

4. 炉心出口温度に関する熱流動試験の実施内容

4.1. CET と燃料被覆管温度の関係に着目した総合実験

CET の位置づけ

炉心出口温度(CET)はアクシデントマネジメント(AM)策の判断指標として用いられており、各国の運用が文献[1]にまとめられている。それによると、大きく次の 2 つの枠組みでの使用に分けられる。

- (1) 緊急時操作手順(EOP : Emergency Operating Procedure)の枠組み、即ち、炉心損傷前の Preventive AM での対応での使用。
- (2) EOP から過酷事故マネジメントガイドライン(SAMG : Severe Accident Management Guideline)、即ち、炉心損傷後の Mitigative AM への切り替えを判断する指標としての使用。

これらは国によって設定点基準(set-point basis)が異なり、[1]で報告された代表的な国の運用を表 4.1-1 に示す。このうち日本においては文献[1]の発表当時(2010 年)に(2)に関する基準は無く、新規性基準適合性審査の中で事業者から示された文献[2]や[3]の情報を表 4.1-1 に記載した。これによると、CET の基準を、以下の(a)～(d)とし、(1)には(a)や(b)が、(2)には(b)や(c)が用いられる。

- (a) サブクールマージンの定量化及び喪失
- (b) 過熱状態の開始の検出
- (c) 過熱度の定量化
- (d) 炉心の冠水や冷却の決定

例えば、日本における(1)の運用では、格納容器内での原子炉冷却系統(RCS)漏えいを特定し、非常用炉心冷却系(ECCS)による原子炉容器への注水がなされていない、または CET に対して 350℃以上が、EOP における炉心冷却の維持の適用条件に定められている。これは、炉心冷却の維持(1)に該当する[2]。

(2)に対する(c)にはベンダーや事業者により様々な基準が提案されており、[1]での報告を基に以下に代表的なものを挙げる。

- CEOG (Combustion Engineering Owners Group)
 - (b)の指標として CET の過熱度を 10℃と設定し、それ以降を SAMG の開始としている。この時点では EOP も並行して使われる。
- WOG (Westinghouse Owners Group)
 - (b)の指標として CET > 370℃が炉心冷却の劣化 (炉心の露出) とするがこの時点では SAMG へ移行はしない。
 - (c)の指標として CET > 650℃が不適切な炉心冷却として認識される。これは EOP の枠内で判断されるが、その後適切な炉心冷却がなされない場合 SAMG へ移行する。即ち、CET が 650℃になった瞬間に移行を意味するのではなく、過渡変化が生じ、SAMG や EOP で定義される回復操作が使えない場合に移行する。

☆ この値は BDBA(多量の放射性物質等を放出する事故)の解析に基づいており、650℃では炉心の 75%が露出するが、この値は事故シーケンス、特に圧力に依存するとされている。

- EDF GIAG (フランスの SAM に相当)

- (c)として CET>1100℃が設定され、これは EOP-SAMG 移行の設定点の最も高い値である。この温度では燃料は既に損傷し、燃料から核分裂生成物(FP)の放出が開始する温度としており、燃料被覆管温度は 1350～1500℃に到達する。この設定点は、燃料の状態を検出するものではなく、冷却材の喪失や炉心損傷開始と関連付けられる。

- AREVA-SAS

- EPR(欧州加圧水型炉)を対象とした解析に基づき (OSSA)、CETは燃料被覆管温度に対する圧力の関数として与えられる。相当する燃料被覆管温度は、最近の再冠水実験データを考慮すると、炉心冷却の回復が決定的となる温度よりも高い。

日本では、(2)として表 4.1-1 に示すように、炉心過熱の適用条件 (CET>350℃) が成立し、格納容器内高レンジエリアモニタの指示値が 10⁵ mSv/h 以上とされている。このように各国で設定点基準は異なる。

NEA 報告書[1]で提案された課題

- 熱水力応答の予測を主目的とし、炉心と上部プレナム領域を詳細に模擬していない最適評価(BE)コードの現行モデルは、CET と燃料被覆管温度の時間遅れに対して十分に検証されていない可能性がある。BE コードの最大の欠点は空間解像度が粗く、CET 分布が再現できない可能性がある。AM 手順の開発には、炉心と上部プレナム領域を詳細に模擬するモデルが効果的となる。
- CET 応答に影響を与える熱伝達モードを予測するための物理モデルの評価。
- 炉心露出部に加えて CET 計測場所に対するノーディング手法への best practice guideline の開発。
- 実験データとの比較による、BE コードで模擬されない三次元効果の影響評価。
- 三次元効果が CET と燃料被覆管温度間の時間遅れあるいは過熱度に大きな影響を与える場合、数値流体力学(CFD)コードを活用した三次元効果のモデル化。

LSTF の総合効果実験の目的

図 4.1-1 に原子力機構が所有する大型非定常実験装置(LSTF : Large Scale Test Facility)の系統図を示す。LSTF[4]は、ウェスチングハウス社型の電気出力 1100MW 級 4 ループ加圧水型軽水炉(PWR)である日本原子力発電(株)の敦賀 2 号機を参照炉とし、同炉を同一高さ、体積比 1/48、2 ループで模擬でき、多数の CET 計測点を有する大規模熱水力総合効果実験装置である。加圧器はループ A に接続され、高温側配管や低温側配管の破断時の破断口は

ループ B に設置される。LSTF を用いて、CET と燃料被覆管温度の関係に着目した総合効果実験を実施する。

2002～2003 年に米国 Davis Besse 炉の压力容器頂部減肉[5]や米国 South Texas Project 1 号機の压力容器底部計装管外周の残渣[6]の事例が生じた。これらに起因して、压力容器頂部や压力容器底部において小破断冷却材喪失事故(LOCA)が発生する恐れがあり、炉心水位の低下に伴って燃料被覆管温度や CET が上昇する可能性がある。また、压力容器頂部や压力容器底部の小破断 LOCA 時において、燃料被覆管温度に対する CET の時間遅れが大きいことが報告されている[7]。

PWR における CET の適用性は、時間遅れと過熱度の定量的な評価（乖離の定量化）に集約されるが、従来知見が不十分である。そのため、ECCS である高圧注入(HPI)系と補助給水系の不作動を仮定した条件で、低温側配管及び高温側配管における 1%小破断 LOCA を模擬する。ここで、LSTF による従来実験では、炉心保護のため、燃料被覆管温度が 908K または 958K に到達した時点で炉心出力を自動低下させた。しかし、本年度の実験では、可能な限り高温の熱流動状態を模擬するため、燃料被覆管温度が 1003K に到達した時点で炉心出力を自動停止する。また、実験対象は小破断 LOCA ではあるが、CET と燃料被覆管温度への影響を避けるため、AM 策は考慮しない。これらの低温側配管及び高温側配管における 1%小破断 LOCA 実験を実施し、CET と燃料被覆管温度等に関するデータベースの拡充を図る。

加えて、PWR の炉心損傷防止対策の有効性評価事象[8]のうち、ECCS 注水機能喪失事象として、高圧注入機能喪失を伴う高温側配管小破断 LOCA 時の AM 策を検討する際、関連実験が少なく、従来知見が不十分である。そのため、HPI 系の不作動を仮定した、AM 策を伴う 1.9%高温側配管小破断 LOCA 実験を実施し、AM 策の有効性等の知見の拡充を図る。

LSTF の CET 計測用熱電対の配置及びロッドバンドルの配列

図 4.1-2～図 4.1-4 に LSTF の炉心出口部に設置された上部炉心板の上面の流路孔、内部構造物及び CET 計測用熱電対の配置と配置高さ並びに高温側配管及び低温側配管の設置方向を示す。また、図 4.1-5 及び図 4.1-6 にそれぞれ LSTF の压力容器内部構造物の垂直方向断面図、参照炉(4 ループ PWR)と LSTF の比較図を示す。上部炉心板は厚さ 76.2mm で、その下面は炉心発熱部の上端から 308mm 上方に位置する(図 4.1-5 及び図 4.1-6)。上部炉心板の外径は 511.4mm で、炉心外周壁の炉心バレル内径(514mm)との間に 1.3mm のギャップで固定されている。上部炉心板には、8 体の制御棒案内管(CRGT)と 10 体の大小の支持カラムが設置されている。図 4.1-7 及び図 4.1-8 にそれぞれ LSTF の CRGT 及び支持カラムの垂直方向断面図を示す。CRGT 下端には、2 か所（上部炉心板の上面から 234.7～

374.4mm 上方と 425～540.7mm 上方の位置)で4方向(35°、125°、215°、305°)に貫通孔が有る。縦長の貫通孔は、139.7mm 縦×14mm 横と 115.7mm 縦×14mm 横の2種類である。低温側配管及び高温側配管破断時であっても、上部ヘッドはスプレイノズルを通じてダウンカマと接続されているため、上部プレナム内の冷却材が CRGT 下端の貫通孔を通じて上部ヘッドに流入する可能性がある。支持カラムは、上部ヘッドと上部プレナムを仕切るための上部炉心支持板と、上部炉心板を支える構造物である。図 4.1-2 において、24 個の大小の流路孔は淡黄色で表示する。ここで、CRGT 内の流路と CRGT が取り付けられている上部炉心板内の流路はつながっているため、当該上部炉心板には流路孔が無い(図 4.1-4)。一方、支持カラム下端と上部炉心板上面はつながっていないため、当該上部炉心板には流路孔が有る(図 4.1-8)。

20 点の CET 計測用熱電対のうち、16 点は流路孔の縁(図 4.1-3)、4 点は CRGT 下部の外側(図 4.1-4)に設置されている。熱電対の感温部は何れも上部炉心板上面から 13mm 上に支持されている。なお、参照炉(敦賀 2 号機)では、上部炉心板の上面の支持カラム近傍に 50 点の CET 計測用熱電対が設置されている。

図 4.1-9 に 7×7 配列のロッドバンドル 24 体の配置と高温側配管及び低温側配管の設置方向を示す。図中の 1～24 はそれぞれバンドル No.の B01～B24 に相当する。炉心中央には平均出力バンドル B21～B24 の 4 体、その周囲には高出力バンドル B13～B20 の 8 体、外周には低出力バンドル B01～B12 の 12 体が配置されている。各バンドルには、直径 9.5mm の模擬燃料ロッドが 12.6mm のピッチで配置され、かつ複数の制御棒模擬の非発熱ロッドが設置されている。模擬燃料ロッド及び非発熱ロッドは、それぞれ 1008 本及び 96 本である。なお、高出力バンドル、平均出力バンドル、低出力バンドルのピーキングファクターは、それぞれ 1.51、1.00、0.66 である。軸方向出力分布はステップ状コサイン分布で、ピーキングファクターは 1.495 である。

ロッドバンドルの被覆管温度計測用の熱電対が軸方向に 9 か所設置されている。Pos.9～Pos.1 は、炉心底部からそれぞれ 3.610m、3.048m、2.642m、2.236m、1.830m、1.424m、1.018m、0.612m、0.050m 上の高さである。なお、軸方向位置毎に熱電対が設置されているバンドルは異なる。また、流体温度計測用の熱電対が設置されている 10 体のバンドル No.は B05、B07、B09、B14、B15、B18、B20、B22、B23、B24 であり、バンドル毎に熱電対が設置されている軸方向位置は異なる。

図 4.1-2 に示すように、流路孔の縁に取り付けられている CET 計測用の熱電対の下方に位置する 16 体のバンドル No.は B01～B09、B11、B14、B15、B18、B19、B21、B23 である。また、CRGT 下部の外側に取り付けられている CET 計測用の熱電対の下方に位置する 4 体のバンドル No.は B10、B12、B22、B24 である。故に、残りの 4 体の高出力バンドル B13、B16、B17、B20 の上方に位置する上部炉心板の上面には CET 計測用の熱電対は設置されていない。

表 4.1-1 各国や各機関における CET による判断基準

国	日本	米国	フランス	ドイツ	韓国
(1) EOP での対応	350℃	具体的な 記述無し	具体的な 記述無し	400℃ (F&B)	➤ 370℃(炉 心冷却の 劣化) ➤ 650℃(不 適切な炉 心冷却)
(2) EOP から SAMG への対応 切り 替え	350℃ (格納容器内高 レンジエリア モニタ 10 ⁵ mSv/h との and 条件)	➤ 650℃ (WOG) ➤ 過熱度 10℃ (CEOG)	➤ 1100℃ (GIAG) ➤ 650℃ (OSSA)	～600℃ (予定)	650℃

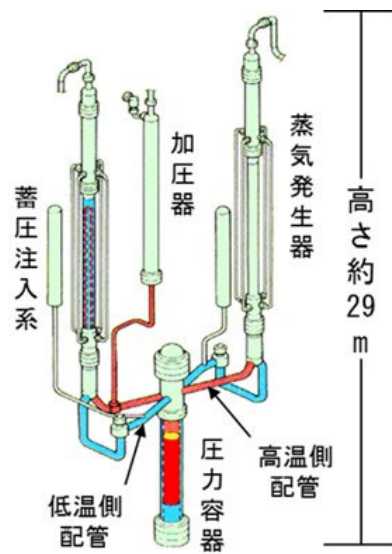
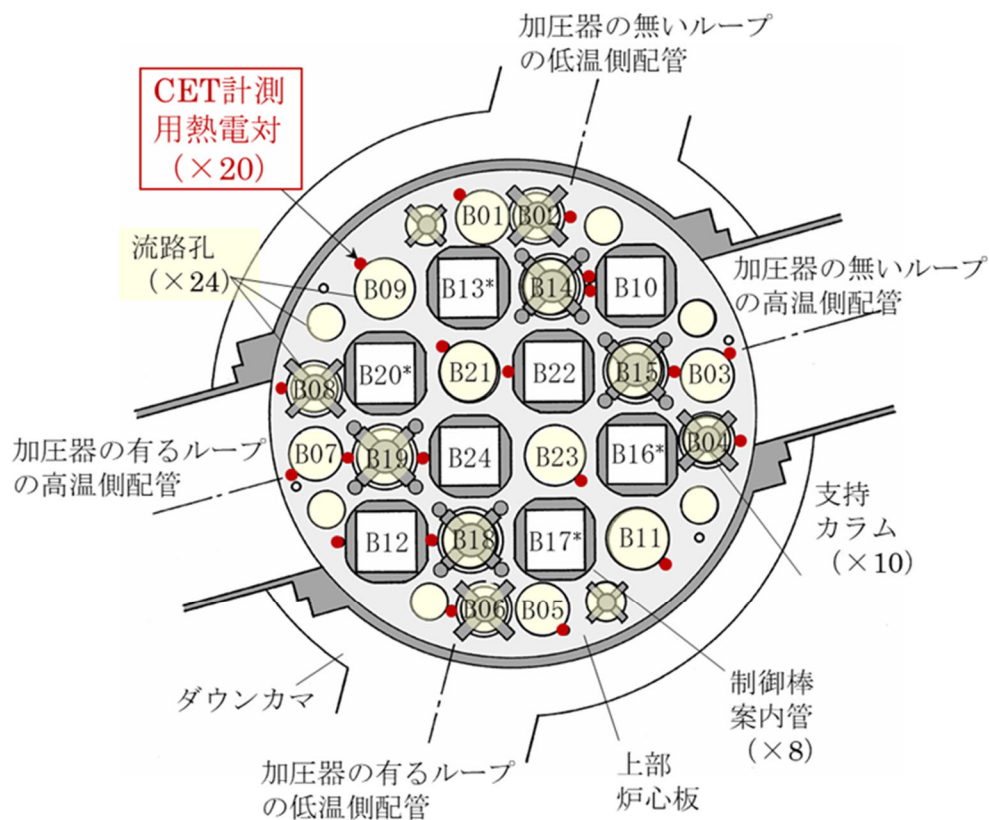


図 4.1-1 LSTF 系統図



*CET計測用熱電対が設置されていないバンドルNo. (図2-9参照)

図 4.1-2 LSTF 上部炉心板水平方向断面図 [1]

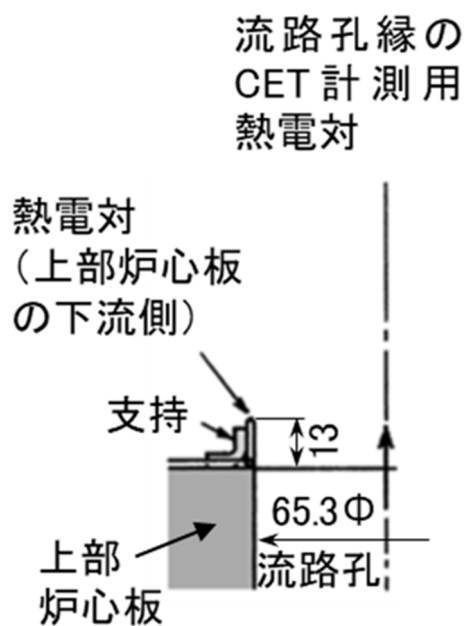


図 4.1-3 LSTF 流路孔縁の CET 計測用熱電対の位置 [1]

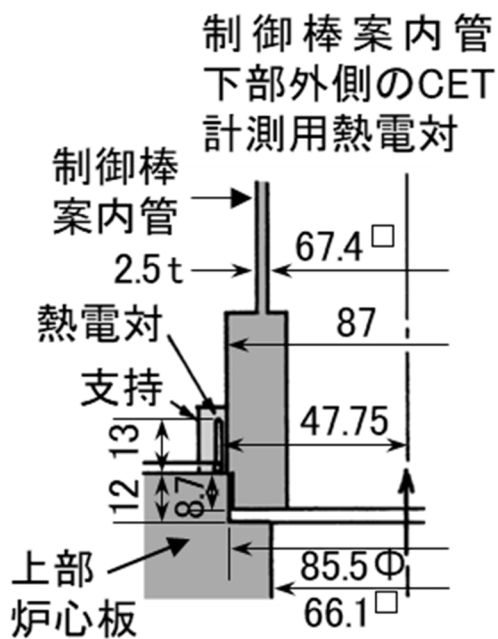


図 4.1-4 LSTF 制御棒案内管下部外側の CET 計測用熱電対位置 [1]

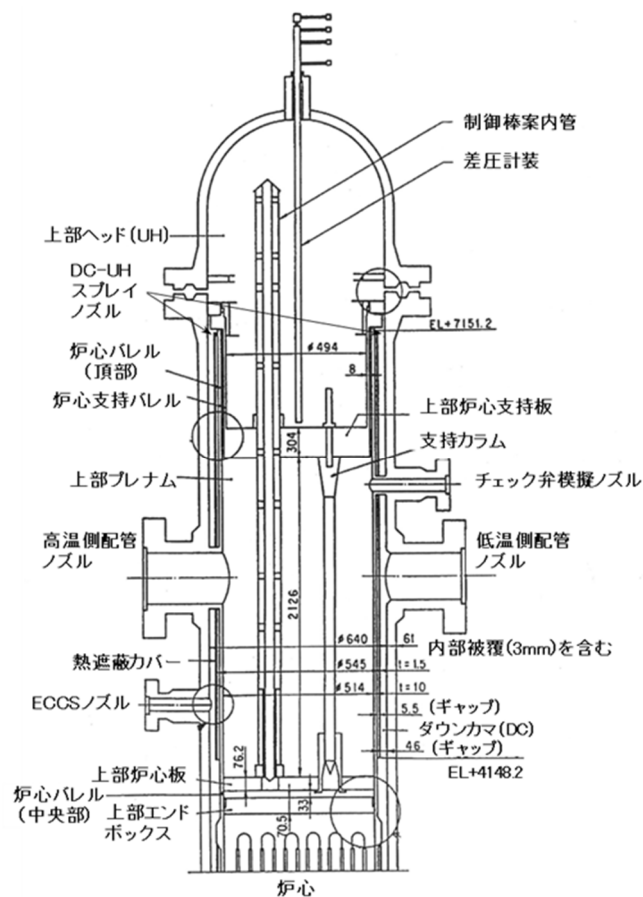


図 4.1-5 LSTF 圧力容器内部構造物垂直方向断面図 [4]

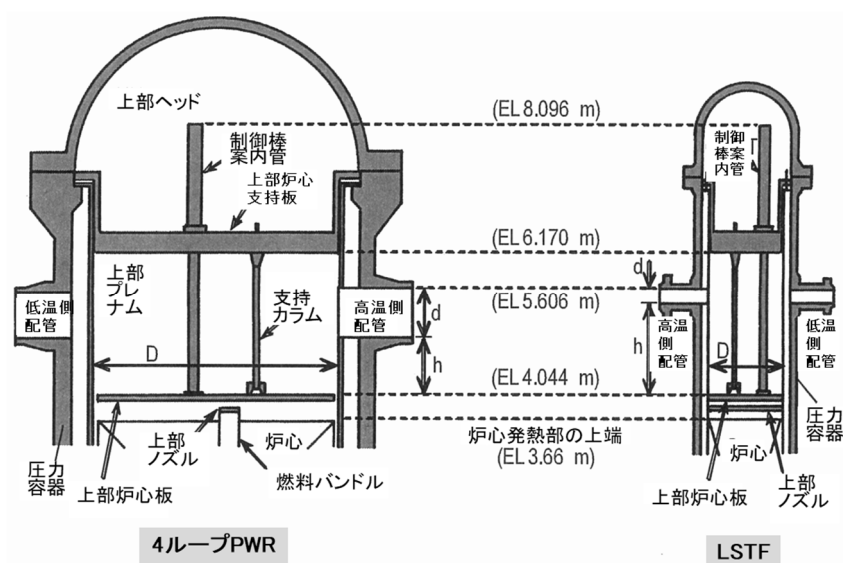


図 4.1-6 4ループ PWR と LSTF の圧力容器内部構造物垂直方向断面図 [1]

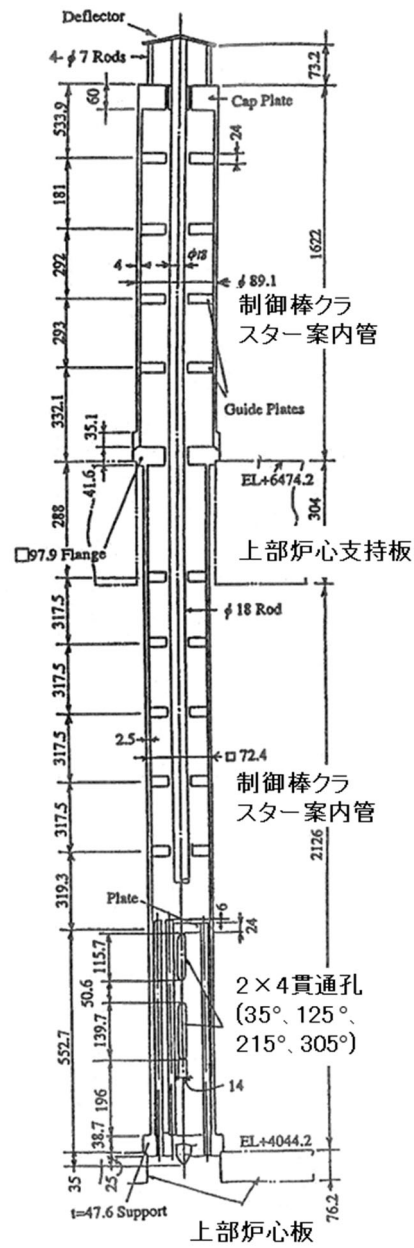


図 4.1-7 LSTF 制御棒案内管垂直方向断面図 [4]

4.1.1. 低温側配管小破断 LOCA 実験

過去の ROSA-IV 及び ROSA-V 計画において、アクシデントマネジメント(AM)策の炉心冷却への有効性や CET 挙動等に着目した[1]、低温側配管小破断 LOCA に関する 9 回の実験(実験番号：SB-CL-01、SB-CL-09、SB-CL-12、SB-CL-18、SB-CL-24、SB-CL-25、SB-CL-29、SB-CL-32、SB-CL-52)と低温側配管中破断 LOCA に関する 2 回の実験(実験番号：IB-CL-01、IB-CL-03)を実施している。このうち、SB-CL-01、SB-CL-09、SB-CL-24 実験は NEA 報告書[2]に記載の実験である。これらの LSTF 実験の主な条件や結果を以下にまとめるとともに、表 4.1.1-1 に示す。

- ✧ SB-CL-01 実験(1985 年)[2]では、高圧注入(HPI)系と補助給水(AFW)系の不作動を仮定し、2.5%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。2.5%破断のため AM 策は講じなかった。燃料被覆管温度が 908K に到達したため、炉心出力が自動低下した。燃料被覆管最高温度(PCT)は 923K、CET ピーク値(CET_{peak})は 704K を記録した。
- ✧ SB-CL-09 実験(1986 年)[2]では、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、10%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。10%破断のため AM 策は講じなかった。燃料被覆管温度が 908K に到達したため、炉心出力が自動低下した。PCT は 930K を記録し、CET の上昇は観察されなかった。
- ✧ SB-CL-12 実験(1987 年)では、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、0.5%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、蒸気の過熱により高温側配管の過熱度が 20K に到達した時点で、両ループの HPI 系から低温側配管への手動注入を開始した。PCT は 736K、CET_{peak} は 639K を記録した。
- ✧ SB-CL-18 実験(1988 年)[3]では、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、5%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。5%破断のため AM 策は講じなかった。PCT は 737K を記録したが、CET の上昇は観察されなかった。
- ✧ SB-CL-24 実験(1990 年)[2]では、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、0.5%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。一番目の AM 策として、破断後 600 秒で、SG 二次側減圧を一次系減圧率 100K/h を目標として開始した。二番目の AM 策として、一次系圧力の上昇時点で、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を開始した。PCT は 736K、CET_{peak} は 639K を記録した。
- ✧ SB-CL-25 実験(1992 年)では、HPI 系の不作動を仮定し、0.5%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、燃料被覆管温度が 650K に到達した時点で、両ループの蒸気発生器(SG)逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始した。また、SG 二次側減圧とほぼ同時に、両ループの SG 二次側への AFW を開始した。PCT は 676K、CET_{peak} は 590K を記録した。
- ✧ SB-CL-29 実験(1995 年)では、HPI 系の不作動を仮定し、1%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、蒸気の過熱により高温側配管の過熱度が 10K に到

達した時点で、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を開始した。燃料被覆管温度が 908K に到達したため、炉心出力が自動低下した。PCT は 923K、CET_{peak} は 728K を記録した。

- ✧ SB-CL-32 実験(1996 年)[4]では、HPI 系の不作動を仮定し、1%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、破断後 600 秒で、SG 二次側減圧を一次系減圧率 200K/h を目標として開始した。また、SG 二次側減圧とほぼ同時に、両ループの SG 二次側への AFW を開始した。PCT は 772K を記録したが、CET の上昇は観察されなかった。
- ✧ IB-CL-01 実験(2009 年)では、HPI 系と AFW 系の不作動の不作動を仮定し、20%低温側配管上向き中破断 LOCA を模擬した。20%破断のため AM 策は講じなかった。燃料被覆管温度が 958K に到達したため、炉心出力が自動低下した。PCT は 989K、CET_{peak} は 562K を記録した。
- ✧ IB-CL-03 実験(2010 年)では、AFW 系の不作動とともに、HPI 系、蓄圧注入系、低圧注入系からループ A (加圧器の有るループ)の低温側配管のみへの注入を仮定し、17%低温側配管上向き中破断 LOCA を模擬した。17%破断のため AM 策は講じなかった。燃料被覆管温度が 958K に到達したため、炉心出力が自動低下した。PCT は 978K、CET_{peak} は 653K を記録した。
- ✧ SB-CL-52 実験(2023 年)[5]では、HPI 系の不作動を仮定し、1.9%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、SI 信号発信後 600 秒で、両ループの SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始した。また、SI 信号発信に伴い、両ループの SG 二次側への AFW を開始した。燃料被覆管温度が 1003K に到達したため、炉心出力が自動停止した。PCT は 1007K、CET_{peak} は 653K を記録した。

本年度実施した SB-CL-53 実験では、炉心過熱時の CET の上昇を確実なものとするため、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、1%低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。SB-CL-53 実験の主な制御ロジックを表 4.1.1-2 に示す。SB-CL-53 実験の主な仮定と条件は、以下の通りである。

- HPI 系と AFW 系の不作動を仮定する。
- 時刻ゼロで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。破断口は、1%低温側配管破断を模擬するため、内径 10.1mm のオリフィスを用いる。破断口面積は、体積比(1/48)を考慮した、1%低温側配管流路面積に相当する。破断ユニットの下流を積算(ST)タンクに接続し、ST タンクの水位変化から、破断流量を評価する。
- 加圧器圧力が 12.97MPa に低下した時点で、スクラム信号を発信する。これにより、SG 主蒸気止め弁を閉止、両ループの SG 主給水を停止、両ループの SG 主蒸気隔離弁を閉止する。
- SG 逃し弁の開/閉圧力は 8.03/7.82MPa である。このとき、SG 逃し弁は内径 16.2mm

のオリフィスを用いて模擬する。

- スクラム信号発信後の一次冷却材ポンプの回転数を表 4.1.1-3、炉心出力を表 4.1.1-4 に示す予め定めた計画値を与える。
- 一次系圧力が 4.51MPa に低下した時点で、ACC 系を作動して両ループの低温側配管へ均等に注入する。ACC 系の注入温度は 320K で一定とする。
- 燃料被覆管温度が 1003K に到達した時点で、炉心保護のために炉心出力を自動停止する。これは装置保護のための人為的な操作であり、この状況に達した後は実機応答を模擬したものでないことに留意されたい。

図 4.1.1-1 に、ループ B(加圧器の無いループ)の低温側配管の水平方向に取り付けた破断ユニットの系統図を示す。また、図 4.1.1-2 に、破断後 800 秒(蒸気-水二相放出過程：図 4.1.1-4 参照)における压力容器内冷却材の流れの概略を示す。破断口が設置されている低温側配管における減圧により、炉心内から、炉心出口、低温側配管に向かう冷却材の流れがある。

表 4.1.1-5 に SB-CL-53 実験で観察された主な事象の時系列の推移を示す。また、図 4.1.1-3～図 4.1.1-31 に時系列で主な結果をグラフ表示する。SB-CL-53 実験で観察された主な熱水力挙動を以下にまとめる。

熱水力挙動の概要

破断と同時に、一次系圧力は加圧器水位とともに低下し始めた(図 4.1.1-7)。45 秒にスクラム信号が発信した。両ループの高温側配管は 63 秒で水位が形成された(図 4.1.1-9)。加圧器水位は単調に低下し、95 秒で喪失した。炉心出力は事前に定めた出力曲線に従い、64 秒から減衰を開始した(図 4.1.1-3)。また、両ループの一次冷却材ポンプの回転数は事前に定めた回転数曲線に従い、46 秒にコーストダウンを開始することで、一次系ループ流量は低下した(図 4.1.1-6)。296 秒に一次冷却材ポンプを停止した。約 500 秒、約 920 秒までにそれぞれループ A、ループ B の一次系ループ流量はほぼゼロとなった。スクラム信号発信と同時の SG 主蒸気止め弁の閉止により、SG 二次側圧力は上昇した(図 4.1.1-7)。しかし、約 95～695 秒、約 85～1290 秒において、それぞれループ A、ループ B の SG 逃し弁の周期的開閉により、SG 二次側圧力は約 8MPa に維持された。このとき、SG 逃し弁の周期的開閉の設定圧力に対するループ間の僅かな差に従い、SG 二次側圧力の変動にループ間で差が生じた。SG 逃し弁の周期的な開閉に伴い、SG 二次側水位は変動した(図 4.1.1-8)。故に、SG 二次側水位の変動にループ間で差が生じた。SG 逃し弁の周期的な開閉後、ループ A、ループ B の SG 二次側水位は、それぞれ 10.4m、9m に維持された。

両ループの低温側配管は 220 秒で水位が形成された(図 4.1.1-5)。1450 秒、1500 秒までにそれぞれループ A、ループ B の低温側配管は水位を喪失した。1425 秒にループ B でル

ープシールクリアリング(LSC)が生じたことから(図 4.1.1-10)、ループ B の低温側配管水位と一次系ループ流量は一時的に上昇した(それぞれ図 4.1.1-5 と図 4.1.1-6)。破断流はこのような低温側配管水位に依存して、満水状態から水位形成までは水単相放出、水位形成から水位喪失までは蒸気-水二相放出、水位喪失時は蒸気単相放出と変化した(図 4.1.1-4)。

ループ A、ループ B の SG 伝熱管のうち、代表的な短い管、中間長さの管、長い管の水位をそれぞれ図 4.1.1-12 と図 4.1.1-13 に示す。50 秒で両ループの SG 伝熱管に水位が形成され、顕著な水位低下が開始した。両ループの SG 伝熱管の水位低下率は異なり、500 秒、900 秒までにそれぞれループ A、ループ B の SG 伝熱管の水位を喪失した。440 秒、810 秒からそれぞれループ A、ループ B のクロスオーバーレグ下降流側の顕著な水位低下が開始した(図 4.1.1-10)。1425 秒でループ B ではクロスオーバーレグの下端まで低下し、LSC が生じた。一方、ループ A ではクロスオーバーレグ下降流側水位がレグ下端近くまで低下後回復した。このように、クロスオーバーレグ下降流側は、ループ間で非対称な水位挙動を示した。なお、LSC が生じるループ数は、低温側配管に設けた破断口のサイズの影響が考えられる。

1030 秒から両ループの高温側配管の顕著な水位低下が開始し、1200 秒、1800 秒までにそれぞれループ A、ループ B の高温側配管は水位を喪失した(図 4.1.1-9)。1090 秒から上部プレナムの顕著な水位低下が開始し、1210 秒までに水位を喪失した(図 4.1.1-14)。上部プレナムの水位喪失と同時に、炉心の顕著な水位低下が開始した(図 4.1.1-15)。ループ B での LSC(図 4.1.1-10)に至る 1425 秒までの過程で、炉心水位は一時的に全炉心の 1/2 程度まで低下した。しかし、ループ B の LSC 後に炉心水位は回復したため、燃料被覆管温度は 1265～1442 秒で一時的な上昇(最大 125K)に留まった(図 4.1.1-26)。1470 秒から再度上部プレナムの顕著な水位低下が開始した(図 4.1.1-14)。上部プレナムの水位喪失と同時に、炉心の顕著な水位低下が開始した(図 4.1.1-15)。ボイルオフに起因して炉心が露出し、1632 秒、1730 秒からそれぞれ燃料被覆管温度、CET は上昇を開始した。1770 秒以降、一次系圧力は SG 二次側圧力を下回った(図 4.1.1-7)。2228 秒で 2 番目の最高温度を示した Pos.7 における高出力バンドル B13 の燃料被覆管温度は 1003K に到達したため(図 4.1.1-26)、炉心出力を自動停止した(図 4.1.1-3)。炉心出力の自動停止とほぼ同時に、Pos.7 における高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度はピーク値の 1024K を指示した。一次系圧力は低下し続け、2450 秒で両ループの蓄圧注入系が作動した(図 4.1.1-11)。

炉心出力の自動停止により燃料被覆管温度が低下することと、一次系の圧力応答を確認後、2529 秒に破断ユニットの破断弁を閉止して実験を終了した。

CET と燃料被覆管温度の挙動

図 4.1.1-16～図 4.1.1-18 にそれぞれ中央、周囲、外周における 1200～2400 秒での CET 分布を示す。ここで、図 4.1-2 に CET 計測用熱電対の位置、図 4.1-9 にロッドバンドルの配置を示す。高出力バンドル B13、B16、B17、B20 を除くバンドルの上方に位置する流路孔の縁や CRGT 下部の外側には、一個ずつ CET が取り付けられている。

中央は、平均出力バンドル B21～B24 の上方に位置する CET である。また、周囲は、低出力バンドル B09～B12 及び高出力バンドル B14、B15、B18、B19 の上方に位置する CET である。さらに、外周は、低出力バンドル B01～B08 の上方に位置する CET である。なお、2228 秒で 2 番目の最高温度を示した Pos.7 における高出力バンドル B13 の燃料被覆管温度が 1003K に到達したため(図 4.1.1-21)、炉心出力は自動停止した(図 4.1.1-26)。

中央(図 4.1.1-16)において、何れの CET も 1370～1445 秒で最大 42K の一時的な上昇が観察された。続いて、何れの CET も 1730～1780 秒で再度上昇を開始した。また、平均出力バンドル B21 の上方に位置する CET は、その他のバンドルの上方に位置する CET よりも総じて高く、炉心出力の自動停止と同時に 784K を記録した。

周囲(図 4.1.1-17)において、何れの CET も 1345～1445 秒で最大 30K の一時的な上昇が観察された。続いて、何れの CET も 1730～1780 秒で再度上昇を開始した。また、高出力バンドル B14 の上方に位置する CET は、その他のバンドルの上方に位置する CET よりも総じて高く、炉心出力の自動停止と同時に 718K を記録した。

外周(図 4.1.1-18)において、何れの CET も 1340～1445 秒で最大 28K の一時的な上昇が観察された。続いて、何れの CET も 1730～1810 秒で再度上昇を開始後、総じてほぼ等しく、炉心出力の自動停止と同時に 668K を記録した。

図 4.1.1-19～図 4.1.1-25 にそれぞれ昇温を観察した燃料被覆管の Pos.9～Pos.3 の高さにおける 1200～2400 秒での水平方向温度分布を示す。ここで、Pos.9～Pos.3 は、炉心底部からそれぞれ 3.610m、3.048m、2.642m、2.236m、1.830m、1.424m、1.018m 上の高さの燃料被覆管温度である。

Pos.9(図 4.1.1-19)において、高出力バンドル B17 の燃料被覆管は、1265～1310 秒で最大 26K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、1315～1442 秒で最大 85K の一時的な温度上昇が観察された後、1632 秒で再度昇温を開始し、878K の最高温度を記録した。また、平均出力バンドル B22 の燃料被覆管は、1265～1300 秒で最大 12K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、1365～1442 秒で最大 40K の一時的な温度上昇が観察された後、1632 秒で再度昇温を開始し、2400 秒で 914K を記録した。さらに、低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、1265～1442 秒で最大 30K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、1632 秒で再度昇温を開始し、736K の最高温度を記録した。

Pos.8(図 4.1.1-20)において、高出力バンドル B13 の燃料被覆管は、1310～1438 秒で最大 110K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、1692 秒で再度昇温を開始し、944K

の最高温度を記録した。また、低出力バンドル B10 の燃料被覆管は、1360～1438 秒で最大 42 K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、1692 秒で再度昇温を開始し、793K の最高温度を記録した。さらに、低出力バンドル B03 の燃料被覆管は、1400～1438 秒で最大 22 K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、1692 秒で再度昇温を開始し、798K の最高温度を記録した。

Pos.7(図 4.1.1-21)において、高出力バンドル B17 及び B13 の燃料被覆管は、何れも 1345～1435 秒でそれぞれ最大 125K 及び 115K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、何れも 1740 秒で再度昇温を開始し、それぞれ 1024K 及び 1005K の最高温度を記録した。また、平均出力バンドル B22 の燃料被覆管は、1345～1438 秒で最大 78K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、1740 秒で再度昇温を開始し、938K の最高温度を記録した。さらに、低出力バンドル B03、B08 及び B10 の燃料被覆管は、それぞれ 1390～1435 秒、1345～1435 秒及び 1352～1435 秒でそれぞれ最大 35K、57K 及び 50K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、何れも 1740 秒で再度昇温を開始し、それぞれ 864K、858K 及び 844 K の最高温度を記録した。

Pos.6(図 4.1.1-22)において、高出力バンドル B13、低出力バンドル B03 及び B10 の燃料被覆管は、何れも 1400～1430 秒でそれぞれ最大 45K、20K 及び 17K の一時的な温度上昇が観察された。続いて、何れも 1810 秒で再度昇温を開始し、それぞれ 985K、865K 及び 846 K の最高温度を記録した。

Pos.5(図 4.1.1-23)において、高出力バンドル B17、平均出力バンドル B22 及び低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、何れも 1905 秒で昇温を開始し、それぞれ 928K、843K 及び 802 K の最高温度を記録した。

Pos.4(図 4.1.1-24)において、高出力バンドル B13、低出力バンドル B03 及び B10 の燃料被覆管は、何れも 2025 秒で昇温を開始し、それぞれ 789K、690K 及び 683K の最高温度を記録した。

Pos.3(図 4.1.1-25)において、平均出力バンドル B22 及び低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、何れも 2200 秒で昇温を開始し、それぞれ 581K 及び 570K までの温度上昇を記録した。なお、高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度は計測不能となった。

図 4.1.1-26 に 1200～2400 秒での代表的な CET、燃料被覆管温度及び炉心出力の関係を示す。ここで、代表的な CET として、中央、周囲、外周それぞれにおいて、最高温度が観察された平均出力バンドル B21、高出力バンドル B14、低出力バンドル B01 の上方に位置する CET を選定した。また、代表的な燃料被覆管温度として、Pos.9～Pos.4 の各高さにおいて、高出力バンドルの B17 か B13 の何れか一方の最高温度が観察された燃料被覆管温度を選定した。加えて、Pos.3 において、平均出力バンドル B22 の燃料被覆管温度を選定した。Pos.9、Pos.8、Pos.7、Pos.6、Pos.5、Pos.4、Pos.3 の順番で燃料被覆管温度が上昇を開始した。炉心出力の自動停止とほぼ同時に、Pos.7 における高出力バンドル B17 の燃

燃料被覆管温度はピーク値の 1024K を指示した。Pos.7 の燃料被覆管温度の上昇とほぼ同時に、CET は上昇を開始した。CET は、中央、周囲、外周の順番で総じて高くなった。燃料被覆管温度の挙動と異なり、炉心出力の自動停止後も、CET は総じて上昇し続けた。

図 4.1.1-27～図 4.1.1-29 にそれぞれ代表的な燃料被覆管温度と中央、周囲、外周の CET の関係を示す。ここで、代表的な CET として、中央、周囲、外周それぞれにおいて、最高温度が観察された平均出力バンドル B21、高出力バンドル B14、低出力バンドル B01 の上方に位置する CET を選定した。また、代表的な燃料被覆管温度として、Pos.9～Pos.4 の各高さにおいて、高出力バンドルの B17 か B13 の何れか一方の最高温度が観察された燃料被覆管温度を選定した。加えて、Pos.3 において、平均出力バンドル B22 の燃料被覆管温度を選定した。炉心水位や軸方向出力分布（炉心中央が最も高い出力、炉心頂部と底部が最も低い出力）の影響を受けながら、燃料被覆管温度に対する CET の上昇率は燃料被覆管温度及び CET の位置に依存した。Pos.9、Pos.5、Pos.4 及び Pos.3 を除く、Pos.8～Pos.6 の燃料被覆管温度に対する CET の上昇率は、ほぼ同じ傾向を示した。

ここで、AM 策の開始指標に相当する、CET が 623K に到達した時点(1860 秒)の高出力バンドルの燃料被覆管温度を表 4.1.1-6 に示す。Pos.9～Pos.4 の高さにおける燃料被覆管温度（バンドル No.）は、それぞれ 679K（B17）、702K（B13）、718K（B17）、656K（B13）、572K（B17）、565K（B13）を記録した。故に、CET が 623K に到達時、Pos.7 の高さの燃料被覆管温度は他の高さの燃料被覆管温度に比べて高くなった。

表 4.1.1-5 に示すように、燃料被覆管温度に対する CET の時間遅れに関して、最も早い CET の上昇(1730 秒)は燃料被覆管温度の上昇(1632 秒)より 98 秒遅れ、CET が 623K に到達(1860 秒)するまでに更に 130 秒掛かった。

CRGT が設置されている上部炉心板の下方に位置するバンドルと CRGT が設置されていない上部炉心板の下方に位置するバンドルの流体温度を比較する。図 4.1.1-30 及び図 4.1.1-31 にそれぞれ高出力バンドル及び平均出力バンドルの流体温度を示す。評価時間として、炉心過熱過程の 1900 秒、2000 秒、2100 秒を選定した。また、評価温度として、Pos.9(炉心頂部)～Pos.5(炉心中央)の高さ、即ち、炉心底部からそれぞれ 3.610m、3.048m、2.642m、2.236m、1.830m 上の高さの流体温度を選定した。さらに、CRGT が設置されている上部炉心板の下方に位置する高出力バンドル、平均出力バンドルとして、それぞれ B20、B22 を選定した。一方、CRGT が設置されていない上部炉心板の下方に位置する高出力バンドル、平均出力バンドルとして、それぞれ B15、B23 を選定した。

CRGT が設置されている上部炉心板の下方に位置する高出力バンドル B20 において、炉心の高温蒸気は、上部炉心板から CRGT に流入する。それとは反対に、高出力バンドル B15 において、炉心の高温蒸気は、上方に支持カラムが取り付けられている上部炉心板の流路孔を通過して上部プレナムに流入する。あるいは、炉心の高温蒸気は、上方に CRGT が取り付けられている上部炉心板に向かって流れ、CRGT 内に流入する。

図 4.1.1-30 に示すように、炉心中央付近において、高出力バンドルの B20 と B15 の流体温度は一致している。一方、炉心頂部付近において、高出力バンドル B15 の流体温度は、高出力バンドル B20 の流体温度に比べて、急激な低下を示している。このとき、上方に CRGT が取り付けられている上部炉心板への流れは加速し、模擬燃料ロッドからの良好な熱伝達により、炉心露出部における高出力バンドル B20 の流体温度は高くなったことが考えられる。一方、高出力バンドル B15 は、上方に CRGT が取り付けられている高出力バンドル B10 及び B16 並びに平均出力バンドル B22 に囲まれている。炉心の高温蒸気がこれらのバンドルの上方に位置する CRGT に向かって流れる。よって、外周に配置されている低出力バンドル B03 及び B04 から低温の蒸気が流れ込み、炉心露出部における高出力バンドル B15 の流体温度は低下したことが考えられる。なお、低出力バンドル B03 及び B04 には、流体温度計測用の熱電対は設置されていない。

一方、図 4.1.1-31 に示すように、CRGT が設置されている上部炉心板の下方に位置する平均出力バンドル B22 と CRGT が設置されていない上部炉心板の下方に位置する平均出力バンドル B23 は、外周に配置されている低出力バンドルと隣接していない。そのため、低温の蒸気が流れ込む影響はほぼ無いことから、平均出力バンドルに顕著な蒸気温度差は生じなかった。ただし、平均出力バンドルの上方に位置する CRGT の有無に起因した気流速度的の違いによる熱伝達の差により、数 10K の温度差が認められる。

低温側配管破断の場合、炉心出口における流体は、低温側配管に設置した破断口に向かって上向きに流れる。また、炉心露出後は、各ロッドバンドルの出力の違いによる水平方向流体温度分布が影響を及ぼす三次元的流動挙動となることが考えられる。

表 4.1.1-1 LSTF による低温側配管小破断及び中破断 LOCA 実験の主な条件と結果

実験 ID (実施年)	破断 条件	AM 策条件	主な結果
SB-CL-01 (1985 年)*	2.5% 横向き	AM 策無し	✓ PCT=923K (燃料被覆管温度 =908K で炉心出力自動低下) ✓ CET _{peak} =704K
SB-CL-09 (1986 年)*	10% 横向き	AM 策無し	✓ PCT=930K (燃料被覆管温度 =908K で炉心出力自動低下) ✓ CET の上昇無し
SB-CL-12 (1987 年)	0.5% 横向き	高温側配管の過熱度 = 10K で高圧注入系から両 ループの低温側配管への 手動注入	✓ PCT=736K ✓ CET _{peak} =639K
SB-CL-18 (1988 年)	5% 横向き	AM 策無し	✓ PCT=737K ✓ CET の上昇無し
SB-CL-24 (1990 年)*	0.5% 横向き	破断後 600 秒で加圧器逃 し弁の開放	✓ PCT=920K (燃料被覆管温度 =908K で炉心出力自動低下) ✓ CET _{peak} =747K
SB-CL-25 (1992 年)	0.5% 横向き	燃料被覆管温度 = 650K で両ループの SG 逃し弁 の開放	✓ PCT=676K ✓ CET _{peak} =590K
SB-CL-29 (1995 年)	1% 横向き	高温側配管の過熱度 = 10K で加圧器逃し弁の開 放	✓ PCT=923K (燃料被覆管温度 =908K で炉心出力自動低下) ✓ CET _{peak} =728K
SB-CL-32 (1996 年)	1% 横向き	破断後 600 秒で一次系減 圧率 200K/h を目標とし た SG 二次側減圧	✓ PCT=772K ✓ CET の上昇無し
IB-CL-01 (2009 年)	20% 上向き	AM 策無し	✓ PCT=989K (燃料被覆管温度 =958K で炉心出力自動低下) ✓ CET _{peak} =562K
IB-CL-03 (2010 年)	17% 上向き	AM 策無し	✓ PCT=978K (燃料被覆管温度 =958K で炉心出力自動低下) ✓ CET _{peak} =653K
SB-CL-52 (2023 年)	1.9% 横向き	SI 信号後 600 秒で両ルー プの SG 逃し弁の開放	✓ PCT=1007K (燃料被覆管温度 =1003K で炉心出力自動停止) ✓ CET _{peak} =653K

備考：燃料被覆管最高温度(PCT)、炉心出口温度ピーク値(CET_{peak})

*NEA 報告書[2]に記載の実験

表 4.1.1-2 主な制御ロジック (SB-CL-53 実験)

事 象	条件
破断ユニットの破断弁開 (実験開始)	時刻ゼロ
スクラム信号発信、SG 主蒸気止め弁閉止、両ループの SG 主給水停止、両ループの SG 主蒸気隔離弁閉止	加圧器圧力＝ 12.97MPa
両ループの蓄圧注入系の作動	一次系圧力＝ 4.51MPa
炉心出力の自動停止	燃料被覆管温度＝ 1003K

表 4.1.1-3 スクラム信号発信後の一次冷却材ポンプ回転数 (SB-CL-53 実験)

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

表 4.1.1-4 スクラム信号発信後の炉心出力 (SB-CL-53 実験)

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

表 4.1.1-5 観察された主な事象 (SB-CL-53 実験)

時間 (秒)	事 象
0	破断ユニットの破断弁開 (実験開始)
45	スクラム信号発信、SG 主蒸気止め弁閉止
46	両ループの一次冷却材ポンプコーストダウン開始
49	両ループの SG 主給水停止
50	両ループの SG 伝熱管水位形成
53	両ループの SG 主蒸気隔離弁閉止
63	両ループの高温側配管水位形成
64	炉心出力減衰開始
85~1290	ループ B の SG 逃し弁の周期的開閉
95~695	ループ A の SG 逃し弁の周期的開閉
95	加圧器水位喪失
220	両ループの低温側配管水位形成
296	両ループの一次冷却材ポンプ停止
500	ループ A の SG 伝熱管水位喪失
500	ループ A の一次系ループ流量がほぼゼロとなる
900	ループ B の SG 伝熱管水位喪失
920	ループ B の一次系ループ流量がほぼゼロとなる
1090	上部プレナム水位の顕著な低下開始
1200	ループ A の高温側配管水位喪失
1210	上部プレナム水位喪失及び炉心水位の顕著な低下開始
1265~1442	Pos.9~Pos.6 の燃料被覆管の一時的な温度上昇(最大 125K)
1425	ループ B でループシールクリアリングが生じる
1425	炉心水位回復
1450	ループ A の低温側配管水位喪失
1470	再度上部プレナム水位の顕著な低下開始
1500	ループ B の低温側配管水位喪失
1580	再度上部プレナム水位喪失及び炉心水位の顕著な低下開始
1632	Pos.9 の燃料被覆管温度の上昇開始
1730	炉心出口温度の上昇開始
1770	一次系圧力が SG 二次側圧力を下回る
1800	ループ B の高温側配管水位喪失
1860	炉心出口温度が 623K に到達する
2228	炉心出力の自動停止 (Pos.7 の高出力バンドル B13 の燃料被覆管温度=1003K)
2229	Pos.7 の高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度が ピーク値の 1024K を指示する
2450	両ループの蓄圧注入系作動
2529	破断ユニットの破断弁閉止 (実験終了)

表 4.1.1-6 炉心出口温度が 623K に到達した時点の高出力バンドルの燃料被覆管温度
(SB-CL-53 実験)

Pos.9	679K (B17)	Pos.6	656K (B13)	Pos.3	—
Pos.8	702K (B13)	Pos.5	572K (B17)	Pos.2	—
Pos.7	718K (B17)	Pos.4	565K (B13)	Pos.1	—

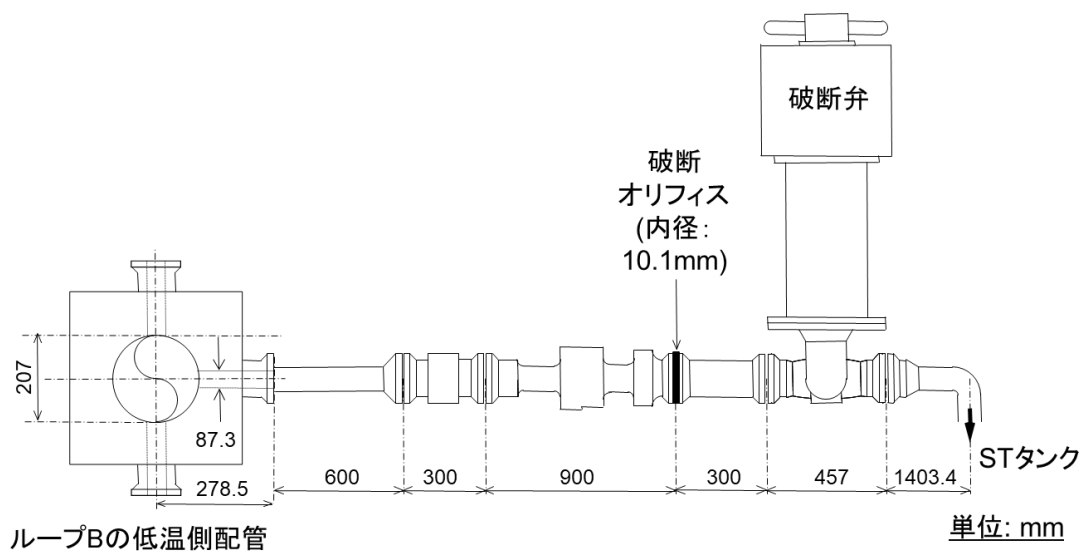


図 4.1.1-1 破断ユニットの系統図 (SB-CL-53 実験)

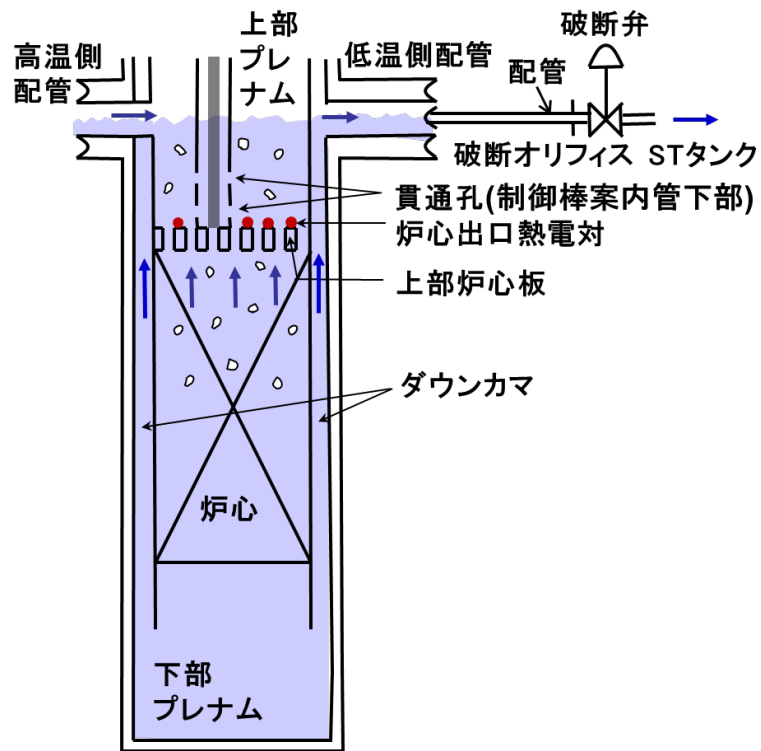


図 4.1.1-2 800 秒における圧力容器内の冷却材流れの概略 (SB-CL-53 実験)

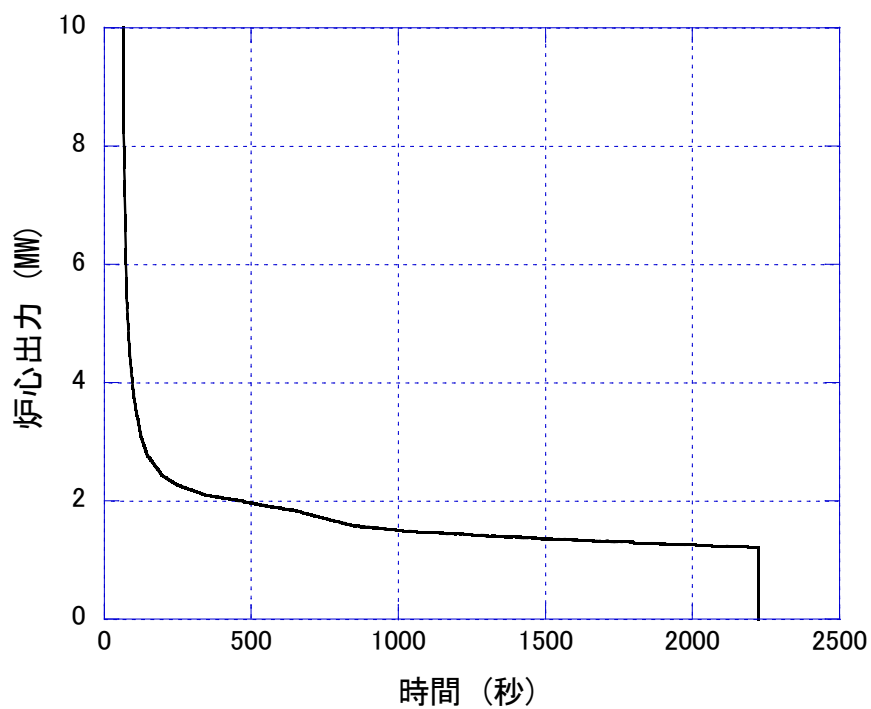


図 4.1.1-3 炉心出力 (SB-CL-53 実験)

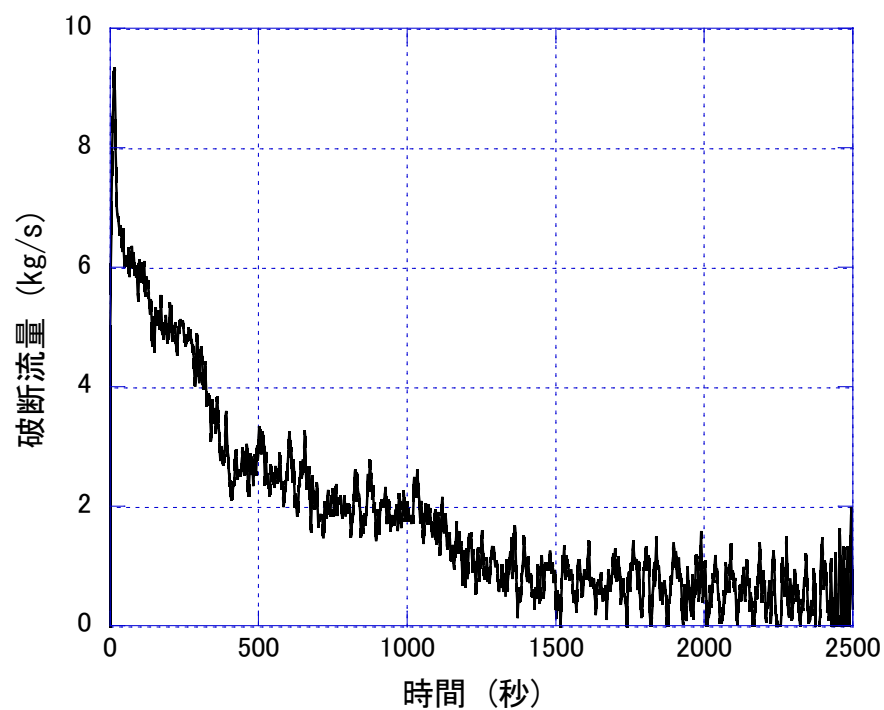


図 4.1.1-4 破断流量 (SB-CL-53 実験)

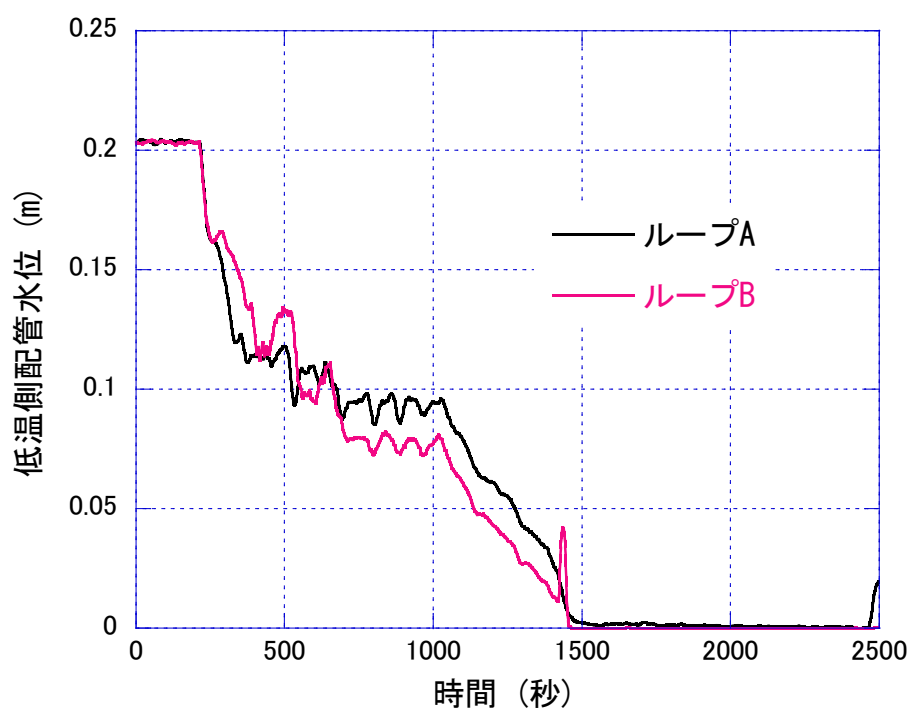


図 4.1.1-5 低温側配管水位 (SB-CL-53 実験)

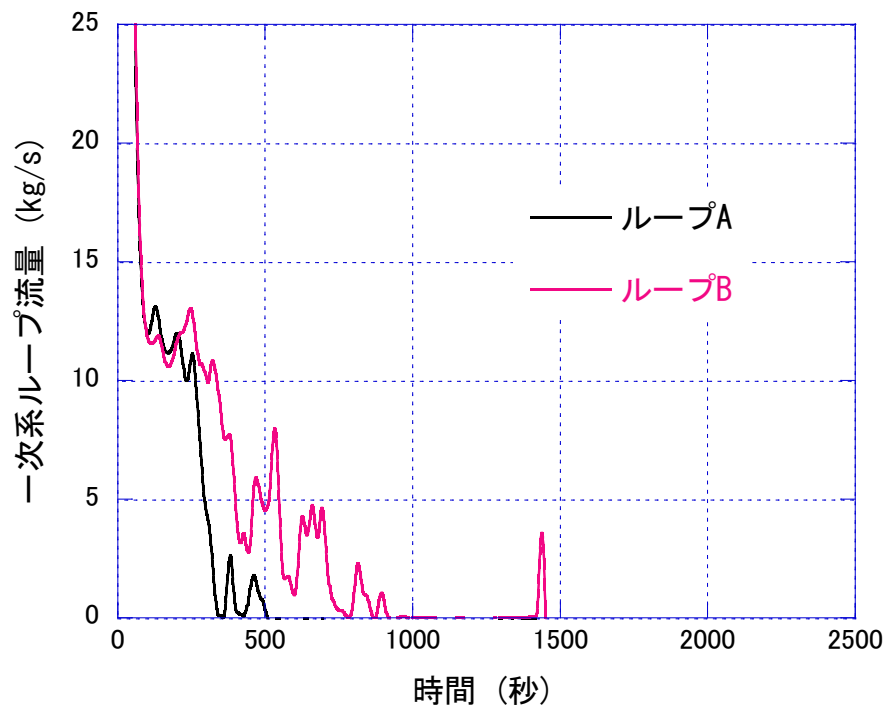


図 4.1.1-6 一次系ループ流量 (SB-CL-53 実験)

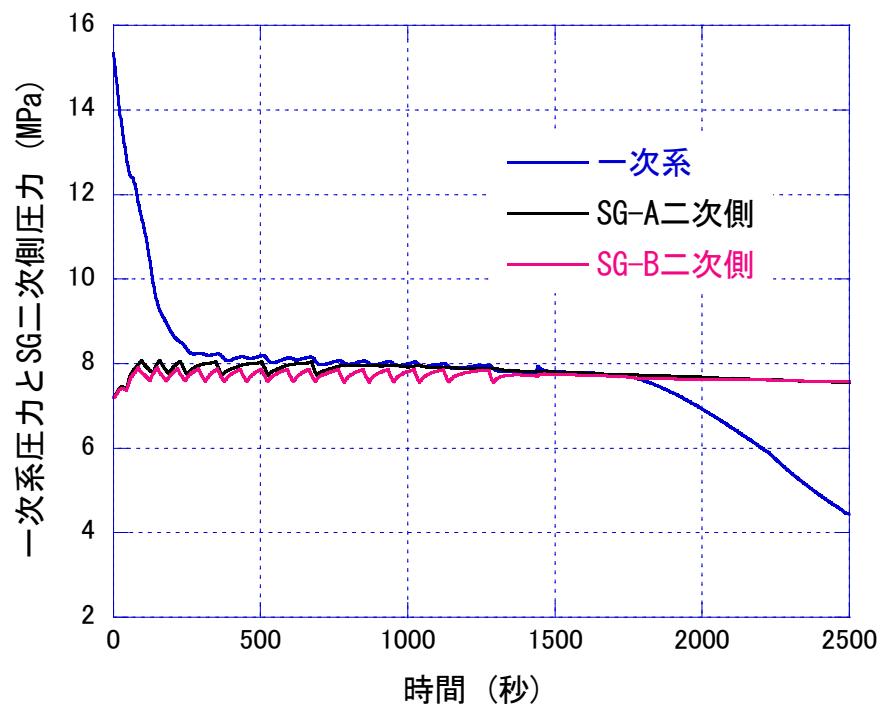


図 4.1.1-7 一次系圧力と SG 二次側圧力 (SB-CL-53 実験)

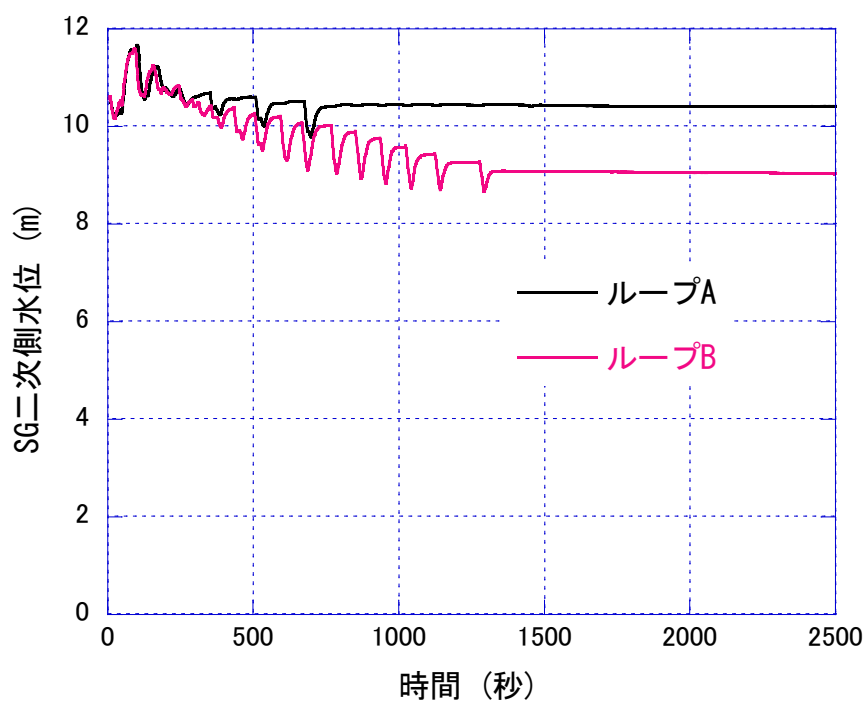


図 4.1.1-8 SG 二次側水位 (SB-CL-53 実験)

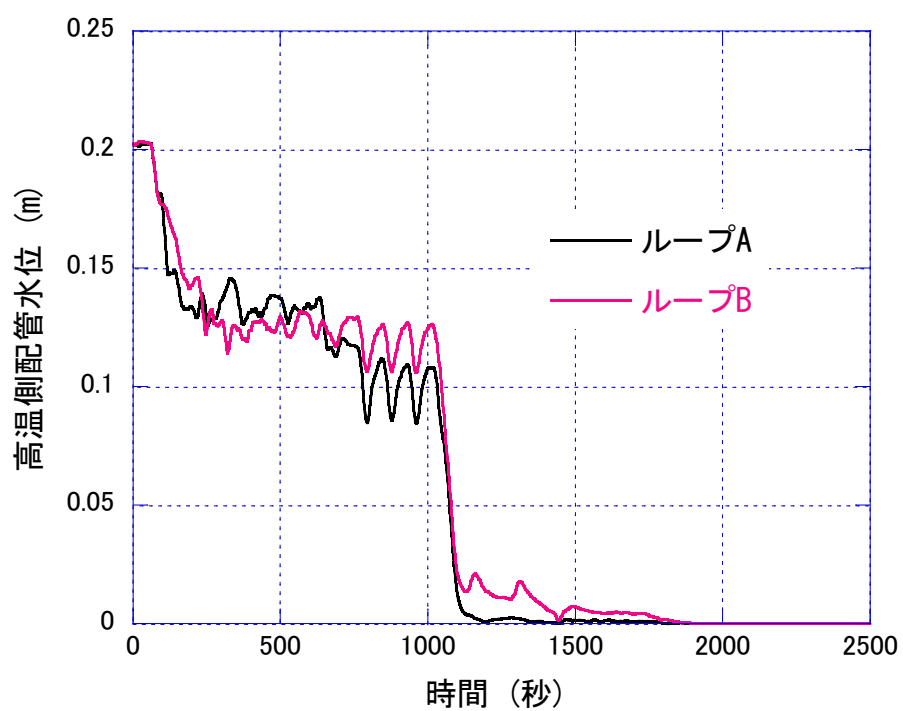


図 4.1.1-9 高温側配管水位 (SB-CL-53 実験)

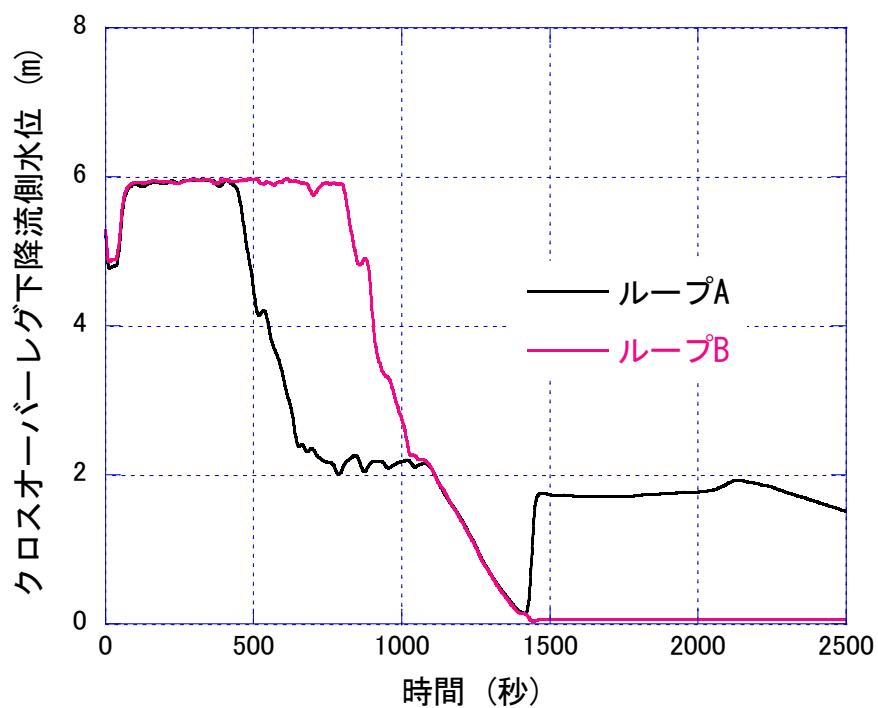


図 4.1.1-10 クロスオーバーレグ下降流側水位 (SB-CL-53 実験)

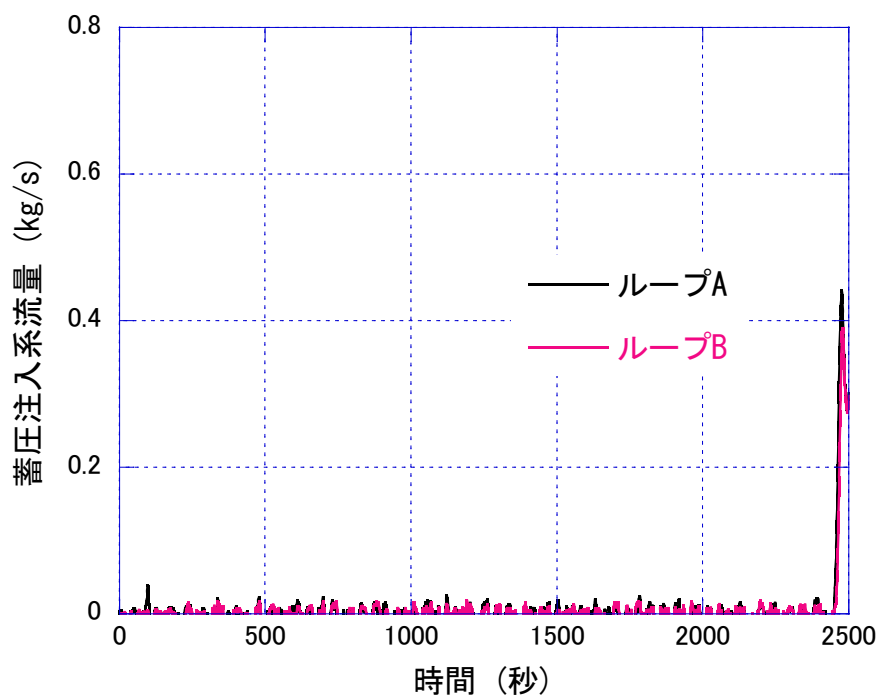


図 4.1.1-11 蓄圧注入系注入流量 (SB-CL-53 実験)

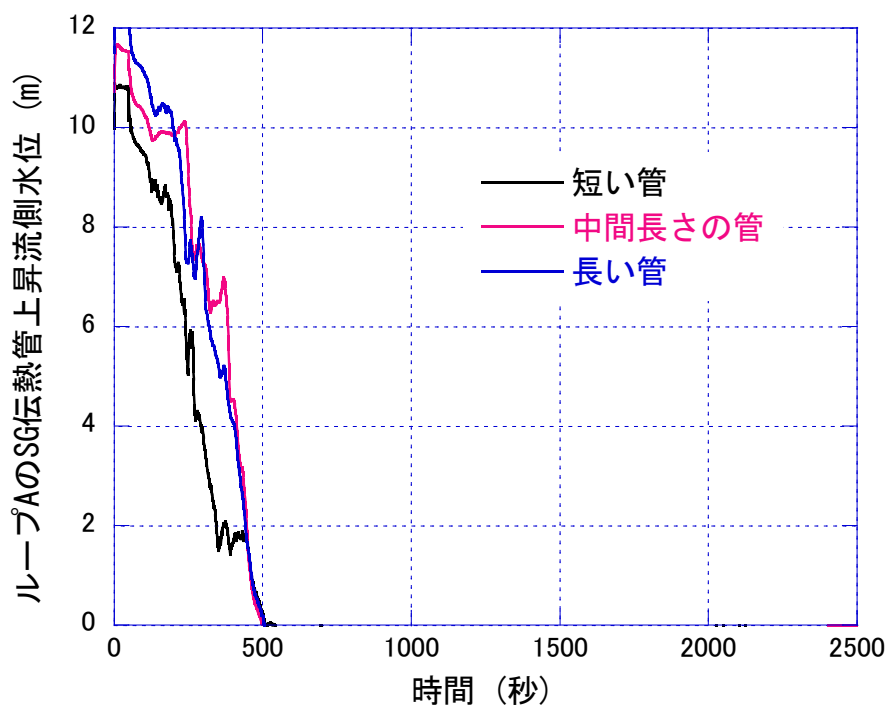


図 4.1.1-12 ループ A の SG 伝熱管上昇流側水位 (SB-CL-53 実験)

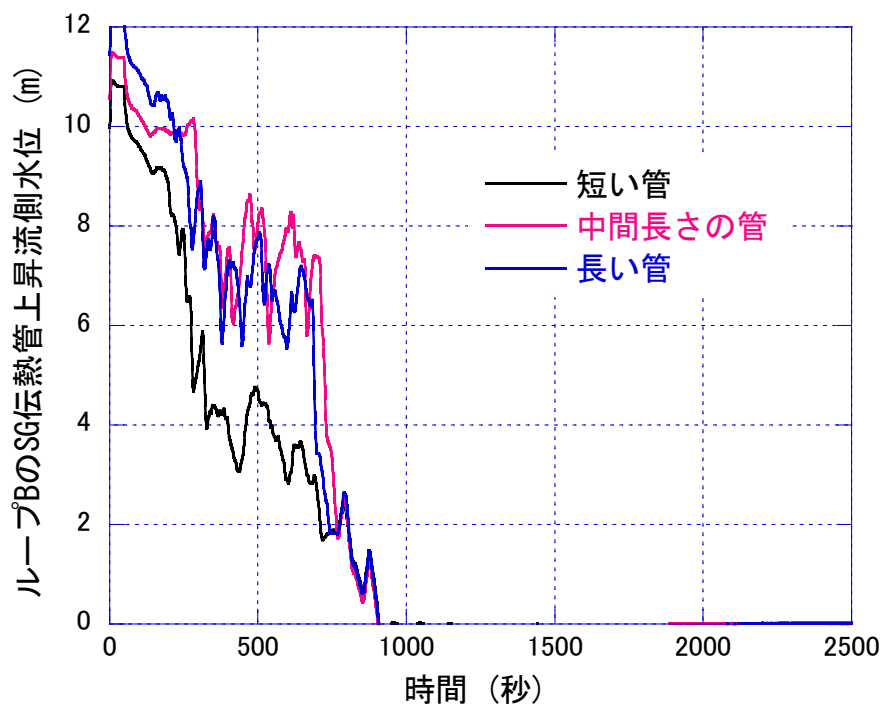


図 4.1.1-13 ループ B の SG 伝熱管上昇流側水位 (SB-CL-53 実験)

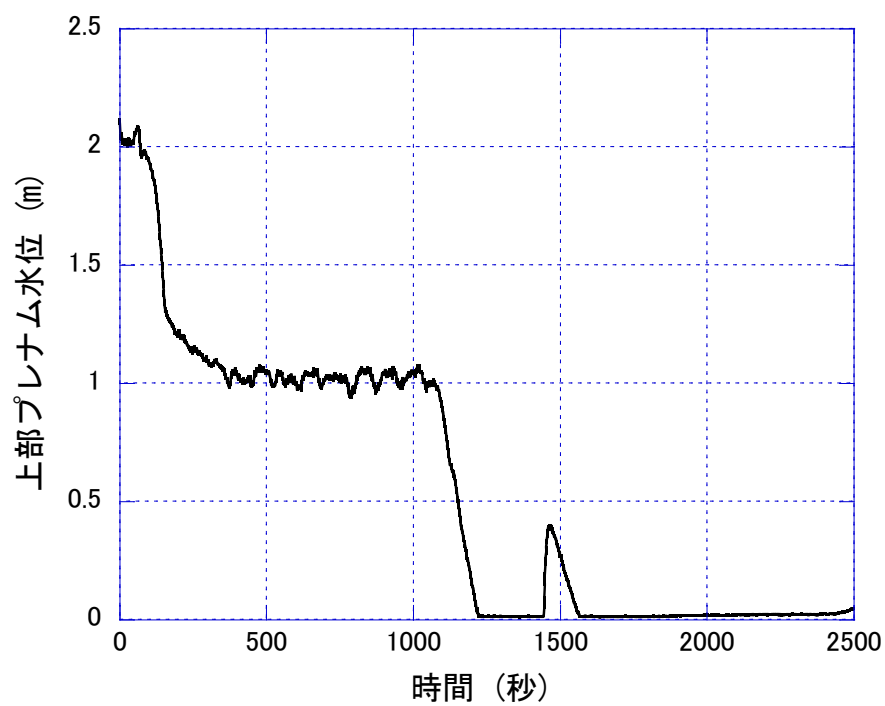


図 4.1.1-14 上部プレナム水位 (SB-CL-53 実験)

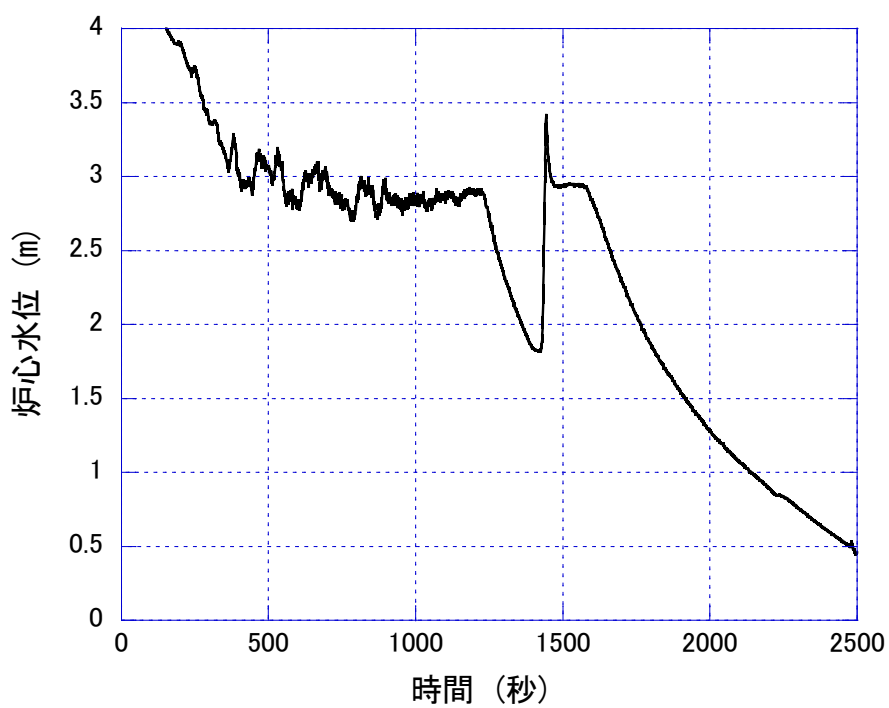


図 4.1.1-15 炉心水位 (SB-CL-53 実験)

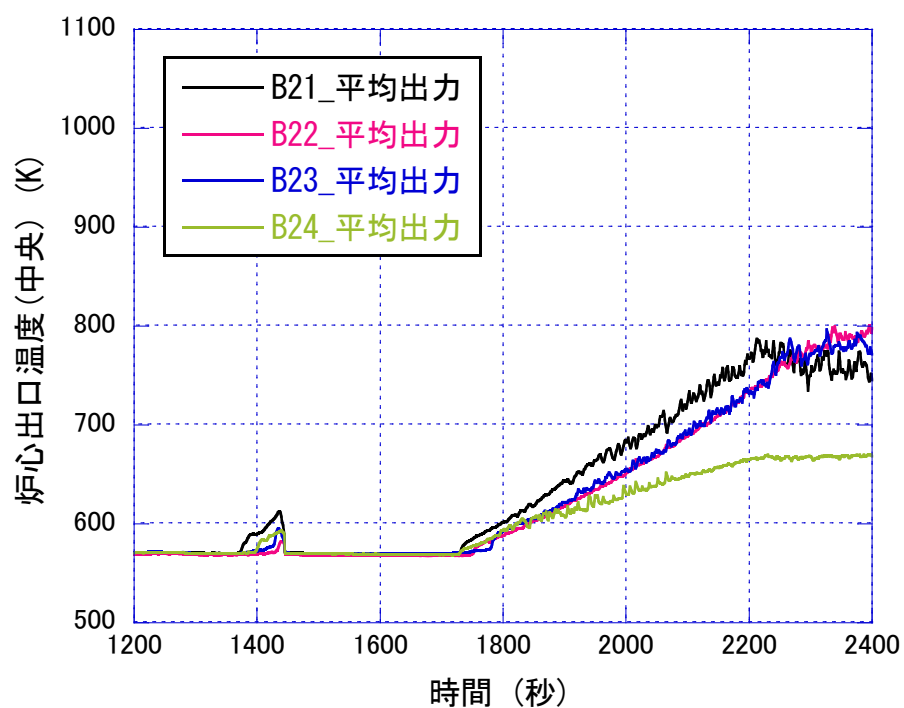


図 4.1.1-16 炉心出口温度(中央) (SB-CL-53 実験)

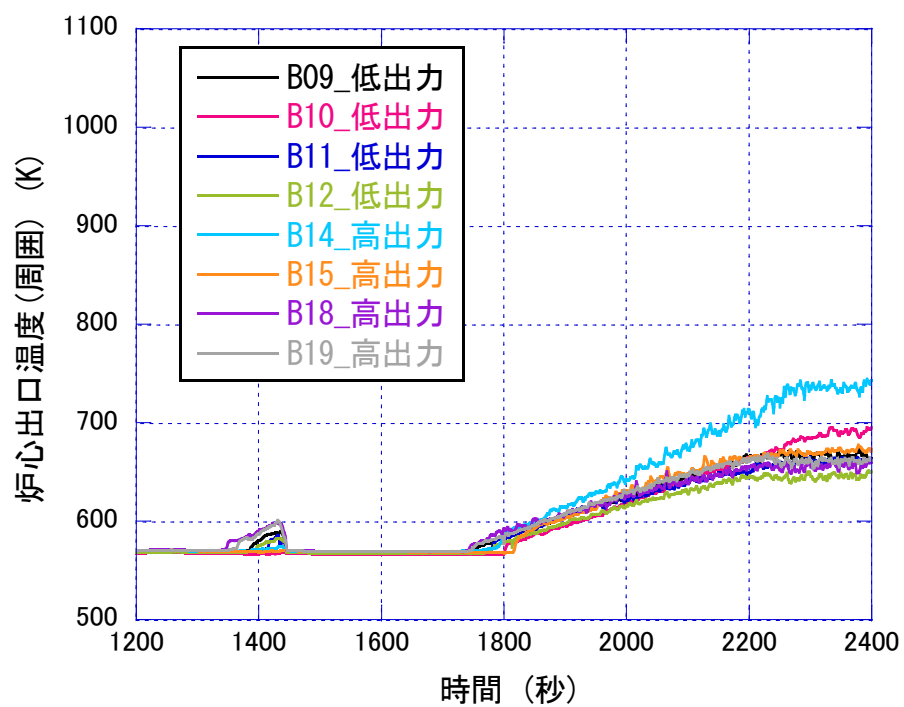


図 4.1.1-17 炉心出口温度(周囲) (SB-CL-53 実験)

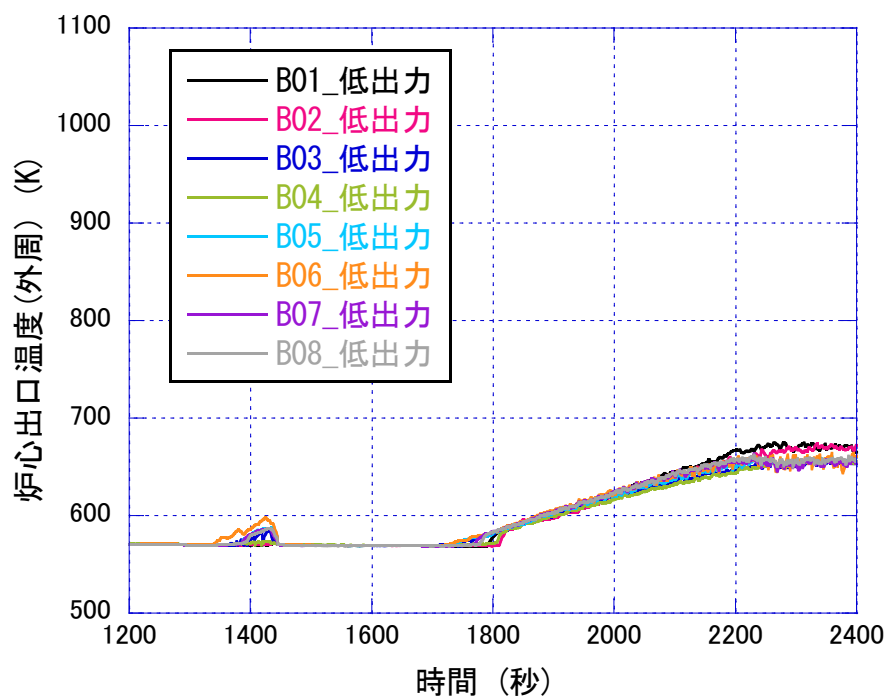


図 4.1.1-18 炉心出口温度(外周) (SB-CL-53 実験)

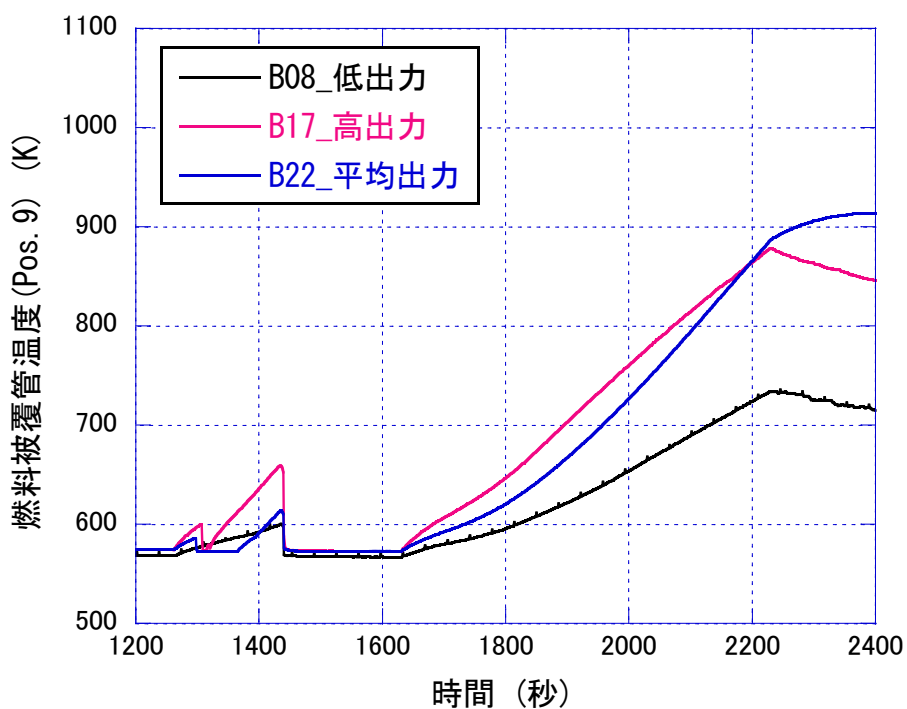


図 4.1.1-19 燃料被覆管温度(Pos.9) (SB-CL-53 実験)

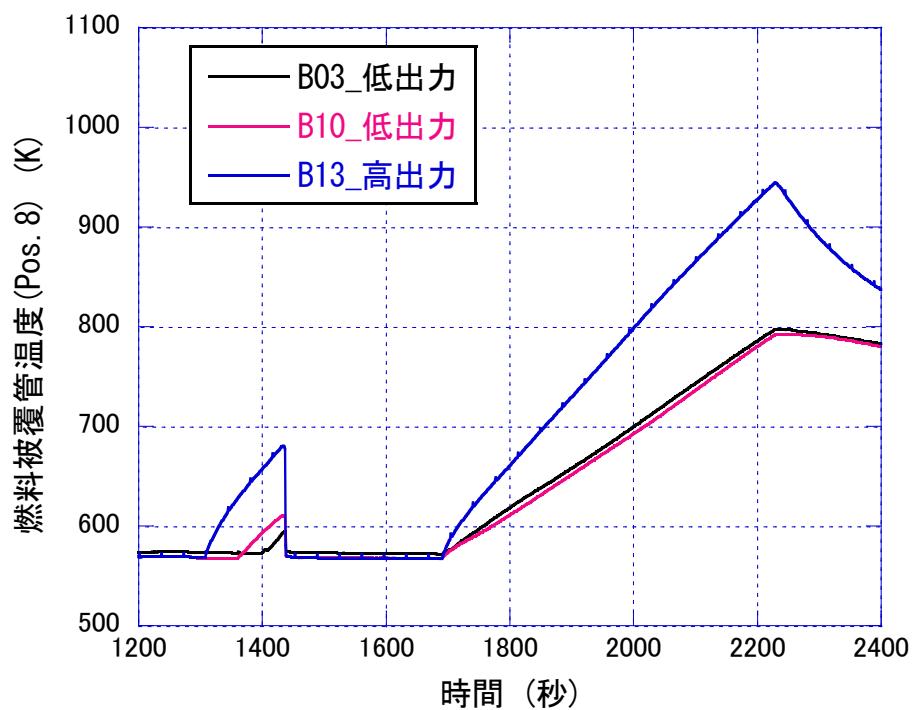


図 4.1.1-20 燃料被覆管温度(Pos.8) (SB-CL-53 実験)

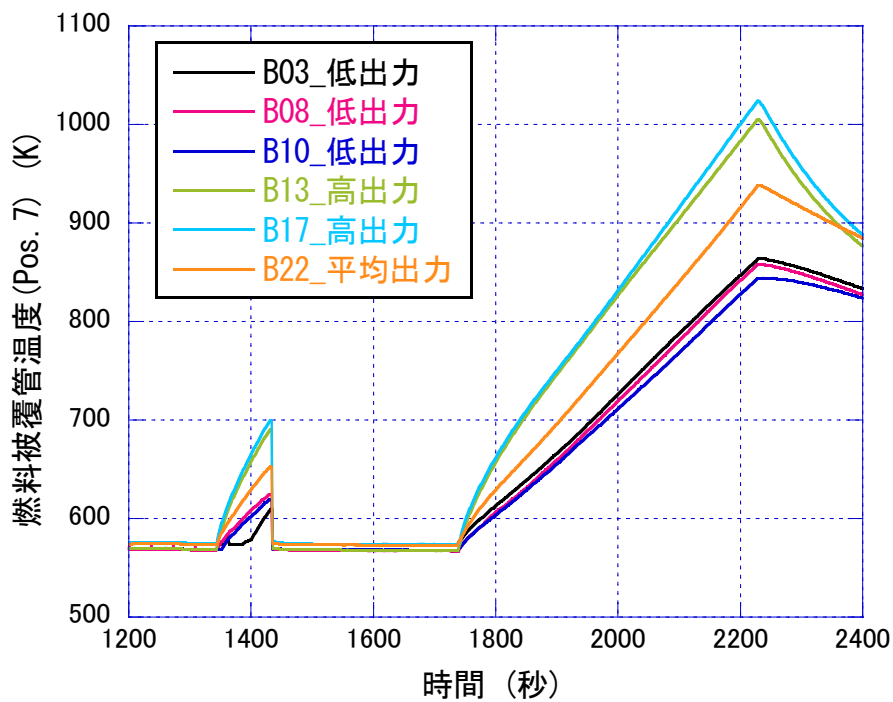


図 4.1.1-21 燃料被覆管温度(Pos.7) (SB-CL-53 実験)

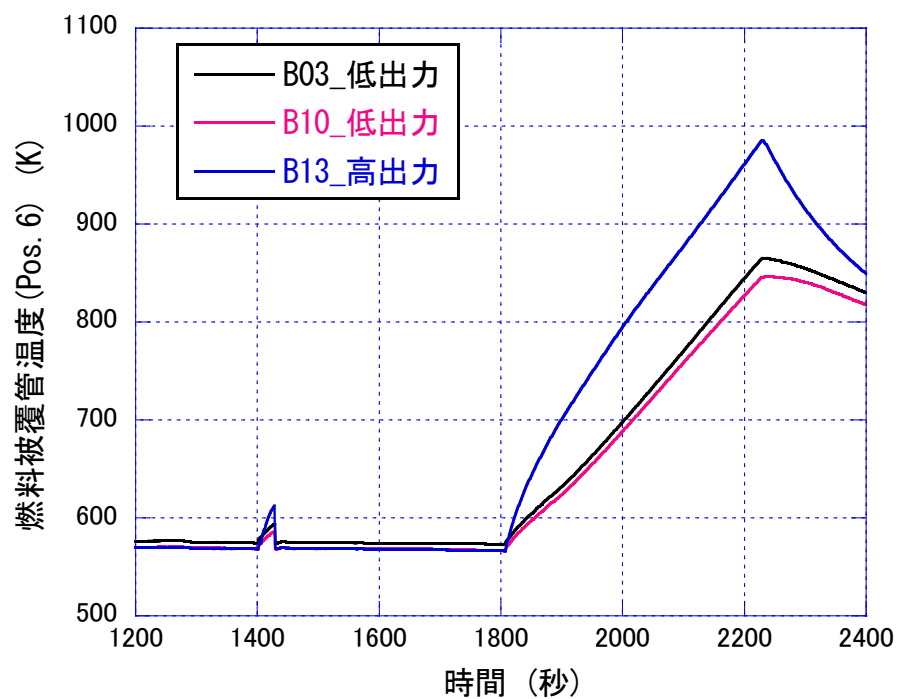


図 4.1.1-22 燃料被覆管温度(Pos.6)

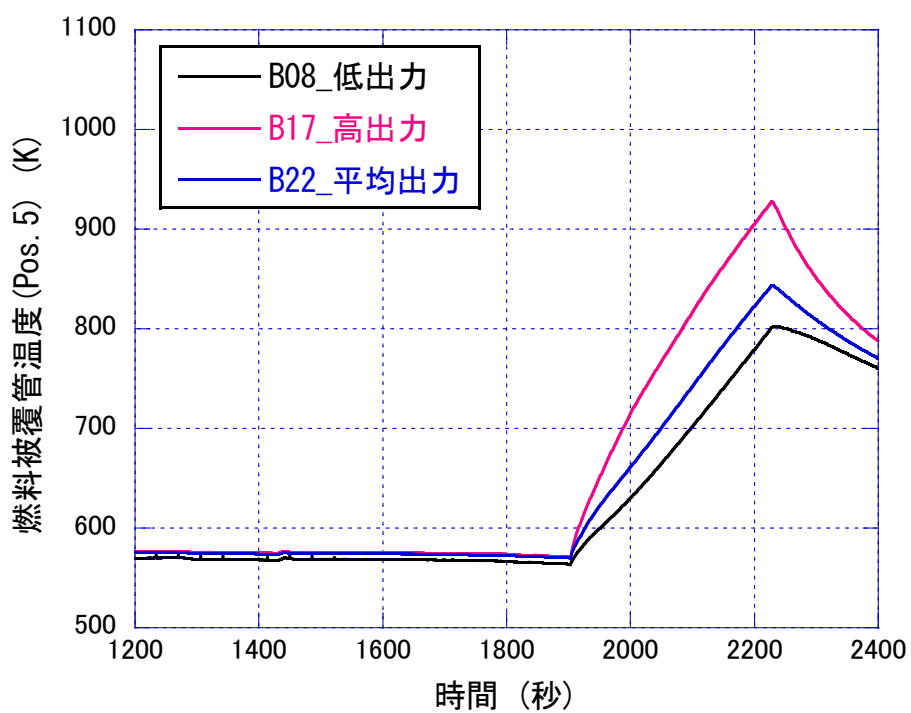


図 4.1.1-23 燃料被覆管温度(Pos.5) (SB-CL-53 実験)

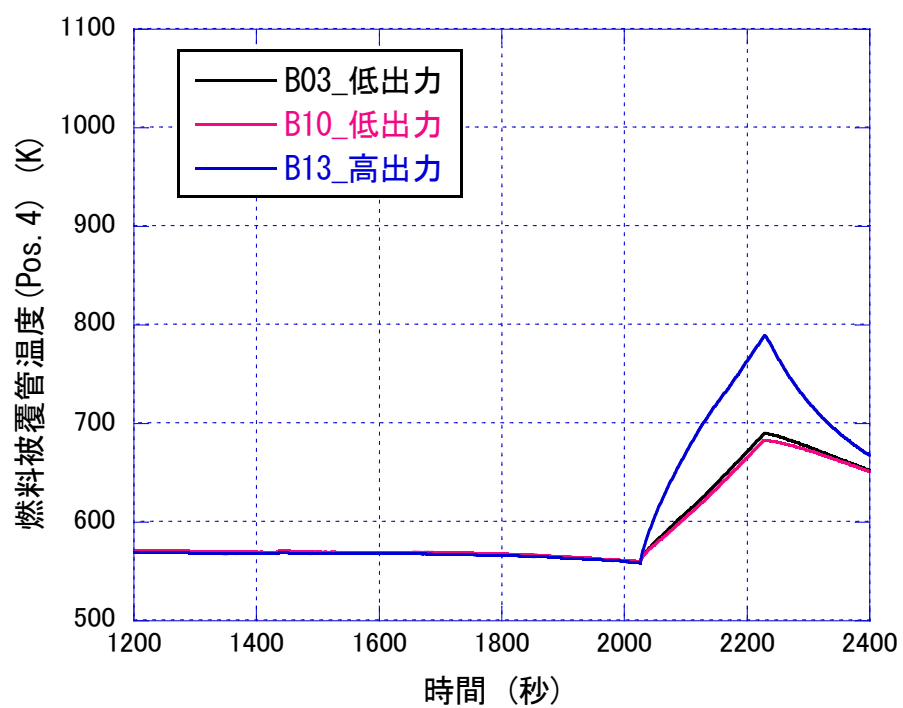


図 4.1.1-24 燃料被覆管温度(Pos.4) (SB-CL-53 実験)

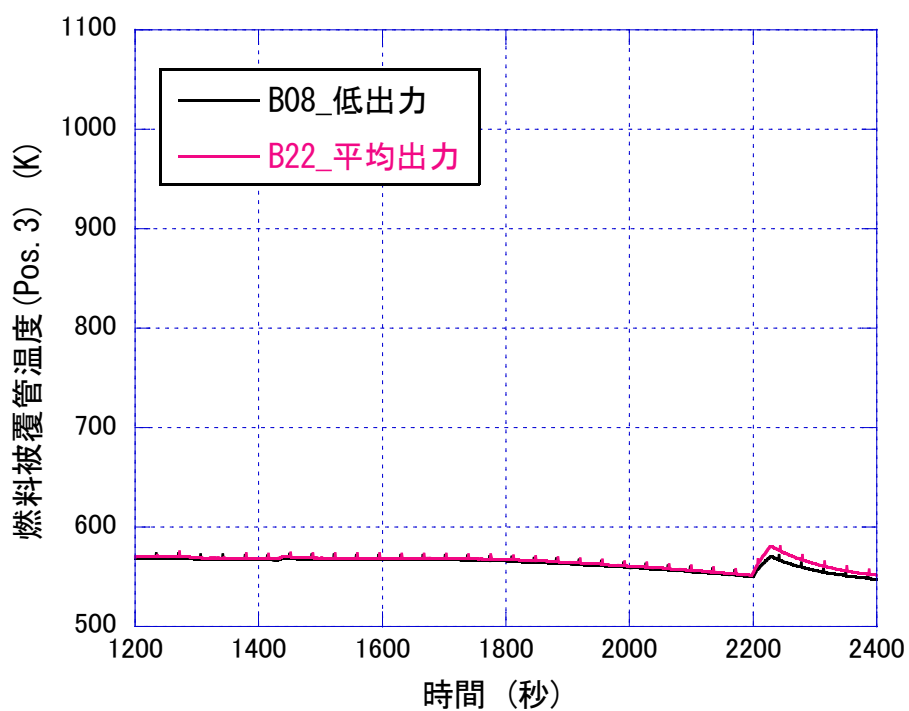


図 4.1.1-25 燃料被覆管温度(Pos.3) (SB-CL-53 実験)

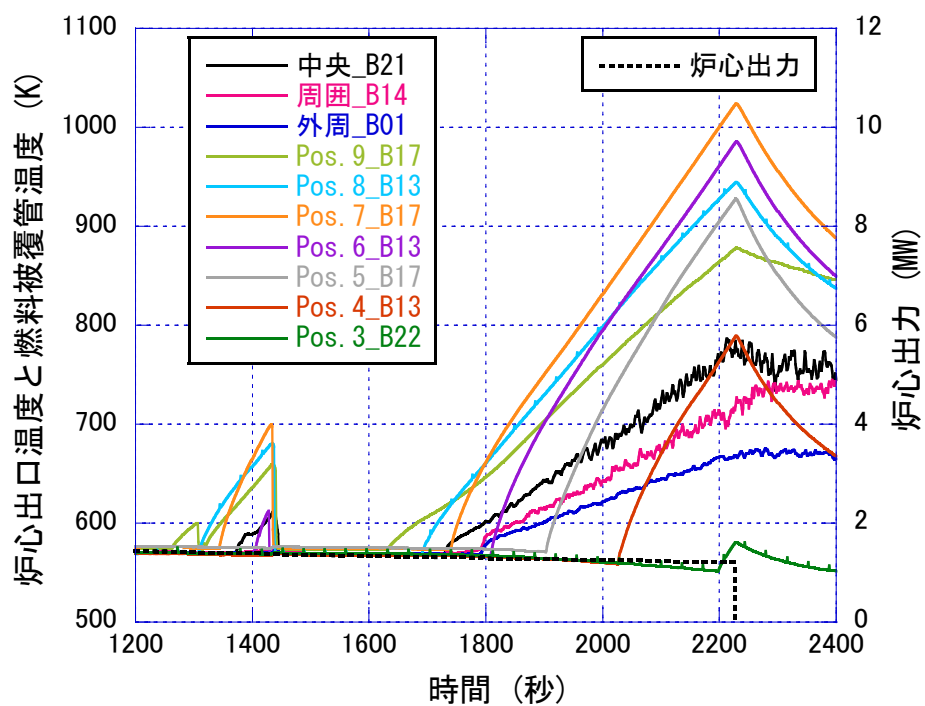


図 4.1.1-26 代表的な炉心出口温度、燃料被覆管温度及び炉心出力の関係 (SB-CL-53 実験)

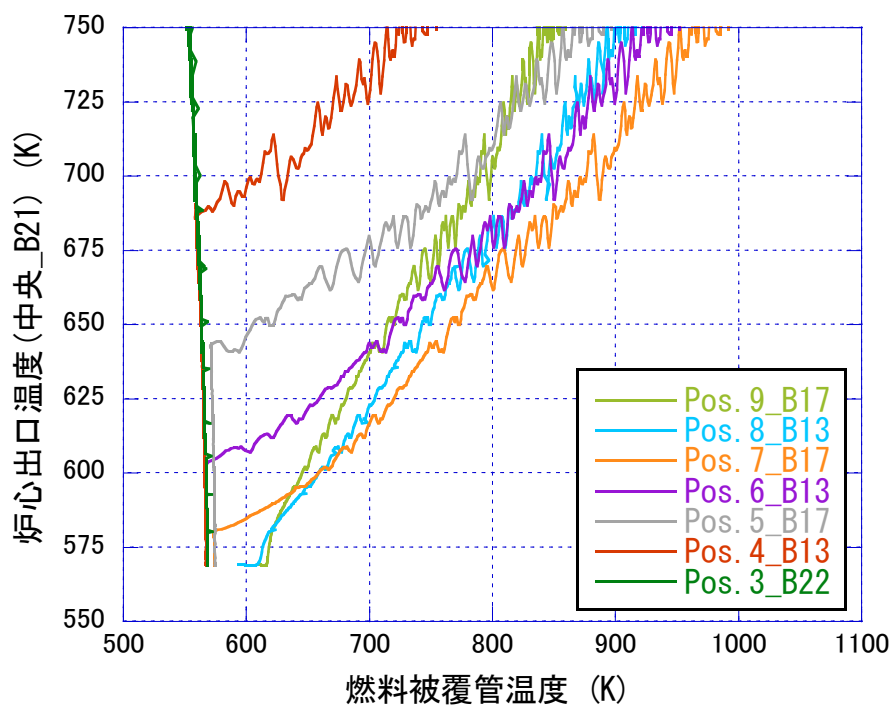


図 4.1.1-27 代表的な燃料被覆管温度と炉心出口温度(中央)の関係 (SB-CL-53 実験)

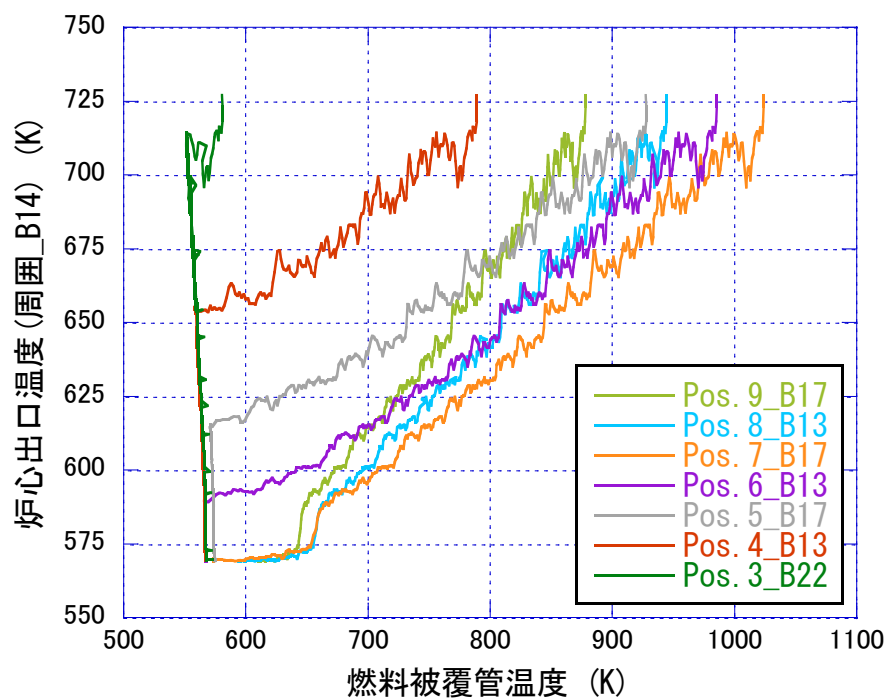


図 4.1.1-28 代表的な燃料被覆管温度と炉心出口温度(周囲)の関係 (SB-CL-53 実験)

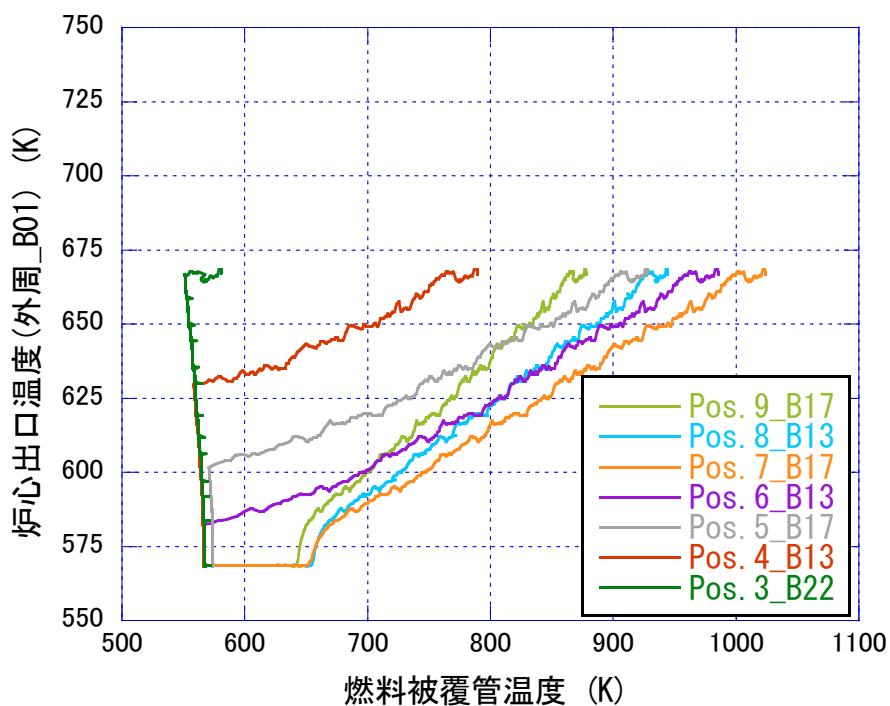


図 4.1.1-29 代表的な燃料被覆管温度と炉心出口温度(外周)の関係 (SB-CL-53 実験)

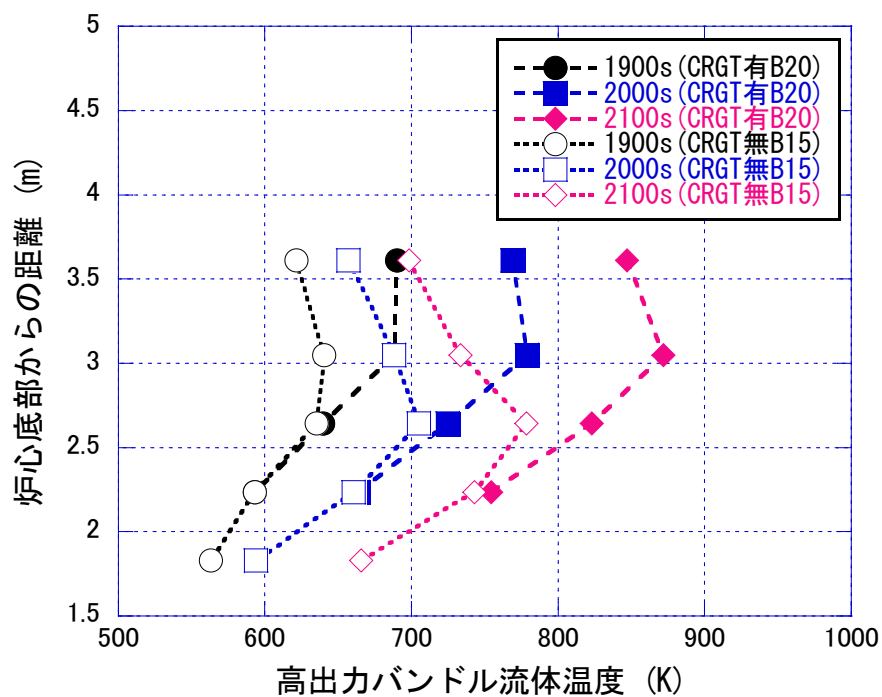


図 4.1.1-30 CRGT 設置条件が異なる上部炉心板下方の高出力バンドル流体温度の比較 (SB-CL-53 実験)

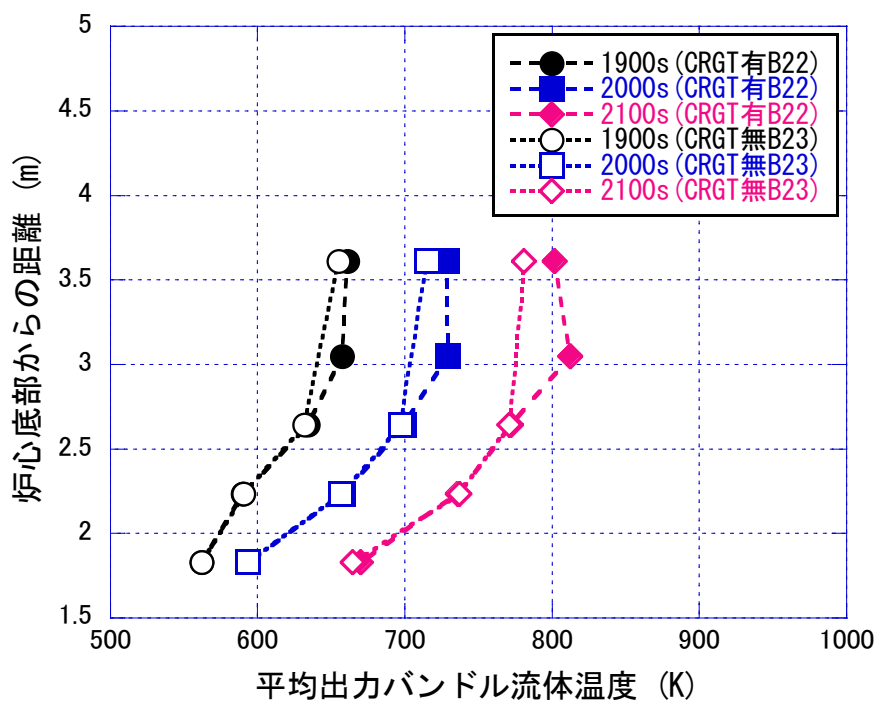


図 4.1.1-31 CRGT 設置条件が異なる上部炉心板下方の平均出力バンドル流体温度の比較 (SB-CL-53 実験)

4.1.2. 高温側配管小破断 LOCA 実験

過去の ROSA-IV 及び ROSA-V 計画において、アクシデントマネジメント(AM)策の炉心冷却への有効性や CET 挙動等に着目した[1]、高温側配管小破断 LOCA に関する 8 回の実験(実験番号：SB-HL-01、SB-HL-02、SB-HL-03、SB-HL-05、SB-HL-08、SB-HL-09、SB-HL-12、SB-HL-18)と高温側中破断 LOCA に関する 1 回の実験(実験番号：IB-HL-01)を実施している。このうち、SB-HL-05 実験は NEA 報告書[2]に記載の実験である。これらの LSTF 実験の主な条件や結果を以下にまとめるとともに、表 4.1.2-1 に示す。

- ✧ SB-HL-01 実験(1986 年)では、高圧注入(HPI)系と補助給水(AFW)系の不作動を仮定し、5%高温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。5%破断のため AM 策は講じなかった。燃料被覆管最高温度(PCT)は 594K、CET ピーク値(CET_{peak})は 537K を記録した。
- ✧ SB-HL-02 実験(1987 年)では、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、10%高温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。10%破断のため AM 策は講じなかった。PCT は 628K、CET_{peak} は 550K を記録した。
- ✧ SB-HL-03 実験(1987 年)では、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、0.5%高温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、蒸気の過熱により高温側配管の過熱度が 10K に到達した時点で、両ループの HPI 系から低温側配管への手動注入を開始した。PCT は 746K、CET_{peak} は 651K を記録した。
- ✧ SB-HL-05 実験(1989 年)[2]では、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、0.5%高温側配管下向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、蒸気の過熱により高温側配管の過熱度が 5K に到達した時点で、加圧器逃し弁の開放による一次系減圧を開始した。燃料被覆管温度が 908K に到達したため、炉心出力が自動低下した。PCT は 926K、CET_{peak} は 730K を記録した。
- ✧ SB-HL-08 実験(1990 年)では、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、2.5%高温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。2.5%破断のため AM 策は講じなかった。燃料被覆管温度が 888K に到達したため、炉心出力が自動低下した。PCT は 890K、CET_{peak} は 586K を記録した。
- ✧ SB-HL-09 実験(1991 年)では、HPI 系の不作動を仮定し、1%高温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、燃料被覆管温度が 620K に到達した時点で、ループ B の蒸気発生器(SG)逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始した。また、SG 二次側減圧とほぼ同時に、ループ B(加圧器の無いループ)の SG 二次側への AFW を開始した。PCT は 624K、CET_{peak} は 582K を記録した。
- ✧ SB-HL-12 実験(1998 年)[3]では、HPI 系の不作動を仮定し、1%高温側配管下向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、燃料被覆管温度が 600K に到達した時点で、両ループの SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始した。また、SG 二次側減圧とほぼ同時に、両ループの SG 二次側への AFW を開始した。PCT は 696K、CET_{peak}

は 574K を記録した。

- ☆ SB-HL-18 実験(2011 年)[4]では、HPI 系の不作動を仮定し、1.5%高温側配管上向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、燃料被覆管温度が 750K に到達した時点で、両ループの HPI 系から上部プレナムへの手動注入を開始した。PCT は 781K、 CET_{peak} は 635K を記録した。
- ☆ IB-HL-01 実験(2011 年)[5]では、HPI 系と AFW 系の不作動の不作動を仮定し、17% 高温側配管上向き中破断 LOCA を模擬した。17%破断のため AM 策は講じなかった。PCT は 607K を記録したが、CET の上昇は観察されなかった。

本年度実施した SB-HL-19 実験では、炉心過熱時の CET の上昇を確実なものとするため、HPI 系と AFW 系の不作動を仮定し、1%高温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。SB-HL-19 実験の主な制御ロジックを表 4.1.2-2 に示す。SB-HL-19 実験の主な仮定と条件は、以下の通りである。

- HPI 系と AFW 系の不作動を仮定する。
- 時刻ゼロで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。破断口は、1% 高温側配管破断を模擬するため、内径 10.1mm のオリフィスを用いる。破断口面積は、体積比(1/48)を考慮した、1%低温側配管流路面積に相当する。破断ユニットの下流を積算(ST)タンクに接続し、ST タンクの水位変化から、破断流量を評価する。
- 加圧器圧力が 12.97MPa に低下した時点で、スクラム信号を発信する。これにより、SG 主蒸気止め弁を閉止、両ループの SG 主給水を停止、両ループの SG 主蒸気隔離弁を閉止する。
- SG 逃し弁の開/閉圧力は 8.03/7.82MPa である。このとき、SG 逃し弁は内径 16.2mm のオリフィスを用いて模擬する。
- スクラム信号発信後の一次冷却材ポンプの回転数を表 4.1.2-3、炉心出力を表 4.1.2-4 に示す予め定めた計画値を与える。
- 一次系圧力が 4.51MPa に低下した時点で、ACC 系を作動して両ループの低温側配管へ均等に注入する。ACC 系の注入温度は 320K で一定とする。
- 燃料被覆管温度が 1003K に到達した時点で、炉心保護のために炉心出力を自動停止する。これは装置保護のため的人為的な操作であり、この状況に達した後は実機応答を模擬したものでないことに留意されたい。

図 4.1.2-1 に、ループ B(加圧器の無いループ)の高温側配管の水平方向に取り付けた破断ユニットの系統図を示す。また、図 4.1.2-2 に、破断後 800 秒(蒸気-水二相放出過程：図 4.1.2-4 参照)における压力容器内冷却材の流れの概略を示す。破断口が設置されている高温側配管における減圧により、炉心内から、炉心出口、高温側配管に向かう冷却材の流れがある。

表 4.1.2-5 に SB-HL-19 実験で観察された主な事象の時系列の推移を示す。また、図 4.1.2-3～図 4.1.2-31 に時系列で主な結果をグラフ表示する。SB-HL-19 実験で観察された主な熱水力挙動を以下にまとめる。

熱水力挙動の概要

破断と同時に、一次系圧力は加圧器水位とともに低下し始めた(図 4.1.2-7)。51 秒にスクラム信号が発信した。加圧器水位は単調に低下し、92 秒で喪失した。炉心出力は事前に定めた出力曲線に従い、64 秒から減衰を開始した(図 4.1.2-3)。また、両ループの一次冷却材ポンプの回転数は事前に定めた回転数曲線に従い、46 秒にコーストダウンを開始することで、一次系ループ流量は低下した(図 4.1.2-6)。302 秒に一次冷却材ポンプを停止した。約 770 秒、約 1100 秒までにそれぞれループ A、ループ B の一次系ループ流量はほぼゼロとなった。スクラム信号発信とほぼ同時の SG 主蒸気止め弁の閉止により、SG 二次側圧力は上昇した(図 4.1.2-7)。しかし、約 80～955 秒、約 70～1145 秒において、それぞれループ A、ループ B の SG 逃し弁の周期的開閉により、SG 二次側圧力は約 8MPa に維持された。このとき、SG 逃し弁の周期的開閉の設定圧力に対するループ間の僅かな差に従い、SG 二次側圧力の変動にループ間で差が生じた。SG 逃し弁の周期的な開閉に伴い、SG 二次側水位は変動した(図 4.1.2-8)。SG 逃し弁の周期的な開閉に加えて SG 二次側初期水位にループ間で差が生じたことから、SG 逃し弁の周期的な開閉後、ループ A、ループ B の SG 二次側水位は、それぞれ 10.2m、7.1m に維持された。

両ループの低温側配管は 250 秒で水位が形成された(図 4.1.2-9)。1230 秒、1170 秒までにそれぞれループ A、ループ B の低温側配管は水位を喪失した。両ループの高温側配管は 70 秒で水位が形成された(図 4.1.2-5)。約 300 秒以降、両ループの高温側配管の水位は、配管内径高さの約 2/3 の水位にほぼ維持された。約 1150 秒で両ループの高温側配管の顕著な水位低下が開始し、約 1300 秒、約 1740 秒までにループ A、ループ B の高温側配管はそれぞれ水位を喪失した。破断流はこのような高温側配管水位に依存して、満水状態から水位形成までは水単相放出、水位形成から水位喪失までは蒸気-水二相放出、水位喪失時は蒸気単相放出と変化した(図 4.1.2-4)。

ループ A、ループ B の SG 伝熱管のうち、代表的な短い管、中間長さの管、長い管の水位をそれぞれ図 4.1.2-12 と図 4.1.2-13 に示す。55 秒で両ループの SG 伝熱管に水位が形成され、顕著な水位低下が開始した。両ループの SG 伝熱管の水位低下率は異なり、760 秒、1000 秒までにそれぞれループ A、ループ B の SG 伝熱管の水位を喪失した。SG 伝熱管の水位喪失と同時にクロスオーバーレグ下降流側の顕著な水位低下が開始したが、レグ全長の 1/2 程度までの低下に留まった(図 4.1.2-10)。

1250 秒から上部プレナムの顕著な水位低下が開始し、1495 秒までに水位を喪失した(図 4.1.2-14)。上部プレナムの水位喪失と同時に、炉心の顕著な水位低下が開始した(図 4.1.2-15)。ボイルオフに起因して炉心が露出し、1540 秒、1640 秒からそれぞれ燃料被覆管温度、CET は上昇を開始した。1710 秒以降、一次系圧力は SG 二次側圧力を下回った(図 4.1.2-7)。2112 秒で最高温度を示した Pos.7 における高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度は 1003K に到達したため(図 4.1.2-16)、炉心出力を自動停止した(図 4.1.2-3)。炉心出力の自動停止とほぼ同時に、Pos.7 における高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度はピーク値の 1005K を指示した。一次系圧力は低下し続け、2470 秒で両ループの蓄圧注入系が作動した(図 4.1.2-11)。

炉心出力の自動停止により燃料被覆管温度が低下することと、一次系の圧力応答を確認後、3025 秒に破断ユニットの破断弁を閉止して実験を終了した。

CET と燃料被覆管温度の挙動

図 4.1.2-16～図 4.1.2-18 にそれぞれ中央、周囲、外周における 1200～2400 秒での CET 分布を示す。ここで、図 4.1.2 に CET 計測用熱電対の位置、図 4-9 にロッドバンドルの配置を示す。高出力バンドル B13、B16、B17、B20 を除くバンドルの上方に位置する流路孔の縁や CRGT 下部の外側には、一個ずつ CET が取り付けられている。

中央は、平均出力バンドル B21～B24 の上方に位置する CET である。また、周囲は、低出力バンドル B09～B12 及び高出力バンドル B14、B15、B18、B19 の上方に位置する CET である。さらに、外周は、低出力バンドル B01～B08 の上方に位置する CET である。なお、2112 秒で最高温度を示した Pos.7 における高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度が 1003K に到達したため(図 4.1.2-21)、炉心出力は自動停止した(図 4.1.2-26)。

中央(図 4.1.2-16)において、何れの CET も 1640～1710 秒で上昇を開始した。また、平均出力バンドル B21 の上方に位置する CET は、その他のバンドルの上方に位置する CET よりも総じて高く、炉心出力の自動停止と同時に 776K を記録した。

周囲(図 4.1.2-17)において、何れの CET も 1650～1755 秒で上昇を開始した。また、高出力バンドル B14 の上方に位置する CET は、その他のバンドルの上方に位置する CET よりも総じて高く、炉心出力の自動停止と同時に 705K を記録した。

外周(図 4.1.2-18)において、何れの CET も 1640～1750 秒で上昇を開始後、総じてほぼ等しく、炉心出力の自動停止と同時に 659K を記録した。

図 4.1.2-19～図 4.1.2-25 にそれぞれ昇温を観察した燃料被覆管の Pos.9～Pos.3 の高さにおける 1200～2400 秒での水平方向温度分布を示す。ここで、Pos.9～Pos.3 は、炉心底部からそれぞれ 3.610m、3.048m、2.642m、2.236m、1.830m、1.424m、1.018m 上の高さの燃料被覆管温度である。

Pos.9(図 4.1.2-19)において、平均出力バンドル B22、高出力バンドル B17 及び低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、何れも 1540 秒で昇温を開始し、それぞれ 900K、874K 及び 707K の最高温度を記録した。

Pos.8(図 4.1.2-20)において、高出力バンドル B13、低出力バンドル B10 及び B03 の燃料被覆管は、それぞれ 1600 秒、1600 秒及び 1650 秒で昇温を開始し、921K、783K 及び 790K の最高温度を記録した。

Pos.7(図 4.1.2-21)において、高出力バンドル B17、B13、平均出力バンドル B22、低出力バンドル B03、B08 及び B10 の燃料被覆管は、何れも 1655 秒で昇温を開始し、それぞれ 1005K、986K、925K、855K、849K 及び 836K の最高温度を記録した。

Pos.6(図 4.1.2-22)において、高出力バンドル B13、低出力バンドル B03 及び B10 の燃料被覆管は、何れも 1720 秒で昇温を開始し、それぞれ 975K、858K 及び 840K の最高温度を記録した。

Pos.5(図 4.1.2-23)において、高出力バンドル B17、平均出力バンドル B22 及び低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、何れも 1810 秒で昇温を開始し、それぞれ 921K、840K 及び 801 K の最高温度を記録した。

Pos.4(図 4.1.2-24)において、高出力バンドル B13、低出力バンドル B03 及び B10 の燃料被覆管は、何れも 1920 秒で昇温を開始し、それぞれ 791K、693K 及び 689K の最高温度を記録した。

Pos.3(図 4.1.2-25)において、平均出力バンドル B22 及び低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、何れも 2085 秒で昇温を開始し、それぞれ 584K 及び 573K までの温度上昇を記録した。なお、高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度は計測不能となった。

図 4.1.2-26 に 1200～2400 秒での代表的な CET、燃料被覆管温度及び炉心出力の関係を示す。ここで、代表的な CET として、中央、周囲、外周それぞれにおいて、最高温度が観察された平均出力バンドル B21、高出力バンドル B14、低出力バンドル B04 の上方に位置する CET を選定した。また、代表的な燃料被覆管温度として、Pos.9～Pos.4 の各高さにおいて、高出力バンドルの B17 か B13 の何れか一方の最高温度が観察された燃料被覆管温度を選定した。加えて、Pos.3 において、平均出力バンドル B22 の燃料被覆管温度を選定した。Pos.9、Pos.8、Pos.7、Pos.6、Pos.5、Pos.4、Pos.3 の順番で燃料被覆管温度が上昇を開始した。炉心出力の自動停止とほぼ同時に、Pos.7 における高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度はピーク値の 1005K を指示した。Pos.7 の燃料被覆管温度の上昇とほぼ同時に、CET は上昇を開始した。CET は、中央、周囲、外周の順番で総じて高くなった。燃料被覆管温度の挙動と異なり、炉心出力の自動停止後も、CET は総じて上昇し続けた。

図 4.1.2-27～図 4.1.2-29 にそれぞれ代表的な燃料被覆管温度と中央、周囲、外周の CET の関係を示す。ここで、代表的な CET として、中央、周囲、外周それぞれにおいて、最高温度が観察された平均出力バンドル B21、高出力バンドル B14、低出力バンドル B04 の上

方に位置する CET を選定した。また、代表的な燃料被覆管温度として、Pos.9～Pos.4 の各高さにおいて、高出力バンドルの B17 か B13 の何れか一方の最高温度が観察された燃料被覆管温度を選定した。加えて、Pos.3 において、平均出力バンドル B22 の燃料被覆管温度を選定した。炉心水位や軸方向出力分布（炉心中央が最も高い出力、炉心頂部と底部が最も低い出力）の影響を受けながら、燃料被覆管温度に対する CET の上昇率は燃料被覆管温度及び CET の位置に依存した。Pos.9、Pos.5、Pos.4 及び Pos.3 を除く、Pos.8～Pos.6 の燃料被覆管温度に対する CET の上昇率は、ほぼ同じ傾向を示した。

ここで、AM 策の開始指標に相当する、CET が 623K に到達した時点(1770 秒)の高出力バンドルの燃料被覆管温度を表 4.1.2-6 に示す。Pos.9～Pos.4 の高さにおける燃料被覆管温度（バンドル No.）は、それぞれ 647K（B17）、702K（B13）、716K（B17）、653K（B13）、573K（B17）、567K（B13）を記録した。故に、CET が 623K に到達時、Pos.7 の高さの燃料被覆管温度は他の高さの燃料被覆管温度に比べて高くなった。

表 4.1.2-5 に示すように、燃料被覆管温度に対する CET の時間遅れに関して、最も早い CET の上昇(1640 秒)は燃料被覆管温度の上昇(1540 秒)より100 秒遅れ、CET が 623K に到達(1770 秒)するまでに更に 130 秒掛かった。

CRGT が設置されている上部炉心板の下方に位置するバンドルと CRGT が設置されていない上部炉心板の下方に位置するバンドルの流体温度を比較する。図 4.1.2-30 及び図 4.1.2-31 にそれぞれ高出力バンドル及び平均出力バンドルの流体温度を示す。評価時間として、炉心過熱過程の 1900 秒、2000 秒、2100 秒を選定した。また、評価温度として、Pos.9(炉心頂部)～Pos.5(炉心中央)の高さ、即ち、炉心底部からそれぞれ 3.610m、3.048m、2.642m、2.236m、1.830m 上の高さの流体温度を選定した。さらに、CRGT が設置されている上部炉心板の下方に位置する高出力バンドル、平均出力バンドルとして、それぞれ B20、B22 を選定した。一方、CRGT が設置されていない上部炉心板の下方に位置する高出力バンドル、平均出力バンドルとして、それぞれ B15、B23 を選定した。

CRGT が設置されている上部炉心板の下方に位置する高出力バンドル B20 において、炉心の高温蒸気は、上部炉心板から CRGT に流入する。それとは反対に、高出力バンドル B15 において、炉心の高温蒸気は、上方に支持カラムが取り付けられている上部炉心板の流路孔を通過して上部プレナムに流入する。あるいは、炉心の高温蒸気は、上方に CRGT が取り付けられている上部炉心板に向かって流れ、CRGT 内に流入する。

図 4.1-30 に示すように、炉心中央付近において、高出力バンドルの B20 と B15 の流体温度は一致している。一方、炉心頂部付近において、高出力バンドル B15 の流体温度は、高出力バンドル B20 の流体温度に比べて、急激な低下を示している。このとき、上方に CRGT が取り付けられている上部炉心板への流れは加速し、模擬燃料ロッドからの良好な熱伝達により、炉心露出部における高出力バンドル B20 の流体温度は高くなったことが考えられる。一方、高出力バンドル B15 は、上方に CRGT が取り付けられている高出力バン

ドル B10 及び B16 並びに平均出力バンドル B22 に囲まれている。炉心の高温蒸気がこれらのバンドルの上方に位置する CRGT に向かって流れる。よって、外周に配置されている低出力バンドル B03 及び B04 から低温の蒸気が流れ込み、炉心露出部における高出力バンドル B15 の流体温度は低下したことが考えられる。なお、低出力バンドル B03 及び B04 には、流体温度計測用の熱電対は設置されていない。

一方、図 4.1-31 に示すように、CRGT が設置されている上部炉心板の下方に位置する平均出力バンドル B22 と CRGT が設置されていない上部炉心板の下方に位置する平均出力バンドル B23 は、外周に配置されている低出力バンドルと隣接していない。そのため、低温の蒸気が流れ込む影響はほぼ無いことから、平均出力バンドルに顕著な蒸気温度差は生じなかった。ただし、平均出力バンドルの上方に位置する CRGT の有無に起因した気流速度の違いによる熱伝達の差により、数 10K の温度差が認められる。

高温側配管破断の場合、炉心出口における流体は、高温側配管に設置した破断口に向かって上向きに流れる。また、炉心露出後は、各ロッドバンドルの出力の違いによる水平方向流体温度分布が影響を及ぼす三次元的流動挙動となることが考えられる。

表 4.1.2-1 LSTF による高温側配管小破断及び中破断 LOCA 実験の主な条件と結果

実験 ID (実施年)	破断 条件	AM 策条件	主な結果
SB-HL-01 (1986 年)	5% 横向き	AM 策無し	✓ PCT=594K ✓ CET _{peak} =537K
SB-HL-02 (1987 年)	10% 横向き	AM 策無し	✓ PCT=628K ✓ CET _{peak} =550K
SB-HL-03 (1987 年)	0.5% 横向き	高温側配管の過熱度 = 10K で高圧注入系から両 ループの低温側配管への 手動注入	✓ PCT=746K ✓ CET _{peak} =651K
SB-HL-05 (1989 年)*	0.5% 下向き	高温側配管の過熱度 = 5K で加圧器逃し弁の開 放	✓ PCT=926K (燃料被覆管温度 = 908K で炉心出力の自動低 下) ✓ CET _{peak} =730K
SB-HL-08 (1990 年)	2.5% 横向き	AM 策無し	✓ PCT=890K (燃料被覆管温度 = 888K で炉心出力の自動低 下) ✓ CET _{peak} =586K
SB-HL-09 (1991 年)	1% 横向き	燃料被覆管温度 = 620K で破断ループ B の SG 逃 し弁の開放	✓ PCT=624K ✓ CET _{peak} =582K
SB-HL-12 (1998 年)	1% 下向き	燃料被覆管温度 = 600K で両ループの SG 逃し弁 の開放	✓ PCT=696K ✓ CET _{peak} =574K
SB-HL-18 (2011 年)	1.5% 上向き	燃料被覆管温度 = 750K で高圧注入系から上部プ レナムへの手動注入	✓ PCT=781K ✓ CET _{peak} =635K
IB-HL-01 (2011 年)	17% 上向き	AM 策無し	✓ PCT=607K ✓ CET の上昇無し

備考：燃料被覆管最高温度(PCT)、炉心出口温度ピーク値(CET_{peak})

*NEA 報告書[2]に記載の実験

表 4.1.2-2 主な制御ロジック (SB-HL-19 実験)

事 象	条件
破断ユニットの破断弁開 (実験開始)	時刻ゼロ
スクラム信号発信、SG 主蒸気止め弁閉止、両ループの SG 主給水停止、両ループの SG 主蒸気隔離弁閉止	加圧器圧力＝ 12.97MPa
両ループの蓄圧注入系の作動	一次系圧力＝ 4.51MPa
炉心出力の自動停止	燃料被覆管温度＝ 1003K

表 4.1.2-3 スクラム信号発信後の一次冷却材ポンプ回転数 (SB-HL-19 実験)

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

表 4.1.2-4 スクラム信号発信後の炉心出力 (SB-HL-19 実験)

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

表 4.1.2-5 観察された主な事象 (SB-HL-19 実験)

時間 (秒)	事 象
0	破断ユニットの破断弁開 (実験開始)
51	スクラム信号発信
52	SG 主蒸気止め弁閉止
53	両ループの一次冷却材ポンプコーストダウン開始
55	両ループの SG 主給水停止
55	両ループの SG 伝熱管水位形成
61	両ループの SG 主蒸気隔離弁閉止
70	両ループの高温側配管水位形成
70	炉心出力減衰開始
70~1145	ループ B の SG 逃し弁の周期的開閉
80~955	ループ A の SG 逃し弁の周期的開閉
93	加圧器水位喪失
250	両ループの低温側配管水位形成
302	両ループの一次冷却材ポンプ停止
760	ループ A の SG 伝熱管水位喪失
900	ループ A の一次系ループ流量がほぼゼロとなる
1000	ループ B の SG 伝熱管水位喪失
1150	ループ B の一次系ループ流量がほぼゼロとなる
1170	ループ B の低温側配管水位喪失
1230	ループ A の低温側配管水位喪失
1250	上部プレナム水位の顕著な低下開始
1300	ループ A の高温側配管水位喪失
1495	上部プレナム水位喪失及び炉心水位の顕著な低下開始
1540	Pos.9 の燃料被覆管温度の上昇開始
1640	炉心出口温度の上昇開始
1710	一次系圧力が SG 二次側圧力を下回る
1740	ループ B の高温側配管水位喪失
1770	炉心出口温度が 623K に到達する
2112	炉心出力の自動停止 (Pos.7 の高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度 = 1003K)
2113	Pos.7 の高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度が ピーク値の 1005K を指示する
2470	両ループの蓄圧注入系作動
3025	破断ユニットの破断弁閉止 (実験終了)

表 4.1.2-6 炉心出口温度が 623K に到達した時点の高出力バンドルの燃料被覆管温度
(SB-HL-19 実験)

Pos.9	647K (B17)	Pos.6	653K (B13)	Pos.3	—
Pos.8	702K (B13)	Pos.5	573K (B17)	Pos.2	—
Pos.7	716K (B17)	Pos.4	567K (B13)	Pos.1	—

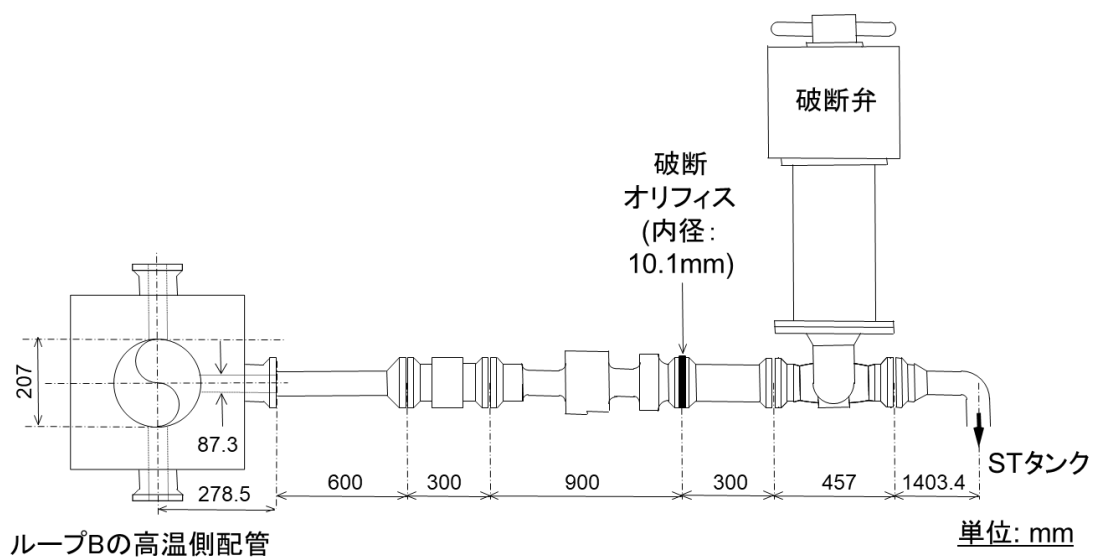


図 4.1.2-1 破断ユニットの系統図 (SB-HL-19 実験)

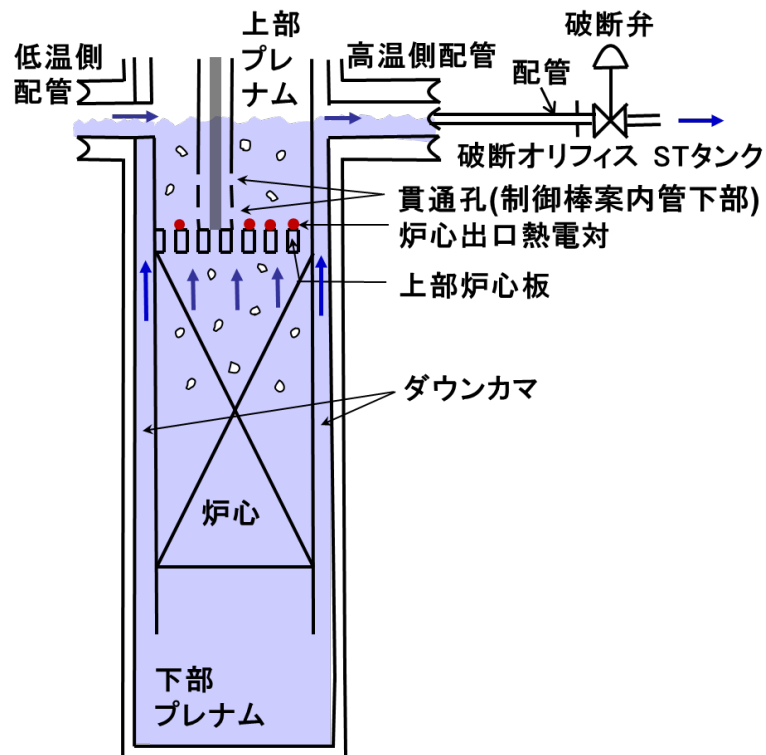


図 4.1.2-2 800 秒における圧力容器内の冷却材流れの概略 (SB-HL-19 実験)

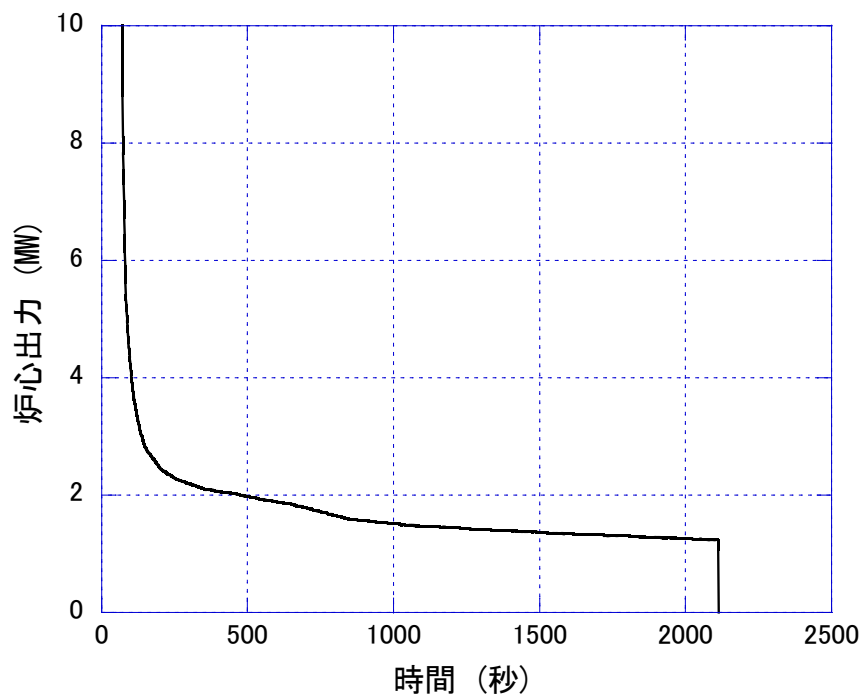


図 4.1.2-3 炉心出力 (SB-HL-19 実験)

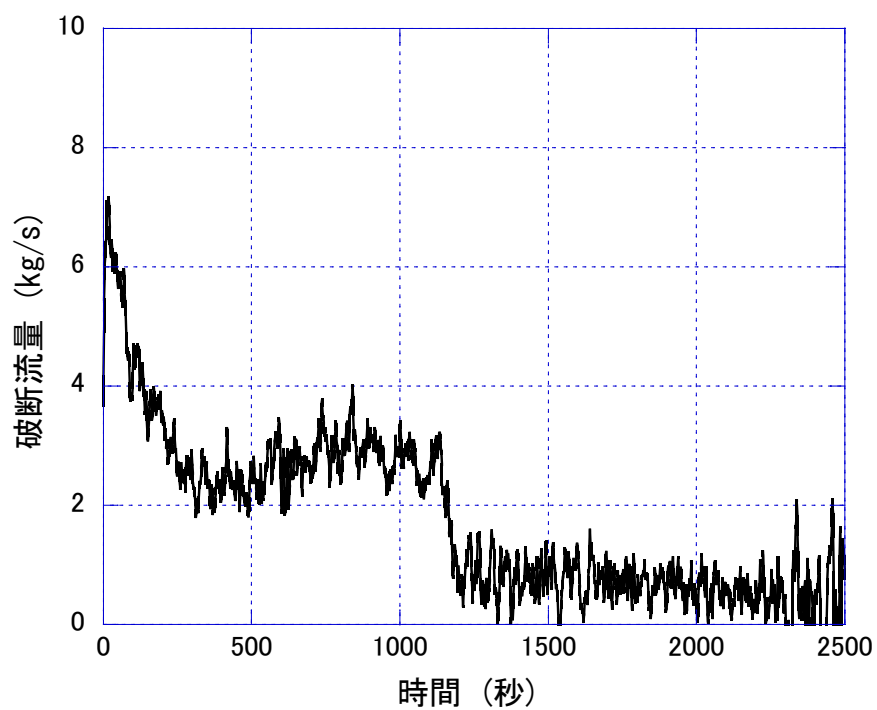


図 4.1.2-4 破断流量 (SB-HL-19 実験)

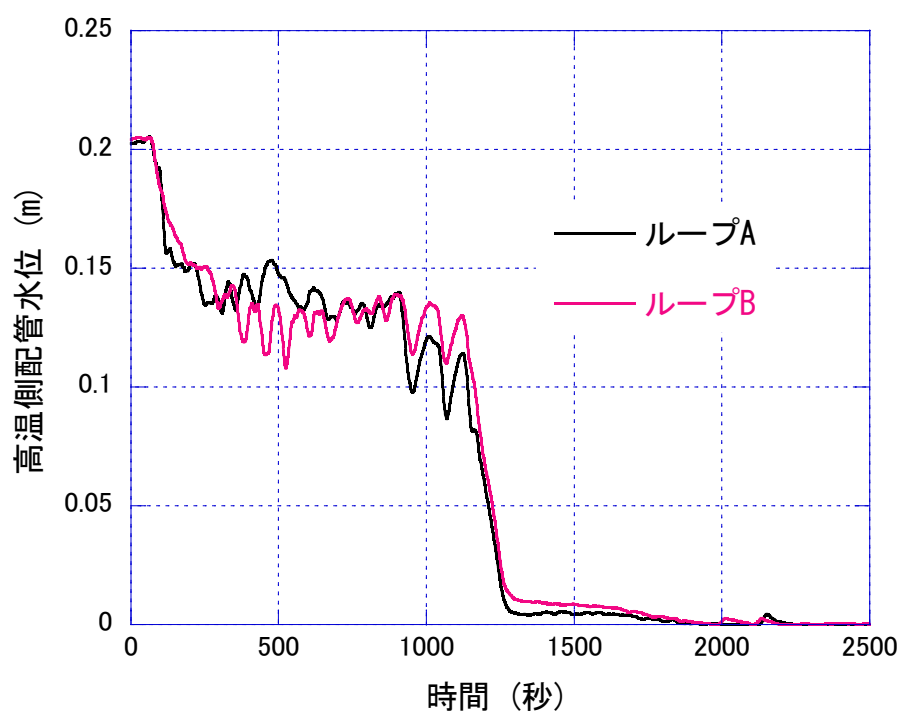


図 4.1.2-5 高温側配管水位 (SB-HL-19 実験)

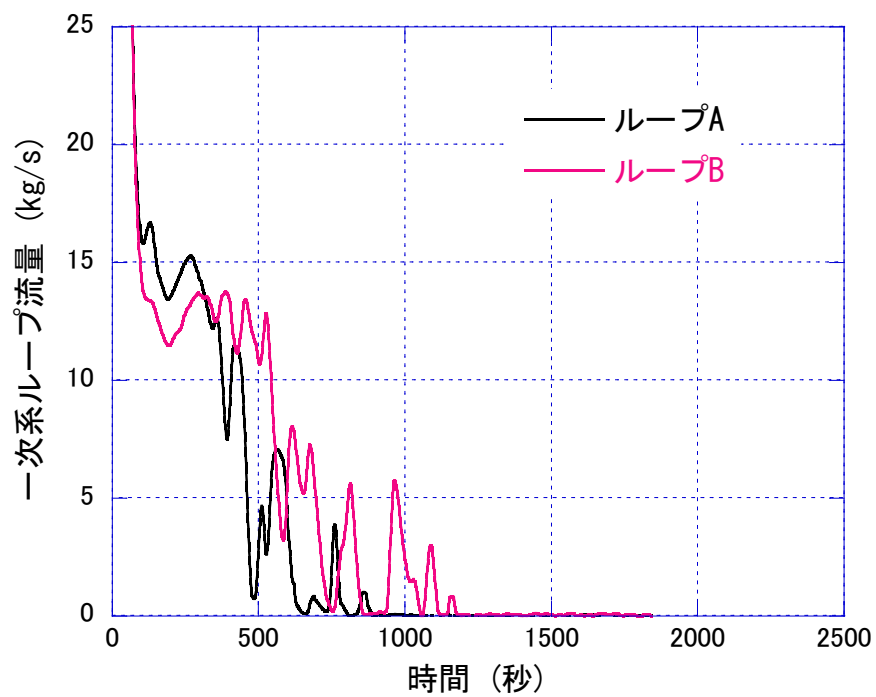


図 4.1.2-6 一次系ループ流量 (SB-HL-19 実験)

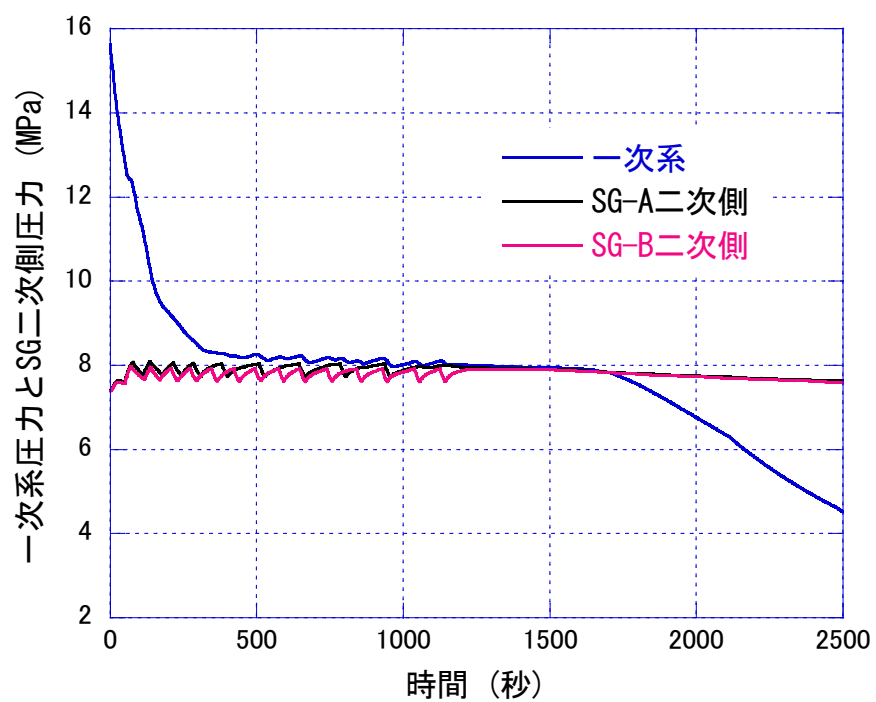


図 4.1.2-7 一次系圧力と SG 二次側圧力 (SB-HL-19 実験)

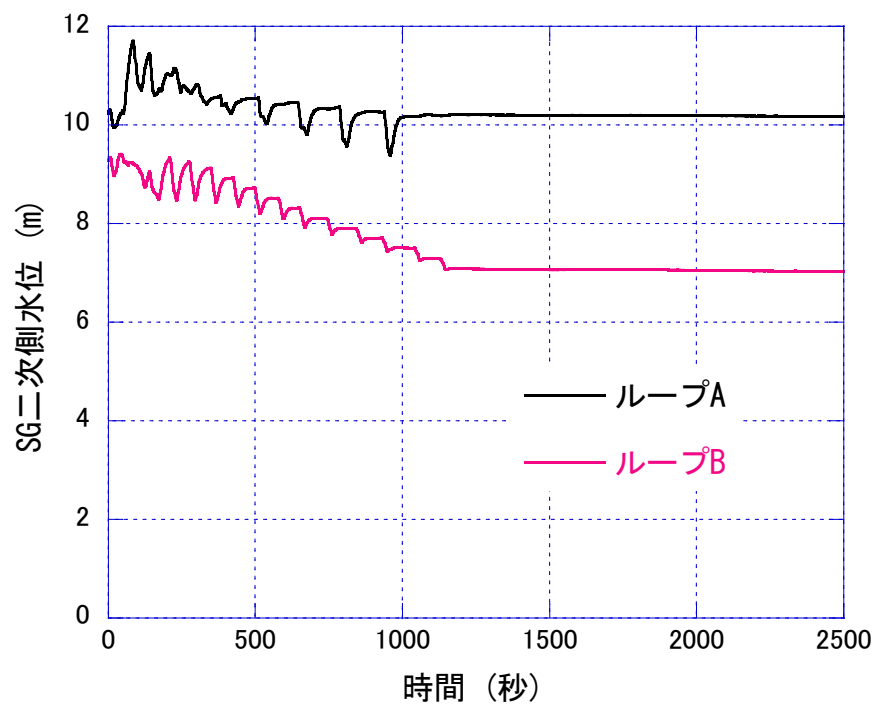


図 4.1.2-8 SG 二次側水位 (SB-HL-19 実験)

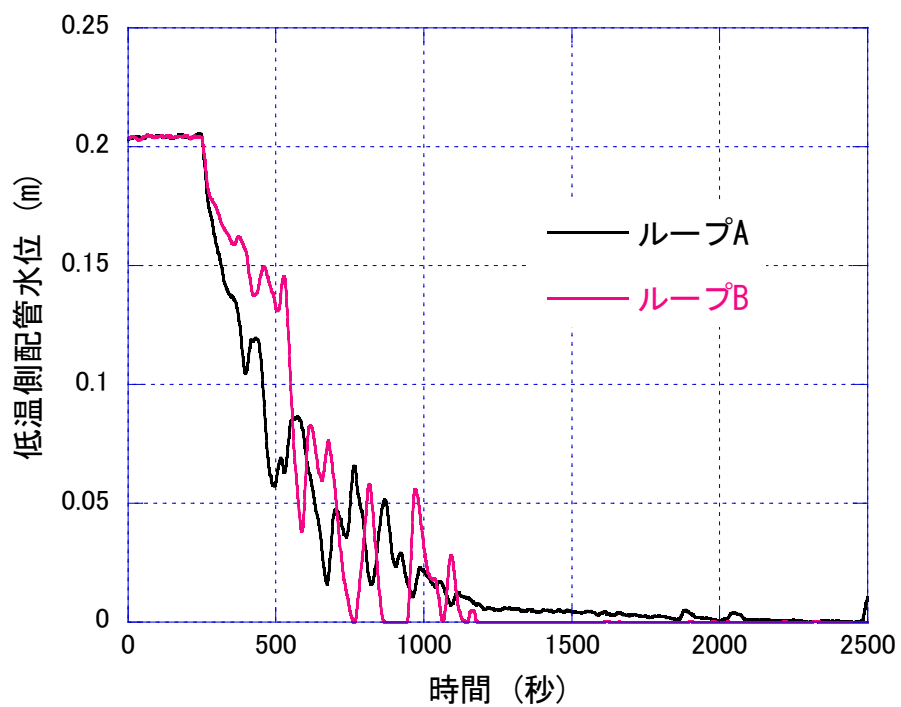


図 4.1.2-9 低温側配管水位 (SB-HL-19 実験)

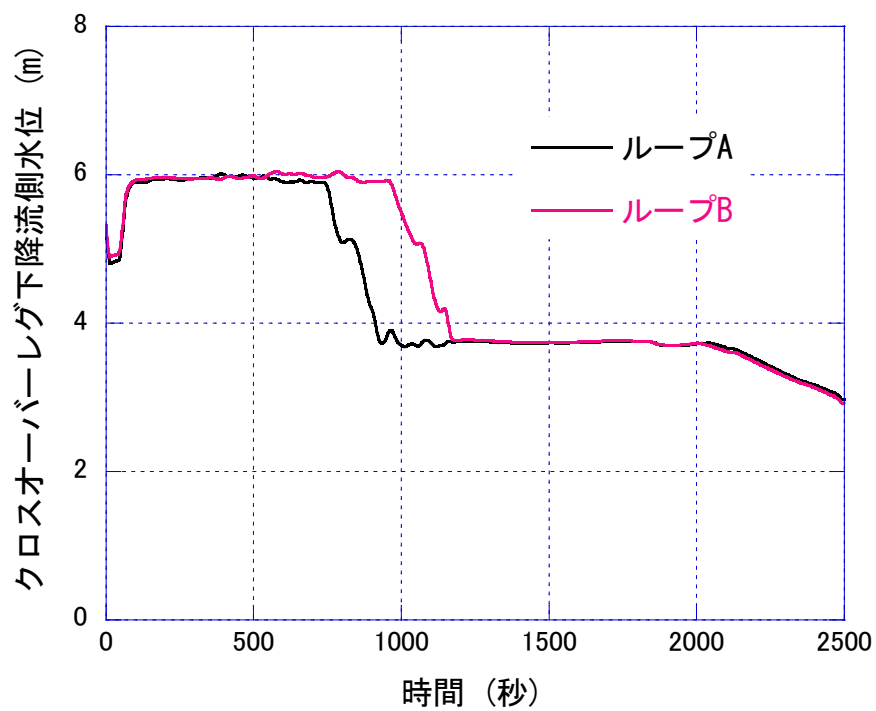


図 4.1.2-10 クロスオーバーレグ下降流側水位 (SB-HL-19 実験)

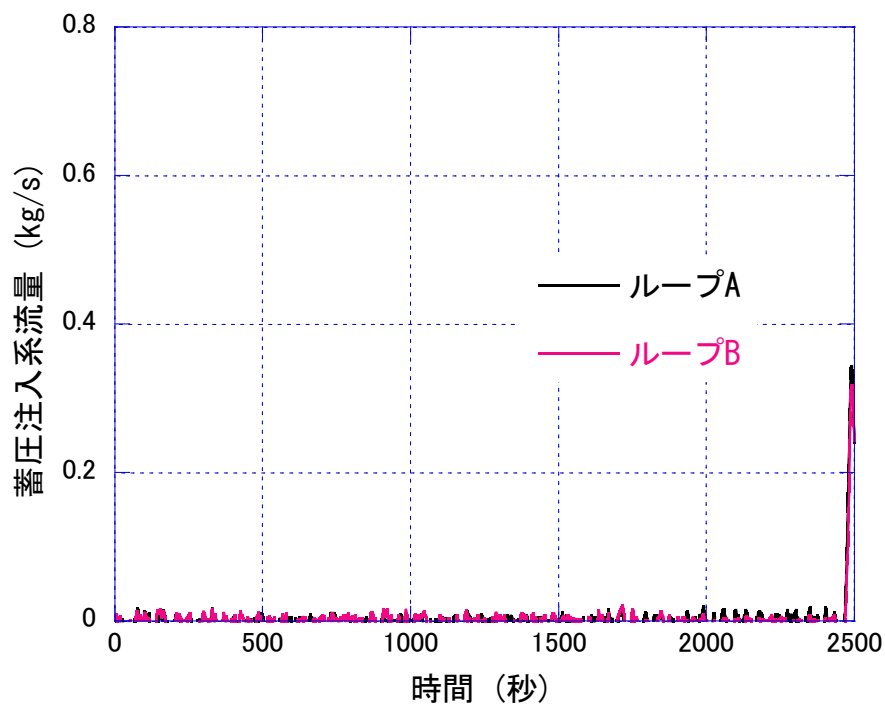


図 4.1.2-11 蓄圧注入系注入流量 (SB-HL-19 実験)

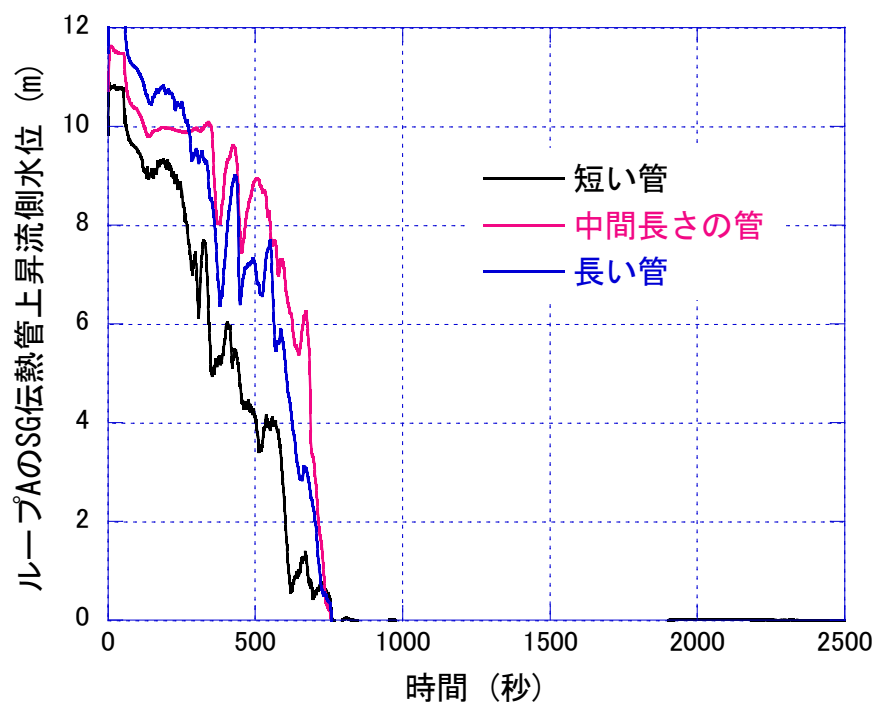


図 4.1.2-12 ループ A の SG 伝熱管上昇流側水位 (SB-HL-19 実験)

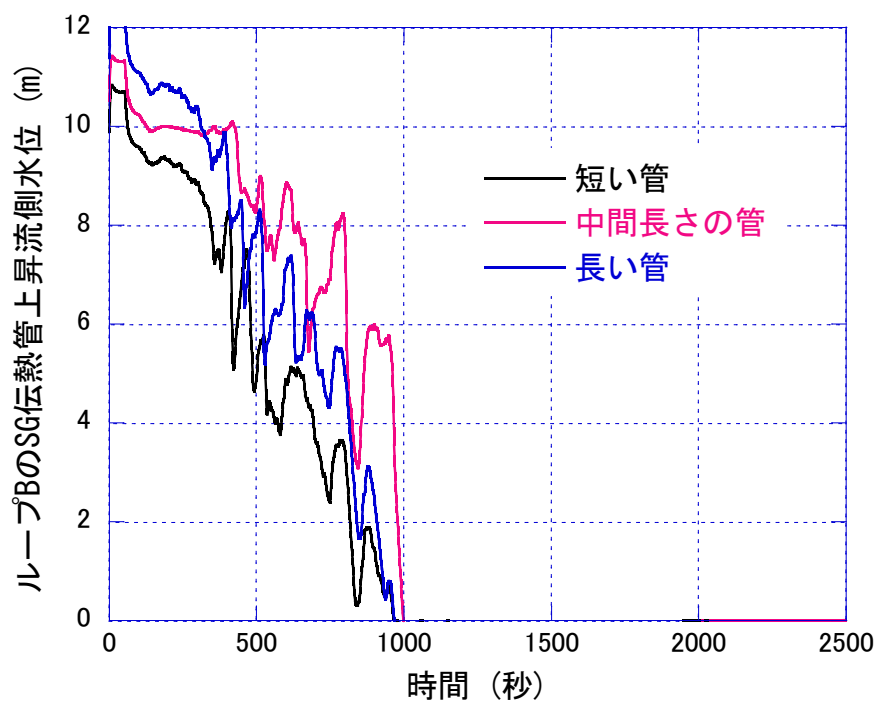


図 4.1.2-13 ループ B の SG 伝熱管上昇流側水位 (SB-HL-19 実験)

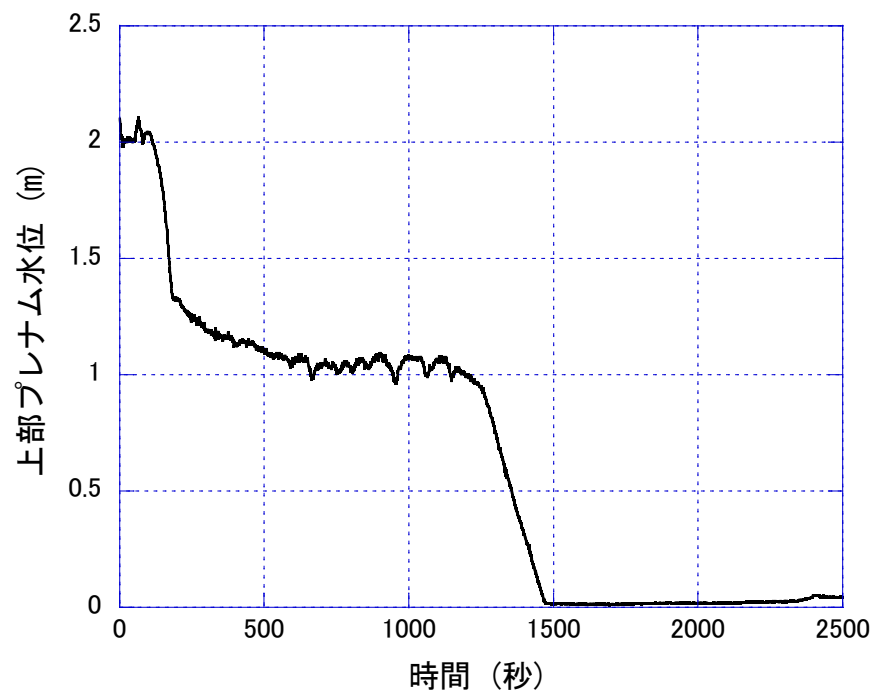


図 4.1.2-14 上部プレナム水位 (SB-HL-19 実験)

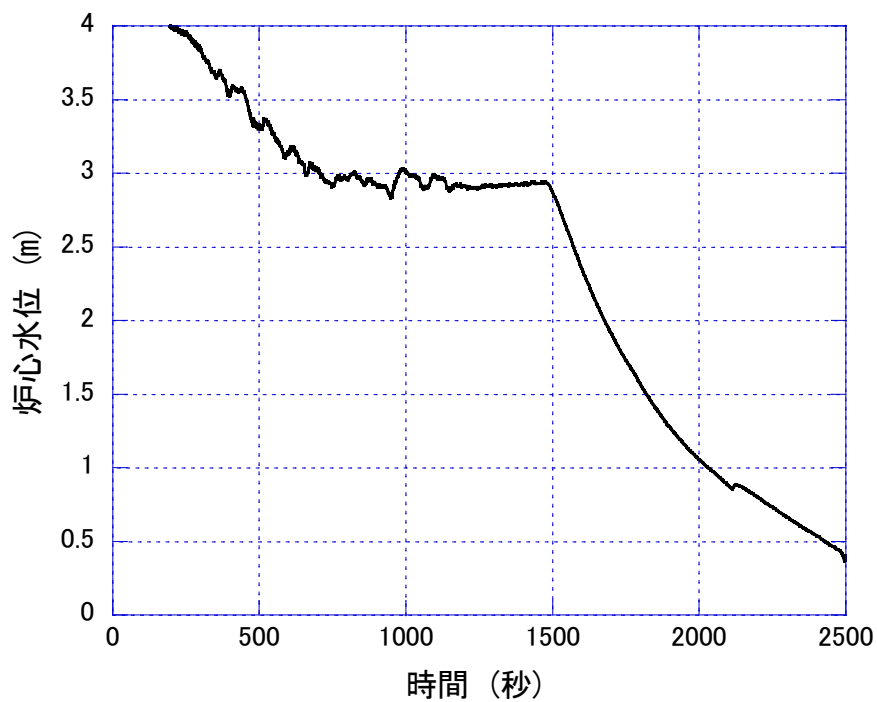


図 4.1.2-15 炉心水位 (SB-HL-19 実験)

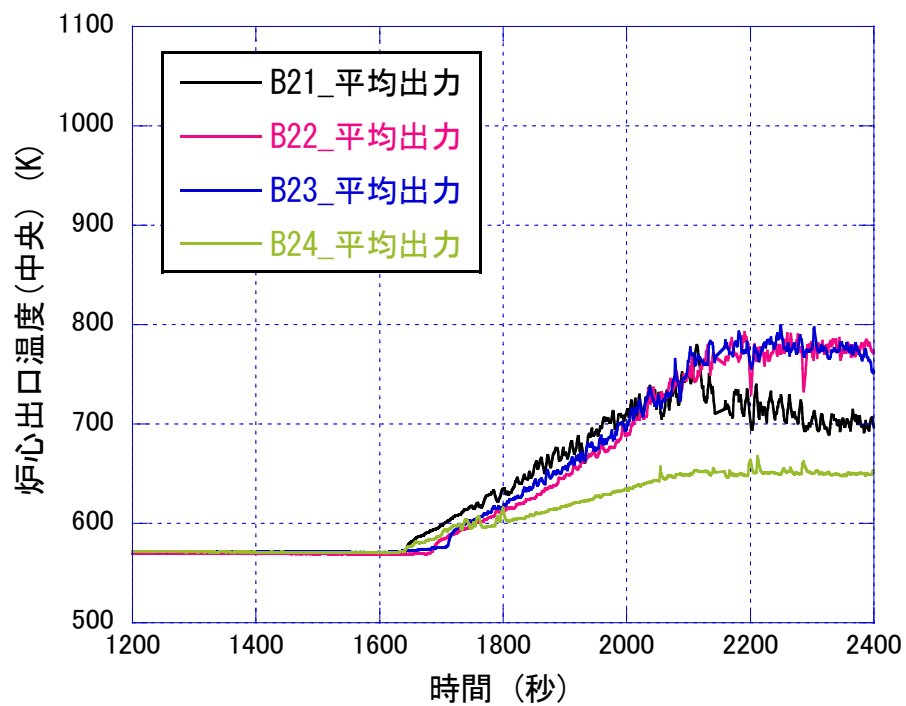


図 4.1.2-16 炉心出口温度(中央) (SB-HL-19 実験)

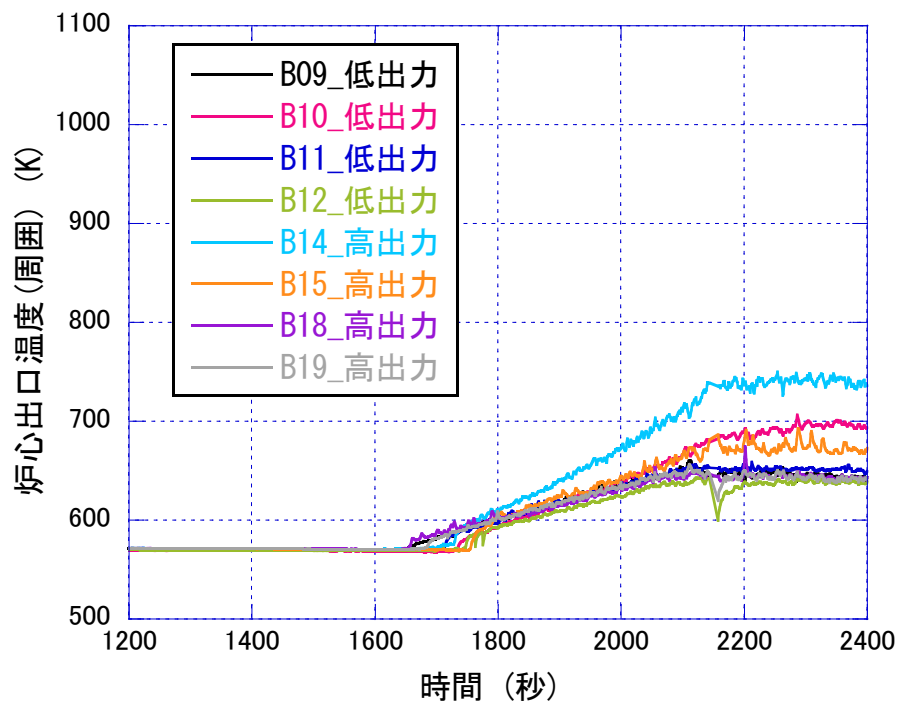


図 4.1.2-17 炉心出口温度(周囲) (SB-HL-19 実験)

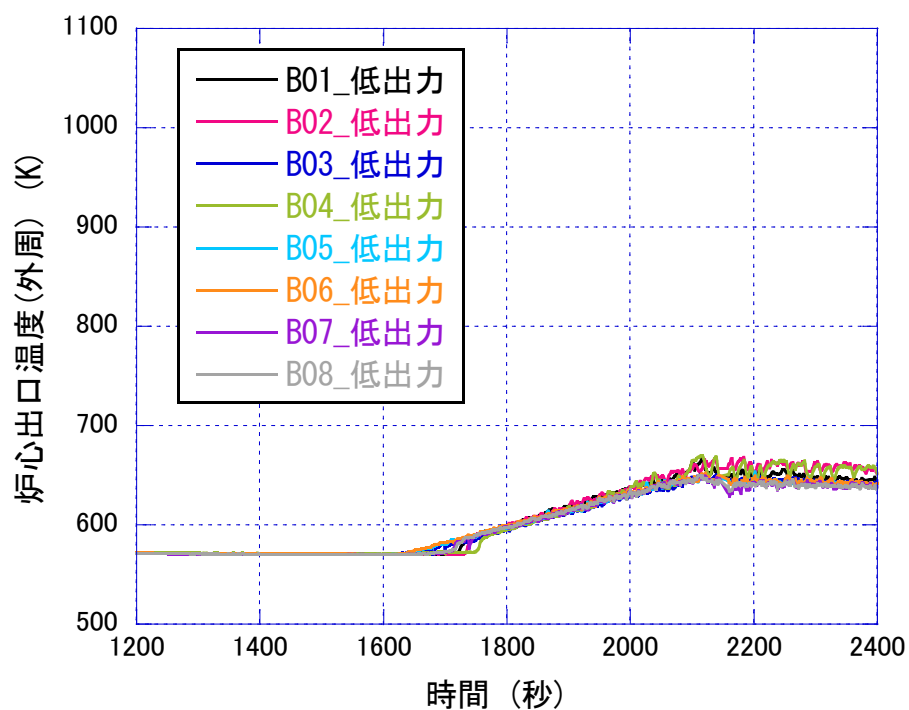


図 4.1.2-18 炉心出口温度(外周) (SB-HL-19 実験)

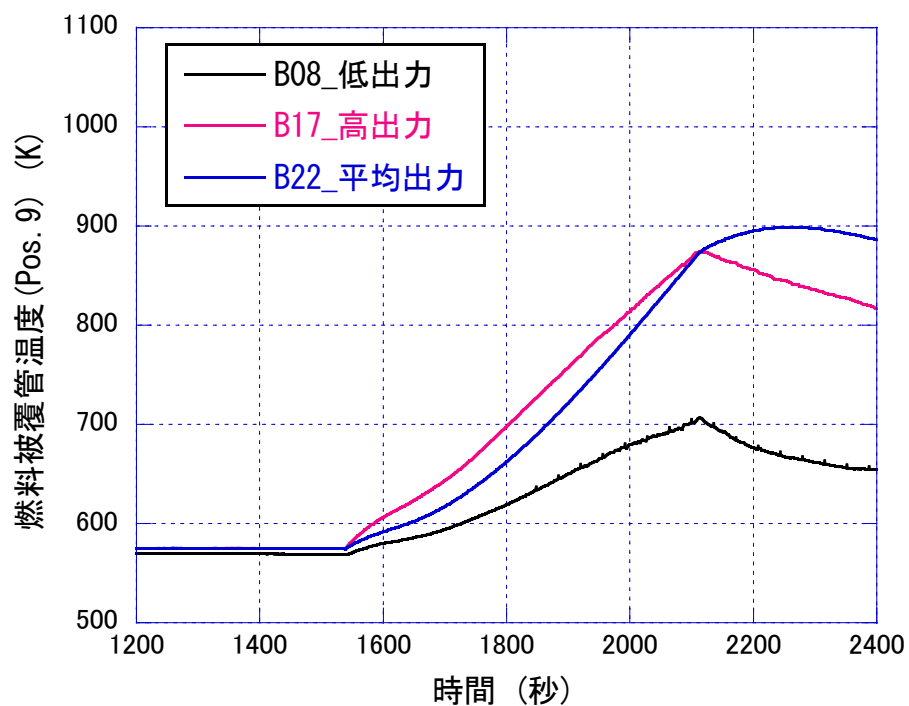


図 4.1.2-19 燃料被覆管温度(Pos.9) (SB-HL-19 実験)

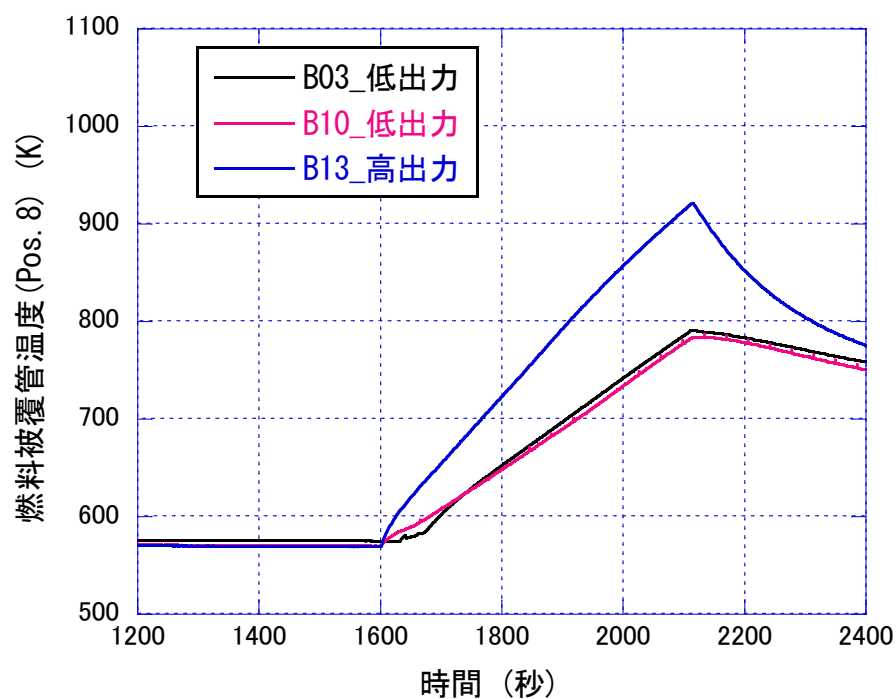


図 4.1.2-20 燃料被覆管温度(Pos.8) (SB-HL-19 実験)

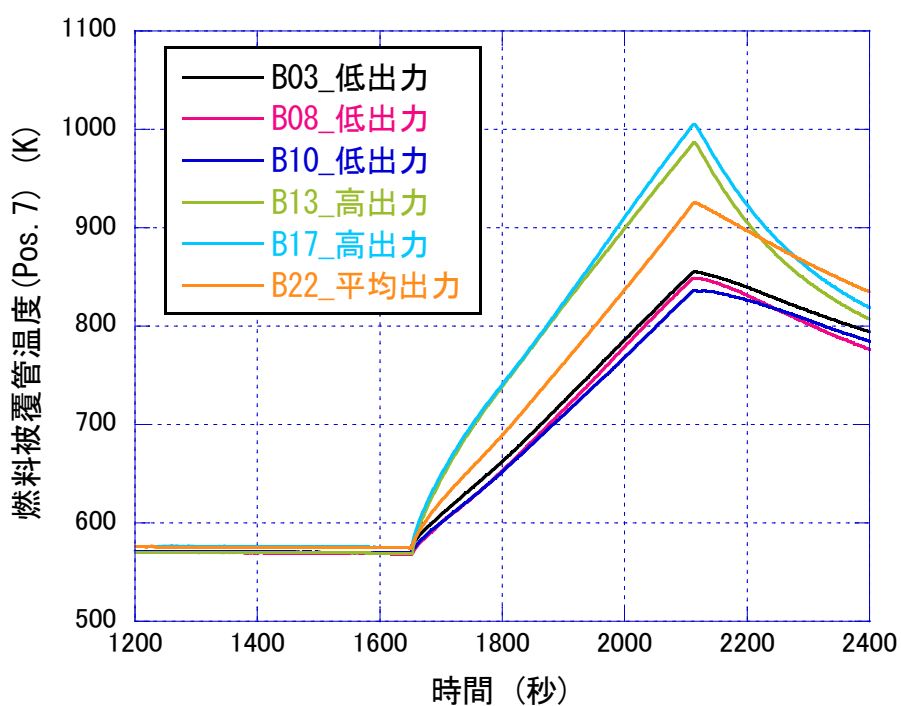


図 4.1.2-21 燃料被覆管温度(Pos.7) (SB-HL-19 実験)

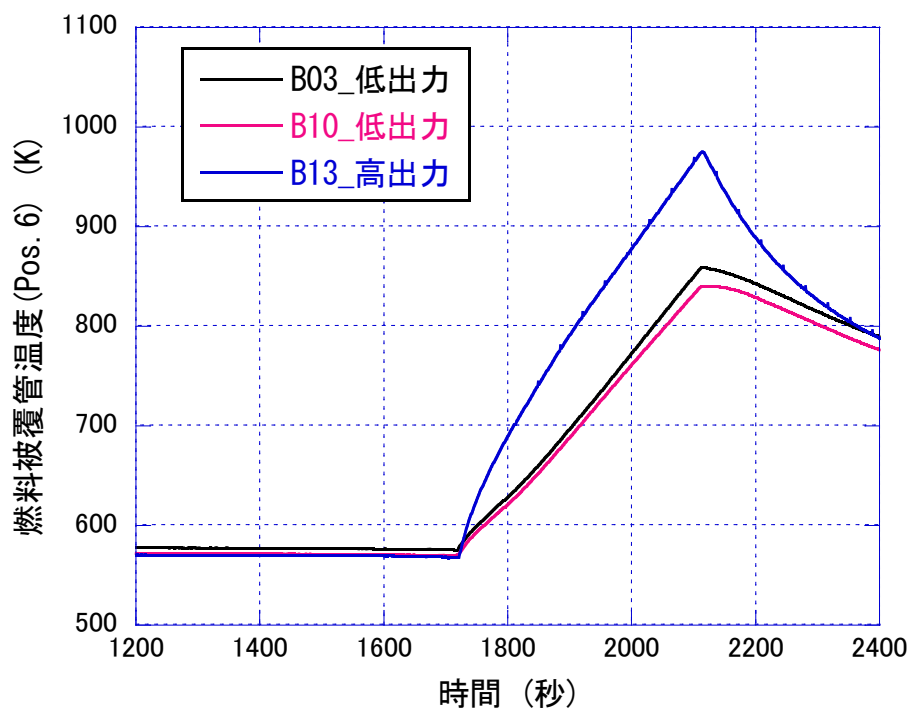


図 4.1.2-22 燃料被覆管温度(Pos.6)

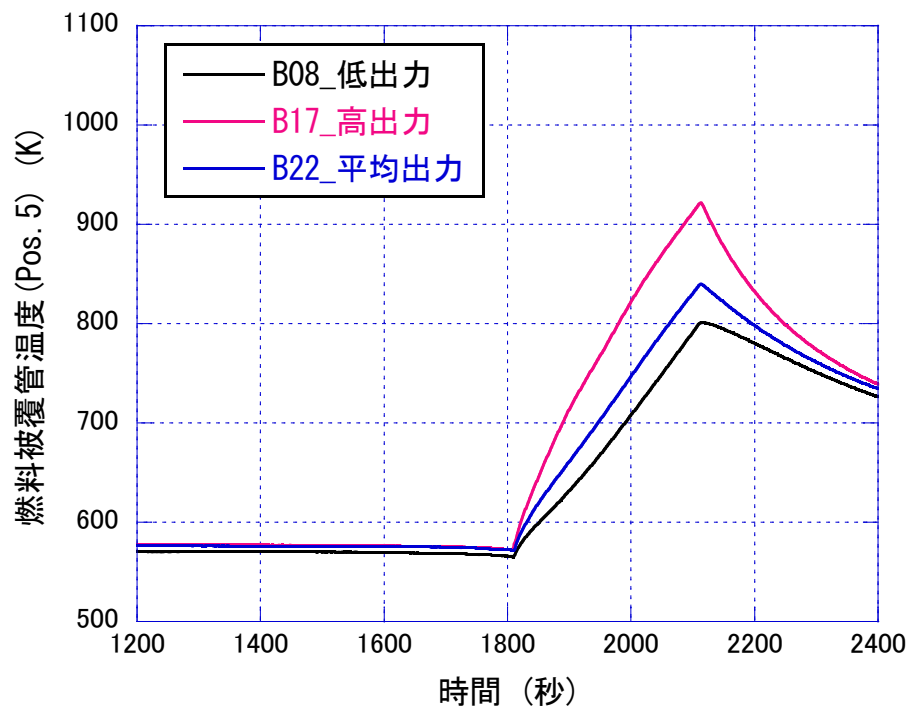


図 4.1.2-23 燃料被覆管温度(Pos.5) (SB-HL-19 実験)

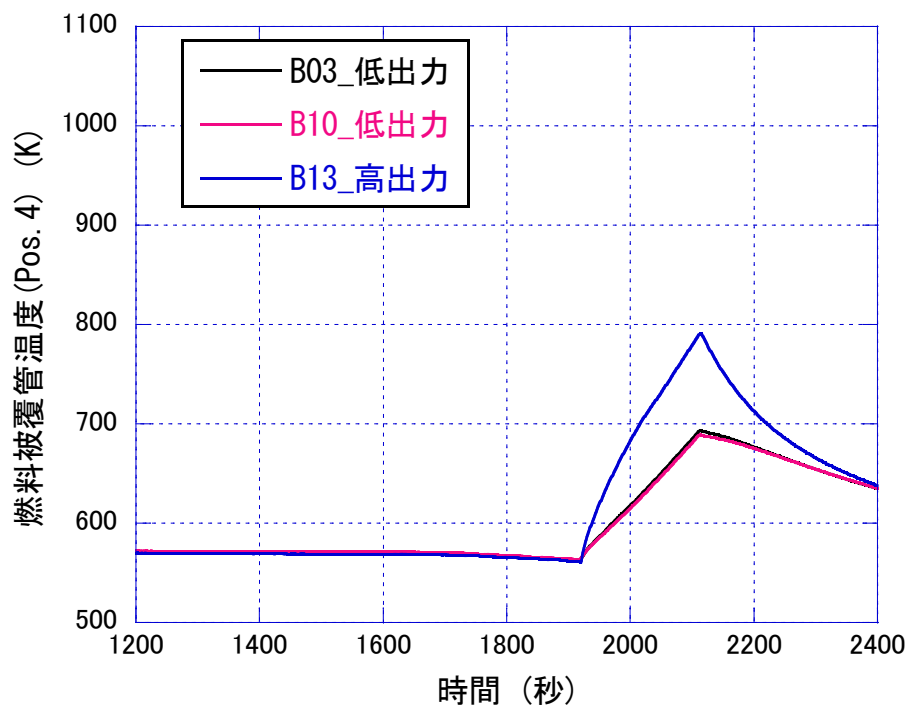


図 4.1.2-24 燃料被覆管温度(Pos.4) (SB-HL-19 実験)

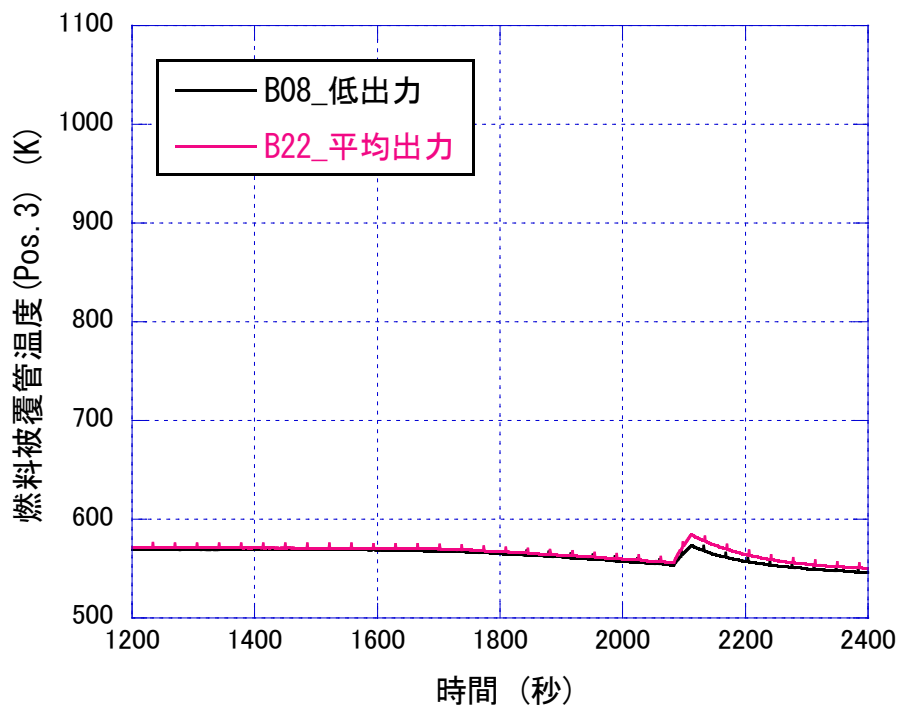


図 4.1.2-25 燃料被覆管温度(Pos.3) (SB-HL-19 実験)

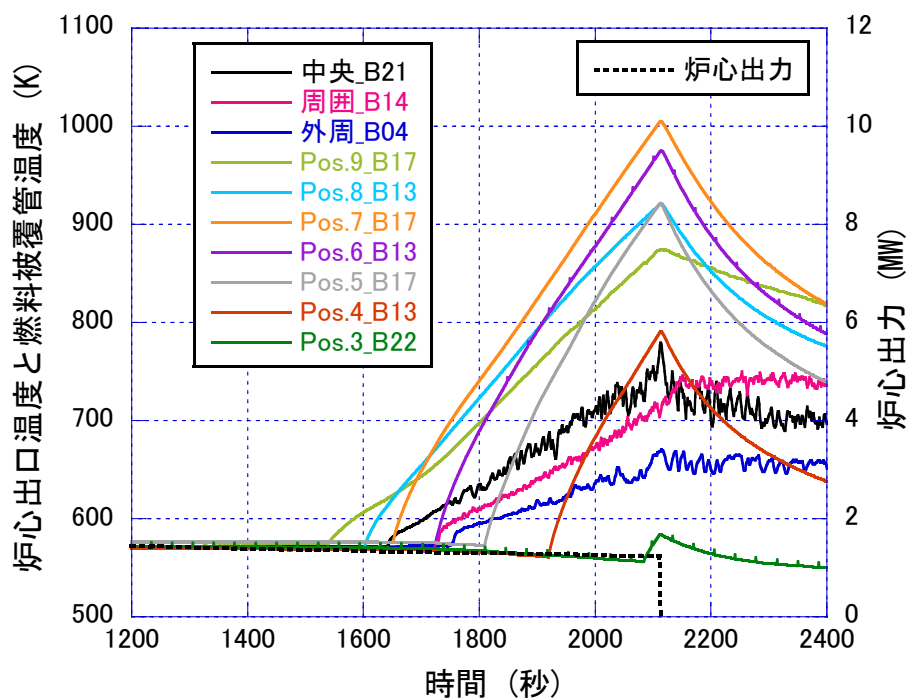


図 4.1.2-26 代表的な炉心出口温度、燃料被覆管温度及び炉心出力の関係 (SB-HL-19 実験)

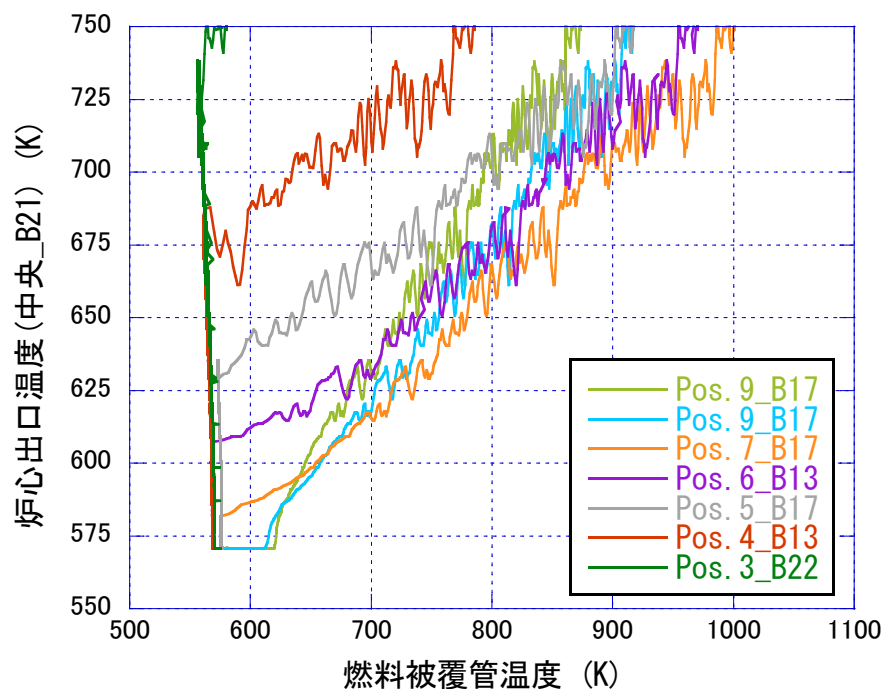


図 4.1.2-27 代表的な燃料被覆管温度と炉心出口温度(中央)の関係 (SB-HL-19 実験)

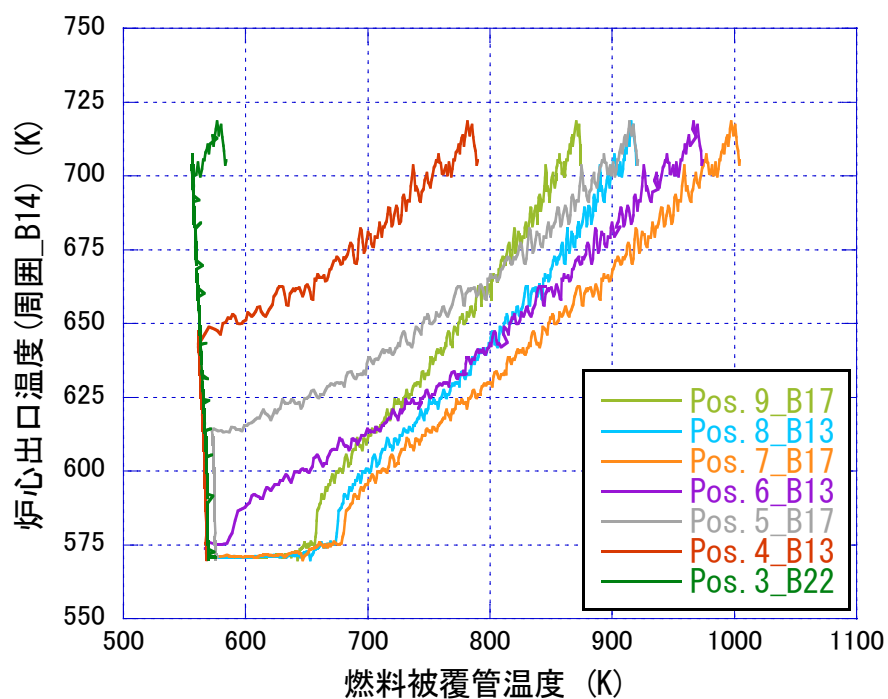


図 4.1.2-28 代表的な燃料被覆管温度と炉心出口温度(周囲)の関係 (SB-HL-19 実験)

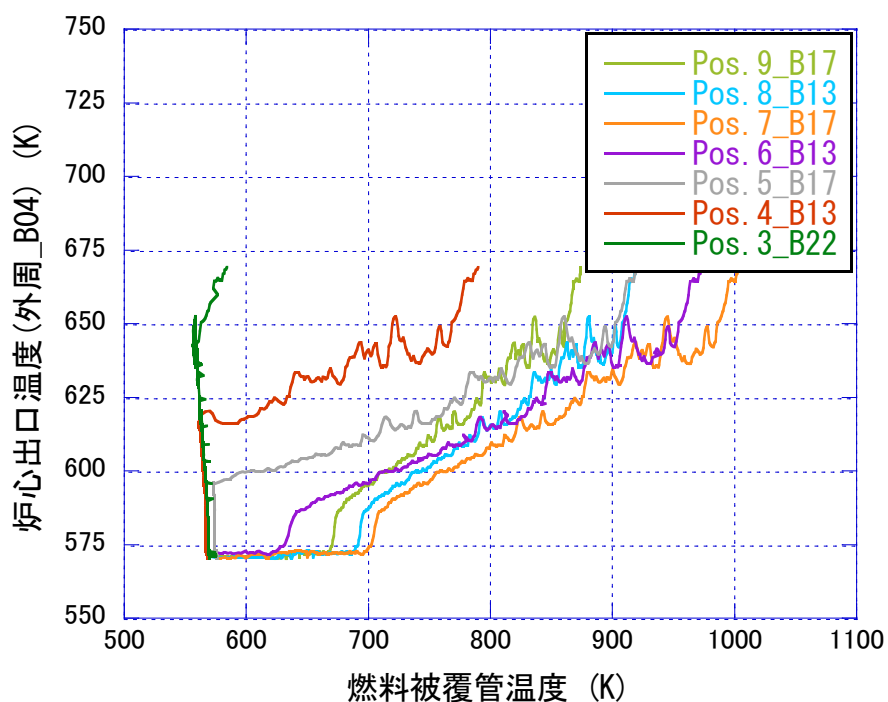


図 4.1.2-29 代表的な燃料被覆管温度と炉心出口温度(外周)の関係 (SB-HL-19 実験)

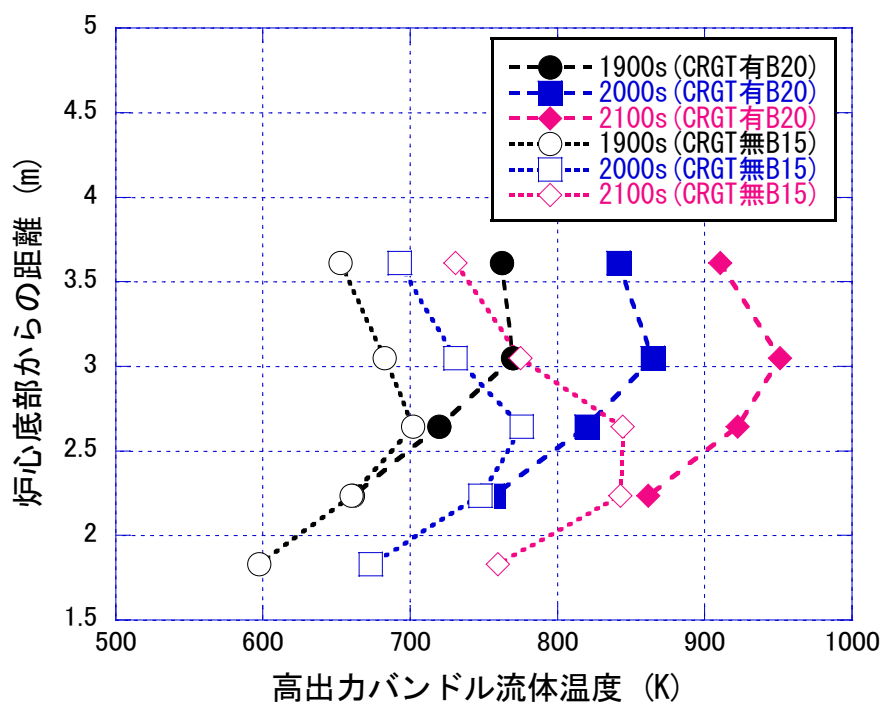


図 4.1.2-30 CRGT 設置条件が異なる上部炉心板下方の高出力バンドル流体温度の比較
(SB-HL-19 実験)

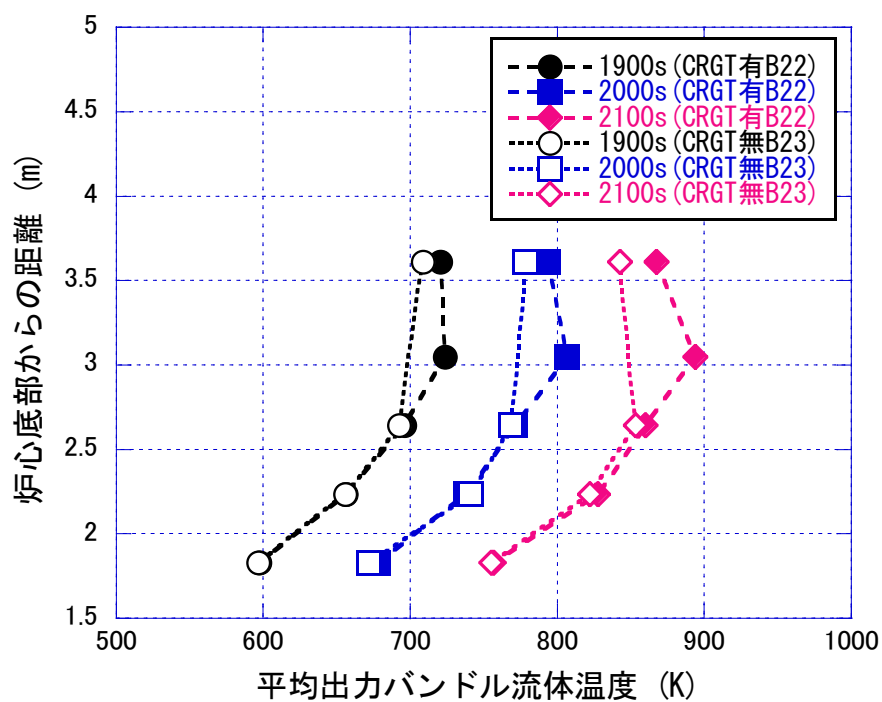


図 4.1.2-31 CRGT 設置条件が異なる上部炉心板下方の平均出力バンドル流体温度の比較
(SB-HL-19 実験)

4.2. ECCS 注水機能喪失実験

PWR の炉心損傷防止対策の有効性評価事象[1]のうち、非常用炉心冷却系(ECCS)注水機能喪失事象として、高圧注入機能喪失を伴う低温側配管小破断冷却材喪失事故(LOCA)時のアクシデントマネジメント(AM)策を検討する際、関連実験が少なく、従来知見が不十分である。そのため、LSTF を用いて、高圧注入(HPI)系の不作動を仮定した、AM 策を伴う 1.9%高温側配管小破断 LOCA 実験(実験番号：SB-HL-20)を実施した。SB-HL-20 実験の条件設定の参考にした、PWR 事象解析と LSTF による 3 つの関連実験の主な条件や結果を以下にまとめるとともに、表 4.2-1 に示す。

- ✧ RELAP5/MOD3.3 コードによる国内 4 ループ PWR の ECCS 注水機能喪失事象解析(2014 年)[1]では、HPI 系の不作動を仮定し、2 インチと 4 インチの低温側配管小破断 LOCA が主な対象とされた。AM 策として、安全注入設備作動(SI)信号発信から 660 秒後、全ループの蒸気発生器(SG)逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始することが仮定された。また、SI 信号発信から 60 秒後、全ループの SG 二次側への補助給水を開始することが仮定された。何れの場合もループシールクリアリング(LSC)が生じるとともに、蓄圧注入(ACC)系が作動した。2 インチ破断の場合、燃料被覆管温度は上昇しないことが示された。一方、4 インチ破断の場合、燃料被覆管最高温度(PCT)は 990K となることが示された。
- ✧ SB-CL-41 実験(2011 年)[2]では、HPI 系の不作動を仮定し、5.8%低温側配管小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、SI 信号発信直後、両ループの SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始した。また、SI 信号発信から約 120 秒後、両ループの SG 二次側への補助給水を開始した。上部プレナム水位が喪失した 190 秒から両ループでの LSC に至る 200 秒までの過程で一時的に炉心水位は低下した。しかし、LSC 後に炉心水位が回復したため、燃料被覆管温度は上昇しないことを確認した。その後、約 260 秒からボイルオフにより炉心は露出したが、ACC 系の作動により、全炉心がクエンチした。PCT は 690K となった。一方、炉心出口温度(CET)は上昇したが、初期値を上回らなかった。全炉心のクエンチ後、低圧注入(LPI)系の作動により、炉心冷却は維持された。これにより、両ループの SG 二次側フィード・アンド・ブリードの炉心冷却への有効性を確認した。これらの熱水力挙動は、RELAP5 コードによる国内 4 ループ PWR の 4 インチ破断の解析結果と同様であった。
- ✧ SB-CL-51 実験(2022 年)[3]は、令和 4 年度の前プロジェクトの枠組みで実施した。本実験では、HPI 系の不作動を仮定し、1%(約 3 インチ)低温側配管小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、SI 信号発信から 600 秒後、両ループの SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始した。また、SI 信号発信に従い、両ループの SG 二次側への補助給水を開始した。ACC 系の作動時に、上部プレナム水位が喪失した 2270 秒からループ A(加圧器のあるループ)での LSC に至る 2500 秒までの過程で一時的に炉心水位

は低下した。しかし、LSC 後に炉心水位が回復したため、燃料被覆管温度は上昇しないことを確認した。その後、LPI 系の作動により、炉心冷却は維持された。これにより、両ループの SG 二次側フィード・アンド・ブリードの炉心冷却への有効性を確認した。

- ☆ SB-CL-52 実験(2023 年)[4]では、HPI 系の不作動を仮定し、1.9%(約 4 インチ)低温側配管横向き小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、SI 信号発信後 600 秒で、両ループの SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始した。また、SI 信号発信に伴い、両ループの SG 二次側への AFW を開始した。燃料被覆管温度が 1003K に到達したため、炉心出力が自動停止した。PCT は 1007K、CET ピーク値は 653K を記録した。燃料被覆管温度の過度な上昇が生じたことから、両ループの SG 二次側フィード・アンド・ブリードは、炉心冷却に対して有効とならないことを確認した。

SB-HL-20 実験の主な制御ロジックを表 4.2-2 に示す。上述の PWR 事象解析と LSTF 関連実験を考慮して設定した SB-HL-20 実験の主な仮定と条件は、以下の通りである。破断場所を除き、SB-CL-52 実験と同じである。

- HPI 系の不作動を仮定する。
- 時刻ゼロで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。図 4.2-1 に、ループ B(加圧器の無いループ)の高温側配管の水平方向に取り付けた破断ユニットの系統図を示す。破断口は、1.9%(約 4 インチ)高温側配管破断を模擬するため、内径 13.8mm のオリフィスを用いる。破断口面積は、体積比(1/48)を考慮した、1.9%低温側配管流路面積に相当する。破断ユニットの下流を積算(ST)タンクに接続し、ST タンクの水位変化から、破断流量を評価する。
- 加圧器圧力が 12.97MPa に低下した時点で、スクラム信号を発信する。これにより、SG 主蒸気止め弁を閉止、両ループの SG 主給水を停止、両ループの SG 主蒸気隔離弁を閉止する。
- SG 逃し弁の開/閉圧力は 8.03/7.82MPa である。このとき、SG 逃し弁は内径 16.2mm のオリフィスを用いて模擬する。
- スクラム信号発信後の一次冷却材ポンプの回転数を表 4.2-3、炉心出力を表 4.2-4 に示す予め定めた計画値を与える。
- 加圧器圧力が 12.27MPa に低下した時点で、SI 信号を発信する。
- SI 信号発信から 600 秒後、両ループの SG 逃し弁の開放による SG 二次側減圧を開始し、実験終了まで継続する。これは運転員が介入する一次系冷却のための唯一の AM 操作である。また、SI 信号発信に従い、両ループの SG 二次側への補助給水を開始し、実験終了まで継続する。補助給水の流量は 1 ループ当たり約 0.7kg/s で一定とし、補助給水の温度は 310K で一定とする。
- 一次系圧力が 4.51MPa に低下した時点で、ACC 系を作動して両ループの低温側配管

へ均等に注水する。ACC 系の注水温度は 320K で一定とする。

- 燃料被覆管温度が 1003K に到達した時点で、炉心保護のために炉心出力を自動停止する。これは装置保護のための人為的な操作であり、この状況に達した後は実機応答を模擬したものではないことに留意されたい。

表 4.2-5 に SB-HL-20 実験で観察された主な事象の時系列の推移を示す。また、図 4.2-2 ～図 4.2-20 に時系列で主な結果をグラフ表示する。SB-HL-20 実験で観察された主な熱水力挙動を以下にまとめる。

熱水力挙動の概要

破断と同時に、一次系圧力は加圧器水位とともに低下し始めた(図 4.2-6)。26 秒及び 32 秒にそれぞれスクラム信号及び SI 信号が発信した。加圧器水位は単調に低下し、46 秒で喪失した。炉心出力は事前に定めた出力曲線に従い、45 秒から減衰を開始した(図 4.2-2)。また、両ループの一次冷却材ポンプの回転数は事前に定めた回転数曲線に従い、27 秒にコーストダウンを開始することで、一次系ループ流量は低下した(図 4.2-5)。277 秒に一次冷却材ポンプを停止した。約 760 秒までに両ループの一次系ループ流量はほぼゼロとなった。スクラム信号発信直後の SG 主蒸気止め弁の閉止により、SG 二次側圧力は上昇した(図 4.2-6)。しかし、約 65～200 秒、約 74～107 秒において、それぞれループ A、ループ B の SG 逃し弁の周期的開閉により、SG 二次側圧力は約 8MPa に維持された。このとき、SG 逃し弁の周期的開閉の設定圧力に対するループ間の僅かな差に従い、SG 二次側圧力の変動にループ間で差が生じた。638 秒で AM 策として両ループの SG 逃し弁を開放すると、SG 二次側圧力の低下に従って、一次系圧力は低下した(図 4.2-6)。SI 信号発信に従い、SG 二次側への補助給水を開始したが、SG 逃し弁の周期的な開閉に伴い SG 二次側水位は変動した(図 4.2-7)。故に、SG 二次側水位の変動にループ間で差が生じた。その後、SG 逃し弁の開放開始まで、SG 二次側水位は上昇した。SG 逃し弁の開放により、SG 二次側水位は低下した。しかし、約 1250 秒以降、補助給水の影響により、ループ A、ループ B の SG 二次側水位は、それぞれ 10.3m、10.1m に維持された。

両ループの低温側配管は 170 秒で水位が形成された(図 4.2-8)。740 秒、650 秒までにそれぞれループ A、ループ B の低温側配管は水位を喪失した。ECCS として、995 秒で両ループの ACC 系が作動直後(図 4.2-10)、低温側配管水位は回復した。その後、一次系圧力の低下に起因した ACC 系の注水流量の増加に伴い、低温側配管水位は上昇した。両ループの高温側配管に水位が形成された(図 4.2-4)。約 300 秒以降、両ループの高温側配管の水位は、配管内径高さの約 2/3 の水位にほぼ維持された。約 630 秒で両ループの高温側配管の顕著な水位低下が開始し、約 1100 秒までに両ループの高温側配管は水位を喪失した。破断流はこのような高温側配管水位に依存して、満水状態から水位形成までは水単相放出、水位形

成から水位喪失までは蒸気-水二相放出、水位喪失時は蒸気単相放出と変化した(図 4.2-3)。

ループ A、ループ B の SG 伝熱管のうち、代表的な短い管、中間長さの管、長い管の水位をそれぞれ図 4.2-11 と図 4.2-12 に示す。30 秒で両ループの SG 伝熱管に水位が形成され、顕著な水位低下が開始した。両ループの SG 伝熱管の水位低下率は異なり、430 秒、540 秒までにそれぞれループ A、ループ B の SG 伝熱管の水位を喪失した。SG 伝熱管の水位喪失と同時にクロスオーバーレグ下降流側の顕著な水位低下が開始したが、レグ全長の 2/3 程度までの低下に留まった(図 4.2-9)。ACC 系の作動開始(図 4.2-10)とともにクロスオーバーレグ下降流側の顕著な水位低下が開始したが、レグ全長の 1/3 程度までの低下に留まった。

700 秒から上部プレナムの顕著な水位低下が開始し、870 秒までに水位を喪失した(図 4.2-13)。上部プレナムの水位喪失と同時に、炉心の顕著な水位低下が開始した。ボイルオフに起因して炉心が露出し、976 秒から燃料被覆管温度は上昇を開始したが、CET は上昇しなかった。995 秒で両ループの ACC 系は作動し、炉心水位は回復した。1066 秒において、炉心底部から 2.642m 上の高さの Pos.7 で観察された燃料被覆管最高温度は 674K となった。約 1215 秒までに全炉心がクエンチした。一次系の圧力応答を確認後、1521 秒に破断ユニットの破断弁を閉止して実験を終了した。

CET と燃料被覆管温度の挙動

図 4.2-15 にそれぞれ中央、周囲、外周における 800～1300 秒での代表的な CET 分布を示す。中央は、平均出力バンドル B21、B22 の上方に位置する CET を代表とした。また、周囲は、高出力バンドル B14、B15 の上方に位置する CET を代表とした。さらに、外周は、低出力バンドル B01、B02 の上方に位置する CET を代表とした。実験中、何れの CET も上昇しなかった。

図 4.2-16～図 4.2-20 にそれぞれ燃料被覆管の Pos.9～Pos.5 の高さにおける 800～1300 秒での水平方向温度分布を示す。ここで、Pos.9～Pos.5 は、炉心底部からそれぞれ 3.610m、3.048m、2.642m、2.236m、1.830m 上の高さの燃料被覆管温度である。

Pos.9(図 4.2-16)において、高出力バンドル B17 の燃料被覆管は、976 秒で昇温を開始し、650K の最高温度を記録した。また、平均出力バンドル B22 及び低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、温度上昇を記録しなかった。

Pos.8(図 4.2-17)において、高出力バンドル B13 の燃料被覆管は、1038 秒で昇温を開始し、624K の最高温度を記録した。また、低出力バンドル B10 及び B03 の燃料被覆管は、温度上昇を記録しなかった。

Pos.7(図 4.2-18)において、高出力バンドル B17 及び B13 の燃料被覆管は、それぞれ 988

秒及び 990 秒で昇温を開始し、674K の PCT 及び 660K の最高温度を記録した。また、低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、1025～1075 秒で最大 25K の温度上昇が観察された。さらに、平均出力バンドル B22、低出力バンドル B10 及び B03 の燃料被覆管は、温度上昇を記録しなかった。

Pos.6(図 4.2-19)において、高出力バンドル B13 の燃料被覆管は、1030～1035 秒で最大 15K の温度上昇が観察された。また、低出力バンドル B10 及び B03 の燃料被覆管は、温度上昇を記録しなかった。

Pos.5(図 4.2-20)において、高出力バンドル B17、平均出力バンドル B22 及び低出力バンドル B08 の燃料被覆管は、温度上昇を記録しなかった。

炉心露出は生じたが、燃料被覆管温度の過度な上昇がなかったことから、AM 策として、SI 信号発信から 600 秒後の両ループの SG 逃し弁の開放による二次側減圧と、SI 信号発信と同時の両ループの SG 二次側への補助給水は、高圧注入機能喪失を伴う 1.9%(約 4 インチ)高温側配管小破断 LOCA 時の炉心冷却に対して有効であることを確認した。

表 4.2-1 PWR 事象解析と LSTF 実験の主な条件と結果

項目	PWR 事象解析 (2014 年)	SB-CL-41 実験 (2011 年)	SB-CL-51 実験 (2022 年)	SB-CL-52 実験 (2023 年)	SB-HL-20 実験 (2024 年)
高压注入系条件	不作動				
破断場所	低温側配管				高温側配管
破断サイズ	2 インチと 4 インチ	5.8%	1%(約 3 インチ)	1.9% (約 4 インチ)	
SI 信号発信	一次系圧力=約 12MPa				
SG 逃し弁 の開放開始 (全ループ)	SI 信号 発信後 660 秒	SI 信号 発信時	SI 信号発信後 600 秒		
補助給水開始 (全ループ)	SI 信号 発信後 約 60 秒	SI 信号 発信後 約 120 秒	SI 信号発信時		
蓄圧注入系作動	○				
蓄圧注入系注水	低温側配管 (全ループ)	低温側配管 (ループ A)	低温側配管 (全ループ)		
炉心露出 (有無)	2 インチ：× 4 インチ：○ (PCT=990K)	○ (PCT= 690K)	×	○ (燃料被覆温 度＞1003K)	○ (PCT= 674K)

表 4.2-2 主な制御ロジック (SB-HL-20 実験)

事 象	条件
破断ユニットの破断弁開 (実験開始)	時刻ゼロ
スクラム信号発信、SG 主蒸気止め弁閉止、両ループの SG 主給水停止、両ループの SG 主蒸気隔離弁閉止	加圧器圧力＝ 12.97MPa
安全注入設備作動(SI)信号発信、 両ループの SG 二次側への補助給水	加圧器圧力＝ 12.27MPa
両ループの SG 逃し弁の開放 (SG 二次側減圧開始)	SI 信号発信 から 600 秒後
両ループの蓄圧注入系の作動	一次系圧力＝ 4.51MPa
炉心出力の自動停止	燃料被覆管温度＝ 1003K

表 4.2-3 スクラム信号発信後の一次冷却材ポンプ回転数 (SB-HL-20 実験)

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

表 4.2-4 スクラム信号発信後の炉心出力 (SB-HL-20 実験)

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

表 4.2-5 観察された主な事象 (SB-HL-20 実験)

時間 (秒)	事 象
0	破断ユニットの破断弁開 (実験開始)
26	スクラム信号発信
27	SG 主蒸気止め弁閉止、 両ループの一次冷却材ポンプコーストダウン開始
30	両ループの SG 主給水停止、両ループの SG 伝熱管水位形成
32	安全注入設備作動(SI)信号発信
35	両ループの SG 主蒸気隔離弁閉止
37	両ループの高温側配管水位形成
42	両ループの補助給水系作動
45	炉心出力減衰開始
46	加圧器水位喪失
65~200	ループ A の SG 逃し弁の周期的開閉
74~107	ループ B の SG 逃し弁の周期的開閉
170	両ループの低温側配管水位形成
277	両ループの一次冷却材ポンプ停止
430	ループ A の SG 伝熱管水位喪失
540	ループ B の SG 伝熱管水位喪失
638	両ループの SG 逃し弁の開放 (SG 二次側減圧開始)
650	ループ B の低温側配管水位喪失
700	上部プレナム水位の顕著な低下開始
740	ループ A の低温側配管水位喪失
760	両ループの一次系ループ流量がほぼゼロとなる
870	上部プレナム水位喪失及び炉心水位の顕著な低下開始
976	Pos.9 の燃料被覆管温度の上昇開始
995	両ループの蓄圧注入系作動
1035	炉心水位回復
1066	燃料被覆管最高温度(Pos.7)が 674K となる
1100	両ループの高温側配管水位喪失
1215	全炉心のクエンチ
1521	破断ユニットの破断弁閉止 (実験終了)

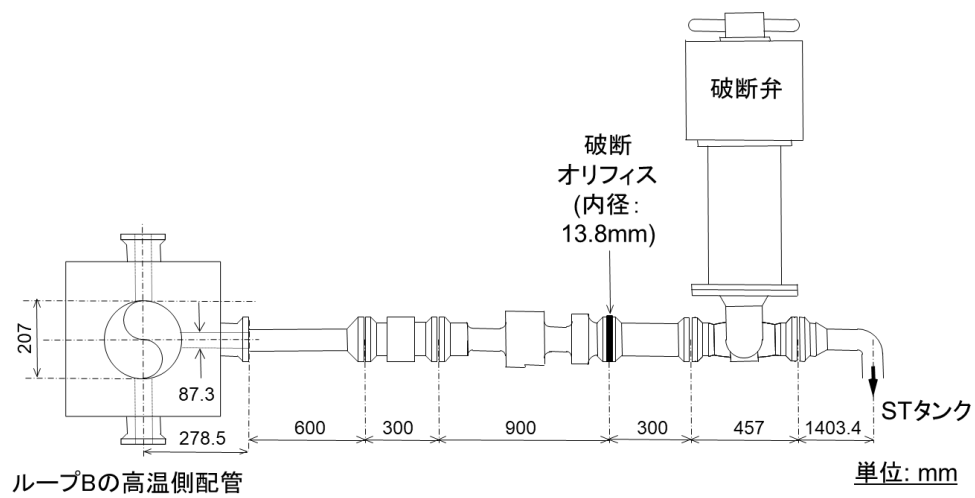


図 4.2-1 破断ユニットの系統図 (SB-HL-20 実験)

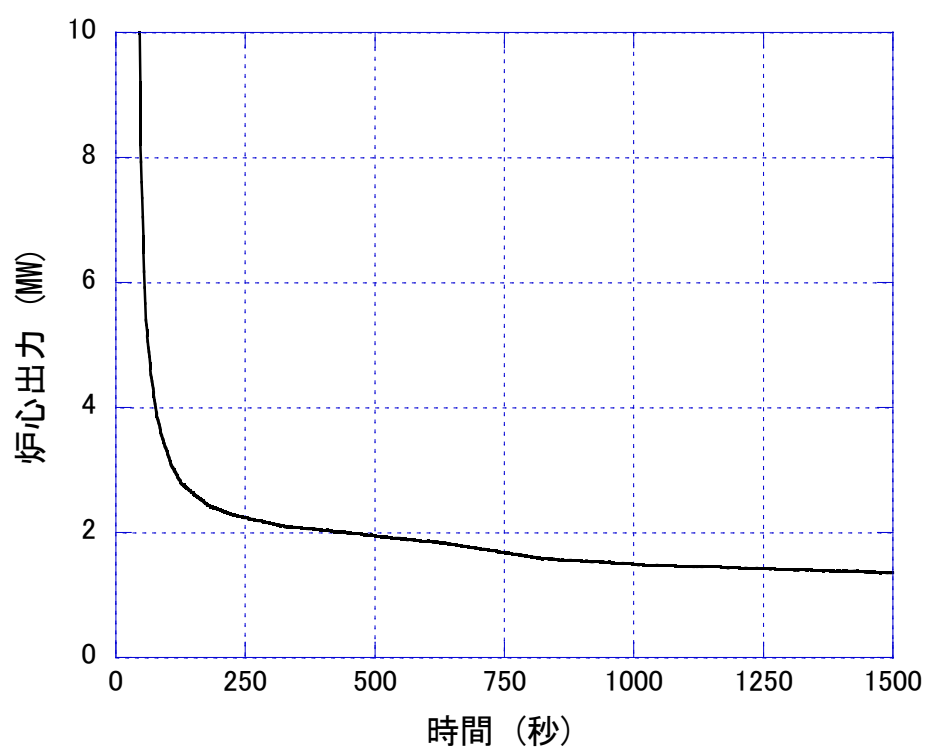


図 4.2-2 炉心出力 (SB-HL-20 実験)

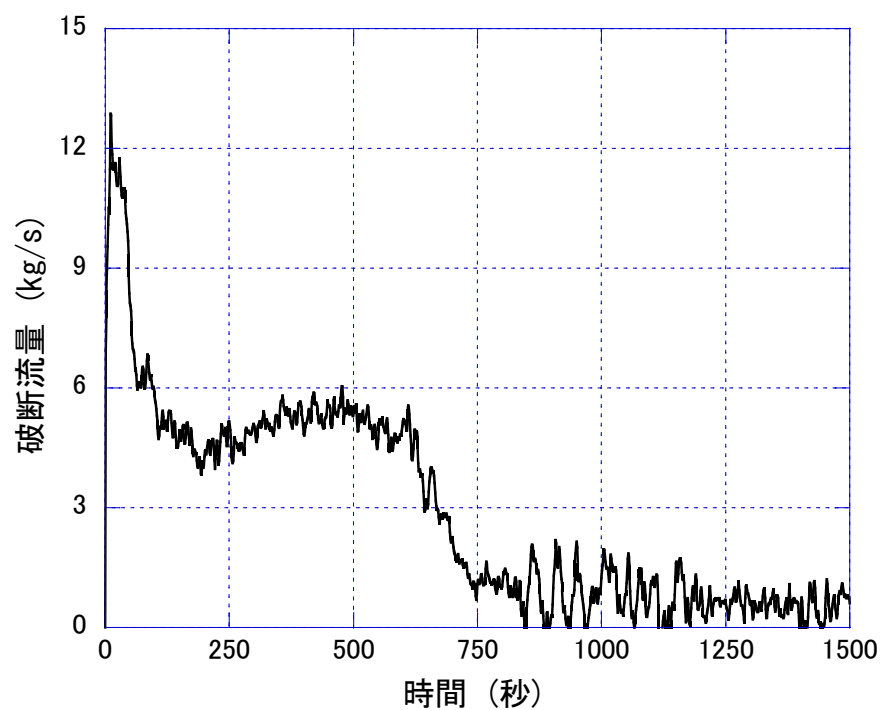


図 4.2-3 破断流量 (SB-HL-20 実験)

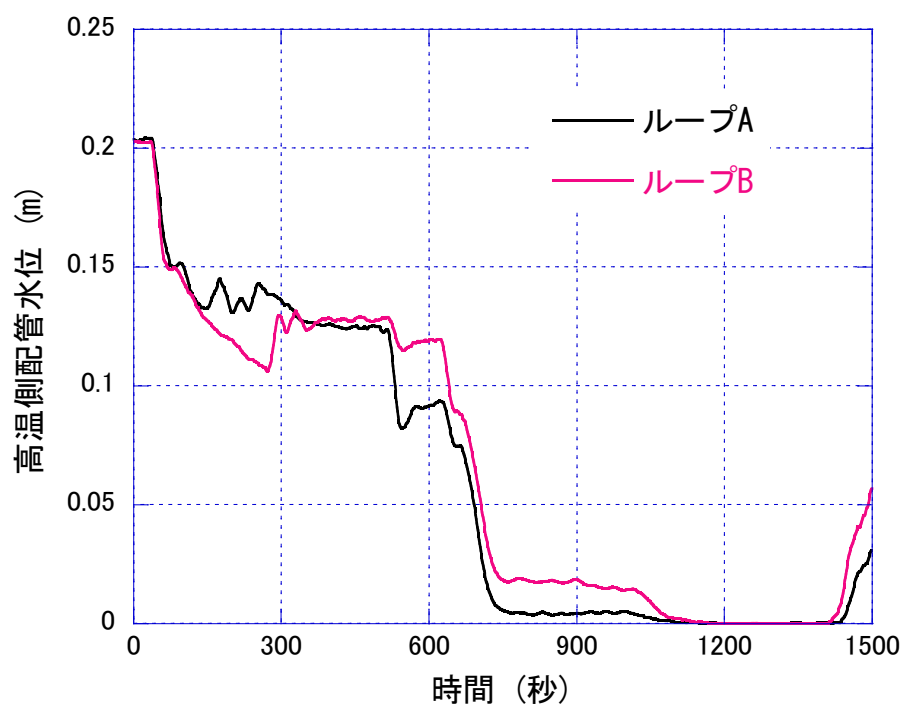


図 4.2-4 高温側配管水位 (SB-HL-20 実験)

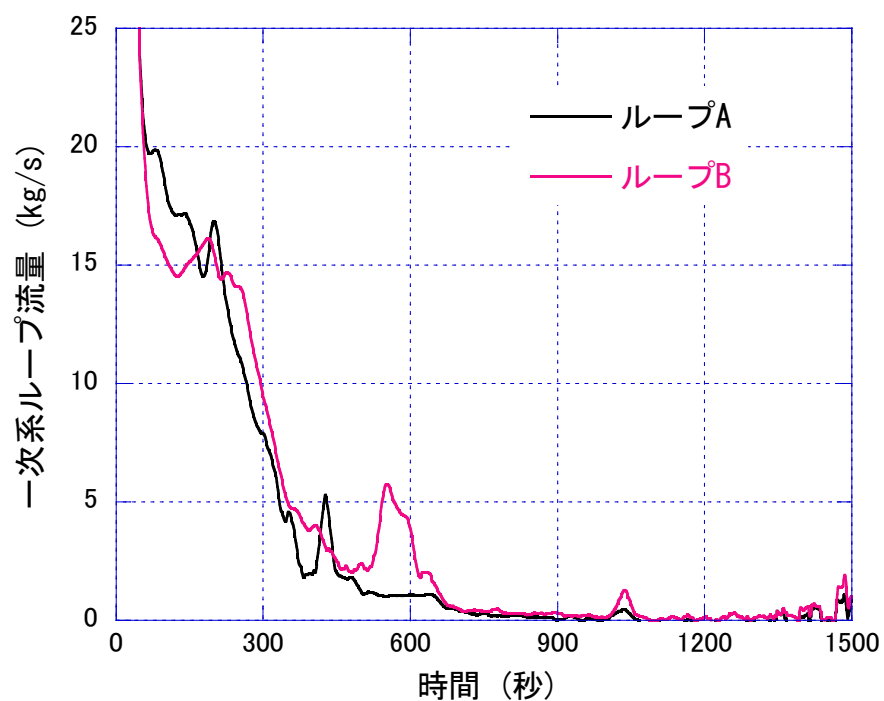


図 4.2-5 一次系ループ流量 (SB-HL-20 実験)

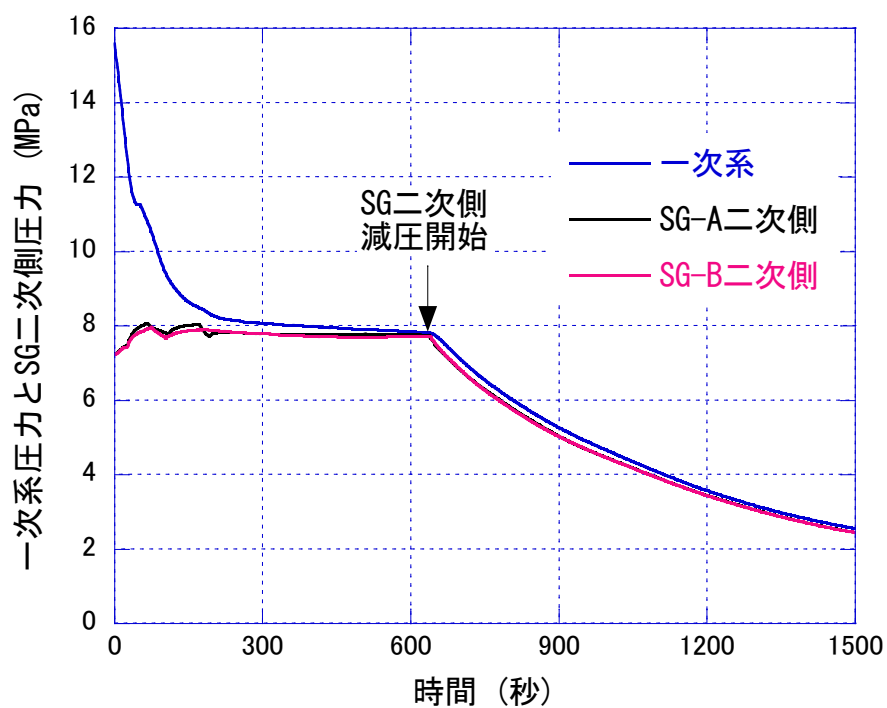


図 4.2-6 一次系圧力と SG 二次側圧力 (SB-HL-20 実験)

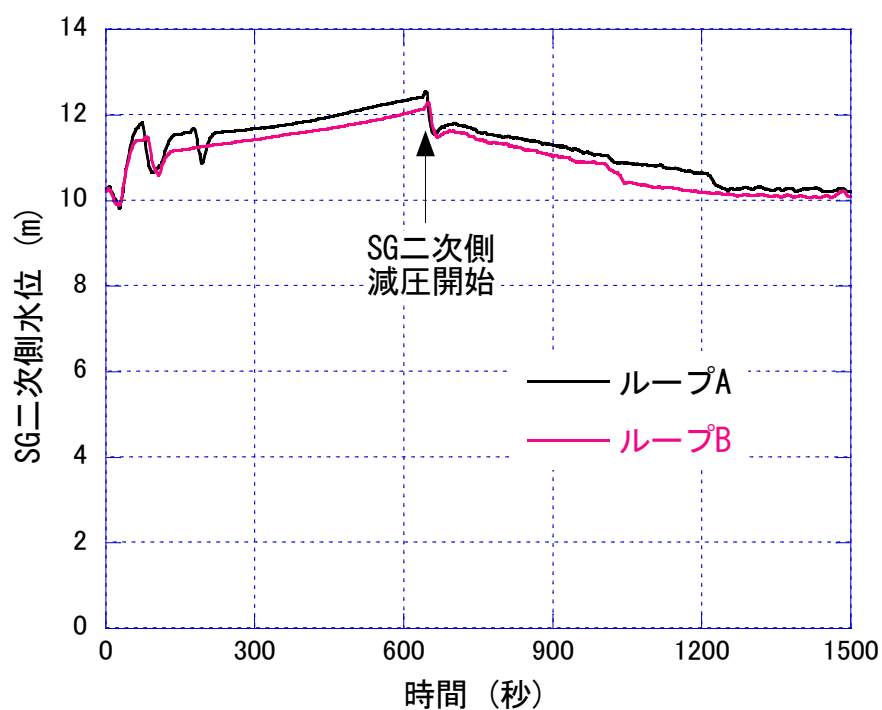


図 4.2-7 SG 二次側水位 (SB-HL-20 実験)

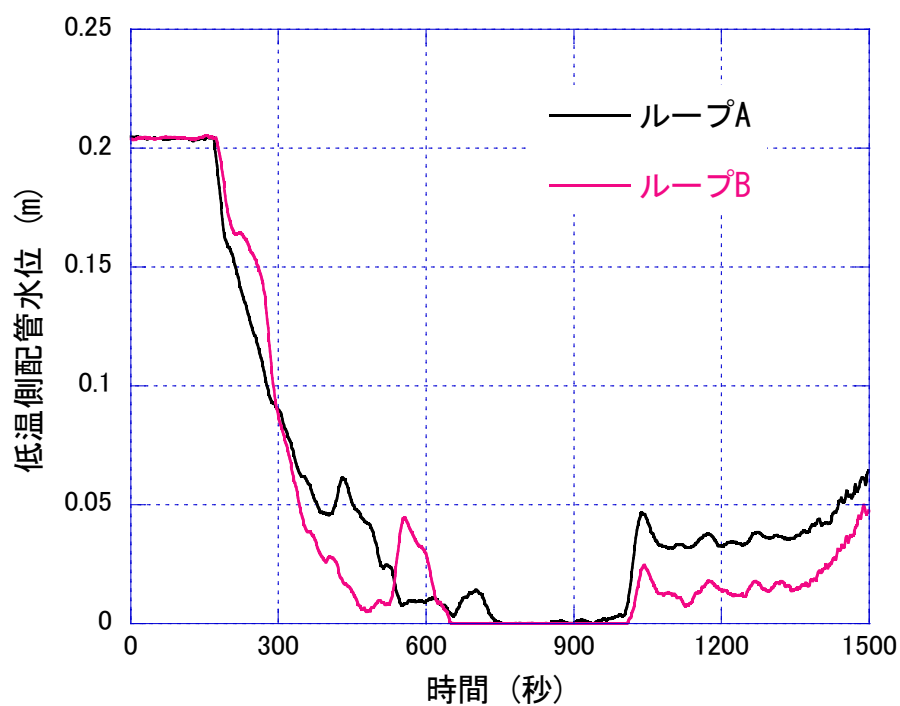


図 4.2-8 低温側配管水位 (SB-HL-20 実験)

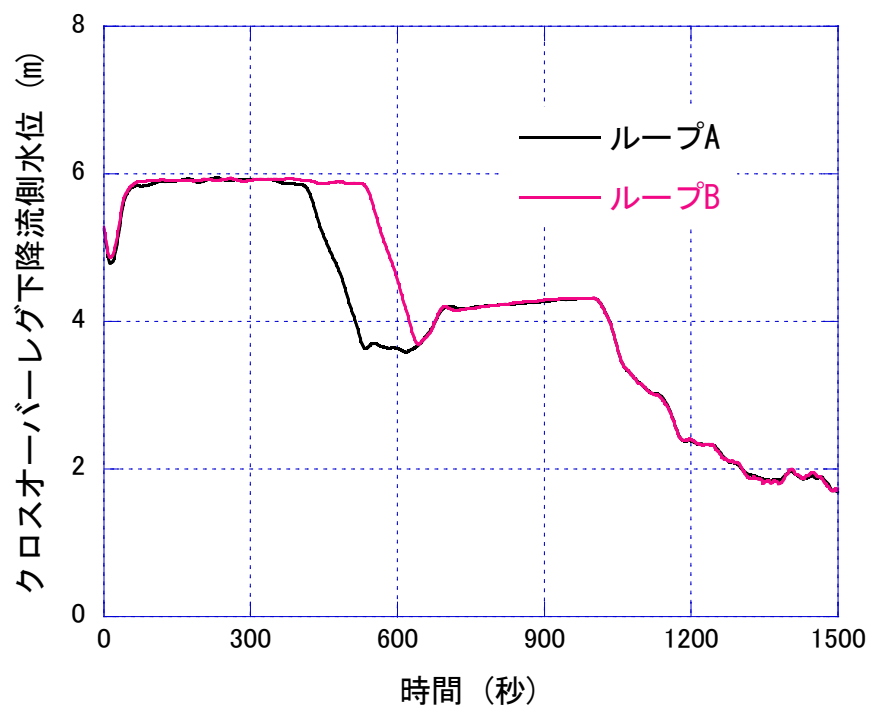


図 4.2-9 クロスオーバーレグ下降流側水位 (SB-HL-20 実験)

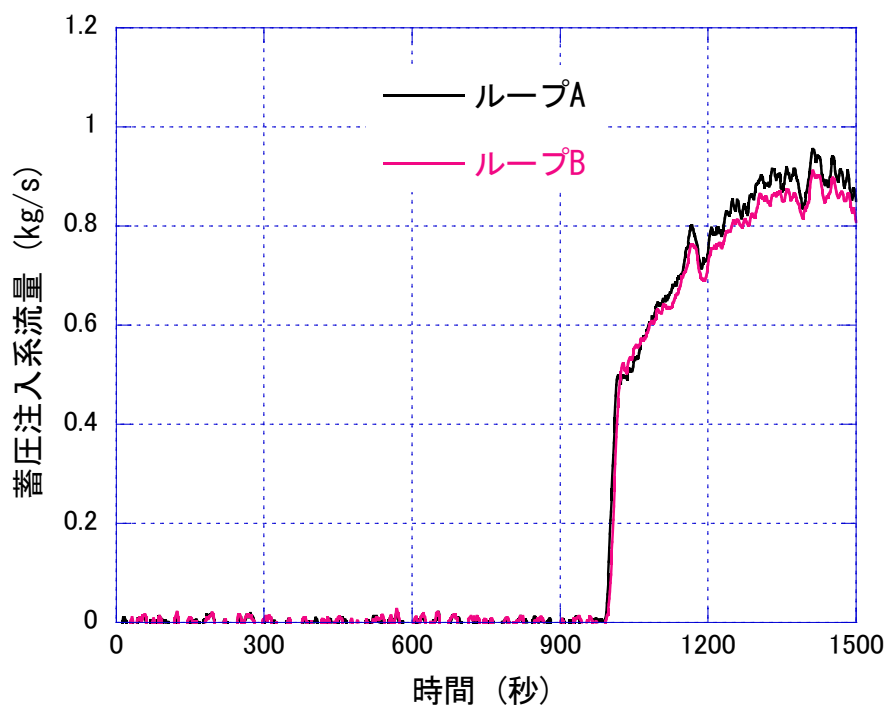


図 4.2-10 蓄圧注入系注水流量 (SB-HL-20 実験)

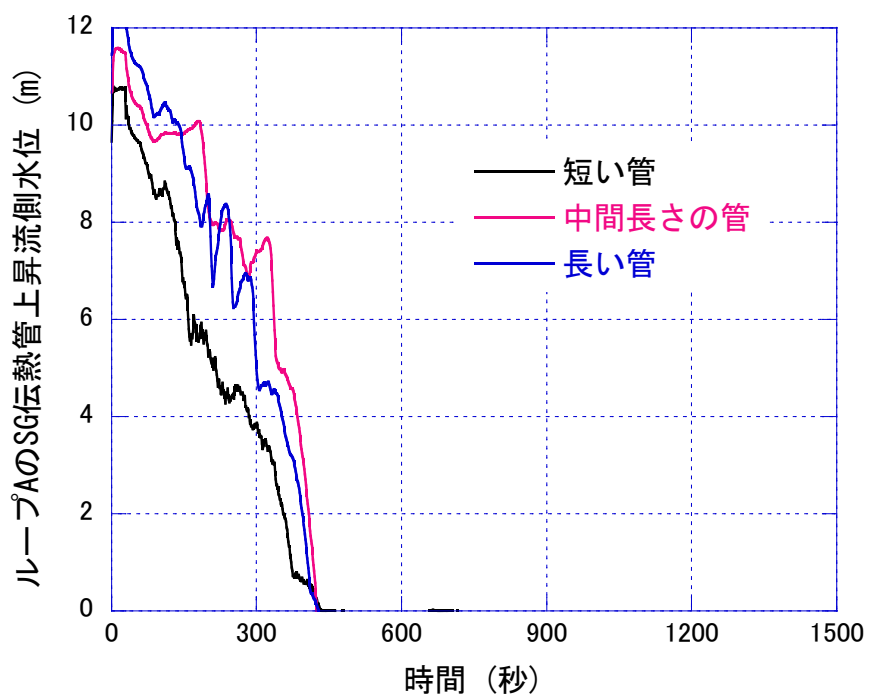


図 4.2-11 ループ A の SG 伝熱管上昇流側水位 (SB-HL-20 実験)

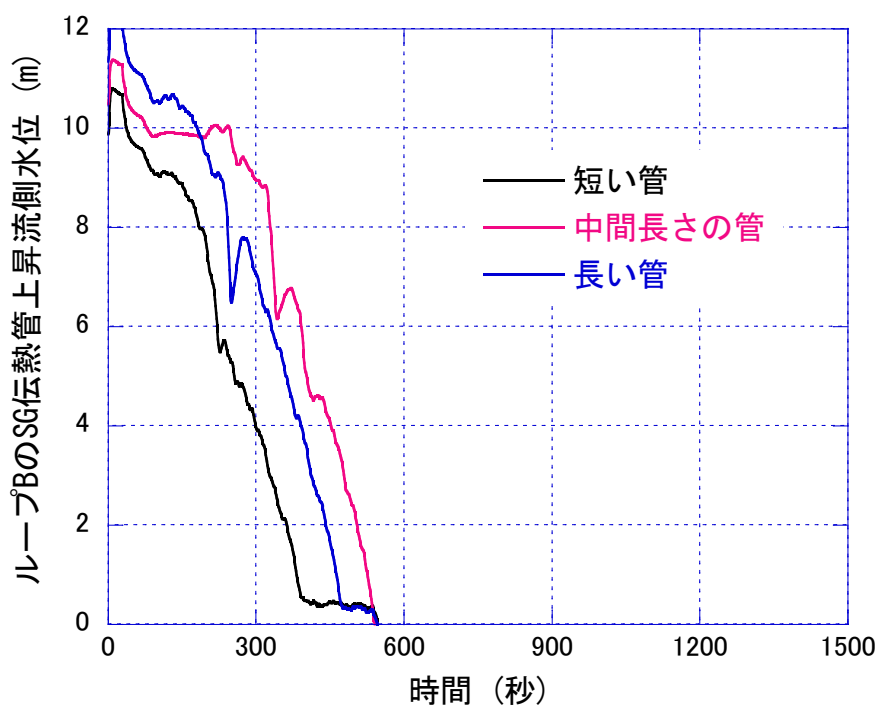


図 4.2-12 ループ B の SG 伝熱管上昇流側水位 (SB-HL-20 実験)

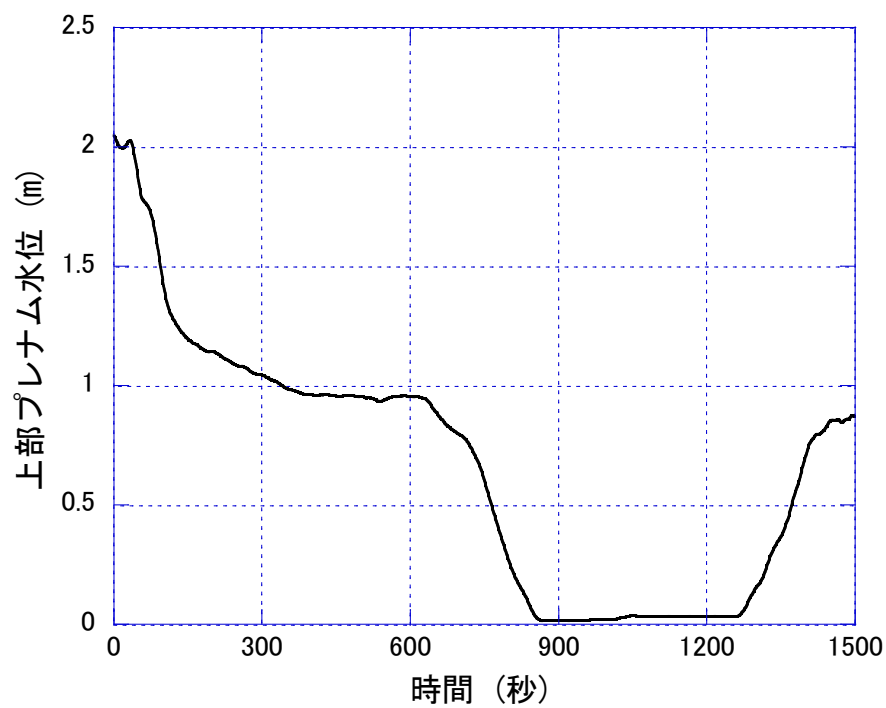


図 4.2-13 上部プレナム水位 (SB-HL-20 実験)

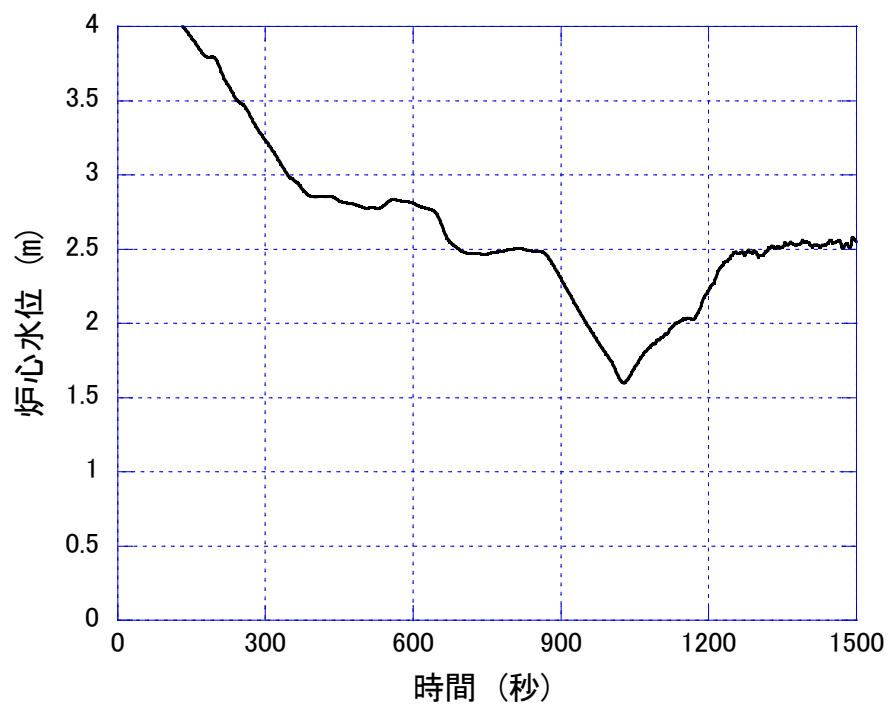


図 4.2-14 炉心水位 (SB-HL-20 実験)

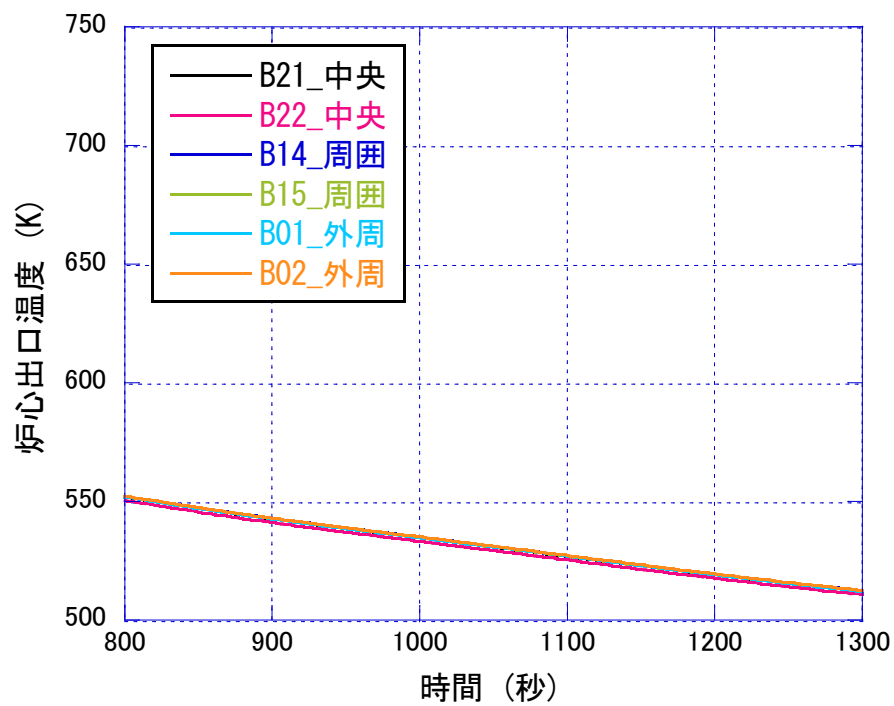


図 4.2-15 代表的な炉心出口温度 (SB-HL-20 実験)

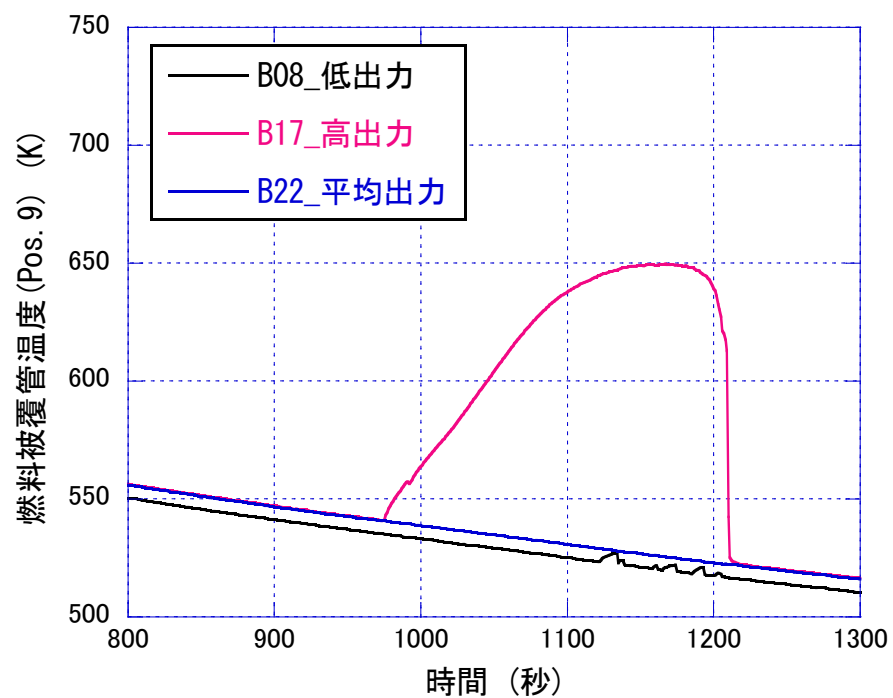


図 4.2-16 燃料被覆管温度(Pos.9) (SB-HL-20 実験)

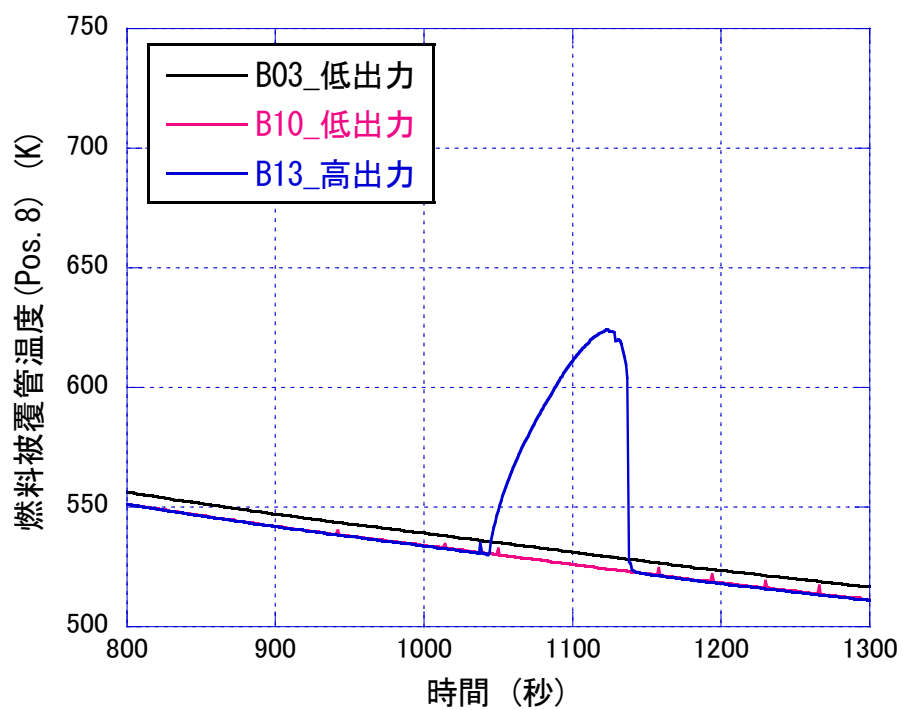


図 4.2-17 燃料被覆管温度(Pos.8) (SB-HL-20 実験)

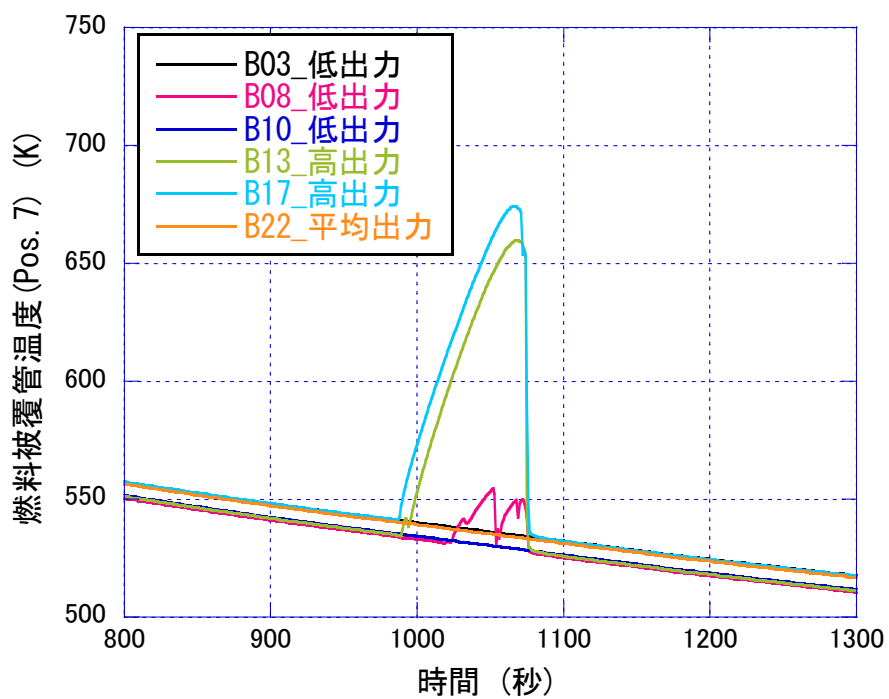


図 4.2-18 燃料被覆管温度(Pos.7) (SB-HL-20 実験)

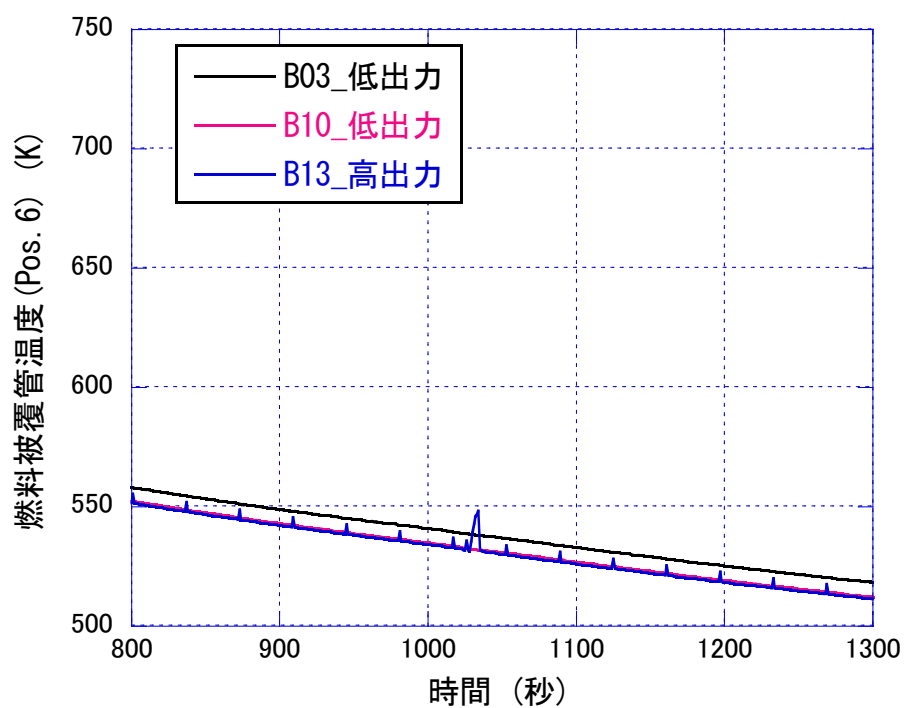


図 4.2-19 燃料被覆管温度(Pos.6) (SB-HL-20 実験)

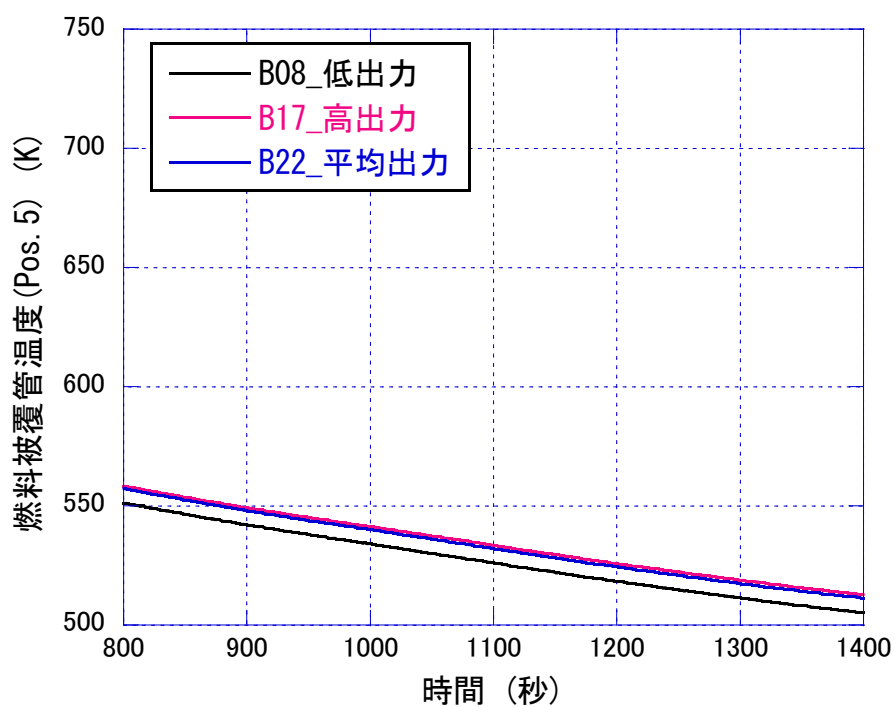


図 4.2-20 燃料被覆管温度(Pos.5) (SB-HL-20 実験)

4.3. 炉心出口温度に関する数値解析

4.3.1. 炉心熱流動解析

事故時の炉心出口温度(CET)の径方向分布及び炉内の三次元熱流動の影響について実験から取得した知見を補完するとともに、それらのモデル化を検討することを目的として、熱流動解析コードを用いて事故時の CET 挙動に着目した熱流動解析を実施する。

4.3.1.1 RELAP5/MOD3.3 コードを用いた圧力容器底部小破断 LOCA 実験解析

原子力機構は、これまで LSTF を用いた PWR 事故模擬実験とともに、最適評価コードである RELAP5 コード等を用いた解析を実施しているが、解析コードの妥当性確認は必ずしも十分ではない。また、CET の径方向分布及び炉内の三次元熱流動の影響について、様々な破断条件(破断位置や破断サイズ)での小破断冷却材喪失事故(LOCA)に関する実験データの評価を補助するうえで、事後解析が有用になる。さらに、NEA 報告書[1]では、CET 適用のための最適評価コードのノーディング手法への best practice guideline の開発に対する提言が示されている。そのため、昨年度実施した、LSTF による 1%圧力容器底部小破断 LOCA 実験(実験番号：SB-PV-13)を解析対象に、RELAP5/MOD3.3 コード[2]を用いた事後解析を実施した。

SB-PV-13 実験の主な仮定と条件は、以下の通りである。

- 高圧注入系と補助給水系の不作動を仮定する。
- 1%圧力容器底部破断を模擬する。このとき、圧力容器底部の下部プレナムに水平方向に取り付けられた破断ユニットにおける破断口は、内径 10.1mm のオリフィスで模擬する。破断口面積は、体積比(1/48)を考慮した、1%低温側配管流路面積に相当する。
- 加圧器圧力が 12.97MPa に低下した時点で、スクラム信号を発信する。これにより、蒸気発生器(SG)主蒸気止め弁を閉止、両ループの SG 主給水を停止、両ループの SG 主蒸気隔離弁を閉止する。
- SG 逃し弁の開/閉圧力は 8.03/7.82MPa である。このとき、SG 逃し弁は、内径 16.2mm のオリフィスを用いて模擬する。
- スクラム信号発信後の一次冷却材ポンプの回転数と炉心出力に対して、予め定めた計画値を与える。

SB-PV-13 実験の事後解析用の入力データは、昨年度実施した 1%圧力容器頂部小破断 LOCA に関する SB-PV-12 実験[3]と 2002 年に実施した 0.2%圧力容器底部小破断 LOCA に関する SB-PV-03 実験[4]の事後解析用入力データを参照して整備した。図 4.3.1-1 に SB-PV-13 実験の事後解析用の LSTF システム全体のノーディング図を示す。事後解析では、LSTF の圧力容器、加圧器、両ループの高温側配管、SG 出入口プレナム、SG 伝熱管、SG 二次側、クロスオーバーレグ、低温側配管等をモデル化した。また、SB-PV-13 実験にお

いて、SG 伝熱管群ではほぼ一様の流動挙動が観察されたことから、各 SG の伝熱管は中間長さの伝熱管を対象として、単チャンネルで模擬した。

圧力容器底部の下部プレナムに水平方向に取り付けられた破断口を含む破断ユニットを模擬した。破断ユニットは形状を考慮して、ノード分割した。臨界流モデルとして、原子力機構で開発された、破断口を模擬したオリフィスに適用可能な二相臨界流モデル[5]を用いた。また、破断口からの流出係数は、水単相流と二相流に対して 0.61、蒸気単相流に対して 0.84 とした。境界条件のうち、実験では、燃料被覆管温度が 1003K に到達した時点で炉心出力を自動停止した。一方、事後解析では、実験より高い温度領域までの CET や燃料被覆管温度の挙動を調べるため、炉心出力を自動停止しなかった。その他の初期条件や境界条件は、実験条件を参照して設定した。

図 4.3.1-2 に SB-PV-13 実験の事後解析用の LSTF 炉心及び周辺のノーディング図を示す。炉心の出力分布を考慮し、炉心の鉛直方向流路は均等に 9 分割している。昨年度実施した 1%圧力容器頂部小破断 LOCA に関する SB-PV-12 実験の事後解析[3]と同様、炉心部を径方向に 3 分割し、配置を考慮しながら高出力バンドル、平均出力バンドル、低出力バンドルを模擬した。また、バンドル間のクロスフローも模擬した。さらに、炉心出口部に隣接し、CRGT 下端の貫通孔と接続する上部プレナム領域部も径方向に 3 分割した。加えて、炉心出口部間、上部プレナム領域部間のクロスフローも模擬した。

主な SB-PV-13 実験と事後解析の結果について、図 4.3.1-3～図 4.3.1-12 に 0～1200 秒でグラフ表示する。SB-PV-13 実験と事後解析の比較結果を以下に示す。

図 4.3.1-3 及び図 4.3.1-4 にそれぞれ破断流量及び下部プレナム水位に対する実験と事後解析の結果を示す。実験では、下部プレナムの初期水頭を過大評価している。事後解析では、破断流量を過大評価したため、下部プレナムの顕著な水位低下の開始と下部プレナムの水位喪失が実験よりも早くなった。故に、二相放出過程から蒸気単相放出過程への移行が実験よりも早くなった。

図 4.3.1-5 及び図 4.3.1-6 にそれぞれ低温側配管水位及び一次系ループ流量に対する実験と事後解析の結果を示す。一次冷却材分布に対する不十分な予測に伴い、低温側配管水位を過大予測したため、顕著な水位低下が実験より遅くなった。この傾向は、従来の圧力容器底部破断に関する LSTF 実験解析[4]と同様であり、更なる原因調査が必要と考える。事後解析では、スクラム信号発信後の一次冷却材ポンプのコストダウンによる一次系ループ流量の低下を再現した。しかし、破断流量を過大評価したため、一次系ループ流量が実験より早くゼロになった。実験では、SG 逃し弁の周期的開閉の設定圧力に対するループ

間の僅かな差に従い、SG 二次側圧力の変動にループ間で差が生じた(図 4.3.1-7)。しかし、事後解析では、SG 二次側圧力の変動にループ間で差が生じないため、一次系ループ流量にループ間の大きな差は生じなかった。

図 4.3.1-7 及び図 4.3.1-8 にそれぞれ一次系圧力と SG 二次側圧力及び高温側配管水位に対する実験と事後解析の結果を示す。事後解析では、スクラム信号発信に従って SG 主蒸気止め弁を閉止後、SG 二次側圧力は上昇したが、SG 逃し弁の周期的開閉により、SG 二次側圧力は約 8MPa に維持されたことを定性的に再現した。炉心露出からしばらく経過後、一次系圧力は SG 二次側圧力を下回ったことを再現したが、一次系圧力を過小予測した。高温側配管水位の傾向は良く予測しているが、破断流量を過大評価したため、高温側配管の顕著な水位低下が実験より早くなった。

図 4.3.1-9 及び図 4.3.1-10 にそれぞれ上部プレナム水位及び炉心水位に対する実験と事後解析の結果を示す。実験では、炉心の初期水頭を過大評価している。破断流量を過大評価したため、上部プレナム及び炉心の顕著な水位低下が実験より早くなった。故に、炉心水位の喪失が実験より早くなった。

図 4.3.1-11 及び図 4.3.1-12 にそれぞれ代表的な CET 及び燃料被覆管温度に対する実験と事後解析の結果を示す。実験結果については、代表的な CET として、中央、周囲、外周それぞれにおいて、最高温度が観察された平均出力バンドル B24、高出力バンドル B19、低出力バンドル B06 の上方に位置する CET を選定した[3]。また、炉心高さ方向の燃料被覆管温度の選択として、炉心出口に近い Pos.9、ピーク値を指示した Pos.7、炉心中央の Pos.5 の高さに対して、最高温度が観察された高出力バンドル B17 の燃料被覆管温度を選定した。ここで、Pos.9、Pos.7、Pos.5 は、炉心底部からそれぞれ 3.610m、2.642m、1.830m 上の高さの燃料被覆管温度である。これらの実験結果と、中央、周囲、外周の CET に相当するノードの CET に対する事後解析結果を比較した。ここで、図 4.3.1-2 にて、炉心出口と記述した左側からのノードの解析結果が、それぞれ中央、周辺、外周の CET の解析結果に相当する。また、図 4.3.1-2 にて、高出力バンドルの Pos.9、Pos.7、Pos.5 の高さに相当するノード（それぞれ炉心底部から約 3.2－3.6m、約 2.4－2.8m、約 1.6－2.0m 上の高さに相当）の燃料被覆管温度に対する事後解析結果を比較した。

実験では、外周、周囲、中央の順番で CET は上昇を開始した。また、炉心出力自動停止までの期間において、CET は周囲、外周、中央の順番で総じて高くなった。一方、事後解析では、実験と異なり、CET は中央と周囲がほぼ同じで、外周に比べて総じて高くなった。また、実験の CET 挙動と異なり、ほぼ同時に CET は上昇を開始した。さらに、外周の CET の上昇率は実験とほぼ同じであったが、周囲と中央の CET の上昇率を過大評価した。

実験では、Pos.7、Pos.5、Pos.9 の順番で燃料被覆管温度は上昇を開始した。また、炉心出力自動停止とほぼ同時の燃料被覆管温度は、Pos.5、Pos.7、Pos.9 の順番で高くなった。一方、事後解析では、破断流量を過大評価したため、Pos.9、Pos.7、Pos.5 の高さに相当する燃料被覆管温度の上昇は実験より早くなった。故に、事後解析では、燃料被覆管温度は実験より早く 1003K に到達した。また、Pos.5 と Pos.7 の燃料被覆管温度の上昇をほぼ再現したが、Pos.9 の燃料被覆管温度の上昇率を過小予測した。CET と被覆管温度の対比でみると、被覆管温度に比べて、CET の方が実験データと数値解析の乖離が広がっており、上部プレナムの対流や構造物付近の温度境界層の影響など 1D コードで表現できない限界が現れている。

以上に示すように、RELAP5/MOD3.3 コードは、SB-PV-13 実験で観察された、主な熱水力応答の全体的傾向を良く予測することを確認した。また、RELAP5/MOD3.3 コードは、燃料被覆管温度に対する CET の時間遅れを定性的に再現した。しかし、破断流量、下部プレナム水位、低温側配管水位、一次系圧力、CET、燃料被覆管温度等の事後解析結果については、実験結果との違いが見られた。故に、これらの実験データに対する RELAP5/MOD3.3 コードの予測性能には、改善の余地があることを確認した。

ここで、事後解析において十分に予測できず、CET にも強く影響する燃料被覆管温度の挙動に影響を与える可能性がある主な現象と関与する RELAP5/MOD3.3 コード上の物理モデルやパラメータについてまとめる。破断口からの流出係数には不確かさが含まれる。また、炉心相間摩擦は、流動様式毎に適用する相関式が異なる。さらに、炉心蒸気単相對流熱伝達(ボイド率 0.999 以上)は、乱流強制対流モデルとして Dittus-Boelter の相関式、層流強制対流モデルとして Sellars-Tribus-Klein の相関式、自然対流モデルとして Churchill-Chu の相関式によりヌセルト数を計算し、その最大値を用いている。そのうえ、スクラム後の崩壊熱を模擬した炉心出力には LSTF の計測誤差($\pm 0.07\text{MW}$)が含まれる。また被覆管の過熱は水位に連動しているため、二相水位を決定づけるボイド率の評価や、ダウンカマ部との水頭バランス（炉心部とダウンカマ部でのモデルの違いを含む）等に関する評価の影響も考えられる。

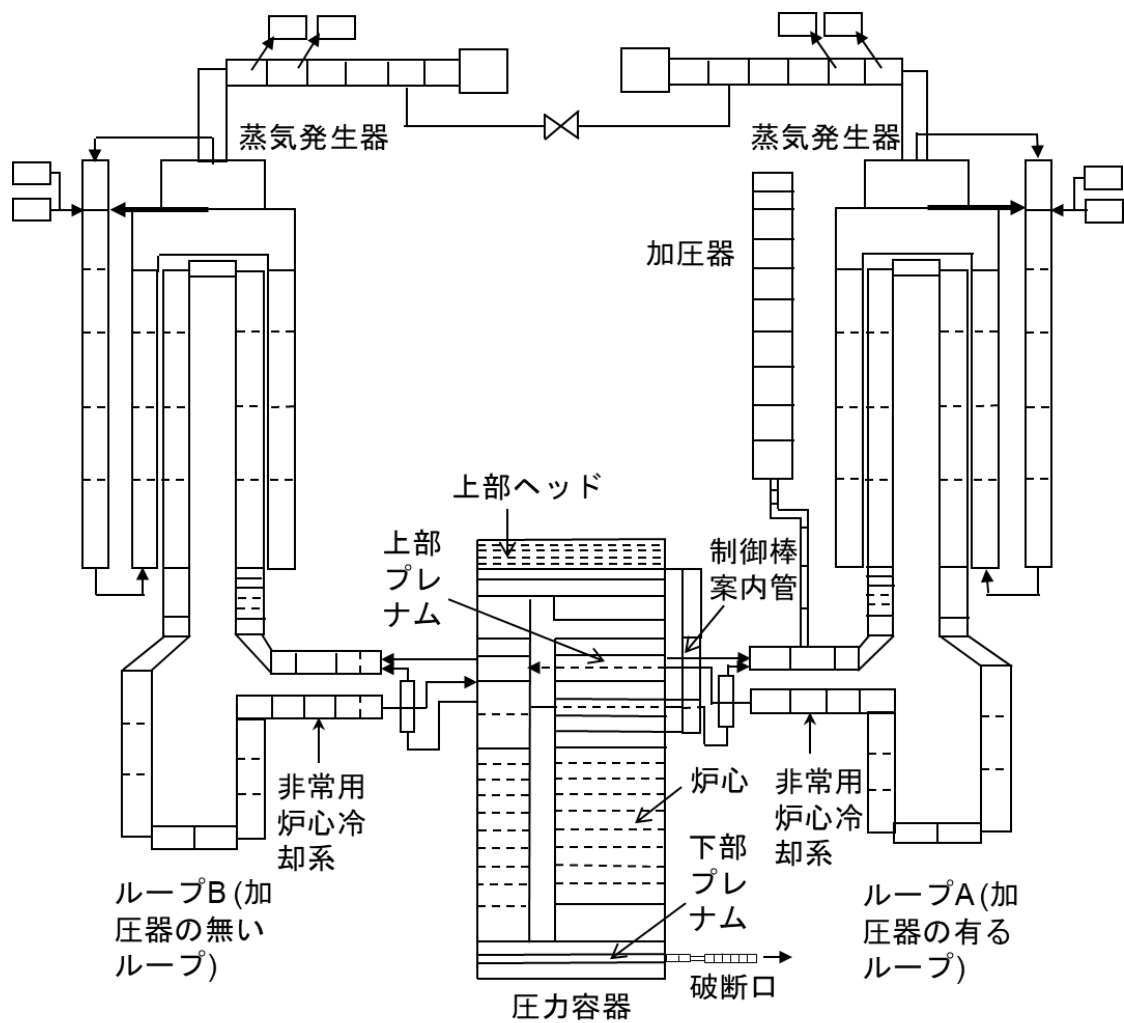


図 4.3.1-1 SB-PV-13 実験の事後解析用の LSTF システム全体のノーディング図

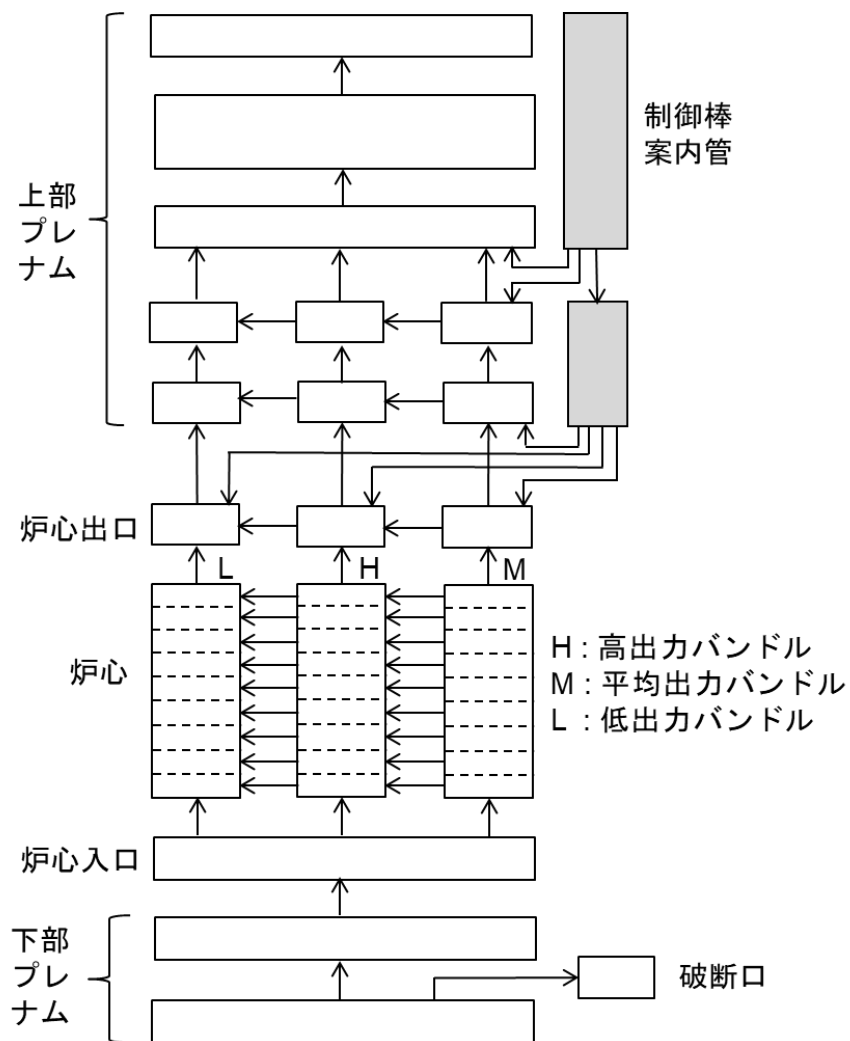


図 4.3.1-2 SB-PV-13 実験の事後解析用の LSTF 炉心及び周辺のノーディング図

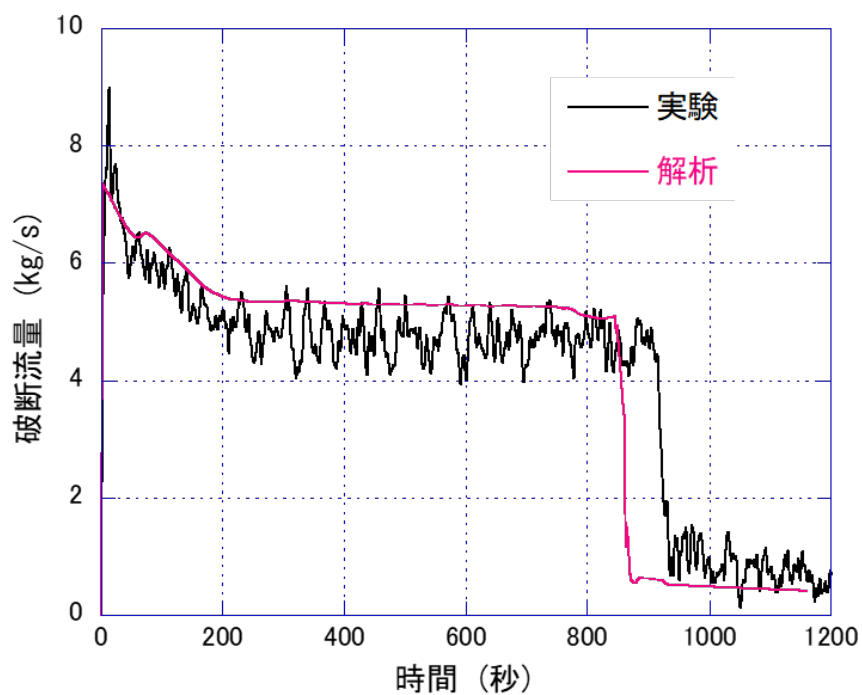


図 4.3.1-3 破断流量に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

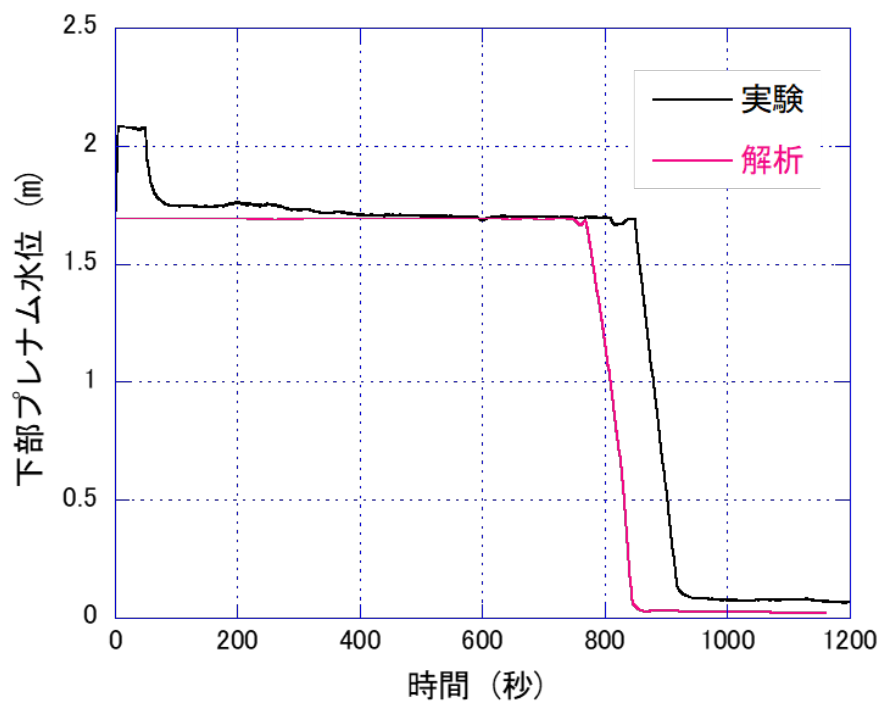


図 4.3.1-4 下部プレナム水位に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

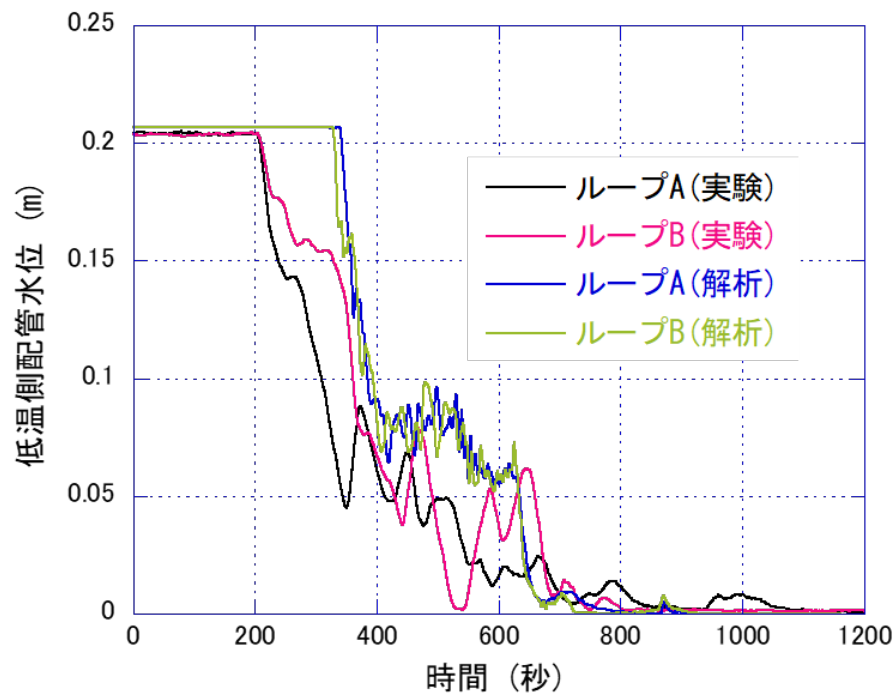


図 4.3.1-5 低温側配管水位に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

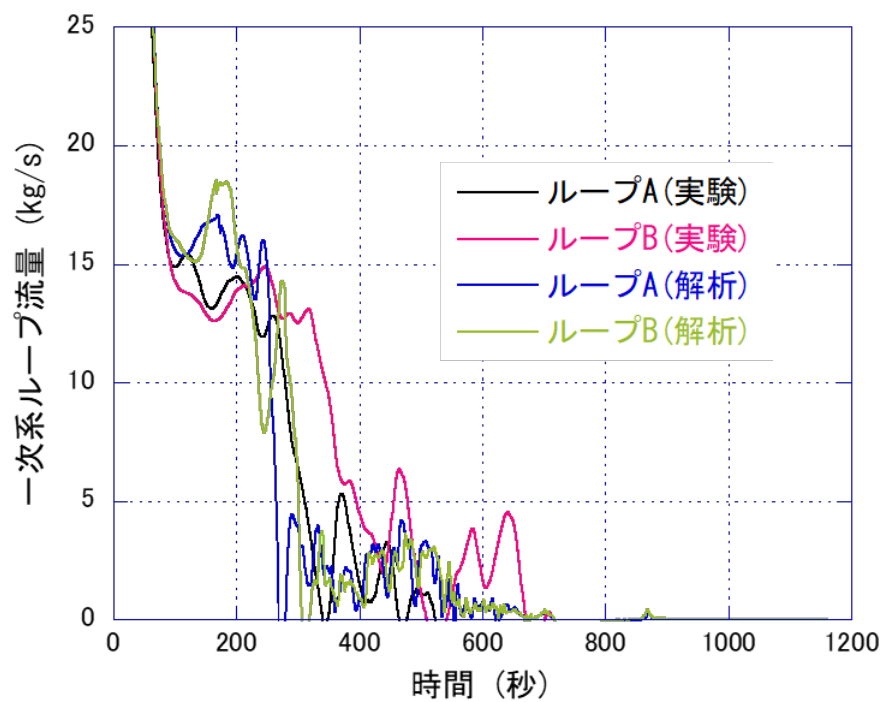


図 4.3.1-6 一次系ループ流量に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

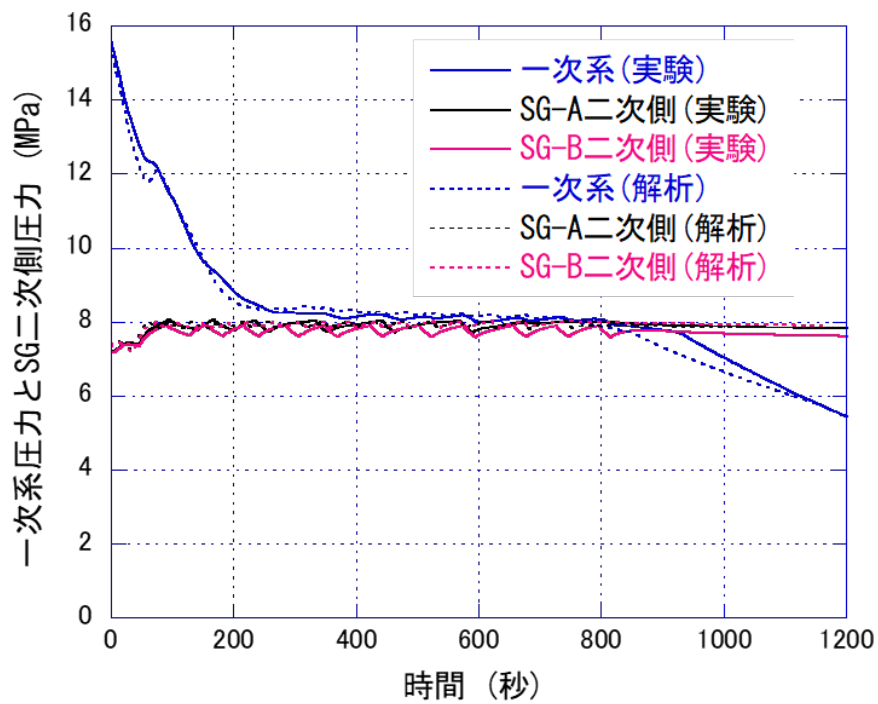


図 4.3.1-7 一次系圧力と SG 二次側圧力に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

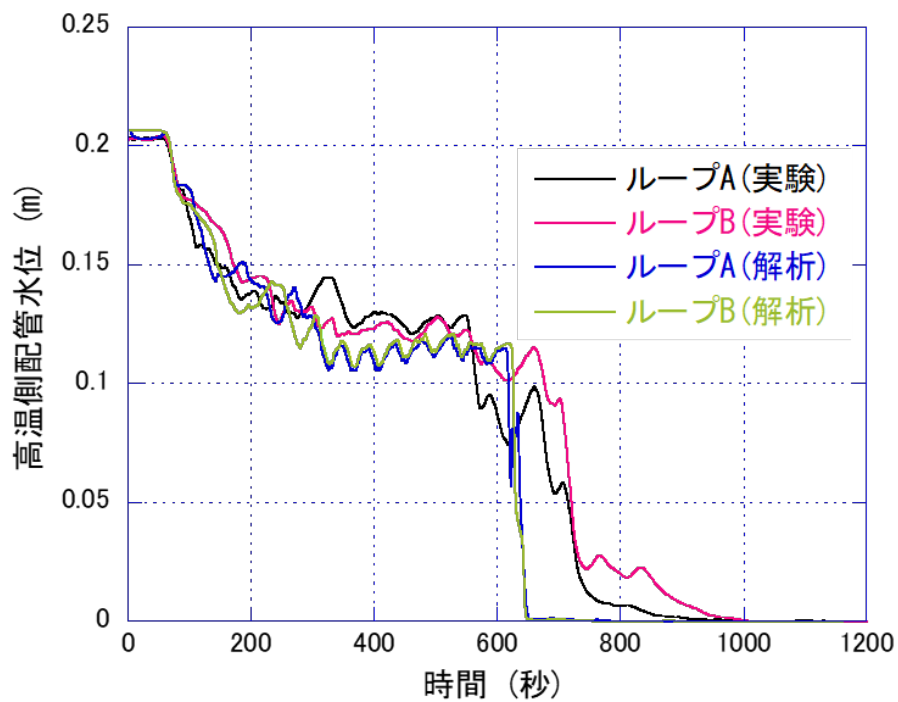


図 4.3.1-8 高温側配管水位に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

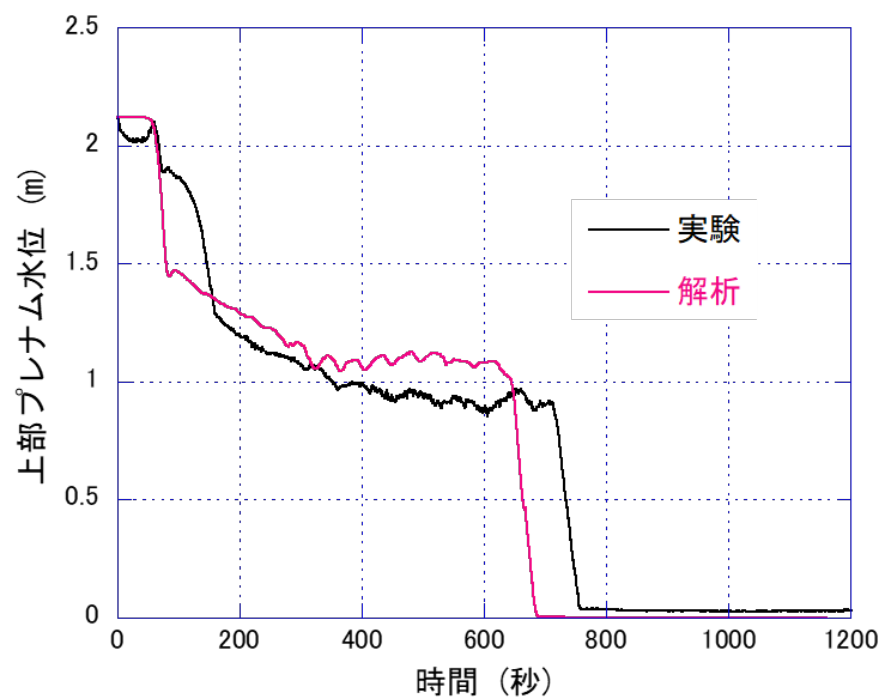


図 4.3.1-9 上部プレナム水位に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

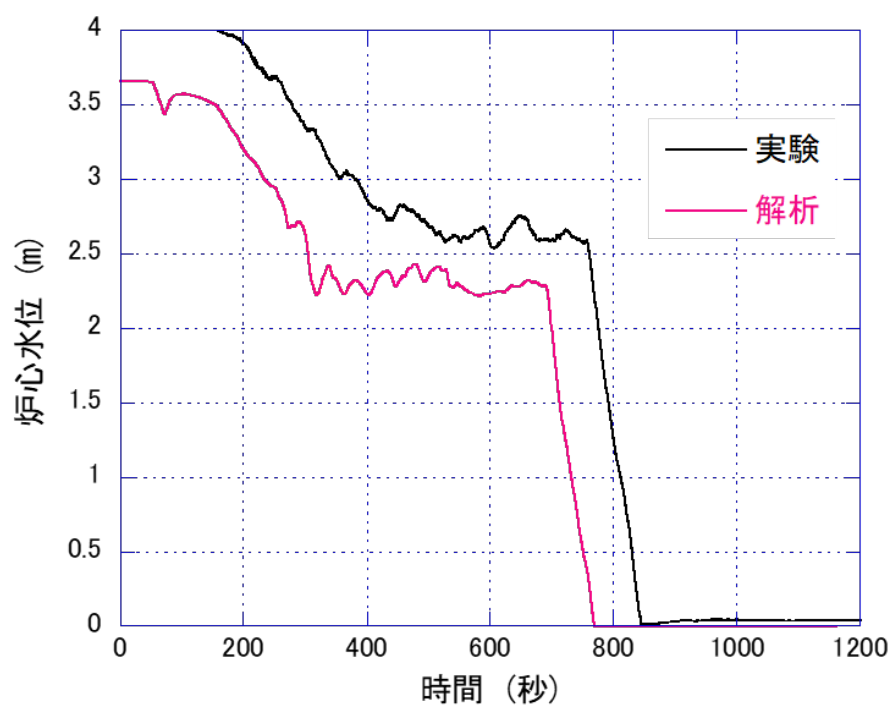


図 4.3.1-10 炉心水位に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

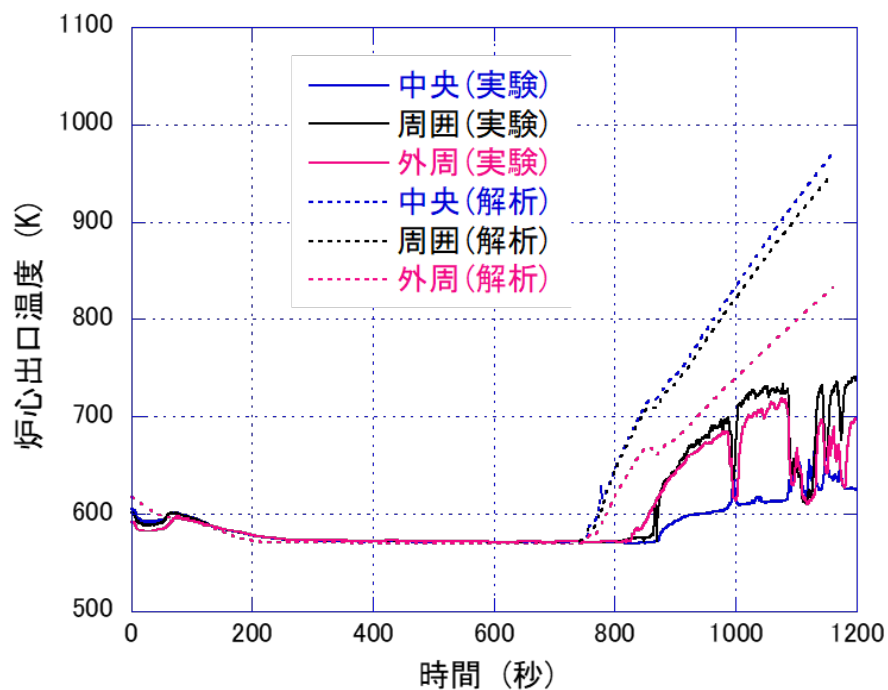


図 4.3.1-11 代表的な炉心出口温度に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

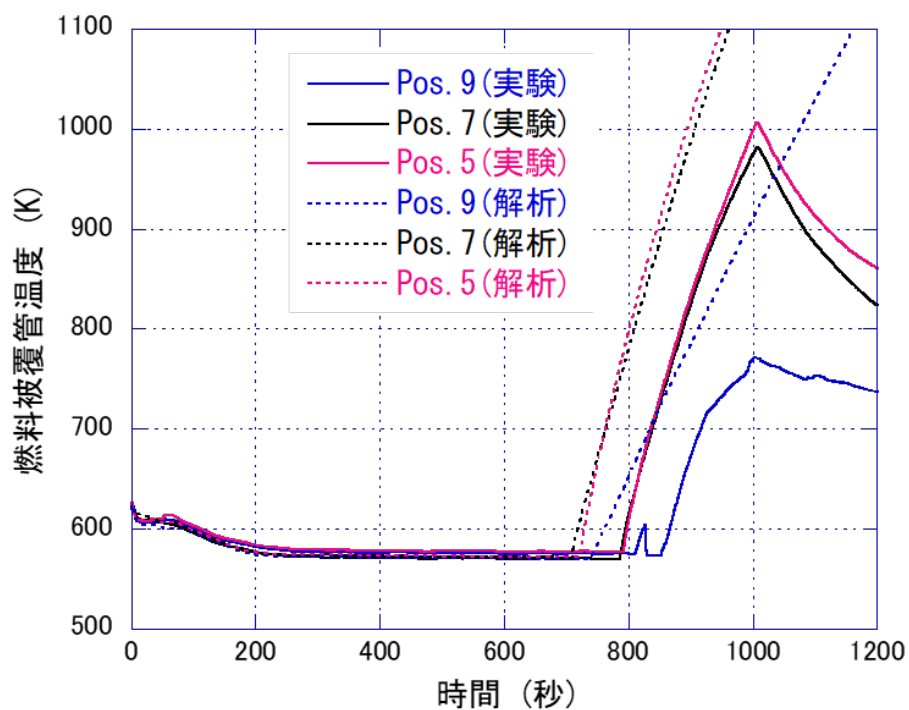


図 4.3.1-12 代表的な燃料被覆管温度に対する SB-PV-13 実験及び事後解析結果

4.3.2. 炉心出口温度に関する熱流動解析（CFD 解析）

事故時の炉心出口温度（Core Exit Temperature, CET）の径方向分布及び炉内の三次元熱流動の影響について実験から取得した知見を補完するとともに、それらのモデル化を検討するため、数値流体力学（Computational Fluid Dynamics, CFD）解析による炉心上部での二次流れ等の三次元流動挙動に着目し、CET を評価する。

4.3.2.1. 目的

昨年度は、関連する既往研究の事前調査を行ったが、加圧水型軽水炉（Pressurized Water Reactor, PWR）の CET を対象にした CFD 解析に関する文献は非常に少ない。Irwanto ら[1]は、OECD/NEAROSA-2 プロジェクトテスト 3（SB-HL-18）で行われたホットレグ 1.5%小破断冷却材喪失事故（LOCA）に関する LSTF 実験を対象に、炉心高さ中央部（Position（Pos.） 5）から上部炉心板（Upper Core Plate, UCP）下流部までの領域に対し、ANSYS Fluent による CFD 解析を実施し、内部構造物の除熱が CET に及ぼす影響を明らかにした。本年度では、Irwanto ら[1]が実施した CFD 解析を参考に、昨年度実施した压力容器（PV）頂部 1%小破断 LOCA（SB-PV-12）[2]に関する LSTF 実験を対象とし、OpenFOAM による CFD 解析を実施するための計算メッシュを作成する。さらに、試計算を行い、CET 計測値と比較し、二次流れ等の流体挙動を明らかにした。

4.3.2.2. 計算メッシュ作成

4.3.2.2.1. 解析体系

図 4.3.2-1 に解析体系を示す。図 4.3.2-1(a)に示すように、LSTF の炉心最上部計測位置である Pos. 9 から上部炉心板の下流までの流路範囲を対象とし[3]、軸対称境界を使用せず、全体を模擬した。図 4.3.2-1(b)に示すように、炉心直径 514 mm、入口から 204.5 mm 下流に厚さ 70.5 mm のエンドボックス、その 33 mm 下流に厚さ 76.2 mm の上部炉心板が配置された。その下流には、8 本の制御棒案内管を模擬した。上部炉心板下流から出口までの長さを 204.5 mm とした場合、計算が不安定になり、発散する等の問題が生じた。そのため、流路長を 2 倍の 409 mm とした。

図 4.3.2-2 及び図 4.3.2-3 にエンドボックス及び上部炉心板（24 個の流路孔及び 8 つの制御棒案内管）のジオメトリ（三次元モデル形状）を示す。図面[3]に基づいて再現したが、ビス止めの孔や流れに影響を及ぼさない小さな流路孔は省略した。図 4.3.2-4 に上部炉心板上部のジオメトリを示す。制御棒案内管は、サポート部分及び中央部のロッドのみ模擬した。

4.3.2.2.2. 計算メッシュ

本年度は、計算メッシュ数約 630 万セル（計算メッシュ 1）及び約 1130 万セル（計算メ

ッシュ 2) の二種類の計算メッシュを作成した。計算メッシュの壁面からの無次元距離 y^+ は、計算メッシュ 1 が 13、計算メッシュ 2 が 10 である。図 4.3.2-5 に計算メッシュ 1 の全体図、図 4.3.2-6 にエンドボックス及び上部炉心板の水平断面図、図 4.3.2-7 に制御棒案内管を断面に含まない制御棒案内管外側及び制御棒案内管中央での垂直断面図を示す。図 4.3.2-8 に計算メッシュ 2 の全体図、図 4.3.2-9 及び図 4.3.2-10 に計算メッシュ 1 の図 4.3.2-6 及び図 4.3.2-7 と同位置における水平・垂直断面図を示す。計算メッシュ生成は、ESI 版 OpenFOAMv2206 のメッシュ生成ユーティリティである cfMesh を用いた。

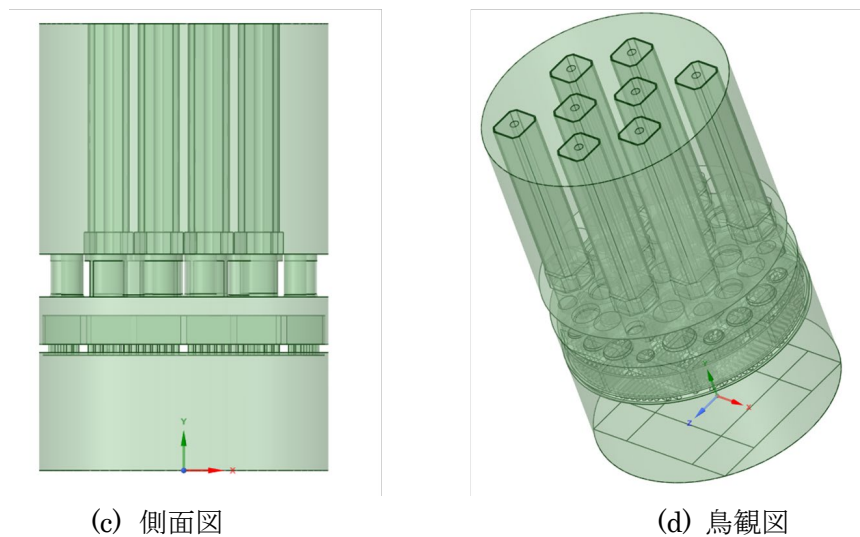
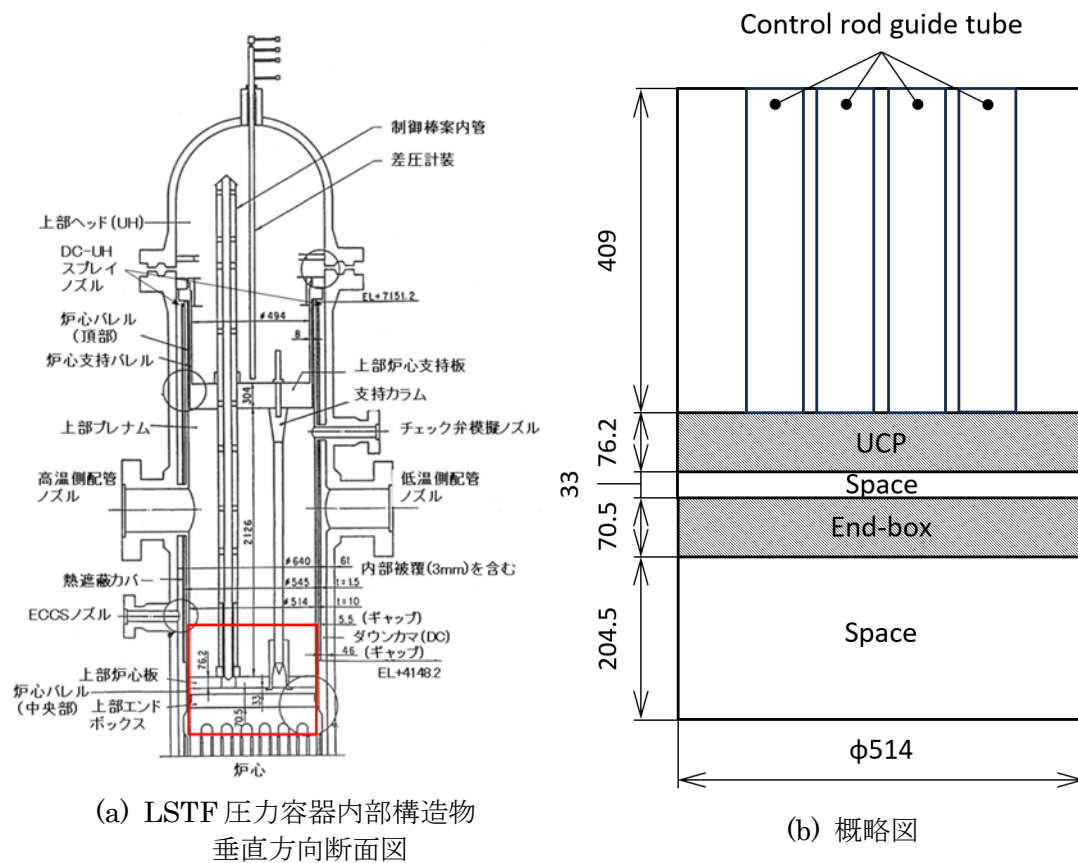
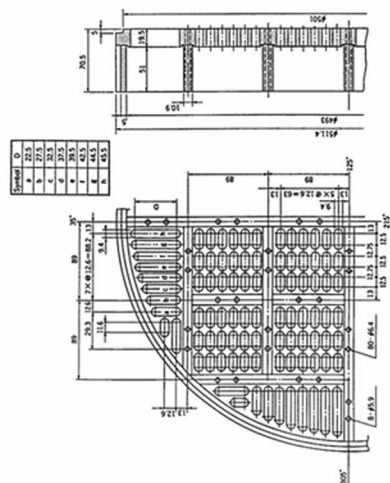
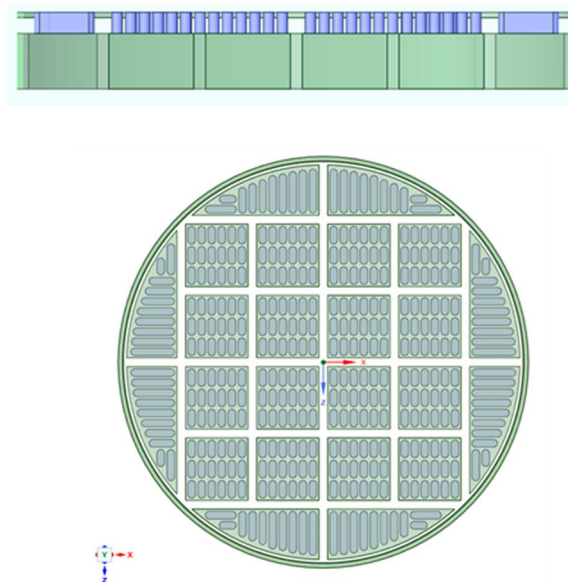


図 4.3.2-1 解析対象

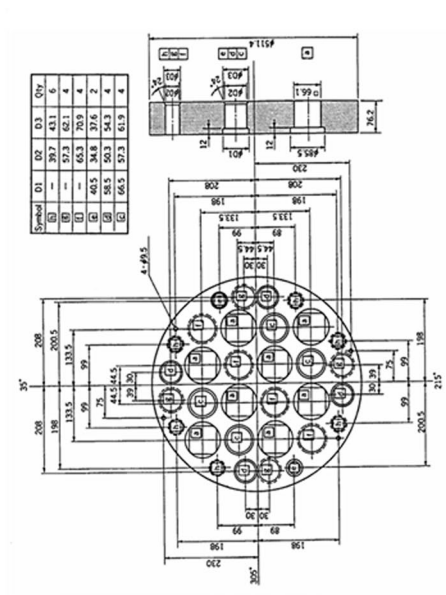


(a) 図面[3]

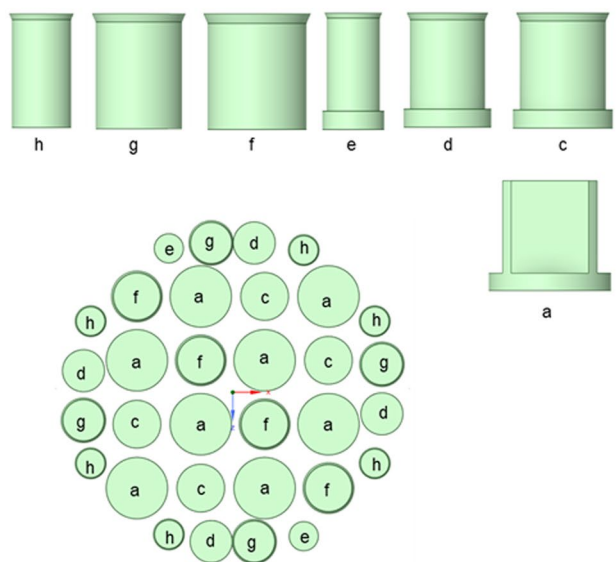


(b) ジオメトリ

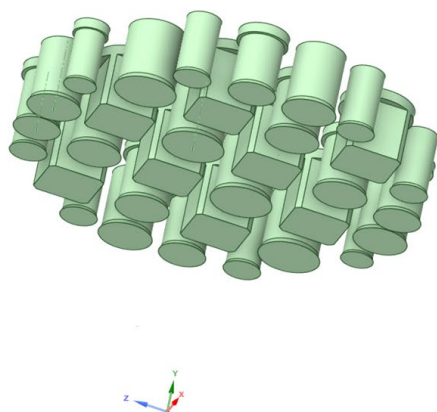
図 4.3.2-2 エンドボックス形状



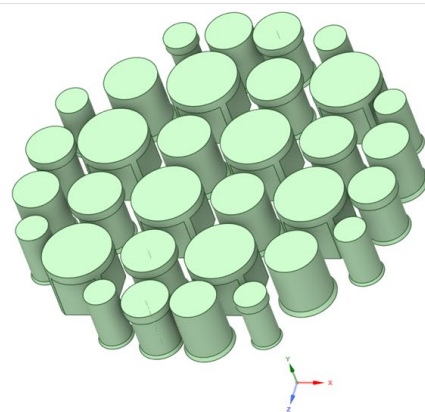
(a) 図面[3]



(b) 流路孔形状



(c) 斜め下からの図



(d) 斜め上からの図

図 4.3.2-3 上部炉心板形状



207

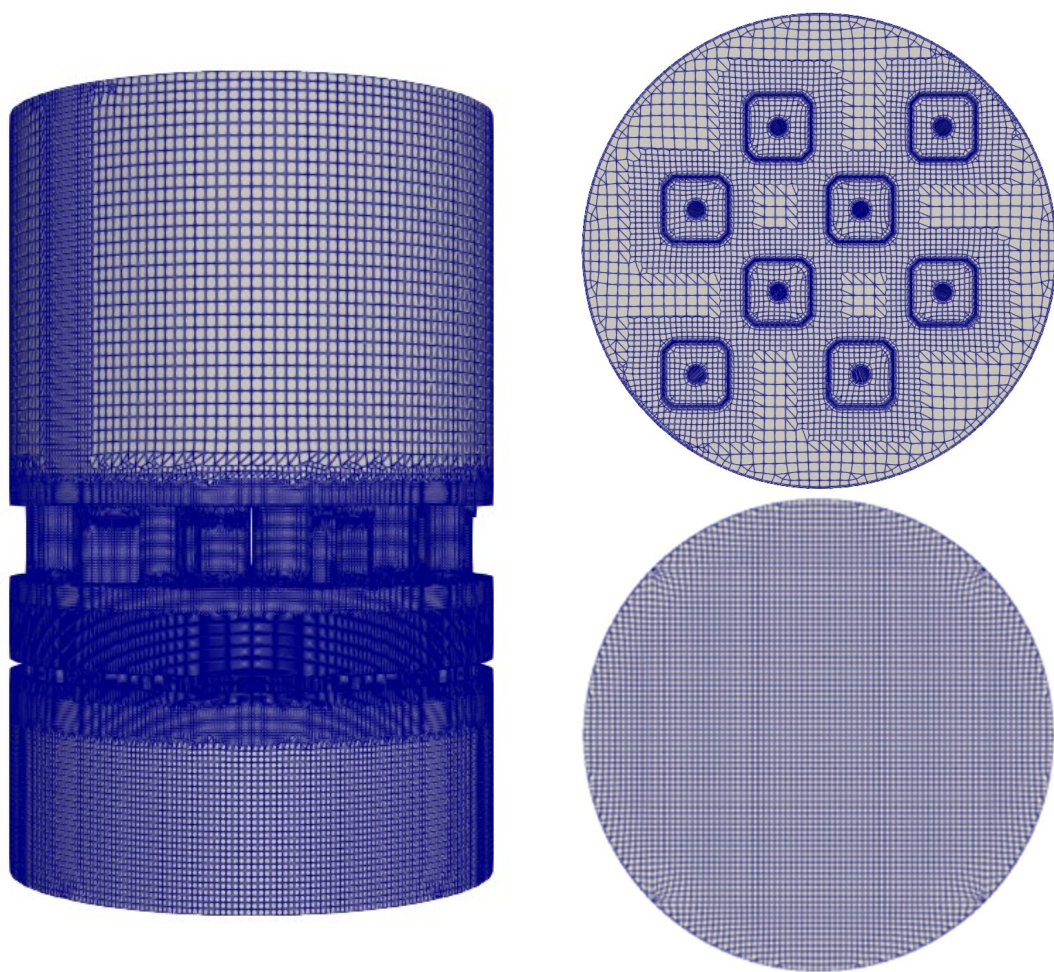
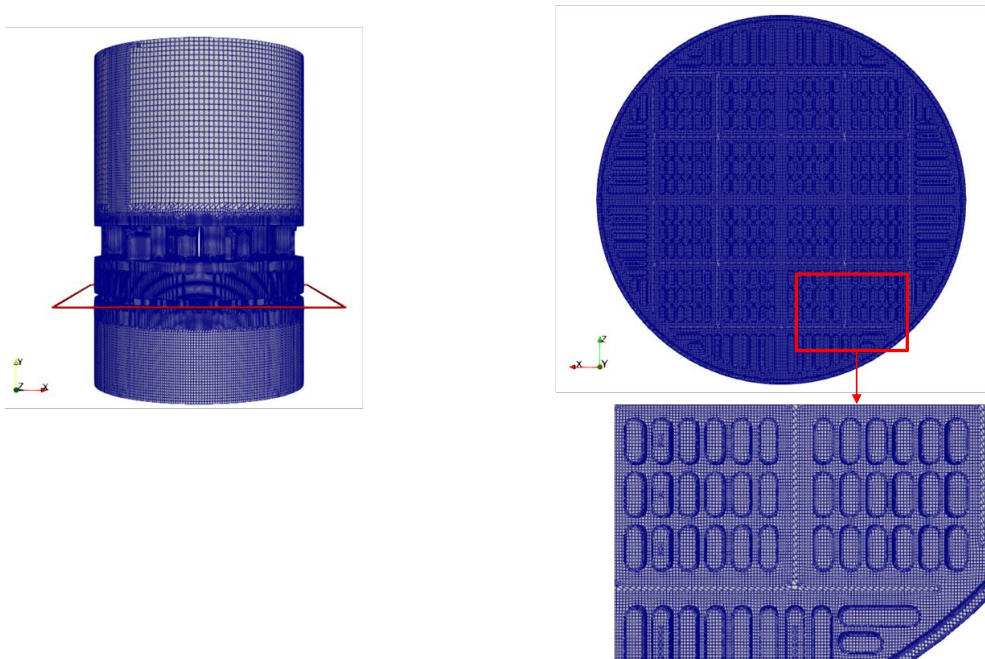
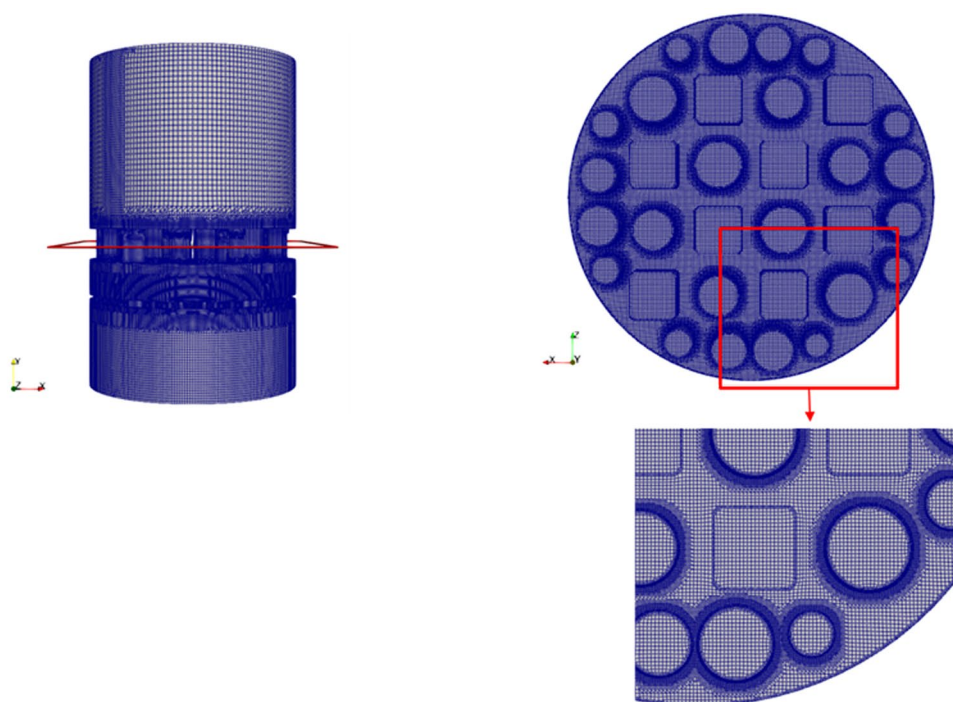


図 4.3.2-5 計算メッシュ 1 の全体図（左図：側面、右 上図：上面、右下図：下面）

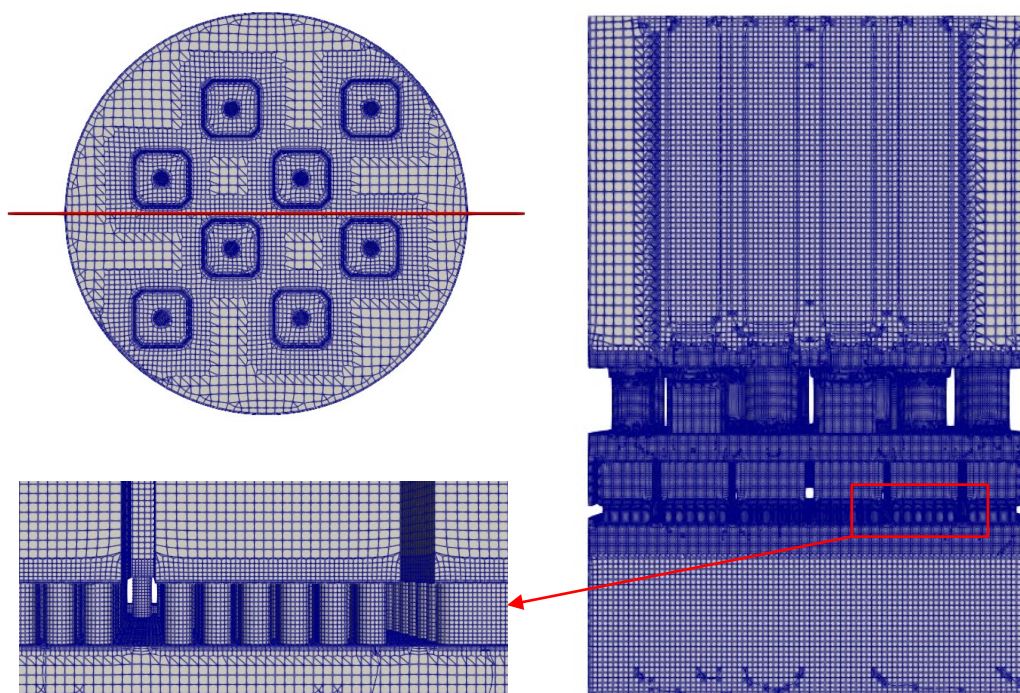


(a) エンドボックス

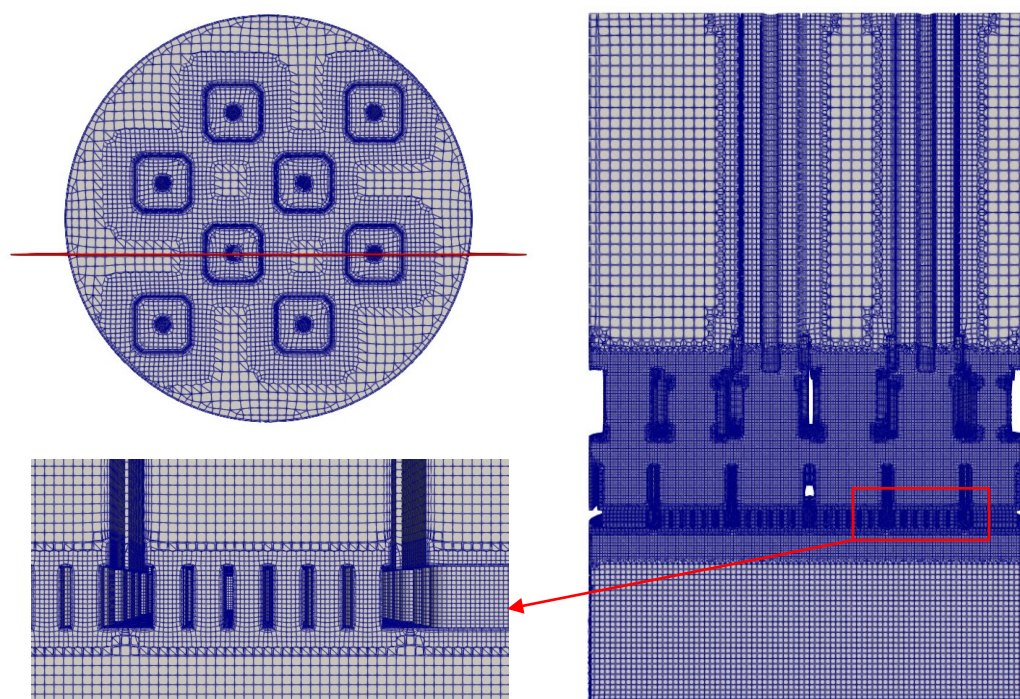


(b) 上部炉心板

図 4.3.2-6 計算メッシュ 1 の水平断面図
(左図：断面位置、右上図：断面図、右下図：拡大図)



(a) 制御棒案内管外側



(b) 制御棒案内管中央

図 4.3.2-7 計算メッシュ 1 の垂直断面図
(左上図：断面位置、右図：断面全体図、左下図：拡大図)

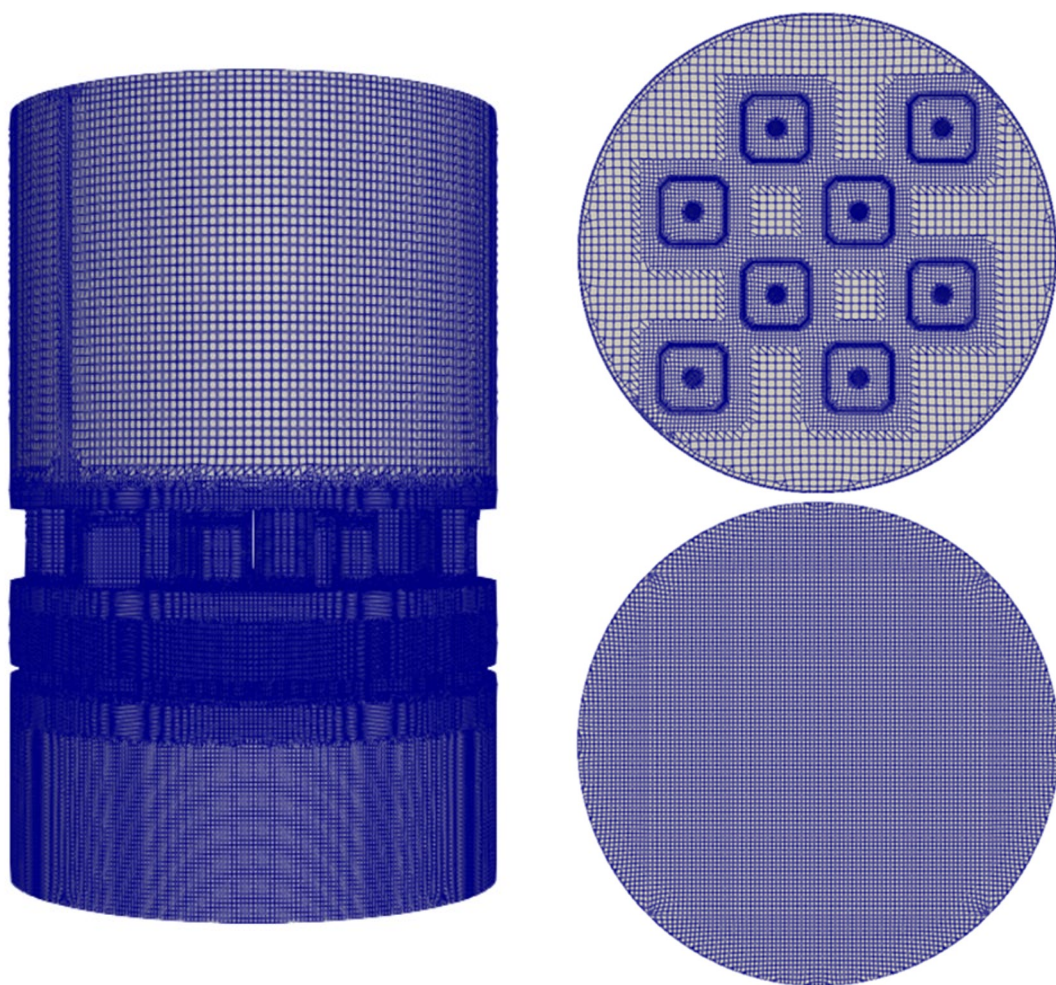
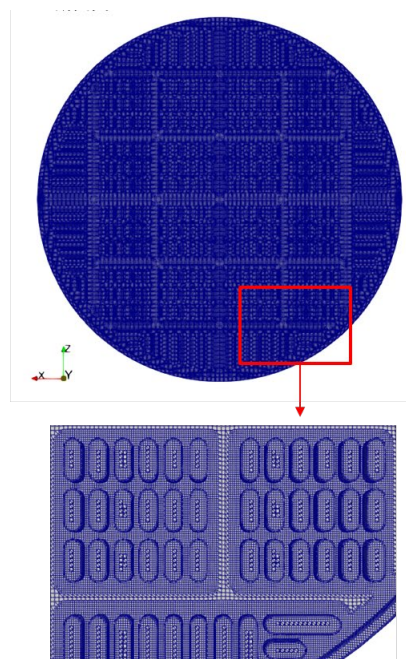
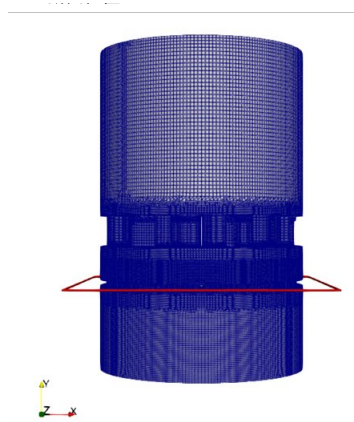
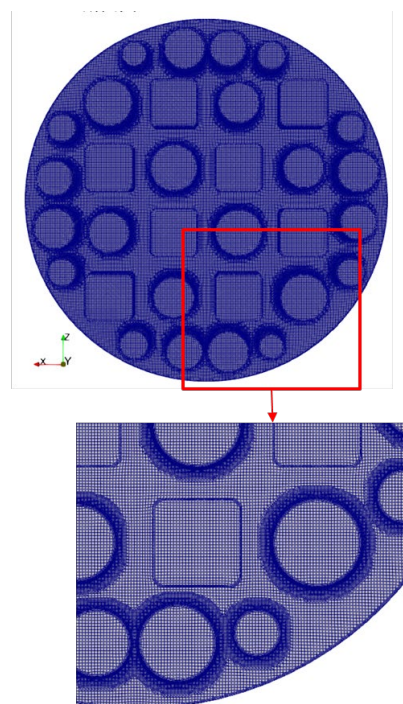
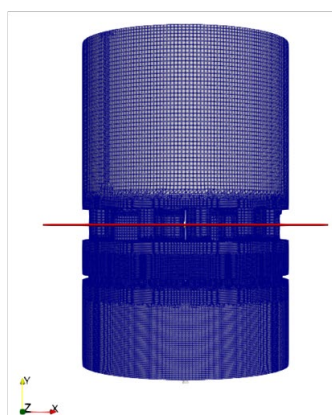


図 4.3.2-8 計算メッシュ 2 の全体図（左図：側面、右上図：上面、右下図：下面）

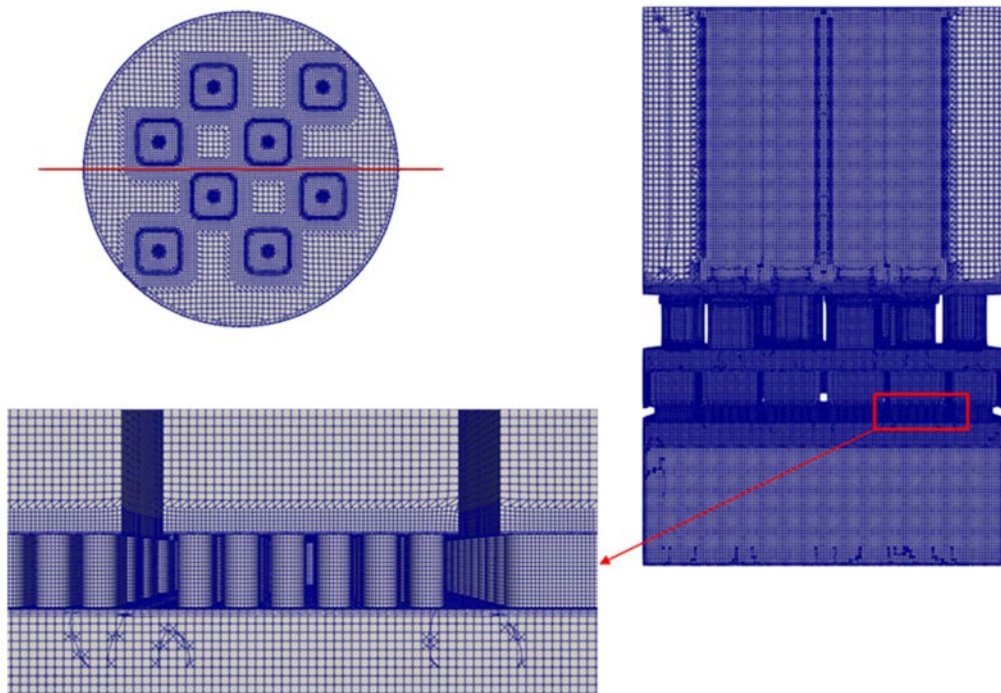


(a) エンドボックス

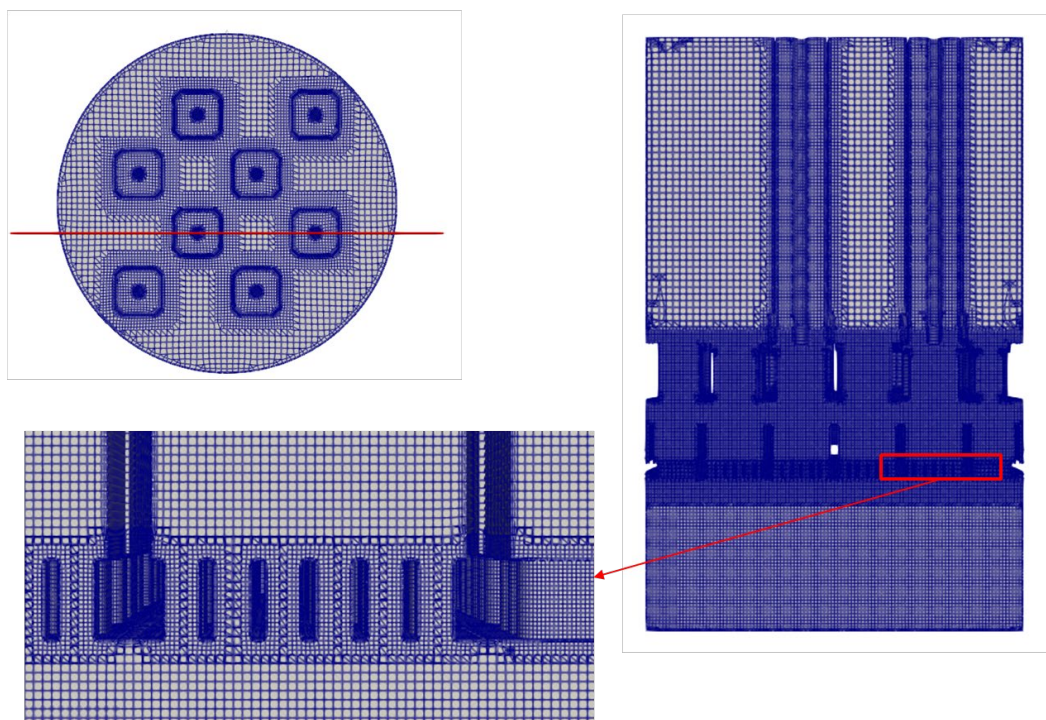


(b) 上部炉心板

図 4.3.2-9 計算メッシュ 2 の水平断面
(左図：断面位置、右上図：断面図、右下図：拡大図)



(a) 制御棒案内管外側



(b) 制御棒案内管中央

図 4.3.2-10 計算メッシュ 2 の垂直断面図
(左上図：断面位置、右図：断面全体図、左下図：拡大図)

4.3.2.3. 試計算

4.3.2.3.1. 解析条件

PV 頂部 1%小破断 LOCA に関する LSTF 実験 (SB-PV-12) の解析を行った。実験は、図 4.3.2-11 に示すように、炉心が露出し、界面が Pos. 3 及び 4 の間に位置する 2000 秒時点での結果を対象とし、この時刻での物理条件を表 4.3.2-1 に示す。計算は OpenFOAM-10 の浮力を伴う圧縮性流体を対象とした非定常熱流動解析ソルバである buoyantFoam を用い、乱流モデルは SST $k-\omega$ モデル (kOmegaSST) とし、非定常計算を行った。解析領域に対して、下面を入口境界、上面を出口境界に指定し、下面・上面以外の境界面を壁面境界とした。入口境界では図 4.3.2-12 の出力分布区分ごとに境界条件を設定する。設定した物性値は表 4.3.2-2 に示す。定圧比熱は、流入温度及び流出温度を考慮し、650 K での物性値を用いた。粘性係数及び Prandtl 数については飽和蒸気温度の値である。なお、重力加速度は、鉛直下向きに 9.81 m/s^2 とした。

また、本解析では、蒸気を理想気体として扱った。密度は温度、圧力、モル質量を用いて計算されるが、圧力が約 7 MPa と高圧なため、実気体との差異に留意する必要がある。比体積で比較すると、7 MPa、600 K の場合、実気体では $0.0395 \text{ m}^3/\text{kg}$ であるのに対し、理想気体では $0.0322 \text{ m}^3/\text{kg}$ であった。理想気体及び実気体の比体積の比較を図 4.3.2-13 に示す。

入口境界条件を表 4.3.2-3 に示す。解析で用いた入口境界のパッチ区分及び出力分布との位置関係を図 4.3.2-14 に示す。温度は、実験より得られた Pos. 9 の流体温度とし、高出力バンドルおよび平均出力バンドルでは、制御棒案内管あり・なしでの流体温度の平均値とした。また、蒸気質量流量は出力区分に応じて、飽和蒸気温度での比エンタルピー $h_{sat} = 2772.6 \text{ kJ/kg}$ 、実験により得られた流入温度での比エンタルピー h_{int} 、各領域の炉心出力 W_{core} から、下記の式より質量流量 $\dot{m}$ を求めた。

$$\dot{m} = \frac{W_{core}}{h_{int} - h_{sat}} \quad (4.3.2-1)$$

算出に用いた入口温度での比エンタルピー及び算出した質量流量の値を表 4.3.2-3 に示す。入口温度での比エンタルピーの値は、日本機械学会蒸気表[4]の参照値である。入口圧力は、速度境界条件で指定した流束を保つように圧力勾配を調整する境界条件 (fixedFluxPressure) を用いた。入口以外の境界条件は、以下の通りである。流速については、全解析領域で初速度 0 m/s、壁面は速度 0 m/s の滑りなし (noSlip)、出口は逆流を防ぐ境界条件 (inletOutlet) とし、流入流速を 0 m/s に指定した。温度については、初期温度を 7 MPa における飽和蒸気温度 558.9 K、出口境界は勾配ゼロ (zeroGradient)、壁面温度は壁面での除熱を考慮し、550 K 一定 (fixedValue) とした。圧力については、初期圧力を 7 MPa とし、壁面は fixedFluxPressure、出口は圧力 7 MPa 一定 (fixedValue)

とした。

解析時間は、計算メッシュ 1 の解析では 128 並列で約 45 時間、計算メッシュ 2 の解析では 128 並列で約 150 時間であった。

4.3.2.3.2. 実験データとの比較

図 4.3.2-15 に LSTF の炉心出口部に設置された CET 計測用熱電対の配置 (20 点) を示す。計算結果のサンプリング位置は、入口境界から下流に 397.2 mm であり、CET 計測用熱電対の先端位置と同位置とした。図 4.3.2-16 及び図 4.3.2-17 にメッシュ 1 及びメッシュ 2 を使用した炉心の中央、周囲及び外周部における CET の時系列解析結果を示す。図 4.3.2-15 に示すように、中央は、平均出力バンドルの B21、B22、B23、B24、周囲は、低出力バンドルの B09、B10、B11、B12 及び高出力バンドル B14、B15、B18、B19、外周は、低出力バンドルの B01、B02、B03、B04、B05、B06、B07、B08 での計測値である。図 4.3.2-16 及び図 4.3.2-17 より、6 秒以降で温度が一定に収束し、定常状態となる傾向が見られる。図 4.3.2-18 に 8~10 秒間の時間平均 CET 及び実験値との比較を示す。表 4.3.2-4 に CET の実験値を示す。参考までに表 4.3.2-3 に示した Pos. 9 での流体温度も併記する。計算メッシュの種類に関わらず、実験値を最大で 80 K ほど過大評価しているが、誤差は 20%以内であり、解析は妥当であるといえる。しかしながら、格子依存性が見られ、総じてメッシュ 2 の方が実験との誤差が小さくなった。解析が実験よりも過大評価する原因として、

- (1) 炉心側壁や内部構造体等の除熱不十分
- (2) 蒸気の混合不十分
- (3) 格子依存性
- (4) 実気体と理想気体の比体積差

が考えられる。(1)については、炉心側壁・内部構造物等の壁温度を 550 K 一定としたため、除熱が正確に予測できていない可能性がある。ただし、側壁部近くの低出力バンドル下流に位置する炉心外周部の誤差は総じて 10%以下であるが、高出力バンドル下流に位置する炉心周囲部の誤差はそれよりも大きい。除熱が原因である場合、複数の原因を疑う必要がある。(2)については、メッシュサイズに関わらず、実験との誤差が他のバンドルよりも大きく現れたバンドルは B18 及び B19 であり、対称となる B13 及び B14 等総じて高出力バンドル下流は、実験との誤差が大きい。炉心中央及び側壁の間に位置するため、蒸気の混合が不十分だった可能性があり、LES を使用する効果はあると考えられる。(3)については、格子依存性が確認されており、収束性は確認できていない。メッシュ 2 よりも高解像度及び高品質な計算メッシュの使用により、誤差がより小さく抑えられる可能性がある。(4)については、図 4.3.2-13 に示した通りである。600-700 K で 1-2 割程度の差であり、可能性はあると考えられる。また、本解析では物性値の温度依存性を考慮していないが、温度変化が比較的大きいため、温度多項式等の使用により、正確な予測が可能となる。

4.3.2.3.3. 解析結果

図 4.3.2-19 に可視化断面を示す。垂直断面①及び垂直断面②、CET 計測断面の 3 断面に着目し、実験データとの比較で実験値に最も近い結果が得られたメッシュ 2 の 10 秒における結果を示す。なお、メッシュ 1 及びメッシュ 2 による垂直断面①及び垂直断面②における温度及び速度コンター図及びベクトル図、CET 計測断面における温度コンター図の時系列結果は付録 A（メッシュ 1）及び B（メッシュ 2）に示す。計算メッシュ数の違いによる分布への影響は、下流側で流れの発達の違いにより、温度等値面の広がり方や流速の大きさに若干差異が見られる程度であり、定性的には同程度である。また、7 秒以降は分布上の変化がほぼ見られないため、10 秒の結果に着目した。

図 4.3.2-20 から図 4.3.2-22 は温度及び速度コンター図並びにベクトル図の CET 計測部を拡大した図を示す。図 4.3.2-23 は CET 計測断面の温度コンター図を示す。図 4.3.2-20 に示した温度コンター図及び表 4.3.2-4 に示した実験値から、CET は Pos. 9 の蒸気温度よりも低下することが確認できる。図 4.3.2-20 から図 4.3.2-23 の可視化結果から、この理由は 2 つ考えられる。

(1) 内部構造物（エンドボックス及び上部炉心板）による温度低下

(2) 混合温度や温度境界層の温度を計測

(1)については、図 4.3.2-20 及び 21 から、内部構造物壁面での除熱及び内部構造物による混合促進により、蒸気温度の低下が確認できる。(2)については、蒸気はエンドボックス及び上部炉心板によって縮流となり、局所的に流速が大きくなる。上部炉心板下流では、制御棒案内管内の外側において、流路拡大により流速が低下し、境界層は若干広がるものの、縮流の影響が大きく、ほぼまっすぐ上昇し、さらに下流域で蒸気の混合が生じる。そのため、上部炉心板の流路孔及び制御棒案内管の周囲では、図 4.3.2-22 から循環流のような二次流れが確認され、流路孔縁では、蒸気温度の混合は起きにくい。図 4.3.2-23 に示すように、流路孔縁の CET 計測位置には、温度境界層が存在する。従って、温度境界層温度の計測により、蒸気温度は Pos. 9 よりも低下した可能性がある。また、図 4.3.2-20、22 及び 23 より、制御棒案内管の周囲において、Pos. 9 の蒸気温度は、制御棒案内管下部外側に形成される二次流れによって計測位置まで広がらず、制御棒案内管壁面温度との混合温度となっている。制御棒案内管の周囲の B10、B12、B22 及び B24 は、実験との誤差は他のデータに比べると比較的小さく、実験でも同様の流動挙動が生じていると考えられる。

また、図 4.3.2-20 及び図 4.3.2-23 の温度分布より、最も炉心温度の高い平均出力バンドルの下流に位置する炉心中央では、蒸気温度の温度低下が小さく、制御棒案内管により流路が狭隘となる部分であっても、温度が数十 K 程度上昇する。一方、中央以外の炉心周囲や外周は壁面の影響やエンドボックス等で生じる混合の影響により、温度低下が大きい。

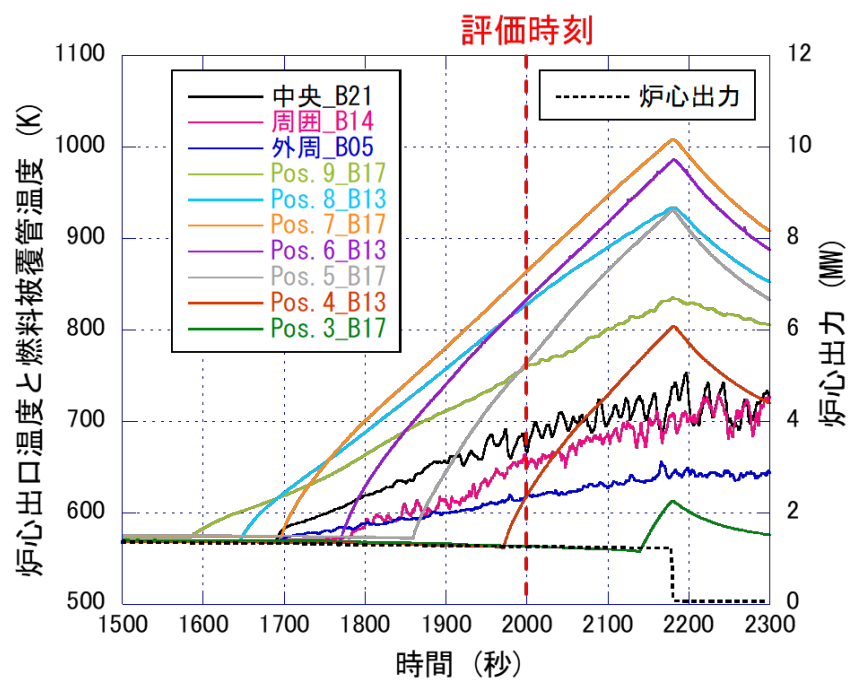


図 4.3.2-11 評価時刻

表 4.3.2-1 物理条件

実験パラメータ	
圧力 P [MPa]	7
炉心出力 W_{core} [MW]	1.3
蒸発潜熱 [kJ/kg]	1505
飽和温度 T_{sat} [K]	559

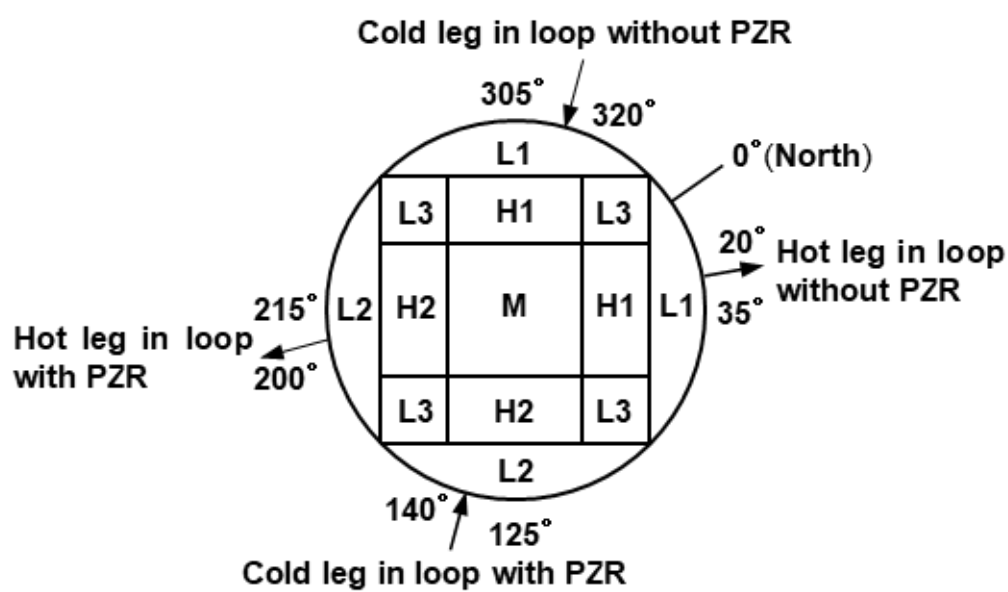


図 4.3.2-12 入口境界出力分布

表 4.3.2-2 物性値

物性値	
モル質量 M [g/mol]	18.0
定圧比熱 c_p [kJ/(kg K)]	2.8
粘性係数 μ [kJ/kg]	19.0
Prandtl 数 Pr [-]	1.6

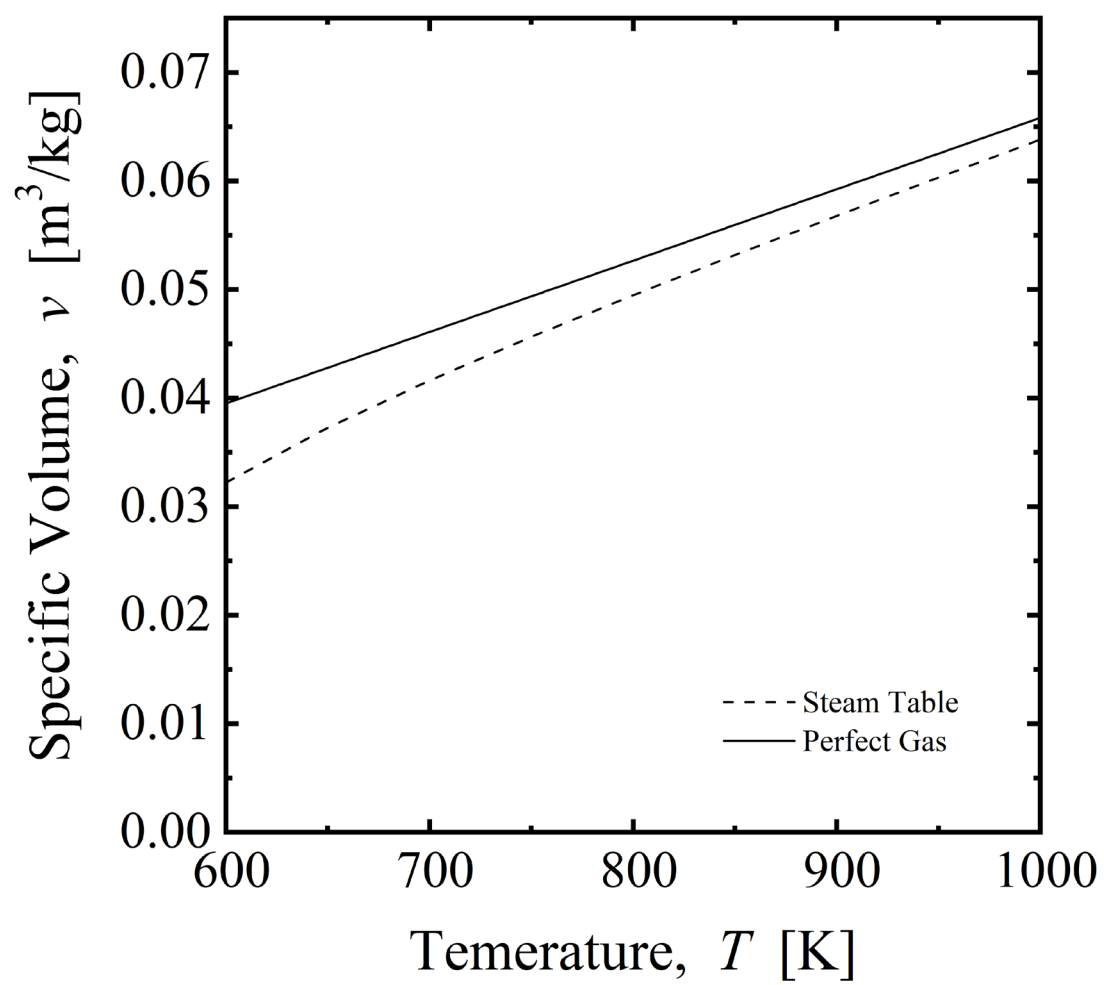
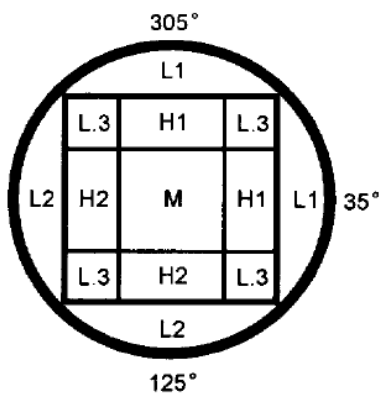


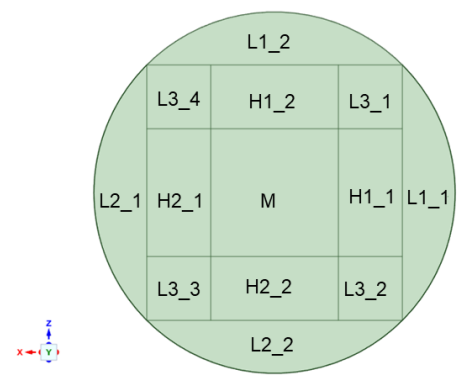
図 4.3.2-13 圧力 7 MPa における理想気体及び実気体の比体積

表 4.3.2-3 入口境界条件

出力分布		パッチ 区分	出力 [MW]	流体温度 [K]	比エンタルピー [kJ/kg]	質量流量 [kg/s]	
低出力	L1	L1_1	0.12	685	3190	0.28	0.14
		L1_2					0.14
低出力	L2	L2_1	0.12	685	3190	0.28	0.14
		L2_2					0.14
低出力	L3	L3_1	0.15	685	3190	0.35	0.09
		L3_2					0.09
		L3_3					0.09
		L3_4					0.09
高出力	H1	H1_1	0.33	737	3322	0.61	0.30
		H1_2					0.30
高出力	H2	H2_1	0.33	737	3322	0.61	0.30
		H2_2					0.30
平均出力	M	M	0.22	751	3358	0.38	0.38
合計			1.27	—	—	2.50	—

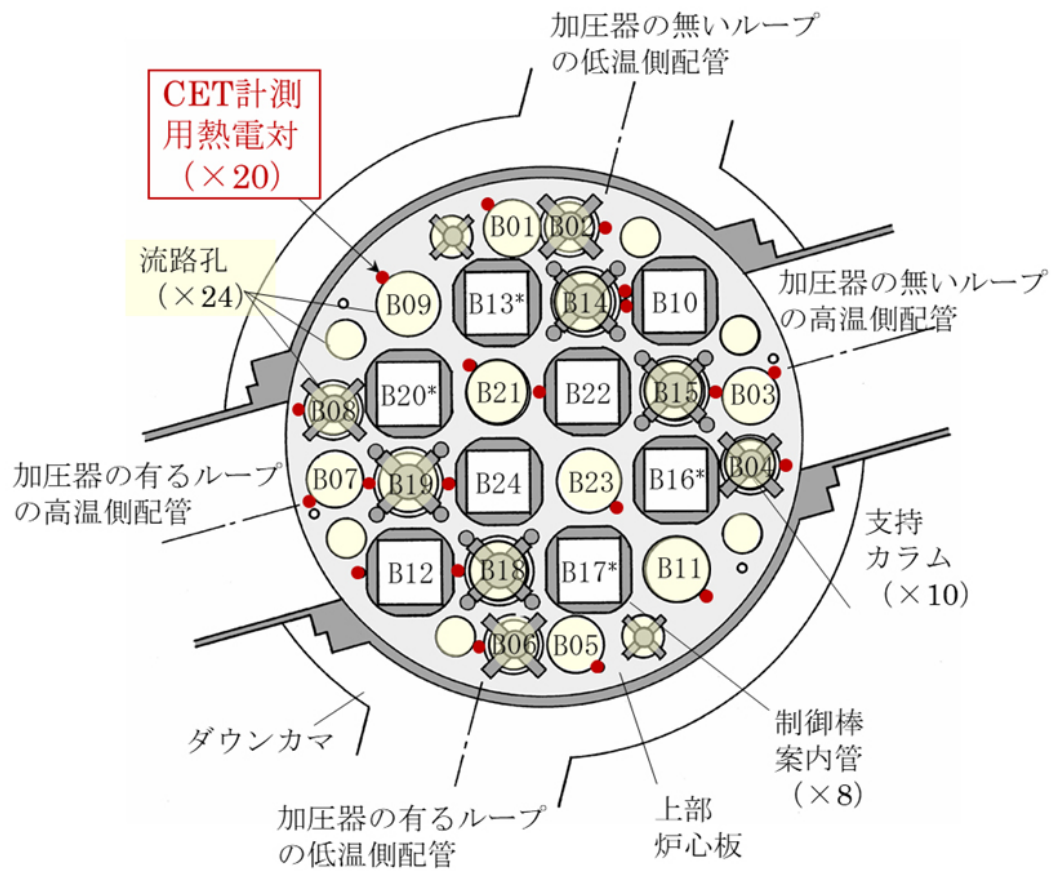


(a) 出力分布



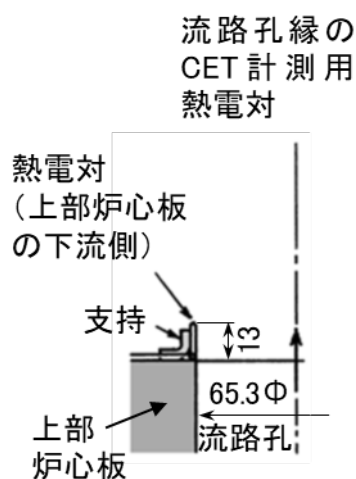
(b) 入口境界パッチ区分

図 4.3.2-14 出力分布及び入口境界パッチ区分

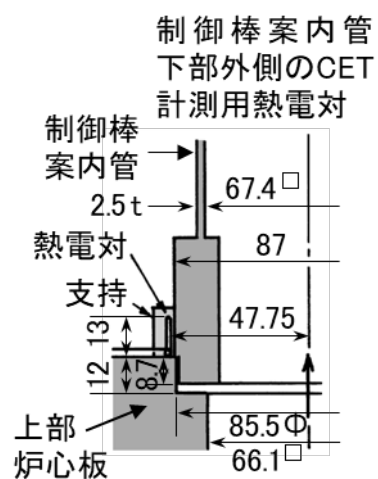


*CET計測用熱電対が設置されていないバンドルNo.

(a) 上部炉心板水平方向断面図



(b) 流路孔縁



(c) 制御棒案内管下部外側

図 4.3.2-15 LSTF の炉心出口温度計測用熱電対設置位置

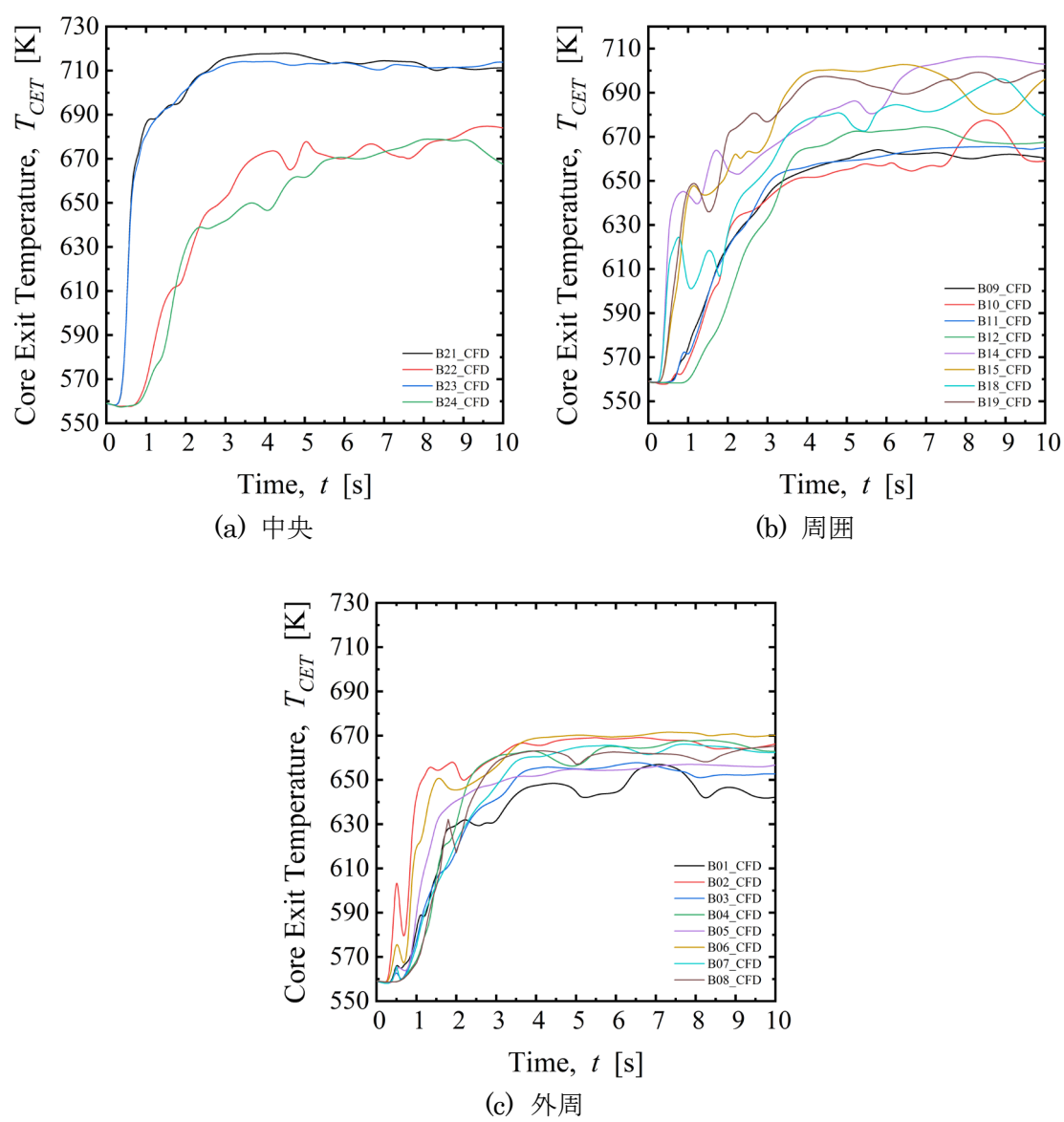


図 4.3.2-16 炉心出口温度 (計算メッシュ 1)

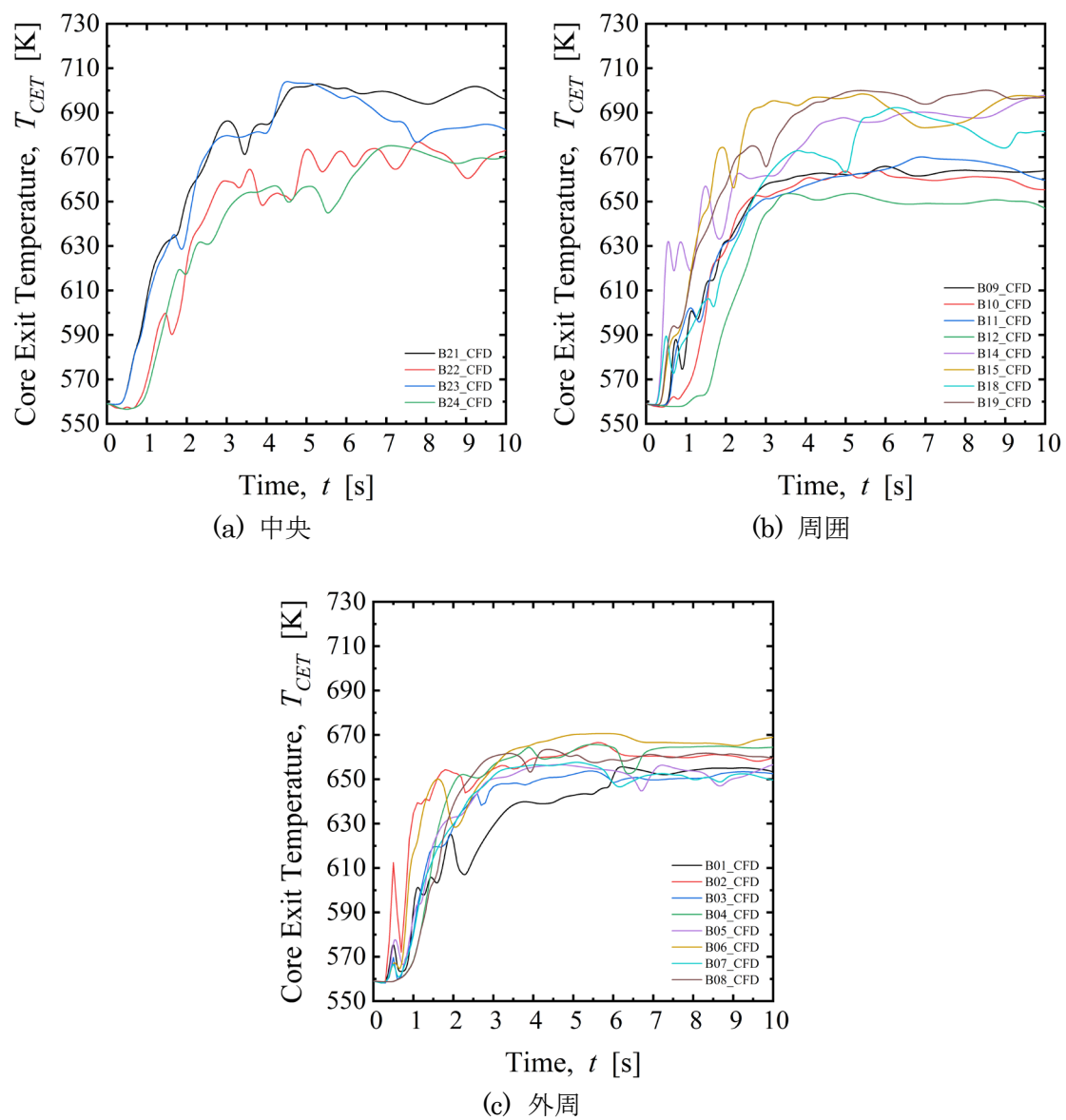


図 4.3.2-17 炉心出口温度 (計算メッシュ 2)

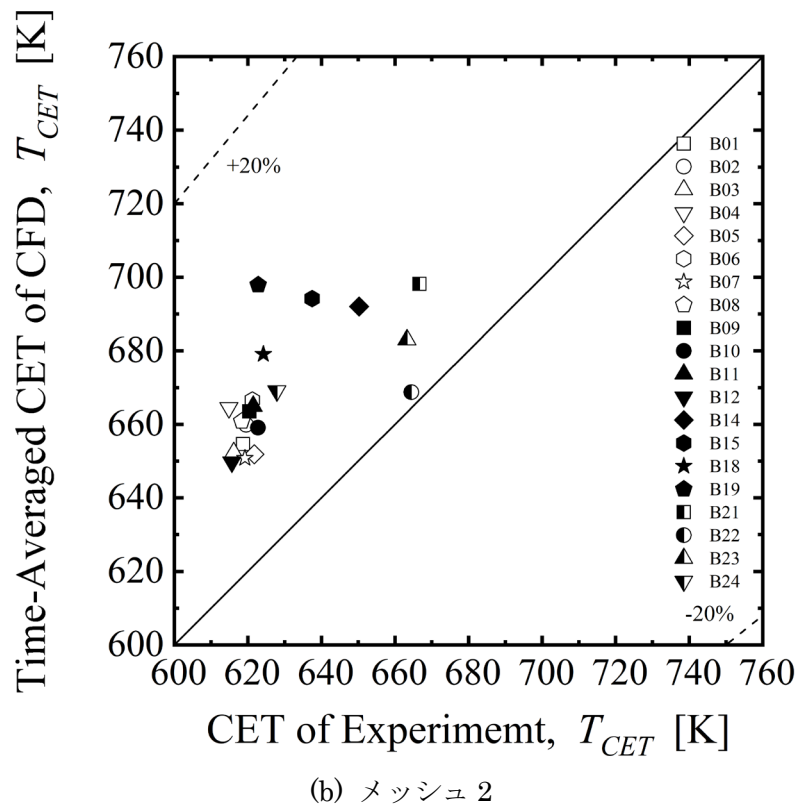
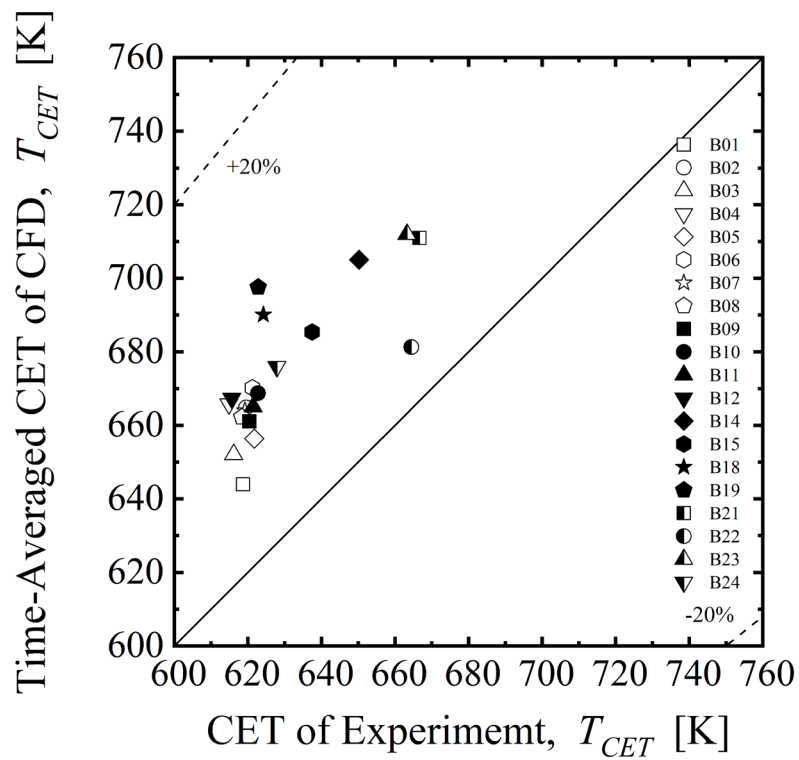


図 4.3.2-18 実験値との比較

表 4.3.2-4 実験値

出力分布		Pos. 9 での流体温度 [K]	CET [K]
低出力	L1	685	617
低出力	L2	685	620
低出力	L3	685	620
高出力	H1	737	644
高出力	H2	737	624
平均出力	M	751	656

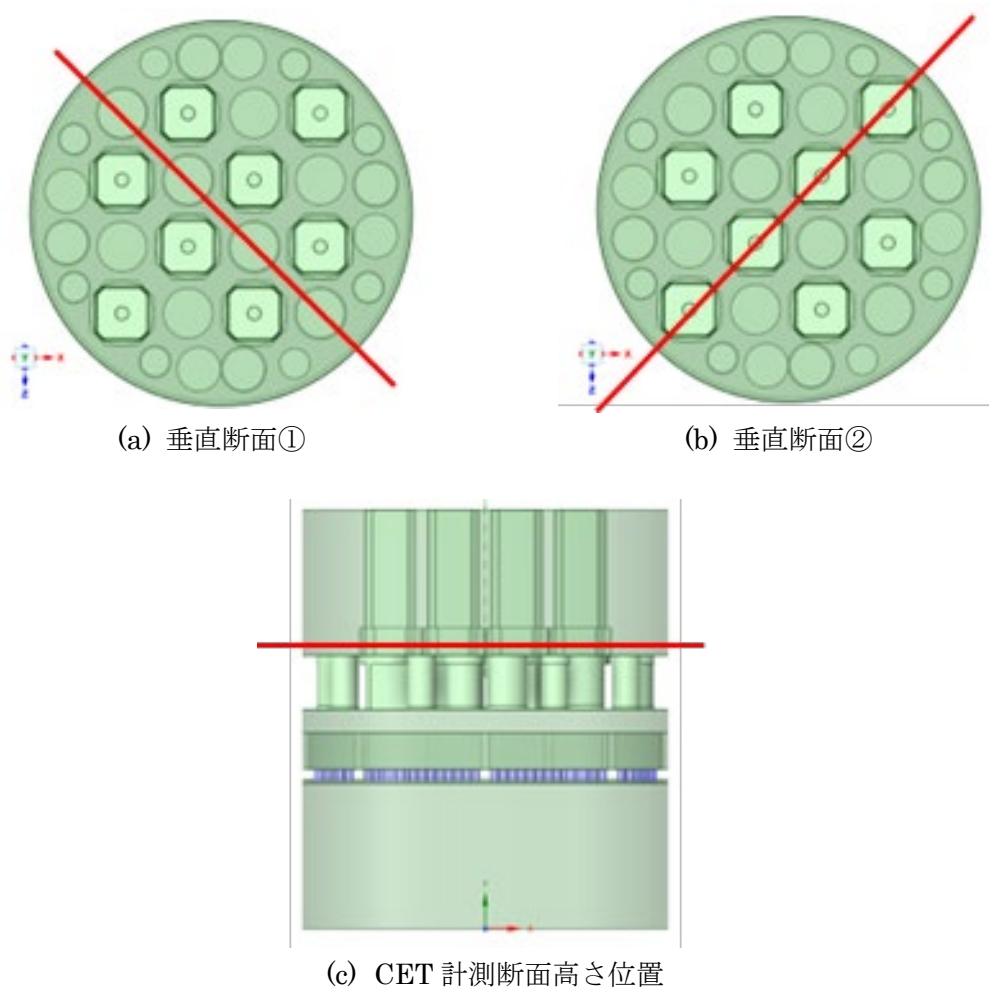


図 4.3.2-19 可視化断面

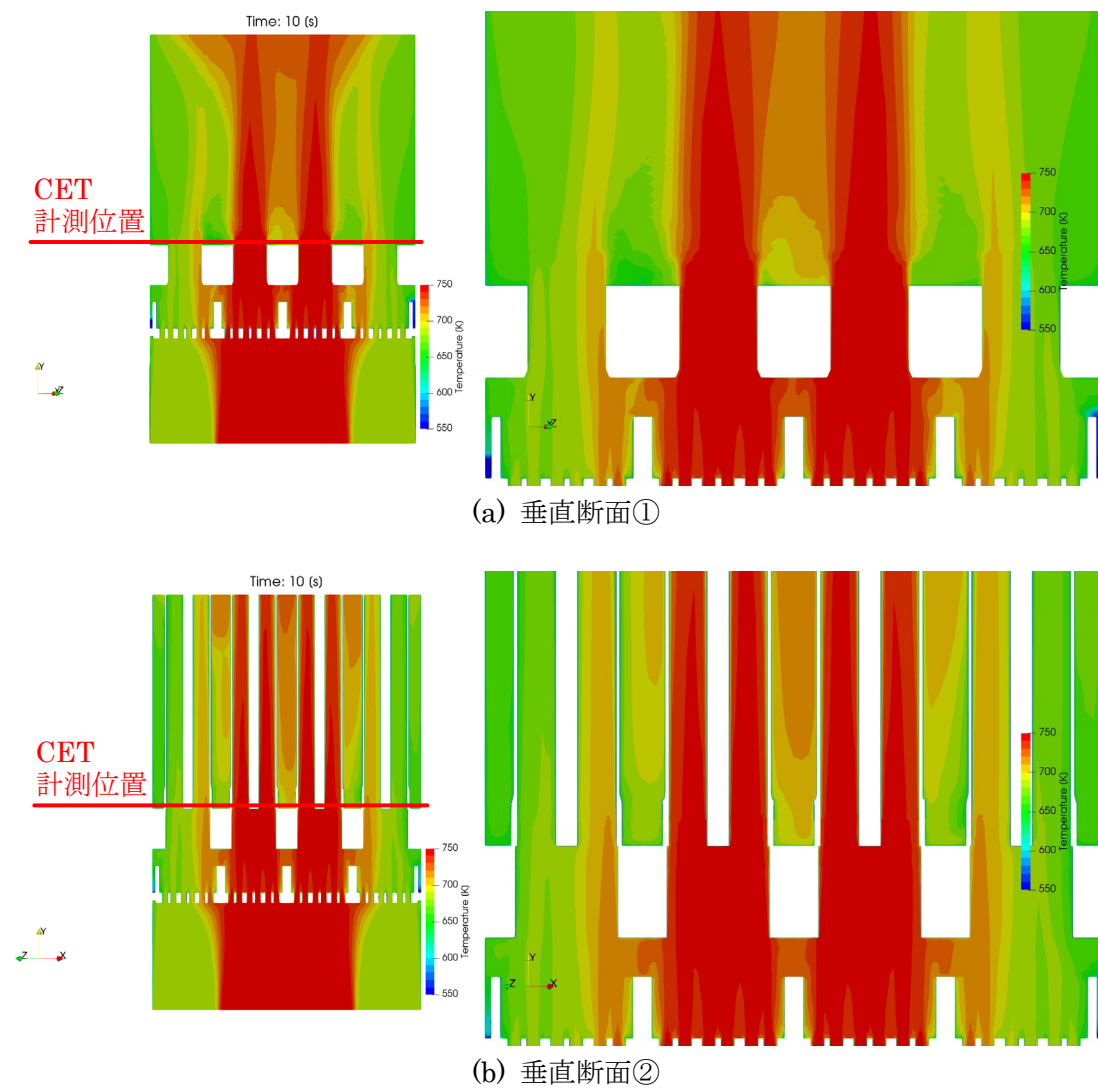
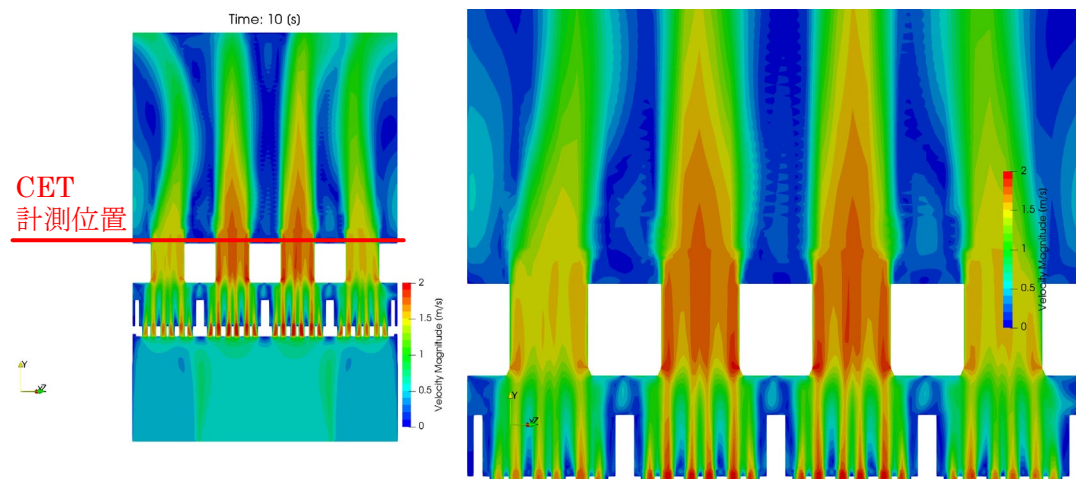
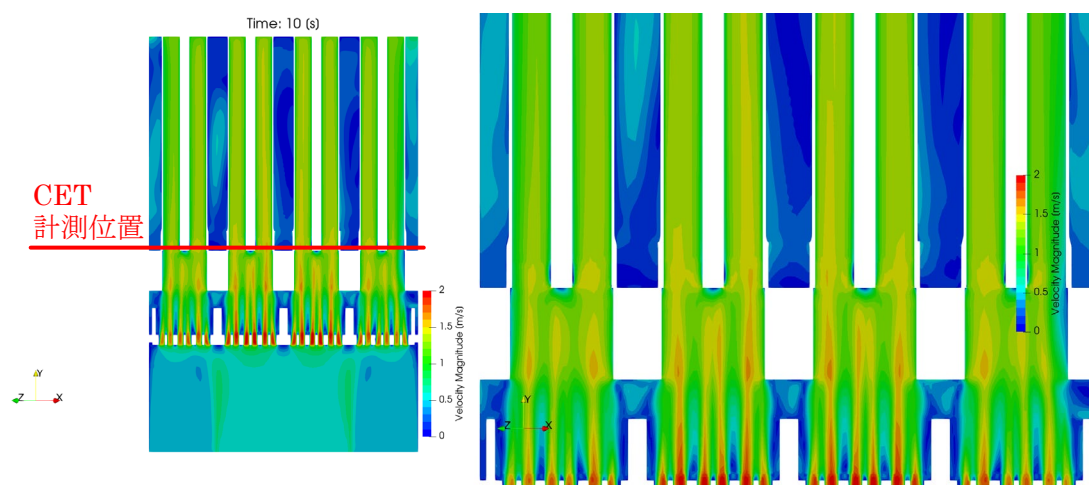


図 4.3.2-20 CET 計測部拡大図 (温度コンター、計算メッシュ 2)



(a) 垂直断面①



(b) 垂直断面②

図 4.3.2-21 CET 計測部拡大図 (速度コンター、計算メッシュ 2)

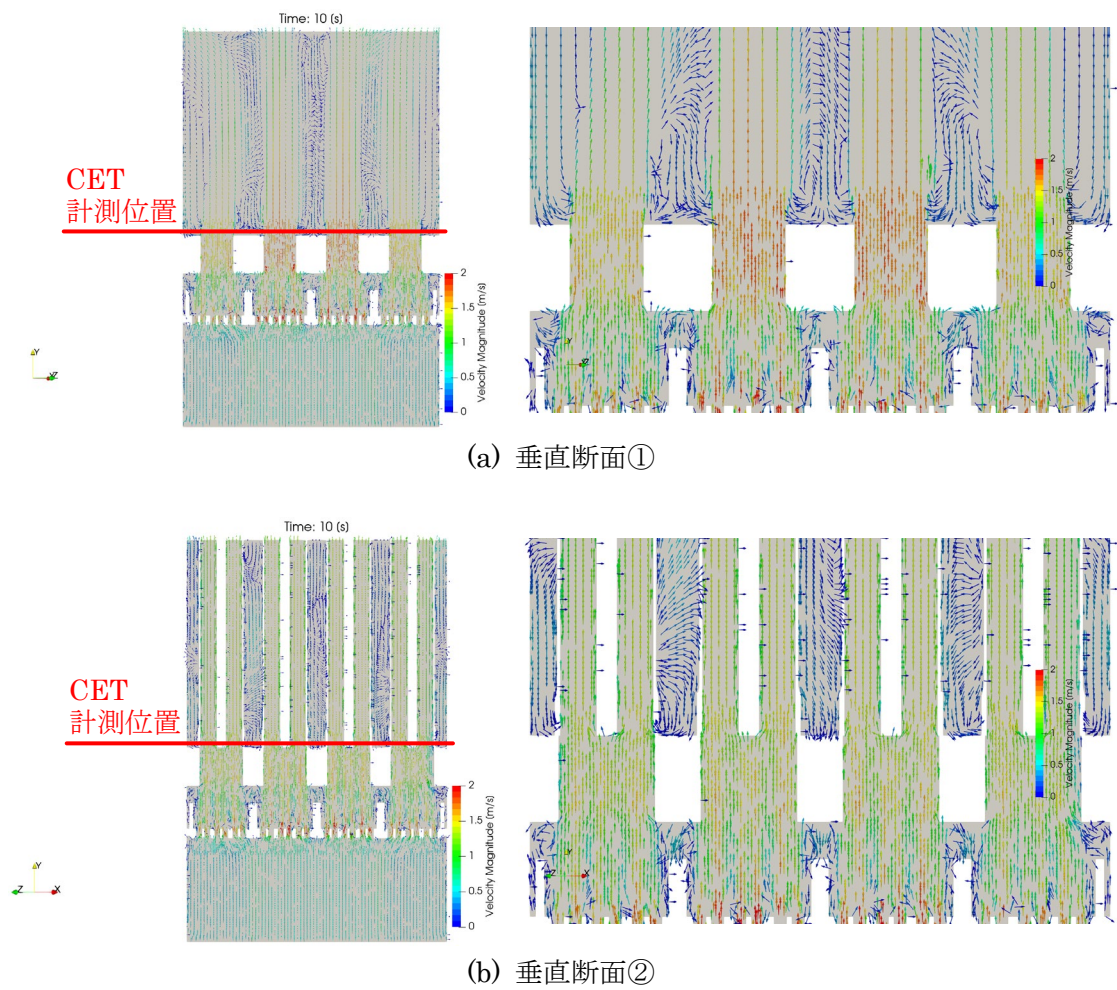
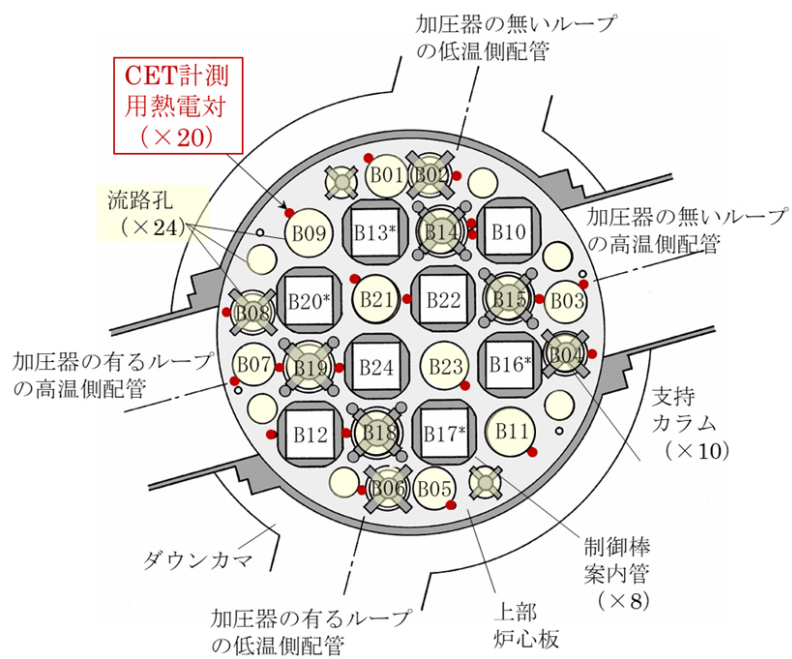


図 4.3.2-22 CET 計測部拡大図 (速度ベクトル図、計算メッシュ 2)



*CET計測用熱電対が設置されていないバンドルNo.

Time: 10 (s)

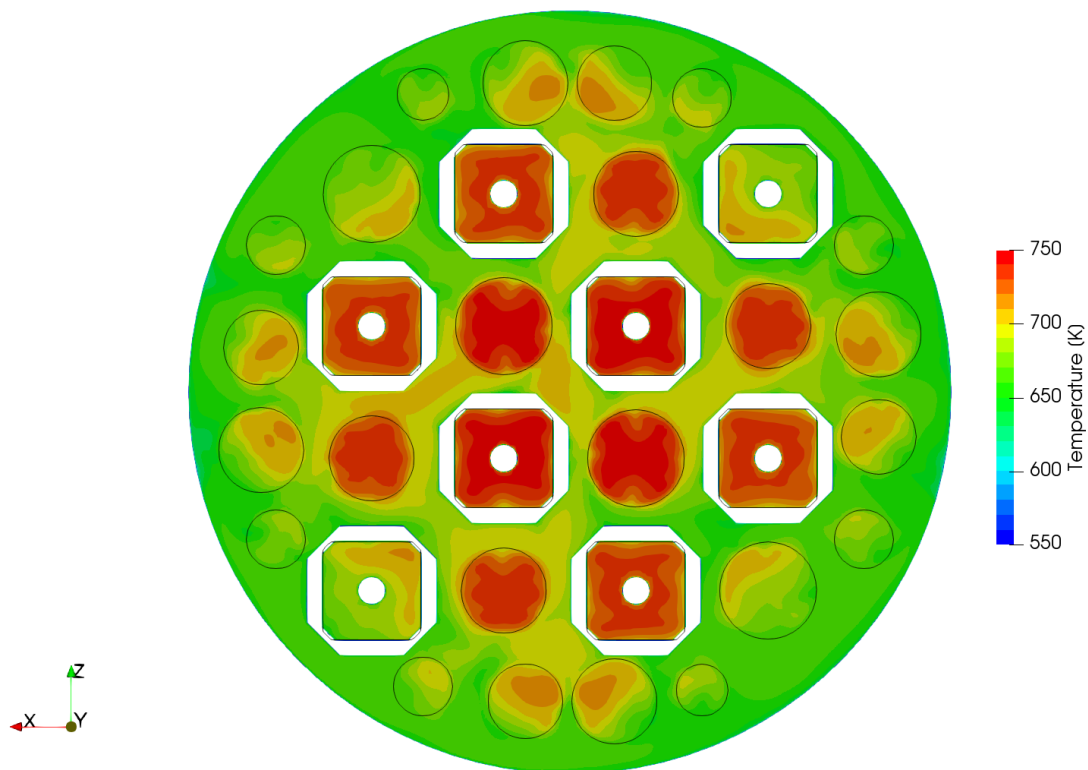


図 4.3.2-23 CET 計測断面 (温度コンター、計算メッシュ 2)

4.3.2.4. 本節のまとめ

PV 頂部 1%小破断 LOCA に関する LSTF 実験 (SB-PV-12) の CFD 解析用計算メッシュ作成及び OpenFOAM-10 を用いた試計算を行い、以下の結論を得た。

- LSTF の炉心最上部計測位置である Pos. 9 から上部炉心板の下流までの流路範囲内にエンドボックス、上部炉心板及び制御棒案内管等内部構造物を模擬し、計算メッシュ数は約 630 万セル、約 1130 万セルの二種類の計算メッシュを作成した。
- 実験値との比較により、格子依存性が確認されたが、いずれにおいても誤差は 20%以内であり、解析の妥当性が確認された。実験値は解析を過小評価した。
- 実験及び CFD 解析によって得られる CET は、Pos. 9 の炉心発熱部温度よりも低くなる。その理由として、内部構造物による混合や壁面での除熱の影響がある。さらに、流路孔縁では、温度境界層温度を、制御棒案内管下部外側では、二次流れによる壁面温度との混合温度を計測している可能性が、CFD 解析結果から明らかとなった。

来年度の課題として、計算精度向上のため、炉心側壁や内部構造物等の除熱の影響を考慮した境界条件の設定、格子収束性の確認及び熱物性値の検討等を行う。

付録 A 計算メッシュ 1 における時系列可視化図

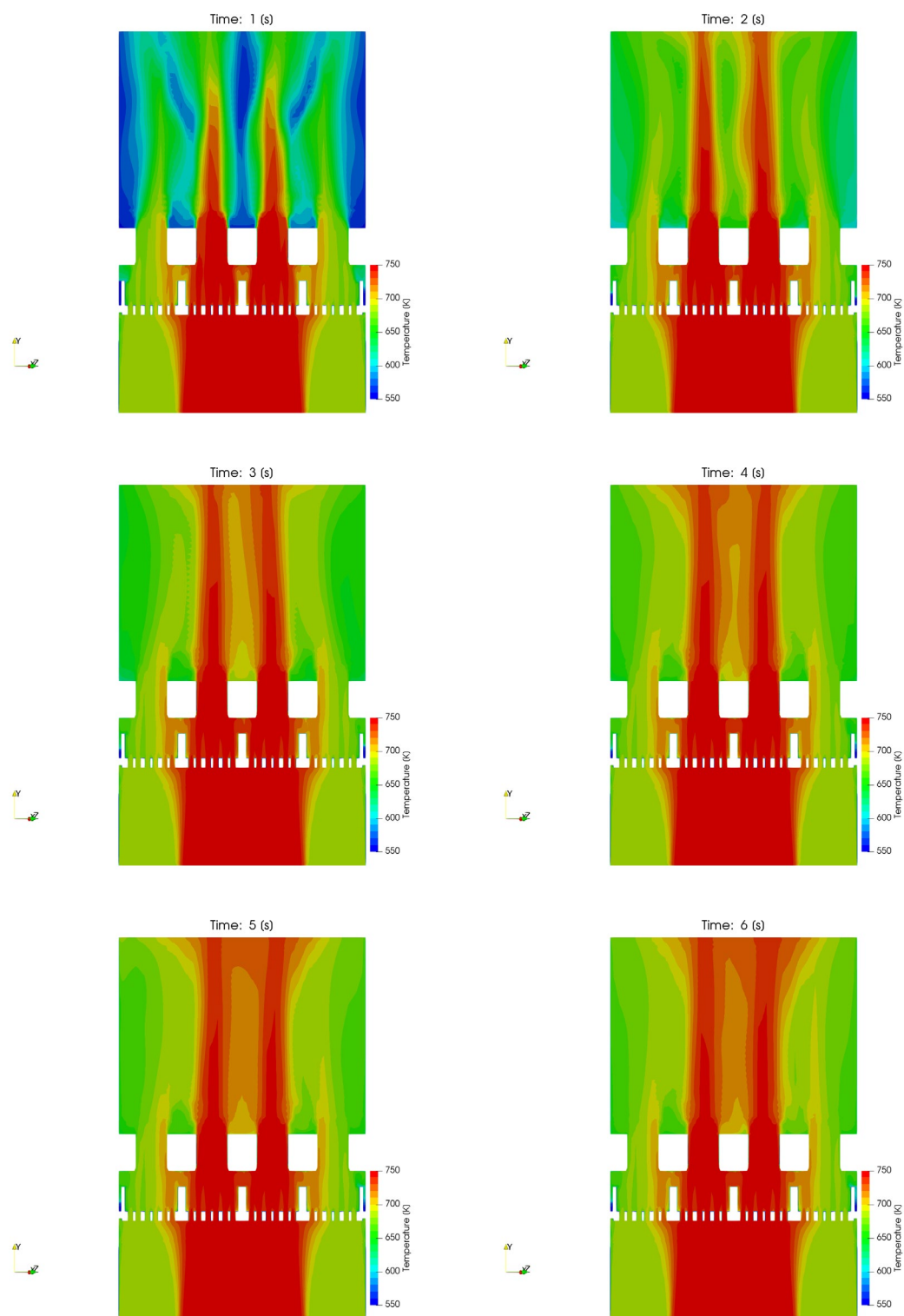


図 A-1 垂直断面①、温度コンター図（計算メッシュ 1）

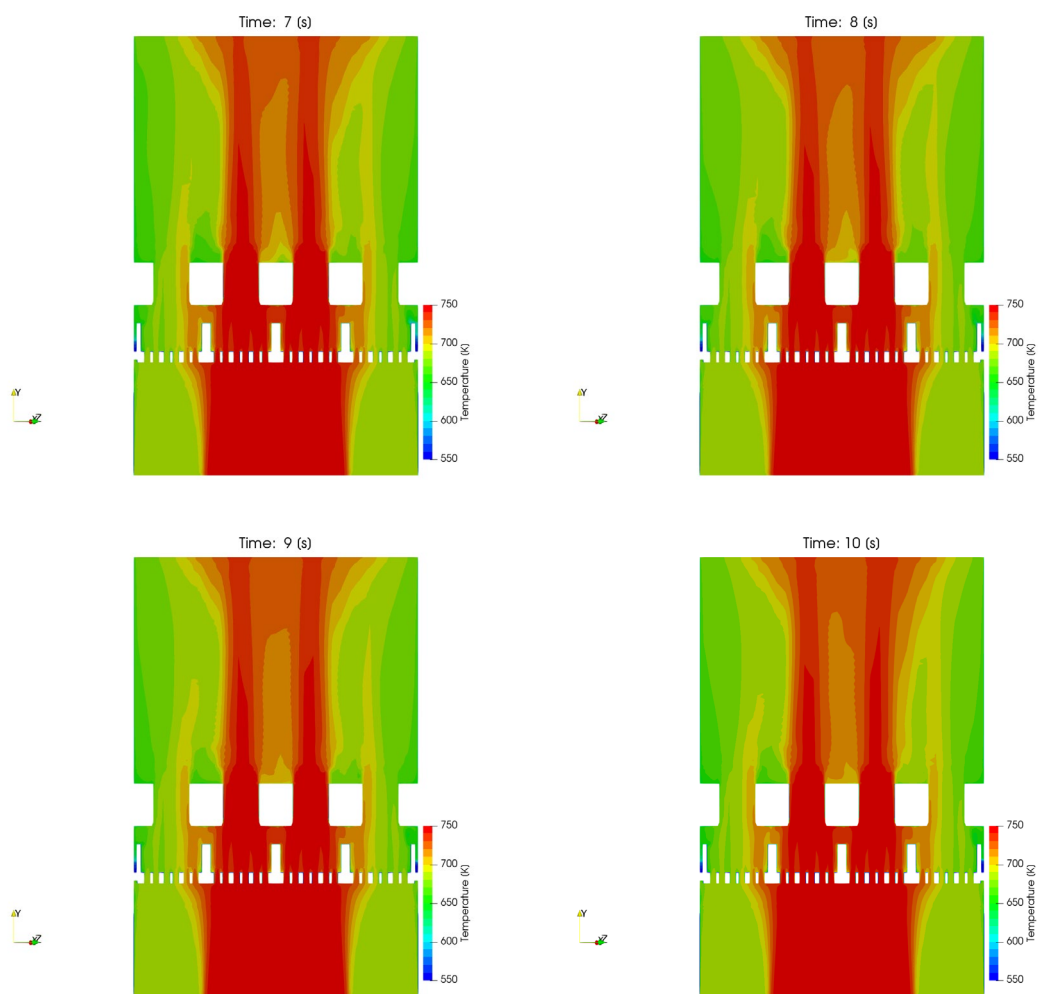
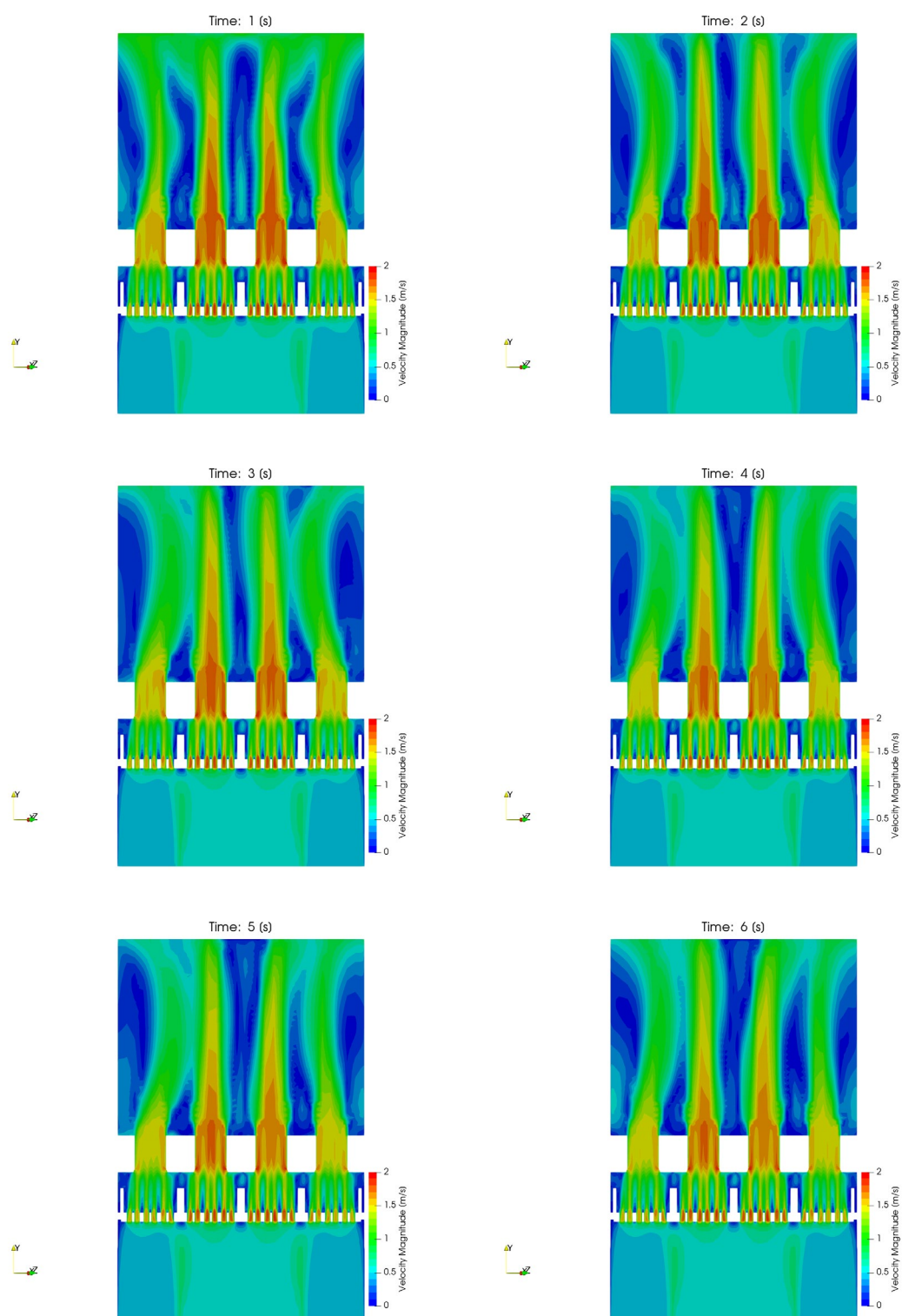


図 A-1 続き



A-2 垂直断面①、速度コンター図（計算メッシュ 1）

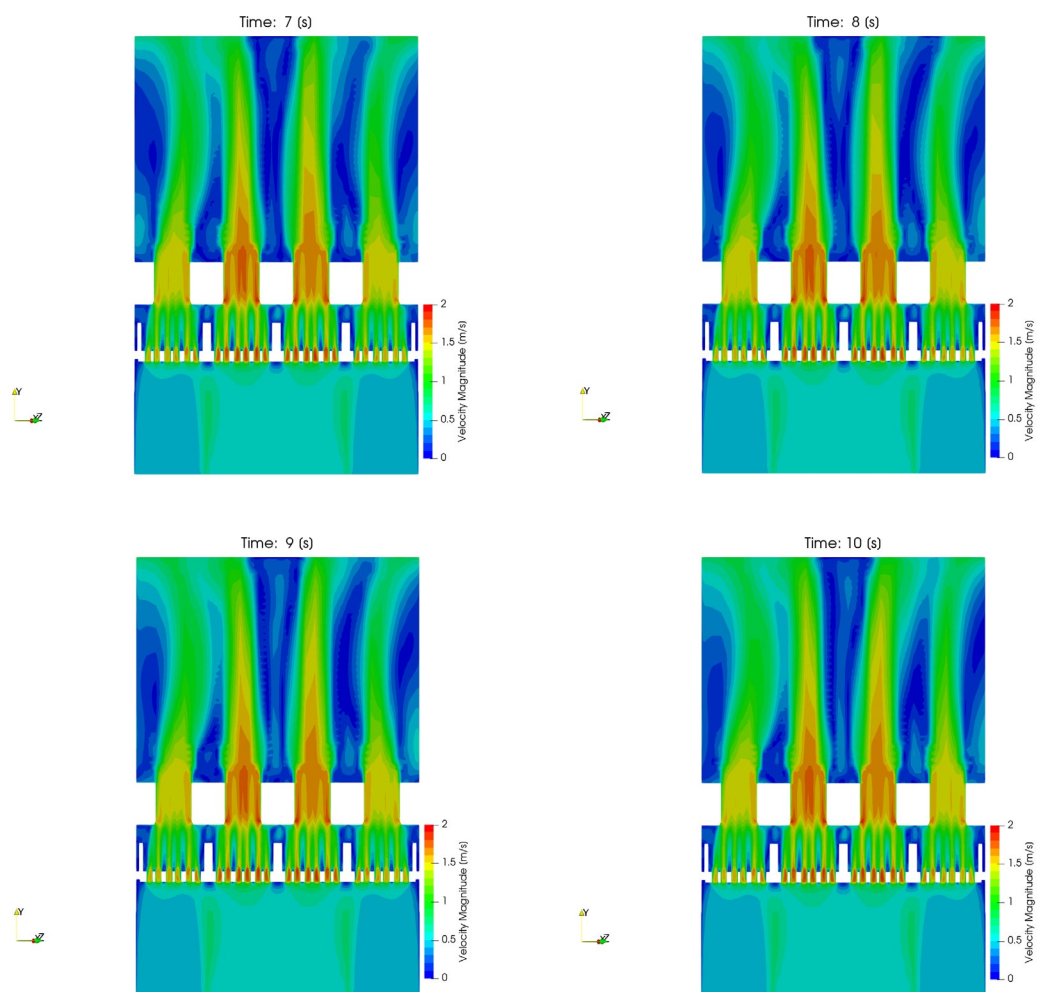


図 A-2 続き

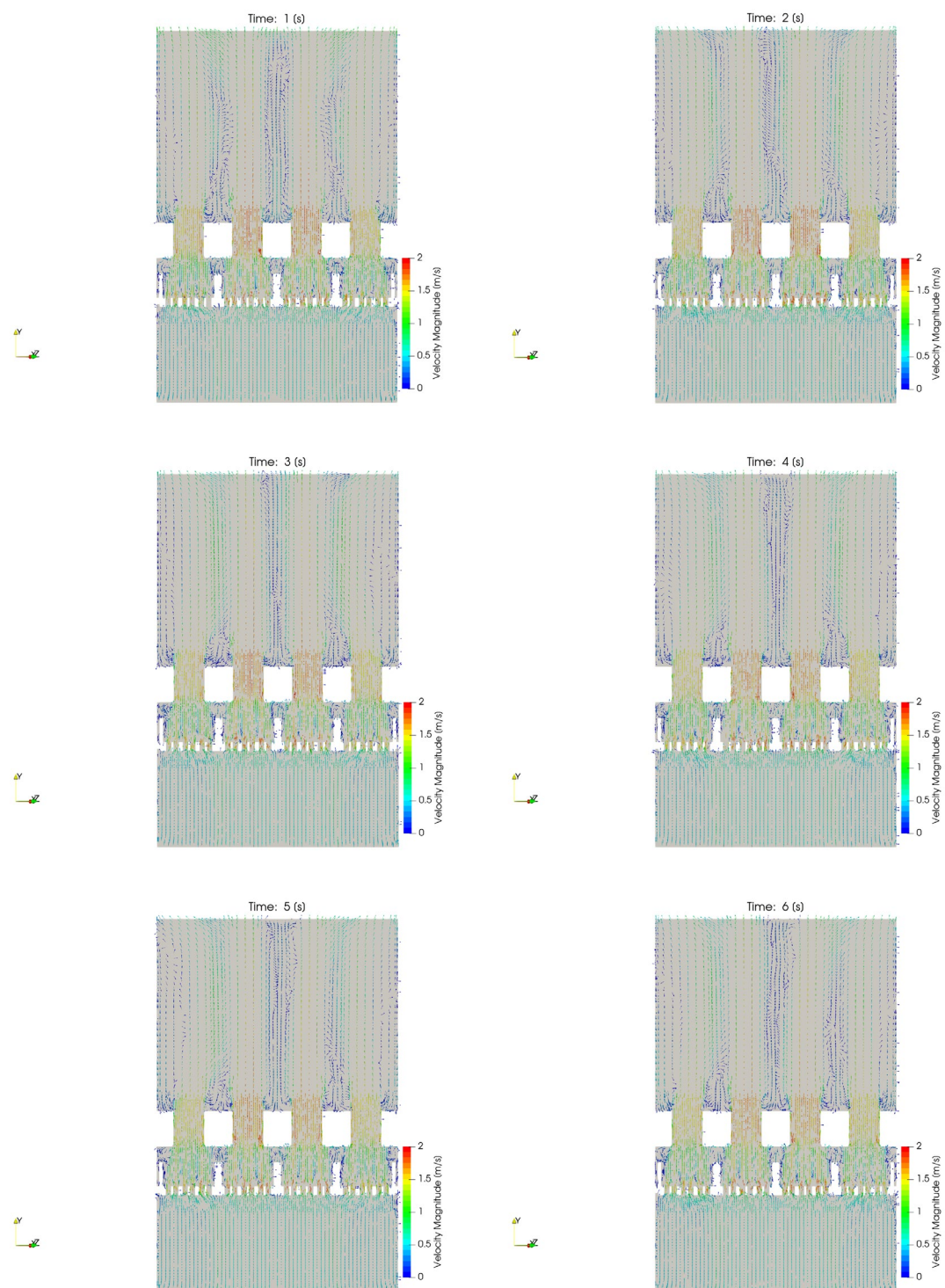


図 A-3 垂直断面①、速度ベクトル図（計算メッシュ 1）

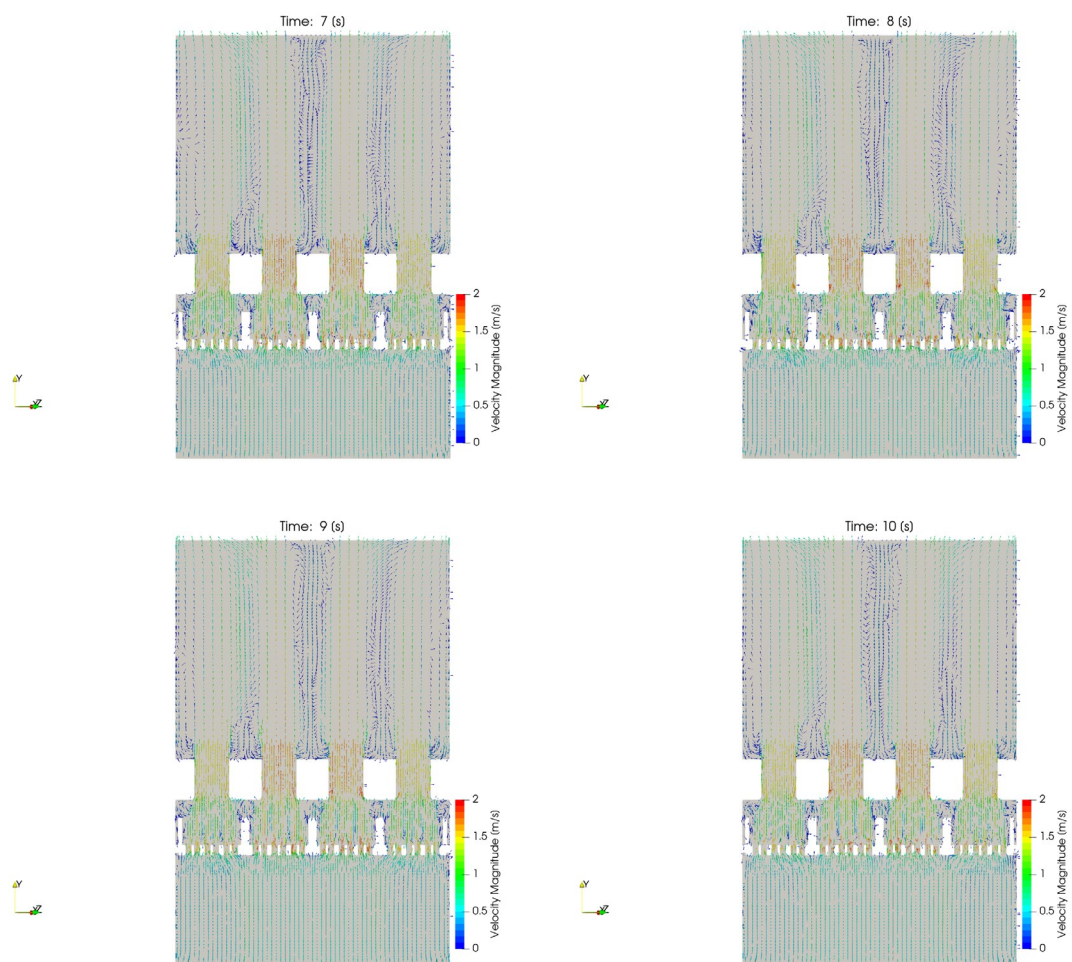


図 A-3 続き

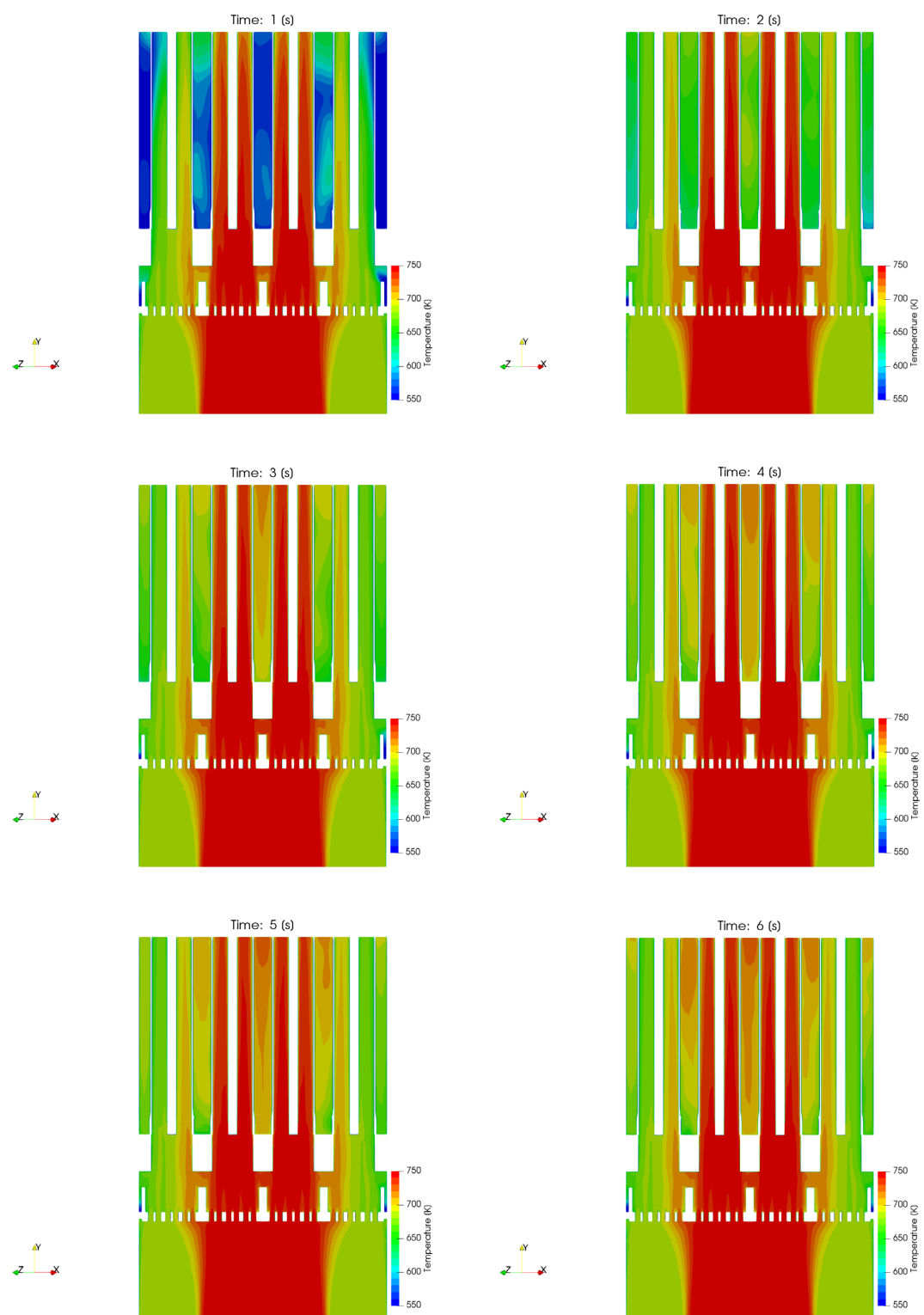


図 A-4 垂直断面②、温度コンター図（計算メッシュ 1）

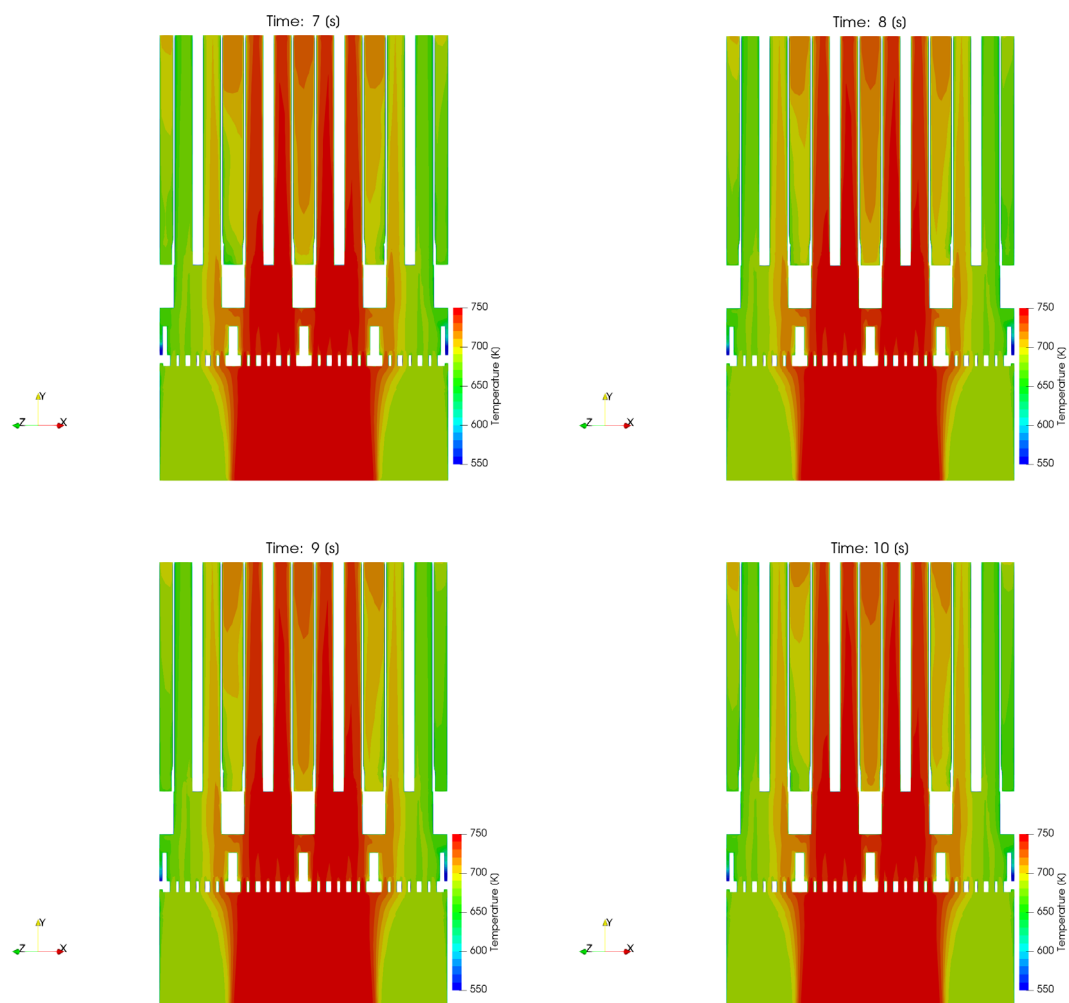


図 A-4 続き

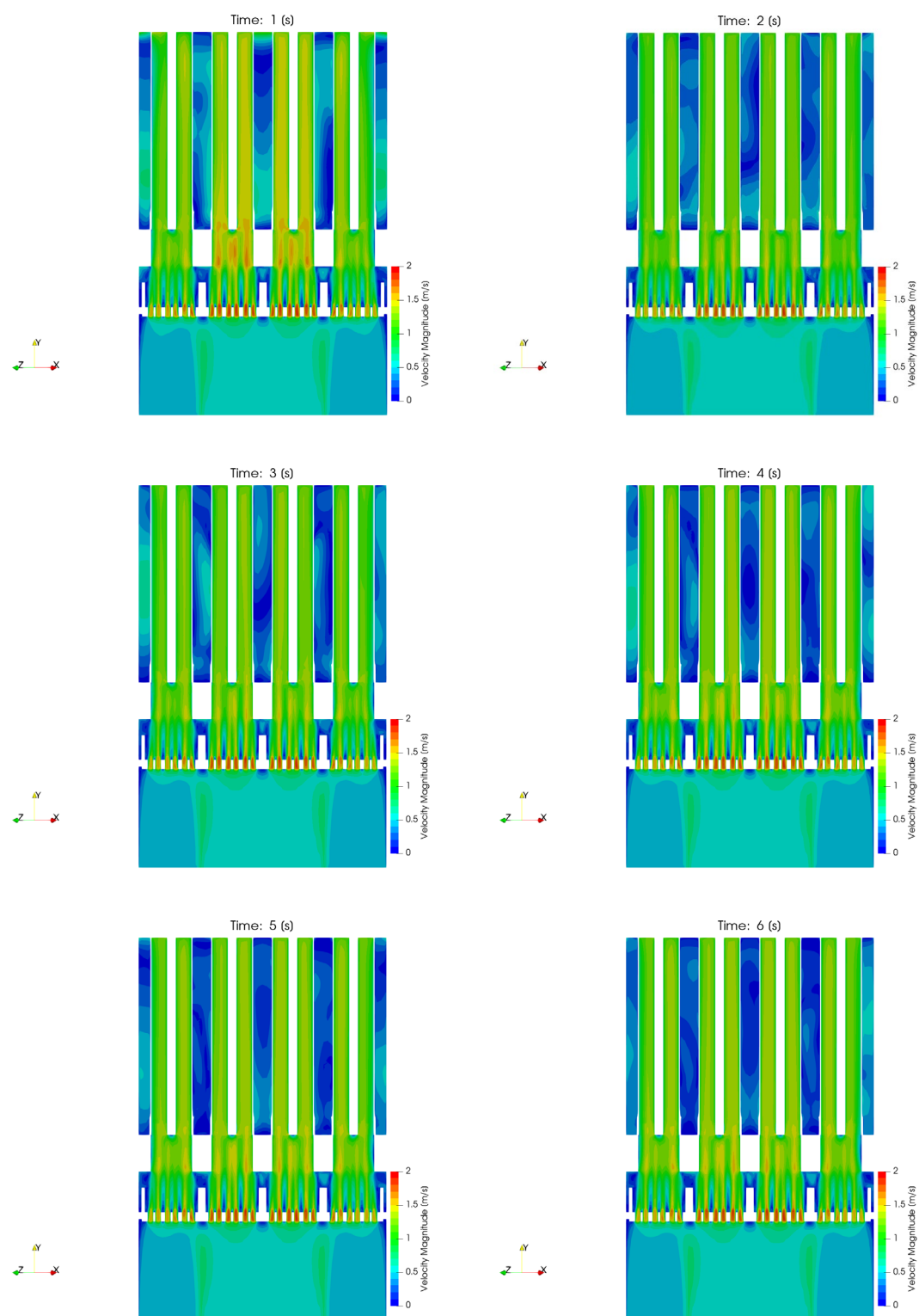


図 A-5 垂直断面②、速度コンター図（計算メッシュ 1）

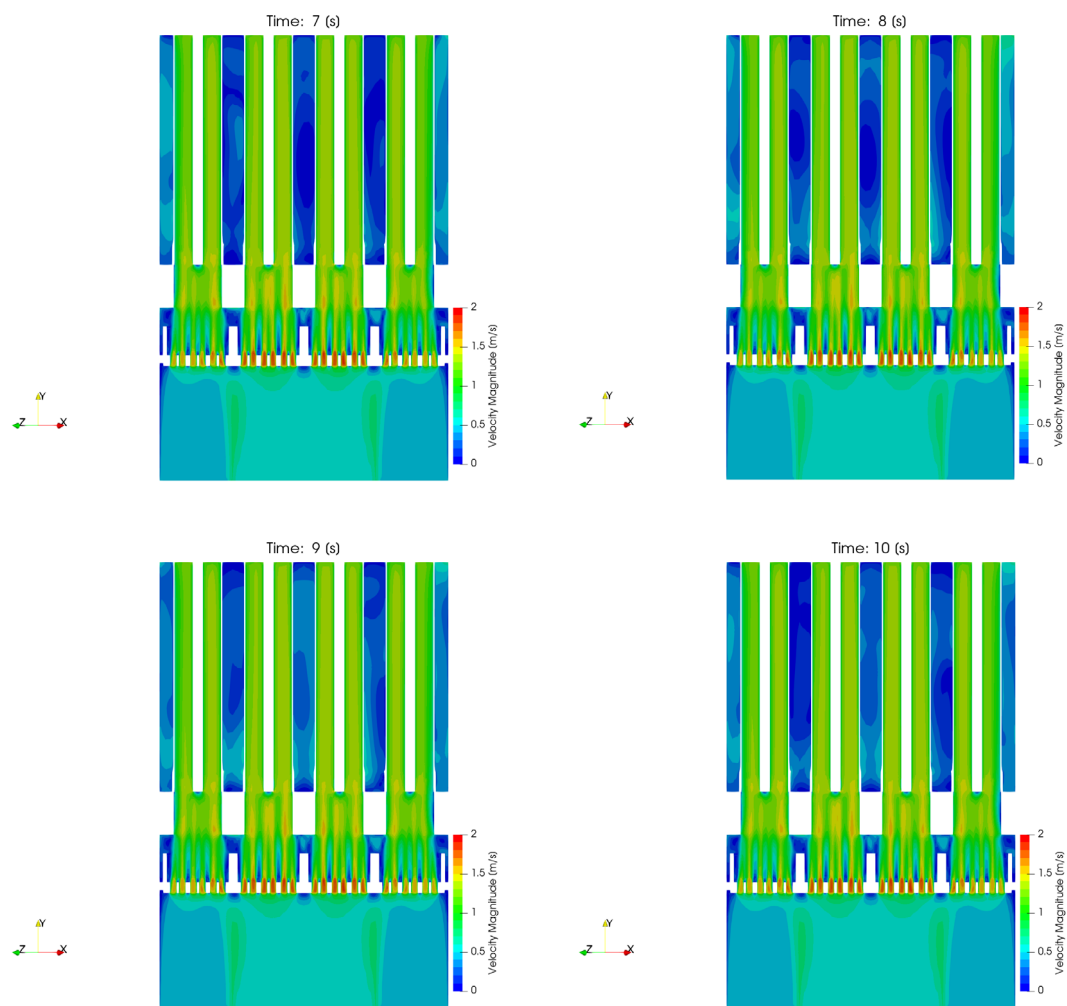


図 A-5 続き

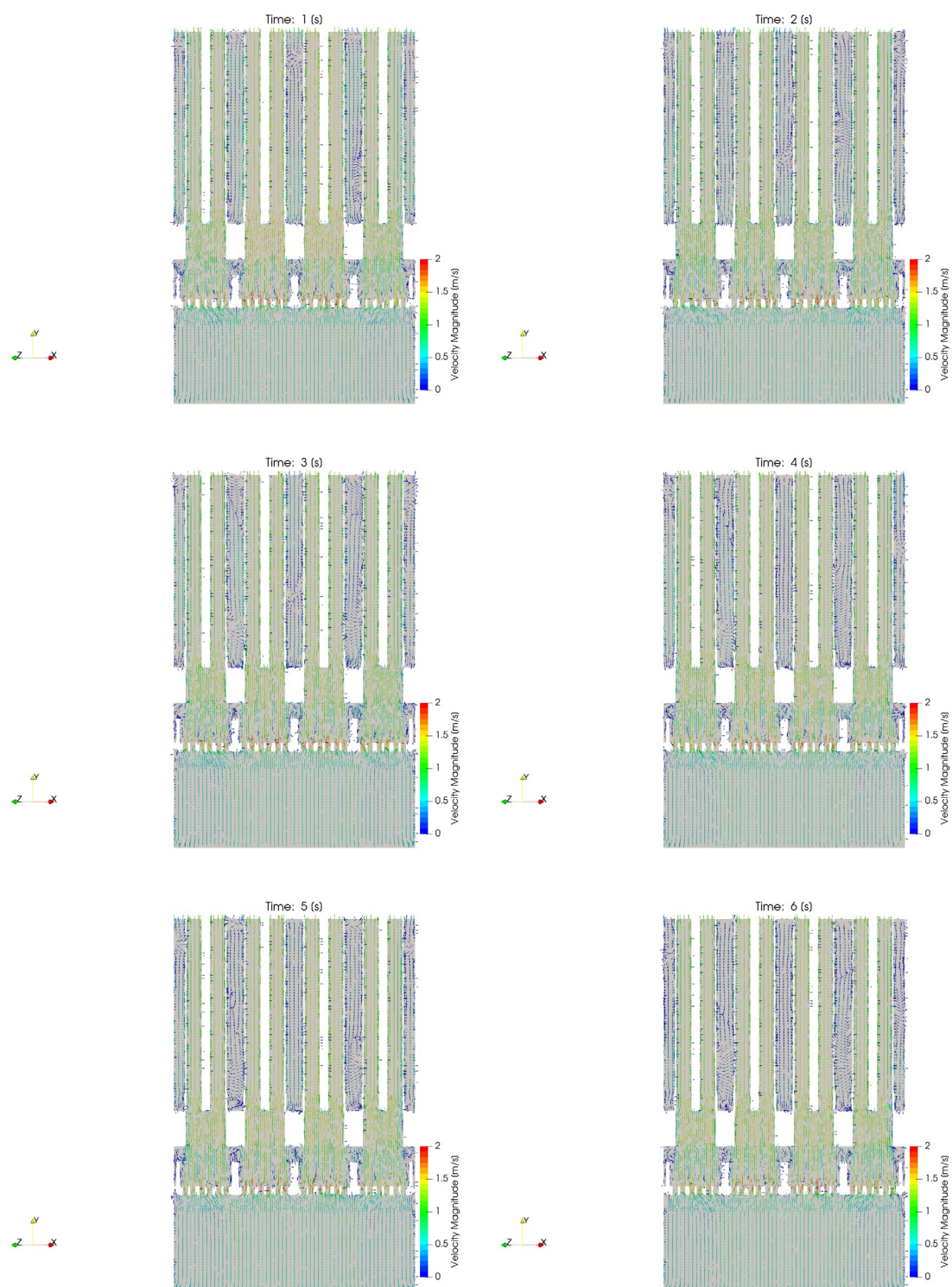


図 A-6 垂直断面②、速度ベクトル図（計算メッシュ 1）

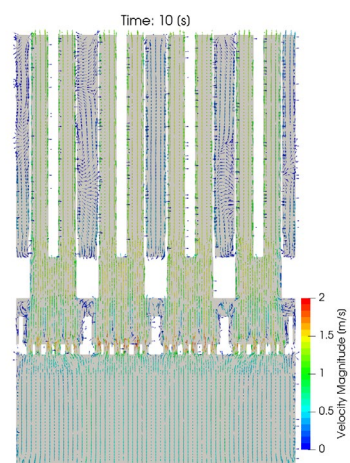
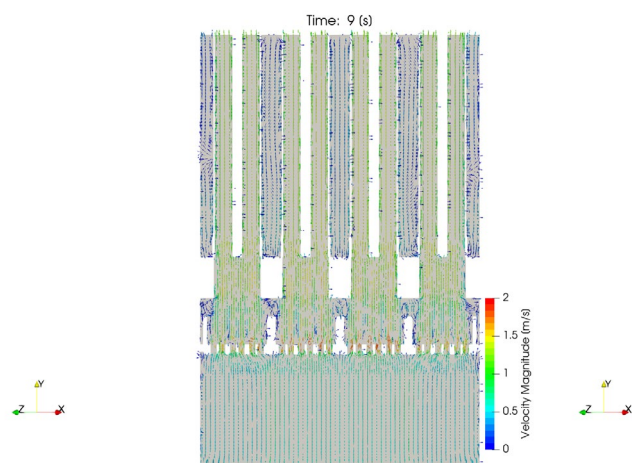
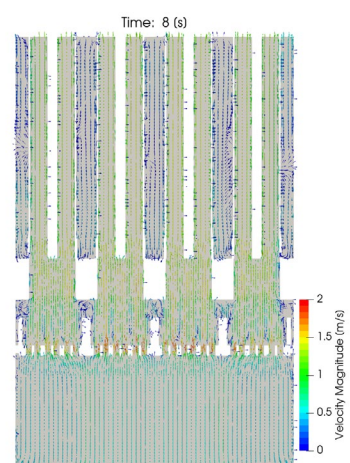
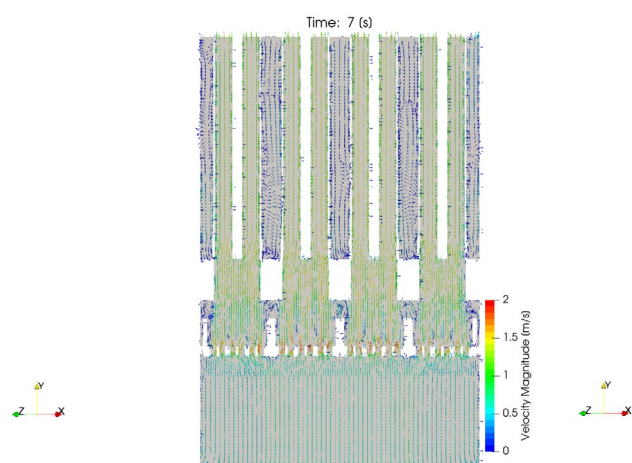


図 A-6 続き

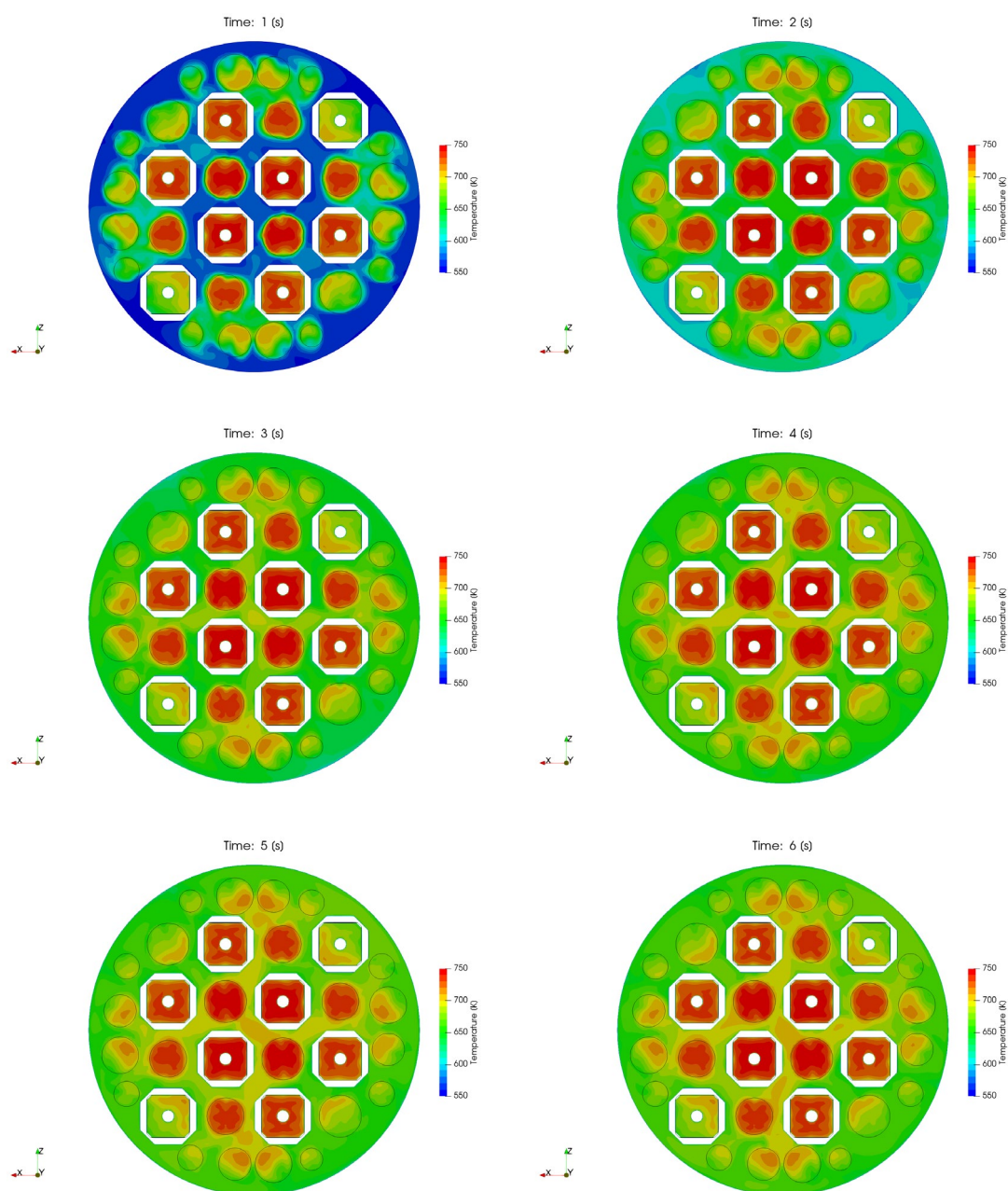


図 A-7 CET 計測断面、温度コンター図

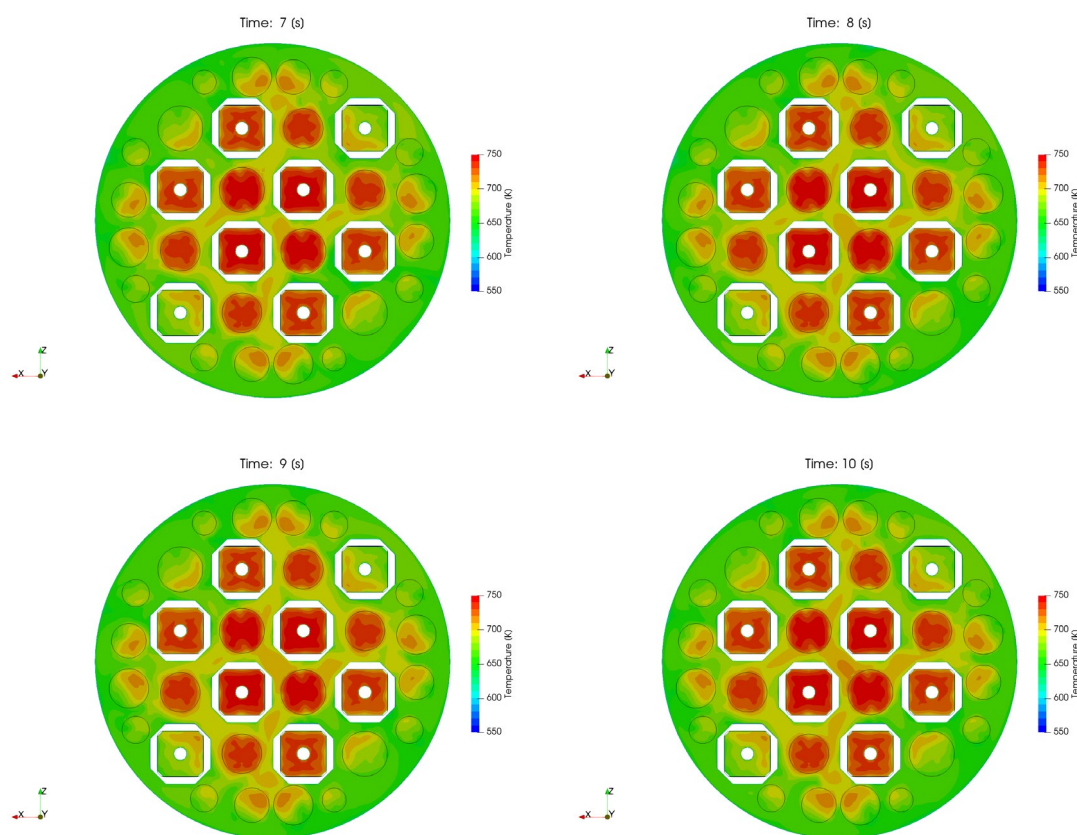


図 A-7 続き

付録 B 計算メッシュ 2 における時系列可視化図

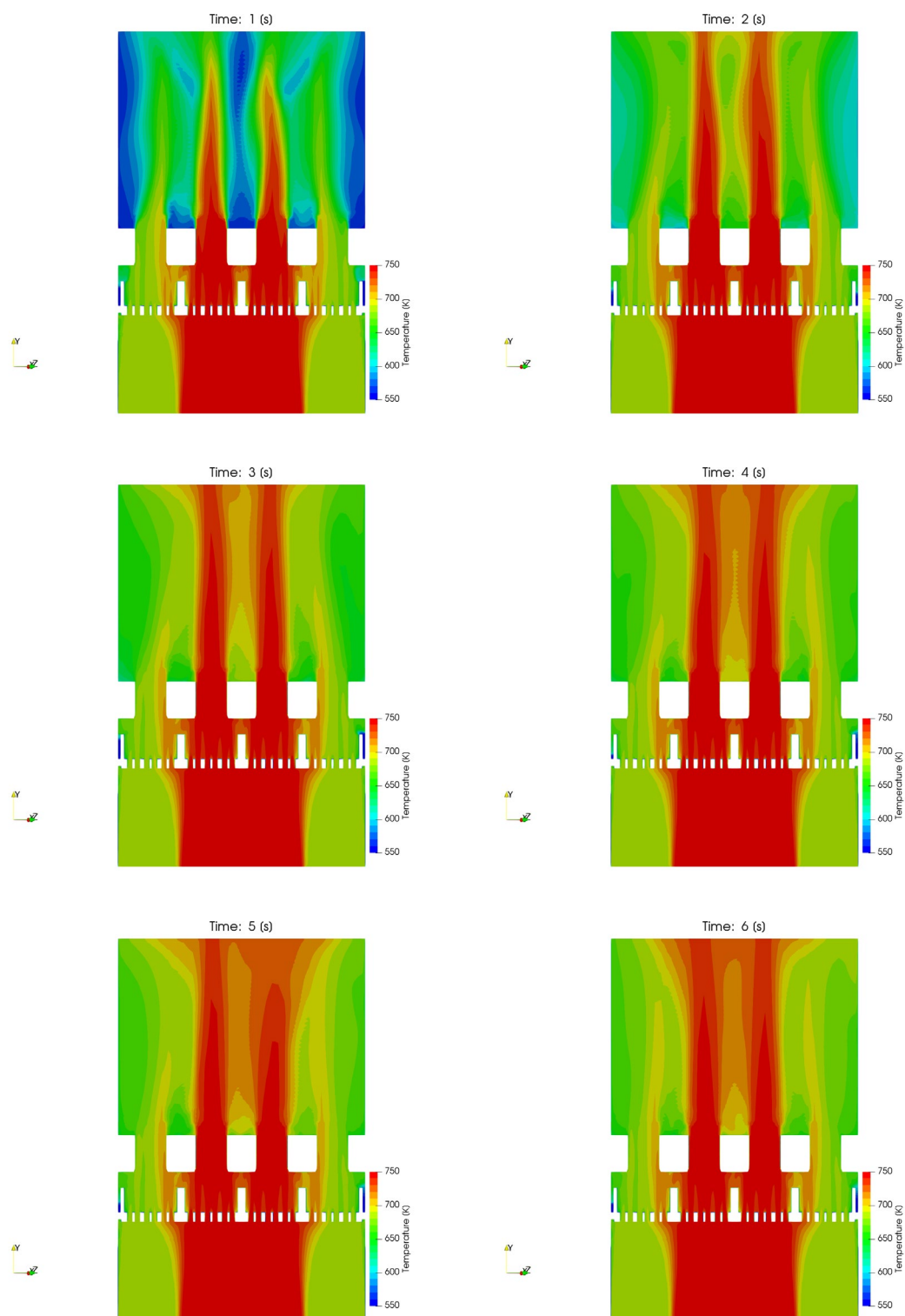


図 B-1 垂直断面①、温度コンター図

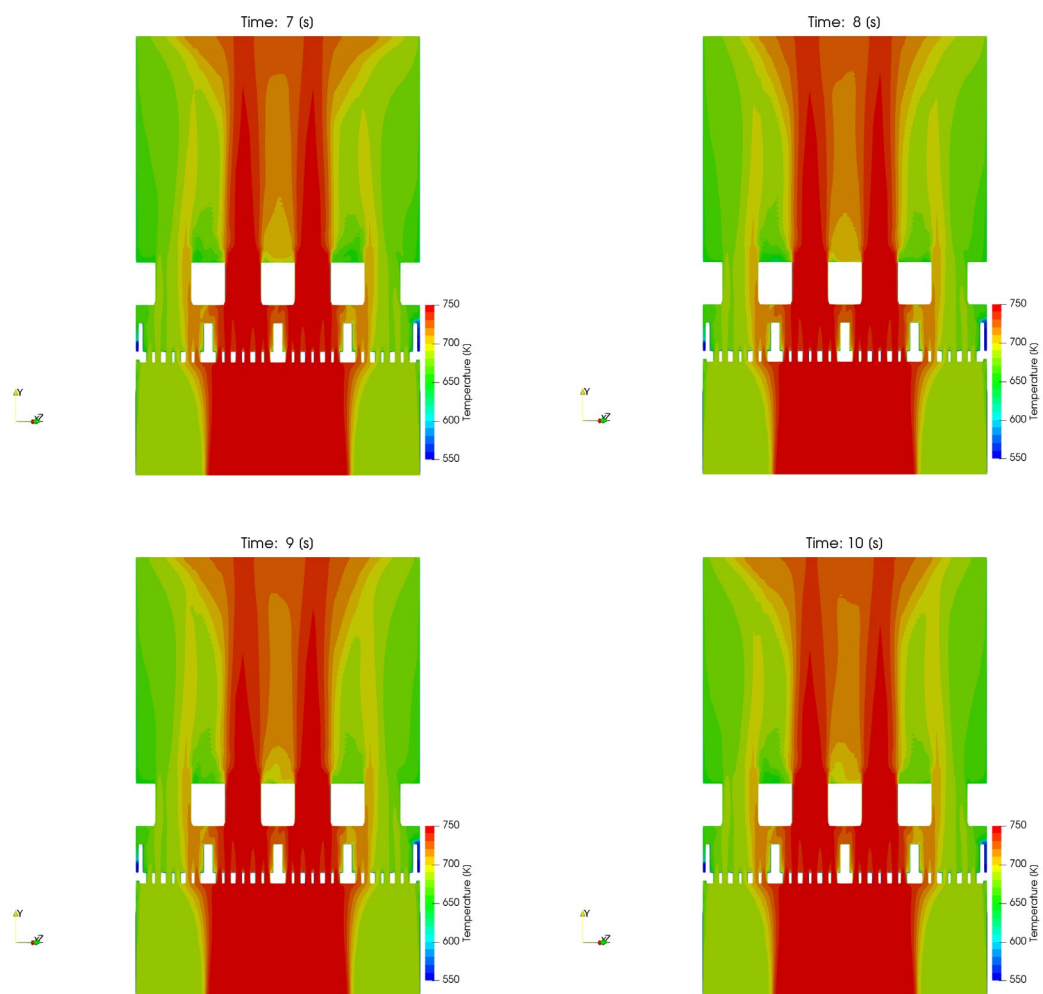


図 B-1 続き

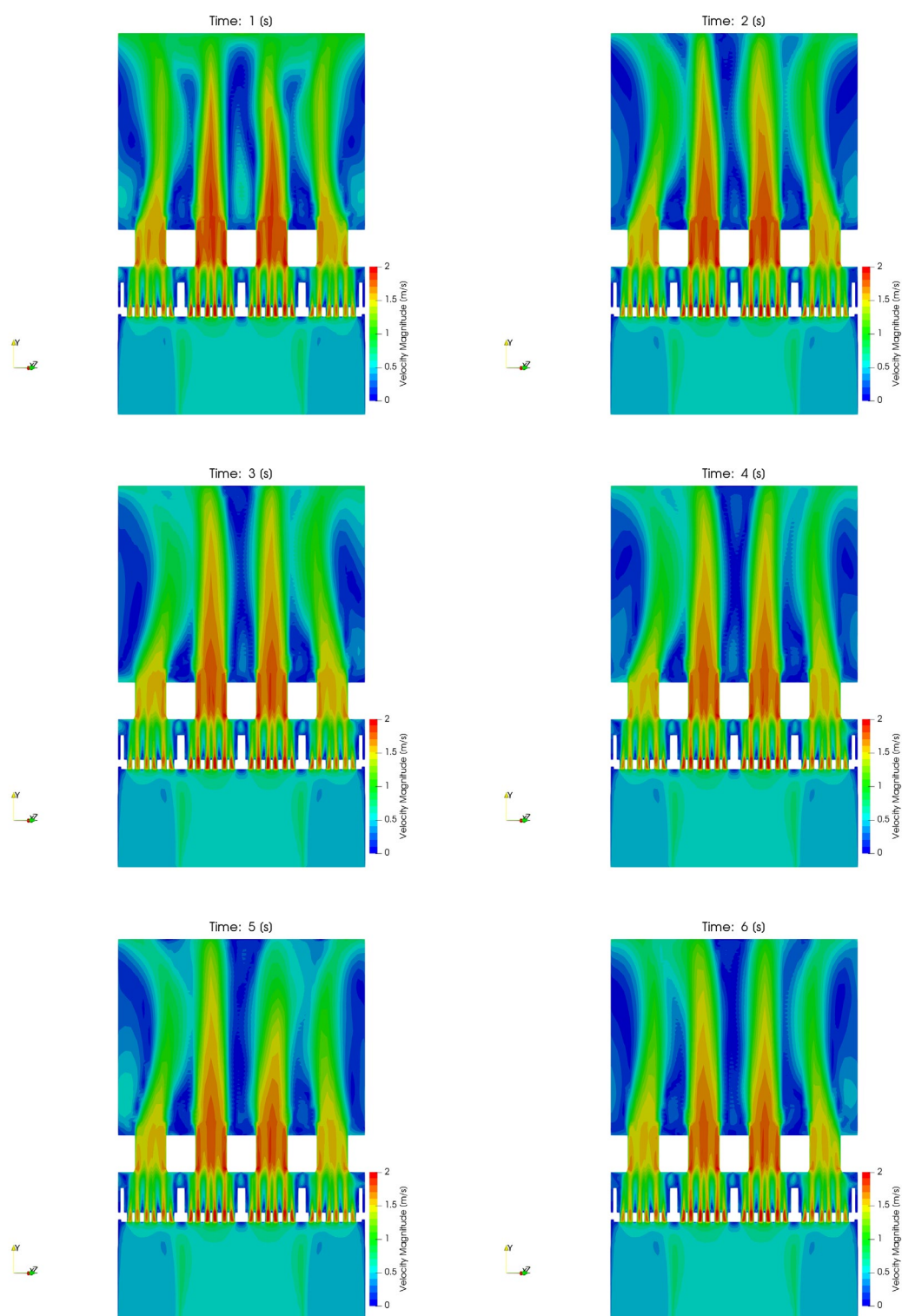


図 B-2 垂直断面①、速度コンター図

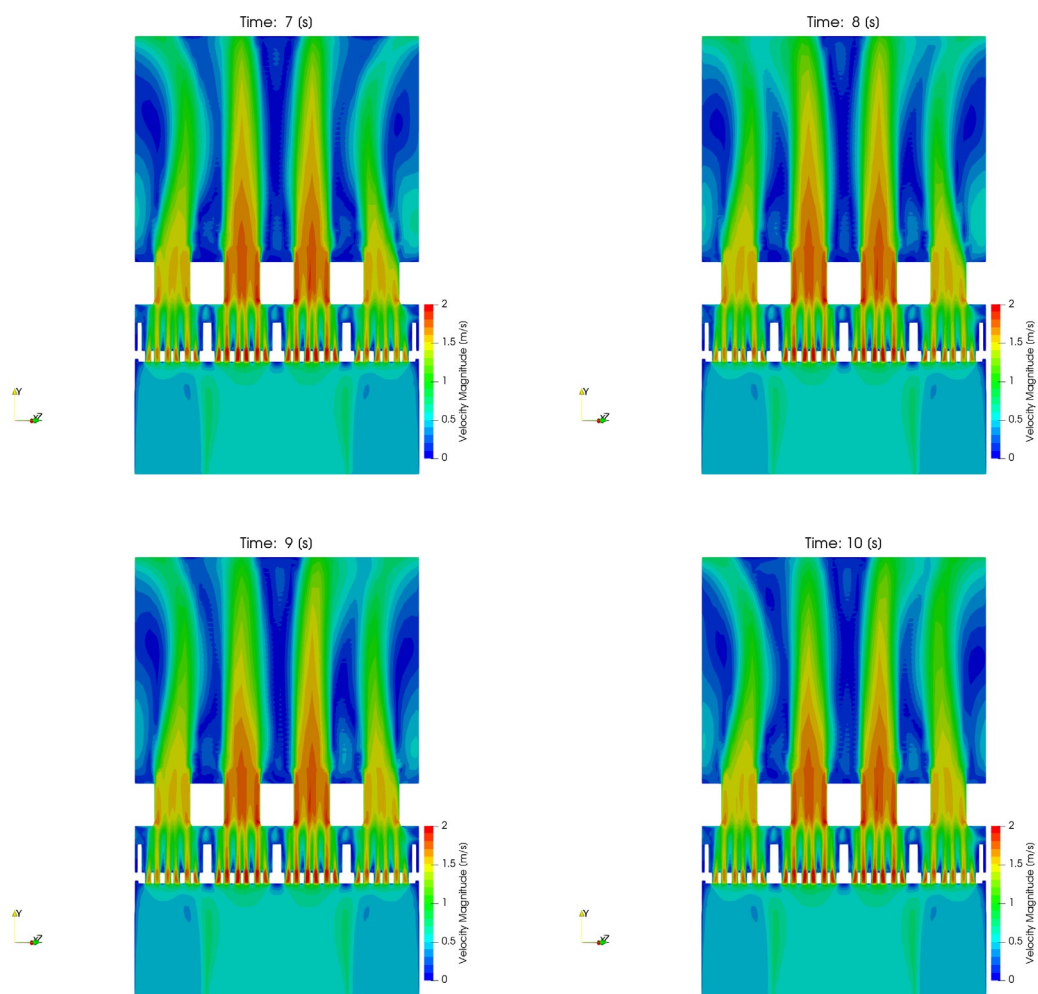


図 B-2 続き

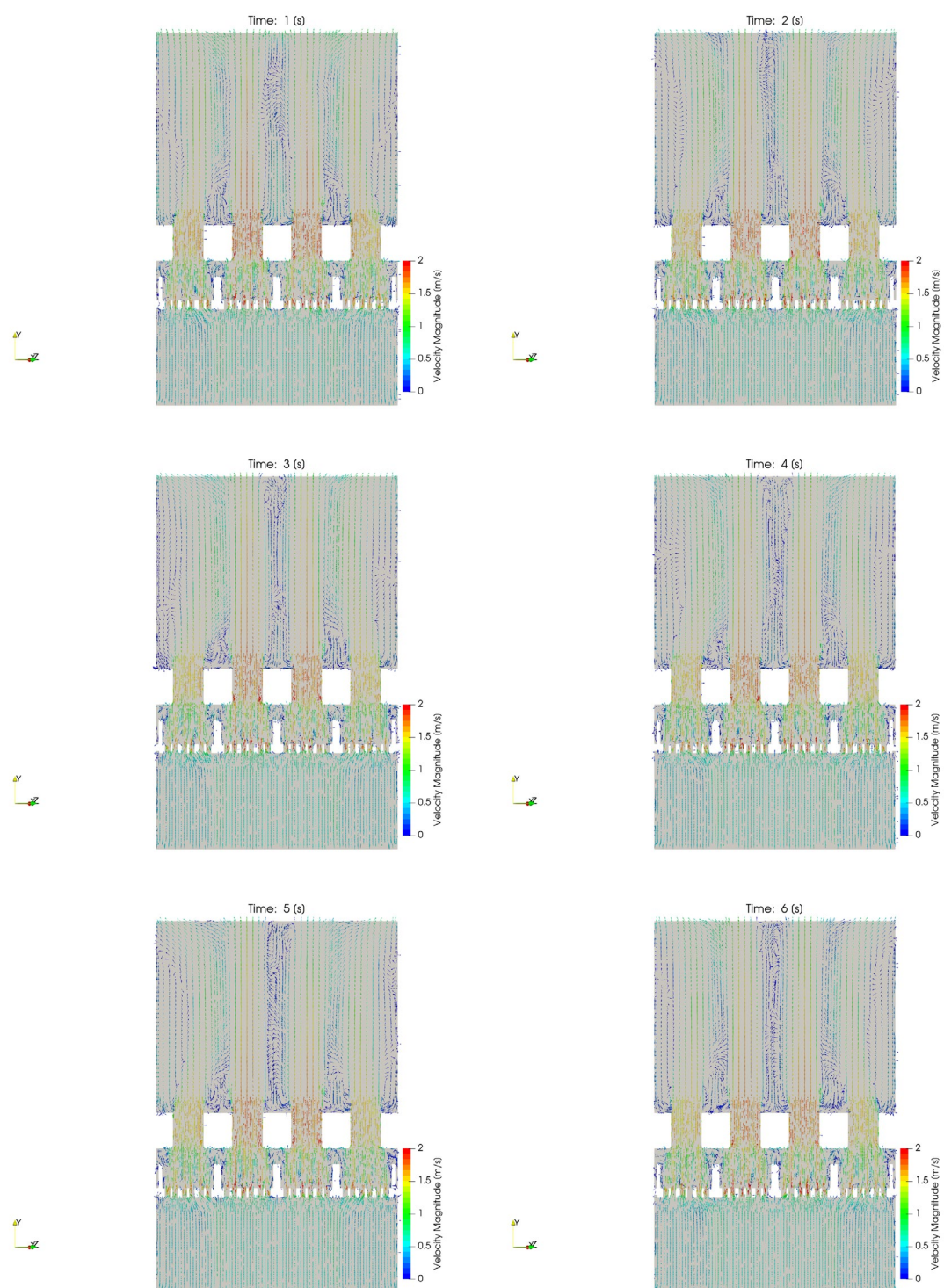


図 B-3 垂直断面①、速度ベクトル図

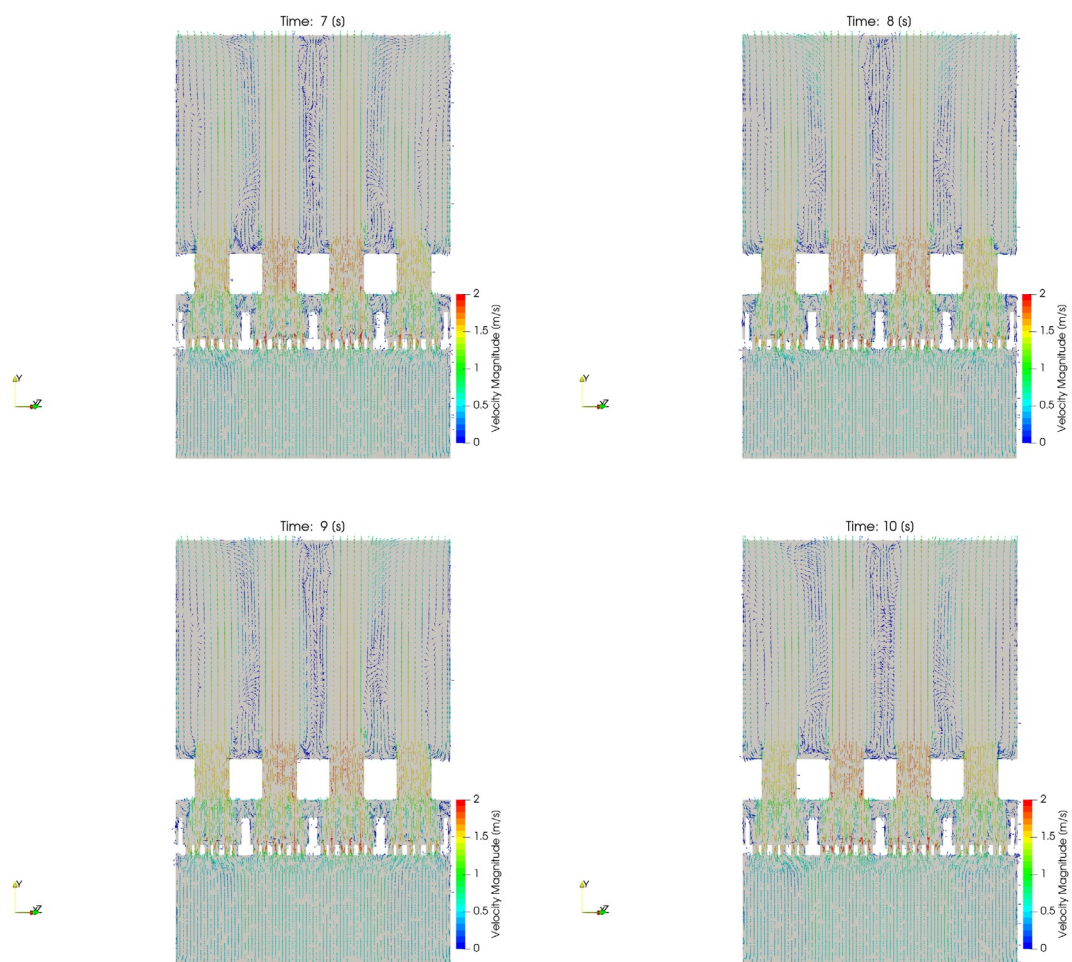


図 B-3 続き

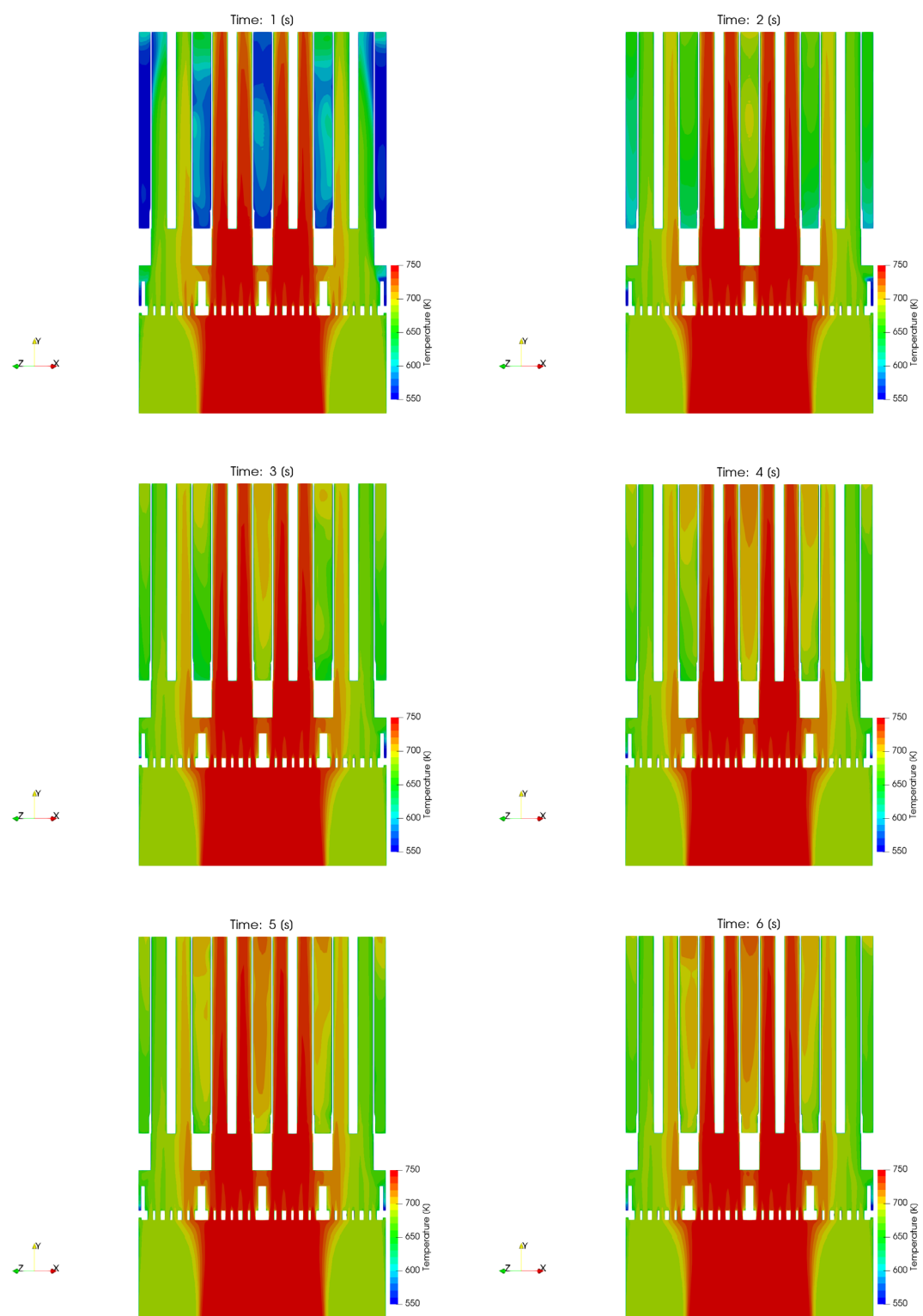


図 B-4 垂直断面②、温度コンター図

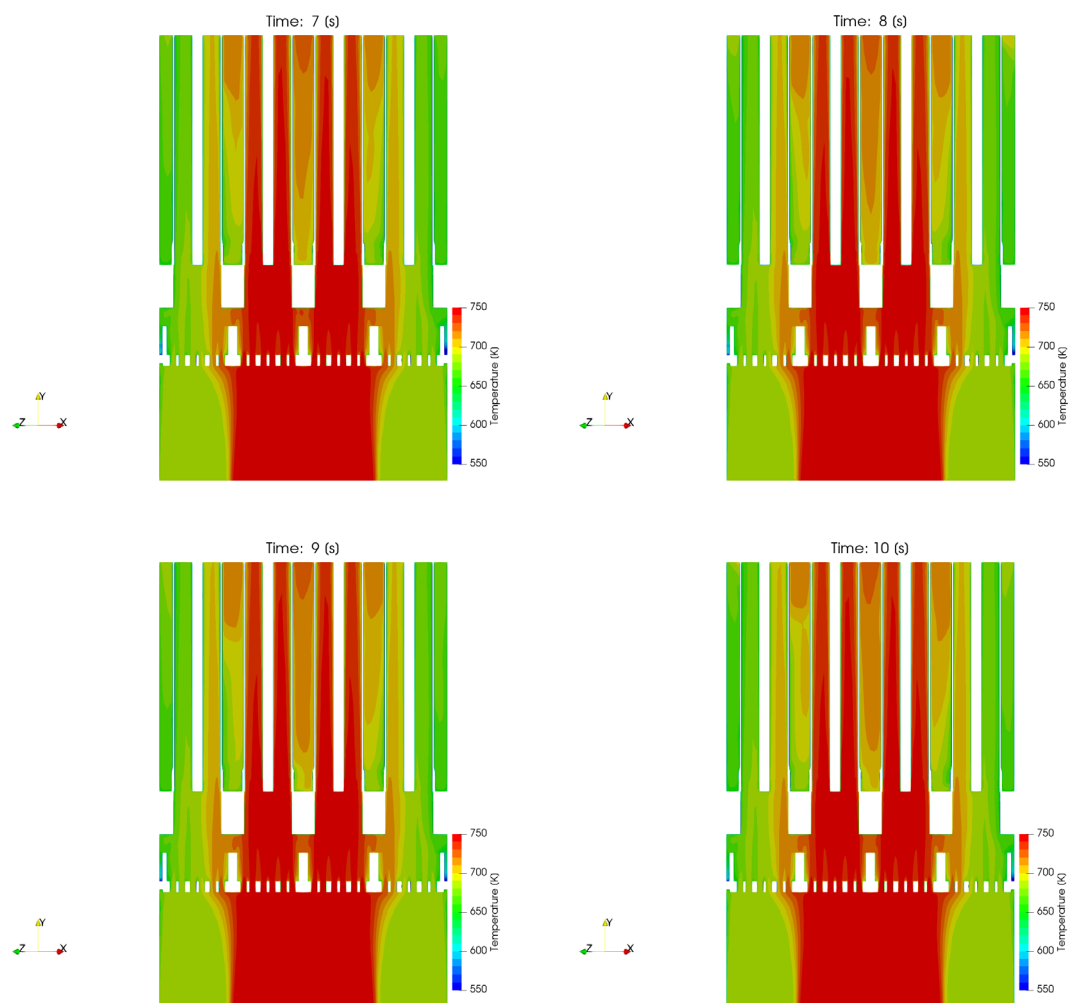


図 B-4 続き

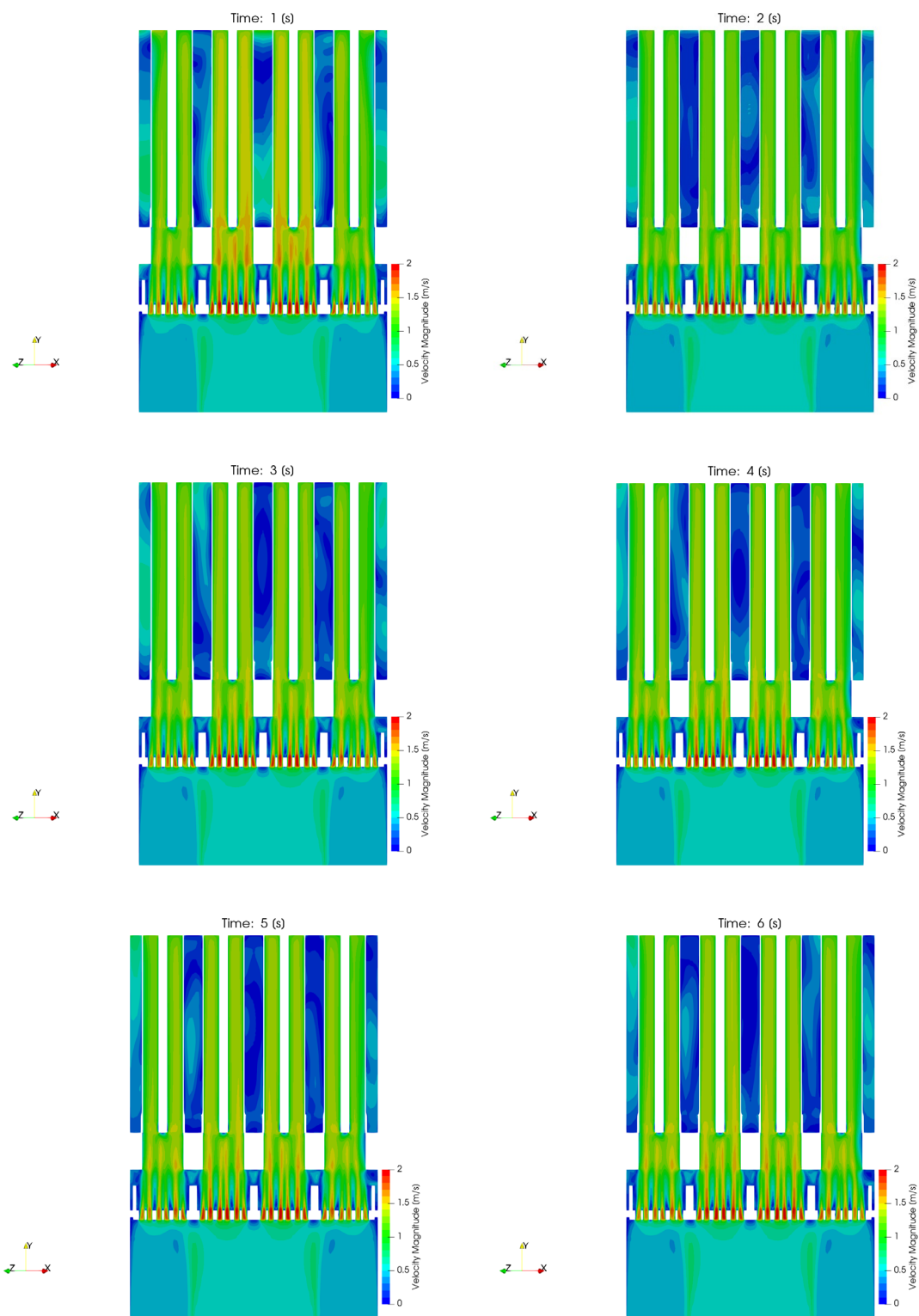


図 B-5 垂直断面②、速度コンター図

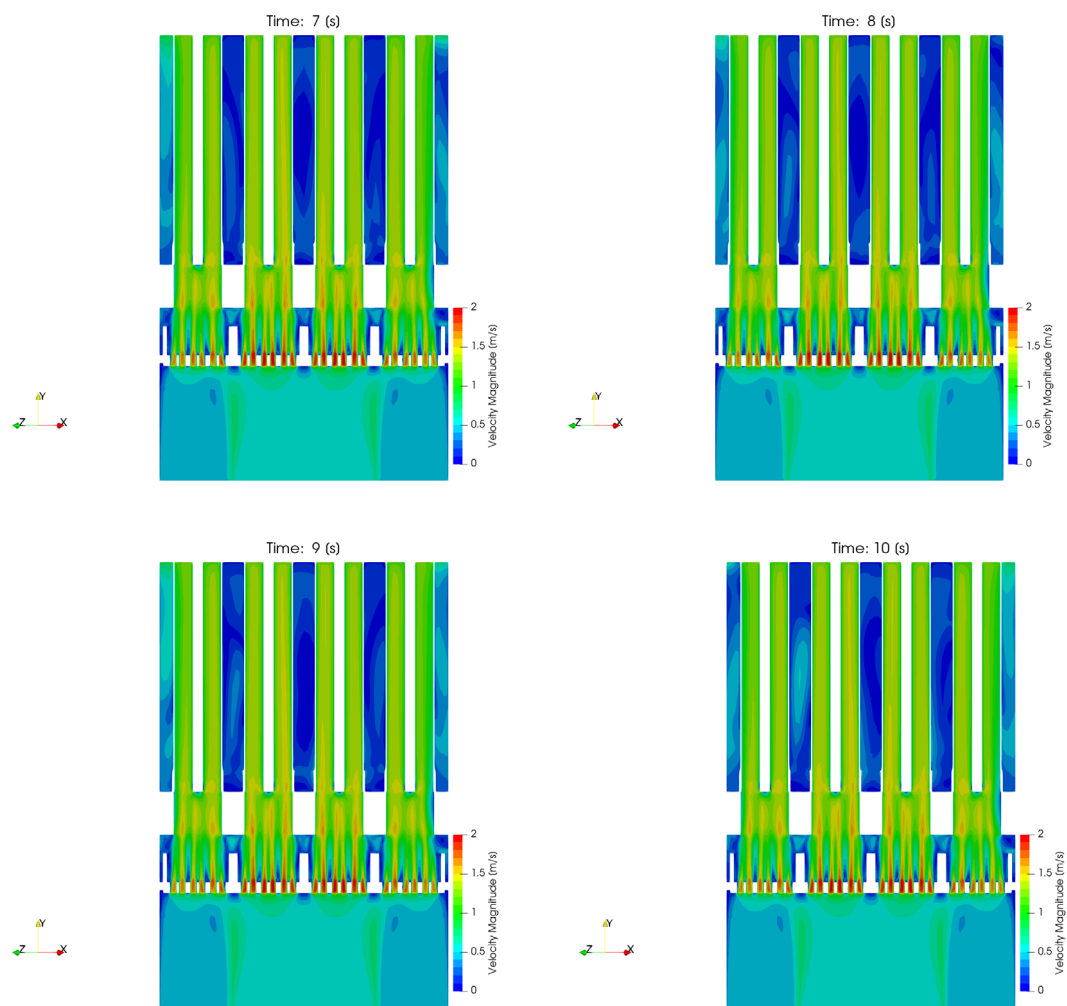


図 B-5 続き

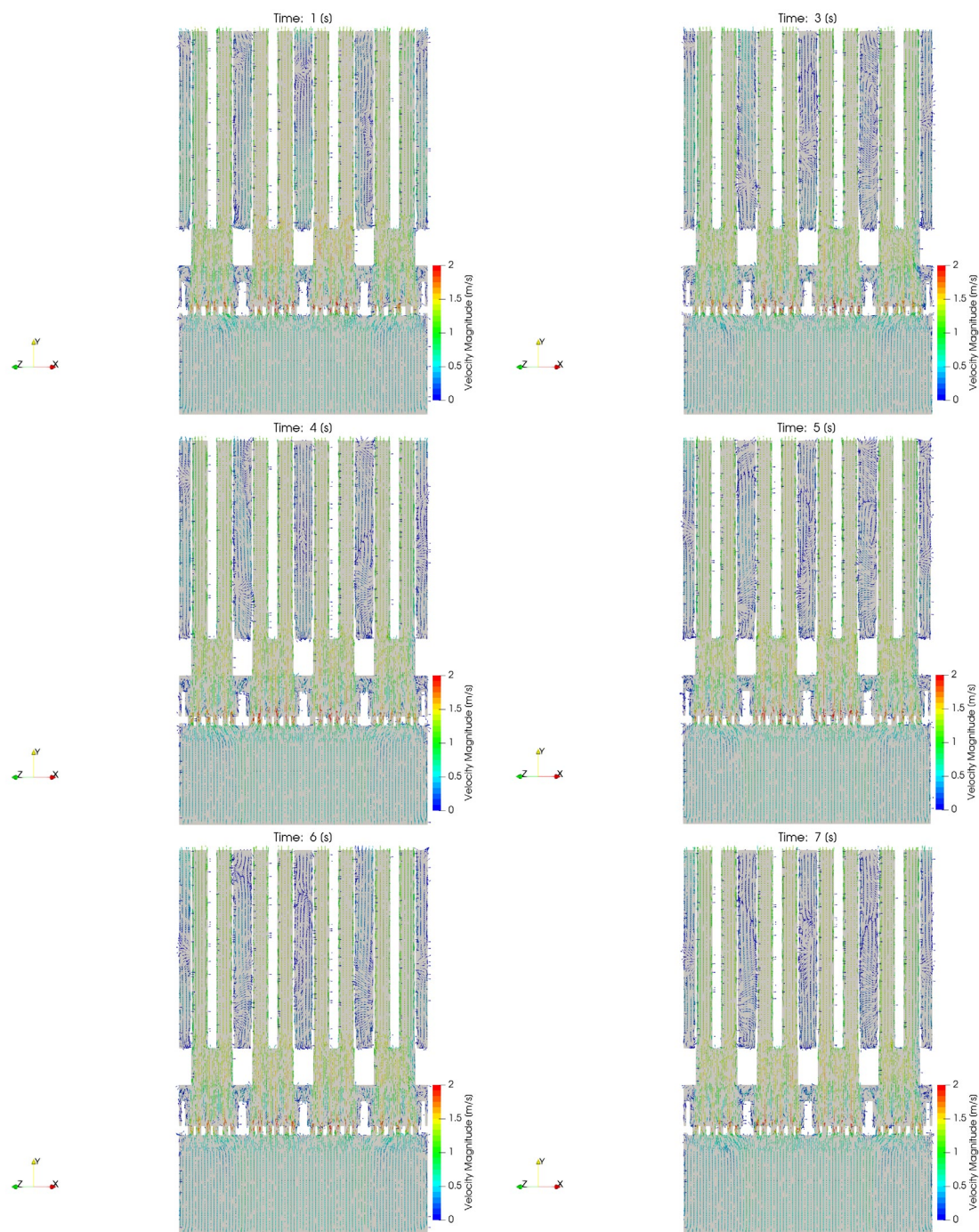


図 B-6 垂直断面②、速度ベクトル図

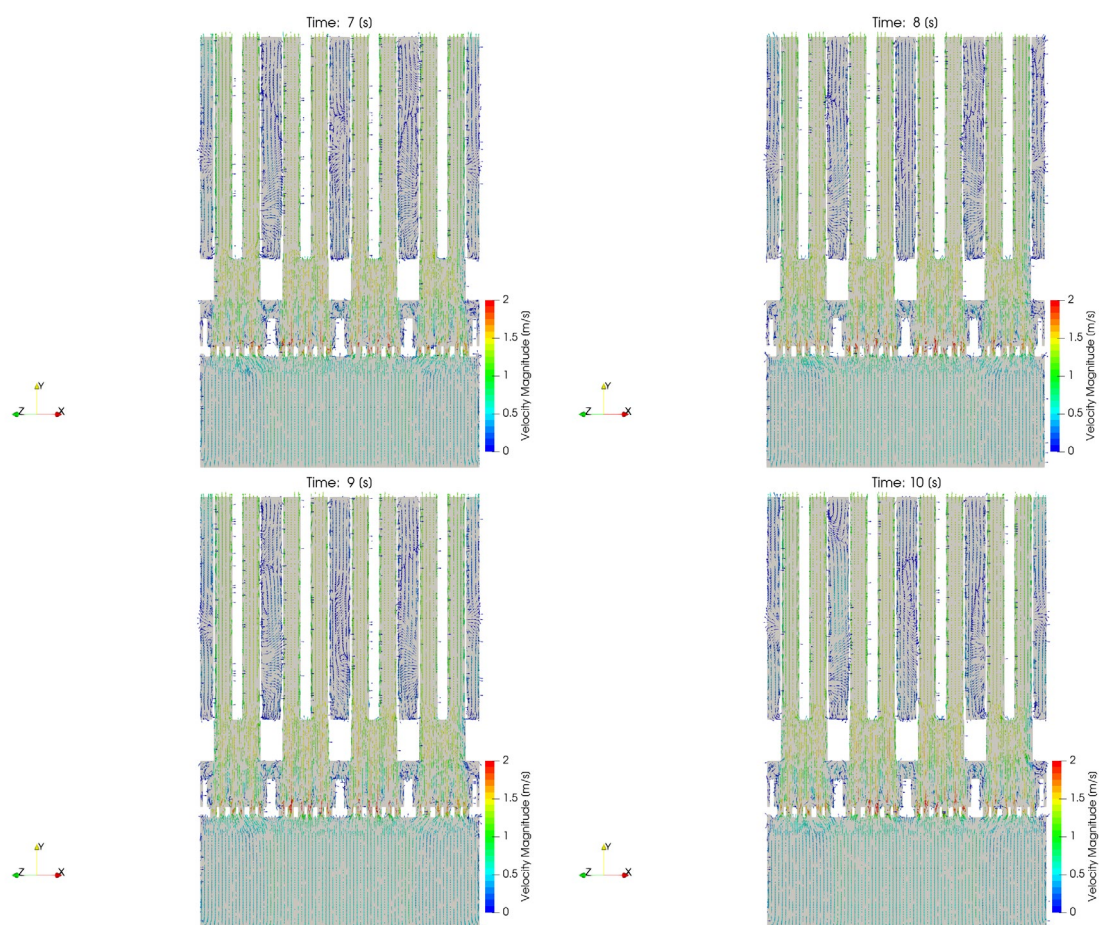


図 B-6 続き

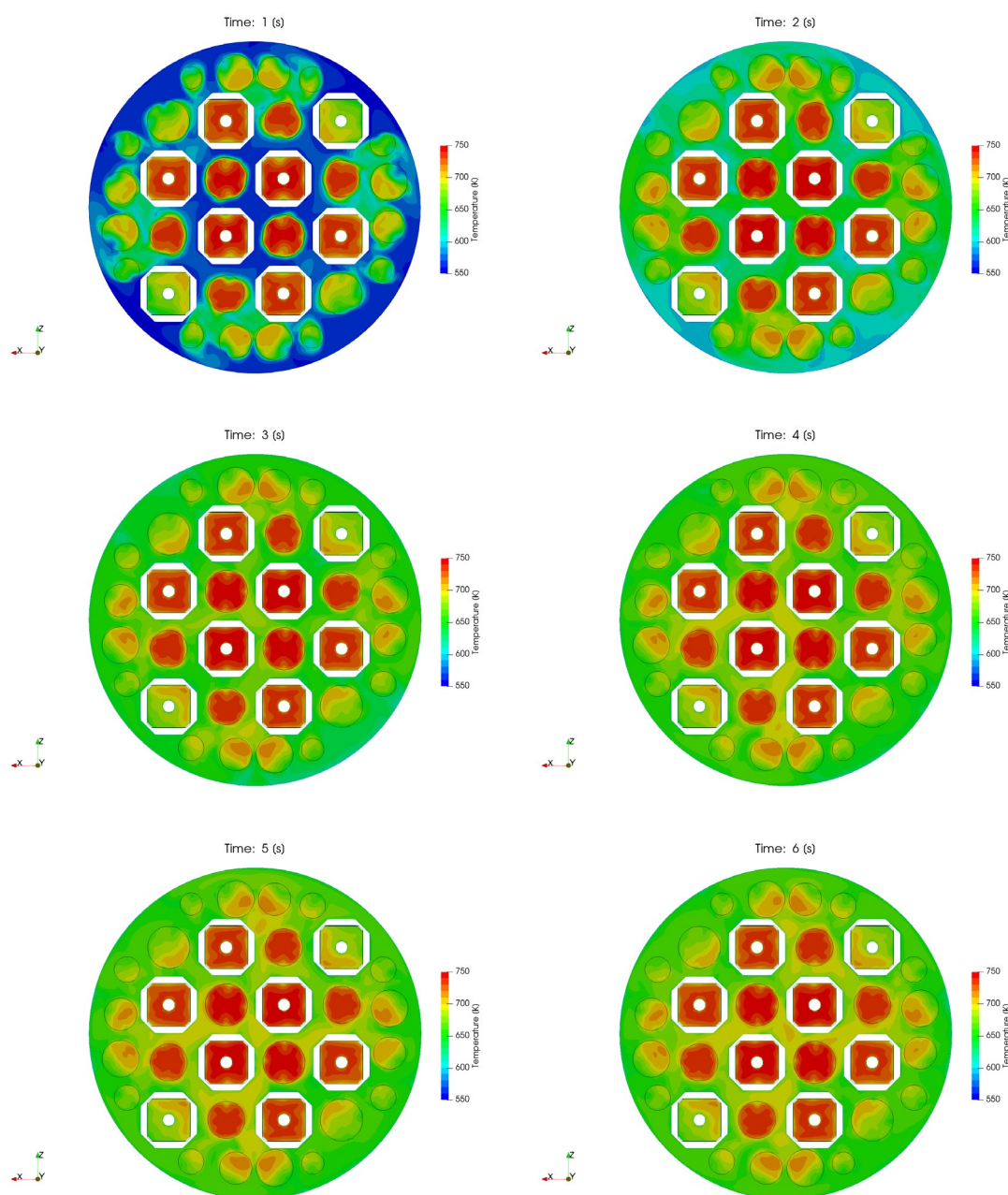


図 B-7 CET 計測断面、温度コンター図

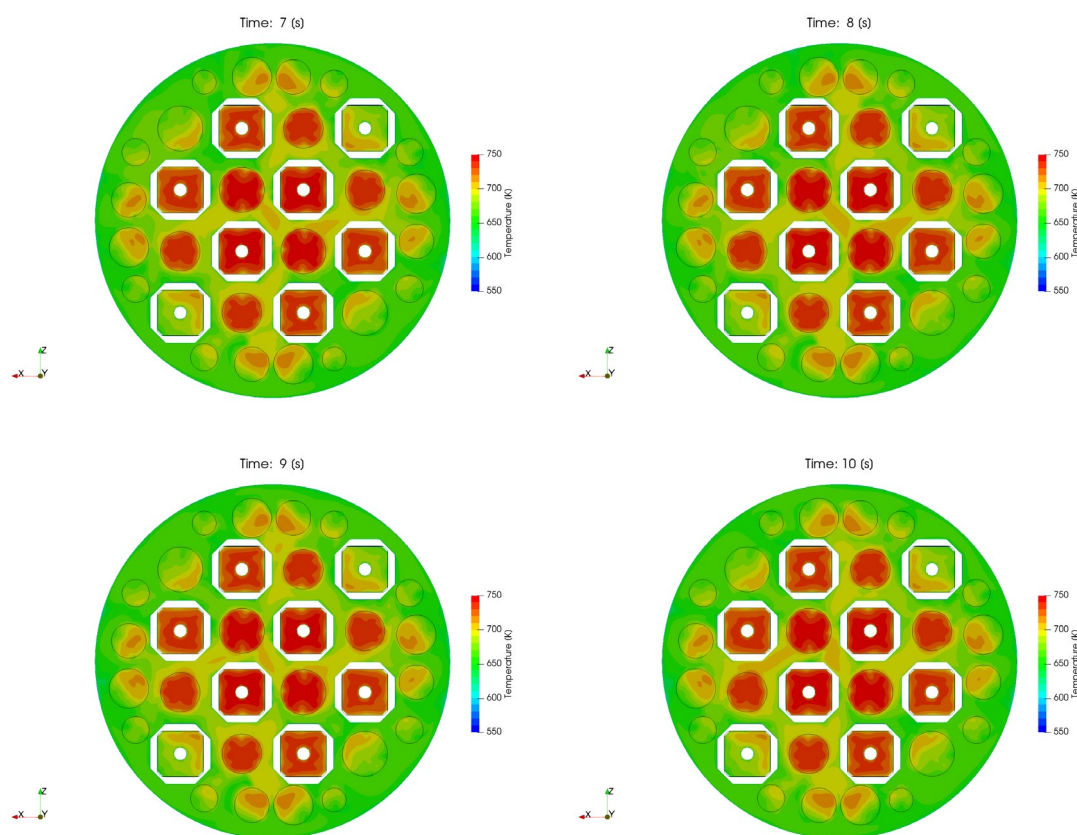


図 B-7 続き

5. 結言

5.1. 重大事故時熱流動試験

本事業は、炉心損傷後の格納容器等での熱水力現象に着目し、実験を主体とした研究を行うことにより、原子力規制庁による安全規制での判断等に役立つ技術的知見の整備、事故解析の評価手法整備等に役立つ成果を得ることを目的とする。2章で示した事業計画に従い、大型格納容器実験装置（CIGMA）による実験を網羅的に実施し、同実験結果に基づく数値流体力学（CFD）コードの整備を実施した。以下では結果についてまとめる。

CIGMA 装置を用いた格納容器熱水力に関する実験では、トップヘッドフランジ加熱実験、低熱伝達自然対流実験、原子炉ウェル冷却実験、蒸気凝縮駆動による水素移行実験を実施した。

トップヘッドフランジ加熱実験では、比較的緩やかな衝突噴流条件下における熱伝達データを取得し、それらデータを用いてガスケット隙間部への気体貫入の効果を評価した。既存の噴流熱伝達相関式を用いた簡易的な構造材温度上昇率と実験データを比較した結果、ガスケット隙間部の温度上昇率のオーダーは一致しており、ガスケット隙間部への気体貫入の影響は小さい可能性が示された。シール部への漏洩が無い場合、熱伝導でシール材が昇温されるという先行研究を支持する結果である。また、来年度実施予定の障害物効果に関する試験の準備として、CIGMA 容器内に障害物を設置し、障害物の下部より蒸気噴流をトップヘッドフランジに向けて噴出した際の構造材温度等のデータを取得し、障害物がない場合との比較を行った。その結果、障害物によって高温ジェットが壁面に直接衝突することは妨げられるが、開口率 1 %でも相当量の蒸気が移行するため、本年度のような凝縮熱伝達が主となる条件では、構造材によるガスケット隙間部温度への影響は見られないという結果となった。

低熱伝達自然対流実験では、過年度の条件と比べて密度成層内の蒸気凝縮量を高めた冷却条件で、蒸気＋空気＋ヘリウム 3 成分系での低熱伝達率自然対流実験を実施した。本年度の冷却条件は、上部プールの蓋を開けた自然放熱条件と、上部プールへの 70℃冷却水の注水により熱伝達を 1 桁増加させた条件の 2 ケースとした。その結果、密度成層内の水蒸気凝縮が高くなるにつれ、ガス混合による濃度一様化はより早期になる傾向が得られた。自然放熱条件では、蒸気凝縮に伴うヘリウムの濃縮効果よりもガス混合が優位となり、一様化するまで成層内でのヘリウム濃度の増加は見られなかった。一方、自然放熱条件よりも熱伝達が 1 桁程度高い場合は、ヘリウムの濃縮効果が優位となり、密度成層内で一時的にヘリウム濃度の増加が生じることが分かった。また、高熱伝達率の外周冷却実験で特徴的な、伝熱面近傍の高濃度のヘリウム成層の形成は確認されなかった。

原子炉ウェル冷却実験として、無次元数によるデータ整理を行うため、上向き注入体系による高濃度のヘリウム局在化とジェットによる浸食のデータを取得した。ヘリウム注入量が多い条件と、ヘリウム注入量が少ない条件の 2 ケースのデータを取得した。前者では、凝縮面で形成される密度成層の浮力が高いため、浮力と慣性力の比である Ri 数は高い値となり、成層侵食が進むスピードは緩慢であった。一方、後者では Ri 数は低い値で推移し、ジェットが成層に衝突した後速やかにゼロとなり、浸食が進んだ。今後は過年度の実験データも含めた整理を行う予定である。

蒸気凝縮駆動による水素移行実験では、前年度に実施された CC-SJ-01 実験を基準ケース（ベースケース）とし、流路比の影響、蒸気とヘリウムの質量比の影響、凝縮率の影響の 3 つのパラメータに焦点を当てた実験を行った。流路比については、開口比を増やすことでより多くの蒸気の下層領域へ輸送され、蒸気濃度は増加するものの、ヘリウムの分布はベースケースと類似し、影響は限定的であることが示された。質量比の影響では、蒸気割合を減らして 5 階のオペフロ領域で蒸気が全量凝縮するような条件では、ヘリウムの下層階への移行が制限され本条件でのヘリウムの下層への移行は水蒸気凝縮ではなく供給気体の慣性と拡散で支配されることが示された。最後の凝縮率の影響についても同様のことが言え、壁面の冷却効果は、供給される蒸気のエンタルピとの関係と相まって、中間・下層階での水素の蓄積という観点では相反する効果を持つことが示唆された。

トップヘッドフランジ加熱に対する数値流体力学解析では、流体・構造体熱連成解析で用いられている chtMultiRegionFoam ソルバの計算手順、流体・構造体間の伝熱境界条件についてソースコードの調査及び一般的に広く用いられている実験相関式が対象とする簡易的な体系における衝突噴流解析を実施した。計算の精度や安定性、境界条件の取り方については 3.2.1 節のまとめに譲るが、熱伝達係数について本解析の結果と複数の経験式との比較を行ったところ、噴流衝突のよどみ点では数値解析結果は 10-40%程度過小評価し、壁面噴流領域は 70-90%程度過小評価する結果となった。これは、経験式に比べ、CFD 解析結果の壁面温度が低く予測されるためであると考えている。来年度は、本年度の検証を元に、本年度実施した CIGMA の衝突噴流実験の解析を実施する予定である。

5.2. 炉心出口温度に関する熱流動試験

加圧水型軽水炉（PWR）における炉心出口温度（CET）の適用性は、時間遅れと過熱度の定量的な評価（乖離の定量化）に集約されるが、従来知見が不十分であった。原子力機構が所有する大型非定常実験装置 LSTF を用いて、CET と燃料被覆管温度の関係に着目した総合効果実験を昨年度に引き続き実施した。これらの実験では、非常用炉心冷却系 ECCS である高圧注入（HPI）系と補助給水系の不作動を仮定した条件で、コールドレグ

及びホットレグ 1%小破断冷却材喪失事故 (LOCA) を模擬した。これらの実験を通じて、CET と燃料被覆管温度等に関するデータベースの拡充を図った。コールドレグ破断破断及びホットレグ破断の実験番号は、それぞれ SB-CL-53 及び SB-HL-19 である。

コールドレグ破断及びホットレグ破断のいずれの場合においても、炉心出口における流体は、それぞれの破断口に向かって上向き（順流方向）に流れる。昨年度実施した压力容器頂部破断と压力容器底部破断の結果と比べると、破断口が炉心から下流に位置する压力容器頂部破断の傾向に類似しており、燃料被覆管温度と炉心出口温度の相関の可視化図は 3 者で類似な形となった。一方で、压力容器底部破断では破断の流れは炉心の入口に向かう逆方向となるため上記の相関図が異なり、また破断流が基本的に水のため水位低下も早い。

炉心出口上部に設置される制御棒案内管 (CRGT) 有無によって流体温度挙動には違いが現れ、コールドレグ破断、ホットレグ破断共に、昨年度実施して压力容器頂部破断と定性的に類似の結果となった。上部ヘッドに破断口が無い条件においても、水位が減り CRGT 下端の貫通孔が蒸気にさらされると蒸気は CRGT に向かって流れる可能性があり、上部に CRGT が位置するバンドル内の流体温度は高くなる結果となった。炉心露出後は、各ロッドバンドルの出力の違いによる水平方向流体温度分布が影響を及ぼし、三次元的な流動挙動となることが考えられる。

PWR の炉心損傷防止対策の有効性評価事象のうち、ECCS 注水機能喪失事象として、高圧注入機能喪失を伴う低温側配管小破断 LOCA 時のアクシデントマネジメント (AM) 策を検討する際、関連実験が少なく従来知見が不十分であった。そのため、本年度実施した LSTF による総合効果実験（実験番号：SB-HL-20）は、HPI 系の不作動を仮定し、1.9% 高温側配管小破断 LOCA を模擬した。AM 策として、安全注入設備作動 (SI) 信号発信から 600 秒後、両ループの蒸気発生器 (SG) 逃し弁開放による SG 二次側減圧を開始した。また、SI 信号発信に従い、両ループの SG 二次側への補助給水を開始した。これらの条件や手順は、昨年度実施した SB-CL-52 実験と破断位置を除いて同じである。

SB-HL-20 実験では、上部プレナムの水位喪失と同時に、炉心の顕著な水位低下が開始した。ボイルオフに起因して炉心が露出し、燃料被覆管温度は上昇を開始したが、CET は上昇しなかった。その後両ループの ACC 系が作動し、炉心水位は回復した。観察された燃料被覆管最高温度は炉心底部から 2.642m 上の高さの Pos.7 で 674K であった。約 1215 秒までに全炉心がクエンチした。一次系の圧力応答を確認後、1521 秒に破断ユニットの破断弁を閉止して実験を終了した。

熱流動解析コードによる CET 挙動に着目した熱流動解析では、HPI 系と補助給水系の不作動を仮定し、1%圧力容器底部小破断 LOCA を模擬した LSTF 実験（実験番号：SB-PV-13）を解析対象に、RELAP5/MOD3.3 コードを用いた事後解析を実施した。SB-PV-13 実験の事後解析用の入力データは、昨年度に実施した 1.0 %圧力容器頂部小破断 LOCA を模擬した LSTF 実験（実験番号：SB-PV-12）の事後解析用入力データを参照して整備した。このとき、炉心部を径方向に 3 分割し、配置を考慮しながら高出力バンドル、平均出力バンドル、低出力バンドルを模擬した。また、バンドル間のクロスフローも模擬した。さらに、炉心出口部に隣接し、CRGT 下端の貫通孔と接続する上部プレナム領域も径方向に 3 分割した。加えて、炉心出口部間、上部プレナム領域部間のクロスフローも模擬した。事後解析を通じて、RELAP5/MOD3.3 コードは、SB-PV-13 実験で観察された、主な熱水力応答の全体的傾向を良く予測することを確認した。また、RELAP5/MOD3.3 コードは、燃料被覆管温度に対する CET の時間遅れ及び CET の径方向分布を定性的に再現した。しかし、破断流量、上部ヘッド水位、低温側配管水位、一次系圧力、CET、燃料被覆管温度等の事後解析結果については、実験結果との違いが見られた。故に、これらの実験データに対する RELAP5/MOD3.3 コードの予測性能には、改善の余地があることを確認した。

更に CFD コード OpenFOAM-10 を用いて昨年度実施した PV 頂部 1%小破断 LOCA 実験（SB-PV-12）の実験解析も実施した。解析対象や炉心出口プレナム部を抜き出した領域を対象とした。実験結果との比較により格子依存性が確認されたが、誤差は 20%以内であり、解析の妥当性が確認された。実験結果は解析を過小評価した。測定値が低くなる原因としては、構造物の影響が支配的であると考えられる。CET 計測用熱電対が設置されている上部炉心板の流路孔や制御棒案内管の周囲では、流路孔を通過する際の縮流や流れの剥離による二次流れが発生し、炉心発熱部終端（入口境界条件）の蒸気温度の影響を反映しにくいことが可視化図により示された。これを受けて来年度は、炉心側壁や内部構造体等の除熱の影響の検討、格子収束性の検討、熱物性値の検討等を行う予定である。

6. 本事業に関連する外部発表

令和 6 年度の本事業に関する外部発表を以下にまとめる。

雑誌等掲載論文

- (1) Yamashita, A., et al., Numerical Evaluation of Influence of Radiative Heat Transfer Model on Containment Thermal-Hydraulics, Proc. of NTHAS-13, ID 1138, 2024.
- (2) Soma, S., Experimental study on Light Gas Transport during Containment Venting by using the Large-Scale Test Facility CIGMA., Ann. Nucl. Energy, under review.
- (3) Ari Hamdani, et al., Non-condensable Gas Accumulation and Distribution due to Condensation in the CIGMA Facility; Implications for Fukushima Daiichi Unit 3 (1F3), Progress Nucl. Energy, under review.
- (4) Ari Hamdani, et al., Experimental Analysis of Non-Condensable Helium and Steam Distribution Due to Condensation in the CIGMA Facility Simulating the Reactor Building, Proc. of NURTETH-21, on submitting.

口頭発表

- (1) 石垣他, データ同化による格納容器内水蒸気凝縮挙動解析の高精度化の検討, 原子力学会 2025 年春の年会, 3E09.

7. 本事業で実施した国内外出張による情報収集及び情報発信

- **CSARP (R6 年 6 月)** : 2024 年 6 月 2-4 日にかけて、米国 NRC が主催する共同シビアアクシデントプログラム (CSARP: Cooperative Sever Accident Research Program) に参加し、JAEA で進めている格納容器熱水力に関する実験及び数値解析の現状を報告すると共に、欧米及びアジア諸国のシビアアクシデント研究に係る最新情報を収集した。JAEA からは、昨年度の本受託の成果として、CIGMA 装置を用いた原子炉建屋内での水素移行の実験結果について発表した。本件は福島第一原発事故時の 3 号機建屋内の水素移行を数値解析した結果の再現を試みたもので、本年度の事業においてもパラメータ実験を実施している (3.1.4 節)。会場からは数多くの質問が寄せられ発表時間をはみ出して休憩時間にも議論が継続された。内容は、実験中のヘリウム移行のメカニズムという本論に加え、SAMG に関連したベント時の CV 内の水素の残存、水素発生源、PAR の最適配置など多岐にわたり、1 号機での水素爆発との対比など本事業において追加で実験するべきトピックのヒントも得ることができた。事故時の水素挙動に関連した他の参加者により発表としては、早稲田大学の山地教授が MELCOR2.2 を用いた BWR と超臨界圧炉のシビアアクシデントに関する入力モデルに関する研究や、L. Herranz 氏@CIEMAT から、PWR の水素リスクに関する格納容器内の安全対策に関する研究の発表があった。今回発表した JAEA の研究は BWR に焦点を当てているが、PWR における水素リスクに関する Herranz 氏の洞察は比較分析のための貴重な情報であった。また、NRC からはソースタームに関する最近の開発状況に関する発表があり、利用可能なツールが限られるソースタームモデルの改良を含んだ MELCOR 開発の進捗が発表され、別の受託研究で展開されるソースターム関連の実験及びモデル化にも有用な情報が得られた。
- **ETHARINUS (R6 年 6 月)** : 独 Framatome 社が主催し、軽水炉事故を模擬した PKL 装置による実験等に関する OECD/NEA のジョイントプロジェクトであり、その第 9 回技術検討会議(PRG)及び運営委員会(MB)に参加した。第 9 回の今回は最終会合であり、JAEA からは、これまでの PKL 関連の OECD/NEA プロジェクトの中で PKL との相互参照(CP)実験の対象となった LSTF 実験 (ホットレグ小破断+高圧注入系不動作、CET623K で蒸気発生に 2 次側減圧による AM 操作の効果を調査する実験) について概説した。また、その他の PKL 実験の内容等についても討議され、この中には圧力容器頂部小破断やコールドレグ中破断など本受託研究にも関連する実験も含まれる。さらに、6 月 27 日午後同ホテルで開催された ETHARINUS プロジェクトの後継の SYSTHER(SYSTem THERmal-hydraulics)プロジェクトの実施計画案に関する専門家会議に出席し、過去の OECD/NEA プロジェクトの経験に基づく意見を述べるとともに、実施計画案について討議した。
- **CFD Task Group (R6 年 7 月)** : OECD/NEA/WGAMA に設置される計算流体力学

(CFD)の開発・利用を進めるタスクグループ(CFD-TG)の第3回年会に参加した。本タスクグループはWGAMAでの実施提案で承認を受けた6期目(Phase 6)の取り組みに相当し、2022年から開始されて今回が3回目の年会となる。会合では、CFD-TGの主目的である原子力安全に対するCFDの役割に関する活動の全般が話し合われ、JAEAからは、安全研究センター及びCFD-TGが主催となって2025年12月に水戸市で開催が予定されている第10回原子力安全のための数値流体力学ワークショップ(CFD4NRS-10)の計画に係る具体案を説明すると共に、他のCFD開発等課題の議論に加わった。また、会合終了後に会場であるユーリッヒ研究センター(FZJ)の実験装置の見学、及びStephan Kelm博士らと最近の研究動向に関する情報交換を行った。FZJには水蒸気凝縮を伴う壁面境界層の詳細計測を実施するためにSETCOM装置があり、これは本受託で展開したWINCSと類似の装置である。装置仕様及び流速や気体濃度の計測技術について深い議論がなされ、今後のWINCSの改良ポイントや、SETCOMのデータを用いて我々が論文化したモデルの妥当性検証を行う可能性等を話し合った。壁面での水蒸気凝縮は格納容器冷却・減圧の主要メカニズムであり、本事業に展開すべき技術的課題が多く含まれ、今後の両機関の協力関係を発展させることも駆動力として、本事業への展開を検討する予定である。

- ATLAS (R6年10月)：韓国原子力研究所(KAERI)が主催するOECD/NEA ATLAS3プロジェクト(2021年1月～2024年12月)の第8回技術検討会議(PRG)に参加した。JAEAはLSTF実験の一部をin-kind提供することにより参加しており、第8回の今回は最終PRGである。JAEAからLSTFによるポンプシール部損傷による冷却材喪失事故(S-LOCA)を伴う全交流電源喪失(SBO)時のアクシデントマネジメント(AM)策に関するTR-LF-15実験(2014年実施)をATLASの相互参照(CP)実験として提案し、参加機関から承認されている。今回は、出張者からTR-LF-15実験の概略説明を行うとともに、2024年8月に実施されたATLASによるCP実験の結果等について協議した。この実験の過程では蓄圧注入系の隔離失敗による一次系への窒素の流入が過程されており、この現象は過年度の受託研究のトピックとしても検討しており、参加者からも流入経路や一次系減圧率への影響に関心が寄せられた。また、ATLAS3プロジェクトの後継であるATLAS4プロジェクトで予定されている実験内容(5項目・10実験)について討議した。
- ATRIUM (R6年12月)：BEPU (Best Estimate Plus Uncertainties)の共同演習を目的とするATRIUM (Application Tests for Realization Inverse Uncertainty quantification and validation Methodologies in thermal-hydraulics)プロジェクトの会合に参加した。本プロジェクトでは、逆解析による入力の不確かさを定量化する解析(IUQ; Inverse Uncertainty Quantification)とその不確かさを順解析によって伝

播させて安全評価パラメータの不確かさを得る一連の手法を参加者が演習し、得られた結果を検討する。本共同演習では、臨界流（演習 1）と post-CHF（演習 2）を対象とした IUQ を実施し、それらの不確かさを入力とした順解析を演習 3 として JAEA の LSTF による中破断 LOCA 実験を対象に行う。今回の会合では、演習 2 について参加者から中間結果が報告されると共に、演習 3 のキックオフとしてタスクリーダーである NINE から LSTF の中破断 LOCA 実験についての説明があった。演習 2 の中間結果については 6 機関からの報告があり、今回は IUQ の前段である順解析による個別効果試験結果の再現が中心であり、3 つの post-CHF 実験（Stewart, Becker, THTF）の再現が困難であったことが報告された。この困難さは評価モデルの未成熟さなどの技術的な要因よりも実験に関する情報不足に起因するものであった。また、NRA と CRIEPI からは予備的な IUQ の結果についての報告もあった。安全研究センターは演習 1 と 2 についてデータ同化を用いた逆解析手法の検討を進めている。ここではこのうち、演習 1 の臨界流に関する取り組みについて簡単に報告する。

原子力機構では、演習 1 の臨界流現象に対する入力パラメータの不確かさ解析に、データ同化を用いて取り組んでいる。データ同化は、数値計算モデルに含まれる不確かな要因を観測データにより統計的に修正する手法である[1]。不確かな要因には初期条件や境界条件、モデルパラメータが含まれる。ここではプロジェクトの趣旨に則り、数値モデルに含まれる入力パラメータの不確かさをとり扱う。以下の解析事例は、Marviken-CFT (Test13)[2]に対してデータ同化を用いて入力の不確かさを試験的に評価したものである。

Marviken 装置は 1972 年から 1982 年までスウェーデンで運用された実験装置で、実機 LOCA に近い条件での臨界流量データを得ることを目的とした一連の実験が行われた。実験装置の概略図と Test13 で用いられた出口ノズル形状を図 7-1 に掲載する。フルサイズの圧力容器から水と蒸気水混合物が大口径の排出パイプを通して排出され、垂直に収束するノズルとそれに続く直管を経てドライウェルに落下する。

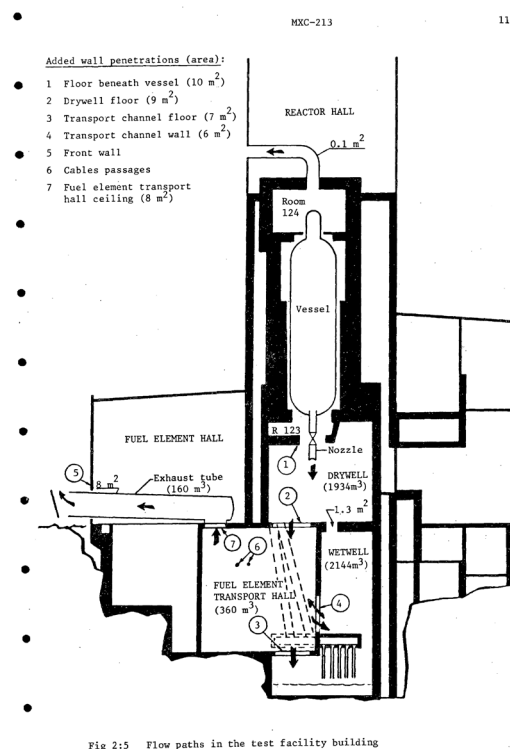
解析コードには TRACE(ver5 patch7)を用い、圧力容器を vessel 要素で、圧力容器下部及びノズル部を pipe 要素で一次元的ノーディングによりモデル化した。同化対象となる入力のパラメータとして、感度解析により二相流に対する流出係数である CHM22（デフォルト値:1.0）を選出した。データ同化解析には、逐次法の一つであるアンサンブルカルマンフィルタ法[1]を用いた。解析条件は以下の通りとした。

- アンサンブル数：50
- データ同化処理開始時刻：1.0 秒、終了時刻 159.0 秒

- データ同化処理間隔：1.0 秒
- 観測量：流量時刻歴
- CHM22 の初期分布：平均 1.0、分散 0.3 のガウス型分布

臨界流量の時間変化を図 7-2 に示す。青線は実験データを、緑線はデータ同化を行わずにデフォルト値(1.0)の CHM22 を用いた計算結果を表す。赤線が、アンサンブルカルマンフィルタ法によって得られた臨界流量で、50 個のアンサンブルの平均値を描画している。二相流状態となる 60 秒以降で CHM22 が実験データにより修正されることで、流量が実験値に近づく様子が分かる。図 7-3 には初期の CHM22 の度数分布と確率密度（青）およびデータ同化後（緑線：140 秒時点、赤線：145 秒時点）の CHM22 の度数分布と確率密度（赤）を示す。デフォルトパラメータ値が修正されることで分布がシフトし、また初期に与えた不確かさの範囲が収束する様子が分かる。

(a)



(b)

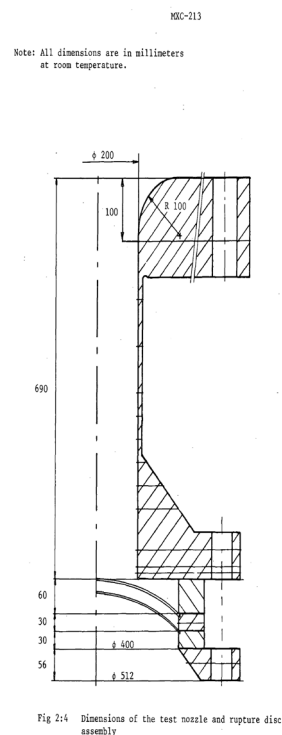


図 7-1 Marviken-CFT 実験装置。(a)全体概略図 (b)ノズル部形状 ([1]より転載)

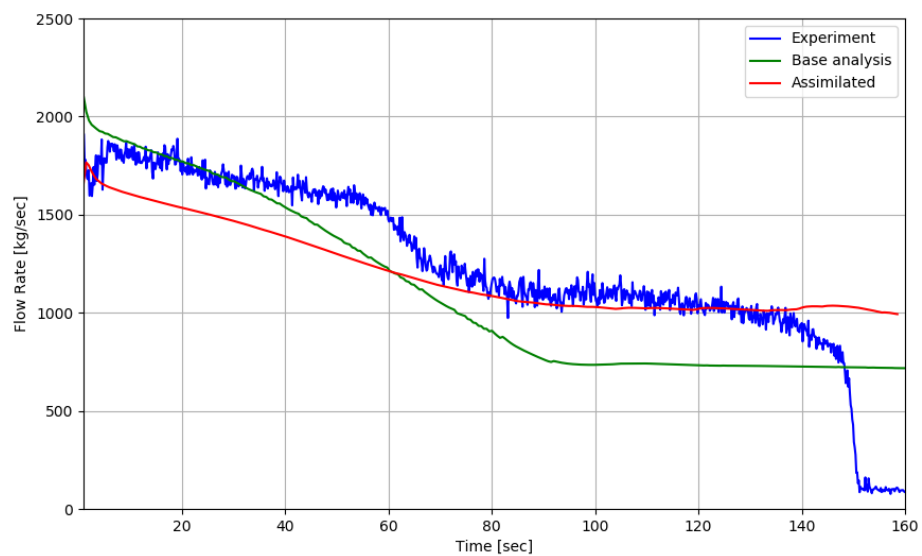


図 7-2 流量時間変化

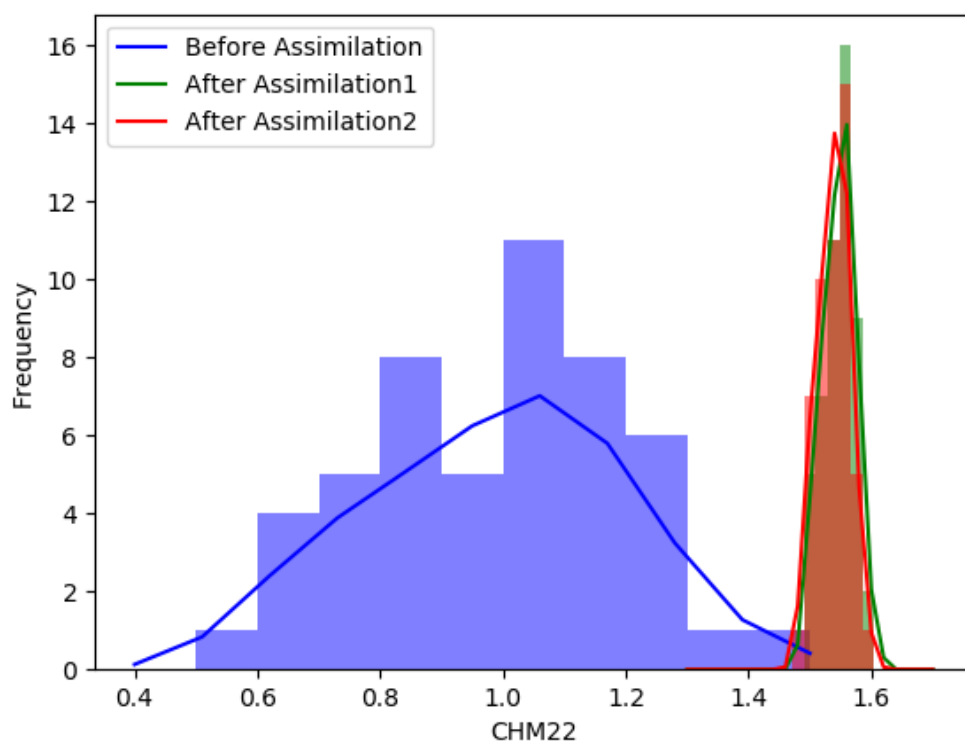


図 7-3 データ同化前後の CHM22 の分布

参考文献

1 節

- [1] 今後推進すべき安全研究の分野及びその実施方針（令和 6 年度以降の安全研究に向けて）, <https://www.nra.go.jp/data/000442903.pdf>
- [2] 令和 6 年度安全研究計画, <https://www.nra.go.jp/data/000474194.pdf>

2 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 2 年度原子力発電施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 3 年 3 月, (2021).
- [2] 令和 6 年度安全研究計画, <https://www.nra.go.jp/data/000474194.pdf>

3 節

3.1.1 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 4 年 3 月, (2022).
- [2] 新規制基準適合性審査に関する事業者ヒアリング（女川 2 号炉（474））, 令和元年 11 月 07 日
- [3] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 4 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 5 年 3 月, (2023).
- [4] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 5 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 6 年 3 月, (2024).
- [5] 原子力規制庁 長官官房技術基盤グループ, 重大事故時の原子炉格納容器の終局的耐力評価に関する研究, 令和 4 年 5 月, (2022).
- [6] 社河内敏彦, 噴流工学, 森北出版, (2004).
- [7] Tawfek, A.A., Heat transfer and pressure distributions of an impinging jet on a flat surface, Heat and Mass Transfer/Waerme- und Stoffuebertragung, 32(1-2), 49-54, (1996).

3.1.2 節

- [1] 高浜 3 号炉及び 4 号炉の審査会合における指摘事項の回答, 平成 26 年 2 月 27 日
- [2] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 4 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令

和 5 年 3 月, (2023).

- [3] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 5 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 6 年 3 月, (2024).

3.1.3 節

- [1] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 平成 28 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 平成 29 年 3 月, (2017).
- [2] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 2 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 3 年 3 月, (2021).
- [3] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 3 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 4 年 3 月, (2022).
- [4] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 4 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 5 年 3 月, (2023).
- [5] 日本原子力研究開発機構安全研究センター, 令和 5 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉のシビアアクシデント時格納容器熱流動調査）事業に関する報告書, 令和 6 年 3 月, (2024).
- [6] H.O. Anwar, Measurements on horizontal buoyant jet in calm ambient fluid, with theory based on variable coefficient of entrainment determined experimentally, *La Houille Blanche*, 58, 4, (1972).
- [7] Wang, H., & Law, A. W. K. Second-order integral model for a round turbulent buoyant jet. *Journal of Fluid Mechanics*, 459, (2002).

3.1.4 節

- [1] 東京電力福島第一原子力発電所事故の調査・分析に係る中間取りまとめ（2024 年版）, <https://www.nra.go.jp/data/000473308.pdf>
- [2] Chai, Penghui, et al. “Estimation of the relationship between the PCV->R/B gas-Leak Mechanism and the Hydrogen Explosion in 1F3.” *Proceedings of the International Topical Workshop on Fukushima Decommissioning Research*, 2022, p. 1053.

3.2.1 節

- [1] S. Abe, A. Hamdani, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, Experimental investigation of natural convection and gas mixing behaviors driven by outer surface cooling with and without density stratification consisting of an air-helium gas mixture in a large-scale enclosed vessel, *Annals of Nuclear Energy*, 166, 108791 (2022).
- [2] S. Abe, E. Studer, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Density stratification breakup by a vertical jet: Experimental and numerical investigation on the effect of dynamic change of turbulent Schmidt number, *Nuclear Engineering and Design*, 368, 110785 (2020).
- [3] S. Soma, S. Abe, Y. Sibamoto, M. Ishigaki, Measurement of velocity and temperature profiles in boundary layer with steam condensation, in: *Proceedings of the 19th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-19)*, March 6-11, 2022, on line, 35503, 13p. (2022).
- [4] A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, Unsteady natural convection in a cylindrical containment vessel (CIGMA) with external wall cooling: Numerical CFD simulation, *Energies*, 13(14), 3652 (2020).
- [5] C.L.V. Jayatilleke, The influence of Prandtl number and surface roughness on the resistance of the laminar sublayer to momentum and heat transfer, *Progress in Heat and Mass Transfer*, 1, 193–321 (1969).
- [6] N. Uddin, P.T.W. Kee, B. Weigand, Heat transfer by jet impingement: A review of heat transfer correlations and high-fidelity simulations, *Applied Thermal Engineering*, 257, 124258 (2024).
- [7] 一宮浩市, 榊原潤, 衝突噴流の今・昔, *日本機械学会熱工学講演会講演論文集*, C201, 425-428 (2001).
- [8] H.M. Hofmann, M. Kind, H. Martin, Measurements on steady state heat transfer and flow structure and new correlations for heat and mass transfer in submerged impinging jets, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50, 3957–3965 (2007).
- [9] M.V. Jensen, J.H. Walther, Numerical Analysis of Jet Impingement Heat Transfer at High Jet Reynolds Number and Large Temperature Difference, *Heat Transfer Engineering*, 34(10), 801-809 (2013).
- [10] H. Martin, Heat and Mass Transfer between Impinging Gas Jets and Solid Surfaces, *Advanced in Heat Transfer*, 13, 1-60 (1977).
- [11] Q. Guo, Z. Wen, R. Dou, Experimental and numerical study on the transient heat-transfer characteristics of circular air-jet impingement on a flat plate, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 104, 1177-1188 (2017).

- [12] S.S. Thakar, S. Nambiar, G.A. Chandavarkar, S.S. Prabu, Investigation of impingement cooling on a heat sink using CFD simulation, *Materials Today: Proceedings*, 46(17), 8753-8760 (2021).
- [13] 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, (2015).
- [14] A. Hamdani, S. Abe, M. Ishigaki, Y. Sibamoto, T. Yonomoto, CFD analysis on stratification dissolution and breakup of the air-helium gas mixture by natural convection in a large-scale enclosed vessel, *Progress in Nuclear Energy*, 153, 104415 (2022).
- [15] F. Meng, J.W. Banks, W.D. Henshaw, D.W. Schwendeman, A stable and accurate partitioned algorithm for conjugate heat transfer, *Journal of Computational Physics*, 344, 51–85 (2017).
- [16] B.J., McBride, S. Gordon, M.A. Reno, Coefficients for Calculating Thermodynamic and Transport Properties of Individual Species, Technical Report NASA-TM-4513, National Aeronautics and Space Administration, Cleveland, OH, USA, 1993.
- [17] W. Sutherland, LII. The viscosity of gases and molecular force, *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, Series 5, 36(223), 507-531, (1893).
- [18] 国立天文台, 理科年表 2020, p.378, 2019.
- [19] 日本機械学会, 1999 日本機械学会 蒸気表, 201p., 2019.
- [20] 日本機械学会, 伝熱工学資料 改訂第 5 版, 332p., 2009.
- [21] B.E., Poling, J.M., Prausnitz, J.P., O'connell, *The Properties of Gases and Liquids*, McGraw-Hill: New York, NY, USA, 2001.
- [22] 社河内俊彦, 噴流工学—基礎と応用—, 222p., 2013.
- [23] T. Nakatogawa, N. Nishiwaki, M. Hirata, K. Torii, Heat Transfer of Round Turbulent Jet Impinging Normally on Flat Plate, *Proceedings of the 4th International Heat Transfer Conference*, 2 FC 5.2 (1970).
- [24] H. Martin, Impinging jets, *Handbook of Heat Exchanger Design*, Hemisphere, New York, 1990.
- [25] T. Zhou, D. Xu, J., Chen, C. Gao, T. Ye, Numerical analysis of turbulent round jet impingement heat transfer at high temperature difference, *Applied Thermal Engineering*, 100, 55-61 (2016).
- [26] X. Yan, N. Saniei, Heat Transfer Measurements from a Flat Plate to a Swirling Impinging Jet, *Proceedings of 11th International Heat Transfer Conference*, Kyonju, Korea, (1998).

4 節

4.1 節

- [1] NEA, “Core Exit Temperature (CET) Effectiveness in Accident Management of Nuclear Power Reactor” , NEA/CSNI/R(2010)9, 2010.
- [2] <https://www2.nra.go.jp/data/000443396.pdf>
- [3] <https://www2.nra.go.jp/data/000443409.pdf>
- [4] 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, 2003.
- [5] USNRC, “Reactor Pressure Vessel Head Degradation and Reactor Coolant Pressure Boundary Integrity”, Bulletin 2002-01, OMB Control No.: 3150-0012, 2002.
- [6] USNRC, “Leakage from Reactor Pressure Vessel Lower Head Penetrations and Reactor Coolant Pressure Boundary Integrity”, Bulletin 2003-02, OMB Control No.: 3150-0012, 2003.
- [7] M. Suzuki, H. Nakamura, Reliability of Core Exit Thermocouple for Accident Management Action during SBLOCA and Abnormal Transient Tests at ROSA/LSTF, Journal of Nuclear Science and Technology, 47(12), 1193-1205 (2010).
- [8] NRA、炉心損傷防止対策の有効性評価事象の分析(PWR)、NRA 技術報告 NTEC-2014-1001、2014.

4.1.1 節

- [1] M. Suzuki, H. Nakamura, Reliability of Core Exit Thermocouple for Accident Management Action during SBLOCA and Abnormal Transient Tests at ROSA/LSTF, Journal of Nuclear Science and Technology, 47(12), 1193-1205 (2010).
- [2] NEA, “Core Exit Temperature (CET) Effectiveness in Accident Management of Nuclear Power Reactor”, NEA/CSNI/R(2010)9, 2010.
- [3] H. Kumamaru, et al., “ROSA-IV/LSTF 5% Cold Leg Break LOCA Experiment Run SB-CL-13 Date Report”, JAERI-M 89-027, 1989.
- [4] T. Takeda, “Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-CL-32 –1.0 % Cold Leg Break LOCA with SG depressurization and no gas inflow–”, JAEA-Data/Code 2014-021, 2014.
- [5] 日本原子力研究開発機構, 令和 5 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉の事故時炉内熱流動試験）事業に関する報告書, 2024.

4.1.2 節

- [1] M. Suzuki, T. Takeda, H. Asaka, H. Nakamura, Effects of Secondary Depressurization on Core Cooling in PWR Vessel Bottom Small Break LOCA Experiments with HPI Failure and Gas Inflow, Journal of Nuclear Science and Technology, 43(1), 55-64 (2006).
- [2] NEA, “Core Exit Temperature (CET) Effectiveness in Accident Management of Nuclear Power Reactor”, NEA/CSNI/R(2010)9, 2010.
- [3] T. Takeda, Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-HL-12 -1% Hot Leg Break LOCA with SG Depressurization and Gas Inflow-, JAEA-Data/Code 2015-022, 2015.
- [4] Nakamura, H., Takeda, T., Satou, A., Ishigaki, M., Abe, S., Irwanto, D., 2013. Major outcomes from OECD/NEA ROSA and ROSA-2 Projects. Proceedings of the 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-15), Pisa, Italy.
- [5] Takeda, T., Data report of ROSA/LSTF experiment IB-HL-01; 17% hot leg intermediate break LOCA with totally-failed high pressure injection system, JAEA-Data/Code 2023-007, 2023.

4.2 節

- [1] NRA、炉心損傷防止対策の有効性評価事象の分析(PWR)、NRA 技術報告 NTEC-2014-1001、2014.
- [2] T. Takeda, A. Ohnuki, H. Nishi, RELAP5 Code Study of ROSA/LSTF Experiments on PWR Safety System Using Steam Generator Secondary-Side Depressurization, Journal of Energy and Power Engineering, 9, 426-442 (2015).
- [3] 日本原子力研究開発機構、令和 4 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費（軽水炉の事故時熱流動調査）事業に関する報告書、2023.
- [4] 日本原子力研究開発機構、令和 5 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費（軽水炉の事故時炉内熱流動試験）事業に関する報告書、2024.

4.3.1 節

- [1] NEA, “Core Exit Temperature (CET) Effectiveness in Accident Management of Nuclear Power Reactor”, NEA/CSNI/R(2010)9, 2010.
- [2] USNRC Nuclear Safety Analysis Division, “RELAP5/MOD3.3 Code Manual”, Tech. Rep. NUREG/CR-5535/Rev 1, Information Systems Laboratories, Inc., 2001.
- [3] 日本原子力研究開発機構、令和 5 年度原子力施設等防災対策等委託費（軽水炉の事

故時熱流動調査) 事業に関する報告書、(2023).

- [4] T. Takeda, RELAP5 Analyses of ROSA/LSTF Experiments on AM Measures during PWR Vessel Bottom Small-Break LOCAs with Gas Inflow”, International Journal of Nuclear Energy, Article ID 803470, 17pages, (2014).
- [5] H. Asaka, Y. Kukita, T. Yonomoto, Y. Koizumi, K. Tasaka, Results of 0.5% cold-leg small-break LOCA experiments at ROSA-IV/LSTF: effect of break orientation, Experimental Thermal and Fluid Science, 3 (6), 588-596 (1990).

4.3.2 節

- [1] D. Irwanto, A. Satou, T. Takeda, H. Nakamura, A Preliminary 3D Steam Flow Analysis for CET Behavior During LSTF SBLOCA Experiment Using FLUENT Code, in: Proceedings of the 21st International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-21), July 29–August 2, 2013, Chengdu, China, ICONE21-16808, 6p. (2013)
- [2] 日本原子力研究開発機構, 令和 5 年度原子力発電施設等安全調査研究委託費 (軽水炉の事故時炉内熱流動試験) 事業に関する報告書, 令和 6 年 3 月, (2024).
- [3] ROSA-V Group, ROSA-V Large Scale Test Facility (LSTF) system description for the third and fourth simulated fuel assemblies, JAERI-Tech 2003-037 (2003).
- [4] 山崎敏, 日本機械学会蒸気表, <https://yamabin.club/IAPWS-IF97-R1.html> (参照 : 2025 年 2 月 19 日).

7 節

- [1] 大林茂、三坂孝志、加藤博司、菊地亮太、「データ同化流体科学」、共立出版、(2021).
- [2] Marviken Power Station, "The Marviken full scale critical flow tests - Results from test 13," Technical report MXC-213, Sweden, 1979.