer Conference*, 4, 175-179, 1974.
- 参112 T. Hibiki, M. Ishii, “Active nucleation site density in boiling systems”, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 46, 2587-2601, 2003.
- 参113 G. H. Yeoh, S. Vahaji, S. C. P. Cheung, J. Y. Tu, “Modeling subcooled flow boiling in vertical channels at low pressures - Part 2: Evaluation of mechanistic approach”, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 75, 754-768, 2014.
- 参114 N. Zuber, “The dynamics of vapor bubbles in nonuniform temperature fields”, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 2, 83-98, 1961.

- 参115 A. Tomiyama, K. Miyoshi, H Tamai, I. Zun, T. Sakaguchi, “A bubble tracking method for the prediction of spatial-evolution of bubble flow in a vertical pipe”, 3rd Int. Conf. Multiph. Flow, 1-8, 1998.
- 参116 J. C. Chen, “Correlation for boiling heat transfer to saturated fluids in convective flow”, Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev., 5, 3, 322-329, 1966.
- 参117 H. Takiguchi, M. Furuya, T. Arai and Kenetsu Shirakawa, “Transient boiling flow in 5 × 5 rod bundle under non-uniform rapid heating”, Nuclear Engineering and Design, 340, 447-456, 2018.
- 参118 独立行政法人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」、平成 26 年 3 月。
- 参119 独立行政法人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」、平成 26 年 3 月。
- 参120 独立行政法人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」、平成 27 年 3 月。
- 参121 国立研究開発法人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）に関する報告書」、平成 28 年 3 月。
- 参122 国立研究開発法人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）に関する報告書」、平成 29 年 3 月。
- 参123 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「平成 29 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉の事故時熱流動調査）に関する報告書」、平成 30 年 3 月。
- 参124 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構、「平成 30 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）に関する報告書」、平成 31 年 3 月。
- 参125 一般財団法人電力中央研究所、「平成 28 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（スペーサ影響評価試験）事業成果報告書」、平成 29 年 3 月。
- 参126 一般財団法人電力中央研究所、「平成 29 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（スペーサ影響評価試験）事業成果報告書」、平成 30 年 3 月。
- 参127 一般財団法人電力中央研究所、「平成 30 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（スペーサ影響評価試験）事業成果報告書」、平成 31 年 3 月。
- 参128 株式会社東芝、「沸騰水型原子力発電所 GETAB の概要」、LR-009 改訂 4、平成 10 年 1 月。
- 参129 株式会社日立製作所、「沸騰水型原子力発電所原子炉の熱特性評価法（GETAB）について」、HLR-007 訂 4、平成 9 年 12 月。
- 参130 原子燃料工業株式会社、「BWR の熱的余裕評価手法について」、NLR-04 改訂 2、平成 10 年 11 月。
- 参131 J. A. Borkowski, N. L. Wade, “TRAC-BF1/MOD1 Models and Correlations”, NUREG/CR-4391, 1992.



- 参132 R. E. Phillips, R. W. Shumway, K. H. Chu, “Improvements to the Prediction of Boiling Transition in BWR Transient Calculations”, Proceedings of the 20th ASME/AIChE National Heat Transfer Conference, Milwaukee, WI, August 1981.
- 参133 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 年.
- 参134 OECD/NEA, “Report of the OECD/NEA KAERI Rod Bundle CFD Benchmark Exercise”, NEA/CSNI/R(2013)5, 2013.
- 参135 Y. Katto, H. Ohno, “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.
- 参136 Y. Sibamaoto 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.
- 参137 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.
- 参138 佃由晃他、「燃料集合体信頼性実証試験 — BWR 燃料集合体熱水力試験」、日本原子力学会和文論文誌、1、4、384-403、2002.
- 参139 T. Yonomoto, Y. Sibamoto, A. Satou and Y. Okagaki, “Heat conduction analyses on rewetting front propagation during transients beyond anticipated operational occurrences for BRWs”, Journal of Nuclear Science and Technology, 53, 9, 1342-1352, 2016.
- 参140 G. F. Hewitt, “Hemisphere handbook of heat exchanger design”, Hemisphere Publishing Corporation, Bristol, 2.5.1 D, 1990.
- 参141 S. M. Bajorek, “Rod Bundle Heat Transfer Thermal-Hydraulics Program,” Keynote Lecture at 17th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-17), Xi’ an, China, September 3 - 8, 2017.
- 参142 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.
- 参143 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, 15, 2015.
- 参144 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.

- 参145 H. Nakamura, Y. Anoda, Y. Kukita, “Steam generator multiple U-tube rupture experiments on ROSA-IV/LSTF” , Proceedings of the 6th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-6), Grenoble, France, American Nuclear Society (ANS), IL, USA, 1993.
- 参146 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.
- 参147 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.
- 参148 OECD/NEA, “Final Integration Report of the Rig-of-safety Assessment (ROSA-2) Project - 2009-2012” , NEA/CSNI/R(2016)10, 217, 2016.
- 参149 T. Takeda, “ROSA/LSTF and RELAP5 code analysis on PWR steam generator tube rapture accident with recovery actions” , Nucl. Eng. Technol., 50, 981-988, 2018.

## 主な執筆者一覧

原子力規制庁 長官官房 技術基盤グループ  
システム安全研究部門

金子 順一 技術研究調査官

塚本 直史 技術研究調査官

藤田 達也 技術研究調査官

上原 宏明 技術研究調査官