軽水炉事故時の熱工学的安全性に関する
計装指標高度化の研究

２０１１年　3月

鈴木　光弘

軽水炉事故時の熱工学的安全性に関する
計装指標高度化の研究

鈴木　光弘

システム情報工学研究科

筑波大学

２０１１年　３月

抄録

高温高圧水を使用する軽水炉システムにおいて、通常運転状態から異常過渡事象や冷却材喪失事故(LOCA)に至る種々の過渡変化の場合に、システムの熱工学的安全性を確保する運転員の迅速かつ的確な事故対応策(アクシデントマネジメント;AM)が求められる場合がある。それは例えば、破断サイズが小さい小 LOCA の場合に、原子炉システムを早期に低圧・安定な冷却状態に移行させる運転員の減圧操作等であり、その体系的整備と検証は軽水炉安全確保の重要な課題の１つとして進められてきた。このアクシデントマネジメントの重要な要素技術の１つが、原子炉の的確な状態把握を可能とする事故検出システムであるが、これについては、実証的で包括的な検証に不十分な点が少なくない。

1979 年に発生した米国スリーマイル島２号炉(TMI-2)事故原因の 1 つは、冷却材が喪失し、重大な炉心過熱が進行している状態にも関わらず、運転員が気づかないという、的確な計装の不備にあった。その教訓から、米国では、炉心冷却不全(ICC)状態を明確に検知する計装として、原子炉保有水量検出システム(RCITS)、改良炉心出口温度計(CET)及び改良サブクール度監視計(SMM)を規制基準に取り上げ、全ての加圧水型原子炉(PWR)に設置を義務づけた。一方、その後の取り組みの進展を反映して、OECD/NEA のシビアアクシデントマネジメント報告書(1996 年)では、今日実施されている各国の AM 策と指標計装についてまとめており、具体的な PWR/AM 指標計装の例として原子炉水位計と炉心出口温度計の 2 種類を指摘している。しかし、最近実施された日本原子力研究開発機構(JAEA)の OECD/NEA ROSA プロジェクト Test 6-1 実験(2005 年)では、炉心過熱を検知する炉心出口温度計の昇温遅れ特性が明らかになり、OECD/NEA では 2008 年 4 月に新たなタスクグループを設置し、この課題への対応策をまとめる検討を開始した。

本研究は、世界的に見ても数少ない、軽水炉事故時の熱工学的安全性を確保するための指標計装に関する ROSA/LSTF 実験研究の成果をまとめるものである。即ち、日本原子力研究開発機構とその前身である日本原子力研究所の ROSA 計画において実施されてきた、種々の軽水炉 LOCA と非常用炉心冷却系の性能評価に関する実験・解析や事故時のアクシデントマネジメント策と指標計装に関する研究成果を、小規模実験の有用性と実機模擬性の評価を通して新たな視点でとらえ、かつ計装指標高度化の視点でより有効な計装指標の組み合わせ効果を明らかにするものである。

本論では、まず TMI-2 事故以後の PWR 炉心冷却不全の検出及び AM 策に用いる計装の指標性に関する研究と実施の経緯を踏まえて本研究の背景と意義を明らかにし(2 章)、次に本論の対象となる現象について、軽水炉の LOCA 事象と安全対策に関する ROSA 総合実験研究の概要と、その中で著者の解明した特徴的事故事象及び種々の実機スケールを有する実験装置の実機模擬性に関する解析研究成果を示す(3 章)。4 章においては、実機 PWR プラントを高さ実長、容積比 1/48、実規模の圧力・温度で模擬する世界最大の試験装置である大型非定常試験装置(LSTF)を使用した各種小破断冷却材喪失事故(SBLOCA)に関する ROSA-Ⅳ/Ⅴ総合実験研究を対象に、1 次冷却系の保有水量評価手法を検証し、既存の加圧器水位計と原子炉水位計に加えて著者考案による１次循環ループ(PL)水位計それぞれの保有水量検出に関わる特性を明らかにし、更にそれらの組み合わせによる保有水量検出システムが、炉心過熱に至る全過程の 7 割以上で保有水量の減少を捉え、かつ炉心損傷の予測に有用であることを明らかにし、合わせて実機条件への適用性を述べる。

5 章においては、AM 策の代表的指標計装の１つである炉心出口温度計(CET)の炉心過熱検出特性

について、種々の破断サイズと破断位置による SBLOCA 事象と、AM 策を実施した場合及び特徴的な異常過渡事象の実験を含めた ROSA-Ⅳ/Ⅴ総合実験研究を対象に、LSTF 試験装置における CET の種々の特性を明らかにする。すなわち、炉心過熱初期過程における CET 過熱検出遅れ、その後の昇温過程における炉心上端温度上昇との対応関係と温度乖離、これらの原因となる炉心出口等の低温構造材吸熱効果と炉心内の蒸気低流速条件の解明、原子炉頂部破断 LOCA 事象において特徴的な制御棒案内管内のチムニー効果と CET 過熱検出遅れへの影響、更に炉心過熱を検出しない事例の分析、著しく高圧及び低圧条件下の炉心過熱過程における CET 過熱検出特性について解明し、合わせてこれらの実機条件への適用性を述べる。

6 章においては、以上の各種計装に 1 次系圧力計を加えた指標計装システムを実機 AM 策への提案とし、それらの統合効果・高度化に関する検討結果と、いくつかの異なる軽水炉タイプについての適用性考察を述べる。7 章では以上のまとめを述べ、本論の結言とする。なお、著者の ROSA 計画における公開文献を含む主著一覧と参照 ROSA/LSTF 実験一覧、3 章に示した ROSA/LOCA 実験の実機模擬性解析に関連する実験解析 2 件及び略語一覧を付録に示す。

目　次

1. 緒言 1
2. TMI-2 事故以後の PWR 炉心冷却不全検出及び AM 策に用いる計装の指標性 5
 2.1 米国における PWR/ICC 計装の研究開発と評価 5
  2.1.1 NUREG-0737 Ⅱ.F-2 の規制要件 5
  2.1.2 原子炉水位計の要件と開発・評価 6
  2.1.3 炉心出口温度計(CET)の要件と開発・評価 9
  2.1.4 サブクール度監視計の評価 11
 2.2 OECD 各国における PWR/AM 策の計装指標 16
  2.2.1 OECD/NEA 1992 年レポートにおけるシビアアクシデントマネジメント 16
  2.2.2 OECD/NEA 1996 年レポートにおけるシビアアクシデントマネジメント策の指標計装 17
 2.3 わが国における PWR/AM 策と計装の課題 23
  2.3.1 米国原子力発電所事故調査特別委員会による TMI-2 事故教訓の反映事項 23
  2.3.2 アクシデントマネージメントの方針 24
  2.3.3 わが国の PWR/AM 策の事例 24
 2.4 アクシデントマネジメントに向けた計装指標性高度化の要件 26
3. ROSA 計画における軽水炉想定冷却材喪失事故事象と実機適用性に関する研究 27
 3.1 ROSA 計画の概要－軽水炉 LOCA 総合実験と解析の課題 27
 3.2 BWR/LOCA に関する ROSA-Ⅲ総合実験及び実機適用性の解析 45
 3.3 PWR/LOCA/AM に関する ROSA-Ⅴ総合実験及び解析 67
 3.4 ROSA 計画の装置スケールと実機適用性に関する研究のまとめ 88
4. ROSA/LSTF 実験における PWR１次系保有水量評価手法(RCITS)の研究 96
 4.1 １次系保有水量評価手法と誤差評価 96
 4.2 １次循環ループ水位計考案による保有水量低下の検出 118
 4.3 ROSA-Ⅴ/LSTF/AM 実験における保有水量変化と水位計３種の組み合わせ検出効果 130
  4.3.1 コールドレグ及びホットレグ 1%破断 AM 実験における保有水量変化と水位計３種の特性 130
  4.3.2 原子炉頂部 1%破断 LOCA 実験における保有水量変化と水位計３種の特性 133
  4.3.3 原子炉底部 0.2%破断 LOCA/AM 実験における水位計指標化の効果 134
  4.3.4 ROSA-Ⅴ/SBLOCA 実験における水位計３種による保有水量低下検出のまとめ 136
 4.4 提案する１次系水位計の PWR 実機への適用性 150
5. ROSA/LSTF 実験における炉心出口温度計装(CET)特性の研究 155
 5.1 ROSA-Ⅳ/LSTF/SBLOCA 実験における CET の初期過熱検出特性 155
 5.2 PV 頂部 1.9%破断 LOCA 実験における炉心過熱検出遅れの解明 163
 5.3 LSTF 実験における炉心過熱検出遅れの原因と温度乖離の一般的特性 173
 5.4 SBLOCA 実験における CET の炉心過熱不検出事例 191
 5.5 著しい高圧又は低圧における異常過渡時の炉心過熱検出の課題 201
 5.6 LSTF/CET 特性の PWR 条件への適用性 205
6. シビアアクシデント防止に資する各種計装の組み合わせ効果 209
7. 結言 220
謝辞 221

参考文献 222

付録 A 研究開発業績の公開主著一覧 227
付録 B 参照 ROSA/LSTF 実験一覧 234
付録 C PWR/LOCA に関する米国 LOFT セミスケール実験の解析 236
付録 D ROSA-Ⅲによる BWR 再循環ポンプ吐出側破断と吸い込み側破断 LOCA 事象の類似性研究 247
付録 E 略語一覧 266

表 目 次

表 2.1-1 LOFT 実験における CET の炉心過熱検出遅れ
表 2.2-1 OECD 加盟国の損傷炉心冷却機能に関する PWR/AM 策

表 3.1-1 ROSA 計画の概要と試験装置の特徴
表 3.2-1 ROSA-Ⅲ試験装置と BWR/6 の主要諸元比較
表 3.2-2 (a) ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR/6 の主要設計条件
表 3.2-2 (b) ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR/6 の 1 バンドル当たり各部冷却材容積分布
表 3.2-2 (c) ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR/6 の 1 バンドル当たり金属蓄積熱源
表 3.2-3 ROSA-Ⅲと FIST の主な実験条件
表 3.2-4 ROSA-Ⅲと FIST 実験の主な事象比較
表 3.2-5 ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR/6 の相似性解析条件
表 3.2-6 相似性解析各ケースの ECCS 作動時刻の比較
表 3.2-7 相似性解析各ケースの PV 壁蓄熱変化と他の主なエネルギー収支
表 3.3-1 原子炉底部 SBLOCA 模擬 4 実験の条件比較
表 3.3-2 4 実験の主な事象の時刻比較
表 3.3-3 LSTF 実験の計測項目一覧
表 3.4-1 ROSA-Ⅱ試験装置の蓄熱量評価用構造材
表 3.4-2 ROSA-Ⅱ試験装置の構造材蓄熱量評価
表 3.4-3 構造材蓄熱効果に関する ROSA-Ⅱ高温側大破断 LOCA 解析ケース

表 4.1-1 LSTF の 1 次系における高さと内容積のデータベース
表 4.1-2 LSTF 小破断実験における領域データと計測項目
表 4.1-3 1 次系各領域と全体の保有水量誤差評価
表 4.1-4 小破断 LOCA 実験(SP5)の間接評価法の保有水量評価
表 4.1-5 SP5 小破断 LOCA 実験の保有水量評価における整合性
表 4.1-6 小破断 LOCA 実験における各部水位変化と主な事象の推移(SP3 実験)
表 4.2-1 ROSA-Ⅳ/LSTF 小破断 LOCA 実験の破断条件
表 4.3-1 ROSA-Ⅴ/LSTF 小破断 LOCA 実験の主な実験条件
表 4.3-2 コールドレグ及びホットレグ小破断 LOCA 実験の保有水量変化と計測水位の対応

表 4.3-3　PV 頂部及び底部小破断 LOCA 実験の保有水量変化と計測水位の対応
表 4.4-1　ROSA-Ⅴ/LSTF と 4 ループ PWR の 1 次系高さ－容積関係の比較
表 4.4-2　ROSA-Ⅴ/LSTF と 4 ループ PWR の領域別容積の比較

表 5.1-1　ROSA-Ⅳ/LSTF/SBLOCA 実験の破断条件
(a)　1 次模擬燃料集合体使用の 15 実験
(b)　2 次模擬燃料集合体使用の 6 実験
表 5.3-1　CET 過熱検出特性を比較する Test 6-1 と代表的 LSTF 12 実験の条件
表 5.3-2　Test 6-1 と LSTF 12 実験の CET 過熱検出遅れ及び温度乖離
表 5.3-3　LSTF 11 実験の炉心過熱過程における炉心出口の平均蒸気流速
表 5.3-4　炉心出口部低温材による過熱蒸気冷却の事例(SP7 実験)
表 5.3-5　LSTF 実験における炉心出口部構造材一覧
表 5.3-6　LSTF 1 次模擬燃料集合体(SC1 実験)のヒーターロッド温度計装一覧
表 5.6-1　LSTF 試験装置と 4 ループ PWR の主要諸元比較

表 6-1　代表 4 実験の水位計と CET による事故状態検出特性の比較(ROSA-Ⅴ/LSTF)

図　目 次

図 1-1　TMI-2 原子炉 1 次系圧力の経過
図 1-2　リロケーション時の想定炉心形状 (224-226 min)
図 1-3　加圧水型原子炉(PWR)の通常計装系と AM 策のための指標計装
図 1-4　本論における PWR/AM 指標計装高度化に関する研究の展開

図 2.1-1　W 社差圧式原子炉容器水位計測システムの概念
図 2.1-2　0.1-ft^2(109 mm 内径)小破断における原子炉容器水位の予測応答
図 2.1-3　LOFT 炉上部グリッド板上での CET 設置状況
図 2.1-4　LOFT 炉の全燃料集合体上部のグリッド板上 CET 配置
図 2.1-5　LOFT/L2-5 実験における炉心部燃料棒と CET の温度挙動比較

図 2.2-1　AM 手順書とガイダンスの構成

図 3.1-1　ROSA-Ⅰ試験装置
図 3.1-2　ROSA-Ⅱ試験装置のフローシート
図 3.1-3　ROSA-Ⅲ試験装置の見取り図
図 3.1-4　ROSA-Ⅲ試験装置のフローシート
図 3.1-5　ROSA-Ⅲ試験装置の模擬燃料棒の軸方向出力分布
図 3.1-6　ROSA-Ⅲ試験装置の模擬燃料集合体断面図
図 3.1-7　ROSA-Ⅳ/LSTF 試験装置と 4 ループ PWR の比較
図 3.1-8　LSTF と PWR の圧力容器形状の比較
図 3.1-9　LSTF 1 次模擬燃料集合体炉心断面図

図 3.2-1　ROSA-ⅢとFISTの試験装置形状比較
図 3.2-2　ROSA-ⅢとFISTの実長1バンドル当たりの炉心出力
図 3.2-3　ROSA-ⅢとFIST実験の蒸気ドーム圧力と主な事象の比較
図 3.2-4　両実験の規格化ダウンカマー混合水位の比較
図 3.2-5　両実験のダウンカマー水位データとECCSトリップ信号
図 3.2-6　両実験の実長1バンドル当たり炉心入口流量の比較
図 3.2-7　両実験の代表的模擬燃料棒表面温度挙動の比較
図 3.2-8　ROSA-Ⅲ高出力バンドルの外周ロッドに生じた再ドライアウト
図 3.2-9　ROSA-Ⅲ主蒸気ライン破断用の解析ノーディング
図 3.2-10 FIST主蒸気ライン破断用の解析ノーディング
図 3.2-11 ROSA-Ⅲ実験と解析の圧力及び破断流量の比較
図 3.2-12 ROSA-Ⅲ実験の平均出力バンドル温度挙動と解析の比較
図 3.2-13 FIST実験と解析の圧力及び破断流量の比較
図 3.2-14 FIST実験と解析の平均出力ロッド表面温度比較
図 3.2-15 ROSA-Ⅲ、FIST、BWR/6の相似性解析における圧力と主要事象
図 3.2-16 相似性解析3ケースの1バンドル当たり保有水量とECCS累積注水量
図 3.2-17 3ケースの実長1バンドル当たりの流体エネルギーと流体への伝熱量
図 3.2-18 相似性解析各ケースの炉心平均出力ロッド表面温度挙動の比較
図 3.2-19 ROSA-ⅢとFISTにおける実験条件相違の圧力への影響分析
図 3.2-20 ROSA-ⅢとFISTにおける実験条件相違の炉心温度への影響分析

図 3.3-1　ROSA-Ⅴ計画で使用したLSTF試験装置
図 3.3-2　蒸気発生器の1次側及び2次側の計装配置
図 3.3-3　LSTF 4次模擬燃料集合体炉心断面図
図 3.3-4　蓄圧注入タンクと注入ラインの形状及び計装
図 3.3-5　AIS注水過程のタンク内ガス定数比の変化(SP3実験)
図 3.3-6　注水過程とガス流入過程のガス容積変化(SP3実験)
図 3.3-7　1-2次系伝熱量評価手法の概念
図 3.3-8　原子炉底部小破断模擬実験の圧力変化(ガス流入なし:SP5,SP1)
図 3.3-9　原子炉底部小破断模擬実験の保有水量変化(ガス流入なし:SP5,SP1)
図 3.3-10 SP5とSP1実験のP-Mマップ比較
図 3.3-11 原子炉底部小破断模擬実験の圧力変化(ガス流入:SP3,SP4)
図 3.3-12 SP3実験のガス流入開始による1次系減圧阻害の詳細
図 3.3-13 2次側水位以下の伝熱管におけるSG-A/Bの平均熱伝達率(SP3実験)
図 3.3-14 原子炉底部小破断模擬実験の保有水量変化(ガス流入:SP3, SP4)
図 3.3-15 SP3とSP4実験のP-Mマップ比較
図 3.3-16 SP3とSP4実験に対するRELAP5/MOD3コード解析ノーディング概要
図 3.3-17 SP3実験の1・2次系圧力と主な事象に関するRELAP5/MOD3解析結果
図 3.3-18 SP3実験のPV内水位変化に関するRELAP5/MOD3解析結果
図 3.3-19 SP3実験の流入ガス量とU字管集積量のRELAP5/MOD3解析結果
図 3.3-20 SP4実験結果の1・2次系圧力とRELAP5/MOD3解析結果

図 3.4-1　ROSA-Ⅱ高温側配管大破断実験(Run419)のRELAP-4J解析ノーディング

図 3.4-2　ROSA-ⅡRun419 解析における構造材からの伝熱量
図 3.4-3　ROSA-ⅡRun419 解析における圧力への構造材蓄熱影響
図 3.4-4　ROSA-ⅡRun419 解析における PV 側破断流量への構造材蓄熱影響
図 3.4-5　ROSA-ⅡRun419 解析における SG 側破断流量への構造材蓄熱影響
図 3.4-6　ROSA-ⅡRun419 解析における炉心模擬燃料温度への構造材蓄熱影響

図 4.1-1　ROSA-Ⅴ/LSTF の 1 次系領域区分
図 4.1-2　ROSA-Ⅴ/LSTF の 1 次系容積－高さ特性
図 4.1-3　LSTF 小破断 LOCA 実験(SP5)の初期保有水量分布
図 4.1-4　LSTF 上部ヘッドの形状と 3 種類の差圧計測
図 4.1-5　SP5 小破断 LOCA 実験の上部ヘッド水位補正
図 4.1-6　SP5 小破断 LOCA 実験の間接評価法による保有水量変化
図 4.1-7　SP3 小破断 LOCA 実験における 1 次系ループ流量
図 4.1-8　SP3 実験における SG-A 伝熱管 6 本の入口側水位
図 4.1-9　SP3 実験における SG-B 伝熱管 6 本の入口側水位
図 4.1-10 SP3 実験における HL-A 流体密度
図 4.1-11 SP3 実験における CL-A 流体密度
図 4.1-12 SP3 実験の AIS 作動開始時保有水分布(t=3295s)
図 4.1-13 SP3 実験の AIS 作動後期保有水分布(t=7000s)
図 4.1-14 SP3 実験の炉心過熱開始時保有水分布(t=8573s)
図 4.1-15 SP3 実験の保有水量変化と代表的 3 領域水位個別特性との対応

図 4.2-1　ROSA-Ⅳ/LSTF 試験装置の 1 次循環ループ水位計差圧計測範囲
図 4.2-2　ROSA-Ⅳ/LSTF と W-PWR の 1 次冷却系容積比と高さの比較
図 4.2-3　0.5%小破断 LOCA 実験の炉心過熱に至る過程の各種水位変化
(a)　コールドレグ破断実験(SCF)
(b)　ホットレグ破断実験(SH3)
(c)　PV 頂部破断実験(SP2)
(d)　PV 底部破断実験(SP1)
図 4.2-4　0.5%ホットレグ破断 LOCA 実験における PL 水位変化と破断流量の対応
図 4.2-5　LSTF 14 実験における PL 水位低下時刻(T_{PL})と PV ノズル水位低下時刻(T_{PV})の関係
図 4.2-6　TMI タイプ小破断 LOCA 実験(SB3)における 1 次系各部水位変化と保有水量の関係
図 4.2-7　0.5%各種破断 LOCA 実験の平均 PL 水位変化と冷却水容積の関係
図 4.2-8　5%破断 LOCA 実験における 1 次系水位変化と冷却水量低下の関係
(a)　ホットレグ破断実験(SH1)
(b)　コールドレグ破断実験(SCI)

図 4.3-1　1%コールドレグ破断 AM 実験(SCT)の主要事象と 1 次系減圧効果
(a)　1・2 次系圧力の推移
(b)　上部プレナムと炉心の水位
(c)　両 SG 出口側の PL 水位
(d)　炉心最高温度燃料棒の高さ方向温度分布
図 4.3-2　1%ホットレグ破断 AM 実験(SHC)の主要事象と 1 次系減圧効果

(a) 1・2 次系圧力の推移
(b) 上部プレナムと炉心の水位
(c) 両 SG 出口側の PL 水位
(d) 3 回の過熱を示した高出力燃料棒の高さ方向温度分布
図 4.3-3 1%コールドレグ破断実験における保有水量変化と各種水位計の検出範囲
図 4.3-4 1%ホットレグ破断実験における保有水量変化と各種水位計の検出範囲
図 4.3-5 1% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP7)の圧力、各部水位変化と炉心温度挙動
(a) 1・2 次系圧力と炉心最高温度及び CET 温度の推移
(b) 上部プレナムと炉心及びダウンカマの水位
(c) 両 SG 出口側の PL 水位
図 4.3-6 1% PV 頂部破断 LOCA 実験における保有水量変化と各種水位計の検出範囲
図 4.3-7 0.2% PV 底部破断 AM 実験(SP6)の圧力、各部水位変化と炉心温度挙動
(a) 1・2 次系圧力の推移と主な事象
(b) 上部プレナムと炉心の水位
(c) SG 出口側の PL 水位
(d) 炉心最高温度燃料棒の高さ方向温度分布
図 4.3-8 0.2% PV 底部破断 AM 実験における保有水量変化と各種水位計の検出範囲
図 4.3-9 SP3 と SP6 実験の保有水量変化の比較
図 4.3-10 SP6 と SP4 実験の 1 次系圧力及び主な事象の比較
図 4.3-11 SP6 実験で急減圧操作開始を PL 水位指標で実施した場合の効果予測

図 4.4-1 ROSA-Ⅴ/LSTF と 4 ループ PWR の 1 次系高さ－容積関係の比較
(a) ROSA-Ⅴ/LSTF と PWR の 1 次系容積特性
(b) ROSA-Ⅴ/LSTF と 4 ループ PWR の詳細構造比較

図 5.1-1 LSTF 試験装置の上部炉心板構造と CET 設置条件
図 5.1-2 LSTF の炉心 24 バンドル出力分布と軸方向出力分布
図 5.1-3 0.5% PV 底部破断 LOCA 実験(SP1)における CET の炉心過熱検出特性
(a) CET の検出過熱度範囲と炉心上端の過熱度分布及び炉心内最高温度の比較
(b) CET 過熱度の最大値及び最小値の分布とホットレグ位置の関係(1600-1800 s)
図 5.1-4 SG 2 次系減圧操作を実施した 0.5%コールドレグ破断 LOCA 実験(SCF)における CET の炉心過熱検出特性
(a) CET の検出過熱度範囲と炉心上端の過熱度分布及び炉心内最高温度の比較
(b) CET 過熱度の最大値及び最小値の分布とホットレグ位置の関係(2300-2400 s)
図 5.1-5 ROSA-Ⅳ/LSTF 実験の炉心過熱開始時刻(t_{ICC})と CET 過熱開始時刻(t_{CET})の関係
図 5.1-6 破断サイズによる炉心過熱の相対的検出遅れへの影響
(a) 低温側破断位置の実験における相対的検出遅れ
(b) 高温側破断位置の実験における相対的検出遅れ

図 5.2-1 PV 頂部 1.9%破断 LOCA/AM 実験における主要事象(OECD/NEA ROSA Project Test 6-1)
(a) 1・2 次系圧力と主な事象
(b) 過熱過程の代表的高出力ロッド表面温度
(c) PV 内各部のコラプスト水位変化

(d)　両 SG の出入口プレナム水位変化
図 5.2-2　PV 頂部 1.9%破断実験(Test 6-1)の CET20 点の過熱度分布
図 5.2-3　Test 6-1 の CET 平均過熱度と炉心上端燃料棒平均過熱度の関係
図 5.2-4　Test 6-1 の高出力バンドル内蒸気温度に及ぼす出口 CRGT チムニー効果
(B15 バンドル: CRGT なし、B20 バンドル: CRGT 設置)
図 5.2-5　Test 6-1 の炉心過熱時における特徴的 PV 上部蒸気流れ(t=1000 s)
図 5.2-6　破断条件による高出力バンドル内蒸気温度への CRGT チムニー効果の相違
(a)　1.0% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP7)における過熱度の相違
(b)　0.5% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP2)における過熱度の相違
(c)　0.1% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP8)における Pos.8 蒸気温度の同一性
(d)　2.5%コールドレグ破断 LOCA 実験(SC1)における過熱度の相違

図 5.3-1　SP7 実験の炉心ボイルオフ過程の模擬燃料棒表面温度挙動
(a)　炉心上端(Pos.9)の温度(高/中/低出力ロッド)
(b)　Pos.8 の温度 (高/低出力ロッド)
(c)　最高温度を記録した Pos.7 の温度(高/中/低出力ロッド)
図 5.3-2　SP7 実験の炉心内の過熱・クエンチ過程とコラプスト水位
図 5.3-3　SP7 実験の炉心ボイルオフ過程の CET 温度挙動と設定温度
(a)　周辺部と中央部の CET 温度(10 点: TE149-TE158)
(b)　炉心各部の CET 温度(10 点: TE159-TE168)
図 5.3-4　ボイルオフ過程の炉心上部と CET の過熱度分布(SP7 実験)
図 5.3-5　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SP7 実験)
図 5.3-6　ボイルオフ過程の炉心上部と CET の過熱度分布(SP2 実験)
図 5.3-7　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SP2 実験)
図 5.3-8　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SC0 実験)
図 5.3-9　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SH5 実験)
図 5.3-10 炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SP1 実験)
図 5.3-11 炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SB3 実験)
図 5.3-12 LSTF の 10 実験における炉心上端と CET の平均過熱度の関係
図 5.3-13 バンドル中央部と外周部のヒーター昇温の相違(SC1 実験)
図 5.3-14 炉心上端低出力部における高温蒸気冷却の可能性(SC1 実験)

図 5.4-1　ループシールクリアリング時の CET 過熱不検出(SC0 実験)
(a)　1・2 次系圧力変化と主な事象
(b)　上部プレナムと炉心の水位変化
(c)　高出力ロッド上部での一時的水位低下による過熱事象
(d)　過熱温度を示さない CET 全点温度
図 5.4-2　10% コールドレグ破断 LOCA 実験の CET 過熱不検出(SC9 実験)
(a)　1・2 次系圧力変化と主な事象
(b)　上部プレナムと炉心、ダウンカマの水位変化
(c)　高出力ロッドの過熱・クエンチ挙動
(d)　過熱温度を示さない CET 温度
(e)　ガンマ線密度計によるホットレグ水位の検出

(f)　炉心断面で周辺バンドルに冷却部のある過熱過程(110 s)
図 5.4-3　PV 底部 0.2%破断 LOCA/AM 実験の CET 過熱不検出(SP3 実験)
(a)　炉心上端のヒーターロッド及びタイロッド温度計測
(b)　炉心 Pos.7 のヒーターロッド及びタイロッド温度計測
(c)　過熱過程における流下水の炉心内部分冷却挙動
(d)　PORV 開操作開始(9060 s)まで不過熱の CET 温度

図 5.5-1　LF3 実験における CET 温度分布と炉心上端最高温度及び設定温度
図 5.5-2　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(LF3 実験)
図 5.5-3　RH6 実験における CET 温度分布と炉心上端最高燃料棒温度及び流体温度並びに設定温度
図 5.5-4　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(RH6 実験)

図 5.6-1　4 ループ PWR と LSTF 試験装置の PV 上部構造の比較

図 6-1　PWR/AM に有用な原子炉 1 次系指標計装システム
(保有水量検出用水位計 3 種＋CET＋圧力計)
図 6-2　CE 社型 PWR の HJTC 水位計と CET の概略位置
図 6-3　CE 社 HJTC 水位計プローブアセンブリの概要
図 6-4　二相流体中でプローブ内コラプスト水位を計測する CE 社型 HJTC 概念
図 6-5　CE 社型 PWR における炉心出口温度計(CET)の RPV 内位置
図 6-6　CE 社型 PWR における炉心出口温度計(CET)の位置概略
図 6-7　B&W 社型 PWR におけるホットレグ差圧式水位計概略

1. 緒言

原子炉の熱工学的安全性を確保する重要な技術として、今日先進各国では、シビアアクシデントを防止し、或いはその影響を緩和するためのアクシデントマネジメント(AM; Accident Management)策が検討され、実施されてきている[1,2]。この熱工学的安全性の確保は、原子炉核反応停止後の崩壊熱を除去し、原子炉システムを安定な冷却状態に到達させることが目的であり、従って不可欠な条件は冷却材の確保と除熱源の確保である。このために実施されるアクシデントマネジメントには、運転員の迅速かつ的確な原子炉状態把握を可能にする適切な事故検出システムの装備が必要であり、併せて事故検出システムの有効性を保証する研究開発や、AM策マニュアル化と運転員訓練も必要であり、それらによってAM策の効果が検証されることになる。

このように原子炉、特に発電用軽水炉事故時の熱工学的安全性に関する適切な事故検出計装の必要性が認識されるようになったのは、1979年に発生した米国スリーマイル島2号機(TMI-2)原子炉事故[3,4]以後である。この事故は、複数原因が複合して大型発電用原子炉としては初めての重大な炉心溶融に至ったものであるが、原子炉保有水の喪失に運転員が気付かないという事故検出システムの不備が1つの本質的な事故要因となったものである。特に、運転員は原子炉保有水量低下に気付かずに原子炉冷却系ポンプを停止し（事故開始から約100分、**図1-1**)、その後に炉心過熱が進行したこと、加圧器水位計指示が高く、かつ逃がし弁開固着にも関わらず「閉」信号が出ていたため、逃がし弁からの保有水流出に気付かず、これに気付いて逃がし弁元弁を閉止したのが事故開始から139分後、次いで原子炉冷却系ポンプ運転再開(同174分)や高圧注入系作動開始（同200分）により、原子炉容器内に冷却材が流入したが、溶融固化した炉心クラスト内部では冷却が不十分であり、最終的に全炉心の約2/3が溶融・損傷し、溶融コリウムが原子炉容器下部ヘッドに到達（同224-226分：リロケーション、**図1-2**）して圧力バウンダリの健全性を脅かす手前まで進行したこと等は、実際の事故進行と原子炉運転員の事故状態認識に大きな相違が生じていたことを意味しており、こうした対応の改善が、その後の原子炉安全性向上の重要な課題となった。米国の規制当局や事業者・運転員だけでなく、世界各国においても、この事故は重要な課題を提起したが、軽水炉冷却材喪失事故(LOCA: Loss-of-Coolant Accident)の実験的研究に携わっていた著者にも、この事故は極めて重要な問題提起となった。「なぜ運転員は、長時間にわたり事故状態に気が付かなかったか」、「冷却材喪失や炉心過熱を検知する適切な計装システムは何か」が、その後30年余にわたり軽水炉事故時の計装指標高度化に関する研究開発(付録A)を進める著者のモチベーションとなってきた。本報はそれらの研究開発の集大成である。

この事故の教訓により、米国原子力規制委員会(USNRC: United States Nuclear Regulatory Commission)は、炉心冷却不全状態(ICC; Inadequate Core Cooling)を明確に検知するために必要なICC計装の研究開発を事業者及び研究機関に求めた。その成果を踏まえ、通常用計装系に加えて、米国規制基準[5]はICC計装として、全ての加圧水型原子炉(PWR)に原子炉保有水量検出システム(RCITS; Reactor Coolant Inventory Tracking System)、改良炉心出口温度計(CET; Core Exit Thermocouple)及び改良サブクール度監視計(SMM; Subcooling Margin Monitor)の設置を義務づけた(**図1-3**)[6]。その後、各国で様々な角度からシビアアクシデント防止に向けた原子炉事故対策や必要な安全研究が実施され、それらを踏まえたOECD/NEAのシビアアクシデントマネジメント報告書(1992年)[7,8]では、事象基準型の手順書(Event-based Procedures)が用いられていた以前の緊急時運転手順書(EOP; Emergency Operating Procedures)に対して、あらたに「状況診断に基づく(兆候基準型)」手順書(Symptom-based Procedures)によりAM策が実施されるべきであるとの基

本戦略を提起した。各国 AM 策がほぼ決定された時期に、それらをまとめた前述の OECD/NEA シビアアクシデントマネジメント実施状況報告書(1996 年)[1]が刊行されたが、ここでは、原子炉水位計と炉心出口温度計の 2 種類を具体的な PWR/AM 指標計装の代表例として指摘している。

しかし、種々の軽水炉事故条件下でこれらの指標計装の信頼性、すなわち計装指標性が必ずしも実証的研究によって十分解明されたものではなかった。最近実施された日本原子力研究開発機構(JAEA: Japan Atomic Energy Agency)と OECD/NEA 及び 13 ヵ国との研究協力に基づく OECD ROSA プロジェクト Test 6-1 実験(2005 年 11 月実施)[9]では、全高圧注入系不作動という苛酷な炉心冷却条件の下で、炉心過熱を抑制する AM 策として、運転員による蒸気発生器 2 次側減圧操作を想定した所、炉心過熱を検知する CET の昇温開始に時間遅れがあり、温度上昇率にも大きな相違があることが判明した。OECD/NEA では、各国 PWR プラント AM 策における CET の指標性に検討すべき課題があるとして、専門家グループ(WGAMA; Working Group of Accident Management and Analysis)に新たなタスクグループを設置し、2008 年 4 月より検討を開始した。著者らは OECD/NEA/WGAMA の要請により、この実験における CET 特性の解明を行うと共に、種々の条件における LOCA 及び異常過渡事象の 12 実験の分析を行い、事故条件や運転員操作に依存する多様性と類似性を明らかにした[10,11]。このことから、多くの国で PWR/AM 策に指標計装として位置づけられている CET の事故時特性に、未検討の不確かさがあったことが示された。このことを踏まえると、世界的に用いられているもう 1 つの AM 指標計装である RCITS の有効性はどの程度確認されているか、また、これらを統合した、より有効な計装指標体系[12]はいかにあるべきか、をあらためて検討することは、軽水炉事故時の熱工学的安全性向上に重要なことと考える。

本報では、**図 1-4** に示すように、著者がこれまで関わってきた公開資料をもとに、日本原子力研究開発機構とその前身である日本原子力研究所(JAERI)で実施した大型非定常試験装置(LSTF)総合実験を踏まえた、PWR/AM 策の効果的実施に必要な個別計装の特性をまとめると共に、より有効な計装指標の組み合わせ効果を明らかにする。すなわち、本論で検討するのは、原子炉 1 次系の AM 指標計装として原子炉 1 次系代表圧力、RCITS に資する水位計 3 種(加圧器水位計、ウェスティングハウス(W)社型原子炉水位計及び 1 次循環ループ水位計)、CET であり、これらの各種事故条件下の諸特性である。まず第 2 章では、TMI-2 事故以降に検討された ICC 計装に関する米国の規制要件や OECD/NEA における AM 策の指標計装の要件、わが国の PWR/AM 策における計装要件を踏まえ、計装指標高度化の必要性を示す。第 3 章では、実機で想定されている各種 LOCA 事象やその際の安全対策及び AM 策の効果に関して、ROSA-Ⅱ/Ⅲ計画で実施した小規模実験装置による LOCA 現象解明と解析コードを用いた実機適用性の検討事例を示し、それらを反映した LSTF 試験装置設計における実機模擬性を踏まえ、第 4・5 章で述べる水位計 3 種と CET の特性に関する実機適用性を明らかにする。第 4 章では原子炉水位計等の保有水量検出手法について、LSTF 実験を踏まえた個別水位計の特性とそれらの組み合わせ効果、実機への適用性について示す。第 5 章では、CET の事故時特性について、各種 LSTF 実験の結果と炉心過熱検出遅れの原因解明、実機への適用性等について示す。第 6 章では、以上の計装特性の統合による PWR/AM 指標計装システムを提起し、第 7 章でまとめを述べる。なお、付録 A には著者の研究開発業績の公開主著一覧を、付録 B には参照した ROSA/LSTF 実験一覧を示す。また付録 C には、3 章に示す ROSA-Ⅱ解析のベースとなった LOFT(Loss of Fluid Test)セミスケール実験解析を、付録 D には、同じく 3 章における ROSA-Ⅲ計画と破断位置の異なる LOCA 実験と実機事象の相似性解析を示し、3 章の補論とする。付録 E には本論の略語一覧を記す。

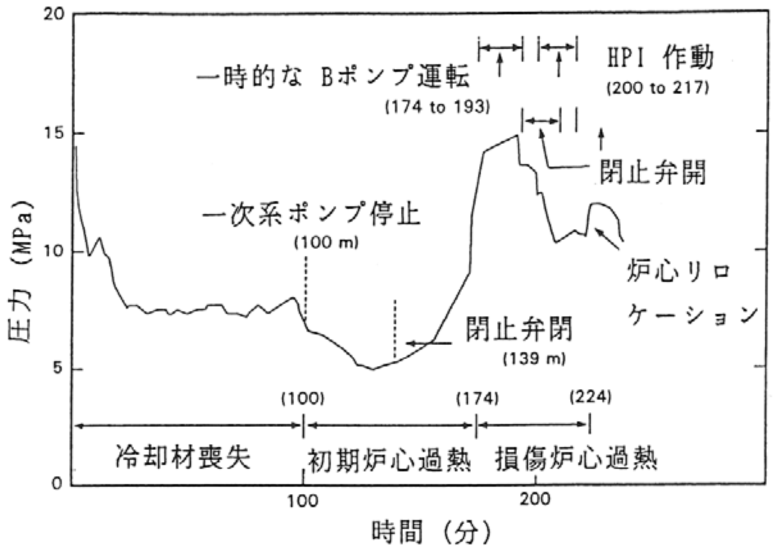


図 1-1　　TMI-2 原子炉１次系圧力の経過 (Ref.4 図6)

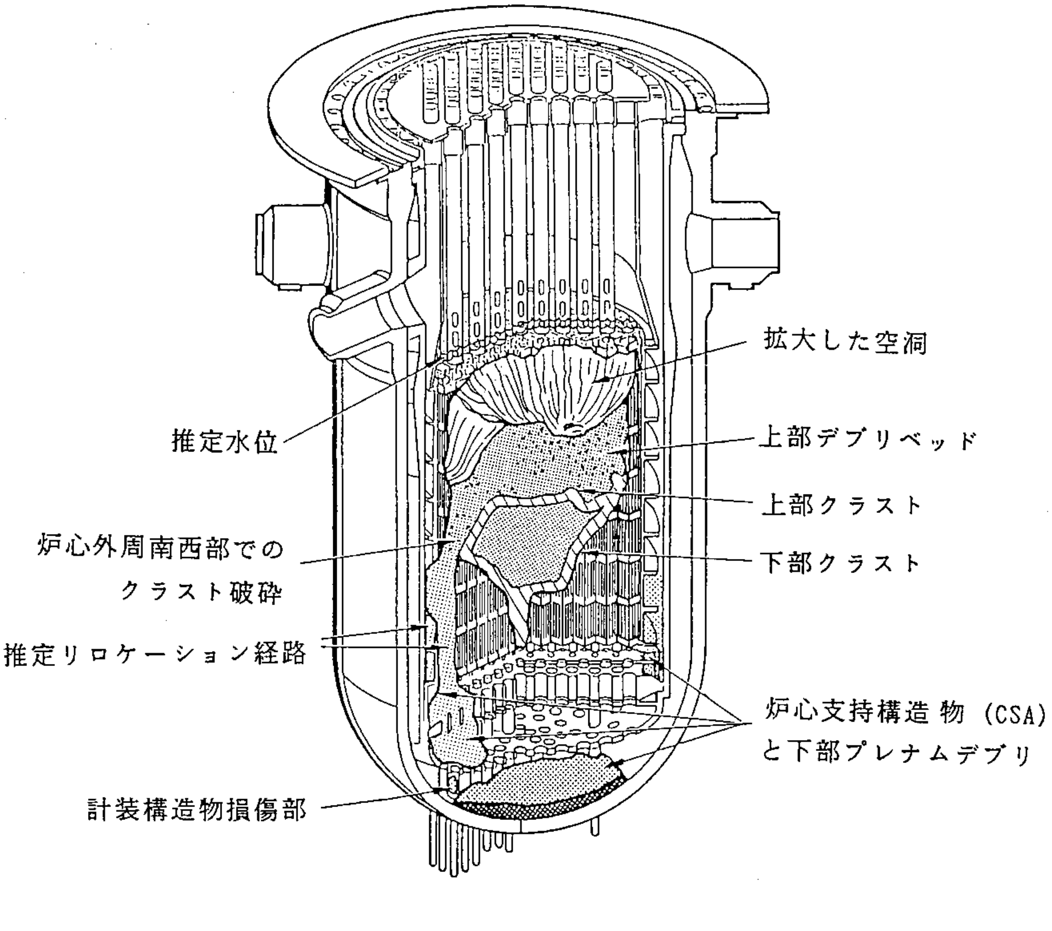


図 1-2　リロケーション時の想定炉心形状 (224-226 min) (Ref.4 図14)

◆**原子炉の通常運転及び設計基準事象 *の計装系**：

(1) **核計装**：中性子束密度

(2) **プロセス計装**：圧力,温度,水位,流量等

(3) **放射線計装**：プロセス及びエリア放射線

＊設計基準事故(DBA)対策：3 つの安全機能確保

①核反応を止める、②炉心を冷やす、
③放射性物質を閉じ込める

◆**DBA を超えるシビアアクシデント対策＝ アクシデントマネジメント(AM)は国・プラントで多様**

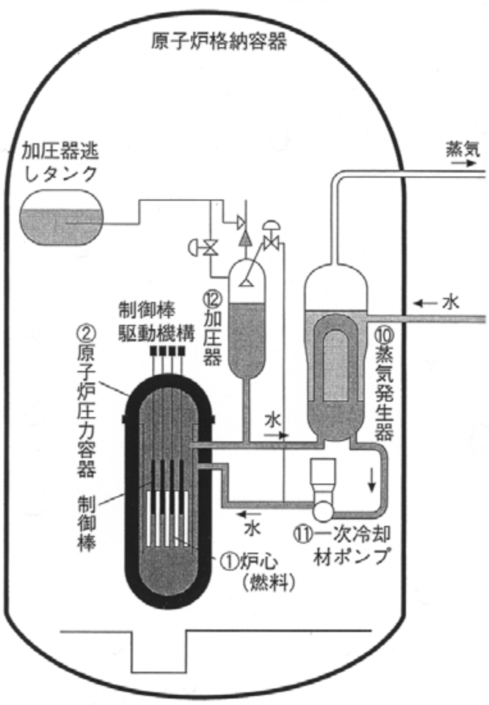
◆**TMI-2 事故後の米国の炉心冷却不全検出計装**：

(1) 原子炉保有水量検出システム(RCITS)：
W 社型原子炉水位計等

(2) 改良炉心出口温度計(CET)

(3) 改良サブクール度監視計(SMM)

◆**OECD 各国の AM 策指標計装：CET や原子炉水位計**



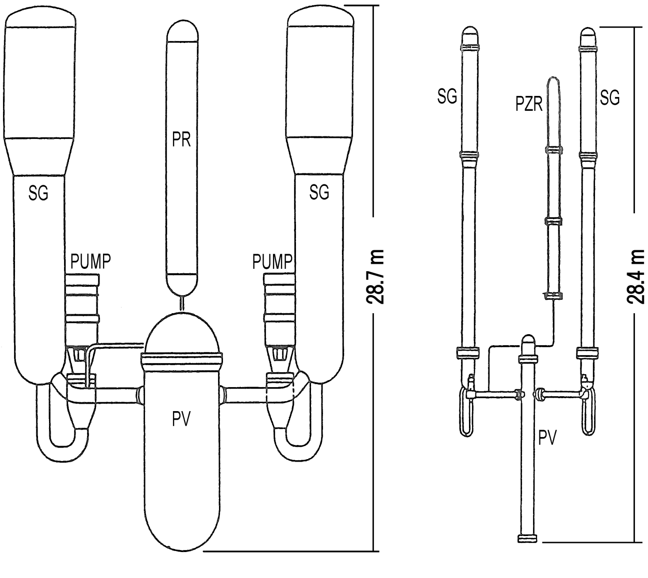
PWRのしくみ
(出典：日本原子力学会編「原子力が開く世紀」)

図 1-3 加圧水型原子炉(PWR)の通常計装系と AM 策のための指標計装

① **ROSA 総合実験による各種事故事象の解明及び実機模擬性解析**(3 章)

② **各種事故模擬実験における個別計装特性の解明**(4,5 章)
：RCITS 用水位計 3 種, CET

③ **保有水量変化と関連付けた個別計装特性の関連性解明及びシビアアクシデント防止に資する PWR/AM 指標計装システムの提起**(第 6 章)
：水位計 3 種, CET, 圧力計



4 ループ PWR と実長・1/48 容積スケール模擬の LSTF

図 1-4 本論における PWR/AM 指標計装高度化に関する研究の展開

2. TMI-2 事故以後の PWR 炉心冷却不全検出及び AM 策に用いる計装の指標性

TMI-2 事故以降に開発・整備された PWR の ICC 計装や AM 指標計装について、米国における研究開発と規制要件、OECD/NEA がまとめた各国 AM 策指標計装の現状及びわが国の PWR/AM 策における計装指標について検討し、個別計装の事故時特性に関する実証的研究の到達点を明らかにするとともに、AM 策に用いる計装指標の統合化・高度化の課題を示す。

2.1 米国における PWR/ICC 計装の研究開発と評価

TMI-2 事故に関する調査と研究、規制の改善と事業者の安全性向上の取組、安全研究の進展に最も早く、かつ系統的に取り組んだのは米国であり、多くの報告書や改善指示文書が作成された。特に ICC 状態の検知に関する資料で重要なものは、NUREG-0737 Ⅱ.F-2 (1980 年 11 月)[13]に示された規制要件と、これを反映した USNRC の規制基準(Regulatory Guide 1.97, Rev.3 (1983 年))[5]及び各種実機 ICC 計装に関する設置後評価(1989 年)[6]であり、これらは、シビアアクシデント防止に資する AM 策の計装指標性をあらためて検討する上で、今日なお重要な意義をもつものと考える。USNRC が要件とした 3 種類の計装系、即ち RCITS、CET 及び SMM については、実機設置の有効性・信頼性を検証する実験的研究や評価が実施された。RCITS に資する原子炉水位計については、W 社の差圧式原子炉容器水位計装システム(RVLIS)[14,15]やコンバッションエンジニアリング(CE)社の加熱熱電対(HJTC)式原子炉水位監視システム[16]がある。他にも各種水位計が研究開発[17,18]されたが、実機に適用されたものは少ない。CET の性能評価については、米国 LOFT 炉における LOCA 模擬実験での特性研究[19,20]や高温条件下の計測誤差評価に関する研究[21]がある。米国において 1989 年以降の新たな ICC 計装文献は見られないので、1980 年代でほぼ研究開発・設置・評価が完了したものと考えられる。以下に、米国における ICC 計装要件と、原子炉水位計、CET 及び SMM に関する研究開発評価を検討する。

なお、TMI-2 事故から 10 年間にわたる原子炉規制全般の改善については、大統領事故調査委員会勧告に対する実施状況報告書(NUREG-1355, 1989)[22]がまとめられ、また事故の経過と分析、復旧活動に関する総括研究報告書が米国原子力学会誌(NUCLEAR TECHNOLOGY Special Volume, Vol.87) (1989)[3]に収録・公開された。著者は、事故の教訓を今後のわが国の原子力安全性向上に生かすためにこれらの資料が重要であると考え、NUREG-1355 については米国原子力規制委員会の確認を得て翻訳レポート[23]とし、米国原子力学会誌 TMI 特集号についても同学会の承認のもとに、日本原子力研究所の各分野の専門家の協力を得て翻訳レポート(1993 年)[4]として公刊し、関連各方面と公的機関に寄贈した。これらは、軽水炉事故時の AM 策と指標計装を検討する本論文においても、その背景及び内容に関わる資料である。

2.1.1 NUREG-0737 Ⅱ.F-2 の規制要件

全ての原子炉設置者に、不明確さがなく、かつ解釈の容易な ICC 検出計装を原子炉に装備することを求めた NUREG-0737 Ⅱ.F-2 では、特に原子炉水位計の設置を重視する 10 項目を明示した。以下に、本論に関わる事項を示す。

(1) 新しい計装は、不明確さのない方法で炉心冷却不全(ICC)を検出すること。これは、設計指針第 7 項を満たすものであれば、新しい計装の装備でも現有計装の組み合わせでもよい。
(2) その評価には、原子炉水位計の指示を含めること。
(3) 原子炉設置者等は、ICC 検出用計装システムの提案を支持するに必要な設計解析を提出し、

炉心冷却状態を示す水位及び他のパラメータを監視する計装の長所を評価する必要がある。

(4) ICCの指示は、不明確さがないよう、次の特性を有すること。

(a) それは種々の現象により生じる炉心冷却不全自体を指示するものでなければならない。

(b) また、関連しない現象が生じてICCの指示が誤認されないものでなければならない。

(5) その指示は、ICCへの接近について前兆での警報発信するものであること。

(6) その指示は、通常運転から炉心全露出までの全範囲をカバーするものであること。例えば水位計装は、二相液位が炉心上端に低下することに対して、前兆での警報発信するよう選定されうるし、また炉内及び炉心出口の温度計等の計装によって、それらの温度指示値が ICC の存在を示し、炉心露出の程度を推定することに関係づけられるとすれば、これらの指標により補足されうるものである。或いは又、炉心下端まで含む全範囲水位計装は、炉心出口温度計のような他の各種指標と共に適用されることにより、選定計装システムに含まれる固有の欠陥や不正確さに基づく誤認識を防ぐことに役立つかもしれない。

(9) ICC監視のために炉心出口や軸方向飛び飛びの位置に設置された炉内温度計が監視システムの一部である場合には、付属文書1「PWR炉内熱電対の設計品質表示基準」に合致するよう評価される必要がある。これは新しい要件である。

(10) 表示及び警報に関する形式と位置は、ヒューマンファクター解析を実施して決定されるべきであり、以下の点を考慮する必要がある。

(a) その情報を、発電所の通常時と異常時の両方に運転員が利用すること、

(b) 緊急時手順書に統合されていること、

(c) 運転員訓練に統合されていること、

(d) 緊急時の他の警報との関係及び複数警報の優先順位付け。

2.1.2 原子炉水位計の要件と開発・評価

米国の発電炉について種々の原子炉水位計 (17,18) が開発・考案されたが、その中でもW社差圧式原子炉容器水位計とCE社HJTC水位計は、上記要件に資するICC計装の1種として評価され、1989年までに計50基のPWRに設置 (6) された。ここでは、LSTF試験装置の圧力容器水位計測に近い特性を有するW社型水位計を取り上げ、その性能評価を検討する。

(1) W社型原子炉容器水位計の特徴と性能評価実験

図2.1-1にW社原子炉容器水位計(RVLIS)の概要を示す。原子炉容器の上下と、炉容器頂部とホットレグ間の差圧を計測する2種類の差圧式水位計を二重のシステムで構成している。原子炉容器上下間の水位計は原子炉容器内保有水量の変化を検出するもので、1次系ポンプ運転時には広域水位計で、ポンプ停止時には狭域水位計で計測する。炉容器頂部とホットレグ間の水位計は、長期間の回復操作時における上部ヘッド排水時に使用される。上部ヘッド注入系(UHI；Upper Head Injection)を装備する発電炉では、原子炉容器上下間の水位計の代わりに、ホットレグと原子炉容器下部ヘッド間の差圧を計測する原子炉水位計が設置されている。なお、UHI型PWRのホットレグと下部ヘッド間の水位計と同様、非UHI型PWRでも設置しているホットレグ差圧端と下部ヘッド差圧端で圧力差を採ることができ、これも1つの水位指標として利用しうるものである。

このW社型水位計のPWR/小破断LOCA(SBLOCA)条件下の性能試験に関しては、セミスケール実験装置を使用した2.5%及び5%コールドレグ破断の4実験事例 (14) があり、非UHI型及びUHI型両方のPWR水位計特性評価が含まれている。ここでは、(a) 非UHI型PWRの場合に、上部ヘッドと下部ヘッド間の水位挙動と、ホットレグと下部ヘッド間の水位挙動には、上部ヘッド内の冷却材と

制御棒案内管の圧力損失とによる大きな相違があるが、(b) 非UHI型PWRの場合にも、UHI型PWRの場合のように、ホットレグと下部ヘッド間の水位挙動のみをW社型水位計とセミスケール実験装置固有の水位計で比較すると、SBLOCA時の両者水位挙動はよく一致した、(c) ホットレグと下部ヘッド間の水位については、W 社型水位計は原子炉容器のコラプスト水位を示すので、炉心領域については炉心冷却に関わる二相混合水位よりコラプスト水位の方が低い値を示すので、保守的な計測結果を与える、との評価がなされ、ホットレグと下部ヘッド間の水位を計測することが、炉心のICC検出に有用であると指摘されている。

上記報告書 (14)はまた、W社型水位計の過渡時特性を評価するために解析コードを用い、3.0及び1.0インチ(0.0254 m)のコールドレグ破断及び加圧器頂部の2.5インチ破断LOCAの解析結果を示した。それらを踏まえ、数少ない事例ではあるが、W 社型水位計の不確かさを有する場合として、次の5つのケースを指摘した。即ち、(ⅰ)上部ヘッド破断LOCA、(ⅱ)ダウンカマ水位が大幅に低い状態で蓄圧注入系が作動した場合、(ⅲ)上部ヘッド圧力が高く、加圧器と同様の作用をする時間帯、(ⅳ)上部プレナム注入系を設置している場合、及び(ⅴ)ボイド(又は冷却材)分布が変わる場合を上げ、各々について以下の点を指摘した。(ⅰ)の場合、水位計に一定の誤指示分が生じるが、水位の傾向を見る上では有用であり、ICC状態に対してはCET指示と組み合わせることにより、診断に役立つ。(ⅱ)と(ⅲ)は短時間の問題であり、ICC状態に至る場合にはCET指示と組み合わせることにより、診断に役立つ。(ⅳ)については、広範なSBLOCAを想定しても、その影響は大変小さいものである。(ⅴ)は1次系冷却材が著しく減少した状態でポンプを再起動する場合などで生じるが、その変化は短時間である。これらを踏まえて、1 次冷却系ポンプが停止した条件下では、W社型水位計は実水位より低い水位、従って保守的な水位を与えるが、ICC状態に接近しつつあるという警告を運転員に示すための設定値を決定することができると指摘している。

結論的に、運転員操作に使用するW社型水位計の設定値とその不確かさ範囲をどう決定するか、等の課題は残るが、事故時の原子炉容器保有水量変化の傾向を診断する上で有用であり、かつICC状態に対しては、CET指示と組み合わせることにより診断に役立つと述べている。

(2) USNRCによる評価 (1989)

NUREG-0737(1980)から 8 年以上経過した後で、実機への水位計設置の状況を踏まえた評価 (6)がなされた。設置した発電炉の作動実績は全般的に満足すべきものであるが、いくつかの初期故障や問題点が生じ、一部では設計変更があった。大部分の発電炉では、USNRC の最終認可を受けて利用しうると認められた。これらのシステムの大部分は、格納容器内に差圧変換器を設置しているが、SBLOCAでは大きな誤差を発生しかねないものであり、またその導圧管内に非凝縮性ガスを取り込んでしまう可能性がある。これらのシステムの計測誤差として出されているものは、密度補正を入れても±10%から±30%の範囲にある。USNRC はこれらのシステムに対して、±6%の基準を超えてはいるが認可しており、手順書指針に留保条件を付けた。一方、炉心水位とポンプ運転の関係についても指摘がある。即ち、1 次循環ポンプが運転されている場合には、ボイドは 1次系各部に分布するものであるから、二相混合水位によって高ボイド率にも拘わらず十分な炉心冷却をもたらしうる。しかし、ポンプ運転を継続する場合、高ボイド率(>25%)の流体ではポンプ自体の損傷を引き起こしやすい。

この水位計測誤差に関して、NRC要件は絶対的な誤差条件を定めていない。PWRプラントの0.1 ft^2(109 mm内径; 2.4%コールドレグ破断相当)小破断LOCAで高圧注入系不作動の場合は、炉心が

露出開始するまでの経過時間として15分から20分かかるので、運転員が操作開始するに十分な時間余裕があると判断されるとして、この場合の原子炉水位計応答性解析 (6)で、ICCに対応する操作手順要件で±6%以内の誤差範囲なら認可できること、そしてこの誤差範囲は炉心過熱開始時刻の不確かさ範囲が5分以内と見込まれると述べた(**図2.1-2**参照)。一方、±15%かそれ以上の誤差の場合でも有用であるが、ただし一層慎重な解釈と操作手順への統合が必要とされると述べている。というのは、±15%の誤差範囲では、炉心が完全に露出した場合にも二相混合水位が炉心上端より高い指示を出すことがありうるからである。ICCに接近しつつあることの最終的な判断指標は、CETsから得られると期待されるので、過渡事象の診断は水位計測システムの絶対誤差に依存するのではなく、冷却材保有量変化の傾向が正確に検知されていればよい、との意見がある。おおかたの場合、運転員は水位計測システムのみで対応措置を採るようには指示されていない。結論として、開発されたシステムは望ましい精度を有するとは言えないが、事故を防ぐため、また回復過程に対しても有用な情報を十分もたらすものであると評価した。

(3) W社型水位計の残された課題

上記評価で考慮されていない重要な課題として、以下に3点を指摘する。1つは、W社型原子炉水位計は「保有水量の変化」を検知する上で有用であるが、どの範囲の保有水量変化に対応しているか、どの位の1次系保有水量が残存しているか、という定量的な保有水量評価と直接関連付けていないことである。従って、この水位計指示は原子炉容器という重要な部分において水位変化、即ち保有水量変化の検知には役立つが、事故時に炉心過熱に至る冷却材喪失過程のどの領域・範囲における保有水変化に対応しているかは未評価であった。これは、原子炉保有水量評価システム(RCITS)としての定量的評価がなされていないことであり、あくまで原子炉容器水位計としての部分的な水位計測値を与えるものとして、それが保有水量の定性的変化を意味するものであったと言うべきである。

次の点は、W社型水位計の特性として、ホットレグ位置での1次系保有水量検出に不感帯を持つという制約を有することである。これについては4.2、4.3節に詳しく示すが、保有水量が低下していく過程で、原子炉容器の上部プレナム上部に蒸気溜まり形成され、水位がホットレグ位置まで低下した後、そこに長時間保持されること、従ってホットレグ位置から水位が低下開始して炉心露出に至る直前まで、部分的に保有水量低下に対応すべき水位変化が生じないという制約がある。これは、著者がROSA/LSTFを使用した種々のSBLOCA模擬実験を分析した中で、いずれのSBLOCA事象でも生じていることを明らかにした (24)ものである。W社型原子炉水位計の特性評価に関する上記文献 (6,14,15)にこの点の記載はないが、これは、水位計の指示と保有水量との定量的関係に注目した分析をしていないためであると考えられる。ICC状態に接近していく過程で、その接近を認識できない部分的不感帯の存在は、2.1.1節に示したICC計装要件の(1)～(6)に関わることであるから、この点を認識していない実証試験と評価には重要な欠陥があったと考えられる。

第3点は、W社型水位計の評価として、ICC状態に対しては、CET指示と組み合わせることにより、その診断に役立つと指摘されたが、具体的或いは実証的な検証は示されてない。従って、これは今後の検証に委ねるという課題として示されたと言うべきである。その後も、両者の組み合わせ効果を実証的研究として明らかにした文献はない。5章に示すCET固有の炉心過熱検出遅れがあることや、上記水位計不感帯があることを踏まえると、AM策において原子炉水位計とCET各々の指示をどのように組み合わせて有効な指標とするかは、あらたな研究開発・評価の課題となる

ものである。保有水量の過渡変化と関連付けた両者の特性評価、即ち炉心過熱に至る事故過程のどの段階において計装指示が検出されるのか、またそこで両計装の組み合わせ効果がどのように示されるかは、本論の中心課題である。

2.1.3 炉心出口温度計(CET)の要件と開発・評価

米国のPWR型発電炉にはCETが設置されている。これは、通常運転時には燃料集合体の出力分布と冷却材流動分布に応じた炉心出口温度分布を検出し、出力分布の制御等に使用しているが、LOCA 等の事故時には、ICC 状態の最も確実な検出に役立つと期待されている計装である。TMI-2事故の際には、炉心の高温過熱状態を反映した高温も記録され、運転員もその指示に気付いていたが、多数あるCET計装の指示値がまちまちであり、事故時にCET指標による運転員操作が明確に指示されてない中で、かつ原子炉異常状態において保有水量喪失に気付かないという条件の下で、CET高温指示を重視した対応をしなかったと言われている。TMI-2事故の教訓から、CETはICC計装の1つに位置付けられ、200-2300 °F (366-1533 K)の温度範囲で測定可能となるよう計測要件[5]が示された。一方、1980-1982年にLOFT炉でコールドレグ破断LOCA模擬実験が実施され、原子炉事故時にCETがどのような炉心過熱検出特性を示すか解明する研究が実施[19,20]された。ここで、限定された範囲の事故条件ではあるが、炉心過熱検出に2つの制約があると指摘され、その原因分析が行われた。以下に、このCET特性研究とUSNRCの評価、残された検討課題について示す。なお、先に記述した高温条件下の CET 計測誤差評価に関する研究[21]は、高温下で絶縁抵抗が低下することによる誤差をオンラインで評価する手法を示したものであり、LOCA実験におけるCET特性評価ではないので、以下の検討には含めない。

(1) LOFT実験[19]における炉心出口温度計(CET)の特徴と性能評価

LOFT炉は、4ループPWRを容積比1/50の縮尺で模擬し、熱出力55 MWの核燃料炉心を装荷した世界で唯一のLOCA実験炉であった。1次冷却系の機器構成は、蒸気発生器(SG)と冷却材ポンプを備えた健全ループと、それらの高さ及び流動抵抗を模擬した配管部を持つ破断ループとの2ループ（即ち1-1/2ループ）構成になっている。炉心は発熱長1.68 mの核燃料集合体9体からなり、核燃料棒数計1281本と制御棒計132本を有している。一方、4ループPWRと比べた相違点としては、原子炉容器内の構造として上部ヘッドと上部プレナムが一体となっている点、下部プレナム容積が小さくダウンカマ外周と原子炉容器との間に設置されている厚い構造材の蓄積熱があること、また炉心発熱長は実機の 46%であるが、これと上部グリッドからホットレグまでの高さがほぼ同じになっている等、容積分布と高さ方向の位置関係にも相違点があり、これらはLOCA実験における過渡時の原子炉内冷却材熱流動挙動の模擬性について、実機相似性に関する解析が重要になるという課題を有している。CETはステンレス鋼シースで覆われた構造である。**図2.1-3**にLOFT炉の燃料集合体出口部にある上部グリッド上部のCET設置状況の詳細を、**図2.1-4**には全炉心出口部CET名称と配置を示す。CET計測数は、計21点である。上部グリッド上には制御棒案内管集合体が設置されている。一方、炉心の核燃料棒にはチタン材のシースで覆われた熱電対が埋め込まれ、被覆管温度計測に用いられている。

CET特性評価に用いられた以下のLOFT実験4件(**表2.1-1**)はいずれもコールドレグ破断である。(a)は両端ギロチン大破断実験で、破断と同時にポンプ停止し、非常用炉心冷却系(ECCS)を正常に作動させ、コールドレグに注水した場合であり、炉心過熱は破断直後から65 s間と、190 s以後240 s間の2回生じた。(b)はスケール比で4インチ(102 mm)管破断を模擬した小破断実験であり、ポンプ運転を2371 s間持続し、ECCS注入は炉心過熱後にした場合である。(c),(d)はともに中破

断であり、(c)は蓄圧注入系(ACC)を圧力 1.66 MPa で作動させた場合、(d)は炉心過熱開始した後に ECCS を注入し、かつ炉心過熱時にポンプ運転を再開した場合である。各々の破断サイズ、炉心過熱時間帯、炉心最高温度、炉心過熱開始から CET 昇温開始までの遅れ時間(Δt_{max})、炉心最高温度と CET 最高温度の差(ΔT_{max})は**表 2.1-1** に示されている。

これらの実験結果の中で、炉心過熱に比較して、最も CET 過熱開始が遅れ、かつ温度差が大きかった(a)のケースについて、最高温度を記録した炉心燃料と CET の温度推移 (20) を**図 2.1-5** に示す。ケース(a)では、破断開始と同時に炉心全体で燃料温度が急激に上昇し、約 30 s 後に冷却された。この場合に CET 温度は飽和温度に維持されていた。第 2 回目の炉心露出は、炉心水位が再び低下した 190 s から開始したが、CET の温度上昇はなく、これが過熱温度を検出したのは 372 s、即ち ECCS により炉心再冠水が開始した時点以降であったとされている。ここで、この実験における炉心水位低下過程と炉心温度分布の推移についての関係は示されてないが、炉心水位が出口部から低下して燃料上端が過熱開始した後 182 s の間、CET が過熱温度を検出しなかったことは注目すべき点である。これが、他の破断位置の LOCA シナリオの場合にどのような事象になるのか、については記述がない。

この実験報告書 (19) では、CET の炉心過熱検出特性について、次のように 2 つの一般的な制約があると結論づけている。1 つは、炉心露出開始から CET 昇温開始までに時間遅れがあり、4 つの実験ではその遅れが 28-182 s の範囲であった。この遅れの原因は CET を覆っている水膜にあり、炉心の高温蒸気を検出するまでには水膜は除かれていたものと考えられ、その水は上部プレナムの水喪失過程が持続していたことによるとした。2 つには、CET 温度は炉心の最高温度より数百 K 低い温度を記録したことである。この温度差は、CET を設置している炉心出口の蒸気過熱度が、出口近傍の炉心温度によって制限されたことによる。出口近傍の炉心温度は、炉心中心付近の最高温度より最大で 360 K 低いものであった。結論として、炉心過熱監視に CET の流体温度応答を用いる運転手順に依存する場合、これら 2 つの制約を考慮する必要がある。事故シナリオによっては、炉心損傷に至る炉心冷却不全状態を CET が検出しない場合があるかもしれない。これらの結論は、参考文献(20)においても指摘された。

(2) USNRC による評価 (1989)

原子炉水位計の場合と同様、CET 特性についても参考文献[6]に実機に設置した後の評価が、次のようにまとめられている。即ち、CETs は、流れのないボイルオフ過程で過熱蒸気が存在する時、おそらく最も信頼すべき ICC 検出情報を出すものであろう。しかしいくつかの LOFT 試験では、再冠水や冷却水注入の場合には、炉心にボイド領域が生じても CETs はサブクールであるかもしれないとの提起がされている。LOFT 試験は、蒸気発生器から流下する水によって CETs が冷却される場合があることを示している。非常に高いボイド率の状態においてポンプ停止になり、水位が炉心下端以下まで低下する場合には、重大な状態が発生しうる。このときには、炉心に冷却材がないので、蒸気は生成されず、したがって過熱蒸気の上昇による CETs の過熱がないため、CETs では検出できないまま炉心は過熱することになる。異常条件下で CET 計測を補完するには、例えば冷却材保有量や水位などの他のパラメータを含む、広範囲の計測システムが必要とされる。実機へ設置した後の作動実績に関して、NUREG-0737 に明示されている要件に対する CET システムの適合性は良好とされた。

(3) 米国における事故時 ICC 検出計装としての CET 特性研究の残された課題

実機におけるCETの設置位置や設置方法、設置数、運転員操作に使用する設定温度や監視計装位置、検出ロジック等については、発電炉毎に多様性があり、OECD各国で採用されているAM策におけるCET基準は同一ではない。今日の各国AM策への適用を考える時、LOFT実験におけるCET特性を実機に適用する上で再評価すべき点は少なくない。その課題を以下に示す。

(a) LOFT炉と実機との相違点に関する影響評価
炉心過熱を検出するCET特性を検討する上で、LOFT炉と実機のCET設置条件、上部プレナム機器構造、炉心と炉心出口の流路と構造材形状、炉心の出力分布等の相違点による影響を評価する必要がある。

(b) 模擬事故事象の多様性、包括性
LOFT実験で対象とした事故事象は、大中小の破断サイズによるコールドレグ破断のみであり、破断位置の相違による炉心過熱時の蒸気流速の影響や、AM策として取りうるSG 2次系減圧や加圧器 PORV 減圧などの影響、異常過渡時等を含めた多様な事象を対象とし、それらの包括的な特性を評価する必要がある。

(c) 検出遅れの他の要因の解明
LOFT実験で見られた、炉心過熱に対するCET応答の遅れの原因は、残存水による液膜付着であると結論付けているが、それ以外の原因については検討してない。ROSA/LSTF 実験では、その他の原因として、炉心出口の非加熱構造材による冷却効果、原子炉頂部小破断 LOCA 実験における制御棒案内管への高温蒸気流入とCET設置位置による影響等を解明しているので、各種事故条件におけるCET応答特性を踏まえた原因解明が必要である。

(d) 事故過程における保有水量変化とCET特性の関係
炉心過熱過程と1次系保有水量減少過程を関係づけ、水位計指示とCET過熱検出特性とを関係づけることは、両方のICC計装の統合効果を検討する上で重要である。LOFT実験についても、この視点での分析が必要である。

(e) CETと炉心との温度乖離、検出時間遅れの定量的関係の解明
LOFT実験では、CET温度と炉心上端温度の相違が小さく、炉心中央の高出力部温度とは相違が大きいと指摘しているが、それらの相関や定量的関係を導いてはいない。また、時間遅れの定量的関係も評価されてない。炉心過熱検出指標としてCET応答特性を利用するためには、これらの関係を明らかにする必要がある。

(f) 炉心過熱時の蒸気流速・3次元流動状態の解明
過熱炉心出口における蒸気流速は、炉心温度とCET温度の関係を明らかにする上で重要であり、炉心内と炉心出口部における3次元(3D)蒸気流れを調べることは、上記関係の多様性を評価することに役立つと考えられる。これらは、実機適用性を検討する際にも必要である。そのため、LOFT実験におけるこれらの解明が必要である。

(g) AM策におけるCET指標の検討課題
AM策を実施するため、炉心過熱状態を検知する指標として、CET温度の設定値を何度にするか、またどのような根拠があるかを示す必要があるが、LOFT実験では示してない。実機では炉型によるCET特性の相違や、多数のCETの配置と監視点抽出の在り方にも多様性があるので、AM策に適用するためには、この点も含めた検討、評価が必要である。

2.1.4 サブクール度監視計の評価

サブクール度監視計(SMM: Subcooling Margin Monitor 又は Saturation Margin Monitor)は、多くの PWR で使用されているものであるが、TMI-2 事故後、USNRC は規制基準 (5)において、ICC

計装の１つに位置づけ、サブクール度 200 ^{o}F (111.1 K)～過熱度 35 ^{o}F (19.4 K)の計測範囲をカバーするよう求めた。TMI-2 事故後、この計装についての原子炉事故時特性に関する実証的研究は見られないが、各種実機 ICC 計装に関する設置後評価(1989 年)[(6)]は SMM について以下のように指摘している。

サブクール度監視計は、初期にボイド発生の可能性を検知するが、それ自体では ICC に接近している可能性について何ら付加的な情報をもたらさない。時には原子炉容器上部ヘッド水位計がボイド発生初期の情報を出す場合でも、ホットレグ抵抗温度計(RTDs)或いは CETs でさえ、サブクールを示すことがある。このような状態は、蒸気発生器細管破断事故の場合に見られる。また加圧器水位喪失を招く過冷却事故の場合には、いつでも生じるものである。上部ヘッドは最高流体温度領域のはずであり、1 次系の加圧器として機能するものである。更に、原子炉容器頂部における小破断事故(SBLOCA)の場合には、頂部にボイドが生じる。細管破断やバルブ故障によって、この種の事故は生じうる。

上記評価は、この計装を AM 策の指標に用いるには困難があることを示している。また、通常の流体温度計測精度に比較して、SMM の測定精度は、飽和温度と流体温度両方の測定精度に依存するため、かなり低いものである。ROSA/LSTF における飽和温度の計測精度は±17.6 K と評価されており、流体温度の計測精度±2.8 K と総合すると、SMM の測定精度は±17.8 K となる。従って、これを超えるサブクール度を検出した場合でないと、有意の計測値と判断しがたいものである。多くの PWR/LOCA 模擬実験では、炉心過熱に至る大部分の過程で 1 次系は飽和条件であるし、一方、過熱蒸気の検出には SMM ではなく、CET 又はホットレグ流体温度計が使用されるので、SMM のみでは AM 策の指標としての使用は困難である。

表 2.1-1　LOFT 実験における CET の炉心過熱検出遅れ（Ref.19 Table 1～4）

Test RUN	Break Size(%)	Core Heat-up Period (s)	Core Max. Temp.(K)	Time Delay Δt^a (s)	Temp.Dif. $\Delta T_{max}{}^b$ (K)	Remarks
L2-5	200	0 - 65 190 - 430	1077 950	182	425±8	Pump trip at 0s, 2nd heat-up
L3-6/L8-1	2.5	2395 -2473	637	35	125±8	Pump-run 2371s
L5-1	25	108 - 214	715	28	135±8	ACC-on, 1.66MPa
L8-2	25	112 - 306	987	30	340±8	ECCS delay

a: Δt は燃料被覆管温度の過熱開始から CET 過熱開始までの遅れ時間

b: ΔT_{max} は燃料被覆管最高温度と CET 最高温度の差

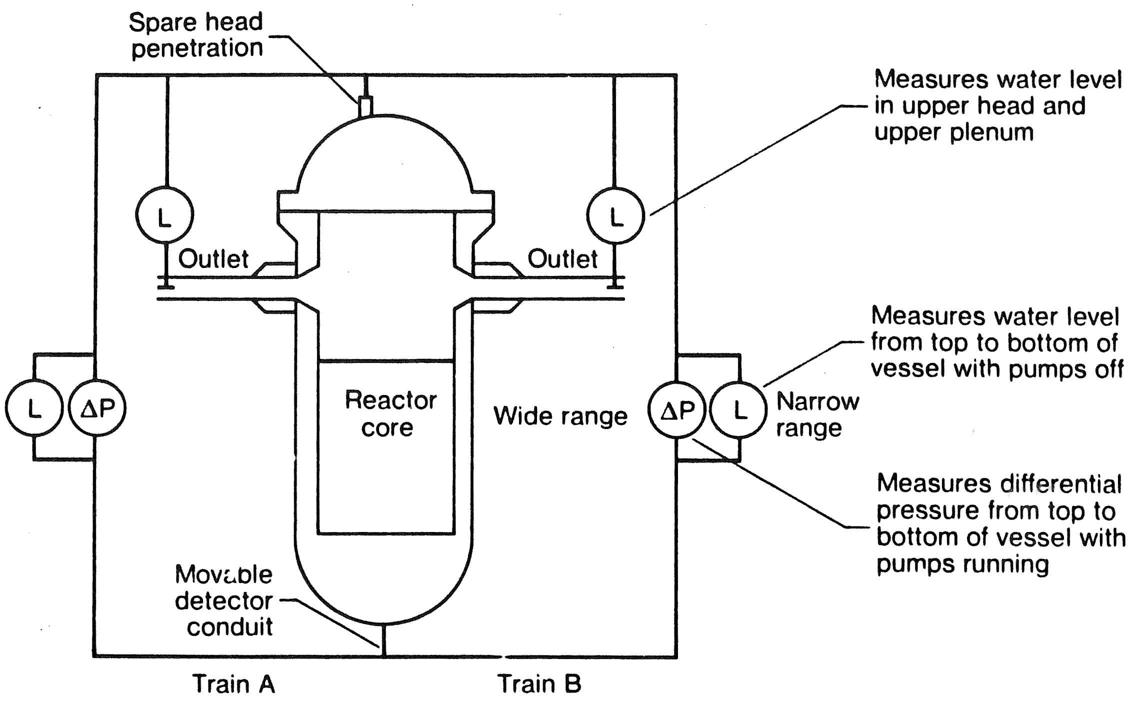


図 2.1-1 W社差圧式原子炉容器水位計測システムの概念 (Ref.17 Fig.6-1)

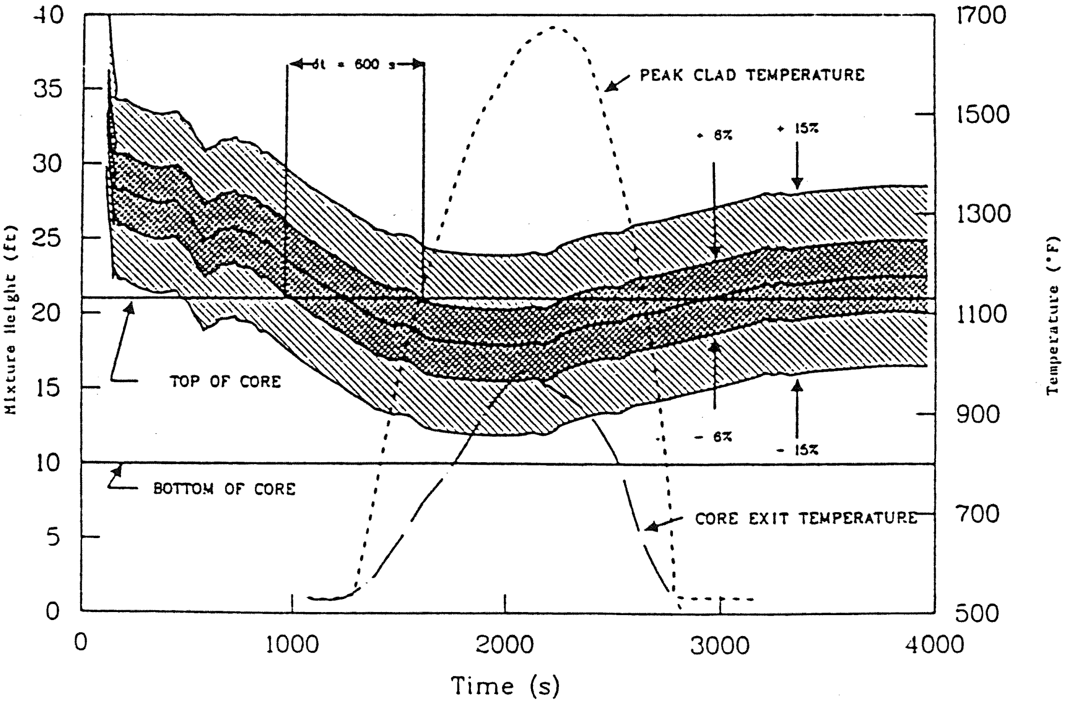


図 2.1-2 0.1-ft^2(109 mm 内径)小破断における原子炉容器水位の予測応答 (Ref.6 Fig.1)

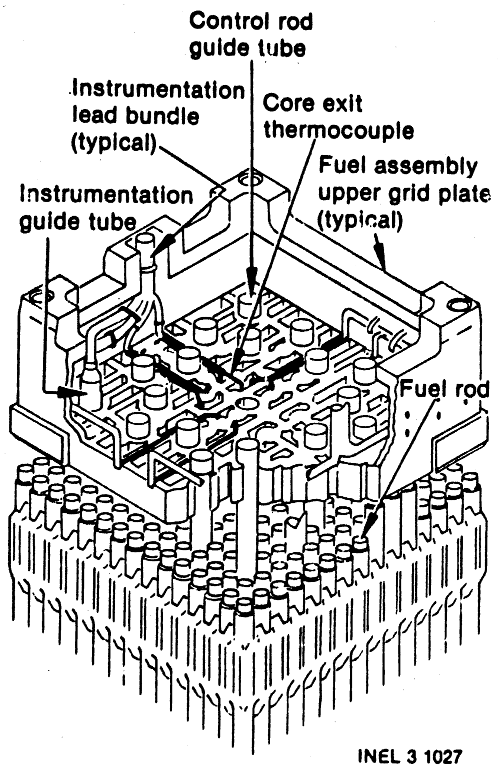


図 2.1-3　LOFT 炉上部グリッド板上での CET 設置状況 (Ref.19 Fig.3)

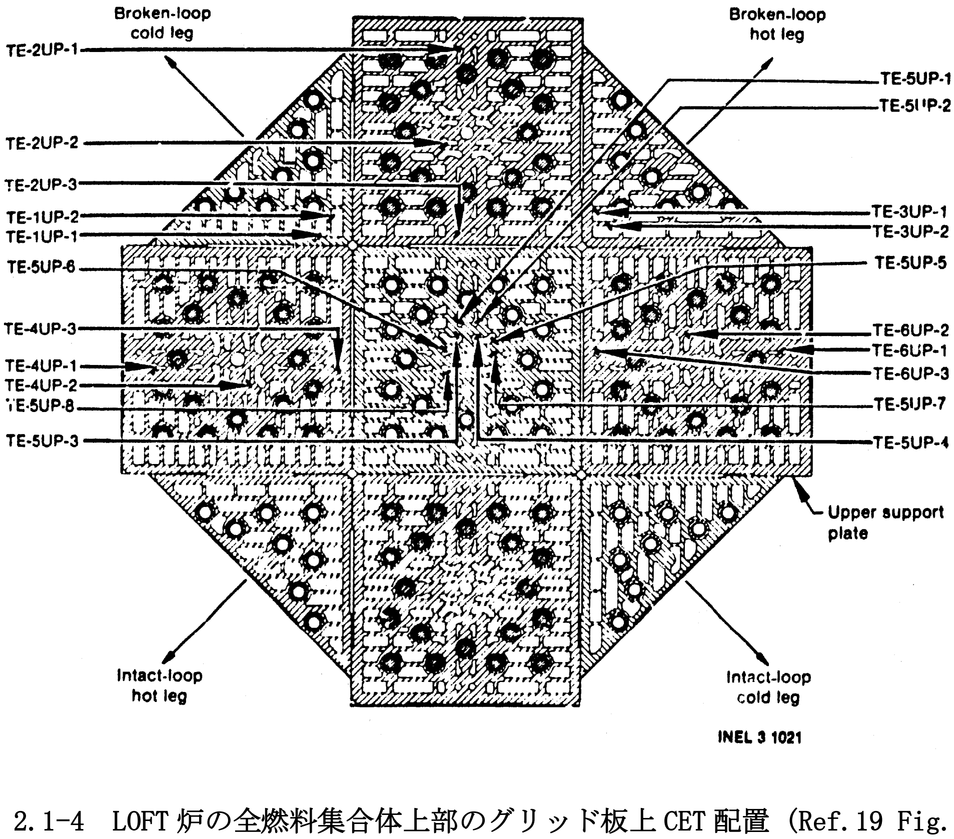


図 2.1-4　LOFT 炉の全燃料集合体上部のグリッド板上 CET 配置 (Ref.19 Fig.4)

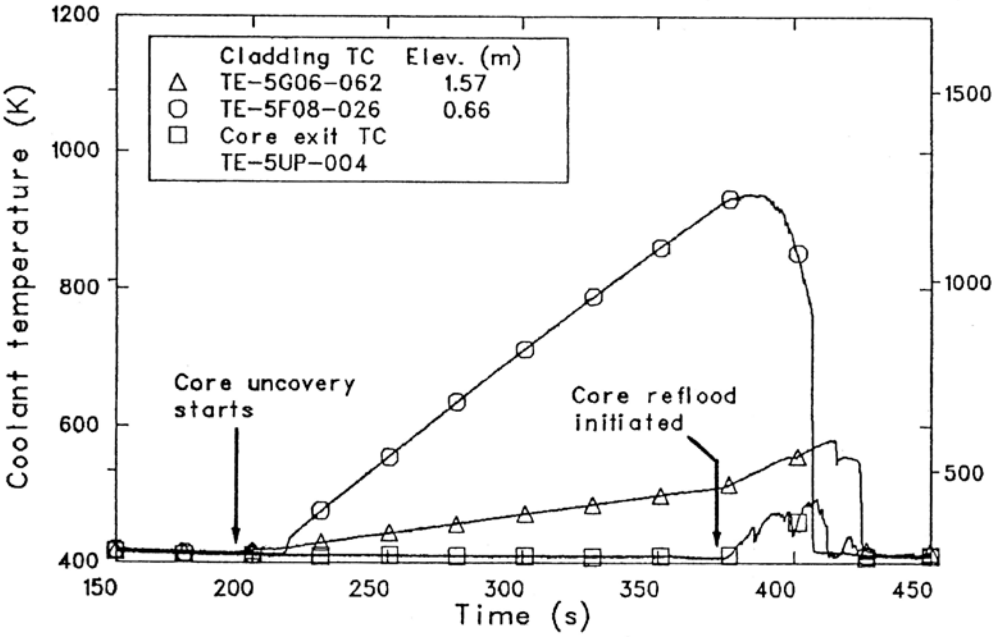


図 2.1-5　LOFT/L2-5 実験における炉心部燃料棒と CET の温度挙動比較（Ref.20 Fig.1）

2.2 OECD 各国における PWR/AM 策の計装指標

2.2.1 OECD/NEA 1992 年レポートにおけるシビアアクシデントマネジメント

米国における TMI-2 事故の調査と研究、ICC 計装の開発・評価を踏まえ、かつ他の各国におけるシビアアクシデント関連研究が進展したことを踏まえて、1992 年 11 月に OECD/NEA は「シビアアクシデント・マネージメント－事故の防止と緩和」に関する報告 (7) を出した。日本原子力産業会議では、「原子力発電所のシビアアクシデントに対処するために、事故管理計画(Accident Management Plan)をあらかじめ効果的に作成しておけば、万一のそのような事態を緩和することが可能となる」として、「OECD/NEA の許可を得て、報告書の全文を翻訳し紹介 (8) することとした」と述べている。このレポートで事故管理活動の現状が紹介されている国は、ベルギー、カナダ、フィンランド、フランス、ドイツ、イタリア、日本、オランダ、スペイン、スウェーデン、スイス、英国及び米国の 13 国であり、各々の国における事故管理の手順書と対策、意思決定の責任、ハードウェア、研究開発等が示されている。しかし、AM 策の策定途上にある国も少なくない。AM 策と運転員の判断、計装指標に関して次の諸点が示されている。

(1) 最近、シビアアクシデントを防止し、またその影響を緩和するために、発電所の運転員が取る措置、即ち事故管理（アクシデント・マネージメント）に大きな関心が寄せられている。この報告の目的は、OECD 加盟諸国における事故管理活動の現状を伝えることである。しかし、何をもってシビアアクシデント・マネージメントとみるかについて OECD 加盟諸国の間で大きな違いがあるので、本報告ではかなり緩やかな定義を採用する。たとえば、一部の国では、設計基準を超える状態での手順書はシビアアクシデント・マネージメントと分類されているが、別の国では、同じような手順書が緊急時運転手順書の中に含まれており、したがってシビアアクシデント・マネージメントではなく、事故管理と見なされている。

(2) 事故管理の要件について、まず、TMI-2 事故の経験から明らかになったことは、このような大事故に対処する手段や準備を制御室の運転員が持っていないことであったと述べ、このような事故の管理ができるために、事故管理計画を開始したと述べている。また、事故管理研究の基本的な問題は「どのような情報が、新たな知見を与えてくれ、対処すべき措置の根拠を提供してくれるのか」ということであると記している。

(3) 事故管理の要件として、従来の特定事象に関する「事象指向」手順書では事故時の状況診断が困難であるため、前兆事象を観察して「状況診断に基づく手順書」を用いる必要があるとされた。安全にとって重要な状況診断ないしパラメーターは、特性つまり安全機能（臨界未満の程度、冷却材インベントリー、ヒートシンク、格納容器の健全性等）に従って区分される。どの場合も、運転員の任務は、診断、決定、措置の 3 段階に及ぶ。「状況診断に基づく手順書（＝安全機能指向型手順書)」では、診断の手順は、もはや観察された異常の原因を究明することではなく、安全運転状態と重要パラメーターの診断に取り組み、決定を下し、実施された措置の結果を点検することとなる。

(4) シビアアクシデント・マネージメントに関しては、計測器類について 2 つの問題が重要となる。即ち、シビアアクシデント時に求められる操作条件を満たすために、どのような計測機器を更に必要とするかという問題と、必要とされる計測機器がその環境条件に耐えるかという問題である。一般に重要なパラメーター群が規定されているが、PWR の場合には、次の情報が含まれる。

◆過熱(T-Tsat)：蒸気の過熱に相当する温度

◆冷却材インベントリー

◆出力レベル
◆蒸気発生器の水位と圧力
◆格納容器の圧力、温度及びサンプ水位
◆水素濃度と放射能：長期にわたる事故管理のための「サンプリング」

(5) 結論と将来の活動のための提言において、必要な計測機器について次のように述べている。発電所運転員が事故時の情報を把握できるように、適切な計測器類を備え、それらがシビアアクシデント条件下でも引き続き作動することが必要である。計測器類の研究は、現在も進行中であるが、これらの事項を更に調査する必要があるし、さらに努力が重ねられるべきである。

2.2.2 OECD/NEA 1996 年レポートにおけるシビアアクシデントマネジメント策の指標計装

上記 1992 年レポートに続き、加盟各国の AM 策がほぼ策定された状況を踏まえ、OECD/NEA は「原子力発電所シビアアクシデントマネジメントの実施状況(1996 年)」(1)を刊行した。ここには、シビアアクシデントマネジメント(SAM: Severe Accident Management)の重要な意志決定事項について、問題をどのように認識すべきか、いつ操作を行い、どのような措置を採り、どのような設備を使用すべきか、取りまとめている。各国の具体的な SAM 策については、一覧表(**表 2.2-1**)に比較した。また未解決の課題も述べている。以下に、本論との関わりで重要な点を示す。

(1) 最も重要な意味を持つ意思決定：シビアアクシデントが生じるような起こりにくい事象の場合、運転員によってそういう事象であると迅速に診断されることが重要である。現在運転中の軽水炉に対して、原子炉冷却系(RCS: Reactor Coolant System)に影響する措置について最も重要な意味を持つ意思決定は、損傷炉心に注水し、RCS を減圧することを含む。

(2) シビアアクシデント発生の指標：軽水炉のシビアアクシデントは、十分な冷却水が RCS から喪失して炉心が露出し、過熱して燃料棒が急速に酸化する場合に発生するであろう。燃料棒酸化発生を示す兆候は、直接或いは間接的にその温度上昇が生じることである。多くの PWR は原子炉水位指標を有しており、それらは炉心過熱を推定することに使用されうる。しかし大部分の PWR は炉心出口温度計を有しており、それらは炉心出口の温度を計測するので、炉心内に上向き流れが存在しているとすれば、炉心過熱を直接的に示すことができる。もう 1 つの指標は、解釈が一層困難ではあるが、炉心ダウンカマ部水位が低下する際の炉心核計装の応答である。

(3) 幅広い概念の意志決定支援手法：1995 年の SESAM(Senior Group of Experts on Severe Accident Management)専門家会議では、次の SAM の定義が使われ、参加者の合意を得たと見なされた。「SAM は、事故過程で発電所スタッフによって実施される次の諸措置から成る。SAM はまた、SAM ガイダンスと手順書、手順の実施を保証する設備の改造及びシビアアクシデントの訓練に関する事前立案と準備方策を含む。全体の目的は、大量放出の危険性を一層減少させることである。SAM 計画を作成し、実施することは発電所設置者の責任である。」
（ⅰ）炉心損傷を防止する。
（ⅱ）炉心損傷の進行を止め、炉心を炉容器内に保持する。
（ⅲ）格納容器の健全性を保持する。
（ⅳ）敷地外への放出を最小限にする。
この定義は、アクシデントマネジメント(AM)とシビアアクシデントマネジメント(SAM)とし

て参照されることの間に、若干の重なりがあるという考えを含んでいる。この幅広いSAM定義は、防止措置だけでなく、緩和措置も組み入れており、1 つのスペクトルを有している。即ち、設計基準事故用に書かれて十分に定着した手順書から、事故が過度の炉心損傷や原子炉容器破損、或いは格納容器破損に進展する際にとられるべき措置までを含む（**図2.2-1**参照)。加盟国の間では、両者の間で、どこに明確な区切りをつけるかについて、相当多様なものがある。その境界は明瞭なものではなく、両者の措置の境界は複雑である。

(4) 加盟諸国の諸手法:いくつかの国におけるSAM(AM)策への対応は以下のように記されている。
(a) 米国：SAMガイドラインと手順書の技術的基盤がEPRI(Electric Power Research Institute)で作成された。オーナーズグループは EPRI 報告書を使用し、異なる発電所型式毎に共通のSAMガイドラインを策定した。NEI(Nuclear Energy Institute)が発行したシビアアクシデント問題に関する終了ガイドラインは、産業界主導でSAM問題を収束させる1つの手法を提供した。最終段階として、事業者はこれらの文書に基づき発電所特有の手順書準備を開始した。
(b) 日本：1992年7月に通産省が事業者に対して強力に奨励し、原子力安全委員会の決定に基づきSAM対応策を策定させた。事業者は1994年3月に審査を受けるため、それぞれの実施計画を提出した。
(c) フランス：EDF(Electricite de France)がSAM手法を策定したが、それは安全当局とフラマトム社が緊密に協力し、現行システムを最適に使用し、発電所にいくつもの改造を実施し、個別の手順書を実施に移したものである。
(d) ドイツ：1986年のRSK(Reactor-Sicherheits Kommission)勧告の後、発電所設置者が自主的な判断としてSAM方策を実施することに同意した。そのSAM手順書は、主として設計基準の範囲を超えるものに対処するもので、安全機能志向型手順書の延長にある。

(5) 各国のPWR/AM策の指標計装：加盟国が提示したSAM対応策実施に関する詳細状況がOECDレポートの付録Aに記述され、表Aにはその一覧表が示された。本論では、損傷炉心の冷却という機能に焦点を当て、4 つの可能な措置として選定された原子炉容器(RPV: Reactor Pressure Vessel)注水・RPV減圧・SG注水・SG減圧に関する意志決定基準と使用設備、その際の重要な考慮事項について、各国の一覧表を**表2.2-1**にまとめた。記述したのは、ベルギー、フィンランド、フランス、ドイツ、日本、スウェーデン、英国、米国の 8 カ国であり、カナダについては炉型が異なるため除外した。AM策の意志決定の基準となる炉心出口温度計(CET)と原子炉水位計という2つの指標計装に焦点を当てて見ると、以下のことがわかる。
(a) CETを用いる国は多く、ベルギー、フィンランド、フランス(CET温度をTcoと表記)、日本、スウェーデンである。なお、日本では、溶融炉心が原子炉容器外に出る場合に格納容器直接加熱を防止することを主目的として、格納容器内放射線レベル高をRCS減圧の意志決定基準の1つに追加している。
(b) ドイツと英国では、原子炉水位又はCET温度という2種類の計装指標からの選択をRPV注水時等の意志決定基準にしている。
(c) 米国では4つの可能な措置に関する意志決定基準にCET温度の記載はないものの、原子炉規制基準 [5] でCETと原子炉水位計をICC検出指標と位置付けており、ウェスティングハウス社の場合には炉心温度がある値以上なら1次系注水を行うとしていること、CE社とB&W社では、ともに1次系注水を最も優先順位の高い措置と位置づけており、1次系注水を判断する指標には上記2つの指標のいずれか、又は両方を使用するものと考えられるので、これら3社のPWRでCETを指標の1つに位置付けていると推定することができる。

(d) なお、意志決定基準のCET温度設定値には、650℃(923 K)以上(ベルギー、スウェーデン、英国)、400℃(673 K)以上(ドイツ)、355℃(628 K)や 700℃(973 K)(フランス)、350℃(623 K)以上(日本)というように、国により様々な温度が示されているが、これはSAMをどの段階で開始するかという枠組みの相違や炉型の相違などが反映した結果となっている。

(6) 未解決の事項：この報告書では、事故は全出力状態から開始し、核分裂反応が停止した場合のAMに限定しているので、その他の条件(低出力及び原子炉停止時の状態や、スクラム失敗時の過渡事象)については考慮していない。また、外的事象(地震など)や施設の経年劣化等の複雑な影響も考慮していない。これらは各国で考慮されるべきであると述べている。

表 2.2-1　OECD加盟国の損傷炉心冷却機能に関するPWR/AM策 (Ref.2 付録A)

(1) ベルギー

可能な措置	意志決定の基準	使用する設備	重要な考慮事項
RPV 注水	炉心出口温度(CET)高	安全注入系	CET>650℃
RCS 減圧	同上	PORVs	同上
SGs 注水	同上	補助又は非常用給水	同上
SGs 減圧	同上	コンデンサ又は大気へ放出	同上

RPV: Reactor Pressure Vessel,　RCS: Reactor Coolant System,　SG: Steam Generator

(2) フィンランド

可能な措置	意志決定の基準	使用する設備	重要な考慮事項
RPV 注水	炉心出口温度(CET)高	ボロン濃度十分な全注入系	炉心溶融制限、冷却性
RCS 減圧	同上	加圧器の独立逃がし弁	RPV 下部ヘッド溶融溜まり生成時の高圧防止
SGs 注水	SG 水位低	新自動化非常用給水系	全交流電源喪失事故時
SGs 減圧	炉心出口温度(CET)高	6 基中 4 基の SG 電動安全弁	

(3) フランス

可能な措置	意志決定の基準	使用する設備	重要な考慮事項
RPV 注水	制限なし、炉心出口温度(Tco)と未飽和度を監視	SIS, CVCS, RCSボロン充填水系, 可搬式ポンプ	炉心溶融進展抑制等、水素生成増加の可能性
RCS 減圧	全SG利用不可時:Tco<355℃かつΔTsat>30℃等 SG1 基以上利用可能時：Tco>700℃	加圧器逃がし弁	1.減圧は安全注入系(SIS)の利用可能性が条件。 2.加圧器逃がし弁開は、Tco 700℃到達時
SGs 注水	SG水位が高温ゼロ出力時の水位以下なら制限なし	通常給水系, 非常用給水系	SG伝熱管漏洩FP洗浄効果、伝熱管損傷リスク低減 等
SGs 減圧	SGsに放射能なし	大気とコンデンサに放出	SGsからの崩壊熱除去

SIS: Safety Injection System, CVCS: Chemical and Volume Control System, FP:Fission Products

(4) ドイツ

可能な措置	意志決定の基準	使用する設備	重要な考慮事項
RPV 注水	RPV 水位<主循環ライン以下、又は CET>400℃等	運転用注入系及び ECC/安全系	注入系による炉心冷却回復、高圧炉心溶融防止等
RCS 減圧	同上	設計逃がし系及び AM 誘導システム	同上
SGs 注水	SG 水位が非常時給水基準より 1m 低い場合及び炉心入口温度(Tci)>310℃等	残留給水、可動式注入系	低圧の 1 次系除熱システム(受動式及び能動式)、時間則なし(LOFW 時は 45 分以上)
SGs 減圧	同上	蒸気逃がし弁	同上

LOFW: Loss of Feedwater

(5) 日本

可能な措置	意志決定の基準	使用する設備	重要な考慮事項
RPV 注水	炉心出口温度(CET)高、HPI/LPI 故障、HPR/LPR 故障	ポンプ:ECCS,CVCS 水源:RWST,使用済み燃料プール等	温度≥350℃（この方策は炉心損傷以前だけでなく以後にも実施される)(1)
RCS 減圧	RCS 圧力高、格納容器内放射線レベル高、SG 細管破断では破損 SG 隔離失敗	PORV	圧力≥20kg/cm², 放射線レベル≥100Sv/h（主目的は格納容器直接加熱の防止)
SGs 注水	全給水喪失	ポンプ:AFWP,MFWP 水源:復水タンク	(1)と同じ
SGs 減圧	炉心出口温度(CET)高、HPI 又は HPR 故障、格納容器圧力	弁:MSRV,蒸気ダンプ ポンプ: AFWP,MFWP 水源: 復水タンク	(1)と同じ

AFWP: Auxiliary Feedwater Pump, ECCS: Emergency Core Cooling System,
HPI: High Pressure Injection, LPI: Low Pressure Injection, MFWP: Main Feedwater Pump,
MSRV: Main Safety and Relief Valve, RWST; Refueling Water Storage Tank

(6) スウェーデン

可能な措置	意志決定の基準	使用する設備	重要な考慮事項
RPV 注水	制限なし	SI 又はボロン濃度十分な全注入系	RPV 破損が診断される前、非ホウ素水注入で再臨界を生じさせるかもしれない。
RCS 減圧	CET≥650℃	PORV’s	炉心過熱過程では、炉心冷却より RPV 圧力が高い優先度を持つ。
SGs 注水	SG 水位低	MFWP, AFWP 等	
SGs 減圧	SI 使用不能時	SGPORV’s	

PORV: Power-operated Relief Valve, SGPORV: Steam Generator Power-operated Relief Valve,
SI: Safety Injection

（7）英国

可能な措置	意志決定の基準	使用する設備	重要な考慮事項
RPV 注水	制限なし	HHSI ポンプ, LHSI ポンプ, CVCS ポンプ	通常の基準、RCS サブクール度低及び CET>370℃又は RCS 水位低
RCS 減圧	1. 2 次系除熱源喪失(SG 水位低,SG 圧力>85bar, 給水流量低) 2. CET>650℃	1. POSRVs, HHSI ポンプ 2. POSRVs, RPV 頂部放出	1. HHSI ポンプ利用可能時、2 次系除熱源回復不能の時のみ適用 2. HHSI ポンプ利用不可時、他の全容器内方策失敗時のみ適用
SGs 注水	1. 2 次系除熱源喪失(SG 水位低,SG 圧力<90bar, 給水流量低) 2. CET>650℃	主給水, 電動補助給水, タービン動補助給水	
SGs 減圧	1. CET>370℃又は RCS 水位低 2. CET>650℃	蒸気ダンプ系, SGPORVs	1. RCS 注水失敗かつ SG 給水可能時のみ 2. 上記容器内方策失敗時のみ、1 の制約緩和。SG 細管内外圧力差制限の維持

HHSI: High Head Safety Injection, LHSI: Low Head Safety Injection

POSRV: Power-operated Safety and Relief Valve

（8）米国

可能な措置	意志決定の基準	使用する設備	重要な考慮事項
RPV 注水	随時	SI, 充填系	蒸気又は水素生成で格納容器が破損するかどうかを決定。
RCS 減圧	P<設定値	PORV’s, SG’s	HPME 低減, クリープ破壊, 格納容器に蒸気、水素、FP を付加すること
SGs 注水	SG 水位<最小値	AFW, MFW, CP 消火水	クリープ破壊を防止でき、SGTR では FP を洗浄する。
SGs 減圧	RCS 冷却必要時又は低圧 FW 使用時	ADV’s, タービンバイパス	SG が空になるとクリープ破壊が生じるかもしれない

ADV: Atmospheric Dump Valve, AFW: Auxiliary Feedwater, CP: Circulation Pump,

HPME: High Pressure Melt Ejection, MFW: Main Feedwater,

SGTR: Steam Generator Tube Rupture

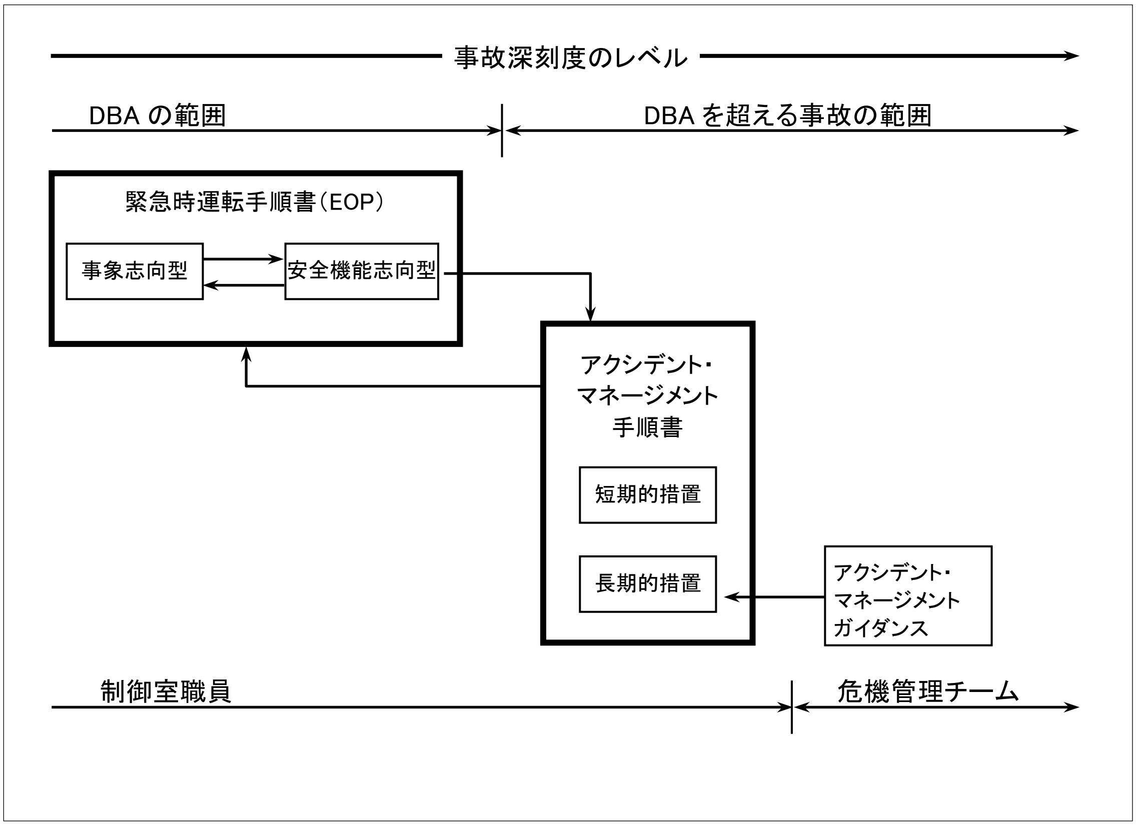


図 2.2-1　AM 手順書とガイダンスの構成[2]

2.3　わが国におけるPWR/AM策と計装の課題

2.3.1　米国原子力発電所事故調査特別委員会によるTMI-2事故教訓の反映事項

TMI-2 事故発生から約 3 週間後、わが国では原子力安全委員会の下に、日本原子力研究所東海研究所副所長の村主進氏を委員長とする表記調査委員会が設置された(1979 年 4 月 19 日)。この委員会は翌 5 月に第 1 次報告書を、9 月には第 2 次報告書 [25] を出した。1981 年 5 月に第 3 次報告書 [26] を発表し「今後、本格的復旧作業が開始されると、新たに有益な知見が導き出されることと考えられるが、このような情報が公表されるまでには、かなりの年月を要する見通しである」として解散した。その後、同委員会の再設置はなかった。

この委員会の第 2 次報告書では、第 2 章において、設置した基準・審査、設計、運転管理、環境、防災、安全研究の 6 つのワーキンググループの検討結果を踏まえ、今後のわが国の安全確保対策に反映させるべき事項を示した。そして、これまでも原子力発電所の安全性向上のための一環として相当程度検討され、適宜、実施に移されているものもあり、また今後の検討の結果、現状で十分であるとの結論に至るものもあるとは考えるが、今回の事故の意義の重要さに鑑み、その教訓は最大限反映されるべきであるとの観点から、現時点において検討を加えることが必要であると判断した事項は全て摘出したと述べた。以下に、本論と関わる事項を抜粋して示す。

(1) 基準・審査関係

(1-1) 安全設計審査指針及び関連技術基準

①安全上重要な系統及び機器の分類：TMI-2 の場合、炉心温度計、加圧器逃がし弁等安全系に入れられてなかった系統及び機器の重要性が再認識されている。このことに鑑み、安全上重要な系統及び機器の役割を検討し、これらの重要度に応じてより一層明確に区分する必要がある。

②原子炉計測制御系及びプロセス計測制御系の信頼性：TMI-2 の場合、炉心温度計の指示が測定範囲を超えており、この指示に疑問を抱いたと思われる事実がある。また、1 次系が飽和状態であるにもかかわらず、加圧器水位計の指示に基づいて 1 次冷却材インベントリを判断した事実がある。このことに鑑み、異常時においても原子炉計測制御系及びプロセス計測制御系の信頼性が総合的に確保しうることを確認しておく必要がある。

(1-2) 安全評価審査指針

①運転時の異常な過渡変化及び事故の解析条件：TMI-2 の場合のような異常事象を過渡変化及び事故の解析条件に加えるべきか否かについて、ヒューマン・クレジット及び単一故障指針の検討結果等も反映させつつ、検討する必要がある。

(2) 原子炉施設の設計関係

①小破断事象時の安全性：原子炉冷却材圧力バウンダリの小破断事象時の安全性をさらに詳細に確認するとともに、加圧器気相部からの冷却材喪失現象に対処する上での安全性をより向上させるための措置について検討する必要がある。

②1 次冷却材の状態の監視方式：事故時又は異常な過渡変化時に 1 次冷却材の状態及び炉心冷却の状態をよりよく把握するための手段、例えば、加圧水型軽水炉の 1 次冷却材がサブクール状態にあることを運転員が常時監視できる装置（ディスプレイ等）の設置などの検討を行う必要がある。

(3) 実施すべき安全研究関係のテーマ

①スモール LOCA 時の二相流の実験及び解析：1 次冷却系の中小破断時に蒸気発生器内、1 次冷却系配管内に生ずる 1 成分及び 2 成分二相流の挙動について、想定される事故シークェンスとの関連を含めて研究し、スモール LOCA の現象を解析するコードの改良に資する。

2.3.2 アクシデントマネージメントの方針

原子力安全委員会は、平成 2 年(1990 年)2 月 19 日に原子炉安全基準専門部会共通問題懇談会からシビアアクシデントに関する知見及びそれまでに得られていた確率論的安全評価の一部について「原子炉安全基準専門部会共通問題懇談会中間報告書」を受け、平成 4 年(1992 年)3 月 5 日に同懇談会から報告のあった「シビアアクシデント対策としてのアクシデントマネージメントに関する検討報告書（以下、報告書)」を受けた。この報告書について審議し、同年 5 月 28 日に「発電用軽水型原子炉施設におけるシビアアクシデント対策としてのアクシデントマネージメントについて」[27]を決定し、以下の方針で対応を行うこととした。なお、アクシデントマネージメントとは、シビアアクシデントへの拡大防止対策及びシビアアクシデントに至った場合の影響緩和対策を指すとした。

(1) わが国の原子炉施設の安全性は、現行の安全規制の下に、多重防護の思想に基づき厳格な安全確保対策を行うことによって十分確保されている。これらの諸対策によってシビアアクシデントは工学的には現実に起こるとは考えられないほど発生の可能性は十分小さいものとなっており、原子炉施設のリスクは十分低くなっているものと判断される。アクシデントマネージメントの整備はこの低いリスクを一層低減するものとして位置づけられる。したがって、当委員会は、原子炉設置者において効果的なアクシデントマネージメントを自主的に整備し、万一の場合にこれを的確に実施できるようにすることは強く奨励されるべきであると考える。

(2) 原子炉設置者においては、原子炉施設の安全性の一層の向上を図るため、報告書が示す提案の具体的事項を参考としてアクシデントマネージメントの整備を継続して進めることが必要である。また、行政庁においても、アクシデントマネージメントの促進、整備等に関する行政庁の役割を明確にするとともに、その具体的な検討を継続して進めることが必要である。

(3) 当委員会としては、当面以下の通り行うこととする。
今後新しく設置される原子炉施設については安全審査の際に、また、運転中又は建設中の原子炉施設については順次、アクシデントマネージメントの実施方針について行政庁から報告を受け、検討することとする。それらの際には、当該原子炉施設に関する確率論的安全評価について行政庁から報告を受け、検討することとする。

(4) 関係機関及び原子炉設置者においては、シビアアクシデントに関する研究を今後とも継続して進めることが重要である。さらに、当委員会としては、これらの成果の把握に努めるとともに、所要の検討を行っていくこととする。

従ってわが国では、アクシデントマネジメント(AM)を原子炉施設の規制要件としていないし、AM 策開始のための指標計装も規制要件としてない。この点は、NUREG-0737 Ⅱ.F-2 に定めた米国の規制要件とは異なるものである。原子炉設置者の AM 策は一般には開示されてないため、その概要を OECD/NEA レポート(1996 年)に示された日本の PWR/AM 策に基づき、次節に示す。

2.3.3 わが国の PWR/AM 策の事例 [1]

(1) 原子炉の減圧:中規模或いは小規模 LOCA の場合、炉心損傷前の 1 次系減圧は、蒸気発生器(SG)

によって行う。SG 細管破断等の場合は、余熱除去系(RHRS: Residual Heat Removal System)で行う。これらの方法は、低圧 ECCS 或いは RHRS を併用することで炉心損傷を回避できる。それらの効果は、熱水力解析で示されているし、日本原子力研究所の ROSA-Ⅴ実験で確認されている。もし高圧下で炉心損傷が検出されるなら、原子炉は加圧器逃がし弁を手動で開けることにより減圧する。また、原子炉容器(RPV)内で、燃料－冷却材相互作用が減圧時に生じるとしても、RPV は強固なコンクリート壁で囲まれているので、格納容器の健全性を損なうことはないであろう。以上のことが、技術基盤として確認され、意志決定事項として示された。

(2) 損傷炉心への注水:RPV 破損前には、炉心損傷防止用に使用された炉心へのホウ酸水注水は、炉心が損傷した後でも継続される。RPV 破損後に損傷炉心に注水することは、その操作目的に依存して異なる意図を持つ。ホウ酸水を注入できない場合には、消火水系の水もまた有効である。

(3) 炉心損傷の検出:意志決定における炉心損傷の検出は、**表 2.2-1** の日本の場合に示すように、CET 温度≥350℃(623 K)を指標として判断する。但し、CET 温度≥350℃という条件が、炉心損傷のどのような状態に対応するものであるかは、技術基盤として示されてない。

2.4 アクシデントマネジメントに向けた計装指標性高度化の要件

ここまで、TMI-2 事故の教訓を生かす米国・OECD 諸国及び日本の PWR/AM 策と指標計装に関連する取り組みや研究開発について述べてきたが、特に CET と原子炉保有水量検出システムを結びつけた AM 指標についてまとめると、以下のようになる。

(1) CET と原子炉水位計を PWR/AM 指標に用いる事例は、ドイツや英国にある。ドイツの場合、原子炉容器水位が 1 次系ループ下端以下になった場合、又は CET 温度が 673 K を超えた場合に原子炉 1 次系の減圧操作或いは原子炉容器への注水を行うとしている。英国の場合は、原子炉 1 次系のサブクール度「低」及び CET 温度が 643 K を超えた場合、又は原子炉 1 次系水位「低」の場合に原子炉容器注水を行うとしている。しかし、CET 温度の設定値と原子炉水位「低」の設定値の間に、明確な関係が得られているわけではない。このことは、1 章において「OECD/NEA では、各国 PWR プラント AM 策における CET の指標性に検討すべき課題があるとして、専門家グループに新たなタスクグループを設置し、2008 年 4 月より検討を開始した。」と述べたように、多くの国で PWR/AM 策に指標計装として位置づけられている CET の事故時特性に、未検討の不確かさがあったことから明らかである。また、AM 指標とする CET 温度設定値の多様性もまた、その反映でもあった。また、米国では、規制基準にこれら 2 つの計装を要件としているが、両者の定量的な関係を示しているわけではない。

(2) 従って、CET と原子炉水位計を PWR/AM 指標に用いる場合には、炉心過熱に至る過程において、両者の関係に関する実証的な研究成果を踏まえた技術基盤を有していることが必要である。前に述べたように、両者の関係に関する実証的な研究開発は、既に実施された米国における研究では不十分であるから、これは新たな研究開発の課題である。

(3) 著者は、4 章及び 5 章において、原子炉 1 次系の各種水位計と CET の特性を各々示しているが、両者を統合する効果については、新たな課題として本論で 6 章にまとめる。両者を統合する上で重要な点は、炉心過熱の前兆過程から過熱過程までを、1 次系保有水量の変化過程を共通パラメータとして関係づけることである。このことにより、より炉心過熱に接近している時点の計装指標が何であるかが明らかになり、その指標の重要度がより高く位置づけられることにつながると考える。

3. ROSA計画における軽水炉想定冷却材喪失事故事象と実機適用性に関する研究

第3章では、4章から6章において述べる指標計装特性の背景となる各種想定LOCA事象やその際の安全対策及びAM策に関して、まず、これらを総合実験として研究したROSA計画の概要と実機縮小スケール実験の有用性を述べ(3.1節)、次に、その中で著者らが実施した2種類の実験装置による事故事象の解明と解析コードの評価、実機適用性の検討事例を示す(3.2, 3.3節)。最後に、ROSA計画の装置スケールと実機適用性に関する研究のまとめを示す(3.4節)。これらの研究対象のPWR及び沸騰水型原子炉(BWR: Boiling Water Reactor)のLOCA事象において焦点となるのは、原子炉冷却系の圧力と保有水量、各部水位の変化及び炉心冷却不全状態の関係である。なお、3.1及び3.4節で述べるROSA-Ⅱ実験への構造材蓄積熱影響評価解析については、解析コード性能評価のベースとなった著者のLOFTセミスケール実験解析を、ROSA-Ⅱ計画において実施した一連の解析の参考資料として、付録Cに示す。また、3.2節で述べるROSA-Ⅲ計画の主蒸気管大破断LOCA事象に関する実機相似性評価解析に対しては、破断位置の異なる再循環ポンプ吐出側大破断LOCA事象の実機相似性評価解析でも同様の結論を得ているので、関連資料として付録Dに示す。

3.1 ROSA計画の概要－軽水炉LOCA総合実験と解析の課題

ROSA計画は、「軽水炉事故時の熱工学的安全性に関する研究」をテーマとして、1970年に開始したROSA-Ⅰ計画[28]から、現在のROSA-Ⅴ計画まで、5次にわたるプロジェクトとして実施されてきた。それぞれの実験装置は、大型圧力容器からのブローダウンを模擬するROSA-Ⅰ実験装置から、大型PWR体系を模擬し、1次系2ループとECCS 3種を装備するROSA-Ⅱ試験装置[29]、大型BWR/6体系を模擬し、2つの再循環ループと主蒸気系及びECCS 4種を装備するROSA-Ⅲ試験装置[30]へと推移した。TMI-2事故(1979年3月)を契機に、国の大きな支援を得て運転員操作と実機模擬性を追求する試験装置が求められ、ROSA-Ⅳ計画として大型PWRを高さ実寸、容積比1/48で模擬する大型非定常試験装置(LSTF)[31]が設計され、研究が推進された。ROSA-Ⅴ計画では、LSTFを改造[32]して米国新型原子炉システムの型式認証に必要な総合模擬試験を実施し、その後はOECD/NEA ROSAプロジェクトとして、解析手法高度化やAM効果検証実験等の研究を実施してきた。本論文の4章から6章で述べるPWR各種想定LOCA事象やその際のAM策に関する総合実験は、ROSA-Ⅳ及びROSA-Ⅴ計画のLSTF試験装置を用いた実験であり、各々1・2次模擬燃料集合体と3・4次模擬燃料集合体を使用した。このように、ROSA計画は、実機でLOCA事象を種々発生させて調べることができない安全対策の効果について、小規模模擬実験を広範な条件で実施し、熱水力現象の解明と解析による実機適用性の評価を行うという、総合的な実験及び解析に関する研究を行うものである。一方、いくつかの研究計画では、各国で進められた同様の軽水炉LOCA総合実験との比較検討の必要から、各種の相互比較実験(Counter-part Test)が実施され、装置や実験条件の相違による影響と、実機事象への適用性が検討された。実験解析や実機事象解析には、それぞれの計画においてLOCA解析コードが利用され、コードの性能評価と改良が行われた。また、LSTFを使用した実機事故事象の再現実験も実施され、事象の模擬性や相違点の評価が実施されてきた。

3.1節では、各次ROSA計画の研究課題と成果の概要、試験装置の特徴、及びその中で著者が実施した研究について述べる。なお、著者が従事したのはROSA-Ⅱ計画からであるが、その研究課題はROSA-Ⅰ計画を受け継いだものであり、研究対象とする軽水炉LOCA事象と模擬実験に対する考え方はROSA-Ⅰ計画から一貫していて、わが国におけるLOCA試験研究の原点が示されているため、最初にROSA-Ⅰ計画の概要についても触れる。

(1) ROSA-Ⅰ計画の概要

わが国で軽水炉発電所の導入が検討された1960年代から、原子炉安全解析の対象とする最大想定事故の１つとして１次系配管が何らかの原因で破断するという仮定を設け、その事故現象と波及の経過、作動する工学的安全施設の効果を評価する方法が取られた。この安全評価の信頼性を増すために、事故現象と工学的安全施設に関する実証データや解析コードに関する研究の積み重ねが必要と認識され、日本原子力産業会議の安全特別研究会にSAFEプロジェクト小委員会が設けられた(1963年)。これは軽水炉冷却材喪失事故(LOCA)の安全解析に関する多角的な実験研究を実施し、数々の有益な知見を成果報告書にまとめ、終了した(1966年)。この結論の中で、今後更に研究を必要とするものとして、

① 実規模に近い装置によるLOCA時の炉心過渡現象を解明するための実験

② 工学的安全施設の効果を含めたLOCA現象を解析する計算コードの開発

の2点が指摘された。

ROSA-Ⅰ計画[28]は、SAFEプロジェクトの後を受け、軽水炉LOCAに関する実験研究の第2期計画として、日本原子力研究所(原研)が実施することになった。ここでは、SAFEプロジェクトの要望に添い、かつ安全解析上重要でありながら未だ十分な知見が集積されていないものに重点を絞ることとし、次の3点に研究課題を決定した。

(a) 破断口からの流出流量

(b) ブローダウン過程における燃料棒表面温度挙動

(c) 減圧過程における圧力振動

これらを研究する実験装置としては、既得の知識の上に立って単純なものから複雑なものへと段階を踏むこととし、循環ループや工学的安全施設を装備せず、着目する現象を圧力容器の内部に限定した装置を設計・制作した(**図3.1-1**)。構成は、模擬炉心を含む大型圧力容器(内径560㎜、高さ7080㎜)、一様温度に設定するためのヒーターと回路、ラプチャーディスクを使用する急速破断機構と凝縮器からなる放出系を有し、温度・圧力など20点の計測・データ収録系を装備した。

実験は1970年12月から1973年3月まで計61回実施した。主な試験条件を以下に示す。

模擬炉型：BWR, PWR

模擬炉心：なし，非発熱，発熱

放出位置：圧力容器上部ノズル，下部ノズル

放出圧力：40，70，100 kg/cm^{2}G

破断口径：25，50，70，100，125 mm

このROSA-Ⅰ圧力容器の内容積($V_{Ⅰ}$)は約1.7㎥ で、PWR型LSTF試験装置の全1次系容積(V_L=8.1 m^3)の21%に相当するものであるが、最大破断口径($D_{Ⅰmax}$)は125 mmと大きい。LSTF試験装置のコールドレグ10%破断(口径D_L=31.2 mm)の場合と比べると、高温・高圧からのブローダウン現象のタイムスケールを同じにするための相似則として破断面積と冷却材容積の比を同じにとると、125 mmの破断サイズは、

$$10\% \times (D_{Ⅰmax}/D_L)^2 \times (V_L/V_{Ⅰ}) = 765\% \qquad (3.1)$$

に相当するものであるから、これは配管両端ギロチン破断(200%)の約4倍の規模に相当する大きさであることがわかる。同様に、最小破断口径の$D_{Ⅰmin}$= 25 mmは31%破断サイズに相当する。従って、ROSA-Ⅰ計画で検討したブローダウン現象は、実機コールドレグの31－765%の範囲となり、大破断LOCAを対象としたものであるという特徴がわかる。

この実験では、以下の成果を得た。

1) ブローダウン時の圧力・温度降下及び放出水量について実験データと RELAP2 及び RELAP3 解析の照合により、初期圧力や破断位置、破断口径等と解析モデルの放出係数(C_D)、気泡分布係数(C_X)、気泡離脱速度(V_B)のパラメータ及び体積区分との関係が明らかにされた。
2) LOCA 解析で最も重要なパラメータとされる放出係数(C_D)に関して、幅広い実験条件に適合する最適値を決定し、これに及ぼす影響因子を明確にし、かつ実験式を導いた。
3) 臨界流の理論と ROSA-Ⅰ実験データから、放出係数(C_D)は放出圧力にはほとんど無関係で、破断口径とクォリティだけで決まることを明らかにした。とくにクォリティがゼロに近い所では、発泡おくれのために C_D が急激に増大して 1 以上になること等を明らかにした。
4) 破断口からの流出流量を求めるために、亜臨界流から超臨界流に至る流れを一般的に取り扱うことのできる高速二相流及び二相臨界流の理論を確立した。
5) 模擬燃料棒表面温度の挙動に関しては、燃料棒が水面下にあると推定される場合でも温度異常上昇を示す実験データを得た。この原因については種々の検討がなされたが、明確に現象を理解することができず、解析モデルを確立するに至らなかった。
6) 未飽和減圧時の 1 次系流体の圧力、流速、温度、密度、音速の変化過程を求める特性曲線法の解析手法を確立し、その第 1 段階として DEPCO-SINGLE コードを開発した。これによる計算結果は、ROSA-Ⅰ及び LOFT セミスケール実験結果と良い一致を示すことを確認した。

ROSA-Ⅰ試験報告書は、当初予定した研究課題のうち、(a)と(c)はほぼ達成されたが、(b)については、事故解析で明らかにすべき最終目標であるにも関わらず、確たる見通しを得ることができなかったのはまことに残念であったと述べた。燃料温度挙動の解明には、従来のようなブローダウンとヒートアップに分ける手法では真の解明を期し難いとして、炉心チャンネル内の局所冷却材挙動と過熱面における熱伝達とが相互関連のもとに明確にされねばならないと述べ、それは今後、ROSA-Ⅱ計画の中で究明していくとした。また、あとがきの中で、計測技術をはじめ、装置の運転保守の面でトラブルが相次いだが、ようやく実験が軌道に乗り出した頃、米国の LOFT セミスケール実験で突然 ECCS 問題が起こり、原子炉の安全問題が俄然クローズアップされたと述べている。LOCA はあまりにも現象が複雑で奥行きが深く、これを解明するには基礎から大型装置による試験まで、幅広い研究を、有機的かつ計画的に進めなければならないこと、また、おそらく国際協力によって初めて可能となる程の内容であるだろうと指摘している。この点は、ROSA-Ⅱ計画から初めて軽水炉 LOCA 研究に関与した著者にとって、研究課題だけでなく、研究姿勢や研究の方向性についても、示唆に富んだものであった。

(2) ROSA-Ⅱ計画の概要

(2-1) ROSA-Ⅱ計画の課題

ROSA-Ⅰ試験報告のあとがきに示されている米国 LOFT セミスケール実験でクローズアップされた ECCS 問題は、わが国としても、ROSA-Ⅱ計画 (29)において新たな研究課題と試験装置の実機模擬性を求める動きに寄与した。この LOFT セミスケール実験は、1970 年 11 月から 1971 年 2 月に実施された一連の LOCA/ECCS 実験であり、ECCS として作動させた蓄圧注入系冷却材が計画通り炉心を冷却せず、破断口から流出したものであった。しかしこのセミスケール実験結果は、試験装置の模擬性の低さにより、実機 PWR に直接適用できないという制約があった。それは、(a) 小規模の試験装置で構造材蓄積熱が相対的に大きいため、装置内で過大な蒸気生成を生じさせること、(b) 圧力容器に破断ループのみ装備している試験装置体系であり、圧力容器内の上部プレナムとダウンカマーをつなぐ健全ループがないため、実機の ECCS 流入条件と大きく異なること、(c)

実機に装備しているECCSのうち蓄圧注入系のみ作動させたが、低圧注入系等の他のECCSとの組み合わせ効果が示されないこと、が理由であった。このため、これらの相違点をなくし、或いはその影響をできるだけ少なくする実機模擬の総合試験装置を作り、ECCS 性能を検証することがROSA-Ⅱ計画の課題になった。また実験結果をもとに、RELAP-3 や RELAP-4J 解析コードの性能評価を行うことも、重要な課題となった。

ROSA-Ⅱ試験装置は、米国の4ループPWRであるTROJAN 原子炉を参照炉とし、次の要件を備えることが検討された。

① PWR 1次系システムの主要な機器として、蒸気発生器(SG)と1次系循環ポンプを有する破断ループと健全ループを装備し、破断ループと健全ループの容積比を1:3として4ループPWRを模擬する。健全ループホットレグに加圧器を設置する。
② 圧力容器内の上部ヘッド、上部プレナム、炉心、下部プレナム、ダウンカマを模擬し、炉心には実機と同じ外径(10.7 mm)・配列の模擬燃料棒約 100 本をコアバレル内に装備し、炉心発熱長を1.5 mとした。この炉心長は、実機の1/2.4に相当する。燃料棒の線出力密度と炉心内の出力分布を種々模擬するよう、模擬燃料集合体の改造を行う。
③ 種々の破断流条件による連成流動現象を模擬するため、両端ギロチン破断や配分破断、片側破断等の破断モードを設定できるようにする。また、圧力容器内やSG、ポンプの流動圧損は、実機と同じ流速の場合に同じ圧損になるよう設計する。
④ 種々のECCSとして、高圧注入系(HPCI: High Pressure Coolant Injection)、低圧注入系(LPCI: Low Pressure Coolant Injection)、蓄圧注入系(ACC: Accumulator)、上部ヘッド注入系(UHI)を装備し、1次系の注入場所もいくつか選択できるようにする。これにより、PWR/LOCA現象として、ブローダウン過程から再冠水過程までの全体をカバーすることとする。

ROSA-Ⅱ計画は1971年6月から始まり、**表3.1-1**に示すように1974年2月から1977年7月まで 82 回の実験を実施した。この内、ROSA-Ⅱ計画の国際協力としては、米国原子力規制委員会(USNRC)との研究協力により実施したPWR新型ECCSであるUHIの性能模擬試験があり、装置改造を実施して計10回の試験を実施した。著者は1974年4月から原研に勤務し、配属された5月からこのROSA-Ⅱ計画に従事したので、ほぼ全ての実験に立ち会い、各種LOCA実験結果の検討や実験報告書の作成、解析等の研究に携わった。**図3.1-2**にROSA-Ⅱ試験装置のフローシートを示す。装置は、炉心を含む圧力容器、SG とポンプを有する 2 つの非対称 1 次系ループ、放出系、ECCS系等からなる。1次系容積は0.854 m^3 であり、これは実機の1/416に相当する。炉心の実機比高さは1/2.4であるから、実機比断面積では1/173に相当するものである。炉心の最大出力は2.24 MWで一定であるが、種々の実験目的に応じて計9種類の炉心構造となり、ヒーターロッド本数はダウンカマー流路を広げた場合の69本から、UHI実験で細い燃料棒を模擬した場合の177本まで変化した。計装は炉心の改造等により変化するが、圧力、差圧、燃料及び流体温度、流量、水位等、140点程収録した。

(2-2) ROSA-Ⅱ実験の成果

ROSA-Ⅱ実験の結論には、以下のことが含まれる。

1) LOCA現象の初期ブローダウン過程における炉心冷却を左右するのは、炉心内の流れの停滞条件である。流れが一定の条件以下になると、炉心内は短時間に蒸気がちになり、冷却水は押しのけられ、燃料温度は上昇する。実験ではその境界条件は決定できなかった。炉心流れの停滞に影響する因子は、2 つの破断経路の流出量バランスだけでなく、上部プレナムと下部

プレナムの蒸気生成量の比、健全ループのポンプ作動条件や流入量条件にもよる。

2) ECCS水注入に伴う凝縮・減圧効果により、しばしば1次系内の流動条件が大きく変化するが、この点は従来のLOCA/ECC研究であまり考慮されていなかった点である。蒸気と冷水の直接接触による大きな凝縮・減圧効果は、ダウンカマー上部や上部プレナム（高温側注入時）において激しく生じ、注入点が水面下にある場合は生じない。この効果の炉心冷却に及ぼす影響は、1次系内の熱流動条件により正負いずれの場合もある。

3) 構造材蓄積熱については、高温水のフラッシングによる蒸気生成と同様に、LOCA過程で蒸気生成に大きく影響する。特に、ダウンカマーの蓄熱放出は、健全ループからのECC水流下を妨げ、ECCSバイパスを促進する。健全ループの蒸気発生器とループシール部における蓄熱放出は、しばしば長周期の1次系内流動変動を生じさせる。

4) ROSA-Ⅱ/UHI 実験で炉心過熱を促進した原因として、上部ヘッドに注入した冷水が上部プレナムに流下し、そこで炉心から上昇してきた二相流と混合して大きな凝縮・減圧効果を生じ、さらに炉心の蒸気上昇を促進したため、炉心出口部で対向流制限(CCFL: Counter Current Flow Limitation)を生じさせ、UHI水が炉心に流下しなくなったと推定された。

5) ECCSの有効性評価：ROSA-Ⅱ実験では、実機を模擬したECCS注入条件(コールドレグ注入)の場合に炉心冷却が不十分となる結果が得られたが、これを実機に直接適用することはできない。その理由は、PWR と ROSA-Ⅱ試験装置のいくつかの相違にある。相違点は、構造材蓄熱の冷却材挙動への影響、炉心の流動抵抗、炉心長さ、1 次循環ポンプ特性などである。これらの模擬性が改善された条件下で実験が行われ、それをコード解析で一般化した場合に初めて実機適用性が判断される。

(2-3) 著者らが担当した解析コードの性能評価と最悪炉心冷却条件の解析

一方ROSA-Ⅱ計画では、LOCA解析コード(RELAP-3, RELAP-4J)を用いた実験結果の詳細解析により、コードの性能評価を行うとともに、LOCA過程で炉心流れの停滞する最悪炉心冷却条件を生じさせる破断条件をコールドレグ破断とホットレグ破断の両方について感度解析により評価し、それぞれを実験で確認する等の研究を実施した。この内、ROSA-Ⅱ試験装置と同様に破断ループと健全ループを装備したLOFTセミスケール1-1/2実験装置のブローダウン実験＃1011[33]が第2回国際標準問題(ISP-2: International Standard Problem No.2)に選ばれ、日本からは著者らのROSA-Ⅱ解析グループが RELAP-3 コードの性能評価の機会ととらえて参加した(付録 C 参照)。同じRELAP-3を使用したROSA-Ⅱ実験の最悪炉心冷却条件解析はROSA-Ⅱ総合試験報告書[29]の5章と6章にまとめられているが、著者は6章のホットレグ破断における最悪破断条件を予測感度解析により求めた。それは、圧力容器(PV: Pressure Vessel)側破断口サイズを19%と小さくし、ポンプ側(SG側)破断口を100%と最大にした場合に炉心流れの停滞が最も厳しくなり、炉心クォリティが最大になったものである。これに対して実験では、予測とは少し異なる条件であるがPV側破断口サイズを44%とし、SG側破断口サイズを100%とした実験を実施し、ホットレグ200%破断よりやや早い段階で炉心過熱が進み、予測に近い炉心最悪冷却条件が生じたものと判断された。このことは、定性的に良好な解析コードの予測性能を示す事例であった。

ROSA-Ⅱ実験に関する詳細な実験解析は、コールドレグ大破断実験とホットレグ大破断実験の両方について、RELAP-3コードを改良した新しいRELAP-4Jコードを使用して実施され、著者はホットレグ破断実験の解析[34]を担当した。このコードはRELAP-4/MOD2コードに対して、Moody臨界流理論の放出係数(C_D)に、ROSA-Ⅰ実験結果から導いたクォリティによる修正項等を組み入れ、原研で改良したものである。この実験解析には、LOFTセミスケール実験#1011の解析やROSA-Ⅱ予

測感度解析を実施した際のRELAP-3コード使用経験や、ROSA-Ⅱ実験結果の詳細分析の知見を反映することができ、高度化されたLOCA解析コードの性能評価と検討すべき課題の導出を行った。ホットレグ大破断実験に関して、破断後26-27sまでのブローダウン過程を対象とした解析で、以下の結論を得た。

1) １次系圧力と流出流量に加えて、炉心のヒーターロッド温度挙動も比較的実験結果と良い一致を示した。これは圧力容器内残存水量の計算も実験に近い結果を導いたためと考えられ、RELAP-4Jコードによる大破断LOCAブローダウン現象の予測性能が良いことを示した。
2) 実験結果との詳細な比較検討により、次の現象について解析上改良すべき点が見出された。

① ACC注入開始後の1次系内流体挙動に、実験結果と解析結果のやや大きな不一致が見られた。解析結果の改良には、注入領域の範囲を現実的な混合範囲にすることに加えて、ボリューム内完全混合を仮定しているモデルの改良が必要になる。
② 構造材と流体との熱的相互作用を扱うのはヒートスラブモデルであるが、これは均一流による伝熱を想定しており、水位が形成され変化する縦長領域では、水面上と水面下で異なる伝熱様式となる現象の模擬性は低い。この点の改良は、今後の課題である。
③ 炉心温度の実験結果に、半径方向の強い3次元分布が見られたが、解析では断面全体の平均的挙動を計算するだけであり、半径方向のボリューム分割は計算不安定を生じやすいため、この点の改良も今後の課題である。

(3) ROSA-Ⅲ計画の概要

(3-1) ROSA-Ⅲ計画の目的と試験装置の概要

ROSA-Ⅱ計画の次に予定されたのは、BWR/LOCA/ECCS事象を模擬するROSA-Ⅲ試験装置の設計・製作と、広範な実験パラメータの効果を調べるROSA-Ⅲ総合試験である。模擬の対象とした軽水炉は、GE社の電気出力110万kWのBWR/6(251/848)標準タイプで、炉心に8×8配列の燃料集合体848体を有し、制御棒251体、2つの再循環ループと各ループ12基のジェットポンプ、4本の主蒸気ラインを備えている。このROSA-Ⅲ[30]計画の目的は、次の3点に示された。

① BWR/LOCA事象における原子炉冷却系の主要な熱流動現象を明らかにすること、工学的安全施設特にECCSの炉心冷却性能とその安全裕度を定量的に評価することが重要な関心事である。
② プラントや工学的安全施設の応答において、予期しない問題点がないかどうかを明らかにすること及び問題点があればそれを適切に表す解析手法を開発すること。
③ 現行BWR/LOCA解析コードの性能を評価･改良するために必要な適切な実験データを提供する。

この目的を達成するため、BWR/6の詳細資料を検討し、かつ原研以外でも開始されていたBWR/LOCA実験研究を比較検討して特徴ある試験装置を決定した。米国のTLTA(Two-Loop Test Apparatus)及びFIST(Full-Integral Simulation Test)試験装置は、ともに炉心を実長の1バンドルで構成する細長い体系を有していたし、国内のTBL(Two Bundle Loop)試験装置は炉心を実長の2バンドルで構成する体系を特徴としていた。実機との冷却材容積比は、前2者はBWR/6に比べて1/848に相当し、後者は1/424に相当した。これに対して、ROSA-Ⅲ試験装置では1/2長さの4バンドルで構成する炉心を設計し、炉心内多チャンネル間の熱水力現象相互作用を研究する点に特徴を持たせることとした。2バンドル炉心に比べて、この4バンドル炉心は円筒状のコアシュラウド内に設置し、円筒圧力容器との間にダウンカマー部を形成する上で構造的に無理がなく、3次元的な圧力容器内流動現象を模擬する上で有利な点が多い。一方、これらの各種BWR模擬試験装置は、LOCA時の熱水力現象の研究で、互いに補い合う特徴を有するものであり、相互比較実験の検討は新たな研究課題の1つになった。

図 3.1-3 及び**図 3.1-4** に、ROSA-Ⅲ試験装置の見取り図とフローシートを示す。装置は 2 つの原子炉冷却水再循環ループを有し、各ループに 2 基のジェットポンプを装備した。炉心には、実機模擬の出力分布(**図 3.1-5**)・外径(12.27 ㎜)で 8×8 配列の模擬燃料棒を有するチャンネルボックス 4 体が設置され、その間に 1 体の十字型制御棒が設置されている(**図 3.1-6**)。模擬する ECCS としては、高圧炉心スプレイ(HPCS: High Pressure Core Spray)、低圧炉心スプレイ(LPCS: Low Pressure Core Spray)、低圧注入系(LPCI)の注入系 3 種と、自動減圧系(ADS: Automatic Depressurization System)を装備した。給水系と主蒸気系を模擬し、炉心の上部には 1・2 次気水分離器を設置した。以上の研究課題と試験装置の特徴を**表 3.1-1** に示す。ROSA-Ⅲ試験装置の冷却材容積は 1.42 m^3であり、実機に比べて 1/437 となり、ほぼ 1/424 のスケール比に近い値になっている。炉心の模擬燃料棒は 248 本であり、その炉心断面内出力分布や軸方向出力分布は実機条件を模擬した。最大炉心出力は 4 MW である。模擬燃料集合体は、研究目的により 1 次から 4 次までの改造を行った。 ROSA-Ⅲ試験装置の破断位置としては、再循環ループのポンプ吸い込み側配管、ポンプ吐出側配管及び主蒸気ラインを選定した。破断サイズとしては、当初は ROSA-Ⅱ計画同様の BWR 大破断 LOCA を中心に実施したが、TMI-2 事故の教訓から、中小破断 LOCA も意識した広範囲の破断サイズを実験パラメータとすることになり、最終的には配管系の 200%両端破断から、1%小破断までをカバーする実験条件とした。

(3-2) ROSA-Ⅲ計画の成果

この計画では、1978 年 5 月から 1983 年 3 月まで 6 年間にわたり、計 80 回の実験を実施した。ROSA-Ⅲ試験最終報告書 [(30)] では、BWR/LOCA 事象に関する幅広いパラメータについて実施した実験結果の解明と、解析コードによる実機想定事象との比較・検討を実施した。また、異なる実機模擬性を有する ROSA-Ⅲと FIST の相互比較試験により、BWR/LOCA 類似事象を明らかにした。これらから得られる最も重要な結論として以下を示した。

1) BWR/LOCA シナリオと主要事故事象の時間的推移が、種々の破断位置と破断サイズに関して実験により解明された。再循環ループの大破断 LOCA では、破断ラインノズルからの蒸気放出で減圧開始すること、小破断 LOCA ではダウンカマー水位低下信号による自動減圧系(ADS)作動により減圧開始することが示された(報告書 5 章)。再循環ループ破断口からの流出流量は、ポンプ出口ノズルとジェットポンプにおける 2 つの最小流路により制約を受け、これらの合計流路面積 S(再循環ループ流路面積の約 80%)より破断サイズが小さい場合は、破断位置がポンプ吸い込み側・吐出側のいずれでも LOCA 事象は類似的になること、吐出側破断サイズが S より大きい場合には破断サイズ S の事故シナリオに一致することを明らかにした(14・16 章) 。主蒸気ライン破断 LOCA は減圧が速く、ダウンカマー二相混合水位のスエルが生じ、ECCS 作動信号の 1 つであるダウンカマー水位低信号発信が遅れること、従って格納容器圧力高信号とこの信号がともに遅れる場合には、ダウンカマー水位が高いにも拘らず炉心露出に至る可能性があることを明らかにした(15 章)。
2) BWR/LOCA 事象における ECCS 有効性と ECCS 故障の影響について実証的に示すことができた。ECCS 単一故障条件の中では、再循環ループ大破断及び小破断 LOCA いずれでも HPCS 故障が炉心冷却に最も厳しい結果を及ぼすこと、ECCS 単一故障条件を含めて全ての破断位置・サイズの実験で炉心の最高模擬燃料被覆管温度は安全評価指針の 1473 K 以下であることを示した。
3) BWR/LOCA 事象における炉心二相混合水位と燃料被覆管温度の推移には、大変良い一致を見た。即ち、燃料過熱化は水面上に露出した場合であり、燃料がクェンチするのは水面下になった場合である。最高燃料被覆管温度(PCT)は、その位置の燃料棒が水面上に露出していた時間

長と線出力密度により決定されるが、炉心内の蒸気流と液滴飛散によるドライアウト後冷却効果は無視しがたいものである。

4) いくつかの新しい知見が得られた。(a) 最悪の炉心冷却条件が、最大破断サイズの LOCA 事象で生じるとは限らず、再循環ポンプ吸い込み側破断 LOCA 事象では、HPCS 故障条件における PCT 最高値は 50%破断時に生じた。(b) 50%以上の再循環ポンプ吐出側破断 LOCA 事象では、同じ破断サイズの再循環ポンプ吸い込み側破断より高い PCT が生じた。(c) 給水ライン残存水が減圧過程に 2.2 MPa で沸騰開始すると、残存量に応じて減圧を遅らせ、1.65 MPa から注入開始する LPCI の作動開始を遅らせる(3-5 章)。

5) 自然循環炉心冷却モードに関する個別効果実験を実施し、炉心水位が維持されていれば、崩壊熱発生条件下の炉心冷却は十分であり、これを解析コードでモデル化し検証した(9 章)。

6) ROSA-Ⅲ試験は、BWR/LOCA 解析コードの開発・改良・評価のために十分なデータベースを提供した。コード性能評価に用いられた事例は、BWR 許可申請用評価コード SAFER、非平衡・非均一二相流モデルを有する TRAC-BD1 や RELAP5/MOD1 コード、より簡便な RELAP4/MOD6 や THYDE-B1 コードである。特に重要な解析コード性能評価の取り組みは、OECD/NEA/CSNI (Committee on Safety for Nuclear Installations)の ISP-12 であり、これに ROSA-Ⅲ小破断 LOCA 実験(Run 912)が用いられ、BWR/LOCA に関する初めての国際的 ISP として注目を集めた(6 章)。

(3-3) ROSA-Ⅲ計画で著者が担当した課題と成果

著者は ROSA-Ⅲ装置設計段階で BWR/6 設計模擬の検討に関わり、実験開始後はジェットポンプ性能試験や熱損失試験、再循環ポンプ過渡特性試験等の個別特性試験を担当して ROSA-Ⅲ解析用データベースを整備するとともに、実機 LOCA 解析用データベース作成を行った。また、LOCA 解析コード RELAP5/MOD1 用に原研で開発したジェットポンプモデルの改良 [35] を進め、水単相定常流のみでなく、LOCA 実験における過渡的流れの解析にも適用することができるようにした。これにより破断初期の冷却材インベントリと炉心熱伝達現象の予測精度を上げることができ、更に実機 LOCA 解析に適用できるようにした。この他、多くの ROSA-Ⅲ実験の分析を行い、それらの報告書作成を進めた。特に、再循環ループポンプ吸込み側破断 LOCA 事象とポンプ吐出側破断 LOCA 事象の類似性を明らかにし、ROSA-Ⅲ実験結果の実機適用性検討を RELAP5/MOD1 コードにより解析的に実施 [36] した(付録 D 参照)。また、主蒸気管大破断 LOCA 模擬実験を実施した ROSA-Ⅲと FIST の相似性検討を行う米国 GE 社との共同研究に携わり、試験装置の模擬体系の相違や実験条件の相違にもかかわらず、共通する主蒸気管破断 LOCA 事象を見出し、かつ実機事象との相似性を解析的に明らかにする研究 [37] を行った(3.2 節参照)。ROSA-Ⅲ試験の最終報告書にはこれらの成果が反映されている。ROSA-Ⅲ最終報告書作成後も、3 年余にわたり残りの実験結果分析と報告書作成を進め、5 実験の報告書を作成した。

(4) ROSA-Ⅳ計画の概要

(4-1) ROSA-Ⅳ計画の目的と LSTF 試験装置

3.1 節冒頭に述べたように、1979 年 3 月に発生した TMI-2 事故の原因調査と教訓の反映により、従来の原子炉大破断 LOCA 事象中心の安全解析や安全研究の在り方から、小破断 LOCA 事象と原子炉運転員によるプラント回復操作を含める、より複雑な事故要因と対策を取り入れたものへと大きく変化した。わが国では、あらたに ROSA-Ⅳ計画 [38] が立案され、これらを研究課題に取り入れることのできる PWR 模擬性に優れた大型非定常試験装置(LSTF) [31] が設計・製作されることになった。当初は ROSA-Ⅲ計画と並行して試験装置の概念設計・製作と研究計画の立案を進めたので、

限られた研究・実験体制の下で、2 つの大型プロジェクトを同時並行して進めるという困難さを伴った。なお ROSA-Ⅳ計画では、LSTF による PWR 模擬総合試験計画と、これとは別に設計・製作した二相流試験装置(TPTF: Two-Phase Test Facility)を使用する個別効果試験計画があるが、本論と関係の少ない後者の計画については省略する。

まず ROSA-Ⅳ計画の目的について、以下の 3 点が主要なものとして挙げられた。

① W 社型原子炉(電気出力 110 万 kW の 4 ループ PWR)を対象として、小破断 LOCA 事象と異常過渡事象における原子炉冷却系の熱水力現象を模擬し、解明する。
② その際の運転員プラント回復操作や必要な装備を、新たなものを含めて研究する。
③ RELAP5 等の PWR/LOCA 解析コードの高度化に資する実験データベースを提供し、コード評価と改良を進める。

この目的に沿って、試験の対象を次のように設定した。

(a) PWR 小破断 LOCA 事象を、破断開始からプラント回復完了までを一連の事象として、直接模擬しうる試験を行う。試験パラメータとして、破断サイズは 1/48 スケール実機配管流路面積の最大 10%までをカバーし、ここには、複数の加圧器 PORV 開固着や複数の SG 伝熱細管破断を含む。破断位置は 1 次系ループのコールドレグ、ホットレグ、クロスオーバーレグ、加圧器頂部、原子炉容器の頂部と底部、SG 伝熱細管、2 次系蒸気ライン及び給水ラインを模擬対象にする。破断の方向は、水平配管の上部(上向き)、下部(下向き)、中央部(水平向き)を可能にする。
(b) 異常過渡事象として、炉心の過小冷却条件、過大冷却条件、全交流電源喪失事故(Station Blackout)の模擬を含める。
(c) W 社型 PWR における TMI-2 型小破断 LOCA 事象の模擬を行う。即ち、長期にわたる冷却材流出と ECCS 不作動による炉心過熱化と、2 次系冷却材喪失による SG 除熱能力の低下を模擬の重点とする。
(d) この他、改良 ECCS 方策や新たな回復操作の効果を調べる試験を行う。即ち、改良 ECCS 方策には、原子炉容器内に注入位置を設置する場合、ポンプ注入圧力の向上、注入水温の向上等を含む。試験する新たな回復操作には、新規の原子炉容器内弁や、1 次系及び 2 次系のフィードアンドブリードやブリードアンドフィードを含むとした。また、事故状態を運転員が認識することに役立つ事故同定手法の研究開発も課題とした。
(e) 更に、個別の分離効果実験として、保有水量や炉心出力をパラメータとするポンプ操作炉心冷却効果、1 次系及び 2 次系の保有水量と炉心出力、非凝縮ガスの存在等をパラメータとする 1 次系自然循環による炉心冷却効果、SG における熱伝達等について、1 次系熱流動現象が水単相流、水/蒸気二相流、蒸気単相流の場合を設定して調べるとした。

LSTF 試験装置は、上記目的と研究課題を達成するために設計され、参照炉の圧力と温度を実規模とし、高さ実長、等価 2 ループ構成、各種構成機器を容積比 1/48 で模擬する世界最大の PWR シミュレータという点に特徴がある。**表 3.1-1** に示すように、主要なプラント構成機器として原子炉容器の外に SG 1・2 次系と 1 次系ポンプ及び配管からなる 2 つの循環ループ、一方のループに設置した短尺加圧器等で模擬する。**図 3.1-7** に LSTF と参照炉の 1 次系見取り図を、**図 3.1-8** に両者の圧力容器を比較して示す。炉心は、参照炉の燃料棒外径(9.5 mm)・ピッチと同じとし、総数約 1000 本のヒーターロッドと構造材からなる模擬燃料集合体を有し、下部プレナムにはそのヒーターリード部が存在している。**図 3.1-9** に ROSA-Ⅳ試験装置の模擬燃料集合体断面を示す。模擬

燃料集合体は、研究目的に応じて、1次から2次への改造を行った。LSTF炉心最大出力には10 MWの制限があり、これは1/48スケールの実機定格出力の約14%に相当し、スクラム直後の時間帯を除けば実機炉心の発生熱を模擬できる。ECCSとしてはHPCI、ACC、LPCIを装備し、これらの注入位置は可変としている。LSTFのSGは高さ実長で、実機のSG 2基分を模擬し(容積比1/24)、伝熱細管141本を有している。また2次系の蒸気ラインと給水ラインを模擬し、圧力・温度・水位を制御するとともに、蒸気逃がし弁と安全弁を有し、2次系の過渡事象を模擬できる。

(4-2) ROSA-Ⅳ計画の成果

ROSA-Ⅳ計画は米国、フランス、ドイツと研究協力協定を結び、国際協力の下に進められた。計画の開始は1980年であるが、装置の設計や予備解析、装置の製作に約6年かかり、総合実験を開始したのは1985年3月で、以来1993年3月まで数十回実施した。小破断LOCA実験が多く、破断位置をコールドレグ、ホットレグ、SG伝熱細管、TMI型実験、原子炉容器頂部と底部等その他の位置とした。他に異常過渡事象実験と自然循環等の定常実験を実施した。この内、コールドレグ小破断LOCA実験では、破断サイズを0.5%から10%まで変えるとともに、小破断LOCA時に重要な高圧注入系(HPCI)等のECCS作動(或いは作動遅れ)条件の影響や、破断位置の向きによる相違、オリフィスかノズルかの破断形状の相違、運転員による1次系[39]或いは2次系の減圧操作の効果、LOFT セミスケール実験との相互比較実験、ループシールクリアリング現象の解明等について、実験結果を分析し、パラメータ効果が明らかにされた。ホットレグ小破断LOCA実験でも同様のパラメータに関する実験結果が明らかにされた。SG伝熱細管破断実験[40]については、美浜2号機で発生した伝熱管破損事故(1991年2月)の再現実験等が実施され、SG減圧操作を含めて優れた実機模擬性を確認するとともに、解析コードによる検証でコードの性能評価にも役立てられた(3.4節参照)。異常過渡事象の実験では、SG 給水喪失やミッドループ運転時の余熱除去系(RHRS)喪失事象が明らかにされた。自然循環実験では、蒸気・水系での単相/二相流定常実験が、保有水量の低下と炉心出力、SG 2次系条件をパラメータにして実施され、これらの影響が明らかにされるとともに、多数の並列伝熱細管内における複雑な熱流動パターンが解明される等、LSTFの特性データが得られた。これらの実験と解析の成果は、多数の学会論文や口頭発表等に示されているが、実験レポートの作成は限定された範囲にとどまった。

(4-3) ROSA-Ⅳ計画において著者が担当した課題と成果

ROSA-Ⅳ計画において、著者は原子炉底部小破断LOCA模擬実験の特徴的事象を明らかにした学会論文[41] と、レポート作成[42]を通して同じ破断サイズ(0.5%コールドレグ破断相当)のLOCA事象に及ぼす破断位置の影響を解明した。ここから、新たな1次循環ループ水位計の考案とLSTF/LOCA実験における水位計2種の特性解明[24]を行い、加えて各種LOCA実験における炉心過熱検出用炉心出口温度計(CET)の特性解明[43]に取り組み、本論文4章及び5章に述べるAM指標計装研究の端緒を開いた。これらの水位計及びCET特性に関する研究は、ROSA-Ⅳ計画の事故同定手法の研究開発の一部である。この他に独自に実施した取り組みとして、TMI-2 事故に関する米国資料の調査・翻訳[4,23]や米国における原子炉水位計研究開発資料の調査[44]がある。

(5) ROSA-Ⅴ計画

(5-1) ROSA-Ⅴ計画の目的と改造LSTFの課題

ROSA-Ⅴ計画は1991年4月に開始されたが、その実験は、**表3.1-1**に示すように1993年度から現在まで、LSTFを改造し、第3次及び第4次模擬燃料集合体を使用して実施されてきた。この計画の背景には、TMI-2 やチェルノブイルの原子炉事故を踏まえて、軽水炉のシビアアクシデン

ト防止に関する対応策とそのための実証的研究が一層強く求められたことがある。ROSA-Ⅴ/LSTFの概要 (32)に示された計画の主な目的は以下の通りである。

① PWR/SBLOCA 事象について、設計基準事象を超える事故(BDBA: Beyond Design Basis Accident)の場合に必要とされるアクシデントマネジメント(AM)策の効果を検証する、
② シビアアクシデント防止に有効な改良 AM 策を研究開発する、
③ 次世代原子炉用受動安全系の効果を研究する、及び
④ BDBA を含む PWR/LOCA 解析コードの評価と改良に資する実験データベースを提供する。

これらの ROSA-Ⅴ計画の目的には、炉心損傷を防止するための事故検出手法の性能と信頼性を検証すること、即ち 1 次系保有水量評価システムや炉心過熱検出用温度計等による検出手法の改良に関する研究開発が含まれる。LSTF 試験装置改造の特徴は、① ROSA-Ⅳ計画で使用した短尺加圧器に代えて、実機模擬の実長加圧器を設置したこと、② AP600 炉を模擬した実験を実施するための重力注入システム等を新設したことである。

この目的に沿って、次の 4 項目の研究課題が設定された。改造 LSTF 概要 (32) の報告書作成時(2003年 1 月)に既に実施されていた事項については、それらの成果と評価も併せて示す。

(a) 設計基準事象を超える PWR 小破断 LOCA と異常過渡事象を実験対象とする。現行炉と次世代炉について、提案されている AM 策の有効性を検証する総合模擬試験と個別効果試験が計画される。主な AM 策には、1 次系や 2 次系のフィードアンドブリード操作が含まれる。模擬事象としては、SBLOCA や SG 伝熱細管破断(SGTR)、異常過渡事象において、工学的安全施設の多重故障や複数の人的過誤を伴う場合を含む。非凝縮性ガスや受動安全系が関わる場合に見られる多次元的流体挙動は、解析コードによる不確かさの少ない予測を得る上で重要な課題である。
(b) 種々の新型 PWR/BWR で提案されている受動安全系の有効性を検証するための実験を行う。これに関して、USNRC と原研の研究協力による ROSA/AP600 プロジェクトが 1993 年から 1999 年まで実施された。1993 年に改造された LSTF(3 次模擬燃料集合体)がこれに用いられた。ここで得られた受動安全系の性能試験と模擬実験結果は、USNRC による AP600 新型炉の型式認証に大きな貢献 (45)をした(3.4 節参照)。また、次世代 BWR の格納容器水平熱交換器(PCCS: Passive Containment Cooling System)に関する個別効果試験と原型試験はこの研究項目に含まれ、日本原子力発電(株)との共同研究として 1999 年から実施された。
(c) 解析コードとモデルの評価及び開発を進める。ここには、SG リフラックス冷却モードの自然循環における CCFL 現象、非凝縮性ガスの影響、流体内の温度成層化、サブクール度の大きい冷却水と過熱蒸気の混合効果の実験等が含まれる。非均一で多次元の現象をモデル化し、その性能評価をする上で適切なデータを、高圧下の可視化装置も使用して、総合試験と個別効果実験で提供できる。
(d) システム特性試験を実施する。低圧過渡事象の正確な解析に特に必要とされる熱損失や詳細な保有水量分布、ECC 水注入効果、蓄圧注入系タンクからのカバーガス流入量、伝熱面での熱伝達量、炉心内ボイド分布を計測すること等、LSTF の過渡事象データを詳細に分析する上で必要な特性試験を実施する。

(5-2) ROSA-Ⅴ計画における著者の課題と成果

ROSA-Ⅴ計画全体に関する研究成果は多数あるが、上記新型炉に関する成果は未公表のものが少なくない。2005 年度から実施されてきた OECD/NEA ROSA プロジェクトに関する実験及び研究成果も、公開される 2012 年以降まで未公開となっているものが多い。その中で著者の担当した部分で

公開文献となっている主なものを挙げると、LSTF の SG 伝熱管圧力損失特性 [46]、原子炉容器底部小破断 LOCA と AM 策の効果に関する一連の模擬実験と解析結果の比較 [47-51]、原子炉容器頂部小破断 LOCA と AM 策の効果に関する模擬実験 [52] 、コールドレグ 10%破断実験における炉心過熱事象の分析 [53]、各種小破断 LOCA 実験における炉心出口温度計(CET)特性の解明 [9-11] 等がある。これらの内、1 次系の各種水位計データと保有水量の関係や、CET 特性に関するものは、本論文の 4 章及び 5 章で詳しく述べる。また、OECD 各国の AM 策に関する報告書の訳 [2] もこの時期に実施した。

表 3.1-1 ROSA 計画の概要と試験装置の特徴

項目	ROSA-Ⅱ計画	ROSA-Ⅲ計画	ROSA-Ⅳ計画	ROSA-Ⅴ計画
実験実施年度	1974-1977（4 年）	1978-1983（6 年）	1984-1992（9 年）	1993-2009(17 年)
研究対象軽水炉	4-Loop PWR	BWR/6	4-Loop PWR	4-Loop PWR
研究課題	1. PWR 大破断 LOCA/ECCS 熱水力現象解明 2. LOCA 解析コードの性能評価	1. BWR/LOCA 総合熱水力現象解明 2. ECCS 性能評価 3. LOCA 解析コードの性能評価	1. 実機 SBLOCA 模擬総合実験 2. 運転員による回復操作検証 3. 事故同定手法の研究開発 4. 解析手法開発	1. BDBA 事故での AM 効果検証 2. 改良 AM 策 3. 次世代炉の受動安全系検証 4. 解析手法の高度化
実機容積比	1/416	1/424	1/48	1/48
実機比炉心長	1/2.4	1/2	1/1	1/1
破断サイズ	200% - 15 %	200% - 1 %	10% - 0.5%	20% - 0.1%
破断位置	コールドレグ,ホットレグ	ポンプ吸込・吐出側，蒸気ライン	コールドレグ,ホットレグ,原子炉容器頂部・底部,加圧器逃し弁等	コールドレグ,ホットレグ,原子炉容器頂部・底部,加圧器逃し弁等
循環ループ数	2 ループ	2 再循環ループ	2 ループ	2 ループ
ループ構成機器と装置改造等	SG1 次系，1 次系ポンプ，加圧器	主循環ポンプ,ジェットポンプ	SG 1・2 次系，1 次系ポンプ,短尺加圧器，1・2 次燃料集合体	SG 1・2 次系，1 次系ポンプ，実長加圧器，AM 模擬，3・4 次燃料集合体
模擬 ECCS	HPCI，ACC，LPCI	HPCS,LPCI,LPCS, ADS	HPI，ACC，LPI	HPI，ACC，LPI, 次世代炉 ECCS
初期圧力	16 MPa	7.3 MPa	16 MPa	16 MPa
初期流体温度	598 K	562 K	598 K	598 K
炉心模擬燃料棒本数	69～177	248	1068(1 次燃料体) 1008(2 次燃料体)	1008
最高炉心出力	2.24 MW	4 MW	10 MW	10 MW
利用解析コード	RELAP-3, RELAP-4J	RELAP4/MOD6, THYDE-B1/MOD2, RELAP5/MOD1	RELAP5/MOD2 TRAC-PF1/MOD1	RELAP5/MOD3, TRAC，TRACE
国際協力研究	USNRC/UHI 実験, ISP-2	GE 社/FIST との相互比較実験, ISP-12	米国,フランス,ドイツとの協定, ISP-26	米国協定,OECD/NEA ROSA プロジェクト(Ⅰ/Ⅱ)
参考文献	(29)	(30)	(31)	(32)

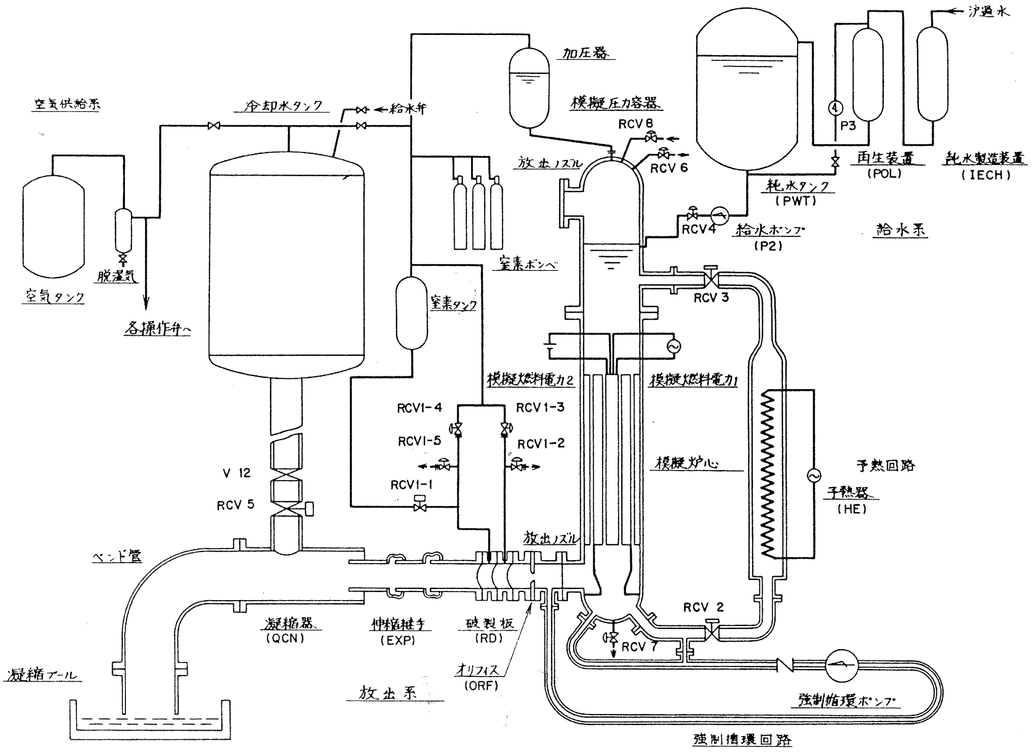


図 3.1-1 ROSA-Ⅰ試験装置 (Ref.28 Fig.2.1)

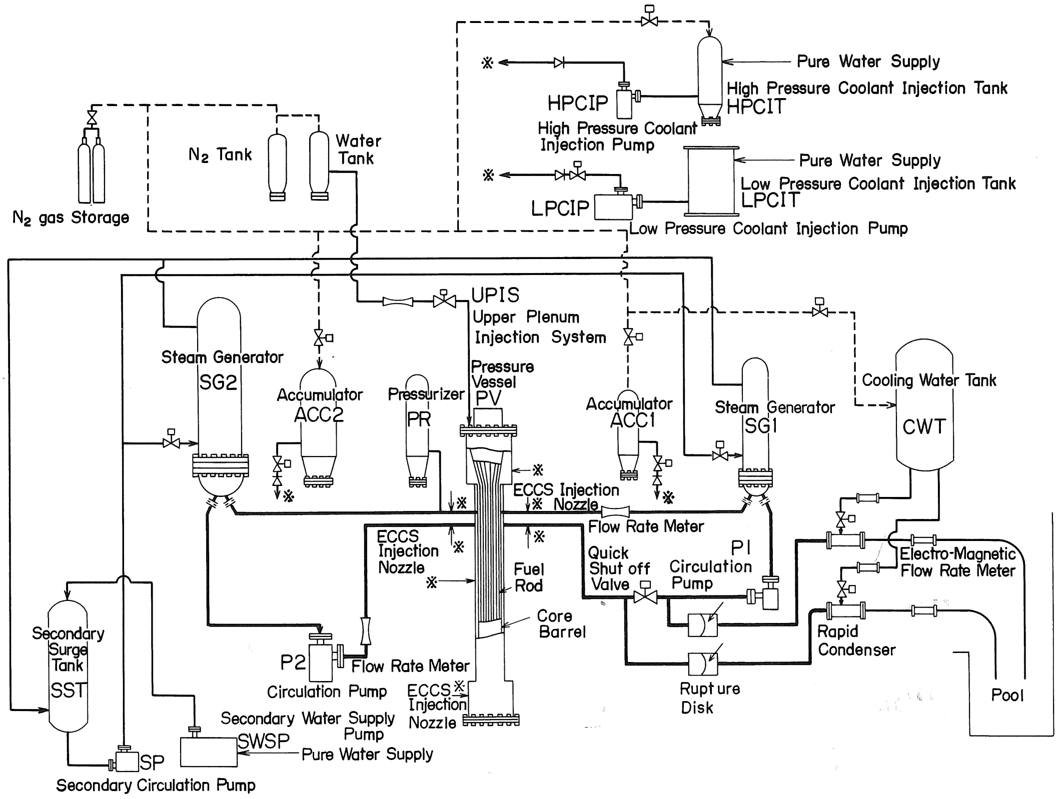


図 3.1-2 ROSA-Ⅱ試験装置のフローシート (Ref.29 Fig.2.2)

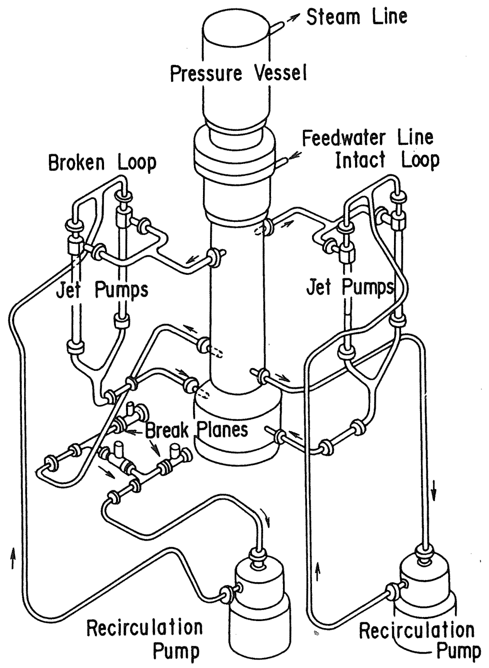


図 3.1-3 ROSA-Ⅲ試験装置の見取り図 (Ref.30 Fig.2.1)

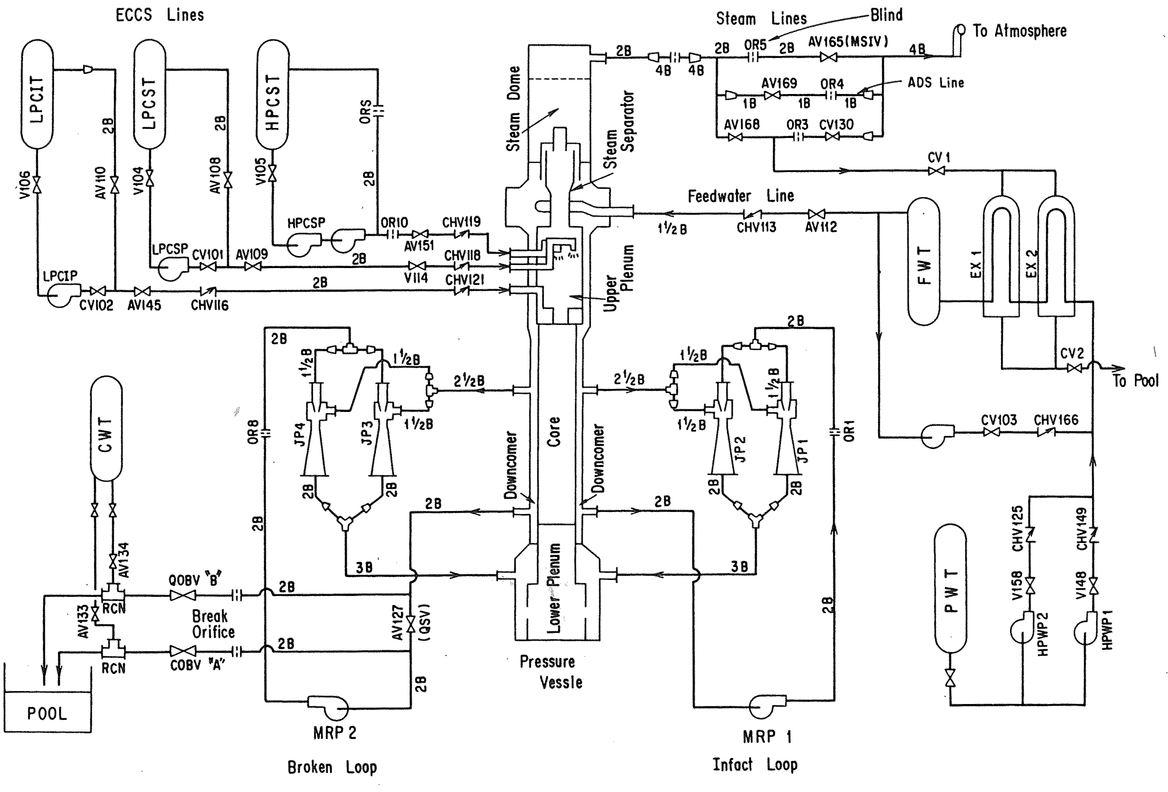


図 3.1-4 ROSA-Ⅲ試験装置のフローシート (Ref.30 Fig.2.2)

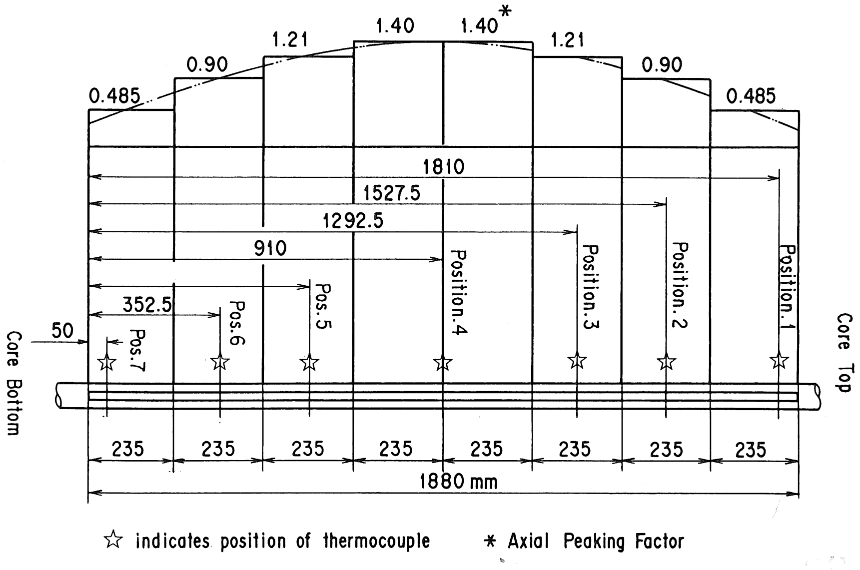
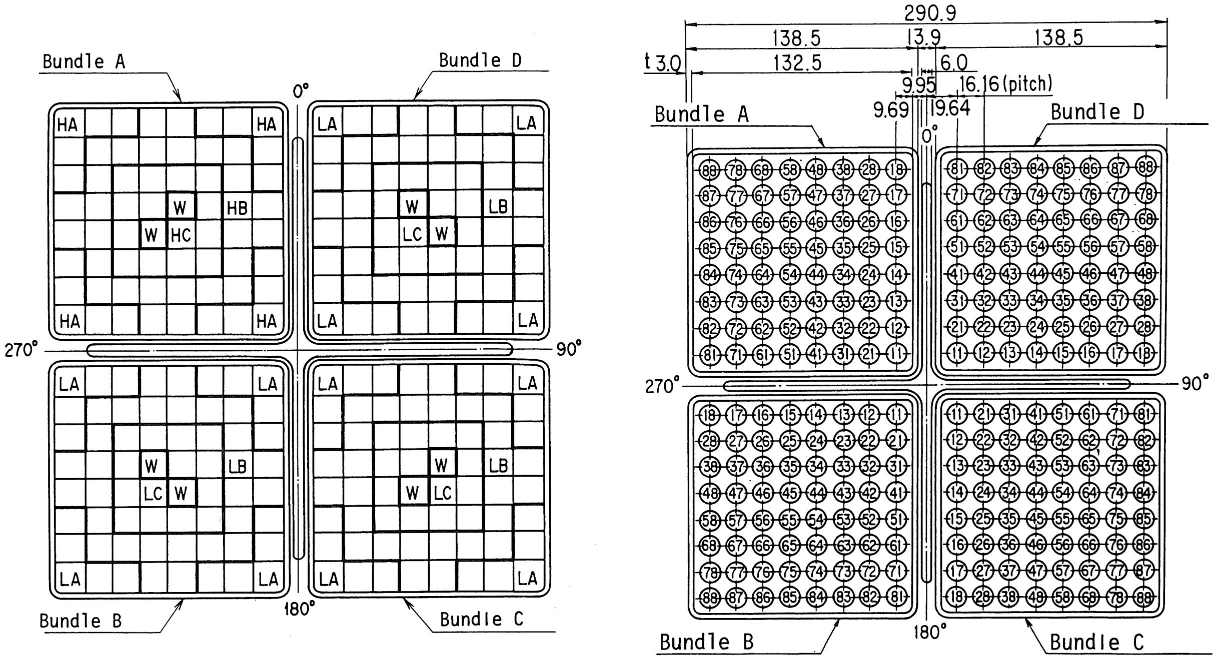


図 3.1-5　ROSA-Ⅲ試験装置の模擬燃料棒の軸方向出力分布 (Ref.30 Fig.2.3)



Region	HA	HB	HC	LA	LB	LC	W
Lenear Heat Rate (kW/m)	18.5	16.81	14.41	13.21	12.01	10.29	0.0
Local peaking factor	1.1	1.0	0.875	1.1	1.0	0.875	0.0
No. of Rods	20	28	14	60	84	42	8

Heater rod O.D. is 12.27 mm

A54, B54, C54 and D54 are water rod simulators with void probes, O.D. = 15.01 mm

A45, B45, C45 and D45 are water rod simulators with thermocouples, O.D. = 15.01 mm

図 3.1-6　ROSA-Ⅲ試験装置の模擬燃料集合体断面図 (Ref.30 Fig.2.4)

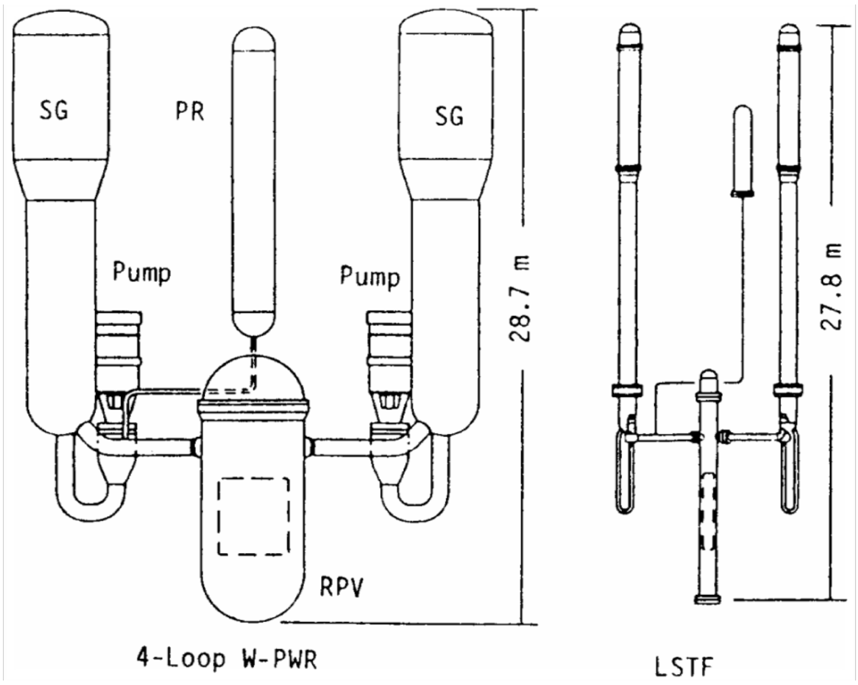


図 3.1-7　ROSA-Ⅳ/LSTF 試験装置と 4 ループ PWR の比較 (Ref.31 Fig.5.1.3)

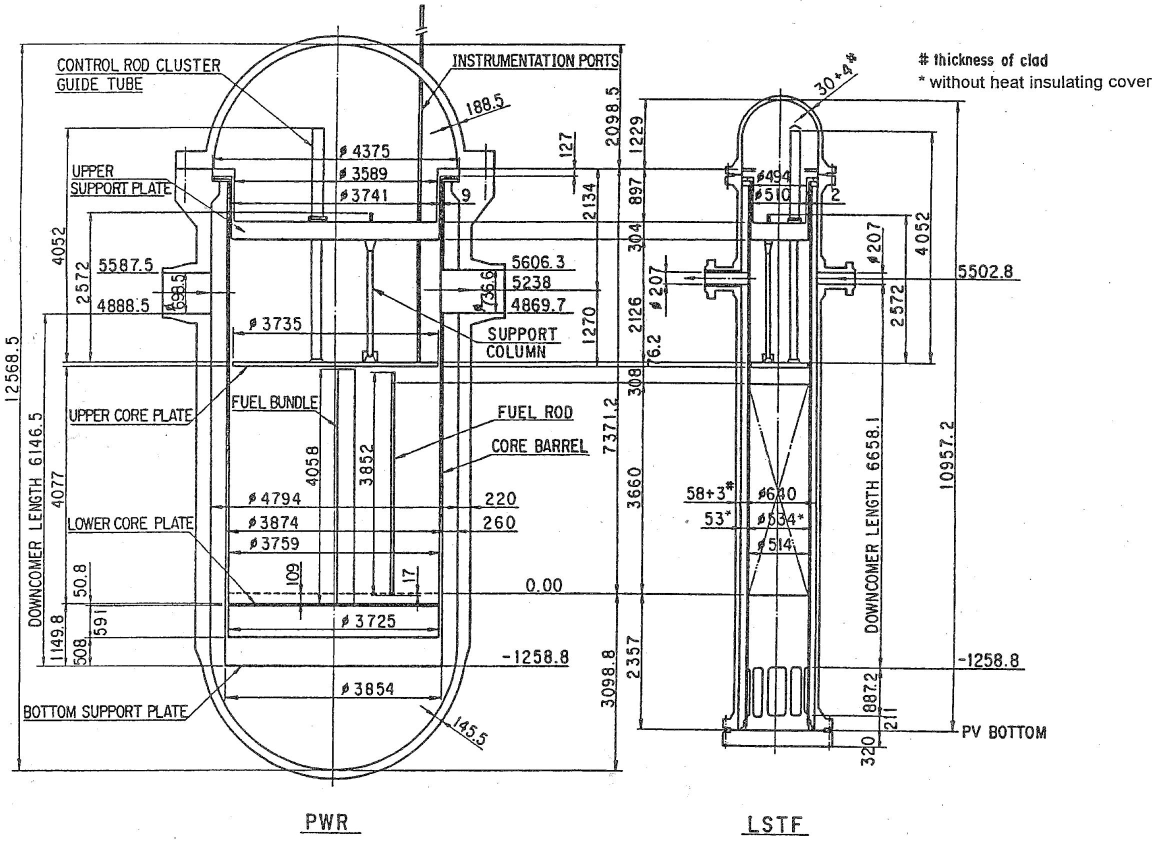


図 3.1-8　LSTF と PWR の圧力容器形状の比較 (Ref.32 Fig.5.2.1)

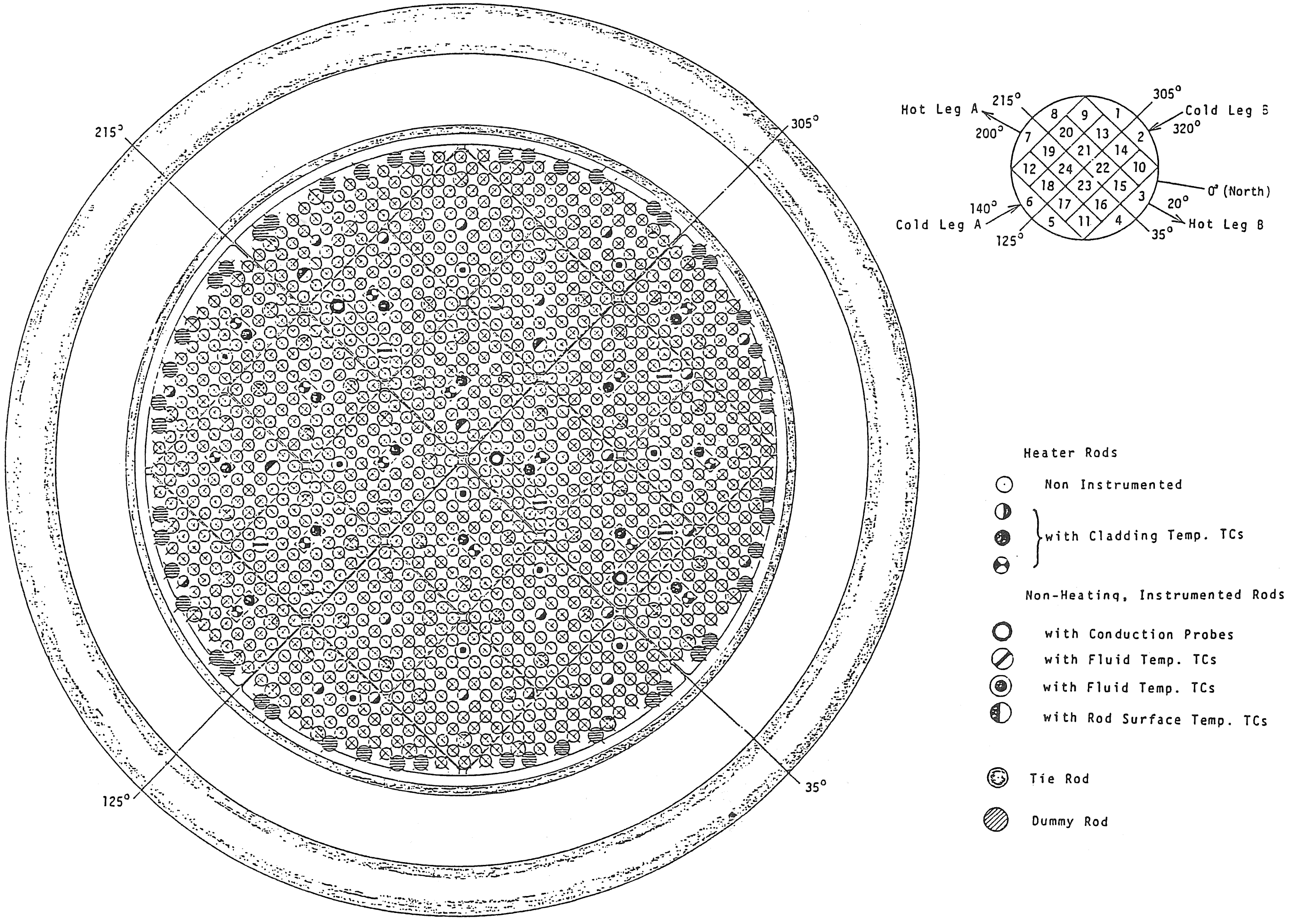


図 3.1-9 LSTF 1次模擬燃料集合体炉心断面図 (Ref.31 Fig.5.2-17)

3.2　BWR/LOCA に関する ROSA-Ⅲ総合実験及び実機適用性の解析

3.1 節(3-3)の著者担当分野から 1 つの代表的研究成果を取り上げ、大型 BWR の LOCA/ECCS 模擬実験に関する解析を述べる。それは ROSA-Ⅲと FIST、BWR 体系の主蒸気ライン大破断 LOCA 事象の相似性研究 (37)である。異なる実験装置と実験条件を通して共通する BWR/LOCA 事象を解明したものであり、実験条件の相違と区別した試験装置固有の影響を明確にした ROSA 研究は他にない。

米国 GE 社は、FIST 試験装置 (54,55)を使用して種々の BWR 安全関連試験を実施した。FIST は、624 体の燃料集合体を有する BWR/6 を参照炉として実長 1 バンドル模擬燃料体で模擬し、再循環ループ(MRL)とジェットポンプ(JP)、主蒸気ライン(MSL: Main Steam Line)と給水ライン(FWL)、ECCS 機能を備えた総合試験装置であり、1/2 長模擬燃料体 4 バンドルの ROSA-Ⅲ体系(**表 3.2-1**)とは大きく異なる固有の装置特性を有している。この FIST と ROSA-Ⅲの LOCA 模擬実験を比較し、装置固有の特性がどのような影響を及ぼすかについて共通する理解を得るために、再循環ポンプ吸い込み側の大破断 LOCA と 2.8%小破断 LOCA、及び主蒸気ライン 100%破断 LOCA の 3 種類を選んで相互比較実験 (56)が実施され、改良 RELAP5/MOD1 コードを用いた実験解析及び相似性評価が実施された(参考文献(30)、18-20 章参照)。本節では、著者が担当した主蒸気ライン 100%破断 LOCA 相互比較実験と相似性解析の成果について述べる。この実験は、再循環ポンプ(MRP)吸い込み側破断の 2 実験と異なり、減圧沸騰下でダウンカマー(DC: Downcomer)水位が上昇するという特徴を示すので、装置高さ模擬の実長と 1/2 長という相違点が LOCA 模擬事象に及ぼす影響を研究する上で重要な意義がある。なお、ROSA-Ⅲの主蒸気ライン 100%破断 LOCA 実験には Run 952(57)が用いられた。

(1) ROSA-Ⅲ と FIST 試験装置及び BWR/6 体系の特徴

図 3.2-1 に両試験装置の形状を、高さ方向の縮尺 1:3 で比較して示す。**表 3.2-2(a),(b)** に ROSA-Ⅲと FIST 装置及び BWR/6(848)体系の主要設計条件、炉心燃料体実長 1 バンドル当たりの各部冷却材容積分布を比較して示す。FIST 装置は BWR/6(624)体系を模擬する機器構成をしており、ROSA-Ⅲと同様に、BWR の想定 LOCA 事象を実時間スケールで模擬する設計の下に作られている。圧力容器(PV)高さは 19.42 m であり、BWR/6 の原子炉容器高さにほぼ一致するが、ROSA-Ⅲのそれは 6.0 m と約 1/3 である。FIST 炉心発熱長は 3.81 m で、ROSA-Ⅲの約 2 倍である。炉心の最大出力は 7.0 MWt であり、BWR の定格出力密度を模擬できる。1 バンドルのみの炉心で、模擬燃料棒の軸方向の出力分布(PF: Peaking Factor)は 1.4 で同じであるが、チャンネル内のローカル PF は 1.04 と平坦な出力分布である。炉心入口オリフィス(SEO: Side Entry Orifice)面積は、FIST も ROSA-Ⅲも、BWR と同等である。2 つある再循環ループは初期定常状態を設定するために使用され、再循環ポンプのコーストダウン後はループを隔離し、ループ内の余分な冷却材が過渡変化に影響しないようにしている。給水ラインは破断直後に隔離される。蒸気ドームは BWR を模擬してドライヤーで上下 2 領域に分かれており、主蒸気ラインの高さも BWR と同じである。ダウンカマーの水位は、ドライヤースカートの外側で差圧計により計測され、制御ロジック設定点(L3～L1)は広域水位計により、実機同様に設定されている。一方、ROSA-Ⅲの L3～L1 は、各レベル間の冷却材容積を実機の 1/424 スケールに合うよう設定している。

表 3.2-2(c)に、冷却材に接する金属構造材の蓄積熱源として、圧力容器、燃料体、内部構造物及び配管部の表面積 A(m²)、容積 V(m³)を、実長燃料体 1 バンドル当たりで比較した。1 バンドル当たりの燃料集合体表面積と容積は、FIST も ROSA-Ⅲも BWR と同じであるが、ROSA-Ⅲの PV 壁は FIST に比較して厚い構造である。FIST も ROSA-Ⅲも、1 バンドル当たりの PV 表面積は BWR に比較

して 10 倍以上大きい。なお、全体の構造材表面積は、FIST と ROSA-Ⅲで同等な値になっている。

(2) 100% 主蒸気管破断実験条件の比較

表 3.2-3 に ROSA-Ⅲと FIST の主な実験条件を示す。両者の初期状態における蒸気ドーム圧力と炉心前後のエンタルピ分布は同様であり、実機定格条件に近い。ROSA-Ⅲの初期炉心流量は、BWR 定格流量の 1/424 の 44%であるが、これは**図 3.2-2** に示すように、ROSA-Ⅲの初期炉心出力が 44% と低いので、流量を低下させてエンタルピ分布を一致させたためである。両実験の実長燃料体 1 バンドル当たりの初期冷却材量に相違があるが、これは主としてダウンカマーと再循環ループにおける相違であり、後述の相似性解析では修正した解析を行う。FIST の主蒸気隔離弁(MSIV: Main Steam Isolation Valve)閉鎖は 5.5 s に生じ、それ以後は破断口からの放出のみとなる。一方 ROSA-Ⅲでは、破断と同時に MSIV 閉を仮定したので、相違が生じた。両者の炉心流量は、破断と同時にポンプトリップを考慮して模擬した。実験時の炉心出力は、1 バンドル当たりで比較すると、**図 3.2-2** に示すように、破断後 5.5 s から 330 s まで ROSA-Ⅲの方が高いが、それ以降は一致する。両実験ともに 3 種類の ECCS が作動するが、大きな相違点はそれらの作動条件にある。ROSA-Ⅲでは原子炉格納容器(RCV: Reactor Containment Vessel)圧力高信号を不作動としているため、全ての ECCS は表に示すようにダウンカマー水位信号(L1 又は L2)で作動する。このダウンカマー水位低下が実験期間中に L2 には達したものの、L1 には達しなかったため、HPCS は作動したが、LPCS と LPCI は作動しなかった。一方 FIST 実験では、RCV 圧力高信号が破断と同時に出たと仮定しており、HPCS が 27 s に作動し、LPCS と LPCI は各々圧力 1.87 MPa、1.57 MPa で作動した。このように、両実験にはいくつかの条件で相違点があるため、後述するように条件を一致させた場合の相似性解析を実施した。

(3) ROSA-Ⅲ と FIST 実験結果の比較

(3-1) 系圧力と主要事象

両実験の主な事象を**表 3.2-4** に示す。主蒸気ラインで破断が生じた後、**図 3.2-3** に示すように、両実験で蒸気ドーム圧力は急速に減少した。しかし FIST の圧力は、MSIV が 5.5 s に閉鎖されるまで、より大きな蒸気流出流量が流れたため、ROSA-Ⅲより大きな減圧になった。その時刻以降は同等の破断サイズになり、減圧も同様な傾向を示した。下部プレナムフラッシング(LPF: Lower Plenum Flashing)は、ROSA-Ⅲで 4.2 s に、FIST で 5.0 s に生じたが、FIST で遅れた原因は、初期炉心入口温度が ROSA-Ⅲより低かった結果である。LPF 発生以後は両実験ともに減圧速度が低下した。これらの 100%主蒸気管破断 LOCA 実験の減圧特性を ROSA-Ⅲ再循環ポンプ吸い込み側 200% 破断実験(Run 926)と比較すると、**図 3.2-3** に示すように、100%主蒸気管破断の方が初期減圧は早く、LPF 開始も速い時点で生じた。しかし LPF 以後の減圧では、主蒸気管破断の方が保有水量の多いために減圧速度は小さくなった。これらは、再循環ループ大破断に比較した主蒸気管大破断の特徴の 1 つである。FIST と ROSA-Ⅲ実験条件に大きな相違があったが、両者の圧力変化は似通った挙動を示した。ROSA-Ⅲでは HPCS が 94 s に作動したが、FIST ではそれは 27 s に作動し、LPCS と LPCI は各々88 s、95 s に作動した。

(3-2) 減圧下のダウンカマー水位変化

両実験の相対比較をしたダウンカマー水位を**図 3.2-4** に示す。それぞれの水位は、ダウンカマー初期水位とダウンカマー下部の再循環ライン出口ノズルの高さで規格化した。FIST では、ダウンカマーと蒸気ドームに設置したコンダクションプローブで二相混合水位を検知したが、この水位は破断後に上昇して主蒸気ラインを 6 s から 80 s までカバーしたことを示した。二相混合水位

はまた、ドライヤースカート上端にあるオリフィスの下で 46 s に検出され、ダウンカマーベンドパイプでは破断後 8 s に、ジェットポンプでは 61 s に検出された。これらの二相混合水位は、おそらくそれぞれの狭い流路部で上昇する高速蒸気流のため、CCFL によって形成されたものと考えられた。FIST で検出されたこれらの二相混合水位のいくつかは、BWR では観察されないかもしれない。なぜなら、BWR のダウンカマー環状部は FIST のように一次元的な構造ではないからである。

一方 ROSA-Ⅲでは、下部ダウンカマーでコンダクションプローブによる水位検出はなかったが、差圧計で平均ボイド率が計算され、これは最大 56.5%に達した。高ボイド率はまた、ジェットポンプ吐出側配管でも認められた。これらの高ボイド率は、上部ダウンカマー水位を高く維持する役割を果たした。**図 3.2-4** に示す ROSA-Ⅲ上部ダウンカマー二相混合水位は、3.9 m 以上の上部ダウンカマーにおけるコラプスト水位に、下部ダウンカマーと同じボイド率を適用し計算したものであるが、主蒸気ラインのある蒸気ドーム上端を 15 s から 31 s までカバーしたことを示した。もし、上部ダウンカマーの実際のボイド率が、下部ダウンカマー平均ボイド率より高かったとすると、実際の主蒸気ライン水位到達時間帯はこの仮定の場合より長くなる。これらのことから、ダウンカマーと蒸気ドームにおける破断後早期の水位上昇は両実験で共通する現象であることが確認された。しかし、二相混合水位の高さと主蒸気ライン水位到達時間帯の長さは、それぞれの試験装置の主蒸気ライン高さとダウンカマー及び蒸気ドーム形状に強く依存している。

図 3.2-5 に、両実験のダウンカマーコラプスト水位データと ECCS トリップ信号(L2, L1)を示す。FIST のコラプスト水位は再循環ポンプトリップ後に急激な低下を示し、L2 信号は 22 s に出た。また、LPCI 作動から 30 s 後にこの水位は上昇し、L1 レベルには到達しなかった。一方、ROSA-Ⅲ水位は破断後 2 段階に上昇したが、最初の上昇はポンプトリップによってダウンカマー下降流の流動圧損が減少した影響であり、この到達水位の 5.14 m が流動圧損のない実際のダウンカマー水位を意味する。次の上昇は LPF 後に生じたもので、上部ダウンカマーと蒸気ドームに流入した冷却材量の増加によるものである。ROSA-Ⅲのダウンカマー水位計測範囲は**図 3.2-1** に示したように蒸気ドームを含んでおり、もし FIST のように蒸気ドームを含まなければ、この水位データより低い結果をもたらしたと推定される。ROSA-Ⅲの L2 レベル信号は 71 s に生じた(FIST より 49 s 遅れた)。ROSA-Ⅲのダウンカマー水位上昇は 250 s 以後に徐々に生じ、L1 レベルには到達しなかった。ROSA-Ⅲのダウンカマー水位が FIST より相対的に高く、L2 レベル信号が遅れた主要な原因は、ROSA-Ⅲダウンカマー水位の測定範囲に蒸気ドーム全領域が含まれ、相対的に広い範囲を計測していること、上述のようにダウンカマーの実際の初期水位が高い分だけダウンカマー内の冷却材量が多かったこと、破断後に下部プレナムに送り込む再循環流量が FIST より少なかったこと(**図 3.2-6** 参照)による。FIST では、LPF 開始以前の 4 s 間におよそ 40 kg の冷却材が ROSA-Ⅲより多く下部プレナムから炉心に流入したことがわかった。ROSA-Ⅲの炉心流量が少ない理由は、初期定常時の炉心流量が低いことと、再循環ポンプトリップ後のコーストダウン特性等、装置固有の特性が関わっている。

(3-3) 炉心冷却状態と ECCS 効果

図 3.2-7 に、両実験の代表的模擬燃料棒表面温度を、炉心内の高さ方向 7 点で比較して示す。ROSA-Ⅲのデータは、高出力バンドルと平均出力バンドルのそれぞれ平均出力ロッド(A22, C22)の温度であり、半径方向 PF はそれぞれ 1.4 と 1.0 である。ROSA-Ⅲでは、炉心内二相混合水位の低下により炉心上端で全ての模擬燃料棒が 27 s に温度上昇を示した。破断後に炉心流量が少なかったことと HPCS 作動の遅れにより、FIST より早く二相混合水位低下が生じたものである。しか

しHPCS作動後は、炉心下部から順に再冠水して冷却された。この模擬燃料棒クエンチ挙動の推移は、ROSA-Ⅲ炉心でコンダクションプローブにより検知した二相混合水位の上昇とよく一致した。しかし、この炉心内水位はダウンカマー水位より低かった。一方FIST実験では全模擬燃料棒で温度上昇が生じず、バンドル全体を冷却するに十分な冷却材量が存在したことを示した。この両者の炉心内保有水相違は、HPCS作動時刻の相違だけでなく、LPCSとLPCIの作動の有無、炉心出力の相違及び破断後の炉心流量の相違が影響したものである。これらの実験条件の相違と装置固有の特性の相違については、以下で解析により評価する。

なお**図3.2-8**に、ROSA-Ⅲ高出力バンドルの外周高出力ロッド5本の上端で、HPCS作動後に再度ドライアウトが生じて飽和温度より高い温度が長期間にわたり検出されたことが示されており、HPCSのみではバンドル内の位置と出力により冷却が不十分となることが示された。この再ドライアウトは、手動で1017 sに注水したLPCI 3系統により最終的にクエンチした。

(4) ROSA-Ⅲ とFISTの実験後解析

(4-1) 両実験の解析モデル

改良 RELAP5/MOD1 コードによる ROSA-Ⅲと FIST 体系の解析用ノーディングを**図 3.2-9** と**図3.2-10**にそれぞれ示す。両実験の解析条件には、装置体系の形状データや初期・過渡条件を正確に取り入れた。解析モデルとして、両体系の各コンポーネントに非均質(Non-homogeneous)モデルを適用した。破断口の放出係数には、主蒸気管大破断実験の最適解析[58]より得られた0.5を使用した。図中の記号S, B, P, SS, PP, JP, TVはそれぞれシングル、ブランチ、パイプ、セパレータ、ポンプ、ジェットポンプ、時間変化ボリュームの各コンポーネントを示し、SJ, TJ, V はそれぞれシングル、時間変化ジャンクション、バルブの各コンポーネントを示す。

まず、ROSA-Ⅲ装置(**図3.2-9**)は63Vol., 68Jun., 26 ヒートスラブで構成した。炉心の高出力バンドルと平均出力バンドルは、それぞれパイプコンポーネント45及び40とし、高さ方向に7ノードとした。セパレータモデルは気水分離器コンポーネント61に適用し、初期水位はコンポーネント111にある。4基のジェットポンプは2つのコンポーネント180と240で表し、それぞれに前節で述べた原研改良ジェットポンプモデル[35]を適用した。破断は主蒸気ライン(MSL)のバルブ510Vが開くことで模擬した。給水ラインはコンポーネント310で、減圧過程で沸騰して流入する残存水効果はコンポーネント400で模擬した。コンポーネント900はROSA-Ⅲ装置周囲の大気条件を模擬し、試験装置放熱量の吸熱源となる。ヒートスラブモデルは、模擬燃料棒と圧力容器に適用し、内部構造材や配管構造材には適用しなかった。次にFIST装置は、**図3.2-10**に示すように、破断後に隔離する2つの再循環ループはTJ (141, 161, 201, 221)で模擬した。他はROSA-Ⅲ装置と同様であるが、炉心の1バンドルは高さ方向5つの発熱部と上端の非発熱部で模擬した。蒸気ドームはドライヤースカートで縦方向に2分されており、コンポーネント70～82で模擬した。初期水位は上部ダウンカマーのコンポーネント110と、セパレータ外周部(63)、ドライヤードレインライン(72)に設定した。ダウンカマーパイプはコンポーネント112～132で模擬し、ジェットポンプモデルは180と240に適用した。しかし、破断直後からジェットポンプ吸い込み側でフラッシングが生じて吐出量を模擬できないので、炉心流量を模擬するために、ジェットポンプ吐出量をTJ(165, 225)で下部プレナムB(11)に与えた。マスバランスがとれるように、ジェットポンプ駆動流 TJ (161, 221)を破断後に停止し、余分なジェットポンプ吸い込み流は TJ (141, 201)から排出した。このジェットポンプモデル化の影響は次節で述べる。炉心模擬燃料棒と圧力容器及びダウンカマーパイプの熱的影響は、ヒートスラブとして模擬し、コンポーネント900は圧力

バウンダリの吸熱源として設置した。

(4-2) RELAP5/MOD1 コードの性能評価

ROSA-Ⅲ実験(Run952)と FIST 実験(6MSB1)の解析結果を、圧力変化、破断流量、模擬燃料棒表面温度について以下に示す。まず ROSA-Ⅲ実験の圧力と解析結果の比較(**図 3.2-11**)では、破断後の圧力変化を非常によく模擬できていることがわかる。一方、同図の破断流量解析は、オリフィス流量計とドラグディスク流量計の 2 種類のデータと比較しているが、以下のそれぞれの有効範囲を考慮すると、実験結果によく合うということができる。オリフィス流量計は蒸気単相流を正確に測定するものであり、これは LPF 以前の初期過程と、ブローダウン過程後半以後に有効なデータとして比較できる。ドラグディスク流量計(最大 25 kg/s)のデータは、平均値と不確かさの範囲を示しており、これは高流量域で有効であるが、最大値の 10% (2.5 kg/s)以下では不確かさが大きいので利用できない。次に、炉心の平均出力バンドルにおける平均出力ロッドの上端、中央、下端の表面温度データと解析結果を**図 3.2-12** に示す。炉心内の各位置で、解析値はデータと良い一致を示している。解析結果は上方から順にドライアウトして過熱化しており、HPCS 作動後のクエンチは最終的に下方から進行して、実験の傾向と一致した。炉心入口流量の解析結果も実験値に一致した。解析では、再冠水後の再ドライアウトによる部分的な過熱状態を計算したが、この時のボイド率は 98%以上になっていた。これらの照合から、RELAP5/MOD1 コード改良版は ROSA-Ⅲ実験の熱水力現象をよく再現しており、主蒸気管大破断 LOCA 解析に十分な性能を有すると確認できた。

図 3.2-13 に、FIST 実験の圧力及び破断流量とそれらの解析結果を比較して示す。圧力及び破断流量ともに解析結果と実験値はよい一致を示している。破断流量の実験値に対して、解析では初期定常流を模擬したジャンクション 301 の流れと破断流を模擬したバルブ 510 の 2 つの流れに分けているので、破断後 5.5 s 間についてはこれらの流量の和と実験値を比較すると、この一致が明確である。**図 3.2-14** には、実験と解析の炉心上端、中央、下端の平均出力ロッド表面温度を比較して示す。解析結果には、40-100 s に実験には生じない温度上昇が計算されているが、これは先に述べた破断初期の人為的なジェットポンプ流量模擬が実際より過小評価になったためである。すなわち、時間変化ジャンクション 165, 225 でジェットポンプ吐出流量を模擬して下部プレナムに注入した流体の一部が、ジェットポンプからダウンカマーへ流出してしまい、この結果、破断後 9 s 間に計 50 kg の流体が炉心に流れていかなかった。もし、炉心流量が正確に模擬できるなら、炉心の温度挙動を実験結果と同じに計算するであろうと言える。解析では、LPCS と LPCI の作動後に炉心が冷却された。この解析から、RELAP5/MOD1 コードは、FIST 実験で観測された冷却材量とエネルギー輸送の全体的挙動を正確に予測することができることを示したが、例外はブローダウン初期に炉心流量を過小評価した結果、炉心の模擬燃料棒温度上昇をもたらしたことである。

(5) ROSA-Ⅲ と FIST 実験及び BWR/6 LOCA 事象の相似性解析

100%主蒸気管破断 LOCA 事象に対する ROSA-Ⅲと FIST の試験装置固有の影響を明確にするために、実験解析モデルを修正し、以下に示すように、同等な BWR スケールの条件にして LPCI の 2 系統故障を仮定した解析を実施した。

(5-1) 相似性解析モデル

表 3.2-5 に示すように、MSIV と給水系及び ECCS に同じトリップ条件を与え、ECCS 注入流量と

初期水量を体積スケールで合わせる仮定を設定した。それらの解析ケースを ROSA-Ⅲ (ROSA-S)、FIST (FIST-S)、BWR/6 (BWR)と示す。その他の解析条件は、前節の実験解析と同じである。ROSA-Ⅲのダウンカマーの過大初期水量を取り除き、コンポーネント 111 を**図 3.2-9** (Similarity Analysis)のように修正した。更に、ROSA-S に加えて、FIST 及び BWR/6 ケースと同等の炉心出力カーブに修正した ROSA-M ケースを設定した。

BWR/6 システムのモデル化は、可能な限り詳細に設定し、全体を ROSA-Ⅲや FIST と同様に 69 Vol., 79 Jun., 31 ヒートスラブで構成した。848 体の核燃料バンドルは、中心部(748 バンドル)と外周部(100 バンドル)の 2 領域に分割した。中心部は平均出力ロッド(PF=1.0×1.0)と最高出力ロッド(PF=1.13×1.4)で模擬し、外周部は PF=1.0×0.7 のロッドで模擬した。炉心出力は ANS 崩壊熱カーブ [59]を与えた。蒸気ドーム領域は、ドライヤースカートの効果を入れた FIST モデルと同様にした。再循環ループには、Bingham ポンプを配置し、破断時にトリップした。PV 壁は ROSA-Ⅲや FIST 解析と同様に、ヒートスラブとした。

(5-2) ROSA-Ⅲ と FIST 及び BWR/6 の 100% 主蒸気管破断 LOCA 事象の相似性

図 3.2-15 に示す ROSA-S、FIST-S、BWR の 3 ケースの圧力は、よい一致を示した。これにより、各ケースの LPCS と LPCI の作動時刻は、14 s 以内の差で一致した(**表 3.2-6**)。これらの LPCS と LPCI の作動時刻は、後述する炉心冷却現象に大変重要な意味を持つものである。炉心出力を修正した ROSA-M ケースの圧力は、ROSA-S ケースのそれと大差なく、LPCS と LPCI 作動時刻では ROSA-S ケースに比較して 5 s 以下の早期作動となった。BWR ケースでは、上昇した二相混合水位により主蒸気管が他の 2 ケースより早く、かつ長くおおわれたため、破断流クォリティは低下した。BWR ケースの圧力は、ブローダウン初期に他の 2 ケースよりやや高くなったが、LPCI 作動後の再冠水過程では、PV 壁からの蓄熱放出が相対的に少ないためにやや速い減圧となった。

図 3.2-16 に、3 ケースの実長 1 バンドル当たりの保有水量と ECCS 累積注水量を比較して示す。各ケースの保有水量は、破断後の流出により同じ様に減少し、LPCS 作動後に回復を示した。システム内の最小保有水量は、いずれの場合も初期水量の 60%以上であった。BWR ケースの早い保有水量回復は LPCS と LPCI 作動開始が早かったためである。ROSA-M ケースの保有水量回復は ROSA-S ケースよりやや早くなった。**図 3.2-17** に 3 ケースの実長 1 バンドル当たりの流体保有エネルギーと、炉心及び PV 壁から流体への熱伝達量を比較して示す。ここで、任意の時刻(t)におけるシステム全体の流体保有エネルギー(E)は、次式のエネルギーバランスにより、初期流体保有エネルギーに対して、破断開始(0 s)から時刻 t(s)までに炉心と PV 壁から流体に与えた累積伝熱量と ECCS 注水によりシステムに加えた累積流体エンタルピー量を加算し、破断口から流出した流体エンタルピーの総和を差し引いて求めた(**表 3.2-7**)。

$$E = E_0 + \int Qdt + \int W_i h_i dt - \int Whdt \,, \qquad (3.3)$$

E_0 : 初期流体保有エネルギー
Q : 炉心と PV 壁から流体への熱伝達量
W_i : ECCS 注入流量
h_i : ECC 水エンタルピー
W : 流出流量
h : 流出流体エンタルピー.

同様に、PV 壁の蓄積エネルギー(E_M)は、次式で求めた。

$$E_M = E_{M0} - \int Q_W dt - \int Q_L dt \ , \qquad (3.4)$$

E_{M0} ： 初期蓄積エネルギー

Q_W ： PV 壁から流体への熱伝達量

Q_L ： PV 外壁からの熱損失量

E_{M0}は初期平均壁温度と、仮定した最終平均温度との差により求めた。

これらの比較から、次の点が導かれる。

1) ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR/6 の 3 システムにおける実長 1 バンドル当たりの流体エネルギーの相違は小さく、8%以下である。
2) ブローダウン過程の流体エネルギーバランスを支配するのは、燃料棒からの伝熱量と破断口から出る流体エネルギーである。
3) ROSA-Ⅲと FIST の PV 壁から流体への伝熱量は再冠水過程で増大する。
4) ROSA-Ⅲと FIST における金属材からの大きな伝熱量は、BWR に比較して大きなエネルギー放出をもたらす。FIST の場合には、PV 壁から外部への熱損失が大きいので、流体側への伝熱量の影響としては小さくなる。BWR の場合は、流体への伝熱量、熱損失ともに無視しうる程小さい。

図 3.2-18 に ROSA-S、ROSA-M、FIST-S、BWR 各ケースの炉心における上端、中央、下端の平均出力ロッド表面温度を示す。いずれのケースでも、炉心上端及び中央で若干の温度上昇を示したが、最終的には LPCS 及び LPCI の作動で冷却された。ROSA-S ケースで生じた炉心温度上昇は、炉心出力を低下させた ROSA-M ケースで抑制され、その差は 100 K 以上になった。この結果、ROSA-M、FIST-S、BWR 各ケースの燃料棒温度挙動はよい一致を示した。

これらの比較検討から、ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR システムの 100%主蒸気管破断 LOCA において、主要事象発生時刻と過渡状態の流体エネルギー・冷却材量・燃料棒表面温度は、相似的であると結論付けることができる。これら 3 つのシステムにおけるシステム固有の特性の効果、例えば形状、高さ、PV 壁蓄積熱等は、上記相似性を著しく歪める程顕著なものではない。

(5-3) ROSA-Ⅲ と FIST で異なる実験条件の影響に関する考察

ここでは、ROSA-Ⅲと FIST 実験結果に見られた異なる実験条件による相違点、即ち**図 3.2-3** に示した蒸気ドーム圧力の相違と、**図 3.2-7** に示した代表的模擬燃料棒表面温度の相違について考察する。両実験条件の大きな相違点は、(a) HPCS 作動開始時刻、(b) LPCS と LPCI の作動の有無、(c) 初期水量、(d) 炉心出力カーブである。

図 3.2-19 に ROSA-Ⅲと FIST の圧力解析結果をそれぞれ示す。まず ROSA-Ⅲの実験解析において初期水量が過大(BWR 水量の 1/424 スケールから 9%大きい)だった影響は、LPF 開始後の圧力変化に生じ、ブローダウン過程前半に 8 s の減圧遅れをもたらした。実験解析で HPCS 作動が遅れたことと、ROSA-S ケースの LPCS 及び LPCI 作動とは、圧力の差を増大させた。これらの条件の相違は、以後の再冠水過程の圧力変化により大きく生じた。すなわち、圧力 0.77 MPa に到達する時間の相違が 50 s 以上になった。一方 FIST においては、過小であった初期水量(BWR 水量の 1/848 スケールの 88%)の影響で、LPF 開始後のブローダウン過程で 9 s 早い減圧となった。しかしこの影響は、LPCI 作動後の再冠水過程では、圧力変化に及ぼす影響は微小であった。これらの解析結果を比較すると、結論として次の点を指摘できる。① 初期水量の相違(+9%～-12%)が ROSA-Ⅲと FIST

のブローダウン過程における圧力相違の主な原因である。② 両実験の再冠水過程における圧力相違の原因は、HPCS作動が早く生じたことと、LPCSとLPCI作動の影響である。一方、ROSA-SとROSA-Mケースの比較から、ROSA-Ⅲ実験において炉心出力が高かった影響は、減圧過程で9s以下の遅れを生じさせたにすぎない。

図3.2-20にROSA-ⅢとFISTの炉心中央高さにおける平均出力ロッドの表面温度解析結果を比較して示す。ROSA-Ⅲにおける過大な初期水量の影響は、その温度上昇開始の若干の遅れとなって生じた。FISTの過小初期水量の影響は、温度上昇開始の早まりをもたらした。ROSA-ⅢにおいてLPCSとLPCIが作動したことは、HPCS作動が早くなる影響より大きな影響を及ぼした。ROSA-MケースでBWR炉心出力をスケール比模擬出力に変えた効果は、ROSA-Sケースより温度差で100K以上低い温度をもたらした。これらの比較から、ROSA-Ⅲ実験における炉心の模擬燃料表面温度がFIST実験より高くなった主要な原因は、破断初期の炉心流量が少ないことに加えて、HPCS作動遅れ、LPCSとLPCI作動に至らなかったこと及び模擬燃料棒の出力密度が高かったことにある。

(6) 本節の結論

BWRシステムの主蒸気ライン100%破断LOCA想定事象について、ROSA-ⅢとFISTの総合実験及びBWR/6(848)を対象に実験分析及び解析により検討した。システム固有の特徴と、実験条件の相違がもたらす影響について、改良RELAP5/MOD1コードを用いて評価した。以下は主要な結論である。

1) ROSA-ⅢとFISTの実験には、実験条件・装置形状ともに大きな相違を有しているが、それにもかかわらずBWRの主蒸気ライン大破断LOCA事象に関して共通する特徴的な熱流体現象が明らかにされた。これは、破断後の急減圧、早い下部プレナムフラッシング(LPF)発生、LPF発生後の減圧速度の低下、システム内残存水量が多いこと、及びダウンカマー水位が高いこと等である。
2) 2つの異なるシステムにおいて相似的な現象が生じた主たる理由は、両者に適用された容積スケーリング概念にある。解析を通して、容積スケーリングを初期水量、過渡変化における炉心出力、破断口面積、ECCS注水量に適用し、初期エンタルピ分布を等しく設定した時、ROSA-ⅢとFIST装置及びBWR/6システムの100%主蒸気ライン破断LOCA事象に相似性が確認された。
3) ROSA-ⅢとFISTの実験結果には、いくつかの定量的相違点が見られたが、それは主として実験条件の相違による。解析を通して、初期水量を容積スケーリング条件から+9%～-12%ずらした場合、ブローダウン過程の減圧の相違が±9sの範囲で生じた。LPCSとLPCIの作動開始は、再冠水過程の減圧をやや遅らせたが、炉心シュラウド内の残存水量回復に大きく寄与して炉心冷却をもたらした。ROSA-Ⅲ実験の過大な炉心熱出力は、容積スケーリングでBWR出力に一致させた場合に比較して、ドライアウトを早め、PCTを高く(約100K)する保守的な結果をもたらした。
4) ROSA-ⅢとFISTの装置固有の特徴には、形状と高さ、金属材蓄積熱等があるが、これらが実験における圧力変化やLPCSとLPCIの作動開始時刻、圧力容器内の残存水分布、模擬燃料棒温度挙動に及ぼした影響は大きくはなかった。
5) 主蒸気ライン大破断LOCAにおいて、ブローダウン過程のHPCS早期作動は燃料棒ドライアウト抑制に寄与し、LPCSとLPCIの作動は炉心の完全な冷却に寄与することを実験及び解析により検証した。

表 3.2-1 ROSA-Ⅲ試験装置とBWR/6の主要諸元比較 (Ref.30 Table 2.1)

Item	BWR/6(848)	ROSA-Ⅲ	Ratio
Number of recirculation loops	2	2	1/1
Number of jet pumps	24	4	1/6
Number of fuel assemblies	848	4	1/212
Active fuel length	3.76 m	1.88 m	1/2
Pressure vessel height	22.3 m	6.0 m	1/3.7
Total fluid volume	621 m^3	1.42 m^3	1/437
Initial power	3800 MWt	3.96 MWt	1/960

表 3.2-2(a) ROSA-ⅢとFIST及びBWR/6の主要設計条件 (Ref.37 Table 1)

Item	Unit	ROSA-Ⅲ	FIST	BWR/6(848)
Fuel rod bundles				
Array	−	8×8	8×8	8×8
Number of bundles	−	4	1	848
Heated length	m	1.88	3.81	3.71
Maximum power	MWt	4.46	7.0	3800
Local peaking factor	−	1.10	1.04	1.13
Radial peaking factor	−	1.40	1.00	1.40
Axial peaking factor	−	1.40	1.40	1.40
Scaled SEO flow area	cm^2	30.4	29.9	30.4
Scaled total fluid volume	m^3	0.709	0.712	0.732
Elevation from PV bottom				
Top of PV	m	6.00	19.42	22.1
Main steam line	m	6.04	15.34	16.4
Normal water level (L3)	m	5.00	13.35	14.4
L2 trip level	m	4.76	11.64	12.4
L1 trip level	m	4.25	8.75	9.7
Scaled break flow area	mm^2	377	501/377	378

表 3.2-2(b)　ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR/6 の 1 バンドル当たり各部冷却材容積分布

(Ref.37 Table 2)

Item (Unit m^3)	ROSA-Ⅲ	FIST	BWR/6(848)
Steam dome	0.186	0.218	0.243
Downcomer	0.170	0.170	0.145
Jet pumps and rec.loops	0.086	0.024	0.035
Steam separator	0.016	0.047	0.033
Upper plenum	0.062	0.044	0.062
Bundles	0.048	0.043	0.042
Bypass	0.030	0.037	0.029
Lower plenum	0.083	0.088	0.093
Guide tube	0.028	0.042	0.052
Total system	0.709	0.712	0.732

表 3.2-2(c)　ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR/6 の 1 バンドル当たり金属蓄積熱源

(Ref.37 Table 3)

Item	ROSA-Ⅲ		FIST		BWR/6(848)	
	A(m^2)	V(m^3)	A(m^2)	V(m^3)	A(m^2)	V(m^3)
PV walls	5.8	0.520	18.0	0.183	0.53	0.087
Fuel rods	10.1	0.032	10.1	0.032	10.1	0.032
Internals & pipes	28.6	0.193	15.9	0.017	-	-
Total	44.5	0.745	43.4	0.422	-	-

A: Metal surface area contacting primary fluid,　V: Metal volume

表 3.2-3 ROSA-Ⅲ と FIST の主な実験条件 (Ref.37 Table 4)

Item	Unit	ROSA-Ⅲ	FIST
Initial conditions			
Steam dome pressure	MPa	7.35	7.17
Scaled core power	MWt	1.98	4.62
Core inlet temperature	K	552	549
Upper plenum quality	%	13.0	16.0
Scaled core flow rate	kg/s	8.3	17.0
Scaled total mass	kg	354	287
Transient conditions			
MSIV closure	s	0.0	5.5
Feedwater termination	s	1.3-3.2	0.0
HPCS actuation		L2+27s	27.0s
LPCS actuation		L1+40s, P≦2.2MPa	35s, P≦1.9MPa
LPCI actuation		L1+40s, P≦1.6MPa	P≦1.6MPa
Assumption of failure		Signal of RCV pres.	2 LPCI

表 3.2-4 ROSA-Ⅲ と FIST 実験の主な事象比較 (Ref.37 Table 5)

Key events	Time after Break (s)	
	ROSA-Ⅲ	FIST
Pump coastdown	0.0	0.0
Power decay initiation	9.0	0.0
Lower plenum flashing (LPF)	4.2	5.0
Level covers steam line	15-31	6-80
Level 2 reached	71	22
HPCS actuation	94	27
Lower plenum level forms	-	31
LPCS actuation	-	88
LPCI actuation	-	95
Feedwater line flashing	95	-
Core heatup begins	27	-
PCT elevation	50% height	-

表 3.2-5 ROSA-Ⅲと FIST 及び BWR/6 の相似性解析条件 (Ref.37 Table 6)

Items	ROSA-Ⅲ	FIST	BWR/6(848)
System features			
A. Total volume ratio	1.82	0.93	848
B. Break area ratio	2.00	1.00	848
C. PV wall area ratio	21.9	34.0	848
D. PV wall volume ratio	12.0	4.24	848
E. (C)/(A)	11.9	36.6	1.00
Initial conditions			
F. Fluid mass ratio	2.00	1.00	848
G. ECCS flow ratio	2.00	1.00	848
H. Core power ratio	0.44	1.03	848
I. Core flow ratio	0.44	0.93	848
J. (H)/(I)	1.01	1.11	1.00
Transient conditions			
K. MSIV closure time (s)	5.5	5.5	5.5
L. Feedwater stop time (s)	2.0-3.1	2.0-3.1	2.0-3.1
M. HPCS actuation time (s)	27	27	27
N. LPCS actuation p. (MPa)	2.1	2.1	2.1
O. LPCI actuation p. (MPa)	1.6	1.6	1.6
P. Core power / (Case)	Test (ROSA-S) Mod. (ROSA-M)	Test (FIST-S)	ANS curve (BWR)

表 3.2-6　相似性解析各ケースの ECCS 作動時刻の比較（Ref.37 Table 7）

Item (unit: s)	Analysis Case			
	ROSA-S	ROSA-M	FIST-S	BWR
HPCS actuation	27	27	27	27
LPCS actuation	95	93	81	81
LPCI actuation	108	103	106	97

表 3.2-7 相似性解析各ケースの PV 壁蓄熱変化と他の主なエネルギー収支
(Ref.37 Table 8)

Case	Items	Unit	Time after Break (s)			
			0	35	100	200
ROSA-S	A. Released heat into fluid	10^5kJ	–	0.03	0.19	0.47
	B. Heat loss at out. surface	10^5kJ	–	0.02	0.07	0.14
	C. Remained metal energy	10^5kJ	2.75	2.70	2.49	2.14
	D. Ratio of metal energy		1.00	0.98	0.91	0.78
	E. Released heat from core	10^5kJ	–	0.44	0.66	0.96
	F. Discharged fluid enthalpy	10^5kJ	–	－1.64	－3.17	－3.98
	G. Remained fluid energy	10^5kJ	4.22	3.06	1.97	1.98
FIST-S	A. Released heat into fluid	10^5kJ	–	0.05	0.35	0.74
	B. Heat loss at out. surface	10^5kJ	–	0.13	0.34	0.79
	C. Remained metal energy	10^5kJ	1.90	1.72	1.21	0.37
	D. Ratio of metal energy		1.00	0.91	0.64	0.19
	E. Released heat from core	10^5kJ	–	0.37	0.51	0.75
	F. Discharged fluid enthalpy	10^5kJ	–	－1.74	－3.34	－4.07
	G. Remained fluid energy	10^5kJ	4.24	2.93	1.84	1.98
BWR	A. Released heat into fluid	10^5kJ		0.005	0.033	0.077
	B. Heat loss at out. surface	10^5kJ		0.0	0.001	0.003
	C. Remained metal energy	10^5kJ	0.460	0.455	0.426	0.380
	D. Ratio of metal energy		1.00	0.99	0.93	0.83
	E. Released heat from core	10^5kJ	–	0.46	0.59	0.81
	F. Discharged fluid enthalpy	10^5kJ	–	－1.70	－2.97	－3.49
	G. Remained fluid energy	10^5kJ	4.27	3.05	2.00	2.01

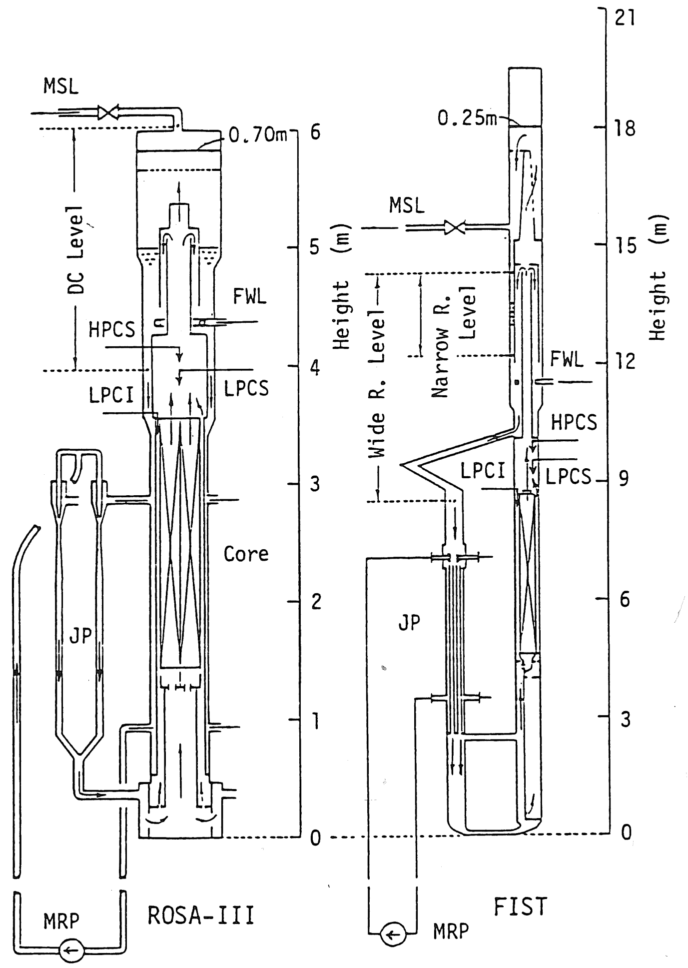


図 3.2-1 ROSA-Ⅲと FIST の試験装置形状比較 (Ref. 30 Fig. 20. 1)

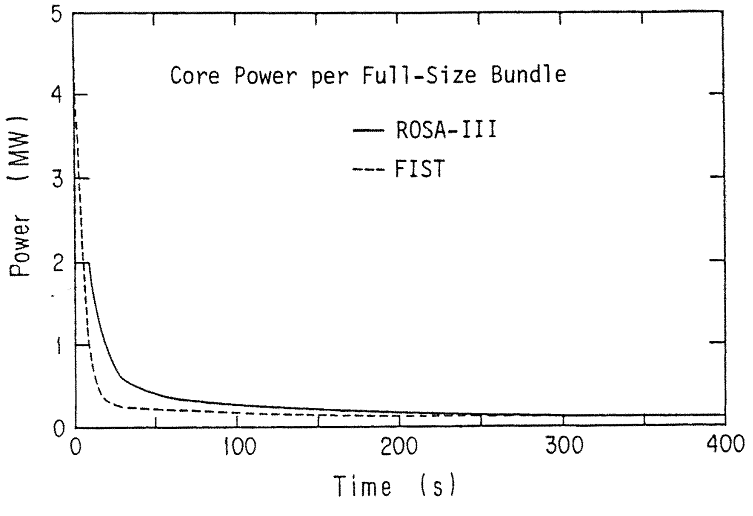


図 3.2-2 ROSA-Ⅲと FIST の実長 1 バンドル当たりの炉心出力 (Ref. 30 Fig. 20. 2)

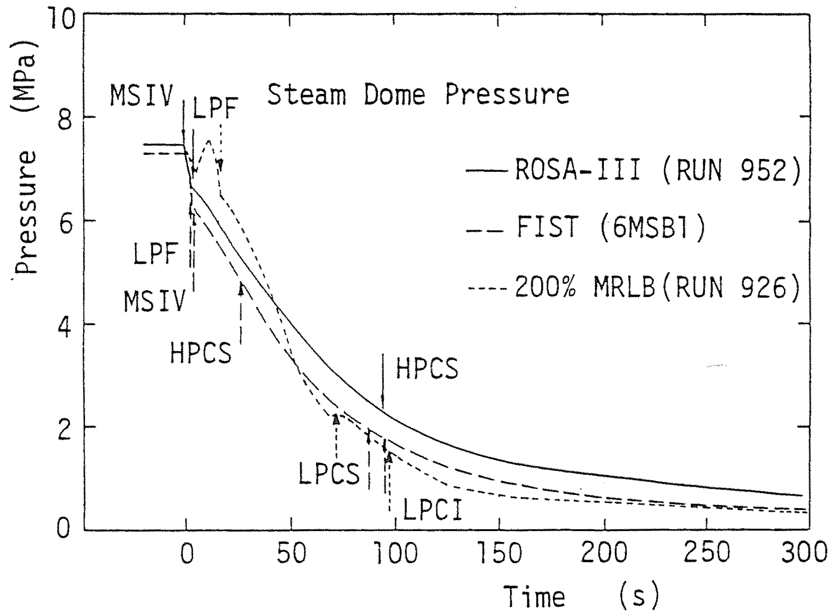


図 3.2-3 ROSA-ⅢとFIST実験の蒸気ドーム圧力と主な事象の比較（Ref.30 Fig.20.3）

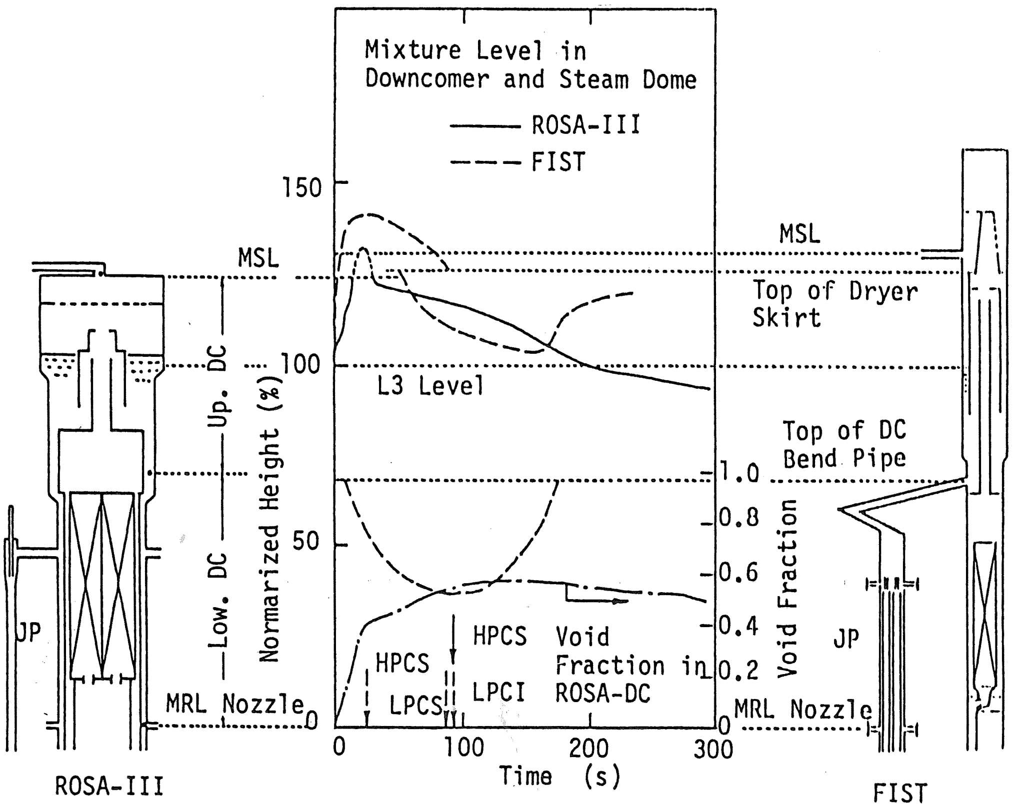


図 3.2-4 両実験の規格化ダウンカマー混合水位の比較（Ref.30 Fig.20.4）

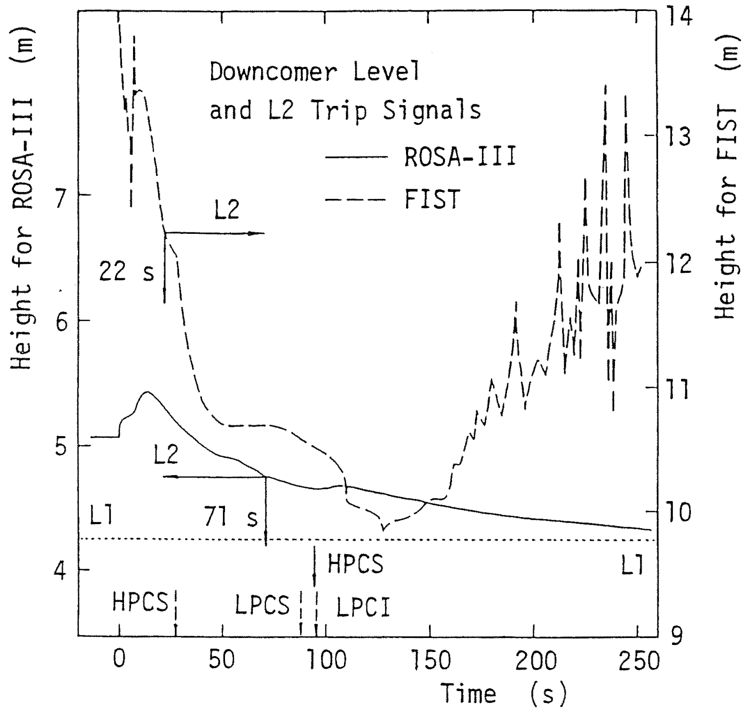


図 3.2-5 両実験のダウンカマー水位データと ECCS トリップ信号 (Ref.37 Fig.5)

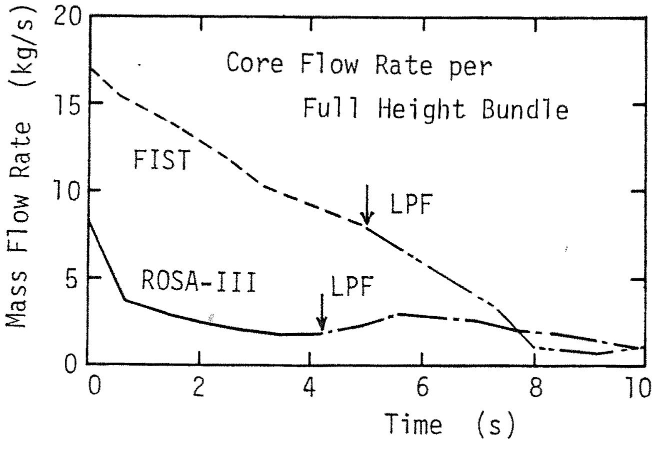


図 3.2-6 両実験の実長 1 バンドル当たり炉心入口流量の比較 (Ref.37 Fig.6)

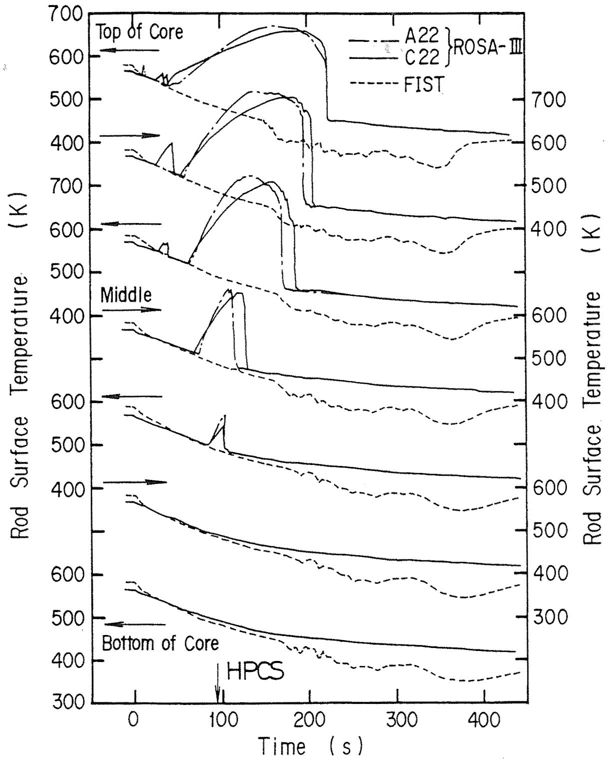


図 3.2-7 両実験の代表的模擬燃料棒表面温度挙動の比較(Ref.37 Fig.7)

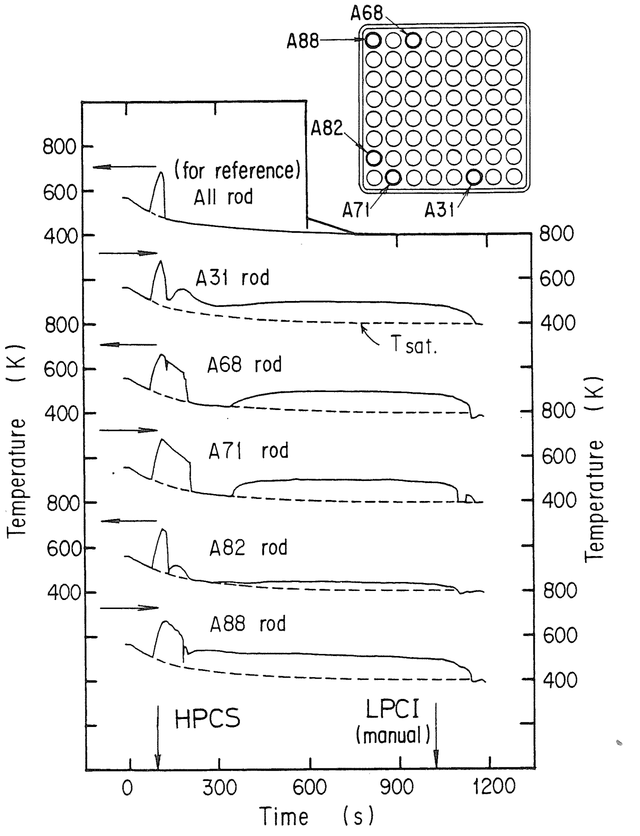


図 3.2-8 ROSA-III高出力バンドルの外周ロッドに生じた再ドライアウト(Ref.37 Fig.8)

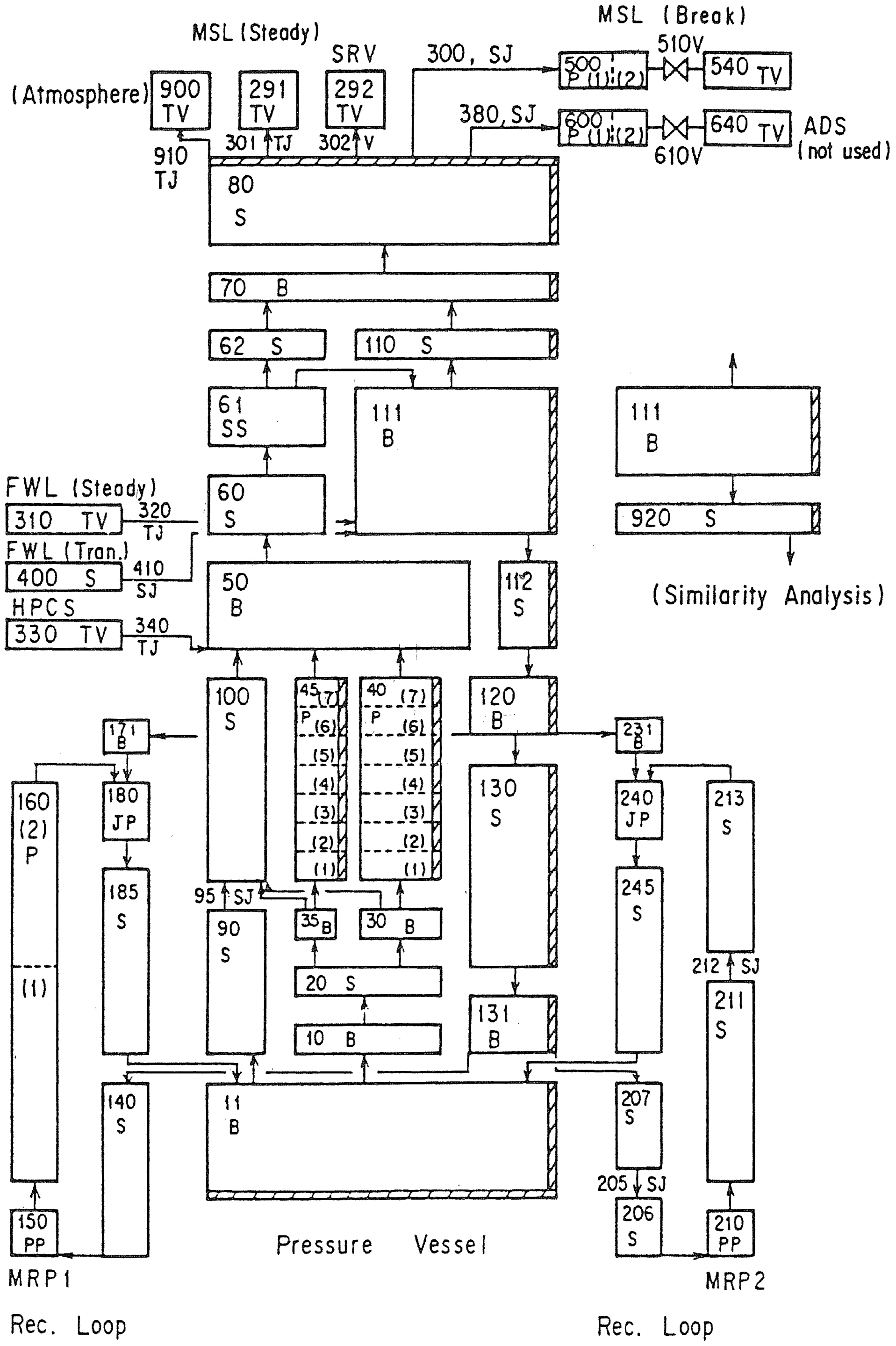


図 3.2-9 ROSA-Ⅲ主蒸気ライン破断用の解析ノーディング (Ref.30 Fig.20.6)

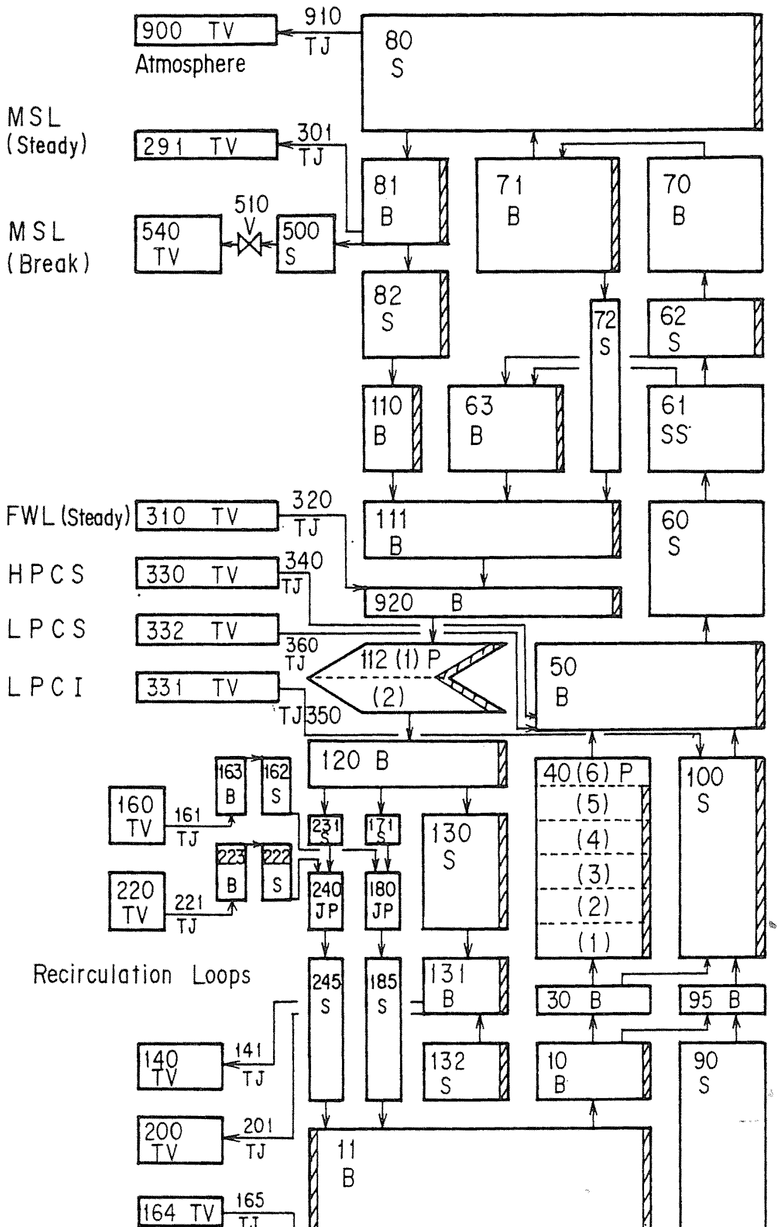


図 3.2-10 FIST 主蒸気ライン破断用の解析ノーディング (Ref. 30 Fig. 20. 7)

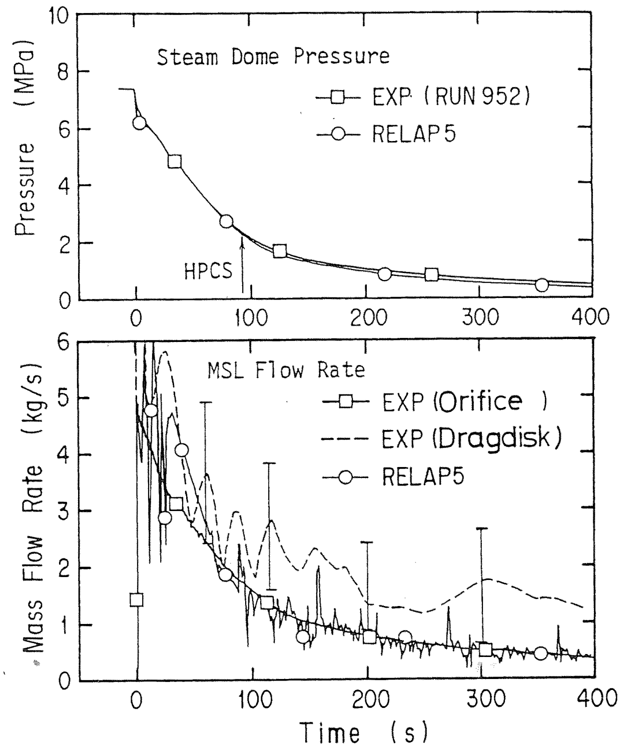


図 3.2-11 ROSA-Ⅲ実験と解析の圧力及び破断流量の比較 (Ref.37 Fig.11)

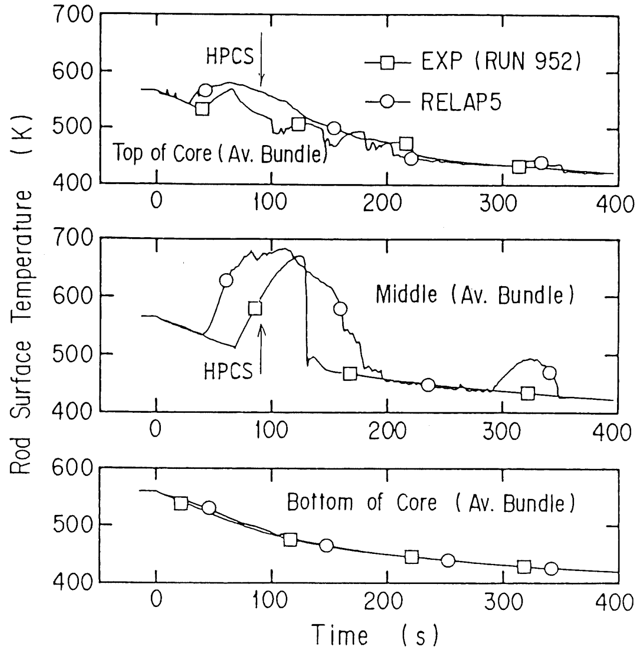


図 3.2-12 ROSA-Ⅲ実験の平均出力バンドル温度挙動と解析の比較 (Ref.37 Fig.12)

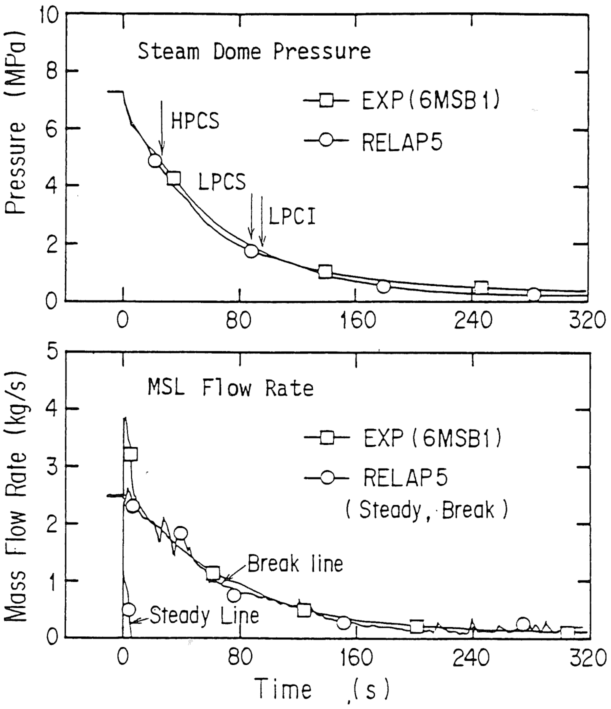


図 3.2-13 FIST 実験と解析の圧力及び破断流量の比較 (Ref. 37 Fig. 13)

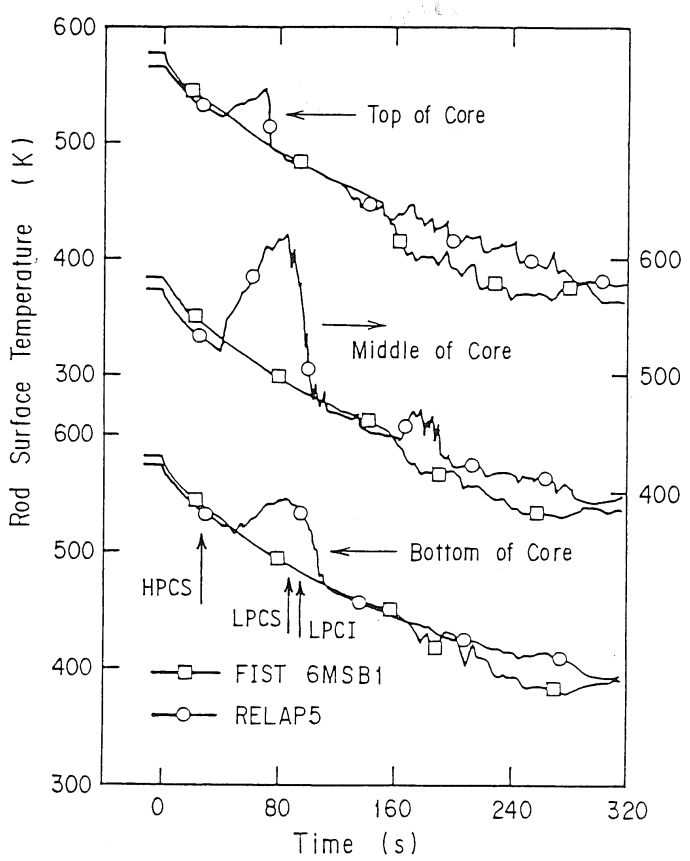


図 3.2-14 FIST 実験と解析の平均出力ロッド表面温度比較 (Ref. 37 Fig. 14)

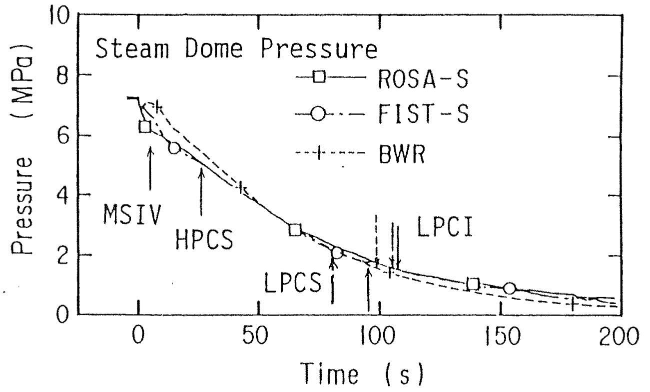


図 3.2-15 ROSA-Ⅲ、FIST、BWR/6 の相似性解析における
圧力と主要事象 (Ref.30 Fig.20.7)

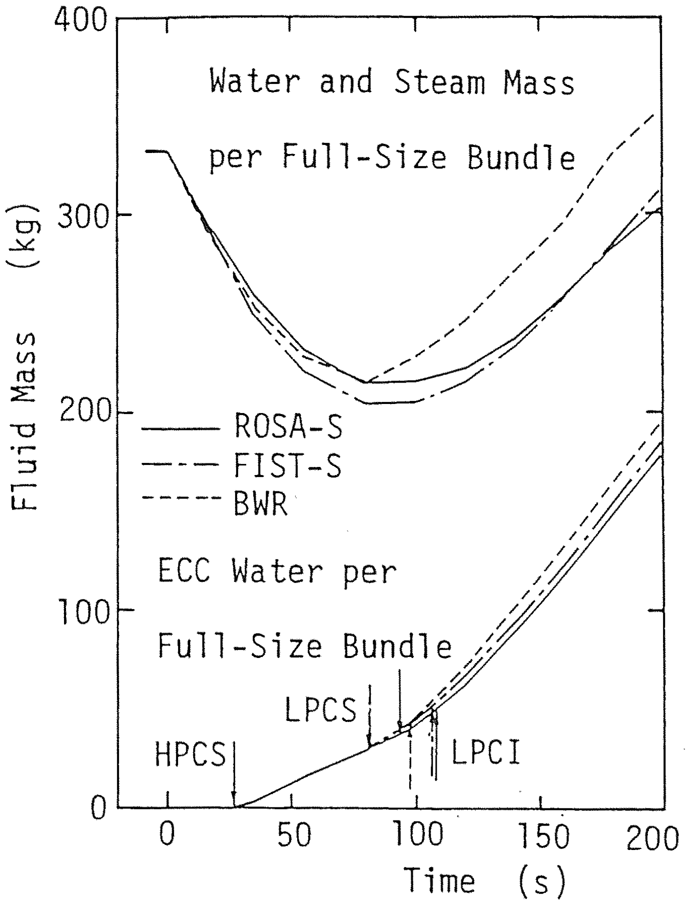


図 3.2-16 相似性解析 3 ケースの 1 バンドル当たり
保有水量と ECCS 累積注水量
(Ref.30 Fig.20.9)

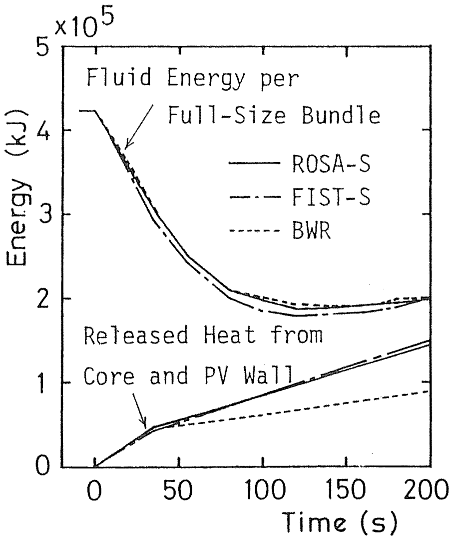


図 3.2-17　3 ケースの実長 1 バンドル当たりの流体エネルギーと流体への伝熱量（Ref. 37 Fig. 17）

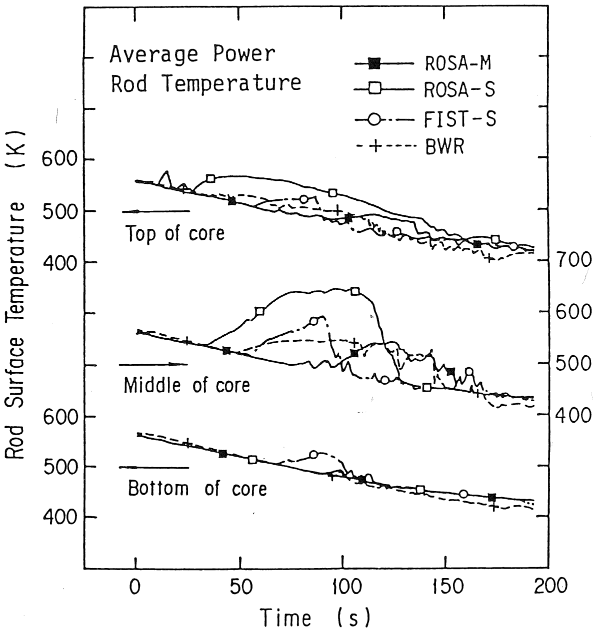


図 3.2-18　相似性解析各ケースの炉心平均出力ロッド表面温度挙動の比較（Ref. 30 Fig. 20. 10）

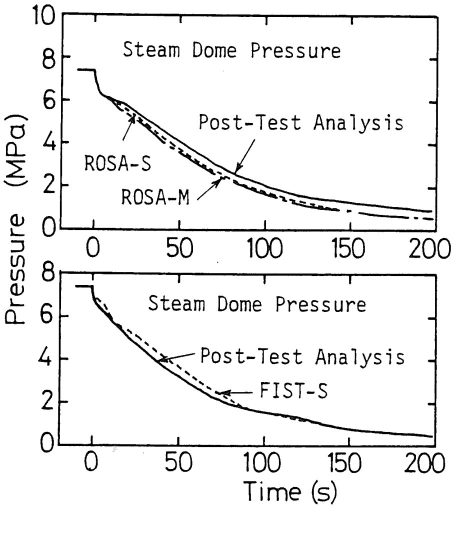


図 3.2-19　ROSA-Ⅲと FIST における実験条件相違の圧力への影響分析（Ref. 37 Fig. 19）

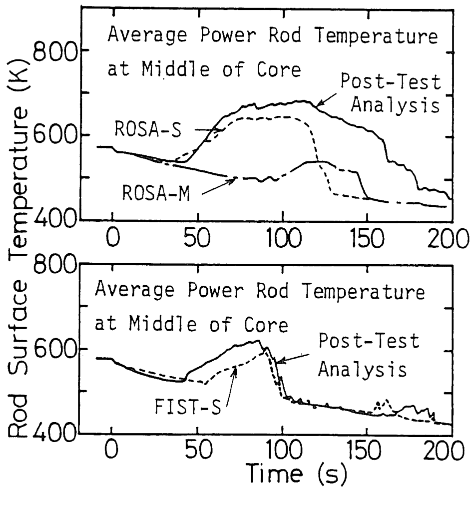


図 3.2-20　ROSA-Ⅲと FIST における実験条件相違の炉心温度への影響分析（Ref. 37 Fig. 20）

3.3　PWR/LOCA/AM に関する ROSA-V 総合実験及び解析

本節では、4 章と 5 章で詳述する AM 指標計装特性の背景として、PWR/SBLOCA 事象と AM 策の有効性を明らかにした ROSA-Ⅴ/LSTF 総合実験及び解析の事例を示す。対象は、原子炉容器底部 SBLOCA と AM 策の効果に関する一連の模擬実験と解析 (51) であり、ここでは、1・2 次系圧力及び保有水量と水位に焦点を当てて SBLOCA 事象の特徴を示し、蓄圧注入系からの非凝縮性ガス流入がない場合とある場合についてそれぞれ AM 策の効果を検証する。また、水・ガスの二成分系を扱う RELAP5/MOD3 コードにより実験と解析の比較を行い、解析コードの SBLOCA/AM/ECCS/非凝縮性ガス効果に関する予測性能を評価する。

(1) 原子炉底部 SBLOCA/AM 模擬実験の目的と背景及び研究手法

ROSA-Ⅴ計画の概要は 3.1 節に示したので、ここでは原子炉容器底部 SBLOCA/AM 模擬実験シリーズの目的と背景、研究手法について述べる。PWR の SBLOCA 時に高圧注入系(HPI)の不作動を仮定する場合、有効な AM 策の 1 つは SG 2 次系減圧操作による 1 次系冷却と蓄圧注入系(AIS: Accumulator Injection System)及び低圧注入系(LPI)作動による原子炉の冷却である。その過程で、AIS 注水後にカバーガスである窒素ガスが 1 次系に流入する場合が考えられ、このガスが SG U 字伝熱管に集積して 1 次系の減圧阻害が生じる可能性がある。しかし、LSTF コールドレグ 0.5% SBLOCA 模擬実験で HPI 不作動とした場合 (60) には、流入した非凝縮性ガスの 80%以上が破断口から流出して SG 伝熱管には 1.3%しか集積せず、AM 策として 1 次系を緩やかな速度(-55 K/h)で冷却する SG 2 次系減圧操作への悪影響は少なかったことが示された。一方、破断位置がホットレグの場合も、ダウンカマーとホットレグのリークラインを通してガスが移動し、ホットレグ破断口から流出する可能性があるので、SG 伝熱管へのガス集積と 1 次系減圧への悪影響は大きくはないと考えられる。これらに対して、破断位置がガス流入位置のコールドレグより低い原子炉容器底部破断の場合には、炉容器内保有水が喪失するまでガスが破断口から流出せず、SG 伝熱管内に集積して SG 2 次系減圧効果が阻害される可能性があり、実験による AM 策検証が必要となった。

一方、米国における原子炉底部破断 SBLOCA 実験研究を調査したところ、LOFT セミスケール実験では実施されてなく、最終報告書 (61) で将来実施すべき実験の 1 つとして結論に記載された。ROSA-Ⅳ/LSTF 実験で唯一 0.5%下部プレナム破断実験(原子炉底部の計装管ケーブル 24 本破断相当)(41,42) が実施されたが、これは AM 模擬実験ではなく、TMI-2 事故の教訓から、炉心過熱後に運転員が HPI 手動開始した効果を調べたものであり、ガス流入も考慮してなかった。このように実験事例が極めて少なかった背景には、原子炉容器破損の可能性は非常に低いと考えられていたことがあげられる。しかし、2003 年 4 月に米国 South Texas Project 原子炉 1 号機で、原子炉容器下部計装ノズル 2 本の外周部にボロンを含む残渣が発見されたことから、近年、原子炉容器底部の SBLOCA 事象が新たな安全評価の対象に取り上げられるようになったものである。

(2) LSTF 試験装置と実験条件

(2-1) ROSA-Ⅴ/LSTF 試験装置の概要

3.1 節で述べた LSTF 試験装置の特徴を参照しつつ、以下に原子炉底部 SBLOCA 模擬実験に関する試験装置を記述する。**図 3.3-1** に ROSA-Ⅴ計画で用いた LSTF 試験装置の見取り図を示す。ROSA-Ⅳ計画の**図 3.1-7** と比較した装置形状の相違は、加圧器を改造し、その高さと長さをほぼ実機模擬したことにある。圧力容器内部構造は、炉心の発熱長(3.66 m)と位置、ホットレグ上端位置、上部プレナム内の制御棒案内管(8 体)とサポートコラム(10 本)の配置、上部炉心支持板やダウン

カマーの位置等を実機と等しくしてある。しかし、炉心外径は実機の 3.759 m に対して 0.514 m と 1/7.3 であり、ダウンカマー間隙は実機の 260 mm に対して 53 mm と小さい。ダウンカマー上端には内径 3.4 mm のスプレイノズルがあり、上部ヘッドと接続している。上部ヘッドと上部プレナムにわたる制御棒案内管内部には複雑な流路部があり、これはスプレイノズルとともに、実機の定常時上部ヘッド内自然循環ルートを模擬している。また、2 つの循環ループにおいて、ホットレグとダウンカマー部を接続するリークラインを設置し、実機のリークパスを模擬している。原子炉底部の破断ユニットは、炉心下端(EL 0.0 m)の下方 1.735 m の PV 壁に設置された水平配管ノズルを経て、計装部と破断オリフィス、急速破断弁から放出水タンク(ST: Storage Tank)に接続している。

図 3.3-2 に蒸気発生器(SG)の 1 次側及び 2 次側の構造概念と計装配置を示す。ダウンカマー部は 4 本の外置き配管で模擬することにより、U 字管内の各種計測を容易にしている。LSTF の SG は、1 基当たり 141 本の U 字伝熱管を設置し、これらの U 字管高さと、下部管盤、給水ライン及び蒸気ラインの高さは実機と同じである。蒸気系と給水系は定常時の 1 次系除熱機能を有している他に、AM 策として蒸気ラインの逃がし弁(RV: Relief Valve)操作により減圧することと、補助給水系(AFW)からの給水を模擬できる。141 本の内 6 本の U 字管内には、入口側と出口側に差圧計が設置され、また高さ方向の流体及び管壁温度分布の計測ができる。図に示した計装各種は、U 字管内の熱流動現象やガス集積量の評価、1 次系から 2 次系への伝熱量評価にも使用される。

炉心の構造は、ROSA-Ⅳ計画の 1 次模擬燃料集合体(**図 3.1-9**)から、4 次模擬燃料集合体(**図 3.3-3**)に変わり、全 1008 本のヒーターロッド中、計装ロッドは 6 本、非加熱タイロッド 96 本中、流体温度及びタイロッド温度計測は計 17 本、その他外周にダミーロッド 40 本と差圧計測用配管(不使用)8 本が配置され、コアバレル内に配置されている。模擬燃料棒の外径 9.5 mm とピッチ、正方配列は実機と同じであり、高さ方向 9 段のスペーサーと下部グリッド、エンドボックス、上部炉心板の流路面積は実機の 1/48 を基準にほぼ模擬している。なお LSTF では、実機に比較して狭いダウンカマー間隙の影響を緩和するために、実機の炉心バイパス領域を設けず、その容積をダウンカマー領域に組み入れている。

コールドレグに接続する蓄圧注入系(AIS)は、**図 3.3-4** に示すように、水面上に窒素ガスを加圧するタンクとスタンドパイプ、空気作動弁(AOV: Air-operated Valve)及び立下り形状の注入配管からなり、配管からガス流出を防ぐ場合は、タンク水位を監視して配管内にガスが流入する前に AOV を閉める。両ループに各 1 基の同一規模の AIS タンク(ACC, ACH)があるが、配管長(図参照)や流動特性に若干の相違がある。AIS の注入流量と水温、タンク水位、ガス相の圧力と温度等の計測により、注水量や注入流量、ガス流入量を評価できる。

(2-2) 原子炉底部 SBLOCA 模擬実験の条件

表 3.3-1 に本節で比較検討する 4 実験の主な実験条件を示す。この内、ROSA-Ⅴ計画で実施した実験は SB-PV-03[47] (SP3 と略記)、SP-PV-04[48] (SP4)、SB-PV-05[49] (SP5)の 3 実験である。SB-PV-01 (SP1)実験は ROSA-Ⅳ計画で実施した実験 [41,42]であるが、LOCA 事象に対する破断サイズの影響を比較するために示す。SP3 と SP4 実験の破断サイズは、コールドレグ破断(CLB: Cold Leg Break)比で 0.2% (オリフィス口径 4.6 mm)であり、底部計装管 10 本の内部面積に相当する。なお、LSTF 参照炉である 4 ループ PWR では、PV 底部を貫通する計装管ノズルは 1 インチ(0.0254 m)外径であり、このノズル 1 本飛び出しによる破断サイズは 0.13%コールドレグ破断に相当するので、

SP3 と SP4 実験の破断サイズは、そのノズル 1.5 本分飛び出しに相当するものである。SP5 実験の破断サイズはこれらより 1 割小さい。一方、SP1 実験は 0.5%コールドレグ破断相当である。いずれも HPI 系統全故障の仮定をしており、SP1 実験のみ炉心過熱後に手動操作で HPI を作動させた。AM 操作としては、SP3 と SP5 では 1 次系を -55 K/h の冷却速度で緩やかに減圧するよう SGRV で 2 次系減圧操作を行い、SP4 実験では SGRV 全開により 2 次系急減圧を行い、1 次系を急速冷却した。これらの AM 策開始の運転員意志決定は、いずれも SI 信号から 10 分の時間遅れで行うこととした。**表 3.3-2** に 4 実験の主な事象の時刻を比較して示す。SI 信号は実機同様に加圧器圧力低下(12.27 MPa)を用いた。補助給水系(AFW)作動は SI 信号で発生するが、SP3 と SP5 では作動開始から 30 分で停止するとし、SP4 実験では連続給水するとした。

減圧により作動する ECCS は、AIS 系は圧力 4.5 MPa 以下の条件で自動的に作動し、LPI は圧力 1.24 MPa 以下でポンプにより注水開始する。ここで AIS ガス流入条件に関して、SP3 と SP4 実験では AIS 注水終了に続いてガス流入があり、流入量はタンク圧力とコールドレグ注入位置圧力の差により決まる。1 次系圧力がタンク圧力以上に昇圧すれば、チェック弁により流入が停止し、逆流が防止される。SP5 実験ではガス流入防止策として、タンク水位の低下を監視し、水位がタンク内のスタンドパイプ上端に達する直前に注入ラインを AOV 操作で閉鎖した。但し、タンク水位計の誤差により、AOV 閉となる以前にコールドレグ B 側に接続している AIS タンク(ACH)から短時間のガス流入が生じていたことが、実験後のデータ分析でわかった。

以上のことから、SP3 と SP4 実験を比較することにより、ガス流入条件下で 2 つの AM 策の効果が明確になるし、ガス流入の有無が AM 策の効果に及ぼす影響は SP3 と SP5 を比較することにより明確になる。なお、SP1 と SP5 実験を比較することで、破断サイズによる保有水量低下と圧力低下への影響を調べることができる。

(2-3) 小破断 LOCA 実験における保有水量とガス流入量及び SG 伝熱量のデータ分析手法

表 3.3-3 に ROSA-Ⅴ/LSTF の各部計測項目一覧を示す。圧力(計装タグ名:PE)、差圧(DP)、流体温度(TE)、金属温度(TW)、流量(FE)、流体密度(DE)、電気出力(MI)等、計 1760 点の 1 次データと、これらを組み合わせて導く領域毎のコラプスト水位や保有水量、飽和温度、放出水量等の 2 次データ(RC)を利用できる。本節の全実験に対して、4.1 節に示す評価手法により 1 次系保有水量を評価した。これにより、SP3～SP5 の 3 実験で AM 策による減圧及び保有水量回復への効果を検証する。また、蓄圧注入系からの非凝縮性ガス流入に関しても、以下の方法でこれらの実験のガス流入量を評価した。更にガス流入により 1 次系減圧阻害が生じたが、SG 2 次系のエネルギーバランスから SG 伝熱管での伝熱量評価を行い、ガス流入による伝熱阻害を調べた。以下に、炉心過熱に至った SP3 実験を対象に、著者が開発したガス流入量と SG 伝熱量の評価手法 (47) を示す。

最初に AIS タンクガス流入量評価手法を示す。注水により AIS タンク水位が低下・減圧する注水過程と、水位がスタンドパイプ上端に達して一定になった後、ガスがスタンドパイプ内から注入配管内を膨張して行き、1 次系内に流入するガス流入過程とに分けて、ガス状態変化を評価する。注水過程では、タンク内のガス圧が低下し、ガスは断熱膨張的に温度低下するが、これには減圧速度とタンク壁や水面での局所熱伝達により非平衡状態が生じ、完全ガス状態変化からの相違が生じる。このため、実験固有のガス状態変化に注目し、その特性を水位低下終了後のガス膨張過程に適用することで、膨張ガス容積を推定し、ガス流入量を評価するものである。なお、正確な初期ガス容積を評価するために、接続配管や気相部の容積を正確に測定した。また、タンク

水位には常に測定誤差が存在するので、最終的に一定値に到達した水位とスタンドパイプ上端位置とのずれを誤差として補正する。これは、コールドレグ A に接続するタンク(ACC)とコールドレグ B に接続するタンク(ACH)各々について評価する。注水開始後の時刻 t (s)におけるガス相の圧力を P (MPa)、温度を T_G (K)、正しいガス容積を V_G^* (m^3)とし、それらの注入開始前の定常状態における値をそれぞれ P_0、T_{G0}、V_{G0}^*とする時、ガス定数の初期値に対する比(R)は次式で表される。

$$R = (P \times V_G^*/T_G)/(P_0 \times V_{G0}^*/T_{G0}) \quad (3.5)$$

$$V_G^* = V_G + \Delta V + V_{P0} \quad (3.6)$$

V_G (m^3)： AIS タンク内ガス容積(水位の関数としてデータベース化されている)

ΔV (m^3)： 水位測定誤差による容積誤差(=$\Delta L \times A_{AC}$, A_{AC}=0.7088 m^2)

ΔL (m) ： 水位測定誤差

V_{P0} (m^3)： タンク頂部接続配管内容積(ACC： 0.0078 m^3, ACH： 0.0144 m^3)

SP3 実験で得られたガス定数比の変化は、**図 3.3-5** に示すように、初期断熱膨張過程で 1.0 以下に低下し、後に壁熱等から低温ガスへの伝熱があり 1.0 以上になる特性を示した。タンク水位がスタンドパイプ上端に達した以降は水位が一定値を示すので、最終段階のガス定数比特性を外挿できると仮定し、膨張を続け減圧するガスの容積評価に用いる。この特性は次式で与えられる。

$$R = a \times (P_0 - P) + b \quad (3.7)$$

a = 0.01088 (MPa^{-1}), b = 0.9696 (ACC)

a = 0.03583 (MPa^{-1}), b = 0.9387 (ACH)

後半過程のガス膨張では、式(3.7)により圧力データ(P)からガス定数比を求め、(3.5)式で温度と圧力から V_G^* が得られる。この値とスタンドパイプより上方のタンク内ガス容積との差が、スタンドパイプと注入配管を通して膨張したガス容積であるから、このガス容積が注入配管容積に一致した時点以降が 1 次系内へのガス流入となる。一方、注入配管内の残存水が完全になくなるまで注水が続いているので、注水終了時点とガス流入開始時点は同じであり、それはこのガス膨張過程分析によって初めて得られる。SP3 実験における AIS 注入開始後のガス容積変化を**図 3.3-6** に示す。AIS 注入開始は ACC 側で 3241 s、ACH 側で 3264 s であり、水位低下が停止したのはそれぞれ 6710 s、7080 s であった。ガス流入開始は ACC 側で 7190 s、ACH 側で 7477 s であったから、配管内をガスが膨張していく(Sweep-out) 過程に、それぞれ 480 s、396 s かかったことになる。ガス容積の時間変化に段階的変動が見られるのは、1 次系圧力変動があり、AIS 注水が間歇的になったためである。9060 s 以降にガス容積増加率が上昇したのは、PORV を開作動させて 1 次系減圧操作を強化した結果、タンクからのガス流入が増大したことによる。

次に、SP3 実験の減圧過程を対象に、1 次系から 2 次系への SG 伝熱量評価手法の概略を示す。**図 3.3-7** に示すように、ある一定時間(Δt)における SG U 字管のエネルギーバランス、即ち 1 次系から U 字管への伝熱量(Q_U)と管壁内の蓄積熱増分(ΔQ_T)、管外壁から 2 次系流体への伝熱量(Q_S)の関係式、

$$Q_U = \Delta Q_T + Q_S \quad (3.8)$$

同様に SG 圧力容器壁のエネルギーバランス、即ち壁内の蓄積熱減少分(ΔQ_W)と内壁面から 2 次系流体側への伝熱量(Q_W)、及び外壁放熱量(Q_L)の関係式、

$$\Delta Q_W = Q_W + Q_L \quad (3.9)$$

そして 2 次系流体のエネルギーバランス、即ち流体のエンタルピ増加分(ΔQ_H)、外部仕事($V \times \Delta P$)、U 字管から流体への伝熱量(Q_S)、SG 容器壁から流体への伝熱量(Q_W) 、蒸気ラインからの流出エンタルピ(Q_D)、給水系からの流入エンタルピ(Q_F)の関係式、

$$\Delta Q_H - V\times\Delta P = Q_S + Q_W - Q_D + Q_F \qquad (3.10)$$

により、1次系からの伝熱量(Q_U)について以下の式が得られる。

$$Q_U = Q_D - Q_F + \Delta Q_H - V\times\Delta P + \Delta Q_T - \Delta Q_W + Q_L \qquad (3.11)$$

ここで、U字管については高さ方向5領域に分割し、壁温データから平均蓄積熱変化を評価する。SG容器壁については圧力容器を高さ方向4分割し、U字管管盤、蒸気ライン配管、ダウンカマー配管、内部構造材を含めた8領域で壁温データから平均蓄積熱変化を評価する。また、流体領域はダウンカマー部2領域、ボイラー部9領域、セパレーター、蒸気ドームの計13領域で圧力と平均流体温度からエンタルピ変化を評価し、2次系全体で外部仕事を評価する。蒸気ラインと給水ラインでは、それぞれ流量と比エンタルピから寄与分を評価するが、蒸気流量データに見られるゼロシフトの補正を行う。また流体の出入りと残存流体の間で、2次系のマスバランスが得られなければ、ゼロシフト等の誤差の多い蒸気流出量の補正を行う。外壁からの放熱量(Q_L)は熱損失特性試験結果から、流体平均温度の関数としてデータが得られている。Δt 時間の平均伝熱量($Q_U/\Delta t$)と1・2次系平均温度差(T_1-T_2)及び伝熱面積(A)から平均熱伝達率(h)は次式で評価される。

$$h = (Q_U/\Delta t)/\{A\times(T_1-T_2)\} \qquad (3.12)$$

ここで、平均伝熱量($Q_U/\Delta t$)の不確かさは、各SGで±256 kWと評価された。システムとしてのデータベース詳細はSP3実験レポート(47)に記載した。SP3実験のSG減圧過程における平均熱伝達率の結果は、以下の(3-2)項に示す。

(3) ガス流入の有無と有効なAM策に関する実験結果

以下に、各実験におけるAM策の効果について、最初にガス流入なしの場合、次にガス流入有の場合に、圧力と保有水量という2つのAM指標により示す。

(3-1) HPI不作動条件下のAM策効果(ガス流入なしの場合)

図3.3-8に、SP5実験とSP1実験の圧力変化を示す。0.18%破断サイズのSP5実験では、AM策としてのSG減圧操作(-55 K/h)と補助給水系作動を969 sに両SGで開始した。一方、破断サイズがSP5実験の2.8倍あるSP1実験の圧力は、SG減圧操作がないために2次系圧力とバランスして約8 MPaに維持された。したがって、SP1実験より破断サイズが小さいSP5実験において、もしSG減圧操作を実施しなかったとすれば、1次系圧力はSP1実験より高い値で、より長期間維持されることになるから、この減圧操作の有効性は明らかである。SP5実験では、1次系の減圧により8917 sにLPIが作動し、炉心は過熱することなく冷却が維持され、保有水は回復した。一方、SP1実験では、保有水量低下により1498 sから炉心過熱が生じ、炉心での蒸気発生量が低下し、圧力漸減が生じたが、炉心温度上昇監視により1676 sからHPI注水操作を行ったところ、圧力は急減した。しかし、HPI注水量を超える破断流量により保有水回復はなく、2057 sにAIS作動する前に炉心過熱増大により炉心出力を停止した。なお、SP5実験で若干のガス流入があったことを述べたが、これは7361 sからACH注入ライン閉鎖時刻(7428 s)までの67 s間に限定され、かつ流入量も12.1 mol (0.34 kg)と少量であったため、この時刻以降の1次系減圧を僅かに制限した結果をもたらした。この流入が無ければ、LPI作動は幾分早まることになるから、それに比較すると実際のSP5実験の圧力変化は、安全評価上はやや保守的な結果ということができる。

次に、両実験の1次系保有水量の推移を**図3.3-9**に比較して示す。両実験には、不使用ECCS配管の撤去条件等が異なるために初期保有水量(M_0)に相違がある。SP1実験では1次系圧力が約8

MPa と高く維持されている間に、保有水量(M_R)は急速に減少し、炉心過熱開始時(1498 s)には、初期保有水量比で M_R/M_0=0.25 に達した。HPI 作動後も保有水量減少は続き、AIS 作動後に保有水量は回復を示した。このように、事故条件下の保有水量を見ることで、炉心過熱に至る保有水低下過程の特徴がわかる。すなわち、破断口が 1 次系の最下部にあるために水相放出が続くこと、したがって他の破断位置に比較して早い段階に炉心露出の生じることが原子炉底部破断 LOCA 事象の特徴である。一方 SP5 実験では、減圧により破断口からの流出水量が減少して保有水維持に寄与し、3280 s に作動した AIS が保有水減少から回復へと転じさせる効果を果した。AIS 注水が終了した後は破断流により徐々に保有水量は低下したが、LPI 作動により回復し、実験期間中に炉心が露出することはなかった。このように、SP5 実験の SG 減圧操作は、保有水維持と回復に、したがって十分な炉心冷却条件維持に寄与した。

破断後の 1 次系圧力と 1 次系保有水量はともに AM 策で重要な指標であるので、初期保有水量の相違を保有水量比(M_R/M_0)として規格化し、これらを座標軸とする P-M マップにおいて 100 s 毎のデータを比較すると**図 3.3-10** を得る。破断前の初期状態は圧力 15.5 MPa、M_R/M_0=1.0 にある。ここから事故過程において、AM 策の目標とする LPI 作動圧(1.24 MPa)以下まで、炉心露出の生じない保有水量の範囲(SP1 実験より M_R/M_0 >0.25)を維持しながら到達させることが課題になる。この図で SP5 実験と SP1 実験を比較すると、高圧下で炉心露出に至った SP1 に比べ、SP5 では SG 減圧操作開始後に 1 次系圧力が低下するとともに、保有水低下が抑制され、最低保有水量でも M_R/M_0 ≥0.30 の状態で LPI 作動開始に至った結果、炉心露出には十分な余裕があったことが明瞭になる。SP5 実験と SP1 実験の比較から、P-M マップは PWR/SBLOCA 時の AM 策において、圧力と保有水量という 2 つの重要パラメータを用い、到達目標と事故過程のプラント状態の特徴を簡明に示すことができるので、原子炉の事故管理上大変有用ということができる。したがって、保有水量の推移を的確に検出する水位計測手法が備えられていれば、これに資することができる。第 4 章の各種水位計は、この保有水量評価に用いるものである。この P-M マップ考案は著者固有のものである。

(3-2) HPI 不作動条件下の AM 策効果(ガス流入有の場合)

次に、0.2%原子炉底部 SBLOCA/AM 実験の SP3 と SP4 を比較し、ガス流入がある場合に有効な SG 減圧操作を明らかにする。なお両実験は、SG 減圧速度と補助給水系(AFW)給水期間の長さが異なる。**図 3.3-11** に両者の 1 次系圧力変化を示す。両実験ともほぼ同時刻(945 s, 941 s)に AM 操作を開始したが、その後の SG 減圧速度に大きな相違が見られた。すなわち、比較的緩やかな 1 次系減圧となった SP3 実験では、前述の SP5 実験と同様の圧力低下を示し、AIS 作動は 3241 s に開始したが、7190 s からガス流入が開始し、以後の減圧が阻害された。この減圧阻害を詳細に示すのが**図 3.3-12** である。ここでは、SP3 実験でガス流入開始した 7190 s (コールドレグ A 側)と 7477 s (コールドレグ B 側)以降の 1 次系圧力は、SG 2 次系圧力(両 SG でほぼ一致)の低下から徐々に乖離し、減圧速度が極めて低くなった。これらのガス流入開始時点は、前節において示したガス流入過程の詳細な分析から導いたものである。

図 3.3-13 は、本節(2-3)に示した SP3 実験の SG 平均熱伝達率評価法によるもので、両ループ SG について破断後 9000 s まで各 500 s 間の平均値を表す。伝熱面積としては、SG 2 次側水面下の SG 伝熱管内面積を取った。初期定常状態から 3000 s までは 2 次側水位は約 10 m あり、全伝熱管が水面下にあった。AFW 給水停止後に水位は低下し、9000 s には約 1 m まで低下した。初期定常状態ではこの平均熱伝達率は h_0=0.78 kW/m^2/K と評価された。伝熱管内の 1 次系流体条件は、1000 s まではほぼ水単相流、その後二相流となり、2700 s 以後は蒸気単相条件になった。これに

対応して平均熱伝達率は増加し、蒸気リフラックスモードでは h≥2.0 kW/m²/K と評価された。SG-B では更に高い熱伝達率を示したが、これは SGRV からの蒸気流出量の増大が原因となっている。7000 s 以後の熱伝達が急激に低下しているが、これは蒸気リフラックスモードの伝熱管に非凝縮性ガスが流入して伝熱阻害が生じた結果を示すものである。同図に示す RELAP5/MOD3 コードによる平均熱伝達率については次節で述べる。なお、ガス流入以後の SG 伝熱量は低下したが、8500－9000 s の両 SG 合計伝熱量は炉心熱出力の約 8 割に相当し、これに相当する蒸気凝縮が伝熱管内で生じていたことになる。その凝縮水はホットレグから炉心に流下し、炉心上部を中心に水面上に露出した炉心の部分冷却に寄与するとともに、上部炉心板上に設置された炉心出口温度計(CET)を飽和温度に維持し、CET による炉心過熱蒸気不検出の原因となった(5.4 節参照)。

一方 SP4 実験では、AM 操作開始後に 1 次系急減圧となり AIS は 1600 s に作動した。AM 操作開始から AIS 作動(4.5 MPa)までの経過時間を両実験で比較すると、SP3 実験の 2296 s に対し、SP4 実験では 659 s と 1/3.5 に短縮されたことがわかる。この急減圧は AIS からの注水流量を飛躍的に増加させ、一方、ガス流入開始を 3746 s に早めた。以後のガス流入開始後の減圧阻害は SP4 実験でも生じたが、10365 s に LPI 作動に達した。SP4 実験では両 SG に AFW 給水を継続したので、2 次系水位は U 字管より高い位置に保持された。SP3 実験では AFW 給水を 2753 s に停止したため、以後の 2 次系水位は低下し、約 9000 s には水位 1 m となり 1 次系冷却能力は低下したが、時刻 8000 s では 2 次系水位はコラプスト水位で 2 m 以上あり、U 字管内の凝縮伝熱を維持していた。

この急減圧の保有水量に及ぼす効果は、**図 3.3-14** で明瞭となる。SP3 では、破断後の水相流出により、減圧でいくぶん破断流量が減少しながらもほぼ直線的に保有水量が低下し、AIS 作動開始後に保有水低下が緩和され、5300 s 以降に保有水回復に転じた。この AIS 注水中の最低保有水量時期(5455-5784 s)に、炉心の高出力模擬燃料棒上端の一部に一時的な冷却不全状態が見られたので、この時の保有水量(M_R/M_0=0.28)は、炉心露出開始の限界に近い状態にあったと考えられる。保有水がほぼ AIS 注入開始時点の量まで回復した時に AIS ガス流入が開始し、以後 LPI 作動に至らないまま 8573 s から全炉心過熱が進行した。この炉心過熱開始時点の保有水量は M_R/M_0=0.26 であった。以後、9200 s には炉心最高温度が 920 K に達したため、炉心出力を 10%に低下させる措置をとった。これに対して、急減圧の SP4 実験では、AIS 作動後の保有水量回復が著しく、SP3 実験と対照的な特性を示した。この保有水回復は、1 次系が低圧になることによって破断流量が減少するとともに、AIS タンクからの注水流量を飛躍的に増加させた結果である。AIS 注水開始からガス流入開始までの時間を比較すると、SP3 では 3949 s であるが、SP4 では 2146 s であるから、この間に同じ水量が注入されたと考えると SP4 の注入流量は SP3 の場合の 1.84 倍であったことになる。SP4 では、AIS 作動により保有水は M_R/M_0=0.88 まで回復し、その後ガス流入過程で減少したが、LPI 作動開始時点で保有水量が M_R/M_0=0.31 であり、炉心露出に至ることなく LPI 作動に到達したことが SP3 の結果と比較して明確になる。なお、SP1 実験と SP3 実験で、炉心過熱開始時の保有水量に M_R/M_0=0.25 と 0.26 という僅かな差が生じている。これには初期保有水量の相違に加えて、経過時間の長さによる炉心発生熱量の相違や炉心のボイド率、1 次系内のマス分布における相違が寄与していると考えられるが、4.1 節に述べる保有水量間接評価法による誤差が M_0比±2.75%であることに比較して、十分に誤差範囲内にあるということができる。

図 3.3-15 に両実験の P-M マップを比較する。上述の圧力と保有水量において比較した SP3 実験と SP4 実験の相違は、この図で簡明に示される。すなわち、SP3 実験では緩やかな SG 減圧操作を行ったが、AIS 作動後の保有水回復が不十分であり、AIS ガス流入後に減圧阻害が生じ、LPI 作

動に至らず炉心過熱状態になったが、SP4 の SG 急減圧策は、炉心冷却に十分な保有水量を保持した状態で LPI 作動に到達した。これらのことから、原子炉容器底部 0.2%破断 LOCA 条件下では、ガス流入があっても SG 急減圧操作と AFW 給水継続の AM 策により、炉心冷却を維持できることを示した。また、SP3 実験と SP4 実験の比較においても、この P-M マップが AM 策の目標と効果を示す上で有用であることを示し、参考文献(62,63)で公表した。

(4) RELAP5/MOD3 コードによるガス流入影響の実験解析

非凝縮性ガス流入を伴う原子炉底部 SBLOCA/AM 事象に対する予測性能を評価するため、また流入ガスの SG 伝熱管内集積量を評価するため、RELAP5/MOD3 コードによる SP3 と SP4 実験の解析を実施した。以下に解析モデルと、2 つの異なる AM 策を実施した両実験の解析結果を示す。

(4-1) 解析モデル

RELAP5/MOD3 コードは、1 次元の二相流解析コードで、液相と気相における質量保存、運動量保存、エネルギー保存の 6 つの基礎式を解き、種々の熱伝達モデルや機器の機能モデルを有するものであり、非凝縮性ガスについては蒸気相と同一の流速、温度を有すると仮定し、また蒸気とガスの分圧に応じてギッブスードルトン混合気体として扱うことを仮定している。**図 3.3-16** に両実験に対する解析ノーディング構成の概要を示す。AM 操作を模擬するために、両 SG に安全弁と逃がし弁、AFW 給水系を設置し、U 字管と 2 次側流体条件を模擬した。U 字管と炉心は、蒸気相への露出過程の熱伝達を適切にモデル化するために、サブノード分割している。破断位置は下部プレナムに設置し、破断流にはオリフィス臨界流に対する修正 JAERI モデル [64] を適用した。窒素ガスで加圧した AIS タンク 2 基には蓄圧注入系(ACC)モデルを適用し、各コールドレグに非凝縮性ガスが流入するように設定した。また、SP4 実験には LPI 注入を模擬するコンポーネントを設置した。PV 内の流路と構造材形状の模擬に加え、ダウンカマーとホットレグ間のリークラインを設置して蒸気・ガスの移動を模擬できるようにした。U 字管における非凝縮性ガスによる蒸気凝縮熱伝達低下については、蒸気ガス混合体のガス質量分率の関数 [65] でモデル化した。

(4-2) SP3 実験の AM 策と炉心過熱現象の解析

まず SP3 実験の全体的圧力挙動と PV 内の水位変化に対する解析の予測性能について述べ、次に非凝縮性ガス流入の影響について検討する。**図 3.3-17** に SP3 実験結果と比較した 1 次系及び 2 次系(SG-A)圧力の解析結果を示す。1 次系及び 2 次系圧力の全体的挙動について、解析結果は実験データと良く一致しており、破断口からの流出水量と両 SG での伝熱量の模擬が良いことを示している。しかし、解析の AM 開始時刻と AIS 作動開始及び AIS ガス流入開始時刻に、それぞれ実験結果と若干の相違が生じた。この図で、実験結果に見られた AIS ガス流入後の減圧率低下を解析でよく再現できたことがわかる。したがって、RELAP5/MOD3 コードは、原子炉底部 SBLOCA/AM 解析で非凝縮性ガス流入による著しい減圧阻害を予測する性能を有していることが検証された。

次に、PV 内の上部プレナムと炉心のコラプスト水位について、**図 3.3-18** に SP3 実験データと解析結果を比較して示す。図に示すように、解析結果は、上部プレナムと炉心におけるコラプスト水位の全体的挙動とよく一致しており、4000-5700 s の一時的な水位低下とその後の保有水回復、更に 8300 s 以降の炉心水位低下とそれによる炉心過熱化も解析はよく実験結果を再現した。同様に、他の 1 次系領域でも、SG U 字管内の水位変化を含め、実験結果とよい一致を示した。これらのことから、RELAP5/MOD3 コードは、破断流や AIS 注入流量の模擬を含めて、1 次系の冷却材分布とその過渡変化をよく予測できることを示した。

図 3.3-13 の SG U 字管における平均熱伝達率で、解析の 1000-8500 s 間における 500 s 毎の平均熱伝達率の瞬間値を示したが、この場合、U 字管内では蒸気凝縮熱伝達モードにあった。実験データより評価した平均熱伝達率と解析結果との相違が生じているが、この主たる原因は、実験で 1・2 次系の平均温度差に不確かさが大きいことと、伝熱面積にコラプスト水位以下の U 字管内表面積を用いているが、これが過小評価になっている可能性があること、によるものと考えられる。一方、解析においても、7000 s 以降の平均熱伝達率に著しい減少が生じており、非凝縮性ガスの U 字管集積による熱伝達低下を示している。**図 3.3-19** に、AIS タンクから 1 次系両コールドレグに流入したガス量と両 SG U 字管に集積したガス量の解析結果を示す。解析ではガス流入開始が 6720 s に生じたが、これは実験より 470 s 早い。**図 3.3-6** に示した SP3 実験データ分析のガス流入量 (47) では、9000 s における流入量を ACC 側(A ループ)で 110.3 mol (3.1kg)、ACH 側(B ループ)で 89.6 mol (2.5 kg)と評価した。これに対して解析結果はいずれも約 4.2 kg であるから、解析の方が流入量をやや過大に評価したことがわかる。この相違は、主として、解析で AIS 注入ライン容積が過小評価なために配管内のガス膨張過程を少なく評価し、注入開始時刻を早めるとともに、流入量を過大に評価したことによるものである。解析の減圧がやや実験値より早かったこともこの相違に寄与した。しかし解析では、コールドレグへのガス流入開始から約 280 s 後に U 字管集積が開始しており、7500 s 以降は流入ガスの 50%以上が U 字管に集積したことを示した。この U 字管ガス集積過程に関しては実験データが無いので解析結果の評価は直接できないが、先に示した圧力比較で 1 次系全体の熱バランスを含めた解析結果がよく実験結果を再現したことから、RELAP5/MOD3 コードの総合予測性能がよいと評価できたので、間接的に U 字管ガス集積も良好な予測をしたものと推定することができる。

これらの原子炉底部 SBLOCA/AM 事象における非凝縮性ガス流入の大きな影響は、本節冒頭に述べたコールドレグ 0.5% SBLOCA 模擬実験におけるガス流入影響に比較して、重要な特徴を示している。すなわち、コールドレグ小破断では流入ガス量の 80%以上が破断口から流出して SG 2 次系減圧操作への影響はわずかであったが、原子炉底部小破断では、破断口は飽和水の水面下にあり、ガスの流出を妨げているので、流入量の全量が 1 次系内に残留し、その 50%以上が SG U 字管に集積すると予測されたのであるから、AM 策としての SG 減圧を阻害するガス流入影響は著しく大きいと結論付けることができる。この点を含めて、本論で明らかにしたガス流入の有無とその際の有効な減圧策の検証は、破断位置による PWR/SBLOCA/AM 事象の相違を評価する上で重要である。

(4-3) SP4 実験の急減圧策と炉心冷却条件の解析

SP3 実験解析と同様に、SP4 実験に対しても詳細実験条件を取り入れ、RELAP5/MOD3 コードにより解析した。SG への AFW 給水流量については、実験値を入力した。**図 3.3-20** に SP4 実験結果と比較した 1 次系及び 2 次系(SG-A)圧力の解析結果を、破断後 12000 s まで示す。1 次系及び 2 次系圧力の全体的挙動について、解析結果は実験データの急減圧と、ガス流入後の減圧阻害について、ともに良く再現している。SG U 字管のガス集積が生じた後でも、SG U 字管全体にわたって 1・2 次系温度差を大きくしながら高い 2 次側水位の下で良好な熱伝達が持続した。解析の AIS 作動開始と LPI 作動開始時刻に実験結果と若干の相違は生じたが、解析結果は 1 次系冷却材分布と LPI 注水及び炉心冷却が十分達成されて炉心過熱が生じなかったこと等、実験結果の全体的特徴をよく再現した。したがって、RELAP5/MOD3 コードは、原子炉底部 SBLOCA/AM 実験解析で、急減圧と AFW 連続給水による AM 策が有効なことを解析的にも検証したことが結論づけられる。

(5) 本節の結論

ROSA-Ⅴ/LSTF 試験装置を用いた一連の PWR 原子炉底部 SBLOCA 模擬実験において、HPI 全故障時のアクシデントマネジメント(AM)策として、蓄圧注入系(AIS)から非凝縮性ガスの流入がある場合とない場合で、各々炉心冷却に有効な減圧操作を明らかにし、AM 策指標に圧力と保有水量を用いる効果と、ガス流入による減圧阻害を解明し、RELAP5/MOD3 コード性能を評価した。

1) PWR 原子炉底部の計装ケーブル 9 本破断(コールドレグ 0.18%破断相当)の LOCA 模擬実験において、非凝縮性ガス流入を防止した場合には、AM 策として全 SG の緩やかな 2 次側減圧操作(-55 K/h)と SI 信号から 30 分間の補助給水(AFW)作動を実施し、炉心を露出させることなく 1 次系を減圧・冷却して低圧注入系(LPI)作動に至り、以後の長期炉心冷却を確保する効果を確認した。
2) 同様の破断サイズ(計装ケーブル 10 本破断)で同じ AM 策を実施した場合でも、非凝縮性ガス流入がある場合には、SG U 字管へのガス集積により蒸気凝縮熱伝達が著しく低下し、1 次系減圧が大きく阻害されるため、冷却材喪失条件下で LPI 作動に至らず、全炉心過熱を生じさせることがわかった。しかし、同じ条件でも、全 SG 逃がし弁全開操作で急減圧させ(-55 K/h の減圧率の約 3.5 倍)、かつ AFW 給水を継続する AM 策を実施した場合には、ガス流入による著しい減圧阻害が生じても、早い圧力低下で破断流量が減少する効果と AIS 注入流量が大幅に増大する効果により、炉心を露出させることなく LPI 作動に至り、以後の長期炉心冷却を確保する効果を確認した。
3) 上記 LSTF 実験で非凝縮性ガス流入がある 2 ケースを対象に、RELAP5/MOD3 コードによる実験解析を実施し、非凝縮性ガスによる減圧阻害と長期間にわたる原子炉底部 SBLOCA/AM 事象に関して、全般的に実事象の予測性能がよいことを検証した。このコード解析により、破断口から流出せずに残存するガス全量の内、50%以上が SG U 字管に集積し、蒸気凝縮熱伝達の低下と 1 次系減圧阻害を生じさせたことを明らかにした。これにより、0.5%コールドレグ SBLOCA/AM 実験の場合に、1 次系に流入したガス量の大半が破断口から流出し、SG U 字管には 1.3%しか集積しないために著しい減圧阻害は生じなかったことを明らかにした RELAP5/MOD3 コード解析と比較して、PWR SBLOCA 事象において、破断位置による非凝縮性ガス蓄積と AM 策に対する影響に著しい相違が生じることを明らかにした。
4) AM 策に関する PWR SBLOCA 模擬実験において、過渡時の 1 次系圧力(P)と 1 次系保有水量(M)を示す P-M マップは、AM 策の目標と過渡時のプラント状態を明らかにし、AM 策の効果を明らかにする上で有用な指標パラメータ表示法となることを、実験的に明らかにした。

表 3.3-1　原子炉底部SBLOCA模擬4実験の条件比較 (Ref.51 Table 2)

Test Parameter	Unit	SP5	SP3	SP4	SP1
Break size (CLB eqiuivalent)	%	0.18	0.2	0.2	0.5
Break orifice diameter	mm	4.4	4.6	4.6	7.2
Simulated instrument tubes	-	9	10	10	24
HPI actuation	-	Failure	Failure	Failure	Manual
N_2 gas inflow from AIS tank	-	No	Yes	Yes	No
AM dicision parameter	min	SI+10	SI+10	SI+10	-
SG depressurization action to cool primary coolant system	-	-55 K/h	-55 K/h	SGRVs Full-open	-
Period of AFW supply	-	30 min	30 min	Continued	No

表 3.3-2　4実験の主な事象の時刻比較 (Ref.51 Table 3)

Major Events	Time of Events after Break (s)			
	SP5	SP3	SP4	SP1
Scram trip signal	269	250	248	82
Primary pump stopped	520	500	499	331
Start of AM action	969	945	941	-
AFW supply stopped	2,780	2,753	-	-
AIS injection to cold leg A	3,280	3,241	1,600	2,057
AIS injection to cold leg B	3,280	3,264	1,600	2.057
N_2 gas inflow to cold leg A	-	7,190	3,746	-
N_2 gas inflow to cold leg B	-	7,477	4,343	-
Core heat-up started	-	8,573	-	1,498
HPI manual start	-	-	-	1,676
Core power degraded	-	9,200	-	1,775
LPI actuation	8,917	9,280	10,365	-
Break line closed (Test-end)	9,616	9,935	11,609	3,095

表 3.3-3 LSTF 実験の計測項目一覧 (Ref.32 Table 6.1-1)

Instrument / Measurement	Pressure Vessel	Pressurizer	Primary System	Steam Generator	Secondary System	ECCS	Blowdown System	Utility	Total		Tag ID
									3rd	4th	
Fluid Temperature	219 (234)	12 (12)	98 (108)	225 (248)	24 (28)	57 (58)	19 (26)	23 (23)	737	677	TE
Wall Temperature	152 (301)	18 (20)	13 (39)	86 (86)	12 (12)	2 (2)	2 (7)		467	285	TW
Differential Temperature	81 (104)	2 (2)	24 (24)	66 (70)					200	173	DT
Conductance Probe	13 (57)		57 (58)	67 (87)	1 (1)	4 (6)	1 (2)	0 (2)	213	143	CP
BICOTH Liquid Level[a]	0 (24)								24	0	TE
HTC Liquid Level[a]	11 (12)								12	11	TE,DT,CP
Liquid Level	2 (2)	2 (2)		16 (16)	2 (2)	8 (8)	8 (8)		38	38	LE
Pressure	5 (5)	7 (8)	11 (11)	8 (8)	7 (7)	7 (7)	11 (15)		61	56	PE
Differential Pressure	17 (18)	8 (8)	38 (38)	54 (54)	8 (8)	5 (5)	8 (9)		140	138	DP
Gamma Densitometer (1 beam)		2 (2)	2 (2)	0 (2)	1 (1)				7	5	DE
Gamma Densitometer (3 beam)		3 (3)	18 (18)		3 (3)		3 (3)		27	27	DE
Flowrate	2 (2)	1 (1)	14 (16)	8 (8)	22 (22)	39 (39)	6 (8)	2 (2)	98	94	FE
Pitot-tube or Turbine Meter	0 (4)	1 (1)	0 (9)						14	1	MI
Drag Disk Flowmeter (MFE)	0 (4)	0 (2)	26 (26)				4 (5)		37	30	MF
Drag Disk Flowmeter (MFT)			22 (22)						22	22	MF
Rotational Speed			2 (2)						2	2	MI
Pump Oscillation			2 (2)						2	2	MI
Pump Torque			2 (2)						2	2	MI
Power	11 (11)	4 (4)	8 (8)	16 (16)		4 (4)			43	43	MI
Input Current			2 (2)						2	2	MI
Break Signal							1 (3)		3	1	CP
Valve Position		2 (2)			4 (4)	2 (2)			8	8	MI
Regional Total	513 (778)	62 (67)	339 (387)	546 (595)	84 (88)	128 (131)	63 (86)	25 (27)	2159	1760	

* Number of instruments in the 3rd core is shown in bracket for each column.

[a] The BICOTH liquid level meter includes 3 TEs for each of 8 instruments, and the HTC liquid level meter includes 2 TEs, 1 DT, and 1 CP for each of 3 instruments in the 3rd core.

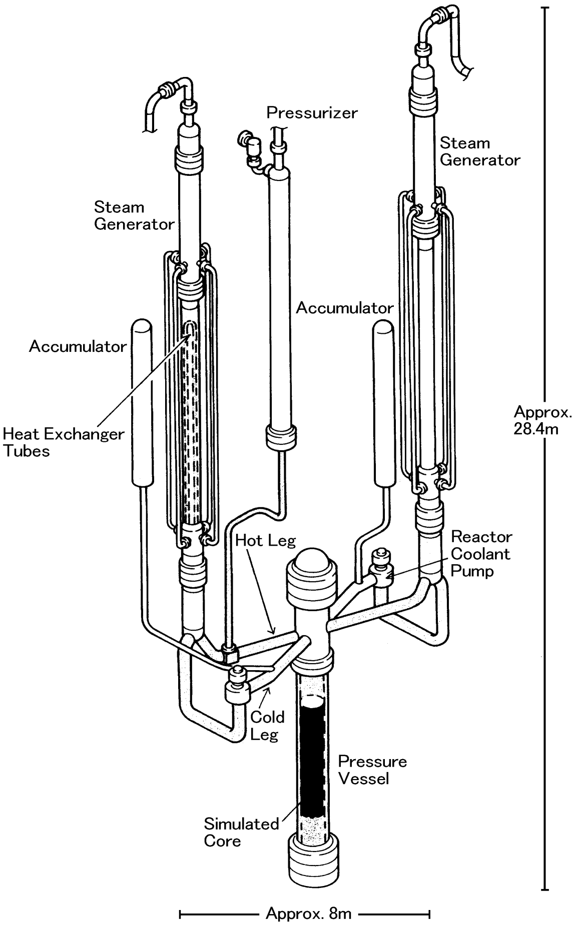


図 3.3-1 ROSA-Ⅴ計画で使用したLSTF試験装置（Ref.51 Fig.1）

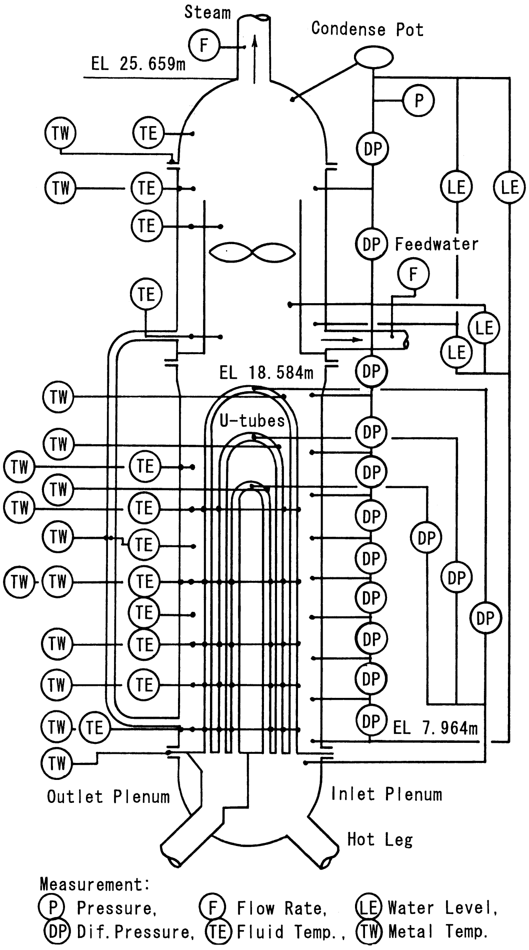


図 3.3-2 蒸気発生器の１次側及び２次側の計装配置（Ref.51 Fig.2）

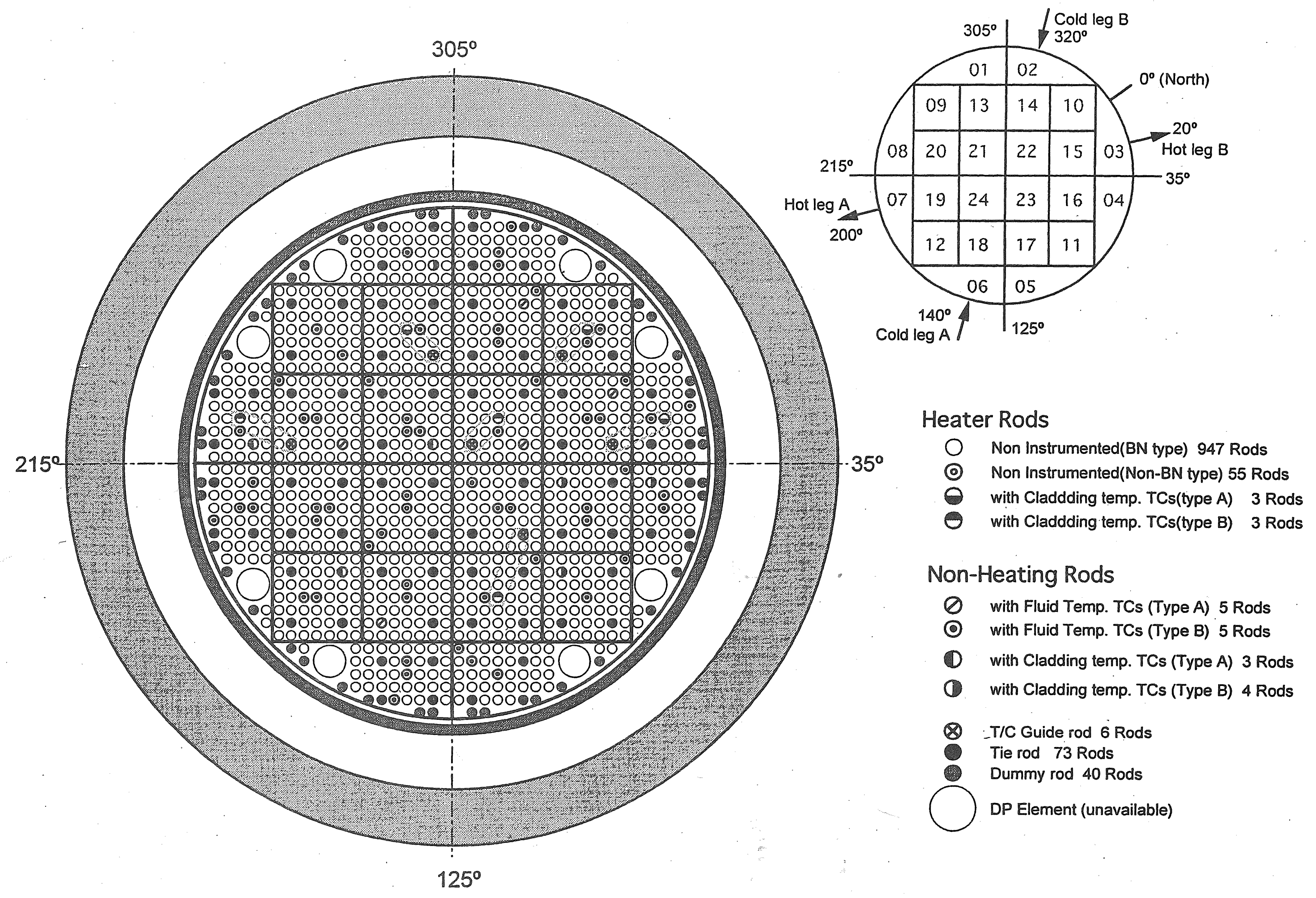


図 3.3-3 LSTF 4 次模擬燃料集合体炉心断面図 (Ref.32 Fig.5.2-27)

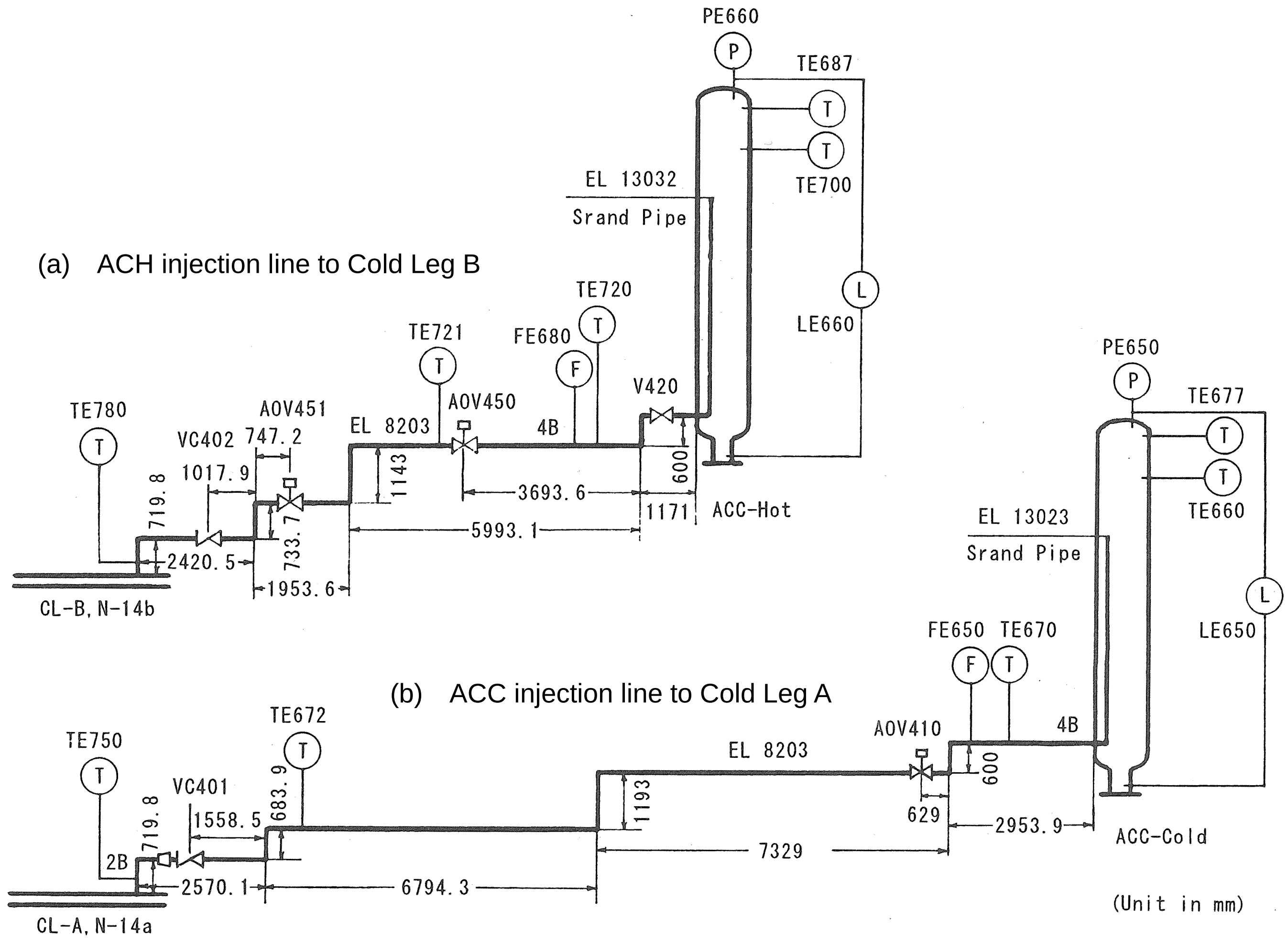


図 3.3-4　蓄圧注入タンクと注入ラインの形状及び計装（Ref.47 Fig.2.1-11）

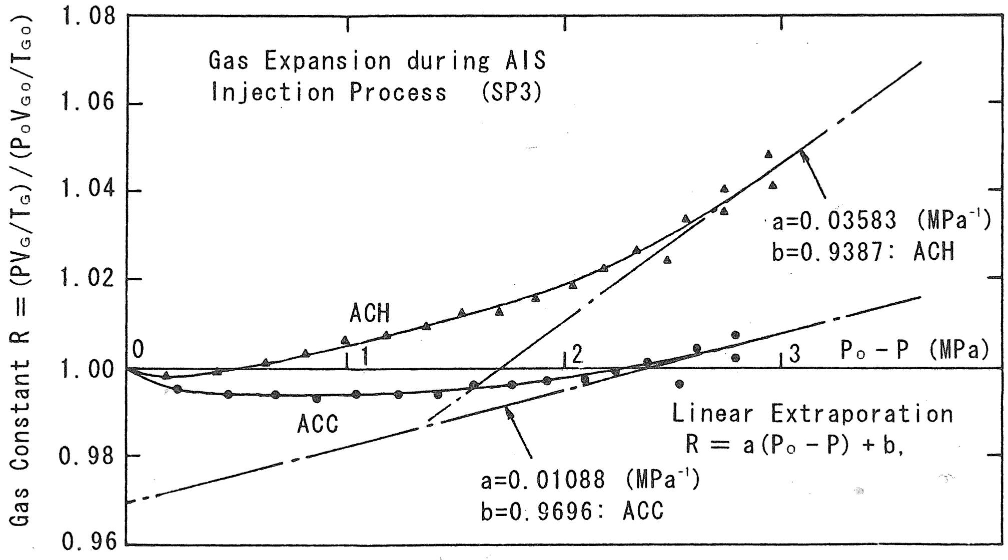


図 3.3-5 AIS 注水過程のタンク内ガス定数比の変化(SP3 実験) (Ref.47 Fig.4.1-29)

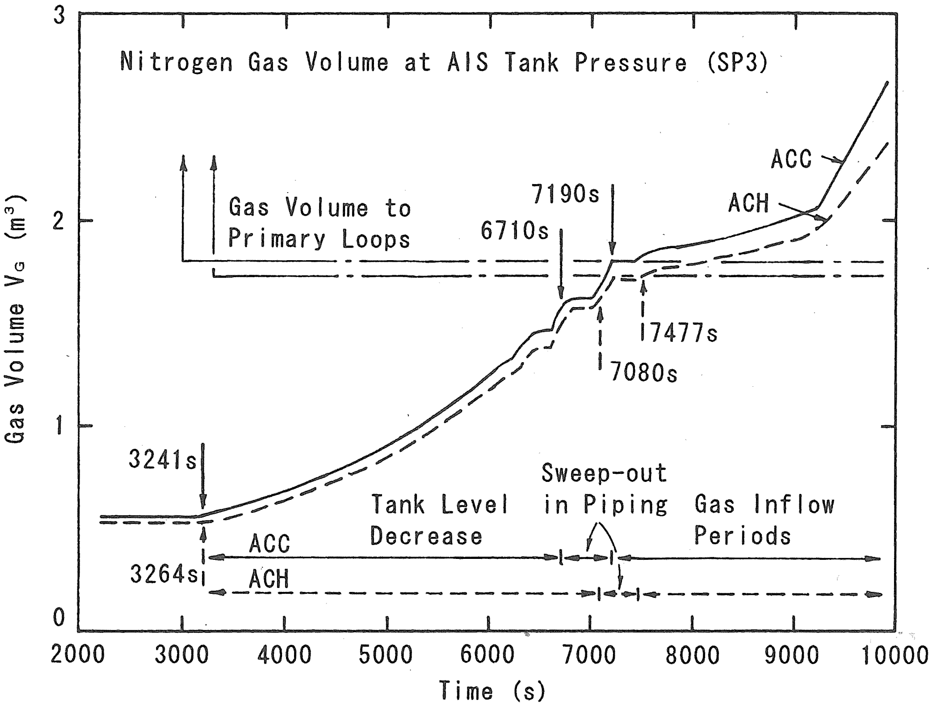
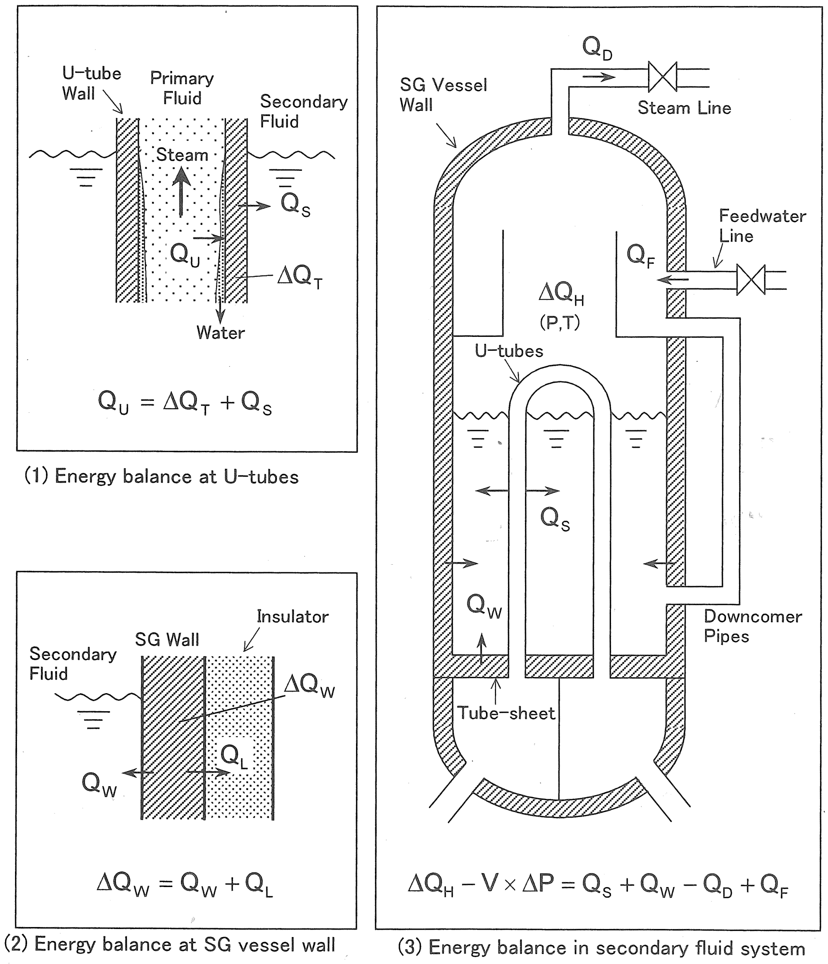


図 3.3-6 注水過程とガス流入過程のガス容積変化(SP3 実験) (Ref.47 Fig.4.1-30)



$$Q_U = Q_D - Q_F + \Delta Q_H - V \times \Delta P + \Delta Q_T - \Delta Q_W + Q_L$$

図 3.3-7　1-2 次系伝熱量評価手法の概念（Ref. 47 Fig. C. 1）

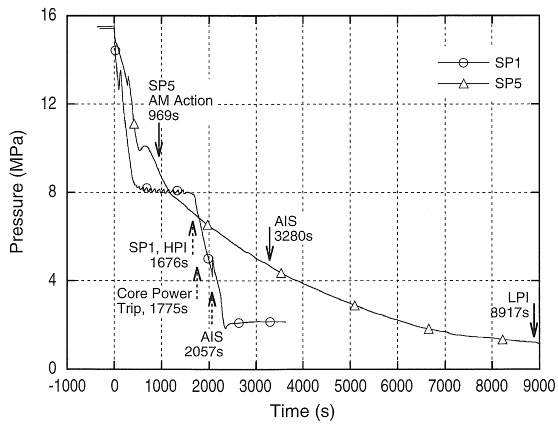


図 3.3-8　原子炉底部小破断模擬実験の圧力変化　（ガス流入なし：SP5, SP1）(Ref. 51 Fig. 4)

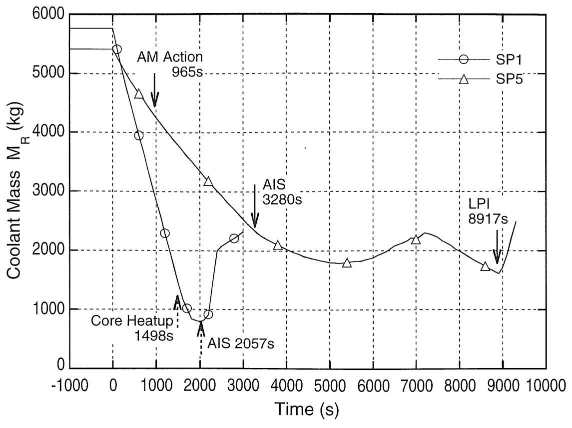


図 3.3-9　原子炉底部小破断模擬実験の保有水量変化(ガス流入なし：SP5, SP1)(Ref. 51 Fig. 5)

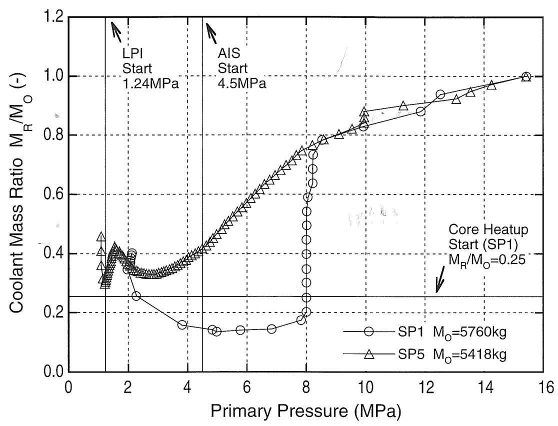


図 3.3-10 SP5 と SP1 実験の P-M マップ比較 (Ref.51 Fig.3)

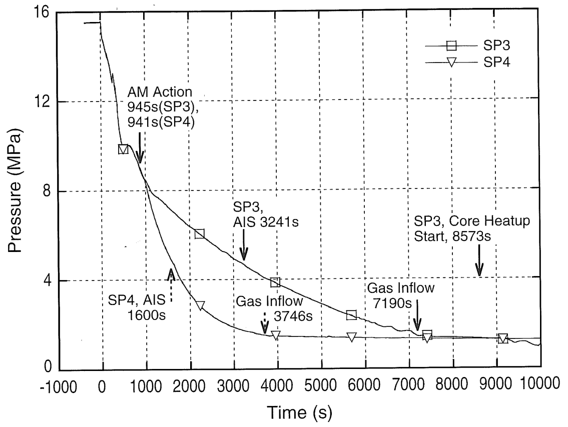


図 3.3-11 原子炉底部小破断模擬実験の圧力変化(ガス流入：SP3, SP4) (Ref.51 Fig.7)

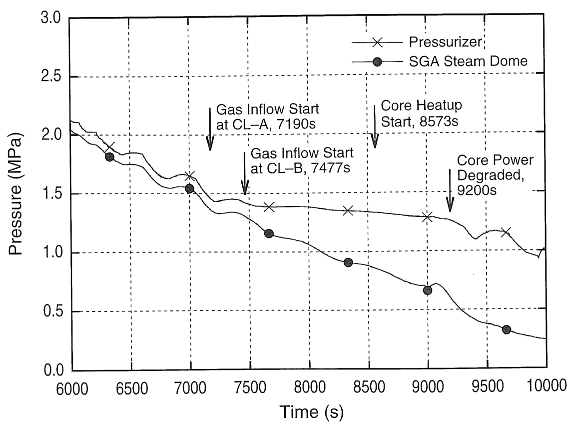


図 3.3-12 SP3 実験のガス流入開始による 1 次系減圧阻害の詳細 (Ref.51 Fig.8)

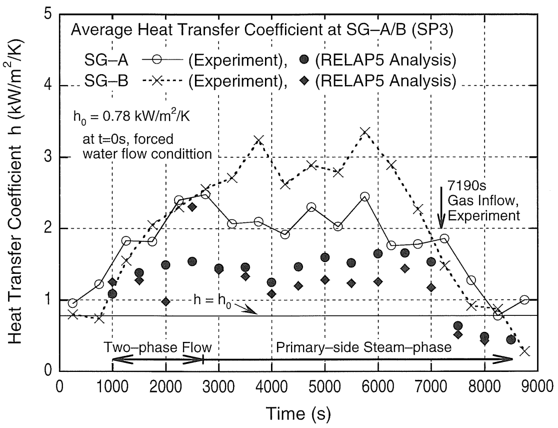


図 3.3-13 2 次側水位以下の伝熱管における SG-A/B の平均熱伝達率(SP3 実験) (Ref.51 Fig.11)

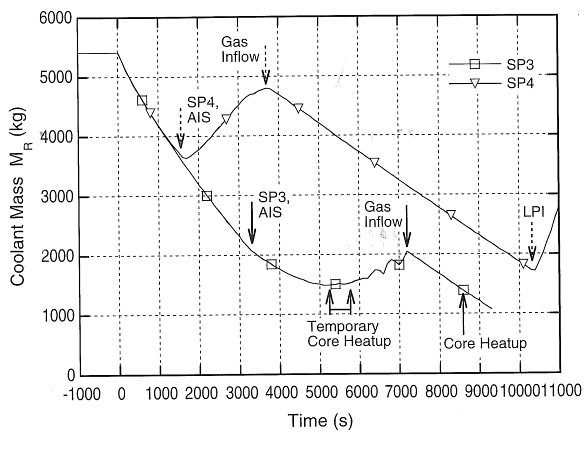


図 3.3-14 原子炉底部小破断模擬実験の保有水量変化(ガス流入：SP3, SP4) (Ref.51 Fig.9)

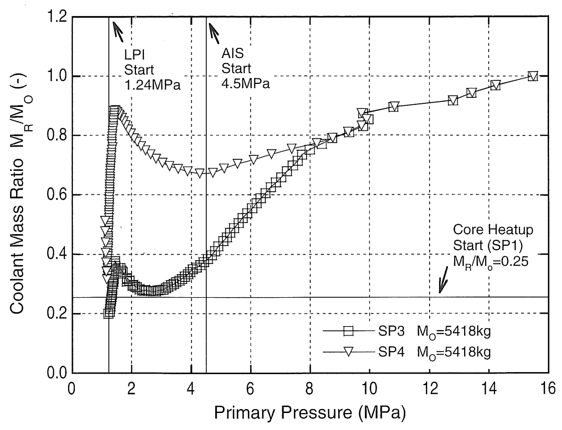


図 3.3-15 SP3 と SP4 実験の P-M マップ比較 (Ref.51 Fig.10)

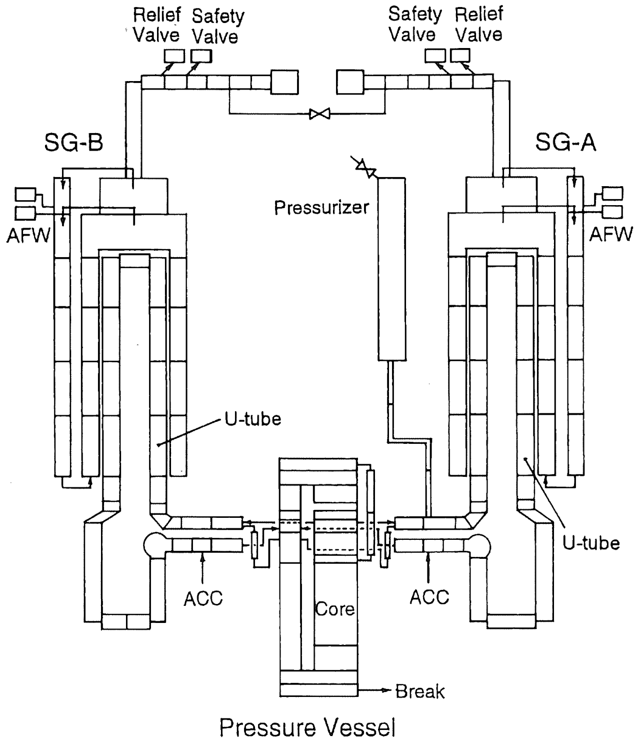


図 3.3-16　SP3 と SP4 実験に対する RELAP5/MOD3 コード解析ノーディング概要

(Ref. 51 Fig. 12)

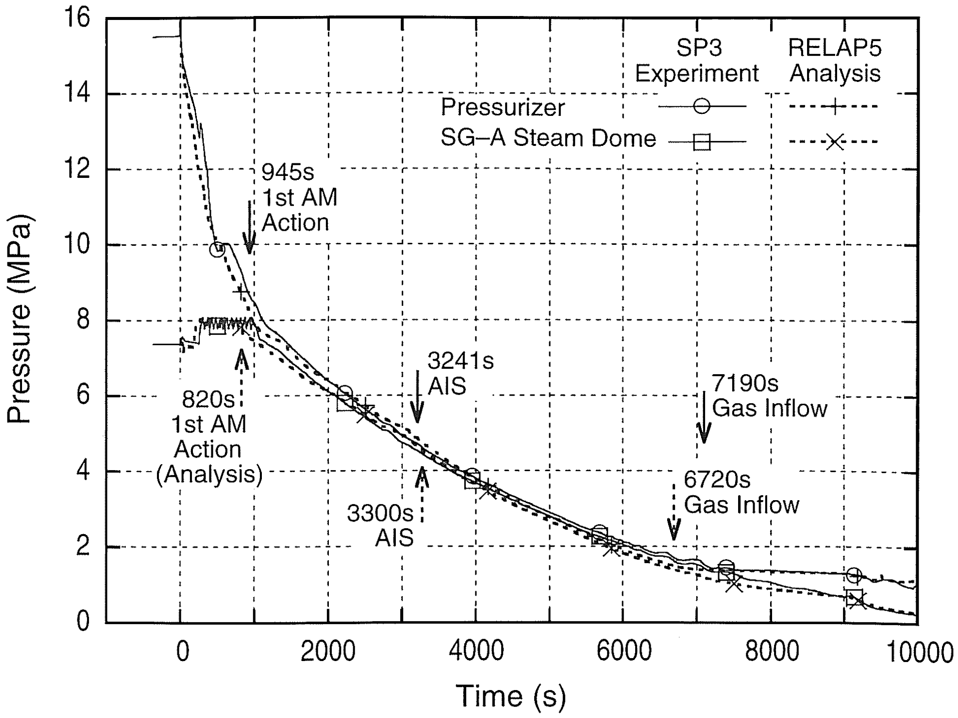


図 3.3-17 SP3 実験の 1・2 次系圧力と主な事象に関する RELAP5/MOD3 解析結果

(Ref. 51 Fig. 13)

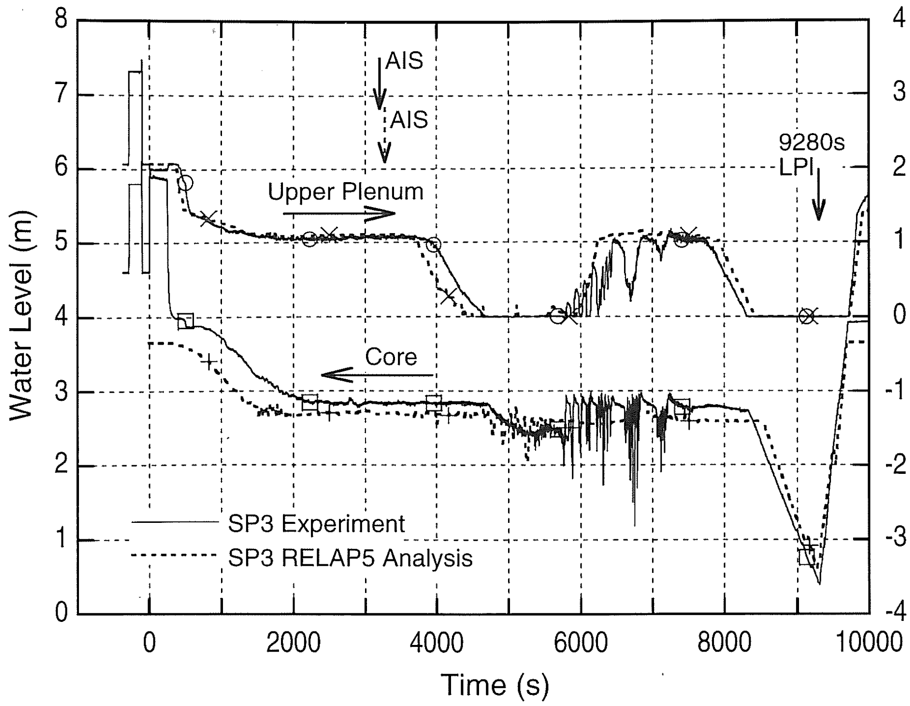


図 3.3-18 SP3 実験の PV 内水位変化に関する RELAP5/MOD3 解析結果 (Ref. 51 Fig. 14)

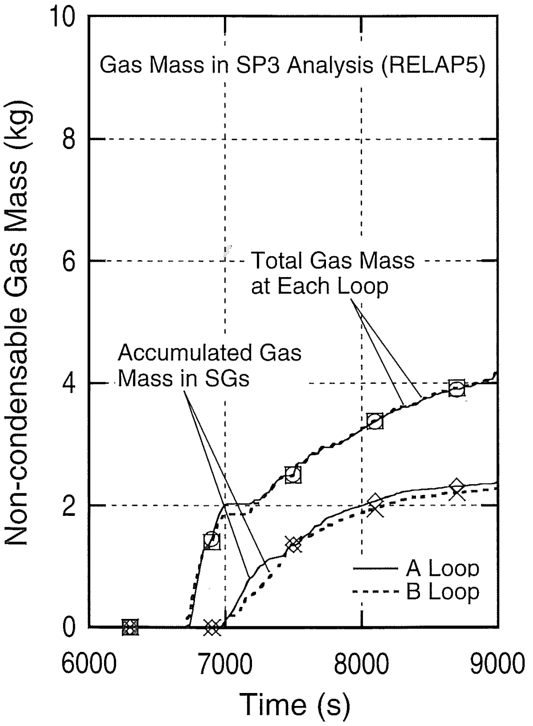


図 3.3-19 SP3 実験の流入ガス量と U 字管集積量の
RELAP5/MOD3 解析結果 (Ref. 51 Fig. 15)

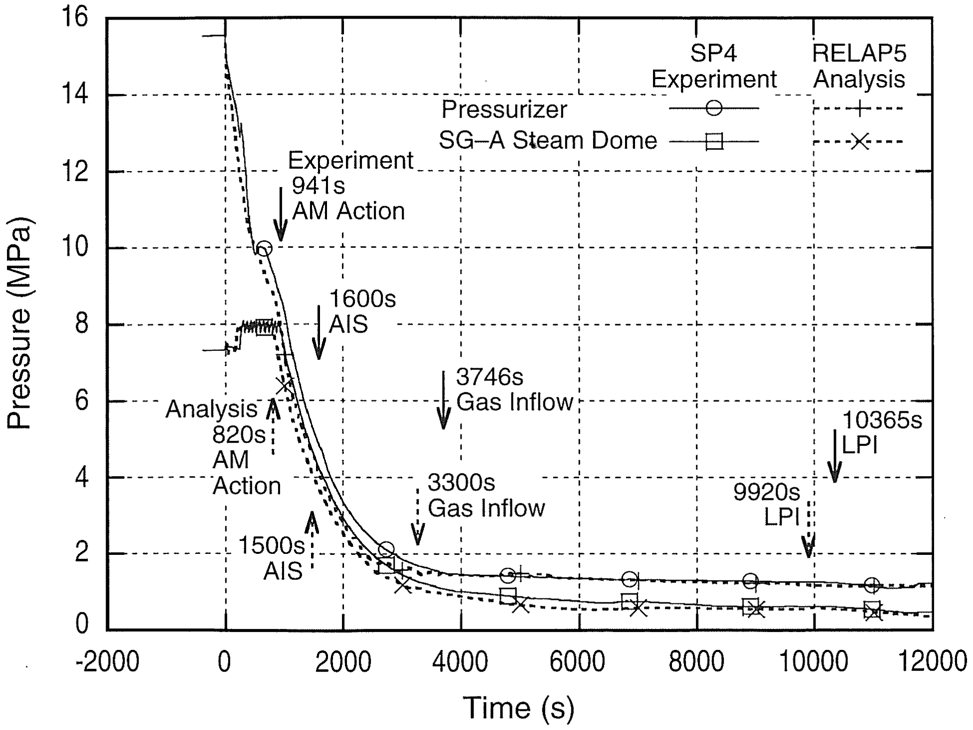


図 3.3-20 SP4 実験結果の 1・2 次系圧力と RELAP5/MOD3 解析結果

(Ref.51 Fig.16)

3.4 ROSA 計画の装置スケールと実機適用性に関する研究のまとめ

本節では、実機に比較した縮小試験装置におけるLOCA/ECCS 事象の実機模擬性について検討し、実験的研究成果の実機適用性に関する研究を総括する。**表 3.1-1** に示した各試験装置の実機スケール比は、ROSA-Ⅱで容積比 1/416、ROSA-Ⅲで 1/424、LSTF は 1/48 で実長である。ROSA-Ⅱの研究では実機解析はないものの、試験装置の構造材蓄熱影響を検討した初期の研究 [29,34] を参照する。ROSA-Ⅲ計画では、3.2 節で述べた ROSA-Ⅲ、FIST、BWR/6 の主蒸気管大破断 LOCA 事象における構造材蓄熱影響 [30,37] 解析に加え、これとは破断位置の異なる再循環ポンプ吐出側大破断 LOCA 事象に関する ROSA-Ⅲと BWR/6 の相似性解析 [36] (付録 D)も参照する。前節の LSTF/SBLOCA 研究では実機模擬性に関するコード解析を実施してないが、既に述べた試験装置の実機模擬性に加えて、上記 ROSA-Ⅱ/Ⅲにおける実機模擬性からの推察と、実プラントの SG 細管破断事故事象に関する再現実験の結果 [40] 及び米国新型炉(AP600)の型式認証試験に用いられた実機模擬実験に関する検討結果 [45] を参照して考察する。4 章と 5 章に示す PWR/SBLOCA 時の 1 次系保有水量検出手法と炉心出口温度計の特性に関する個別の実機適用性に関しては、それぞれの章において述べる。

(1) ROSA-Ⅱ計画で検討した試験装置の実機模擬性の課題

ROSA-Ⅱ試験装置の実機模擬性は、3.1 節(2)に示したように、初期の LOFT セミスケール実験の ECCS 問題を契機として、セミスケール装置(4 ループ PWR に対する容積比 1/2000)と PWR プラントとの著しい相違点を改善するため、1 次系 2 ループの機器構成と過渡炉心熱出力を模擬すること、装置規模を大きくすること、1 次系容積比を 4 ループ PWR に対して 1/416 とする設計とした。これによる PWR の大･中破断 LOCA/ECCS 模擬事象は種々のパラメータで研究されたが、参考文献(29)の結論で指摘された実機適用性の課題には、縮小スケール試験装置の構造材蓄積熱が大きく、流体への熱的影響が過大になること、炉心長が 1.5 m であり実機比 1/2.4 と小さいこと、1 次循環ポンプ特性の相違等が挙げられた。この内、構造材蓄積熱に関しては大破断 LOCA 事象を対象にして、以下の概算による比較が行われた。すなわち、構造材温度が流体温度と同様に変化し、構造材内部で一様分布していると仮定し、初期温度状態から 100℃まで低下する間に放出する蓄積熱量を 1 次系各部において評価し、これが全て 30 s 間のブローダウン過程で流体に伝わるという仮定を置いた場合、次式

$$R_{SH} = (\text{炉心を除く 1 次系構造材の蓄熱放出量}) / (\text{炉心の伝熱量}) \qquad (3.13)$$

で定義される R_{SH} は、ROSA-Ⅱでは 5.0 であるが、4 ループ PWR に対して約 10 倍大きいと指摘した。炉心の発熱量を実機スケール 1/416 で模擬しても、構造材蓄熱効果はこのスケール比より非常に大きいとした。しかし、この仮定自体は厚肉構造材内部の熱伝導を無視しており、30 s 間に全蓄熱量が放出されると言う過度に保守的なものであるから、ROSA-Ⅱ実験で実際に流体に与える蓄熱量は、実機比 10 倍よりは大幅に小さくなると考えられる。

一方、ROSA-Ⅱ計画で解析コードにより実機の構造材蓄熱放出量を評価した研究はなかったが、ホットレグ大破断 LOCA 模擬実験(Run419)を対象に、RELAP-4J コードを用いて ROSA-Ⅱ構造材の有無による影響を調べた著者の報告書 [34] があるので、この検討結果を参照する。**表 3.4-1** に 1 次系流体に接する ROSA-Ⅱ試験装置構造材の伝熱面積と容積を示す。PV 領域では PV 壁が金属容積の大半を占め、伝熱面積では炉心の模擬燃料棒が 4 割以上を占める。PV 全体の等価金属厚さ(t_a)を(全容積)/(全伝熱面積)で定義すると、t_a=24.4 mm であった。次に実機 4 ループの内 3 ループを模擬する健全ループでは、伝熱面積の大半は SG2 の U 字管であり、容積では SG2 プレナムや加圧器が相対的に多く、t_a =11.3 mm である。破断ループの伝熱面積は健全ループの約 1/3 であり、t_a

=10.5 mm であった。1 次系全体では伝熱面積が約 87 m^2、金属容積は 1.35 m^3 で、t_a =15.5 mm となった。次に、RELAP-4J コードで評価するヒートスラブモデルとしては、**表 3.4-1** に示す構造材のうち、両ループの配管とポンプ、コアバレルと炉心支持体及びその他の小さな内部構造物、加圧器サージラインを除き、PV 壁と炉心模擬燃料体、SG U 字管、SG プレナム、加圧器を解析対象とした。除外したものは、全伝熱面積の 19%、全金属容積の 9%であり、これらを除外した影響は比較的小さい。これらのヒートスラブ解析モデルが保有する初期蓄積熱量を、構造材内部均一温度として初期温度から 100℃に低下するまでに放出する熱エネルギーと仮定し、平均比熱を 200℃の比熱で代表させると、**表 3.4-2** に示す結果が得られる。初期蓄積熱量の総計は 2.33×10^5 kcal(9.76×10^5 kJ)となり、内訳は PV 領域が 54%、健全ループが 36%、破断ループが 10%である。

これに対して、RELAP-4J コードで**表 3.4-3** に示す 4 ケースの感度解析を実施した場合を以下で検討し、上記初期蓄積熱量と実際に解析で評価された炉心と構造材の流体への伝熱量を比較する。すなわち、ケース A は**表 3.4-2** のヒートスラブ全体をモデルに取り入れた場合であり、**図 3.4-1** に解析モデルのノーディングを示す。図中にはヒートスラブを設置した PV 内と SG 領域を示す。ケース A-1 は炉心のヒーターロッドと SG U 字管のみをモデル化した場合、ケース A-2 は炉心のヒーターロッドのみをモデル化した場合、ケース A-3 は全てのヒートスラブをなくした場合である。**図 3.4-2** にケース A における各構造材からの累積伝熱量を示す。破断後約 25 s までの総伝熱量解析結果は 1.7×10^4 kcal(7.1×10^4 kJ)であり、上記初期蓄積熱量の 7.3%に相当する。一方、この総伝熱量を冷却材が保有する初期総エンタルピ(1.87×10^5 kcal=7.83×10^5 kJ、**表 3.4-2** 参照)に比較すると、約 9%であるから、冷却材に及ぼす構造材伝熱量の影響は極めて限定的であると評価される。ヒートスラブで除外した薄肉構造材や配管は、ヒートスラブに取り入れた構造材に比較し、伝熱面積で 23.5%に相当するので、その除外分を含めたとしても、この総伝熱量は上記初期蓄積熱量の 9%に過ぎず、初期蓄積熱量全てがブローダウン過程で放出されるとの仮定は著しく保守的な評価となる。水位形成されるコンポーネントの伝熱量は全伝熱面積で計算するため過大な伝熱量を計算すると言う RELAP-4J コードの要改良点があるから、実際の伝熱量はこの解析結果より少なくなることを考えると、より過大評価となる。**図 3.4-3～3.4-6** に 4 ケースの圧力変化、PV 側及び SG 側破断流量、炉心模擬燃料温度を比較する。これらから、PV 壁や SG プレナム壁等の厚肉構造材の影響が相対的に大きいものの、全てない場合と比較してもや破断流量への影響は限定的であり、炉心のヒーターロッド温度挙動への影響は小さいという結果が得られた。実機の場合は、ROSA-Ⅱより、単位流体容積当たりの構造材容積が少なくなるので、これらの 4 ケースでは、ケース A とケース A-3 の中間に位置すると考えられる。したがって実機と ROSA-Ⅱの構造材蓄熱影響の相違は、上記感度解析の範囲内にあると評価できるので、実機解析はないものの、ホットレグ大破断 LOCA 事象に及ぼす ROSA-Ⅱ試験装置固有の構造材蓄熱影響は限定的なものであると評価できる。

(2) ROSA-Ⅲ計画で検討した BWR 大破断 LOCA/ECCS 現象の模擬性評価

表 3.1-1 に示したように、ROSA-Ⅱ試験装置と同等な実機スケール比を有するのが ROSA-Ⅲ試験装置であり、これを使用した BWR 主蒸気ライン大破断 LOCA 事象の実機相似性解析(3.2 節参照)における構造材蓄熱影響評価は、共通する課題として、PWR と ROSA-Ⅱ試験装置の相似性解析にも定性的に適用できるものと考えられる。なお、前述した ROSA-Ⅱ実験のホットレグ大破断 LOCA 事象は約 30 s で圧力が 1MPa 以下に低下する急激なブローダウン現象であるが、上述の BWR 主蒸気ライン大破断 LOCA 事象は圧力が 1MPa 以下に低下するのに 200 s 以上時間がかかっているので、このブローダウン現象は、ROSA-Ⅱの中規模破断サイズ LOCA 現象に相当し、ROSA-Ⅱ実験解析の 6

倍以上長いLOCA過程を対象にしたものである。

3.2節の相似性解析で述べたように、主蒸気隔離弁(MSIV)と給水系及びECCSに同じトリップ条件を与え、ECCS注入流量と初期冷却材量分布を体積スケールで合わせ、そして炉心に加え構造材として圧力容器壁をヒートスラブで模擬した場合の相似性解析条件は**表3.2-5**に示した(ROSA-S、FIST-S、BWRの3ケース)。これらの圧力は**図3.2-15**に示すように、よく一致した。ROSA-SとBWRケースのLPCI作動開始時刻はそれぞれ108 s、97 sであるから、このタイミングの相違は97 sに対して11%となり、構造材蓄熱の影響は限定的であるということができる。**図3.2-16**の保有水量とECCS累積注水量では、流出過程の保有水量は同じ様に減少し、再冠水過程ではBWRケースのECCS注入開始がやや早いため、やや早い保有水量回復を示した。**図3.2-17**で、流体保有エネルギーはよく一致し、ROSA-ⅢとFISTのPV壁から流体への伝熱量は再冠水過程で増大し、BWRの場合はPV壁から流体への伝熱量が無視しうる程小さかった(**表3.2-7**)。また、ROSA-Sケースで過大であった炉心出力をBWR条件に一致させたROSA-Mは、BWRケースの平均出力燃料棒温度挙動とよい一致(**図3.2-18**)を示したし、圧力変化においてはROSA-SよりBWRケースに近い挙動になり、BWRケースのLPCI作動時刻とのタイミングの相違(6 s)は97 sに対して6%となるので、ROSA-Ⅲ構造材固有の影響は一層限定的と判断される。

表3.2-2(c)でPV壁構造材容積は、炉心実長1バンドル燃料当たりで比較すると、ROSA-Ⅲ:BWR=6:1となり、BWRはROSA-Ⅲの16.7%と少ない。**表3.2-7**でROSA-ⅢとBWRシステムのPV壁伝熱量積算値を比較すると、炉心実長1バンドル燃料当たりで、BWRシステムの100 s後の値はROSA-Ⅲの17.4%、200 s後ではROSA-Ⅲの16.4%であったから、この伝熱量はほぼ構造材容積の比率に相当することがわかる。一方、**表3.2-7**で炉心伝熱量に対するPV壁伝熱量の比を見ると、BWRでは100 s後に炉心伝熱量の5%、200 s後でも10%であるのに対して、ROSA-Sでは100 s後に29%、200 s後には49%であるから、ROSA-Ⅲで相対的にPV壁伝熱量の影響が大きく、炉心伝熱量に対して無視しえない量であることがわかる。なお、ROSA-Sケースの炉心出力はBWR条件に比べて過大であったから、これをBWR条件の1バンドル燃料当たり炉心伝熱量に等しいとすれば、PV壁伝熱量の影響は炉心伝熱量比で、100 s後に29%→32%に、200 s後には49%→58%に増大するが、それでも6割以下と言える。したがって、PV壁伝熱量の炉心伝熱量に対する比率は、BWRで1割以下、炉心出力をBWR相当に模擬したROSA-Ⅲで6割以下となり、ROSA-ⅢはBWRより6倍程大きいPV壁伝熱量であると結論付けることができる。しかし、上述の100%主蒸気ライン破断LOCA事象の圧力や冷却材量、炉心温度変化の相似性解析から明らかなように、PV壁伝熱量がこれらの熱水力現象に及ぼす影響は限定的なものであることが示されており、炉心伝熱量に対するPV壁伝熱量の比率が6倍程大きいという論点のみで全体的熱水力現象に及ぼす影響を評価することはできないことが明らかになった。

なお、このようにLOCA解析コードを用いたBWRプラントとROSA-ⅢのPV構造材蓄熱影響評価解析は他に事例が無く、この主蒸気ライン大破断LOCA事象解析のみである。なお、この相似性解析では構造材をPV壁のみに限定し、構造材厚さは薄くなるが伝熱面積が大きいその他の構造物、すなわち内部構造材や配管部等(**表3.2-2(c)**)からの伝熱量は考慮してないので、実際にはこれらの影響が加わり、ROSA-ⅢにおいてPV壁の伝熱量影響よりやや大きな影響をもたらす要因となる。また、ROSA-Ⅱ計画でも、次に述べるROSA-Ⅳ/Ⅴ計画においても、構造材蓄熱放出に関するROSA実験結果と実機事象における相違を評価した解析はないので、この ROSA-Ⅲの実機相似性評価解析はユニークなものであり、重要な意義を有している。

(3) ROSA-Ⅳ/Ⅴ計画における LSTF 体系の実機模擬性検討

LSTF 試験装置の実機模擬性に関して、ROSA-Ⅱ及び ROSA-Ⅲ試験装置と大きく異なる点は、第 1 に 1・2 次系の機器高さを実長で模擬したこと、第 2 に容積比はそれらの装置の約 9 倍に大きくしたこと、第 3 に各部容積分布をほぼ実機と同じにし、第 4 に炉心内やリークパスを含めて流路面積を 1/48 のスケール比で実機模擬をしたこと、そして第 5 に定格条件の炉心出力では実機 1/48 の 14.7%に制限されているが、スクラムから 18 s 以後は実機 1/48 炉心出力を模擬したことである。これらのうち、特に高さが実長であることは、重力支配型の PWR の SBLOCA/ECCS/AM 事象を模擬する上で重要な点である。また、破断サイズと炉心出力、ECCS 注入流量、各機器内の冷却材分布等を冷却材容積比(1/48)で実機模擬することは、実機と同じタイムスケールで LOCA 事象を模擬する上で重要な点である。

ROSA-Ⅱ及び ROSA-Ⅲ試験装置で課題となった構造材蓄熱の影響について、LSTF では実機との相似性評価をした研究はまだ行われてないが、試験装置の規模を大きくしたことは、冷却材単位体積当たりの構造材表面積が ROSA-Ⅱ及び ROSA-Ⅲ試験装置の場合より低下して実機に近付けたことであり、したがって構造材蓄熱の冷却材への影響は、ROSA-Ⅱ及び ROSA-Ⅲ試験の場合より相対的に低下し、実機条件に近い結果をもたらすことを保証するものである。一方、上述の ROSA-Ⅲ 100%主蒸気ライン破断 LOCA 事象に関する実機との相似性解析において、低圧注入系(LPCI)作動開始は P≤1.6 MPa であり、この作動開始時刻が ROSA-M ケースで 103 s、BWR ケースで 97 s であったことを示したが、このように約 100 s で 1.6 MPa まで減圧するという BWR 大破断 LOCA 事象に対して、ROSA-Ⅳ/Ⅴ計画で対象とする PWR の SBLOCA 事象は、最も破断サイズが大きい 10%コールドレグ破断 LOCA 実験(SB-CL-09 実験：5.4 節参照)でも 1.6 MPa まで減圧する時間は約 300 s 前後となり、3 倍程度減圧過程が長いものである。この減圧過程の長さは、構造材温度低下がその分遅くなり、したがって構造材蓄熱の冷却材への伝熱量がその分減少することを意味する。ROSA-Ⅲ100%主蒸気ライン破断 LOCA 事象において構造材蓄熱伝熱量が 1/3 に低下するならば、構造材蓄熱影響が圧力や保有水量等の過渡変化を著しく歪める程顕著なものではないとした結論は、より影響の少ない結論を導くことになるものである。したがって、ROSA-Ⅳ/Ⅴ計画で対象とする SBLOCA 事象では、LSTF の構造材蓄熱効果が、実機 PWR における圧力や保有水量等の過渡変化を大きく歪めるものではないし、少なくとも、ROSA-Ⅲ計画の 100%主蒸気破断 LOCA 実験を対象とした実機 BWR 相似性解析において評価した実機過渡事象との相違より、はるかに影響が少ないと判断される。

(4) LSTF を用いた実機事象の模擬実験による実機適用性の検討

最後に、LSTF による実プラントの SG 細管破断事故事象に関する再現実験及び解析の結果 (40) と、米国新型炉の型式認証試験に用いられた実機模擬実験に関する検討結果 (45) を参照し、LSTF 実験の実機適用性に関する検討に資する。前者は、わが国の美浜 2 号機(電気出力 50 万 kW、2 ループ PWR)で 1991 年 2 月に発生した蒸気発生器伝熱管損傷事故について、LSTF を用いた模擬実験と、実験及び実機事象に対する TRAC-PF1 及び RELAP5/MOD2 コードによる解析が実施され、実験と解析による実機事象の模擬性を検証した一連の研究成果の 1 つであり、次の点が明らかにされた。なお、美浜 2 号機に対して LSTF は、高さ実長、容積 1/24 スケール比で模擬する関係にある。

(a) 模擬実験では、実機における事故発生から 5000 s までの 1 次系圧力と損傷 SG 及び健全 SG の 2 次系圧力、ホットレグ流体温度等の全体的事象を示すパラメータをよく再現することに成功した。

(b) 模擬実験と解析により、実機事象において炉心では沸騰が生じず、炉心はサブクール水による冷却状態におかれたことや、加圧器からホットレグに蒸気流入した場合にホットレグ上端に蒸気相が現れて主流のサブクール水との間に温度成層化が生じ、ホットレグ上端で検出する温度計測値とサブクール水温の相違が実機と同様に実験でも確認されたこと等、現象の詳細情報が明らかにされた。
(c) しかし実機比で冷却材容積当たりの構造材表面積が大きいLSTFでは､急減圧時等に一般に構造材から流体への熱伝達量が過大になるスケール依存効果が生じるし、一方解析では、上述のホットレグ内温度成層化等の非平衡現象モデル化に課題がある等、それぞれの制約を伴う。
(d) したがって、模擬実験による解析手法の検証と、実験上の制約を解析的に補う方法とを組み合わせることが、実機事象の解明に有効である、と結論づけている。これらの点は、実機プラントの具体的事象を対象にした LSTF 実験の実機模擬性に優れた点と、解析的に検討する課題を明らかにしている。

一方、米国の新型炉(AP600)に対してLSTFは、容積1/30スケールで模擬する体系[45]を有しており､この型式認証評価のために実施された一連のLSTF実験と解析に関する研究の総括では､焦点となった重力注入型安全注入系の機能模擬性を中心に、以下の結論を指摘した。
(a) ROSA/AP600模擬試験は解析コード評価に価値あるデータを提供している。
(b) これらの実験では、新しいAP600重力注入型安全注入系の安全な操作に懸念すべき点は何も見られなかった。
(c) しかしこれらのデータをAP600に最終的に適用する場合は、評価済のRELAPコードを用いて行われるべきである。
(d) AP600安全系にはシステム間の相互作用が実際に存在するが、設計基準事故(DBA)事象においては炉心露出から過熱に至る要因は何もないことを明らかにした。
(e) ROSA/AP600 試験データは、CMT(Core Makeup Tank)の再循環事象が、小破断試験で注水開始前に生じると予測したRELAP5解析結果が正しいことを示した。この再循環事象は、CMT上部に温水層を形成し、そこでどのような凝縮が生じる可能性も低くすることに役立つ。
(f) ADS (Automatic Depressurization System) 弁の機能は､十分な減圧で IRWST (In-containment Reactor Water Storage Tank)注水を可能にすることが示された。
(g) 解析で時間遅れが生じた点は、破断流モデルが、特に低圧条件において、適切であるかどうか、再検討すべきである。
(h) ROSA/AP600模擬試験における最も驚くべき事象の1つは、1次系ループや圧力容器内において著しい温度成層化が、PRHR(Passive Residual Heat Removal)熱交換器を初期過程で全稼働させた場合に生じたことである。この温度成層化は、ADS が作動開始した場合に蒸気凝縮現象を生じさせる可能性を有しているものである。
(i) 解析コード性能に関しては､配管内の温度成層に関するモデル化や､蓄圧系からPRHRへの非凝縮性ガス移動に関するモデル化、PBL(Pressure Balance Line)やCMT頂部における温度と流れを正確に評価すること、及び低圧下の破断流モデルを改良する必要があること等が指摘される。

このように、LSTFにおける ROSA/AP600 試験は、実機事象の模擬に有用であり、かつ解析手法の改良に貢献していることを示した。

表 3.4-1　ROSA-Ⅱ試験装置の蓄熱量評価用構造材（Ref.34 Table A-3）

	Heat Tr. Area (m^2)	Metal Volume (m^3)	Materials, Notes
Pressure vessel	29.62 (34.0%)	0.722 (53.3%)	
PV wall	4.72	0.650	Carbon steel
Support tube	4.75	0.018	SUS
Core barrel	4.84	0.013	SUS
Heaters & lead	13.55	0.033	Inconel, BN, Ni-Cr
Others	1.87	0.008	SUS
Intact loop	42.81 (49.1%)	0.480 (35.5%)	
Piping	3.14	0.051	SUS
P2 pump	0.15	0.002	4B×0.56 m length
SG2 U-tube	35.88	0.094	SUS
SG2 plenum	1.89	0.215	SF45, SUS
PR & surge line	1.75	0.118	SUS
Broken loop	14.76 (16.9%)	0.152 (11.2%)	
Piping	1.96	0.021	SUS
P1 pump	0.07	0.001	SUS
SG1 U-tube	11.77	0.031	SUS
SG1 plenum	0.95	0.099	SF45, SUS
Total prim. system	87.19 (100.0%)	1.354 (100.0%)	

表 3.4-2　ROSA-Ⅱ試験装置の構造材蓄熱量評価（Ref.34 Table A-4）

	Metal or Fluid V(m^3)	Heat Trans. Area (m^2)	Initial Temp. (℃)	Stored Heat (×10^5 kcal)
Primary system	1.35	87.2	-	2.33
PV	0.72	29.6	311.0	1.26
Intact loop	0.48	42.8	306.5	0.83
Blowdown loop	0.15	14.8	294.0	0.24
Fluid system	0.85	-	-	(1.87)

表 3.4-3　構造材蓄熱効果に関するROSA-Ⅱ高温側大破断LOCA解析ケース
(Ref.34 Table A-6)

Case	Heater Rods	SG U-tubes	Thick Wall
Case A	○	○	○
Case A-1	○	○	×
Case A-2	○	×	×
Case A-3	×	×	×

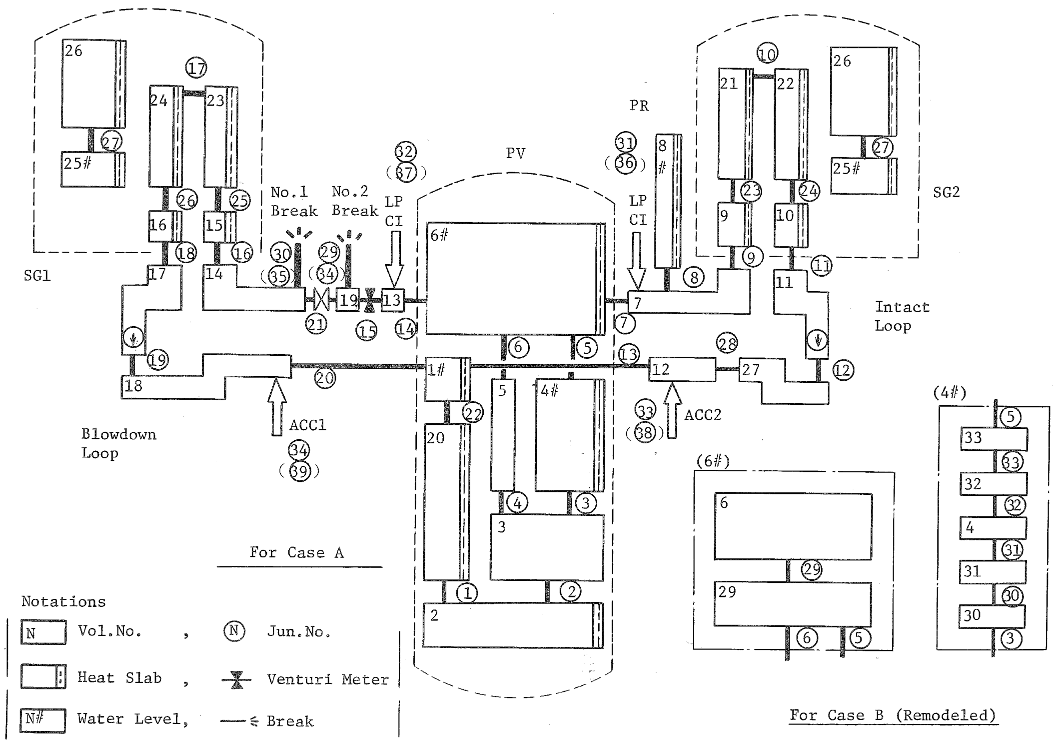


図 3.4-1　ROSA-Ⅱ高温側配管大破断実験(Run419)の RELAP-4J 解析ノーディング
(Ref.34 Fig.3.1)

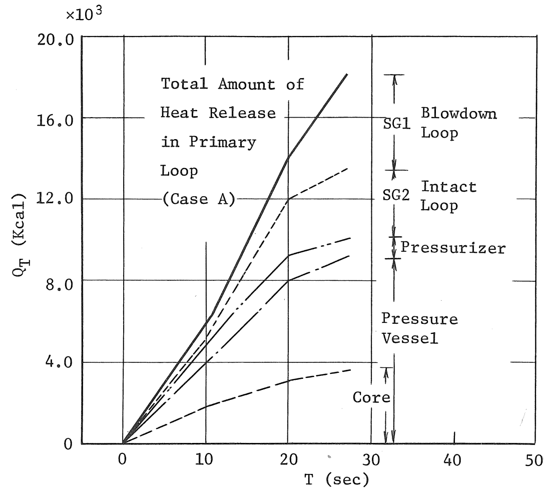


図 3.4-2　ROSA-Ⅱ Run419 解析における
構造材からの伝熱量
(Ref.34 Fig.4.4)

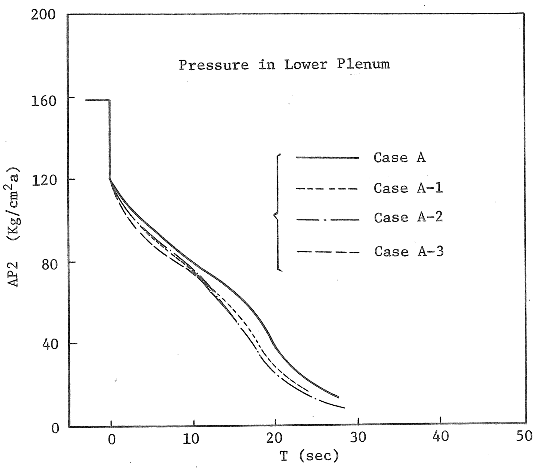


図 3.4-3　ROSA-Ⅱ Run419 解析における
圧力への構造材蓄熱影響
(Ref.34 Fig.A.34)

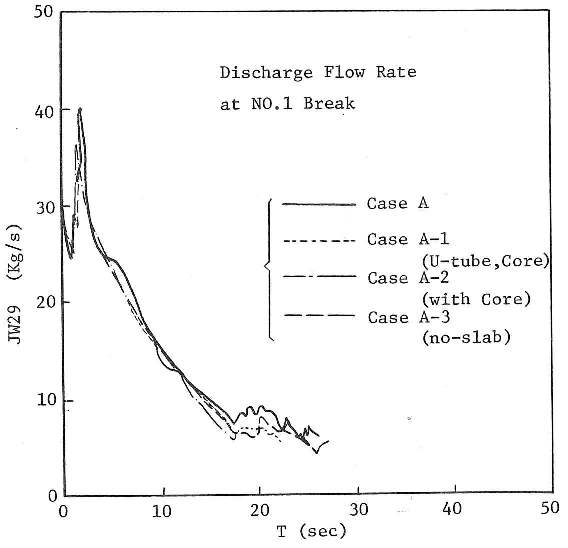


図 3.4-4 ROSA-Ⅱ Run419 解析における PV 側破断流量への構造材蓄熱影響
(Ref. 34 Fig. A-35)

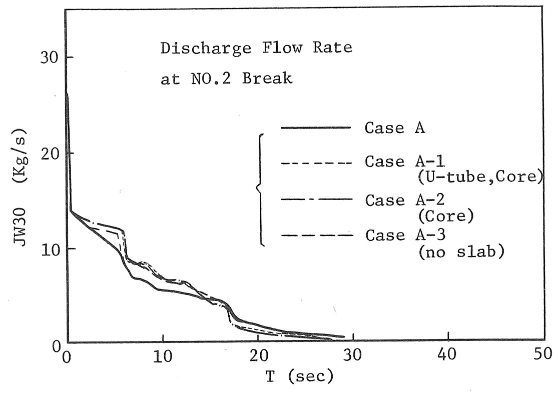


図 3.4-5 ROSA-Ⅱ Run419 解析における SG 側破断流量への構造材蓄熱影響
(Ref. 34 Fig. A-36)

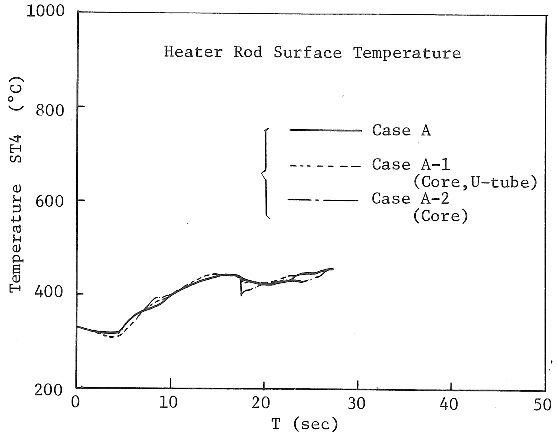


図 3.4-6 ROSA-Ⅱ Run419 解析における炉心模擬燃料温度への構造材蓄熱影響
(Ref. 34 Fig. A-42)

4. ROSA/LSTF 実験における PWR１次系保有水量評価手法(RCITS)の研究

2.1.2 節(3)において、米国で開発された W 社型原子炉水位計には 3 つの残された課題があると述べた。1 つは事故時の ICC 状態において、水位計指示値と 1 次系或いは原子炉容器内の保有水量との対応を示してないこと、2 つにはホットレグ位置での不感帯の存在、3 つには CET 特性との組み合わせ効果を具体的に示してないことである。本章では、前 2 者に関連した課題として、LSTF/SBLOCA 実験における 1 次循環ループ(PL)水位計 [66,67] とその他の水位計の特性を明らかにし、1 次系保有水量評価等に有用であることを示す。CET との組み合わせ効果については 6 章に述べる。

まず LSTF 実験における 1 次系保有水量評価手法と誤差評価等を示し(4.1 節)、次に種々の破断条件を変えて実施された ROSA-Ⅳ/LSTF/SBLOCA 実験を対象に、著者が考案した PL 水位計による保有水量低下検出特性 [24] と、上記 W 社型原子炉水位計の検出特性を比較・検討し(4.2 節)、さらに実機模擬性を改良した ROSA-Ⅴ/LSTF による PWR/SBLOCA/AM 実験を対象に、加圧器水位計と上記 2 水位計の組み合わせ利用による保有水量検出効果と AM 策への利用効果を述べ(4.3 節)、最後に LSTF 模擬実験におけるこれらの水位計特性が実機条件に適用可能であることを示す(4.4 節)。

4.1 １次系保有水量評価手法と誤差評価

以下に、ROSA-Ⅴ/LSTF 小破断 LOCA 実験(SB-PV-05) [49] を対象として、間接的方法と直接的方法により 1 次系残存水量(保有水量)を評価する手法を示し、両者の整合性と誤差評価を述べる。ここで間接的方法とは、初期値と任意の時刻における 1 次系冷却材量の出入りの積算値を求め、マスバランス式により蒸気量を含めた 1 次系保有水量を評価する方法であり、直接的方法とは、1 次系を小領域に区分し、それぞれの領域内で任意の時刻における圧力、流体温度、水位等の計測データから残存水量と蒸気量を計算し、それらの総和をとり、その時刻における 1 次系保有水量とする方法である。間接的方法は ROSA-Ⅳ計画と ROSA-Ⅴ計画の全ての実験に適用可能であるが、直接的方法は実験データ処理プログラムの開発につれて進歩してきたため、ROSA-Ⅳ計画初期の実験(LSTF の 1 次模擬燃料集合体を使用した実験)では、ごく一部の実験 [68] を除いてない。

(1) 直接的方法による１次系保有水量評価手法

最初に直接的方法による 1 次系保有水量評価手法を示す。**図 4.1-1** に、ROSA-Ⅴ/LSTF 試験装置の 1 次系を 31 領域に区分した図を示す。領域分割の基本は、高さ方向のコラプスト水位を評価できる差圧(DP: Differential Pressure)データに依存している。例外はホットレグとコールドレグの水平管であり、これらは 3 ビームガンマ線密度計による流体密度計測で水位を評価し、これを保有水量計算に用いる。1 次系は PV 内を上部ヘッド(UH: Upper Head)、上部プレナム(UP: Upper Plenum)、炉心(Core)、下部プレナム(LP: Lower Plenum)、ダウンカマ(DC)の 5 領域に区分している。健全ループ(Loop-A)はホットレグ(HL-A)、加圧器とサージライン、SG-A 入口管、SG-A 入口プレナム、3 種類の長さで代表させた SG-A U 字管の各々入り口側(I)と出口側(E)、SG-A 出口プレナムと出口側下降配管、ループシール A から循環ポンプ (PC-A: Primary Coolant Pump-A)下端までの配管、PC-A ポンプを含むコールドレグ(CL-A)の計 14 領域で構成する。破断ループ(Loop-B)は、加圧器系を除けば健全ループと同じ構造であり、ホットレグ(HL-B)、SG-B 入口管、SG-B 入口プレナム、3 種類の SG-B U 字管の各々入り口側と出口側、SG-B 出口プレナムと出口側下降配管、ループシール B から循環ポンプ(PC-B)までの配管、PC-B ポンプを含むコールドレグ(CL-B)の計 12 領域で構成する。

各領域は高さにより断面積を変えるので、高さと内容積の関係（**表 4.1-1**）をデータベース化している。この表はLSTF 4次模擬燃料集合体使用時のROSA-Ⅴ計画用で、高さを炉心発熱下端(EL: Elevation 0.0 m)基準にしており、それぞれ領域下端で容積V=0.0 m^{3}としている。各領域には接続ノズルや複雑な微細構造があるので、設計形状を基準としつつも、実際の容積確認試験結果と整合性のある高さと容積の関係として整備しており、A/B ループで若干非対称な容積分布になっている部分がある。**図 4.1-2** に各領域容積を高さ方向に集積した積算容積－高さ関係を示す。1次系全容積は 8.14 m^{3}である。**表 4.1-2** に各領域の圧力、流体温度、差圧(水位)及び密度の計測項目と、高さと容積及び最大流路面積の一覧を示す。領域高さが大きく、流体の温度分布が生じる領域には、複数の温度データの平均値を求めて保有水量計算に用いた。全保有水量(M_C)は各領域(i)の保有水量(M_i)の総和であり、M_iは差圧(DP_i)データより計算するコラプスト水位(L_i)またはホットレグとコールドレグ内の密度データより計算する水位(L_{Di})より、**表 4.1-1** の領域形状データベースで水容積(V_{Li})を算出し、領域全容積(V_{0i})、蒸気表の水と蒸気の密度(ρ_{Li}, ρ_{Gi})を用い以下のように計算する。

$$M_C = \Sigma M_i \tag{4.1}$$

$$M_i = \rho_{Gi} \times V_{0i} + (\rho_{Li} - \rho_{Gi}) \times V_{Li} \tag{4.2}$$

$$V_{Li} = \text{Function } (L_i) \tag{4.3}$$

$$L_i = (DP_i/g - \rho_{Gi} \times h_i)/(\rho_{Li} - \rho_{Gi}) \tag{4.4}$$

$$L_{Di} = \text{Function (3-beam density data in hot or cold leg)} \tag{4.5}$$

図 4.1-3 に、SP5 実験の初期保有水量評価結果を示す。1 次系全保有水量は気相部も含めて 5413 kg、内訳は PV 内 1970 kg (36.4%)、加圧器とサージラインで 544 kg (10.0%)、加圧器系を除く A/B ループでそれぞれ 1444 kg (26.7%)、1454 kg (26.9%)と評価された。なお、SP5 実験の SG-A/B 2 次系水量はそれぞれ 2535 kg、2559 kg で合計 5094 kg となった。直接的評価法により、このような保有水量分布は、実験の任意の時刻において評価できる。図には 2 つの蓄圧注入タンク(ACC, ACH)内の保有水量と ST タンク内の初期水量も示した。

ところで、上部ヘッド内の保有水量評価に関して、差圧計測データ(Level 2: DP 133)にゼロシフトの系統誤差がしばしば生じており、SP5 実験でも水位のずれが生じていたことが確認された。このずれを評価するために、他の差圧データ(Level 1: DP 63)を参照し、破断後にそれぞれ特徴的な水位低下特性を示すことを利用した。**図 4.1-4** に上部ヘッド内の制御棒案内管(CRGT)や差圧計及び流体温度計の配置を示す。すなわち、上部ヘッドには 3 種類の差圧計があり、その 1 つ(DP 52)は上部プレナムとの差圧を計測するもので、ROSA-Ⅳ計画では領域保有水量評価に使用されたが、正確な水位変化に対応しないので、ROSA-Ⅴ計画では水位評価用には使用されてない。差圧計(DP 63)の測定下端は EL 7.834 m であり、水位がこの位置以下に低下すると蒸気ヘッドのみを計測するために水位は一定値になる。一方、この位置以下に水位が低下したことは、測定下端が EL 6.614 m にある差圧計(DP 133)の水位データがその後も継続して低下することで確認された。したがって、差圧計(DP 63)の水位データは、EL 7.834 m で一定値(ゼロレベル)となるように補正をすることができ、この補正量は 0.048 m であった。差圧計(DP 133)水位はその後も水位低下し、ダウンカマ頂部のスプレイノズル上端(EL 7.381 m)に達すると、それを通して、それまでの水流出から蒸気流出に変化するため、水位低下速度は著しく減少する。この水位低下速度の変化位置を EL 7.381 m とすることで、水位データのゼロシフトを補正でき、この補正量は 0.264 m であった。これら 2 つの補正水位データは、**図 4.1-5** に示すように、共通する変化範囲(初期過程約 1000 s まで)の両水位はほぼ一致し、整合性が確認された。この補正水位データ(Level 2: DP 133)に

より、上部ヘッド内の領域別保有水量評価が正確になった。

(2) 直接的保有水量評価手法の誤差評価

直接的方法による保有水量の評価誤差[49]は、各領域の評価誤差の統計処理により算定できる。まず、式(4.4)による領域(i)のコラプスト水位の評価誤差(ΔL_i)は、水位形成される領域内を飽和条件に想定し、かつ水位形成条件では($DP_i/g \gg \rho_{Gi} \times h_i$)となることから、次式に簡略化できる。

$$\Delta L_i/L_i = \pm\sqrt{[(\Delta DP_i/DP_i)^2 + \{\Delta(\rho_{Li}-\rho_{Gi})/(\rho_{Li}-\rho_{Gi})\}^2]} \quad (4.6)$$

右辺第2項は、実験全過程を通して±0.39%以内であり、第1項の±7.9%以内に比較して無視しうる大きさであるので、更に簡略化でき、次式で誤差評価する。

$$\Delta L_i = (\Delta DP_i/DP_i) \times L_i \quad (4.7)$$

式(4.2)より領域保有水量(M_i)の評価誤差(ΔM_i)を評価するが、領域内の最大流路面積($A_{max,i}$)を用いて水容積の評価誤差(ΔV_{Li})の代わりに$A_{max,i} \times \Delta L_i$を、また$V_{Li}$の最大値($V_{0i}$)を用いると、次式で求められる。

$$\Delta M_i = \pm\sqrt{[\{\Delta\rho_{Gi} \times V_{0i}\}^2 + \{(\rho_{Li}-\rho_{Gi}) \times A_{max,i} \times \Delta L_i\}^2 + \{\Delta(\rho_{Li}-\rho_{Gi}) \times V_{0i}\}^2]}$$
$$= \pm\sqrt{[(\mathrm{Item\ 1})^2 + (\mathrm{Item\ 2})^2 + (\mathrm{Item\ 3})^2]} \quad (4.8)$$

これに対してホットレグとコールドレグの水位評価誤差は、3 ビームの最大密度誤差より、それぞれΔL_{Di}=±0.012 m、±0.028 mとなった。両者の相違は測定機器の相違によるものである。これらの領域では、(4.8)式のItem 2の$A_{max,i}$に代えて管径(Di)×長さ(l_i)を用いる。各領域の評価誤差により、1次系保有水量の評価誤差(ΔM_C)は次式で算定する。

$$\Delta M_C = \pm\sqrt{[\Sigma(\Delta M_i)^2]} \quad (4.9)$$

こうして評価した各領域と1次系全体の保有水量誤差を**表 4.1-3**に示す。ROSA-Ⅴ/LSTF実験における1次系全体の保有水量誤差はΔM_c=±78.5 kgと評価された。初期保有水量に対する相対誤差は、SP5実験の場合を例にとると、$\Delta M_C/M_0$ = ±1.5% 以内である。

(3) 間接的方法による1次系保有水量評価手法

次に、間接的手法による1次系保有水量評価を述べる。1次系初期保有水量(M_0)には、間接的方法で求めた初期値(M_{C0})を用いる。1次系から破断口を通して出た積算流出水量(M_D)は、STタンク水量の破断後の水量増分として評価される(RC 191)。実験により、この他にPORV流出蒸気量のように1次系からの流出流体量がある場合には、それぞれの積算値を評価し、合計積算流出水量として計算に用いる。一方、ECCSからの積算注入水量としては、高圧注入系(HPI)、蓄圧注入系(AIS)及び低圧注入系(LPI)の 3 種類があり、それぞれをM_{IH}、M_{IA}、M_{IL}とすると、M_{IH}とM_{IL}については各注入ラインに設置されている流量計データの積算値により、M_{IA}についてはAISタンク内保有水量減少分として評価し、1次系保有水量(M_R)は次式で与えられる。

$$M_R = M_0 - M_D + M_I \quad (4.10)$$

$$M_I = M_{IH} + M_{IA} + M_{IL} \quad (4.11)$$

表 4.1-4に、SP5実験を対象に評価した間接的手法による1次系保有水量の推移を示す。これをグラフにしたのが**図 4.1-6**である。なおAIS注入水量については、3.3節(2-3)に述べたように、ガス流入のある場合には、タンク水位が低下して一定値になった後でも注入配管内でガス膨張が続き、注入配管内の残存水量が全て排出されるまで注入水量は増加する。

(4) 間接的保有水量評価手法の誤差評価

以上の2方法で評価したSP5実験の1次系保有水量を**表 4.1-5**に示し、これらのデータの整合性を検討するとともに、間接的方法による保有水量の評価誤差を算定する。表に示すように、2

つの水量の相違は、

$$\Delta M = M_R - M_C \quad (4.12)$$

で示され、9000 sまでの各500 s間で比較して平均 -35.8 kgであり、相対誤差としての範囲はM_0の+0.9%～-2.3%である。系統的に間接的方法による保有水量の方が過小評価になる原因として、破断以前に ST タンク配管内に残存した水量が、破断後に配管内に放出された低圧蒸気流によりSTタンク内に移動し、M_Dをその分増大させる効果が考えられる。これを含めて、$\Delta M/M_0 \leq \pm 2.3\%$の範囲にあったということができる。式(4.12)から$M_R = \Delta M + M_C$で与えられるので、M_RのM_0に対する相対誤差($\Delta M_R/M_0$)は、上記の直接保有水量評価法の相対誤差を用いて次式で与えられる。

$$\Delta M_R/M_0 = \pm\sqrt{[(\Delta M/M_0)^2 + (\Delta M_C/M_0)^2]} \quad (4.13)$$

$$= \pm\sqrt{[(\pm 2.3\%)^2 + (\pm 1.5\%)^2]} = \pm 2.75\%$$

これにより、ΔM_R=±149 kgという評価誤差を得た。

(5) 差圧式水位計によるSBLOCA時の安定水位変化の検出

上述の直接的保有水量評価手法において、1 次系内の各領域コラプスト水位を差圧計により評価することを述べたが、SBLOCA条件によっては1次系ポンプが運転されていて循環流量の影響を無視しえない場合や、破断サイズの大きい場合に過渡変化が激しく、1 次系内に安定した水位が形成されない状態が生じることがあるので、以下に、差圧式水位計による安定水位検出条件を考察する。6章においてAM策適用条件を、コールドレグ比で2.5%破断サイズ以下の場合と判断したが、ここでは領域内安定水位形成と 1 次系領域間水位対応関係を確認した代表的事例の 0.2% PV底部破断LOCA実験(SP3: 3.3節(3.2),(4.2)参照)[47]と、2.5%破断サイズより大きい小破断LOCA実験の場合として10%コールドレグ破断実験(SC9: 5.4節(2)参照)[53]を取り上げ、検討する。

(5-1) SP3実験における初期流動状態と水位形成時の水位検出特性

SP3 実験の AM 策とその効果については既に 3.3 節(3.2)に述べたが、ここでは重複を避けてSBLOCA過程の熱流動状態と差圧計による水位挙動の対応関係を示す。**表4.1-6**にSP3実験の各部水位変化と主な事象の推移を示す。一般にSBLOCA事象を冷却材の流動状態で区分すると、初期定常状態で強制循環モードにある場合、次いで1次系圧力低下により原子炉トリップ(スクラム)が生じ、循環ポンプトリップ後の回転数低下過程(コーストダウン)、ポンプ停止した後の自然循環モードにある場合、保有水量低下により自然循環が停止し、蒸気発生器の多数の伝熱管群で水位・流動変動を伴いながら保有水が低下する過程、その後の安定した水位変化過程から炉心露出までの過程、蓄圧注入系(AIS)等のECCS水注入による凝縮・減圧で流動変動が一時的に生じ、炉心再冠水に至る場合等、様々な過渡的段階を経過することがわかっている。SP3 実験における 1 次系流動状態と各部水位変化及び保有水(マス)分布[62]は以下のように推移した。

初期定常状態では、1 次系ループ循環流量は両ループ共にほぼ設定値(24.3 kg/s/loop)に近い値であり、これは内径0.207 mのホットレグ流速で約1.1 m/sに相当する。炉心部はスペーサーのない部分で流路面積は0.1134 m^{2}であり、ダウンカマから上部ヘッドへのバイパス流量(実機で炉心流量の0.5%)とダウンカマからホットレグへのバイパス流量(実機で炉心流量の1.0%)を模擬した炉心流量は約47.9 kg/sとなり、平均流速は炉心出口部で約0.6 m/sである。この初期条件は、LSTF最大炉心熱出力(10 MW)が実機出力の1/48 スケールの 14.7%であり、1 次系内温度分布を実機条件に一致させるため、炉心流量も同様に1/48 スケールの 14.7%としているものである。しかしスクラム(250 s)後の炉心出力を実機の1/48スケールに一致させ、炉心流量も同じく1/48スケールに一致させるために、破断開始後スクラムまでポンプ回転数を上げて一定に維持し、ル

ープ流量を 43.7 kg/s としている(**図 4.1-7**)。この時のホットレグ平均流速は、両ループ共に約 1.9 m/s である。252 s 以後ポンプ回転数低下により強制循環流量は急速に低下し、500 s にポンプ回転は停止した。その間に、加圧器水位(**図 4.1-15** 左上図)は破断開始とともに低下し 348 s には喪失したが、時間的に安定した低下傾向を示した。その後加圧器内の蒸気がホットレグ(HL-A)に流入し、約 350 s には HL-A で上端に気相部が検出され、約 400 s からは上部プレナム(UP)上部領域にも気相が形成されて水位低下が開始した(これは約 1550 s にホットレグ位置に達してほぼ一定値になった)。ポンプ停止後も 1 次系ループには自然循環流動が持続しており、これはホットレグから蒸気発生器(SG)伝熱管入口側にかけての二相流ボイド率が上昇するにつれて一旦循環流量の増加になり、SG 伝熱管内保有水量低下(**図 4.1-8**)につれて約 1100 s 以降のループ流量は低下し、約 2000 s 以降はほぼ流量ゼロとなった。一方、加圧器圧力が 12.27 MPa に低下した時点で発信した安全注入系(SI)信号から、10 分(600 s)の時間遅れを見込んで開始した AM 策により、SG 2 次系減圧操作が 945 s から開始し、1 次系の減圧・冷却(3.3 節(3.2)参照)に寄与した。このように、初期定常状態からスクラムまで、及びポンプ停止までの過渡状態に、1 次系はサブクール水単相流からホットレグの低ボイド率流れになり、**図 3.3-18** の炉心コラプスト水位計測データ等の流動抵抗の大きい領域では、流速に応じて差圧式水位計に流動圧損による影響が生じている。

SG 減圧操作は長い実験過程において維持されたが、その初期過程で 1 次系の高い位置にある SG 伝熱管群内の保有水量が減少し、複雑な管群流動を伴いながら SG-A 入口側では約 1950 s から 2340 s にかけて、SG-B 入口側では約 2100 s から 2960 s にかけて保有水が喪失したことが、6 本ずつの伝熱管の入口プレナムから頂部までの差圧計測によるコラプスト水位データ(**図 4.1-8, 4.1-9**)に示されている。SG-A と SG-B とでやや非対称な伝熱管群保有水低下になったのは、2 次系水位に相違があり、SG-B 側で 2 次系水位が高く、蒸気凝縮伝熱面積が相対的に大きかったことによる。両 SG 伝熱管の出口側では入口側と同様の保有水減少過程が見られた。SG-A 伝熱管群保有水量低下後に SG 出口プレナム(SGOP)水位低下が生じたが、最も早く水位喪失した伝熱管の時刻(1950 s)から、最も遅く水位喪失した時刻(2340 s)までの時間に、SGOP 上端の PL 水位が徐々に低下した。全管群で水位喪失した時刻以後に PL 水位は急速に低下し、3640 s には SG-B でも PL 水位がコールドレグ位置に達して主計測範囲の水位変化が終了した(**図 4.1-15**, 左下図参照)。このように、SG 伝熱管群の保有水低下と出口プレナム水位低下が連動しており、それらは連続した水位低下現象と言うことができる。

A ループのホットレグ(HL-A)とコールドレグ(CL-A)における 3 ビームガンマー線密度計の計測データを**図 4.1-10**、**4.1-11** に示す。HL-A では加圧器水位喪失後に、配管上部(Beam A)密度が急減し、約 1000 s にかけて気相部が形成され、増大したことがわかる。しかし、配管中部から下部にかけては、約 3600 s まで水相が維持され、上部には気相があるという二相分離状態が維持された。気相部の蒸気は SG に移動して凝縮し、凝縮水は流下してホットレグ内を炉心側に移動していたと考えられる。一方、CL-A の密度計データは 655 s 以降気相部が形成され、約 2000 s 以後は配管底部に水位が形成されていたが、大部分の領域は蒸気で満たされていたことを示している。AIS が作動開始した 3241 s 以降は、両ループコールドレグに ECCS 水が流入したが、小破断 LOCA 過程では減圧が遅いために注入流量が少なく、圧力や流れの急激な変動は約 5700 s 以後になって生じ、注入流量が増大した。

この間の AIS 作動開始直後(3295 s)の保有水分布を**図 4.1-12** に示す。1 次系で白抜きの領域は蒸気相、黒塗り領域は水相を示し、炉心部のような気泡生成領域や上部を蒸気流が移動している

ホットレグ等では、気相部分を総合して白抜き部分で示している。この時点では、水位形成領域がホットレグ、上部プレナム領域、SGOP からループシール領域にかけてであるが、炉心から上部プレナムにかけて気泡分布がある分ホットレグの二相混合水位はコールドレグ側より高くなっていた。UP 下部水位(**図 4.1-15**, 左中図)は 1550 s 以後 3950 s までホットレグ位置に維持されており、この時間帯に 1 次系保有水量が M_0比で 67%から 33%まで低下していることから、この時間帯を UP 水位の保有水変化に対する不感帯と呼んでいる。

UP 下部水位はホットレグ水位が喪失した時点から低下開始し、UP 下部水位が喪失した 4660 s 以後間もなく、炉心出口部の水位が低下し、次いで炉心二相混合水位は 4750 s から低下したが、AIS 注入流量が増大した約 5800 s 以降回復した。この炉心水位低下時に、炉心上端で一時的に炉心過熱領域が生じた。炉心水位回復に続いてUP 下部水位も回復したが、AIS 注水終了に伴い約 7200 s から再び水位低下が生じた。時刻 7000 s における 1 次系保有水量分布を**図 4.1-13** に示す。AIS 注水により一旦保有水量が回復した時点であり、ホットレグ内に水位が形成され、UP 水位はホットレグ位置に維持されているので、この時間帯でも UP 水位は保有水量検出に不感帯となっている。UP 下部水位の再低下は 7750 s から 8290 s にかけてであり、炉心二相混合水位の再低下は 8320 s からであるが、最も早い炉心過熱検出は、炉心上端(熱電対位置 EL 3.61 m)ではなく、その下方にある Pos.8 (熱電対位置 EL 3.048 m)で、8573 s であった。これは 5.4 節(3)に示すように、減圧操作している両 SG からの凝縮水流下により、炉心上端部分の発熱ロッドが冷却されていたことを示しており、発熱密度が相対的に高い Pos.8 の過熱開始時刻まで、炉心二相混合水位低下時刻から 253 s 間を要したものである。炉心露出開始時の 1 次系保有水量分布を**図 4.1-14** に示す。この時点では、残存水は両ループのループシール部、炉心とダウンカマ、下部プレナムのみである。なお SP3 実験では、上部ヘッド内において上部炉心支持板(UCSP)で形成される下部領域の水位評価が前記 SP5 実験の様には適正に補正されてないため、**図 4.1-12～14** で上部ヘッド内の残存水が示されず白抜き領域になっているが、ここでの水位計 3 種の特性と流動状態の検討等には支障ない。以上のように、ホットレグ水位喪失後に UP 下部水位低下、UP 下部水位喪失後に炉心水位低下へと、連続した水位低下過程があること、及び UP 上部と下部の間には SG 伝熱管やプレナム、ホットレグの保有水量低下に要する時間として上記不感帯があることが示された。

図 4.1-15 に、SP3 実験の加圧器(PZR)水位(①)、UP 上部(②)と下部(④)の水位、両ループ PL 水位(③)の時間変化と、1 次系保有水変化過程におけるこれら水位計 3 種の計測範囲を対応させた図を示す。分かりやすいように、水位計 3 種の範囲を色分けして示した。PZR 水位は保有水量比 (M_R/M_0)1.0-0.91 の範囲で低下し、以後は水位喪失状態であった。UP 上部水位は M_R/M_0=0.90-0.67 の範囲で、UP 下部水位は M_R/M_0=0.33-0.29 の範囲で保有水低下に対応した水位低下を示したが、その間の M_R/M_0=0.67-0.33 の範囲は水位がホットレグ位置にあり、保有水量変化の不感帯となっている。一方、PL 水位計は、両ループ含めて M_R/M_0=0.60-0.35 の範囲で水位低下を検出しており、PL 水位計の不感帯をほぼ補うことがわかる。炉心部の水位計測(⑤)は、UP 以下の領域として、PV 水位計測の一部であるが、SP3 実験では、AIS 注水過程でこの領域の水位低下と回復が検出され、再び低下したのは UP 下部水位喪失後で、M_R/M_0=0.28 以下の範囲である。しかし、実際に炉心過熱を検出したのは M_R/M_0=0.26 であった。以上の SP3 実験における 1 次系保有水量変化と流動状態の推移、各領域水位の変化は、他の LSTF 小破断 LOCA 実験にも共通しており、詳しくは 4.3 節及び 6 章において、破断位置の相違を踏まえた一般的特性として述べる。

(5-2) 10% コールドレグ破断実験(SC9)における流動条件下の水位検出特性

次に、破断サイズが大きく、減圧や流動状態の過渡変化が激しく、1 次系内に安定した水位が形成されない状態が見られた 10%コールドレグ破断 LOCA 実験(5.4 節(2))を対象に、水位検出特性について述べる。この実験の概要であるが、破断後の 1 次系減圧速度が大きく、破断口の蒸気流出が 74 s から生じ、約 100 s には 1 次系圧力が SG 2 次系圧力以下に低下した。4.5 MPa で作動する AIS は、炉心出力を停止した後で、195 s から注水開始した。1.24 MPa で作動する低圧注入(LPI)系は 303 s に注水開始した。

まず、UP コラプスト水位データ(**図 5.4-2(b)**)はループシールクリアリング(LSC)時(74 s)にほぼゼロ値を示し、以後は 156 s の水位回復まで水位形成を示さなかった。これに対して、ホットレグ(HL-A)密度データ(**図 5.4-2(e)**)は、約 70 s から 200 s まで配管内に水位形成が持続したことが示されている。また、SG 伝熱管内保有水量の喪失 [53] は約 100 s から 140 s にかけてであるが、この喪失以前に上部プレナムは水位喪失に至った。SP3 実験で確認された SG 伝熱管内保有水量喪失後のホットレグ水位喪失、その後の UP 下部領域への水位低下という安定した領域間水位低下の連続性がこの実験では見られないが、それだけ激しい流動状態にあったことを意味している。炉心側コラプスト水位に対してダウンカマ水位は、コラプスト水位で 3～5 m も高い状態が維持されており、これらの領域間でも差圧が大きく、激しい流動状態にあったことを意味している。

次に、ホットレグに水位形成がある時間帯(110 s)で、炉心内では外周部にヒーターロッド全長で冷却状態が認められる一方、炉心中央部では全長にわたり過熱・高温化が進行したことが示されており(**図 5.4-2(f)**)、炉心内に約 1.3 m のコラプスト水位が評価されているものの、炉心内は安定した水位形成状態になく、二相流体の流下条件下で複雑な 3 次元的流動状態にあったと判断される。このように、10%コールドレグ破断 LOCA 実験における炉心過熱前兆過程及び炉心過熱過程の両方について、上部プレナムや炉心で差圧式水位計による安定した水位計測ができないことは明らかである。6 章において、AM 策を講じる条件として、運転員の対応時間余裕から 2.5%コールドレグ破断サイズ以下の SBLOCA 事象を対象とすることを述べているが、上記のように、差圧式水位計の LOCA 時特性の信頼性からも、10%コールドレグ破断 LOCA の早期過程ではこれらの水位計を AM 策の指標計装に利用することはできない。しかし、10%コールドレグ破断 LOCA でもブローダウン過程を過ぎて低圧条件になり、比較的安定した水位形成が生じる場合には上記水位計の利用が期待される。

なお、10%コールドレグ破断 LOCA より小さいサイズの場合に、どの破断サイズまで各差圧式水位計の信頼性が保証されるかは確認してないが、少なくとも 4.3 節及び 6 章で検討している各種 1% SBLOCA 事象では、1 次系内の PZR、UP、PL 水位計測領域において安定水位形成と領域水位変化の連続性、相補性、及び水位変化と保有水量の関係が M_0比±5%以内で対応することを確認している。以上の考察は、SBLOCA 事象に対する AM 策適用条件の判断に資するものである。

表 4.1-1　LSTF の 1 次系における高さと内容積のデータベース(Ref.49,　Table C.1)

UPPER HEAD	
EL (m)	V (m3)
6.4742	0.0
6.63	0.0336
6.903	0.0728
7.207	0.1164
7.373	0.1511
8.033	0.3308
8.357	0.4308
8.6002	0.4963

UPPER PLENUM	
EL (m)	V (m3)
3.968	0.0
4.1926	0.0351
5.318	0.2459
5.9596	0.3765
6.1702	0.4950

CORE	
EL (m)	V (m3)
0.0	0.0
0.4575	0.0499
0.915	0.1009
1.3725	0.1525
1.83	0.2037
2.2875	0.2547
2.745	0.3030
3.2025	0.3527
3.66	0.4024
3.968	0.4477

LOWER PLENUM	
EL (m)	V (m3)
-2.357	0.0
-2.146	0.0330
-1.2588	0.1563
-0.552	0.2637
0.0	0.3364

DOWNCOMER	
EL (m)	V (m3)
-2.3570	0.0
-1.2588	0.1280
0.0	0.2706
0.4575	0.3149
0.915	0.3584
3.66	0.6207
3.968	0.6460
5.318	0.7808
5.9596	0.8364
6.1702	0.8564
7.196	0.9784

PRESSURIZER	
EL (m)	V (m3)
11.3426	0.0
13.5906	0.2361
15.5856	0.4520
17.3426	0.6430
19.3126	0.8562
21.1426	1.0551
22.6686	1.2955

SURGE LINE	
EL (m)	V (m3)
5.5028	0.0
6.9101	0.00663
8.5863	0.01252
9.4063	0.01620
9.5438	0.02665
9.6028	0.03078
11.3426	0.03650

SG-A U-TUBE(1,IN)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.0688	0.05981
17.1196	0.06032

SG-A U-TUBE(1,EX)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.0688	0.05981
17.1196	0.06032

SG-A U-TUBE(2,IN)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.2196	0.21413
17.3029	0.21626
17.4859	0.21968
17.6689	0.22215
17.8519	0.22362

SG-A U-TUBE(2,EX)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.2196	0.21413
17.3029	0.21626
17.4859	0.21968
17.6689	0.22215
17.8519	0.22362

SG-A U-TUBE(3,IN)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.8216	0.14147
18.0349	0.14498
18.2179	0.14698
18.4009	0.14833
18.5839	0.14952

SG-A U-TUBE(3,EX)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.8216	0.14147
18.0349	0.14498
18.2179	0.14698
18.4009	0.14833
18.5839	0.14952

表 4.1-1 (Cont’d)

SG-A INLET PLENUM	
EL (m)	V (m3)
5.8189	0.0
6.2819	0.1402
7.3819	0.3740
7.6319	0.4351

SG-A INLET PIPE	
EL (m)	V (m3)
5.3993	0.0
5.5028	0.0008
5.6063	0.0031
5.9224	0.0178

SG-A OUTLET PLENUM - LSA	
EL (m)	V (m3)
1.7011	0.0
1.8693	0.0330
5.5118	0.1168
5.9569	0.1294
7.3319	0.2912
7.6319	0.3409

SG-B U-TUBE(1,IN)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.0688	0.05981
17.1196	0.06032

SG-B U-TUBE(1,EX)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.0688	0.05981
17.1196	0.06032

SG-B U-TUBE(2,IN)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.2196	0.21413
17.3029	0.21626
17.4859	0.21968
17.6689	0.22215
17.8519	0.22362

SG-B U-TUBE(2,EX)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.2196	0.21413
17.3029	0.21626
17.4859	0.21968
17.6689	0.22215
17.8519	0.22362

SG-B U-TUBE(3,IN)	
7.6289	0.0
17.8216	0.14147
18.0349	0.14498
18.2179	0.14698
18.4009	0.14833
18.5839	0.14952

SG-B U-TUBE(3,EX)	
EL (m)	V (m3)
7.6289	0.0
17.8216	0.14147
18.0349	0.14498
18.2179	0.14698
18.4009	0.14833
18.5839	0.14952

SG-B INLET PLENUM	
EL (m)	V (m3)
5.8189	0.0
6.2819	0.1422
7.3819	0.3760
7.6319	0.4371

SG-B INLET PIPE	
EL (m)	V (m3)
5.3993	0.0
5.5028	0.0008
5.6063	0.0031
5.9224	0.0178

SG-B OUTLET PLENUM - LSB	
EL (m)	V (m3)
1.7011	0.0
1.8693	0.0330
5.5118	0.1180
5.9569	0.1306
7.3319	0.2898
7.6319	0.3395

HOT LEG A	
EL (m)	V (m3)
5.3993	0.0
5.6063	0.1133

HOT LEG B	
EL (m)	V (m3)
5.3993	0.0
5.6063	0.1156

COLD LEG A	
EL (m)	V (m3)
5.3993	0.0
5.6063	0.1531

COLD LEG B	
EL (m)	V (m3)
5.3993	0.0
5.6063	0.1617

LSA - PCA	
EL (m)	V (m3)
1.7011	0.0
1.8693	0.0107
2.2862	0.0217
5.3993	0.0921

LSB - PCB	
EL (m)	V (m3)
1.7011	0.0
1.8693	0.0119
2.2862	0.0229
5.3993	0.0926

表 4.1-2 LSTF 小破断実験における領域データと計測項目(Ref.49, Table C.2)

Primary Regions (31)	Regional Data			Measurement ID for Mass Estimation			
	Height h (m)	Max.Area A (m^2)	Volume V_o (m^3)	Pres. (PE)	Temperature (TE)	DP (LE)	Density (RC)
Upper Head	2.126	0.3086	0.4963	9	115,117,119	133	
Upper Plenum	2.2022	0.2036	0.4950	10	125,126	51	
Core	3.968	0.10995	0.4477	12	310,312,314,316	50	
Lower Plenum	2.357	0.15195	0.3364	12	212,216	48	
Downcomer	9.553	0.09814	0.9784	12	194,197,203,208	56	
Pressurizer	11.326	0.10845	1.2955	13	958,960,962	LE21	
Surge Line	5.8398	0.076	0.0365	13	52	70	
SG-A UT(1,I)	9.4907	0.006336	0.06032	3	330,366,390,422	7	
SG-A UT(1,E)	9.4907	0.006336	0.06032	3	336,367,403	13	
SG-A UT(2,I)	10.223	0.022327	0.22362	3	331,368,392,424	6	
SG-A UT(2,E)	10.223	0.022327	0.22362	3	337,369,393	12	
SG-A UT(3,I)	10.955	0.01388	0.14952	3	332,362,382,416	5	
SG-A UT(3,E)	10.955	0.01388	0.14952	3	338,383,407	11	
SG-B UT(1,I)	9.4907	0.006336	0.06032	6	449,479,497,509	31	
SG-B UT(1,E)	9.4907	0.006336	0.06032	6	455,486,510	37	
SG-B UT(2,I)	10.223	0.022327	0.22362	6	450,487,511,544	30	
SG-B UT(2,E)	10.223	0.022327	0.22362	6	456,488,534	36	
SG-B UT(3,I)	10.955	0.01388	0.14952	6	451,489,535	29	
SG-B UT(3,E)	10.955	0.01388	0.14952	6	457,490,514	35	
SG-A I.P.	1.813	0.2184	0.4351	3	324,325,326	120	
SG-A I. Pipe	0.5231	0.04051	0.0178	3	324,325,326	4	
SG-A OP-LSA	5.9308	0.12627	0.3409	4	732,615	17	
SG-B I.P.	1.813	0.2184	0.4351	6	443,444,445	122	
SG-B I. Pipe	0.5231	0.04051	0.0178	6	443,444,445	28	
SG-B OP-LSA	5.9308	0.12627	0.3409	7	734,630	41	
LSA-PCA	3.6982	0.02306	0.0921	4	15	18	
LSB-PCB	3.6982	0.02286	0.0926	7	40	42	
HLA	0.207	0.54734	0.1133	35	609,610		31,32,33
HLB	0.207	0.55845	0.1156	37	624,625		34,35,36
CLA	0.207	0.56081	0.1531	36	619,620		37,38,39
CLB	0.207	0.78116	0.1617	38	634,635		40,41,42
Total			8.13624				

表 4.1-3　1次系各領域と全体の保有水量誤差評価(Ref.49, Table C.3)

Primary Regions (31)	Measurement Uncertainty				Regional Mass Uncertainty			
	ΔDP_i ±(kPa)	ΔL_i ±(m)	ΔP_i ±(MPa)	ΔT_i ±(K)	Item 1 ±(kg)	Item 2 ±(kg)	Item 3 ±(kg)	ΔM_i ±(kg)
Upper Head	0.23	0.027	0.1077	3.49	0.58	7.24	2.82	7.79
Upper Plenum	1.07	0.124	0.1077	3.49	0.57	22.21	2.82	22.40
Core	1.07	0.124	0.1077	4.31	0.52	11.99	2.55	12.27
Lower Plenum	1.07	0.124	0.1077	2.75	0.39	16.58	1.91	16.69
Downcomer	4.05	0.468	0.1077	2.75	1.13	40.53	5.57	40.93
Pressurizer	0.48	0.056	0.1077	2.75	1.50	5.31	7.37	9.21
Surge Line	2.48	0.287	0.1077	2.75	0.04	19.22	0.21	19.22
SG-A UT(1,I)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.07	1.31	0.34	1.36
SG-A UT(1,E)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.07	1.31	0.34	1.36
SG-A UT(2,I)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.26	4.62	1.27	4.80
SG-A UT(2,E)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.26	4.62	1.27	4.80
SG-A UT(3,I)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.17	2.87	0.85	3.00
SG-A UT(3,E)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.17	2.87	0.85	3.00
SG-B UT(1,I)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.07	1.31	0.34	1.36
SG-B UT(1,E)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.07	1.31	0.34	1.36
SG-B UT(2,I)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.26	4.62	1.27	4.80
SG-B UT(2,E)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.26	4.62	1.27	4.80
SG-B UT(3,I)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.17	2.87	0.85	3.00
SG-B UT(3,E)	2.03	0.235	0.1077	2.75	0.17	2.87	0.85	3.00
SG-A I.P.	1.02	0.118	0.1077	2.75	0.50	22.71	2.48	22.85
SG-A I. Pipe	1.02	0.118	0.1077	2.75	0.02	4.21	0.10	4.21
SG-A OP-LSA	1.08	0.125	0.1077	2.75	0.40	13.91	1.94	14.05
SG-B I.P.	1.02	0.118	0.1077	2.75	0.50	22.71	2.49	22.85
SG-B I. Pipe	1.02	0.118	0.1077	2.75	0.02	4.21	0.10	4.21
SG-B OP-LSA	1.08	0.125	0.1077	2.75	0.50	13.74	1.93	13.87
LSA-PCA	1.03	0.119	0.1077	2.75	0.11	2.42	0.52	2.48
LSB-PCB	1.03	0.119	0.1077	2.75	0.11	2.40	0.53	2.46
HLA *		0.012	0.1077	2.75	0.13	7.37	0.64	11.71
HLB *		0.012	0.1077	2.75	0.13	7.52	0.66	11.95
CLA		0.028	0.1077	2.75	0.18	23.25	0.87	23.28
CLB		0.028	0.1077	2.75	0.19	24.56	0.92	24.58
Total	$\Delta M = \pm 78.47$							

表 4.1-4　小破断LOCA実験(SP5)の間接評価法の保有水量評価(Ref.49, Table 4.2.1)

Time after Break (s)	Discharged Mass M_D (kg)	Injected AIS Mass M_{IA} (kg)	Injected LPI Mass M_{IL} (kg)	Remained Mass M_R (kg)	Mass Ratio M_R/M_0 (—)
0	0	0	0	5413	1.000
100	150	0	0	5263	0.972
200	280	0	0	5133	0.948
300	410	0	0	5003	0.924
400	537	0	0	4876	0.901
500	644	0	0	4769	0.881
600	752	0	0	4661	0.861
700	854	0	0	4559	0.842
800	962	0	0	4451	0.822
900	1064	0	0	4349	0.803
1000	1165	0	0	4248	0.785
1100	1263	0	0	4150	0.767
1200	1358	0	0	4055	0.749
1300	1451	0	0	3962	0.732
1400	1543	0	0	3870	0.715
1500	1630	0	0	3783	0.699
1600	1722	0	0	3691	0.682
1700	1810	0	0	3603	0.666
1800	1896	0	0	3517	0.650
1900	1979	0	0	3434	0.634
2000	2068	0	0	3345	0.618
2100	2152	0	0	3261	0.602
2200	2237	0	0	3176	0.587
2300	2322	0	0	3091	0.571
2400	2403	0	0	3010	0.556
2500	2482	0	0	2931	0.541
2600	2566	0	0	2847	0.526
2700	2649	0	0	2764	0.511
2800	2722	0	0	2691	0.497
2900	2802	0	0	2611	0.482
3000	2886	0	0	2527	0.467
3100	2962	0	0	2451	0.453
3200	3036	0	0	2377	0.439
3300	3104	4	0	2313	0.427
3400	3191	33	0	2255	0.417
3500	3262	59	0	2210	0.408
3600	3332	89	0	2170	0.401
3700	3399	122	0	2136	0.395
3800	3470	155	0	2098	0.388
3900	3541	183	0	2055	0.380
4000	3607	216	0	2022	0.374
4100	3676	252	0	1989	0.367
4200	3742	288	0	1959	0.362
4300	3808	326	0	1931	0.357
4400	3879	367	0	1901	0.351
4500	3943	409	0	1879	0.347
4600	4008	454	0	1859	0.343
4700	4069	499	0	1843	0.340

表 4.1-4 (Cont’d)

Time after Break (s)	Discharged Mass M_D (kg)	Injected AIS Mass M_{IA} (kg)	Injected LPI Mass M_{IL} (kg)	Remained Mass M_R (kg)	Mass Ratio M_R /M_0 (−)
4800	4131	543	0	1825	0.337
4900	4194	591	0	1810	0.334
5000	4262	643	0	1794	0.331
5100	4320	697	0	1790	0.331
5200	4383	753	0	1783	0.329
5300	4443	815	0	1785	0.330
5400	4503	886	0	1796	0.332
5500	4566	955	0	1802	0.333
5600	4615	1018	0	1816	0.335
5700	4676	1076	0	1813	0.335
5800	4727	1152	0	1838	0.340
5900	4787	1229	0	1855	0.343
6000	4841	1299	0	1871	0.346
6100	4890	1387	0	1910	0.353
6200	4946	1473	0	1940	0.358
6300	5002	1567	0	1978	0.365
6400	5054	1663	0	2022	0.374
6500	5101	1760	0	2072	0.383
6600	5155	1842	0	2100	0.388
6700	5204	1918	0	2127	0.393
6800	5259	2008	0	2162	0.399
6900	5304	2079	0	2188	0.404
7000	5349	2097	0	2161	0.399
7100	5399	2202	0	2216	0.409
7200	5449	2312	0	2276	0.420
7300	5491	2335	0	2257	0.417
7400	5538	2368	0	2243	0.414
7500	5581	2374	0	2206	0.408
7600	5629	2374	0	2158	0.399
7700	5674	2374	0	2113	0.390
7800	5712	2374	0	2075	0.383
7900	5768	2374	0	2019	0.373
8000	5807	2374	0	1980	0.366
8100	5849	2374	0	1938	0.358
8200	5894	2374	0	1893	0.350
8300	5941	2374	0	1846	0.341
8400	5982	2374	0	1805	0.333
8500	6025	2374	0	1762	0.326
8600	6065	2374	0	1722	0.318
8700	6110	2374	0	1677	0.310
8800	6148	2374	0	1639	0.303
8900	6187	2374	0	1600	0.296
9000	6233	2374	146	1700	0.314
9100	6272	2374	420	1935	0.357
9200	6309	2374	728	2206	0.408

表 4.1-5 SP5 小破断 LOCA 実験の保有水量評価における整合性
(Ref.49, Table 4.2.2)

Time after Break (s)	Remained Mass:A *1 M_R (kg)	Regional Mass:B *2 ΣM_i (kg)	Difference A − B : ΔM (kg)	Relative Difference $\Delta M/M_0$ (-)
0	5413	5413	0	0.0
500	4769	4721	48	0.009
1000	4248	4301	− 53	− 0.010
1500	3783	3875	− 92	− 0.017
2000	3345	3373	− 28	− 0.005
2500	2931	3031	− 100	− 0.018
3000	2527	2503	24	0.004
3500	2210	2225	− 15	− 0.003
4000	2022	2016	6	0.001
4500	1879	1920	− 41	− 0.008
5000	1794	1830	− 36	− 0.007
5500	1802	1857	− 55	− 0.010
6000	1871	1904	− 33	− 0.006
6500	2072	2081	− 9	− 0.002
7000	2161	2191	− 30	− 0.006
7500	2206	2223	− 17	− 0.003
8000	1980	2127	− 147	− 0.027
8500	1762	1825	− 63	− 0.012
9000	1700	1788	− 88	− 0.016
Average			− 35.8	

表 4.1-6 小破断 LOCA 実験における各部水位変化と主な事象の推移
(SP3 実験), (Ref.47, Table 4.1-1)

主な事象と操作	破断後の時刻(s)
加圧器水位低下開始	0
1 次循環ポンプ(トリップ-停止)	252 - 500
加圧器水位喪失	348
健全ループホットレグ(HL-A)気相検出	350
上部プレナム(UP)上部水位低下(開始-終了)	400 - 1550
AM 操作開始(SG 2 次系減圧速度 : -55 K/h)	945
PL 水位低下(主計測域 : 開始-終了) *1	1950 - 3640
蓄圧注入系(AIS) (作動-終了)	3241 - 7477
UP 下部水位低下(開始-終了)	3950 - 4660
炉心水位一時的低下(開始-終了)	4750 - 5800
UP 下部水位変動・回復(開始-終了)	5800 - 7200
UP 下部水位再低下(開始-終了)	7750 - 8290
炉心水位再低下(ボイルオフ炉心加熱開始)	8320 (8573)
第 2/3 AM 操作開始(SGRV 全開/PORV 開)	8970 / 9060
低圧注入系(LPI)作動開始	9280

*1 SGOP 上端で低下開始(2005 機械学会 [(62)])、急激な水位低下 2359 s～

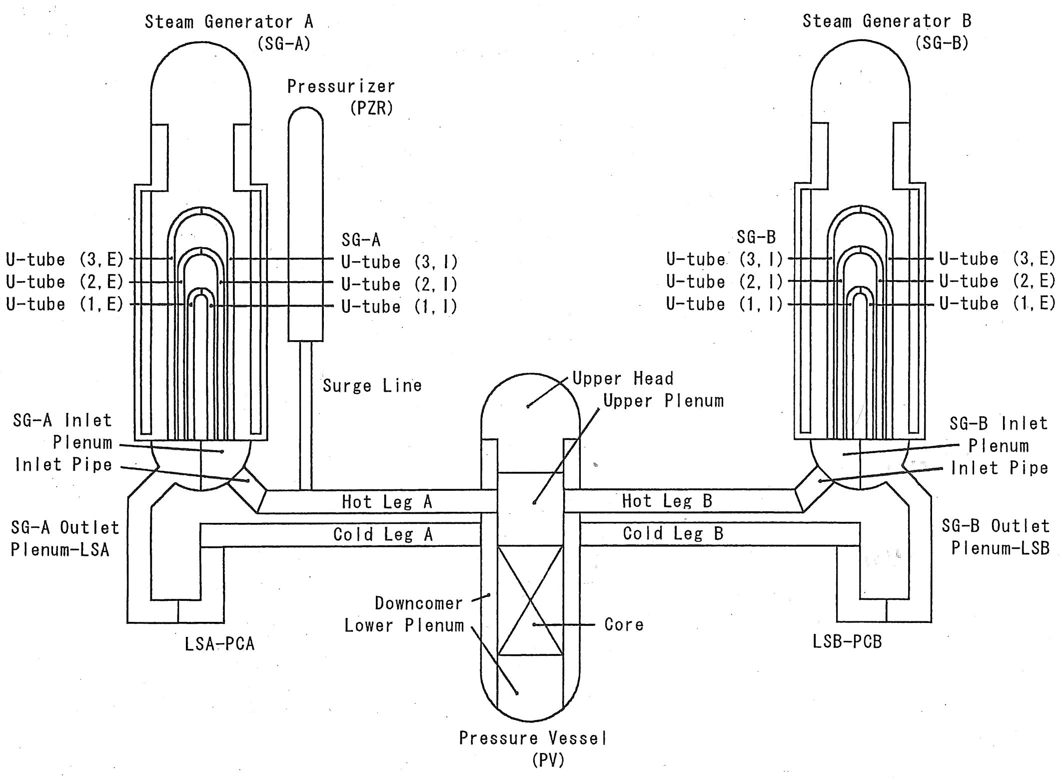


図 4.1-1　ROSA-V/LSTF の 1 次系領域区分 (Ref.49 Fig.C.1)

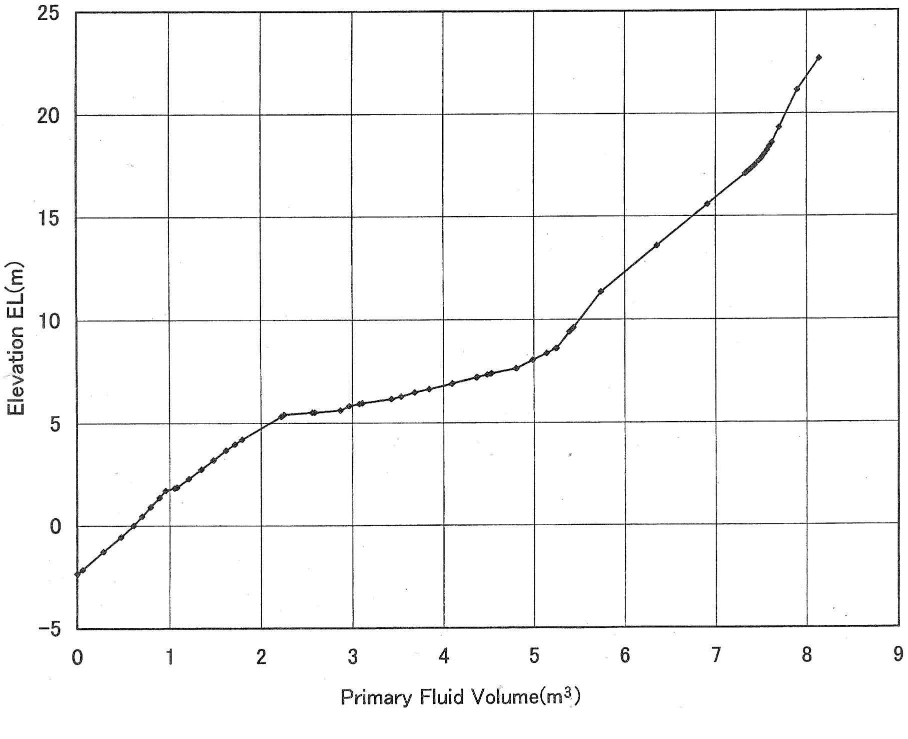


図 4.1-2　ROSA-V/LSTF の 1 次系容積－高さ特性 (Ref.32 Fig.A4-1)

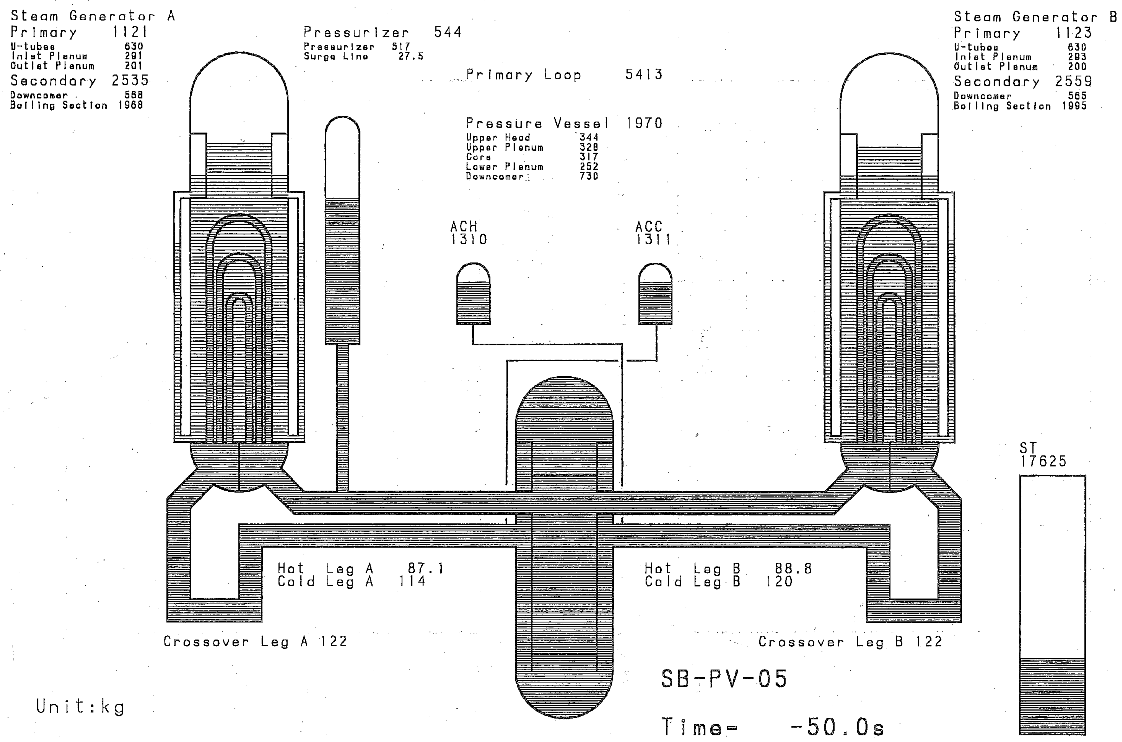


図 4.1-3　LSTF 小破断 LOCA 実験(SP5)の初期保有水量分布 (Ref.49 Fig.3.2.6)

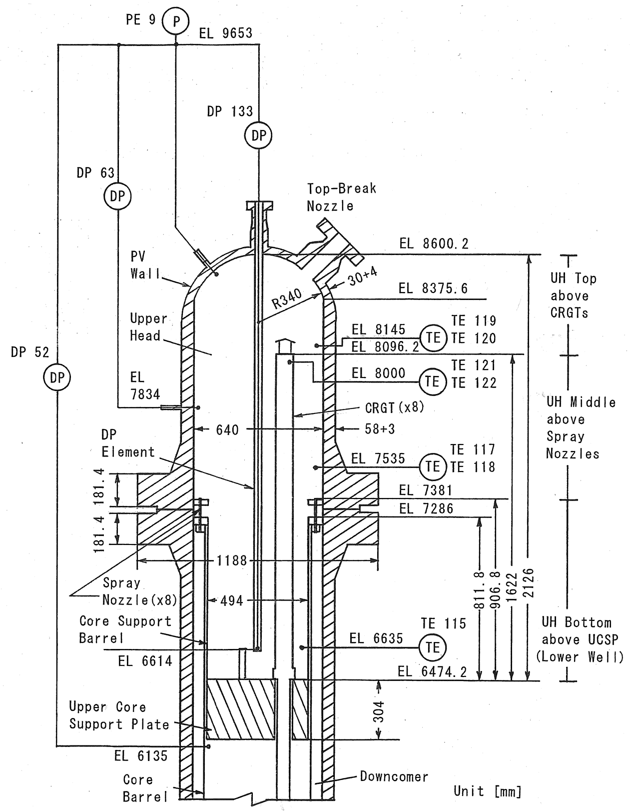


図 4.1-4　LSTF 上部ヘッドの形状と 3 種類の差圧計測 (Ref.49 Fig.B.1)

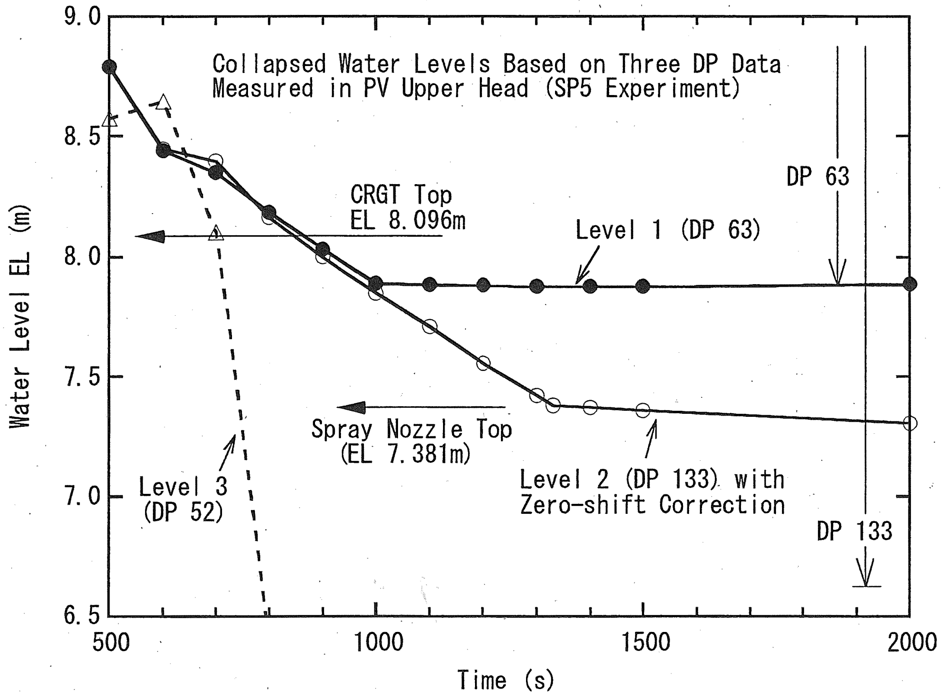


図 4.1-5　SP5 小破断 LOCA 実験の上部ヘッド水位補正（Ref.49 Fig.4.2.4）

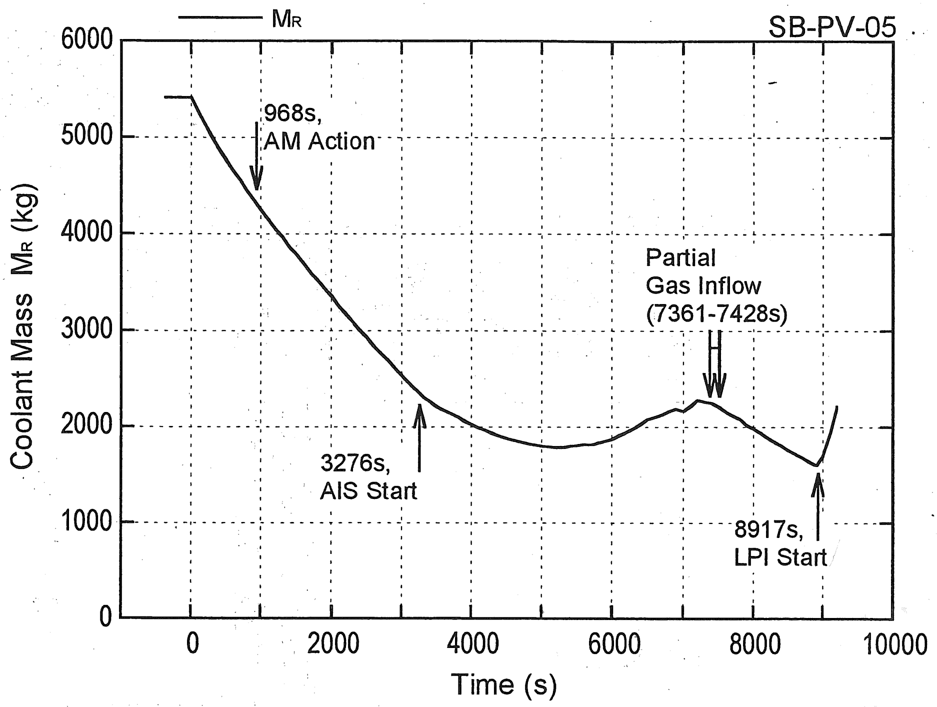


図 4.1-6　SP5 小破断 LOCA 実験の間接評価法による保有水量変化（Ref.49 Fig.4.2.1）

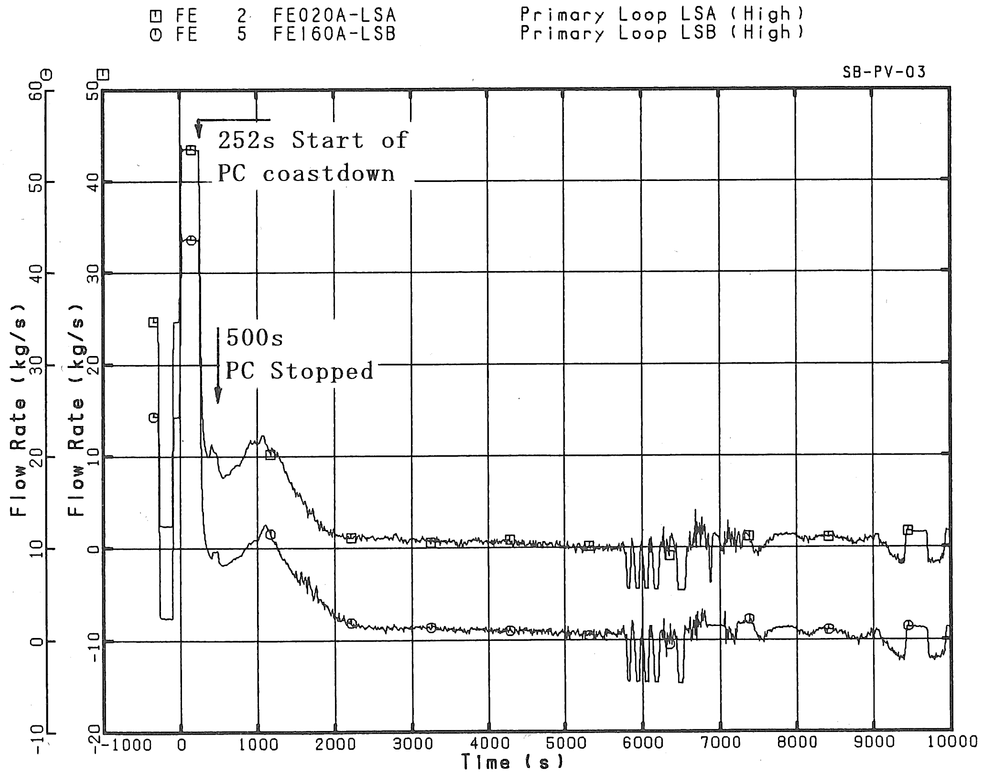


図 4.1-7 SP3 小破断 LOCA 実験における 1 次系ループ流量 (Ref.47 Fig.4.1.6)

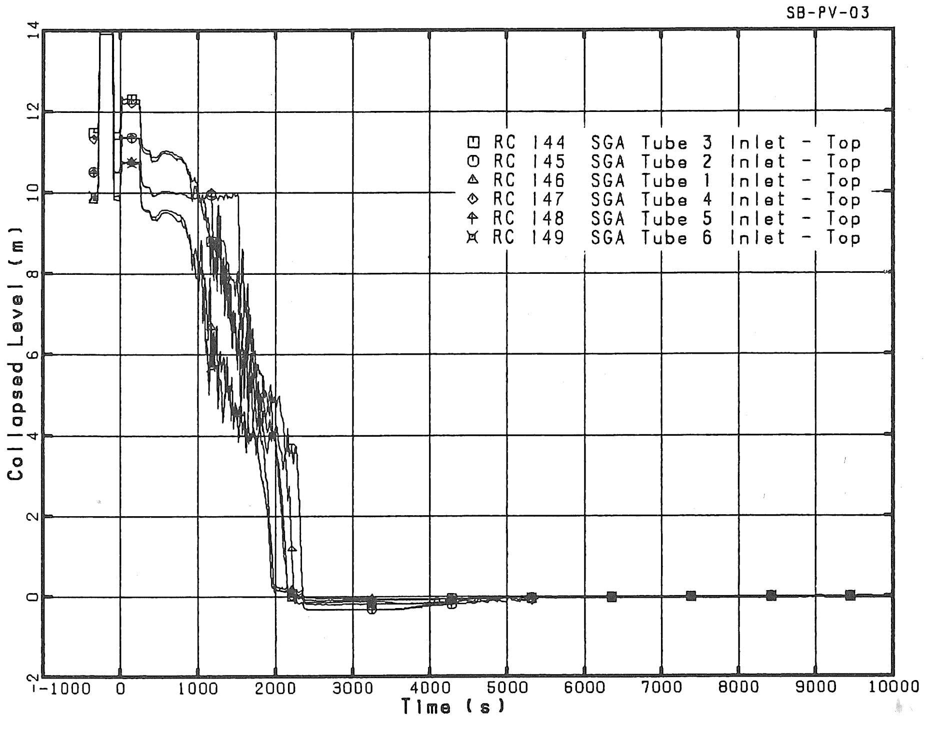


図 4.1-8 SP3 実験における SG-A 伝熱管 6 本の入口側水位(Ref.47 Fig.4.1.13)

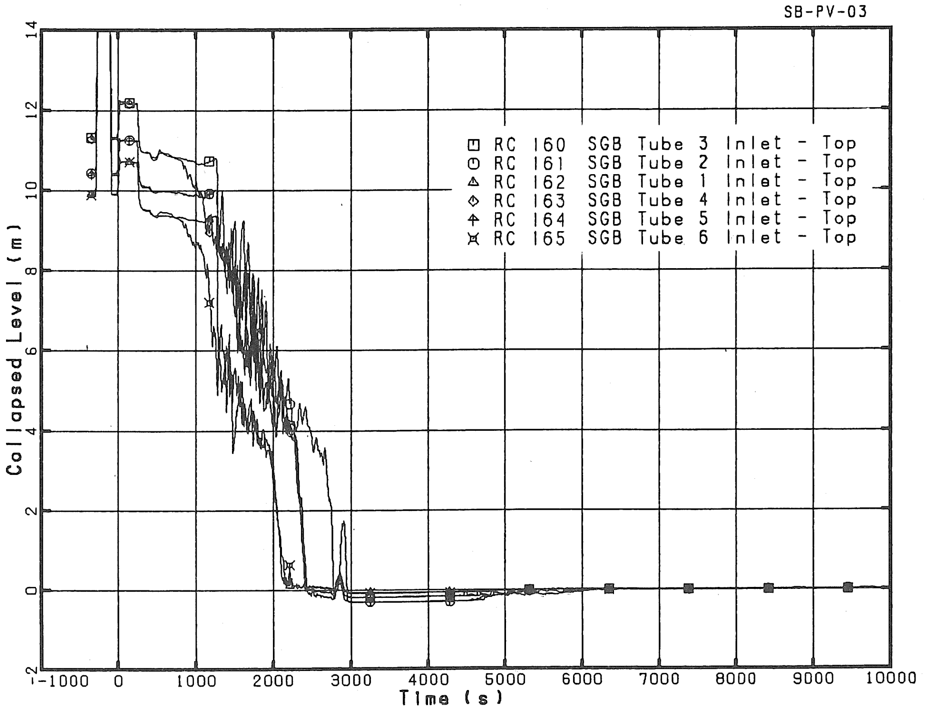


図 4.1-9　SP3 実験における SG-B 伝熱管 6 本の入口側水位(Ref.47 Fig.4.1.14)

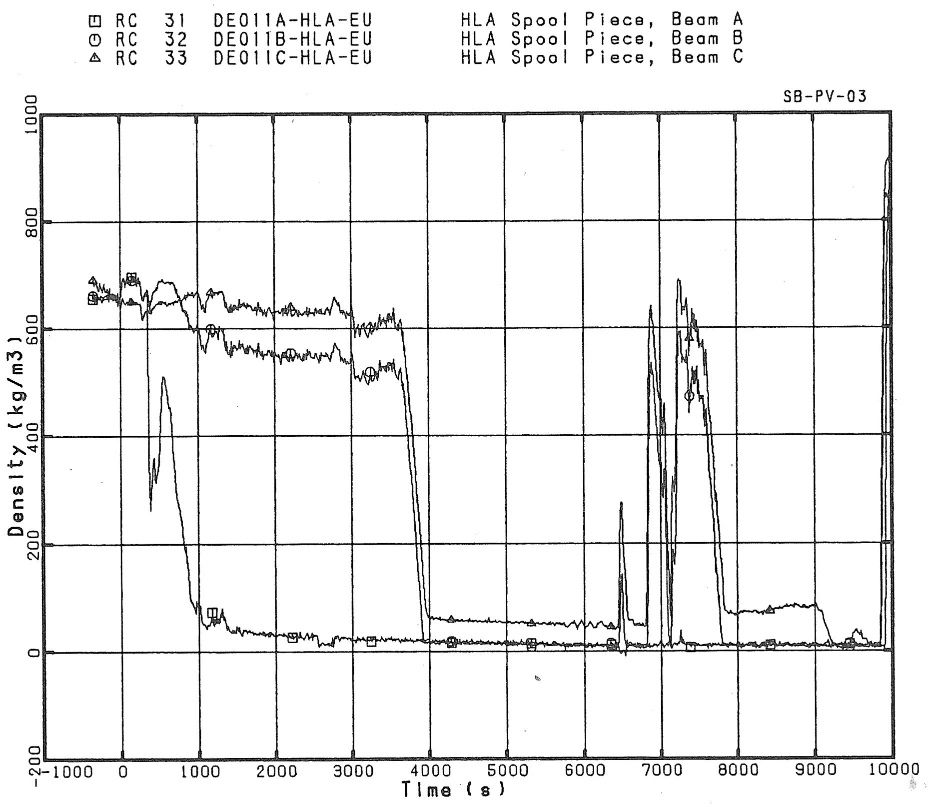


図 4.1-10　SP3 実験における HL-A 流体密度(Ref.47 Fig.4.1.11)
(Beam A: HL 上部, Beam B: 中央部, Beam C: 中央～底部)

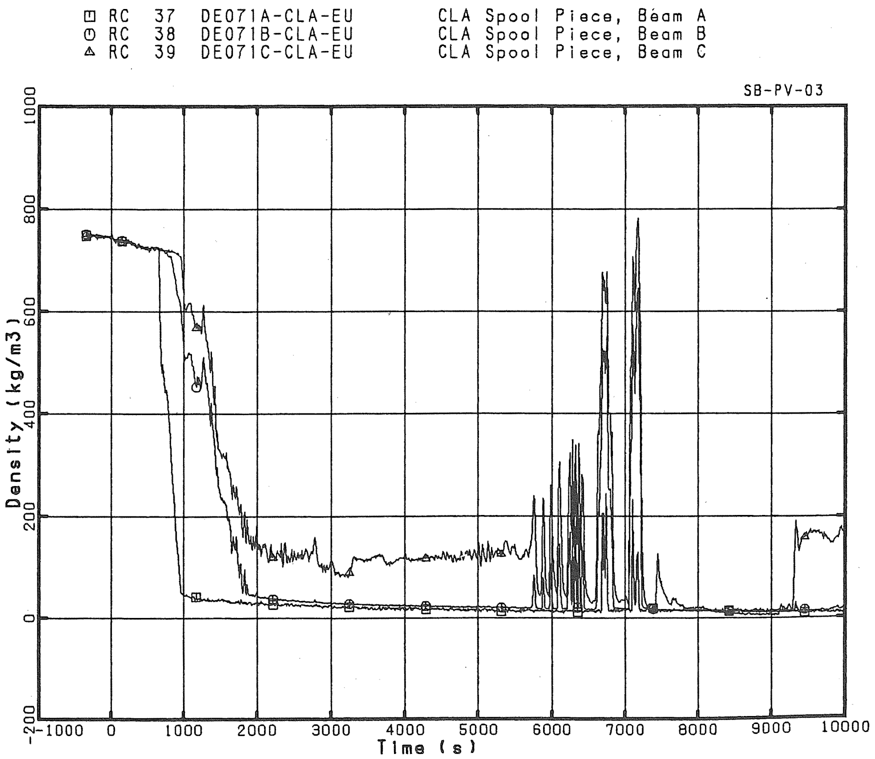


図 4.1-11　SP3 実験における CL-A 流体密度(Ref.47 Fig.4.1.12)
(Beam A: HL 上部, Beam B: 中央部, Beam C: 中央～底部)

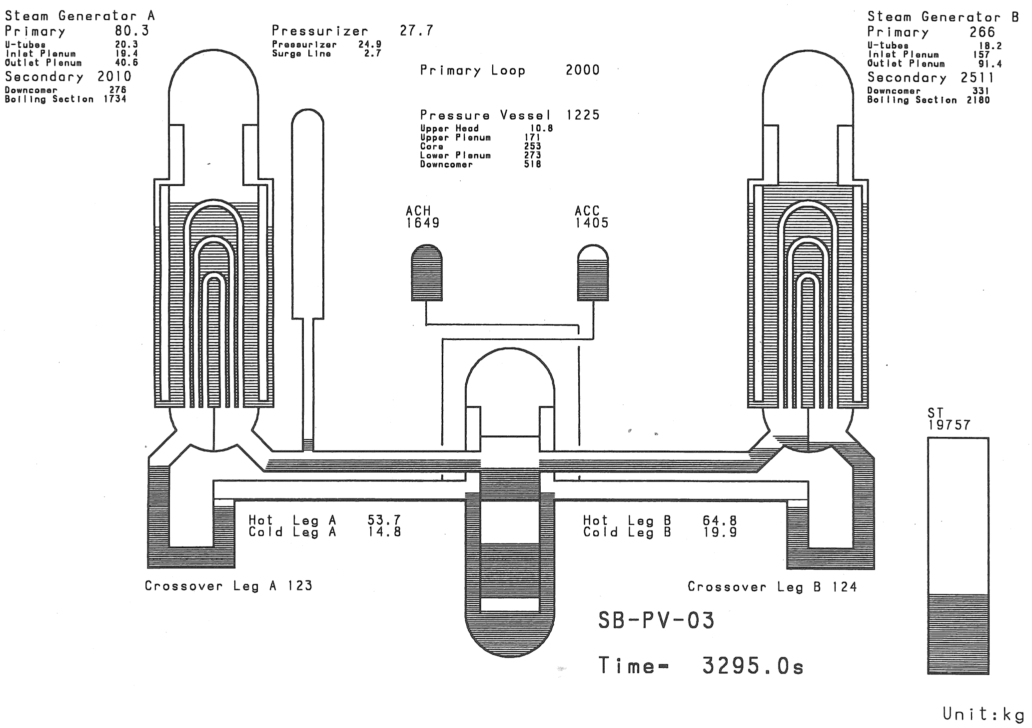


図 4.1-12　SP3 実験の AIS 作動開始時保有水分布(t=3295s) (Ref.47 Fig.4.1.19)

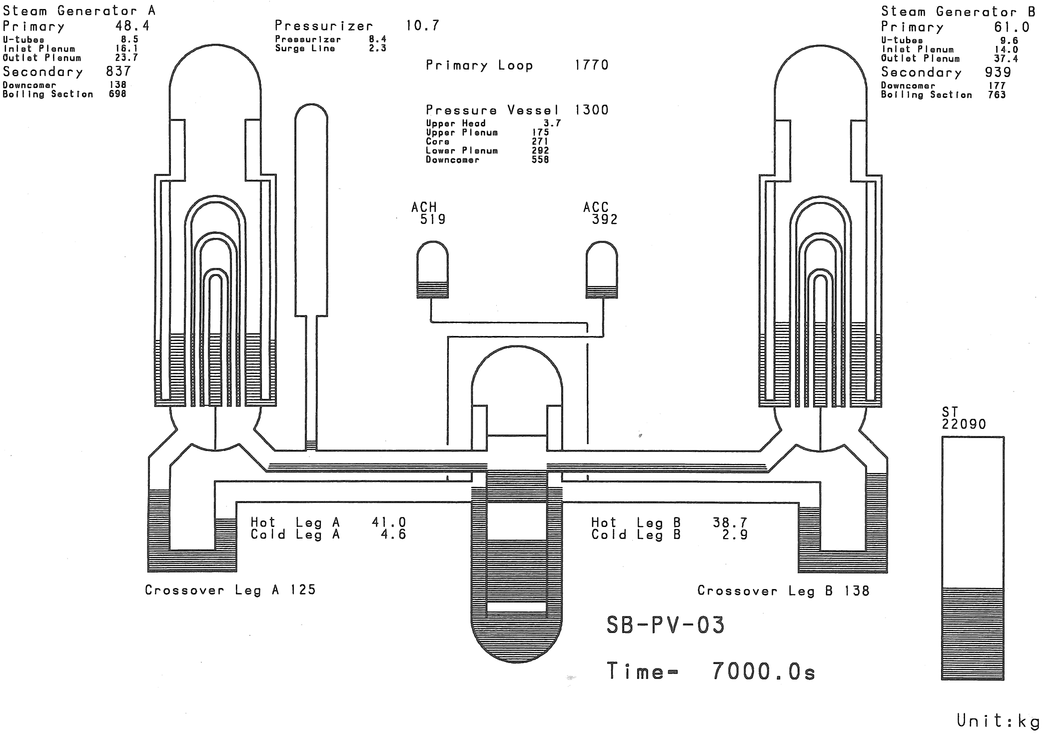


図 4.1-13　SP3 実験の AIS 作動後期保有水分布(t=7000s) (Ref.47 Fig.4.1.20)

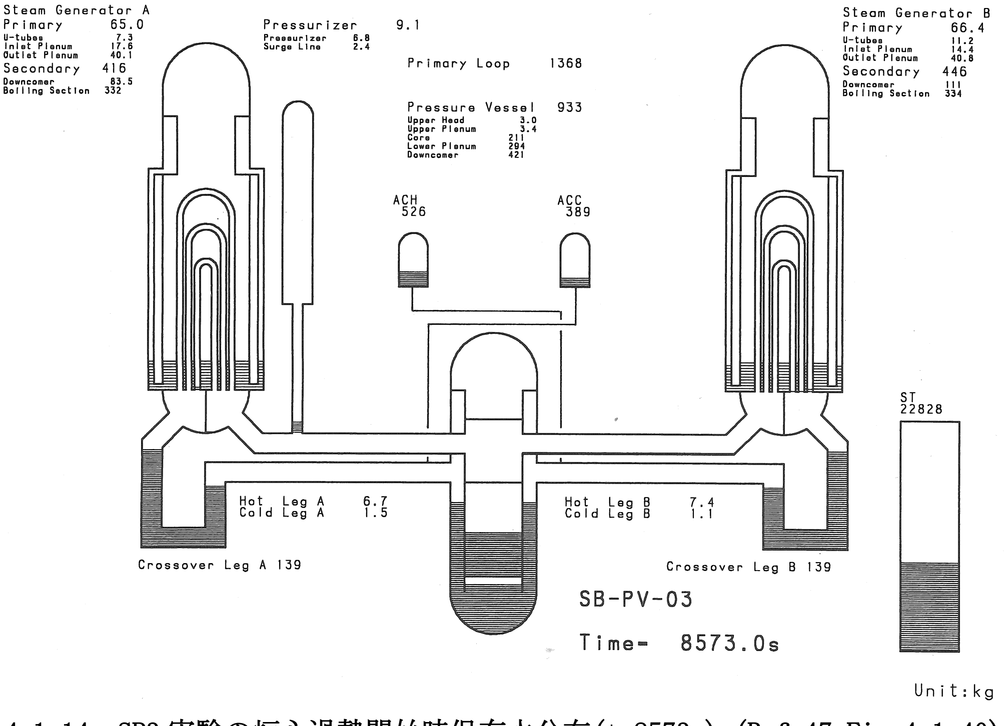


図 4.1-14　SP3 実験の炉心過熱開始時保有水分布(t=8573s) (Ref.47 Fig.4.1.40)

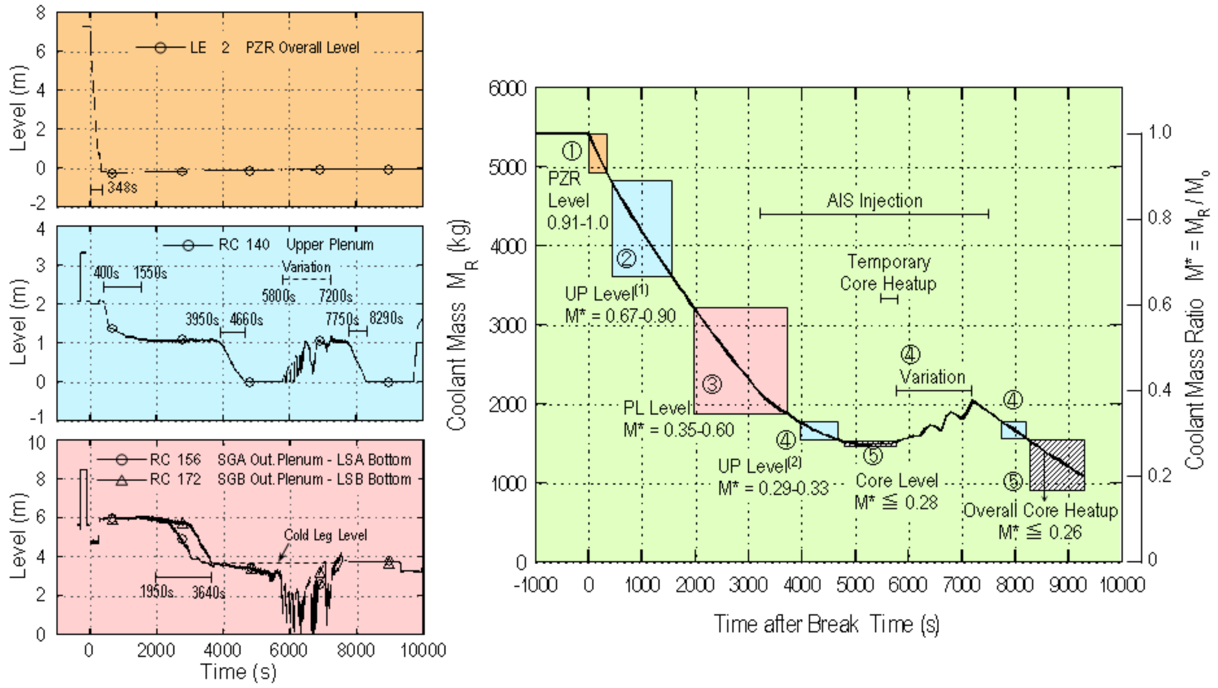


図 4.1-15　SP3 実験の保有水量変化と代表的 3 領域水位個別特性との対応(Ref.62)
(左上：加圧器(PZR)水位変化，左中：UP 上下水位変化，左下：PL 水位変化)
(右：LSTF 1 次系保有水量過渡変化と 3 領域水位変化及び炉心過熱化の表示)

4.2　1次循環ループ水位計考案による保有水量低下の検出

以下に、著者の考案した PL 水位計 (66, 67) の特徴と各種 SBLOCA 実験における計測水位の特性 (24) を示す。実験事例は、ROSA-Ⅳ/LSTF 試験装置を用いて実施されたもので、破断サイズはコールドレグ流路面積基準で 0.5～5.0%の範囲にあり、破断位置としては加圧器(TMI タイプ)、原子炉容器頂部及び底部、コールドレグ及びホットレグ等 6 か所にわたる計 14 実験である。

(1) ROSA-Ⅳ/LSTF 試験装置の１次循環ループ(PL)水位計の概要

1 次循環ループ水位計(PLLM: Primary Loop Level Meter)は新しいタイプの 1 次系保有水量検出システムであり、W 社型 PWR を模擬する LSTF の SBLOCA 実験を対象に、1 次系各部水位変化と保有水量の関係を調べた研究から生じた考案である。この特許は 1989 年 1 月に出願し、1996 年 3 月に公告されたが、その間 1992 年には科学技術庁第 51 回注目発明に選定された。正式名称は「1 次循環ループ水位計付加圧水型原子炉」であり、特許請求範囲は、「加圧器水位計より下方で、炉心下端より上方にある一次循環ループの垂直部分を含む蒸気発生器出口プレナムからループシール下端までの部分に、温度補償付差圧式水位計を設置し、一次循環ポンプ停止後の循環流停滞時を水位計使用条件としたことを特徴とする 1 次循環ループ水位計付加圧水型原子炉」である。

図 4.2-1 に ROSA-Ⅳ/LSTF 試験装置の SG 出口プレナム(SGOP)からクロスオーバーレグ(ループシール部)下端までの 1 次循環ループ水位計差圧計測範囲を示す。LSTF 製作時には、SG プレナム容積を実機比で合わせるために、プレナムに伝熱管流路を形成した金属詰め物を設置していたが、不具合により撤去された。その改造により、当初、U 字管上端から出口プレナム下部(EL 6.264 m)までの U 字管出口部差圧計と、その下方のループシール(LS)下端(EL 1.785 m)までの差圧計に分離していた計測範囲は、U 字管上端から SG 出口プレナム上端(EL 7.762 m)までの U 字管出口部差圧計と、その下方のループシール下端まで(高さ 5.977 m)の範囲の SG 出口プレナム－ループシール(SGOP-LS)差圧計とに変更された。図中の(New)差圧計は、この改造後の SGOP-LS 差圧計を示す。この SGOP-LS 差圧計測範囲は、以後 ROSA-ⅣからROSA-Ⅴ計画において変更なく使用されている。したがって、改造前の 1 次循環ループ水位計測範囲は EL 1.785-6.264 m であり、その上方の金属詰め物の差圧は、U 字管出口部差圧データの一部から推定する必要がある。この点は後で差圧データの比較で述べる。この改造後の PL 水位計測範囲のうち、主計測範囲はコールドレグ下端より上方(EL 5.399-7.762 m)の高さ 2.363 m であり、その下方は後述するループシールクリアリング現象等で炉心水位が低下する場合に有用であり、主計測範囲と下方を含めて全計測範囲とする。

主計測範囲と同じ高さには、1 次系ループのホットレグ、コールドレグ、SG プレナム部、PV 上部プレナム、ダウンカマ上部等、1 次冷却系の容積が集中している特徴がある。**図 4.2-2** に、ROSA-Ⅳ/LSTF と参照炉の W 社型 PWR(W-PWR)の 1 次冷却系積算容積と高さの関係を比較して示す。高さはどちらも炉心発熱長(L_{OC}=3.66 m)で規格化し、圧力容器下部から上の積算容積はそれぞれの 1 次系全容積(V_0)、すなわち ROSA-Ⅳ/LSTF では 8.15 m^3、W-PWR では 354 m^3で規格化した。ここで、この図の LSTF 容積-高さ関係は、**図 4.1-2** に示した ROSA-Ⅴ/LSTF の関係と若干の相違がある。すなわち、ROSA-Ⅴ計画では実機模擬性を改善するために、加圧器を実長とし、詰め物で SG プレナムの過大容積を解消したという 2 点の改造を実施したので、ROSA-Ⅳ/LSTF に比較して、加圧器及びサージラインの合計容積が V/V_0比で 1.1%多くなり、SG プレナムの合計容積が V/V_0比で 1.3%少なくなっている。ROSA-Ⅴ/LSTF の 1 次系容積と高さの関係は**図 4.4-1** に詳しく示す。これらの若干の相違点はあるが、ROSA-Ⅳ/LSTF と参照 W-PWR 両システムの冷却材分布が基本的に相似的であること、かつ機器高さがほぼ同一であることは、重力支配型の熱水力現象となる小破

断LOCA事象を比較する上で、大変重要である。この点はまた4.4節で述べる。

W-PWRにおいてPL水位計の主計測範囲に対応するのは、参考文献(32)より、コールドレグ下端(EL 4.889 m)からSGOP上端(EL 7.414 m)までの2.525 mである。それぞれの範囲に含まれる1次系容積は、LSTFではV_0比28-60%に相当し、全容積の32%が集中しており、一方W-PWRではV_0比28-56%に相当し、全容積の28%が含まれる。ループシール下端は炉心発熱高さ中心（EL 1.88 m）よりやや低いので、PL水位計の全計測範囲は、LSTFでは5.977 m、W-PWRでは5.629 mである。PL水位計の主計測範囲の特徴は、1次系全体の容積分布の中で炉心上端に接近した上方領域であるという点、また全容積の32%という大きな冷却材容積が対応し、したがって冷却材減少速度が一定であれば､相対的に長時間の水位減少過程を計測できるという点(これは運転員の水位変化監視において時間余裕を大きくする)、さらに、全ループに設置することで余乗性を持ち、全ループ平均水位と個別水位との相違による破断ループ特性の把握にも可能性を残す、等の利点を持つ。一方、原子炉容器水位計に比較して、PL水位計の主計測範囲には、炉心部のような発熱部も流動抵抗の大きい部分もないので、誤差要因が少ない。炉心とその出口側では、事故時に炉心発熱による蒸気発生のために､二相混合水位が高くなるが､PL水位計側では熱源が無く低温領域であり、早い水位低下を検出することができる。加えて、放射線源の炉心から遠い位置にあり、一般には隔離壁で遮蔽されているので、保守・点検等の維持管理作業にも有利な特徴を有している。

(2) 0.5% SBLOCAを模擬する各種破断位置実験における1次系水位変化の比較

表4.2-1に検討対象とした全14実験の破断条件を示す。破断位置としては、TMIタイプの加圧器PORV開固着、PV上部ヘッド上端、ホットレグ(HL-B)、コールドレグ(CL-B)、ループシール部、及びPV底部の6種類である。これらの破断個所の高さは、1次系主要機器の最高位置(加圧器頂部: EL 20.793 m)から最低位置(下部プレナム: EL -1.786 m)までの全範囲をカバーしており、他の破断位置はこれらの中間位置と見なすことができる。破断サイズとしては、実機コールドレグ2インチ管相当の0.5%破断(LSTFオリフィス口径7.2 mm)、0.45%破断に相当する加圧器PORV 1基開固着、同PORV 3基開固着(1.35%破断)、2.5% 破断及び5%破断である。

(2-1) 0.5%コールドレグ破断LOCA実験における1次系水位変化

ROSA-Ⅳ/LSTFで実施した破断位置の異なる0.5%小破断LOCA実験を対象に、加圧器(PR)水位とPV水位(上部ヘッド上端と下部プレナム下部間の差圧データにより､11 mの計測レンジを有する)及びPL水位(差圧データ)の過渡変化を比較し､それぞれの水位の特徴と破断条件による相違を明らかにする。**図4.2-3 (a), (b), (c), (d)**にそれぞれコールドレグ破断実験(SB-CL-15: SCF)、ホットレグ破断実験(SB-HL-03: SH3)、PV頂部破断実験(SB-PV-02: SP2)、PV底部破断実験(SP1)の炉心過熱(ICC)に至る過程の水位変化を示す。

コールドレグ破断実験(SCF)の場合、PR水位は破断開始後直ちに低下し、225 sにはゼロ水位に達した。この後PV内にも水位が形成され、更に保有水量低下が進行して炉心過熱は、ループシールクリアリング過程での一時的な過熱開始(1806 s)とその後のボイルオフ過熱開始(2023 s)と、2度生じた。この炉心過熱開始に至る過程で、PV水位は約700-1657 sの期間ほぼ一定値を示し、ホットレグ位置にとどまった。この位置からPV水位が低下開始した時刻(T_{PV}=1657 s)から149 s後に炉心上端で一時的な過熱となった。一方、PL水位はA/Bループでそれぞれ940s(=T_{PL}), 1003 sから低下開始し、ループシール下端に1880 sに到達してループシールクリアリングに至ったことがわかる。この ループシールクリアリング過程は、クロスオーバーレグが水封状態にある時、

炉心で発生した蒸気が流出せずに蓄積・加圧され、圧力バランスによりクロスオーバーレグ下降側と PV 内の炉心側水位を押し下げて行き、最後にクロスオーバーレグ下端から蒸気がコールドレグ破断口へ抜けてこの状態が解消する現象であり、コールドレグ破断に多い現象である。炉心水位の一時的な低下による過熱は、ループシールクリアリング完了時に解消される。このようなループシールクリアリング過程では、PL 水位が全水位計測範囲で変化し、炉心側水位と同時進行の水位低下を示すことがわかる。このコールドレグ破断実験で、PV 水位がホットレグ位置にとどまった期間に、PL 水位は低下したので、これらの水位は互いに相補的であるということができる。

(2-2) 0.5%ホットレグ破断 LOCA 実験における 1 次系水位変化

図 4.2-3 (b) に示すホットレグ破断実験(SH3)では、PR 水位と PV 水位はコールドレグ破断実験(SCF)の場合と同様の変化を示したが、破断口からの流出クォリティが高いために残存水量が多くなり、水位低下がやや遅くなって、ボイルオフ過熱開始は 2370 s となった。その後 2782 s に HPI を作動させた後、PV 水位は回復した。これに至る過程で、PV 水位変化は 360-870 s に生じ、その後は一定値を示し、再び低下したのは 2057 s からである。これに対し、PL 水位は約 1130 s ($=T_{PL}$)から低下開始したが、これは PV 水位低下時刻($=T_{PV}$)より約 930 s 早かった。約 1600 s に破断口から蒸気流出した後、PL 水位低下速度は大きく低下した。**図 4.2-4** に、この実験の詳細な PL 水位変化と、そこで得られた水位変化速度に対応する破断流量の変化を比較して示す。PL 水位低下開始後の頻繁な変動は、SG 2 次系の圧力制御を目的とした逃がし弁開閉により 1 次系水位変動が生じたものである。SG 出口プレナム上端から PL 水位が低下する時の低下速度は、A/B ループ平均で約 $\Delta L_L/\Delta t=-4.6\times10^{-3}$ m/s であったが、約 1600 s に急減し、1600-2200 s まではおよそ -3.5×10^{-4} m/s で低下した。これらの PL 水位低下速度に関して、2 基の SG プレナム流路面積 A=0.82 m^2 と飽和水密度(ρ')を用い、PL 水位低下に相当する冷却材減少率を次式

$$\Delta M/\Delta t = (\Delta L_L/\Delta t)\times A\times \rho' \qquad (4.14)$$

で概算すると、図に示すように、二相流出から蒸気流出に変化した破断流量にほぼ一致することがわかった。2200 s 以降の PL 水位は、ほぼ PV コールドレグノズル位置で一定になった。このように、PV 水位が一定値にとどまる時間帯で、PL 水位変化が保有水減少を示し、かつ水位変化速度が破断流量に対応する変化を示すことは、事故過程の保有水量変化を検知する上で有用である。

(2-3) 0.5%PV 頂部破断 LOCA 実験における 1 次系水位変化

図 4.2-3 (c) に示す PV 頂部破断実験(SP2)の PR 水位変化は、ホットレグ破断(SH3)と同様であった。著しく異なるのは PV 水位挙動である。破断後 2718 s ($=T_{PV}$)まで計測レンジ上限を超えていたが、これは差圧計測上端の上部ヘッドに破断ノズルがあるために減圧領域となり、制御棒案内管内の狭い流路を通して破断口へ流れる二相流の流動圧力損失が大きいために、実際の水位より過大な仮想的水位を示した結果である。上部プレナム水位が低下して制御棒案内管側孔から上部ヘッドへ蒸気が流出した後にこの流動圧力損失は減少し、PV 仮想的水位が低下したものである。このように PV 上下端の差圧による原子炉水位計のタイプは、PV 頂部破断 LOCA 時に正しい水位を計測しないという制約がある。この実験における PL 水位は、先に述べた SG 出口プレナム EL 6.264 m より下方領域の差圧計により計測されたが、これより上方のプレナム水位は、SG U 字管出口側下部の水位変化を適用することで推定できる。図にはこの推定を破線で示した。これによると、出口プレナム上端からの水位低下開始は、SG-A 側で約 1300 s ($=T_{PL}$)、SG-B 側で約 1350 s と推定された。この後 2140 s まで低下して一定になり、上部ヘッドへの蒸気流出が開始した時点からやや回復した。この実験では、保有水減少による炉心過熱開始が 3552 s に生じたが、この時点の PV 水位は炉心上端より高いコラプスト水位を示し、炉心水位低下による過熱過程に対して、正確

な水位を示さなかった。この実験では、ホットレグ流体温度の過熱により炉心過熱を判断し、HPI の手動作動を実施し、その後 PV 水位は回復した。

(2-4) 0.5%PV 底部破断 LOCA 実験における 1 次系水位変化

図 4.2-3 (d) に示す PV 底部破断実験(SP1)の各水位は、コールドレグ破断実験(SCF)と同様の変化を示した。すなわち破断後の保有水減少が進行する過程で、PR 水位が喪失した後に PV 水位が低下し、その後 PV 水位は約 700 s から 1420 s (=T_{PV})まで、ホットレグ位置でほぼ一定値となる保有水量低下の不感帯を示した。PV 水位は 1420 s 以降直線的に低下し、炉心露出に至ったことを示した。一方 PL 水位は、PV 頂部破断実験(SP2)と同じに、SG 出口プレナム EL 6.264 m より上方領域の水位変化を SG U 字管出口側下部の水位変化により、出口プレナム上端からの水位低下開始を推定すると、SG-A 側で約 850 s (=T_{PL})、SG-B 側で約 950 s となった。この SP1 実験が SCF 実験と著しく異なる点は、コールドレグ破断では破断口から蒸気流出になった 1806 s 以後に保有水量減少が緩やかになったことに対して、PV 底部破断では破断口が 1 次系の最下端(EL -1.735 m)にあるために、破断口からの液相流出で保有水量減少が継続し、早い時点(1498 s)で炉心上部露出が開始し全炉心露出(1636 s)に至ったこと、炉心過熱検出後の 1676 s に HPI の手動注入を実施したが、HPI 注入流量より破断流量が大きいために保有水量は回復せず、炉心出力を停止した後に AIS が作動(2057 s)して PV 水位回復に至ったことである(3.3 節(3.1)参照)。PL 水位はコールドレグ破断同様にループシール下端位置まで低下した。この実験でも、PV 水位一定の不感帯に PL 水位が低下し、両水位が相補的であることを示した。

以上のように、破断位置の異なる各種 SBLOCA 実験で、PR 水位と PV 水位及び PL 水位それぞれの特徴的な過渡変化が明らかになった。すなわち、PR 水位は一般に破断初期の減圧ブローダウン過程で水位喪失に至り、PR から 1 次系ループへの蒸気流入時に PV 水位低下が生じたが、一方後述するように、加圧器頂部の逃がし弁開固着で小破断 LOCA に至った TMI タイプの実験では、減圧時に逆に PR 水位が上昇して高く維持されるという特徴を示す。PV 水位は、上部プレナムに蒸気相が形成される時期から低下が開始し、これがホットレグ位置に低下した時点からほぼ一定値に維持され、保有水量低下に対して不感帯となる特性を持つ。PV 水位がこの位置から低下開始した時点(T_{PV})の後、比較的短時間(最短は SP1 実験の 78 s、最長は SP2 実験で PV 水位上限からの低下開始時刻基準として 830 s)で炉心過熱が開始した。但し PV 頂部破断実験では、PV 水位は異常に高い仮想水位を示すため炉心露出を検出できないことを示した。PL 水位は、PV 水位の不感帯において水位低下する特性があり、両者は相補的である。また、PL 水位低下開始時点(T_{PL})は T_{PV} より時間的に早い。PL 水位はループシールクリアリングが生じるコールドレグ破断等の場合にゼロ水位に到達するが、ホットレグ破断や PV 頂部破断の実験では PV コールドレグノズル高さ近傍で維持される等、破断位置と破断サイズによる多様な特性が見られた。したがって炉心過熱に至る過程で、PV 水位と PL 水位の検出はその前兆事象として保有水量低下の有用情報を与えるし、PV 水位は、PV 頂部破断を除き、前兆過程に加えて炉心露出過程の保有水量低下検出に有用である。

(3) 各種 14 実験における PV 水位低下と PL 水位低下のタイミング比較

PV 水位がホットレグ位置から低下開始する時刻(T_{PV})と、PL 水位が SGOP 上端から低下開始する時刻(T_{PL})の関係について、破断位置と破断サイズを種々変えた 14 実験で調べた結果を**図 4.2-5** に示す。ここで、ループシールクリアリング過程で一時的に PV 水位が低下する場合には記号 T を付して示し、2 つのループの PL 水位計について各々の T_{PL} を表示する。ここから次の特性が明らかになる。

まず、破断サイズが2.5%以下の小破断LOCA実験では、おおよそ次の関係がある。

$$T_{PV} \fallingdotseq 2 \times T_{PL} \qquad (4.15)$$

この主たる理由は、**図4.1-2**に示したLSTF 1次系の高さと積算容積の関係において、SG出口プレナム上端より上方の冷却材容積とホットレグ下端位置より上方の冷却材容積の比が約1:2になっているという、容積分布の特性にある。同様の関係は5%ホットレグ破断実験にも見られた。しかしコールドレグ及びループシール部の5%破断の場合は異なり、ループシールクリアリング過程における一時的なPV水位及びPL水位の低下の際には$T_{PV} = T_{PL}$の関係に近くなり、それが解消した後に再び低下してボイルオフに至る過程では、T_{PV}に新たな水位低下開始時刻を用いて$T_{PV} = (4\sim7) \times T_{PL}$の関係になった。したがって、SG出口プレナム上端より低下するPL水位指標は、種々の破断条件のLOCA事象において、炉心過熱開始前のPV水位低下という現象以前に生じる点で、予測に有用であることがわかった。5%以上の破断サイズのLOCA事象に対しては、破断位置により1次系内の圧力バランスと熱流動現象による相違が大きくなり、PV水位及びPL水位の対応に多様性が増大することがわかった。

(4) 0.5%破断SBLOCA実験における冷却材量とループ平均PL水位の関係

次に、破断位置を変化させた5種類の0.5%破断SBLOCA実験について、PL水位変化と1次系保有水量の対応関係を解明する。これには、本節(2)において示した4実験に加えて、破断位置が加圧器頂部のPORV開固着を模擬したTMIタイプSBLOCA実験(AT-SB-03: SB3)の結果を参照する。

(4-1) TMIタイプSBLOCA実験における1次系水位変化と保有水量の対応

最初にSB3実験結果を示す。破断後の1次系保有水量(M_R)の評価は(4.10)式による。この実験の初期保有水量はM_0=6065 kg±4.5%と評価された。**図4.2-6**に、PR水位とSG U字管内水位変動範囲、PV水位及びPL水位変化範囲と、1次系保有水量比(M_R/M_0)の関係を示す。この実験の特徴は、加圧器から流出して保有水量が減少し、M_R/M_0=0.36で炉心過熱に至ったが、破断後のPR水位は高く維持されたことである。これは、破断口のある加圧器に冷却材が流入し続けた結果である。破断後の PV 水位の低下は上部プレナムの水位形成と炉心のボイド形成によるが、これは 1次系保有水量の低下M_R/M_0=1.0～0.8に対応した。その後PV水位は一定値に維持され、保有水量低下の不感帯に入り、再びPV水位が低下するのはM_R/M_0=0.45以下の範囲である。一方、6本のSG U字管内水位はM_R/M_0=0.9～0.65の範囲で変動しつつ低下した。このU字管内水位の下部領域はSG出口プレナム上部に相当するので、U字管内水位変動がPL水位領域の変動として示されている。PL水位変化範囲は、したがってSG出口プレナム上端(M_R/M_0=0.74)からM_R/M_0=0.48までとなる。このSB3実験でもPV水位とPL水位は保有水量検出において相補的役割を果たした。

ところで、加圧器内に流入してPR水位を高く維持した保有水量(M_{PR})は炉心冷却に寄与してないので、この分を除いた1次系保有水量を炉心冷却に有効な水量(M^*)とすると、

$$M^* = M_R - M_{PR} \qquad (4.16)$$

M_{PR}/M_0=0.12であったから、炉心過熱開始時点の有効保有水量はM^*/M_0=0.24と評価された。同様に、上記PL水位変化範囲は、有効保有水量範囲でM^*/M_0=0.62～0.36となり、これらは、他の0.5%破断LOCA実験と同様の範囲に対応することがわかる。

(4-2) TMIタイプ実験を含めた5実験の冷却材容積とループ平均PL水位の関係

破断位置をパラメータとする5つの0.5%破断LOCA実験について、2ループのPL水位平均(L_L

(m))と１次循環ループ保有水量(M_R (kg))との関係を見るために、1次系内を飽和条件と仮定し、蒸気量を除く冷却材容積(V_L (m^3))を次式で与える。

$$V_L / V_0 = \{(M_R/V_0) - \rho''\} / (\rho' - \rho'') \qquad (4.17)$$

ただし V_0 (m^3)は１次系全容積、ρ' と ρ'' は飽和水及び飽和蒸気の密度(kg/m^3)であり、SB3 実験では M_R の代わりに M^* を用いる。5 実験の V_L / V_0 と、PL 水位計の主計測範囲(5.399-7.762 m)における平均水位との関係を**図 4.2-7** に示す。破断後の経過時間に関して大きく異なるこれらの 5 実験で、PL 平均水位の高さと冷却材容積の関係は、比較的狭い範囲で対応していることがわかった。すなわち、5 実験の結果は次の関係式で代表される。

$$V_L / V_0 = a_L \times L_L + b_L \qquad (4.18)$$

ここに a_L=0.0852 m^{-1}、b_L=-0.1101 は定数である。各実験のばらつきは、$\Delta V_L / V_0 = \pm 6\%$の範囲内であり、PL 平均水位の代わりに各々2 ループ水位との対応で見ても、そのばらつきは±8%の範囲内で一致した。これらのばらつきの原因は、0.5%破断位置パラメータ実験における 1 次系保有水量分布の相違によるものである。**図 4.2-7** において、ホットレグ破断と TMI タイプ実験の結果はほぼ一致した。一方、PV 頂部破断実験は、上部ヘッドに流入した保有水量が他の実験より多いため、やや保有水容積が大きい方にシフトしている。所で、$L_L \geq 6.6$ m の高さの範囲では実験毎のばらつきが非常に小さく、それ以下の範囲でばらつきが相対的に大きい。この 6.6 m 以下の範囲には、SG プレナム下部ヘッドや上部プレナム、循環ループ水平配管等が含まれており、破断位置の相違により、この範囲の保有水分布に相違が生じたと考えられる。次に、これらの実験結果に対して、**図 4.2-2** に示した LSTF 試験装置の高さと積算容積の関係を比較してみると、式(4.18)はこの Level-Volume 関係と±8%の範囲で比較的良く一致した。

以上の検討により、PL 水位計は炉心冷却に関わる 1 次系保有水量の変化を検出することができ、各種破断位置の 0.5%破断 LOCA 実験においては、冷却材容積比(V_L / V_0)を PL 平均水位(L_L)により、簡易な式(4.18)で評価することができること、及び破断位置によるばらつきは±6%の範囲内におさまることを明らかにした。本節(3)に示した PL 水位低下による PV 水位低下時刻の予測を含め、このような小破断 LOCA 事象において、PL 水位計は炉心過熱に至る前兆過程の保有水量低下検出に有用であり、また PV 水位計と併用するとより効果的であると結論付けることができる。

(5) 5%破断 LOCA 実験における冷却材量とループ平均 PL 水位の関係

相対的に大きい破断サイズの SBLOCA 実験として、5%ホットレグ破断(SB-HL-01: SH1)[70]及び 5%コールドレグ破断(SB-CL-18: SCI)[69]LOCA 実験を代表事例とし、これらにおける SG U 字管出口側水位と PV 水位、PL 水位の変化と、上記冷却材容積比(V_L / V_0)の関係を**図 4.2-8(a), (b)**に示す。

SH1 実験では、PL 水位計測範囲が SG 出口プレナムの EL 6.264 m 以下であるため、PL 水位低下開始は V_L / V_0=0.47 以下の範囲となるが、EL 6.264 m より高いプレナム領域について水位データのある SG U 字管出口側下部の水位低下により推定すると、出口プレナム上端位置での水位低下開始はおよそ V_L / V_0=0.55 からとなる。この容積比は、**図 4.2-7** に示した 0.5%ホットレグ破断(SH3)の PL 水位低下開始点よりやや高い。また、PL 水位が主計測範囲の下限である PV ループノズル下端位置に達した(V_L / V_0=0.41)点も SH3 実験より高い。しかしこれらの相違も、先に示した式(4.18)前後の±6%の範囲内に含まれるので、5%ホットレグ破断実験結果も 0.5%破断実験結果と同等の PL 水位特性を示すことがわかる。PL 水位はこの後 PV ループノズル以下の高さに低下し、回復する傾向を示したが、主計測範囲以下の領域では保有水量変化に対応していない。一方 SH1 実験の PV 水位は、$0.58 \geq V_L / V_0 \geq 0.24$ の範囲でほぼ一定値を示し、保有水量減少に対応していない。保

有水量低下検出に関して、PL 水位の推定変化範囲は $0.55 \geq V_L/V_0 \geq 0.41$ であり、5%ホットレグ破断実験においても、PL 水位が PV 水位不感帯を補う関係にあると言える。この実験で炉心過熱に至るのは、ダウンカマ水位が下端に達して炉心内に蒸気が流入した時点からであるが、これはおよそ $V_L/V_0=0.1$ の時点である。

次に 5%コールドレグ破断実験(SCI)では、PL 水位計測範囲が SG 出口プレナム上端からループシール下端までの全範囲であり、主計測範囲の水位低下が $0.60 \geq V_L/V_0 \geq 0.46$ で明確に示されており、その後ループシールクリアリング過程に入り、水位は下端に達した。主計測範囲の水位低下を 0.5%コールドレグ破断実験(SCF)と比較すると、ホットレグ小破断実験の比較と同様に、やや冷却材容積の多い範囲にシフトしている。この理由は、SG U 字管内に残存する冷却材量による。この SCI 実験結果を 5%ホットレグ破断実験(SH1)と比較すると、PL 水位低下開始時刻が前者では 100 s 以前であるが、後者では 200 s 以降であると言うように、過渡事象の推移には大きな相違があるものの、PL 水位の主計測範囲に対応する冷却材容積変化で比較すると、両者の相違は大変小さく、コールドレグ破断の方がわずかに $V_L/V_0=0.05$ 大きい範囲にシフトしていることがわかる。破断位置の相違が大きいのは、PL 水位がループシール領域(EL 5.339 m 以下)に低下したループシールクリアリング過程である。ホットレグ破断実験ではループシールの水封が残ったが、コールドレグ破断実験では $V_L/V_0=0.38$ の時点で解除され、蒸気流出となり 1 次系内の圧力バランスが急変した。一方、SCI 実験の PV 水位は、一定値に維持される不感帯が非常に短く、ループシールクリアリング過程では PL 水位と同様に PV 水位も低下した。PV 水位の回復はループシールクリアリング後であり、この過程で一時的な炉心露出が生じた。

このように、5%破断サイズのホットレグ破断実験とコールドレグ破断実験を比較すると、過渡事象の推移と PV 内の水位変化及び炉心露出には大きな相違があるものの、主計測範囲の PL 水位変化と冷却材容積比との対応に関しては相違が小さく(V_L/V_0 の差が 0.05)、式(4.18)と同様な対応関係にあると言うことができる。したがって、5%ホットレグ及びコールドレグ破断実験においても、PL 水位計測は、LOCA 過程における 1 次系内保有水量低下を検出することに有用である。

(6) 本節のまとめ

本節(1)で述べた 1 次循環ループ(PL)水位計の考案により、ROSA-Ⅳ/LSTF の各種小破断 LOCA 模擬 14 実験を対象として、以下の事故時保有水量検出特性を明らかにした。

1) 1 次系保有水量が喪失する小破断 LOCA 過程において、PL 水位が SG 出口プレナム(SGOP)上端から低下開始する時刻(T_{PL})は、圧力容器上下間の差圧式水位計による PV 水位がホットレグ位置から低下開始する時刻(T_{PV})の予測に役立つ。すなわち、破断サイズ 2.5%以下の小破断 LOCA 実験では破断位置による相違は小さく、おおよそ $T_{PV} \fallingdotseq 2 \times T_{PL}$ の関係にあり、これは主として、LSTF の SGOP 上端より上方の 1 次系冷却材容積と、ホットレグ下端より上方の冷却材容積とが約 1:2 の関係にあるという、高さと冷却材容積分布の特性が影響している。一方、より大きな破断サイズのコールドレグ破断等に特徴的なループシールクリアリングの過程ではおおよそ $T_{PV} = T_{PL}$ であり、その後のボイルオフ過程では、T_{PV} に新たな水位低下開始時刻を用いて $T_{PV} = (4〜7) \times T_{PL}$ の関係になった。
2) PL 水位計の主計測範囲(EL 5.399-7.762 m)では、炉心過熱に至る前兆過程で 1 次系全容積(V_0)の約 60〜30%の範囲で冷却材減少の検出に役立つ。すなわち、0.5%破断 5 実験では、蒸気を除く冷却材容積(V_L)と PL 平均水位(L_L)の間に、次の関係式が成り立つ。

$V_L / V_0 = a_L \times L_L + b_L$, (a_L, b_L は定数)　(4.18)

破断位置による相違は小さく $\Delta V_L / V_0 = \pm 6\%$の範囲内であった。破断サイズが 10 倍大きい5%破断実験では、この関係式よりやや冷却材量の多い方にシフトするが、同様の関係で保有水量変化に対応した水位変化を示す。これらの破断位置と破断サイズによる小破断 LOCA 事象の相違は、時間的推移やループシールクリアリング等により大きいにも拘わらず、上記関係における相違が小さいことは、保有水量検出特性に優れていることを意味するものである。

3) ボイルオフ炉心露出以前に生じるループシールクリアリング現象の検出には、ループシール下端までの全計測範囲(EL 1.785-7.762 m)の PL 水位計で検出できる。

4) 0.5%ホットレグ破断 LOCA 実験で、破断口から蒸気流出開始する時刻の前後において PL 水位低下速度に著しい変化が見られた。この SGOP 上端から低下した PL 水位の平均低下速度($\Delta L_L/\Delta t$)に、2 基の SG プレナム流路面積 A=0.82 m^2と飽和水密度(ρ')を用い、PL 水位低下に相当する冷却材減少率を($\Delta L_L/\Delta t$)×A×ρ'により概算すると、これは蒸気流出前後の流出流量データ、すなわち二相流量から蒸気流量への変化にほぼ一致した。このことは、PL 水位の平均低下速度が破断流量の推定に役立つ可能性を示したものである。しかし、大きな破断サイズの LOCA 事象等にこれを適用する場合には、残存水分布の影響等を考慮した適切な等価流路面積(A)を評価する必要がある。

5) 各種小破断 LOCA 模擬実験において、保有水量が低下し続けているにも拘わらず、PV 水位がホットレグ位置に長時間維持され、かつ、これが低下開始した後に比較的短時間で炉心露出が生じる現象が共通して見られた。例外はループシールクリアリング現象である。PL 水位計は、この PV 水位計の不感帯において保有水量低下を検出し、一方 PL 水位が主計測範囲以下に低下した条件では PV 水位による炉心露出検出が重要になると言う相補的役割が確認された。なお、この PV 水位計の保有水量検出不感帯に関する記述は、2 章 2.1.2 節(3)に示した W 社原子炉水位計(RVLIS)や CE 社の加熱熱電対式水位計の実験報告等には見られず、筆者が LSTF SBLOCA 実験研究[(24)]の中で明らかにしたものである。

表 4.2-1　ROSA-Ⅳ/LSTF 小破断 LOCA 実験の破断条件 (Ref.24, Table 2)

Break location	Test run with break area ratio (%)				Elevation EL (m)
	0.5(0.45)	1.35	2.5	5.0	
Pressurizer	SB3	PR1	-	-	20.793
PV top head	SP2	-	-	-	8.931
Hot leg	SH3	-	-	SH1	5.503
Cold leg	SCC, SCF	-	SC1, SC2, SC3	SC8, SCI	5.503
Loop seal	-	-	-	LS1	1.785
PV bottom	SP1	-	-	-	-1.735
Total tests	6	1	3	4	-

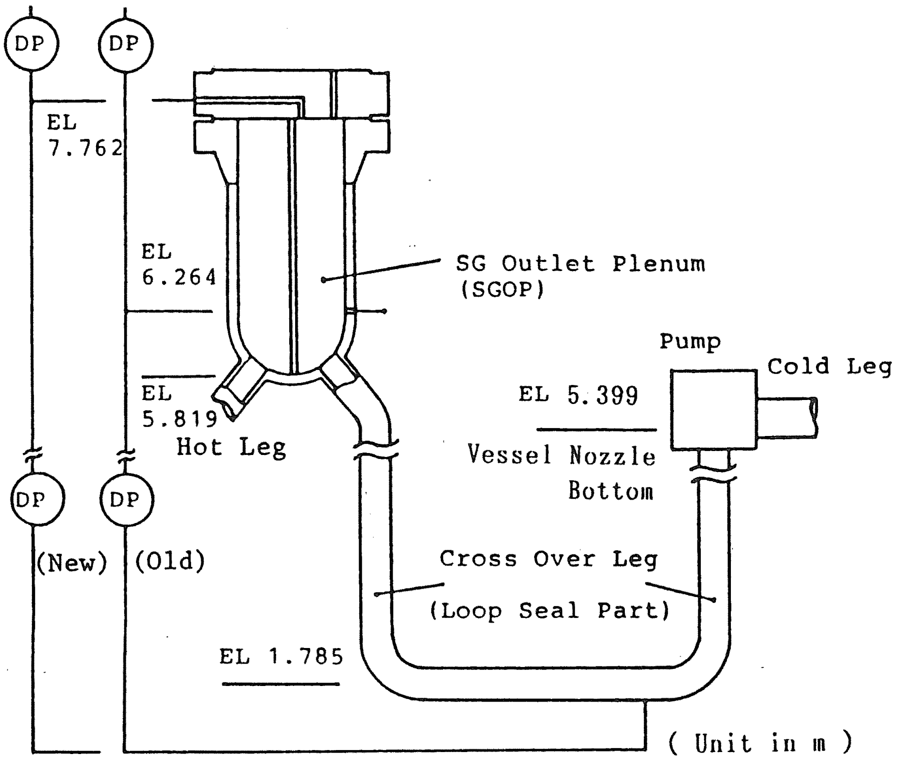


図 4.2-1 ROSA-IV/LSTF 試験装置の 1 次循環ループ水位計差圧計測範囲 (Ref.24 Fig.2)

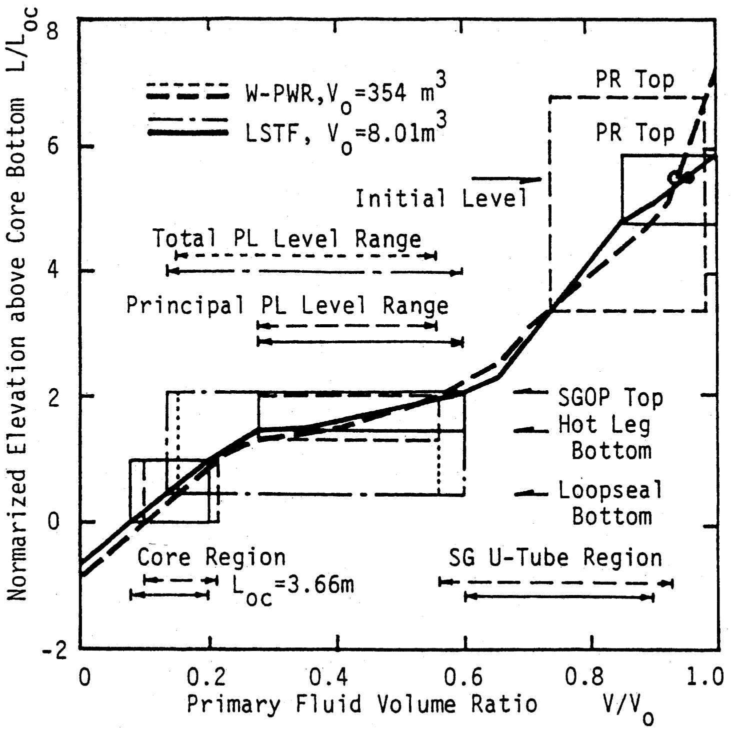
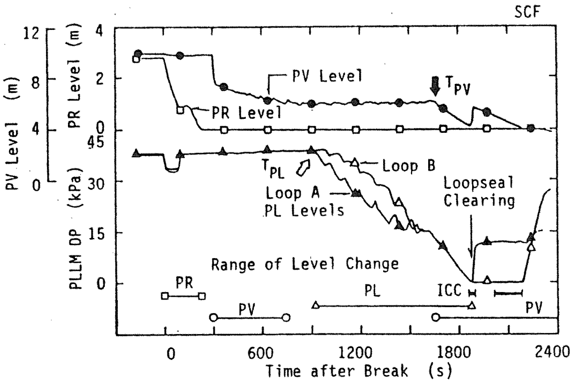
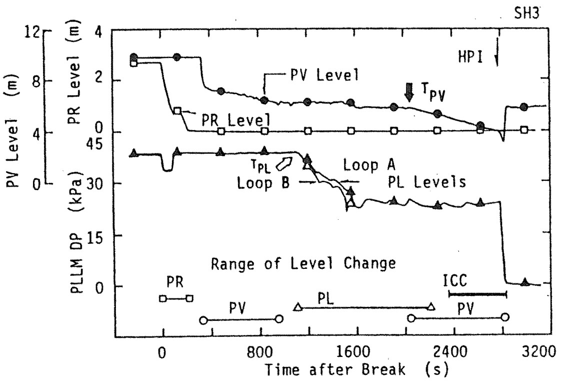


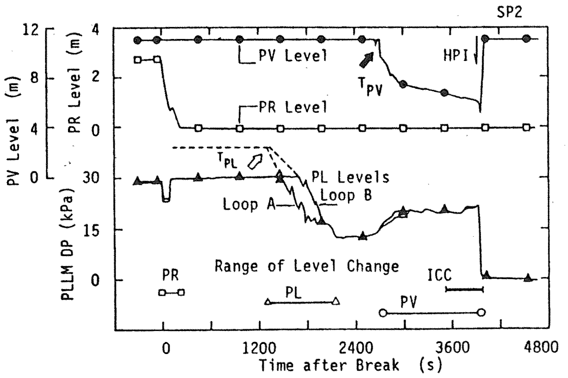
図 4.2-2 ROSA-IV/LSTF と W-PWR の 1 次冷却系容積比と高さの比較 (Ref.24 Fig.3)



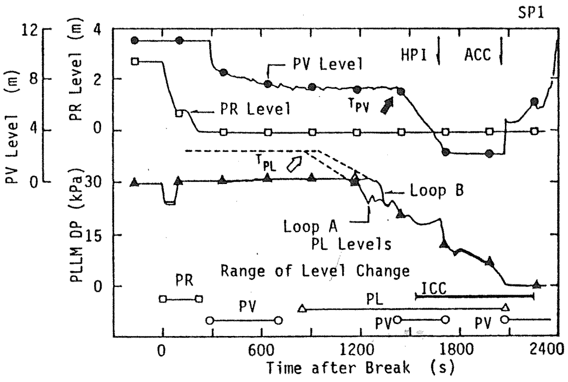
(a) コールドレグ破断実験(SCF)



(b) ホットレグ破断実験(SH3)



(c) PV 頂部破断実験(SP2)



(d) PV 底部破断実験(SP1)

図 4.2-3 0.5%小破断 LOCA 実験の炉心過熱に至る過程の各種水位変化 (Ref.24 Fig.4)

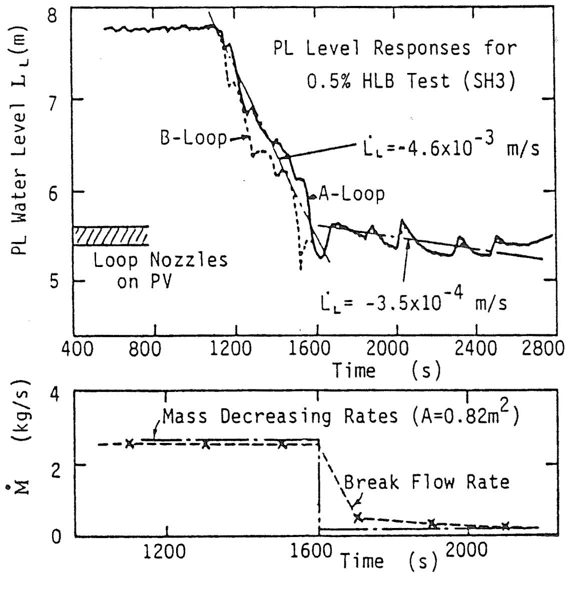


図 4.2-4 0.5%ホットレグ破断 LOCA 実験における PL 水位変化と破断流量の対応
(Ref.24 Fig.9)

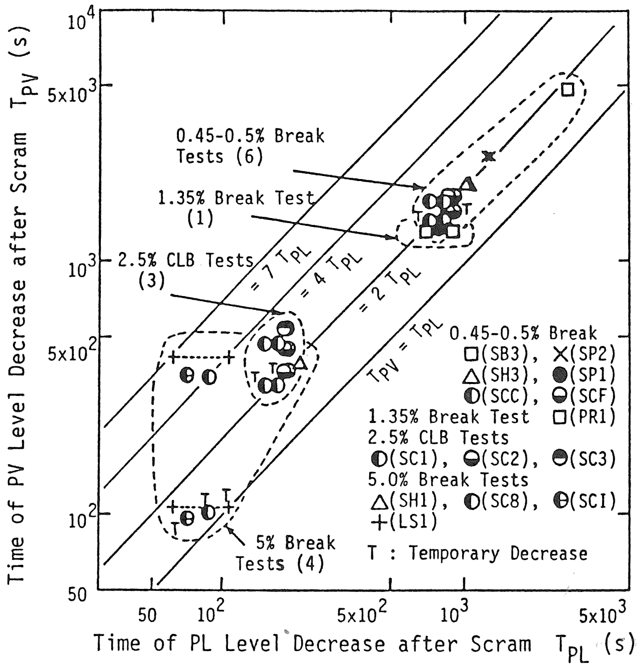


図 4.2-5 LSTF 14 実験における PL 水位低下時刻(T_{PL})と PV ノズル水位低下時刻(T_{PV})の関係 (Ref. 24 Fig. 5)

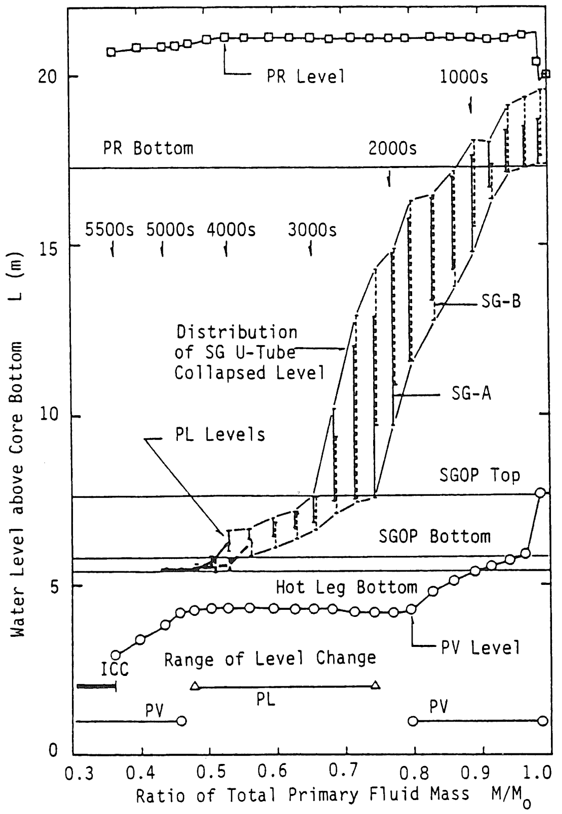


図 4.2-6 TMI タイプ小破断 LOCA 実験(SB3)における 1 次系各部水位変化と保有水量の関係 (Ref. 24 Fig. 6)

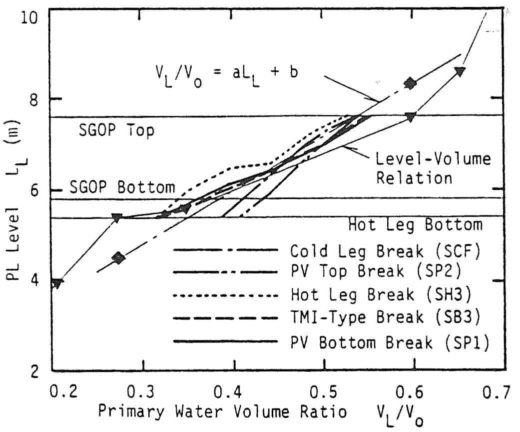
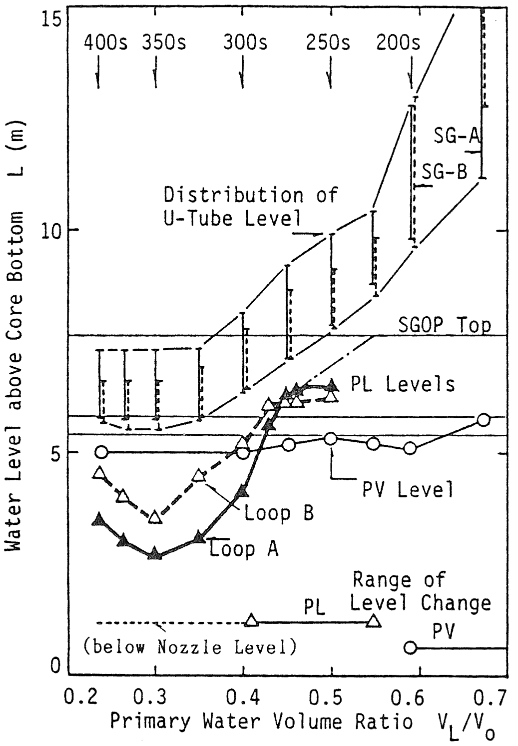
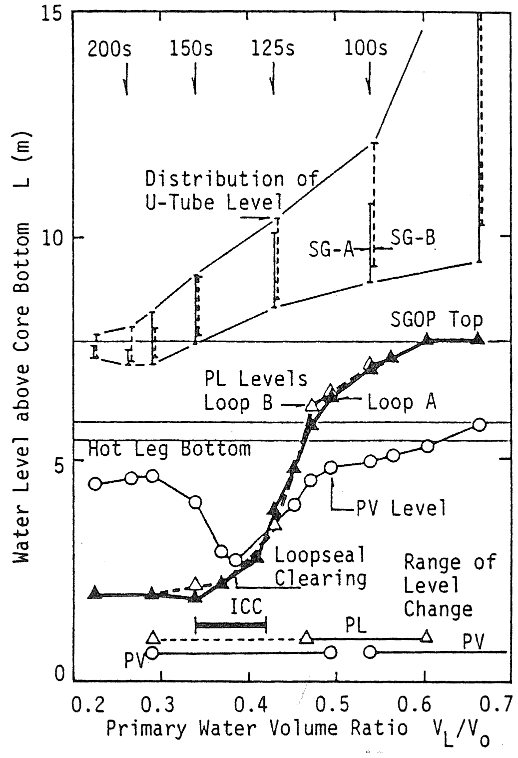


図 4.2-7 0.5%各種破断 LOCA 実験の平均 PL 水位変化と冷却水容積の関係 (Ref. 24 Fig. 7)



(a) ホットレグ破断実験(SH1)



(b) コールドレグ破断実験(SCI)

図 4.2-8 5%破断 LOCA 実験における 1 次系水位変化と冷却水量低下の関係

(Ref. 24 Fig. 8)

4.3 ROSA-Ⅴ/LSTF/AM 実験における保有水量変化と水位計 3 種の組み合わせ検出効果

4.2 節で述べた各種 SBLOCA 実験での水位計 3 種の特性に対して、本節では、試験装置の実機模擬性を改良した ROSA-Ⅴ/LSTF を用い、詳細な 1 次系保有水量変化との関係を示す。対象の実験は、ガス流入条件を含めた 0.2～1.0% SBLOCA/AM 実験である。初めに、1 次系減圧の 2 つの手法の効果を調べた 1%コールドレグ破断(CLB)の SB-CL-29(SCT)実験及び 1%ホットレグ破断(HLB: Hot Leg Break)の SB-HL-12(SHC))実験における主要事象と、水位計 3 種による保有水量検出に対する組み合わせ効果 [71] を明らかにし(4.3.1 節)、次に 1% PV 頂部破断(PVTB: PV Top Break)の SP7[12,52] 実験においてガス流入を伴う場合に、炉心過熱検出後に高圧注入系を手動作動させた際の効果と、水位計 3 種による保有水量検出範囲を明らかにする(4.3.2 節)。更に、0.2% PV 底部破断(PVBB: PV Bottom Break)の SB-PV-06(SP6) 実験でガス流入がある場合に、3.3 節に示した SP3 実験に対して、SG 急減圧開始指標に PV 水位或いは PL 水位を用いた効果 [50] を明らかにし、AM 指標計装としての機能と保有水量評価の有用性を示す(4.3.3 節)。最後に、4 実験の水位計 3 種による保有水量検出特性をまとめて示す。**表 4.3-1** にこれら 4 実験と参照する SP3 実験の実験条件を比較して示す。

4.3.1 コールドレグ及びホットレグ 1%破断 AM 実験における保有水量変化と水位計 3 種の特性

最初に、1%コールドレグ破断 AM 実験(SCT)の結果について述べる。破断サイズのオリフィス径(ID: Inner Diameter)は 10.1 mm で、このサイズの SBLOCA 事象では、高圧注入系(HPI)の全故障を想定すると、事故過程における 1 次系減圧・冷却のために AM 策が必要となり、実験では加圧器 PORV 開操作と 2 次系への補助給水(AFW)作動による効果を調べた。破断位置はコールドレグ(CL-B)の中央で、破断向きは水平方向である。AM 策開始条件は、模擬燃料棒表面温度が 650 K に達した場合とした。この実験の 1 次系及び 2 次系圧力と加圧器水位、上部プレナム水位、炉心水位、2 ループの PL 水位及び最高温度を記録した模擬燃料棒表面温度挙動を**図 4.3-1(a)～(d)**に示す。水位計は高い位置の順に、加圧器(PR)水位計(①)、上部プレナム(UP)水位はホットレグノズルより高い領域(U:②)とノズル以下の領域(L:④)に分割し、この間に水位変化する PL 水位計(③)の特性と比較する。LSTF では、炉心水位計により炉心内の水位低下(⑤)が独立に計測されるが、W 社型原子炉水位計では領域②④⑤を一体として扱うので、その一部を構成するものである。

まず全般的事象を概括すると、破断後の加圧器圧力低下により、スクラム信号は 45 s に発信し、これにより SG 2 次側の蒸気ライン閉鎖と給水停止、1 次系ポンプトリップとなった。加圧器水位は低下して 95 s に下端に達した。蒸気ライン閉鎖後は、SG 2 次系の蒸気逃がし弁作動により 1 次系からの除熱が行われ、1 次系圧力は 2 次系圧力に依存してやや高い圧力に維持された。ループシールクリアリングが生じた 764 s 以後、破断口で蒸気流出になったが、SG 2 次系による除熱量は低下したものの、1 次系減圧には至らず、1 次系減圧は PORV 開作動(1200 s)により開始した。保有水量の減少により最終的に上部プレナム水位(差圧計測範囲:EL 4.06-6.135 m)が喪失した後、炉心水位(差圧計測範囲 : EL 0.024-3.945 m)が低下し、1073 s から炉心過熱が生じた。1200 s に 1 次系減圧を開始した後、2 次系は高温・高圧に維持され、1 次系に対する熱源に変わった。AIS 作動に至る前に炉心最高温度は実験上限の 923 K に達し炉心出力を停止した(1487 s)。AIS 作動は 1519 s であり、これは炉心を最終的に冠水した(1552 s)。

この過程の 1 次系水位挙動では、上部プレナム上部(UP(U))の水位は 64-300 s に低下した後、ほぼ一定値に維持された。上部プレナム下部(UP(L))水位は、ループシールクリアリング現象のために 691 s から一時的に低下したが、776 s から回復し、ボイルオフ過程で再び 842 s から低下

し、1020 s には水位喪失した。炉心コラプスト水位は、炉心流量低下とボイド率増加により 50 s 以降低下し、約 370 s からほぼ一定値を示し、上部プレナム水位の下方で安定した冷却条件を維持した。ループシールクリアリング現象の際に一時的に低下と回復を示し、1036 s から再低下して炉心下部に至り、1519 s の AIS 作動で一時的な水位急減を生じた後、急激に回復した。一方、SG 出口側の PL 水位は、加圧器の設置している A ループ側で 410 s から低下し(B ループ側では 529 s から低下)、764 s には共にループシール下端まで水位が低下し、ループシールクリアリングが生じた。この後 A ループ側ではループシールが再び形成されたが、破断口のある B ループ側では再形成はなく、ループシール部を通過し破断口から蒸気流出が続いた。PL 水位は、上部プレナム水位が一定に維持されている期間に低下し、一時的なループシールクリアリング過程では上部プレナム下部水位と同期した低下を示した。**表 4.3-2** に各水位の低下時間帯を、上部プレナム下部水位の場合は水位回復時間帯も含めて示す。

次に、この実験における 1 次系保有水量を、間接的手法で評価した結果を**図 4.3-3** に示し、後述するホットレグ破断実験と比較する。保有水量(M_R)は初期保有水量(M_0)で規格化したが、この実験の M_0 は初期状態における直接評価法により $M_0 = 5402$ kg と評価された。図には、上述の各水位検出時間帯を示した。まず、この実験における保有水量変化の特徴を見ると、破断後の保有水低下はほぼ一様な速度であるが、ループシールクリアリング時刻を境として低下速度は急激に減少したことがわかる。以後の蒸気流出過程では低下速度が以前に比較して約 1/7 となり、その分炉心露出開始に至る経過時間は長くなった。そして 1519 s からの AIS 作動以後に急激に回復した。この実験では、ループシールクリアリング時の一時的炉心過熱は炉心上部で限定的であり、主要なボイルオフ炉心過熱(ICC)は $M_R/M_0=0.240$ 以下で生じた。この値は、3.3 節で示した SP1 実験($M_R/M_0=0.25$)及び SP3 実験($M_R/M_0=0.26$)の炉心過熱開始条件に近い結果である。破断開始から炉心過熱開始までの過程における各水位計測と保有水量との関係を**表 4.3-2** に示す。すなわち、PR 水位(①)は$(M_R/M_0)\geq 0.882$ で計測された。それとやや重複して UP 上部水位(②)の低下が $0.918\geq(M_R/M_0)\geq 0.694$ で生じ、ループシールクリアリングの時には UP 下部水位(④)の低下と回復がそれぞれ $0.360\geq(M_R/M_0)\geq 0.326$ と $0.290\geq(M_R/M_0)\geq 0.285$ で生じた。したがって、上部プレナム水位の保有水量検出不感帯は $0.69\geq(M_R/M_0)\geq 0.285$ に含まれることになる。一方、この間に PL 水位(③)の変化が $0.596\geq(M_R/M_0)\geq 0.294$ でループシール底部までの全計測範囲で計測され、この上部プレナム水位不感帯をほぼ補完した。ボイルオフ過程の炉心水位(⑤)の低下は、炉心過熱開始直前に生じた。

以上の結果から、ICC 発生に至る全ての前兆過程($1.00\geq(M_R/M_0)\geq 0.24$)において、①～④の水位計で計測された範囲を重ね合わせると合計してその 84%に相当し、これらの水位計を組み合わせることにより、大部分の炉心過熱前兆過程で保有水低下を検出できることがわかる。なお、炉心領域の水位検出は、上部プレナム水位喪失後に意味を持つが、上部プレナムに水位が形成されている場合には炉心は混合水位により冷却されているので、ここでは炉心水位の変化を前兆過程の水位対象から除外した。炉心水位は、上部プレナム水位喪失後の炉心過熱過程において、後述する炉心出口温度計と合わせて炉心過熱状態の評価に重要な指標計装である。

同様に 1%ホットレグ破断実験(SHC)における保有水量と水位計 3 種の組み合わせ検出効果を示す。この実験は、同じ破断サイズであるが、破断位置がホットレグ(HL-B)の底部にあるという特徴があり、AM 策として SG 2 次系減圧と AFW 給水を実施した。AM 策開始条件は、模擬燃料棒表面温度の監視により、SCT 実験より早く最高温度が 600 K に達した時点とした。なお、AIS からのガ

ス流入があり、長時間にわたる実験となった。**図 4.3-2(a)～(d)**にこの実験の 1・2 次系圧力と加圧器水位、上部プレナム水位と炉心水位、2 ループの PL 水位及び 1%コールドレグ破断実験と同じ模擬燃料棒の表面温度挙動を 4500 s まで示す。破断後の主な事象としては、加圧器水位低下と 1・2 次系圧力はほぼ 1%コールドレグ破断実験と同様な経過を示した。破断口からの蒸気流出が約 750 s に生じた結果も同様である。炉心露出はやや遅く、1351 s に検出して AM 策を実施した。その後は 2 次系減圧に追従して 1 次系は減圧・冷却された。AIS 作動は 1770 s であり、2270 s 以後は AIS からのガス流入により 1 次系減圧阻害が生じたため、LPI 作動圧力まで低下せずに炉心過熱が進行し、最高温度が 920 K を超えた時点(4040 s)以後は炉心出力を低下させた。炉心上部では SG 凝縮水流下による部分冷却が続いたことが、**図 4.3-2(d)**に見られる。約 4300 s に破断ラインを閉鎖し実験は終了した。この実験の保有水量変化と対応する水位計の計測範囲を**図 4.3-4** に示す

この実験では、炉心水位低下が 3 回生じ、炉心過熱も 3 回生じる等、複雑な経過をたどった。**表 4.3-2** の 1%ホットレグ破断実験結果を参照すると、保有水減少で生じた 1 回目の炉心過熱開始は 1255 s から M_R/M_0=0.279 で発生し、これは SG 2 次系減圧を開始した後にダウンカマからの流入水で冷却された。2 回目の炉心露出は 1677 s から開始し M_R/M_0=0.218 であったが、AIS 注入により解消した。2 回目の炉心露出の温度上昇が 1 回目より高いのは、炉心水位が下部まで急激に下がり、高出力部分の過熱が生じたためである。一旦回復した保有水量は、その後 AIS 注入が停止した後から低下し、3 回目の炉心過熱が 3324 s から、M_R/M_0=0.158 で生じた。この保有水量が著しく少ないのはダウンカマ部保有水の喪失による。したがって、1%ホットレグ破断実験における炉心過熱開始条件は、M_R/M_0=0.279～0.158 の範囲にあり、1 次系保有水分布の相違により異なる値となった。

保有水量の変化と炉心以外の水位計測範囲を比較すると、PR 水位は(M_R/M_0)≥0.895 で計測された。UP 上部水位(②)の低下が 0.885≥(M_R/M_0)≥0.676 で生じ、その後水位が一定に保持され、UP 下部水位(④)の低下が 2 段階に、それぞれ 0.381≥(M_R/M_0)≥0.353、0.324≥(M_R/M_0)≥0.294 の範囲で生じた。この間に、PL 水位低下は両ループほぼ同様に主計測範囲で 0.592≥(M_R/M_0)≥0.353 で計測された。以後は 2 次系減圧操作が開始するまで、コールドレグ位置より低い位置にとどまり、減圧操作後に SG 出口側水位が引き上げられてコールドレグ位置より高い位置に維持された。AIS 作動によりコールドレグ側に引き寄せられてループシールクリアリングに至り、水位のない状態が続いたが、その後約 2400 s 以後にループシール部に蓄水が生じた。PL 水位変化が 1 次系保有水量低下検出に有効なのは、コールドレグ位置近傍までの主計測範囲である。最初の炉心露出(M_R/M_0=0.279)に至る過程で、PR 水位計と UP 水位計、及び PL 水位計の計測範囲に対応する保有水量範囲を重ね合わせると、合計して M_R/M_0=1.0～0.279 の 81%で水位計測されたことになる。

以上のように、1%コールドレグ及びホットレグ破断 AM 実験における水位計 3 種の計測範囲と保有水量変化の対応関係を調べると、いくつかの重要な関係が導ける。すなわち、破断位置が大きく異なり、破断サイズも 4.2 節に示した 0.5%各種破断 LOCA 実験の 2 倍という条件で、破断位置の相違による 1 次系ループと PV 内の圧力バランス及び水位挙動に相違が大きくなったが、それでも最初のボイルオフ炉心過熱開始は、1 次系保有水量の一定範囲(M_R/M_0=0.240～0.279)で生じ、この相違は M_0 比 4%以内であったこと、そしてこれに至る前兆過程において、加圧器水位と上部プレナム水位(上部と下部の 2 領域)及び PL 水位計はそれぞれある範囲の保有水量低下に対応していること、更にこれら水位計 3 種の組み合わせ利用により計測範囲を重ね合わせると、破断開始から最初のボイルオフ炉心過熱開始まで保有水量低下の 8 割以上で検出したことである。

4.3.2　原子炉頂部 1%破断 LOCA 実験における保有水量変化と水位計 3 種の特性

次に、上述 2 実験と同じ破断サイズであるが、破断位置を PV 頂部にした効果と、2 実験で AM 策による長期的炉心冷却が不十分であったことに対して、運転員の HPI 回復操作による直接注水炉心冷却効果を、SP7 実験 (12,52) で示す。一方、この実験は、前節に示した 0.5% PV 頂部破断実験(SP2)と破断位置はほぼ同じであるが、LSTF システムが ROSA-Ⅴ体系に変わったことに加え、次の点が異なる。すなわち、破断サイズは 2 倍であり、破断口のある上部ヘッド(UH)内で水位計測と精度良い残存水評価ができ、保有水量と 1 次系各部水位の対応関係を評価できた点、炉心過熱検出に炉心出口温度計(CET)の 623 K 温度設定を用い、これを HPI 回復操作の開始条件とした点、及び HPI で炉心冷却した後であるが、SGRV 全開による 1 次系減圧策の効果を調べた点等である。

この実験の 1・2 次系圧力と炉心最高温度及び CET 代表温度、上部プレナムと炉心及びダウンカマの水位、2 ループの PL 水位を**図 4.3-5(a)～(c)**に示す。破断後初期の保有水量減少は、コールドレグ及びホットレグ破断の場合と同様であり、スクラム信号が 50 s に発信して 2 次系隔離となり、1 次系圧力は SG 逃がし弁(SGRV)による除熱・圧力制御に依存した。加圧器(PZR)水位(①)は 92 s に喪失した。蒸気流出開始は約 1360 s であり、それまでは二相流出が続いた。この蒸気流出開始は、1%コールドレグ破断でループシールクリアリングにより蒸気流出となった 764 s や、1%ホットレグ破断で蒸気流出となった 750 s に比較して、破断口が PV 頂部と高いにも拘らず、600 s 前後の遅れがある。この原因は、上部プレナムから上部ヘッドに向かう流れは制御棒案内管(Control Rod Guide Tube：CRGT)下部から流入するが、この下部側孔は上部プレナム下部(EL 4.585 m)以下にあり、コールドレグ及びホットレグの位置から高さで 0.8 m 以上低い位置にあるため、二相流出が長く持続したことによる。側孔から蒸気流入したのは、上部プレナム水位がホットレグ位置から低下した 1290 s より約 60 s 遅い 1350 s 以後であり、破断口での蒸気流出はこの直後に生じた。一方、ダウンカマから上部ヘッドに通じるスプレイノズルは、上部ヘッド内の高い水位により水封され、このノズル位置が水面上に出るのは 2400 s 以降の時期だけであるから、破断口での蒸気流出にはあまり寄与していないと考えられる。このように、コールドレグやホットレグより高い破断位置の PV 頂部破断で蒸気流出が大幅に遅れる原因は、上部ヘッドに流入する上流側で、ホットレグより低い位置にある制御棒案内管側孔が水封状態にあり、この位置に水位が低下して蒸気が流出するまでの時間遅れによるものである。PV 上部構造と関連した実際の水位変化に依存した現象として特筆すべき事項である。

蒸気流出後は 1 次系のエネルギーバランスが変わり、SGRV による 1 次系除熱が停止した。ボイルオフによる炉心過熱は、1610 s (M_R/M_0=0.313)から上端で開始した。以後水位低下により炉心中央高さまで過熱範囲は拡大したが、1926 s に CET 温度=623 K を検出して開始した HPI 注水操作により 1970 s 以降に徐々に再冠水が進行し、2296 s に炉心冷却が完了した。破断口で蒸気流出が持続している条件下では、HPI 注入流量(1.17 kg/s)は破断流量より大きく、HPI 注入は保有水量の回復と 1 次系の減圧に効果的であった。この結果から、1%破断実験で蒸気流出が持続する場合に HPI 回復が可能であれば、先に示したコールドレグ及びホットレグ破断でも同様に保有水量の回復と 1 次系の減圧に有効な結果をもたらすと考えることができる。この実験では、その後 3180 s に AIS 注入が開始して 1 次系保有水量が増加した。AIS からの注入流量は、4213 s から開始した SG 2 次系減圧操作により、1 次系圧力が急減したため、以後の注水量が増大し、保有水量の急速な回復をもたらした。AIS からのガス流入は 5668 s から生じ、SG 2 次系減圧操作の効果を低下させたが、炉心の長期冷却が維持されているため、炉心冷却には影響せず、この実験は 7266

s に破断弁を閉鎖し、終了した。

一方、炉心露出に至る前兆過程の各部水位変化を見ると、UP 上部水位(②)低下は破断後 110-450 s まで生じ、以後は 840 s 間、ほぼ一定値を示した。UP 下部水位(④)低下は 1290-1530 s に生じた。炉心過熱開始は、UP 下部水位喪失から 80 s 後である。一方、両ループ SG 出口側の PL 水位(③)は、790-1250 s に主計測範囲で低下した後ループシール部にとどまり、HPI 作動による凝縮減圧効果でループシール下部に低下したが、AIS 作動後から徐々に回復した。これらの水位計測範囲と保有水量の関係を**図 4.3-6** と**表 4.3-3** に示す。PZR 水位と UP 水位及び PL 水位の合計水位計測範囲は、炉心過熱開始までの前兆過程(M_R/M_0=1.0～0.313)に対してその 73%に相当する。なお、この 1% PV 頂部破断 LOCA 実験では、上述したように UH 内の保有水量が多く、これは他の破断位置実験に比較し 1 次系ループ内で炉心冷却に寄与しない水量である。この UH 残存水量は、上部ヘッド内全体では M_0 の 5.4%であるが、スプレイノズル上端位置より下方の閉領域に存在する分は他の破断実験でも共通して残存しうるものなので除外すると、最大で M_0 の 4%と評価された。したがって、これを除いた分を炉心冷却に関わる保有水量と見なして補正すると、炉心過熱開始時点の補正保有水量は、M_R/M_0=0.273 となる。これは、1%コールドレグ・ホットレグ破断実験と同等である。なお図に示したが、ホットレグサブクール度(SMM)は約 100 s までで、以後は飽和条件に変化した。

4.3.3 原子炉底部 0.2%破断 LOCA/AM 実験における水位計指標化の効果

SP6 実験[50]は、3.3 節に示した 0.2% PV 底部破断 LOCA/AM 実験(SP3)と同じ破断条件(**表 4.3-1** 参照)であり、第 1 段階の SG 2 次系減圧操作も同じであるが、第 2 段階の AM 策である SG 急減圧開始を早め、PV 水位のホットレグからの低下開始(PV 水位≤5.4 m)を指標としたものである。この早めた SG 急減圧操作と、更に早い時点での AM 指標となる PL 水位低下開始を指標とした場合の効果についても、実験データ分析により明らかにする。最後に、他の破断位置実験と同様に、保有水量評価における水位計特性を明らかにする。SP6 実験は、AM 策開始の指標に初めて PV 水位低下条件を適用した LSTF/SBLOCA/AM 実験である。更に減圧して LPI 作動を促進するため、第 3 段階の AM 操作として、下部プレナム圧力 1.5 MPa 以下で PORV 全開操作を行った。

(1) SP6 実験の主な事象

主な実験結果として、**図 4.3-7(a)-(d)**に 1・2 次系圧力の変化と主な事象、上部プレナムと炉心の水位、SG 出口側 PL 水位及び炉心最高温度燃料棒の高さ方向温度分布を示す。この実験の 1 次系圧力は、第 2 段階の SG 急減圧開始となった 4545 s まで、ほぼ SP3 実験結果に一致し、AIS 作動は 3188 s であった。SP6 実験の急減圧開始は、SP3 実験の 8970 s より 4525 s 早まり、破断後の経過時間は約 1/2 となった。急減圧開始後の AIS 注水量は増加した。注水流量が増加した分、ガス流入開始も 5991 s からと早まった。ガス流入開始後の 1 次系減圧は阻害され、第 3 段階の PORV 全開操作は 8330 s に実施された。LPI 注水開始は 9494 s となったが、それまでに 8604 s から過熱開始し、炉心下端(Pos.1)を除いてほぼ全炉心が露出し、9152 s 以降は炉心出力を制限した。この炉心過熱開始時点は、SP3 実験の 8573 s よりわずかに 31 s 早いだけであった。この原因は、後で保有水量の分析により明らかにする。

炉心過熱までの 1 次系水位挙動を見ると、PZR 水位(①)は 338 s に喪失した。UP 上部水位(②)は 384-1400 s まで低下して一定値になり、その後 3830 s から UP 下部水位(④)はホットレグ位置以下に低下したが、AIS 作動により 5060 s にホットレグまで水位回復した。この注水終了後に再

び保有水の減少となり、UP 下部水位(④)の低下は 7930-8460 s に生じた。第 3 段階の PORV 全開操作は、上部プレナム水位にはあまり影響を及ぼさなかった。一方、SG 出口側の PL 水位(③)は、A ループ側で 1980 s から漸減し、2330-3000 s まで急激な水位低下を示した。3690 s 以降はコールドレグ位置でほぼ一定値に維持された。B ループ側では急激な水位低下が 3000-3690 s に生じ、以後は A ループ側と同じになった。したがって、主計測範囲の 2 ループの水位変化は 1980-3690 s の時間範囲に生じた。参考文献(50)では PL 水位低下開始を 2330 s としていたが、漸減傾向が認識できる 1980 s に是正した。主計測範囲以下の水位変動は AIS 注水と第 2 段階の SG 急減圧の影響で生じているが、ループ間で相違が大きくなり、PV 側と安定した水位の対応関係が得られない。なお、この実験において加圧器水位が喪失した後、ホットレグに加圧器蒸気が流入し、ホットレグのサブクール度は破断後約 380 s に喪失した。この時刻は PZR 水位喪失から 42 s 後である。

(2) 水位計 3 種の計測範囲と保有水量の関係

SP6 実験の 1 次系保有水量変化過程と水位計 3 種の計測範囲を示したのが**図 4.3-8** である。保有水量は 4545 s までほぼ SP3 実験と同じであるが、SG 急減圧開始により AIS 注水量が急増し、保有水量が急速に回復した点が SP3 実験と異なる(**図 4.3-9** 参照)。しかし、ガス流入開始後の破断口流出流量は両実験でほぼ同じであるので、保有水量の低下速度も同じになり、約 7300 s 以降の保有水量減少は両実験でほぼ重なる結果となった。炉心過熱開始の保有水量は、SP3 実験の M_R/M_0=0.259 に対して、SP6 実験では M_R/M_0=0.252 と若干の相違であった。SP6 実験における水位計 3 種の計測範囲に対応する保有水量変化範囲を**表 4.3-3** にまとめて示す。水位計 3 種の計測範囲に重なりはないので、それらを合計すると M_0比で 59.1%となり、これは、炉心過熱開始に至る前兆過程(M_R/M_0=1.0-0.252)の 79%に相当することがわかる。ホットレグのサブクール度は、保有水量の変化過程で見ると M_R/M_0 =1.0-0.897 の範囲で検出され、以後の過程では検知されない。

ここで、SP6 実験で目的とした早い時点の PV 水位低下指標による急減圧策は、炉心冷却効果について SP3 実験に比較し、ほとんど変わらない結果を示したが、3.3 節に述べたように、急減圧開始が更に早い SP4 実験(SI+10 分: 941 s)では炉心過熱に至らず LPI 作動による長期冷却を達成しているので、この SP6 実験の急減圧開始時点(4545 s)と SP4 実験の時点の中間点で炉心冷却と過熱開始の境界があると推定される。この点を明らかにするために、SP6 実験より早いタイミングで指標となりうる明確な PL 水位急減開始時点(2330 s)を選び、SP6 実験でこの時点から SG 急減圧操作を実施した場合の保有水変化を、以下の実験的手法で解明[(50)]した。

(3) SG 2 次系急減圧操作を PL 水位低下開始時点で実施する効果の検討

図 4.3-10 に SP6 実験と SP4 実験の 1 次系圧力及び主な事象を比較する。**図 4.3-11** に両実験の保有水量を比較し、それぞれの主な事象を示す。両者はともに 0.2% PV 底部破断 AM 実験で、実験条件の相違点は第 1 段階の AM 操作の違いにあり、操作開始条件に違いはない。すなわち、SP4 実験では SGRV 全開による 1 次系急減圧を実施したが、SP6 では SGRV による緩やかな減圧(-55 K/h)を実施し、この結果両者の圧力変化と AIS 作動時刻に相違が生じた。したがって、SP4 では急減圧過程での AIS 作動であるから、注水流量は著しく大きいが、SP6 では急減圧以前の注水流量は低く、保有水量回復にならず、保有水量回復になるのは急減圧開始後である。その後 SP4 では他の AM 策を実施しないが、SP6 では第 2 段階として 4545 s に SGRV 全開による急減圧操作を実施した。ガス流入は両実験ともに急減圧開始後で 1 次系圧力が 1.6 MPa 以下に低下した時点からである。**図 4.3-11** に示す保有水量の増加過程については、両者の保有水量の相違による減圧速度に相違があるため、保有水量増加速度は SP6 の方がやや高いが大きな相違ではない。AIS 注水後の

保有水量減少速度は破断流量によるが、両者はほぼ等しい。

そこで、SP6 実験において 2330 s から急減圧開始した場合の保有水量を評価するために、比較的単純なマスバランスモデルを適用し、SP6 実験と SP4 実験の中間的ケースとして、次の 2 つを検討した。

ケース 1: 2330 s からの保有水量増加速度に SP4 実験結果を適用した場合

ケース 2: 2330 s からの保有水量増加速度に SP6 実験結果を適用した場合

両ケースともに 2330 s 時点(A 点)の 1 次系保有水量(M_R=2873 kg)と圧力(P=5.838 MPa)は共通である。また、AIS 作動開始時点(B 点)は、SP4 実験で急減圧下に 5.838 MPa→4.51 MPa まで低下する時間(310 s)を共通して設定した。この時間における保有水量低下分は、同様に SP4 実験のデータ(ΔM_R=246 kg)を用い、両ケースの共通 B 点条件が得られた(2640 s, M_R=2627 kg)。ここからガス流入開始時点(C 点)に至る経過は、両ケースで異なる。すなわちケース 1 では、SP4 実験と同じ AIS 注入期間(2112 s)と平均保有水量回復速度($\Delta M_R/\Delta t$=0.544 kg/s)を用い C 点(4752 s, M_R=3776 kg)が得られる。一方ケース 2 では、AIS 注水総量はケース 1 と共通(2389 kg)であり、SP6 実験で急減圧過程(4545-5991 s)の AIS 平均注入流量($\Delta M_{AIS}/\Delta t$=1.284 kg/s)から注水期間はΔt=1861 s と評価されるので、C 点(4501 s, M_R=3956 kg)が得られる。最後に、ガス流入後の保有水量減少速度については、同様に SP4 及び SP6 実験結果をそれぞれに適用し、SP6 実験の炉心過熱開始条件(M_R=1364 kg)に達する時点(D 点)を評価する。SP4 の保有水量減少速度は$\Delta M_R/\Delta t$=-0.469 kg/s であり、SP6 では$\Delta M_R/\Delta t$=-0.477 kg/s であるから、ケース 1 の D 点(9895 s, M_R=1364 kg)とケース 2 の D 点(9935 s, M_R=1364 kg)が得られた。これらの D 点の時刻は 9915 s±20 s の範囲にあり、ほぼ良い一致を示した。この時刻と SP6 実験の 8604 s を比較すると、両ケースの平均は 1311 s 遅い時点となり、両ケースの保有水量変化は SP4 実験と SP6 実験の中間に位置することが示された。実際の 1 次系圧力低下は評価してないが、これらの保有水変化から、炉心の模擬燃料棒温度挙動についても両ケースは SP4 実験と SP6 実験の中間的挙動となり、炉心過熱状態に至るものの、SP6 実験より炉心冷却条件が改善される結果が予測される。この検討により、炉心過熱が生じない限界点は、これら 2 ケースと SP4 実験の中間時点で SG 急減圧操作を開始する場合であることがわかった。

4.3.4 ROSA-V/SBLOCA 実験における水位計 3 種による保有水量低下検出のまとめ

最後に、ROSA-V/LSTF で実施した上述の 4 実験(SCT, SHC, SP7, SP6)における水位計 3 種の計測範囲と保有水量変化との対応関係を以下にまとめる。

まず破断サイズが 1%の 3 実験について、加圧器水位(①)が喪失する時点は M_R/M_0=0.882-0.897 の範囲に広がっているが、これには初期水位の相違(SP7 実験では他の実験より初期水位が 0.3 m 高い)や、初期流体温度分布のばらつき、破断口の流体温度とボイド発生等の条件が異なる等が原因となる。水位喪失時点は M_R/M_0=0.891±0.009 の範囲にあり、加圧器水位変化に対応する保有水減少は M_0比で 10.9%である。次に、上部プレナム上部領域水位(②)は、低下開始が M_R/M_0=0.895 ±0.023 で生じた。この水位が一定値になる時点はばらつきが大きく、M_R/M_0=0.701±0.033 の範囲である。したがって、上部プレナムの上部領域(②)水位変化過程は、平均して保有水量変化の M_R/M_0=0.895～0.701 の範囲に相当する。この範囲の変化量は M_0比 19.4%である。但し不確かさは、開始条件と終了条件のばらつきの二乗平均をとり、M_0比$\pm\sqrt{[(\pm 2.3\%)^2 + (\pm 3.3\%)^2]} = \pm 4.0\%$と評価される。上部プレナム下部領域(④)水位の低下開始時点は、ループシールクリアリング等の水位変動を除き、ボイルオフで炉心露出に至る過程の最終段階に統一してみると、M_R/M_0=0.328

±0.057 とばらつきが大きく、水位喪失時点はM_R/M_0=0.289±0.040 である。この水位変化範囲は保有水量変化のM_R/M_0=0.328～0.289 の範囲に相当し(変化量はM_0比 3.9%)、不確かさはM_0比±7.0%と評価される。同様に PL 水位(③)については、両ループ総合して、低下開始はM_R/M_0=0.594±0.002とほぼ一致しているが、低下終了時点はばらつきが大きく、M_R/M_0=0.350±0.056 である。ここから PL 水位変化範囲はM_R/M_0=0.594～0.350 の範囲に相当し(変化量はM_0比 24.4%)、不確かさはM_0比±5.6%と評価される。したがって、加圧器水位(①)と上部プレナムの上部領域(②)水位の変化はほぼ連続して生じるものであり、重なりを除いてM_R/M_0=1.0～0.701 の保有水量変化に対応している。その後は PL 水位(③)低下がM_R/M_0=0.594～0.350 の保有水量変化に対応し、上部プレナム下部領域(④)水位はM_R/M_0=0.328～0.289 の保有水量変化に対応し、合計するとM_0比 58.2%である。一方、3 実験の炉心過熱開始は、M_R/M_0=0.277±0.037 の場合に生じているので、初期状態からこの時点までの保有水変化量(M_0比 72.3%)に対して、70%以上、平均して 77%を水位計測でとらえることができることを示している。

これらに対して、より破断サイズの小さい 0.2%破断 AM 実験(SP6)では、それぞれの水位計測域の不確かさを考慮すると、ほぼ水位と保有水量の関係は 1%破断実験と同様な対応関係にあると言うことができる。これまで、水位計 3 種を統合した計測データと保有水量の変化を直接結びつける研究はなかったが、破断サイズが 1%から 0.2%までの各種 PWR/LOCA 模擬実験を検討して、個々の水位計測範囲のみでは対応する保有水量変化範囲が小さく、不確かさが保有水変化量を上回る場合も生じうるが、水位計 3 種を統合することにより、炉心過熱に至る前兆過程全体で、保有水変化過程をほぼ一貫して捉えることができ、事故過程の進行段階を定量的に評価し、的確な対応策を選択することに有用であることを示した。特に、加圧器水位計と W 社型原子炉水位計の組み合わせだけでは、炉心過熱に至る事故過程の進行の重要部分が欠落するが、PL 水位計を組み合わせることで、それらの有用性が著しく高まる点は重要である。

表 4.3-1 ROSA-Ⅴ/LSTF 小破断 LOCA 実験の主な実験条件

Item	1% CLB (Test: SCT)	1% HLB (Test: SHC)	1% PVTB (Test: SP7)	0.2% PVBB (Test: SP3)	0.2% PVBB (Test: SP6)
Break location	Cold leg B	Hot leg B	PV top	PV bottom	PV bottom
Break elevation	EL 5.503 m	EL 5.399 m	EL 8.936 m	EL-1.735 m	EL-1.735 m
Break orientation	Horizontal	Downward	Upward	Horizontal	Horizontal
Break orifice ID	10.1 mm	10.1 mm	10.1 mm	4.6 mm	4.6 mm
HPI operation	Failure	Failure	Failure	Failure	Failure
AIS gas inflow	No	Yes	Yes	Yes	Yes
1st AM/operator action	PORV open, AFW supply	SGRV open, AFW supply	HPI manual recovery	SGRV,-55K/h AFW 30 min.	SGRV,-55K/h AFW supply
AM decision param.	TW ≥ 650 K	TW ≥ 600 K	CET ≥ 623 K	SI + 10min.	SI + 10min.
2nd AM action	-	-	SGRV open	SGRV open	SGRV open
AM decision param.	-	-	Operator	Core heatup	PV-L ≤ 5.4m
3rd AM action	-	-	-	PORV open	PORV open
AM decision param.	-	-	-	Core heatup	P ≤ 1.5 MPa
Reference	71	71	12, 52	47	50

表 4.3-2　コールドレグ及びホットレグ小破断LOCA実験の保有水量変化と計測水位の対応

(Ref.71)

	1% Colg Leg Break Test (SCT)			1% Hot Leg Break Test (SHC)		
	Time (s)	M_R/M_0	$\Delta M_R/M_0$	Time (s)	M_R/M_0	$\Delta M_R/M_0$
① PR Level	0- 95	1.000-0.882	0.118	0- 94	1.000-0.895	0.105
② UP(U) Level	64- 300	0.918-0.694	0.224[*1]	105- 340	0.885-0.676	0.209
③ PL Level	410- 764	0.596-0.294	0.302	451- 790	0.592-0.353	0.239
④ UP(L) Level	691- 729	0.360-0.326	0.034[*2]	696- 816	0.381-0.353	0.028[*2]
④ UP(L) Level	776- 788	0.290-0.285	0.005	980-1183	0.324-0.294	0.030
④ UP(L) Level	842-1020	0.275-0.249	0.026	-	-	-
Sum of Ranges	-	-	0.639[*3]	-	-	0.583[*4]
Core Heat-up 1	1073	0.240	-	1255	0.279	-
Core Heat-up 2	-	-	-	1677	0.218	-
Core Heat-up 3	-	-	-	3324	0.158	-

*1　Data includes partially-overlapped range of 0.036.

*2　Data is included in former range.

*3　Sum of level ranges corresponds to 84% of symptom-process (M_R/M_0=1.0-0.240) toward ICC.

*4　Sum of level ranges corresponds to 81% of symptom-process (M_R/M_0=1.0-0.279) toward ICC.

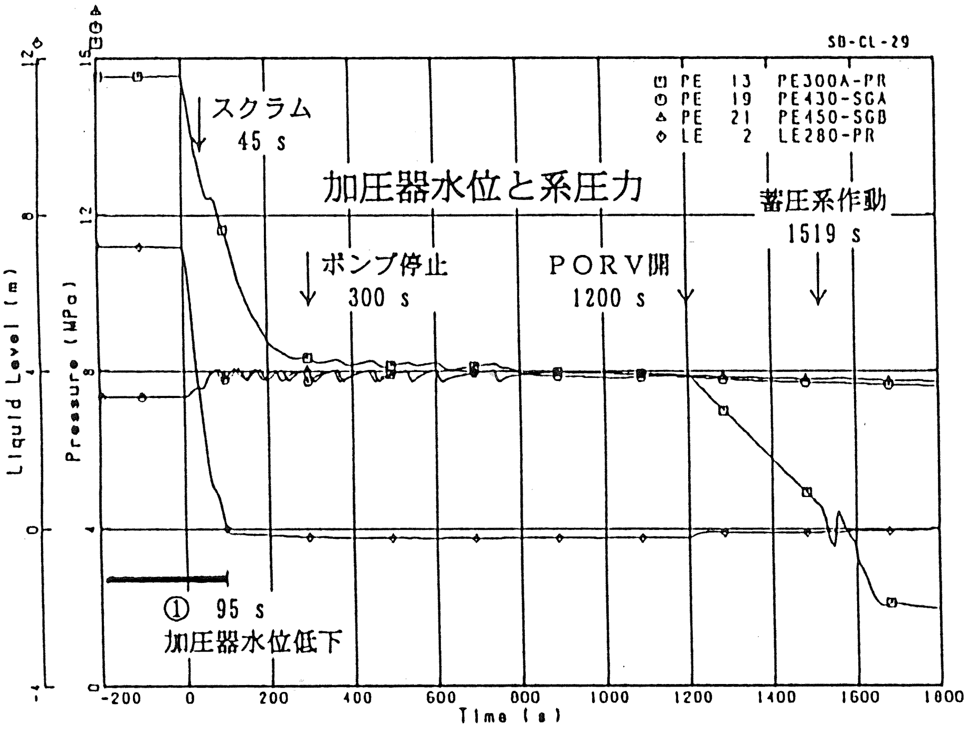
表 4.3-3　PV頂部及び底部小破断LOCA実験の保有水量変化と計測水位の対応(Refs.12,50)

	1% PV Top Break Test (SP7)			0.2% PV Bot.Break Test (SP6)		
	Time (s)	M_R*1$/M_0$	$\Delta M_R/M_0$	Time (s)	M_R/M_0	$\Delta M_R/M_0$
① PZR Level	0- 92	1.000-0.897	0.103	0- 338	1.000-0.907	0.093
② UP(U) Level	114- 450	0.882-0.734	0.148	384-1400	0.896-0.691	0.205
③ PL Level	790-1250	0.593-0.402	0.191	1980[*3]-3690	0.590[*3]-0.346	0.244[*3]
④ UP(L) Level	1290-1540	0.385-0.323	0.062	3830-5060	(0.293-0.379)	(0.086)
④ UP(L) Level	-	-	-	7930-8460	0.317-0.268	0.049
Sum of Ranges	-	-	0.504[*2]	-	-	0.591[*3]
Core Heat-up 1	1610	0.313	-	8604	0.252	-

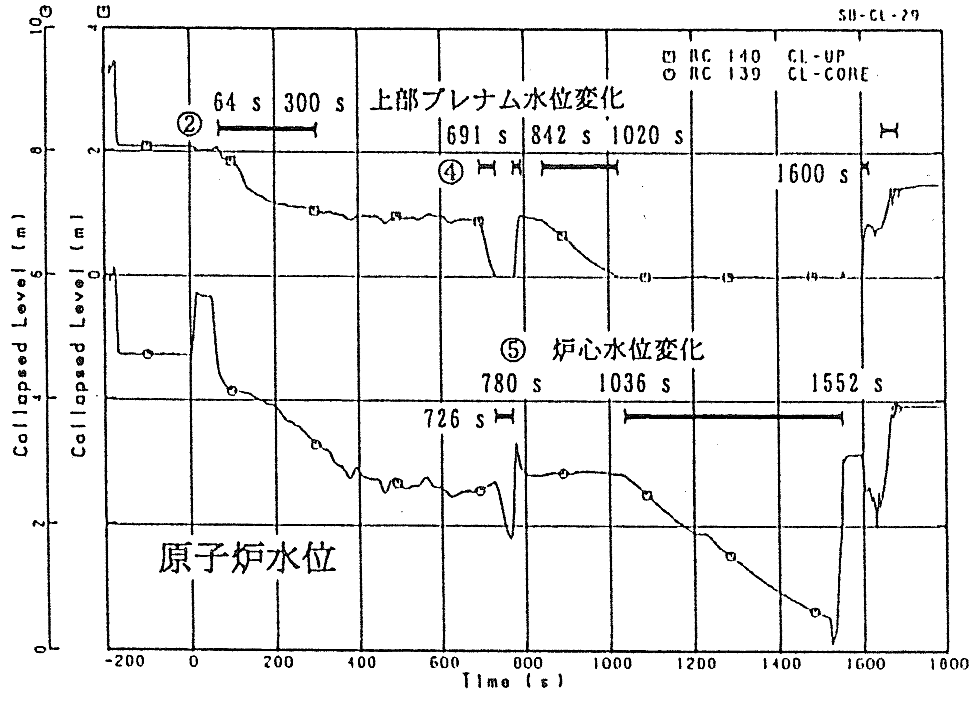
*1　M_R includes excess UH mass of $0.04\times M_0$ at most, which came from primary regions.

*2　Sum of level ranges corresponds to 73% of symptom-process (M_R/M_0=1.0-0.313) toward ICC in SP7 test.

*3　Start of gradual PL level decrease at 1980 s instead of 2330 s[(50)] is adopted. Sum of level ranges corresponds to 79% of symptom-process (M_R/M_0=1.0-0.252) toward ICC in SP6 test.

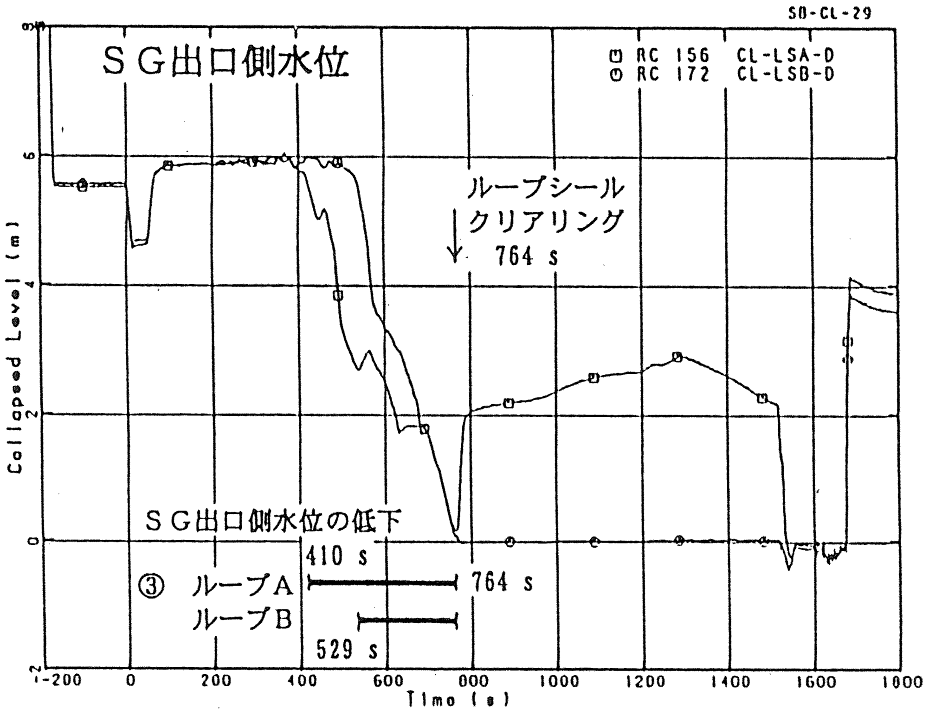


(a) 1・2次系圧力の推移

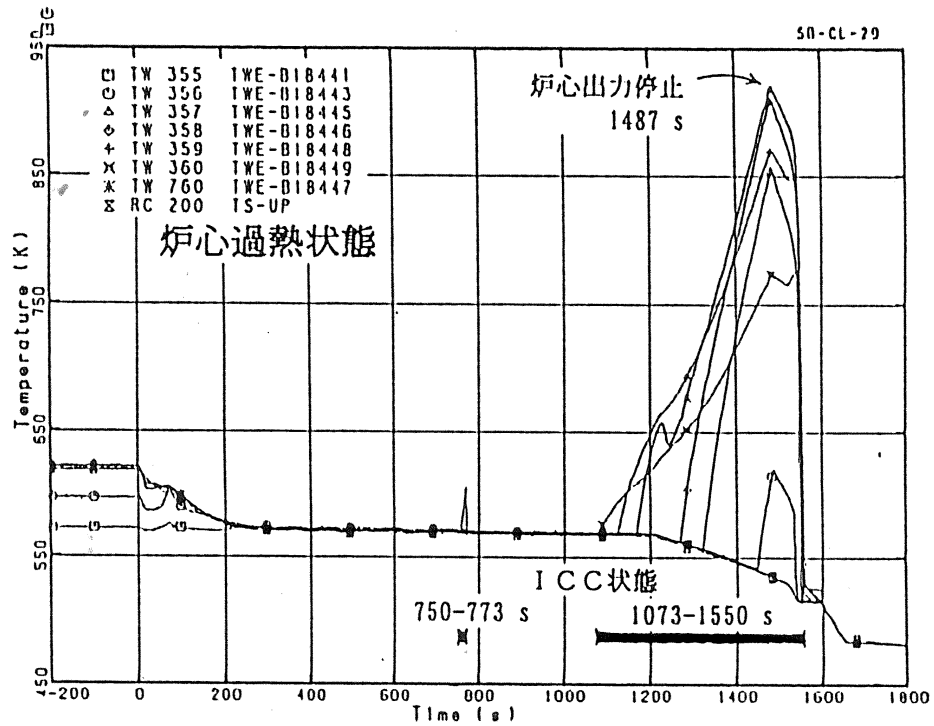


(b) 上部プレナムと炉心の水位

図 4.3-1 1%コールドレグ破断 AM 実験(SCT)の主要事象と 1 次系減圧効果 (Ref.71)

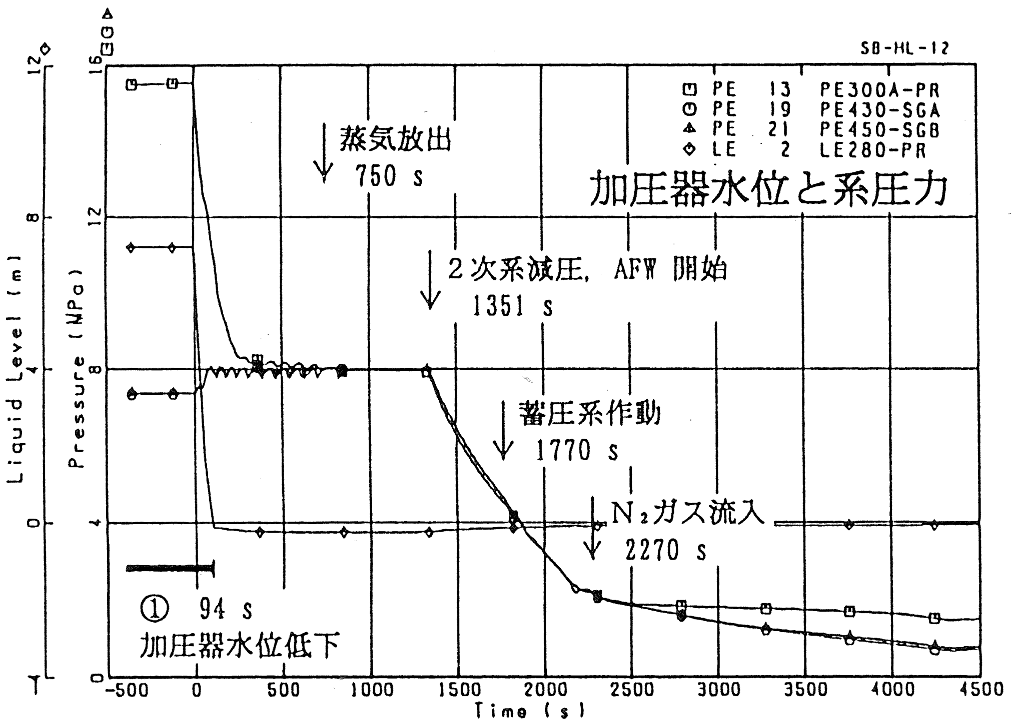


(c) 両 SG 出口側の PL 水位

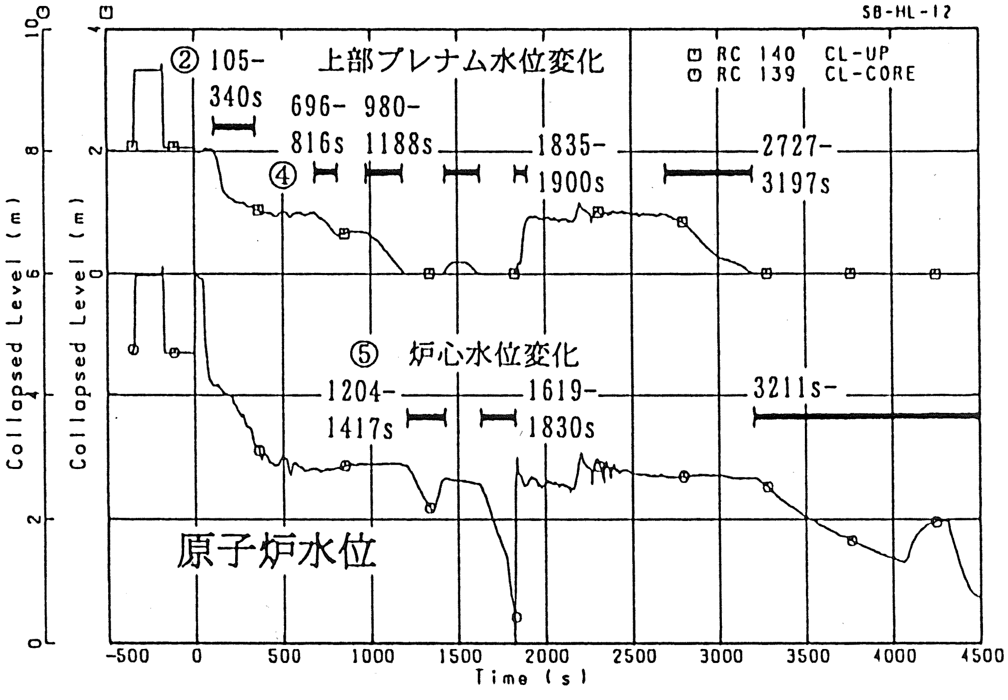


(d) 炉心最高温度燃料棒の高さ方向温度分布

図 4.3-1 1%コールドレグ破断 AM 実験(SCT)の主要事象と１次系減圧効果 (Ref.71)

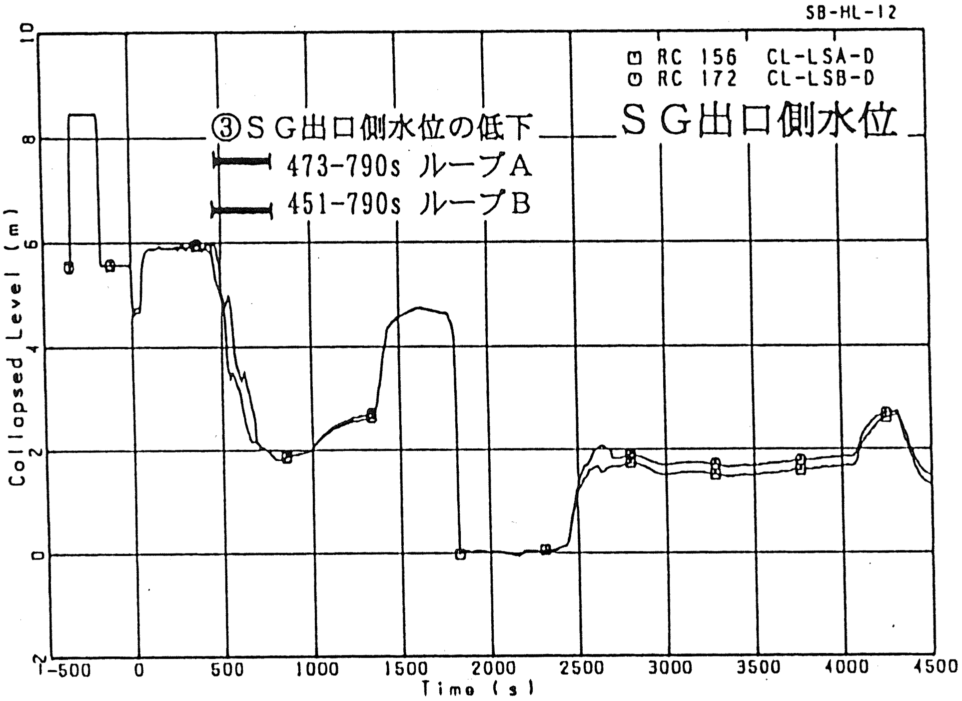


(a) 1・2次系圧力の推移

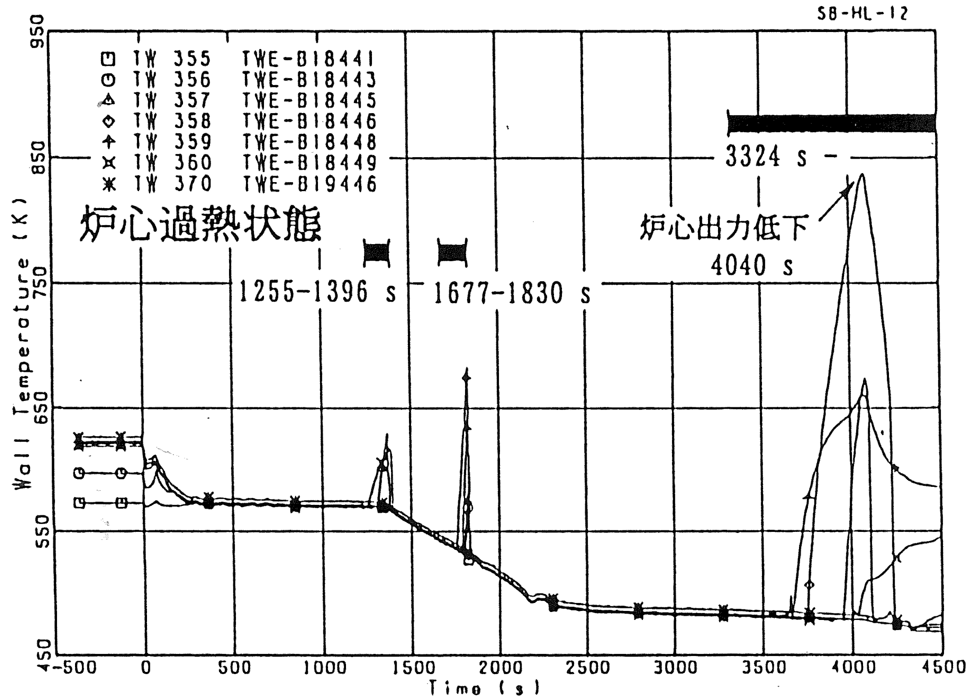


(b) 上部プレナムと炉心の水位

図 4.3-2 1%ホットレグ破断 AM 実験(SHC)の主要事象と1次系減圧効果 (Ref.71)



(c)　両 SG 出口側の PL 水位



(d)　3 回の過熱を示した高出力燃料棒の高さ方向温度分布

図 4.3-2　1%ホットレグ破断 AM 実験(SHC)の主要事象と 1 次系減圧効果 (Ref.71)

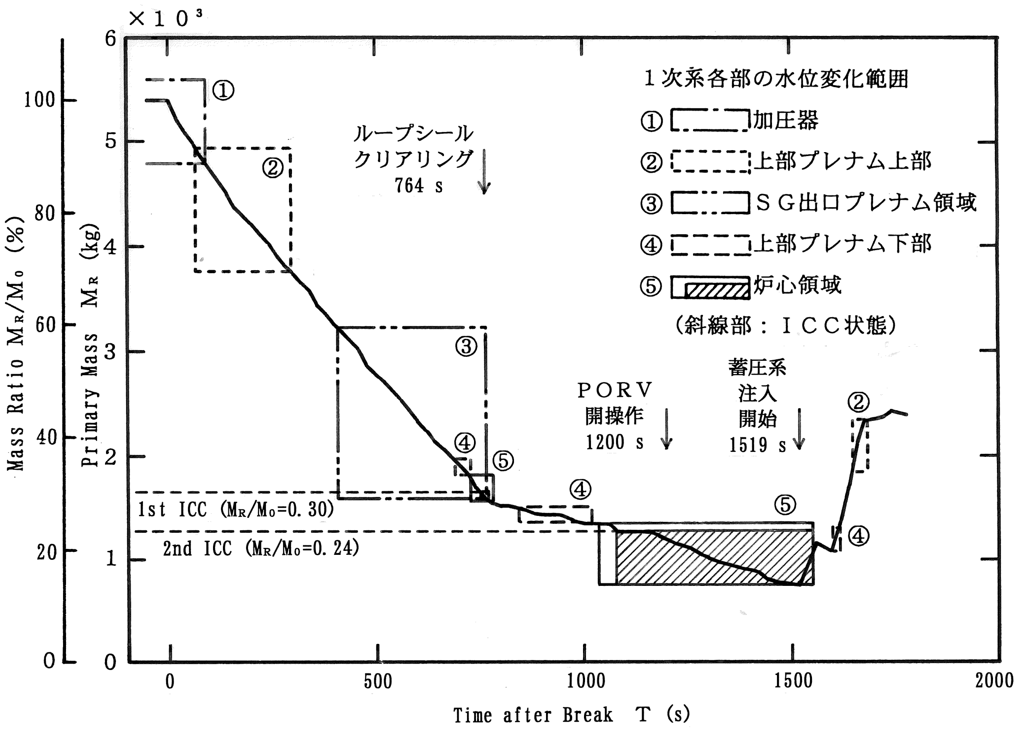


図 4.3-3 1%コールドレグ破断実験における保有水量変化と各種水位計の検出範囲
(Ref. 71)

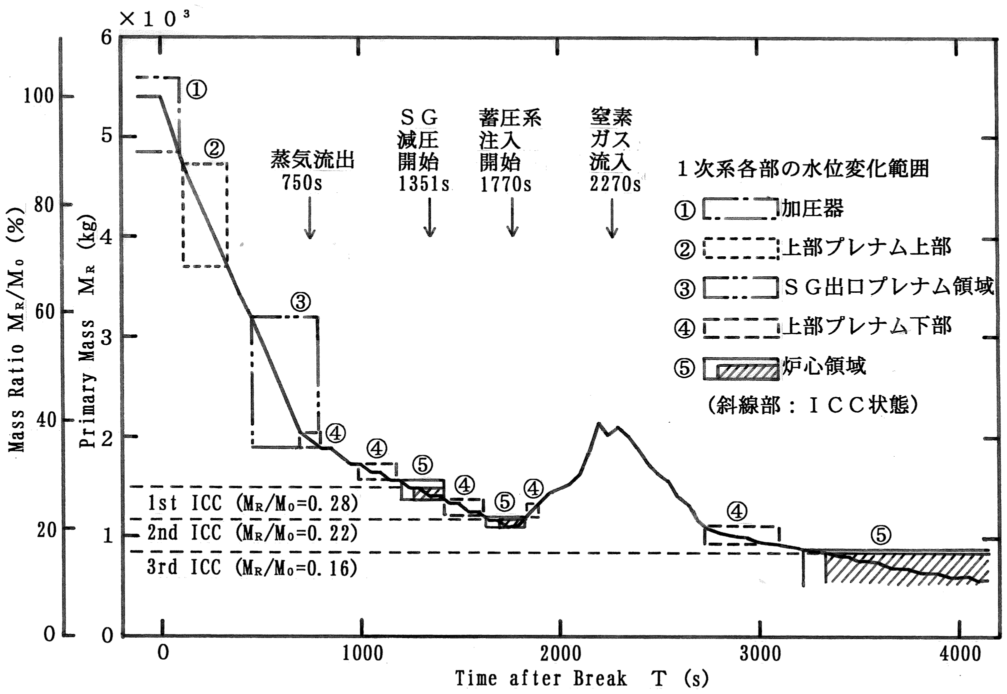
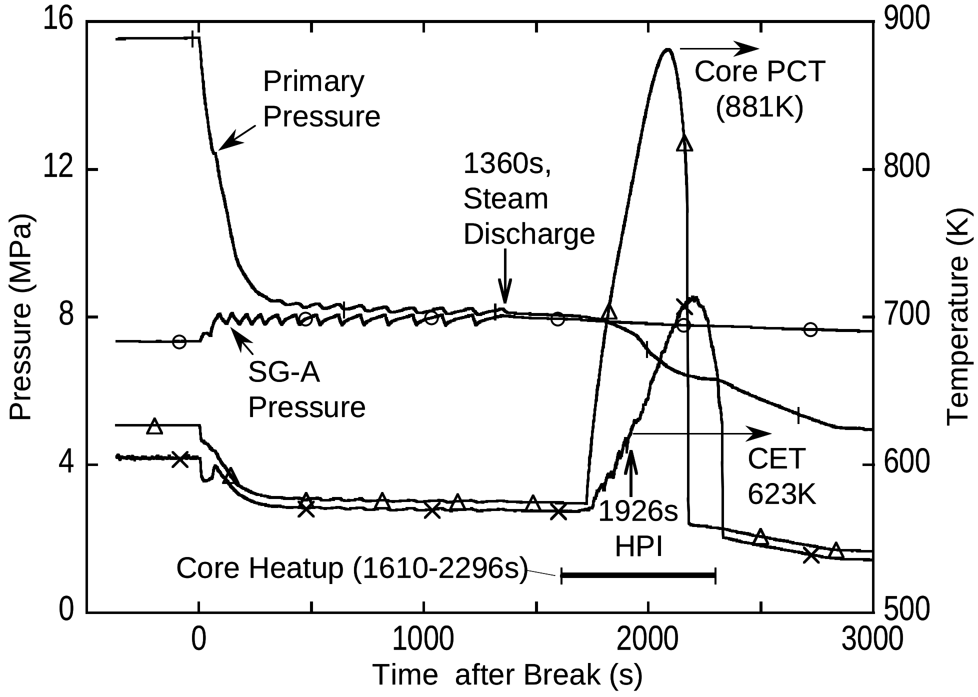
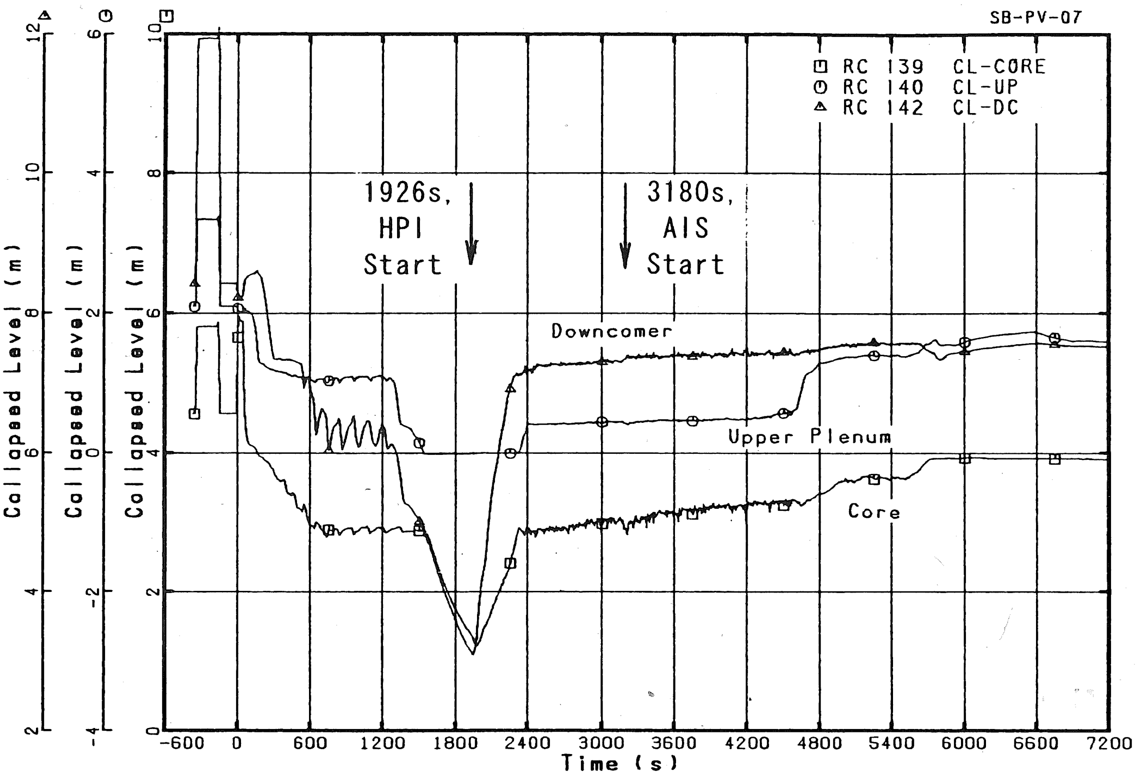


図 4.3-4 1%ホットレグ破断実験における保有水量変化と各種水位計の検出範囲
(Ref. 71)

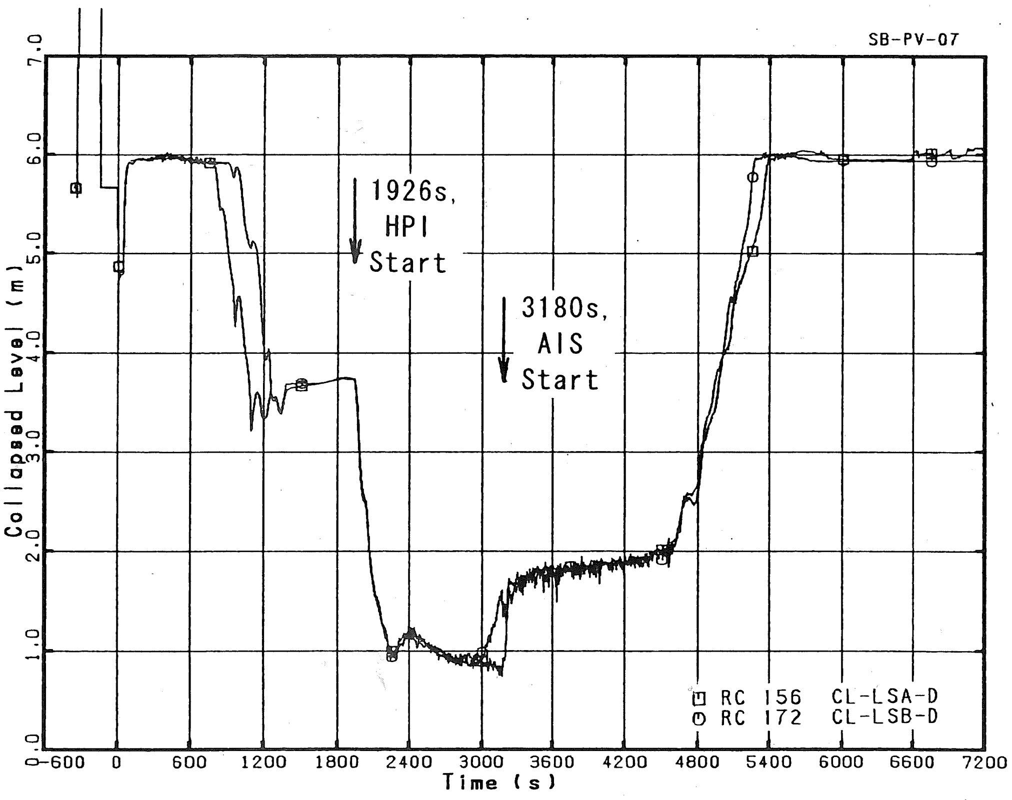


(a) 1・2次系圧力と炉心最高温度及びCET温度の推移 (Ref.12)



(b) 上部プレナムと炉心及びダウンカマの水位 (Ref.52 Fig.4.1-3)

図 4.3-5 1% PV頂部破断LOCA実験(SP7)の圧力、各部水位変化と炉心温度挙動



(c) 両 SG 出口側の PL 水位 (Ref. 52 Fig. 4. 1-12)

図 4. 3-5 1% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP7)の圧力、各部水位変化と炉心温度挙動

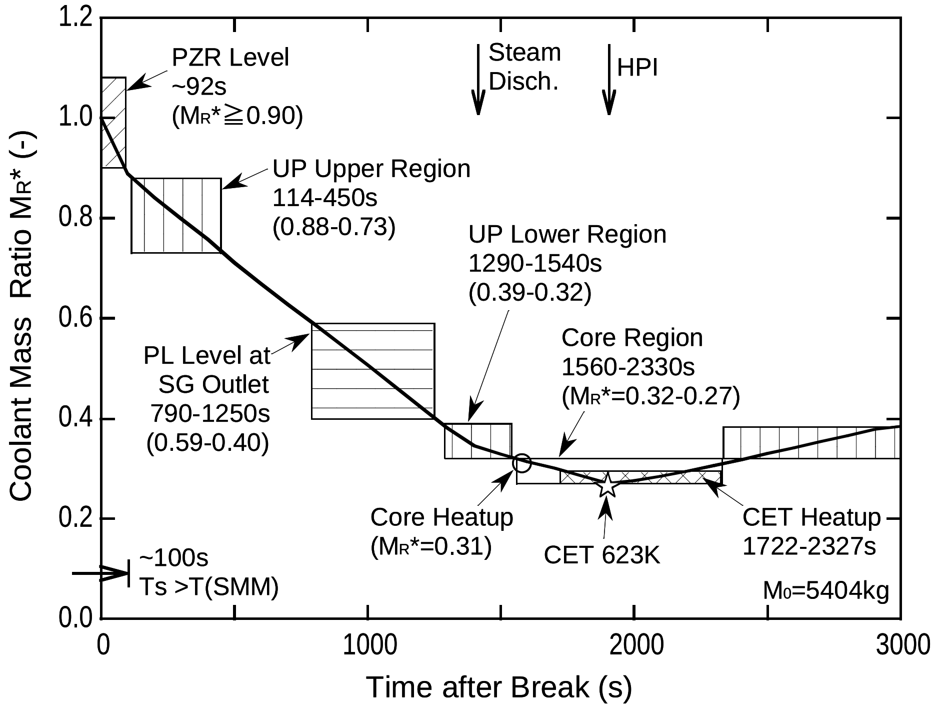
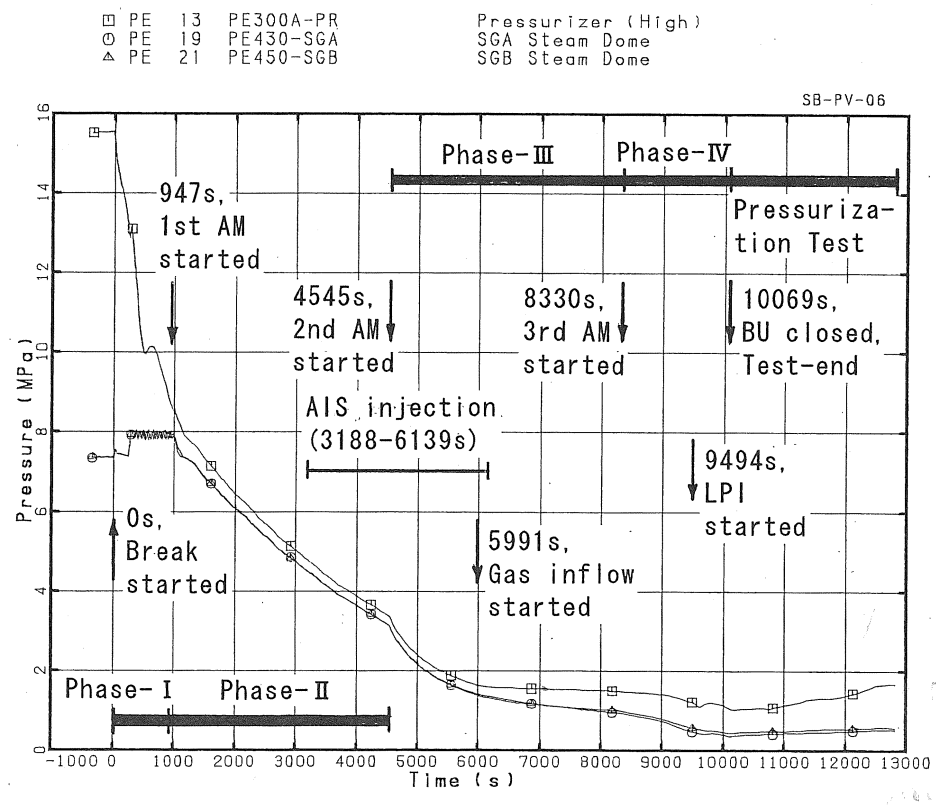
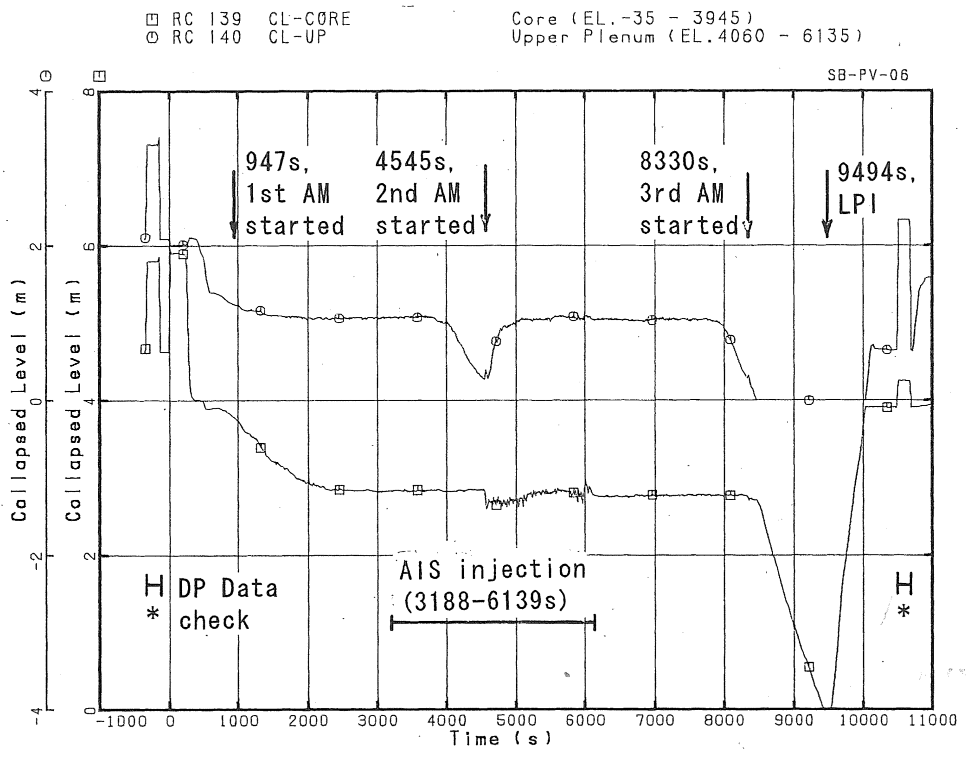


図 4. 3-6 1% PV 頂部破断 LOCA 実験における保有水量変化と各種水位計の検出範囲

(Ref. 12)

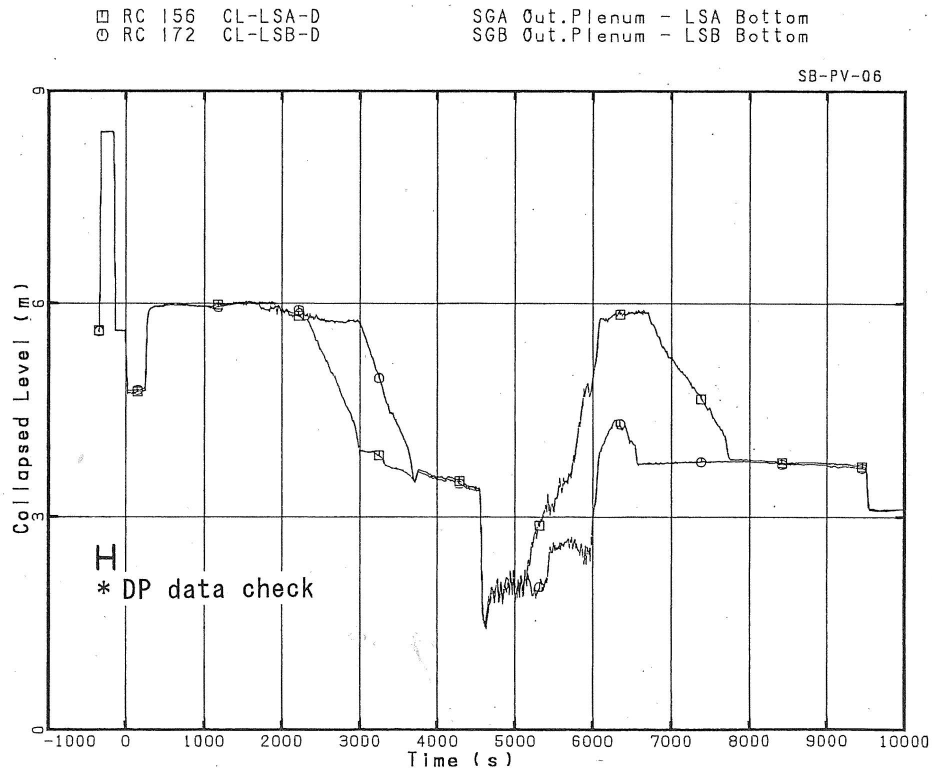


(a)　1・2次系圧力の推移と主な事象（Ref. 50 Fig. 4. 1. 1）

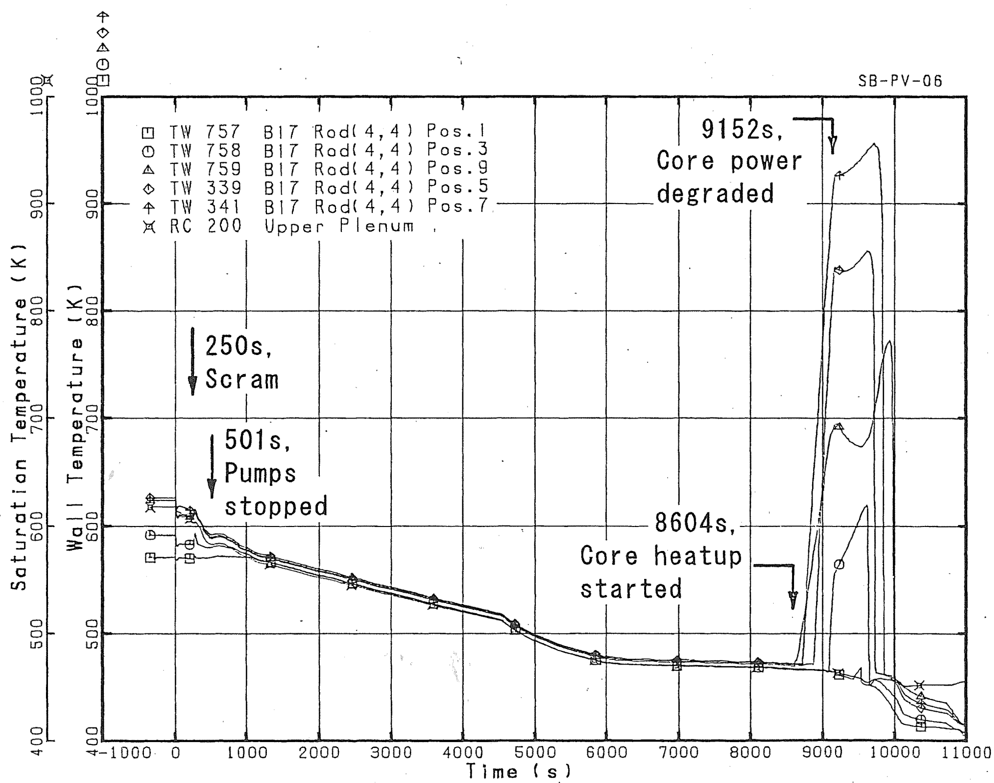


(b)　上部プレナムと炉心の水位（Ref. 50 Fig. 4. 1. 3）

図 4. 3-7　0. 2% PV 底部破断 AM 実験(SP6)の圧力、各部水位変化と炉心温度挙動



(c) SG出口側のPL水位 (Ref.50 Fig.4.1.20)



(d) 炉心最高温度燃料棒の高さ方向温度分布 (Ref.50 Fig.4.1.4)

図 4.3-7 0.2% PV底部破断AM実験(SP6)の圧力、各部水位変化と炉心温度挙動

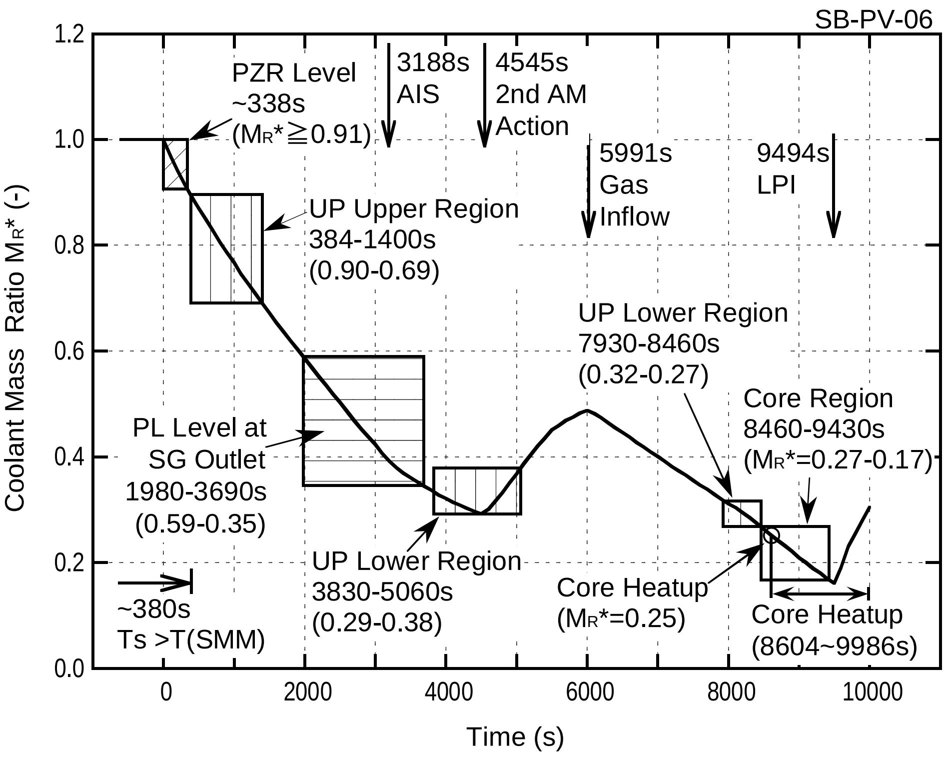


図 4.3-8　0.2% PV 底部破断 AM 実験における保有水量変化と各種水位計の検出範囲 (Ref.50 Fig.4.2.1, Tables 4.2-1 & 4.2-4)

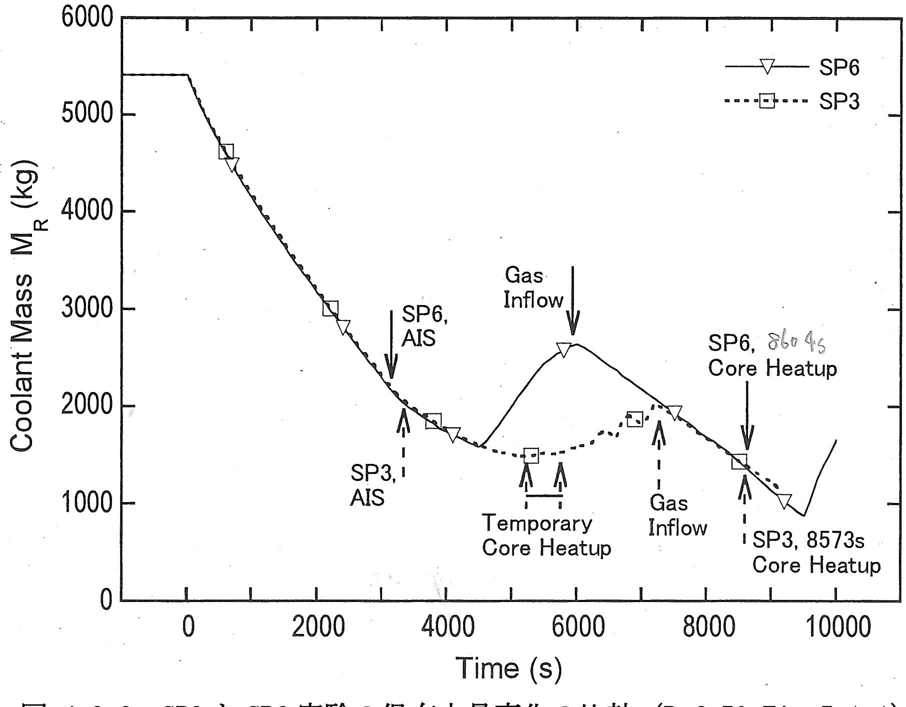


図 4.3-9　SP3 と SP6 実験の保有水量変化の比較 (Ref.50 Fig.5.1.1)

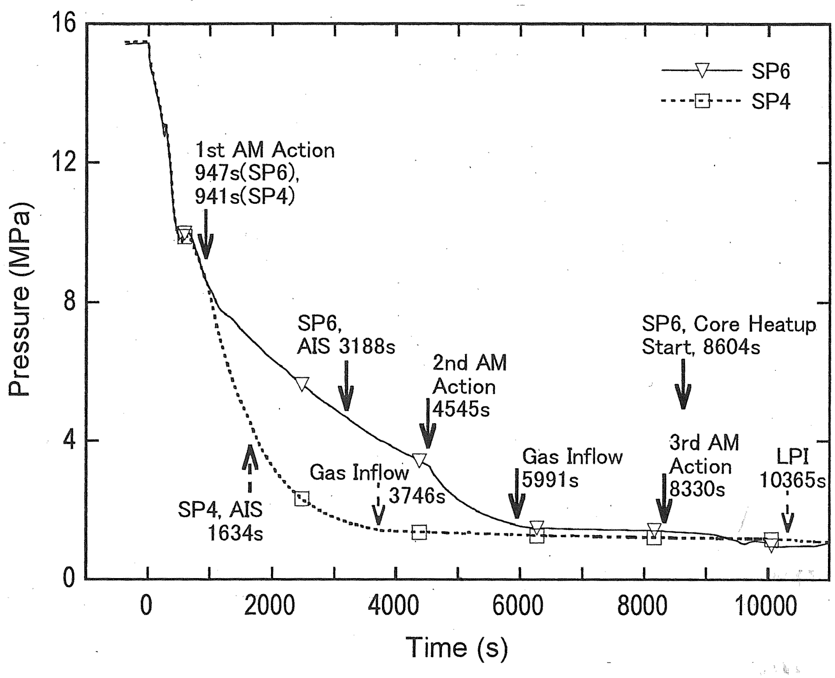


図 4.3-10 SP6 と SP4 実験の 1 次系圧力及び主な事象の比較 (Ref.50 Fig.5.1.2(a))

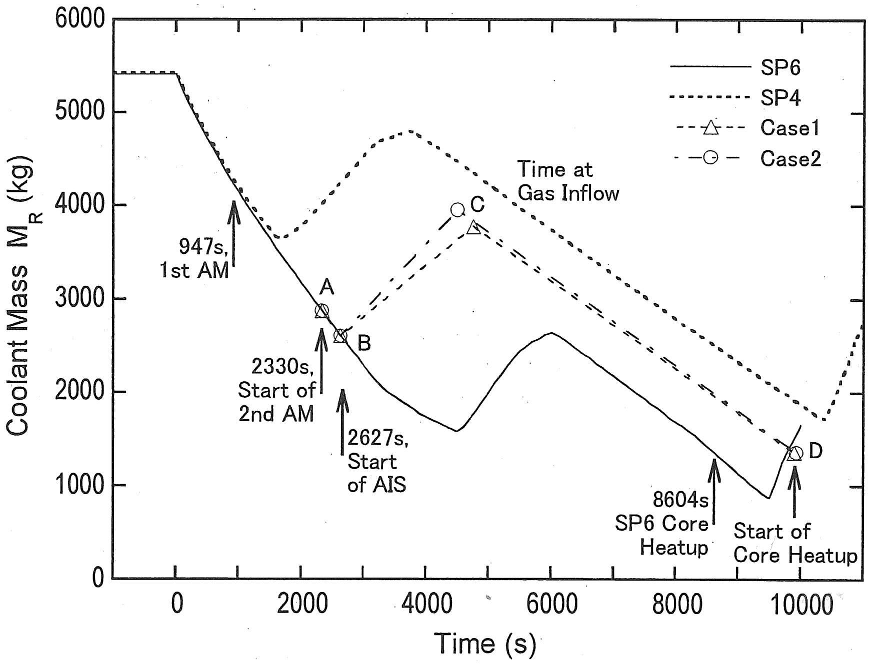


図 4.3-11 SP6 実験で急減圧操作開始を PL 水位指標で実施した場合の効果予測
(Ref.50 Fig.5.2.1)

4.4 提案する1次系水位計のPWR実機への適用性

縮小スケールを有する試験装置の実機LOCA事象全般の模擬性に関しては、3章において詳細にROSA-Ⅱ、ROSA-Ⅲ及びLSTFについて述べたので、本節ではLSTFにおける1次系水位計3種のSBLOCA時保有水量検出特性に絞って実機への適用性を述べる。

(1) ROSA-Ⅳ/LSTF体系での実機適用性の課題

参考文献(24)では、ROSA-Ⅳ/LSTFと実機体系の模擬性と相違点を踏まえ、各種SBLOCA実験におけるPL水位特性の実機適用性について、以下を指摘した。

① LSTF実験で示されたPL水位計の特性は、重力支配型のSBLOCA事象を、高さ実長で機器構成と冷却材容積分布を模擬した大型PWRシミュレータで実験したことにより、主要な点で実機でも同様な挙動を示すと考えられる。

② 実機との比較で相違が生じるのは、LSTFでは加圧器長さが実長ではなく短尺であること、SGプレナム容積が実機に比較して過大であること、及び1次系ループ配管径が小さいことにより、1次系の高さと冷却材容積の関係が少し実機とずれており、これに由来する水位計特性への影響がある。この点は、4.2節の式(4.18)でPL平均水位(L_L)の変化と水面下冷却材容積の比(V_L/V_0)の関係に影響する。

③ その他の相違点としては、4ループPWRを2ループで模擬したLSTFでは、破断サイズに対する破断ループ内容積の比が実機の1/2であり、破断流の及ぼす破断ループへの影響が実機比で1/2となり、緩和される。逆に4ループPWRでは、破断ループのPL水位計特性に、他の健全ループのPL水位計特性より敏感な応答が現れ、破断ループの特定に役立つこと、更に4ループにPL水位計を設置することで、余乗性と信頼性が向上する利点となる。

④ PL水位計の主計測範囲は、実機ではSG出口プレナム上端からコールドレグ下端までの高さ2.55mの範囲となる制約はあるが、加圧器水位計等、他の1次系水位計と併用すると、保有水変化をとらえる上で有用である。

これに対して、ROSA-Ⅴ/LSTFを用いたPWR/LOCA/AM実験では、実長加圧器を設置し、SGプレナム構造を改造したことにより、上記②の相違点の内、これらによる相違はほぼ解消した。しかし、SG出口プレナム頂部の若干のずれとホットレグ配管径の相違は依然として存在する。これらがSBLOCA/AM時のPR水位、PV水位及びPL水位挙動にどのように影響するか、評価が必要である。そこでROSA-Ⅴ/LSTFと実機について、1次系高さと冷却材容積の関係を詳細に比較し、これらの相違点が上部プレナム水位とPL水位に与える影響について、以下に考察する。

(2) ROSA-Ⅴ/LSTF体系と4ループPWRの1次系高さ－容積関係の詳細比較

最初に両システムの1次系容積模擬性について述べる。図4.4-1(a)と表4.4-1に両システムの高さ－容積関係を示す。この図の中で、加圧器下部から炉心上部までの高さの範囲を詳細に比較した図を図4.4-1(b)に示す。4-ループPWRのデータは、ROSA-Ⅴ/LSTF資料[32]や参照炉の設置許可申請書[72]等の公開資料をもとに、著者らが実機解析のために作成したものであり、ここには実際のECCS配管やレットダウン抽出系配管等配管容積が含まれてなく、言わば名目上のデータである。PWRの1次系全容積については、参考資料(32)に示す値(347 m^3)と、各領域の詳細容積を累計した値(354 m^3)とに2%の相違があるが、ここでは後者の値を採用した。これに対して、ROSA-Ⅴ/LSTFの1次系容積分布は、実際のECCS配管ノズルや計装ノズル等の容積を含めて実容積確認試験で実測したデータをベースにしており、実験における保有水量の変化を正確に検討するため

のデータベースであるから、両システムの容積データは異なる性格を有する。LSTF の炉心出力や破断口面積、ECCS 注入流量等は 1/48 で模擬しているが、LSTF 実測 1 次系容積の PWR に対する縮小スケールは、1/48 よりややずれて 1/43.5 となる。PWR でも実際の接続配管容積を含めれば、LSTF 容積スケールは 1/48 に近い値になると考えられる。

まず LSTF 改造加圧器の初期水位は 7.2 m としており、これは EL 18.63 m となる。一方、PWR の公称初期水位は 20.09 m である。LSTF の頂部高さは実機より幾分低くなったが、1 次系全容積に対する加圧器容積の比では V_{PZR}/V_0=0.159 であり、実機の場合の 0.145 に対して V_0比で 0.014 多い。これは加圧器サージライン容積を含めてもほぼ同じである。二番目に高い位置にある SG U 字管容積は、LSTF で V_{SGU}/V_0=0.213 であるが、PWR では 0.246 であり、逆に PWR の方が V_0比で 0.033 大きい。SG U 字管上端の位置(ともに EL 18.58 m)と加圧器底部の位置(LSTF で EL 11.34 m、PWR で EL 11.3 m)は両システムでほぼ一致しており、またその間の容積分布も両システムで V_0比 1.3%以内の相違であり、ほぼ等しいと言える。

SG 出口プレナム(SGOP)上端の高さには 0.22 m の違いがあり、それより下方の容積は LSTF で V/V_0=0.590、PWR では 0.553 であり、LSTF の方が V_0比で 0.037 大きい。一方、両システムのホットレグ上端位置は一致しているが、その下端位置は PWR では EL 4.87 m であり、LSTF では配管径が小さいため EL 5.40 m と 0.53 m 高い。ホットレグ下端以下の容積は両者でほぼ等しい。システム全体で比較すると、同じ高さにおける容積比の最大の相違は、LSTF ホットレグ下端位置(EL 5.40 m)における V_0比で 0.09 である。一方、コールドレグ下端までの 1 次循環ループ(PL)水位計の主計測範囲は、4.2 節に示すように LSTF で 2.363 m (EL 5.399-7.762 m)であり、PWR では 2.525 m (EL 4.889-7.414 m)となり、0.162 m 長い。ホットレグ下端から SGOP 上端までの容積を比較すると、LSTF では $\Delta V/V_0$=0.314 であるが PWR では 0.279 となり、PWR は V_0比で 0.035 少ない。次に、これらの形状特性の相違が、加圧器水位、PV 水位及び PL 水位に及ぼす影響を以下に検討する。

(3) 1 次系水位計 3 種の特性に与える両システム構造の影響

まず SBLOCA 事象における加圧器水位挙動への影響であるが、この水位が喪失するまでの経過時間は、主として加圧器内の飽和水量と破断初期のサブクール減圧下の破断口流出流量に依存する。LSTF の流出流量は、破断口オリフィス面積で PWR の 1/48 とする条件を模擬している。**表 4.4-2** に示す初期水位下の加圧器内容積は、LSTF で $\Delta V/V_0$=0.096、PWR で 0.082 であり、LSTF の方が V_0比で 0.014 多い。4.3 節で示した LSTF 実験における加圧器水位の喪失は、ほぼ全保有水量(M_0)比で 10%前後に相当する水位変化であったから、これは加圧器内容積の V_0比 9.6%に対応するものである。したがって、実機でも同様の破断初期の過渡変化が生じるが、加圧器水位喪失は LSTF よりやや早く生じると考えられる。なお、4.2 節に示した TMI 型 LOCA 実験では、破断位置のある加圧器に冷却材が流入するので加圧器水位は高く維持されるが、1 次系内の保有水減少は PV 及び PL 水位計で検出される。

次に、上部プレナムの上部領域における水位挙動は、水位が形成されてからホットレグ位置に達して一定値になるが、上部プレナム容積はほぼ実機容積をスケール比で模擬しており、ホットレグ上端位置は両システムで一致しているので、過渡状態の冷却材中の蒸気生成がスケール比で模擬されれば、水位低下過程も実機模擬となる。スクラム後の一定時間までの LSTF 炉心熱出力過小期間を除けば、蒸気生成は主として炉心熱出力と炉心流量、炉心入口部のエンタルピに依存するが、これらはほぼ実機過渡条件を模擬しており、したがって LSTF/SBLOCA 実験における上部プ

レナム上部の水位低下時間帯では、ほぼ実機条件を模擬した水位低下をするものと考えられる。但し、上述の加圧器水位喪失時刻が、実機ではLSTFより若干早くなると考えられるので、加圧器からの流入蒸気が上部プレナムにも進入すると、上部プレナム上部水位低下もLSTFよりやや早く開始すると考えられる。

次に、上部プレナム水位のホットレグ位置以下への低下は、コールドレグ破断LOCA事象等に見られる一時的なループシールクリアリング現象は別として、SG U字管とSG入口プレナムの冷却材が喪失し、次いでホットレグ水位喪失が生じ、その後に低下する順序で生じることになる。この場合、ホットレグ下端の位置がPWRではEL 4.87 mであり、LSTFではEL 5.40 mと高いが、**表4.4-1** に示すように、それぞれの位置より下の冷却材容積はほぼ一致している。したがって、この水位低下開始条件は、それまでのSBLOCA事象の冷却材喪失が模擬でできていれば、両システムで同じ冷却材量の時点で生じることになる。PWRとLSTFで異なるのは、上部プレナムの水位がホットレグ位置に維持されている時間帯における、ホットレグ配管径に相当する水位の変化量である。ホットレグの管径は、LSTFでは0.207 mであるが、PWRでは約0.74 mと大きい。精密な差圧計を用いればこの高さの相違に対応した水位変化過程を検出可能であるが、実機におけるW社型原子炉水位計(RVLIS)の評価 [(6)] においては、ポンプ停止後の水位計測に使用する狭域水位計で、不確かさの範囲を±6%(=±2.5 ft)に達成できれば保有水量評価に有効とされており、これより大きい不確かさ(±15%)でも保有水量変化のトレンド評価に役立つとして認可されていると述べられている。この±2.5 ftの不確かさ範囲は±0.76 mであるから、ホットレグの上下間高さはその1/2 の範囲(±0.37 m)になるので、この範囲の水位変化は誤差範囲に含まれ、水位変化として判断が困難である。したがって、ホットレグ内高さにおける水位変化は判断指標として不確かさが大きいので、ホットレグ下端からの明確な水位低下が判断指標となる。但し、実機においては、ホットレグ下端と炉心発熱領域上端との位置の差は、1.21 mであり、LSTFにおけるその差(1.95 m)に比較して 62%と小さいので、上部プレナム水位がホットレグ下端より低下開始した後、炉心露出に至る経過時間は、PWRの方がかなり少なくなる点に留意する必要がある。

最後に、SGOPから下方で、コールドレグ下端位置より上方の主計測領域で計測するPL水位計の特性を両システムで検討する。実機ではコールドレグ下端よりホットレグ下端の方が僅かに低い位置にあるので、その領域は**表4.4-2** でホットレグ下端位置までの領域で代表させて検討すると、この範囲は、PWRの方が0.31 m広い。SGOP上端位置以下の冷却材量はPWRの方がV_0比0.037少ないので、この分遅くPWRの水位低下開始が生じると考えられる。一方、ホットレグ下端以下の冷却材量は両システムでほぼ一致しているので、この主計測領域の水位検出終了時点の1次系保有水量は同等と予測される。また、この範囲の水位低下速度は、PWR の方がやや速いことになる。

以上まとめると、加圧器水位計については、PWR の方が V_0比 1.4%少ない水面下水容積により、LSTF よりやや早く水位喪失すると考えられ、1 次系保有水量の変化では、LSTF の M_0比 9.6%に相当する水位変化範囲に対して、PWRではM_0比8.2%程度の保有水変化に対応する水位低下になると考えられる。上部プレナムの上部水位は、ほぼLSTFと同等の保有水量低下範囲に対応して水位低下すると予測される。上部プレナムに接続しているホットレグの下端位置に関して両システムに相違はあるが、上部プレナム下部水位がホットレグ位置から低下する時点は、それまでのSBLOCA過程が模擬できていれば、PWRとLSTFで同等な保有水量で生じると考えられる。PL水位については、低下開始はPWRの方がV_0比3.7%に相当する冷却材量の分だけ遅く生じ、主計測範囲の下限で

あるコールドレグ下端レベルに水位が低下する時点では、ほぼ同様の保有水量になると考えられる。全体として、冷却材容積分布が両システムで良く模擬されており、破断流量と保有水量、炉心出力変化、ECCS 流量に容積スケールが適用されているので、上述した両システムで最大の高さー容積分布の相違点であるホットレグ配管径の相違が、両システムにおける水位計 3 種の過渡変化に著しい相違は生じさせないと判断される。

表 4.4-1 ROSA-Ⅴ/LSTF と 4 ループ PWR の 1 次系高さー容積関係の比較

Item	ROSA-Ⅴ/LSTF		4-loop PWR	
	EL (m)	V/V_0 (-)	EL (m)	V/V_0 (-)
Top of pressurizer	22.67	1.000	26.8	1.000
Pressurizer water level	18.63	0.937	20.09	0.938
Top of SG U-tube	18.58	0.936	18.58	0.923
Bottom of pressurizer	11.34	0.705	11.3	0.699
Top of PV upper head	8.60	0.645	9.47	0.655
Top of SG outlet plenum	7.63	0.590	7.41	0.553
Top of hot leg	5.61	0.353	5.61	0.402
Bottom of hot leg	5.40	0.276	4.87	0.274
Top of core	3.97	0.211	3.97	0.222
Bottom of active core	0.0	0.075	0.0	0.094
PV bottom	− 2.36	0.0	− 3.1	0.0

＊ V_0 is 8.14 m^3 for ROSA-Ⅴ/LSTF and 354 m^3 for 4-loop PWR, respectively.
Ref.32 for ROSA-Ⅴ/LSTF and Ref.24 for 4-loop PWR, respectively.

表 4.4-2 ROSA-Ⅴ/LSTF と 4 ループ PWR の領域別容積の比較

Item	ROSA-Ⅴ/LSTF		4-loop PWR	
	EL (m)	V/V_0 (-)	EL (m)	V/V_0 (-)
Water in pressurizer	18.63-11.34	0.096	20.09-11.3	0.082
SG U-tubes	18.58- 7.63	0.213	18.58- 7.42	0.246
SGOP top - HL bottom	7.63- 5.40	0.314	7.41- 4.87	0.279
HL bottom - core top	5.40- 3.97	0.065	4.87- 3.97	0.052

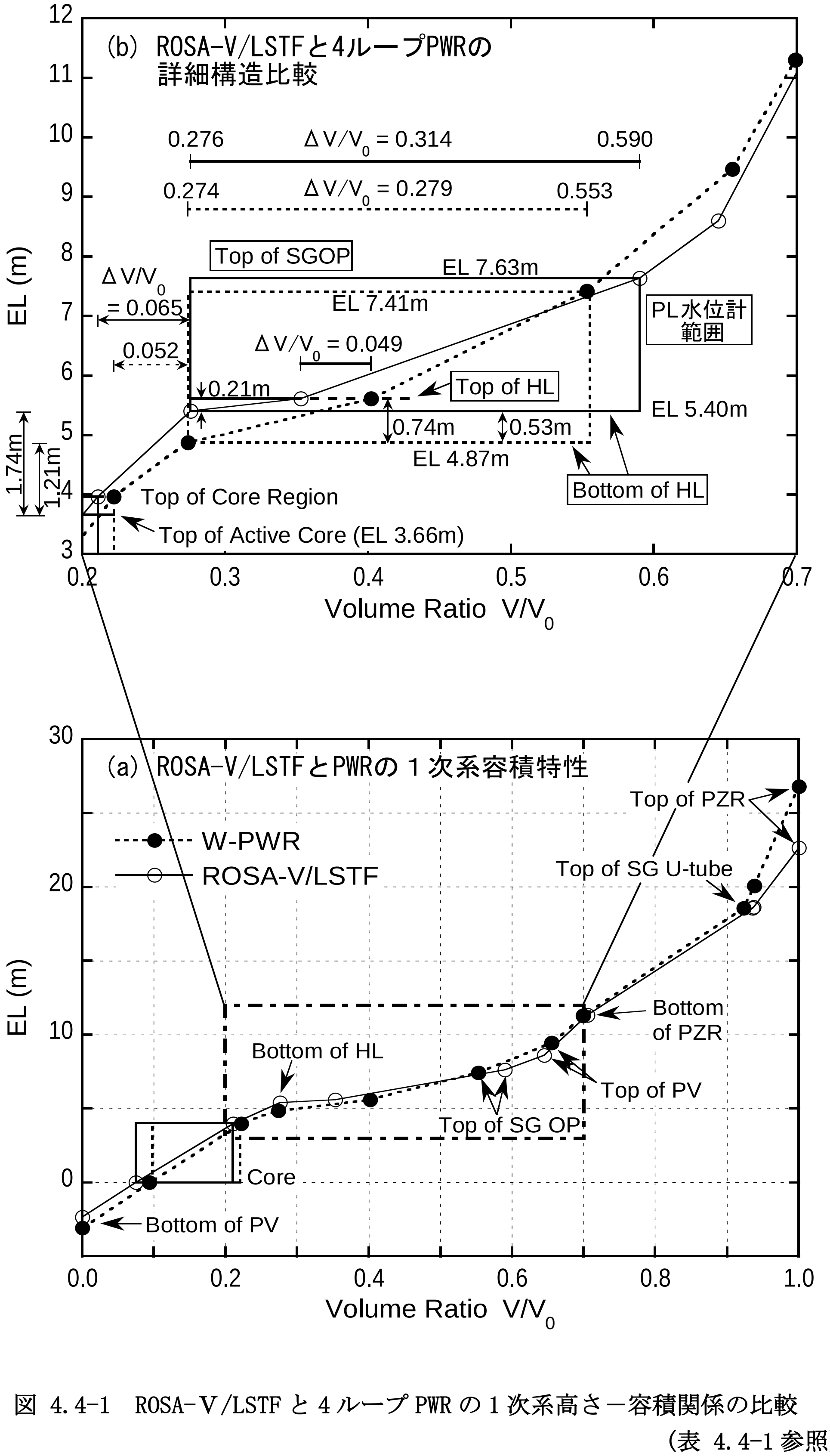


図 4.4-1 ROSA-V/LSTF と 4 ループ PWR の 1 次系高さ－容積関係の比較

（表 4.4-1 参照）

5. ROSA/LSTF 実験における炉心出口温度計装(CET)特性の研究

本章で述べる炉心出口温度計(CET)は、世界の多くの PWR に設置され、炉心過熱を直接的に示すことができるシビアアクシデントの発生指標と評価されてきたが、最近実施された OECD/NEA ROSA プロジェクトの Test 6-1 実験結果 (9) から、CET の事故時特性に未検討の不確かさがあるとわかった。2.1.3 節で述べたように、TMI-2 事故後に米国で実施された CET 性能評価 LOFT 実験について再検討したところ、残された研究課題があると判断された。この点を踏まえ、以下に LSTF の各種 SBLOCA 事象と異常過渡事象の模擬実験における CET 特性 (9-11, 43) を述べ、実機適用性を考察する。

最初に、LSTF の CET 計測条件と、ROSA-Ⅳ/LSTF の SBLOCA 実験における炉心過熱開始からの CET 初期過熱検出遅れの特性を述べる(5.1 節)。次に上記 Test 6-1 実験で解明した PV 頂部破断 LOCA 条件固有の制御棒案内管チムニー効果とそれによる炉心過熱検出遅れについて(5.2 節)、更に代表的な ROSA-Ⅳ及び ROSA-Ⅴ計画における 12 実験を踏まえた CET 炉心過熱検出遅れの原因解明と昇温過程の一般的特性を述べる(5.3 節)。加えて、CET の過熱不検出事例(5.4 節)と、著しい高圧又は低圧における異常過渡時の CET 炉心過熱検出の課題(5.5 節)を明らかにし、最後に LSTF/CET 特性の PWR 条件への適用性について述べる(5.6 節)。

5.1 ROSA-Ⅳ/LSTF/SBLOCA 実験における CET の初期過熱検出特性

ROSA-Ⅳ計画初期に実施した破断条件の異なる 21 の SBLOCA 実験 (43) を対象に、炉心過熱初期過程において CET 温度上昇開始に一定の時間遅れが伴うことを示した。この時間遅れは、5.3 節で述べる ROSA-Ⅳ/Ⅴ計画全体の CET 過熱検出遅れ一般特性と一貫性がある。本節では、まず LSTF 試験装置の CET 設置条件を示し、実機の各種 CET 設置条件と比較する。次に、炉心の模擬燃料棒過熱過程に対する CET 過熱温度の関係を代表事例で示し、最後に、20 実験で得られた CET による炉心過熱の初期検出遅れ特性を明らかにする。CET 温度が全く過熱化しなかった 1 実験(10%コールドレグ破断 LOCA 実験)は 5.4.2 節で詳しく述べる。

(1) LSTF の炉心燃料集合体及び炉心出口構造と CET 設置条件

図 5.1-1 に、炉心出口部に設置された上部炉心板(UCP: Upper Core Plate)上面の流路孔と構造物及び CET20 点の配置(a)と設置構造(b, c)を示す。UCP は実機と同じ厚さ(76.2 mm)で、その下面は炉心発熱上端より 308 mm 上方に位置する(図 3.1-8 参照)。UCP 外径は 511.4 mm で、炉心外周壁のコアバレル内径(514 mm)との間に 1.3 mm のギャップがあり、その位置は固定されている。この上面には、模擬制御棒案内管(CRGT)8 体と大小のサポートコラム 10 本が設置されており、それぞれの位置に流路孔がある。これらを含めて流路孔は大小 24 あり、それぞれ炉心の模擬燃料集合体 24 体の出口流路になっていて、合計流路面積は実機を 1/48 スケールで模擬している。実機比 1/48 で模擬制御棒案内管数を求めると実サイズ 1 体分となるが、炉心内 24 体の模擬燃料集合体の半径方向出力分布に応じた炉心と上部プレナムの複雑な流れを可能な限り模擬するために、これを縮小サイズの 8 体の模擬制御棒案内管に分割し、サポートコラムも同様に分割配置している。CET は流体温度計測用の Chromel-Alumel 熱電対(1.6 mm 径)であり、図に示すように、UCP 上面から 13 mm 上方に感温部を設置するよう支えで固定し、その内 16 点は流路孔の縁(c)にあり、4 点は模擬制御棒案内管下部の外側(b)に設置されている。一方、CET の設置位置に対応して、UCP 下面側にも流体温度計測 18 点がある。なお、後述する UCP 昇温評価用に、UCP 上下面に金属温度計測用熱電対が、外周に 4 点、中央に 1 点、計 10 点設置されている。

図 5.1-2 に、炉心の 24 体の 8×8 配列模擬燃料バンドル配置とコールドレグ及びホットレグ配管の設置方向、及び模擬燃料棒のステップ状軸方向出力分布(APF: Axial Peaking Factor)を示す。このホットレグ配管位置に近いバンドルと遠い位置のバンドルでは、ホットレグからの流下水の影響で炉心過熱現象に相違が生じることがある。炉心中央には平均出力バンドル 4 体(B21-B24)があり、半径方向出力分布(RPF: Radial Peaking Factor)=1.0 を模擬する。その周囲に高出力バンドル(RPF=1.51) 8 体(B13-B20)があり、外周には低出力バンドル(RPF=0.66) 12 体(B1-B12)が配置されている。これらの出力分布は実機を模擬したものである。炉心の模擬燃料棒は電気加熱であり、外径、配列ピッチ、長さ、スペーサー配置を実機条件と一致させている。各バンドルには複数の制御棒模擬の非発熱棒が設置されている(**図 3.3-3** 参照)。

(2) 実機 CET 設置条件との比較

PWR プラントの CET 設置条件に関する詳しい公開資料は少ない。明らかになっている資料には、CET 特性を調べた LOFT 実験レポート[(19)]や、LSTF 参照炉である敦賀 2 号炉の設置許可申請書[(72)]、米国の W 社原子炉水位計に関するレポート[(14)]、米国 CE 社の加熱熱電対式原子炉水位計に関するレポート[(16)]、米国の EPRI 原子炉水位計評価レポート[(17)]における TMI-2 原子炉の CET 配置図等があるが、概略記述が多い。この内 LOFT 実験レポートでは、LOFT 炉の CET 21 点が燃料集合体 6 バンドル出口の上部グリッドに設置され、炉心上端から 1 インチ上方であることに加え、実機プラントの CET 設置条件は多様であること、すなわち、あるプラントでは案内管の中に設置されており、別のプラントでは流体の流れの中に置かれていると述べている。敦賀 2 号炉では、上部炉心板上部に全体で 50 点設置され、制御棒案内管のあるバンドルは避けてサポートコラム近傍に取り付けられているようであるが、LSTF の CET 設置条件はこれに近い。米国 W 社 PWR の事例はこれらの原型と考えられるが、中空で側孔の多いサポートコラムの中で、上部炉心板の流路孔の上方に設置され、制御棒案内管内には設置されてない。CE 社 PWR では、流体が出入りする炉内計装管の中に設置されており、炉内計装管は 1 つ置きの燃料バンドルに規則的に配置され、合計 56 点となる。TMI-2 原子炉の CET 配置は、CE 社 PWR 同様、炉内計装管の出口部に設置され、合計 52 点であるが、その炉心断面内配置は格子状ではなく、独自の配置である。

以上の CET 設置条件からわかることは、PWR プラント固有の設置場所と高さ、炉心内配置、設置数になっていることである。これらのプラント固有の設置条件が、種々の事故条件下の CET 過熱蒸気温度検出特性にどのように影響するかは、一律には評価できない。炉心から CET 設置位置までの過熱蒸気流路にどのような低温の非加熱構造材があるかが関与するからである。5.6 節に述べる実機適用性においては、LSTF 参照炉を対象に検討するが、これと異なるタイプの PWR プラントでは、個別の CET 応答特性実験を実施するか、或いは LSTF 試験における種々の事故条件下の CET 特性を踏まえ、解析的に個別 PWR への適用性を評価するか、適切な評価方法が検討される必要がある。

(3) LSTF の 21 実験の破断条件

表 5.1-1 (a), (b) に、ROSA-Ⅳ/LSTF で実施した 21 実験[(43)]の破断条件を示す。破断位置は、TMI タイプ実験の加圧器頂部、PV 頂部と底部、コールドレグとホットレグの 5 か所であり、破断サイズはコールドレグ配管基準で 0.5-10.0%の範囲である。TMI タイプの実験(SB3)[(42)]は、破断サイズが 0.45%相当であり、PR1 実験はその 3 倍の破断サイズである。21 実験の内、15 実験は 1 次模擬燃料集合体を使用した SBLOCA 実験であり、4.2 節で PL 水位計特性を検討した 14 実験(**表 4.2-1** 参照)とほぼ同じ対象であるが、10%破断実験を対象に加えた点等が相違する。これらの実験では、

炉心過熱状態を模擬するために高圧注入系(HPI)の不作動を仮定し、或いは炉心過熱検出後にHPIを手動作動させた。2次模擬燃料集合体を使用した6実験は、SBLOCA条件下で運転員操作による減圧策の効果を調べた実験で、これには加圧器 PORV 開作動による 1 次系の直接減圧策と、SGRV開操作による 2次系減圧策の2種類が実施された。その他の実験条件は、ここでは省略する。

(4) 0.5%破断LOCA実験における炉心過熱とCET温度上昇検出の事例

図5.1-3 (a)に、0.5% PV 底部破断実験(SP1)における炉心過熱過程の炉心上端模擬燃料棒表面温度とCET温度についての過熱度($DT=T-T_S$)を比較する。炉心温度については、上端位置の過熱度最大値(Max)、平均値(Ave)及び最小値(Min)を統計処理により導いた。これと比較して、各時刻における炉心内の最高過熱度はMax(Core)で示した。同様に、CET過熱度についても統計処理を行い、分布を調べた(この SP1 実験 [42]については、3.4 節で圧力及び保有水量と主な事象を示し、4.2節では水位計特性を述べたが、ここでは全炉心過熱時のCET特性を述べる)。

炉心過熱開始は炉心上端(温度計測点Pos.9: EL 3.61 m)からではなく、その下の位置(Pos.8: EL 3.048 m)において1496 sに生じた。上端の過熱開始は図のように、それより約30 s遅れて生じた。炉心上端の温度分布の広がりは、主としてバンドル間の出力分布と、ホットレグからの流下水が炉心過熱開始から一定期間続いていたことによる部分的な冷却効果とによるものである。最も早いCETの過熱開始は炉心過熱開始から90 s遅れて生じた。一方、CETの中で最も過熱開始が遅い部分があり、これが明確に温度上昇するのは炉心過熱開始から約300 s後である。このように、CET の中でも過熱開始に大きな分布が見られたが、これは**図 5.1-3 (b)**に示すように、ホットレグA側で過熱化が抑制されたことから、ホットレグAからの流下水の影響によるものと考えられる。CETと炉心の過熱度分布を相互比較すると、両者の最低温度上昇(Min)は同様な応答を示しており、CET の最大値(Max)は炉心上端温度の平均過熱度(Ave)に近い挙動を示したことがわかる。この実験では、破断口が下部プレナムにあり、蒸気流出になる前に炉心全体が過熱化した。炉心で蒸気発生がなくなった後、1700 s以降のCET過熱度に顕著な増加が見られず、CETと炉心最高温度との差が拡大して約250 Kに達した。炉心過熱検出後に運転員操作としてHPIを作動させたが保有水回復に至らず、最終的に炉心最高温度が制限温度(923 K)に達し、1775 s に炉心出力を停止した。このように、CET は炉心過熱過程に対応した温度上昇を示したが、時間的な遅れの存在と温度乖離が明らかになった。また、全炉心過熱に至る場合には炉心蒸気上昇流が減少し、CETの過熱化が抑制され、CETと炉心過熱との温度乖離が増大することが示された(5.3節(3)参照)。

次に**図5.1-4 (a)(b)**に、0.5%コールドレグ破断実験(SCF)の場合を示す。炉心過熱は2025 sから生じたが、2147 sからは破断ループのSG-B側で2次系減圧操作を開始し、その炉心冷却効果が現れた。この場合、CET の過熱開始は炉心上端の過熱開始から 120 s 後に生じた。しかし CET温度上昇は抑制され、最小過熱度はゼロのまま昇温しない部分が生じたし、最大値も100 K以内にあり、減圧操作によるホットレグからの流下水で冷却効果が大きく現れたことがわかる。このような傾向は炉心上端の模擬燃料棒温度挙動にも見られ、最低温度は水位低下後でも飽和条件にあり、平均過熱度は減圧操作の後でやや低下する傾向を示した。すなわち、炉心上端の燃料棒温度とCET温度には、冷却水の存在による対応関係と、過熱蒸気による温度上昇との両方の傾向が見られた。この減圧効果は、**表 5.1-1 (b)**に示す2次模擬燃料集合体による実験にも共通するものである。このように上述のSP1実験とは異なり、炉心全体が過熱化することはなく、部分的な冷却が続く中でも一部では炉心の過熱蒸気がCETで検出され、炉心上端の模擬燃料棒温度分布とCET全体の温度分布に一定の相関があることが示唆された。

(5) 20 実験の炉心過熱開始時刻と CET 過熱時刻の関係

以上のような温度データ分析を全実験に対して実施し、20 実験の炉心過熱開始時刻(t_{ICC} (s))と CET 過熱開始時刻(t_{CET} (s))を比較し、同一実験で複数の炉心及び CET の過熱化がある場合には、これらを符号(Ⅱ,Ⅲ)を付して区別すると、**図 5.1-5** に示すように、両者にはほぼ一定の関係があるとわかった。これらの関係は以下の式で表わされた。

$$t_{ICC} = a_C \times (t_{CET})^{b_C}, \tag{5.1}$$

ここで a_C=0.7603、b_C=1.027 は定数である。全 20 実験結果は±11%の範囲にある。この中で最も大きなずれは 5%コールドレグ破断 LOCA 実験(SB-CL-22: SCM)であり、SG 減圧操作により上部炉心板上に SG からの流下水があり、CET 過熱化を抑制したためと判断された。この SCM 実験を除外すると、他の実験は式(5.1)に対して±5%の範囲で一致した。式(5.1)から、CET による炉心過熱検出遅れ時間($Dt_{ICC} = t_{CET} - t_{ICC}$)(s)が導かれ、次式となる。

$$Dt_{ICC} = t_{CET} \times \{1.0 - 0.7603 \times (t_{CET})^{0.027}\} \tag{5.2}$$

ここで、炉心過熱検出遅れ時間(Dt_{ICC})の CET 過熱開始時刻に対する相対遅れ(Dt_{ICC}/t_{CET})を見ると、**図 5.1-6 (a), (b)**に示すように、破断位置が 1 次系の低温側領域にある場合(**図(a)**)において高温側領域にある場合(**図(b)**)よりやや遅れが大きい傾向にあるが、ともに破断サイズが 1.0%以下の場合には相対遅れは 11%以下である。破断サイズの増大により相対遅れは増加する傾向にあり、特に SG 2 次系減圧操作をした 5%コールドレグ破断実験(SCM)の場合に増加が顕著で、相対遅れは 20%を超えた。10%ホットレグ破断実験でも相対遅れは 15%以下である。なお、5%以上の破断サイズの LOCA 事象の場合には、1 次系減圧が相対的に早く、1 次系又は 2 次系の減圧操作を実施する必要があると判断されるか否か微妙であるが、2.5%破断以下の LOCA 模擬実験では減圧操作の影響を含めて、相対遅れは 15%以下であった。また、10%コールドレグ破断実験(5.4 節参照)では、炉心出力を停止するまでの破断後 111 s 間に CET による炉心過熱検出がなかったが、**図 5.1-6 (a)**に破断サイズを変えたコールドレグ破断実験の延長としての位置を示した。

(6) 本節のまとめ

ROSA-Ⅳ計画初期に実施した破断条件の異なる 20 の LSTF/SBLOCA 実験を対象に、炉心過熱初期過程における CET の過熱検出特性を調べ、次の結論を得た。

1) 炉心上端における模擬燃料棒表面温度と CET 温度データの統計分析を行い、前者の平均温度上昇と後者の最大温度上昇が同様の挙動を示し、また前者と後者の最小温度上昇は同様の挙動を示し、両者の温度分布に一定の相関があることが示唆された。
2) CET による炉心過熱検出には時間遅れが伴う。この遅れ時間(Dt_{ICC})は上記の式(5.2)で評価され、20 実験全体で±11%以内の範囲にあった。5%コールドレグ破断で SG 2 次系減圧操作を実施し、SG からの流下水による冷却効果で最も遅れが大きかった実験(SCM)を除くと、他の実験は±5%以内の範囲で一致した。これにより、5%以下の破断サイズの場合と 10%ホットレグ破断を含む SBLOCA 条件において、CET 温度計測は炉心過熱の監視と診断に役立つことが示された。
3) この過熱遅れ時間の CET 過熱検出時間に対する相対遅れ時間(Dt_{ICC}/t_{CET})は、高温側破断の場合に低温側破断の場合より少ない傾向がある。破断サイズの増加により相対遅れは増加し、SG 2 次系減圧を実施した 5%コールドレグ破断で 20%を超えたが、2.5%破断以下の LOCA 実験では減圧操作の影響を含めて、相対遅れは 15%以下であった。

表 5.1-1　ROSA-Ⅳ/LSTF/SBLOCA 実験の破断条件 (Ref.43 Table 2)

(a)　1 次模擬燃料集合体使用の 15 実験

Break location	Test run with break size (%)			
	0.45-0.5	1.35-2.5	5.0	10.0
Pressurizer	SB3	PR1	-	-
PV top	SP2	-	-	-
PV bottom	SP1	-	-	-
Cold leg	SCC, SCF	SC1, SC2	SC8, SCI	SC9
Hot leg	SH3	-	SH1	SH2, SH4

(b)　2 次模擬燃料集合体使用の 6 実験

Break Locat.	Operator action of depressurization	Test run with break size (%)			
		0.5	1.0	2.5	5.0
Cold leg	Primary system	-	SCN	-	-
Cold leg	Secondary system	SCP	-	-	SCM
Hot leg	Primary system	SH6	-	-	-
Hot leg	Secondary system	-	SH9	-	-
Hot leg	No recovery action	-	-	SH8	-

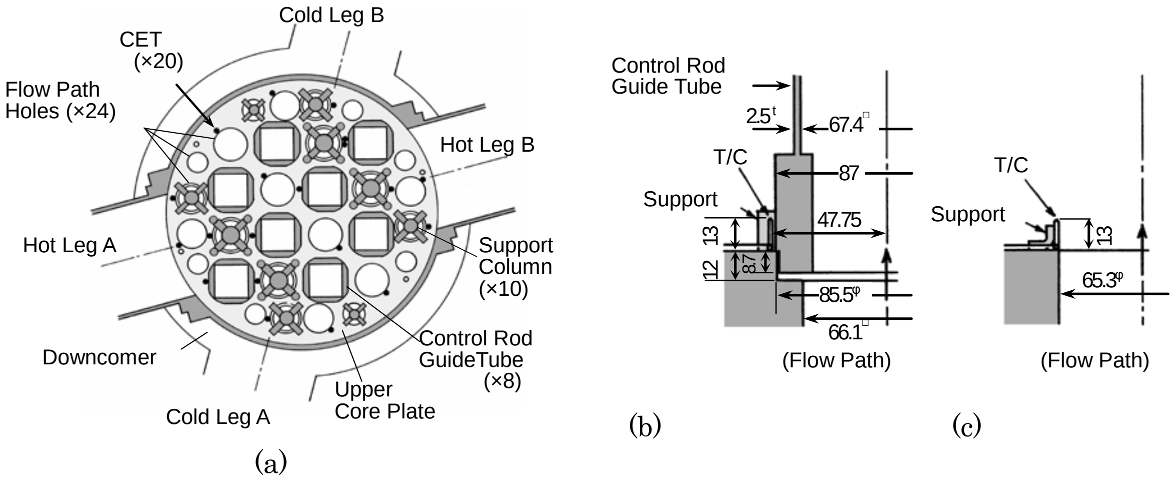
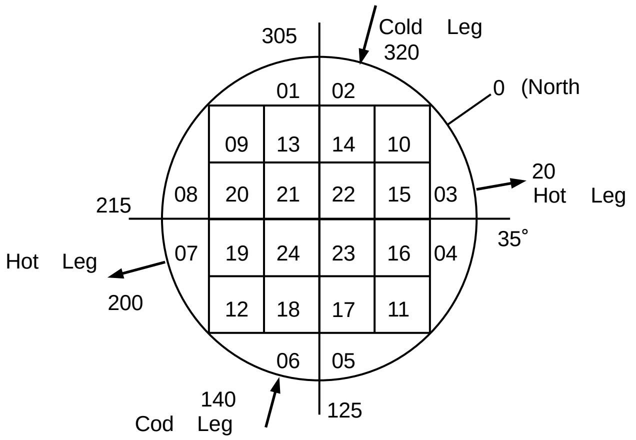


図 5.1-1　LSTF 試験装置の上部炉心板構造と CET 設置条件 (Ref.11 Table 2)



Heat Zone	Radial P.F.	Bundle No.
Low-power	0.66	B01~B12
Middle-power	1.00	B21~B24
High-power	1.51	B13~B20

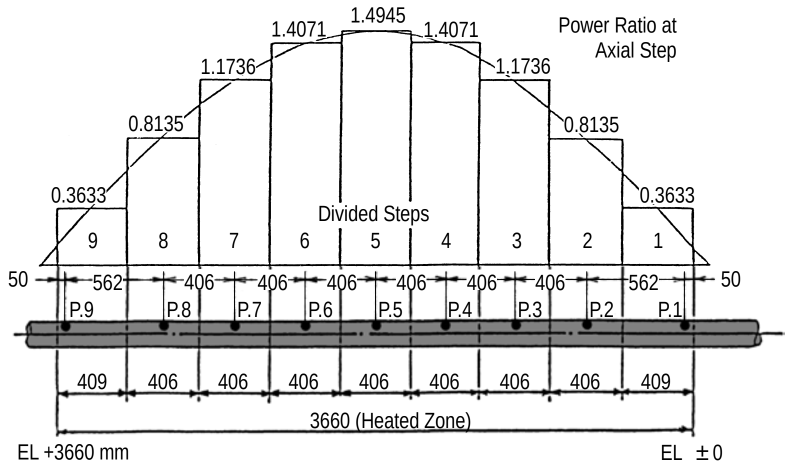
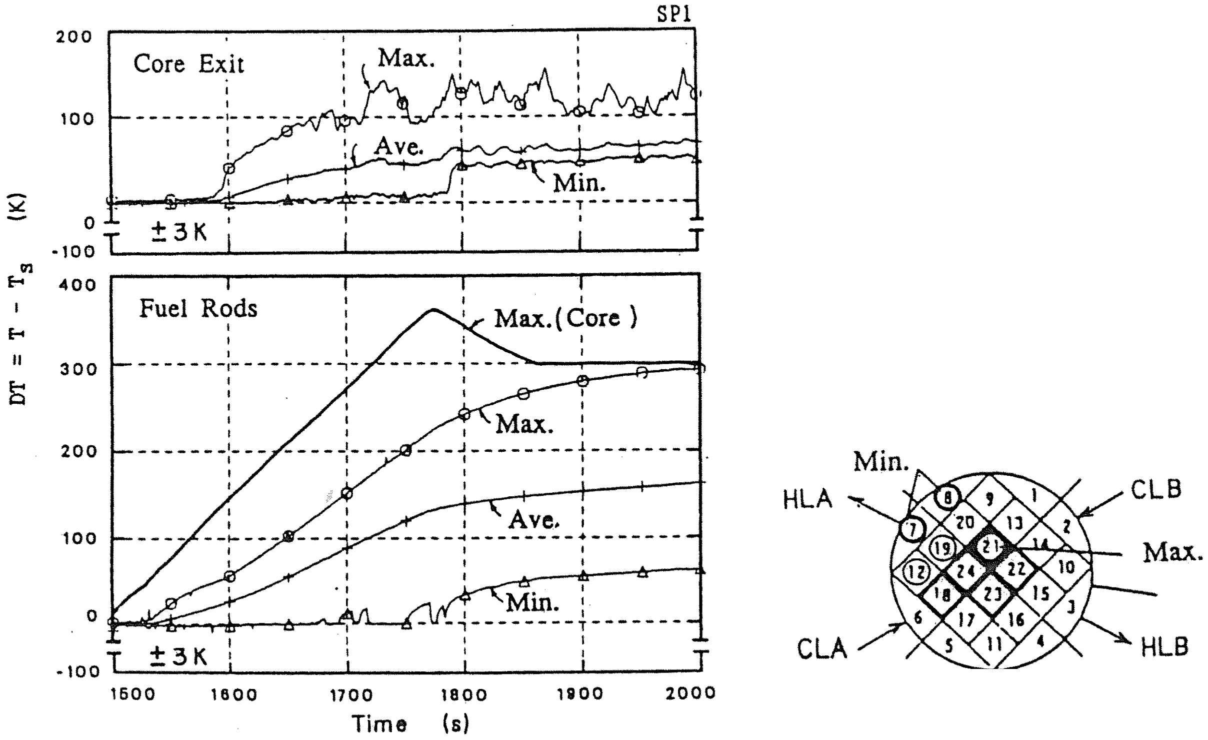
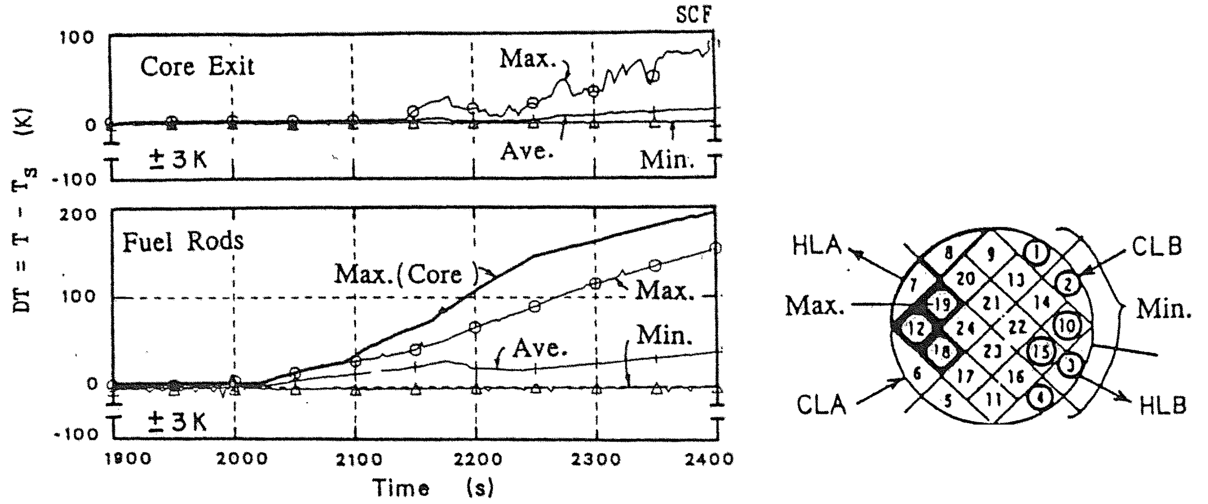


図 5.1-2　LSTF の炉心 24 バンドル出力分布と軸方向出力分布(Ref.11 Fig.3)



(a) CET の検出過熱度範囲と炉心上端の過熱度分布及び炉心内最高温度の比較　　(b) CET 過熱度の最大値及び最小値の分布とホットレグ位置の関係 (1600-1800 s)

図 5.1-3　0.5% PV 底部破断 LOCA 実験(SP1)における CET の炉心過熱検出特性(Ref.43 Fig.3)



(a) CET の検出過熱度範囲と炉心上端の過熱度分布及び炉心内最高温度の比較　　(b) CET 過熱度の最大値及び最小値の分布とホットレグ位置の関係 (2300-2400 s)

図 5.1-4　SG 2 次系減圧操作を実施した 0.5%コールドレグ破断 LOCA 実験(SCF)における CET の炉心過熱検出特性 (Ref.43 Fig.4)

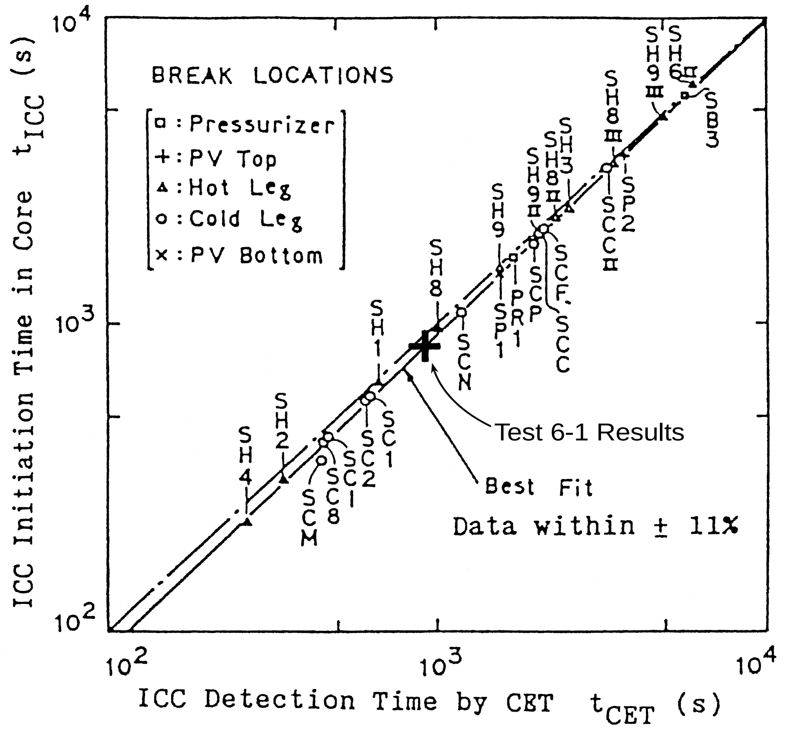
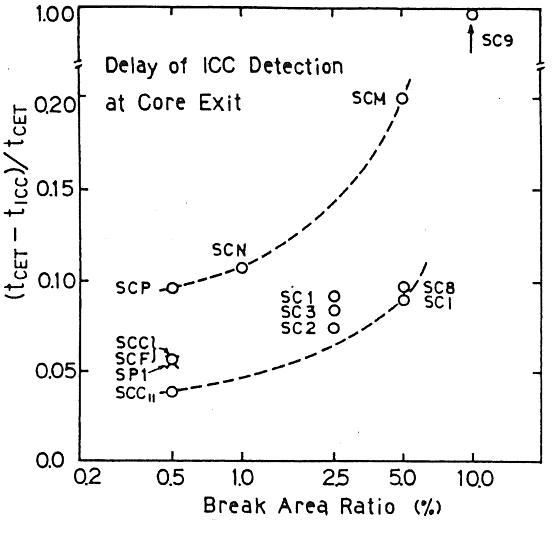
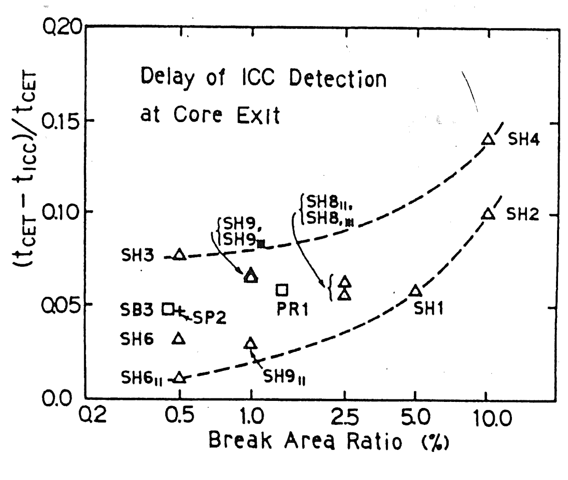


図 5.1-5 ROSA-IV/LSTF 実験の炉心過熱開始時刻(t_{ICC})と CET 過熱開始時刻(t_{CET})の関係 (Ref.43 Fig.5)



(a) 低温側破断位置の実験における相対的検出遅れ (Ref.43 Fig.6)



(b) 高温側破断位置の実験における相対的検出遅れ (Ref.43 Fig.7)

図 5.1-6 破断サイズによる炉心過熱の相対的検出遅れへの影響

5.2 PV頂部1.9%破断LOCA実験における炉心過熱検出遅れの解明

CETによる炉心過熱検出を遅らせる要因の1つに、特定の破断位置とCET設置位置に関係したPV頂部破断LOCA実験(破断サイズ0.5%以上)における影響要因、すなわち破断口の上部ヘッドに向かう炉心の高温蒸気流れが制御棒案内管(CRGT)内に集中するチムニー効果が顕著に生じ、CRGT外側に位置するCETでは高温蒸気の検出が遅れた事例として、OECD/NEA ROSAプロジェクトのTest 6-1実験結果がある。この実験は著者らが企画・担当し、プロジェクト参加のOECD/NEAと13カ国及び日本原子力研究開発機構(JAEA)の国際プロジェクトで実施された最初の実験であり、実験条件は参加者の要望に基づき決定された。研究成果はICONE16会議 [73] と日本機械学会欧文誌 [9] に外部発表したが、研究協定によりプロジェクト終了から3年後の2012年4月まで実験データの公開が制限されており、実験データは無次元化した上で参加者の承認を得て発表したものである。このTest 6-1実験(JAEA実験: SB-PV-09 (SP9))は2005年11月に実施され、ROSA-Ⅴ/LSTFの4次模擬燃料集合体が使用された。

(1) 主な実験条件と全体的な過渡事象の推移

破断位置は、実機の原子炉容器上部ヘッドに設置されている制御棒駆動機構(CRDM: Control Rod Drive Mechanism)貫通ノズルを想定した。これは、4.3.2節に示したPV頂部1%破断LOCA実験(SP7)と同じであり、近年米国Davis Besse炉でCRDM周辺の上部ヘッドに著しい減肉が発見されたことを受けて、新たな安全評価上の課題に位置づけられたものである。破断サイズはコールドレグ1.9%破断相当であり、LSTF破断口径は13.8㎜のものを使用した。LOCA過程ではHPIの全故障を想定し、CET温度623 Kにより炉心過熱を検出して両SGのRV全開による急減圧操作を実施することにした。スクラム信号は通常のLSTF実験同様、加圧器圧力の低下により発信した。1次系ポンプはスクラム信号でトリップし、以後減衰して250 s後に停止するよう模擬した。AFW補助給水はSI信号で作動し、利用可能なECCSは蓄圧注入系(AIS)と低圧注入系(LPI)であり、それぞれ1次系圧力4.5 MPa、1.24 MPaで作動することとした。

図5.2-1 (a)～(d) に、この実験の1・2次系圧力と主な事象、典型的な炉心過熱状態を示す高出力(B17)ロッド表面温度挙動、上部プレナム(UP)と炉心(Core)及びダウンカマ(DC)水位挙動、両SGの入口プレナム水位及び出口プレナム側のPL水位挙動を示す。実験開始後の主な事象としては、破断開始により1次系冷却材の流出で圧力低下が生じ、破断後700 sに破断口から蒸気流出になり、以後1次系圧力は減少して2次系圧力以下になった。1074 sにはモニターCET温度が623 Kに達し、SG 2次系減圧操作が開始された。しかし1次系圧力は先に低下していたため、AIS作動開始(1300 s)後に2次系圧力が1次系圧力に一致し、2次系減圧操作は以後の1次系減圧に寄与した。**図(b)** に示すように、炉心の過熱開始は 840 s に上端(P.9)で生じ、以後水位低下に従って下方に過熱域が広がり、炉心中央部(P.5)から下部領域のP.3まで水位が低下したことがわかる。図中のT_Sは飽和温度を示す。最高温度を示したのはP.7の温度計測点であり、1204 sには制限温度に到達し、以後は炉心出力を低減し、1215 sには50%出力に、1220 s以後は10%出力とした。炉心出力低減により模擬燃料棒温度は低下し、AIS注入により大部分の領域は1400 sまでに冷却され、炉心上端は1550 sにクエンチされた。炉心出力が低減されない場合を想定した炉心最高温度の上昇を、図中に破線で示した。これによると、炉心出力を低減しない場合には、最高温度は1200 Kを超えることが示唆された。

図(c) のUPコラプスト水位は、約650 sにホットレグ位置から低下してCRGTの側孔位置に達

し、ここから水位が低下した直後に破断口からの蒸気流出になったので、この側孔位置から蒸気がCRGT内に流入し、上昇して上部ヘッドの破断ラインへ流出したことがわかる。この時点ではまだ、上部ヘッド内には水位が高く維持されており(**図5.2-5**参照)、CRGT頂部の狭い流路を通して蒸気が上方に流出した。UP水位は790 sに喪失し、次いで炉心水位が低下した。ダウンカマ水位は炉心水位より速く低下しており、ダウンカマ保有水は炉心側に輸送されていたことがわかる。**図(d)**の両SGプレナム水位は、出口側で早く低下し(370-390 s)、入口側の水位低下開始は480 sであった。このSG出口プレナム側(PL)水位低下は、UP水位がホットレグから低下した650 sより260 s以上早い。炉心水位は、これらの各部コラプスト水位低下を経て、約800 sから低下し、炉心過熱は二相混合水位が炉心上端から低下した840 sから開始した。

(2) CETによる炉心過熱検出遅れ

上部炉心板(UCP)出口側のCET20点の過熱度分布(DT_{MAX}，DT_{MIN}，DT_{AVE})を**図5.2-2**に示す。CETの過熱開始は910 sであり、以後最低値も最高値も、増加した。最低値と最高値の上昇開始時刻に大差ないのは、この実験では炉心過熱過程にホットレグからの流下水が無いためであり、この事実は両ホットレグに設置したビデオプローブの画像で直接確認した。CET過熱度の分布は、炉心内の半径方向出力分布や、外周のコアバレル等の低温非加熱材により、炉心出口部で水平断面内に生じた蒸気温度の分布によるものである。このCET温度上昇により、1074 sにAM操作が開始された。炉心の最高温度が制限値に達して炉心出力を低減した1205 s以後も、CET過熱度は、最小値も、最高値も増加した。この段階では、炉心下部に水位があり、水面下では蒸気生成が低下しつつも持続した。ここで、CETによる炉心過熱検出の遅れは、炉心過熱開始の840 sから70 s後であるが、AM開始条件である623 Kにモニター温度が達するのは、その後更に160 s以上後であり、合計234 sの遅れとなった。この初期の時間遅れの70 sは、先に**図5.1-5**に示したLSTF初期の20実験における遅れ時間特性によく一致しており、ROSA-V/LSTF実験でも一貫した傾向であることがわかる。なお、この実験では、1次系減圧が700 s以降進行し、2次系減圧操作の効果が生じたのは1400 s以降であるので、1次系の早期減圧と炉心冷却達成というAM策の目標に照らして、CET温度 ≥ 623 KをAM指標条件としたことによるAM操作遅れについては、後に再検討すべき課題としてOECD/NEAの専門家会合(WGAMA)において取り上げられた。

次に、炉心過熱開始後1300 sまでのCET温度上昇と炉心上端温度上昇を比較し検討した。**図5.2-3**に、CET過熱度の平均値(DT_{AVE}(UCP Outlet))と炉心上端の模擬燃料棒過熱度平均値(DT_{AVE}(P9))との相関を示す。炉心上端温度は、高出力、中出力、低出力3本のロッド表面温度の平均値である。図には、初期のCET過熱検出遅れはあるが、以後は両者の相関は大変良く、安定しており、ほぼ一定の関係で温度上昇したことがわかる。初期過程を除けば、両者は次の関係式であらわされた。

$$DT_{AVE}(P9) = 2.75 \times DT_{AVE}(UCP\ Outlet) \quad (5.3)$$

ここから、CET過熱度の計測により、炉心上端の平均過熱度が推定でき、もし炉心コラプスト水位の計測があれば、二相混合水位を推定して炉心高さ方向の各位置で露出経過時間を求め、更に炉心上端の平均出力密度に対する各高さ位置の平均出力の比から、各高さ位置での露出後の温度上昇を推定でき、炉心の最高温度を推定することも可能である。なお、この相関を見ると、炉心上端の過熱度に対してCETの過熱度は約36%であるから、炉心の過熱に対してCETとの温度乖離は、時間の経過に伴って拡大することになり、時間的遅れと合わせてCET温度上昇の遅れも特性の1つとなる。

(3) CET 過熱検出遅れに影響した炉心と出口部の 3 次元蒸気流れの解明

炉心から炉心出口部に上昇する蒸気流について、1 次系内の保有水量変化をもとに評価した蒸気流量及び蒸気流速と、炉心出口に CRGT を設置したバンドルと設置してないバンドルとで炉心内流体温度に著しい温度分布の変化が生じていることから推定される CRGT チムニー効果と 3 次元蒸気流れについて、以下に示す。

まず炉心を上昇する蒸気流量については、炉心ボイルオフ過熱時間帯として 800-1300 s を選び、これを 50 s 毎の時間帯に区分し、炉心と下部プレナム(LP)及びダウンカマ(DC)の領域毎の保有水量変化を求めた。ここで他の領域について述べると、上部プレナムは既に蒸気領域であり、新たな蒸気生成はなく、そこからは CRGT 側孔を経て上昇するので、炉心出口流量には寄与しない。上部ヘッド内は破断口に最も近い低圧領域であり、ここから炉心側への流下蒸気流はない。一方、ホットレグは既に蒸気領域であり、ここから炉心上部流れへの寄与もない。コールドレグも蒸気領域であり、ループシール領域から減圧沸騰で生じる蒸気は PV 内に入るが、これも量的には無視しうるものであった。これらは領域別保有水量の分析で確認した。蒸気生成は、PV 水面下の冷却材に対する炉心及び構造材からの伝熱量と減圧沸騰とによる。なお、ダウンカマ領域から上端のスプレイノズルを経て上部ヘッドに入る蒸気量も一部あると考えられるので、炉心と下部プレナムだけの場合と、これにダウンカマを加えた場合の 2 ケースを想定して時間帯平均の炉心蒸気流量を評価し、両ケースの平均値を代表的蒸気流量(W_G (kg/s))とした。UCP 流路孔における蒸気平均流速(V_G (m/s))は、飽和温度(T_S)から UCP 上面の流体温度(CET 平均温度: T_{CET})まで昇温する効果を加味して、次式で評価した。

$$V_G = (T_{CET} / T_S) \times W_G / (\rho_G \times A_{UCP}) \qquad (5.4)$$

ここで ρ_G(kg/m^3) は時間帯平均の飽和蒸気密度、A_{UCP}(m^2)は UCP 流路面積である。結果として、炉心ボイルオフ過熱時間帯の平均蒸気流速は 0.13～0.29 m/s の範囲にあり、これらの平均値は $V_{G,AVE}$ =0.21 m/s であった。炉心内の流路では、流路面積が UCP 流路の 1.33 倍であるから、$V_{G,AVE}$/1.33=0.16 m/s となり、非常に低流速であった。炉心内には半径方向の出力分布があり、高出力、中出力、低出力バンドルの出力比は 1.51:1.00:0.66 であるから、水面下で生成される蒸気量にもこれらの影響があり、高出力バンドルでは 0.16 m/s より速く、低出力バンドルではそれ以下の流速になったと判断される。外周の低温コアバレルに隣接する低出力バンドルでは、むしろ下降流になる可能性もあると言える。このように、過熱過程の炉心では、停滞がちな過熱蒸気上昇流条件にあり、かつ炉心断面内で低流速平均値の上下に幅を持つ流速分布も存在していたことが明らかとなった。このことが、以下に述べる炉心内と出口部における過熱蒸気の 3 次元流れと、非加熱構造材との熱的相互作用とが関与する CET 温度特性に影響したと判断された。

次に、同じ出力条件にある高出力バンドル(B15, B20)内で計測した炉心蒸気温度の軸方向分布を比較した所、**図 5.2-4** に示すように、著しい相違が明らかになった。バンドル B20 の出口側の UCP 上面には CRGT が設置されており、蒸気流はこの入口(1 辺 66.1 mm の方形)から CRGT に入り上昇して上部ヘッドに至る。一方、バンドル B15 の出口に CRGT はなく、サポートコラムが UCP 上に設置されており、炉心からの上昇蒸気はその UCP 流路孔(内径 57.3 mm)を通過して上部プレナムに入り CRGT 側孔から CRGT に入るか、或いは炉心出口部で UCP の CRGT 入口側に流路を変えて上部ヘッドに向かうか、どちらかになる。図の過熱度は、3 つの時刻(1000, 1100, 1200 s)において、計測ロッドの各蒸気温度計測点(P.9～P.3)は、それぞれの位置で水位低下後の模擬燃料棒昇温の影響を受け、それに対応したと考えられる過熱度データを示すので、それらを軸方向に滑らかに結んだ温度曲線で示した。そこには過熱バンドル内を上昇する蒸気温度の変遷が示されている。

しかし、同一出力の２つのバンドル内で、下部では流体温度分布は一致しているが、上部ではB15バンドル内で急激な温度低下が示されており、明らかにB20バンドル内と異なる蒸気温度変化が検出された。1200 sにおけるPos.9のB20とB15の流体温度差は、約180 Kであった。両方の模擬燃料棒表面温度には大差ないので、このことはB15バンドルの上部で、低温蒸気が流入したことを意味しており、B15バンドルを下方から上昇してきた高温蒸気は、上部ヘッドに上昇するCRGTのあるバンドル側に移流したものと判断された。すなわち、炉心上部の高温蒸気が、CRGTのチムニー効果により、バンドル出口側にある８体のCRGTに集中したのに対して、より低温の蒸気は炉心出口部でCRGT入口に一部流れたか、或いはUCP流路孔を通過して上部プレナムに上昇したか、又は炉心外周を下降したか、いずれかになったものと考えられる。一方、炉心外周の低出力バンドル間では上記のような相違は見られてなく、高出力バンドルで顕著に表れたものと判断される。

これらのことは、炉心の停滞蒸気流れと出力分布、PV上部ヘッドに向かうCRGT内の高温蒸気流のチムニー効果とが関与した、炉心上部と炉心出口部における３次元流れであることを示している。**図5.2-5**に、LSTFのPV上部構造物と、この実験の炉心過熱段階(1000 s)における特徴的なPV上部蒸気流れを示す。上部ヘッドにはコラプスト水位がEL 8.3 mまであり、CRGT上端は水面下にあった。したがって、炉心側から上昇した蒸気は、CRGT上端の狭い流路を通過して水面上に出たことがわかる。ダウンカマ上端のスプレイノズルも水中にあり、約１ mの水頭が上端にかかっていたが、ダウンカマ蒸気は一部これを通過して上昇したか、或いはダウンカマとホットレグにあるリークラインを通してホットレグから上部プレナムに流入したか、両方の可能性がある。一方、炉心側の蒸気は、CRGTに直接集中する高温蒸気流と、低温で上部プレナムに上昇する蒸気流れ、或いは外周で下降する流れになるものと考えられる。上部プレナムにはホットレグからの流入もあり、これらはCRGT側孔から流入し、上昇した。このように、実機に比較して炉心流路が1/48に縮小されたLSTF試験装置において、PV頂部破断LOCA事象に特有の流体挙動と、その３次元蒸気流の構造が明らかになった。

(4) CRGTチムニー効果と破断サイズの関係及び隣接バンドル冷却効果との相違

最後に、上記Test 6-1実験と破断サイズの異なるPV頂部破断LOCA実験結果を比較・検討し、CRGTチムニー効果に及ぼす破断サイズの影響を述べる。一方、このCRGTチムニー効果が生じないコールドレグ小破断LOCA実験でも、同じ高出力ロッド周辺の流体温度が、出力の異なる隣接バンドルの影響を受けて相違が生じたことが確認されたので、この効果との違いも明らかにする。

図5.2-6 (a)～(d)に、1% PV頂部破断LOCA実験(SP7)[11]と0.5%PV頂部破断LOCA実験(SP2)[73]、0.1% PV 頂部微小破断 LOCA 実験(SB-PV-08: SP8)[52]及び 2.5%コールドレグ破断 LOCA 実験(SB-CL-01: SC1)[11]における炉心過熱過程のB20とB15バンドルの過熱蒸気温度を比較して示す。まず、SP7実験では**図5.2-6 (a)** に示すように、炉心過熱過程にある破断後1700, 1800, 1900, 2000 sにおける２つの高出力ロッド周辺の流体温度の軸方向分布に、Test 6-1と同様な相違が生じた。すなわち、2000 s の場合では、水面上に露出した領域の下部では両者の相違はほとんどないが、Pos.7の蒸気温度計測点で明確な相違が生じた。その上方で急激にB15バンドルロッド周りの蒸気温度が低下し、Pos.9(上端)ではB20バンドルロッド周りで212.6 Kの過熱度であったのに対し、B15バンドルロッドでは90.1 Kとなり、両者の相違が122.5 Kになった。この相違は、B20の蒸気過熱度に対して57.6%の低下に相当する。Test 6-1の1200 sにおけるPos.9の両者の相違が約180 Kであり、B20バンドルの過熱度に対して58.5%の低下であった(**図5.2-4**)ことに比較すると、SP7の方が温度では約58 K低く、B20蒸気温度との相違が相対的にほぼ同等であったことから、

SP7 実験でも同様のチムニー効果が生じていたと判断される。もし B15 バンドルの蒸気が軸方向に沿って上昇するなら、B20 バンドル内の蒸気温度と同様の傾向を示すはずであるから、明らかにこれは低温蒸気が B15 バンドル内に流入したことを示し、B15 バンドル内の高温蒸気が CRGT 入口側に移流した結果であると考えられる。Pos. 8 より Pos. 9 の位置で両者の相違が大きいことは、Pos. 9 の方が CRGT 入口に近い位置にあり、そこに集中するチムニー効果がより強く現れるからと考えられる。

次に 0.5% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP2)においては、炉心過熱の初期過程であるが、図 5.2-6 (b)の比較を見ると、Pos. 8 より Pos. 9 で両者の相違が大きい。炉心上端が最高温度になった 3950 s 時点で比較すると、過熱度自体は 40 K 以下と小さいが、B20 バンドルの蒸気過熱度に対して B15 バンドルでは 55.6%低い過熱度を示した。この低下率は SP7 実験の場合よりやや少ないが、やはり 0.5%破断実験でも CRGT チムニー効果が生じたと考えることができる。一方、図 5.2-6 (c)に示す 0.1% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP8)においては、SG からの流下水の影響で Pos. 9 位置では比較が困難であるが、炉心水位の低下で Pos. 6 以上の炉心が露出し、Pos. 7 で模擬燃料棒表面温度が最高値を示しているという、SP7 実験と同様の過熱過程において、Pos. 8 の B20 バンドルと B15 バンドルの蒸気温度がほとんど一致していることから、この実験条件では、CRGT チムニー効果は認められなかったと判断される。

図 5.2-6 (d)に 2.5%コールドレグ破断 LOCA 実験(SC1)における炉心過熱過程の B20 と B15 バンドルの過熱蒸気温度を比較して示す。この実験では破断位置がコールドレグであるから、CRGT を上昇する蒸気流は生じず、CRGT チムニー効果は発生しない。炉心過熱過程の炉心の蒸気上昇流速は、ほぼ SP7 実験と同様であった。炉心が高温に達した 900 s の時点で比較すると、Pos. 9 と Pos. 8 の両者の相違は同程度である。また、B20 バンドルの Pos. 9 の過熱度が 270.6 K であるのに対して、B15 バンドルでは 160.6 K の過熱度であるから、両者の差(110.0 K)は B20 バンドルの過熱度に比較して 40.7%に相当し、Test 6-1 や SP7 実験における相違ほどはない。

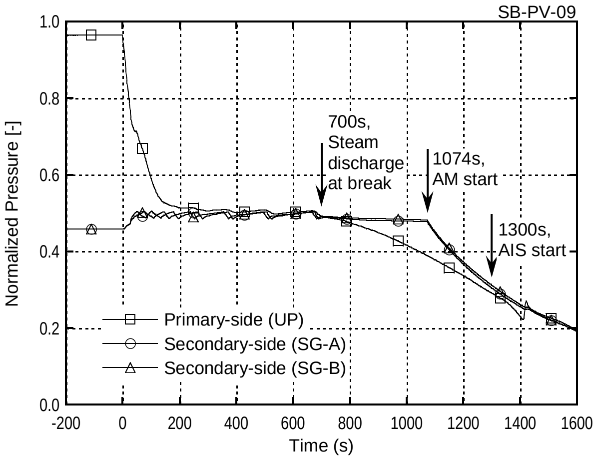
この SC1 実験における B20 と B15 バンドルの過熱蒸気温度の相違の原因として、同一出力バンドルでも計測ロッド位置によるローカル熱流動条件の相違が関与したことがわかった。すなわち、B20 バンドルで蒸気温度を計測したタイロッドの位置は、8×8 配列の(6,6)位置にあり、これは炉心断面図(図 3.1-9 参照)において、同バンドルの右下、中央寄りの位置にあり、隣接バンドルは B19 高出力バンドルと B21 中出力バンドルである。一方、B15 バンドルの計測位置はタイロッド(2,6)位置でバンドルの右上、外周よりにあり、この隣接バンドルは低出力 B03 及び B10 バンドルであるから、隣接バンドルの条件が異なる。したがって、B15(2,6)位置では低出力バンドルの低過熱度の蒸気が流入してくる可能性があるが、B20(6,6)位置では低出力バンドルの蒸気が流入する可能性はない。このコールドレグ破断 LOCA 実験により、停滞がちな炉心過熱時の蒸気が、3 次元的な流動挙動を示し、隣接バンドルの出力の相違で B15 と B20 バンドル間の蒸気過熱度に相違が生じることがわかった。この出力配置は全ての実験に共通するものであるから、上述の SP7 実験にも、また Test 6-1 実験にも、同様の隣接バンドル効果とそれによる 3 次元流れが現れていることになる。但し、このことが、PV 頂部破断実験における上述の CRGT チムニー効果を否定するものではない。その理由は、例えば SP7 実験で Pos. 7 より高い位置で B15 バンドル蒸気過熱度が急激に低下し、CRGT 入口に近い Pos. 9 で相違が最も大きかったのに対して、SC1 実験ではそのような急激な変化がないこと、また、SP7 実験で Pos. 9 における両者の相違が、B20 の蒸気過熱度に対して 57.6%の減少に相当したことに対して、SC1 実験ではこの相違が B20 の蒸気過熱度比で

40.7%の減少に相当したように、定量的に明らかにSP7実験における相違が大きいということがあげられる。したがって、これらのSP7実験とSC1実験の差として、PV頂部破断実験における上述のCRGTチムニー効果は明確にあり、特に1%以上の破断サイズの実験で顕著に見られたと結論することができる。

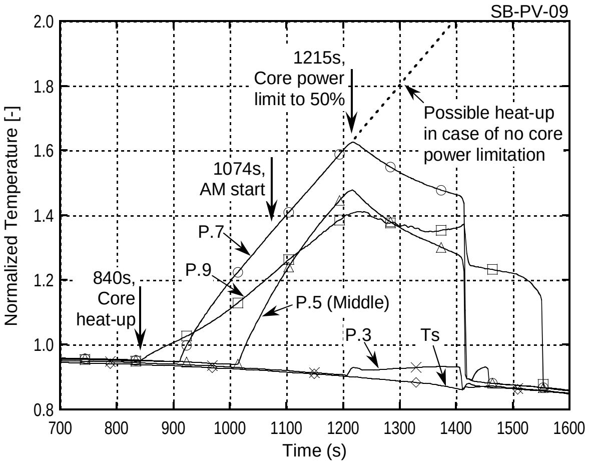
(5) 本節のまとめ

OECD/NEA ROSAプロジェクトTest 6-1実験[9]の主な結論を導き、また、これと破断位置が同じで破断サイズの異なる3実験及びコールドレグ破断実験との比較を通して、CETの炉心過熱検出を遅らせる要因の1つであるPV頂部破断LOCA事象に顕著なCRGTチムニー効果と、炉心及び出口部の3次元蒸気流れを明らかにした。

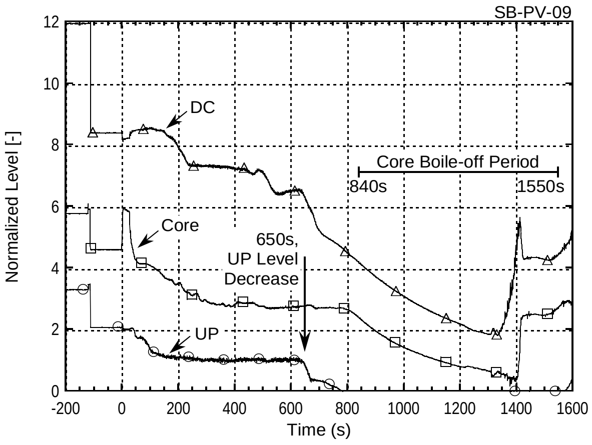
1) Test 6-1実験で、炉心過熱開始からAM策開始条件のCET温度623 K検出時点までに約230 sの時間遅れがあった。これは、ホットレグからの流下水がない条件下で生じたものである。遅れ時間の内、CET過熱開始までの遅れ時間70 sは、LSTFの他の実験で見られた遅延特性と一貫性があるが、その後の昇温過程の遅れはPV頂部破断LOCA事象特有の要因が加わり、他の実験に比較して相対的に大きくなった。
2) また、CET温度と炉心最高温度との乖離はAM操作開始時点で190 Kであり、これは更に炉心水位が低下すると増大した。炉心過熱の進行により炉心出力を低減したが、もし低減しない場合には、AIS作動後の再冠水過程までに炉心最高温度は1200 Kを超えると推定された。
3) この実験では、CETの過熱検出遅れに寄与した要因として、破断口に向かう高温蒸気流れがCRGT内部に集中して上昇するCRGTチムニー効果があり、これが炉心と炉心出口部の3次元的蒸気流れを生じさせ、CRGTの外側に設置されたCETによる高温蒸気検出を遅らせた。炉心過熱過程のCET位置近傍の流路における蒸気流速は平均して約0.21 m/sと評価され、炉心内は停滞がちな蒸気流条件にあったと推定された。CETの過熱検出遅れの他の要因として、低流速の高温蒸気が、炉心出口や周辺の非加熱構造材の冷却効果を受けることが推定された（これは5.3節で明らかにする）。
4) 破断位置がコールドレグにある場合にも、炉心内で3次元的蒸気流れが観察されたが、これは隣接バンドルの出力相違により生じたものであり、全ての実験に共通する現象であると考えられる。しかし、この効果を差し引いても、PV頂部破断実験で見られた上述のCRGTチムニー効果は明確にあり、特に1%以上の破断サイズのPV頂部破断実験で顕著である。



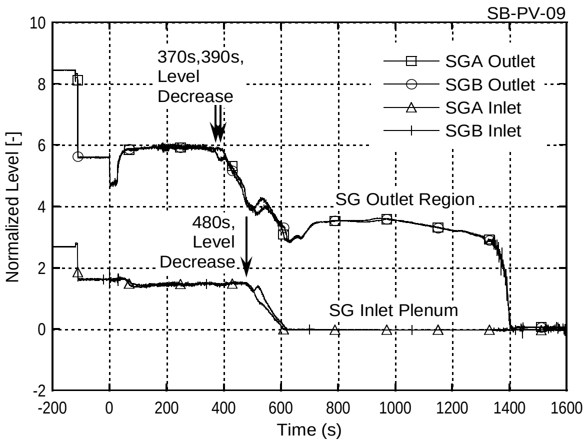
(a)　1･2 次系圧力と主な事象



(b)　過熱過程の代表的高出力ロッド表面温度



(c)　PV 内各部のコラプスト水位変化



(d)　両 SG の出入口プレナム水位変化

図 5.2-1 PV 頂部 1.9%破断 LOCA/AM 実験における主要事象 (Ref.73 Fig.6～9)

(OECD/NEA ROSA Project Test 6-1)

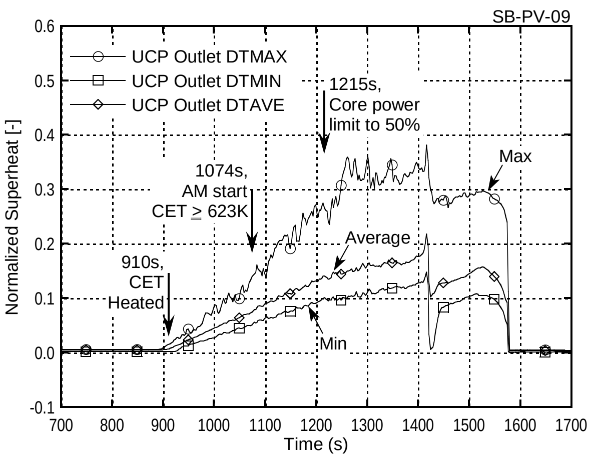


図 5.2-2 PV 頂部 1.9%破断実験(Test 6-1)の CET20 点の過熱度分布 (Ref.73 Fig.10)

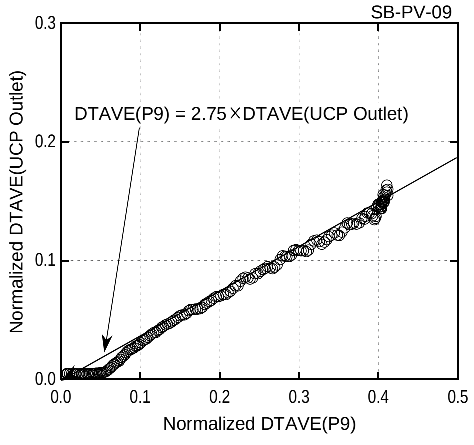


図 5.2-3　Test 6-1 の CET 平均過熱度と炉心上端燃料棒平均過熱度の関係 (Ref.73 Fig.11)

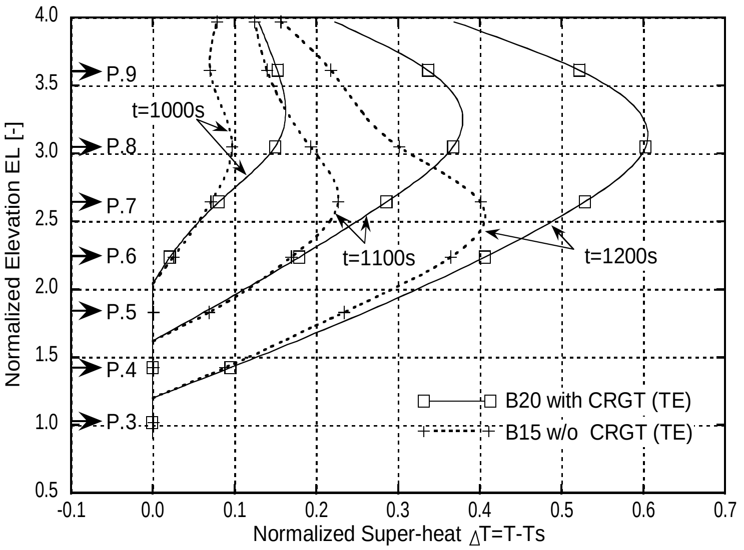


図 5.2-4 Test 6-1 の高出力バンドル内蒸気温度に及ぼす出口 CRGT チムニー効果
(B15 バンドル: CRGT なし、B20 バンドル: CRGT 設置) (Ref.73 Fig.12)

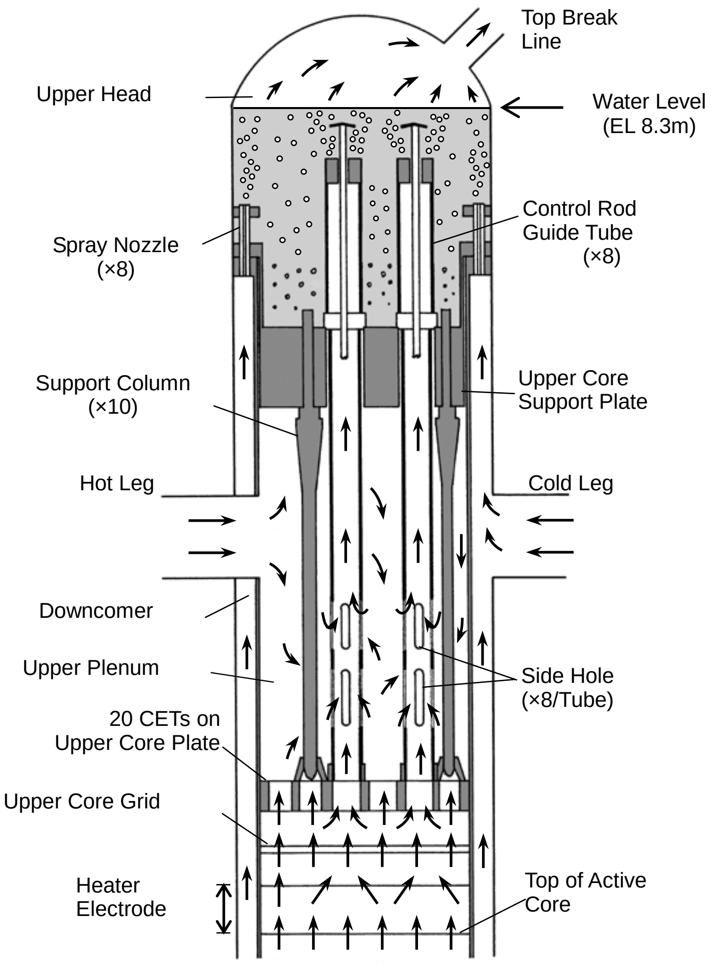
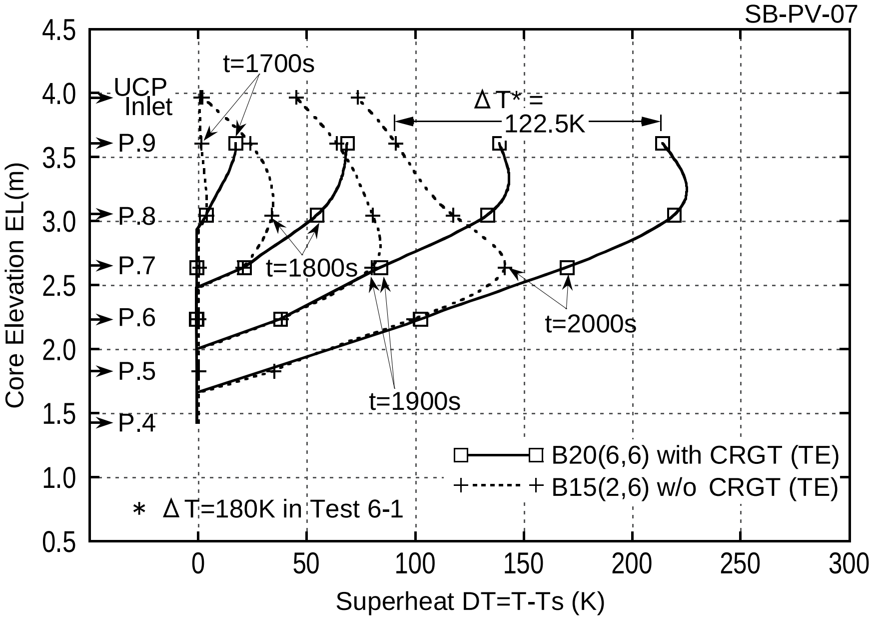
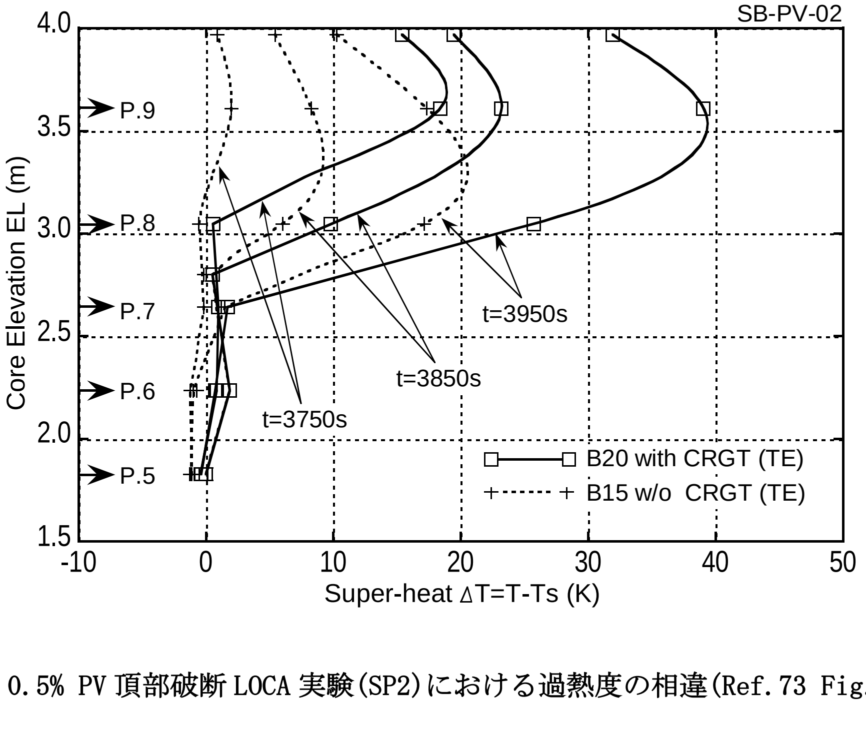


図 5.2-5 Test 6-1 の炉心過熱時における特徴的 PV 上部蒸気流れ(t=1000 s)
(Ref.73 Fig.1)

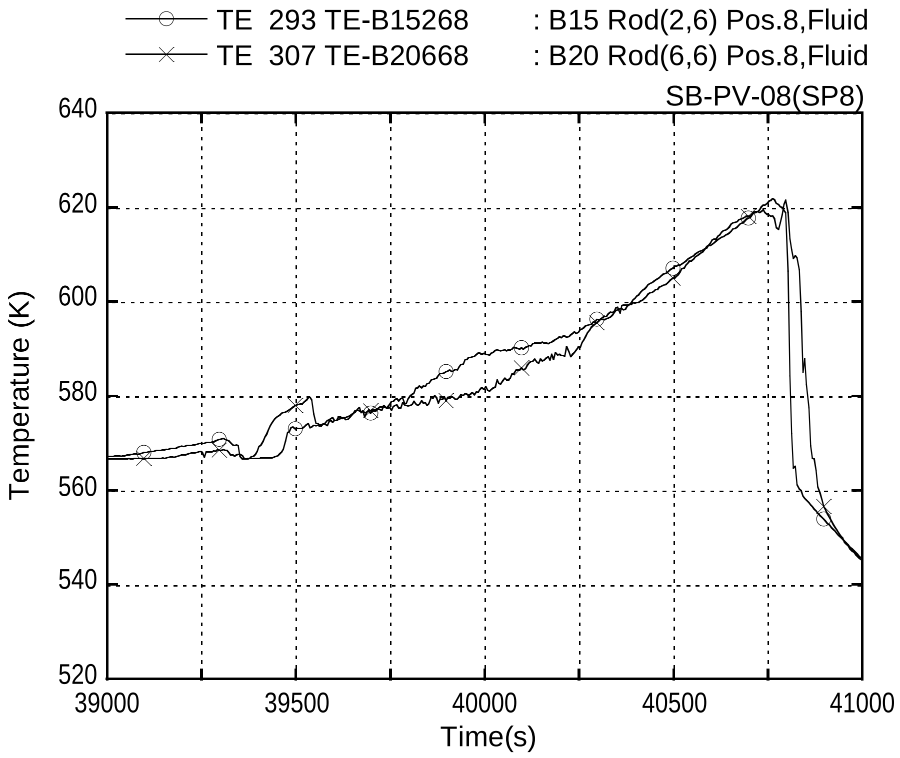


(a)　1.0% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP7)における過熱度の相違 (Ref.11 Fig.6(c))

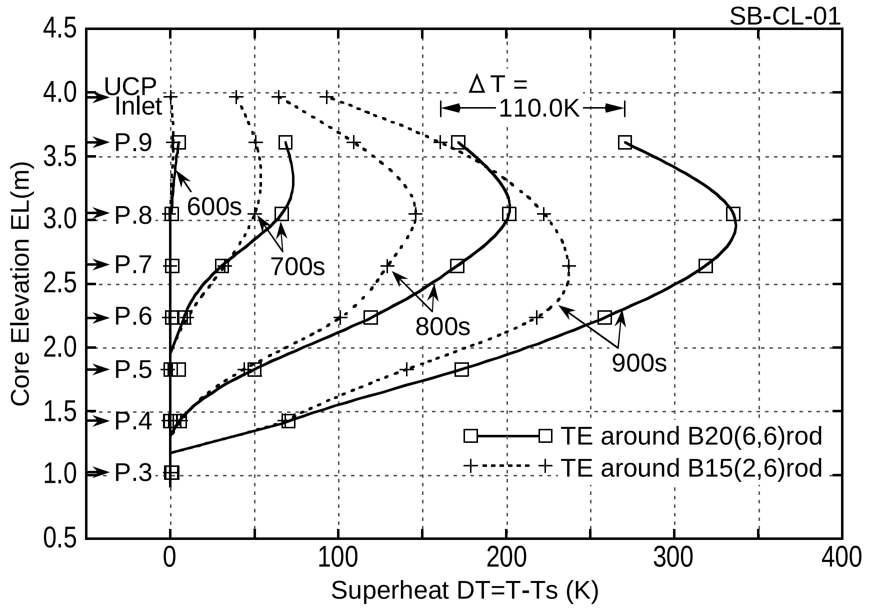


(b)　0.5% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP2)における過熱度の相違(Ref.73 Fig.16)

図 5.2-6　破断条件による高出力バンドル内蒸気温度への CRGT チムニー効果の相違



(c)　0.1% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP8)における Pos. 8 蒸気温度の同一性
(Ref. 52 Fig. 4. 2-32 (a), (b))



(d)　2.5%コールドレグ破断 LOCA 実験(SC1)における過熱度の相違 (Ref. 11 Fig. 8(b))

図 5. 2-6　破断条件による高出力バンドル内蒸気温度への CRGT チムニー効果の相違

5.3 LSTF 実験における炉心過熱検出遅れの原因と温度乖離の一般的特性

本節では、CET 温度を炉心過熱検出の指標に用いた 1.0% PV 頂部破断 LOCA 実験(SP7)における実際の CET 温度全データを個別事例で補足し、ROSA-Ⅳ/Ⅴ計画の代表的 12 実験 (10) を対象に、CET による過熱検出の時間的遅れ及び炉心と CET の昇温遅れ(温度乖離)に関する一般的特性 (11) を示す。次に検出遅れの一般的要因 (11) として、炉心出口部低温構造材による過熱蒸気への冷却効果と、炉心上端における相対的低温模擬燃料棒による高温蒸気への冷却効果を述べる。

(1) 比較対象の 12 実験

表 5.3-1 に、Test 6-1 実験と比較して、代表的 12 実験の主な条件を示す。ここには、破断サイズの異なる PV 頂部破断 4 件と、破断サイズの異なるコールドレグ破断 3 件、ホットレグ破断 1 件、PV 底部破断 2 件、TMI タイプ LOCA 実験 1 件の合計 11 件の SBLOCA 実験と、高圧下及び低圧下の異常過渡事象実験 2 件を取り上げた。破断サイズは、コールドレグ換算で 0.1～10.0%の範囲である。この中で、0.5% PV 底部破断実験(SP1)については 5.1 節(4)で CET 特性を一部示した。また、10%コールドレグ破断実験(SC9)については、5.4.2 節で詳しく述べる。これらを含め 1992 年度以前に実施した 9 実験は ROSA-Ⅳ計画の下で実施されたものであり、1993 年度以後に ROSA-Ⅴ計画で実施された 4 実験とは、**表 3.1-1** に示した炉心模擬燃料棒本数や、その温度計測点数等、LSTF 設備の一部が異なる。

ROSA-Ⅴ計画において、高圧注入系(HPI)不作動時の AM 策としては、SGRV や PORV の開作動を模擬したが、ROSA-Ⅳ計画においても、事故時の原子炉冷却機能回復を意図した運転員操作として、PORV 開や加圧器安全弁(PRSV: Pressurizer Safety Valve)開を模擬した場合と、HPI の運転員による手動作動を模擬した場合がある。操作開始指標条件としては、モニターする CET 温度(CET-T)の 623 K 到達時点とする場合、ホットレグ温度(HL-T)が飽和温度から 5～10K の過熱度を示す場合、破断後の経過時間を指定する場合や SI 信号から 10 分後とする場合、更に初期の実験である TMI タイプ LOCA 実験でモニター模擬燃料棒表面温度により直接炉心過熱を確認した場合、が実験条件として選定された。なお SC9 実験は、破断サイズが 10%と大きいので運転員操作は計画されてない。異常過渡事象の実験(TR-LF-03: LF3)は、全交流電源喪失事故(TMLB': 5.5 節(1)参照)を想定し、高圧下で加圧器安全弁からの流出で保有水量が低下し、ボイルオフ炉心過熱に至る事象を模擬したものである。一方、TR-RH-06 (RH6)実験は、原子炉停止時の大気圧下で、余熱除去系(RHRS)によるミッドループ運転時において、RHRS 喪失により炉心で沸騰が生じ、ホットレグから水位が低下し、水位低下により過熱に至る異常過渡事象を模擬したものである。運転員操作は SG 2 次系の AFW 給水作動が計画された。初期条件は、TR-RH-06 実験を除き、ほぼ同じである。

(2) 炉心過熱過程の模擬燃料棒温度と CET 温度の全計測データ及び相関の検討(SP7 実験)

これまで 5 章において、炉心上端の模擬燃料棒と比較した CET の過熱度を示してきたが、以後においても過熱度の相互比較が中心となるので、ここで炉心上部の温度計装模擬燃料棒と 20 点の CET について、全温度データを示す。なお、SP7 実験の圧力と代表温度、各部水位、1 次系保有水量等の全般的事象については 4.3.2 節で示し、炉心内の 3D 蒸気流れと CRGT チムニー効果を示す高出力ロッド軸方向温度分布については 5.2 節(4)で既に示したが、必要な範囲で参照する。

図 5.3-1 (a), (b), (c)に、ホットレグから流下水がほとんどない条件下で炉心過熱に至った SP7 実験の炉心上端(Pos.9: EL 3.61 m)、Pos.8(EL 3.048 m)、Pos.7(EL 2.642 m)における全計

装模擬燃料棒温度を示す。炉心上端では高出力ロッド(B17(4,4))、中出力ロッド(B22(4,4))、低出力ロッド(B08(4,3))各 1 本の計測データがあり、Pos.8 では高出力ロッド(B13(4,4))、低出力ロッド(B03(4,3)及び B10(4,4))計 3 本、最高温度(2080 s, PCT=880.5 K)を記録した Pos.7 ではこれら全 6 本のロッドで計測データが得られた。図中に飽和温度(T_s)を示した。この実験では、1610 s からボイルオフ炉心過熱が開始し、炉心水位が徐々に低下するにつれて下方の Pos.8、次いで Pos.7 の位置で温度上昇が開始した(**図 4.3-5** 参照)。同じ高さ(EL)で、各ロッドの温度上昇開始時刻に大きな相違がないのは、炉心断面内でほぼ一様に過熱開始したことを示しており、ホットレグからの流下水がない状態に対応する。各ロッドの温度上昇速度に相違があるのは、主としてバンドル間の半径方向出力分布によるものである。この実験では、1926 s にモニターCET 温度が 623 K に達して HPI 手動作動させたので、2000 s 以降に再冠水が生じ、2300 s までに全炉心がクエンチした。炉心上端の模擬燃料棒で 1800 s 以降に温度上昇速度が増大したのは、Pos.7 等、下方の出力密度の高い部分で高温化した蒸気が上昇してきたことを反映している。

図 5.3-2 に、SP7 実験の炉心過熱進行状態を示す炉心内ドライアウト過程と、再冠水クエンチ過程とを、コラプスト水位データと比較して示す。上部プレナム水位が喪失した後、炉心水位が低下し、コラプスト水位の低下に対応して炉心過熱が下方に進展したことがこの図からわかる。模擬燃料棒のドライアウト点は、炉心内の二相混合水位低下ポイントにほぼ一致するものと考えられる。したがって、ドライアウト・フロントとコラプスト水位から、炉心内の水面下平均ボイド率を推定できる。Pos.9 が過熱化した時点では、平均ボイド率は約 26%と評価された。**図 5.3-3 (a), (b)** に CET 全温度データを、10 点づつ示す。図には飽和温度と 623 K の指標温度を示した。20 点の CET 温度の中で最も早い温度上昇は 1722 s で、最高温度を記録した中央の B21 バンドル出口側(TE155)で生じた。次に高いのは中央の B23 バンドル出口側(TE156)、同じく中央の B22 バンドル(TE167)と B24 バンドル出口側(TE167)である。一方最も低いのは、**図 5.3-3 (a)** では外周の低出力バンドル出口側の 8 点と、**図 5.3-3 (b)** では同じく外周の低出力バンドル出口側であり、いずれも同程度の過熱度を示した。**図 5.3-3 (b)** の高出力バンドル出口側(B14～B19)の CET 温度は両者の中間的値を示した。但し、CET は上部炉心板(UCP)の上面(EL 4.044 m)から 13 mm 上方に位置しており、炉心発熱部の上端(EL 3.66 m)より 0.397 m 上方にあることと、炉心の高温蒸気はチムニー効果で 8 か所の UCP 制御棒案内管入口(**図 5.1-1** 参照)に集中し、CET 設置位置は制御棒案内管の外側であるため、高温蒸気温度を検出してないことが、これらの結果を生じさせたものである。指標温度との関係では、最高温度が 623 K を検出したのは 1836 s であるが、この実験でモニターした CET の内最も早く 623 K を検出したのが B22 バンドル出口側(TE167)であり、1926 s であった。このように、CET 全数の温度には分布があり、運転員操作用にモニターする CET の位置によっては、その分布範囲により、最も早い検出から遅れる場合がある点にも留意する必要がある。炉心過熱開始からモニターCET 温度の 623 K 検出までの時間遅れは 316 s であった。

以上の炉心上端模擬燃料棒表面温度(P.9)と CET 温度について統計処理を行い、飽和温度との差を過熱度($DT=T-T_S$)とし、それぞれの過熱度の最大値(DT_{MAX})と最小値(DT_{MIN})、平均値(DT_{AVE})を**図 5.3-4** に示す。炉心内最高温度の包絡線と PCT を図中に示した。これらの比較から、炉心上端の温度上昇に対応した CET の温度上昇が見られることと、両者の温度乖離が時間とともに拡大する傾向が見られる。**図 5.3-5** に、炉心上端の平均過熱度(DT_{AVE}(P9))と CET の平均過熱度 (DT_{AVE}(CET))のデータ相関を示す。初期の CET 過熱検出遅れの後、両者はほぼ比例関係にあると言うことができる。CET の平均過熱度が 100 K の場合に、炉心上端では平均過熱度は約 220 K であり、両者の温度差は時間とともに拡大した。両者の過熱過程は、ほぼ次式で表すことができる。

$$DT_{AVE}\ (P9) = 1.98 \times DT_{AVE}\ (CET) + 28.1\ K \qquad (5.5)$$

なお、5.2 節に示した CET 過熱度の平均値(DT_{AVE}(UCP Outlet))と、ここで示す(DT_{AVE}(CET))は同じ物理量であり、CET を UCP Outlet と表記したのはデータ処理時点の相違によるものである。図に示した Test 6-1 実験結果は式(5.3)であるが、温度上昇の初期を除くと、SP7 実験結果より CET 温度上昇が少ないことがわかる。これは 5.2 節に示した CRGT チムニー効果(制御棒案内管への高温蒸気集中効果)が、破断サイズの大きい Test 6-1 の場合に、より強く生じた結果と見ることができる。この件について、更に破断サイズの小さい SP2 実験について調べたのが以下の図である。

図 5.3-6 に、SP2 実験の炉心過熱過程における CET と炉心上端の過熱度分布及び炉心最高温度の包絡線を示す。この実験では、SG からのリフラックス流下水があり、CET の多くが温度上昇を示さなかったが、炉心中央部の CET 等で過熱化した。炉心上端でも、水位低下にもかかわらず冷却されていた模擬燃料棒が存在したことが、最低過熱度がゼロ値を示していることに対応している。SP2 実験の場合に、炉心上端の平均過熱度(DT_{AVE}(P9))と CET 平均過熱度(DT_{AVE}(CET))のデータ相関をとると、**図 5.3-7** に示すように、昇温範囲は小さいが、初期の過熱検出遅れの後、両者の昇温に次式で示す一定の対応関係が見られた。

$$DT_{AVE}\ (P9) = 1.47 \times DT_{AVE}\ (CET) + 16.9\ K \qquad (5.6)$$

また、この場合の比例定数は 1.47 であり、1.9% PV 頂部破断の場合の 2.75、1.0%破断の場合の 1.98 に比較して、サイズが小さくなるにつれて定数は徐々に減少する傾向が認められ、両平均過熱度の対応が良くなる結果が得られた。これは、破断サイズが小さい程、CET 温度上昇が炉心上端の模擬燃料棒温度上昇に近づくことを示している。逆に見れば、破断サイズ 1.9%～0.5%の範囲で、CRGT チムニー効果は破断サイズが大きい程強くなり、その結果 CET 温度上昇が炉心上端の模擬燃料棒温度上昇より低く抑制されたことが、これらの平均過熱度相関からも示されたと言うことができる。

(3) LSTF 実験における炉心過熱過程と CET による過熱検出特性

0.5%コールドレグ破断(SC0)[74]及び 0.5%ホットレグ破断(SH5)LOCA 実験における炉心上端と CET の平均過熱度相関は、**図 5.3-8** 及び**図 5.3-9** に示すように、破断位置の相違にも拘わらず、両実験同様な CET による炉心の過熱検出特性を示した。0.5%コールドレグ破断実験では、CET 過熱度範囲が 100 K 以上まで炉心過熱との対応が良いが、それより高い過熱度の場合に一時的に CET 過熱度が低下したのは、減圧操作過程で一時的に炉心外周部に流下水があったためと考えられ、外周部の CET がそれにより一時的に温度低下した結果である。このような一時的な応答変化はあるが、全体としてはほぼ一定の対応関係を示した。0.5%ホットレグ破断実験では、過熱開始初期を除いて、CET と炉心上端の過熱度が安定した一定の関係を示した。

同様に、0.5% PV 底部破断実験(SP1)と TMI タイプ LOCA 実験(SB3)における炉心上端と CET の平均過熱度相関を**図 5.3-10** 及び**図 5.3-11** に示す。相関の特性はこれら２つの実験でやや異なるが、前者では CET 過熱度が 50 K までの範囲で、後者では CET 過熱度が 80 K 以上まで、炉心過熱に対応した特性を示した。前者で炉心上端の過熱度が 100 K 以上に増大したにも関わらず、CET 過熱度が 50 K 以上に増加せず、低減傾向を示したのは、この段階で水位低下により全炉心が露出して炉心内の蒸気生成が著しく低下し、炉心出口に上昇する蒸気流が停滞したことにより、CET 位置に高温蒸気が到達しなくなり、炉心との温度乖離が増大したことを示している。これには、PV 底部に破断口があるために蒸気上昇流が抑制される効果も影響したと考えられる。このように、全炉心露出時には CET による炉心過熱検出において炉心との温度乖離が更に増大することについて、

AM 策の指標計装として留意する必要があることを示している。

以上の事例を踏まえて、**表 5.3-1** に示した 12 実験と Test 6-1 について、CET による初期過熱検出の時間的遅れ及び炉心と CET の温度乖離に関する一般的特性 (11) を**表 5.3-2** に示す。また CET の昇温検出のなかった 2 実験と Test 6-1 を除く 10 実験について、炉心上端と CET の平均過熱度の相関 (11) を**図 5.3-12** に示す。まず初期過熱検出の時間遅れについては、ROSA-Ⅳ計画の 20 実験について得られた炉心過熱開始時刻(A:t_{ICC}(s))と CET 過熱開始時刻(B:t_{CET}(s))との関係式(5.1)が、ROSA-Ⅴ計画の実験を含めて成立する。すなわち、表に示すように、破断サイズや破断位置等の実験条件により、A と B 及び差(B-A)には実験毎に大きな相違があるが、式(5.1)により[a_C×(B)^{bc}/A]の比で見ると、10 実験結果はいずれも±6%の範囲で一致することがわかる。したがって、LSTF 実験において一般に、CET による炉心過熱早期検出が可能な場合に、式(5.1)の遅延特性を適用することができることが示された。なお、AM 操作開始条件の 1 つに設定した CET 温度 623 K に到達した時刻(表中の C)は、その温度に達しないために CET 最高温度の昇温過程を外挿して推定した SP2 実験も含めて、実験により多様な結果を示した。

次に、CET 過熱開始以後の昇温特性についてであるが、既にいくつかの事例でみたように、CET による炉心過熱検出が可能な場合に、CET の平均過熱度(DT_{AVE} (CET))と炉心上端の模擬燃料棒平均過熱度(DT_{AVE} (P9))との間に、LSTF 実験において一般に次の関係式が得られた。

$$DT_{AVE}\ (P9) = C_1 \times DT_{AVE}\ (CET) + C_2 \qquad (5.7)$$

C_1及びC_2は定数であり、それぞれ**表 5.3-2** に示す値である。実験条件の大きな相違にも拘わらず、C_1はホットレグからの流下水影響が部分的にある場合も含めて、10 実験で 1.4～2.8 の間にあり、比較的同等な特性を示した。低圧下の異常過渡事象を模擬した RH6 実験では CET の温度上昇が著しく小さく C_1=3.85 であった。一方、C_2は RH6 実験で 120 K と著しく大きい値を示したが、それを除く 10 実験では 0～40 K の範囲にあり、**図 5.3-12** に示すように、比較的類似的で、比例的な対応関係が示された。RH6 実験では、炉心出口部と炉心外周の低温構造材の影響と、ホットレグからの凝縮水流下の影響があり、CET の昇温が抑制されたと判断された。

表 5.3-2 に、CET 温度が 623 K に達した時点における炉心内最高温度(T_{max})と CET との温度差を示したが、10 実験でその温度差は 200 K 以内であった。RH6 実験と、5.4 節に示す CET が過熱度を示さなかった 2 実験では、炉心内最高温度と CET との温度差は 360～450 K であった。以上の結果を踏まえると、ホットレグからの流下水影響がないか、或いは炉心断面内で部分的な範囲に影響が限定される場合には、CET は一定の時間遅れと温度乖離を伴うが、炉心過熱検出に有用であることが示された。

(4) 炉心過熱過程における低速蒸気流の評価

既に 5.2 節(3)において Test 6-1 を対象に、炉心内の低速蒸気流の存在を述べたが、ここで、他の 11 実験を対象に、炉心過熱過程の蒸気流速を評価する。各実験の炉心過熱過程における炉心出口蒸気流速を 3 つの手法により評価した結果 (11) を示す。1 つは、炉心の水面下領域における発熱量から飽和蒸気生成量を評価し、これを上昇蒸気流とする場合(Case A)であり、2 つ目はホットレグからの流下水により水面より上の領域で炉心の部分冷却が見られた場合に対して、水面下の炉心出力と全出力との平均値で代表させる熱入力で飽和蒸気生成量を評価する場合(Case B)、3 つ目は、5.2 節に示したように、一定時間における PV 内領域の保有水減少率から飽和蒸気生成量を評価する場合(Case C)である。これらは実験毎の条件に応じて選択し、**表 5.3-3** に示す結果が

得られた。表には、既に示したTest 6-1と、10%コールドレグ破断実験については除外し、それ以外の実験について、炉心過熱の時間帯と単位時間間隔(Δt)、時間帯の圧力と炉心全出力(Q_T)、炉心内の二相混合水位の変化範囲を示した。単位時間間隔毎の平均蒸気流量(W_G)を上述のいずれかの手法で、又は時間帯によって部分的に適切な手法を組み合わせて求めた結果と、それにより求めたUCP流路孔における平均蒸気流速(V_G)の変化範囲を示す。なお、V_Gの計算は式(5.4)による。

ここから、次のことが明らかになった。(a) 1次系圧力が4 MPa以上の炉心過熱過程では、大部分のSBLOCA実験において、UCP通過蒸気の平均流速は0.3 m/s以下の低流速であり、流路の広い炉心内や炉心出口部では更に流速は低くなる。これは平均であるから、高出力バンドル内では、これより速い流速で上昇し、外周の低出力バンドルでは平均より遅い流れであり、低温のコアバレルに接する領域ではむしろ下降流になっていることも考えられる。(b) SP1 実験では、早期に全炉心が露出した後、蒸気流速が著しく低下したことが示された。(c) 低圧下の炉心過熱過程を示したSP3実験では、低圧下の蒸気比容積が大きいことと、ホットレグからの流下水で水面上の炉心からも蒸気生成があることにより、平均流速は他の実験より高い値を示した。(d) 最も低い圧力条件のRH6実験では、他の実験に比較して10倍ほど高い流速であった。(e) 最も高圧の条件で炉心過熱に至ったLF3実験では、高密度により蒸気流速は他の実験より大幅に低い値であった。以上の結果から、LSTF実験の炉心過熱過程における蒸気上昇流が低流速条件下にあることが明らかになり、かつ3次元的流動を伴いながら、高温蒸気と低温構造材との熱的相互作用が炉心内で生じたと推定された。

(5) 炉心の過熱蒸気流に及ぼす出口領域低温構造材の冷却効果

CET の炉心過熱検出遅れの一般的要因として、炉心出口領域の構造材による高温蒸気への冷却効果を述べる。SP7実験を事例とし、炉心過熱過程で昇温したUCPの金属温度計測データを用い、炉心過熱過程におけるUCP蓄熱量の増加分を高温蒸気による加熱効果と見なし、その分の蒸気温度低下を評価し、得られた非加熱の低温構造材による高温蒸気の冷却効果を**表5.3-4**に示す。すなわち炉心過熱過程(1600-1950 s)において、$t_2-t_1=\Delta t$(=50 s)の各時間帯にUCP金属蓄熱量の平均増加率($\Delta Q_U/\Delta t$ (kJ/s))を平均温度増分から求める。UCP平均温度(T_{UCP} (K))はUCP上面及び下面にそれぞれ5点ある金属温度の平均値とし、平均温度増分(ΔT_U)はこれらの差とした。

$$\Delta T_U = (T_{UCP})_{t2} - (T_{UCP})_{t1} \quad (5.8)$$

$$\Delta Q_U/\Delta t = M_{UCP} \times \{(C_P \times T_{UCP})_{t2} - (C_P \times T_{UCP})_{t1}\}/\Delta t \quad (5.9)$$

ここでM_{UCP}はUCP重量(kg)、C_Pは金属の平均比熱(kJ/kg/K)である。次に、UCP入口側の平均蒸気温度を炉心上端の流体温度平均値で代表させ、これと圧力から求まるエンタルピをh_{GI} (kJ/kg)とする時、UCP蓄熱増加分だけ低いエンタルピh_{GO} (kJ/kg)がUCP出口側で得られるので、次式によりUCP通過蒸気流量(W_G (kg/s))を用いてUCP出口流体温度を評価した。

$$h_{GO} = h_{GI} - (\Delta Q_U/\Delta t)/W_G \quad (5.10)$$

表に示すように、UCPの昇温は1700 s以降に現れた。これは、1722 sから過熱開始したCET温度特性に対応するものである。1750 s以降では50 s間に9 K以上の温度上昇となったことがわかる。時間帯平均の蒸気流量は徐々に低下し、一方、UCP入口側蒸気温度は徐々に増加して1800 s以降では50 s間に約20 Kの上昇を示した。UCP吸熱による過熱蒸気の冷却は、1850 s以降で約 -8 Kと評価された。このUCPによる冷却効果を、同じ炉心出口領域に位置する他の構造材(**表5.3-5**)にも適用すると、金属材重量の増加に比例して蒸気冷却効果は増加する。例えばスペーサーと上部グリッド(上部ノズル;UN, Upper Nozzle)のみを追加した場合には1850 s以降の蒸気温度降下は約 -13 Kと評価された。UCPとスペーサ及び上部グリッドは、実機条件の燃料配列を模擬した

構造で設計されたものである。このほか、実際には模擬燃料棒の上部構造の非加熱部分や外周のコアバレル等も関与するため、加熱蒸気への冷却効果は更に大きくなると推定される。以上の評価はSP7実験の場合であるが、このことは一般的に他のLSTF実験にも適用できることであるので、炉心過熱過程において、炉心出口領域に位置する非加熱構造材による高温蒸気への冷却効果が共通して存在することが示された。したがって、この冷却効果が、炉心内蒸気温度とUCP出口側のCET温度計測との温度乖離の一般的原因であると結論することができる。

(6) 炉心の過熱蒸気流に及ぼす炉心上端の相対的低温発熱ロッドによる冷却効果

他の冷却要因として、炉心内で高温化した蒸気が上昇し、炉心上端で相対的に過熱度の低い模擬燃料棒に接して冷却される場合 [11] があることを、炉心内に多数の模擬燃料棒温度計装点を有したLSTF 1次模擬燃料集合体の実験から2.5%コールドレグ破断LOCA実験(SC1)を選び、実験データ分析により明らかにした。

この評価手法は以下のとおりである。すなわち、一般に蒸気中で過熱化するヒーターロッドの昇温は、外表面が断熱条件でロッド内部の温度分布を一様とすれば、Δt 時間におけるヒーター各部の熱入力量とその熱容量によって次式で決まる。

$$\Delta T_W = \Delta t \times q / H \qquad (5.11)$$

ここで ΔT_W (K)は表面断熱条件の平均昇温、q (kW/m)はロッド1本の単位長さ当たりの熱入力、H (kJ/m/K)はその部分の熱容量である。この熱容量は、出力ステップに依らず、ロッドの平均温度(T_{av} (K))のみの関数として次式であらわされる。

$$H = f_1 \times (T_{av})^2 + f_2 \times (T_{av}) + f_3 \qquad (5.12)$$

ここで、f_1=-4.7042×10^{-8} (kJ/m/K^3)、f_2=1.70692×10^{-4} (kJ/m/K^2)、f_3=0.18587 (kJ/m/K)である。

これに対して、実際のロッドでは、外表面の伝熱条件により昇温は多様に変化する。すなわち、実際のロッド昇温量を ΔT_{data} (K)とする時、これが ΔT_Wに一致すれば断熱条件下にあったと見なすことができ、一方 ΔT_{data}=0 K であれば昇温がなく、ロッドへの熱入力が全て周囲流体に移動したことになり、冷却水中で冷却されている状態と見ることができる。また、$\Delta T_{data} > \Delta T_W$であれば、熱入力条件以上の昇温条件を意味するので、外部から追加の熱入力がある場合と見ることができる。そこで、$\beta = (\Delta T_W - \Delta T_{data}) / \Delta T_W$というヒーターロッド放熱パラメータを導入し、外周伝熱条件を以下のように分類する。

$$\begin{aligned} &\beta = 1 : \text{完全冷却条件、} \Delta T_{data}=0\ K \\ &1>\beta>0 : \text{不完全冷却条件、} \Delta T_W > \Delta T_{data} > 0\ K \qquad (5.13) \\ &\beta = 0 : \text{断熱昇温条件、} \Delta T_{data} = \Delta T_W \\ &\beta < 0 : \text{高温蒸気による加熱状態、} \Delta T_{data} > \Delta T_W \end{aligned}$$

ヒーターロッドの昇温データとしては、表面温度計測点全数を対象とし、出力分布により高出力、中出力、低出力ロッドに区分し、更に高出力ロッドについては各バンドル外周部とバンドル内部の位置による相違に着目した区分を行い、各分類の平均昇温量を統計処理により求める。**表5.3-6**に炉心内の高さ毎に設置された計測ヒーターロッドの計測点数を示す。ロッド全数は1064本であり、このうち炉心中央高さで最大53本の計測ロッドがあり、それは全数の5%に相当する。高出力ロッドの計測点の内、各位置で5本はバンドル外周に配置され、残りはバンドル中央部に配置されている。この実験の炉心過熱開始はPos.9で破断後575 sであり、Pos.8で600 s、Pos.7で632 s、Pos.6で668 s、Pos.5で716 s、Pos.4で776 sである。それぞれの位置で昇温開始し

た時点から炉心出力停止前の 850 s までの期間を対象に分析した。各高さにおいて、ほぼ断面内一様な過熱開始であった。各高さにおいて、各分類の昇温量平均値をとり、ΔT_{data}とした。

まず、高出力バンドルについて、各バンドル外周部とバンドル中央部の平均昇温量を比較したのが**図 5.3-13** である。Pos.9 には外周ロッドの計測点はない。昇温量は過熱時間と線出力密度に依存するので、水位低下の早い炉心上端で過熱時間が長いために昇温は大きいが、出力密度(**図 5.1-2** 参照)が炉心上端の約 3.2 倍高い Pos.7 と、約 3.9 倍高い Pos.6 とが、最も昇温量が大きい。外周ロッドとバンドル中央部の昇温量を比較すると、明らかに中央部が高く、外周部では数十 K 低い。この相違は、平均値からのデータのばらつき範囲を超えており、有意の差である。したがって高出力バンドル外周では、同じ熱入力があっても、隣接する中出力或いは低出力バンドルとの間で対流及び熱輻射により温度上昇が少なくなったことがわかる。図には、外周部と中央部両者の中間値として、高出力バンドル計測ロッド全数の平均昇温量を点線で示した。

次に、高出力、中出力、低出力ロッドそれぞれの平均昇温量(ΔT_{data})と断熱昇温量(ΔT_{W})の関係を表す放熱パラメータ(β)を**図 5.3-14** に比較して示す。Pos.4 から Pos.8 までの位置においては、$0.45 \geq \beta \geq 0.26$ で熱入力の一部はロッド外表面から蒸気相へ放熱している状態にあることがわかる。Pos.9 においては、この放熱量が大幅に低下し、高出力ロッドでは断熱昇温に近い状態となり、中出力ロッドでは、ついに $\beta < 0$ となり、高温蒸気により加熱された結果が示された。これは、Pos.9 ではロッド表面温度と同等又はそれ以上の高温蒸気が周囲を流れていた結果を示すものである。中出力ロッド 8 本の平均値で $\beta < 0$ であるから、全ての中出力ロッド(180 本)で Pos.9 の領域(長さ 0.409 m)が吸熱源になっていたと見ることができる。このように、吸熱量の大きさはともかく、発熱炉心上端において、相対的に低温の部分で高温蒸気への冷却効果を生じさせる事例が明らかになった。これも、炉心の過熱蒸気を冷却する要因として、CET 温度と炉心最高温度の乖離に寄与する一般的要因である。

表 5.3-1 CET過熱検出特性を比較するTest 6-1と代表的LSTF 12実験の条件(Ref.11 Table 2)

Test ID	Type of Test	Break Location	Size (%)	Start of Action	Set Point	Operator/AM Action	Init. P (MPa)	Test Year
Test 6-1	SBLOCA	PV Top	1.9	CET-T	623 K	SGRV	15	2005
SB-PV-07	SBLOCA	PV Top	1.0	CET-T	623 K	HPI	15	2005
SB-PV-02	SBLOCA	PV Top	0.5	HL-T	T_S+10K	HPI	15	1987
SB-PV-08	SBLOCA	PV Top	0.1	CET-T	623 K	SGRV	15	2005
SB-CL-09	SBLOCA	Cold Leg B	10.0	-	-	-	15	1986
SB-CL-01	SBLOCA	Cold Leg B	2.5	Time	1200 s	HPI	15	1985
SB-CL-24	SBLOCA	Cold Leg B	0.5	Time	600 s	PRSV/PORV	15	1990
SB-HL-05	SBLOCA	Hot Leg B	0.5	HL-T	T_S+5 K	PORV	15	1989
SB-PV-01	SBLOCA	PV Bottom	0.5	HL-T	T_S+10K	HPI	15	1986
SB-PV-03	SBLOCA	PV Bottom	0.2	Time	SI+600s	SGRV/PORV	15	2002
AT-SB-03	SBLOCA	TMI-type	0.45	Time	6600 s	HPI	15	1985
TR-LF-03	TMLB' Transient			-	-	-	15	1988
TR-RH-06	Mid-loop/Loss-of-RHR			Core-T	-	AFW	0.11	1993

表 5.3-2 Test 6-1とLSTF 12実験のCET過熱検出遅れ及び温度乖離(Ref.11 Table 3)

Test ID	Time of Events (s)				aB^b/A (-)	C_1 in Eq. (5.7)	C_2 in Eq. (5.7)	T (K) at Time C	
	A: Core Heat-up	B: CET Heat-up	Period B - A	C: CET at 623 K				T_{max} in Core	T_{max} - T_{CET}
Test 6-1	840	910	70	1074	0.99	2.75	-	813	190
SB-PV-07	1610	1722	112	1926	0.99	1.98	28.1	789	166
SB-PV-02	3532	3704	172	(4180)	1.00	1.47	16.9	(658)	(58)
SB-PV-08	38140	39125	985	40760	1.04	1.96	28.9	694	71
SB-CL-09	67	-	-	(at PCT)	-	-	-	(930)	(364)
SB-CL-01	575	629	54	790	0.99	2.15	26.0	805	182
SB-CL-24	5929	6280	351	6536	1.02	1.88	40	781	158
SB-HL-05	2000	2110	110	2606	0.99	2.08	-	749	126
SB-PV-01	1498	1586	88	1612	0.98	2.05	-	732	109
SB-PV-03	8573	(9182)	(609)	(at PCT)	1.04	-	-	(925)	(437)
AT-SB-03	5517	5850	333	5996	1.02	1.42	23.6	698	75
TR-LF-03	9657	9780	123	(at PCT)	0.99	1.58	-	(902)	(60)
TR-RH-06	9045	9800	755	(at PCT)	1.06	3.85	120	(926)	(449)

表 5.3-3　LSTF 11 実験の炉心過熱過程における炉心出口の平均蒸気流速(Ref.11 Table A.1)

Test ID	Time (s)		Primary Pressure (MPa)	Total Core Power Q_T (MW)	Core Mix. Level EL (m)	Av. Steam Flow Rate W_G (kg/s)	Av. Steam Velocity V_G (m/s)	Cases
	Heat-up Period	Δt						
SB-PV-07	1600-1950	50	7.9-7.4	1.37-1.28	3.68-1.61	0.74-0.43	0.20-0.13	C
SB-PV-02	3500-3900	100	8.1	1.06-1.02	3.66-2.81	0.73-0.65	0.20-0.18	B
SB-PV-08	38000-40600	200	8.0	0.55-0.54	3.66-2.07	0.38-0.30	0.10-0.08	B
SB-CL-01	600-900	100	6.6-4.3	1.57-1.46	3.05-1.05	0.76-0.22	0.28-0.11	A
SB-CL-24	6000-7100	100	3.8-1.5	0.88-0.82	3.58-1.83	0.51-0.28	0.39-0.23	A/B/C
SB-HL-05	2000-2700	100	8.1-4.2	1.21-1.13	3.61-1.09	0.82-0.55	0.29-0.22	A/B/C
SB-PV-01	1500-1660	20	8.2-8.1	1.30-1.27	3.05-0.0	0.72-0.03	0.22-0.01	B
SB-PV-03	8600-9200	200	1.3	0.80-0.79	2.89-0.81	0.35-0.24	0.62-0.44	B
AT-SB-03	5500-6700	400	8.0-6.6	0.94-0.23	3.66-1.05	0.61-0.06	0.17-0.02	A/B
TR-LF-03	9500-11000	500	17.2-17.3	0.95-0.92	3.66-0.80	0.87-0.14	0.08-0.01	A
TR-RH-06	9000-10500	500	0.14	0.38	3.66-1.98	0.16-0.11	2.35-1.59	A

表 5.3-4　炉心出口部低温材による過熱蒸気冷却の事例(SP7 実験) (Ref.11 Table A.2)

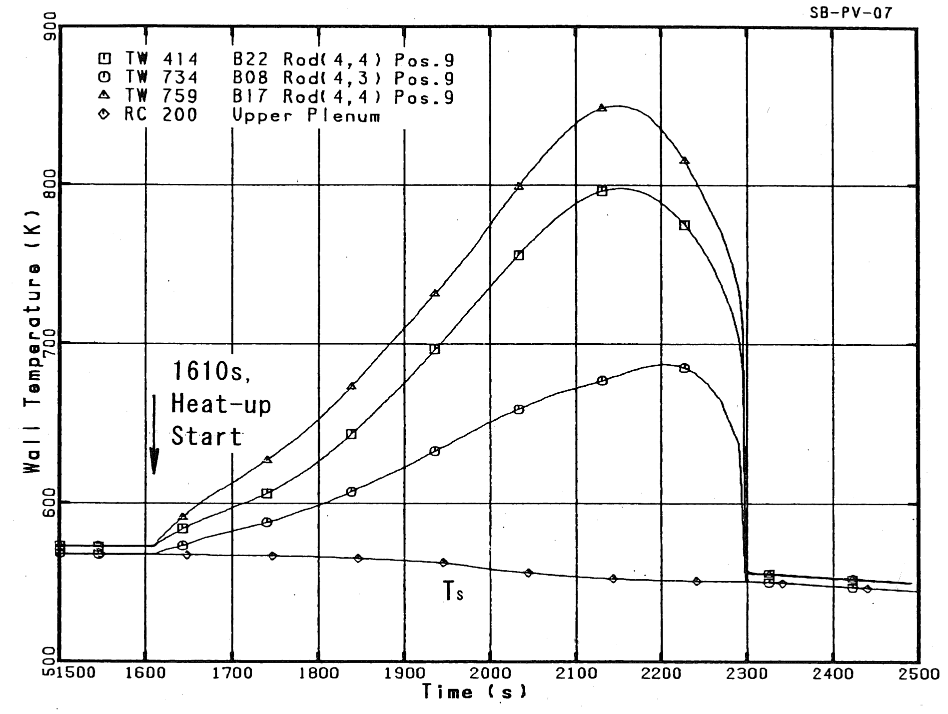
Period (s)	Av. UCP Heat-up ΔT_U (K)	Av. Heating Rate of UCP $\Delta Q_U/\Delta t$ (kJ/s)	Av. Steam Flow Rate W_G (kg/s)	UCP Inlet Steam Temp. (K)	Steam Temp. Decrease ΔT_S (K)	Total of UCP, UN & Spacer (K)
1600-1650	− 0.15	− 0.13	0.74	567.5	− 0.09	− 0.22
1650-1700	− 0.20	− 0.20	0.69	571.5	− 0.15	− 0.37
1700-1750	3.99	2.95	0.63	582.6	0.95	1.54
1750-1800	9.75	7.46	0.56	598.7	3.24	5.48
1800-1850	9.33	7.51	0.49	617.4	4.39	7.35
1850-1900	13.08	11.60	0.46	637.7	8.10	13.20
1900-1950	11.38	9.43	0.43	658.2	7.59	12.64

表 5.3-5　LSTF 実験における炉心出口部構造材一覧 (Ref.11 Table A.3)

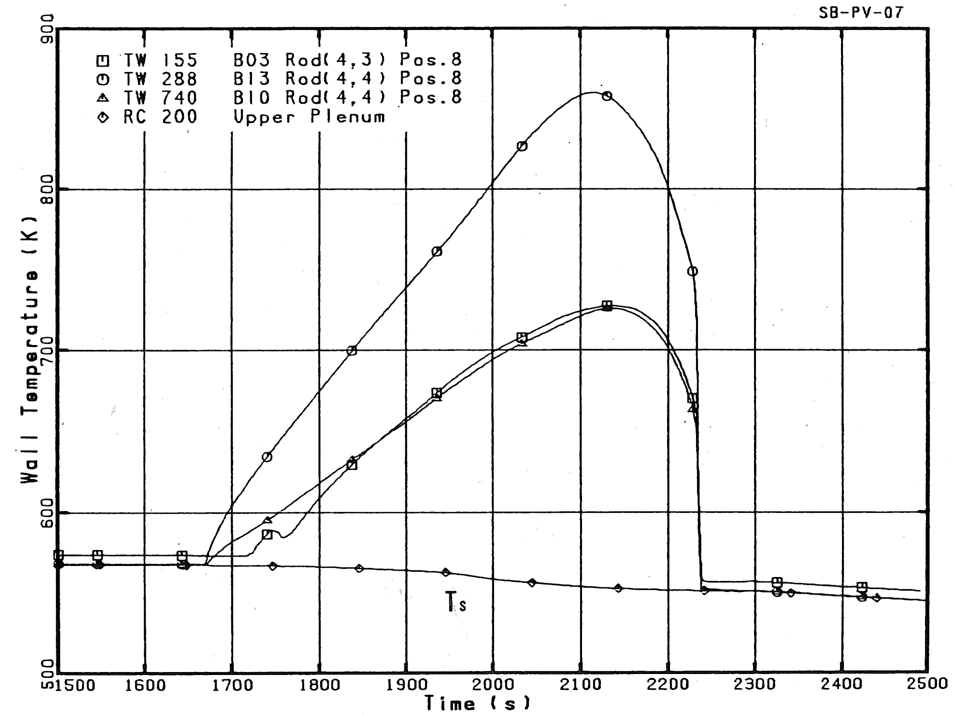
Metal Structures	Elevation EL (m)	Height (m)	Metal Mass (kg)	Number of TCs
Upper Core Plate	3.968-4.044	0.076	72	10
Upper Nozzle	3.865-3.935	0.070	36	-
No.9 Spacer	3.666-3.710	0.044	8	-
Unheated Rod Part	3.660-3.741	0.081	10	2
Core Barrel	3.660-4.044	0.384	87	7
Total	-	-	213	19

表 5.3-6　LSTF 1次模擬燃料集合体(SC1 実験)のヒーターロッド温度計装一覧 (Ref.31)

計測点位置(EL(m))	出力別表面温度計測ロッド数			
	高出力	中出力	低出力	計
Pos.9 (3.61 m,上端)	10	8	12	30
Pos.8 (3.048 m)	13	7	18	38
Pos.7 (2.642 m)	13	7	18	38
Pos.6 (2.236 m)	13	7	18	38
Pos.5 (1.83 m,中央)	18	11	24	53
Pos.4 (1.424 m)	13	7	18	38
ヒーターロッド全数	360	180	524	1064

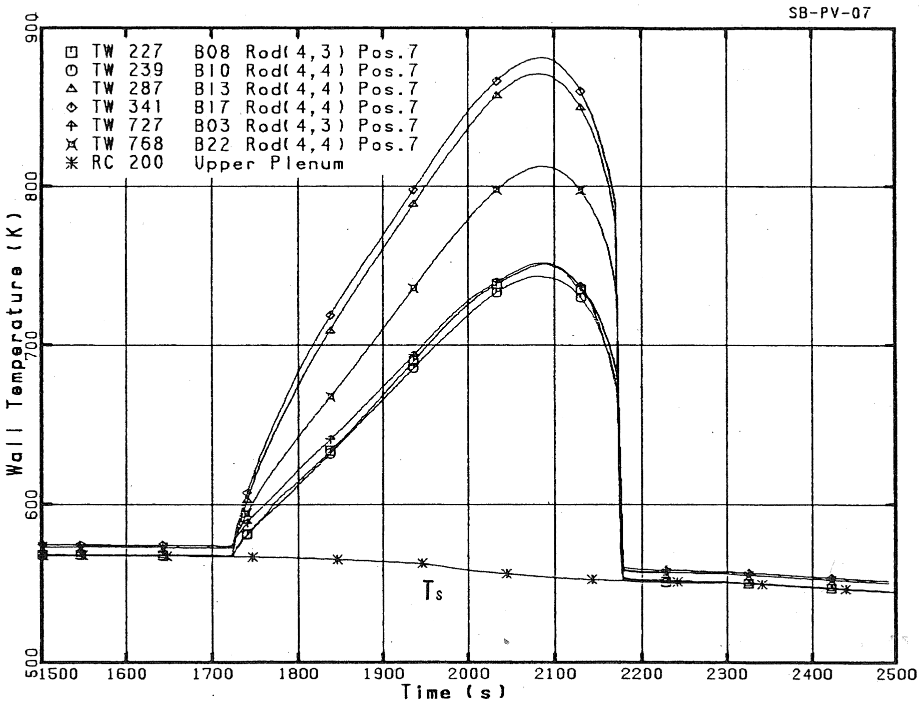


(a)　炉心上端(Pos. 9)の温度(高/中/低出力ロッド)(Ref. 52 Fig. 4. 1-25)



(b)　Pos. 8 の温度 (高/低出力ロッド) (Ref. 52 Fig. 4. 1-26)

図 5. 3-1　SP7 実験の炉心ボイルオフ過程の模擬燃料棒表面温度挙動



(c) 最高温度を記録した Pos. 7 の温度(高/中/低出力ロッド) (Ref. 52 Fig. 4. 1-27)

図 5. 3-1 SP7 実験の炉心ボイルオフ過程の模擬燃料棒表面温度挙動

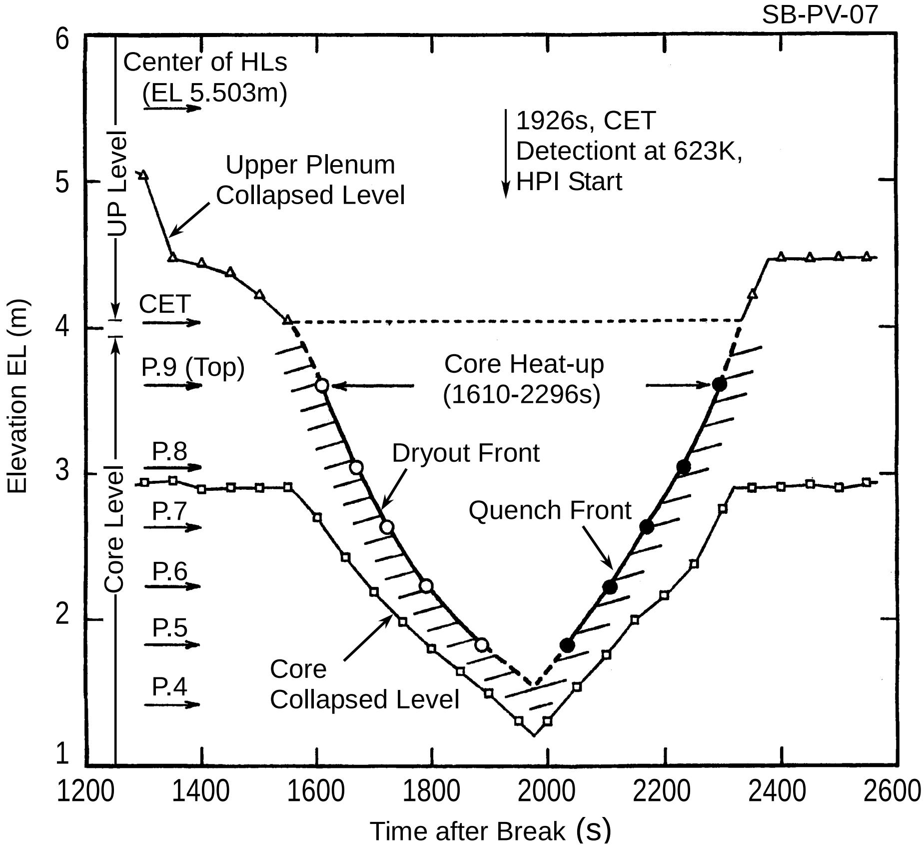
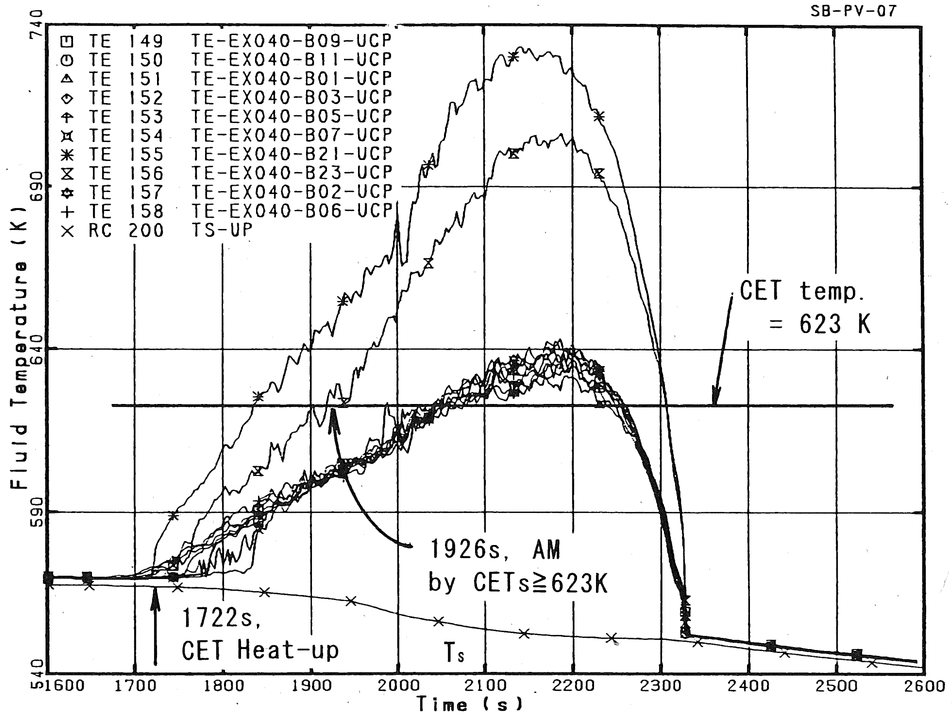
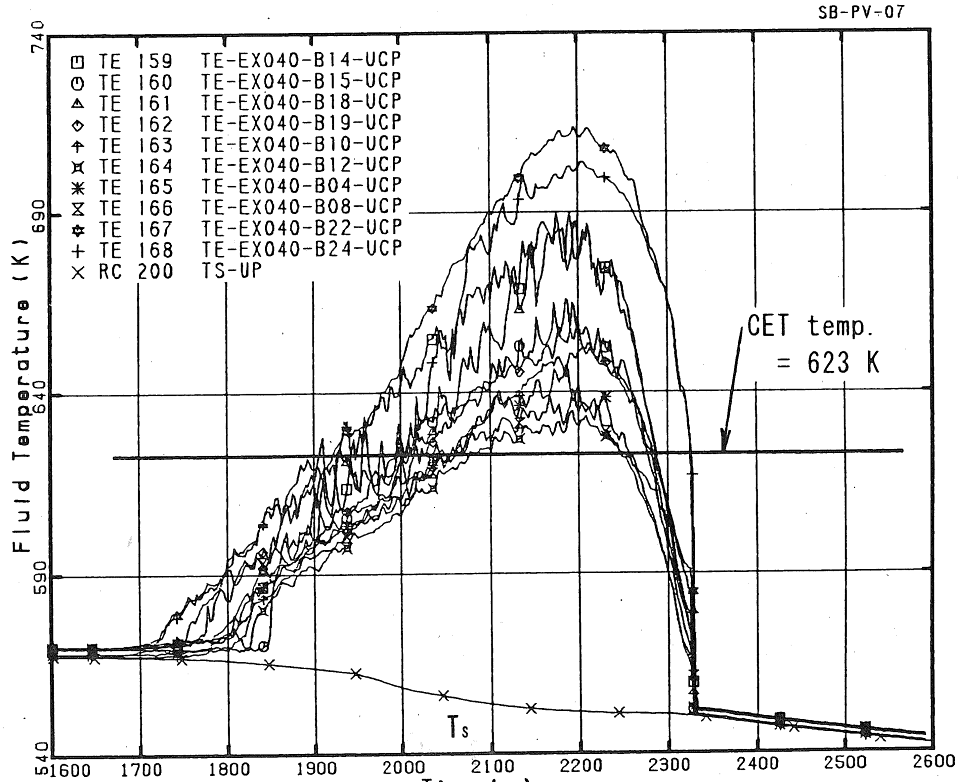


図 5. 3-2 SP7 実験の炉心内の過熱・クエンチ過程とコラプスト水位 (Ref. 52 Fig. 4. 1-31)



(a) 周辺部と中央部の CET 温度(10 点: TE149-TE158)



(b) 炉心各部の CET 温度(10 点: TE159-TE168)

図 5.3-3 SP7 実験の炉心ボイルオフ過程の CET 温度挙動と設定温度(Ref.52 Fig.4.1-38)

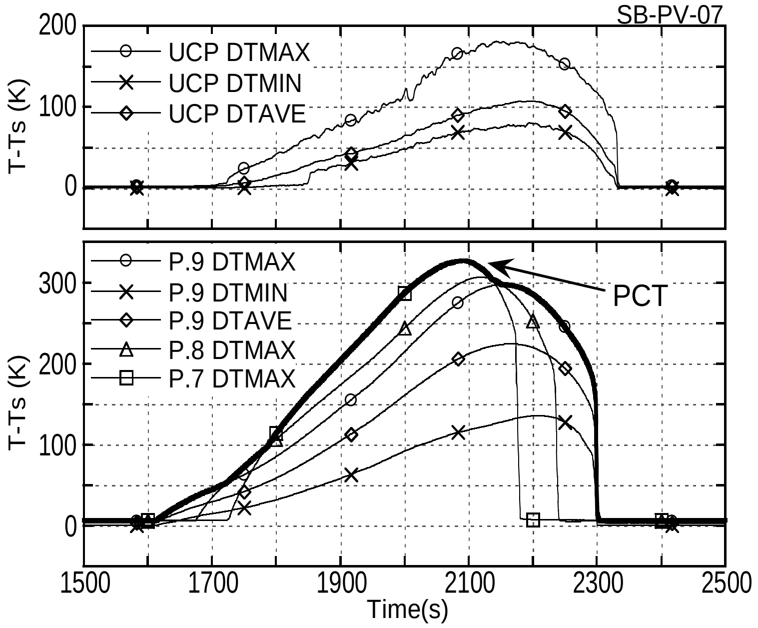


図 5.3-4 ボイルオフ過程の炉心上部と CET の過熱度分布(SP7 実験)(Ref.11 Fig.6(b))

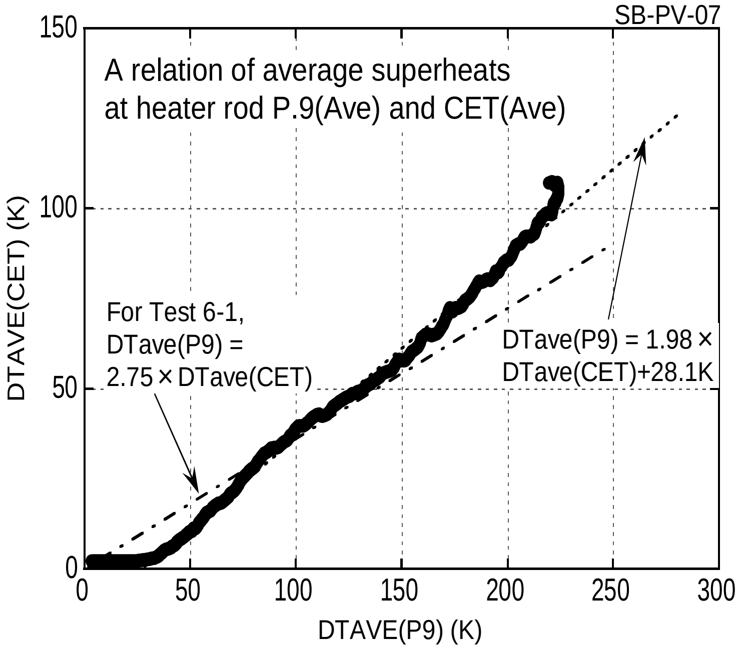


図 5.3-5 炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SP7 実験) (Ref.11 Fig.6(d))

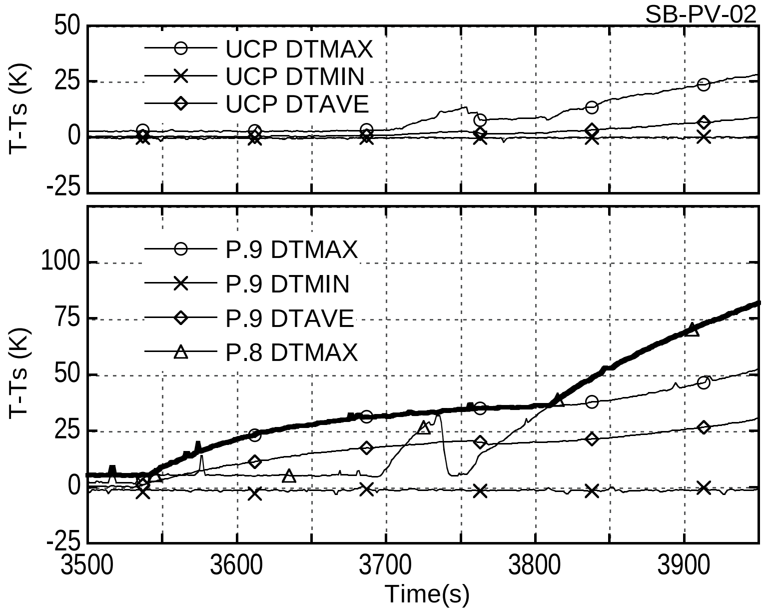


図 5.3-6　ボイルオフ過程の炉心上部と CET の過熱度分布(SP2 実験)(Ref.11 Fig.7(b))

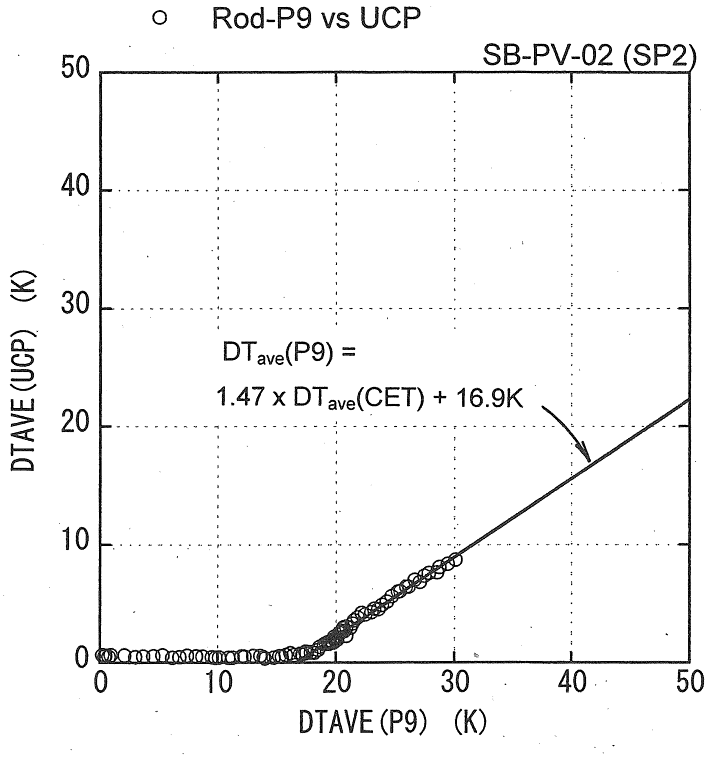


図 5.3-7　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SP2 実験) (Ref.10 Fig.4.2-11)

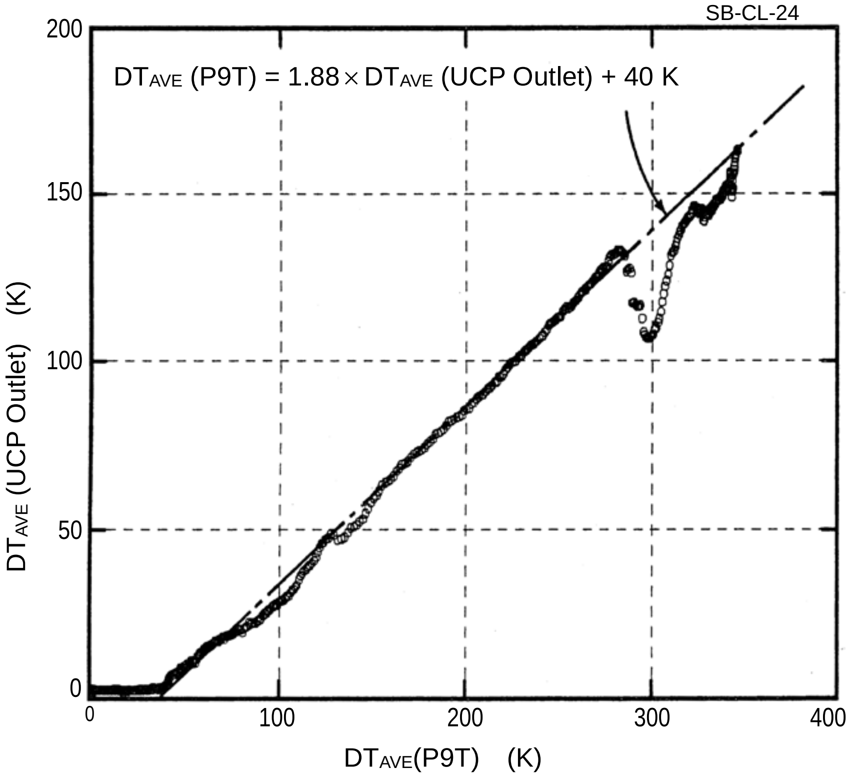


図 5.3-8 炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SCO 実験) (Ref.72 Fig.15)

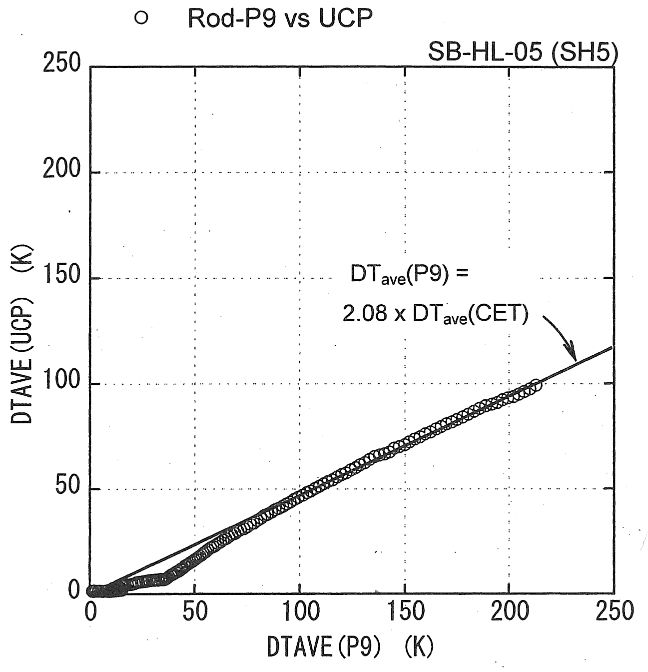


図 5.3-9 炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SH5 実験) (Ref.10 Fig.4.7-9)

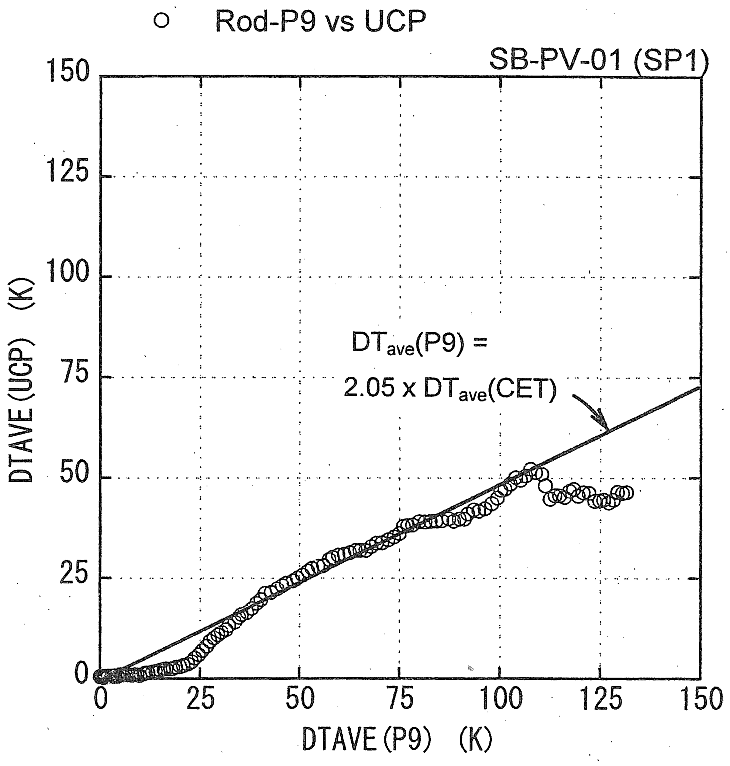


図 5.3-10 炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SP1 実験) (Ref.10 Fig.4.8-11)

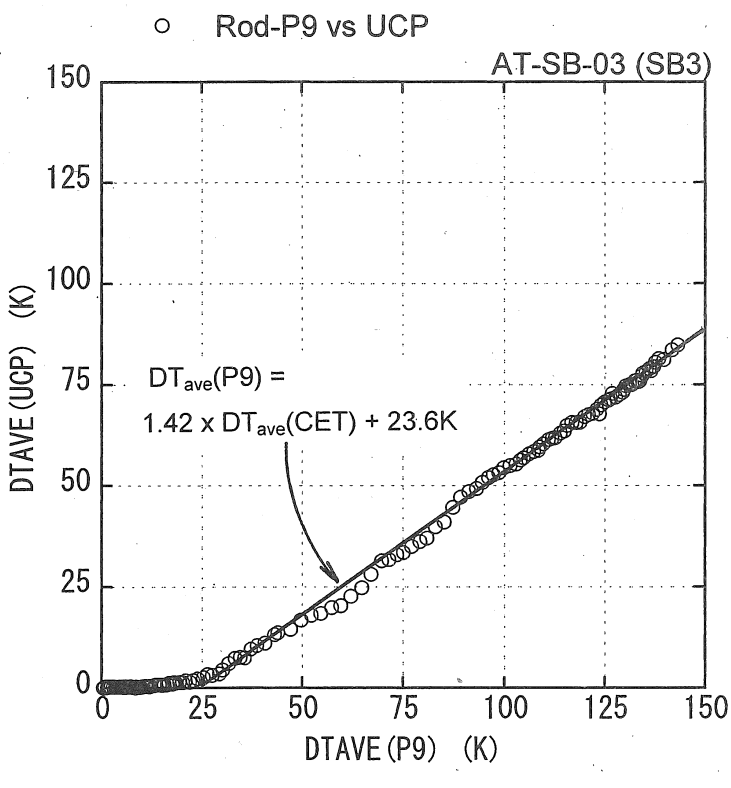


図 5.3-11 炉心上端と CET の平均過熱度の関係(SB3 実験) (Ref.10 Fig.4.10-10)

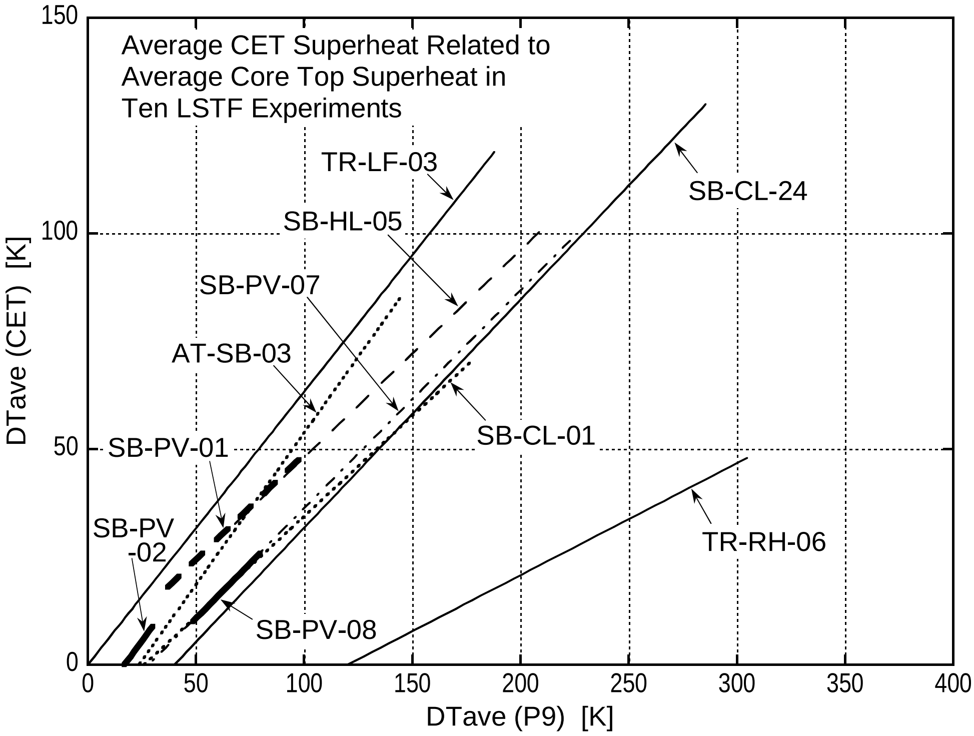


図 5.3-12　LSTF の 10 実験における炉心上端と CET の平均過熱度の関係 (Ref.11 Fig.12)

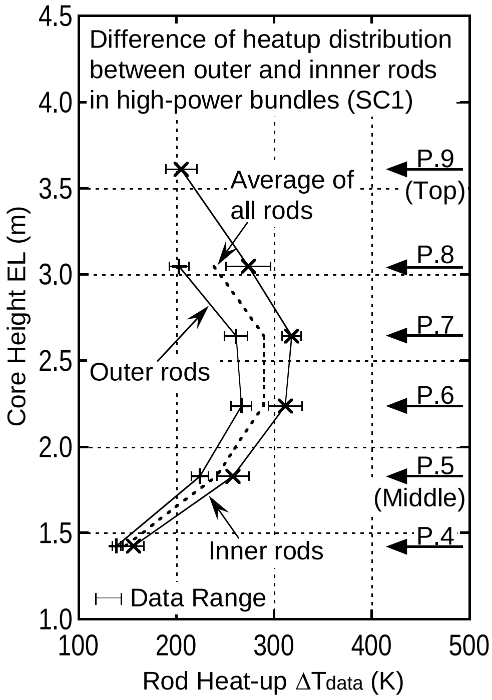


図 5.3-13 バンドル中央部と外周部のヒーター昇温の相違(SC1 実験) (Ref.11 Fig.A1)

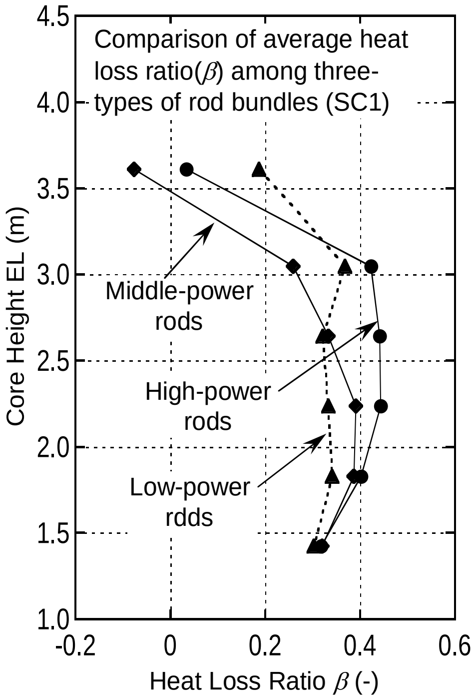


図 5.3-14 炉心上端低出力部における高温蒸気冷却の可能性(SC1 実験)(Ref.11 Fig.A2)

5.4 SBLOCA実験におけるCETの炉心過熱不検出事例

前節までに示してないCETによる炉心過熱不検出事例として、(a)0.5%コールドレグ破断LOCA実験(SB-CL-24: SC0)[10]で繰り返し生じたループシールクリアリング(LSC)時の一時的な炉心水位低下による部分炉心過熱現象、(b)10%コールドレグ破断 LOCA 実験(SB-CL-09: SC9)[10]及び(c)0.2% PV底部破断LOCA/AM実験(SB-PV-03: SP3)[10,11]について、主な事象と不検出の原因を示す。

(1) ループシールクリアリングにおける炉心上部過熱の不検出

SC0実験の1・2次系圧力と主な事象を**図5.4-1(a)**に示す。この実験では、破断後600 sから運転員操作としてSG 2次系減圧を開始し、1次系圧力もそれにより低下して蓄圧系(ACC)が作動開始(2110 s)したが、SG 2次系への補助給水系作動がないために2次系水位が喪失し、やがて1次系圧力は4163 sより上昇した。1次系保有水量は蓄圧系の注水終了後に低下して5929 sからボイルオフ炉心過熱に至った。その後2番目の運転員操作としてPORV開操作が実施されて1次系の減圧が進み、7371 sにLPIが作動した。この実験では、ボイルオフ炉心過熱に至る過程で、3回のLSC現象が見られた。**図5.4-1(b)**に、その際の一時的な上部プレナム及び炉心のコラプスト水位低下と回復を示す。最初のLSCは蓄圧系作動時に生じたが、それはループシール部の水封状態により、炉心で生成した蒸気が徐々に加圧されてループシール部下降側の水位を低下させ、ループシール部下端に達した時点で蒸気がコールドレグに流れ、水封は一旦解除されたことによる。その後SGからの凝縮水が蓄積して再び水封状態となり、第2回のLSCに至り、その後に続いた蓄圧系の注水で水封が再度生じ、第3回のLSCが生じた。それぞれのLSCに至る過程で、ループシール部下降側の水位低下と同時に上部プレナムと炉心水位が低下し、LSC後に回復した。

それぞれのLSCに至る過程で、**図5.4-1(c)**に示すように、炉心上半分の領域のうち、Pos.9～Pos.7の高出力ロッドにおいて一時的な過熱化が生じた。それらの中では、第3回のLSC時の温度上昇が最も過熱時間が長く(Pos.9で約130 s間)、最も高い過熱度(100 K未満)を示した。それらの3回のLSC過程において、CETは**図5.4-1(d)**に示すように、全点で温度上昇を示さなかった。この理由として、炉心水位低下が急激に生じ、その時間帯も長くないためにUCP上面に残存水が残っていると推定されること、またこの実験ではSG減圧による1次系冷却が持続し、SG伝熱管からの凝縮水流下があることにより、CETの過熱検出がなかったものと判断された。このようにLSC過程では、一時的かつ部分的な炉心過熱化にCET温度計測が対応しないことがある。なお、このSC0実験では、その後のボイルオフ過程(5929-7675 s)でCETによる炉心過熱検出があり、**図5.3-8**に示すように両者の対応のよい結果が得られている。これは、ボイルオフ過程において、SG減圧時に1次系圧力が上昇したことから推察されるように、SG伝熱管で十分な蒸気凝縮がなかったと考えられ、したがってホットレグからの流下水によるCETへの影響が少なかったことによるものと判断される。

(2) 10%コールドレグ破断LOCA実験(SC9)

この実験のCET温度については参考文献(24)で示したが、実験結果の詳細分析[10,53]を踏まえ、主な事象と炉心過熱不検出の原因を以下に示す。**図5.4-2 (a)**に1・2次系圧力と主な事象を示す。破断サイズが10%と比較的大きいSBLOCA模擬実験であるため、1次系の減圧が速く、破断後74 sにはLSCが生じて破断口から蒸気流出となり、約100 sには1次系圧力がSG 2次系圧力以下に低下した。蓄圧注入系(AIS)が作動したのは195 sであるが、LSC過程で過熱開始した炉心は、LSC

終了後も炉心水位回復が不十分なため、炉心上部(Pos.9～Pos.6)で過熱化が更に進行し、破断後111 s には制限温度に達して炉心出力を停止した。**図 5.4-2 (b)**にダウンカマと炉心及び上部プレナムのコラプスト水位を示す。炉心の過熱開始は破断後 67 s であるが、これは炉心上端からではなく軸方向出力の最も高い炉心中央部から開始した。一方、ダウンカマでは炉心よりはるかに高い水位が計測されており、LSC 終了後から低下した。これは、炉心側から破断口に近いダウンカマに向けて冷却水の移動があったためであり、炉心内に下降流が生じていたことを意味し、破断サイズの比較的大きいコールドレグ破断に特徴的な現象である。

図 5.4-2 (c)に代表的な高出力ロッドの軸方向 8 点の表面温度を示す。LSC 終了後に炉心中央部まではクエンチしたが、Pos.6 より高い位置で温度上昇が持続し、Pos.6 が最高温度を記録した。炉心の最終冷却は 153 s である。この炉心過熱に対して、**図 5.4-2 (d)**に示す CET 温度(TE159-TE168)は全て飽和温度に維持され、他の CET 温度(TE149-TE158)も同じであった。CET が炉心過熱を検出しなかった原因は、炉心内下向流が持続したことと、健全ループホットレグにかなりの残存水があり、これが炉心上部に流下していたことによる。**図 5.4-2 (e)**に、3 ビームガンマー線密度計で計測した健全ループホットレグ水平管内の流体密度を示す。LSC 終了後の時間帯においても、ビーム A の密度は管内上部が蒸気相であったことを示しているが、管底部を通過するビーム C は明らかに水位が維持されていたことを示しており、それらの中間位置のビーム B(管中心を通る 45 度角度のビーム)にも水位の一部が検出されている。したがって、このホットレグには水位が維持され、これが炉心上部に流下し、炉心出口に位置する CET を冷却したものと判断された。

図 5.4-2 (f)に、炉心が高温化した時刻(110 s)の発熱炉心断面における、全計測ヒーターロッドの過熱状態と冷却状態の分布をカラーロッドで示す。図の赤いロッドは軸方向の全位置で過熱状態にあるもの、橙色のロッドは部分的に冷却状態にあるロッド、青色のロッドは軸方向の全位置で冷却状態にあるものを示す。**図 5.4-2 (b)**に示す炉心水位は 110 s に約 1.3 m のコラプスト水位を示しているが、多くのロッドで軸方向全位置が過熱状態にあることは、この水位が安定した水位を意味するものではなく、炉心への流下水があり、炉心内は外周部を除いて大部分が露出状態にあったと判断される。しかし、特に外周の低出力ロッドでは、24 本の発熱計装ロッドのうち、6 本に完全冷却状態が検出されており、25%の比率で冷却水流下による完全冷却状態が存在したことがわかった。流下水による冷却ロッドでは、熱出力に応じた飽和蒸気の生成があるため、炉心内に絶えず飽和蒸気を供給していたことになり、これも CET による過熱蒸気温度検出を阻害する原因の 1 つになるものである。この実験では、111 s に炉心最高温度が 930 K に達したが、この時点で CET 温度は全て飽和温度に維持されており、これらの温度乖離は 364 K であった。以上の結論として、この実験では破断サイズが比較的大きく、早い時点で炉心過熱が生じたが、炉心からダウンカマに向かう炉心下向流が維持され、炉心にホットレグから流下する冷却水があり、炉心内では外周部を中心として冷却状態が維持されており、このような流動条件下において CET は炉心過熱を検出しなかったことがわかった。

(3) 0.2% PV 底部破断 LOCA/AM 実験における 2 次系減圧時の炉心への流下水による影響

この実験(SP3)の 1・2 次系圧力や水位、保有水量、炉心温度等の全体的挙動については、既に3.3 節において AM 効果を焦点に実験結果と解析結果を述べているので、ここではボイルオフ炉心露出過程における CET 過熱検出特性に焦点を当て、不検出の状態とその原因を述べる。**図 5.4-3 (a),(b)**に、炉心露出過程における炉心上端(Pos.9)及び最高温度を示した Pos.7 におけるヒーターロッドと非発熱タイロッドの表面温度挙動を、飽和温度(RC200)と比較して示す。図中には各計

装ロッドの位置するバンドル番号を、ヒーターロッドについては丸囲みで、タイロッドについては数字のみで記載した。非発熱タイロッドの表面温度は、流体温度の計測とは異なり表面埋め込みの熱電対で計測するので、水位低下後の過熱炉心において周囲からの熱輻射や高温蒸気の熱伝達により遅れて温度上昇するものである。

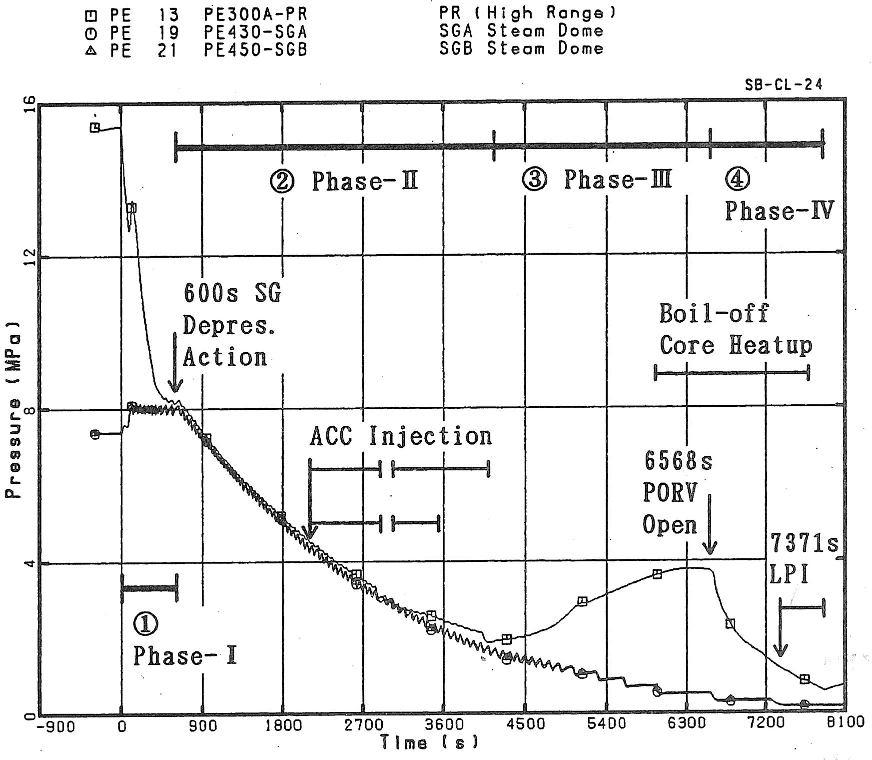
図 5.4-3 (c), (d) には、それぞれ炉心上部から下部までの全炉心の過熱・冷却状態を示す分布（ドライアウト・クエンチ挙動）の時間推移と、炉心過熱過程（8573-9680 s）において PORV 開操作により炉心に蒸気上昇流が生じるまで過熱検出しなかった全 CET 温度挙動を示す。まず**図 5.4-3 (a)** により、炉心上端で最も早く過熱開始したのは高出力バンドル B17 のヒーターロッド（約 8690 s）であり、中央部の B22 バンドルと外周の B08 バンドルでは過熱開始が遅れ、約 9150～9190 s であった。中央部と外周部のヒーターロッドは、温度上昇も少なく、高出力バンドルの非発熱タイロッド（B16(2,2)）より上昇速度は低かった。一方、Pos.8 (EL 3.048 m) の温度上昇開始は 8573 s であるから、上端の過熱開始はこれより 117 s 遅い。そこで炉心上端の二相混合水位低下時刻を、以下の手法で推定する。**図 5.4-3 (c)** により、炉心コラプスト水位がほぼ 8320 s から低下開始し、直線的に低下したトレンドは、炉心の二相混合水位低下のトレンドにも共通すると考えられる。Pos.8 以下の炉心各位置で最も早いドライアウト開始時刻は、二相混合水位低下と同時に生じたであろうと考えられるので、そのドライアウト開始の包絡線延長線上に、上端の温度計測点の二相混合水位低下開始があると推定され、この時刻は約 8500 s と推定された。したがって、炉心上端で最も早く過熱開始した時点は 8500 s から 190 s 遅れ、最も遅く過熱開始した B08 バンドルでは 690 s 遅れたことになる。このように、上端の全計測ロッドが二相混合水位低下後にも拘わらず過熱開始しなかったのは、明らかに流下水により冷却が維持されたことを意味する。

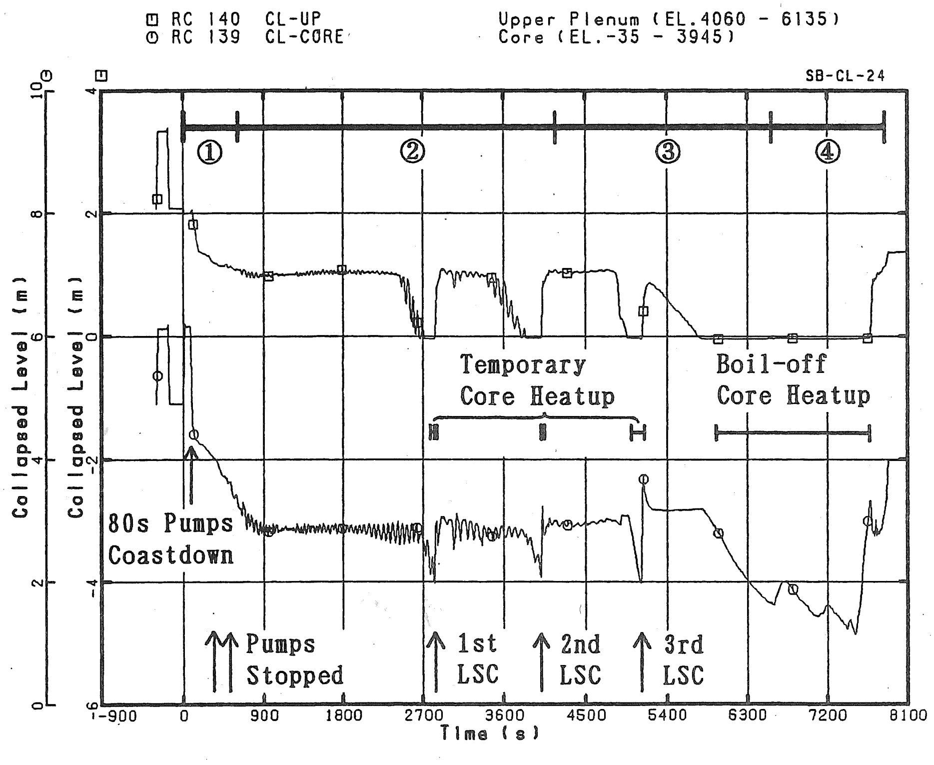
図 5.4-3 (b) の Pos.7 においては、最も早い過熱開始は高出力バンドル B13, B17 のヒーターロッドであり、中央バンドル B22 ではそれより約 180 s 遅れ、最も遅れたのは外周バンドル B03 のヒーターロッドで B13, B17 のヒーターロッドより約 460 s 遅れた。B03 バンドルはホットレグ B の直下に位置しており、SG 伝熱管からの凝縮水流下による炉心冷却の最も著しい状態にあった。**図 5.4-3 (c)** より、比較的早く過熱開始したロッド（B13, B17）は両ホットレグから最も遠い位置にあり、最も遅れたロッドは低出力に加えてホットレグ位置に最も近いことがわかる。

これらの挙動と減圧操作との関係を述べると、945 s から開始した定率の SG 2 次系減圧操作は継続したが、蓄圧注入系からのガス流入後は 1 次系圧力低下が著しく阻害された。第 2 段階の AM 操作として SGRV を全開（8970 s）したが、その減圧効果は少なく、次の PORV 全開操作（9060 s）により減圧が促進され、炉心から加圧器に向かう蒸気流が形成されて、初めて過熱開始したヒーターロッドが炉心上端では B22、B03、B08 であるから、これらは PORV 開操作がなければ過熱開始しなかった可能性がある。CET の過熱開始（9182 s）は、炉心上端で中央及び外周ロッドが過熱開始した 9150-9190 s の時間帯に一致しており、PORV 開操作によって生じた上向き蒸気流により、流下水が減少し、炉心内の過熱蒸気が UCP を通過して初めて CET 温度が過熱化したと考えられる。ただし、CET 20 点の内、過熱を示さなかった CET も一部存在した。

以上の分析により、SP3 実験でボイルオフ炉心露出過程に CET が炉心過熱を検出しなかった原因は、SG 2 次系減圧操作による伝熱管からの凝縮水流下であり、直接 CET や CET 周囲の構造材が冷却されたこと、炉心内でも上端で多数の発熱ヒーターロッドが冷却されて飽和蒸気を発生したこと等の要因が関与したものと判断された。これは、ガス流入条件下で SG 減圧効果が阻害されて

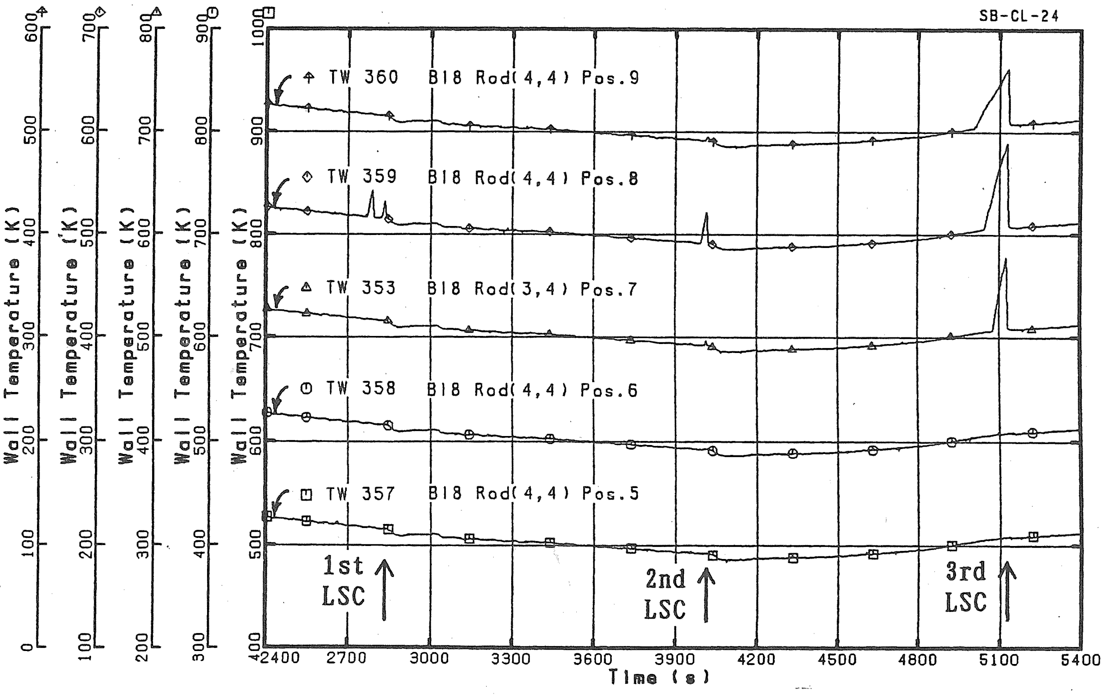
いた状態でも持続していたものであり、AM 操作の影響の１つとして留意する必要がある。



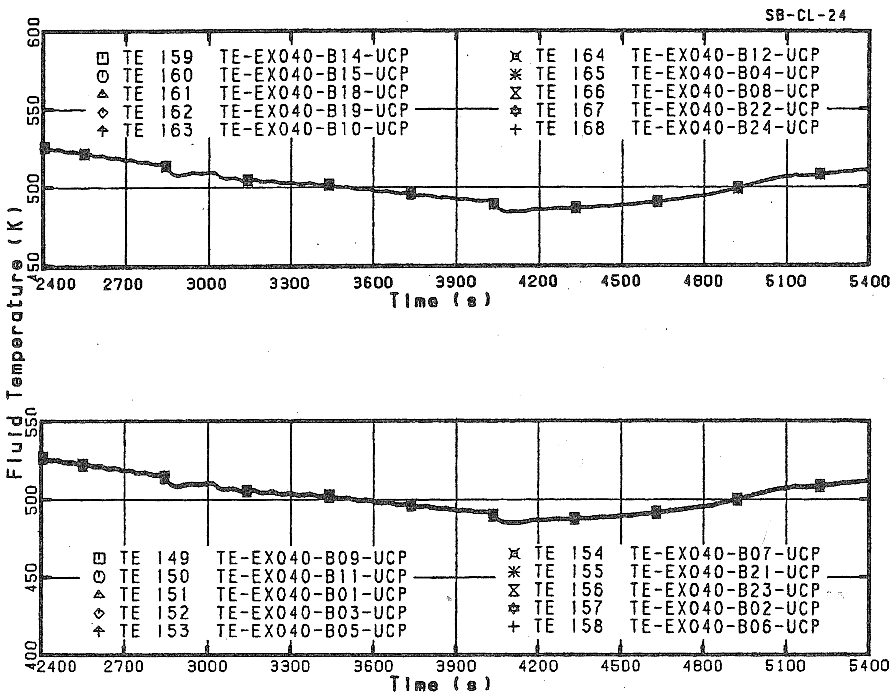


(a) 1・2 次系圧力変化と主な事象(Ref. 10 Fig. 4. 6-1)
(b) 上部プレナムと炉心の水位変化(Ref. 10 Fig. 4. 6-2)

図 5.4-1　ループシールクリアリング時のCET過熱不検出(SCO実験)

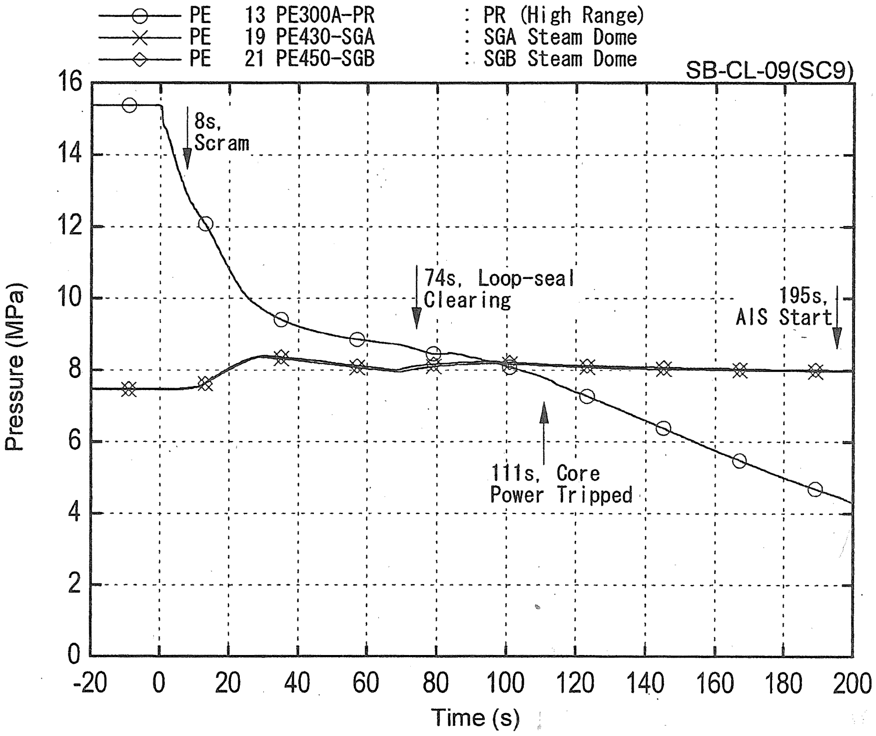


(c)　高出力ロッド上部での一時的水位低下による過熱事象(Ref.10 Fig.4.6-8)

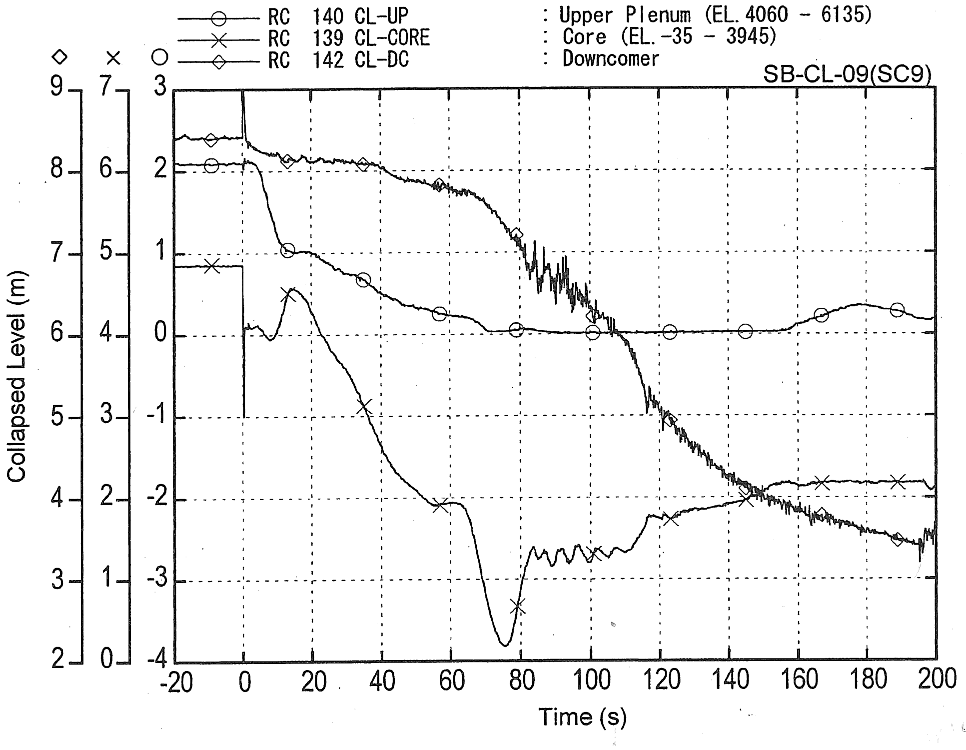


(d)　過熱温度を示さないCET全点温度(Ref.10 Fig.4.6-7)

図 5.4-1　ループシールクリアリング時のCET過熱不検出(SCO実験)

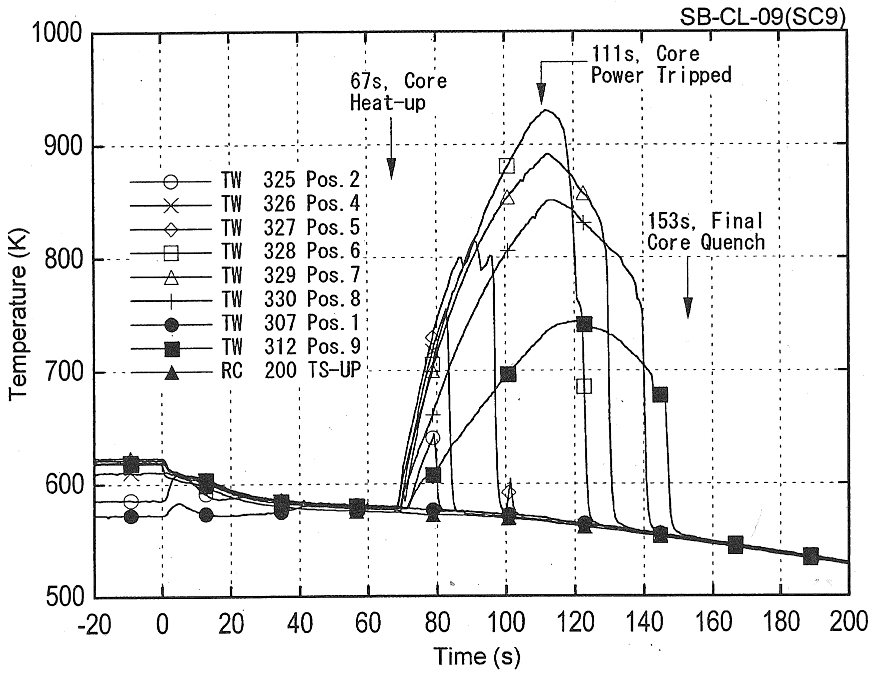


(a)　1・2次系圧力変化と主な事象(Ref.10 Fig.4.4-1)

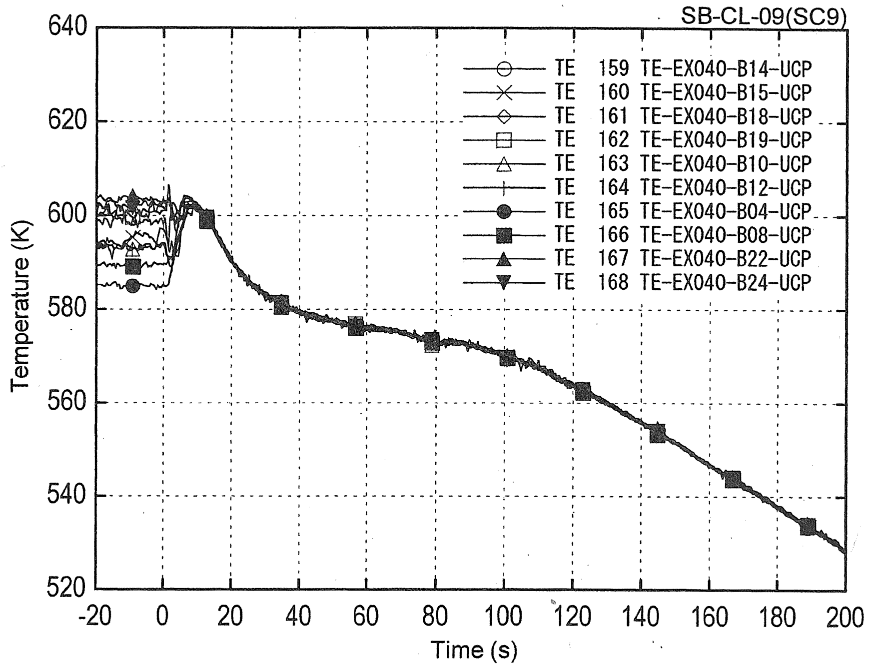


(b)　上部プレナムと炉心、ダウンカマの水位変化 (Ref.10 Fig.4.4-3)

図 5.4-2　10% コールドレグ破断LOCA実験のCET過熱不検出(SC9実験)

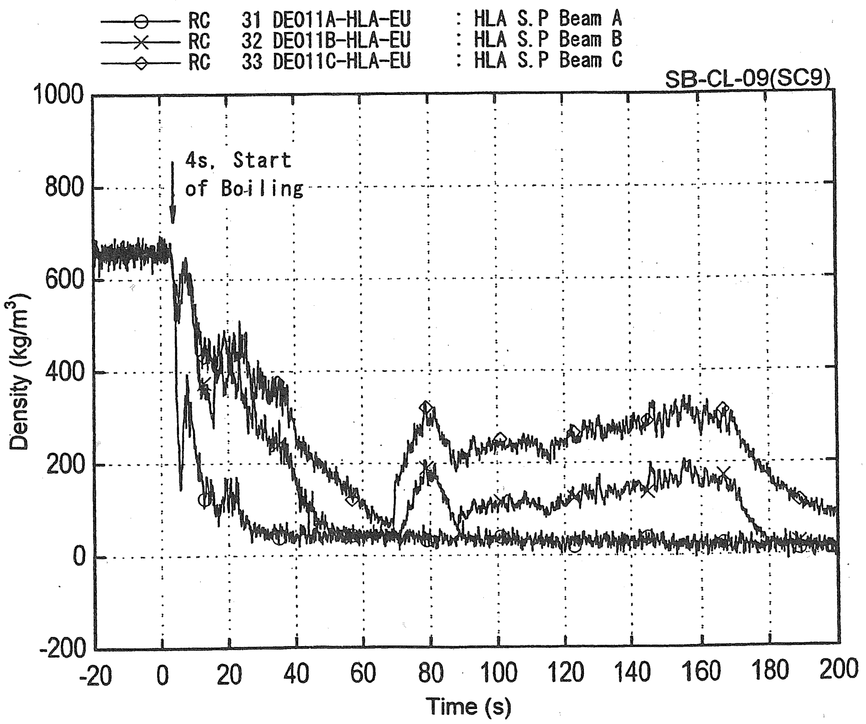


(c)　高出力ロッドの過熱・クエンチ挙動（Ref.10 Fig.4.4-5）

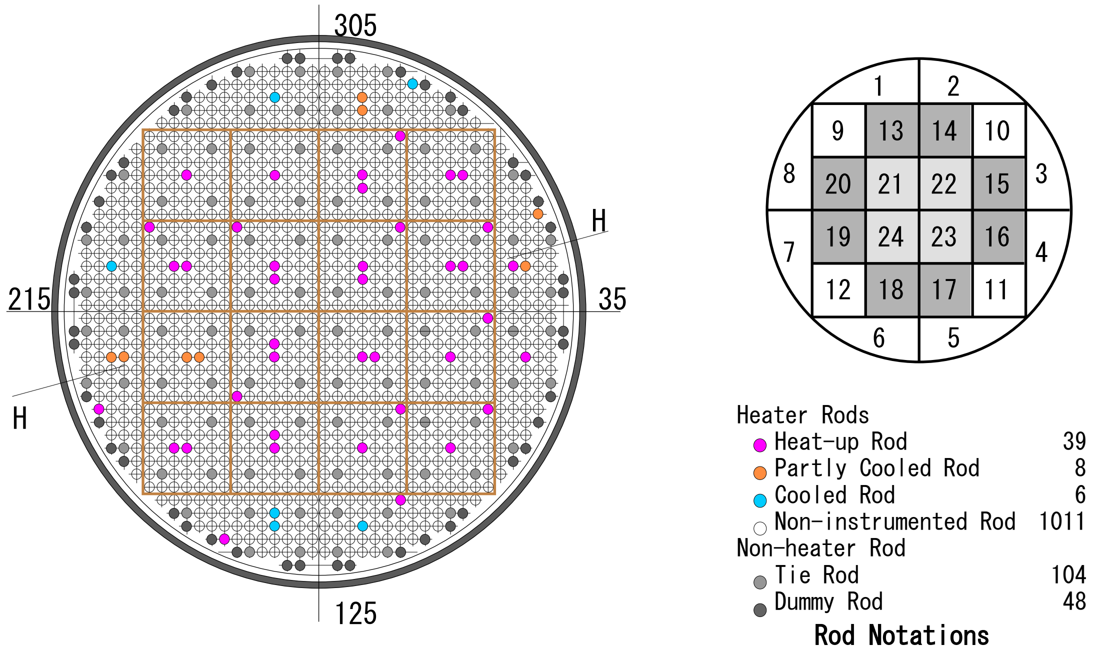


(d)　過熱温度を示さないCET温度（Ref.10 Fig.4.4-6(2)）

図 5.4-2　10% コールドレグ破断LOCA実験のCET過熱不検出(SC9実験)

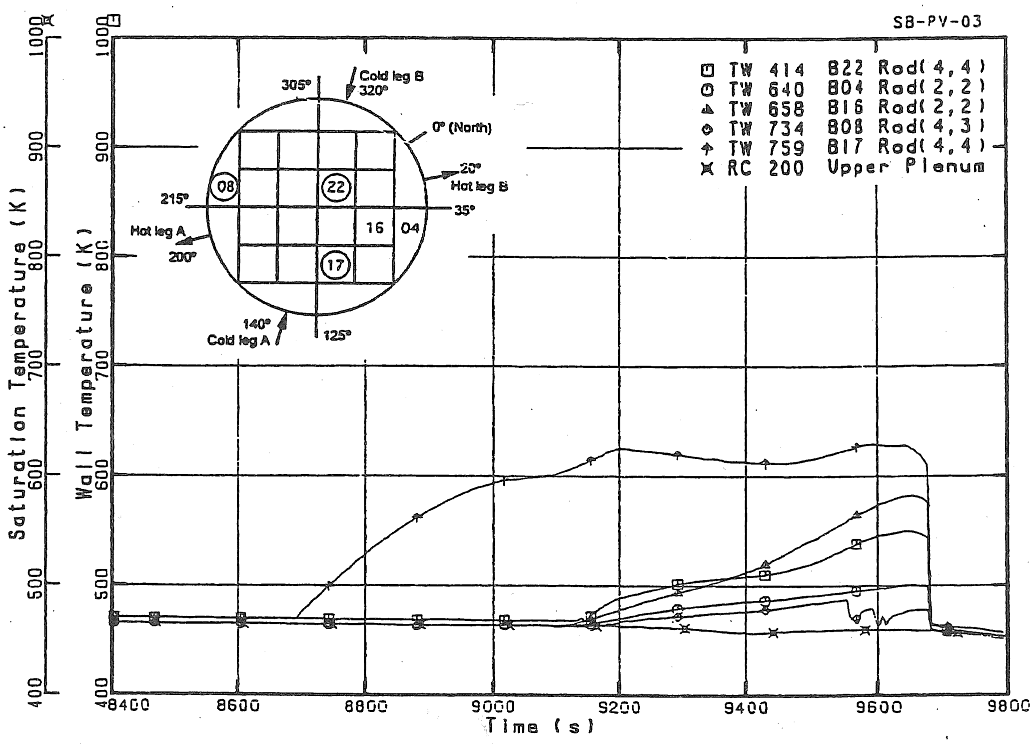


(e) ガンマ線密度計によるホットレグ水位の検出 (Ref.10 Fig.4.4-4)

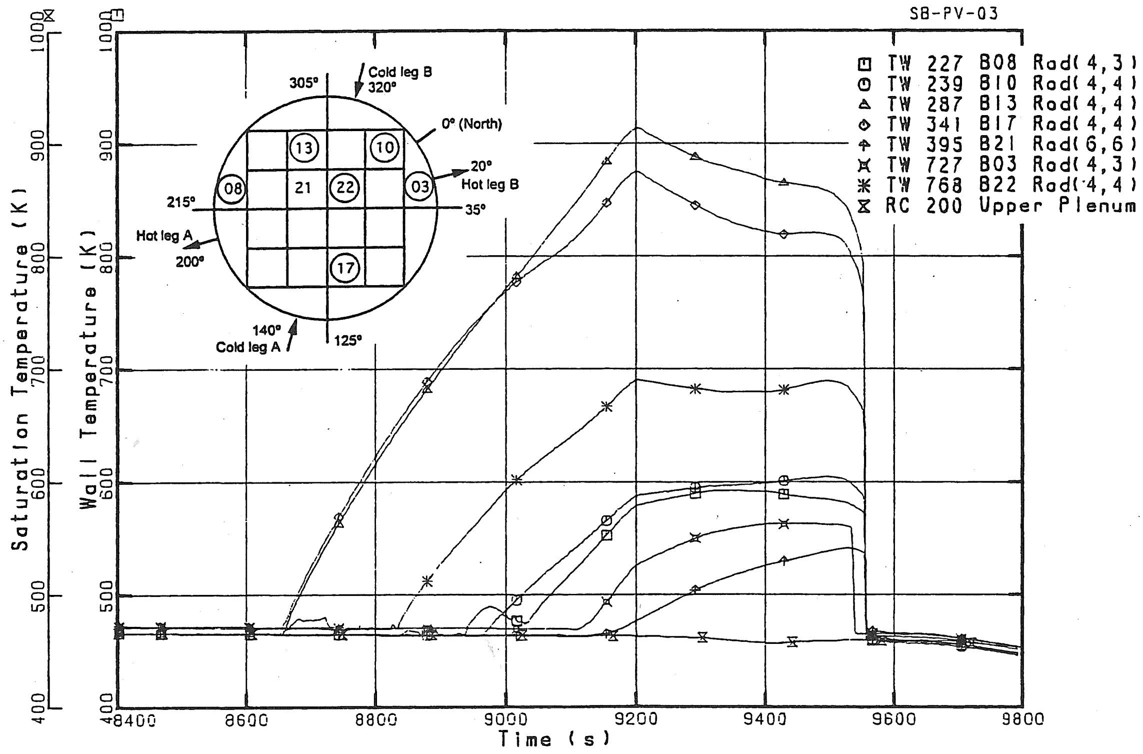


(f) 炉心断面で周辺バンドルに冷却部のある過熱過程(110 s)(Ref.53 Fig.4.78)

図 5.4-2 10% コールドレグ破断 LOCA 実験の CET 過熱不検出(SC9 実験)

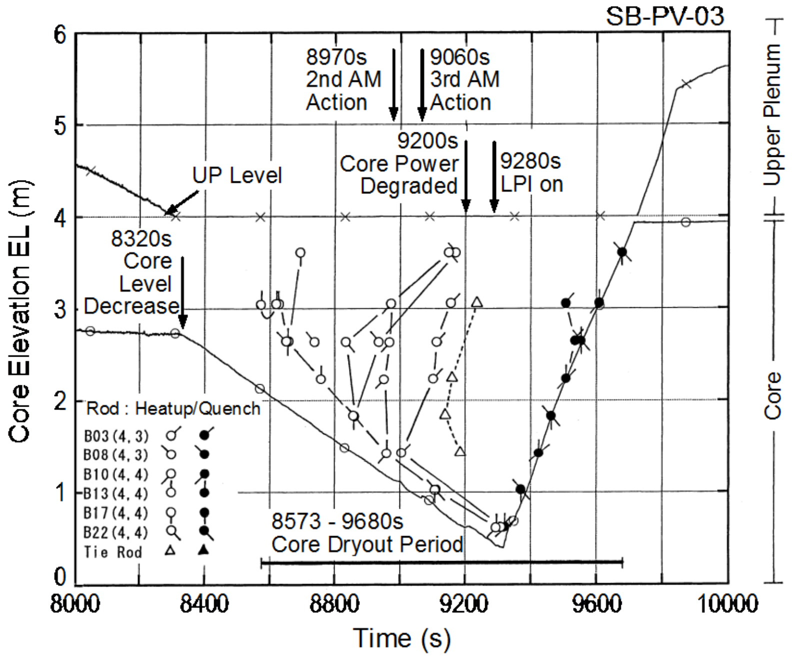


(a)　炉心上端のヒーターロッド及びタイロッド温度計測（Ref.10 Fig.4.9-9(1)）

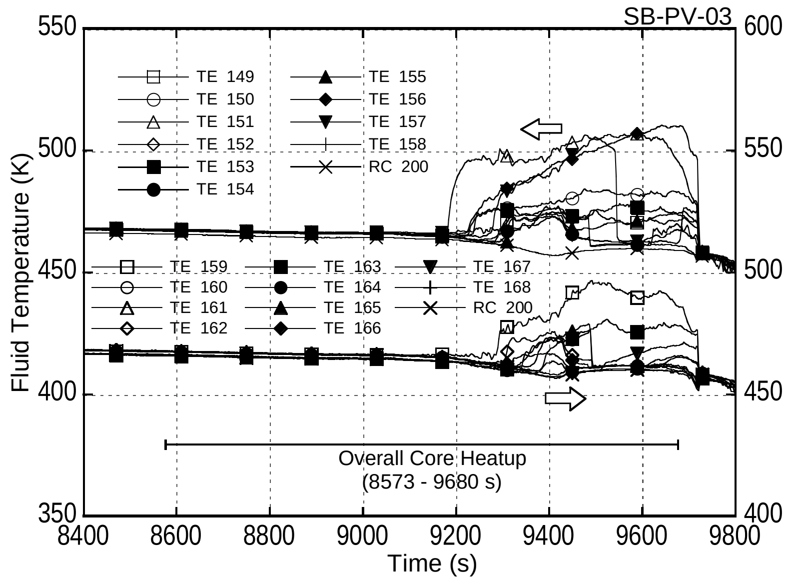


(b)　炉心 Pos.7 のヒーターロッド及びタイロッド温度計測（Ref.10 Fig.4.9-9(2)）

図 5.4-3　PV 底部 0.2%破断 LOCA/AM 実験の CET 過熱不検出(SP3 実験)



(c)　過熱過程における流下水の炉心内部分冷却挙動（Ref.11 Fig.9(a)）



(d)　PORV 開操作開始(9060 s)まで不過熱の CET 温度（Ref.11 Fig.9(b)）

図 5.4-3　PV 底部 0.2%破断 LOCA/AM 実験の CET 過熱不検出(SP3 実験)

5.5　著しい高圧又は低圧における異常過渡時の炉心過熱検出の課題

5.3節では2つの異常過渡事象実験(TR-LF-03及びTR-RH-06)についてCETの炉心過熱検出特性を一部示したが、本節では他のSBLOCA実験と異なる過渡条件下において、CETの過熱度を指標とすることが有効であることを示す。以下に各実験の概略と炉心過熱検出特性を述べる。

(1) 高圧下でボイルオフ炉心過熱に至る全交流電源喪失事故模擬実験

この実験(TR-LF-03)[10,11]は、所外電源喪失(T)、主給水喪失(M)、補助給水喪失(L)及び所内電源喪失(B')という、過酷な全交流電源喪失事象(TMLB':ステーションブラックアウト)を模擬したもので、最終的に加圧器安全弁からの流出で保有水量が低下し、ボイルオフ炉心過熱に至る過程を模擬したものである。この場合は事象自体が明確であり、CETによる過熱検出を待たずにAM策を講じることが想定されるが、やはり原子炉保有水量の低下を水位計で検出し、CET で炉心過熱を検出することは、正確な事故状態を捉え、適切な対応策の効果を確認する上で必要と考える。

図 5.5-1 に、実験開始から 12000 s までの CET 温度分布(MAX, AVE, MIN)と炉心上端の模擬燃料棒最高温度、飽和温度(T_S)を比較して示す。実験開始時にスクラムを想定しており、炉心出力は低下するが、119 s から SG 安全弁が開作動し、これにより 1 次系の除熱が行われた。2 次系保有水減少により除熱能力が低下した約 3600 s から 1 次系圧力は上昇開始し、1 次系流体温度が上昇した。加圧器安全弁が 4400 s から開作動し、以後徐々に 1 次系保有水が減少して炉心上端では 9657 s から過熱開始した。この炉心過熱過程で、CET は 9780 s から過熱開始した。この時圧力 17 MPa 以上であり、1 次系の飽和温度は 626 K に達し、AM 指標として目安となる 623 K を超えた状態にあった。したがって、炉心過熱状態を検出するためには、CET 温度ではなく、その過熱度を指標として利用する必要がある。

炉心過熱過程における炉心上端過熱度平均値(DT_{AVE}(P9))と CET 過熱度平均値(DT_{AVE}(UCP))の相関を**図 5.5-2** に示す。CET は過熱度 100 K 以上の範囲まで炉心過熱状態に対応し、ほぼ比例関係にあることが示された。この関係は**図 5.3-12** と**表 5.3-2** に既に示した。以上のことから、飽和温度が 623 K を超える高圧下の炉心過熱事象を対象とする場合には、CET 温度と併せて、その過熱度を炉心過熱判断の指標として利用することが有効である。

(2) 常圧下でボイルオフ炉心過熱に至るミッドループ運転時の RHRS 喪失事故模擬実験

この実験(TR-RH-06)は、原子炉停止時に大気圧条件で余熱除去系(RHRS)によるミッドループ運転をしている場合に、RHRS 喪失により炉心で冷却材の沸騰が生じ、昇圧して開放中の加圧器マンホールから蒸気流出が生じ、保有水低下により炉心過熱に至る事象を模擬したものである。したがって、1 次系初期流体温度が通常の LSTF 実験条件と大きく異なり、350 K 以下の状態から過渡事象が進行し、常に低圧条件下にある。この実験では、初期状態 0.11 MPa で炉心出力 0.38 MWt(実機の 0.56%出力相当)の RHRS 冷却モードから開始した。初期水位はホットレグ中央にあり、炉心入口では流体温度が約 40 ℃(313 K)、出口で約 60 ℃(333 K)であった。実験開始から 683 s に RHRS が停止し、その後炉心で沸騰が生じて昇圧し(1250 s)、炉心過熱は炉心上端で 9045 s に生じた。

図 5.5-3 に炉心過熱過程における炉心上端のヒーターロッド最高温度と周囲の蒸気温度、CET 温度分布(MAX, AVE, MIN)及び飽和温度(T_S)を示す。この実験では、UCP を通過する蒸気流速が

9000- 10500 s の時間帯において V_G=1.59-2.35 m/s と評価されており(**表 5.3-3** 参照)、炉心の二相混合水位は炉心中央高さの近く(EL 1.98 m)まで低下する過程にあった。この図から、炉心が高温化していくにも拘わらず、他の実験に比較して CET による過熱検出は大幅に遅れ、かつ炉心との温度乖離も大きかった。CET 過熱開始は 9800 s であり、炉心過熱開始後 755 s であった。このように CET の過熱化が遅れた原因は、PV 内部構造材の他に、ホットレグや SG プレナム等が初期状態において約 60 ℃以下の低温状態にあり、それらの構造材が冷却源となって発生蒸気は凝縮し、ホットレグ底部に水位を形成していたことが確認されており、これが UCP に流下していたと判断される。

図 5.5-4 に、炉心過熱過程における炉心上端の過熱度平均値(DT_{AVE}(P9))と CET 過熱度平均値(DT_{AVE}(UCP)= DT_{AVE}(CET))の相関を示す。これは以下の式で表わされた。

$$DT_{AVE}(P9) = 3.85 \times DT_{AVE}(CET) + 120\ K \qquad (5.14)$$

CET 過熱度は約 40 K 以下であり、炉心上端温度との乖離は大きい。炉心最高温度が 923 K に達した時点で、CET 最高温度との差は 449 K であった。このように、この実験結果は、CET 過熱度検出が炉心過熱検出には有用であるが、検出時刻の遅れと炉心との温度乖離が著しいことを示した。

AM 指標性の観点では、623 K という設定温度に対して CET が昇温しても到達せず、CET の最高温度は 11000 s に約 500 K であった。したがって、このような低圧条件下で炉心過熱を検出するには、CET 温度ではなく CET 過熱度を指標として使用することが必要となることを示した。

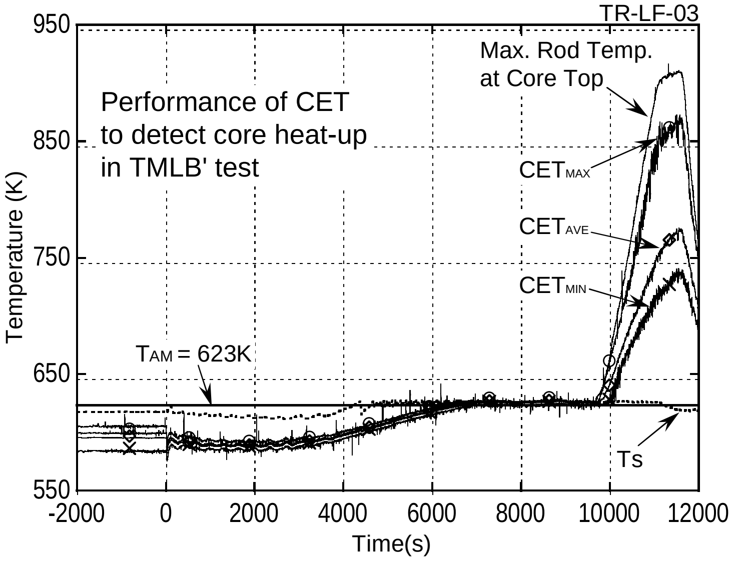
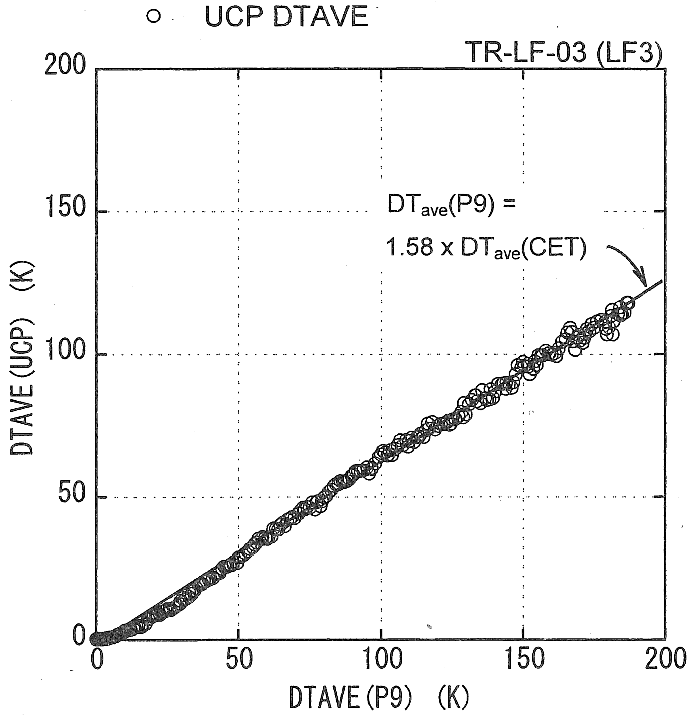


図 5.5-1　LF3 実験における CET 温度分布と炉心上端最高温度
及び設定温度 (Ref.11 Fig.10)



5.5-2　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(LF3 実験) (Ref.10 Fig.4.11-12)

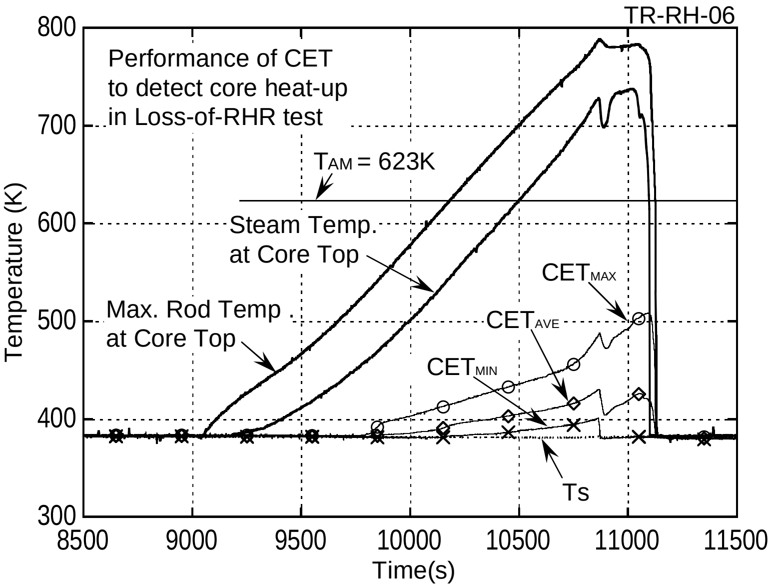


図 5.5-3　RH6 実験における CET 温度分布と炉心上端の最高燃料棒温度
及び流体温度並びに設定温度 (Ref.11 Fig.11)

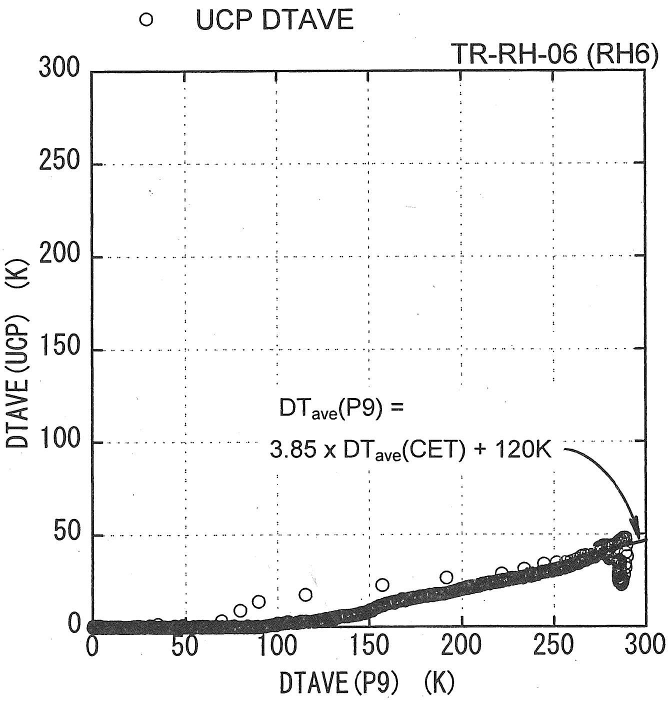


図 5.5-4　炉心上端と CET の平均過熱度の関係(RH6 実験) (Ref.10 Fig.4.12-13)

5.6 LSTF/CET 特性の PWR 条件への適用性

LSTF 試験装置を使用した PWR/SBLOCA 模擬実験について、全般的な熱流体挙動の実機模擬性に関しては 3.4 節で述べたので、本節では炉心過熱を検出する CET の種々の特性を対象に、PWR 条件への適用性を述べる。最初に、実機と異なる形状の炉心外径と上部プレナムの形状比較及びホットレグとの位置関係を示し、これによる影響を、流下水のある場合とない場合について考察する。次に、過熱炉心を上昇する蒸気流速について、実機への適用性を考察し、最後に、既に指摘したいくつかの CET 過熱検出特性、すなわち炉心出口部の非加熱構造材による冷却効果や相対的に低温の炉心上端領域での高温蒸気への冷却効果、PV 頂部破断 LOCA 時に特有の制御棒案内管チムニー効果について、実機への適用性を考察する。なお、5.1 節(2)の実機 CET 設置条件で述べたように、PWR プラントによって CET 設置場所と高さ、炉心断面内配置、設置数等に相違がある一方で、それらの情報や周辺構造材の関連情報が少ないため、種々のタイプの PWR を対象として実機適用性を一般的に検討することは困難である。それで、ここでは LSTF の参照炉である W 社型 4 ループ PWR を模擬対象として、LSTF における CET 特性の実機適用性を検討する。

(1) 実機と異なる上部プレナム形状の CET 特性への影響

図 5.6-1 及び**表 5.6-1** に W 社型 4 ループ PWR と LSTF 試験装置の PV 上部構造情報を比較して示す。LSTF は、この PWR を高さ実長、容積比 1/48 をスケール比としているので、流路面積比で 1/48、流路径で約 1/7 となる。炉心と上部プレナムの内径(D)は実機比で 1/7.3 であり、ほぼこれに対応する。一方、ホットレグ内径(d)については、2 ループを 1 つのループで代表させるために容積を実機比 1/24 にすることと、SBLOCA 事象を対象に、水平管内の流動様式遷移を模擬[(75)]するために提案されたパラメータ(L/√(d))を実機条件に一致させることを考慮して決定されたため、上記の形状比と異なる。このホットレグの上端位置を実機と一致させたことにより、ホットレグ下端と UCP 上面の高さ(h)は、実機比で 1.64 倍となり、上部プレナムのアスペクト比(D/h)は実機に比較して 1/12 と小さくなった。

この形状の相違は、ホットレグからの流下水が UCP 上の半径方向に及ぼす影響範囲に関わる。アスペクト比の小さい LSTF では、流下水の影響が UCP 中央部に及びやすいが、実機の場合には相対的にホットレグ下部から遠い UCP 中央部には及びにくくなる。したがって、流下水による CET への影響としては、LSTF の場合より炉心中央に向けて影響が一層小さくなり、半径方向の多様性が大きくなるので、5.4 節で述べた LSTF の 10%コールドレグ破断 LOCA 実験や、0.2% PV 底部破断実験の SG 2 次系減圧操作過程において、ホットレグからの流下水により CET 全数で過熱検出しなかった場合についても、実機条件では炉心中央部に流下水影響の少ない CET 過熱検出が生じる可能性があることを意味する。また、LSTF 実験で流下水により炉心過熱検出遅れが生じた場合についても、これより早い時点の検出となる可能性もある。しかし定量的な実機条件への適用性評価は困難であり、本論ではこれ以上の検討は行ってない。以下の課題については、LSTF 実験において流下水影響のない場合、又は影響の少ない場合について、実機適用性を検討する。

(2) 炉心過熱条件下の蒸気流速の実機模擬性

5.3 節において、各種 11 実験の炉心過熱過程を対象に炉心上昇蒸気流量を評価したが、この前提として、重力支配型の SBLOCA 事象等における圧力や保有水量、炉心熱出力等の過渡変化が、実機条件と同じ時間スケールで模擬できるように検討されたことを 3.4 節において述べた。PV 内で圧力と保有水量の分布が模擬できている場合に、炉心の熱入力により発生する単位時間当たりの

蒸気生成量も、同じスケールで実機条件を模擬することができる。一部異なるのは、圧力の変化が大きい場合における構造材蓄熱量の流体への伝熱量の相違であるが、これについては大破断LOCA事象を対象に検討したROSA-Ⅲ試験の構造材蓄熱量の影響評価に比較して、対象の11実験では圧力変化が著しく小さいことと、ROSA-Ⅲ試験装置の実機スケール(1/424)に対して LSTF では1/48スケールと約9倍大きい装置であるために単位流体容積当たりの圧力容器等の構造材伝熱面積が実機条件に近くなることから、その影響は小さくなり、炉心熱出力に比較して著しく小さいものと判断される。

一方、炉心模擬燃料集合体のロッド径と配列、ロッド1本当たりの流路面積や炉心出口部の構造材流路面積は、実機条件と同一にしているため、炉心内の蒸気流量が実機模擬できていれば、その平均流速条件も模擬できることになる。また、炉心のロッド当たりの平均熱入力と軸方向及び半径方向の出力分布も実機出力のピーキングファクターを模擬しているので、蒸気の過熱条件と3次元的な多様性も考慮している。したがって、各実験において評価された炉心過熱過程におけるUCP通過蒸気平均流速も、基本的に同じ事故条件を想定した場合の実機条件と同等の流速になると判断される。ただ、実機の3次元的な多様性については、炉心径が約1/7であるLSTFで生じた以上に複雑な様相になる可能性はある。したがって、少なくとも、LSTF実験で検出された3次元的な流れや過熱蒸気と構造材の熱的相互作用については、実機条件においても考慮されるべきであろう。

(3) 炉心出口部非加熱構造材による冷却効果と検出遅れ特性の実機適用性

LSTF実験において、低流速で高温の炉心蒸気流が炉心出口領域や外周の低温構造材の吸熱効果により、温度低下しCETの過熱検出遅れの一般的原因となることを5.3節で示した。蒸気平均流速がLSTFと実機で同等な条件にあると判断されるので、それらの構造材条件がLSTFと実機で同等な条件にあるなら、それによる冷却効果も同等になる。すなわち、炉心中央部を上昇する蒸気流については、炉心出口領域の構造材影響のみを検討すればよく、LSTFでは、UCPや上部グリッド、スペーサー等の構造物形状(高さ、流路面積等)を単位燃料棒数当たりで実機模擬にしているため、それらの熱容量も同等なものと推定され、したがってLSTFで評価した吸熱効果と同等の平均的蒸気温度低下は生じると判断される。一方、炉心外周領域では、コアバレル厚さがLSTFと実機で大きく異なり、実機の吸熱効果が大きいため、炉心側の燃料棒の発熱条件が同等であるとしても、発生蒸気の温度低下は相対的に大きくなる。したがって定性的であるが、、炉心断面内における過熱蒸気の冷却効果に、実機では大きな空間分布が生じ、3 次元的な蒸気熱流動の多様性はLSTF実験より大きくなると推定される。このため、CETの過熱検出も、外周部と中央部では構造材分布の相違により、LSTFの条件より多様性の大きい結果になると推定される。但し、LSTFと実機で燃料棒の最高出力密度は同等なので、同等な流速条件で蒸気が上昇するなら、炉心中央部の最高蒸気温度は同等なものとなり、CETによる最高検出温度は同等なものになると推定される。

炉心水位の低下が進行して高出力部が過熱化すると、相対的に出力密度の低い炉心上端部では過熱度が低くなる場合が生じるが、条件によっては炉心を上昇してくる高温蒸気より低温の燃料棒領域が存在することもあり、その燃料棒が蒸気で加熱され、その分蒸気は冷却されることが、2.5%コールドレグ破断LOCA実験で示された。このような現象は、炉心の軸方向出力分布と炉心水位の低下速度に依存するので、実機でも事故条件によっては生じうるものである。

以上を踏まえて、LSTF実験で明らかになった炉心過熱検出の時間遅れと温度乖離に関する特性

(式(5.1), (5.7))については、実験条件の相違やホットレグからの流下水影響の程度にも依存しているが、少なくとも定性的にはW社型PWRに適用可能な特性であると考えられる。

(4) PV頂部破断LOCA時に特有の制御棒案内管チムニー効果の実機適用性

実機の場合に制御棒案内管は53基あり、17×17配列の燃料集合体の3.3バンドル当たり1基の配置となっている。一方LSTFでは、7×7配列の燃料集合体の3バンドル当たり1基の配置であるから、炉心断面内のバンドルと制御棒案内管の配置は等価なものである。高さは両者で同じである。したがって、原子炉頂部破断LOCA事象が生じた場合に、破断サイズが同等で、制御棒案内管内部の流動抵抗が同等ならば、炉心過熱過程で炉心側から上昇する蒸気流量が同等と推定されるので、それが制御棒案内管に集中するチムニー効果も同等なものとなることが推定される。ただし、制御棒案内管内の詳細構造や流動抵抗まで実機条件を模擬しているわけではないので、この点は不確かさが大きい。しかし、制御棒案内管に集中する効果は実機においても発生するので、制御棒案内管の外側にCETが設置されていることも同等であるから、この効果による過熱検出遅れは同様に生じると判断される。

表 5.6-1　LSTF 試験装置と 4 ループ PWR の主要諸元比較（Refs.9,31）

Items	Unit	LSTF	PWR	Ratio
Pressure	MPa	16	16	1/1
Hot leg (HL) temperature	K	598	598	1/1
Maximum core power	MWt	10	3423	1/342
Primary fluid volume	m^3	8.1	347	1/43
Number of fuel rods	-	1008	50952	1/50.5
Number of CRGTs	-	8	53	1/6.6
Number of CETs	-	20	50	1/2.5
HL inner diameter (ID)：d	m	0.207	0.7369	1/3.6
HL length ：L	m	3.69	6.99	1/1.9
HL parameter* ：$L/\sqrt{(d)}$	$m^{1/2}$	8.15	8.15	1/1
HL volume ：$\pi d^2L/4$	m^3	0.124	2.98	1/24
Upper plenum (UP) ID ：D	m	0.514	3.759	1/7.3
HL height above UCP ：h	m	1.355	0.8255	1/0.61
UP aspect ratio ：D/h	-	0.379	4.554	1/12

＊ Parameter is introduced to simulate flow regime transitions(75) in the primary loops.

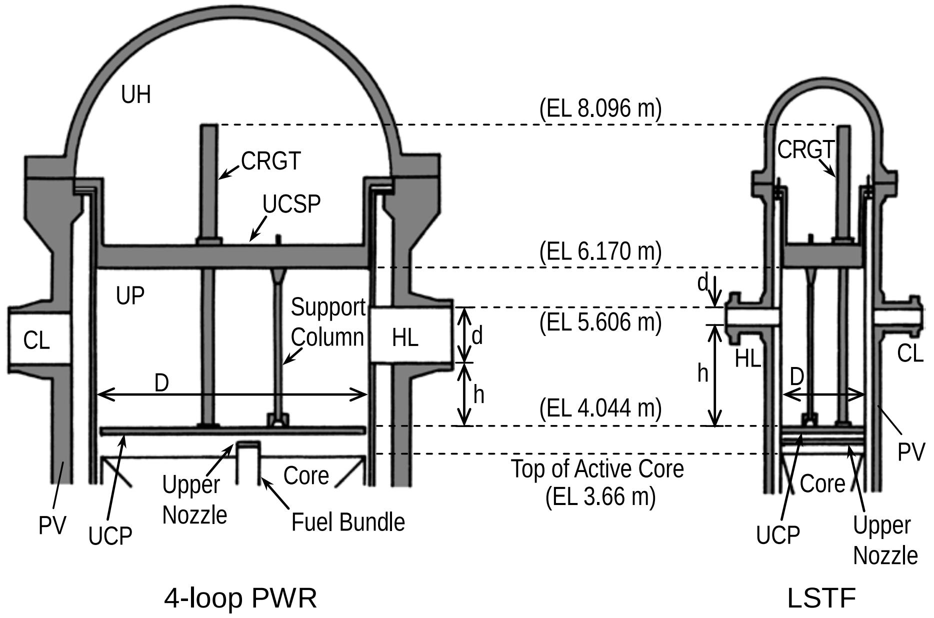


図 5.6-1　4 ループ PWR と LSTF 試験装置の PV 上部構造の比較（Ref.11 Fig.3）

6. シビアアクシデント防止に資する各種計装の組み合わせ効果

TMI-2 事故の教訓から、PWR シビアアクシデント防止のために、アクシデントマネジメント(AM)指標計装として開発・適用されてきた炉心出口温度計(CET)と原子炉保有水量検出システム(RCITS)について、2.4 節ではこれまで、それらを結びつけた実証的研究がなかったことを指摘し、4 章と 5 章ではそれぞれについて、実機模擬性の優れた LSTF 試験装置における各種 SBLOCA 事象や異常過渡事象の実験を対象に、個別の指標計装特性を明らかにし、実機への適用性を述べた。本章では、過渡事象の速さと運転員対応時間の視点から AM 策指標を適用すべき事故条件を明確にした上で、1 次系保有水量を共通パラメータとして水位計 3 種と CET の事故状態検出特性を関連付け、それらの組み合わせ効果を示す。これは、4.3 節に示した代表的な SBLOCA 実験 4 ケースで検証する。また、炉心過熱に至る過程で、その接近度合いにより重要度の高い指標を明確にする。最後にそれらの統合指標計装システムを W 社型 PWR への提案とし、他の炉型への適用を考察する。

(1) AM 策における運転員対応時間と指標計装の適用条件

シビアアクシデントに至る可能性のあるような熱工学的安全性に関わる重大な事故への対応策において、一般に運転員の対応に一定の時間余裕を見込み、その間に事故状態の判断と適切な対応手段の確認・準備を行うことを想定するが、この対応時間としては、解析において少なくとも 10 分間程度とする場合から、30 分程度と見込む場合まで、種々の試みがある。

例えば参考文献(15)(1986 年)では、SBLOCA の範疇とする最大破断サイズを 0.1 ft^2 (0.00929 m^2) とし、HPI 不作動条件下で、炉心コラプスト水位が炉心上端から低下開始して CET が 1200 ^{o}F (922 K)を表示するまでの時間を 15～20 min. (900～1200 s)と評価しており、これは原子炉運転員が SBLOCA 事象の兆候を認識し、緊急時手順書によりプラント回復操作を開始する上で十分な時間と考えられる、と述べている。しかしこれは、実際の炉心水位が正確に捉えられていることを前提とした解析であり、炉心水位の計測誤差があれば、それに応じて冷却材喪失の認識と炉心過熱開始の間の時間を短縮して評価することになると述べ、炉心水位計測の誤差評価の意義を指摘している。その上で、W 社型原子炉水位計の計測誤差が±15% (～±6 ft (1.83 m))である場合(**図 2.1-2** 参照)には、炉心が完全に露出しても計測水位は炉心露出の警報を出さないかも知れないが、しかし保有水減少のトレンド検出には有用であるとして、米国では認可されていると報告している。ここで想定された最大 SBLOCA サイズの 0.00929 m^2は、4 ループ W 社型 PWR の場合にコールドレグ 2.4%破断に相当するものであり、運転員操作を行う小破断 LOCA の範疇としておよそ 2.5%以下を想定していることがわかる。また、解析において炉心露出から CET 温度=922 K 検出までの時間を 900～1200 s とし、運転員の判断に炉心コラプスト水位と CET 過熱化が事故状態の重要指標と捉えられる十分な時間としていることは、上記運転員対応時間の 1 つの代表的事例である。ただし、その解析において、既に 5 章で明らかにした CET による炉心過熱検出の時間遅れと温度乖離がどのように評価されていたかについては不明であるが、これらが過小評価された可能性はある。

一方、参考文献(76)(1998 年)では、破断サイズ 0.5～2.5%のコールドレグ破断 LOCA 事象を対象にした RELAP5/MOD3 コード解析で、SG 2 次系急減圧の操作開始時刻とその後の AIS 作動開始(4.5 MPa)までの時間を調べ、破断サイズ 2.0%の場合に破断後 1200 s の急減圧開始と AIS 作動時刻がほぼ一致するので、それより破断サイズの小さい場合に、1200 s 以前に SG 2 次系急減圧を開始することが AIS による早期炉心冷却に有効であると述べている。また、破断サイズ 1.0%の場合には、破断後 600 s の SG 2 次系急減圧により、一旦過熱化した炉心は AIS 早期作動により直ちに冷

却されることをLSTF/LOCA実験及び解析で示している。したがって、破断サイズ2.0%未満のコールドレグ破断LOCA事象を対象として、有効なAM策開始時刻に600～1200 sを示している。

一方、炉型は異なるが、わが国のBWR/AM策に関して、参考文献(2)は原子炉水位低下検出から約10分(600s)後に自動減圧系(ADS)を自動作動させる新たなロジック構成を計画しており、10分間の時間遅れは運転員の誤操作を避けることに役立つと記述している。原子炉における運転員の対応時間余裕として、このような10分則は1つの目安を示すものである。

ここで、PWR/SBLOCA事象においては、AIS作動による冷却水注入が保有水量低下を防止する上で重要であるので、減圧操作なしでAIS作動圧力(4.5 MPa)まで減圧する時間として600 s(10分則)をとる時、これより早い事象では運転員対応は実施されないと考えられる。そこでLSTF実験を調べると、AIS作動が195 sである10%コールドレグ破断LOCA実験(SC9)[53]では、低圧注入系作動が303 sであるので、運転員による減圧策は必要とされない。AIS作動開始が455 sである5%コールドレグ破断LOCA実験(SCI)[69]の場合は、AISにより炉心過熱が解消しており、約1500 s後に1次系圧力は約1.5 MPaでLPI作動前であったが、炉心冷却が維持されていることを確認し、実験を終了している。したがって、10分以内のAIS作動が炉心冷却に功を奏しており、この時間範囲では緊急の減圧策は必要とされない。しかし、2.5%コールドレグ破断LOCA実験(SC1)[10]では、炉心過熱開始が575 s、CETの過熱開始が629 s、CET温度623 K検出が790 sであるが、AIS作動開始は850 sであり、887 sには炉心最高温度が923 Kに達して炉心出力を停止した。したがって、AIS作動前にCETによる炉心過熱検出ができているので、運転員による減圧策開始が可能になる。AIS作動を早めれば炉心早期冷却に効果があると考えられるので、AIS作動開始に10分以上かかる場合には、炉心冷却にAM減圧策を講じる可能性がある。

以上のAM策適用条件の検討を踏まえて、本節でAM策による緊急減圧・冷却とAIS早期作動が必要となる事故条件を、AIS作動に10分以上かかる場合、破断サイズではコールドレグ比で2.5%以下のSBLOCA事象と判断し、その際のAM指標計装の特性と組み合わせ効果を以下に検討する。

(2) 代表的4実験における水位計3種とCET統合による事故状態検出の重要事象指標

以下に、4.3節に示した1%コールドレグ破断実験(SCT)、1%ホットレグ破断実験(SHC)、1% PV頂部破断実験(SP7)と、0.2% PV底部破断実験(SP6)の4実験を、相異なる破断位置の実験の代表事例として取り上げ、炉心過熱の前兆過程とその進行過程の全体を示す共通パラメータである保有水量との関係を通して、水位計3種とCETの組み合わせによる事故状態検出の特性を述べる。既にこれらの実験における保有水量の変化と、水位計3種の計測範囲、炉心露出時刻との関係は、**図4.3-3、4.3-4、4.3-6、4.3-8**に示してあるので、ここにそれぞれのCET検出特性を関連付けてとらえる。SP7実験のCET過熱検出特性は既に5.3節(2)に述べたが、他の3実験のCET特性は示してないので、ここで簡単に記述を追加して検討する。**表6-1**に4実験における水位計3種の水位低下及び水位喪失又は水位低下終了時の保有水量比(M_R/M_0)を比較する。合わせて、上部プレナム(UP)水位低下終了後に発生する炉心過熱開始時点及びCETによる過熱検出開始時点の保有水量比と、CET温度が623 Kに到達した場合の保有水量比を比較し、次の特徴を指摘できる。

1) ボイルオフ炉心過熱開始は炉心水位低下後に生じるが、保有水量比ではM_R/M_0=0.271±0.042の範囲で生じた。この保有水量(M_R)には評価上の不確かさとして$\Delta M_R/M_0$=±0.0275が含まれているので(4.1節(4)参照)、それを超える分布は事故条件による1次系保有水量の分布の多

様性によるものである。例えば、SP7 実験では、他の 3 実験に比較して、炉心冷却に寄与しない冷却材が上部ヘッドに過剰な保有水量(M_0比 4%以下)として集積しており、かつその分は水位計 3 種に依る保有水量検出ができない領域にあるので、これを除外すると、炉心過熱開始時保有水量比は0.273となり、M_R/M_0=0.261±0.021の比較的狭い範囲に4実験全てが入り、これはM_Rの不確かさ範囲で一致するものである。したがって、これをボイルオフ炉心過熱開始条件とし、事故条件によってはここからシフトすることがあると考えることができる。

2) 炉心出口の CET が過熱温度を検出開始した時点は、炉心過熱開始後で保有水量が更に減少した段階であり、表では 4 実験全体で M_R/M_0=0.247±0.051 と示したが、1)と同様に SP7 実験の上部ヘッド過剰保有水量を除外して評価すると、4 実験全体で M_R/M_0=0.237±0.041 の範囲となる。この CET 過熱開始条件に、やや実験の多様性による分布が大きいのは、SP6 実験で SG 2 次系減圧によるホットレグからの流下水があり、これが CET の過熱検出に影響していることによる。次に、CET 温度が 623 K まで昇温した時点を 3 実験で比較すると、M_R/M_0=0.206±0.062 となるが、SP7 実験の上部ヘッド保有水量を補正すると M_R/M_0=0.193±0.035 となる。

3) 以上の炉心過熱開始後の事故状態と保有水量の関係に対して、炉心過熱前兆過程において重要な事故状態の検出指標となる PR 水位計、UP 水位計の上部と下部、PL 水位計は、それぞれの水位低下開始時点と水位喪失又は水位低下終了時点の保有水量比が、表 6-1 に示すように、M_R/M_0 = 各平均値±0.055 以内であった。この分布は比較的大きいものであるが、これらは保有水量の変化をとらえる上で有用なものである。

4) 特に、炉心過熱前兆過程において重要な事故状態の検出指標となる PR 水位喪失、PL 水位低下開始及び UP 下部水位低下開始を選び、それらの時点における保有水量比の平均値を、炉心過熱開始時点(M_R/M_0=0.261) を基準に、これに近い順すなわち UP 下部水位低下開始、PL 水位低下開始、PR 水位喪失時点の順に比較すると、M_R/M_0=0.261、0.361、0.593、0.895 となる。これらの比 1.00 ： 1.38 ： 2.27 ： 3.43 は、炉心過熱から遠い距離的概念として、或いは炉心過熱に接近している度合いとして、保有水量を元にした指標と見ることができる。これに対して、CET 過熱開始時点の平均は M_R/M_0=0.237 であるから、これは炉心過熱開始に対して、0.91 となり、これと上記 4 点を含めた 5 点を一連の事故過程における重要事象指標とすることは、AM 策を検討する上で有用である。なお、これら 5 点を基準点(1.00)からの差としてとらえると、概略値で CET 過熱検出：炉心過熱開始：UP 下部水位低下：PL 水位低下：PR 水位低下＝ -0.1 ： 0.0 ： 0.4 ： 1.3 ： 2.4 となり、炉心過熱前兆過程の 3 点は、炉心過熱開始までの保有水量余裕として概略 1 ： 3 ： 6 の比率を有する事故状態の位置にあると見ることができる。

(3) 水位及び CET 温度指標による事故事象の予測に有用な関係式のまとめ

(3-1) PL 水位計と UP 下部水位計の低下開始時刻の関係

破断サイズ 2.5%以下の LSTF/SBLOCA 実験を対象に検討した結果として、PL 水位が計測上端位置である SG 出口プレナム上端から低下開始する時点(T_{PL})は、その後に生じる上部プレナム(UP)水位がホットレグ位置から低下開始する時点(T_{PV})の前兆となるものであり、これらの時刻にはほぼ次の関係があることを 4.2 節において述べた。

$$T_{PV} \fallingdotseq 2 \times T_{PL} \qquad (4.15)$$

この主たる理由は、LSTF 1 次系の高さと積算容積の関係において、SG 出口プレナム上端より上方の冷却材容積とホットレグ下端位置より上方の冷却材容積の比が約 1:2 になっているという、容積分布の特性にあることを反映している。この関係は、UP 下部水位低下時刻の予測の目安として有用である。

(3-2) 炉心過熱開始時刻と CET 過熱開始時刻の関係

LSTF 実験において、10%コールドレグ破断 LOCA 実験を除くと、代表的な 12 の SBLOCA 及び異常過渡事象の実験において、炉心過熱開始時刻(t_{ICC})と CET 過熱開始時刻(t_{CET})に次の関係があり、不確かさの範囲は±6%以内であることを 5.3 節で述べた。

$$t_{ICC} = a_C \times (t_{CET})^{b_C}, \qquad (5.1)$$

これは、CET の過熱温度検出時点が、炉心過熱開始時点からの時間遅れを伴うものではあるが、この時間遅れの推定に役立つものであり、(2)で述べた保有水量をパラメータとする指標と併せて、炉心過熱検出に有用である。なお、この時間遅れは次式で得られる。

$$Dt_{ICC} = t_{CET} \times \{1.0 - 0.7603 \times (t_{CET})^{0.027}\} \qquad (5.2)$$

(3-3) 炉心過熱開始後の昇温過程予測に関する CET 昇温特性

0.2% PV 底部破断 LOCA/AM 実験で SG 2 次系減圧操作により炉心部分冷却とともに CET 過熱不検出になった事例を除き、代表的な 11 実験で、CET の平均過熱度(DT_{AVE} (CET))と炉心上端の模擬燃料棒平均過熱度(DT_{AVE} (P9))との間に、炉心過熱状態の評価に有用な情報として、次の関係式が得られたことを 5.3 節で述べた。

$$DT_{AVE}(P9) = C_1 \times DT_{AVE}(CET) + C_2 \qquad (5.7)$$

C_1及びC_2は定数であり、それぞれ**表 5.3-2** に示すように、C_1はホットレグからの流下水影響が部分的にある場合も含めて 10 実験で 1.4～2.8 の間にあり、比較的同等な特性を示した。一方、C_2は 0～40 K の範囲にあり、**図 5.3-12** に示すように、比較的類似的で、比例的な対応関係が得られた。低圧下の異常過渡事象を模擬した TR-RH-06 実験では CET の温度上昇が著しく小さく、C_1=3.85、C_2=120 K であった。この実験では、炉心出口部と炉心外周の低温構造材の影響と、ホットレグからの凝縮水流下の影響があり、CET の昇温が抑制されたと判断された。

なお、この関係と炉心部の水位低下の推定が得られると、炉心内各部の水位低下後の露出時間と、各部と炉心上端部の線出力密度の比から、断熱昇温量を推定することが可能になるが、水位はコラプスト水位であり、水位計測の不確かさに加えて水面下のボイド率評価の不確かさがあるので、二相混合水位の低下過程を推定することが重要なポイントとなる。

(4) W 社型 PWR の AM 策に重要な指標計装システムの提案

以上のことから、保有水量という軽水炉の熱工学的安全性に関する重要パラメータを通して、水位計 3 種と CET 温度計測特性を関連付けることが、PWR システムに対して、事故状態の的確な把握と適切な AM 策実施及びその効果の確認に有用であることを示した。AM 策に重要な指標計装としては、この他に、1 次系圧力が不可欠なことは当然であるので、1 次系圧力、水位計 3 種、及び CET 温度計装を 1 つの組み合わせ指標計装として、AM 策に利用することが重要である。これらを装備する PWR プラントの概念を**図 6-1** に示す。各水位計の計測範囲に対応する保有水量変化を元に、圧力と保有水量の関係(P-M マップ: 3.3 節参照)を作成すると、AM 策の目標と、事故過程における位置を捉えることに役立つので、これらを統合した指標計装システムを実機適用への提案としたい。

なお、本論で示した水位計 3 種と CET 及び圧力を実機 AM 策に適用し、実効性を確保する上で、プラント固有の条件を考慮することを含めて、以下の点に留意する必要がある。

1) プラントの 1 次冷却系について、高さと容積の関係を把握し、LSTF 体系との類似性及び相違

点を明らかにする。

2) 設置済みの加圧器水位計に加えて、原子炉水位計として、(a)ホットレグと原子炉底部間及び(b)上部プレナム上端又は上部ヘッドとホットレグ間の両方の差圧式水位計の設置、及び 1 次循環ループ(PL)差圧式水位計の設置が必要であり、プラント毎にそれぞれの計測範囲と、通常運転状態及び循環ポンプ停止状態の各水位計測誤差を評価する。ポンプ停止時の計測誤差は、±6%の範囲に入ることを目標とする。

3) LOCA 解析コードにより、上記のように破断サイズ 2.5%以下の SBLOCA/AM 事象を解析し、水位計 3 種の水位指示と炉心過熱開始における保有水量の関係を調べ、プラント固有の条件を明らかにする。

4) CET による炉心過熱検出遅れを評価するため、上記 SBLOCA/AM 事象を解析する際に、炉心内の軸方向及び半径方向の出力分布と、炉心出口部と外周部における各種非加熱構造材の冷却効果を明らかにするモデルを使用する。

5) AM 策に使用する CET の設置条件とモニターする位置について、ホットレグからの流下水がある場合とない場合を両方考慮し、炉心過熱検出に有効な方策を検討する。

6) 以上の技術的な検討事項に加えて、原子炉運転員が、上記 AM 策に重要な指標計装を有効に活用するために、教育訓練の場において AM シミュレーションにそれらを取り入れたシナリオを使用し、炉心過熱の前兆過程と過熱過程とを一貫して捉えることができるようにする。また、AM 策を、それらを取り入れたものに改訂する必要がある。この他、原子炉設置者と原子炉設計者が適切な AM 策対応措置を実施できるように、安全規制行政が、研究開発機関の活用も含めて、必要かつ十分な支援と指導を行うべきと考える。

7) なお、実際の事故時の対応として、マニュアル通りでない場合も生じうるし、運転員による「フレキシブル対応」で実施するという意見も聞かれるが、必要かつ十分な事故状態検出の装備がなく、また運転員の十分な教育訓練がない状態で「フレキシブル対応」に期待するならば、運転員に過大な負担と責任を強いるものとなり、原子炉の熱工学的安全性確保の観点から決して看過できることではない。「フレキシブル対応」は、あくまでも必要かつ十分な事故状態検出の装備を持ち、またそれらを取り入れた AM 策の手順書と運転員の十分な教育訓練を踏まえた上での柔軟で的確かつ迅速な対応に寄与するものである必要がある。運転員のみでなく、施設管理者等の関係者も、また一般に国民的視点でも、合理的な原子炉安全性向上の根拠が求められていると考える。

(5) 異なる炉型に対する指標計装システム適用についての考察

本章で述べた統合指標計装システムの適用は、LSTF 試験装置の参照炉型である W 社型 PWR 体系を想定したものであるが、それ以外の炉型に対して適用できないものかどうか、以下に考察を述べる。他の炉型の内、大きく異なるのは沸騰水型原子炉(BWR)であり、これについては OECD/NEA レポート(1996 年)[1,2]に各国の BWR/AM 策が述べられているので、それを参照する。同じ PWR の炉型でも CE 社と B&W 社の PWR では、W 社型 PWR と異なる原子炉水位計[16,17]を採用しているので、それらと CET についての文献を元に適用性を考察する。

(5-1) OECD 諸国の BWR/AM 策に対する本計装システムの適用性

BWR システムでは、通常運転から設計基準事故、AM 策まで含めて原子炉水位計を重要な指標計装と位置付けて活用しており、既に組み込んでいる。参考文献(2)の付録 A、加盟諸国の AM 一覧表には、フィンランド、ドイツ、日本、スウェーデン、米国の BWR における AM 策が示されているが、いずれの場合も、損傷炉心の冷却機能として RPV 注水措置を実施する意志決定基準には、原

子炉水位低下を採用している。参考文献(17)には、BWR-2 から BWR-5 型までの炉型に設置されている原子炉水位計が示されており、BWR-5 の場合には狭域水位計、広域水位計、フュエルゾーン水位計、アプセット水位計、シャットダウン水位計の 5 種類が、炉心シュラウド外側のダウンカマ領域に設置されている。これらの組み合わせにより、炉心下端の高さから原子炉容器頂部までの全範囲をカバーしており、従って冷却材喪失事故の場合に、炉心露出の前兆過程から、炉心過熱過程までを対象として領域水位と保有水量変化を検出することができるとされている。また、各種事故条件における BWR 内の水位変化と保有水量の関係については、ROSA-Ⅲ計画を含む多くの実験及び解析研究成果が世界的に蓄積されており、それらは AM 策を含む事故対策に反映されていると考えられる。

ただし、これらの水位計測位置は炉心シュラウドの内側ではないので、ダウンカマと炉心側とで大きな水位差が生じる場合(例えば参考文献(77)では、ROSA-Ⅲ計画における BWR 主蒸気管大破断 LOCA 模擬実験において、破断サイズが大きい程、炉心水位が低下して過熱化した場合にダウンカマ水位が炉心上端より著しく高くなることを明らかにした)、計測水位は炉心水位を正確に示さなくなるので、解析的にシュラウド内外水位差を評価する必要がある。事故時におけるこの水位差評価を AM 策や運転員訓練に取り入れた対応が重要である。なお参考文献(2)のスウェーデン BWR/AM 策に関して、炉心内の水位計測がなく、炉心で部分的に露出開始した直後から原子炉水位計測が弱点になると確認されたため、これに対する対策として炉心冷却監視検出装置が開発され、1300 ℃ (1573 K)まで性能評価された抵抗式温度計が炉心の異なる高さに設置されていると記載されている。

一方、炉心冷却条件を計測するための炉心温度計については、TMI-2 事故を教訓とした米国原子炉規制基準 (5)に 200～2300 °F (366.5～1533 K)の温度範囲で計測可能な温度計を設置することが示されており、この温度計も AM 策に利用しうるので、水位計と炉心温度計による AM 指標計装システムが広く装備されていると考えられる。ただし、参考文献(2)には、BWR/AM 指標に炉心温度計を記載した国はない。これらの温度計の設置位置や事故時の炉心内流動状態による温度計特性が、水位計の特性と組み合わせて BWR/AM 策にどのように取り入れられているかについては、事業者独自の取り組みであることが多いために、公開文献で把握することはできない。もし BWR 体系に関する AM 策の指標計装有効性評価が不十分であれば、これに関して、PWR 体系に関する本論の AM 指標計装特性検討と同様に、あらためて実験・解析の研究成果の蓄積を踏まえた検証が必要と考えられる。

(5-2) CE 社の PWR/AM 策に対する本計装システムの適用性

CE 社型 PWR の ICC 計装については、参考文献(16)に加圧器圧力計、抵抗温度計(RTDs)、加熱熱電対 (HJTC) 式原子炉水位計及び炉心出口温度計(CET)の 4 種類が、ICC 前兆過程と炉心過熱過程の両方に対する重要計装として示されている。各温度計装と圧力計の指示値から評価されるサブクール度も、ICC 計装に加えられている。**図 6-2** に CE 社の水位計と CET の概略位置を示す。この水位計は、加熱熱電対と非加熱熱電対を 1 組とするセンサーを、サポートチューブとセパレータチューブの内部に高さ方向 8 点に配置(**図 6-3**)し、それぞれの位置において、水中にあれば各組の熱電対は同じ温度を示し、蒸気中にあれば 2 つの熱電対間に温度の相違が生じる原理で、水位の有無を検出するものである。各組の熱電対は約 2 フィート(0.71 m)間隔で配置されている。原子炉には、2 体の HJTC 計装が外周部に配置されている。二相流体中において、セパレータチューブ内にはコラプスト水位が形成されるが、その概念は**図 6-4** に示されている。この HJTC 水位計

の性能は、個別試験や小破断 LOCA 条件下の解析等により評価され、W 社型差圧式原子炉水位計とは異なる特性を持つが、炉心露出に至る前兆過程において保有水低下を検出できると評価された。

しかし、W 社型差圧式原子炉水位計に関する残された課題を 2.1.2 節(3)に 3 点指摘したが、同じ課題は CE 社型 HJTC 水位計にも該当するものである。したがって HJTC 水位計単独では不十分であり、本論に述べた PZR 水位計、PL 水位計と HJTC 水位計を組み合わせた水位計測システムにすることが、炉心過熱前兆過程における保有水変化検出に有効である。ただし、炉型が W 社型 PWR とやや異なるため、水位計 3 種と保有水量変化過程との定量的な対応関係が研究されていないため、これについては 1 次冷却系を模擬した実験装置により、SBLOCA 過程の水位計特性と保有水量変化の対応関係を明らかにする必要がある。

一方、CE 社型 PWR の CET は**図 6-2** に示すように、56 本の温度計装が炉心出口部に配置されている。詳しくは**図 6-5** の炉心上端にある燃料体配列盤(Fuel Alignment Plate)に設置されている計装管(Instrument Tube)内に設置されている。**図 6-6** に計装管内部の構造と CET 位置の概略を示す。炉心出口部から CET 設置位置までの流路形状は W 社型 PWR の場合よりやや複雑であり、CET 周辺に構造材が多いと判断されるので、5.3 節に述べた非加熱構造材による過熱蒸気に対する冷却効果は、定性的には CE 社型 PWR にも適用される。したがって炉心過熱開始からの CET 過熱検出遅れは、時間的にも、また昇温過程についても、定性的には同じように生じると考えられるが、定量的な判断は詳細な評価に依らねばならない。5.2 節で述べた PV 頂部破断 LOCA 事象における CRGT チムニー効果については、制御棒案内管と CET 位置及び蒸気流路の関係が把握できてないために、考察はできない。

従って、本章で示した W 社型 PWR の場合の水位計 3 種と CET を統合した AM 指標計装システムの適用効果は、定性的には CE 社型 PWR の場合にも適用されると考えられるが、定量的な評価をするためには、炉型を模擬する実験装置により、各種 SBLOCA 実験を実施し、解析的な評価を行う必要がある。

(5-3) B&W 社の PWR/AM 策に対する本計装システムの適用性

TMI-2 事故後の B&W 社型 PWR に関する ICC 計装については、参考文献(17)に、新たに設置するホットレグの差圧式水位計(**図 6-7**)の概念と原子炉内水位計に関する記述があるが、W 社型原子炉水位計や CE 社型原子炉水位計のような公的評価レポートがないため、詳細は把握できてない。米国原子炉規制基準が適用されるので、B&W 社型 PWR にも ICC 計装としてこの水位計測システムと既存の CET 及びサブクール度計は装備されていると考えられる。B&W 社型 PWR は、SG の構造と機能が W 社及び CE 社型 PWR と大きく異なり、したがって原子炉 1 次系の高さと容積の関係も大きく異なるものである。この炉型で、炉心過熱前兆過程の保有水変化を連続的にホットレグ水位計と原子炉水位計で検出できる場合には、W 社型 PWR 用に考案した PL 水位計の設置は不要と考えられる。加圧器水位計とホットレグ水位計、原子炉内水位計による 1 次系保有水量変化の検出特性と炉心過熱過程における CET 過熱検出特性を、各種 SBLOCA 条件下で評価することにより、これらを統合した AM 指標計装システムとしての有効性を評価できるので、これらに必要な模擬実験か、相当する解析評価が重要である。

表 6-1 代表 4 実験の水位計と CET による事故状態検出特性の比較(ROSA-Ⅴ/LSTF)

項目	各事象における保有水量比(M_R/M_0)				保有水量比の分布
	SCT[(71)]	SHC[(71)]	SP7[*2][(12)]	SP6[(50)]	
破断位置	Cold Leg	Hot Leg	PV Top	PV Bottom	－
破断サイズ	1%	1%	1%	0.2%	－
PR 水位①低下開始	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
PR 水位①喪失	**0.882**	**0.895**	**0.897**	**0.907**	**0.895±0.013**
UP 上部水位②低下開始	0.918	0.885	0.882	0.896	0.895±0.023
UP 上部水位②低下終了	0.694	0.676	0.734	0.691	0.699±0.035
PL 水位③低下開始	**0.596**	**0.592**	**0.593**	**0.590**	**0.593±0.003**
PL 水位③低下終了	0.294[*1]	0.353	0.402	0.346	0.349±0.055
UP 下部水位④低下開始-1	**0.360**	**0.381**	**0.385**	**0.317**	**0.361±0.024**
UP 下部水位④低下終了-1	0.326	0.353	0.323	0.268	0.318±0.050
UP 下部水位④低下開始-2	0.275	0.324	－	－	0.300±0.025
UP 下部水位④低下終了-2	0.249	0.294	－	－	0.272±0.023
ボイルオフ炉心過熱開始	**0.240**	**0.279**	**0.313[*2]**	**0.252**	**0.261[*3]±0.021**
CET 過熱検出開始	**0.231**	**0.264**	**0.298[*2]**	**0.196**	**0.237[*3]±0.041**
CET 温度 623 K 検出	0.183	0.168	0.268[*2]	－	0.193[*3]±0.035

*1 ループシールクリアリング(LSC)による計測下端到達時.

*2 上部ヘッドの過剰保有水量(M_R/M_0≤0.04)を含む.

*3 SP7 実験の上部ヘッド過剰保有水量を是正した場合の 4 実験結果を示す。

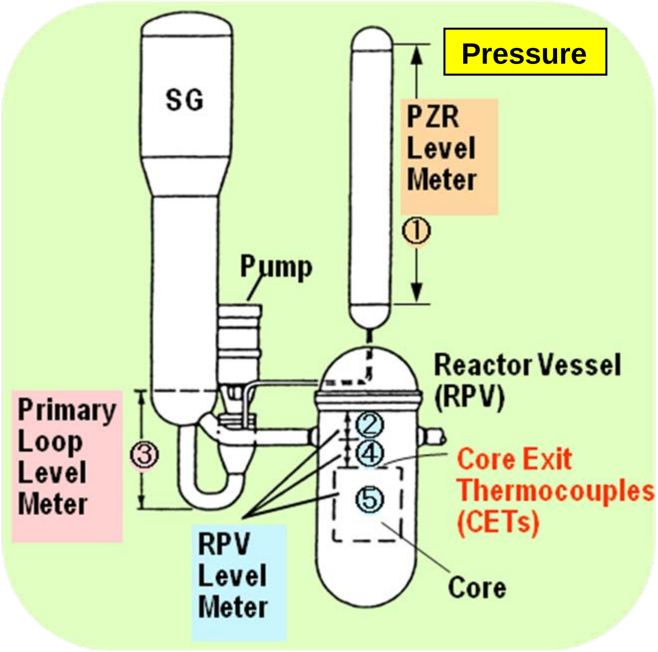


図 6-1 PWR/AM に有用な原子炉 1 次系指標計装システム
(保有水量検出用水位計 3 種＋CET＋圧力計)

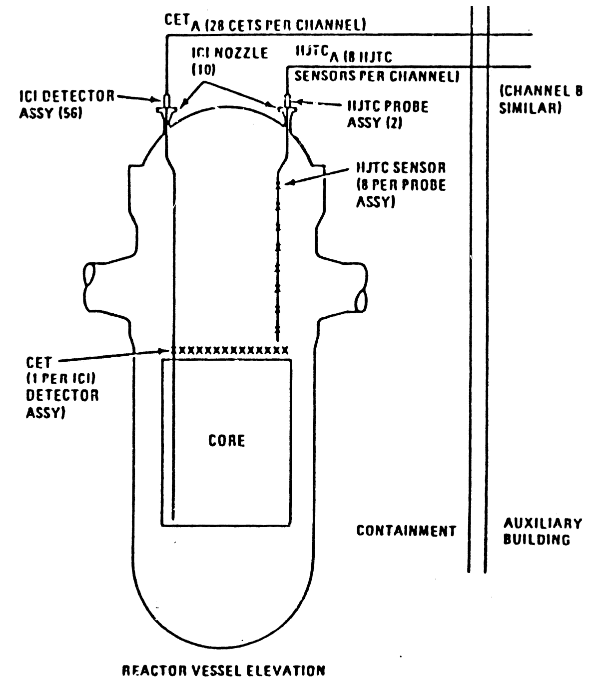


図 6-2　CE 社型 PWR の HJTC 水位計と CET の概略位置 (Ref. 16, Fig. 19)

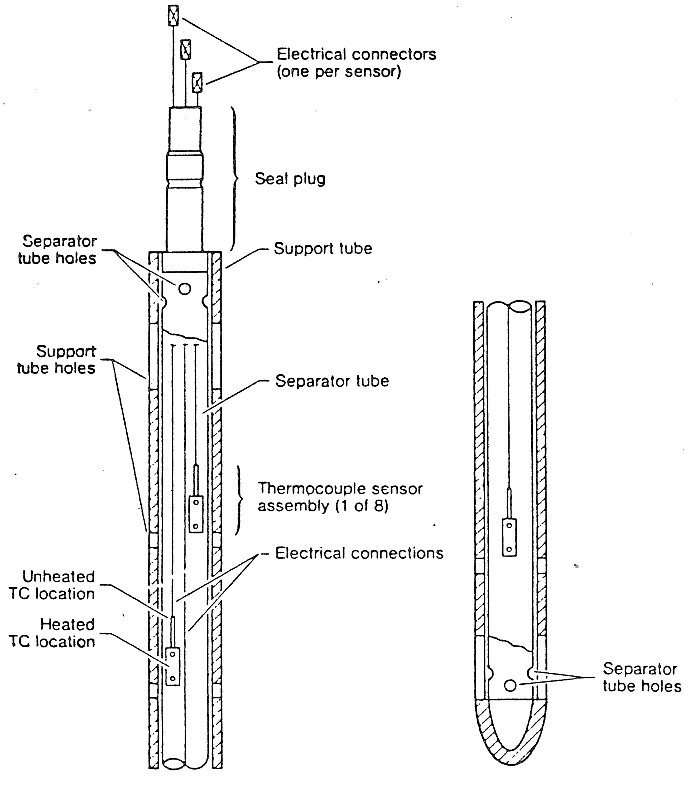


図 6-3　CE 社 HJTC 水位計プローブアセンブリの概要 (Ref. 17, Fig. 6-6)

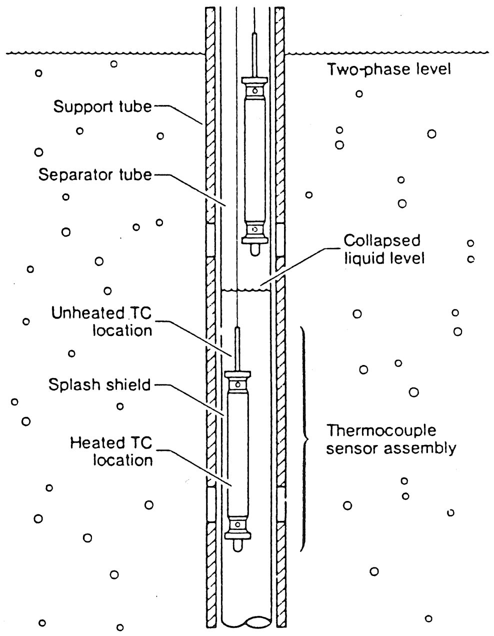


図 6-4　二相流体中でプローブ内コラプスト水位を計測する CE 社型 HJTC 概念
(Ref. 17, Fig. 6-7)

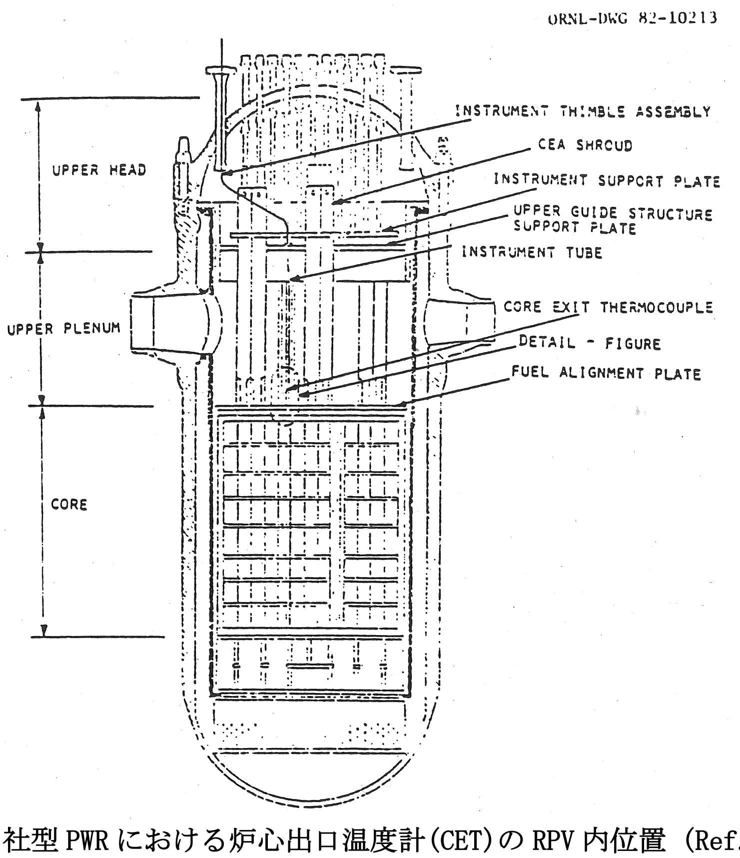


図 6-5　CE 社型 PWR における炉心出口温度計(CET)の RPV 内位置 (Ref. 16, Fig. 10)

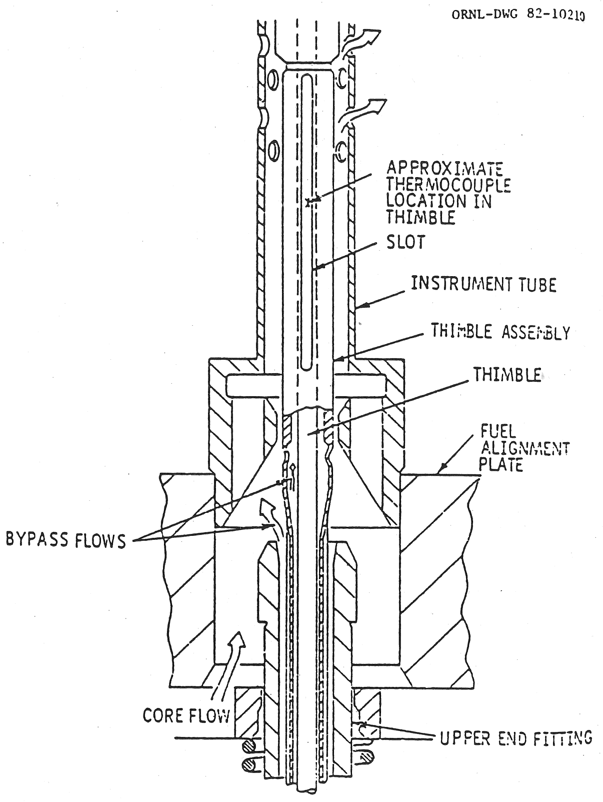


図 6-6　CE 社型 PWR における炉心出口温度計(CET)の位置概略 (Ref.16, Fig.11)

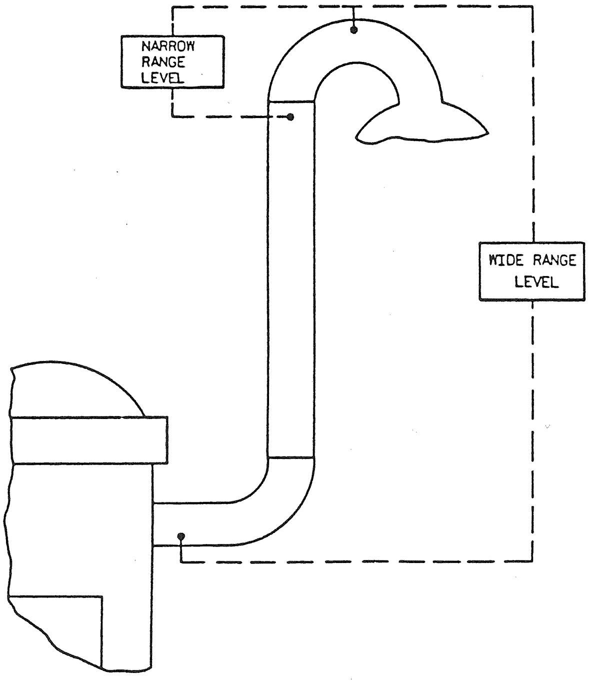


図 6-7　B&W 社型 PWR におけるホットレグ差圧式水位計概略 (Ref.17, Fig.6-15)

7. 結言

本論において、PWR シビアアクシデント防止に向けたアクシデントマネジメント(AM)策に有用な指標計装として、原子炉 1 次系の水位計と炉心出口温度計(CET)温度計装を取り上げ、それらの研究の必要性を踏まえて、実機模擬性に優れた LSTF 実験で各種小破断冷却材喪失事故(SBLOCA)及び異常過渡事象における個別計装特性を明らかにするとともに、1 次系保有水量を過渡事象の一貫した共通パラメータとして、それらの組み合わせ利用が AM 策に重要な事故情報をもたらすことを明らかにした。各種 SBLOCA 実験としては、破断位置に代表的な 5 か所を選び、破断サイズにコールドレグ基準で 0.1～10.0%の範囲に及ぶ事例を対象とし、AM 操作として 1 次系減圧や SG 2 次系減圧を取り入れた場合と、蓄圧注入系から非凝縮性ガスが流入する場合を含めた。また、ROSA 計画の種々の総合実験を通して、小規模実験装置による実機事象の模擬性を検討し、上記指標計装特性の実機適用性を明らかにした。以下に本論の結論を示す。

1) 重力支配型の流体挙動が特徴となる SBLOCA 過程において、代表的な 1 次系領域に水位計を設置することで、炉心過熱前兆過程の約 7 割以上で保有水量変化に対応する水位指標を検出することが可能なことを明らかにした。それらは、既設の加圧器水位計、W 社型原子炉水位計に相当する LSTF の上部プレナム(UP)水位計、及び SG 出口プレナム下方に設置する著者発明の新しいタイプの PL 水位計である。UP 水位計はホットレグの上方と下方に分離した水位変化を示し、その間に保有水量検出不感帯を持つが、PL 水位計はこの不感帯を補う役割を持ち、UP 下部水位低下開始時刻の予測にも役立つことを明らかにした。これら水位計 3 種による保有水量との対応関係には、初期保有水量(M_0)比で最大約 6%の不確かさがある。

2) 破断サイズ 1.0%以下の各種 SBLOCA 過程において、炉心の過熱開始時点は M_0比約 0.26±0.02 で生じ、CET の過熱検出時点は M_0比約 0.24±0.04 で生じることを示した。保有水量を共通パラメータとして炉心過熱前兆過程と炉心過熱過程を結びつけることにより、上記水位計 3 種の計測時点と炉心及び CET の過熱開始事象を、統一的に捉えることを可能とした。すなわち、加圧器水位喪失、PL 水位低下開始、UP 下部水位低下開始、炉心過熱開始及び CET 過熱開始を 5 つの重要な指標に取る時、炉心過熱開始時点を基準とするそれらの保有水量の残存割合は、2.4 ： 1.3 ： 0.4 ： 0.0 ： -0.9 の比率となることを示した。ここから、UP 下部水位低下は炉心過熱開始に最も接近しているという点で炉心損傷防止の観点から重要度は高いが、一方で、炉心過熱開始までの時間余裕が少ないという点で、これより前の段階で指標となる PL 水位低下は相補的かつ予測性があることから、同様に重要性があることを示した。

3) 炉心出口温度計(CET)は、炉心温度上昇の検出に役立つが、時間的遅れと温度乖離を伴う特性を定量的に明らかにした。すなわち、LSTF における各種破断サイズの SBLOCA 及び異常過渡事象の模擬実験で、炉心過熱開始時刻(t_{ICC})と CET 過熱開始時刻(t_{CET})に式(5.1)の関係があり、不確かさの範囲は±6%以内であった。また、CET の平均過熱度(DT_{AVE} (CET))と炉心上端の模擬燃料棒平均過熱度(DT_{AVE} (P9))との間に、式(5.7)の関係式が得られ、模擬事故条件により定数には一定の変化幅が見られた。一方、常圧下のミッドループ運転における余熱除去系喪失を模擬した異常過渡事象では、CET 過熱検出の著しい遅れと温度乖離が見られ、AM 開始指標として、CET 温度に代えて CET 過熱度を用いる必要があることを示した。

4) LSTF 実験において、炉心が過熱状態にあるにもかかわらず、CET が過熱蒸気不検出の事例と

して、10%コールドレグ破断 LOCA 実験と、0.2% PV 底部破断 SBLOCA/AM 実験の場合があった。いずれも炉心上部にホットレグからの流下水による冷却効果が大きい場合であった。前者は破断サイズが比較的大きく、炉心からダウンカマに向かう炉心内下降流があるためであり、後者は AM 策として SG 2 次系減圧操作を実施している場合に、凝縮水流下による炉心上部冷却効果が大きかったことによる。

5) LSTF 総合実験における水位計 3 種と CET の事故状態検出特性について、個別に実機適用性を検討し、加圧器水位喪失や PL 水位低下開始、UP 下部水位低下、炉心過熱開始等の保有水量減少過程の指標については、実機でも同様の特性が関係づけられることを示した。一方、CET の過熱検出特性については、ホットレグからの流下水影響がある場合には上部プレナムと炉心出口部のアスペクト比の相違が大きいことから、定性的な適用性が限定されるが、流下水のない条件では、炉心の出力分布と保有水量の模擬性、高さと流路構造、構造材効果などで同様の特性が得られると判断された。ただし、CET の設置条件や AM 策への組み入れ方、設定温度等、プラントにより多様な条件にあり、これらの相違点には留意する必要がある。

6) 実機において PWR/AM 策に重要な指標計装として、1 次系圧力計、上記水位計 3 種、及び CET 温度計装を統合した計装システムを提案し、AM 策が必要となる SBLOCA 事象において、これらと 1 次系保有水量の関係を把握することが、AM 策の実施と効果の確認に有用であることを示した。

謝辞

筑波大学大学院阿部豊教授には、博士後期課程の社会人早期修了プログラム受け入れから論文完成に至るまで、全般にわたる適切なご指導と多くのご連絡を頂き、また激励まで頂いたことを記し、深く感謝の意を表する。同大学院の河合達雄教授、文字秀明准教授、金子暁子講師及び成合秀樹筑波大学名誉教授の先生方には、大学院セミナーや審査の準備過程において、論文内容の不備な点や説明不足の部分をご指摘頂き、正確さと学術的完成度・包括性を高める上で適切なご指導を頂いたことを記し、感謝の意を表する。更に、独立行政法人日本原子力開発機構安全研究センターの中村秀夫研究主席には、本論文内容の長期にわたる軽水炉安全性研究推進にご指導・ご協力を頂いたことを記し、心から感謝の意を表する。また、長期にわたり同安全研究センターで LSTF 総合実験の遂行と解析・データ処理等に尽力された多くの方々に、本研究内容を構成する多くの研究資料作成にご協力頂いてきたことを記し、ここにあらためて感謝の意を表する。

参考文献

(1) OECD/NEA, "Implementing Severe Accident Management in Nuclear Power Plants" (1996).

(2) 鈴木光弘, "原子力発電所シビアアクシデント・マネージメントの実施状況(1996年OECD/NEA報告書)", JAERI-Review 2004-013 (2004年5月).

(3) American Nuclear Society, Nuclear Technology Special Volume, Vol.87 (Aug. 1989).

(4) TMI-2の事故調査・復旧に関する成果と教訓翻訳グループ(鈴木光弘, 他40名), "TMI-2の事故調査・復旧に関する成果と教訓 - ニュークリア・テクノロジ誌TMI特集号の紹介 -", JAERI-M 93-111 (1993年6月).

(5) USNRC, Regulatory Guide 1.97, Rev.3 (1983).

(6) J. L. ANDERSON, R. L. ANDERSON, E. W. HAGEN and T. C. MORELOCK, "Post-implementation Review of Inadequate Core Cooling Instrumentation," IEEE Trans. N. S., Vol.36, No.1, pp.1248-1250 (1989).

(7) OECD/NEA, "Severe Accident Management - Prevention and Mitigation" (Nov.1992).

(8) 日本原子力産業会議, シビアアクシデント・マネージメント(OECD/NEA報告), "原子力資料", No.267 (1993年).

(9) Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA and Hideo NAKAMURA, "Performance of Core Exit Thermocouple for PWR Accident Management Action in Vessel Top Break LOCA Simulation Experiment at OECD/NEA ROSA Project," J. Power and Energy Systems, Vol.3, No.1, 2009, pp.146-157.

(10) Mitsuhiro SUZUKI and Hideo NAKAMURA, "CET Performance at ROSA/LSTF Tests (Twelve Tests with Core Heat-up)," JAEA-Research 2009-011 (July 2009).

(11) Mitsuhiro SUZUKI and Hideo NAKAMURA, "Reliability of Core Exit Thermocouple for Accident Management Action during SBLOCA and Abnormal Transient Tests at ROSA/LSTF," J. Nucl. Sci. Technol. Vol.47, No.12, 2010, pp.1193-1205.

(12) 鈴木光弘, 中村秀夫, "ROSA/LSTF総合実験を用いたPWRアクシデントマネジメントにおける原子炉計装指標の高度化に関する研究", 日本原子力学会 2010 年年会予稿集(CD-ROM), F31 (2010年3月).

(13) USNRC, Clarification of TMI Action Plan Requirements, NUREG-0737, Ⅱ.F-2 (Nov. 1980).

(14) G. N. MILLER, J. L. ANDERSON and R. L. ANDERSON, "Inadequate-Core-Cooling Instrumentation Using Differential Pressure for Reactor Vessel Level Measurement," NUREG/CR-2628, ORNL/TM-8269 (Mar. 1982).

(15) J. L. ANDERSON, R. L. ANDERSON, T. C. MORELOCK, TAI L. HUANG, L. E. PHILLIPS, "Instrument Accuracy in Reactor Vessel Inventory Tracking System," Proceedings of International ANS/ENS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, San Diego, California, USA, Feb.2-6, 1986.

(16) R. L. ANDERSON, J. L. ANDERSON, G. N. MILLER, "Inadequate-Core-Cooling Instrumentation Using Heated-Junction Thermocouples for Reactor-Vessel Level Measurement," NUREG/CR-2627, ORNL/TM-8268 (Mar. 1982).

(17) P. G. BAILEY and M. MERILO, "A Review of Proposed Instrumentation for Measurement of Water Level as a Means of Detecting Inadequate Core Cooling in Pressurized-Water Reactors," EPRI-NP-2727-SR (Nov. 1982).

(18) Y. Y. HSU, et al., "Advances in Water Level Measurement Techniques," Trans. Am. Nucl.

Soc., Vol.45, pp.865-874 (1983).
(19) J. P. ADAMS and G. E. McCREERY, "Detection of Inadequate Core Cooling with Core Exit Thermocouples: LOFT PWR Experience," NUREG/CR-3386, EGG-2260, EG&G Idaho (Nov. 1983).
(20) J. P. ADAMS and G. E. McCREERY, "Limitations of Detecting Inadequate Core Cooling with Core Exit Thermocouples," Trans. Am. Nucl. Soc., Vol.46, pp.474-476 (1984).
(21) J. L. EDSON, "Determination of the Availability of Core Exit Thermocouples during Severe Accident Situations," NUREG/CR-4080, TI85 018239 (April 1985).
(22) USNRC, The Status of Recommendations of the President's Commission on the Accident at Three Mile Island - A Ten Year Review, NUREG-1355 (1989).
(23) 鈴木光弘, "TMI 事故に関する大統領委員会勧告の実施状況－10 年間の概括－(NUREG-1355 の訳)," JAERI-M 91-038 (1991 年 2 月).
(24) Mitsuhiro SUZUKI, "Application of New Coolant Inventory Tracking Method to PWR Small Break LOCA Simulation Experiments at ROSA-Ⅳ/LSTF", J. Nucl. Sci. Technol., Vol.29, No.6, 1992, pp.547-558.
(25) 原子力安全委員会米国原子力発電所事故調査特別委員会, 第 2 次報告書(1979 年 9 月).
(26) 原子力安全委員会米国原子力発電所事故調査特別委員会, 第 3 次報告書(1981 年 5 月).
(27) 原子力安全委員会, "発電用軽水型原子炉施設におけるシビアアクシデント対策としてのアクシデントマネージメントについて(決定)" (1992 年 5 月).
(28) 島宗弘治, 斯波正誼, 安達公道, 生田目健, 鈴木紀夫, 大久保薫, 千葉辰夫, 伊藤秀雄, 傍島真, 山本信夫, 戸田三朗, "軽水炉冷却材喪失事故時の一次冷却系内の熱水力学的挙動(ROSA-Ⅰによる模擬試験結果)", JAERI-M 6318 (1975 年 12 月).
(29) Hiromichi ADACHI, Motoaki OKAZAKI, Makoto SOBAJIMA, Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Kunihisa SODA and Masayoshi SHIBA, "ROSA-Ⅱ Experimental Program for PWR LOCA/ECCS Integral Tests," JAERI 1277 (Mar. 1982).
(30) Kanji TASAKA, Yasuo KOIZUMI, Mitsuhiro SUZUKI, Yoshinari ANODA, Yutaka KUKITA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Masahiro KAWAJI and Hideo MURATA, ROSA-Ⅲ Experimental Program for BWR LOCA/ECCS Integral Simulation Tests, " JAERI 1307 (Nov. 1987).
(31) The ROSA-Ⅳ Group (Kanji TASAKA, Mitsugu TANAKA, Mitsuhiro SUZUKI, Yutaka KUKITA, Yasuo KOIZUMI, Yoshinari ANODA, Nobuo YAMAMOTO, Hiroshige KUMAMARU, Masahiro KAWAJI, Masahiro OSAKABE, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, R. R. ROHRDANZ, R. R. SCHULTZ, Kentaro OZAWA, Tomosaburo OHKI, Yoshiyuki HANAWA, Hideo ITO, Hideki OHSAKI, Takao OHWADA, Masakatsu MIYAUCHI, Tomotoshi NISHIKIZAWA and Masayuki OGAWA), "ROSA-Ⅳ Large Scale Test Facility (LSTF) System Description," JAERI-M 84-237 (1985).
(32) The ROSA-Ⅴ Group (Mitsuhiro SUZUKI, Hideo NAKAMURA, Iwao OHTSU, Masaya KONDO, Yasuteru SHIBAMOTO, Takeshi TAKEDA, Taisuke YONOMOTO, Hideaki ASAKA, Takeo MATSUMOTO, Takao OHWADA, Masayuki OGAWA, Akihiko OHWADA and Hideo ITO), "ROSA-Ⅴ Large Scale Test Facility (LSTF) System Description for the Third and Fourth Simulated Fuel Assemblies, " JAERI-Tech 2003-037 (March 2003).
(33) 鈴木光弘, 傍島　真, 佐々木忍, 大西信秋, 斯波正誼, "高温加圧水の放出に伴う冷却材の熱水力学的挙動解析, LOFT セミスケール実験 1011 番の解析", 日本原子力学会誌, Vol.20, No.6, 1978, pp.420-430.
(34) 鈴木光弘, "LOCA 実験の RELAP-4J による解析(Ⅱ), ROSA-Ⅱ高温側破断実験 Run419 の解析

", JAERI-M 8860 (1980年5月).
(35) 鈴木光弘, 熊丸博滋, 田坂完二, 岡崎元昭, 松尾 孝, 岡田 彰, "RELAP5 コードにおけるジェットポンプモデルの性能評価", JAERI-M 84-245 (1985年2月).
(36) Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA and Masayoshi SHIBA, "Recirculation Pump Discharge Line Break Test at ROSA-Ⅲ for a Boiling Water Reactor"、Nucl. Technol., Vol.70, No.2, 1985, pp.189-203.
(37) Mitsuhiro SUZUKI, J.A. FINDLAY, Kanji TASAKA, W.A. SUTHERLAND and Hideo NAKAMURA, "Similarity Study of Large Steam Line Break LOCA in ROSA-Ⅲ, FIST and BWR/6", Nucl. Eng. Des., Vol.98, 1986, pp.39-55.
(38) Yutaka KUKITA, Yoshinari ANODA and Kanji TASAKA, "Summary of ROSA-Ⅳ LSTF First Phase Test Program – Integral Simulation of PWR Small-Break LOCAs and Transients -", Nucl. Eng. Des., No.131 (1991), pp.101-111.
(39) Hiroshige KUMAMARU and Yutaka KUKITA, "PWR Cold-Leg Small-Break LOCA with Total HPI Failure – Effect of Break Area on Core Dryout and Intentional Depressurization for Prevention of Excess Core Dryout -", J. Nucl. Sci. Technol., Vol.29, No.12, pp.1162-1172 (Dec. 1992).
(40) Yoshinari ANODA, Hideo NAKAMURA, Tadashi WATANABE, Masashi HIRANO and Yutaka KUKITA, "Experimental and Analytical Simulations of the MIHAMA Unit-2 Steam Generator Tube Rupture (SGTR) Incident", Proceedings of 5th International Topical Meeting on Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-5), Sept. 21-24, Salt Lake City, UT, USA (1992).
(41) Mitsuhiro SUZUKI and Kanji TASAKA, "Simulation Test of PWR Instrument Tube Break LOCA in ROSA-Ⅳ Program", J. Nucl. Sci. Technol., Vol.24, No.12, 1987, pp.1070-1072.
(42) Mitsuhiro SUZUKI, "Break Location Effects on PWR Small Break LOCA Phenomena - Inadequate Core Cooling in Lower Plenum Break Test at LSTF-", JAERI-M 88-271 (Jan. 1989).
(43) Mitsuhiro SUZUKI, "Characteristic Responses of Core Exit Thermocouples during Inadequate Core Cooling in Small Break LOCA Experiments Conducted at Large-Scale Test Facility (LSTF) of ROSA-Ⅳ Program", Proceedings of the 2nd ASME/JSME Joint International Conference on Nuclear Engineering (ICONE2), Vol.1, pp.63-68, San Francisco, USA, Mar.21-24, 1993.
(44) 鈴木光弘, Private Communication (1994年1月).
(45) L. M. SHOTKIN and Yutaka KUKITA, "Implications of the ROSA/AP600 High- and Intermediate-Pressure Test Results", Nuclear Technology, Vol.119, (Sept. 1997).
(46) 鈴木光弘, "LSTF蒸気発生器伝熱管の圧力損失特性, 伝熱管計装による圧力損失増加", JAERI-Tech 94-029 (1994).
(47) Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, "Experimental Study on Secondary Depressurization Action for PWR Vessel Bottom Small Break LOCA with HPI Failure and Gas Inflow (ROSA-Ⅴ/LSTF Test SB-PV-03)", JAERI-Research 2005-014 (June 2005).
(48) Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, "An Experimental Study on Effective Depressurization Actions for PWR Vessel Bottom Small Break LOCA with HPI Failure and Gas Inflow (ROSA-Ⅴ/LSTF Test SB-PV-04)", JAERI-Research 2006-018 (Mar. 2006).

(49) Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, "A Study on Effective System Depressurization during a PWR Vessel Bottom Break LOCA with HPI Failure and Gas Inflow Prevention (ROSA-Ⅴ/LSTF Test SB-PV-05)", JAEA-Research 2006-072 (Nov. 2006).
(50) Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, "A Study on Timing of Rapid Depressurization Action during PWR Vessel Bottom Break LOCA with HPI Failure and AIS-Gas Inflow (ROSA-Ⅴ/LSTF Test SB-PV-06)", JAEA-Research 2007-037 (Mar. 2007).
(51) Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, "Effects of Secondary Depressurization on Core Cooling in PWR Vessel Bottom Small Break LOCA Experiments with HPI Failure and Gas Inflow", J.Nucl.Sci.Technol., Vol.43, No.1, pp.55-64 (2006).
(52) Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA and Hideo NAKAMURA, "ROSA-Ⅴ/LSTF Vessel Top Head LOCA Tests SB-PV-07 and SB-PV-08 with Break Sizes of 1.0 and 0.1% and Operator Recovery Actions for Core Cooling", JAEA-Research 2009-057 (Feb. 2010).
(53) Mitsuhiro SUZUKI and Hideo NAKAMURA, "A Study on ROSA/LSTF SB-CL-09 Test Simulating PWR 10% Cold Leg Break LOCA - Loop-seal Clearing and 3D Heat-up Phenomena -," JAEA-Research 2008-087 (Oct. 2008).
(54) J. E. THOMPSON, "BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program Test Plan", NUREG /CR-2575, EPRI NP-2313, GEAP-22053 (1982).
(55) A. G. STEPHANS, "FIST Facility Description Report", NUREG/CR-2576, EPRI NP-2314, GEAP-22054 (1982).
(56) Kanji TASAKA, Mitsuhiro SUZUKI, Yasuo KOIZUMI, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, J.A. FINDLAY, W.A. SUTHERLAND, W. S. HWANG, S. A. Del BANCO and L. S. LEE, "Comparisons of ROSA-Ⅲ and FIST BWR Loss of Coolant Accident Simulation Tests", JAERI-M 85-158 (Oct. 1985).
(57) Masahiro KAWAJI, Hideo NAKAMURA, Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA and Masayoshi SHIBA, "A Main Steam Line Break Experiment at ROSA-Ⅲ, Run 952 (Standard Run with Full ECCS)", JAERI-M 84-229 (Dec. 1984).
(58) 村田裕幸，鈴木光弘，田坂完二，"ROSA-Ⅲ100%主蒸気管破断実験のRELAP5/MOD1コードによる解析 - HPCS注入実験・RUN952の解析", JAERI-M 83-210 (1983年11月).
(59) American Nuclear Society Proposed Standard, ANS 5.1, Decay energy release rate following shutdown of uranium-fueled thermal reactors (1978).
(60) 大津巖，浅香英明，大谷悦男，安濃田良成，"PWR小破断LOCA時の蓄圧注入系窒素ガス挙動"，日本原子力学会1997秋の大会予稿集，G12，(1997年9月).
(61) G. G. LOOMIS, "Summary of Semiscale Small Break Loss-of-Coolant Accident Experiments (1979 to 1985)", NUREG/CR-4393, EGG-2419 (Sept. 1985).
(62) 鈴木光弘，竹田武司，浅香英明，中村秀夫，"PWR アクシデントマネジメントと原子炉計装の役割に関するROSA-Ⅴ実験研究",日本機械学会2005年度年次大会講演論文集，3533 (2005年 9月).
(63) 鈴木光弘，"新たなPWR事故時保有水量評価手法の開発 - １次循環ループ水位計の組込み効果"，TOPICS，日本機械学会誌，Vol.109，No.1056，pp.906 (2006).
(64) Hiroshige KUMAMARU, Yutaka KUKITA, Hideaki ASAKA, Ming WANG and Etsuo OHTANI,

"RELAP5/MOD3 Code Analysis of LSTF Experiments on Intentional Primary-side Depressurization Following SBLOCAs Based on Totally Failed HPI", Nucl. Technol., Vol.126, pp.331-339 (1998).
(65) K. M. VIERROW, et al., "Condensation in a Natural Circulation Loop with Non-condensable Gases, Part-Ⅰ Heat Transfer", Proc. Int. Conf. on Multiphase Flow, Tsukuba, Japan, (1991).
(66) 鈴木光弘, "一次循環ループ水位計付加圧水型原子炉", 特許公報, 特公平 8-23596, 出願日:1989 年 1 月 10 日, 公告日:1996 年 3 月 6 日.
(67) 鈴木光弘, "加圧水型原子炉の事故対策に有効な水位計開発", 原研・サイクル機構合同技術移転説明会(茨城地区)出展パネル, 2004 年 2 月.
(68) 鈴木光弘, "LSTF 1 次系初期流体重量の再評価", 私信, (1990).
(69) Hiroshige KUMAMARU, Kazuo HIRATA, Hideo NAKAMURA, Yutaka KUKITA, Yasuo KOIZUMI, Yoshinari ANODA, Mitsuhiro SUZUKI, Hideaki ASAKA, Jiro KATAYAMA, Nobuo YAMAMOTO, C. RENAULT, Hiroki GOTOH, Hiroyori MURAKAMI, Taisuke YONOMOTO, Motoharu SHIMIZU, Tomosaburo OHKI, Yoshiyuki HANAWA, Hideo ITO, Hideki OHSAKI and Takao OHWADA, "ROSA-Ⅳ/LSTF 5% Cold Leg Break LOCA Experiment, RUN SB-CL-18, Data Report", JAERI-M 89-027 (Mar. 1989).
(70) Yutaka KUKITA, Hiroyori MURAKAMI, Yasuo KOIZUMI, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Mitsuhiro SUZUKI, Hideaki ASAKA, Nobuo YAMAMOTO, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Jiro KATAYAMA, Motoharu SHIMIZU, Tomosaburo OHKI, Yoshiyuki HANAWA, Hideo ITO, Hideki OHSAKI and Takao OHWADA, Tomotoshi NISHIKIZAWA, Masayuki OGAWA and Kazuo HIRATA, "Data Report for ROSA-Ⅳ LSTF 5% Hot Leg Break LOCA Experiment RUN SB-HL-01", JAERI-M 89-225 (Jan. 1990).
(71) 鈴木光弘, 浅香英明, "PWR アクシデントマネージメントにおける原子炉水位計の役割", 日本原子力学会 2001 年秋の大会予稿集, I14 (2001 年 9 月).
(72) 日本原子力発電株式会社, 敦賀 2 号炉設置許可申請書 (1979).
(73) Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA and Hideo NAKAMURA, "Performance of Core Exit Thermocouple for PWR Accident Management Action in Vessel Top Break LOCA Simulation Experiment at OECD/NEA ROSA Project", Proceedings of the 16th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE16-48754, Orlando, Florida, USA, May 11-15, 2008.
(74) Mitsuhiro SUZUKI and Yoshinari ANODA, "ROSA/LSTF Experiment Report for RUN SB-CL-24, Repeated Core Heat-up Phenomena during 0.5% Cold Leg Break LOCA", JAERI-Tech 2000-016 (Mar. 2000).
(75) N. ZUBER, "Problems in modeling of small break LOCA", NUREG-0724, (1980).
(76) Hideaki ASAKA, Yoshinari ANODA, Yutaka KUKITA and Iwao OHTSU, "Secondary-Side Depressurization during PWR Cold-Leg Small Break LOCAs Based on ROSA-Ⅴ/LSTF Experiments and Analyses", J. Nucl. Sci. Technol., Vol.35, No.12, pp.905-915 (Dec. 1998).
(77) Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Masahiro KAWAJI, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA and Yasuo KOIZUMI, "BWR Main Steam Line Break LOCA Tests Runs 951, 954 and 956 at ROSA-Ⅲ - Break Area Effects with HPCS Failure -", JAERI-M 85-202 (Dec. 1985).

付録 A　研究開発業績の公開主著一覧

A: Journal Paper ······························· 9件
B: International Conference Paper ··················· 6件
C: JAEA/R&D Review ······························ 2件
D: JEARI, JAEA & OECD/NEA Report ··················· 41件
E: Patent ····································· 2件
F: Oral Presentation at Conferences of AESJ and JSME ······· 27件
G: Panel Presentation at Technical Conference ············· 2件
M: Article during Graduate Course of Kyoto University ······· 2件
総計　91件

(0) 京都大学大学院における研究業績（高温高圧水の基礎的熱物性に関する研究）(M2,F1)

M-1　鈴木光弘，"水蒸気の熱伝導率に関する研究"，京都大学大学院修士論文(昭和46年3月).

F-1　鈴木光弘，佐藤俊，"気体の熱伝導率の“反応項”に関する一考察"，日本機械学会第 823 回講演会講演論文集、No.720-19，pp.123-126 (1972.11.20-21，東京、熱工学).

M-2　Mitsuhiro SUZUKI and Takashi SATO，“An Analysis of the Thermal Conductivity of Steam in the High Temperature and High Pressure Region - Anomaly of the Thermal Conductivity in the Critical Region -”，Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyoto University, Vol. XXXVI, Part3, (July 1974).

(1) 2章：TMI-2事故を教訓としたPWR事故検出計装に関する調査研究（D: 3件）

D-1　鈴木光弘，"TMI 事故に関する大統領委員会勧告の実施状況－10 年間の概括－(NUREG-1355の訳)"，JAERI-M 91-038 (1991年2月).

D-2　TMI-2の事故調査・復旧に関する成果と教訓翻訳グループ(鈴木光弘，他40名)、"TMI-2の事故調査・復旧に関する成果と教訓 - ニュークリア・テクノロジ誌TMI特集号の紹介 -"，JAERI-M 93-111 (1993年6月).

D-3　鈴木光弘，"原子力発電所シビアアクシデント・マネージメントの実施状況(1996 年OECD/NEA報告書)"，JAERI-Review 2004-013 (2004年5月).

(2) 3章：軽水炉の想定冷却材喪失事故と安全対策に関するROSA計画の総合実験研究
(A: 4件、B: 1件、C: 1件、D:29件、E:1件、F:16件)

A-1　鈴木光弘，傍島　真，佐々木忍，大西信秋，斯波正誼，"高温加圧水の放出に伴う冷却材の熱水力学的挙動解析，LOFTセミスケール実験1011番の解析"，日本原子力学会誌，Vol.20, No.6, 1978, pp.420-430.

A-2　Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA and Masayoshi SHIBA, "Recirculation Pump Discharge Line Break Test at ROSA-Ⅲ for a Boiling Water Reactor"、Nucl. Technol., Vol.70, No.2, 1985, pp.189-203.

A-3　Mitsuhiro SUZUKI, J.A. FINDLAY, Kanji TASAKA, W.A. SUTHERLAND and Hideo NAKAMURA, "Similarity Study of Large Steam Line Break LOCA in ROSA-Ⅲ, FIST and BWR/6", Nucl. Eng. Des., Vol.98, 1986, pp.39-55.

A-4　Mitsuhiro SUZUKI and Kanji TASAKA, "Simulation Test of PWR Instrument Tube Break LOCA in ROSA-Ⅳ Program", J. Nucl. Sci. Technol., Vol.24, No.12, 1987, pp.1070-1072.

B-1 Mitsuhiro SUZUKI, J.A. FINDLAY, Yoshinari ANODA, Hideo NAKAMURA, W.A. SUTHERLAND and Kanji TASAKA, "Similarity Analysis of Large Steam Line Break LOCAs in ROSA-Ⅲ, FIST and BWR/6", 13th Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg, USA, Oct.22-26, 1985.

C-1 Mitsuhiro SUZUKI, "Verified Effectiveness of Pressurized Water Reactor Severe Accident Management – Even When Break Is at the Worst Location in PWR Primary Coolant System –", JAEA R&D Review – The First Issue –, 5-6 (Oct. 2006).

D-4 安全工学第一研究室 ROSA グループ（鈴木光弘，安達公道，傍島真，岡崎元昭，斯波正誼，他），"ROSA-Ⅱ試験データ報告・3 (Runs 204, 301, 302) ", JAERI-M 6512 (1976 年 2 月).

D-5 安全工学第一研究室 ROSA グループ（鈴木光弘，安達公道，岡崎元昭，傍島真，斯波正誼，他），"ROSA-Ⅱ試験データ報告・6 (Runs 411, 314, 315, 316) ", JAERI-M 6849 (1976 年 12 月).

D-6 安全工学第一研究室 ROSA グループ（鈴木光弘，安達公道，岡崎元昭，傍島真，斯波正誼，他），"ROSA-Ⅱ試験データ報告・8－ダウンカマー間隙および ECCS 注入流量の効果－(Runs 324, 325, 326)", JAERI-M 7236 (1977 年 9 月).

D-7 安全工学第一研究室 ROSA グループ（鈴木光弘，安達公道，傍島真，岡崎元昭，斯波正誼，他），"ROSA-Ⅱ試験データ報告・11－炉心流れに及ぼす面積配分破断および循環ポンプの効果－(Runs 327, 328, 329, 330)", JAERI-M 7505 (1978 年 2 月).

D-8 安全工学第一研究室 ROSA グループ（鈴木光弘，安達公道，岡崎元昭，傍島真，斯波正誼，他），"ROSA-Ⅱ試験データ報告・12－低温側配管最大口径両端破断における ECC 水注入および循環ポンプ回転の効果－(Runs 332, 413, 425)", JAERI-M 7944 (1978 年 11 月).

D-9 鈴木光弘，大崎秀機，関口修一，"ROSA-Ⅱ試験データの公開テープ処理について(公開テープの利用マニュアル)", JAERI-M 8287 (1979 年 6 月).

D-10 鈴木光弘，田坂完二，"ROSA-Ⅲ試験装置の特性(ジェットポンプの正流および逆流特性試験)", JAERI-M 8670 (1980 年 2 月).

D-11 Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Hiromichi ADACHI, Motoaki OKAZAKI, Kunihisa SODA, Makoto SOBAJIMA, Yosuo KOIZUMI, Yoshinari ANODA, Hideo MURATA and Masayoshi SHIBA, "Experiment Data of ROSA-Ⅲ Integral Test RUN 706 (Standard Test without ECCS Actuation)", JAERI-M 8737 (Mar. 1980).

D-12 鈴木光弘，"LOCA 実験の RELAP4J による解析(Ⅱ)(ROSA-Ⅱ高温側破断実験 Run419 の解析) ", JAERI-M 8860 (1980 年 5 月).

D-13 Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA and Masayoshi SHIBA, "Heat Loss and Fluid Leakage Test of the ROSA-Ⅲ Facility", JAERI-M 9834 (Dec. 1981).

D-14 Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Hideo NAKAMURA, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo MURATA, Taisuke YONOMOTO and Masayoshi SHIBA, "Experiment Data of 200% Recirculation Pump Discharge Line Break Integral Test RUN 961 with HPCS Failure at ROSA-Ⅲ and Comparison with Results of Suction Line Break Tests", JAERI-M 84-045 (Mar. 1984).

D-15 Mitsuhiro SUZUKI, Yoshinari ANODA, Kanji TASAKA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA and Masayoshi SHIBA, "Recirculation Pump Suction Line 2.8% Break Integral Test at ROSA-Ⅲ with HPCS Failure, RUN 984", JAERI-M 84-100 (June 1984).

D-16 Mitsuhiro SUZUKI, Yoshinari ANODA, Kanji TASAKA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA,

Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA and Masayoshi SHIBA, "Recirculation Pump Suction Line 200% Break Integral Test at ROSA-Ⅲ with Two LPCI Failures, RUN 983", JAERI-M 84-135 (Aug. 1984).

D-17 鈴木光弘，熊丸博滋，　田坂完二，岡崎元昭，松尾　孝，岡田　彰，"RELAP5 コードにおけるジェットポンプモデルの性能評価", JAERI-M 84-245 (1985 年 2 月).

D-18 Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Taisuke YONOMOTO, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Hideo MURATA, Masanori IRIKO and Masayoshi SHIBA, "BWR Recirculation Loop Discharge Line Break LOCA Tests with Break Areas of 50 and 100% Assuming HPCS Failure at ROSA-Ⅲ Test", JAERI-M 85-037 (Mar. 1985).

D-19 Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Masahiro KAWAJI, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA and Yasuo KOIZUMI, "BWR Main Steam Line Break LOCA Tests Runs 951, 954 and 956 at ROSA-Ⅲ - Break Area Effects with HPCS Failure -", JAERI-M 85-202 (Dec. 1985).

D-20 Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA and Masayoshi SHIBA, "BWR 200% Recirculation Pump Suction Line Break LOCA Tests, RUNs 942 and 943 at ROSA-Ⅲ without HPCS, Effects of Initial Fluid Conditions on LOCA", JAERI-M 86-038 (Mar. 1986).

D-21 Mitsuhiro SUZUKI, Hideo NAKAMURA, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Taisuke YONOMOTO, Yosuo KOIZUMI and Kanji TASAKA, "BWR 2% Main Recirculation Line Break LOCA Tests Runs 915 and 920 without HPCS in ROSA-Ⅲ Program, Effects of Pressure Control System", JAERI-M 87-043 (Mar. 1987).

D-22 Mitsuhiro SUZUKI, Taisuke YONOMOTO, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA and Kanji TASAKA, "BWR LOCA Integral Test Simulating a 100% Main Steam Line Break outside Reactor Containment Vessel in ROSA-Ⅲ Program, RUN 955, Analogy of Steam and Recirculation Line Small Break LOCAs", JAERI-M 87-044 (Mar. 1987).

D-23 Mitsuhiro SUZUKI, Motoaki OKAZAKI, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Yasuo KOIZUMI and Kanji TASAKA, "BWR 1% Main Recirculation Line Break LOCA Tests, RUNs 917 and 918 without HPCS at ROSA-Ⅲ Program, Effects of ADS Delay in Small Break LOCA", JAERI-M 88-141 (July 1988).

D-24 Mitsuhiro SUZUKI, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Yasuo KOIZUMI, Hideo MURATA and Kanji TASAKA, "BWR LOCA Simulation Test (RUN 992) in ROSA-Ⅲ Program for a 10% Main Steam Line Break with ECCS Double Failures", JAERI-M 89-034 (Mar. 1989).

D-25 ROSA-Ⅳ Group (Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Yutaka KUKITA, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideaki ASAKA, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA, Nobuo YAMAMOTO, Jiro KATAYAMA, Kazuo HIRATA, Hiroyori MURAKAMI, Mikiya FUJII, P. CLEMENT, Motoji SHIMIZU, Tomosaburo OHKI, Yoshiyuki HANAWA, Hideo ITOH, Hideki OHSAKI, Takao OHWADA, Tomotoshi NISHIKIZAWA and Masayuki OGAWA), "Supplemental Description of ROSA-Ⅳ/LSTF with No.1 Simulated Fuel-rod Assembly", JAERI-M 89-113 (Sept. 1989).

D-26 Mitsuhiro SUZUKI, Hideo NAKAMURA, Hiroshige KUMAMARU, Yoshinari ANODA, Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA and Kanji TASAKA, "Effects of High Temperature ECC Injection on Small and Large Break BWR LOCA Simulation Tests in ROSA-Ⅲ Program, RUNs 940 and 941", JAERI-M 90-051 (Mar. 1990).

D-27 Mitsuhiro SUZUKI, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Hideo MURATA and Kanji TASAKA, "An Intermediate Break BWR LOCA Test (Run 991) at ROSA-Ⅲ, Simulation of ECCS Line Break LOCA Phenomena", JAERI-M 90-073 (Apr. 1990).

D-28 Mitsuhiro SUZUKI, Hideo NAKAMURA, Taisuke YONOMOTO, Hiroshige KUMAMARU, Yoshinari ANODA and Hideo MURATA, "A BWR Pump Suction Line 200% Break Test at ROSA-Ⅲ Program (RUN 903); Effect of Prolonged Recirculation Pump Operation", JAERI-M 91-103 (July 1991).

D-29 鈴木光弘, "LSTF 蒸気発生器伝熱管の圧力損失特性、伝熱管計装による圧力損失増加", JAERI-Tech 94-029 (1994年11月).

D-30 鈴木光弘, "長時間の ROSA-Ⅴ全交流電源喪失実験における加圧器構造材と冷却材の熱的相互作用に関する研究", JAERI-Tech 2002-071 (2002年10月).

D-31 The ROSA-Ⅴ Group (Mitsuhiro SUZUKI, Hideo NAKAMURA, Iwao Ohtsu, Masaya KONDO, Yasuteru SHIBAMOTO, Takeshi TAKEDA, Taisuke YONOMOTO, Hideaki ASAKA, Takeo MATSUMOTO, Takao OHWADA, Masayuki OGAWA, Akihiko OHWADA and Hideo ITO), "ROSA-Ⅴ Large Scale Test Facility (LSTF) System Description for the Third and Fourth Simulated Fuel Assemblies", JAERI-Tech 2003-037 (Mar. 2003).

D-32 Mitsuhiro SUZUKI and Hideo NAKAMURA, "A Study on ROSA/LSTF SB-CL-09 Test Simulating PWR 10% Cold Leg Break LOCA - Loop-seal Clearing and 3D Heat-up Phenomena -," JAEA-Research 2008-087 (Oct. 2008).

E-1 鈴木光弘, 傍島真, "加圧水型原子炉", 特許出願番号:昭53-52540 (1978年5月).

F-2 鈴木光弘, 傍島真, "ECCS最適注入条件に関する予備解析(ROSA実験計画第23報)", 日本原子力学会秋の分科会予稿集, E28 (1975年11月).

F-3 鈴木光弘, 安達公道, 岡崎元昭, 傍島真, 斯波正誼, "ROSA-Ⅱ実験結果, その2(ROSA実験計画第25報)", 日本原子力学会年会要旨集, E45 (1976年 3月).

F-4 鈴木光弘, 安達公道, 岡崎元昭, 傍島真, 斯波正誼, "ROSA-Ⅱによる高温側配管破断実験(2) (ROSA実験計画第29報)", 日本原子力学会年会要旨集, E35 (1977年 4月).

F-5 鈴木光弘, 傍島真, 斯波正誼, "ROSA-Ⅱ高温側配管破断実験の解析(ROSA実験計画第38報)", 日本原子力学会秋の分科会予稿集, A6 (1978年10月).

F-6 鈴木光弘, "ROSA-Ⅱ高温側配管破断実験の解析(Ⅱ)－PWRと比べたROSA-Ⅱ装置の特徴」, 日本原子力学会秋の分科会予稿集, A1 (1979年10月).

F-7 鈴木光弘, "ROSA-Ⅲにおけるジェットポンプ及び再循環ポンプ特性の影響", 日本原子力学会秋の分科会予稿集, A4 (1980年 9月).

F-8 鈴木光弘, 田坂完二, 中村秀夫, "ROSA-ⅢによるBWR 2%破断模擬実験報告", 日本原子力学会年会要旨集, A21 (1982年 4月).

F-9 鈴木光弘, 田坂完二, 安濃田良成, 熊丸博滋, 中村秀夫, 斯波正誼, "ROSA-ⅢにおけるBWRの主蒸気管破断模擬実験", 日本原子力学会秋の分科会予稿集, D21 (1982年10月).

F-10 鈴木光弘, 田坂完二, 村田裕幸, 安濃田良成, 与能本泰介, 斯波正誼, "ROSA-ⅢにおけるBWR の主蒸気管破断模擬実験(2)(破断条件と ECCS 作動条件の影響)", 日本原子力学会年会要旨集, A39 (1983年 3月).

F-11 鈴木光弘, 田坂完二, 熊丸博滋, 安濃田良成, 中村秀夫, 与能本泰介, 斯波正誼, "ROSA-Ⅲにおける BWR の LOCA 模擬実験(HPCS 配管破断の模擬実験および解析)", 日本原子力学会昭58分科会予稿集, D32 (1983年 9月).

F-12 鈴木光弘,中村秀夫, 川路正裕, 田坂完二, J. A. FINDLAY, L. S. LEE, W. A. SUTHERLAND, ″ROSA-Ⅲと FIST における BWR 主蒸気管大破断実験の相似性の検討″, 日本原子力学会昭 59 分科会予稿集, D36 (1984 年 10 月).

F-13 鈴木光弘, 田坂完二, ″ROSA-ⅢとFISTにおけるBWR主蒸気管大破断実験の相似性の検討(2), RELAP5 コードによる相似性解析″, 日本原子力学会昭 60 年会要旨集, D34 (1985 年 3 月).

F-14 鈴木光弘, 田坂完二, ″LSTF における PWR 圧力容器底部小破断 LOCA 模擬実験解析″, 日本原子力学会昭 62 年会要旨集, A3 (1987 年 4 月).

F-15 鈴木光弘, 安濃田良成, 浅香英明, 久木田豊, ″ROSA-Ⅳ/LSTF における N2 ガス注入低圧自然循環実験″, 日本原子力学会 1991 年春の年会要旨集、D24 (1991 年 3 月).

F-16 鈴木光弘, L. S. Ghan, 久木田豊, ″ROSA-AP600 全交流電源喪失実験における加圧器流体挙動の解析″, 日本原子力学会 1996 年春の年会要旨集, E45 (1996 年 3 月).

F-17 鈴木光弘, 竹田武司, 浅香英明, 中村秀夫, ″ROSA/LSTF を用いた PWR 原子炉容器底部極小破断 LOCA 実験－蒸気発生器 2 次系減圧の効果と非凝縮性ガスの影響－″, 日本原子力学会 2003 年秋の大会予稿集, C44 (2003 年 9 月).

(3) 4 章：PWR の 1 次系保有水量評価システム(RCITS)に関する研究
(A: 3 件、B: 2 件、D:5 件、E:1 件、F:4 件、G:2 件)

A-5 Mitsuhiro SUZUKI, ″Application of New Coolant Inventory Tracking Method to PWR Small Break LOCA Simulation Experiments at ROSA-Ⅳ/LSTF″, J. Nucl. Sci. Technol., Vol.29, No.6, 1992, pp.547-558.

A-6 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, ″Effects of Secondary Depressurization on Core Cooling in PWR Vessel Bottom Small Break LOCA Experiments with HPI Failure and Gas Inflow″, J. Nucl. Sci. Technol., Vol.43, No.1, 2006, pp.55-64.

A-7 鈴木光弘, ″新たなPWR事故時保有水量評価手法の開発 - 1 次循環ループ水位計の組込み効果 -″, TOPICS, 日本機械学会誌, Vol.109, No.1056, 2006, pp.906.

B-2 Mitsuhiro SUZUKI, ″Application of New Coolant Inventory Tracking Method to PWR Small Break LOCA Simulation Experiments at ROSA-Ⅳ/LSTF″, J. Nucl. Sci. Technol., Vol.29, No.6, 1992, pp.547-558.

B-3 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, ″Effects of Non-condensable Gas on Secondary Depressurization as accident Management in PWR Bottom Small Break LOCA Experiments″, Proceedings of 6th International Topical Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-hydraulics (NUTHOS-6), N6P255, Nara City, Nara Pref., Japan, Oct.4-8, 2004.

D-33 Mitsuhiro SUZUKI, ″Break Location Effects on PWR Small Break LOCA Phenomena - Inadequate Core Cooling in Lower Plenum Break Test at LSTF-″, JAERI-M 88-271 (Jan. 1989).

D-34 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, ″Experimental Study on Secondary Depressurization Action for PWR Vessel Bottom Small Break LOCA with HPI Failure and Gas Inflow (ROSA-Ⅴ/LSTF Test SB-PV-03)″, JAERI-Research 2005-014 (June 2005).

D-35 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, ″An Experimental Study on Effective Depressurization Actions for PWR Vessel Bottom Small Break LOCA

with HPI Failure and Gas Inflow (ROSA-Ⅴ/LSTF Test SB-PV-04)", JAEA-Research 2006-018 (Mar. 2006).
D-36 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, "A Study on Effective System Depressurization during a PWR Vessel Bottom Break LOCA with HPI Failure and Gas Inflow Prevention (ROSA-Ⅴ/LSTF Test SB-PV-05)", JAEA-Research 2006-072 (Nov. 2006).
D-37 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA, Hideaki ASAKA and Hideo NAKAMURA, "A Study on Timing of Rapid Depressurization Action during PWR Vessel Bottom Break LOCA with HPI Failure and AIS-Gas Inflow (ROSA-Ⅴ/LSTF Test SB-PV-06)", JAEA-Research 2007-037 (Mar. 2007).
E-2 鈴木光弘, "1次循環ループ水位計付加圧水型原子炉", 特許公報, 特公平8-23596, 公告日1996年3月6日(平成4年科学技術庁第51回注目発明に選定).
F-18 鈴木光弘, "一次循環ループ水位計による PWR 炉内水位低下の検出", 日本原子力学会 1989年会要旨集, E7 (1989年 4月).
F-19 鈴木光弘, "1次循環ループ水位計による PWR 炉内水位低下の検出(第2報)", 日本原子力学会 1990年会要旨集, E59 (1990年 4月).
F-20 鈴木光弘, "1次循環ループ水位計による, 低下した PWR 保有水量の評価(第3報)", 日本原子力学会 1990 秋の大会予稿集, E15 (1990年10月).
F-21 鈴木光弘, 浅香英明, "PWR アクシデントマネージメントにおける原子炉水位計の役割", 日本原子力学会 2001年秋の大会予稿集, I14 (2001年9月).
G-1 鈴木光弘, "加圧水型原子炉(PWR)のアクシデント・マネージメントにおける原子炉水位計の役割", 第5回国際新技術フェア2003出典, 東京ビッグサイト, 11月19日-21日.
G-2 鈴木光弘, "加圧水型原子炉の事故対策に有効な水位計開発", 原研・サイクル機構合同技術移転説明会(茨城地区)出典, テクノ交流館リコッティ(東海村), 2004年2月26日.

(4) 5章:PWRの炉心出口温度計(CET)特性に関する研究
(A: 2件、B: 3件、C: 1件、D:4件、F:3件)

A-8 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA and Hideo NAKAMURA, "Performance of Core Exit Thermocouple for PWR Accident Management Action in Vessel Top Break LOCA Simulation Experiment at OECD/NEA ROSA Project", J. Power and Energy Systems, Vol.3, No.1, 2009, pp.146-157.
A-9 Mitsuhiro SUZUKI and Hideo NAKAMURA, "Reliability of Core Exit Thermocouple for Accident Management Action during SBLOCA and Abnormal Transient Tests at ROSA/LSTF", J. Nucl. Sci. Technol. Vol.47, No.12, 2010, pp.1193-1205.
B-4 Mitsuhiro SUZUKI, "Characteristic Responses of Core Exit Thermocouples during Inadequate Core Cooling in Small Break LOCA Experiments Conducted at Large-Scale Test Facility (LSTF) of ROSA-Ⅳ Program", Proceedings of the 2nd ASME/JSME Joint International Conference on Nuclear Engineering (ICONE2), Vol.1, pp.63-68, San Francisco, USA, Mar.21-24, 1993.
B-5 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA and Hideo NAKAMURA, "Performance of Core Exit Thermocouple for PWR Accident Management Action in Vessel Top Break LOCA Simulation Experiment at OECD/NEA ROSA Project", Proceedings of the 16th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE16-48754, Orlando, Florida, USA, May 11-15, 2008.
B-6 Mitsuhiro SUZUKI and Hideo NAKAMURA, "Reliability of Core Exit Thermocouple (CET) for

Accident Management Action during SBLOCA and Abnormal Transient Tests at ROSA/LSTF", Proceedings of the 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), Kanazawa City, Ishikawa Pref., Japan, Sept.27-Oct.2, 2009.

C-2 Mitsuhiro SUZUKI, "Reactor Instruments to Prevent PWR Severe Accident - LSTF Experiment to Estimate Usefulness of Core Exit Thermocouple (CET) -", JAEA R&D Review 2008, 5-4 in CD-ROM (Oct. 2008).

D-38 Mitsuhiro SUZUKI and Yoshinari ANODA, "ROSA/LSTF Experiment Report for RUN SB-CL-24, Repeated Core Heat-up Phenomena during 0.5% Cold Leg Break LOCA," JAERI-Tech 2000-016 (Mar. 2000).

D-39 Mitsuhiro SUZUKI and Hideo NAKAMURA, "CET Performance at ROSA/LSTF Tests (Twelve Tests with Core Heat-up)", JAEA-Research 2009-011 (July 2009).

D-40 Mitsuhiro SUZUKI, Takeshi TAKEDA and Hideo NAKAMURA, "ROSA-Ⅴ/LSTF Vessel Top Head LOCA Tests SB-PV-07 and SB-PV-08 with Break Sizes of 1.0 and 0.1% and Operator Recovery Actions for Core Cooling", JAEA-Research 2009-057 (Feb. 2010).

D-41 Mitsuhiro SUZUKI and Hideo NAKAMURA, "The ROSA/LSTF Experiments", Section 3.4 of OECD/NEA/CSNI/R(2010)9, "Core Exit Temperature (CET) Effectiveness in Accident Management of Nuclear Power Reactor", Oct. 2010.

F-22 鈴木光弘，久木田豊，"ROSA-Ⅳ/LSTF 小破断実験の炉心出口温度とドライアウトの関係"，日本原子力学会 1992 年春の年会要旨集，M28（1992 年 3 月）.

F-23 鈴木光弘，竹田武司，浅香英明，中村秀夫，"ROSA/LSTF を用いた PWR 頂部破断 LOCA 模擬実験における炉心過熱時の 3 次元蒸気流れと炉心出口温度への影響"，日本原子力学会 2007 年秋の大会予稿集，H3（2007 年 9 月）.

F-24 鈴木光弘，中村秀夫，"ROSA/LSTF による PWR シビアアクシデント防止計装指標の研究 - TMLB'及びミッドループ/RHR 喪失時の炉心出口過熱検出特性"，日本原子力学会 2009 年春の年会予稿集，L20（2009 年 3 月）.

(5) 6 章：シビアアクシデント防止に資する各種計装組み合わせ効果に関する研究（F: 3 件）

F-25 鈴木光弘，安濃田良成，"LOCA 実験における事故検出計装の評価(2) 炉心冷却不全を検出する各種計装の特性"，日本原子力学会 1998 年秋の大会予稿集，H56（1998 年 9 月）.

F-26 鈴木光弘，竹田武司，浅香英明，中村秀夫，"PWR アクシデントマネジメントと原子炉計装の役割に関する ROSA-Ⅴ実験研究"，日本機械学会 2005 年度年次大会講演論文集，3533（2005 年 9 月）.

F-27 鈴木光弘，中村秀夫，"ROSA/LSTF 総合実験を用いた PWR アクシデントマネジメントにおける原子炉計装指標の高度化に関する研究"，日本原子力学会 2010 年年会予稿集，F31（2010 年 3 月）.

付録 B　参照 ROSA/LSTF 実験一覧

本論の LSTF 総合実験について、主な実験条件と本論の参照部分、引用文献等を一覧で示す。

項目	LSTF 総合実験番号					
	SP3	SP4	SP5	SP1	SB3	SP2
模擬事象	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA
破断(流出)位置	PV 底部	PV 底部	PV 底部	PV 底部	PR 頂部	PV 頂部
破断サイズ	0.2	0.2	0.18	0.5	0.45	0.5
作動 ECCS	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI
AM/運転員操作	SGRV,PORV	SGRV	SGRV	HPI 手動	HPI 手動	HPI 手動
本文参照部分(節)	3.3, 4.3, 5.3, 5.4	3.3	3.3, 4.1	3.3, 4.2, 5.1, 5.3	4.2, 5.1, 5.3	4.2, 5.1, 5.2, 5.3
引用文献	10,11,47,51	48,51	49,51	10,11,24,42	10,11,24,42	10,11,24,42
実験実施年	2002	2005	2005	1986	1985	1987

項目	LSTF 総合実験番号					
	SH3	SCC	SCF	PR1	SC1	SC2
模擬事象	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA
破断(流出)位置	Hot Leg	Cold Leg	Cold Leg	PR 頂部	Cold Leg	Cold Leg
破断サイズ	0.5	0.5	0.5	1.35	2.5	2.5
作動 ECCS	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI
AM/運転員操作	HPI 手動	HPI 手動	-	HPI 手動	HPI 手動	HPI 手動
本文参照部分(節)	4.2, 5.1	4.2, 5.1	4.2, 5.1	4.2, 5.1	4.2, 5.1, 5.2, 5.3	4.2, 5.1
引用文献	24,42,43	24,42,43	24,43	24,43	10,11,24,43	24,43
実験実施年	1987	1987	1988	1985	1985	1985

項目	LSTF 総合実験番号					
	SC3	SH1	SC8	SCI	LS1	SCT
模擬事象	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA
破断(流出)位置	Cold Leg	Hot Leg	Cold Leg	Cold Leg	Loop-seal	Cold Leg
破断サイズ	2.5	5.0	5.0	5.0	5.0	1.0
作動 ECCS	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI,HPI	AIS,LPI
AM/運転員操作	HPI 手動	HPI 手動	HPI 手動	-	-	PORV
本文参照部分(節)	4.2	4.2, 5.1	4.2, 5.1	4.2, 5.1	4.2	4.3, 6 章
引用文献	24	24,43,70	24,43	24,43,69	24	71
実験実施年	1985	1986	1986	1988	1986	1995

項目	LSTF 総合実験番号					
	SHC	SP7	SP6	SC9	SH2	SH4
模擬事象	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA
破断(流出)位置	Hot Leg	PV 頂部	PV 底部	Cold Leg	Hot Leg	Hot Leg
破断サイズ	1.0	1.0	0.2	10.0	10.0	10.0
作動 ECCS	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI
AM/運転員操作	SGRV,PORV	HPI 手動	SGRV,PORV	-	-	-
本文参照部分(節)	4.3, 6 章	4.3, 5.2, 5.3, 6 章	4.3, 6 章	5.1, 5.3, 5.4	5.1	5.1
引用文献	71	10,11,12,52	50	10,11,43,53	43,B1	43,B2
実験実施年	2002	2005	2005	1986	1987	1988

項目	LSTF 総合実験番号					
	SCP	SH6	SCN	SH8	SH9	SCM
模擬事象	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA
破断(流出)位置	Cold Leg	Hot Leg	Cold Leg	Hot Leg	Hot Leg	Cold Leg
破断サイズ	0.5	0.5	1.0	2.5	1.0	5.0
作動 ECCS	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI
AM/運転員操作	SGRV	PORV	PORV	-	SGRV	SGRV
本文参照部分(節)	5.1	5.1	5.1	5.1	5.1	5.1
引用文献	43	43	43	43	43	43
実験実施年	1992	1989	1990	1990	1991	1989

項目	LSTF 総合実験番号					
	SP8	SP9	SC0	SH5	LF3	RH6
模擬事象	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	SBLOCA	Transient	Transient
破断(流出)位置	PV 頂部	PV 頂部	Cold Leg	Hot Leg	PRSV	PR 開口部
破断サイズ	0.1	1.9	0.5	0.5	-	-
作動 ECCS	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI	AIS,LPI
AM/運転員操作	SGRV	SGRV	PORV,SGRV	PORV	-	AFW
本文参照部分(節)	5.2, 5.3	5.2, 5.3	5.3, 5.4	5.3	5.3, 5.5	5.3, 5.5
引用文献	10,11,52	9,10,11	10,11,74	10,11	10,11	10,11
実験実施年	2005	2005	1990	1989	1988	1993

References:

(B1) Yutaka KUKITA et al., "Data Report for ROSA-Ⅳ LSTF 10% Hot Leg Break LOCA Experiment RUN SB-HL-02", JAERI-M 90-039 (Mar. 1990).

(B2) Yutaka KUKITA et al., "Data Report for ROSA-Ⅳ LSTF 10% Hot Leg Break LOCA Experiment RUN SB-HL-04", JAERI-M 91-040 (Mar. 1991).

付録 C　PWR/LOCA に関する米国 LOFT セミスケール実験の解析

図 表 目 次

表 C-1　1-1/2 セミスケール実験装置の主要諸元
表 C-2　セミスケール実験 1011 番の実験条件
表 C-3　基準及び感度解析ケースの適用モデル比較

図 C-1　1-1/2 セミスケール実験装置
図 C-2　RELAP-3J コードによるセミスケール実験装置体系のモデル化
図 C-3　ISP-2 解析結果と実験値の比較(下部プレナム圧力)
図 C-4　ISP-2 解析結果と実験値の比較
　(a)　PV 側破断口における流出流量の比較
　(b)　PV 側破断口における流体密度の比較
図 C-5　ISP-2 解析結果と実験値の比較(炉心入口流量)
図 C-6　ポンプ側破断口流体密度に及ぼす気液分離モデル適用の影響
図 C-7　健全ループ流量に及ぼす気液分離モデル適用の影響
　(a)　コールドレグ流量
　(b)　ホットレグ流量
図 C-8　REAP-3J コードによる Case①解析の V_B と C_D の値
図 C-9　PV 側破断口流出流量に及ぼす V_B と C_D の影響(Fig.12)
図 C-10 健全ループホットレグ流体密度に及ぼすボリューム構成の影響

3.1 節(2-3)に述べたように、LOFT セミスケール 1-1/2 実験装置のブローダウン実験 1011 番 [33] が第 2 回国際標準問題(ISP-2)に選ばれたが、この研究は ROSA 計画の初期(1977 年)に実施したもので、以前に行われてきた解析コードによるセミスケール実験や ROSA-Ⅰ実験の圧力容器単体からのブローダウン過程の解析とは異なり、圧力容器と 1 次系ループを模擬した実験体系における 2 つの流出経路と炉心内の熱流動現象を解析するという、ROSA-Ⅱと同様の実験体系に対して、より高度な解析コードの性能評価を行う目的の下に行われた。この実験では、ROSA-Ⅱ実験でまだ実現していなかった二相流体密度及び流量の計測を実施しており、過渡状態におけるこれらの物理量を解析と比較することは、総合的な物理現象の理解と、コードの性能評価・改良に大変重要な意義を有するものであった。この解析を通して、ROSA-Ⅰ実験で得られた放出係数(C_D)に関する実験式の適用性を検証し、以後の ROSA-Ⅱ実験解析を向上させる経験を得た。以下に、ISP-2 の課題、LOFT セミスケール実験 1011 番の概要、RELAP-3J 解析コードの特徴と実験体系のモデル化、主な解析結果を示す。

(1) ISP-2 の課題

軽水動力炉の ECCS 設計事故として想定される LOCA に関しては、当時多くの分野にわたって精力的に研究が進められていて、特にわが国の ROSA-Ⅰ計画 [28] や、アメリカの LOFT 計画、その予備実験としてのセミスケール実験等が実施され、数多くのデータが蓄積されつつあった。一方、実炉の LOCA 解析を目的にした解析コード RELAP-3 [C1] や ALARM-P1 等の開発が実験と並行して進められており、実験結果と解析コード計算結果との比較を通して、解析モデルや仮定の妥当性が検

証されてきた。この研究は、OECD 傘下の CSNI が主催して行ったベンチマーク標準問題プログラムの1つであるセミスケール実験 1011 番 (C2) について解析したものである。この実験は、アメリカの INEL(Idaho National Engineering Laboratory)で行われた、高温高圧水を放出する PWR/LOCA 模擬実験である。本報では、改良コード RELAP-3J の解析結果と、ブローダウン挙動全体に重要な影響を及ぼす流出流量、流体密度等についての実験結果と比較することにより、水位形成、放出係数、気泡離脱速度、ボリューム構成等の解析結果に及ぼす影響について考察を加えた。これらは、最初に実験結果を参照せずに行った各国の解析結果との比較(基準ケース)を、次に、公表された実験結果と各種パラメータ感度解析ケースとの比較によるパラメータの影響を検討した。

(2) LOFT セミスケール装置の概要と 1011 番実験条件

この実験は、主要項目を**表 C-1** に示すように、最終段階の LOFT 本実験の装置を冷却材容積比 1/40 で模擬した体系(**図 C-1**)で行われ、圧力容器は高さ 3.66 m、内径 0.22 m で、炉心には流動抵抗のみを模擬した 9 本の非発熱燃料棒が挿入されている。1 次系健全ループには、循環ポンプと SG(但し、2 次側は空気冷却)、加圧器が設置され、破断ループにはポンプと SG の位置と流動抵抗のみ模擬する配管が設置された。このため、2 ループではなく、1-1/2 ループと呼ばれた。両ループの冷却材容積比は、約 3.6:1 である。2 つの破断口には、ヘッダーを通してサプレッションタンクが接続されている。この 1 次系全容積は 0.246 m^3であり、現在の LSTF 試験装置容積(8.14 m^3)に比較すると 1/33 に相当する。実験条件は、**表 C-2** に示すように、コールドレグ両端ギロチン 80%破断(破断口径 15 mm)を模擬し、初期圧力 15.6 MPa、初期流体温度 303 K、健全ループ初期循環流量 0.011 m^3/s からの放出であった。

(3) RELAP-3J 解析コードの特徴と実験体系のモデル化

使用した解析コード RELAP-3J は、米国 AEC(NRC の前身: Atomic Energy Commission)が開発した RELAP-3 コードに ROSA-Ⅰ実験の成果を取り入れ、原研で改良したものである。主な改良点は以下のとおりである。

① Moody の二相臨界流に対する放出係数(C_D)を、次式(Mod.Eq)により破断個所流出クォリティ(χ)の関数とする。

$$C_D = 0.57 + 0.002/\chi \qquad (C.1)$$

② 気液分離モデルにおける気泡離脱速度(V_B)に Wilson の実験式 (C3) を用い、ボイド率等の変化に応じた過渡事象を計算できるようにした。

ここで RELAP-3 コードについて述べると、これは当時、実炉を模擬した炉心や蒸気発生器・1 次系ループを有する複雑な装置に対して、そのブローダウン現象や ECCS 水の注入効果等を概括的に解析する上で大きな意義を持ち、1 次元的なボリューム構成に対して、質量と運動量及びエネルギーの保存則、水－蒸気の状態式、熱伝達相関式等により、過渡状態の物理量の時間変化を求めるものであった。しかし、それまでの研究でいろいろな制約も明らかになっていた。例えば、コードは軸対象 1 次元流をモデルにしているので、3 次元的現象の模擬には適切でないこと、構造材壁面における流体との熱交換は考慮されてないこと、二相流については、臨界流の放出係数(C_D)が放出配管の有無や圧力、破断口径、破断位置等によって変化することに対応してないこと、炉心では気水分離モデルを適用できず、均質モデルにせざるを得ないこと、ボリューム内では温度圧力が均一であり、隣接ボリュームからの物理量変化の影響が直ちに波及するので、ボリューム分割を細分化しないと、実際の物理量の変化からずれが大きくなること、等である。また、空気を含む 2 成分系を扱えないため、格納容器を模擬するサプレッション系の過渡事象については、

解析対象外とせざるをえなかった。

次に、RELAP-3 コードによるセミスケール 1-1/2 実験装置のモデル化について示す。基準ケースの 1 次系全体は、**図 C-2** に示すように、18 ボリューム(以下 Vol.と略す)、21 ジャンクション(Jun.と略)でモデル化した。サプレッション系は付けず、破断個所の背圧として実験におけるサプレッション系の最終圧力の 53 psig(0.47 MPa)を与えた。Vol.1～6 が圧力容器内で、Vol.4 が炉心、Vol.1 はダウンカマー、Vol.6 と Vol.2 は各々上部及び下部プレナムを表す。Vol.7～12 は健全ループで、Vol.7 がホットレグ、Vol.8 は加圧器、Vol.9,10 は SG、Vol.12 はコールドレグ、Jun.12 は循環ポンプである。Vol.13～18 は破断ループの配管で、Jun.19 がポンプ側破断口、Jun.20 は圧力容器(PV)側破断口である。**図 C-2** の左側には、感度解析でボリューム構成の影響を検討した 2 ケース、即ち加圧器とホットレグの接続・混合部を細分化した場合(Ⅰ)及びダウンカマーの接続・混合部を細分化した場合(Ⅱ)を示す。**表 C-3** には、基準ケース①と、感度解析でボリューム構成や気水分離モデル適用領域、気泡離脱速度モデル、放出係数の効果を調べたケース②～⑩を示す。

(4) 計算結果と実験結果の比較

(4-1) 標準問題 No.2 の実験結果と計算結果の比較

図 C-3 に下部プレナム圧力の実験値と基準ケース(Case①)及び参加各国の計算値を示す。Case①と実験値は比較的よい一致を示した。ブローダウン後半に実験値より減圧がやや速くなるのは、次の理由によるものと考えられる。即ち、系圧力は流出した流体と 1 次系内残存流体の質量及びエネルギー収支の関係により決まるが、事項に示すように Case①の流出流量と流体密度が比較的よく実験値にあっていることを考えると、主に 1 次系構造材の蓄積熱の寄与を解析では考慮できなかったことによるものと考えられる。同図で、英国(UK: United Kingdom)の解析も同様に蓄積熱が考慮されていないために減圧は早まったが、米国(USA: United States of America)の解析は逆に蓄積熱の効果を過大に評価したため、減圧は実験値より遅くなった。

図 C-4(a),(b)に PV 側破断口における流出流量と流体密度を示す。これらの実験値から、破断後約 6 s までは流出流体の気泡量は少ないが、6 s 以降は急激に気泡量が増加して蒸気流出になったことがわかる。後に示すように(**図 C-6**)、ポンプ側破断口においても破断後 12～13 s に同様の蒸気流出になったことがわかる。即ち、これらの実験結果はそれぞれの破断口の上流にあるダウンカマーと上部プレナムにおいて、対応する時刻に気液界面がノズル位置に達したことを示唆している。実際、それらの場所に気液分離モデルを適用した Case①の計算値は、**図 C-4(a),(b)**に示すように、変化の現れる時刻は多少早いものの二相流流出から蒸気流出に変化した状況をよく表し、実験値と同じ傾向を示している。またこの変化は、Case①のポンプ側破断口の流体挙動にも同様に現われ、実験値の傾向に一致している。一方、それらの場所を均質モデルで解析した米国の計算値には、上述の蒸気流出による急激な変化は見られない。これらのことは、ブローダウン現象の解析に気液分離モデルが有効であることを示している。

図 C-5 に示すように、炉心入口流量の実験値は、破断後約 6 s 間安定した上向き流れがあったことを示しているが、これは健全ループ循環ポンプの駆動力によるものである。実験値に見られる破断後約 6 s 以降の炉心流量急減の理由は次のように考えられる。即ち、破断後約 6 s に加圧器内の水位がノズル位置に達して蒸気放出になったため、健全ループ循環ポンプに蒸気がちな流体が流れ込み、ポンプ駆動力が急速に低下し、この結果、ダウンカマーの流下量が減少し、炉心

流量も減少したものである。これに対して Case①の計算値は傾向としては一致しているものの、定量的には十分よく一致しているとはいえない。この相違は、主に次の2つの理由によるものと考えられる。

(1) 図 C-4(a) に示したように、Case①では PV 側破断口流量を破断初期に実験値より過大評価したことにより、ダウンカマー流下流量を減少させ、その結果炉心入口流量を過小評価した。

(2) Case①における健全ループ循環ポンプ駆動力が、高ボイド率流体の流入により破断後約 2 s に急激に低下し、炉心の上向き流れを維持させることができなくなった。

以上述べたことから明らかなように、セミスケール実験装置のように2つの1次系循環ループを有する装置では、炉心部の冷却材挙動を正確に計算できるかどうかには、両破断口からの流出流量とそれらの差、及び健全ループ循環ポンプの特性評価が重要な影響を及ぼすことが分かる。なお、米国の計算値は二相流下のポンプモデルを適用して得られたものであるが、炉心入口流量の実験値との照合は必ずしも十分とは言えず、解析モデルあるいは解析手法に改良の余地があることを示している。

(4-2) ブローダウン現象の解析における各種因子の影響

以下に、気液分離モデル適用と気泡離脱速度、放出係数及びボリューム構成の影響について感度解析の結果を示す。

(ｉ) 気液分離モデル適用の効果

まず気液分離モデル適用に関しては、一般に PWR 型装置のブローダウン解析では、加圧器を除く1次系各部には安定した気液界面が生じにくいと考え、ボリューム内では気液両相が均質に混合しているとして扱う場合が多い。しかし実際には、上部プレナムやダウンカマー、蒸気発生器のように縦長な部分では上部に気泡が集積しやすく、実際には前節に示したようにそれを示唆する実験結果もある。そこで表 C-3 に示したように、加圧器以外は均質モデルを適用した Case②と、ダウンカマーと上部プレナムに気液分離モデルを適用した Case①について、両者の相違が最も顕著に現れる破断口流体密度を比較する。図 C-6 に示すポンプ側破断口の流体密度から、Case①の計算値は実験値より多少早いが破断後約 10 s で蒸気流出になり、実験値の変化によくあうことがわかる。一方、Case②の計算値は、実験値と大きな相違はないものの全体的になだらかな変化を示し、実験値にみられる急激な密度変化を表せていない。以上のことは、PV 側破断口の流体密度(図 C-4(b))においても同様であり、Case②の計算値は破断後約 6 s にみられた密度の急減傾向を表せず、6 s 以降実験値との差は大きくなっている。次に両ループの縦長ボリュームに水位形成モデルを適用する効果を示す。Case①の場合に加えて健全ループの SG(Vol.9, 10)に気液分離モデルを適用した Case③の場合、Vol.9, 10 における気泡離脱効果でポンプに流入する流体のクォリティが低下してポンプ駆動力が比較的長く維持され、加圧器からの蒸気流入でポンプ駆動力が低下する約 6 s まで、図 C-7(a)に示すように健全ループコールドレグ流量は実験値に一致する方向に改善された。PV 内の流れも順流方向に改善されたことが、図 C-7 (b) に示す健全ループホットレグ流量の比較からわかる。なお、図 C-7(a),(b)に示す実験値は、ポンプ流入クォリティが増加してもポンプヘッドはゼロにならず、順流方向に駆動する効果が残っていたが、計算結果ではヘッドはゼロとなり、健全ループホットレグ流量は逆流に変化した。これは RELAP-3J コードのポンプモデルが、単相流の特性にキャビテーション効果を加えただけであり、高クォリティ下のポンプ特性を模擬できないことによるものである。一方、Case③の場合に加えてさらに破断ループの模擬 SG(Vol.14,15)に気液分離モデルを適用した Case④の場合には、上述の Case③の場合ほど顕著な改善は見られないものの、図 C-6 に示すポンプ側破断口流体密度で、Case④の計算値が

破断初期に多少増加した。これはCase④の Vol.14,15 で気泡が離脱し、破断口へ向かう流体のクォリティが低下して実験値の傾向に近づいたものである。このように、ブローダウン過程において水位形成が考えられる領域に気液分離モデルを適用した場合には、それらを均質モデルで扱った場合に比べて気液両相間のスリップの模擬がよくなり、実験値とよい一致が得られることが明らかとなった。また、気液分離モデルの適用はポンプ駆動力の模擬にも役立ち、1 次系内の冷却材挙動を評価する上で同モデルは重要な役割を果たすことが示された。

(ⅱ) 気泡離脱速度(V_B)の影響

次に、気液分離モデルに組み込まれている水面下の気泡離脱速度(V_B)の影響についてCase①と同じ領域に気液分離モデルを適用した 2 ケース、即ち V_Bに一定値の 3 ft/sec(0.91 m/s)を与えたCase⑤、10 ft/sec(3.05 m/s)を与えたCase⑦をCase①と比較する(**表 C-3**)。各ケースの PV 側破断口流体密度を見ると、蒸気流出開始はいずれの場合も実験値より早いが、ブローダウン後半にはCase⑦の計算値が実験値に近い挙動を示した。前述のように、実験では破断後約 6 s 間はダウンカマー上部に水位が形成されにくかったのに対し、解析ケースでは水位が早く形成され、早い時期に蒸気流出になったのであるから、破断 6 s までは解析の V_Bをゼロにして、それ以降は V_Bを 10 ft/s よりやや小さい値にすると実験値の傾向によく合うと考えられる。Case①と Case⑤を比較すると、全体としてCase①の方が実験値に合う結果となっている。このことは、**図 C-8** に示すCase①の水位形成領域(Vol.1, Vol.6)の V_B値の推移から、それぞれの領域のボイド率等に応じて V_Bが変化し、それらが実験に近い値になったことを示すものと考えられる。以上のことから、V_Bに Wilson の式を用いることは、ROSA-Ⅰ実験より複雑な体系のセミスケール実験においてもその妥当性が検証された。

(ⅲ) 放出係数(C_D)の影響

Moody の二相臨界流を修正するための C_Dには一般に 0.6 が用いられているが、流出流体のクォリティが大きく変化する場合には、C_Dに一定値を与えると必ずしも実験結果との照合は十分ではない。ここでは、C_Dに流出クォリティ(χ)の関数(Mod.Eq)を用いた場合の Case⑤と、一定値 0.6 を与えた場合の Case⑥を比較する。**図 C-9** に示す PV 側破断口流出流量では、破断初期に流体のクォリティがかなり小さいため、両者に大きな差が生じた。一方、ポンプ側破断口の流出流量にはほとんど差はないが、これは大きな流動抵抗となるポンプ及び SG 模擬体が破断口上流にあるため、破断直後から破断口近傍の圧力は低下し、両ケースともに破断口流出クォリティが増加して C_Dにほとんど差がなくなったことによる。なお、Case⑤の両破断口の C_Dは、**図 C-8** に示す Case①の計算値にほぼ等しい。次に、両ケースの計算値と実験値の比較を行う。**図 C-9** で、破断初期の Case⑥の計算値は実験値より過小評価であるが、Case⑤の結果は傾向としては実験値に近いものの過大評価である。この過大評価の原因は、主にダウンカマーから流出する流体のクォリティの過小評価によると考えられる。このことは、実験では破断初期にダウンカマー上部に水位形成されにくいものの、上部に発泡した気泡量は相対的に多く、この一部が破断口に流出したものと考えられるが、Case⑤ではダウンカマー内の気泡分布が一様であり、ダウンカマーから蒸気流出になる 2 s までの流出クォリティが低く計算されたためと考えられる。なお、2 s 以後の比較では、Case⑤の方が実験値に一致している。一方、ポンプ側破断口の流出流量では、両ケースの相違は小さい。以上を総合すると、C_Dに改良式を用いることはブローダウン解析に有効といえる。

(ⅳ) ボリューム構成の影響

RELAP-3 コードでは、1 つのボリュームに流入した流体は瞬時に混合し、平衡状態に達したとし

て圧力・温度等が計算される。したがって、流れの合流する領域で、流体の温度、クォリティが急激に変化する場合を解析上どのようなボリューム構成にするかは、しばしば計算結果に大きな影響を及ぼす。ここでは、加圧器とホットレグの接続部、コールドレグとダウンカマーの接続部の2領域について、ボリューム構成の影響を検討する。

まず、**図C-2(Ⅰ)**で2分割した加圧器下部のVol.19をホットレグのVol.20に接続するCase⑧と、Vol.19をホットレグのVol.7に接続するCase⑨を、分割しない基準ケース(Case①)と比較する。**図C-10**に示す健全ループホットレグ流体密度実験値の計測位置は、ホットレグ入口と加圧器接続部の中間位置である。図に示すように、Case①とCase⑨の流体密度の計算値はほぼ等しく、破断直後から加圧器より流入する高ボイド率流体の影響を受けて実験値よりかなり低い。一方、Case⑧の結果は破断初期に実験値とよい一致を示した。実験では健全ループに順流が維持されているため、密度計測位置には加圧器からの高ボイド率流体の影響が生じないが、Case⑧のボリューム構成は実際の流体混合領域に近かったことがわかる。Case⑧でも、健全ループホットレグに逆流が生じた2s以後は流体密度が急減している。なお同図においてVol.9,10に気液分離モデルを適用して健全ループ流量を改善したCase③の結果は、Case①と同じボリューム構成であるが、Case①より実験値に近いホットレグ流体密度を示した。したがって、Vol.9,10に気液分離モデルを適用することと、Case⑧のボリューム構成を組み合わせれば、Case①に比較して、更に実験値との一致が良くなると期待できる。

次に、**図C-2(Ⅱ)**に示したダウンカマー3分割のCase⑩において、ダウンカマー上部でコールドレグ接続部のVol.1に水位を設けた場合と、ボリューム構成を変える前のCase①を比較すると、両ケースの相違はPV側破断口の流体密度に現れた。即ち、Case⑩の密度は全体としてCase①より高くなり、破断後6 sまでは実験値に近づいたが、その時刻以後は実験値に見られる密度急減少の傾向を表せず、実験値よりかなり高い値となった。このことは、Case⑩で水位を与えた領域はダウンカマー全体の1/3であるため、そこでの蒸気生成量が減少したことによるものである。Case①と実験値は、破断初期を除いてよく一致していることと併せて考えると、ダウンカマーから蒸気流出になった時刻以降には、ダウンカマー全体から発泡して気泡離脱が生じていたことがわかる。したがって、ダウンカマーのような縦長な領域では、全体を1ボリュームと扱うか、あるいは分割する際には気泡離脱等に配慮を要する。

(5) 本節の結論

LOFTセミスケール実験1011番をRELAP-3Jコードを用いて解析し、大破断LOCAブローダウン現象に対する解析手法及び改良モデルの妥当性について以下の結論を得た。

1) 冷却材に伝わる1次系構造材の蓄積熱を無視した場合、ブローダウン後半に系圧力の計算値は実験値より低下し、模擬は悪くなる。
2) 上部プレナムとダウンカマー及び1次系ループの蒸気発生器に水位を設けた計算結果は、流出流量や各部流体密度の実験値の傾向によく一致する。一方、それらの部分を均質モデルで扱った計算結果は、実験値に見られる二相流流出から蒸気流出への変化等の急激な流量及び密度変化を表せない。
3) 気泡離脱速度に一定値を与える場合よりも、Wilsonの式を適用して変化させた場合に実験結果との一致が良い。なお、気液分離モデルは流れの方向等にかかわらず一義的に水位計算を行うため、実際より水位低下を早める場合がある。
4) Moodyの二相臨界流に対する放出係数には、一定値よりも改良式を適用した場合に実験結果

との一致が良い。なお、破断初期の流出のように、流出クォリティの著しく低い場合には、改良式はクォリティの変化に敏感になるのでクォリティの正確な評価が必要である。

5) 加圧器と１次系配管との接続部のようにエンタルピーの異なる流体の混合する領域や、ダウンカマーのように水位変化を考慮する領域では、実際の冷却材挙動をよく模擬するボリューム構成が重要である。

6) 本解析を通して、炉心流量には両破断口の流出流量の差と、1 次系循環ポンプの駆動力の変化とが大きく影響を及ぼすこと、及び循環ポンプの駆動力低下には加圧器から流出する二相流が重要な影響を及ぼすことなど、1 次系ループの機器が炉心流量に複雑に影響することを明らかにした。

参考文献

(C1) W. H. RETTIG, et al., "RELAP-3, A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis", IN-1321 (1970).

(C2) R. S. ALDER, et al., "Experiment Data Report for 1-1/2 Loop Semiscale System Isothermal Test 1011", ANCR 1146 (1974).

(C3) J. F. WILSON, et al., "The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two Phase Mixture", Amer. Nucl. Soc. Trans., Vol.5, No.1, pp.151-152 (1962).

表 C-1　1-1/2 セミスケール実験装置の主要諸元 (Ref.33 Table 1)

Item	Data
Pressure vessel	
Height	3.66 m
Inner diameter	0.22 m
Inside volume	0.102 m^3
Simulated fuel rod (Array 3×3 square)	
Outer diameter	10.7 mm
Water volume in operating loop	0.090 m^3
Water volume in broken loop	0.025 m^3
Total water volume in primary system (Except pressurizer volume of 0.029 m^3)	0.217 m^3
Volume scale to LOFT reactor	1/40
Inside volume of suppression system	3.115 m^3

表 C-2　セミスケール実験 1011 番の実験条件 (Ref.33 Table 2)

Item	Data
Initial pressure at outlet of PV-nozzle	15.6 MPa
Initial fluid temperature at core outlet	303 K
Initial flow rate in operating loop	0.011 m^3/s
Initial differential pressure across pump	255 kPa
Break diameter (80% Break)	14.9 mm
Pressure in suppression tank	
Initial	Atmospheric
40 sec after break	0.47 MPa

表 C-3　基準及び感度解析ケースの適用モデル比較 (Ref.33 Table 3)

Case No.	Fluid volume model		Bubble rise velocity V_B	Separation model volume No.	Discharge coef. C_D
	Vol./Jun.	Variation			
1	18/21	Normal	Wilson's Eq.	1, 6, 8	Mod. Eq.
2	18/21	Normal	3.0 ft/sec	8	Mod. Eq.
3	18/21	Normal	Wilson's Eq.	1, 6, 8, 9, 10	Mod. Eq.
4	18/21	Normal	Wilson's Eq.	1, 6, 8, 9, 10, 14, 15	Mod. Eq.
5	18/21	Normal	3.0 ft/sec	1, 6, 8	Mod. Eq.
6	18/21	Normal	3.0 ft/sec	1, 6, 8	0.6
7	18/21	Normal	10.0 ft/sec	1, 6, 8	0.6
8	20/23	PR→Vol.20	Wilson's Eq.	1, 6, 8	Mod. Eq.
9	20/23	PR→Vol.7	Wilson's Eq.	1, 6, 8	Mod. Eq.
10	20/23	Downcomer	Wilson's Eq.	1, 6, 8	Mod. Eq.

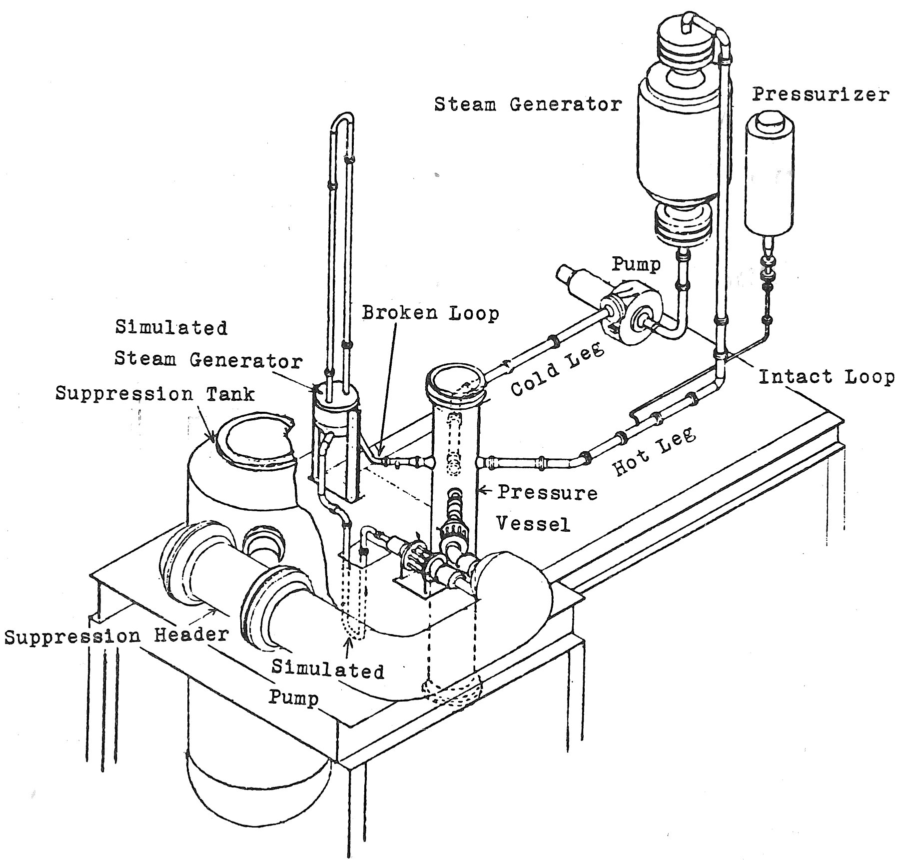


図 C-1　1-1/2セミスケール実験装置 (Ref. 33 Fig. 1)

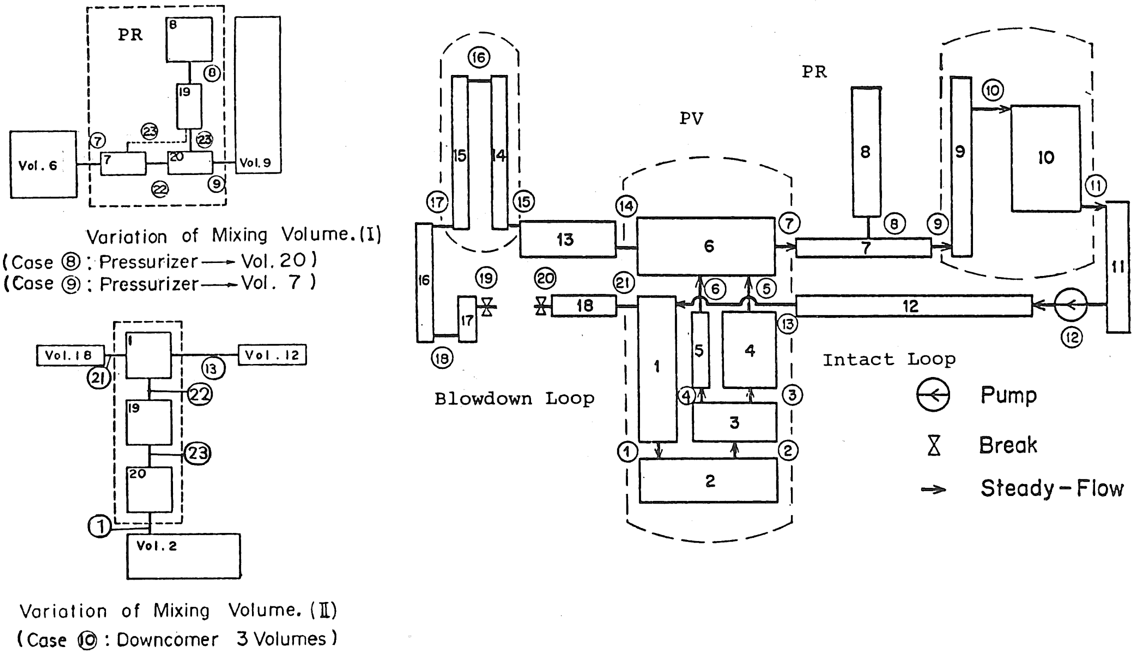


図 C-2　RELAP-3J コードによるセミスケール実験装置体系のモデル化(Ref. 33 Fig. 2)

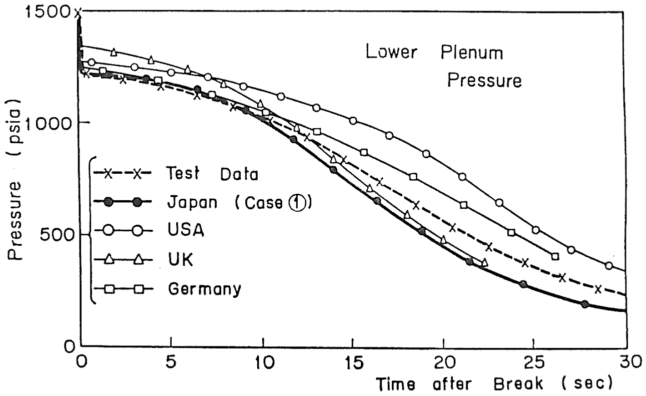
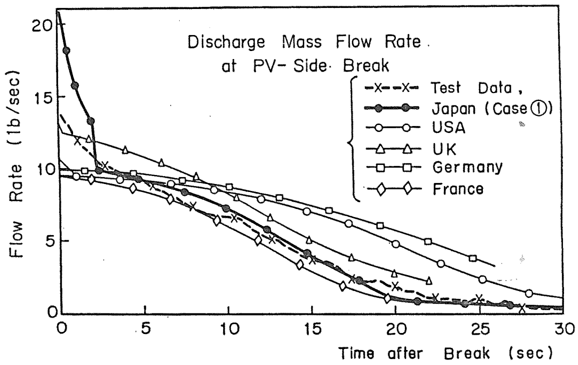
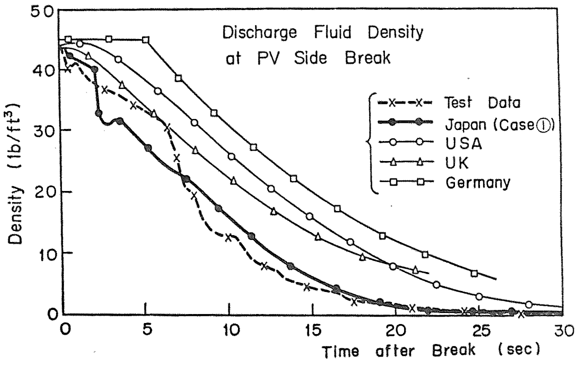


図 C-3　ISP-2 解析結果と実験値の比較(下部プレナム圧力) (Ref. 33 Fig. 3)



(a)　PV 側破断口における流出流量の比較



(b)　PV 側破断口における流体密度の比較

図 C-4　ISP-2 解析結果と実験値の比較 (Ref. 33 Fig. 4)

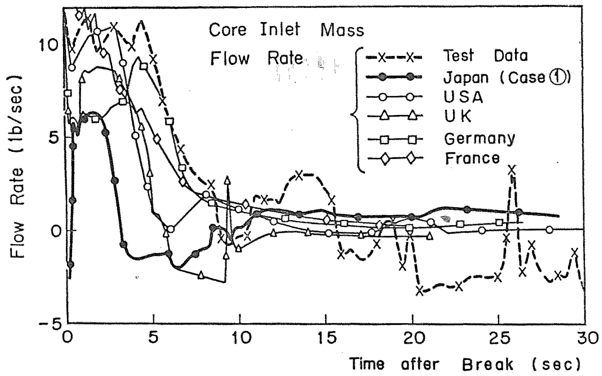


図 C-5　ISP-2 解析結果と実験値の比較
(炉心入口流量) (Ref. 33 Fig. 5)

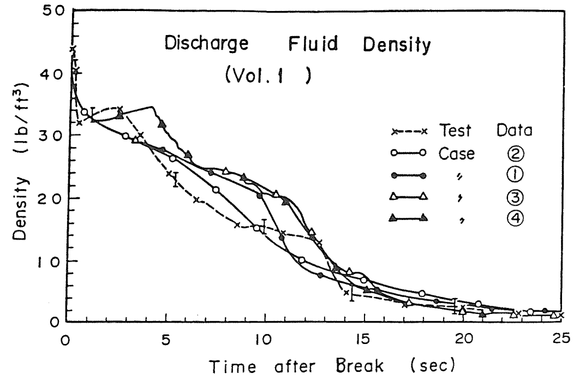
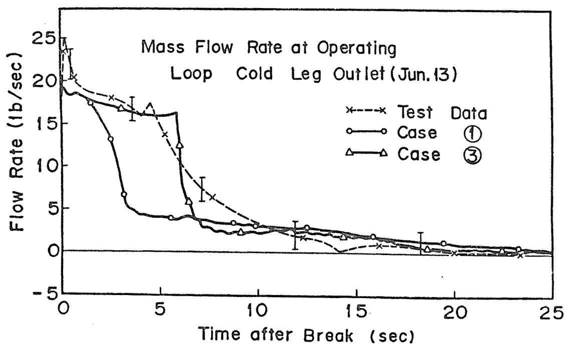
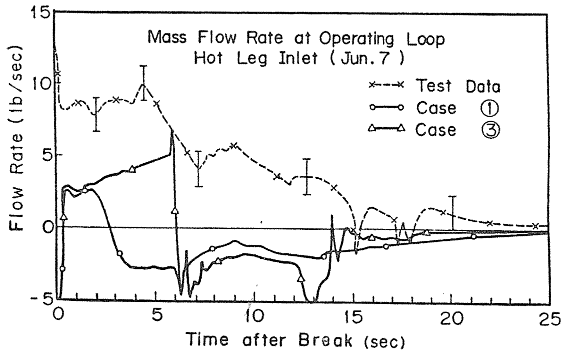


図 C-6　ポンプ側破断口流体密度に及ぼす
気液分離モデル適用の影響 (Ref. 33 Fig. 6)



(a) コールドレグ流量



(b) ホットレグ流量

図 C-7 健全ループ流量に及ぼす気液分離モデル適用の影響 (Ref.33 Fig.8)

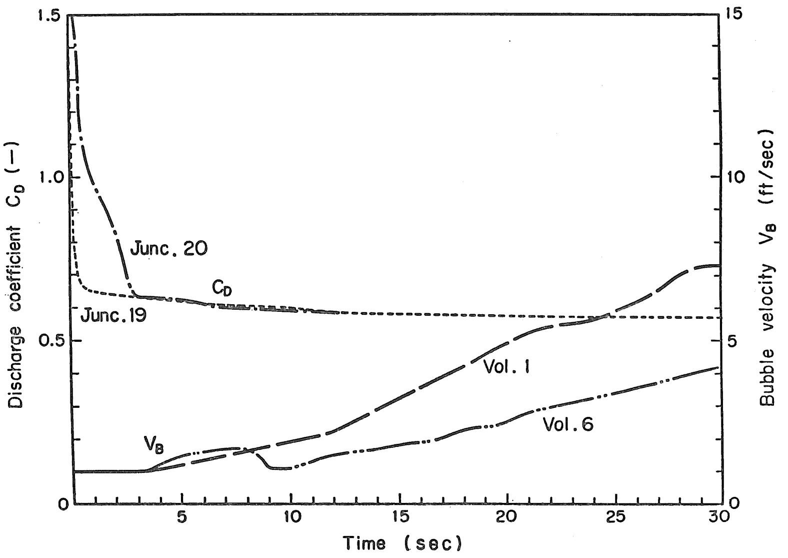


図 C-8 REAP-3J コードによる Case①解析の V_B と C_D の値 (Ref.33 Fig.11)

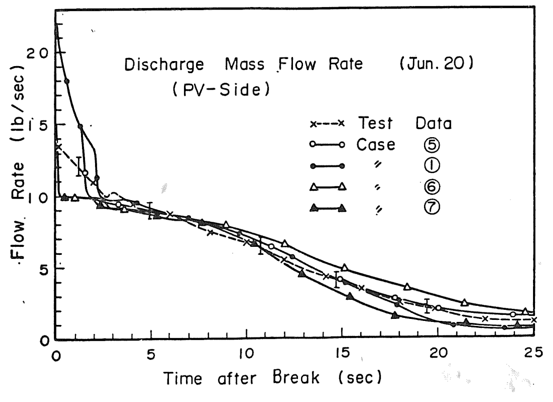


図 C-9 PV 側破断口流出流量に及ぼす V_B と C_D の影響 (Ref.33 Fig.12)

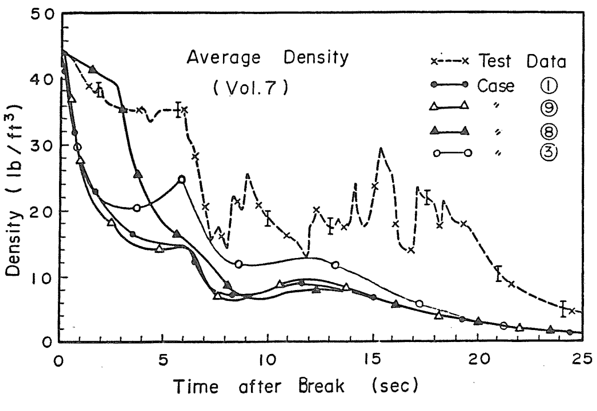


図 C-10 健全ループホットレグ流体密度に及ぼすボリューム構成の影響 (Ref.33 Fig.13)

付録 D　ROSA-Ⅲによる BWR 再循環ポンプ吐出側破断と吸い込み側破断 LOCA 事象の類似性研究

図 表 目 次

表 D-1　ROSA-Ⅲ試験装置と BWR/6 の主要諸元を比較
表 D-2　ROSA-Ⅲポンプ吐出側破断 LOCA 実験の主な条件
表 D-3　ROSA-Ⅲポンプ吐出側破断 3 実験の主な事象比較
表 D-4　ROSA-Ⅲと BWR/6 の 200%再循環ポンプ吐出側破断解析条件

図 D-1　ROSA-Ⅲ試験装置の圧力容器内部構造
図 D-2　破断ノズル形状
図 D-3　ROSA-Ⅲ実験の過渡炉心出力特性
図 D-4　200%ポンプ吐出側破断実験の破断ループ圧力分布
　(a)　再循環ポンプ側流出経路の圧力分布
　(b)　ジェットポンプ駆動側流出経路の圧力分布
図 D-5　200%ポンプ吐出側破断実験の破断ループ流れ支配的要因
図 D-6　200%ポンプ吐出側破断実験の PV 内各部水位挙動
図 D-7　200%ポンプ吐出側破断実験の炉心内温度挙動と水位挙動の対応
図 D-8　ポンプ吐出側破断 3 実験の圧力と最高模擬燃料棒表面温度
図 D-9　Run961 と Run929 の圧力及び模擬燃料棒表面温度の比較
図 D-10 Run962 と Run928 の圧力及び模擬燃料棒表面温度の比較
図 D-11 RELAP5/MOD1 コードによる ROSA-Ⅲ Run961 実験体系のモデル化
図 D-12 ROSA-Ⅲ実験解析と BWR/6 解析の系圧力比較
図 D-13 ROSA-Ⅲ実験解析と BWR/6 解析のジェットポンプ駆動側破断流量
図 D-14 ROSA-Ⅲ実験解析と BWR/6 解析の再循環ポンプ側破断流量
図 D-15 ROSA-Ⅲ実験解析と BWR/6 解析の平均出力燃料棒表面温度
図 D-16 ROSA-Ⅲ実験解析と BWR/6 解析の最高出力燃料棒表面温度
図 D-17 ROSA-Ⅲと BWR/6 解析の初期ブローダウン過程における最高出力ロッド流動条件
　(a)　表面熱流束と CHF
　(b)　平均ボイド率
　(c)　炉心入口流量

ROSA-Ⅲ計画では、再循環ポンプ吸い込み側配管破断を中心に各種 LOCA/ECCS 総合実験を実施したが、破断位置パラメータの１つとして、再循環ポンプ吐出側破断 LOCA 実験 (36) を、破断サイズ 200% (D1), 100%及び 50% (D2) に変えた 3 実験を実施した。以下に、装置の特徴、実験条件、実験結果、RELAP5 コードによる ROSA-Ⅲ実験と BWR/LOCA 事象の解析、結言を示す。

(1) 実験装置の特徴

ROSA-Ⅲ試験装置の概要は 3.1 節(3)で示したが、以下に実験との関わりで必要な点を記述する。

表 D-1 に ROSA-Ⅲ試験装置と BWR/6 の主要諸元を比較して示す。**図 3.1-3** に示すように、ROSA-Ⅲ試験装置には BWR/6 と同様に 2 つの再循環ループがある。**図 D-1** に圧力容器内部構造を示す。冷却材は圧力容器(PV)ダウンカマーからポンプ吸い込み側配管を経て再循環ポンプ(MRP)で駆動され、ポンプ吐出側配管からジェットポンプ駆動部に入り、そこで吸い込み部の冷却材を駆動して PV 下部プレナムから炉心に入り、二相流となって上部プレナムとセパレータを経由し、蒸気流は主蒸気ラインへ、水相部はダウンカマーで給水と混合し、再び循環する。この実験では、破断ループの再循環ループ吐出側配管に 2 つの破断口を持つ破断ユニットが設置されており、2 つの破断口の間には配管と急速遮断弁がある。配管両端破断の場合は破断口開と同時に急速遮断弁を閉じ、一方、100%及び 50%破断の場合は、一方の破断口を開くとともに、急速遮断弁を開のままとする。破断形状は、**図 D-2** に示すノズルを用い、ノズル径は 100%破断の場合に 26.2 mm、50%破断の場合は 18.5 mm とした。BWR/6 のジェットポンプは、炉心シュラウド外周のダウンカマー部に 1 ループ当たり 12 基設置されているが、ROSA-Ⅲ試験装置ではダウンカマーが狭くジェットポンプを設置できないため、PV の外側に駆動部、吸い込み部、吐出部を模擬して設置している。BWR/6 に対して、ROSA-Ⅲ炉心の模擬燃料集合体数は 1/212 で発熱長は 1/2 であるから、スケール比は 1/424 であるが、実際の冷却材容積比は 1/437 と若干ずれている。炉心入口にはチャンネル入口オリフィスを設置し、炉心部と炉心周辺のバイパス部(炉心流の 9.5%)の流量配分を模擬している。上部プレナムには HPCS と LPCS の注水スプレイノズルと、LPCI 注水口が装備されている。また、**図 D-1** に示すように、スクラムや ECCS・蒸気ライン制御に用いるダウンカマー水位設定値の L3、L2、L1 レベルは各々5.0、4.76 、4.25 m である。

実機 LOCA 事象を実時間ベースで模擬するために、各機器の冷却材容積と炉心発熱量、破断口等のチョーキング流路面積を 1/424 スケール比で模擬している。チョーキング流路面積としては、この他ジェットポンプ駆動ノズル(JPDN: Jet Pump Drive Nozzle)面積、主蒸気隔離弁(MSIV)と自動減圧系(ADS)のオリフィス面積もスケール比で合わせ、また ECCS 注入水量も同じスケール比で合わせた。JPDN 口径は 8.4 mm であり、破断ループの JPDN 合計流路面積(0.000111 m^2)は、実機再循環ループ配管流路面積スケールに比較して A_j=21%に相当する。一方、MRP 吐出ノズル(MRPN: Main Recirculation Pump Nozzle)の内径と実機流路面積スケールは、各々18.7 mm、A_p=51%に相当する。また ROSA-Ⅲ各種機器の相対高さは、実機の 1/2 となるようにしてある。

実機炉心長の 1/2 の高さを持つ ROSA-Ⅲにおいて、燃料集合体当たりの蒸気生成量を実機比 1/2 とし、炉心上部と下部のタイプレート、サイドエントリーオリフィス、リークホール等の流路面積を 1/2 として、それぞれにおける蒸気流速を一致させるようにした。**図 3.1-6** に示した炉心 4 バンドルの断面で、チャンネルボックス内の模擬燃料棒の外径(12.27 mm)、ピッチ、流路面積を実機と同じとした。ROSA-Ⅲ燃料集合体の内、1 体は高出力バンドル(H:出力比 1.4)、3 体は低出力バンドル(L:出力比 1.0)である。また軸方向出力は中高のステップ状コサイン分布(**図 3.1-5** 参照)とし、ラディアルピーキングファクタ(RPF)及びローカルピーキングファクタ(LPF)を実機と同じにした。模擬燃料棒配置図(**図 3.1-6** 参照)で、外周の四隅には LPF=1.1 のロッド、中央部のロッドには LPF=0.875、中間領域には LPF=1.0 のロッドを配置し、中心の 2 本はウォーターロッド(W:外径 15.01 mm)を模擬した。ECCS は実機と同じ 4 種類を装備し、作動条件のダウンカマー水位等も、相対位置を同じに設定した。ROSA-Ⅲ試験装置には、流体及び金属部の温度、ガンマー線密度計、コンダクションプローブ液位計、圧力及び差圧計等、計 700 チャンネルの計装を備えている。ガンマー線密度計は、2 つのループのジェットポンプ吐出部合流配管(下部プレナム入口)と 2 つの破断口上流側に設置してある。

(2) 主な実験条件

表 D-2 に ROSA-Ⅲポンプ吐出側 3 実験の主な条件を示す。Run 961 は破断面積 200%で、配管の両端破断(DEB: Double-ended Break)を模擬した。Run 963 は破断面積 100%の配管スプリット破断を、Run 962 は破断面積 50%の配管スプリット破断を模擬した。初期定常状態はいずれも同様で、圧力は 7.35 MPa、炉心入口サブクール度 10〜11 K、炉心出力約 4 MWt、上部プレナムクォリティ約 13%、炉心流量約 16 kg/s、主給水温度と流量は約 490 K と 2.0 kg/s、PV 水位 5.0 m であった。BWR/6 定格条件に比較して、炉心最大出力が 3800 MWt の 1/424 スケールの 44%であるので、炉心入口流量を同様にスケール比の 44%とし、入口サブクール度と上部プレナムクォリティ及び圧力容器内エンタルピー分布を実機条件模擬とした。**図 D-3** に ROSA-Ⅲ実験の過渡炉心出力特性を示す。初期定常状態の炉心出力は、破断開始と同時にスクラムを仮定した BWR 炉心の流体への 1/424 スケール伝熱量曲線へと切り替える。この BWR 炉心伝熱量は、燃料棒の崩壊熱と燃料棒内蓄積熱放出が反映した解析結果 [D3] によるものである。破断開始から 8.8 s 間は、ROSA-Ⅲ炉心出力最大値に維持され、その後上記曲線にそって減衰する。初期定常状態の模擬燃料棒の最大線出力密度は、高出力バンドルの外周ロッド中心高さで 16.75 kW/m であるが、これは BWR/6 の定格燃料棒平均出力密度(19.5 kW/m)よりやや低く、最高出力密度(全 PF=2.1)の条件と比較すると 1/2.4 に相当する。

いずれの実験でも過渡状態の制御ロジックとしては、初期ダウンカマー水位(L3、スクラム設定水位)から時刻 0 s で破断開始し、直ちに主給水ラインの閉鎖と再循環ポンプトリップを模擬する。主蒸気ラインは L2 信号+3 s で MSIV 隔離を模擬する。ECCS 条件としては HPCS 故障を仮定しており、LPCS は L1 信号+40 s かつ P≤2.2 MPa の条件で、LPCI は L1 信号+40 s かつ P≤1.7 MPa の条件、また主蒸気ラインに設置した自動減圧系(ADS)は L1+120 s で作動開始する。

(3) 実験結果

(3-1) 200%再循環ポンプ吐出側破断 LOCA 実験の特徴

200%再循環ポンプ吐出側破断 LOCA 実験(Run 961)の破断開始後 180 s 間における 2 つの破断経路に沿った圧力分布を**図 D-4 (a), (b)**に示す。図に示す下部プレナム圧力(PA1)は代表圧力の 1 つであるが、破断後に破断口からの冷却材流出により減圧開始し、主蒸気ラインの MSIV 閉(8.5 s)により回復した。以後の圧力は、主としてシステム内の蒸気生成量と流出量のバランスにより支配された。即ち、炉心の蒸気発生は 8.8 s から急減した炉心出力により減少し、次に約 17 s にはジェットポンプ吸い込み部に水位が低下して蒸気流出(JPSU: Jet Pump Suction Uncovery)、22 s にはダウンカマー下部の再循環ラインまで水位低下して吸い込み側配管からの蒸気流出(RLU: Recirculation Line Uncovery)となって減圧したが、30 s には下部プレナム流体が沸騰開始(LPF)して蒸気生成が増大し、減圧が緩やかになった。105 s には給水ライン残存水が沸騰開始し、134 s には主蒸気ラインの ADS が開作動して蒸気流出が増えた。これらの事象のうち、MSIV 閉、JPSU、RLU、ADS 開はいずれもダウンカマー水位低下によって生じたものであるから、再循環ループ大破断 LOCA の熱水力現象にはダウンカマー水位変化が支配的影響を及ぼすということができる。両図にはまた、両破断口前後に加えて、PV から流出する 2 つの経路に沿って大きな圧力差が生じており、特に吸い込み側配管では、蒸気流出(RLU)となった 22 sec 以降の再循環ポンプ吐出ノズル前後の圧力(PA1, PA11)と、ジェットポンプ側配管では JPDN 前後の圧力(PA1, PA5)から、これらのノズルでもチョーキングが生じていたと判断された。**図 D-5** に破断ループの流出経路における主な流動制限箇所を示す。再循環ループ配管(2B サイズ、内径 49.5 mm)に接続した破断口 A/B は各々

内径 26.2 mm (A_0=100%)であるが、2 つの経路の最小流路面積は JPDN(A_j=21%)と再循環ポンプ吐出ノズル(A_p=51%)であり、ポンプ吐出側のベンチュリー流量計ノズル部も破断口比で 87%と、やや絞られている。したがって、再循環ポンプ吐出側 200%破断 LOCA 現象は、有効チョーキング流路面積(A_j+ A_p=72%)の LOCA 現象と同等ということになる。

図 D-6 に、ECCS が作動して炉心が再冠水した実験後半を含む PV 内各部水位挙動を示す。ここで炉心と下部プレナムの二相混合水位は、異なる高さに設置したコンダクションプローブ信号より求め、差圧計によるコラプスト水位は炉心を含むシュラウド内と、ダウンカマーの上部及び全領域で計測した。過渡時の水位信号(L1, L2, L3)は上部ダウンカマー水位から得た。この図から、破断開始後急激に低下したダウンカマー水位に比較して、シュラウド内の水位は高く維持され、下部プレナムフラッシング(LPF)開始後に下部プレナム上部に蒸気相が検出された後も炉心には水位があり、比較的緩やかな保有水量減少を示したことがわかる。ダウンカマー水位喪失後の炉心水位維持には、下部プレナムに接続しているジェットポンプ吐出配管高さ(炉心長の 65%位置)までの残存水量ヘッドが効果的な役割を果たした。炉心では、混合水位の低下で露出した時点(46 s)から模擬燃料棒の冷却条件が失われ、過熱開始した。炉心下端の過熱開始は 81 s である。この後、低圧状態になって LPCS、LPCI が各々105 s、144 s に注水開始し、ADS はその間に 134 s に作動した。これらにより炉心冷却は急速に進行し、最終的にはシュラウド内の再冠水で 215 s までに冷却された。再冠水過程では、炉心上部からの早期のスプレイ水流下と、炉心バイパス領域から下部プレナムに流入して炉心下部から遅れて再冠水した LPCI 水により、炉心内では 2 方向からの冷却による複雑な熱流動現象が生じた。

図 D-7 に、代表的な模擬燃料棒表面温度挙動として、高出力バンドルの周辺高出力ロッド(A11)における軸方向 7 点の温度データを比較して示す。最初の温度上昇は上部(Pos.1, Pos.2)で 7.3-33 s に生じたが、これらは LPF 発生によるシュラウド内水位上昇により解消した。その後、炉心内保有水量減少により炉心内でほぼ一様に温度上昇が生じ、上部から下部へと進行したが、これは混合水位の低下挙動とよく一致した。模擬燃料棒表面温度に見られる炉心冷却の過程は、LPCS 作動後の上方からの冷却と最終的な LPCI 作動後の再冠水冷却との間で分布し、これは混合水位が ADS 開作動後にほぼ一斉に検出されたのに対して、コラプスト水位が遅れて回復した挙動に対応した。以上により、200%再循環ポンプ吐出側破断 LOCA 実験(Run 961)の減圧過程の特徴と ECCS による炉心冷却効果が明らかにされた。

(3-2) 異なる破断サイズの実験との比較

ここでは、破断面積を変えた再循環ポンプ吐出側配管破断 3 実験の結果を比較し、それらの特性を明らかにする。**表 D-3** に 3 実験の主な事象の発生時刻を比較する。**図 D-8** には、3 実験の下部プレナム圧力と、PCT を記録した模擬燃料棒表面温度を比較して示す。圧力の比較で特徴的なことは、破断サイズが大きく異なる 200%破断実験(Run961)と 100%破断実験(Run963)の圧力変化がほぼ一致したことである。この一致は、2 つの有効チョーキング流路面積(A_j+ A_p=72%)が両実験で同じであり、破断口流路面積(A_0=100%)以下であったことによるものである。しかし、両実験で生じた圧力変化の若干の差は、Run961 でジェットポンプから蒸気流出となった JPSU 時刻(17 s)から Run963 で再循環ループ蒸気流出となった RLU 時刻(25 s)までの時間帯における両実験のダウンカマー水位低下に若干の相違が生じた結果である。これは、2 つの破断口に向かう冷却材流れが独立であった Run961 に対して、それらが合流して 1 つの破断口から流出した Run963 では、この時間帯のポンプ側流出経路からの冷却材流出を若干抑制した結果と考えられる。一方、有効チ

ョーキング流路面積より狭い破断口面積(50%)を設定したRun962の場合には、ポンプ吐出側圧力(PA11)とジェットポンプ駆動ノズル側圧力(PA5)ともに、下部プレナム圧力と大差なく、これらの位置ではチョーキングは生じず、破断口のみで生じた点は、前二者と大きくチョーキング条件が異なる。このことはまた、更に小さい破断サイズの再循環ポンプ吐出側配管中小破断LOCAでは、冷却材流出が破断口面積のみで決定されることを意味している。

一方、3実験の最高被覆管温度(PCT)を記録した模擬燃料棒温度は似通った挙動を示したが、破断サイズが小さい程PCTは高くなった。この理由は次の点にある。3実験の下部プレナム沸騰(LPF)以後の炉心過熱開始時刻を見ると、46 s(Run961)、50 s(Run963)、62 s(Run962)と大きな相違はないが、LPCI 作動開始時刻には、144 s(Run961)、155 s(Run963)、200 s(Run962)と大きな相違が出ており、低圧下で減圧遅れが拡大する傾向が生じた。このLPCI作動遅れが炉心再冠水時期を遅らせ、PCT を高くする結果をもたらした。これら3実験の破断サイズと PCT の関係は、再循環ポンプ吸い込み側破断実験と同様であった。

(3-3) 再循環ポンプ吸い込み側破断LOCA事象との類似性

上述の再循環ポンプ吐出側配管破断 LOCA 実験で明らかにした有効チョーキング流路面積(A_j+ A_p=72%)の効果から示唆されるのは、吐出側配管破断LOCA事象と吸い込み側配管破断LOCA事象との類似性である。そこで以下に、破断面積が 72%より若干大きい 75%吸い込み側配管破断実験(Run929)と 200%ポンプ吐出側配管破断実験(Run961)を比較し、次に 72%より小さい 50%吸い込み側配管破断実験(Run928)と同一サイズの吐出側配管破断実験(Run962)を比較して類似性を確かめる。**図D-9**にRun961とRun929の代表的圧力及びPCTを記録した模擬燃料棒表面温度を、**図D-10**には同様にRun962とRun928の圧力及びPCT模擬燃料棒表面温度を比較して示す。まず、75%吸い込み側配管破断と200%ポンプ吐出側配管破断では、破断ループにおける破断ユニットの位置と配管の配置に相違はあるが、破断流を決定づけるチョーキング発生箇所の JPDN と MRPN の流路面積条件は同一であり、この結果、**図D-9**で両実験の圧力と保有水量変化の結果である炉心温度挙動がほぼ一致することが確認された。一方同じ破断サイズで、破断口のみでチョーキングが生じるRun962とRun928の比較でも、圧力と炉心温度挙動にほぼ良い一致が確認された。

これらの結果を踏まえると、ROSA-Ⅲの再循環ポンプ吐出側配管破断LOCA事象と吸い込み側配管破断LOCA事象とに、以下の類似性を結論付けることができる。すなわち、破断面積が有効チョーキング流路面積(72%)より大きいポンプ吐出側配管破断LOCA事象は、72%ポンプ吸い込み側配管破断LOCA事象に一致する。また、破断面積が有効チョーキング流路面積(72%)より小さいポンプ吐出側配管破断LOCA事象は、同じ破断サイズのポンプ吸い込み側配管破断LOCA事象に一致する。なおBWRの場合については、ポンプ吐出部ノズル面積はプラントにより異なる(A_0の 30～100%)ので、ROSA-Ⅲにおける有効チョーキング流路面積(72%)の代わりに、BWR ではそのプラント固有の(A_j+ A_p)を有効チョーキング流路面積とすることで、この類似性を適用することができる。

(4) RELAP5コードによるROSA-Ⅲ実験とBWR/LOCA事象の解析

ROSA-Ⅲ200%ポンプ吐出側配管破断実験(Run961)を RELAP5/MOD1(cycle 18)の改良コード[(35)]により解析し、実験結果に対する解析コードの性能評価を行うとともに、同じ条件のBWR/6体系でのLOCA事象解析と比較検討することにより、ROSA-Ⅲ実験とBWR/6体系LOCA事象との相似性を評価する。以下に、RELAP5/MOD1(cycle 18)改良コードの特徴、ROSA-Ⅲ実験のモデル化、BWR/6 体系のモデル化を示し、両者の相似性評価の解析結果を述べる。

(4-1) RELAP5/MOD1 改良コードの特徴

BWR 冷却系には、再循環ポンプとともにジェットポンプを併用しているものが多い。このジェットポンプは圧力容器内ダウンカマーに設置され、通常のポンプに比べて単純かつ故障が少ないという利点を持つ。また、全流量の約 1/3 の駆動流が圧力容器外の再循環ループを流れるということから、配管破断による想定 LOCA 事象でも配管の最大破断口径を小さくすることができる等の利点も持つ。このジェットポンプ特性をモデル化することは、BWR/LOCA 事象解析に不可欠なものであるが、RELAP5/MOD1 コード [D4] にはこのモデルがなく、従来の解析においては、ジェットポンプ吸い込み部を小さな遠心ポンプで置き換える便宜的な方法(これを小ポンプモデルと呼ぶ)がとられてきた。岡崎らは ROSA-Ⅲ装置のジェットポンプを対象とした定常流下のジェットポンプモデル [D5] を開発した。ここではこれを原研ジェットポンプモデルと呼ぶ。しかしこのモデルでは、複数個のジェットポンプを扱えないこと、ジェットポンプでの計算結果の変化量が大きいため、RELAP5 コードの解の安定性がよくないこと、非定常計算時の吐出流量が過大評価になること、等の課題がわかった。筆者らはこれらの点を改良し、ROSA-Ⅲの 200%再循環ポンプ吸い込み側破断 LOCA 実験(Run926)の解析を実施した。このモデルで過渡状態の解析を行う際、吸い込み流が逆流になる場合や二相流が流れる場合にはモデルが適用されず、RELAP5/MOD1 コードのブランチモデルに切り替わり計算が続行されるようになる。Run926 の実験解析において、小ポンプモデルの解析に比べ、下部プレナムフラッシング(LPF)以前の炉心水位変化と冷却材分布を含め実験結果と比較的良い一致を確認 [35] した。また、LPF 以後の LOCA/ECCS 現象全般についても原研ジェットポンプモデル改良により、小ポンプモデルの解析に比べ、基本的熱水力現象を良く模擬できることを確認した。これを踏まえて同モデルを RELAP5/MOD1(cycle 18)コードに適用し、上記 ROSA-Ⅲの Run961 実験と BWR/LOCA 解析に用いた。

(4-2) ROSA-Ⅲ実験と BWR/6 体系のモデル化

ROSA-Ⅲの Run961 実験体系を、**図 D-11** に示す 64Vol.、72Jun.、26 ヒートスラブで模擬した。3 体の平均出力バンドルはまとめて Vol.40、高出力バンドルは Vol.45 とし、高さ方向 7 分割で軸方向出力ステップを模擬した。高出力バンドルには、PF=1.1 の高出力ロッドとその他のロッドの 2 種類をモデル化して、実際の PCT 燃料棒温度と比較できるようにした。Vol.10-20 は下部プレナム、Vol.50 は上部プレナム、Vol.60-62 はセパレータ領域で、内 Vol.61 にセパレータモデルを適用、Vol.70/80 は蒸気ドーム、Vol.100 は炉心バイパス部、Vol.110-131 はダウンカマー、Vol.140-185 は健全側再循環ループ、その内 Vol.180 はジェットポンプ、Vol.206-245 は破断側再循環ループ、その内 Vol.240 はジェットポンプである。ECCS ラインと給水ラインはジャンクションで模擬し、主蒸気ラインと ADS ラインは蒸気ドームに接続した。図中の斜線部はヒートスラブモデル適用部を示す。ボリューム各部の容積、長さ、流路面積、形状圧力損失係数、水力等価直径、高さ等は正確に入力し、初期状態と過渡時の試験条件も模擬した。ROSA-Ⅲ Run961 実験の主な解析条件を**表 D-4** に示す。

BWR/6 体系 [D6] については、公表されているデータを用い、不明なデータは可能な限り実プラントに近いデータを評価し、RELAP5/MOD1 コード用入力データベースを独自に作成した。BWR/6 モデルはほぼ ROSA-Ⅲ Run961 実験解析と同じノーディングにした。**表 D-4** に BWR/6 の 200%再循環ポンプ吐出側破断 LOCA 事象の解析条件を比較して示す。BWR/6 の炉心部には、燃料棒上部に非発熱部分があるので、高さ方向に 8 ノードの構造とした。チョーキング発生箇所の流路面積比、炉心前後のエンタルピ分布は、ほぼ ROSA-Ⅲ条件と同様である。大きく異なるのは流体容積比とボリ

ューム高さ、機器の形状、初期炉心流量と初期燃料棒出力である。BWR/6 の再循環ポンプには Bingham ポンプモデルを使用した。

(4-3) ROSA-Ⅲ実験とBWR/LOCA事象の相似性解析

まず ROSA-Ⅲについて実験結果と解析を比較して解析手法の妥当性を評価し、次に ROSA-Ⅲ解析(Case R)と BWR 解析(Case B)を比較して、異なる 2 つの体系で LOCA 事象の相似性を考察する。**図 D-12** にこれらの系圧力変化を、次にマスバランスとして冷却材残存量に影響する破断流量を、ジェットポンプ側(**図 D-13**)と再循環ポンプ側(**図 D-14**)について比較して示す。更に、各々の炉心燃料棒表面温度挙動として、平均出力バンドルの上部(Position 2)と中央(Position 4)及び下部(Position 6)の温度を**図 D-15** に、最高出力ロッド中央での温度を**図 D-16** に示す。

図 D-12 で ROSA-Ⅲ実験の圧力と解析結果を比較すると、ブローダウン過程の減圧は解析の方がやや早いものの、ほぼ実験値に沿った傾向を示した。一方、LPCS 作動開始以後の再冠水過程の減圧特性には相違が大きくなり、より低圧で作動した LPCI 開始では 30 s 以上の相違になった。この相違には、実際の現象に対して解析では蒸気生成量を過小評価したことが寄与しており、上部プレナムのスプレイ水がシュラウドその他の構造材や炉心過熱部に接触して発生した大量の蒸気を、解析では十分模擬できてないことがある。このことから、解析ではブローダウン過程だけでなく、ECCS 作動後の再冠水過程でも、構造材蓄積熱放出を圧力容器と模擬燃料棒のみで考慮しているが、実際にはその他の構造材の影響を無視しえなく、この影響は低圧になる程相違を大きくするものであることがわかる。次に、ROSA-Ⅲ実験と解析の 2 つの破断流量を比較する。ジェットポンプ側破断流量は、駆動ノズルでチョーキングが生じて破断直後から蒸気がちな流出になるが、解析結果はほぼ実験値に近い挙動を示した。一方、再循環ポンプ側破断流量には、実験値と解析結果にやや相違があるが、これには、実際の二相流条件下のポンプ特性を解析では十分に模擬できてないことが寄与している。しかし、全体的な破断流量の模擬は良好である。一方、炉心の平均出力模擬燃料棒温度挙動の実験値と解析結果(**図 D-15**)を比較すると、両者の過熱開始時刻と温度上昇速度はほぼ一致しているが、解析では LPCI 作動後の炉心冷却効果が過大評価されている。これは、内部構造材蓄積熱の過小評価により蒸気発生量が少なかったため、LPCI 作動開始が実験に比較してかなり早くなり、炉心バイパス領域から炉心への再冠水が早く生じた結果を示している。最高出力ロッド中央での温度比較でも同様の結果が示された。これらの比較結果から、ROSA-Ⅲ実験 Run961 を模擬する RELAP5/MOD1 コードの解析は、実際の構造材蓄積熱やポンプ二相流特性の模擬性改善に一部課題を残しているが、再循環ポンプ吐出側大破断 LOCA 事象における主要事象を十分予測することができることを示したと結論づけることができる。

次に、ROSA-Ⅲ実験と BWR/LOCA 事象の相似性検討を以下に示す。**図 D-12** で ROSA-Ⅲ(Case R)と BWR(Case B)の圧力挙動を比較すると、両者の系圧力がよく一致しており、LPF や ECCS 作動等の主要事象が同じ時間スケールで生じることが示されている。ブローダウン初期の圧力にやや相違が見られるのは、MSIV 閉作動時刻の相違による。Case R の MSIV 閉は実験のトリップロジック(L2+3 s)を模擬して 8.5 s に作動したが、Case B では、圧力制御系が作動した後 13 s に MSIV 閉となるため、系圧力に影響を与えなかったものである。次に、Case R と Case B の 2 つの破断流量を比較する。Case R の 2 つの破断流量は、1/424 スケールの Case B 破断流量にほぼ一致する。両者の再循環ポンプ側破断流量にやや相違が生じたのは、両者のポンプ特性の相違によるものである。しかし、破断開始から 180 s 間の 2 つの破断口における合計流出水量を Case R と Case B で比較すると、1/424 スケールを考慮するとよく一致している。このように、ROSA-Ⅲと参照炉 BWR

の間で同じ圧力挙動となり、同じ保有水量になるのは、主として、各部機器の冷却材容積やチョーキング流路面積(JPDN, MRPN,破断口)、炉心全体の熱出力を 1/424 スケール比で一致させる考え方が適用されているからである。炉心ドライアウト後の燃料温度上昇開始は、Case R と Case B でよく一致しているが、この点も相似性評価では重要である。しかし、ブローダウン初期の最高出力ロッドの表面温度(**図 D-16**)では、Case R はCase B の高い温度上昇を示さず、逆に炉心ドライアウト後の温度上昇ではやや高い温度を示した。この後者の相違は、ROSA-Ⅲロッドの出力密度が BWR よりやや高いためである。BWR の最高出力ロッドで破断後 1.2 s に急激な温度上昇を生じたのは、**図 D-17** に示すように、破断後の燃料表面熱流束の緩やかな低下に対して、炉心流量の相対的に速い減少とボイド率の相対的に速い増加により、限界熱流束(CHF:Critical Heat Flux)が急速に低下した結果である。一方、破断後 8.8 s までの ROSA-Ⅲロッド出力密度は、最大炉心出力の制限のために BWR のそれより低く、破断初期に温度上昇を生じない。しかし、Case R と Case B の平均出力ロッドの表面温度挙動は同様であったが、これはどちらも限界熱流束が表面熱流束より高く、温度上昇に至らなかったことによる。

これらの比較検討の結論として、200%ポンプ吐出側破断における ROSA-Ⅲと BWR の系圧力挙動や破断流量、保有水量、主要事象は相似的であるということができる。ROSA-Ⅲ実験の模擬燃料表面温度は、ブローダウン過程の後半で BWR よりやや高い熱流束のために、保守的な結果を示す。しかし、ROSA-Ⅲ最高出力ロッドの表面温度は、破断初期の炉心出力制限のために BWR より低い結果をもたらす。

(5) 本節の結論

破断面積を 50-200%に変化させた ROSA-Ⅲ再循環ポンプ吐出側破断実験の結果と、原研で改良ジェットポンプモデルを組み入れた RELAP5/MOD1 コードによる ROSA-Ⅲ実験と BWR/6 の想定 LOCA 事象における相似性検討を行い、以下の結論を得た。

1) 再循環ポンプ吐出側破断 LOCA と吸い込み側破断 LOCA の類似性を、LOCA 過程を支配する有効チョーキング流路面積により、実験的に明らかにした。すなわち、破断面積が(A_j+A_p)より大きい吐出側破断は、破断面積が(A_j+A_p)に等しい吸い込み側破断と類似的である。ここで、A_j はジェットポンプ駆動ノズル(JPDN)面積であり、A_pは再循環ポンプ吐出部ノズル(MRPN)面積である。破断面積が(A_j+A_p)より小さい同一面積の吐出側破断と吸い込み側破断も、類似的である。ROSA-Ⅲ試験装置では、A_jと A_pは、各々BWR 再循環ライン流路面積の 21%、51%である。
2) 再循環ポンプ吐出側破断の最大有効チョーキング流路面積は(A_j+A_p)であるが、吸い込み側破断の場合のそれは(A_j+A_0)となり、ここで A_0は再循環ライン流路面積である。
3) 再循環ポンプ吐出側破断に関する ROSA-Ⅲ実験と BWR/LOCA 事象の間に、系圧力、破断流量及び燃料表面温度について、相似性が成り立つことを確認した。ROSA-Ⅲ実験の初期ブローダウン過程の模擬燃料棒表面温度は、炉心電気出力の制限により、BWR の場合を模擬しない。BWR の最高出力ロッドは、破断直後に熱流速が高い一方、炉心流量が急速に低下するために膜沸騰遷移(DNB: Departure from Nucleate Boiling)となり、ROSA-Ⅲ実験より大幅に高い温度挙動を示した。

参考文献

(D1) Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Hideo NAKAMURA, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo MURATA, Taisuke YONOMOTO and Masayoshi SHIBA, "Experiment Data of 200%

Recirculation Pump Discharge Line Break Integral Test RUN 961 with HPCS Failure at ROSA-Ⅲ and Comparison with Results of Suction Line Break Tests", JAERI-M 84-045 (Mar. 1984).
(D2) Mitsuhiro SUZUKI, Kanji TASAKA, Taisuke YONOMOTO, Yoshinari ANODA, Hiroshige KUMAMARU, Hideo NAKAMURA, Hideo MURATA, Masanori IRIKO and Masayoshi SHIBA, "BWR Recirculation Loop Discharge Line Break LOCA Tests with Break Areas of 50 and 100% Assuming HPCS Failure at ROSA-Ⅲ Test", JAERI-M 85-037 (Mar. 1985).
(D3) 安部信明, 田坂完二, "ROSA-Ⅲ実験における電気出力変化", JAERI-M 8728 (Mar. 1980).
(D4) R. J. WAGNER, et al., "RELAP5/MOD1 Code Manual, Volumes 1 and 2", NUREG/CR-1826, EGG-2070 (1982).
(D5) 岡崎元昭、他、"RELAP5 用原研版ジェットポンプモデルの開発"、私信、(1984).
(D6) General Electric Company, "General Electric Standard Safety Analysis Report, BWR/6", DOCKET-STN-50477, (1978).

表 D-1 ROSA-Ⅲ試験装置と BWR/6 の主要諸元比較 (Ref.30 Table 2.1)

Item	BWR/6(848)	ROSA-Ⅲ	Ratio
Number of recirculation loops	2	2	1/1
Number of jet pumps	24	4	1/6
Number of fuel assemblies	848	4	1/212
Active fuel length	3.76 m	1.88 m	1/2
Vessel height	22.3 m	6.0 m	1/3.7
Total fluid volume	621 m^3	1.42 m^3	1/437
Initial power	3800 MWt	3.96 MWt	1/960

表 D-2 ROSA-Ⅲポンプ吐出側破断 LOCA 実験の主な条件 (Ref.36 Table Ⅱ)

Item	Run 961	Run 963	Run 962
Break conditions			
Break area (%)	200	100	50
Break type	Double-ended	Split	Split
Initial conditions			
Steam dome pressure (MPa)	7.35	7.35	7.35
Core inlet subcooling (K)	11.0	10.4	10.9
Upper plenum quality (%)	13.0	13.1	13.2
Core power (MW)	3.98	3.97	3.97
Core inlet flow rate (kg/s)	16.1	16.2	16.1
Feedwater temperature (K)	489	489	490
Feedwater flow rate (kg/s)	2.0	2.0	2.0
Water level (m)	5.0	5.0	5.0

表 D-3 ROSA-Ⅲポンプ吐出側破断 3 実験の主な事象比較（Ref.36 Table Ⅲ）

Time of Events (s)	Run 961	Run 963	Run 962
Break initiation	0.0	0.0	0.0
Fededwater line closure	1.7	2.1	1.7
MSIV closure	8.5	9.5	12
Jet pump suction uncovery	17	19	24
Rec. line uncovery	22	25	32
Lower plenum flashing (LPF)	30	35	48
Dryout of core top	46	50	62
Dryout of core bottom	81	89	116
LPCS actuation	105	126	167
ADS actuation	134	135	139
LPCS actuation	144	155	200
Completion of core quench	215	233	272
PCT at high power rod (K)	894	915	933
Break area (%)	200	100	50

表 D-4 ROSA-ⅢとBWR/6 の 200%再循環ポンプ吐出側破断解析条件(Ref.36 Table Ⅴ)

Items	ROSA-Ⅲ	BWR/6
Number of volumes for components	64	66
Number of core pipe-nodes	2×7	2×8
Initial conditions		
Pressure in steam dome (MPa)	7.32	7.16
Lower plenum subcooling (K)	11	11
Upper plenum quality (%)	0.132	0.133
Total core flow rate (kg/s)	16.0	1.544×10^{4}
Maximum heat flux (Av. rod) (W/m^2)	2.80×10^{5}	6.85×10^{5}
Maximum heat flux (Max. rod) (W/m^2)	4.47×10^{5}	1.08×10^{6}
Mass flux in bundle ($kg/m^2/s$)	413	1821
Pump characteristics		
Head flow data	Exp. data	Bingham pump
Rated data	ROSA-Ⅲ	BWR/6
Choking flow area		
Break area (%)	200	200
Jet pump drive nozzle (JPDN) (%)	21	20
Main rec. pump nozzle (MRPN) (%)	51	51

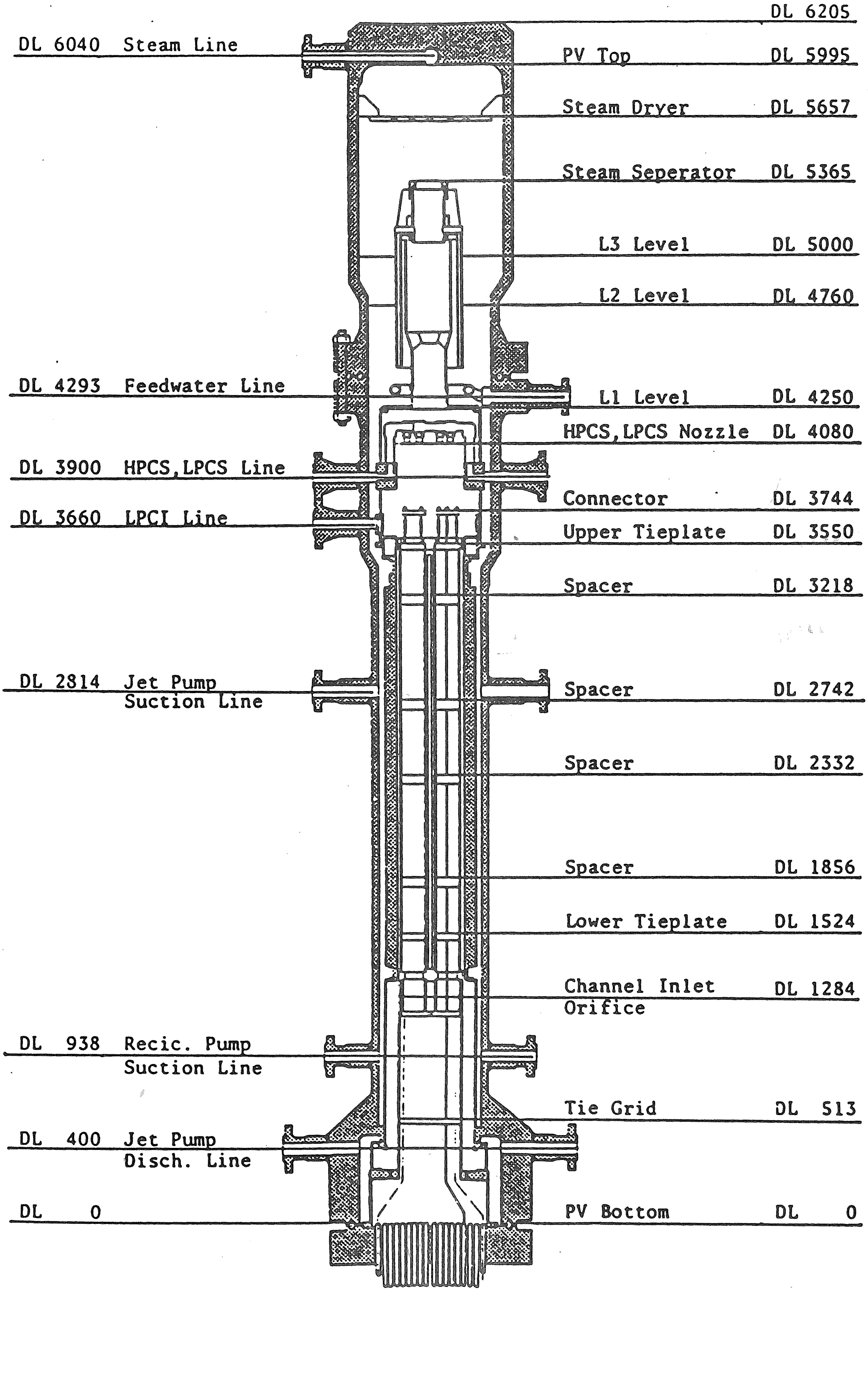
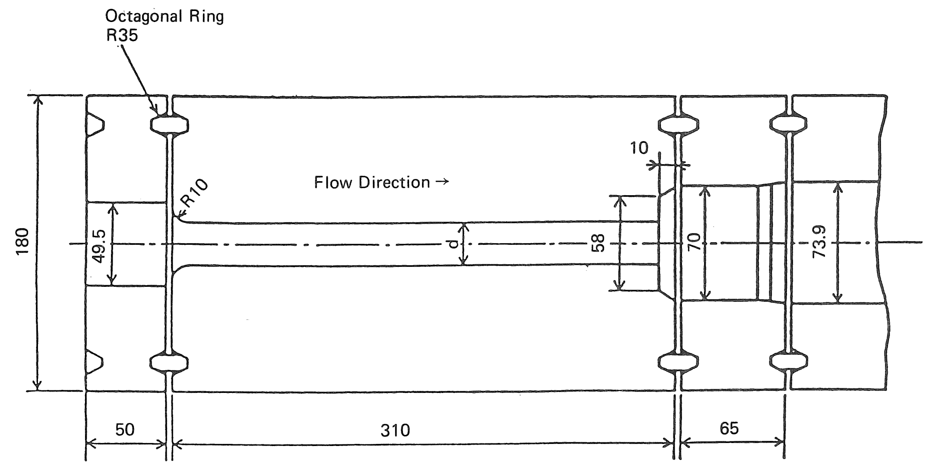


図 D-1 ROSA-Ⅲ試験装置の圧力容器内部構造 (Ref. D1 Fig. 2. 4)



Break Area Ratio (%)	Break Diameter, d (mm)
200, 100 50	26.2 18.5

図 D-2　破断ノズル形状 (Ref.36 Fig.4)

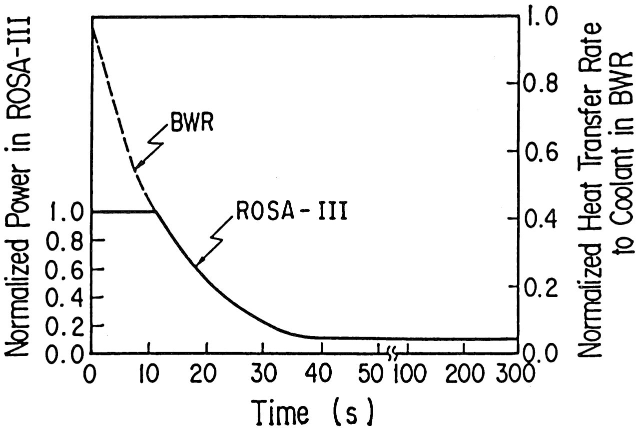
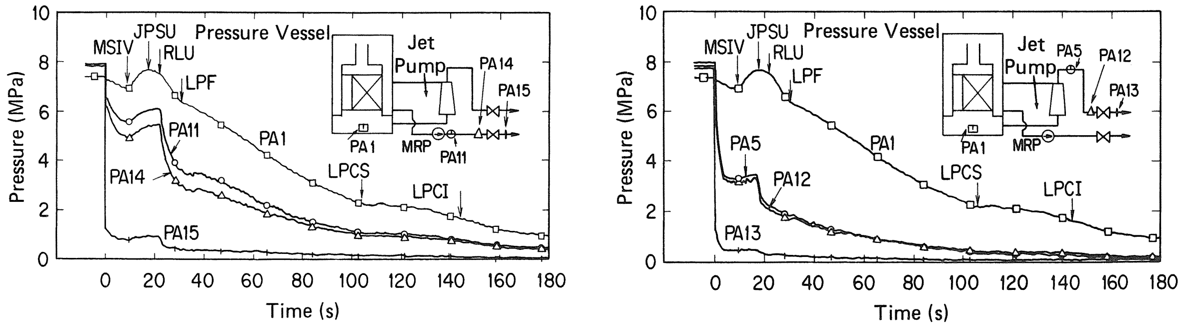


図 D-3　ROSA-Ⅲ実験の過渡炉心出力特性 (Ref.30 Fig.2.5)



(a)　再循環ポンプ側流出経路の圧力分布　　(b)ジェットポンプ駆動側流出経路の圧力分布

図 D-4　200%ポンプ吐出側破断実験の破断ループ圧力分布 (Ref.36 Fig.5)

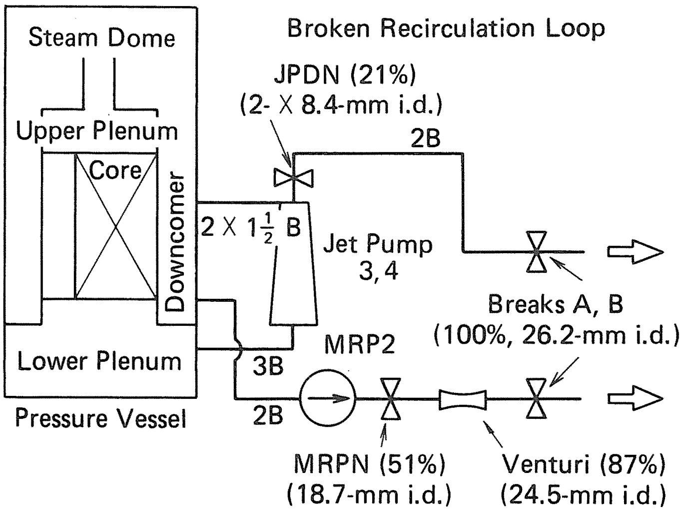


図 D-5　200%ポンプ吐出側破断実験の破断ループ流れ支配的要因（Ref. 36 Fig. 6）

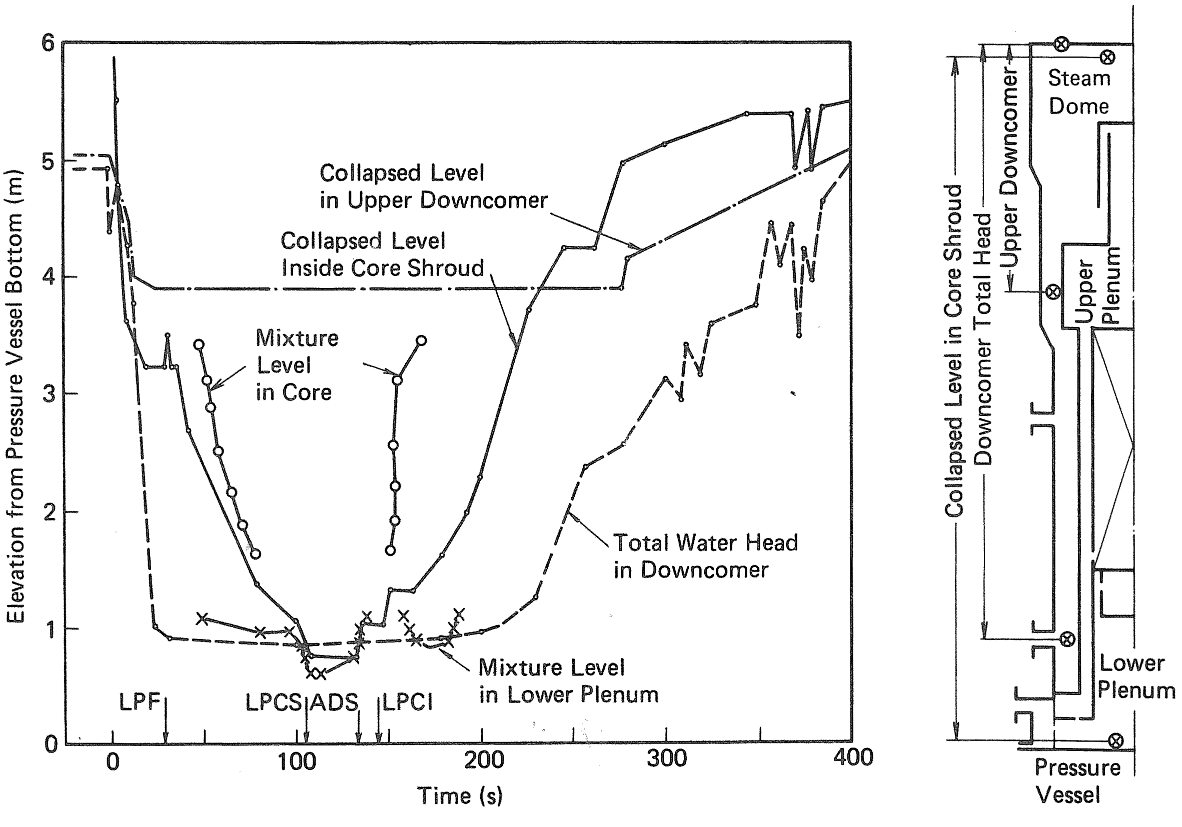


図 D-6　200%ポンプ吐出側破断実験の PV 内各部水位挙動（Ref. 36 Fig. 7）

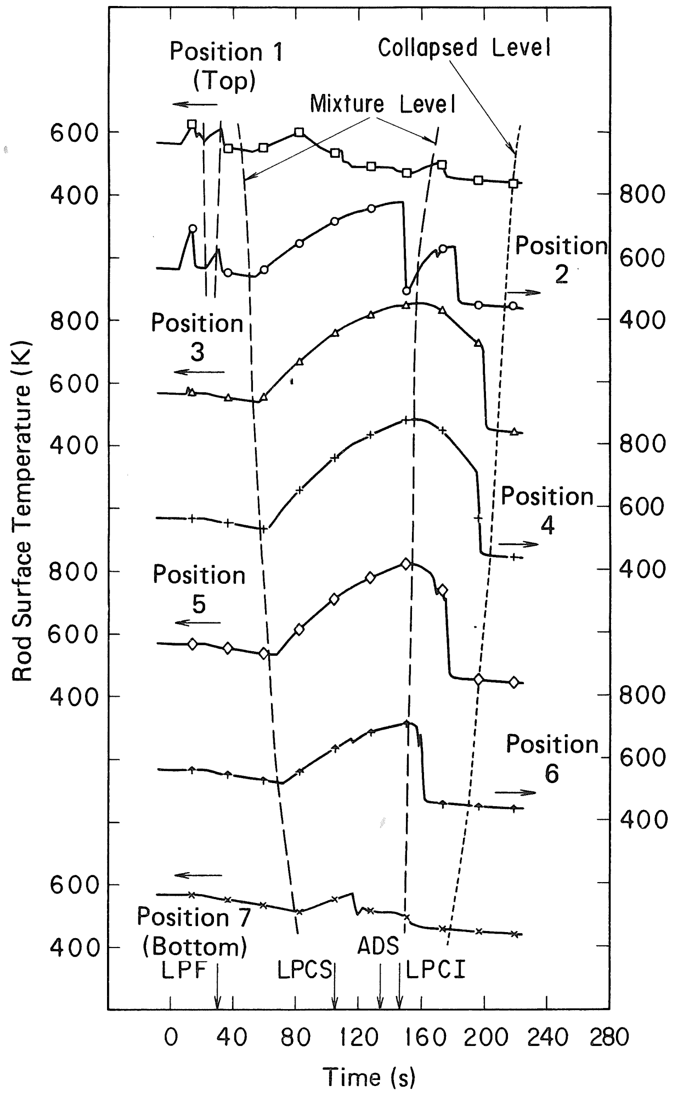


図 D-7　200%ポンプ吐出側破断実験の炉心内温度挙動と水位挙動の対応(Ref. 36 Fig. 8)

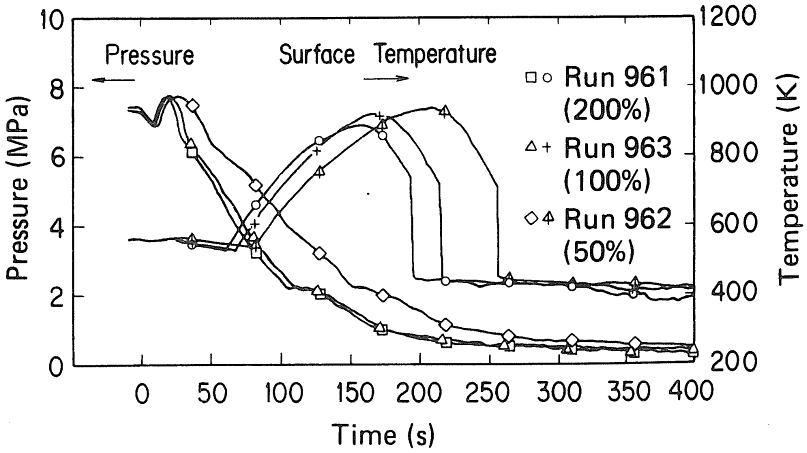


図 D-8　ポンプ吐出側破断 3 実験の圧力と最高模擬燃料棒表面温度(Ref. 36 Fig. 9)

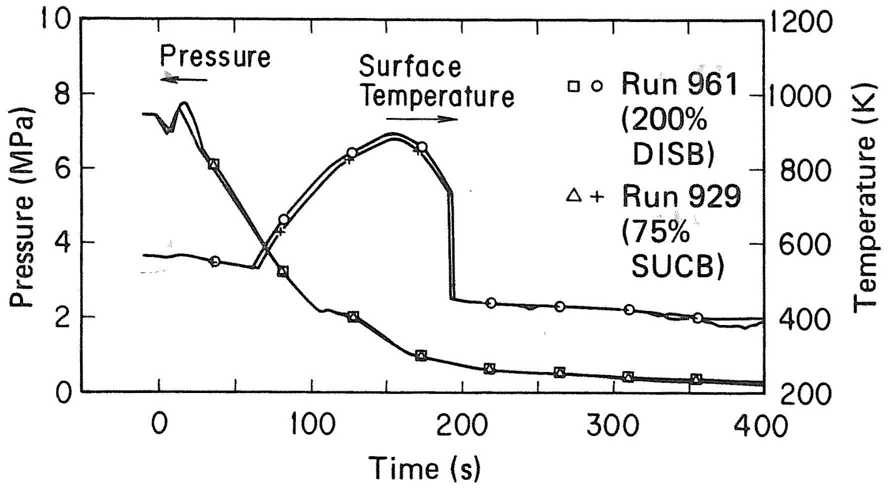


図 D-9 Run961 と Run929 の圧力及び模擬燃料棒表面温度の比較　(Ref.36 Fig.11)

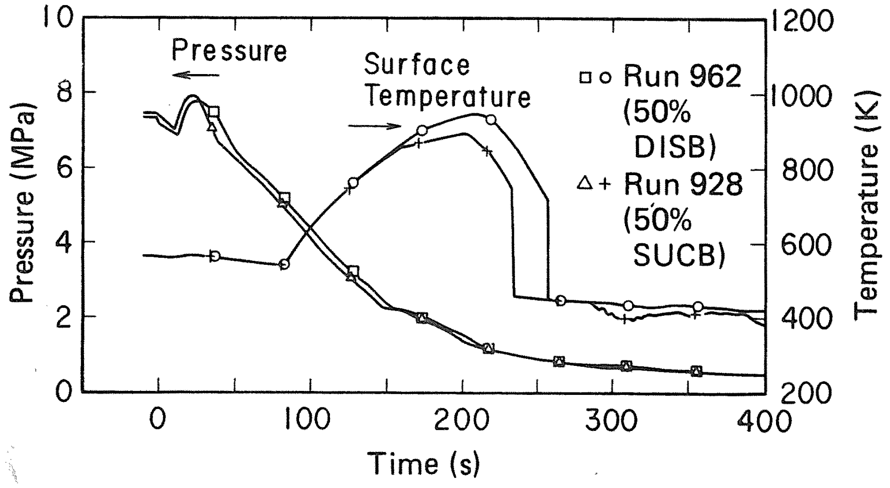


図 D-10 Run962 と Run928 の圧力及び模擬燃料棒表面温度の比較 (Ref.36 Fig.12)

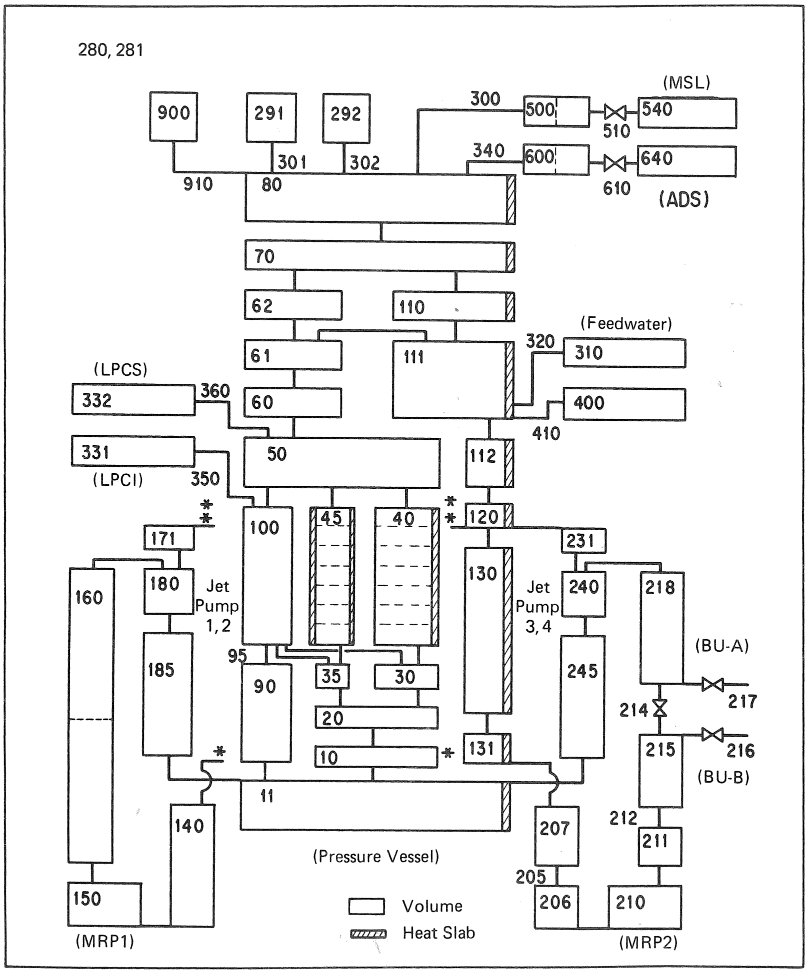


図 D-11　RELAP5/MOD1 コードによる ROSA-Ⅲ Run961 実験体系のモデル化（Ref.36 Fig.13）

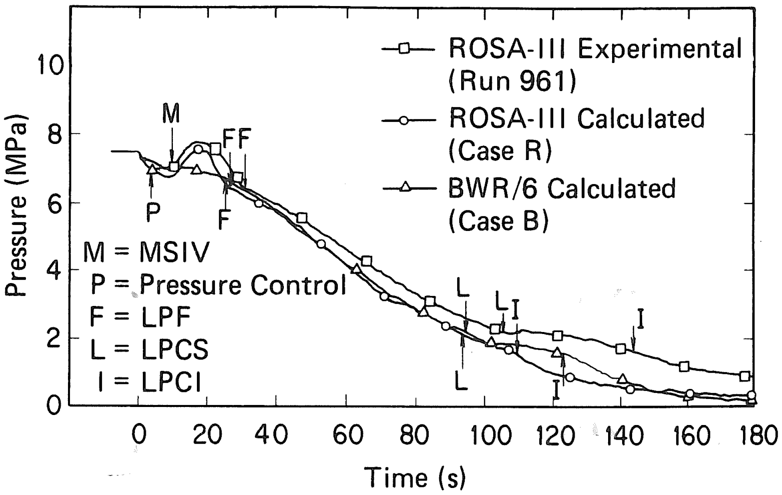


図 D-12 ROSA-Ⅲ実験解析と BWR/6 解析の系圧力比較（Ref.36 Fig.14）

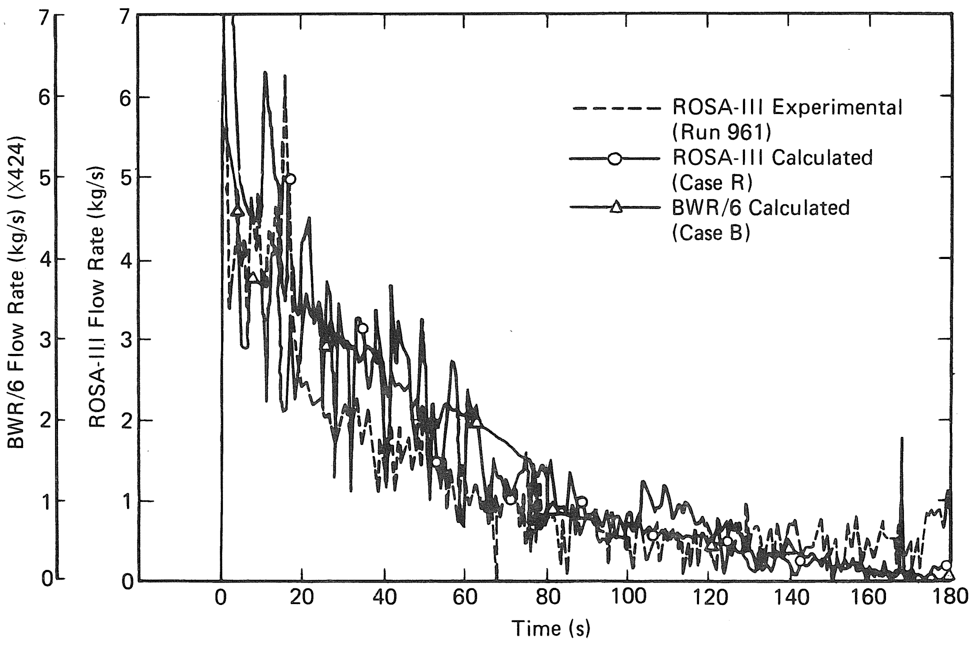


図 D-13　ROSA-Ⅲ実験解析とBWR/6解析のジェットポンプ駆動側破断流量 (Ref. 36 Fig. 15)

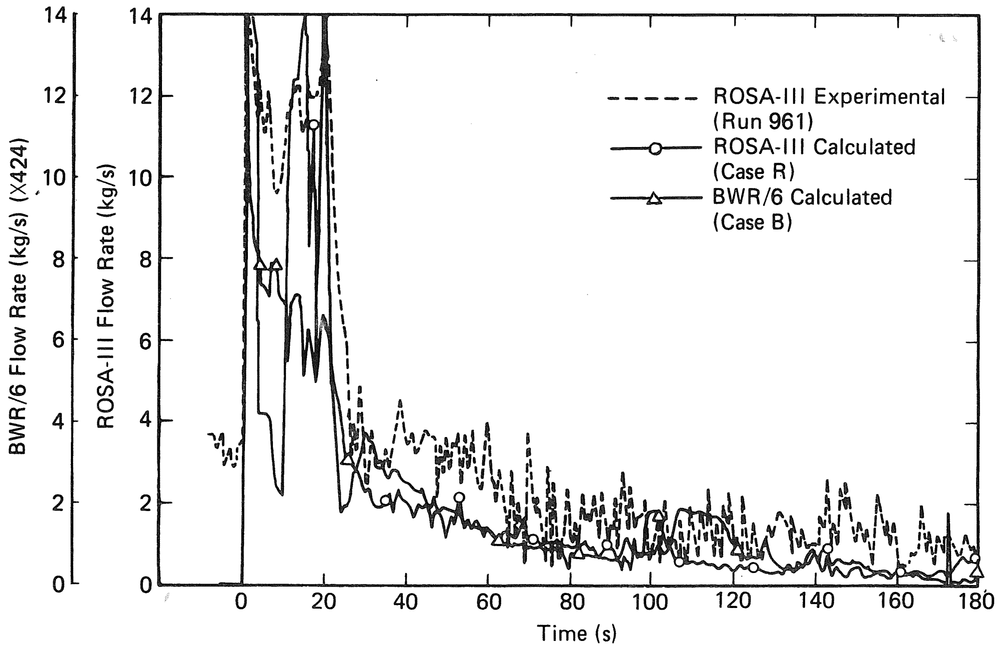


図 D-14　ROSA-Ⅲ実験解析とBWR/6解析の再循環ポンプ側破断流量 (Ref. 36 Fig. 16)

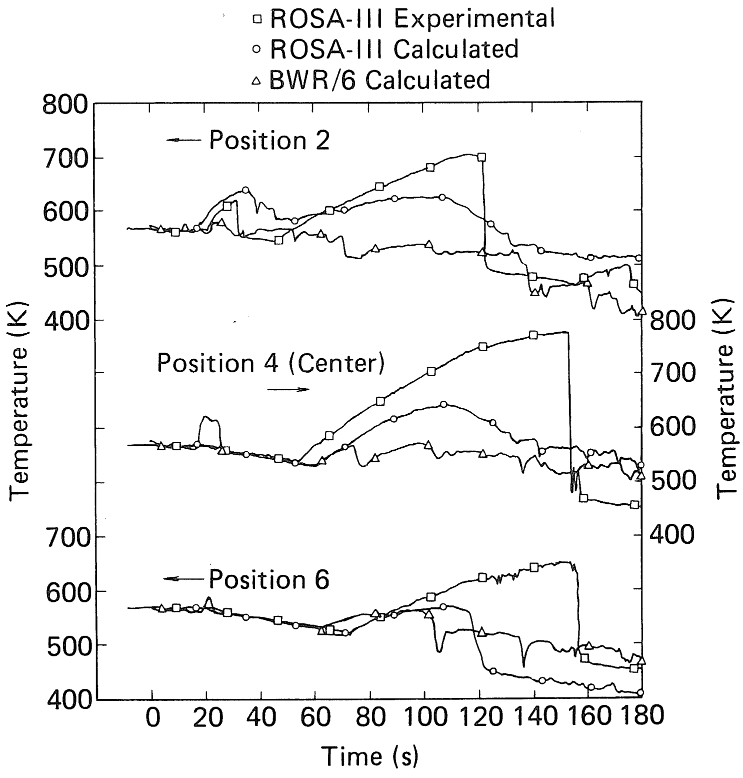


図 D-15　ROSA-Ⅲ実験解析とBWR/6解析の平均出力燃料棒表面温度(Ref.36 Fig.17)

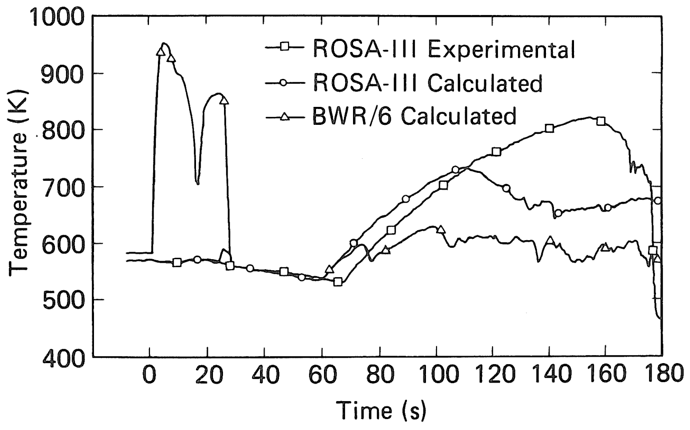
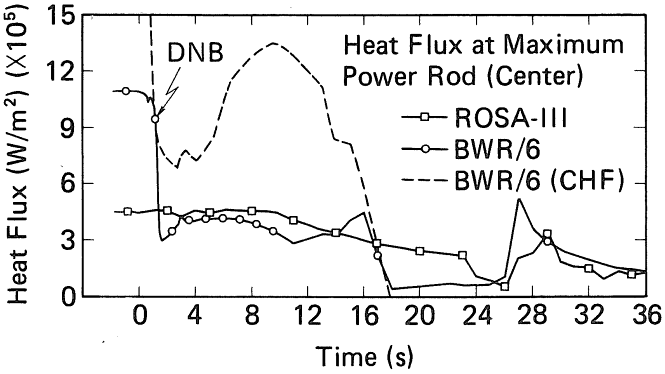
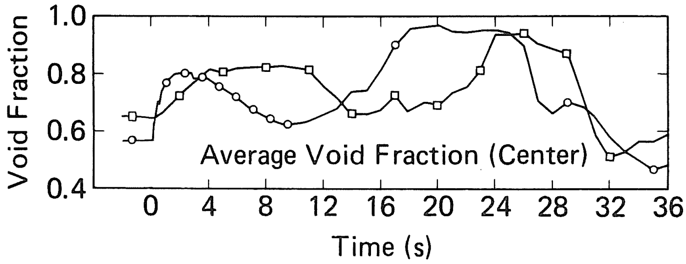


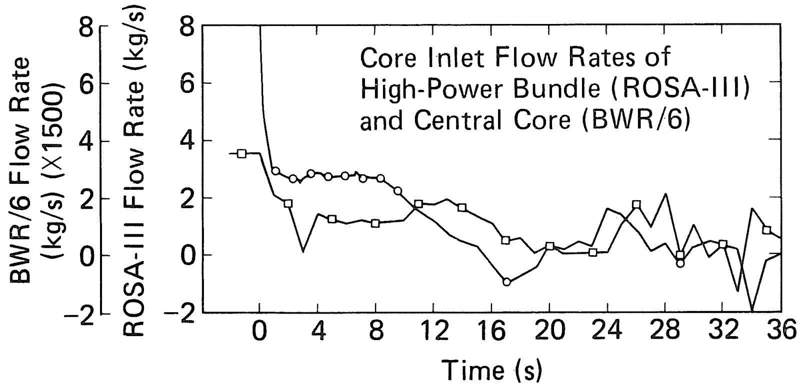
図 D-16　ROSA-Ⅲ実験解析とBWR/6解析の最高出力燃料棒表面温度 (Ref.36 Fig.18)



(a) 表面熱流束と CHF



(b) 平均ボイド率



(c) 炉心入口流量

図 D-17 ROSA-Ⅲと BWR/6 解析の初期ブローダウン過程における最高出力ロッド流動条件

(Ref. 36 Fig. 19)

付録 E　略語一覧

[A]

	(正式用語)	(和名)	(初出頁)
ACC	Accumulator	蓄圧注入系	9
ACH	Accumulator for Cold Leg B	蓄圧注入系(CL-B)	68
ADS	Automatic Depressurization System	自動減圧系	33
ADV	Atmospheric Dump Valve	大気放出弁	21
AEC	Atomic Energy Commission	原子力委員会(USNRC の前身)	237
AFW	Auxialiary Feedwater	補助給水系	21
AFWP	Auxialiary Feedwater Pump	補助給水ポンプ	20
AIS	Accumulator Injection System	蓄圧注入系	67
AM	Accident Management	アクシデントマネジメント	1
ANS	American Nuclear Society	米国原子力学会	50
AOV	Air-operated Valve	空気作動弁	68
APF	Axial Peaking Factor	軸方向出力比	156

[B]

B&W 社	Babcock & Wilcox Company	バブコック・アンド・ウィルコックス社	215
BDBA	Beyond Design Basis Accident	設計基準を超える重大事故	37
BWR	Boiling Water Reactor	沸騰水型原子炉	27

[C]

CCFL	Counter Current Flow Limiting	対抗流制限	31
CET	Core Exit Thermocouple	炉心出口温度計	1
CE 社	Combusion Engineering Company	コンバッションエンジニアリング社	5
CHF	Critical Heat Flux	限界熱流束	254
CL	Cold Leg	コールドレグ(低温側配管)	96
CLB	Cold Leg Break	低温側配管破断	68
CMT	Core Makeup Tank	炉心補給水タンク	92
CP	Circulation Pump	循環ポンプ	21
CRDM	Control Rod Drive Mechanism	制御棒駆動機構	163
CRGT	Control Rod Guide Tube	制御棒案内管	97
CSA	Core Support Assembly	炉心支持構造物	3
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations	原子力施設安全委員会	34
CVCS	Chemical and Volume Control System	化学体積制御系	19

[D]

DBA	Design Basis Accident	設計基準事故	4
DC	Downcomer	ダウンカマー	45
DEB	Double-ended Break	両端破断	249
DISB	Discharge Line Break	ポンプ吐出側破断	261

DNB	Departure from Nucleate Boiling	核沸騰遷移	254
DP	Differential Pressure	差圧	96

[E]

ECCS	Emergency Core Cooling System	非常用炉心冷却系	9
EDF	Electricite de France	フランス電力公社	18
EL	Elevation	高さ(炉心発熱下端基準)	97
EOP	Emergency Operating Procedures	緊急時運転手順書	1
EPRI	Electric Power Research Institute	電力研究所	18

[F]

FIST	Full Integral Simulation Test	FIST(フィスト)	32
FP	Fission Products	核分裂生成物	19
FWL	Feedwater Line	給水ライン	45

[G]

GE 社	General Electric Company	GE(ジーイー)社	32

[H]

HHSI	High Head Safety Injection	高圧注入系	21
HJTC	Heated Junction Thermo-couple	加熱熱電対式水位計	5
HL	Hot Leg	ホットレグ(高温側配管)	96
HLB	Hot Leg Break	高温側配管破断	130
HPCI	High Pressure Coolant Injection	高圧注入系	30
HPCS	High Pressure Core Spray	高圧炉心スプレイ	33
HPI	High Pressure Injection	高圧注入系	20
HPME	High Pressure Melt Ejection	高圧下溶融物放出	21

[I]

ICC	Inadequate Core Cooling	炉心冷却不全	1
ICONE	International Conference on Nuclear Engineering	原子力工学国際会議	163
ID	Inner Diameter	内径	130
INEL	Idaho National Engineering Laboratory)	アイダホ国立工学研究所	237
IRWST	In-containment Reactor Water Storage Tank	格納容器内原子炉補給水タンク	92
ISP	International Standard Problem	国際標準問題	31

[J]

JAEA	Japan Atomic Energy Agency	日本原子力研究開発機構	2
JAERI	Japan Atomic Energy Research Institute	日本原子力研究所	2

JP	Jet Pump	ジェットポンプ	45
JPDN	Jet Pump Drive Nozzle	ジェットポンプ駆動ノズル	248
JPSU	Jet Pump Suction Uncovery	ジェットポンプ吸込部蒸気流出	249

[L]

LHSI	Low Head Safety Injection	低圧注入系	21
LOCA	Loss-of-Coolant Accident	冷却材喪失事故	1
LOFT	Loss of Fluid Test	ロフト(試験装置)	2
LOFW	Loss of Feedwater	給水喪失	20
LP	Lower Plenum	下部プレナム	96
LPCI	Low Pressure Coolant Injection	低圧注入系	30
LPCS	Low Pressure Core Spray	低圧炉心スプレイ	33
LPF	Lower Plenum Flashing	下部プレナムフラッシング	46
LPI	Low Pressure Injection	低圧注入系	20
LS	Loop-seal	ループシール	118
LSC	Loop-seal Clearing	ループシールクリアリング	102
LSTF	Large Scale Test Facility	大型非定常試験装置	2

[M]

MFW	Main Feedwater	主給水系	21
MFWP	Main Feedwater Pump	主給水ポンプ	20
MRL	Main Recirculation Line	主再循環ライン	45
MRP	Main Recirculation Pump	主再循環ポンプ	45
MRPN	Main Recirculation Pump Nozzle	主再循環ポンプノズル	248
MSL	Main Steam Line	主蒸気ライン	45
MSIV	Main Steam Isolation Valve	主蒸気隔離弁	46
MSRV	Main Safety and Relief Valve	主安全・逃がし弁	20

[N]

NEA	Nuclear Energy Agency	原子力機関	1
NEI	Nuclear Energy Institute	原子力研究所	18

[O]

OECD	Organisation for Economic Co-operation and Development	経済協力開発機構	1

[P]

PBL	Pressure Balance Line	均圧ライン	92
PC-A	Primary Coolant Pump-A	1次系Aループポンプ	96
PC-B	Primary Coolant Pump-B	1次系Bループポンプ	96
PCCS	Passive Containment Cooling System	受動格納容器冷却系	37
PCT	Peak Cladding Temperature	燃料被覆管最高温度	33
PF	Peaking Factor	最大出力比	45

PL	Primary Loop	1次循環ループ	96
PLLM	Primary Loop Level Meter	1次循環ループ水位計	118
PORV	Power-Operated Relief Valve	電動逃がし弁	11
POSRV	Power-Operated Safety and Relief Valve	電動逃がし安全弁	21
PR	Pressurizer	加圧器	119
PRHR	Passive Residual Heat Removal System	受動余熱除去系	92
PRSV	Pressurizer Safety Valve	加圧器安全弁	173
PV	Pressure Vessel	圧力容器	31
PVBB	Pressure Vessel Bottom Break	圧力容器底部破断	130
PVTB	Pressure Vessel	圧力容器頂部破断	130
PWR	Pressurized Water Reactor	加圧水型原子炉	1
PZR	Pressurizer	加圧器	101

[R]

RCITS	Reactor Coolant Inventory Tracking System	原子炉保有水量検出システム	1
RCS	Reactor Coolant System	原子炉冷却系	17
RCV	Reactor Containment Vessel	原子炉格納容器	46
RHRS	Residual Heat Removal System	余熱除去系	25
RLU	Recirculation Line Uncovery	再循環ライン蒸気流出	249
ROSA	Rig of Safety Assessment	ROSA(ローザ)	2
RPF	Radial Peaking Factor	半径方向最大出力比	156
RPV	Reactor Pressure Vessel	原子炉圧力容器	18
RSK	Reactor-Sicherheits Kommission	原子炉安全委員会	18
RTDs	Resistive Thermal Devices	抵抗温度計	12
RV	Relief Valve	逃がし弁	68
RVLIS	Reactor Vessel Level Indication System	原子炉水位計測システム	5
RWST	Refueling Water Storage Tank	燃料交換用水タンク	20

[S]

SAM	Severe Accident Management	シビアアクシデントマネジメント	17
SBLOCA	Small Break Loss-of-coolant Accident	小破断冷却材喪失事故	6
SEO	Side Entory Orifice	サイドエントリーオリフィス	45
SESAM	Senior Group of Experts on Severe Accident Management	SAMシニア専門家グループ	17
SG	Steam Generator	蒸気発生器	9
SGOP	Steam Generator Outlet Plenum	蒸気発生器出口プレナム	100
SGPORV	SG Power-operated Relief Valve	蒸気発生器電動逃がし弁	20
SGRV	Steam Generator Relief Valve	蒸気発生器逃がし弁	133

SGTR	Steam Generator Tube Rupture	蒸気発生器細管破断	21
SI	Safety Injection	安全注入	20
SIS	Safety Injection System	安全注入系	19
SMM	Subcooling Margin Monitor, Saturation Margin Monitor	サブクール度監視計	1
ST	Storage Tank	流出水タンク	68
SUCB	Pump Suction Line Break	ポンプ吸い込み側破断	261

[T]

TBL	Two Bundle Loop	TBL(ティービーエル)	32
TLTA	Two Loop Test Appratus	TLTA(ティーエルティーエイ)	32
TMI-2	Three Mile Island Unit-2 Plant	スリーマイル島発電所2号機	1
TPTF	Two Phase Test Facility	TPTF(ティーピーティーエフ)	35

[U]

UCP	Upper Core Plate	上部炉心板	155
UCSP	Upper Core Support Plate	上部炉心支持板	101
UH	Upper Head	上部ヘッド	96
UHI	Upper Head Injection	上部ヘッド注入系	6
UK	United Kingdom	英国	238
UN	Upper Nozzle	上部ノズル	177
UP	Upper Plenum	上部プレナム	96
USA	United States of America	米国	238
USNRC	US Nuclear Regulatory Commission	米国原子力規制委員会	1

[W]

WGAMA	Working Group of Analysis and Accident Management	(専門家グループ名)	2
W社	Westinghouse Company	ウェスティングハウス社	2
W-PWR	Westinghouse-type PWR	W社型PWR	118