

JAERI-M
85-122

軽水炉非常用炉心冷却系の性能評価に係る
熱水力学的研究

1985年8月

傍島 真

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura,
Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1985

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷株

軽水炉非常用炉心冷却系の性能評価に係る熱水力学的研究

日本原子力研究所東海研究所燃料安全工学部
傍 島 真

(1985年7月19日受理)

軽水炉の冷却材喪失事故に対する安全防護系の1つである非常用炉心冷却系の炉心冷却性能を評価するために、各種の大規模試験を実施して現象を調べ、また試験結果を用いて解析コードの予測性能を検討した。試験内容には、単一圧力容器からのブローダウン実験、PWR模擬体系における非常用炉心冷却試験、BWRのスプレー冷却試験、大規模な再冠水冷却試験や気液対向流の個別効果試験がある。これらを通じて種々の試験パラメータの影響度評価や熱流動現象の解明を行い、整理結果を解析コードに組込んで予測性能を改良した。また炉心上部流動現象に関するモデルを作成した。非常用炉心冷却系の有効性を多面的に明らかにする中から、現用方式より優れた冷却性能を有する方式をも考察し、それを実証した。

Thermal-hydraulic evaluation study of the
effectiveness of emergency core cooling
system for light water reactors

Makoto SOBAJIMA

Department of Fuel Safety Research
Tokai Establishment, JAERI

(Received July 19, 1985)

In order to evaluate the core cooling capability of the emergency core cooling system, which is a safety guard system of light water reactors for a loss-of-coolant accident, a variety of large scale test were performed. Through the results, many phenomena were investigated and the predictability of analytical codes were examined. The tests conducted were a single-vessel blowdown test, emergency core cooling test in a PWR simulation facility, spray cooling test for a BWR, large scale reflood test and a separate effect test on countercurrent flow. These test results were examined to clarify thermal-hydraulic phenomena and the effect of various test parameters and were utilized to improve predictability of the analytical codes. Some models for flow behavior in the upper core were also developed. By evaluating the effectiveness of various emergency core cooling system configurations, more effective cooling system than the current one was proposed and demonstrated.

Keywords: Reactor Safety, Loss-of-coolant, Emergency Core Cooling, PWR, BWR, Reflooding, Analysis Code, Simulation Test, Thermal-hydraulics

目 次

1. 序 論	1
1.1 研究の背景と目的.....	1
1.2 本研究の位置付けと他の研究との関連.....	2
2. 単一圧力容器からのブローダウン実験とコード解析.....	5
2.1 研究目的と実験装置.....	5
2.2 実験結果とコードによる解析.....	8
2.3 コードモデルの改良.....	19
2.4 本章の結論.....	23
3. PWR模擬試験におけるブローダウンおよび炉心冷却の評価.....	24
3.1 研究目的と試験装置.....	24
3.2 ブローダウン過程の基本事象の関連性究明.....	29
3.3 コードによる予備解析と現象の対応の検討.....	37
3.4 ECC注入法の影響と改良注入方式の実証.....	45
3.5 本章の結論.....	58
4. BWR模擬試験におけるスプレー冷却の評価.....	59
4.1 研究目的と試験装置.....	59
4.2 スプレー冷却の基本特性と冷却有効性の検討.....	63
4.3 本章の結論.....	71
5. 再冠水過程の大規模試験装置による研究.....	72
5.1 研究目的と試験装置.....	72
5.2 再冠水過程における炉心内熱流動特性の評価.....	78
5.3 ブロックージ炉心における冷却特性の評価.....	93
5.4 多孔板におけるCCFLの実験と表式.....	104
5.5 本章の結論.....	118
6. 結 論	120
謝 辞.....	122
参考文献	123

Contents

1. Introduction	1
1.1 Background and purpose of the study	1
1.2 Standpoint of the study and relation to other studies	2
2. Single-vessel blowdown experiment and code analysis	5
2.1 Purpose and experimental facility	5
2.2 Experimental result and code analysis	8
2.3 Improvement of code models	19
2.4 Conclusion of this chapter	23
3. Evaluation of blowdown and core cooling in PWR simulation tests	24
3.1 Purpose and test facility	24
3.2 Investigation of fundamental events relationship in blowdown process	29
3.3 Examination of coincidence between code prediction and actual phenomenon	37
3.4 Effect of ECC injection method and verification of improved injection methods	45
3.5 Conclusion of this chapter	58
4. Evaluation of spray cooling by BWR simulation tests	59
4.1 Purpose and test facility	59
4.2 Evaluation of primary characteristics of spray cooling and effectiveness of cooling	63
4.3 Conclusion of this chapter	71
5. Study of reflood process with a large scale test facility	72
5.1 Purpose and test facility	72
5.2 Evaluation of core thermo-hydraulic characteristics during reflood process	78
5.3 Evaluation of cooling characteristics of blockage core	93
5.4 Experiment and modeling on CCFL for perforated plates	104
5.5 Conclusion of this chapter	118
6. Conclusions	120
Acknowledgement	122
References	123

1. 序論

1.1 研究の背景と目的

軽水炉の想定事故あるいは設計基準事故（DBA）の一つである冷却材喪失事故については、多くの研究課題がある。想定される1次冷却系配管破断に係る構造・材料の健全性をはじめ、事故経過を詳しく調べ、その予測手法を確立するための熱水力学研究、結果としての炉心挙動に着目した燃料・材料に係る研究、あるいはそれらの因果関係の確率的評価や信頼性解析など、研究課題は多くの分野に渡り、しかも相互に密接な関連をもっている。それゆえ、軽水炉の安全性を総合的に評価し、向上させるためには、全分野で十分な研究の進展が必要とされる。

熱水力学的研究については、軽水炉の実用化を各国が目指していた頃から普及段階に入った1970年代初期頃までは、定常運転の設計余裕を確保するための伝熱研究にその中心が置かれ、事故過程の研究については実験的にも解析手法の面でも十分とは言い難い状況にあった。

有名なセミスケールECCS実験⁽¹⁾によって1970年に非常用炉心冷却系（ECCS）の性能が必ずしも炉心冷却にとって有効なものでない可能性のあることが提起されてから、この方面的実験と解析の研究が注目を集め始め、各国でより真剣に取り組まれるようになったと一般には言われている。しかしながら、我国においては、それより以前から冷却材喪失事故（LOCA）の研究が、日本原子力産業会議によるSAFEプロジェクト、電子技術総合研究所（当時の電気試験所）のブローダウン実験⁽³⁾、日本原子力研究所のROSA-I実験⁽²⁾などで既に開始されており、複雑な1次系とECCSを模擬した総合試験ROSA-II⁽⁴⁾の計画も日程に上らせている状況であった。これらの実験研究の重要性が、こうした背景から一層強く一般に認識されるようになり、研究の実施が加速された。

著者の取組んだLOCA研究の目的は、軽水炉の安全性評価の一環としての設計基準事故に対する評価を為すもので、重大事故として想定される冷却材喪失事故の過程を明らかにし、ECCSの現設計が十分有効なものであるかどうかの判断材料を提供すると共に、一般的な評価手法や評価基準を確立するのに寄与することである。

LOCA過程の熱水力実験研究に要求されていた解明すべき事項は、ブローダウン時の冷却材流出状態、炉心の熱的応答特性、ECC注入に対する全1次系と炉心の熱水力挙動であった。またECCSの性能評価を実験装置によって行うのに留めるだけでなく、より一般的に適用し得る評価手法を作り上げることが求められていた。そのためには種々の現象を解明してモデル化し、それらを組合せた事故解析コードに集約することによって、一般的に事故過程や安全余裕を評価することが重要である。この課題は、初期の単純・個別な内容のコードを、より複雑・総合的な内容のコードに発展させ、その解析信頼度を高めることによって、より正確な安全評価が可能になるという一般認識のもとに、絶えず今日的な課題として追究されている。

本論文にまとめた、LOCA過程およびECCSに対する炉心と1次系の熱水力挙動に関する多種の実験装置とコードを用いた研究は、それぞれ次の様に分類し得る内容を持つものであると言え

よう。

- ① 軽水炉システムの安全機能を実験的に種々の条件にて調べ、その機能範囲を明らかにし、さらに増進させるための研究
- ② 総合試験あるいは個別効果試験を実施して特定の現象を解明し、モデル化あるいは表式化する研究、またはモデル化の基礎を与える研究
- ③ 実験的に得られたデータを用いて、現存する解析コードの性能を評価し、更にコードの改良を行う研究

安全性研究全体としてはこれらがバランスよく行われることが必要であり、本研究全体においても特定の部分に偏ることなく、段階を踏まえて研究を進展させることに努めた。その中でもより高い信頼性を特に重視し、実験は可能な限り現実に近い装置を用いて実施した。解析モデル化や解析コードの評価・改良もその様に信頼性のより高い実験データを利用して行った。第2章以下にこれらの研究の各段階で解明したことを順に詳しく述べる。それぞれの段階に、上記に分類した各研究内容が含まれるが、常に明確に分類できる訳ではなく、複合していたりする場合もある。特に複数の研究者が参加して行うプロジェクト研究の場合には、各参加者が、それぞれの分類内容を個別に分担する場合も多い。その1参加者の課題へ係った範囲についてのみまとめを行えば、当然未完結な場合も生じ得るが、それらの総合されたものが全体として研究を総合的に発展させている事に変りはない。

本論文には著者が取組んだ種々のLOCA研究の中から、著者自身が得た成果をまとめた。

1.2 本研究の位置付けと他の研究との関連

本節では、LOCA研究の要目を述べるとともに、各章に述べる研究の位置付けおよび他の類似研究との相互関連について概要を抄録する。

軽水炉のLOCAは通常1次系配管の破断、亀裂あるいは逃し弁の開固着などを原因として起きたと想定されるが、その開口面積次第で1次系の流体流出の大小の幅は広い範囲に渡る。開口面積のほか破断発生箇所によっても、1次系内部の流動挙動は影響を受け、炉心冷却の様相が変化する。加圧水型炉(PWR)の場合、多くの事故解析例では、1次系低温側配管が全口径に渡って瞬時に破断する全口径破断(ギロチン破断)が、最も苛酷な炉心冷却条件を招くことを示すなどから、実験的にも近年に至るまで、大口径乃至は中口径破断の研究に主力が注がれて来た。その対象は破断による流体流出過程(プローダウン過程)、ECC注水による下部プレナムへの蓄水過程(リフィル過程)および引続く炉心再冠水過程に大別されており、目的に応じた実験装置によって個別に研究されるのが合理的である場合が多い。

第2章に関して行った単一圧力容器からのプローダウン実験はROSA-I実験と呼ばれ、1970年から1973年まで実施された。他の関連研究には日本原子力産業会議のSAFEプロジェクトにおける実験、米国におけるセミスケール(500, 600, 700シリーズ)実験⁽⁶⁾などがあるが、いずれも実験室規模のもので、将来の規模拡張への布石ともいべき位置にあった。ROSA-Iでは大規模な圧力容器を用いて、それまで十分検証されていなかった流体の臨界流モデルの大規模系への適用性と圧力波挙動などについて調べる目的で、多数のプローダウン実験を行った。その中

から放出位置・口径や初期圧力などのパラメータに対する圧力・流量変化について整理し、これらを RELAP コード⁽⁷⁾⁽⁸⁾で解析して⁽⁹⁾⁽²⁾臨界流に対する放出係数 (Moody 等の臨界流量に対する修正係数) に関する一般的関係式を得、これをコードに取り入れて予測性能を大幅に改良⁽¹⁰⁾するなどの成果を上げた⁽²⁾。

第 3 章に述べる 1 次系配管と ECCS を備えた総合的 LOCA 試験装置は ROSA-II 試験装置と呼ばれ、1974年から1977年まで実験が行われた。同種の実験には電総研におけるプローダウン実験⁽³⁾が既にあったが、これは ECCS の機能を備えたものではなかった。また前述のセミスケール (800 シリーズ⁽¹¹⁾⁽¹²⁾⁽¹⁾以降) は ECCS の作用を含めた結果を出しつつあったが、LOFT 実験計画⁽¹³⁾の中の前哨的役割の制約もあり、その実験範囲は限られたものであった。また形状の細長い容器を用いていたため、現象の 1 次元的特異性に議論の余地を残していた。

ROSA-II 試験は⁽⁴⁾、当時世界で最大規模の 1 次系ループと ECCS を備えた装置による総合的 LOCA 試験で、最も早期に各種のプローダウン事象間の関連を総合的に調べ、多くの試験パラメータについてその影響を整理するとともに⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾、解析コードに結果を適用して比較評価を推し進めた⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾。さらに試験結果の考察から、より炉心冷却性の優れた ECC 注入方式を考察し、実験的にその有効性を実証するとともに解析的にもこれを裏付けた⁽¹⁸⁾。

第 4 章に述べる BWR を対象とした LOCA-ECCS 試験は ROSA-III 試験と呼ばれ、1978年より1984年まで実施された。それまでに GE 社⁽¹⁹⁾等で行われていた実験は 1 燃料バンドル規模のものであったが、ROSA-III では並列 4 バンドルの炉心における冷却特性を調べることを目的としていた。著者はその中で、高圧におけるスプレー冷却の基本特性を詳しく調べるために、1 バンドルを他より隔離した体系で準定常実験を行い、蓄水や落水による冷却分布の諸特性を明確にし、既存モデルの検討を行うとともに、引続き総合試験の基礎を確立した⁽²⁰⁾。

第 5 章における平板炉心再冠水試験では、大型再冠水試験計画の中で1977年以来円筒炉心試験と並行してこれと相互補完する試験を実施している。再冠水過程に関する実験研究は、それまで各所で^{(21)~(25)}行われてきたが、すべて 1 次元的な小炉心によるものであって、各システムの模擬も不完全さの多いものに依っていた。大型再冠水試験計画⁽²⁶⁾では、炉心部等の 2 次元、3 次元的な流動を含めた、より優れた模擬試験による再冠水過程の熱流体挙動の特性を明らかにすることを目的とした。特に平板炉心試験においては実 PWR 半径まで広げた試験装置によって、炉心内の半径方向に広がる 2 次元的流動や炉心と上部プレナムとの流体相互作用などを含めた炉心冷却特性を研究対象としている⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾。

これまで著者は、炉心内の垂直方向の流動に付随する 2 次流動による冷却の特性を明らかにしたのを始め、蓄水-燃料棒クエンチの進行と、炉心水のキャリーオーバ率との間に一定の関係があることを見出し、定式化した⁽²⁹⁾。一方、燃料棒の膨張によって生じる流路閉塞が 2 バンドル規模で存在する場合の近傍での冷却効果を小規模実験との比較で明らかにした⁽³⁰⁾。

他方で上部プレナムにおける蓄水と炉心への落水の基本特性について調べ、大型実験の解釈に役立てるための実験を実施した。その結果、炉心燃料体上端に位置するタイプレート多孔板における対向流抑制 (CCFL) の現象について広く検討を加え、観察結果を基にしたモデルから一般的な表式を得、形状から決まるパラメータのみで他の実験例にも適用し得ることを確認した⁽³¹⁾。

以上本研究の位置付けおよび概要を他の研究との関連で述べて来たが、著者らの行った各プロ

ジェクト実験とその解析の内容は、その置かれた位置と意義の点で次の様に概括できるように思われる。すなわち各所における LOCA-ECCS に関する比較的小型で基礎的な実験研究を、最も必要とされる時点々々で集大成し、より現実的で詳細に模擬された大規模装置を用いて様々な現象を広い条件範囲で調べ、事象間の関連や種々の熱水力特性を整理して表式化へ継げて行く研究であった。また一方で既に利用されている解析コードの計算能力の限界や現象の予測性能を評価し、コードの改良に継げて行く研究でもあった。以下にそれらを詳述する。

2. 単一圧力容器からのブローダウン実験とコード解析

2.1 研究目的と実験装置

軽水炉の1次系配管破断に始まる冷却材喪失事故（LOCA）の最も基本的な事象について、できるだけ大型の装置による実験を行い、検討を加えるために ROSA-I (Rig of Safety Assessment - I) 計画を実施した。その目的は大きく分けて次の3つに設定された。

- ① 破断口からの流出流量を評価する。
- ② ブローダウン過程における燃料棒表面温度挙動を調べる。
- ③ 未飽和減圧過程における圧力波を評価する。

これらはいずれも基本的なデータが、特に大規模な装置で実炉条件に近い場合について殆んど得られておらず、軽水炉の安全評価の信頼性を向上させる上で、非常に重要な意義を負っていた。本論文で述べる、著者が最も深く係った対象は①である。

上記の目的を満たすため、実験装置は炉心部に燃料体を着脱できる単一圧力容器とした。すなわち実炉と同様な種々の構成要素を備えると、各事象へ与える影響因子も多様となり、それらの相互関連は複雑さを増すため、まず基本事象の把握に重点を置いた装置とした。圧力容器の周辺に Fig. 2.1 に示す様に、予熱回路や炉心熱伝達実験用の強制循環回路、補助的機器が配置されている。破断口用の放出ノズルは圧力容器の上下に各1個所あり、実験目的により、放出系全体を継ぎ替えてその1方からの放出を行う。上部放出ノズルは BWR の主蒸気管破断に対応し、下部放出ノズルは再循環系破断に対応している。放出水は冷却水と混合させてプールに排出される。破断部には口径25~125 mm ϕ のオリフィスとその外側に破裂板（ラップチャー・ディスク）が3枚備えられ、中間室の加圧を行うことにより、下流側から順次破裂させ、最上流部の破裂で配管の瞬時破断が模擬され、圧力波の発生点が模擬される。

炉心熱伝達を対象としない放出実験では、燃料体等の炉内構造物は撤去し、予熱回路、循環回路も弁により切離した圧力容器と放出系のみの構成となる。Fig. 2.2 に圧力容器の詳細を示す。内容積は 1.8 m³ あり、容器材質は SUS 304 で出来ている。

破断口模擬のオリフィスは標準的な薄刃オリフィスであるが、比較のため一部に丸形オリフィスを用いた実験も実施した。それぞれの形状寸法を Fig. 2.3 に示す。

計測系は Fig. 2.2 に示す各部圧力、温度と、圧力容器上下間差圧である。圧力測定には通常の応答速度のエンジン指圧計と半導体圧力変換器のほか、圧力波測定用に速い応答速度のピエゾ圧力変換器を使用した。本章の議論に用いたデータは、前者によるもののみで、誤差は 0.5 % F.S. 以内である。また熱電対の誤差は指示値の 2 % と見積られる。

実験初期圧力の設定点は 3 点、40, 70, 100 kg/cm² g. を標準とした。初期水温は通常の放出実験では飽和温度としたが、容器下部には 5~10 °C の未飽和度が残存した。初期水位は容器下端より 6.0 m (実水位) を標準としたが、それより低い場合も実験パラメータに加えて影響を調べている。

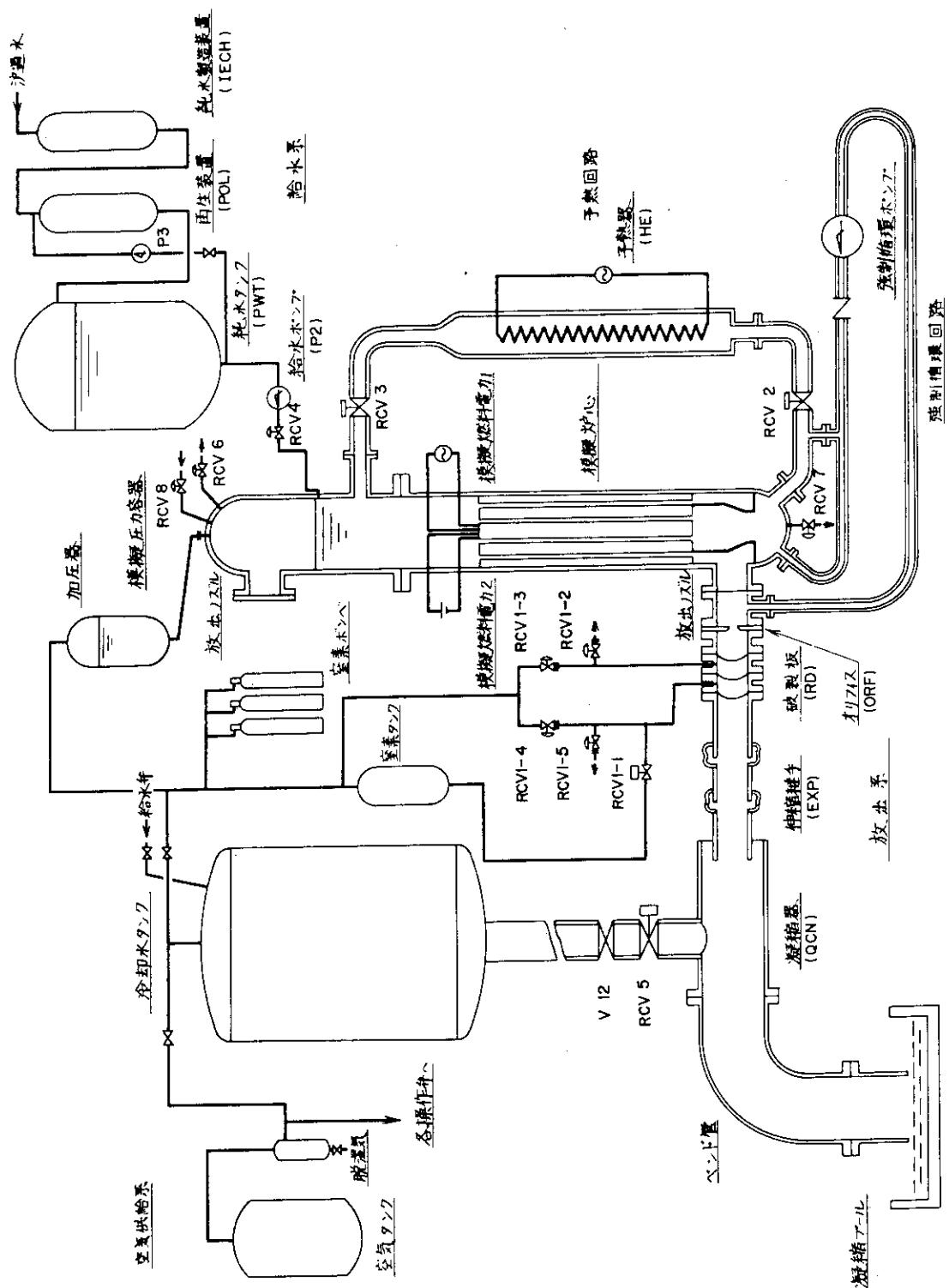


Fig. 2.1 Flow sheet of ROSA-I facility.

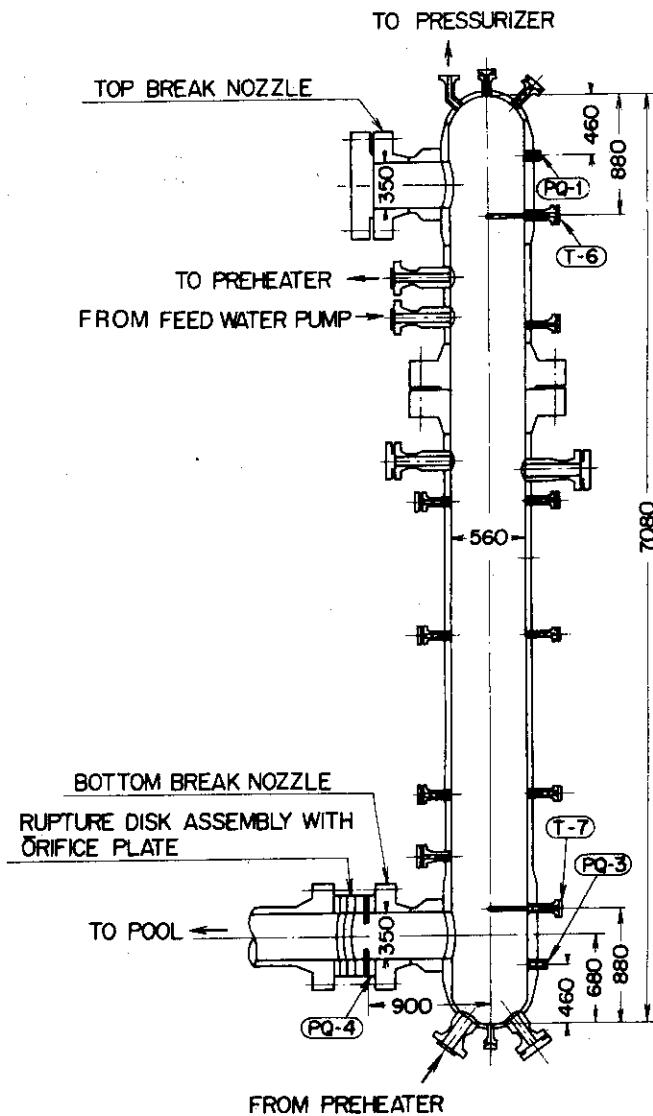
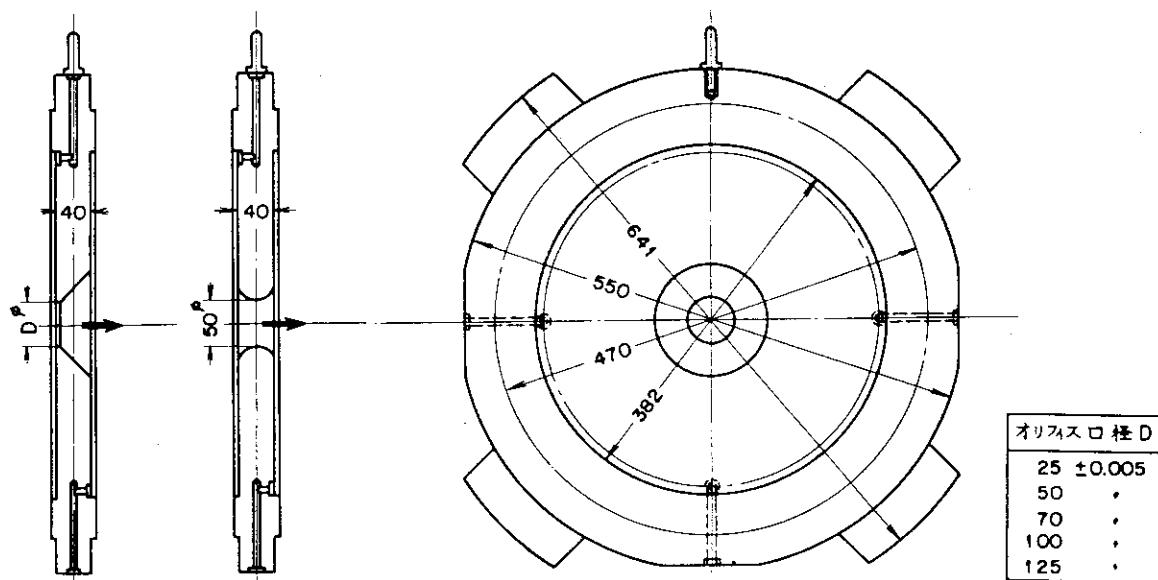


Fig. 2.2 ROSA-I simulated pressure vessel.



薄刃オリフィス　丸形オリフィス

Fig. 2.3 Orifice plate.

2.2 実験結果とコードによる解析

2.2.1 ブローダウンの基本特性

ブローダウンにおける容器内圧力の変化や水量の変化は、破断位置、破断口径などの影響を受ける。上部破断と下部破断では、流出流体のクオリティが異り、流出流量が異なるため、圧力変化の特性に大きな違いが生ずる。Fig. 2.4 にこれを比較する。破断初期には通常、図中に拡大して示すようなアンダーシュートとその回復過程がいずれの破断位置においてもあり、次第に滑らかな減圧過程が現われる。このアンダーシュートは、下部プレナム水温に未飽和度が残る場合に顕著になるが、未飽和度がなくても減圧沸騰が開始するまでの発泡核の形成の遅れに伴う不均衡過程と理解される。発泡が十分進むと飽和圧力に沿う減圧過程へと移行する。減圧沸騰する気液混合相の上端には気相部との界面が想定される。下部破断ではこの界面（水位）が下がって破断口の高さ以下になると、急激に流出クオリティが上昇し、体積流量が増加するため減圧速度が早まり、圧力曲線に「肩」が現れるのが特徴である。Fig. 2.5 に見るように、残存水位を示す圧力容器上下間差圧がほぼ破断口位置 (0.7 m) に下がった頃に、Fig. 2.4 の下部破断の圧力に肩が現われている。また上部破断の残存水位は下部破断のそれに比して大で、蒸気発生源が多いため減圧曲線はなだらかで、減圧時間は長くなる。

圧力容器内の水温分布の測定では、通例どの位置においても、初期を除き、測定誤差範囲内で飽和温度に沿って下降している。ただし、壁温はこれより高く、蒸気流冷却を受けにくい下部破断における上部位置では特に、初期条件の高温状態が保たれる。

破断口径の圧力変化への影響例を Fig. 2.6 に下部破断について示す。小口径である程、全体の変化は長くなり、肩の現われる時刻も遅くなっている。また、初期のアンダーシュートの回復も遅くなっている。これは小口径の場合ほど発泡核の発達そのものが遅いことと、飽和減圧が遅いために回復すべき圧力が高く、回復圧力差が大きいことによる。

その他圧力変化速度へ影響する因子として初期圧力、初期水位について整理することができるが、減圧速度を速める因子を総括的に上げると、次の通りとなる。

- ① 高破断位置、② 大破断口径、③ 高初期圧力、④ 低初期水位

またこの外、オリフィス開口面が薄刃型より丸型の方が流出量が多く、減圧が早いことが認められ、初期水温を低くすれば、未飽和減圧分が大きくなり、初期圧力小の場合と同様な飽和減圧過程となるという結果を得た。

これらのうち、① 破断位置と ② 破断口径の減圧速度への影響度を見る一つの方法として、総減圧時間を比較した。放出は大気圧に対して行っているので、臨界流の終了時刻を定義して、それまでの減圧時間を比較した。容器圧力に対する大気圧力の比（臨界圧力比）を 0.55 とし、 $1.82 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ に減圧する時刻を各種口径について、破断位置別にプロットすると Fig. 2.7 のようになる。上部破断、下部破断の高さ位置 H を容器全高 H_v で割った値はそれぞれ 0.91 より 0.1 であるが、それぞれデータを結ぶ直線の勾配が異なるので、勾配を高さ比に一次比例するものと仮定して、臨界流時間 : $T_{cf}(s)$ と口径 : D (mm) の一般的な関係を求めるとき、次の様に表わすことができる。

$$T_{cf} = a D^{-1.7 - 0.7 H/H_v} \quad a : \text{定数} (= 1.83 \times 10^5) \quad (2.1)$$

すなわち H/H_v の 0~1 の変化に対し、勾配指数は -1.7 ~ -2.4 と変化し、必ずしも D の 2 乗すなわち破断面積には反比例しない。2 乗に反比例するのは $H/H_v = 0.4$ のときである。この様な関係の、さらに大きく複雑な体系に対する一般性については、実験的に検証する必要があると思われる。

2.2.2 RELAP コードによる解析

(1) RELAP コードの概要

RELAP コードの前身は FLASH コード⁽³²⁾であるが、RELAP-2⁽⁷⁾が米国より我国に導入された1970年頃においては、まだ我国には公表されたブローダウン解析コードではなく、これが唯一のものであって、コード委員会による整備と使用経験の蓄積が進められた。ROSA-I の実験結果はこのための解析問題に最適であるため、活用された⁽⁹⁾。数年を経て、RELAP-2 の解析評価が進行中に、RELAP-3⁽⁸⁾が導入され、この評価も並行してコード委員会を中心に行うことになり⁽³³⁾、ROSA の試験結果を用いてこの評価改良を推し進めた⁽¹⁰⁾。

両コードともいわゆるノードジャンクション方式による 1 次元相平衡型の基本式より成る。RELAP-3 は次の点で改善されたものである。

- ① RELAP-2 が圧力容器内を 3 ノードに固定し、ループを 1 流路に固定した構成となっているのに対し、RELAP-3 ではループも含めノードを自由に 20 まで分割して構成し得るようにした。
- ② 炉心伝熱の式をより詳細に沸騰モードで分類し、整備した。
- ③ 計算の入出力の扱いをより合理的に整理した。

ただし両者とも単位系は ft-1b の English 系が使用されており、我国の技術者には扱い難い面もあった。

上記の RELAP-3 への改良により、実炉の事故解析には簡便であるが、実験装置への適用に不便であった RELAP-2 の欠点も、RELAP-3 ではなくなり、模擬実験による評価解析がより行いやすくなった。ここでは RELAP-2 については、実験装置に適用するための単純化の工夫とその解析結果の実験値との照合例について述べ、RELAP-3 については、単純化されたノードによるより詳細なモデルの評価結果について議論をした上で、そのモデルの改良に関しても示すこととする。

(2) ノードとパラメータの最適化

RELAP-2 での圧力容器内のノード分割は、自由水面を有する BWR を対象とする場合、蒸気ドーム、上部プレナム、下部プレナムに 3 分割することになっている。炉心は便宜上、下部プレナムに含める。外部ループの存在しない体系に対しては、形式上抵抗が無限大のループを仮想することになる。また炉心構造物が存在する ROSA-I 実験の場合は、各ノードの抵抗や断面積を実際の通り与えればよいが、炉心構造物のない单一容器からの放出実験の場合には、やはり形式的に抵抗のないノードを与えることになる。この場合炉心の熱計算のモデルは使用しないので、流動のみの計算が行われる。

上部破断の解析では蒸気ドームと上部プレナムの境界位置の取り方が問題になる。Fig. 2.8 で圧力容器内の点線で示す初期水面の直下に境界を取ると、それより下に境界を取った計算例（点

線と鎖線) よりも実験圧力線との一致は悪くなる(破線)。これは破断口のあるノード V_3 の水量が小さく取られているため、そのノードの減圧を補う沸騰による水面の持上がりが強くなり、破断口におけるクオリティを下げる結果、減圧が遅くなつたためである。この計算の欠点を補うには、 V_3 と V_1 の境界を低めに取ればよい。下部破断に対する問題は生じない。この様に固定されたノード数では適用法の問題が現われるため、基本モデルの評価を適切に行うには単一ノードによる計算の行える RELAP - 3 を用いる方が適当であることになる。

図中に示したパラメータ C_D を含め RELAP コードには 3 つの計算パラメータが残されている。すなわち、

- ① Moody の臨界流量に対して補正倍率を与えるパラメータ C_D
- ② 水面からの気泡の離脱速度を表わすパラメータ V_B (これは有次元で ft/s の単位をもつている。)
- ③ 水面下のボイドの水直分布を直線勾配で近似する勾配率パラメータ C_X (0: 均質, 1: 下端の気泡無)

であつて、いずれも実験データに基づく検証により決定すべきパラメータとしている。Fig. 2.8 の例では、この条件での C_D の最適値は 0.75 であることになる。

広範な条件に対して、各パラメータの最適値を決定し、それらの特性や意味について考察する必要があるので、詳細な解析を RELAP - 3 を用いて、単一ノードを基本として行った。

C_D の影響は下部破断に対して顕著である。まず特定条件に対する C_D の最適値を求めた上で、他のパラメータの感度を実験と比較しながら調べ、それぞれ最適値を決定した。初期圧力 100 kg/cm²、口径 70 mm の実験(306)に対して最適の C_D を求めた上で、 C_X の影響を見ると、Fig. 2.9 のように $C_X = 0$ の均質流体仮定の方が幾分一致が良い。 $C_X = 0.8$ では破断口高さにおける気泡を初期に低く設定して流出クオリティを下げ、減圧速度を遅くする結果となり、水流出が増えるために水面が破断口近くに下がると生ずる圧力曲線の肩の現われるのが早まって、実験線の傾向とややずれる。この様に圧力や口径によらず、下部破断に対する C_X は一般に 0、すなわち均質分布とした方が実験値に近いが、その感度は比較的小さい。また上部破断に対してはその感度は一層小さくなる。

V_B の影響は特に上部破断の場合に顕著である。Fig. 2.10 に示す残存水量の比較例では、気泡離脱量を大きく取ると、水面が破断口に達している時間が短くなつて、より多くの水量が残存することを示しているが、実験との一致はどちらもよいとは言えない。一方下部破断に対する V_B の感度は比較的小さく、Fig. 2.11 に示す通り、気泡離脱が多いと幾分減圧が遅くなる。これは流出クオリティが下がることによる。この図の例では C_D 値は 1 を越え、1.2 を最適値に取っているが、口径の小さな下部破断では Moody の臨界流量を越えることがあるのを示している。

この様に C_D 値は破断口径と密接な関係にあり、下部破断においてその変化幅が大きい。

(3) 他の実験と C_D 値の一般的な関係

他所における同様なブローダウン実験に対して RELAP - 3 による解析を行い、最適となった C_D 値について破断口径との関係を整理すると Fig. 2.12 のようになる。圧力容器の容積は日立の実験⁽⁵⁾が 0.8 m³、ROSA - I が 1.8 m³、BMI⁽³⁵⁾ が約 7 m³ と 10 倍に近い範囲に渡っている。その中で注目すべきは、 C_D の最適値が容器容積に係わらず口径の大きさだけではなく 1 本の線で

整理されることである。すなわち Moody の臨界流量を修正する係数 C_D は、下部破断のように低クオリティの場合、破断口径が決まれば決まるという関係にあることになる。また上部破断のように比較的高クオリティの場合には、口径にあまり依らず、 C_D は 0.55～0.65 ほぼ一定値をとる。

(4) 放出係数 C_D と流出クオリティの関係

前節で述べた破断口径と放出係数 C_D との関係を詳しく見るために、それぞれの破断口径における流出二相流のクオリティの時間変化を描いてみると、Fig. 2.13 のようになる。これらは $C_x = 0$ とした場合の結果であるが、いずれも水面が下部破断口位置に下がって、蒸気流出になるまでに山形の変化を描く。この期間のクオリティ値には口径により大きな違いがあることが分る。一方この期間の計算流出流量は、Fig. 2.14 に示すように、小破断口径の場合はほぼ一定であるのに対し、大破断口径では下降傾向を示し、口径が大であるほど急になる。この傾向は Fig. 2.13 に示した流出クオリティの変化と対応している。

便宜上、二相流出期間のクオリティの平均値を極大値の $1/2$ で定義し、それぞれの最適 C_D 値との関係をプロットすると、Fig. 2.15 が得られる。この図上に前記の日立の実験の解析点をプロットした結果は、ROSA-I と同一線上によく乗っており、 C_D は一般的に流出クオリティとの関係で表わせることが示される。なお上部破断の場合は、Fig. 2.16 に示すように、破断初期に一時クオリティが下がるもの、平均的なクオリティの値は、破断口径に係らず大きく、Fig. 2.15 の曲線の右方への延長上にあることが言える。この曲線は双曲線型であるから次式で近似することができる。

$$C_D = \frac{0.002}{X_{av}} + 0.57 \quad (2.2)$$

ここに X_{av} は流出クオリティの期間平均値である。

C_D 値がこのような特性を示すことは、次の様に解釈し得るものと考えられる。破断口径が比較的小さい場合には、減圧沸騰の発泡核の形成が圧力の相対的に高い容器下部において上部に比べれば急速には進まず、破断口直上流の微量な気泡が、破断口を通過する間に十分増加しきれず、相不平衡ぎみの低クオリティのまま水単相流に近い状態で流出すると考えられる。この場合の流量はオリフィス前後の差圧で決まる水単相流の流量に近づき、臨界流量より大きなものとなる。これが C_D 値の 1 を越える原因である。破断口径が大きくなると、比較的激しい減圧沸騰による破断口直上流のクオリティ增加のため、十分発泡が破断口通過前に生じて、臨界流より過大な流れはなくなる。一方オリフィスにおいては一般に単相流で縮流が生じることが知られており、薄刃オリフィスの縮流係数は 0.6 である。これに似た現象が二相臨界流についても考えられ、 C_D はこれらによってクオリティの増加と共にほぼ一定の値に近づく。この一定値が縮流係数よりもやや小さな値であるのには、二相流特有の条件や、計算上の平均クオリティの決め方の問題等が関係しているものと思われる。

放出係数 C_D のクオリティとのこの様な関係を理解すれば、Fig. 2.7 で示した下部破断における小口径の減圧時間が相対比的に短かくなっている理由も理解される。

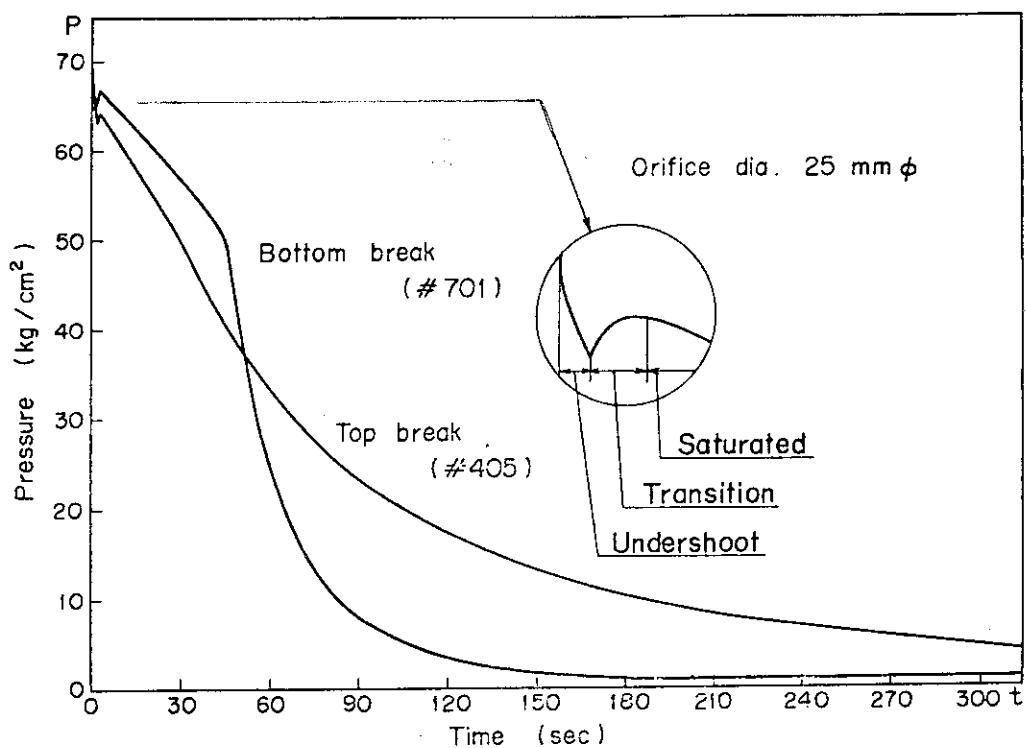


Fig. 2.4 Pressure transients for the blowdown tests from the top and the bottom.

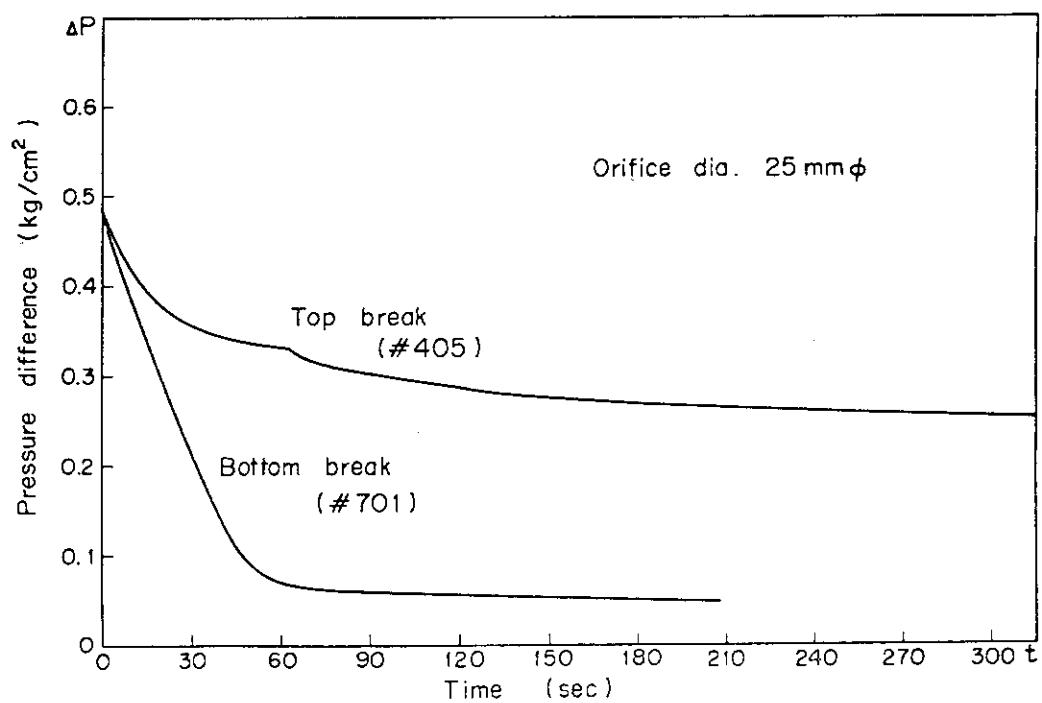


Fig. 2.5 Transients of differential pressure between the top and the bottom for the top and the bottom blowdown.

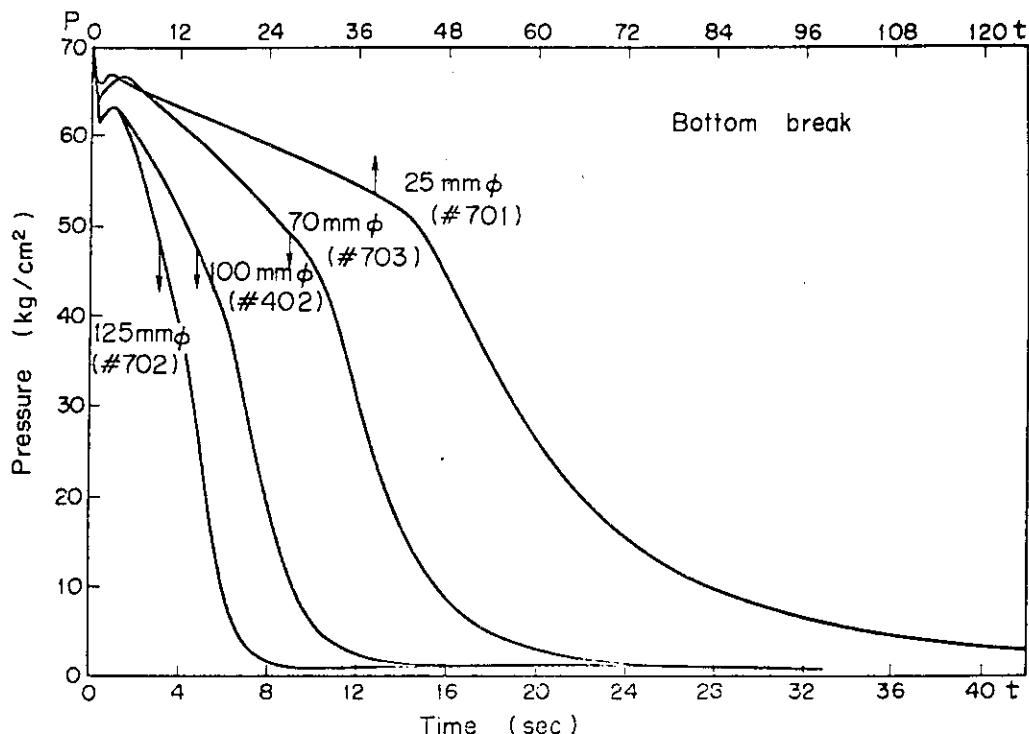


Fig. 2.6 Effect of the break size on pressure transient for the bottom blowdown.

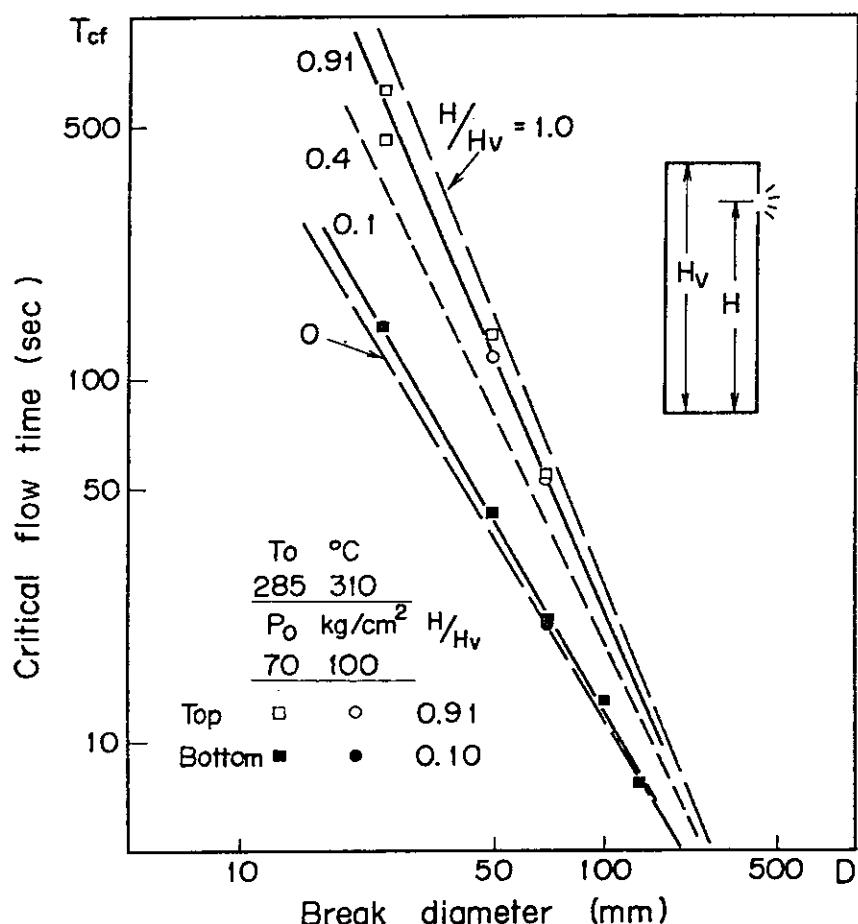


Fig. 2.7 Relation between the critical flow time and the break diameter for various elevation of the break.

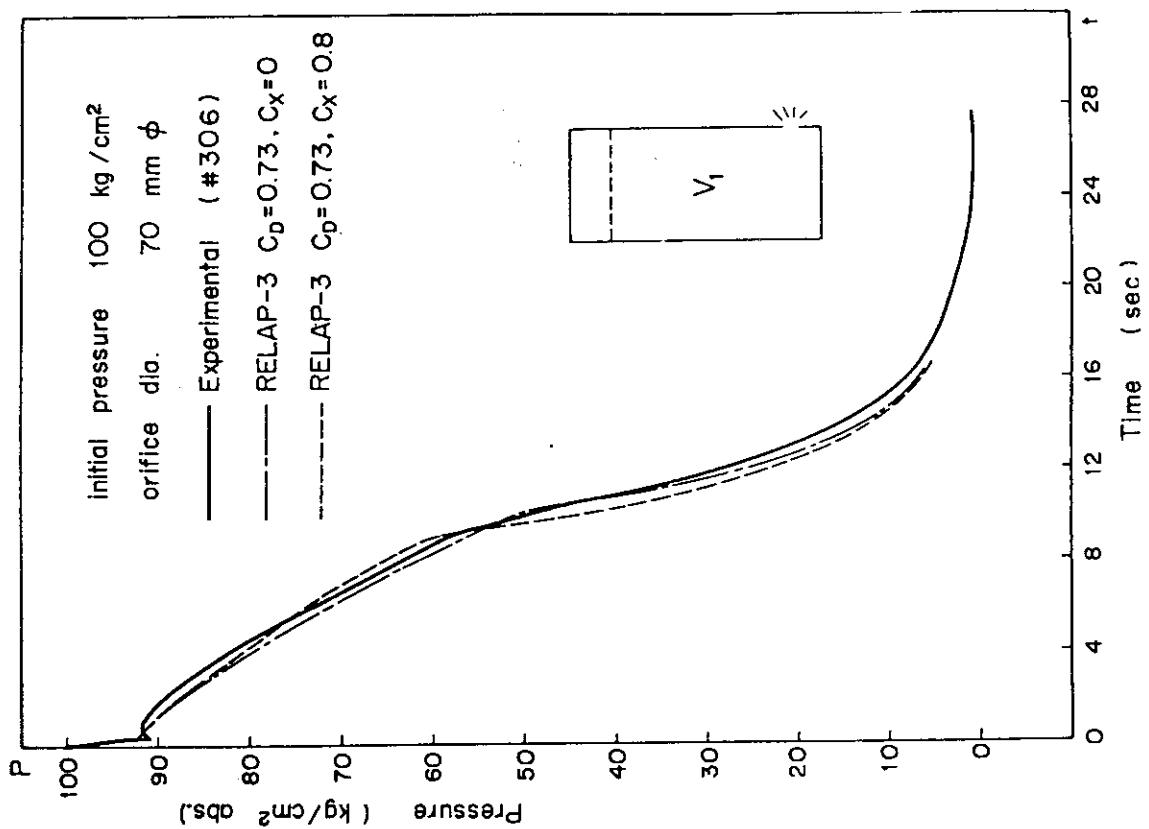


Fig. 2.9 The calculated and the measured pressure transients for the bottom blowdown.

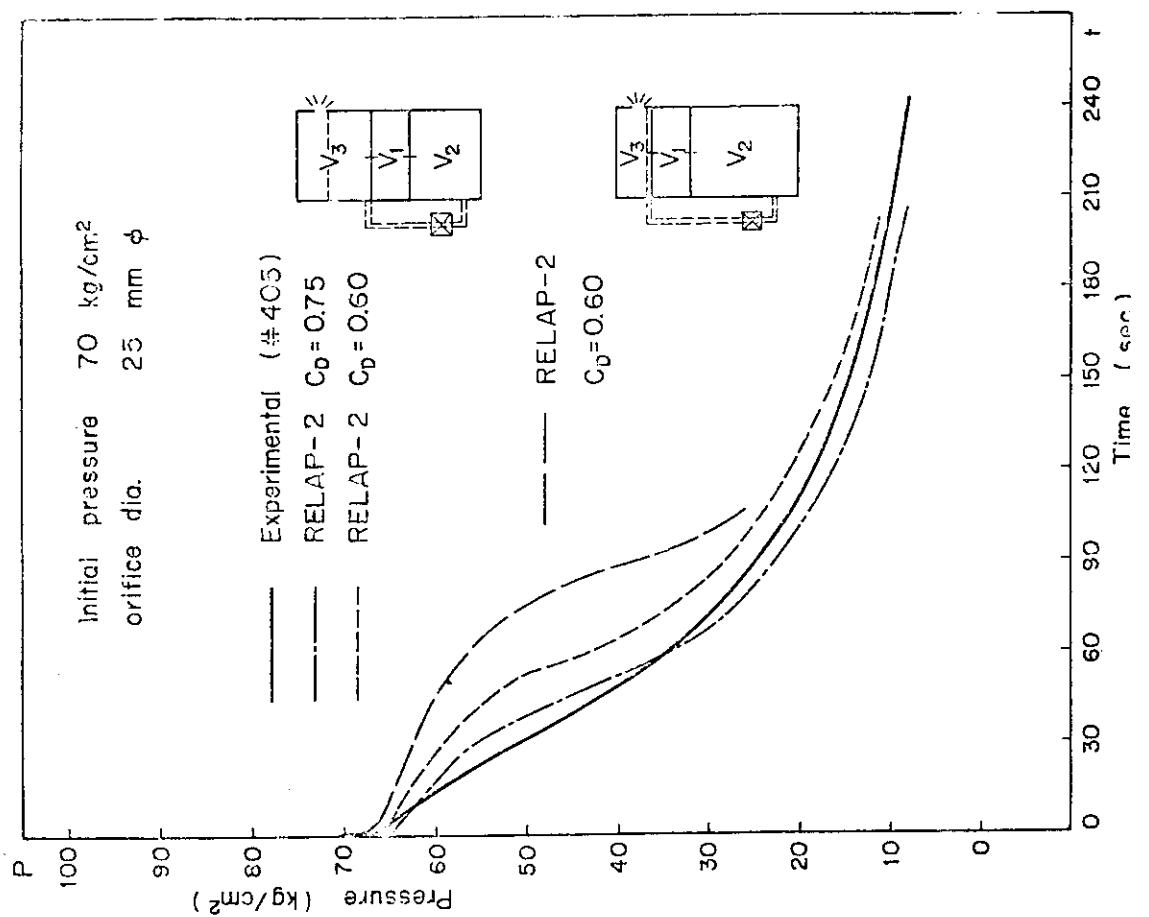


Fig. 2.8 Nodal sensitivity study result for the top blowdown.

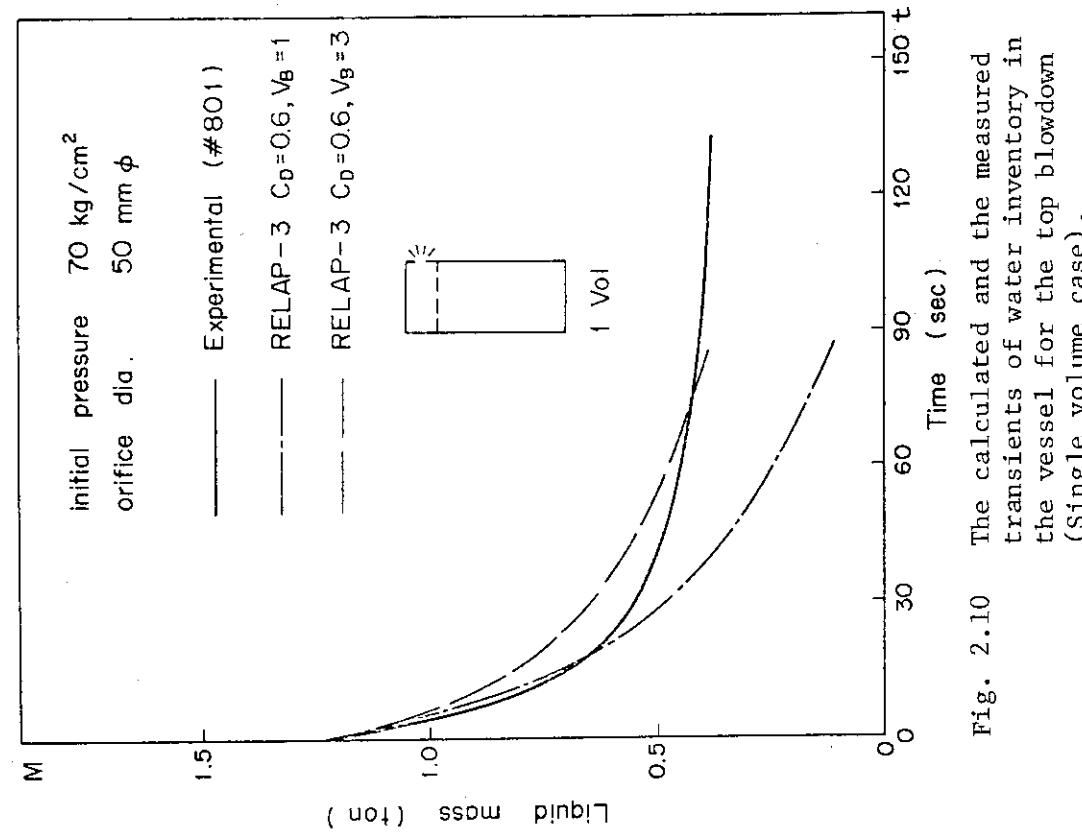


Fig. 2.10 The calculated and the measured transients of water inventory in the vessel for the top blowdown (Single volume case).

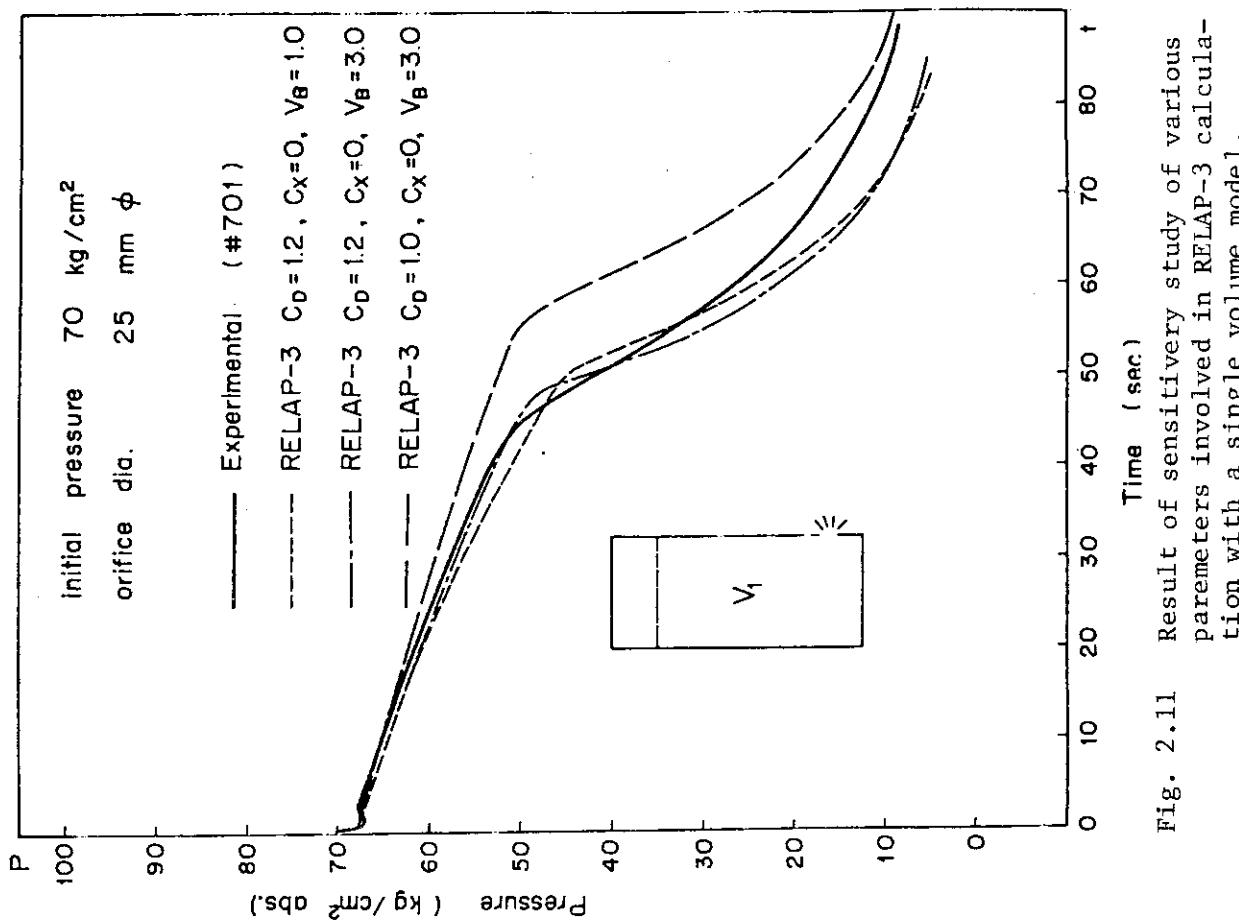


Fig. 2.11 Result of sensitivity study of various parameters involved in RELAP-3 calculation with a single volume model.

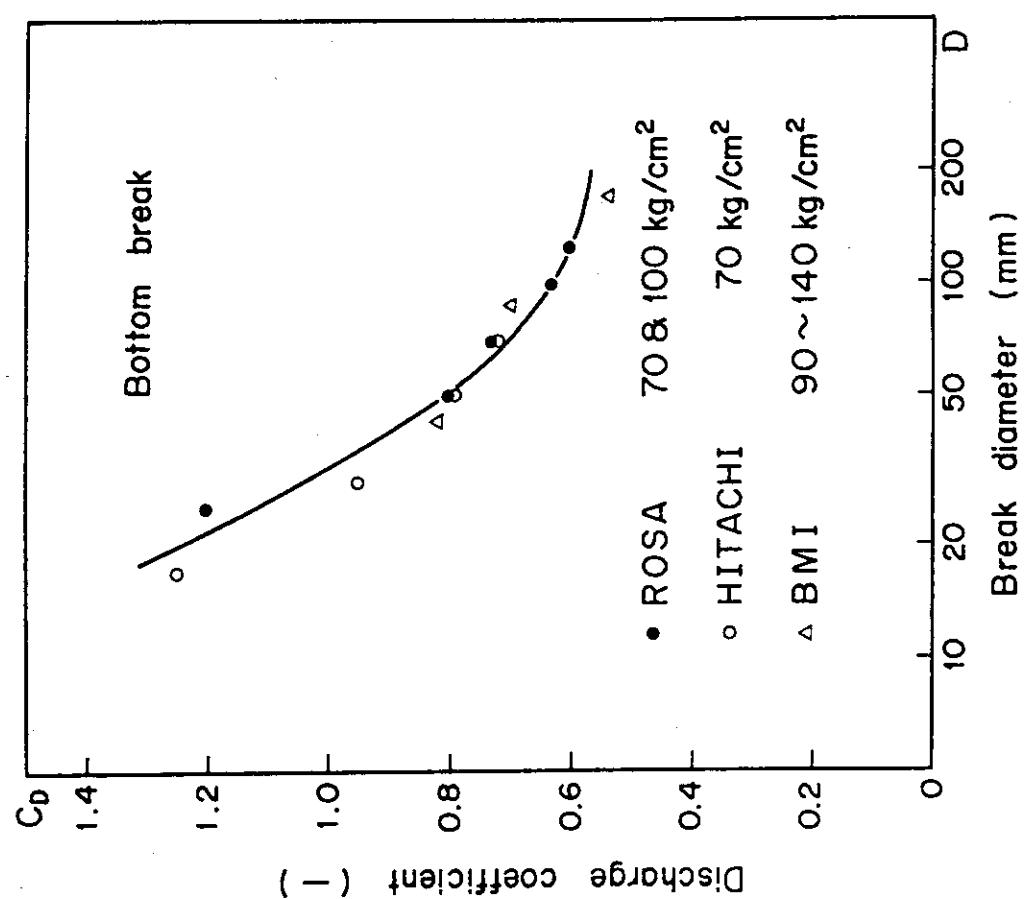


Fig. 2.12 Relation between the discharge coefficient in the calculations and the break diameter for the various experiments.

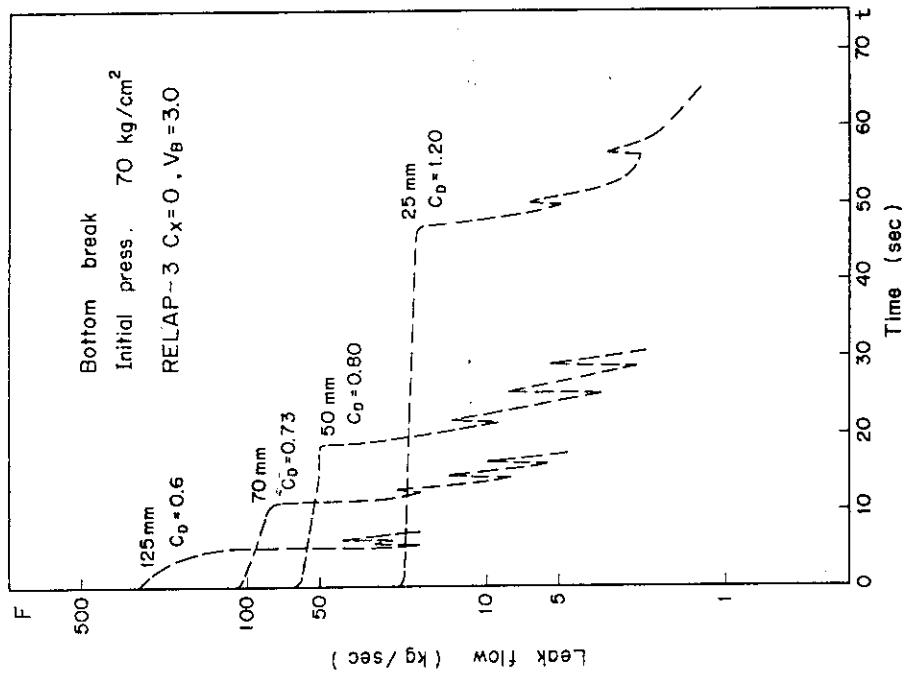


Fig. 2.14 The calculated transients of discharge flow rate for the bottom blowdown with various break size.

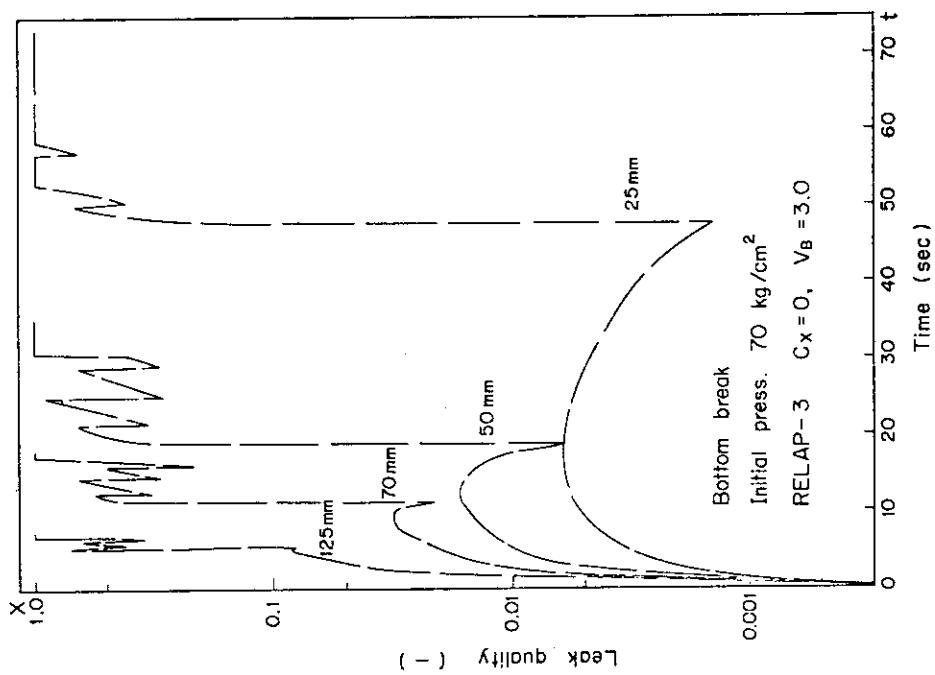


Fig. 2.13 The calculated transients of discharge quality for the bottom blowdown with various break size.

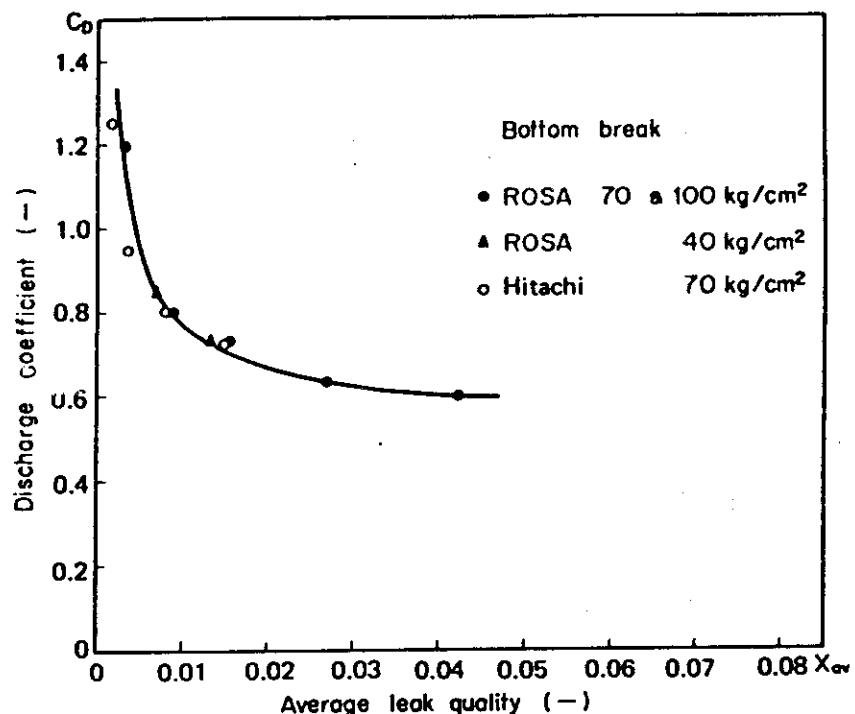


Fig. 2.15 Discharge coefficient versus average leak quality for the bottom break.

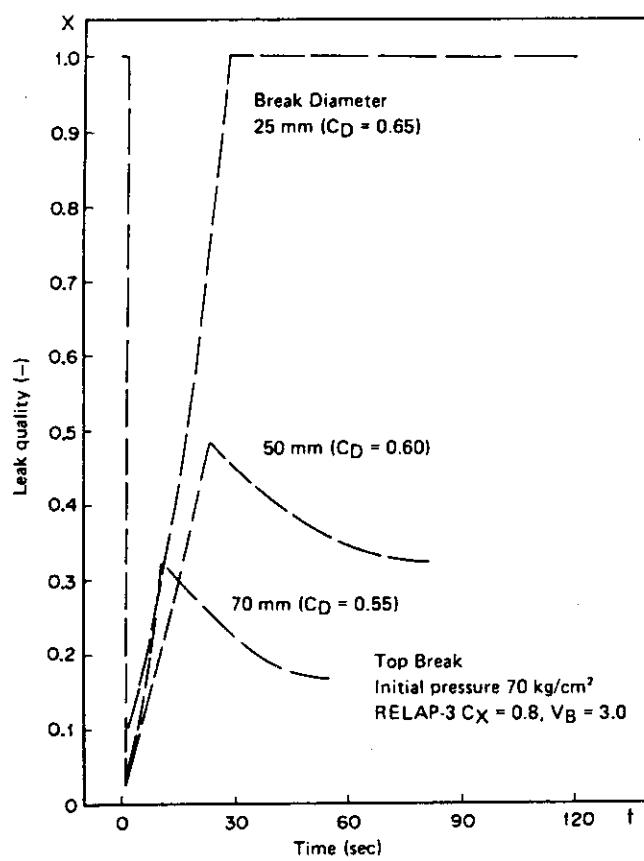


Fig. 2.16 The calculated leak quality transients using RELAP-3 for top break with various break diameters.

2.3 コードモデルの改良

RELAP-3コードにおける放出係数 C_D は一定値で与えることになっているが、前節で述べたように、流出クオリティの変化に応じて変化させるべきものである。それには計算される破断口高さにおけるクオリティ値を(2.2)式に適用して C_D 値を求め、時々刻々の C_D 値を用いて臨界流を補正した流出流量を使用すべきであると考えられる。この改良をRELAP-3に施した。ただし、クオリティが極端に小さい場合は流量が極端に大きく計算されることになるので、この流量がオリフィス差圧から求まる水単相流の流量を越える時は、これを最大値とみなして置き換えることとした。

一方上部破断の解析において指摘した気泡離脱速度 V_B を一定値で与える結果の不都合さについても、現実的な取扱いとするため、次のWilsonの式⁽³⁵⁾を組込んだ。

$$\alpha = a \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.32} \left(\frac{d_b}{d} \right)^{0.19} \left[\frac{V_B}{(gd_b)^{0.5}} \right]^b \quad (2.3)$$

$$\text{ここで, } d_b = \left[\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad d : \text{パイプ直径}$$

σ : 表面張力 a, b は実験定数

この相関式の実験範囲はボイド率 α が10%以上の場合であり、通常気泡量が小さくなても上昇速度 V_B はどこまでも小さくなる訳ではないので、下限値を仮定した。NassosとBankoff⁽³⁶⁾の実験等によれば、気泡の水に対する相対速度はほぼ1ft/sを下回らないとされているので、この値を下限値に設定し、(2.3)式の計算値がこれを下回る V_B を与える場合は1ft/sと置いた。

これらの改良を施したコードをRELAP-J(後にRELAP-3JとRELAP-4Jとなる)と称し、従来のRELAP-3の計算結果と実験値との一致度を比較した。Fig. 2.17~Fig. 2.20は種々の実験条件に対する圧力と残存水量の変化の比較例である。いずれの条件においても従来のRELAP-3コードによる最適な計算結果よりも一層実験値との一致がよくなっている。殊に残存水量の計算結果の適切さは注目すべき所である。この様に圧力の一致と共に残存水量の一致が得られることが、コード計算結果の評価には重要である。

ROSA-Iのみならず日立の実験についても改良コードの予測性を評価してみた例がFig. 2.21であるが、この例でも結果の一一致度は保持されている。なお残存水量の初期値を誤ってやや低く与えたための誤差が現われている。

計算された C_D 値と V_B 値の時間変化をROSA-Iの種々の場合についてFig. 2.22に示す。これによれば前記の高い C_D 値は実験の初期に主として現われ、次第に一定値となることが分るが、このことが実際のクオリティ変化による流出流量変化と適合し、実験結果に近い計算結果を与えた理由と考えられる。一方 V_B 値は上部破断の場合と下部破断で水面が低下した以後の場合と大きな値を取り、気泡離脱による水面位置の計算結果を適切にし、残存水量を適切なものとしたと考えられる。

なお、この図は元のEnglish単位系で示してあるが、コードの入出力には我国の利用者への便利を計るために、MKS単位系の扱いを可能にする改良をも施した。

本改良コードRELAP-3Jは单一容器からのプローダウン実験のみならず、PWR体系を模擬

した1次系ループを有するセミスケール実験に対しても、後に適用され評価された⁽³⁷⁾。この実験例は国際標準問題として各国で開発・利用中のコードの性能評価するために、原子炉施設安全委員会CSNIより出題されたもので、本コードによる解析結果は、圧力や流出水密度などで実験値とよい一致を見せた。

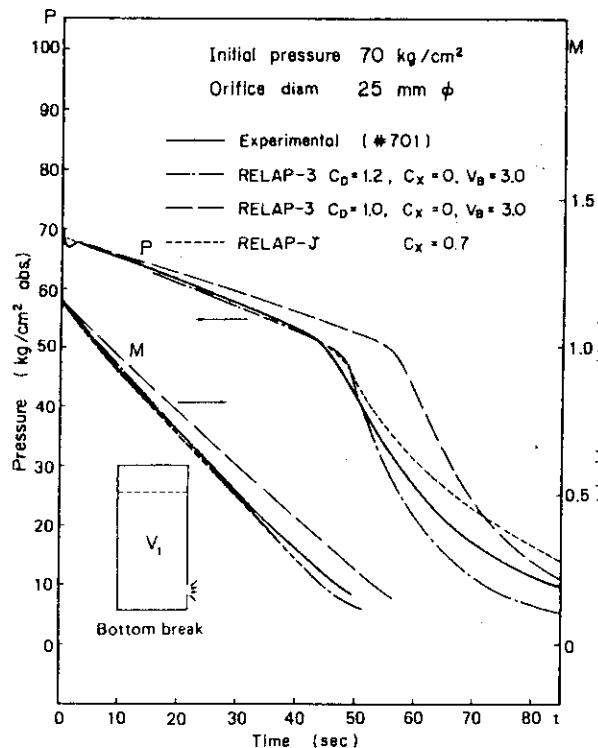


Fig. 2.17 The measured and calculated pressure and liquid mass transients for bottom break with a 25-mm diameter.

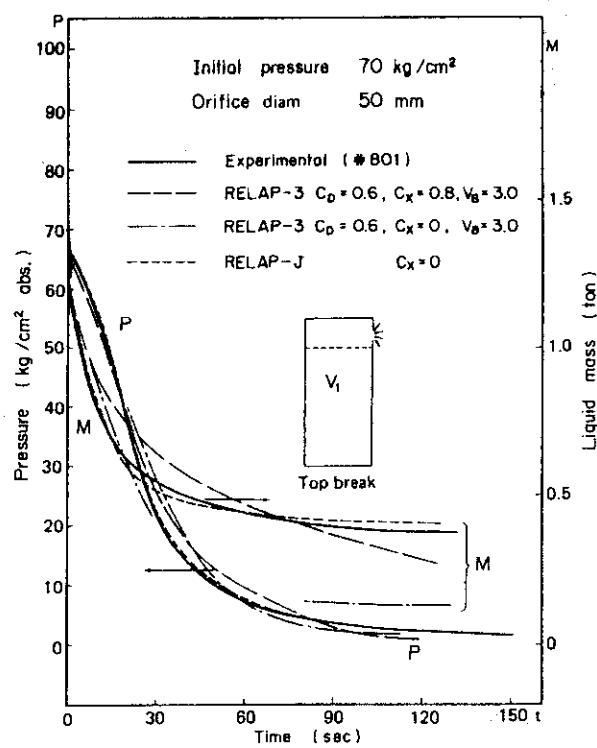


Fig. 2.19 The measured and calculated pressure and liquid mass transients for top break with a 50-mm diameter.

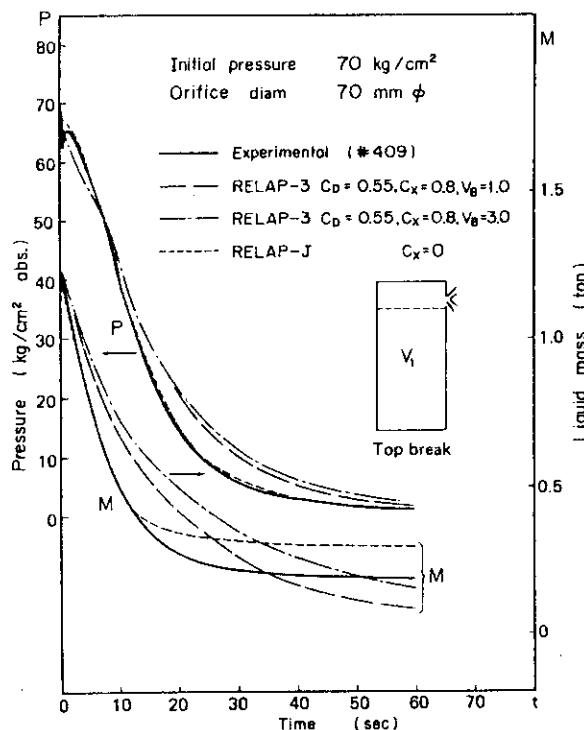


Fig. 2.18 The measured and calculated pressure and liquid mass transients for top break with a 70-mm diameter.

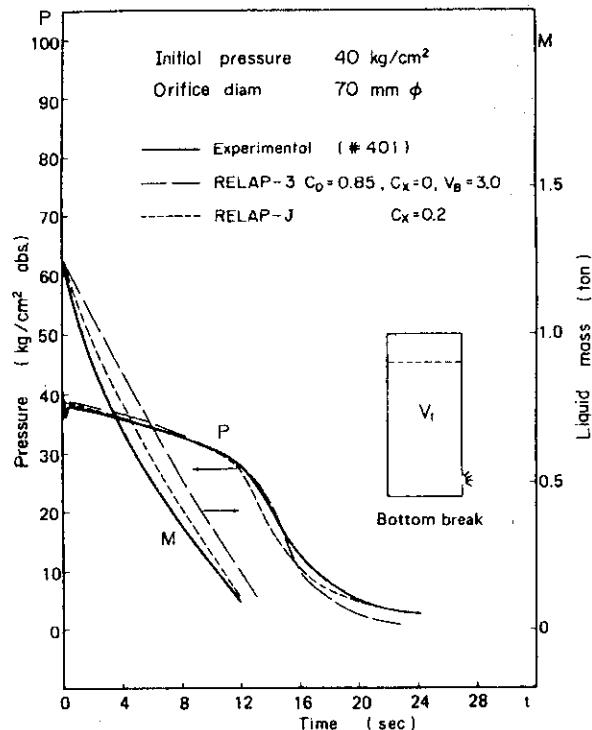


Fig. 2.20 The measured and calculated pressure and liquid mass transients for the lower initial pressure for the bottom break.

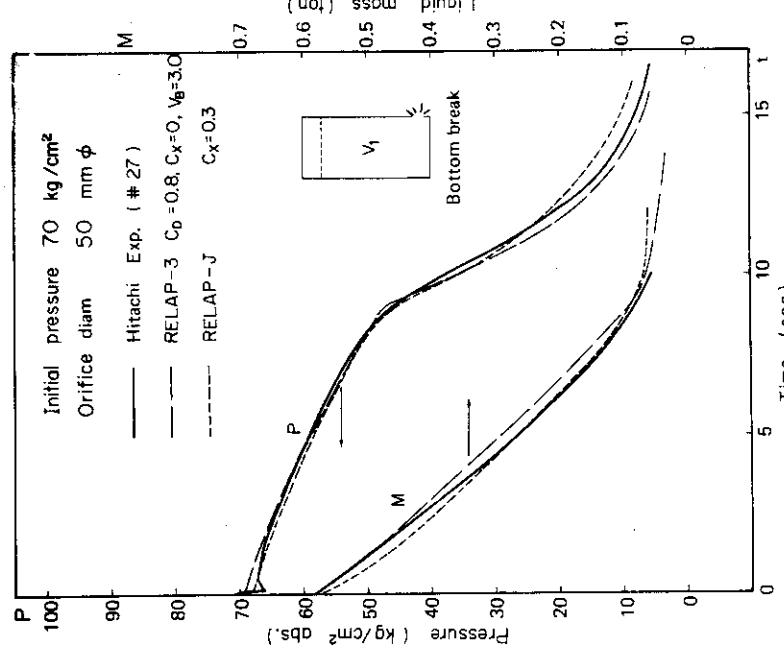


Fig. 2.21 The measured and calculated pressure and liquid mass transients for the Hitachi experiment with the same break diameter as the ROSA for the bottom break.

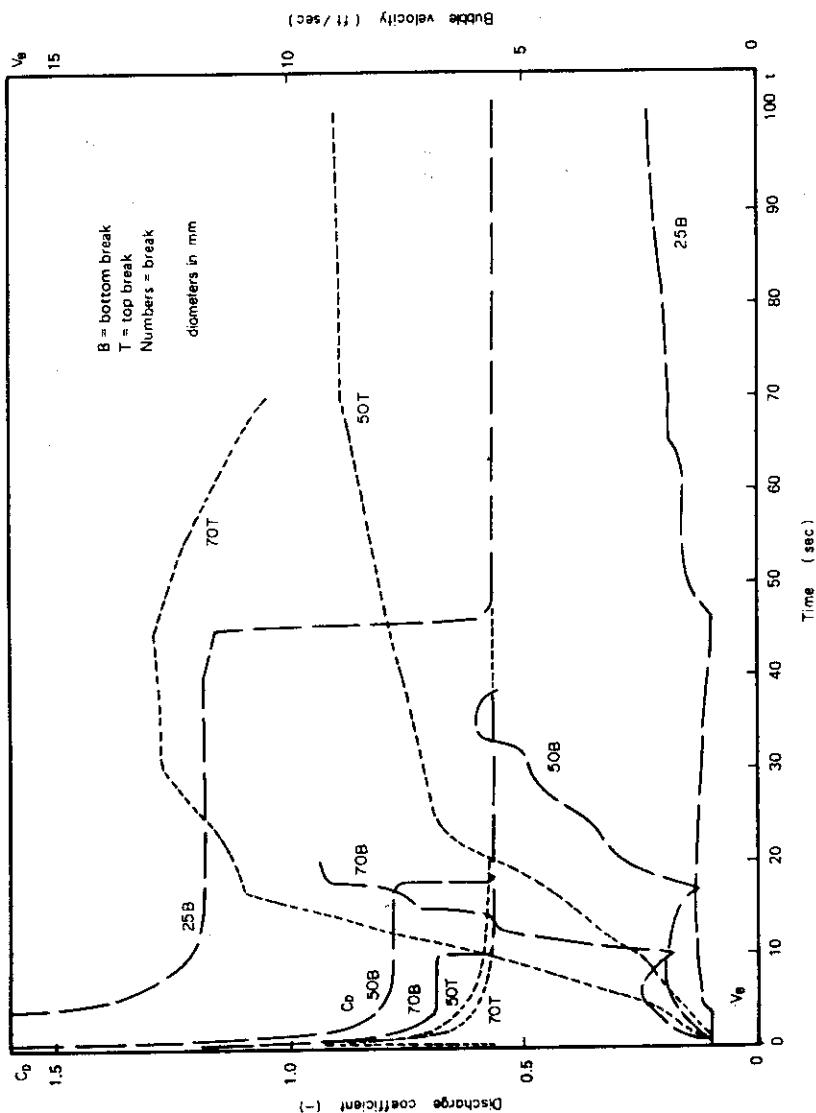


Fig. 2.22 Calculated C_D and V_B by RELAP-J with various locations and sizes of break.

2.4 本章の結論

大型の圧力容器（容積 1.8m^3 ）を用いた ROSA-I 実験を実施し、その実験結果と RELAP コードを用いた解析から次の結論を得た。

- (1) 圧力容器内に初期水位を有する条件でのプローダウン過程の基本特性について調べた。減圧速度を大きくする因子には①高破断位置、②大破断口径、③高初期圧力、④低初期水位、があり、オリフィス形状も影響することなどが明らかにされた。これらのうち破断位置と破断口径について減圧時間との関係を表わす式を作成した。
- (2) RELAP-2 コードを用いた実験の解析でノードの最適な取り方について調べた。また単一ノードによる解析が可能な RELAP-3 を用い、その中に使用されている実験解析的に決定される 3 種のパラメータについて最適値を種々の実験条件に対して決定した。このうち臨界流の補正係数である放出係数 C_D に關し、ROSA 実験の他所の実験も含め、破断口径との関係を見出すとともに、これが流出二相流のクオリティと直接関係づけられることを明らかにし、関係式を得た。
- (3) 放出係数 C_D の関係式のほか、気泡離脱速度を表わす Wilson の式を RELAP-3 コードに組込んで RELAP-J コードを作成し、種々の実験について解析した所、従来の計算結果に比べて圧力、残存水量とも実験値との一致が著しく改良された。

3. PWR模擬試験におけるプローダウンおよび炉心 冷却の評価

3.1 研究目的と試験装置

PWRのプローダウンとそれに伴う非常用炉心冷却水の注入による諸現象について調べるために、PWRの基本体系を模擬した試験装置による試験研究を実施した。特に、前章に述べた ROSA-I 計画が事故時の圧力容器内の挙動を中心とした、プローダウン過程のみの研究計画であったのに対し、本試験計画はその実績の上に、ループ各要素と ECCS 系の各機能を備えた体系による総合的な LOCA/ECCS 試験の計画として位置づけられ、ROSA-II 計画と名付けられた⁽⁴⁾⁽³⁸⁾。

ROSA-II における研究の目的は次の様である。

- ① 代表的 PWR を各機器についてできるだけ正確に模擬した体系により LOCA/ECCS 試験を行い、基本的な事象とそれらの関連性について理解することにより、ECCS の炉心冷却に対する有効性を評価する。
- ② 熱流体挙動解析のための計算コードを試験データを用いて評価する。
- ③ 現行の ECCS の注入方式より優れた注入方式の可能性について追究する。

これらの目的に対して行われた実験および解析作業のいずれにも著者は携ったが、以下の節にその結果得られた成果について記述する。

上記の目的を満たすため、試験装置の設計には PWR の LOCA/ECCS 热流体现象に関する機器要素の設置や試験条件への配慮を可能な限り払ったが、一方、建屋設備、予算、日程等の制約もあり、装置の基本設計方針を次の様なものとした。

- ① 模擬燃料棒数を 109 本とし（後に 129 本に改良），発熱長を 1.5 m とする。
- ② ループ数は 4 ループ系を対象とし、1 破断ループ以外の 3 健全ループを 1 本にまとめ、計 2 ループ構成とする。ループ各部の流动抵抗はオリフィスで調節して模擬する。
- ③ 蒸気発生器、加圧器、循環ポンプなどは PWR の運転圧力・温度にて設計し、容積配分も圧力容器内を含め、全体的に実炉を模擬する。
- ④ ループ破断個所は、低温側配管、高温側配管のほかポンプ吸込側配管にそれぞれ設定でき、破断口面積は容積縮尺率の値を 1.2 倍上回る両端破断（240 %）から、各種の面積の部分破断を可能にする。
- ⑤ ECCS 系には高圧注入系（HPCI）、低圧注入系（LPCI）、蓄圧注入（Acc）系を備え、低温側配管への注入のほか、それぞれ高温側配管、上部、下部プレナム、ダウンカマへの注入も可能にする。

この様な基本設計方針に従って定められた主要値を Table 3.1 に示す。また代表的な PWR として、設計時点では最新型であった TROJAN 炉を参照したが、これと本試験装置との各部容積比を Table 3.2 に示してある。また装置の全体的構成を Fig. 3.1 に示す。圧力容器の構造、炉心部断面の詳細は Fig. 3.2, Fig. 3.3 にそれぞれ掲げる。

これらの模擬によっても、装置の縮尺率から来る模擬の不完全さがいくつか残る。それらを列

記すると、

- ① 水容積／接液面積または水容積／構造物蓄熱量の比
- ② ダウンカマ間隙の大きさ
- ③ 発熱長不足による炉心流動抵抗分布（全長では模擬）
- ④ 発熱棒の熱容量や熱伝導特性
- ⑤ 循環ポンプ減衰率

等がある。これらの模擬不完全さの影響度の評価については、別途次の様な対応を計った。使用している計算コードが試験結果によりある程度評価された段階で、その妥当な範囲を用いて各影響度の感度解析を実施し、影響の小さなものを特定する。影響度の大きなものについては、相似則が成立立つと考えられる範囲で実炉の規模に拡大した計算を実施し、その影響度を再評価して試験結果の適用可能範囲を限定する。また計算コードの結果が試験結果と一致しない現象範囲については、個別効果試験を実施するなどの方法でモデルを改良し、一致のよいものにする。この様にしてより妥当となったコードによって実炉を解析することで試験装置の不完全さを補完することができる。

試験装置の計測は各部圧力、差圧、各種の温度、健全ループ蒸気流量等がある。また少数のRunでは両破断口からの流出流量とクオリティの凝縮法による測定結果を得た。これらの測定値と境界条件として与える注水流量や炉心出力の崩壊熱模擬変化などの測定値は、すべて磁気テープに収録され、計算機によって処理される。

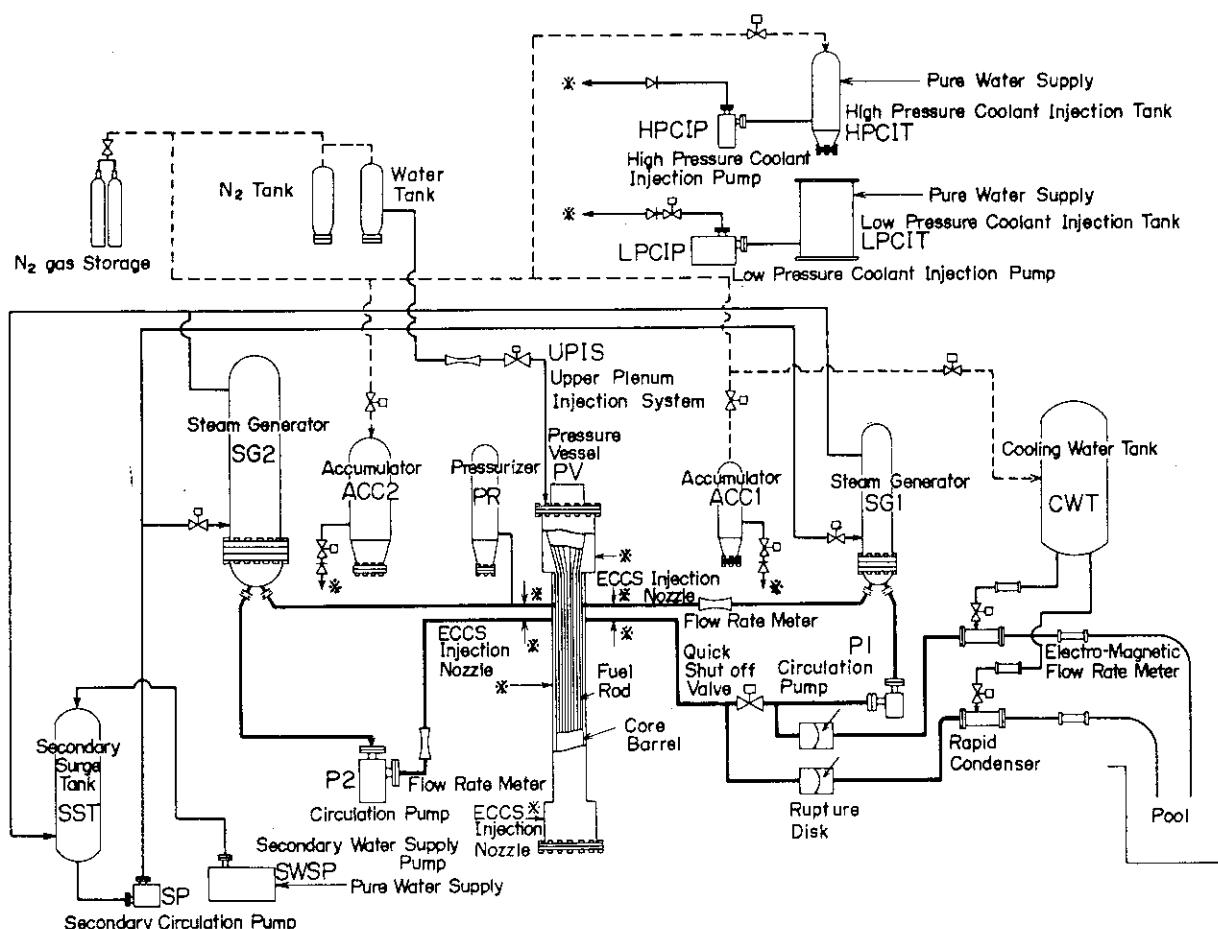


Fig. 3.1 ROSA-II test facility flow chart.

Table 3.1 Major dimensions of ROSA-II facility.

Pressure Vessel	Inner Diameter (mm)	380-280-380
	Axial Length (mm)	4,855
	Volume (m^3)	0.3
Model Fuel Rod	Outer Diameter (mm)	10.7
	Heated Length (mm)	1,500
	Lattice Pitch (mm)	14.3
	Number of Rods	109
Primary Cooling System	Number of Loops	2
	Circulating Flow Rate	
	No. 1 Loop (m^3/s)	7.67×10^{-3}
	No. 2 Loop (m^3/s)	2.33×10^{-3}
Heating Power	Total Power (kW)	2,240
	Maximum Heating Rate	
	High Flux Rod (kW/m)	61.6
	Low Flux Rod (kW/m)	12.5
ECCS Actuation Pressure	Acc (MPa)	0.1- 6.9
	HPCI (MPa)	0.1-12.3
	LPCI (MPa)	0.1- 2.0
Model Break Orifice	Diameter (mm)	7.5-37.5
Operational Condition	Pressure (MPa)	16.0
	Fluid Temperature (K)	598

Table 3.2 Volume distribution of ROSA-II and the TROJAN reactor.

	Volume Distribution		Ratio ROSA-II TROJAN
	ROSA-II	TROJAN	
Pressure vessel (m^3) (with all internals)	0.292	132	$\frac{1}{452}$
Steam generators (m^3)	0.298 (0.073 + 0.225)	122 (30.6 x 4)	$\frac{1}{409}$
Pressurizer (m^3)	0.133	51 (including steam 20.4)	$\frac{1}{383}$
Primary loops (m^3) (including the pumps & the surge line)	0.131 (0.034 + 0.097)	44.9	$\frac{1}{343}$
Total volume of the primary system (m^3)	0.854	355	$\frac{1}{416}$
Inside of the pressure vessel (I)	%	%	
Upper plenum (m^3)	0.117 (40.0)		
Core (m^3)	0.051** (17.5)	19.3* (14.6)	$\frac{4}{378}$
Lower plenum (m^3)	0.050 (17.1)		
Downcomer (m^3)	0.074 (25.4)		
Inside of the pressure vessel (II)	%	%	
Below the lower end of the core (m^3)	0.071 (27.3)	29.2 (22.3)	$\frac{1}{411}$
Below the upper end of the core (m^3)	0.163 (55.7)	63.9 (49.1)	$\frac{1}{392}$
Below the center of the primary loop nozzle (m^3)	0.184 (63.0)	89.2 (68.6)	$\frac{2}{485}$
Secondary side of the steam generators (m^3)	0.64 (0.19 + 0.45)	355	$\frac{1}{555}$

* Defined as effective flow area \times the length of fuel rod assembly.

** Defined as the volume between the lower and the upper grids including the bypass.

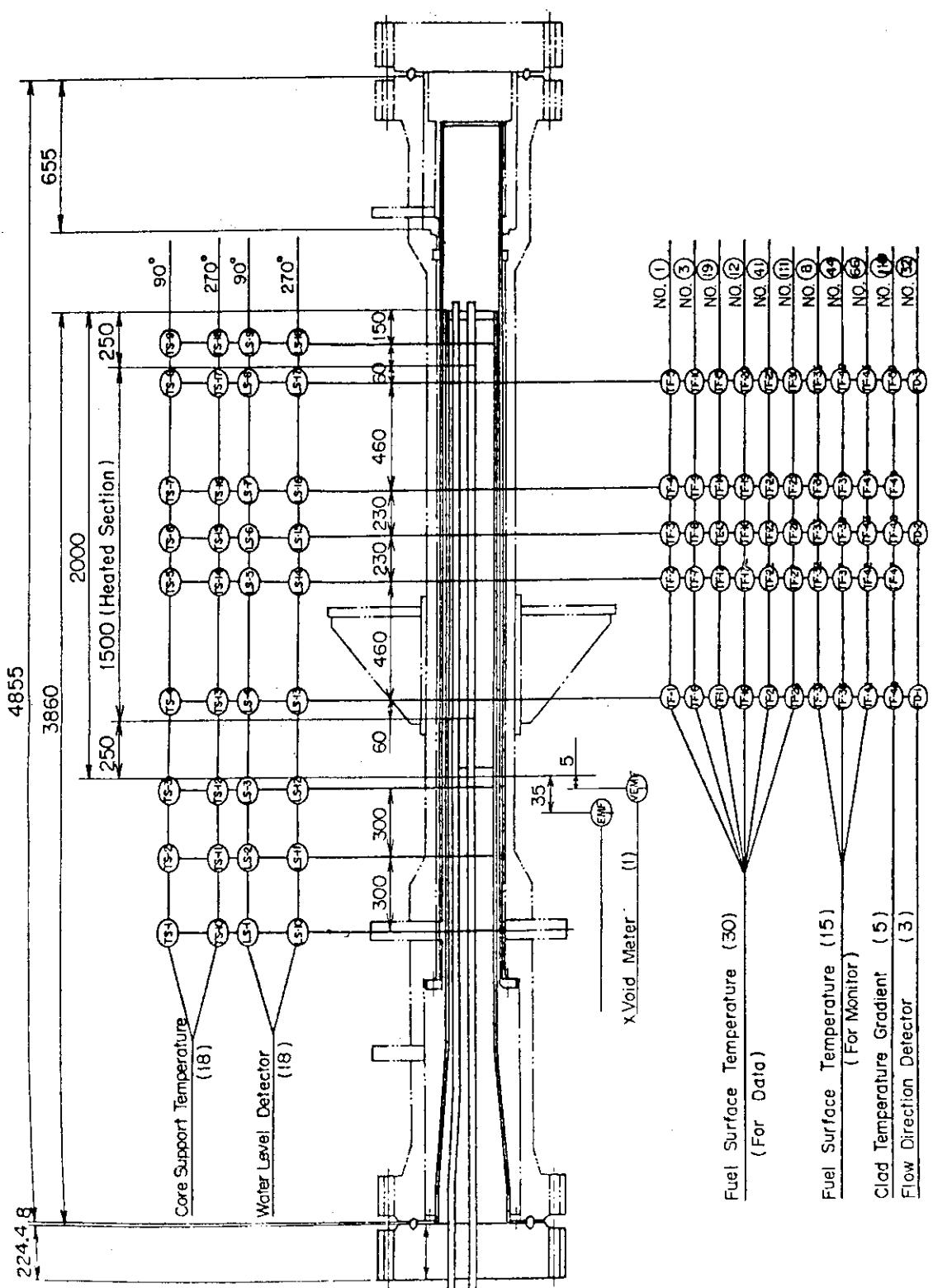


Fig. 3.2 Simulated fuel assembly No. IV and positions of instrumentation.

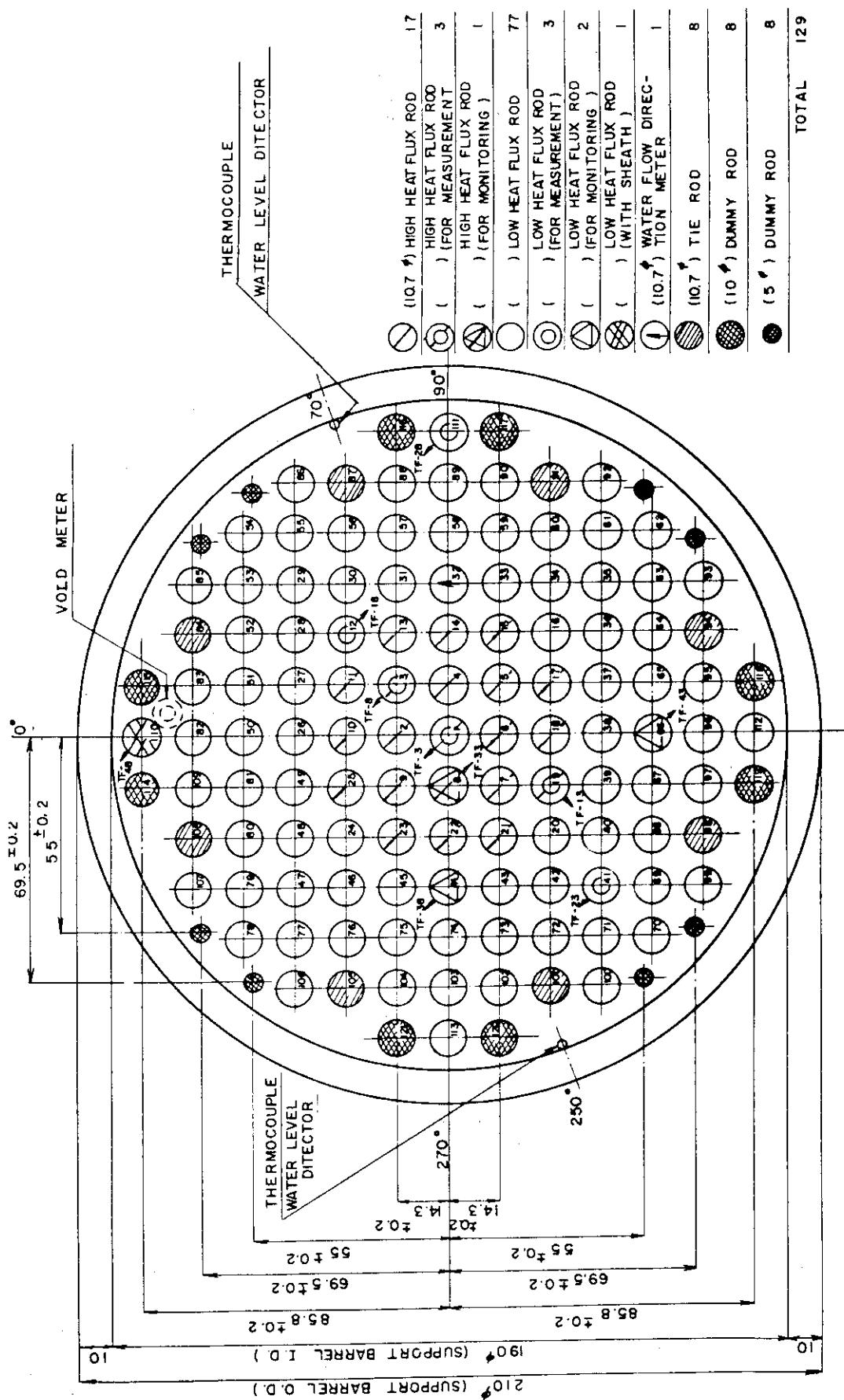


Fig. 3.3 Arrangement of simulated fuel rods in No.4 assembly.

3.2 プローダウン過程の基本事象の関連性究明

ROSA-II 試験装置による試験評価項目は、多種に渡るが、前節にも触れた試験パラメータの主要なものを列挙すると、①破断位置 ②破断形態 ③破断口径 ④炉心出力レベル ⑤出力変化 ⑥初期水温分布 ⑦循環ポンプ制御法 ⑧各 ECC 注入個所 ⑨2 次系放出有無などがあり、これらをパラメトリックに変えて多種の試験を行った。各試験ランの条件については Table 3.3 にまとめてある。本論文においては得られた試験結果のうち主要な事項について記す。

3.2.1 減圧特性と減圧時間

Fig. 3.1 に示した様な標準的な低温側配管の両端破断において、TROJAN 炉と同等な ECC 注入を行ったいくつかの試験ランのうち、装置の整備や条件設定、計測の充実などの観点から代表される Run 506 について、各部の圧力変化を Fig. 3.4 に示す。PWR では運転圧力に対して飽和水温を有する個所は加圧器のみで、他の位置では未飽和水を保有するため、破断直後に大きな未飽和減圧を示す。循環ループの破断模擬オリフィス直下流の圧力は、最も大きく落ち込み、オリフィスにおける臨界流の発生を示している。またオリフィス直上流圧力 2 つは、各破断個所が独立し、圧力容器と結ぶ 2 つの径路の流動抵抗の違いのため、異なる圧力となっている。低温側配管破断では、径路に蒸気発生器とポンプを含むループ側破断口の方が他の破断口より低い圧力となる。圧力容器とほぼ等圧の健全ループ高温側配管に接続された加圧器は、比較的高圧であるため、臨界圧力比から見て接続配管部において臨界流となっていると見られるのが通例である。その条件は接続配管の構造や圧力容器減圧速度などにもよるが、臨界流条件の有無に係らず、その減圧過程は途中に肩を示す前章の ROSA-I の下部破断に類似した挙動となる。その理由は接続配管が加圧器下部に付けられているため、肩の現われる時間が丁度保有水の流出し終った時間を表しており、この例では約 10 秒である。

圧力容器の上部プレナムと下部プレナムの圧力値は近いが、その差圧を見ると Fig. 3.5 に示すように初期に急速な低下を示すのが普通である。この度合は後に述べるように破断口や破断位置によって異なる。この例の場合低下した差圧から初期保有水の水頭 0.35 kPa を差し引いた値は負の大きな絶対値であって、炉心流は下向きに転じていることになり、この状態はしばらく続く。やがて残存水がすべて流出し、ECC 水が下部プレナムに蓄積するとともに差圧は回復することになる。

減圧速度は破断口径に依るほか、破断位置にも依る。Fig. 3.6 は減圧開始から蓄圧系注入開始となる 4.5 MPa まで降下するに要した時間を破断口径に対して整理したものである。低温側配管破断が高温側配管破断よりも減圧時間が短いのは、両流出径路からの合計二相流流出量が一般に低温側配管破断の方が大きいからである。データ点のうちポンプ流路面積に大・小があるのは、破断ループ側ポンプの出口ノズルに口径 24 mm の部分があり、最大破断口径の 37.5 mm よりも小さいため、その位置で流量が律則されることのないよう 38 mm に実験シリーズの途中で拡大したことによる。300 シリーズでは Run 325 以降 400 シリーズでは Run 413 以降、500 シリーズでは Run 505 以降がこれに当る。従ってそれ以前に実施した 24 mm 以上の大口径破断のプロット点には、誤差が大きい。

両直線の勾配はほとんど等しく -0.66 乗となっているが -1.0 乗よりかなり小さいことは、小破断面積の方が相対的に減圧が速い傾向にあることを意味している。この限りでは前章の ROSA - I でみた同種の関係 Fig. 2.7 の下部破断の性質に似ており、解析結果も小破断の方が低クォリティ流出、大放出係数 (C_D) による流出量を示している。実験的には小破断においてそれらの測定に成功しなかった。ただし 4.5 MPa 以下の減圧過程については、蓄圧系注水による凝縮減圧が作用するのでこの限りではなく、流体量分布などによって異ってくるものと考えられる。

3.2.2 燃料棒温度挙動

典型的な PWR における注入法を模擬した Run 506において、燃料棒温度は Fig. 3.7 に示すように、破断後 15 秒頃から全測定点で上昇開始した。この時刻は Acc による注水開始の直後に当たるが、注入箇所およびダウンカマ上部における凝縮が、炉心の下向き流を加速し、炉心内の水の流失を早めた結果、燃料棒露出をもたらしたものと考えられる。この傾向はやや破断面積の小さい試験ランにおいても広く認められ、注入の及ぼす一時的悪影響を示すものである。本試験ランにおいては再冠水による冷却が遅れ、燃料棒温度が上昇し続けて損傷の制限温度に至ったため、加熱電力が 79 秒で遮断された。この時から各温度は下降に向っている。最終的にクエンチするのは、炉心下端測定点 (Pos. 5) で約 185 秒、その上位の測定点で 320 秒から 410 秒の間である。

3.2.3 ダウンカマにおける蓄水

Run 506 において炉心冷却が悪く、燃料棒温度が上昇し続けた原因には、注入 ECC 水がダウンカマや炉心に蓄積するのが遅れたことがある。ダウンカマの蓄水を示す垂直差圧のデータを Fig. 3.8 で見ると、破断後約 170 秒まではほとんど増加が見られず、注入水のダウンカマ内落下が極めて少なかったことを示している。すなわち健全ループ低温側配管に注入された Acc および LPCI の水は、ダウンカマ上部で吹上げ蒸気流に支えられて十分落下できず、ほとんどが破断ループへバイパスしてしまったものと見られる。この場合一部の水が落下し得ても、ダウンカマ壁や下部プレナム壁などの蓄熱によって蒸発し、自らがダウンカマ内の蒸気上昇流を増加させ、注入水の落下を抑制する気液対向流抑制 (CCFL) 現象が長く支配したことが十分考えられ、セミスケール実験⁽¹⁾⁽¹¹⁾ で報告された情況とよく似た結果になっている。

ダウンカマにおける CCFL による ECC 水のバイパスには、ダウンカマの間隙（流体容積または流路断面積と比例）対壁表面積の比が、実炉に比べて小さくなるという問題があるため、必ずしも現象の経過が縮小装置では典型的でないことが指摘される。すなわち蒸気の発生割合が多くなり、蒸気流速が高くなるため、落水が少くなる結果を招くことになる。この点については ROSA - II 計画の中では、ダウンカマ間隙を広げた構造による試験を一部 (Run 324, 325, 326) 行って、落下水量がその場合に多くなることを確認している⁽³⁸⁾⁽³⁹⁾。また ECC 注入流量を 1.5 倍程度に増やすことによっても、ダウンカマ壁の冷却が早期に進行するなどの効果で、蓄水速度が 6 倍も速くなることなども分った⁽³⁹⁾。

ダウンカマ差圧 (Fig. 3.8) の増加中に見られる 50 秒位の長周期の振動は、炉心差圧 (Fig. 3.5) で見た振動と同位相のものである。同様の振動は Fig. 3.9 に示す健全ループ内各部温度や各部差圧にも見られ、ダウンカマ壁、炉心、蒸気発生器を熱源として持つ体系での ECC 水移動の

振動と解される。すなわちダウンカマにおける上昇蒸気流が弱まって（180秒頃）LPCIの水が未飽和のまま落下できるようになると、いわゆるCCFLブレークによって健全ループ内に蓄積していた大量の水がダウンカマ内に一気に流れ込んで蓄水量が増える。これに応じて炉心の急な蓄水と蒸気発生により健全ループへの流れが生じ、蒸気発生器（SG 2）入口側に飽和温度の流体が流れ始め、出口側へはSG 2内で2次系によって加熱されていた過熱蒸気が押し出される。この温度変化がFig. 3.9で分る。しかしダウンカマの水も引続く壁熱を受けて沸騰し、破断ループの方へ溢れて流出するために減少する。溢水中は健全ループへの注入水はダウンカマ方向へ流れにくく、押し戻されて健全ループポンプ（P 2）出口へ達し、そこが未飽和温度を示すようになる。また一部はSG 2出口にも達し、SG 2入口側は過熱蒸気の逆流によって過熱温度を示す。SG 内に水が侵入するとそこで急な蒸発が起こり、再び低温側配管内の水をダウンカマ方向へ押しやり、前の一連の現象がくり返されることになる。

この様な蓄水と流れの長周期振動は、前述のダウンカマ間隙を広げた試験においても同様に見られ⁽³⁷⁾、低温側配管破断のLPCI 低温側注入におけるかなり一般的な現象と見ることができる。ただその周期などには条件による違いが見られ、破断ループポンプノズル拡大前の試験では周期が短かくなっている。

なおROSA-II装置では破断口が大気圧に開放されていて格納容器圧力を模擬していない。その点で再冠水過程の模擬には不十分さがあり、ダウンカマや破断ループの蒸気流速が速くなるなどの点で炉心温度が高くなり易い保守的な実験となっている可能性がある。この点でのより正確な模擬装置による再冠水過程の試験と試験結果の解析については、後章でより詳しく述べる。

Table 3.3 List of ROSA-II test runs.

RUN No.	Break Condition			Assem- bly No.	Core Power Control			Temperature of Int. Loop H. Leg C. Leg	Pump Dur-a-tion(s)	Injection Location				Sec. Sys. Blow	Data Rep. No.		
	Posi- position	Type	Diameter (mm)		Initial L.P.D. H.F.R./L.F.R. (kW/m)	Variat. H./L.	HPCI 1 2			LPCI 1 2	Acc 1 2						
Facility Performance Test																	
202	C	D.E	30.5/30.5	1	13.8/1.69	d/c	327	324	-	-	-	-	-	X	1		
203	C	D.E	30.5/30.5	1	13.8/1.69	d/c	327	324	-	HC	-	H	-	C	-	X	1
204	C	S.E	0/30.5	1	13.8/1.73	d/c	295	292	-	H	-	H	-	H	-	X	3
Parametric Test																	
301	C	S.E	30.5/0	1	13.8/1.36	d/c	310	307	-	-	-	-	-	-	X	3	
302	C	S.E	30.5/0	1	13.1/1.72	d/c	312	309	-	L	L	L	L	-	L	X	3
303	C	D.E	30.5/30.5	1	13.8/2.08	d/c	325	322	-	HC	-	H	-	C	-	O	1
304	C	D.E	30.5/30.5	1	13.8/2.03	d/c	310	307	-	-	HC	-	H	-	C	X	1
306	C	D.E	30.5/30.5	2	38.9/4.44	c/c	312	306	-	-	HC	-	H	-	C	O	1
307	C	D.E	37.5/37.5	1	29.1/7.41	d/c	318	309	-	-	-	H	H	C	C	X	2
308	C	D.E	37.5/37.5	1	29.1/7.70	d/c	313	304	-	-	-	-	-	C	C	X	2
309	C	D.E	37.5/37.5	1	29.1/7.63	d/c	313	304	-	-	-	H	H	-	-	X	2
310	C	D.E	37.5/37.5	3	15.5/15.5	n/n	321	310	-	-	-	C	C	C	C	X	5
311	C	D.E	37.5/37.5	3	15.5/15.5	n/n	319	307	-	-	-	C	C	-	-	X	5
312	C	D.E	37.5/37.5	3	15.5/15.5	n/n	318	306	-	-	-	C	C	C	C	X	5
313	C	Dis.	37.5/25.0	3	15.5/15.4	n/n	314	302	-	-	-	C	C	C	C	X	5
314	C	D.E	37.5/37.5	3	15.5/15.4	n/n	313	302	-	-	-	C	L	C	L	X	6
315	C	Dis.	23.6/37.5	3	22.6/0	n/n	302	298	-	-	-	C	L	C	L	X	6
316	C	D.E	37.5/37.5	4	25.5/20.4	n/n	316	298	-	-	-	H	H	-	U	X	6
317	C	D.E	37.5/37.5	4	15.5/15.5	n/n	312	300	-	-	-	H	H	C	C	X	5
318	C	Dis.	16.5/25.0	4	3.69/3.80	o/o	302	299	-	HC	HC	H	H	C	C	X	7
320	C	Dis.	16.5/25.0	4	15.4/15.5	n/n	315	304	-	HC	HC	H	H	C	C	X	7
321	C	Sp.	30.5/-	4	15.0/15.3	n/n	313	301	-	HC	HC	H	H	C	C	X	7
322	C	Sp.	30.5/-	4	15.4/15.5	n/n	319	307	15	HC	HC	H	H	C	C	X	7
323	C	Dis.	16.5/25.0	4	15.3/15.3	n/n	314	302	15	HC	HC	H	H	C	C	X	7
324	C	D.E	37.5/37.5	3A	24.9/20.9	n/n	308	298	-	-	-	C	C	C	C	X	8
325	C	D.E	37.5/37.5	3A	24.6/21.0	n/n	310	300	-	-	-	C†	C†	C†	C†	X	8
326	C	D.E	37.5/37.5	3A	24.4/21.1	n/n	306	296	-	-	-	C	C	C	C	X	8
327	H	Dis.	25.0/37.5	5	17.9/18.0	n/n	324	296	-	-	-	H	H	C	C	X	11
328	H	Dis.	37.5/25.0	5	17.7/17.1	n/n	324	296	-	-	-	H	H	C	C	X	11
329	H	Dis.	25.0/37.5	5	17.9/17.6	n/n	323	300	15	-	-	H	H	C	C	X	11
330	H	Dis.	37.5/25.0	5	17.8/17.4	n/n	312	292	15	-	-	H	H	C	C	X	11
332	C	D.E	37.5/37.5	4	26.3/19.9	n/o	325	295	-	-	-	-	-	-	-	X	12

Abbreviations; LPD=Linear Power Density at peak point, H.F.R. = High Flux Rod, L.F.R. = Low Flux Rod

D.E = Double Ended, S.E = Single Ended, Sp. = Split, Dis. = Distributed

H = Hot leg, C = Cold leg, U = Upper plenum, L = Lower plenum

d = decay heat, n-d + delayed neutron, S-n + stored heat release, C = constant

Table 3.3 List of ROSA-II test runs (cont'd).

RUN No.	Break Condition			Assemb- ly No.	Core Power Control			Temperature of Int. Loop	Pump Dura- tion(s)	Injection Location				Sec. Sys. Blow	Data Rep. No.		
	Pos- ition	Type	Diameter (mm)		Initial L.P.D. H.F.R./L.F.R. (kW/m)	Variat. H./L.	H. Leg			1	2	1	2				
Actual Reactor Simulation Test																	
401	C	D.E	30.5/30.5	1	13.8/2.07	d/c	311	308	-	HC	HC	H	H	C	C	X	4
403	C	D.E	37.5/37.5	1	29.1/7.74	d/c	317	308	-	-	-	-	-	-	-	X	4
404	C	D.E	37.5/37.5	1	29.1/7.67	d/c	315	306	-	HC	HC	H	H	C	C	X	4
411	C	D.E	37.5/37.5	3	15.5/16.4	n/n	332	319	-	-	-	H	H	C	C	X	6
413	C	D.E	37.5/37.5	4	25.0/20.2	n/n	328	293	-	-	-	H	H	C	C	X	12
415	C	Sp.	- /16.5	4	24.5/20.3	n/n	324	300	-	-	-	H	H	C	C	X	10
417	C	Sp.	- /16.5	4	24.4/20.1	n/n	323	302	-	HC	HC	H	H	C	C	X	10
418	H	D.E	37.5/37.5	4	24.8/20.2	n/n	324	300	-	-	-	-	-	-	-	X	9
419	H	D.E	37.5/37.5	4	24.9/20.3	n/n	318	295	-	-	-	H	H	C	C	X	9
420	H	D.E	37.5/37.5	5	17.9/17.3	n/n	320	302	-	-	-	C	C	C	C	X	9
421	H	Sp.	- /16.5	5	17.8/17.6	n/n	318	303	-	HC	HC	H	H	C	C	X	10
422	H	Sp.	- /16.5	5	17.8/17.6	n/n	315	295	-	HC	HC	H	H	C	C	O	10
423	H	D.E	37.5/37.5	5	17.7/17.8	n/n	312	294	15	-	-	H	H	C	C	X	9
425	C	D.E	37.5/37.5	5	16.9/17.5	n/n	313	297	15	-	-	H	H	C	C	X	12
Alternative ECCS Test																	
502	C	D.E	37.5/37.5	4	24.7/18.6	n/n	312	289	-	-	-	L	H	H	X	13	
505	C	D.E	37.5/37.5	4	24.8/19.8	n/n	311	287	-	-	-	H	H	U*	L	X	13
506	C	D.E	37.5/37.5	4	25.1/19.8	n/n	315	288	-	-	-	C	C	C	C	X	13
507	C	D.E	37.5/37.5	4	24.8/19.8	n/n	314	291	-	-	-	H	H	U*ct	C†	X	13
U.H.I System Performance Test																	
601	C	D.E	37.5/37.5	UHI	15.4/16.4	n/n	327	302	-	-	-	C	C	C	C	X	
602*	C	D.E	37.5/37.5	UHI	16.3/16.2	s/s	324	300	-	-	-	-	-	-	-	X	
603*	C	D.E	37.5/37.5	UHI	9.04/9.04	s/s	323	305	-	-	-	C	C	C	C	X	6707
604	C	D.E	37.5/37.5	UHI	9.04/9.04	s/s	325	307	-	-	-	C	C	C	C	X	6707
605	C	D.E	37.5/37.5	UHI	0/0	o/o	304	304	-	-	-	C	C	C	C	X	
606	C	D.E	37.5/37.5	UHI	15.8/15.5	s/s	325	301	-	-	-	C	C	C	C	X	
607	C	D.E	37.5/37.5	UHI	16.6/15.4	s/s	322	298	-	-	-	C	C	C	C	X	6707
608	C	D.E	37.5/37.5	UHI	15.6/15.2	s/s	319	295	-	-	-	C	C	C	C	X	6707
609	C	D.E	37.5/37.5	UHI	15.6/15.4	s/s	322	298	-	-	-	C	C	C	C	X	6707
610	C	Sp.	- /16.5	UHI	15.6/15.4	s/s	321	297	-	C	C	C	C	C	C	X	6707

Note 1) Pump nozzle in the blowdown loop was remodeled after RUN 324 and RUN 411.

2) Venturi throat in the blowdown loop was removed after RUN 502.

* Newly made accumulator was attached to the upper plenum.

† Enlarged injection flow rate was employed.

★ without UHI injection.

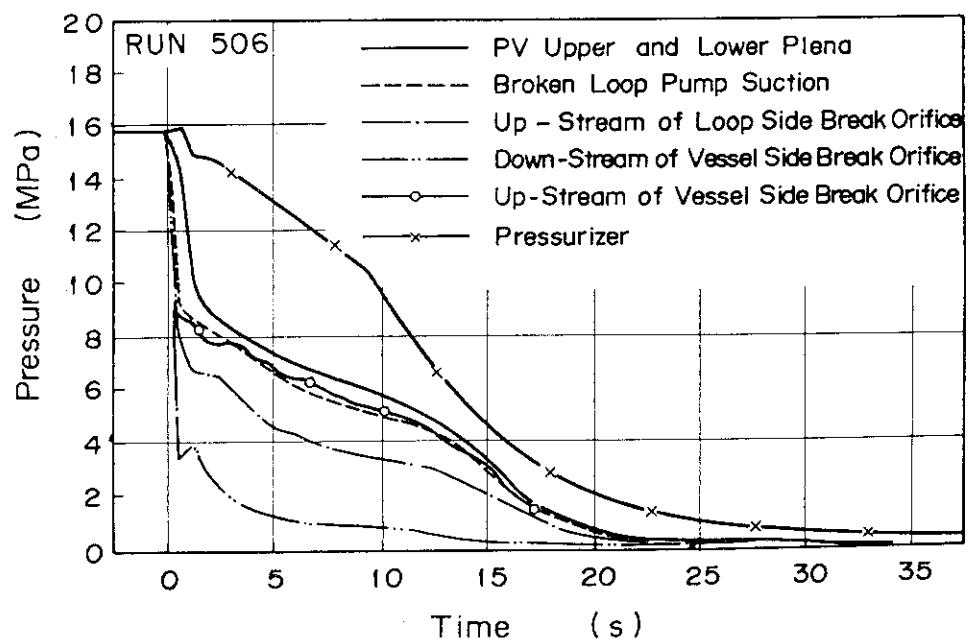


Fig. 3.4 A typical pressure transient in ROSA-II primary system.

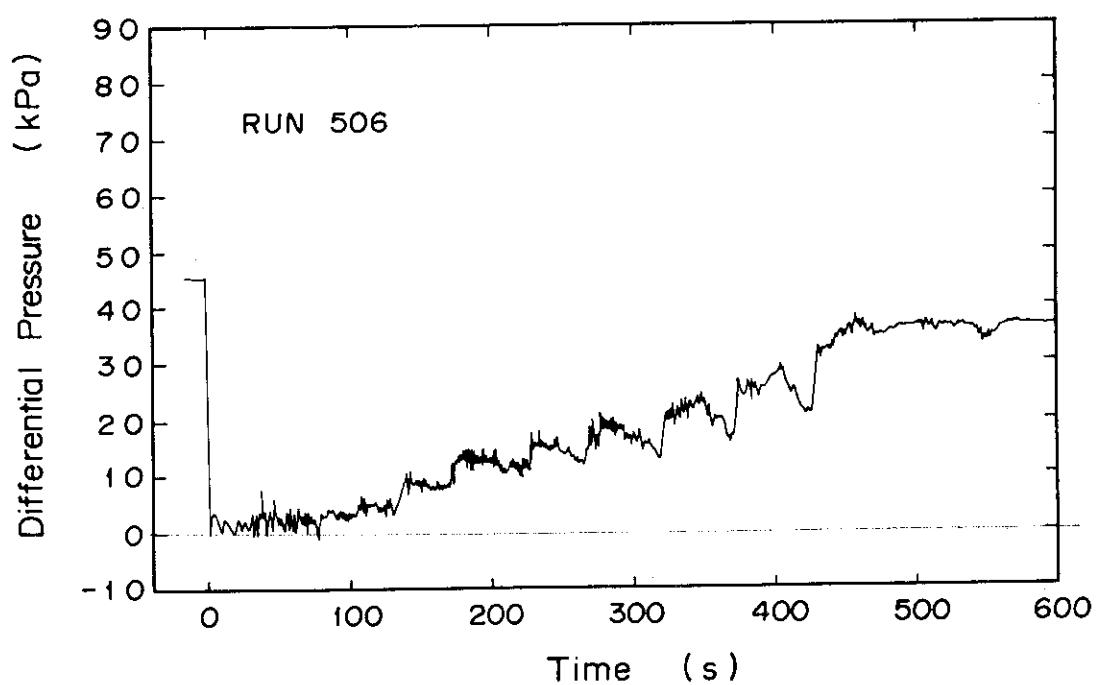


Fig. 3.5 PV bottom-top pressure difference for RUN 506.

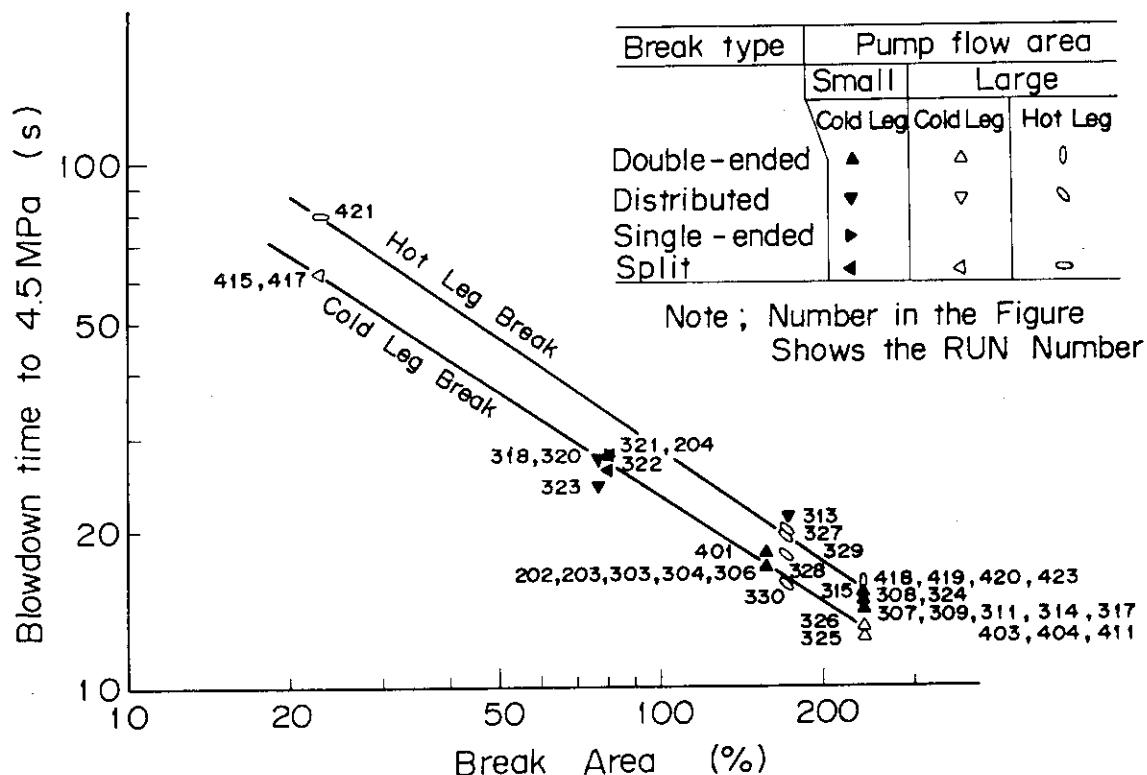


Fig. 3.6 Time to reach 4.5 MPa of system pressure vs. break area ratio in many representative runs.

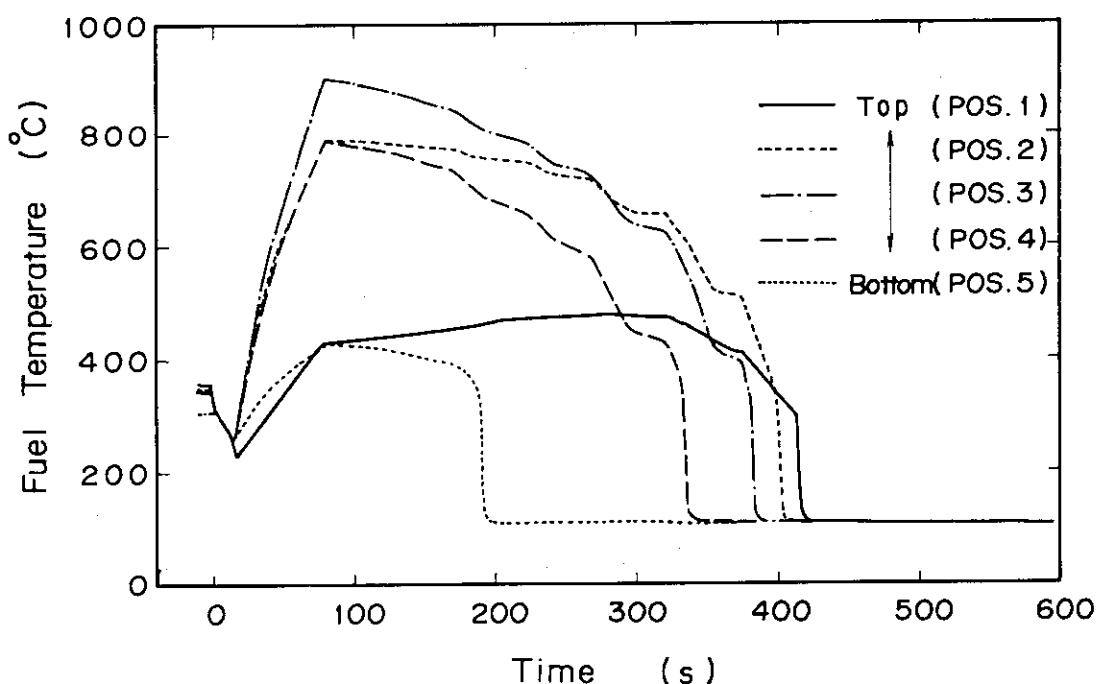


Fig. 3.7 Fuel surface temperatures of No.41 rod in the middle part of core in RUN 506.

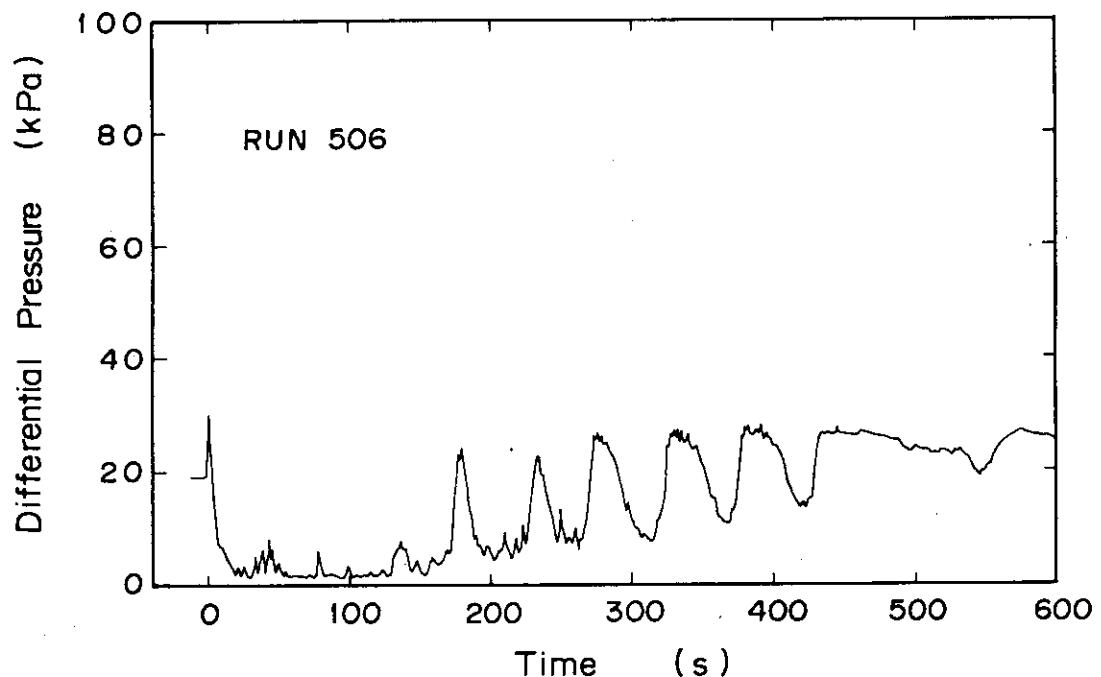


Fig. 3.8 Downcomer bottom-top pressure difference for RUN 506.

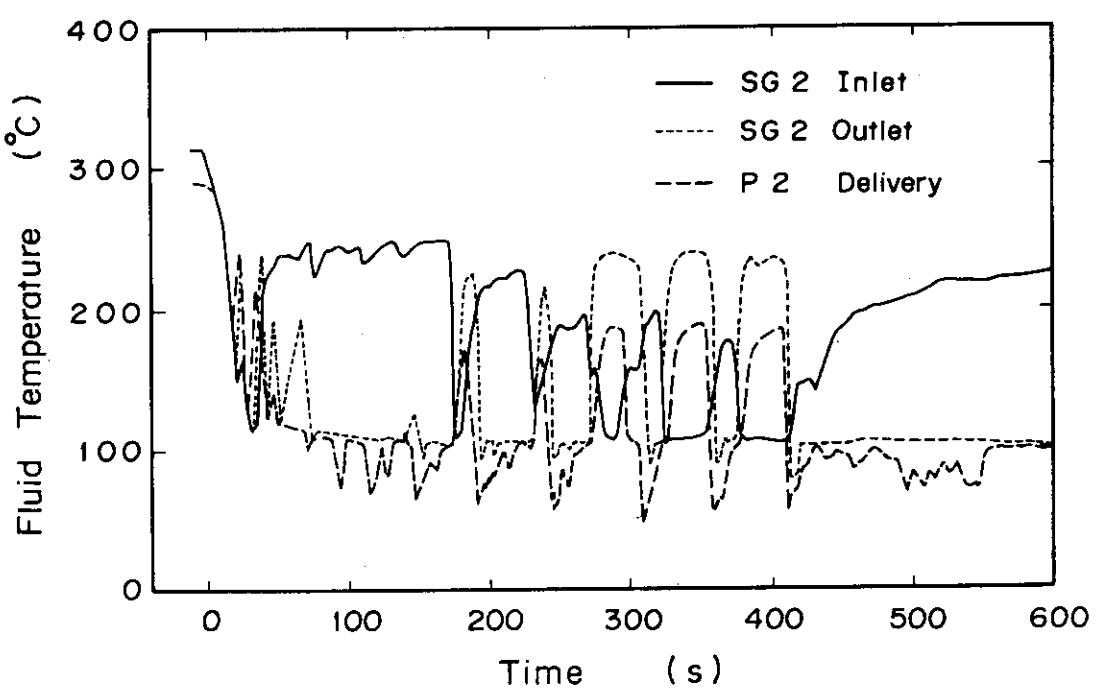


Fig. 3.9 Fluid temperature in intact loop in RUN 506.

3.3 コードによる予備解析と現象の対応の検討

配管破断の形態には前節で議論した全口径両端破断（ギロチン破断）のほか様々な破断形態が考えられ、これらの中から炉心冷却に不都合な条件はどの様な場合かを見付け出す必要がある。破断形態としては面積が小さく、2つの流出径路が分割されずに接続されたままの部分破断が、大口径から小口径まで考えられる。また2つの径路が分割され、両口径が互いに異なる面積配分破断があり得る。これは現実と直接対応するものではないが、模擬装置における破断ループの各径路の流動抵抗や構成要素の壁面積が、必ずしも正確に模擬されてない場合における2つの流出流量の比率の不正確さを人工的に面積配分を与えることにより補う方法である。破断面積を200%を越えて240%まで可能にしたのも、流出流量が模擬の不正確さにより減少している可能性に対処する意味を持つ。面積配分の比率は極端な場合を想定する必要はないが、模擬という観点を離れて、現象の特性を明らかにするための目的で片側破断という極限も概念としてはある。

3.3.1 炉心冷却不良条件の予備解析

これら様々な破断形態の中から炉心冷却が最悪条件になりうる形態を実験により見付けようとすると、多くのランが必要になるので、予め計算コードによる予備解析をRELAP-3(改良前)を用いて行った。

コード・ノーディングによってROSA-II試験装置を20ボリュームと30ジャンクションで表わしたもののがFig.3.10に示す図である。この場合破断個所が②, ③で表わされており、その間に仕切弁⑨を装置と同様に有する。注入個所はHPCIについては高温側と低温側、Accについては低温側とTROJAN炉等の典型的PWRに対応しているが、LPCIについては炉心冷却性の良さから高温側とした。計算パラメータの放出係数 C_D はループがある場合に一般に一致のよい値の0.6を用い、気泡離脱モデルはボリューム6に適用し、 $V_B = 3 \text{ ft/s}$ とした。

種々の破断形態についてのコード計算を行った結果の炉心入口流量の比較をFig.3.11に示す。各ケース①～⑧の破断口径が2個書かれている場合は、仕切弁⑨を閉じた状態でのそれぞれ破断個所②/③の口径(mm)で、破断口径が1個書かれている部分破断は、⑨を開いた状態で破断個所②のみを使用したことを表わしている。これらの中で0秒から最も長時間炉心流の絶対値が小さく、停滞傾向を示すのはケース⑦の面積配分破断で、ケース⑥の部分破断がこれに続くと見ることができる。この2ケースは総破断面積において互に類似しており、減圧速度やAcc作動時刻も約24秒と似通っている。ケース⑥の部分破断ではケース⑦の面積配分の場合の2つの流出径路の流量比と同様になったため、炉心流が中立的に停滞したと見られ、Accの作動までにかなりの炉心温度上昇が予想される現実的なケースとして注目する必要がある。他のケースでは流出流量比が多い径路方向へ炉心流の正負方向が傾き、定常循環時の22kg/sに比べて余り劣らない流量の絶対値が初期に確保されているため、炉心冷却悪化の恐れは少い。

3.3.2 解析結果の実験的検証

前述のケース⑥の部分破断とケース⑦の面積配分破断の試験をROSA-II装置において実施した。炉心流の停滞条件については、破断後の循環ポンプ作動状態が影響を与えると考えられるが、こ

の点の RELAP - 3 コードにおけるポンプ駆動力モデルは、比較的単純なものであるので、実際のポンプ駆動力の影響についても試験によって調べる必要がある。ROSA - II 装置の循環ポンプの健全性は、破断後約15秒におけるボイド率の状態まで保障されているので、破断後15秒間回転を継続させた実験と 0 秒で電力を停止した実験とを行い、その結果を比較することにした⁽⁴⁰⁾。実施した 4 つの試験の条件を Table 3. 4 に示す。

配分破断の Run 320 と部分破断の Run 321 とは、いずれも予測された傾向通り、比較的早期から圧力容器上下差圧が落込み、その水頭項を差引いた値から推算して弱い下向き流が継続し、その間に燃料棒表面温度が線出力密度の高い中央高さ (TF 2 ~ TF 4) から先行的に気相中露出による上昇を示したことが Fig. 3.12 ~ 3.15 から分る。これらは Run 320 の方が表面温度が一旦下降し、Acc 注入開始時より下向き流の加速で水が消失して再露出したためと推定される再温度上昇を明瞭に示すのに対し、Run 321 では温度下降と再露出がさほど明瞭に分離されなかつたなどの違いはあるものの、全体的によく似ている。下向き流の強さは Acc 注入の前後とも若干 Run 321 の方が弱かったことが、差圧の比較から窺い知ることができるが、流量の測定値はないため、予測結果との定量的比較はできない。しかし定性的には Fig. 3.11 で示された様に早期からの停滞勝ちな流れをよく予測していたと判断される。なお最終的な全面炉心冷却は、両 Run とも高温側配管に注入し続けた LPCI の水の炉心上方からの落下とその蓄水による下方からの冠水によっている。また冷却終了後の差圧データの振動は、LPCI 水が蒸気発生器内の逆 U 字管を越えようとする際蒸発によって押戻されることによって生じたものである。

次にポンプ駆動力の影響を見るために、それを 15 秒間作動し続けた Run 322 と Run 323 をそれぞれ上述の Run と比較してみよう。Fig. 3.16 と 3.18 に示すデータで見ると、圧力容器上下差圧の初期の挙動には下降の一時停止がそれぞれ認められ、ポンプ駆動力により上向き流の傾向が加えられていることが分る。この結果部分破断の Run 322 の燃料棒表面温度は Run 321 より 17 秒間遅れて上昇開始している (Fig. 3.17)。これは Run 321 では倍滯気味な炉心流のため蒸気塊の発達する中へ燃料棒が露出状態になり易かったものが、Run 322 ではポンプ駆動力のため上向き傾向の炉心流がしばらく続き、それだけ露出が遅れたものと解すことができる。一方配分破断の Run 323 の燃料棒表面温度は Run 320 にくらべてより継続的に上昇しており、途中の下降は見られない。これはもともと Run 320 では下向き気味であった炉心流が、Run 323 ではポンプ駆動力により停滞傾向となり、長時間露出した結果と解すことができる。Run 323 ではこの温度上昇継続により制限温度に達したため、炉心供給電力が 80 秒にて停止された。

この様に初期の炉心流の僅かな違いが、炉心冷却が維持されるか、露出によって温度上昇が開始するかを決定付けることをこれらの一連の試験結果は示している点で重要である。もちろん試験装置の模擬が完璧なものではない以上、この結果を等価的に実炉に適用することは可能とは言えないが、定性的な意味では、破断形態とポンプ駆動力などの関係によっては炉心露出が早まり、温度上昇が一般に最大破断で考えられている以上に苛酷になる条件が、実炉についても有り得ることを考慮する必要がある。

3. 3. 3 コードの予測性能の評価

実炉における上述の露出条件をコードによる予測計算で見出し得るかどうかは、コード全体の

予測性能に係っている。予測精度という観点から現状の RELAP - 3 のモデルを見直してみると、多くの点で実現象との扱い上の隔りがあるのが目につく。それらを列挙すると、

- ① 1ボリューム内の温度分布や相不平衡は表わせない。
- ② 2相流抵抗は単相流に密度補正した単純なもの。
- ③ 気液対向流がモデル化されていない。
- ④ 1次元流しが表現されない。
- ⑤ 構造材の壁熱がモデル化されていない。
- ⑥ ポンプ駆動力の2相流モデルは単純なものである。

これらの不十分さにも拘らず前述の炉心流停滞条件の予測が大筋で合っていたのは、その不十分さが大きな感度を持たない条件において使用していたためと見なす必要があり、その限りにおいてのみ予測性能が発揮し得ることに注意する必要があろう。試験結果が示す様に、炉心流の僅かな差が燃料温度に大きな差をもたらすことは、炉心流の計算精度が余程よくなれば、正確な燃料棒温度挙動の予測は為し得ないことを意味している。ちなみに現状の RELAP - 3 では、破断直後に炉心流停滞が一度生ずるとすべて DNB 発生とみなし、高い燃料棒表面温度を計算するため、データとの一致は一般に悪い⁽⁴⁾。これらの点を含めたコードの改良と評価の蓄積が継続的に行われなければならない。

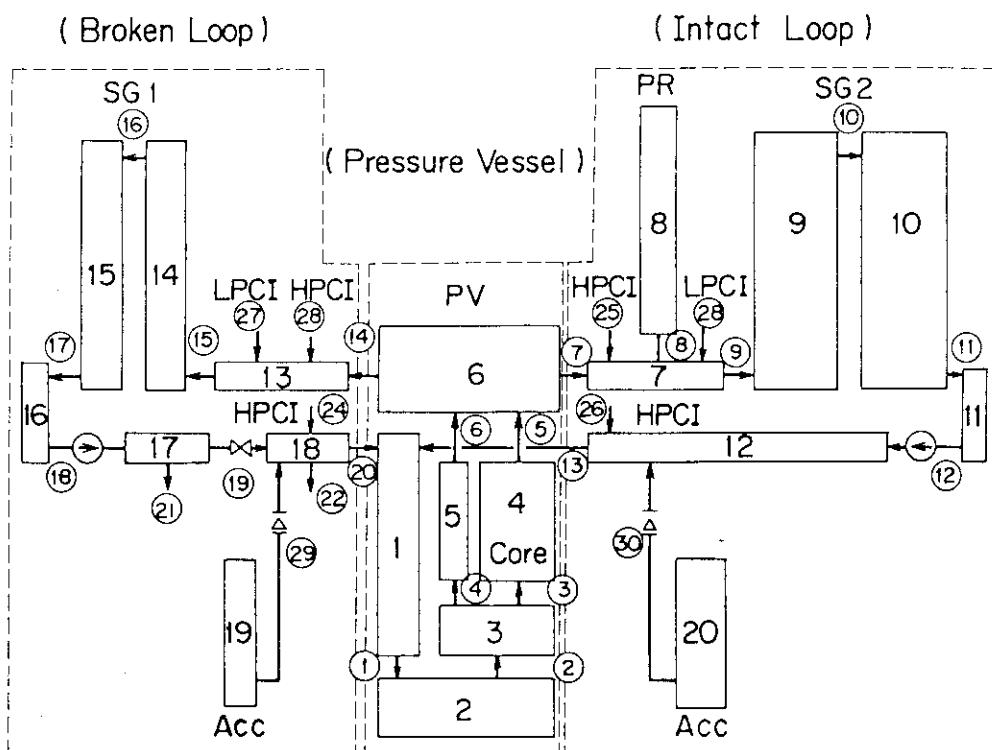


Fig. 3.10 Volume-junction model of ROSA-II for RELAP-3 code for cold leg break.

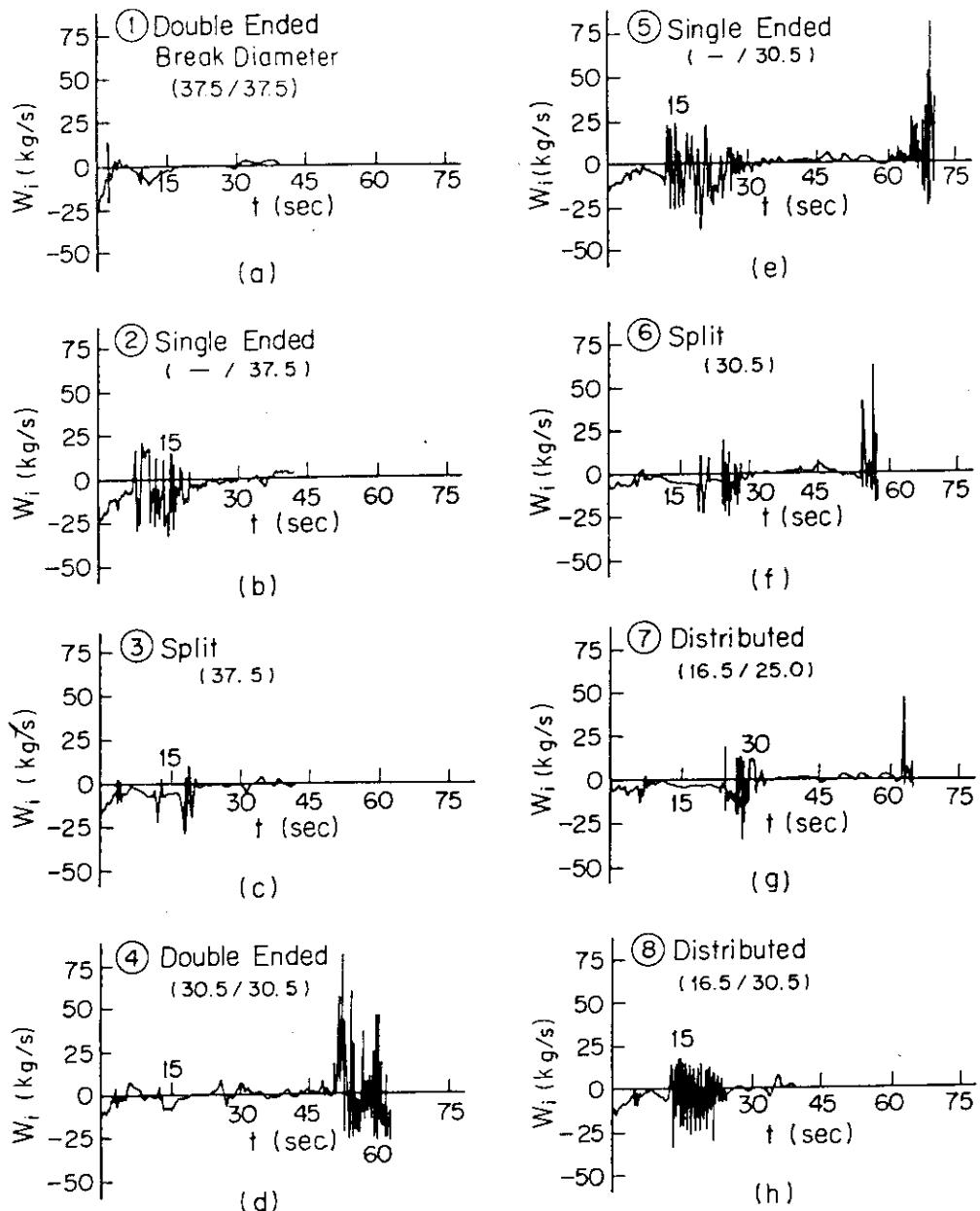


Fig. 3.11 Core inlet flow rate transients estimated by RELAP-3 code for various break conditions.

Table 3.4 Major test parameters in RUN 320~323.

RUN No.	Break Diameter (mm ϕ) Pump-side/Vessel-side	Injection Time(s) (Average Flow Rate (kg/s))				Pump Trip Time(s)
		Acc Broken L./Intact L.	HPCI Broken L./Intact L.	LPCI Broken L./Intact L.		
320	16.5/25.0	28~58/28~53 (1.83/5.33)	32~308/32~308 (0.187/0.42)	37~600/37~600 (0.28/1.83)		0
321	30.5	29~63/29~67 (2.00/5.73)	37~300/37~300 (0.163/0.42)	38~597/38~597 (0.28/1.78)		0
322	30.5	28~61/28~69 (2.00/5.33)	37~300/37~300 (0.165/0.42)	38~600/38~600 (0.28/1.78)		15
323	16.5/25.0	25~62/26~72 (1.83/4.93)	37~293/37~293 (0.165/0.42)	38~560/38~560 (0.27/1.83)		15

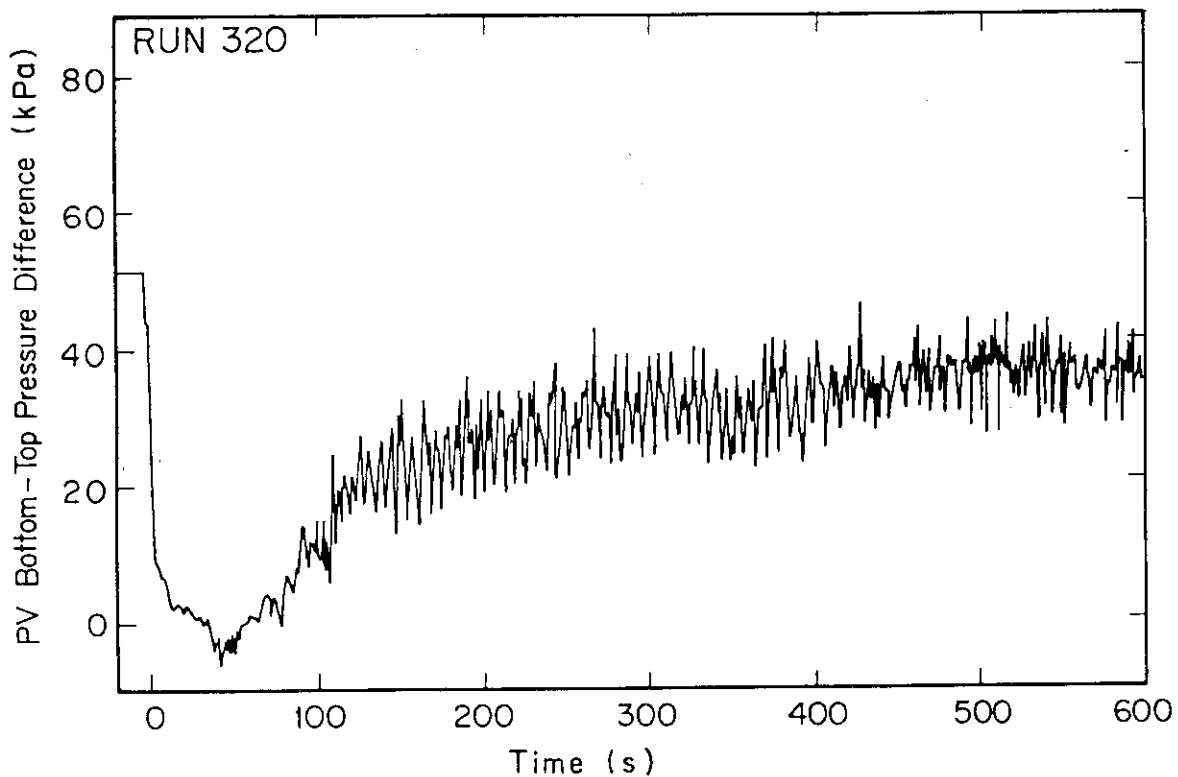


Fig. 3.12 PV bottom-top pressure difference data in RUN 320.

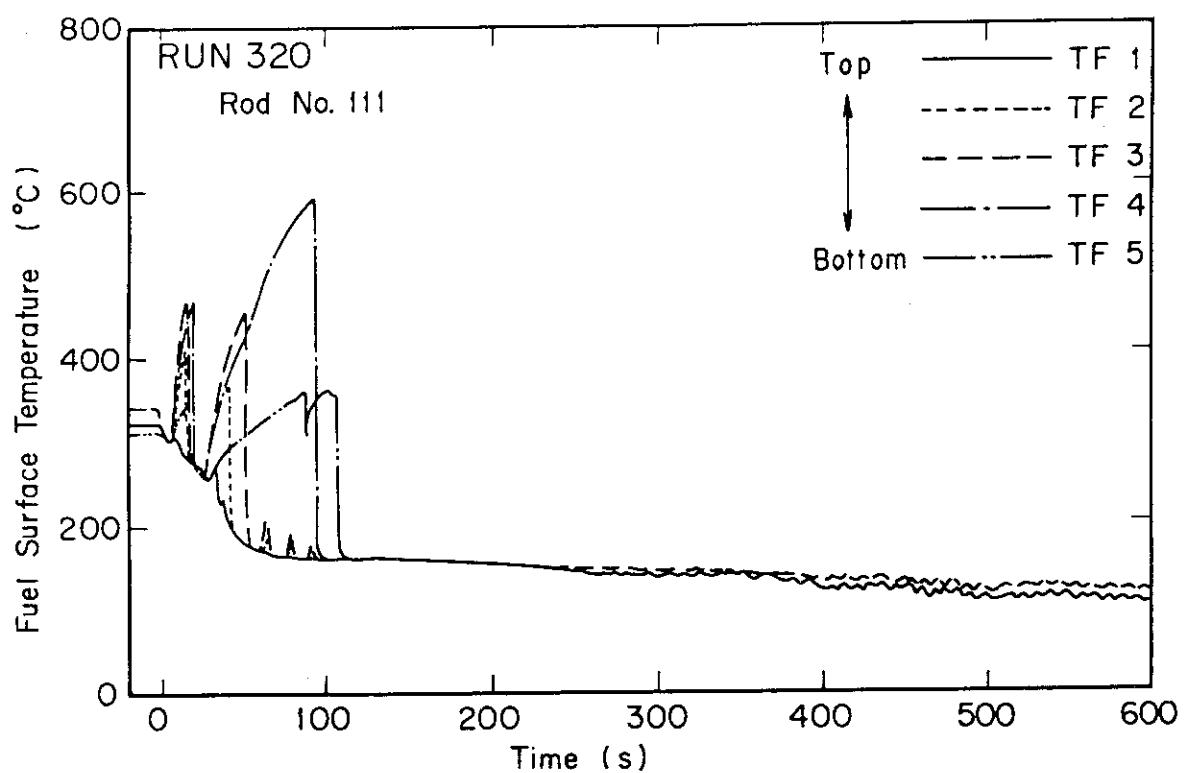


Fig. 3.13 Fuel surface temperature behavior in RUN 320.

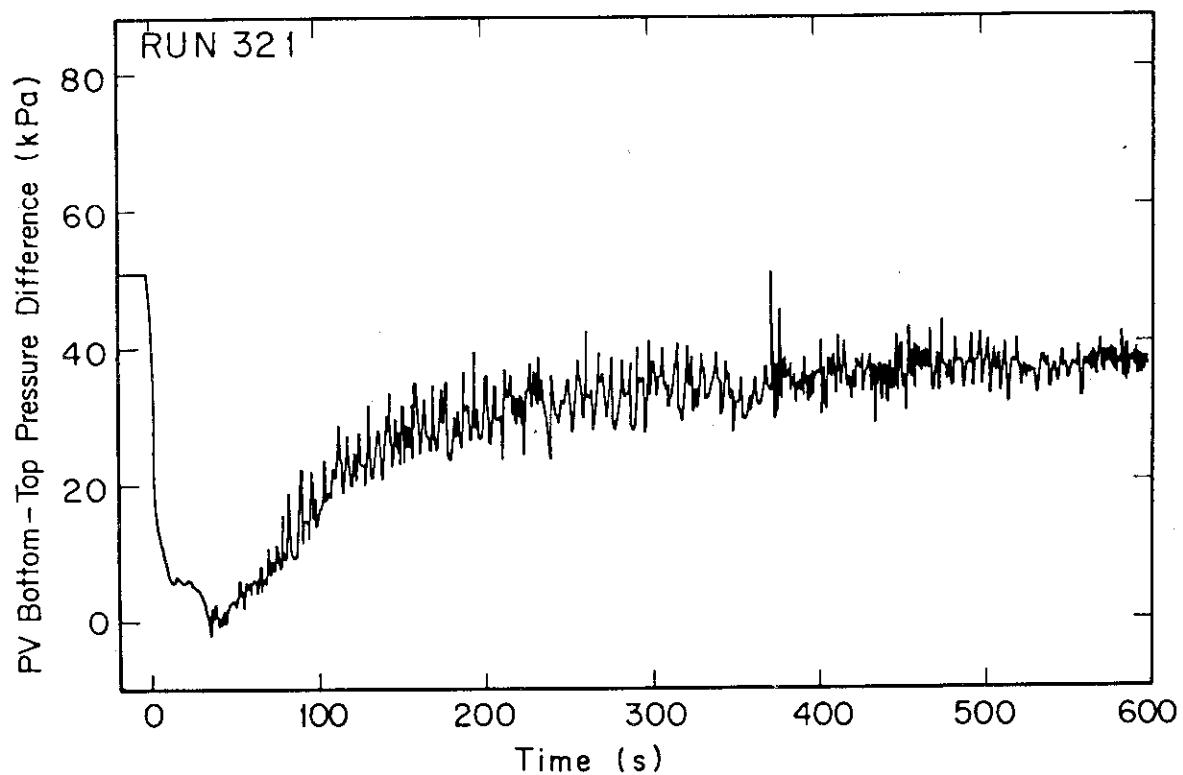


Fig. 3.14 PV bottom-top pressure difference data in RUN 321.

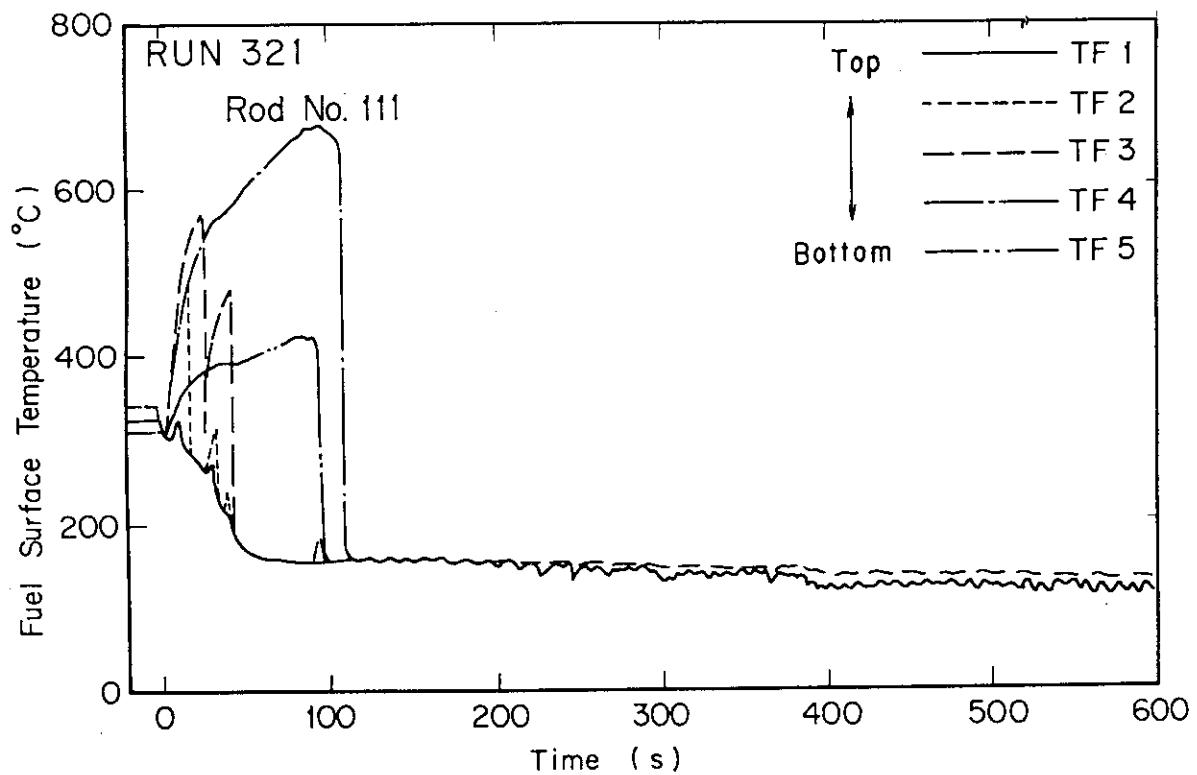


Fig. 3.15 Fuel surface temperature behavior in RUN 321.

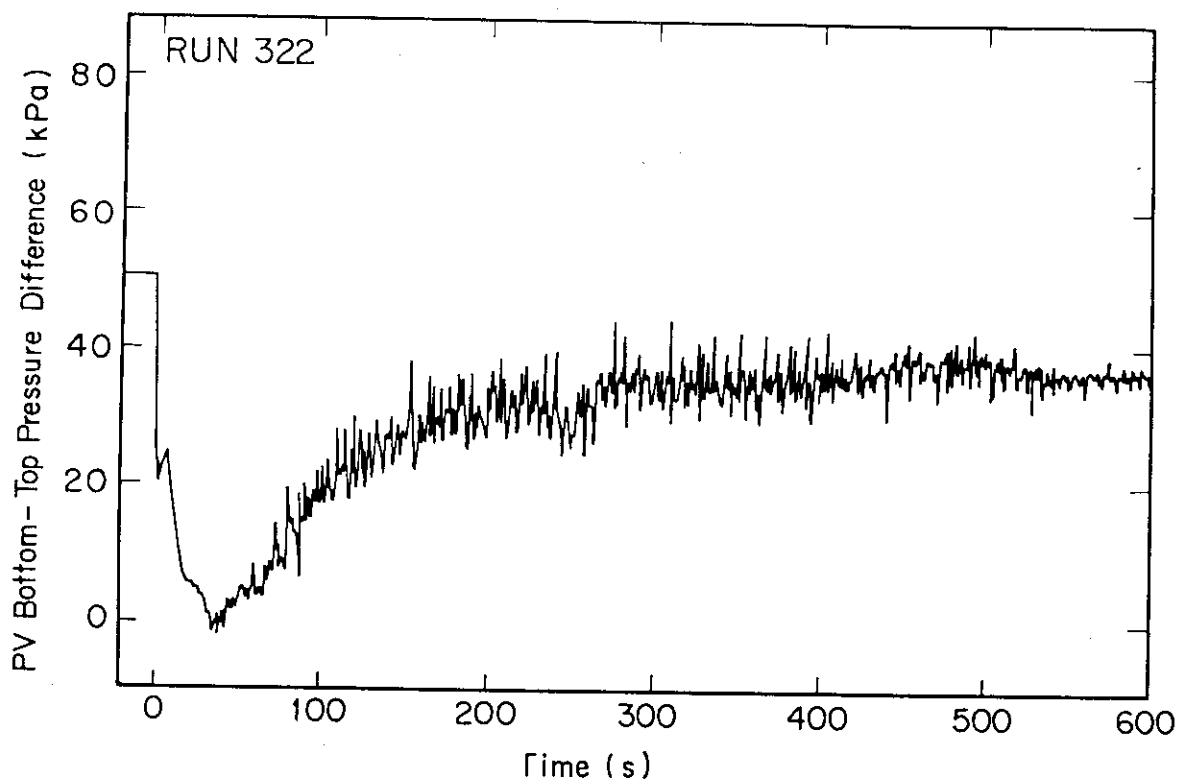


Fig. 3.16 PV bottom-top pressure difference data in RUN 322.

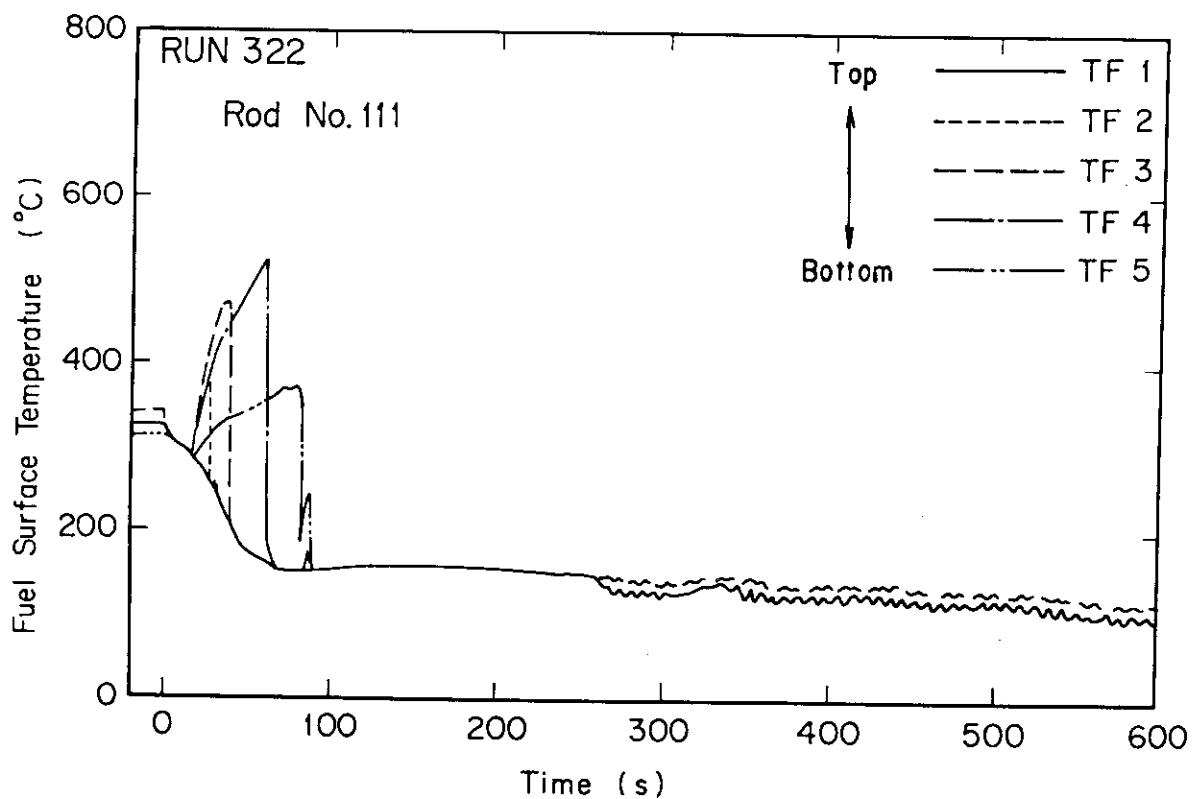


Fig. 3.17 Fuel surface temperature behavior in RUN 322.

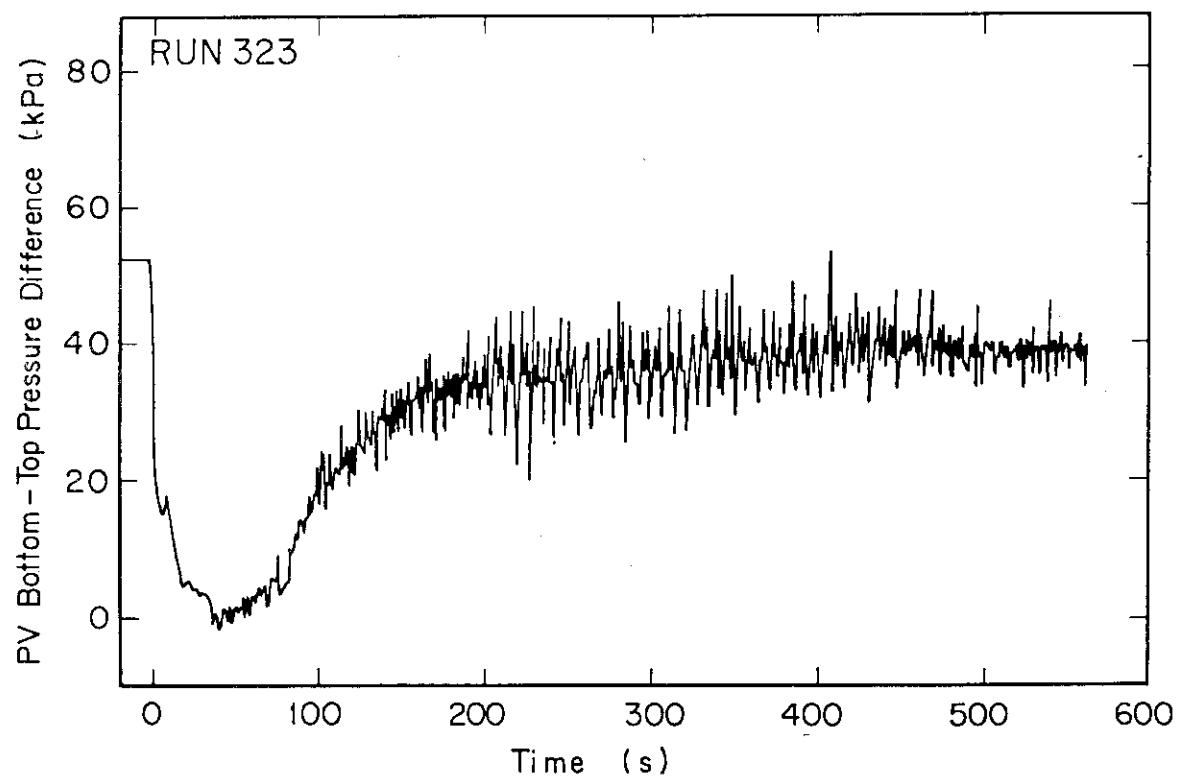


Fig. 3.18 PV bottom-top pressure difference data in RUN 323.

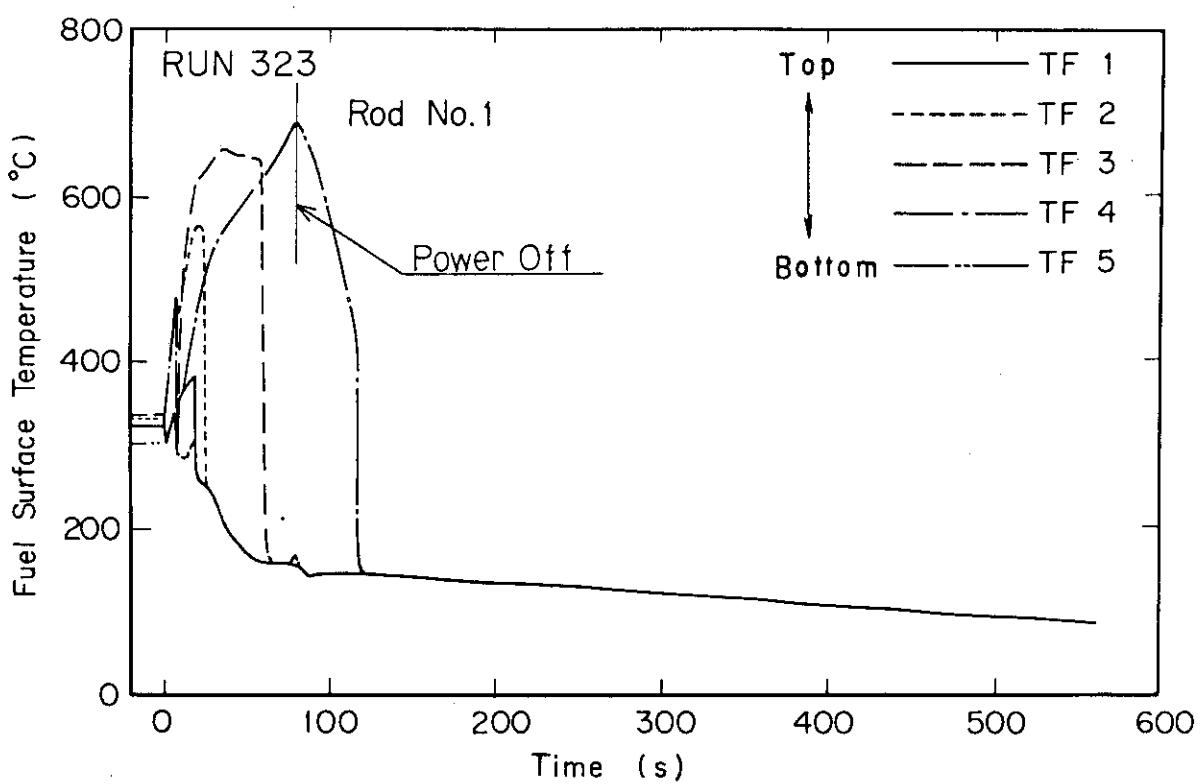


Fig. 3.19 Fuel surface temperature behavior in RUN 323.

3.4 ECC 注入法の影響と改良注入方式の実証

3.4.1 注入位置別の有効性の評価

先に述べた ROSA-II 試験計画の目的である、現行の ECC 注入方式より優れた注入方式の開発のために、Table 3.3 に示した全試験のうちかなり多くの試験ランを、各系統毎の注入位置による炉心冷却への影響 (Run 310~314, 316, 317)⁽⁴¹⁾⁽⁴²⁾ あるいは各系統の単独・複合効果 (Run 307~309)⁽⁴³⁾ を調べる目的で実施した。このほか現行注入方式の一種（大飯原子炉）である頂部注入系 (UHI) の有効性について調べる試験も行った⁽⁴⁴⁾⁽⁴⁵⁾。

有効な炉心冷却が得られる各系統の注入位置の組合せを考える上で、まず上記試験結果から得られた、それぞれの系統の注入位置別の炉心冷却効果を整理すると次のようになる。

① Accの大破断における有効性

- ② 低温側配管への注入は圧力容器への蓄水に寄与せず、炉心の下向き流を加速するので、上部プレナムに水が残存する間は炉心冷却が保たれるものの、それがなくなると炉心内の水まで早く引き出すことになる。注入流量を増せばダウンカマの落水は早まる。
- ⑤ 下部プレナムへの注入は比較的早期に冠水を開始させ、冠水速度も速い。しかし水位が炉心入口に達するまでは何ら冷却に寄与しない。
- ⑥ 上部プレナムへの注入は最も早期から炉心冷却に寄与しつつ冠水に至らせる。ただし注入開始時点に凝縮効果により炉心内の水を吸上げ、露出を早める傾向を持つ。

② LPCI の大破断における有効性

- ② 低温側配管への注入は、ダウンカマでの CCFL が続く限り破断ループへバイパスし、炉心冷却や冠水に寄与しない。
- ⑤ 高温側配管への注入は、水の炉心への落下により直接的な冷却に有効であり、冠水もかなり速いが、それ単独の流量では炉心全体の冷却には不足である。
- ⑥ 下部プレナムへの注入は、冠水速度は比較的速いが、冠水開始までに炉心温度が高くなっていると、冷却するのに時間が掛かることになる。

③ HPCI の有効性

通常大破断においては約25秒の起動遅れを見込むと冷却への寄与は小さい。しかし中小破断には凝縮減圧を生じさせ、Acc の作動を早める効果を持つと共に、流出する水量を補う働きを為す。

④ UHI 系の大破断における有効性

頂部へ注入した冷水の凝縮作用により、炉心内の水を吸上げ、燃料棒露出を早める点で、Acc の上部プレナム注入と同様である。しかし 120 °C の温水を注入した試験ではこの作用がなく、有効に炉心を冷却した。

これらの結果の整理から考察される、炉心冷却に有効な注入系の組合せには次の様な場合があり得る (Fig. 3.20)。

- (A) 温水の Acc で上部プレナムに凝縮を生ずることなく蓄積させ、遅れて冷水を下部プレナムに注入して上部蓄水を炉心に引落す。HPCI, LPCI は高温側配管に注入して継続的な直接炉心冷却と炉心蓄水を得る。

(B) 溫水のAccを高温側配管から上部プレナムへ注入し, 遅れて冷水のAccを高流量にて低温側配管に注入して上部蓄水を引落す。ダウンカマよりの早期の落水も実現させる。HPCI, LPCIは高温側配管に注入。

(C) Acc, HPCIを高温側配管に注入して早期より炉心上部からの直接冷却を実現させ, 繼続的な蓄水はLPCIを下部プレナムに注入して得る。

それぞれの特徴を述べると, (A)は最も有効と考えられるが, 圧力容器への注入を伴い, 複雑になる。下部プレナムのノズル追加は安全上好ましくないので, ダウンカマ部からの下降配管の設置なども必要となろう。それに対する便法として, (B)は圧力容器への注入部をなくした, 現用炉にも適用可能な方法である。(C)は温水Accの設置を要求しないが, 下部プレナムにLPCIを導く方法を必要とする。なお(C)の方法は追加系統を必要としない, 注入個所の変更のみの方法のうちで, RELAP-3コードによる著者の予備解析によっても, 最も炉心冷却に有効と判断された方法の1つである⁽⁴⁾。

3.4.2 改良注入方式の実証試験

上記の各改良注入方式に比較のための現用の注入方式を加えた次の4つの試験を, ROSA-II装置を用いて行った。なお大破断に対する実証を旨としたため, 有効性に影響の殆どないHPCI系については, いずれの試験でも注入を省略した。

Run 506—現用の注入方式。

Run 502—(C)の注入方式。ただしLPCIは下部プレナムのほか破断ループ高温側配管へも一部注入した。

Run 505—(A)の注入方式。

Run 507—(B)の注入方式。ただし温水Accの注入はRun 505との比較のため, 同じく上部プレナムとした。

(1) 各試験条件

各試験の注入流量の比較をFig.3.21に示す。より詳しく試験条件を付け加えて記すと,

- ⓐ 上部プレナム注入系(UPIS)とAcc系の作動圧力はそれぞれ8.3 MPaと4.5 MPaである。
- ⓑ LPCIの注入開始時刻は各試験で若干のずれがあるが, いずれも31~36秒の間にある。
- ⓒ 注水温度はUPISが124°C, AccとLPCIがいずれも常温(24~32°C)である。
- ⓓ AccとLPCIの注入流量は, 実炉との縮尺比から決めたものであり, Run 507のみ冷水Accを約1.4倍多くした。Run 505では2ループ分のAccを下部プレナムに注入したが, 作動信号の不調により短時間の注入となった。
- ⓔ UPIの注入流量の時間変化は測定されていないが, 注入総量と注入時間の測定値があり, それから割出した平均注入流量が図中に示してある。
- ⓕ Run 502のみ破断ループ高温側配管にベンチュリ流量計が設置されていて, 流動抵抗が他より若干高い。
- ⓖ 炉心電力はいずれのRunも同一の減衰曲線により与えているが, Run 506のみ, 制限温度によって79秒に停止した。

⑩ 循環ポンプはいずれも破断と同時に電力を停止し、数秒で回転は停止する。

(2) 試験結果の比較

各試験で得られた燃料棒表面温度の例を Fig. 3.22~3.25 に示す。冷却状況の良否がよく分るが、現用型の注入方式による Run 506 は温度上昇が著しく、最終的に炉心電力を停止せざるを得なかった。それに対し、他の Run は少しづつ違があるものの、良く冷却されている。それぞれの Run の露出による温度上昇の挙動を、少し詳しく検討するために、炉心における蓄水状況を示す差圧データを Fig. 3.26 に見てみると、次のことが理解される。Run 506 の蓄水は最も遅く、炉心冷却が十分行われなかった。Run 502 では蓄水は最も早く行われ、初期の炉心冷却はやや良かったが、LPCI の注入流量より、流出流量の方が多い期間が長く続いたため、炉心が再露出し、しばらく温度上昇が続いた。しかし蓄水が回復するようになり、最終的に全炉心が冷却された。

Run 505 では蓄水はさほど多くなかったが、炉心上部から下向きの流れが誘起されて良好な炉心冷却が得られた。LPCI による蓄水も比較的速く、露出状態は長くは続かなかった。Run 507 では Acc 注入中に強い凝縮作用による炉心下向き流が誘起されて、この間炉心冷却は良好となった。この間の炉心側差圧は下向き流による負の値を示し、ダウンカマ側差圧 (Fig. 3.27) は上向きによる一時的ピークを示した。しかし LPCI 注入に移った時点での蓄水量は多くないため、しばらく炉心露出が続いた。それでも Acc の多量注入による減圧作用で系圧力が早く下がり、減圧沸騰が他の Run より静かになったため、速い蓄水速度が得られて炉心は冷却された。

更に冷却状況の良否を定量的に比較するために、燃料棒温度の全測定点のピーク値の分布を各 Run について描いた (Fig. 3.28)。この比較では Run 505 において高温に至った点が全くなく、冷却性の良さが歴然としている。続いて Run 502 が冷却性が良く、Run 507, Run 506 の順となる。殊に Run 505 では Acc 注入時間が予定よりずっと短かったにも係らず、これほど良い冷却性を示したことは、改良 ECCS 注入方式として注目に値する。また Run 502 は解析的に予測された良好な注入方式が実証された点で予測の正しさに重要な意味を持ち、その系統組合せが最も単純な点で実用性が高い方式である。

3.4.3 改良注入方式の解析的評価

ROSA-II 装置を用いて実験的に有効性が実証された改良 ECCS 注入方式について、解析的な裏付けを得るために RELAP-4 J⁽⁴⁶⁾ コードによる計算を行った。

(1) RELAP-4 J の概要

RELAP-4 J コードは導入コード RELAP-4⁽⁴⁷⁾ に次の点で著者らが改良を加えたものである。

- ① 放出係数の相関式 (2.2 節参照) その他を組込んだ。
- ② 気泡離脱速度の Wilson の相関式を組込んだ。
- ③ 多数の数値不安定や算式の誤りを修正した。
- ④ 単位を English 系から MKS 系も共用可能にした。

基本的な改良点は前述の RELAP-4 J (3 J)⁽¹⁰⁾ に対するものと同様であるが、現コード自体には次の様な拡張点がある。①ノード数が増えた ②壁熱モデルが可能になった ③熱伝達関係式が更に整備された ④その他。

RELAP-4 J の実験的評価は ROSA-II の他の多くのランを用いて既に行われ⁽⁴⁸⁾、その一定の

有効性が証明されているものである。

(2) 解析法と解析結果の評価

実施した試験のうち、最も有効と判断された注入方式のRun 505と、それとの比較のための現用型注入方式のRun 506とを解析対象とした。コード・ノーディングをFig.3.29に示す。本解析ではダウンカマにおけるCCFLがより近似的に表わせるよう上部ダウンカマに独立したボリュームを設けた。また2次系熱源を設け、その影響も取り入れた。図中水平配管部以外（*印で示す）には原則的に気泡離脱モデルを採用した。

両破断口からの流出流量とクオリティの計算結果を凝縮法によって測定されたデータと比較すると、Fig.3.30に示すように、極めて良好な一致を示す。殊に破断口2の15秒頃からのクオリティの低下と流出流量の増加は、Acc注入水のバイパス流出を表わすもので、コード・モデルにおける取扱いの正しさを示している。更にバイパスの様子をダウンカマでの流れの計算で詳しく見ると、Fig.3.31の様である。Run 506においては、健全ループからダウンカマへのECC水の流れ（J13）がダウンカマ上昇流（J22）と加算されて、破断ループへ流出する流れ（J22）となっているのが流量の絶対値から分る。このバイパス流の計算は、上部ダウンカマに独立したボリュームを設けないと全ダウンカマでの混合が起り、うまく合わないことが分った。一方Run 505の計算では、健全ループ低温側への注水がないので、バイパス流のない低い流出流量となっており、ダウンカマの上昇流量も比較的小さい。次に上部プレナムから炉心への流れを見ると、Fig.3.32に示すように、Run 505における10秒より14秒までの短い下部プレナム注入に対応して、大きな落水が生じた（J5）ことを計算は表わしており、注入が長く続いたら、落水も続いたものと考えられる。この計算においては、落水が停止すると、注入水は上部プレナムへ一部は蓄積し（V6水位）、他の部分は破断ループへ流出（J14）したことを示しているが、これの当否を判断する直接的な測定データはない。またRun 506においては約20秒で上部プレナム残存水がなくなった計算結果になっている。

燃料棒表面温度の比較を見ると、計算の当否が条件によって変わることがよく分る。すなわちFig.3.33でRun 506に対する計算では、多少実験データよりも露出による温度上昇開始が早めになったものの、概ね正しい温度挙動を計算している。この点上部プレナム残存水の消失時期が、燃料棒表面温度測定値の上昇開始の18秒と余り違わない時期と計算されていることからも、流体計算は妥当であったと言える。温度変化の多少の差はDNS発生条件等の熱的計算の一部が妥当でないことに帰着されるものと考えられる。しかしながら、Run 505では燃料棒温度挙動の測定値との一致は悪くなっている。この理由は実際の現象では、上部プレナム残存水があればCCFL条件にあっても、一部の水は炉心に落下し得るのに対し、均質流を仮定する計算モデルでは、上向き流であれば全く落水がないことになるためである。Fig.3.32で見たこの流量は15秒以後は概ね上向きであって、落水による冷却はこれ以後では期待できない訳である。種々の流動状況で精度の良い燃料棒温度計算を行わせるためには、CCFLモデルを取り入れるなど、この点に関するモデルの改良が必要である。

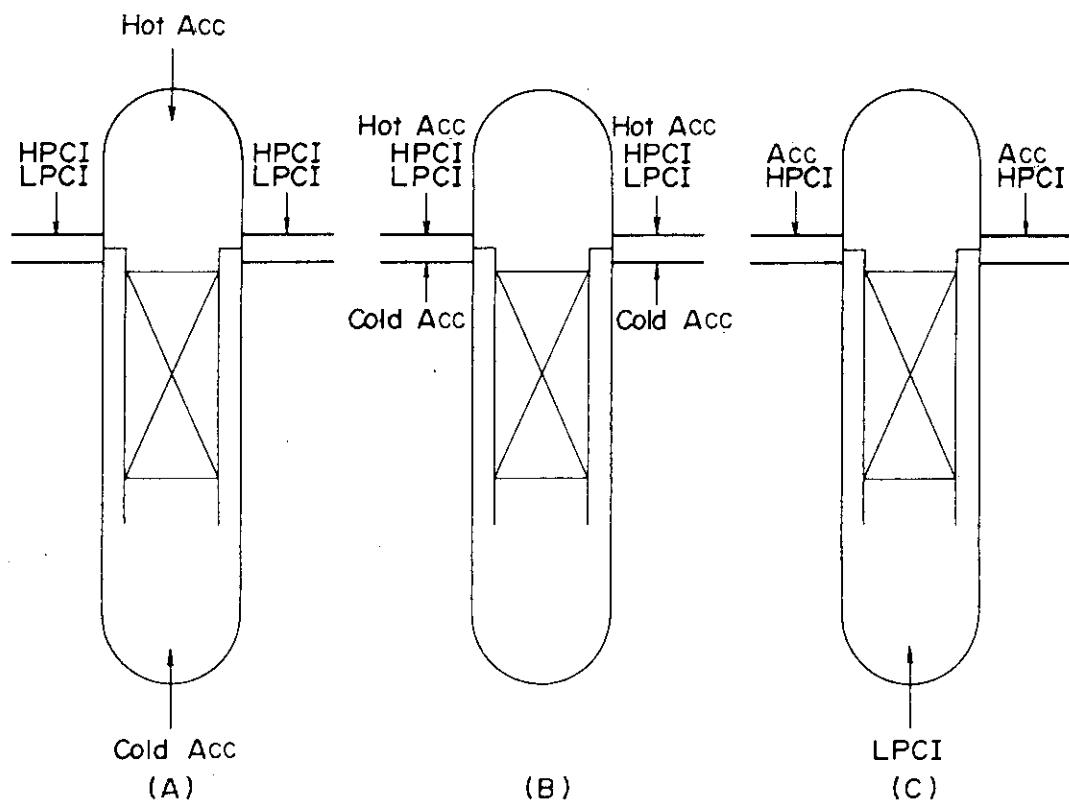


Fig. 3.20 Three kinds of alternative ECCS injection mode proposed in the ROSA-II program.

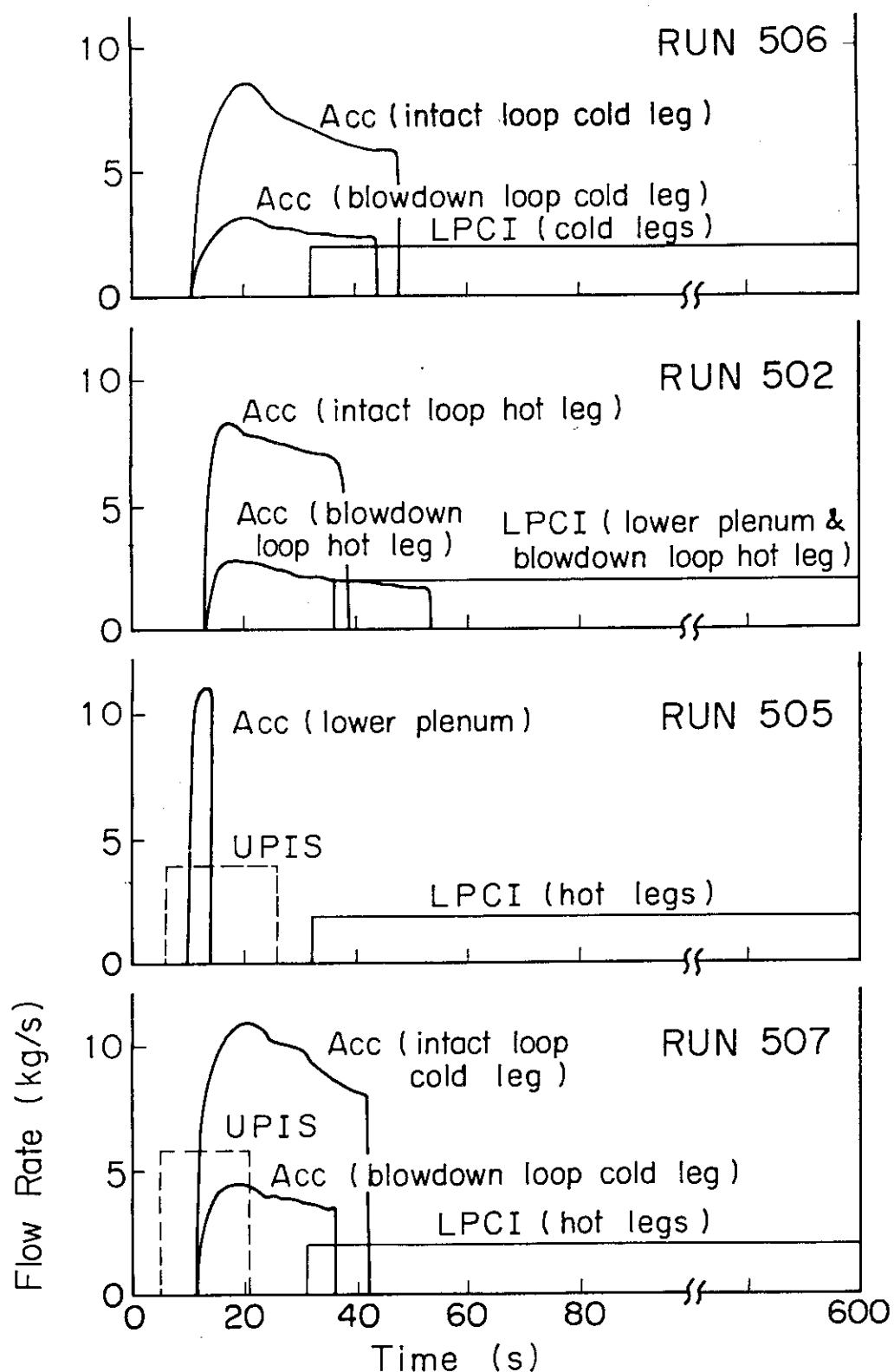


Fig. 3.21 Injection conditions for each run.

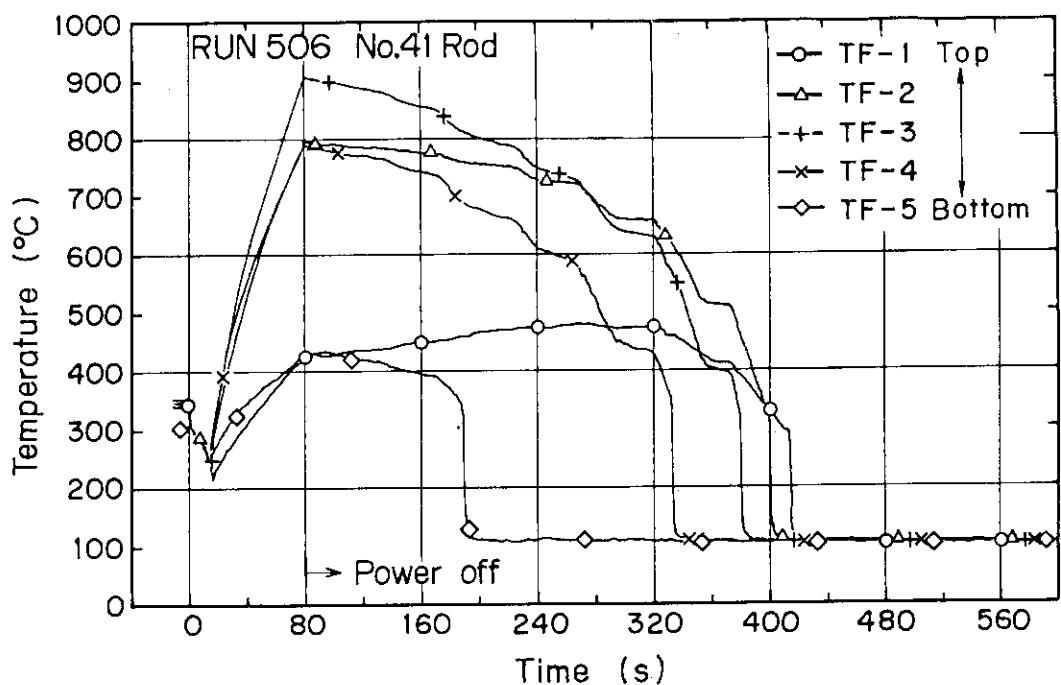


Fig. 3.22 Rod surface temperatures in RUN 506.

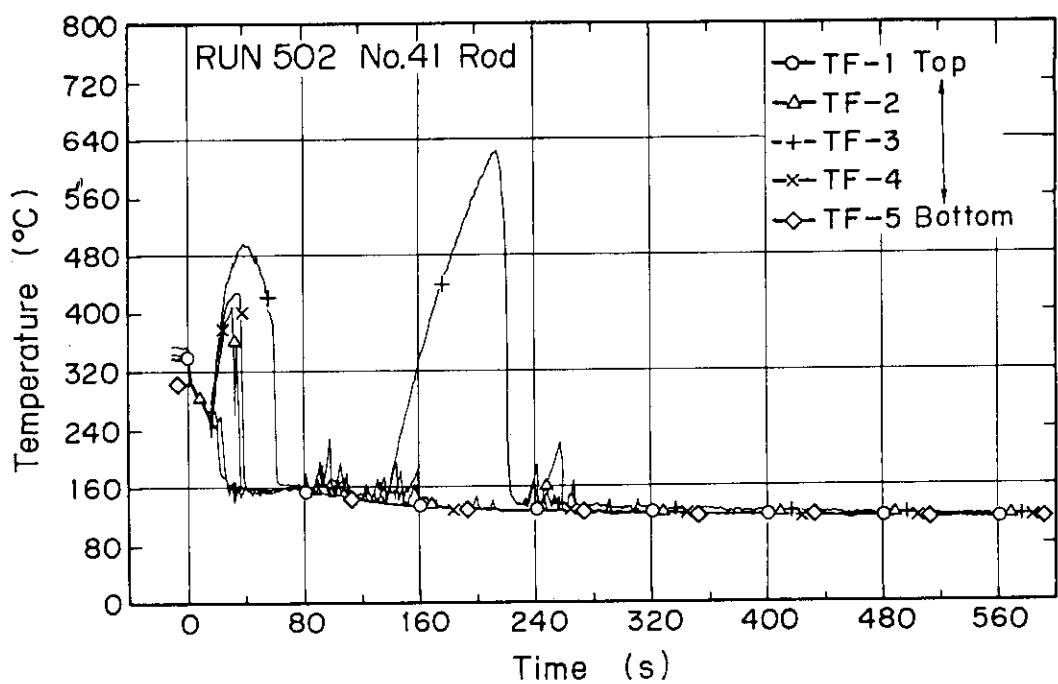


Fig. 3.23 Rod surface temperatures in RUN 502.

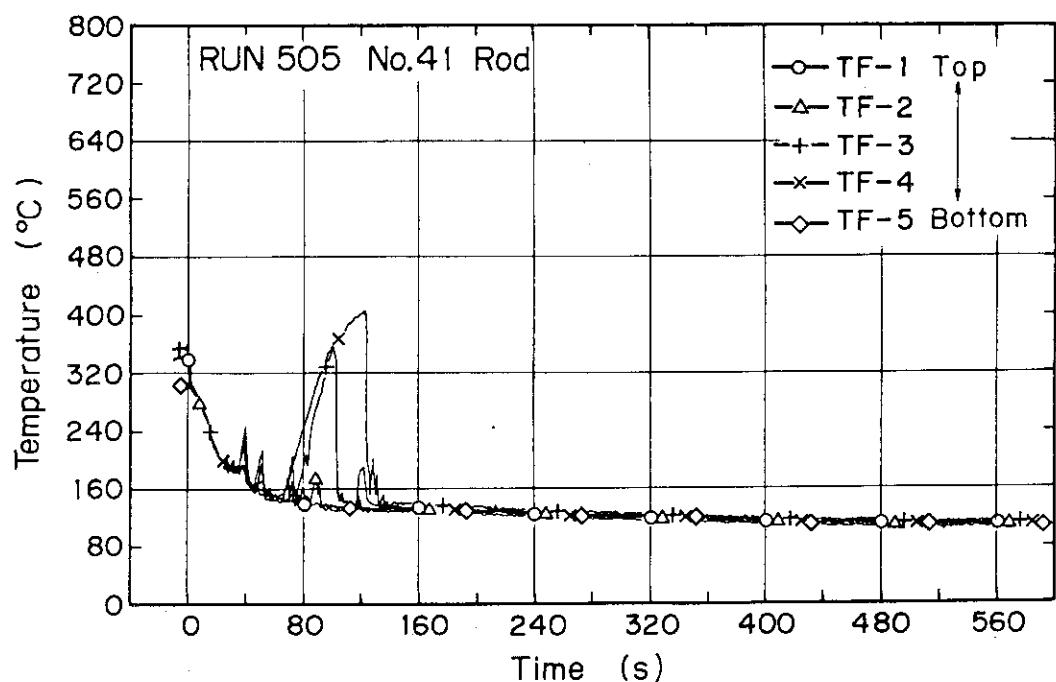


Fig. 3.24 Rod surface temperatures in RUN 505.

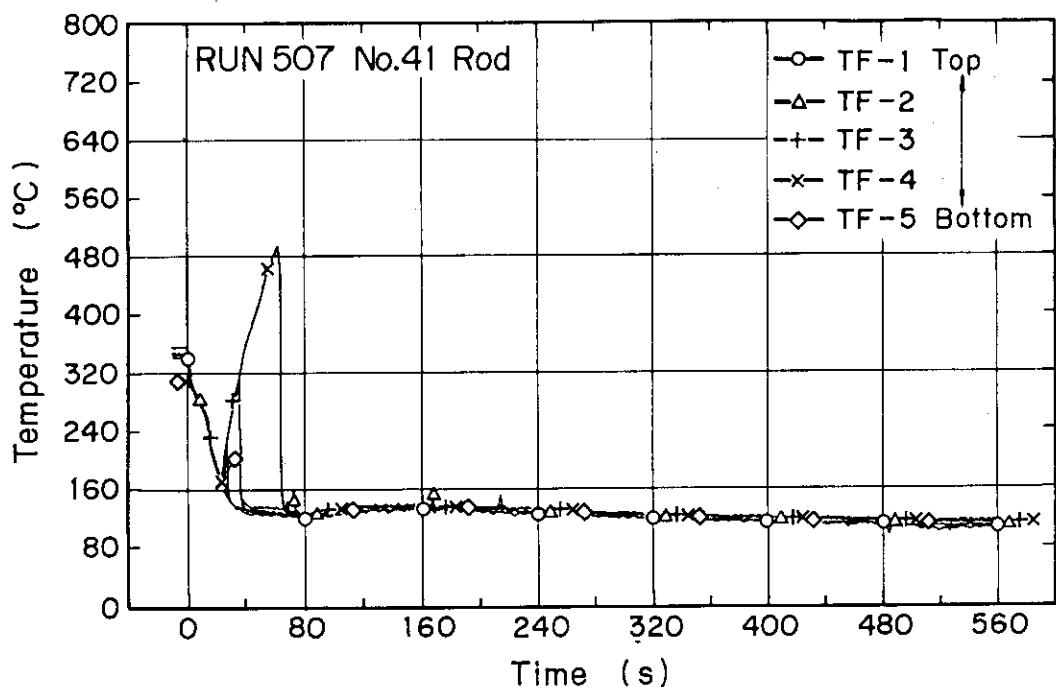


Fig. 3.25 Rod surface temperatures in RUN 507.

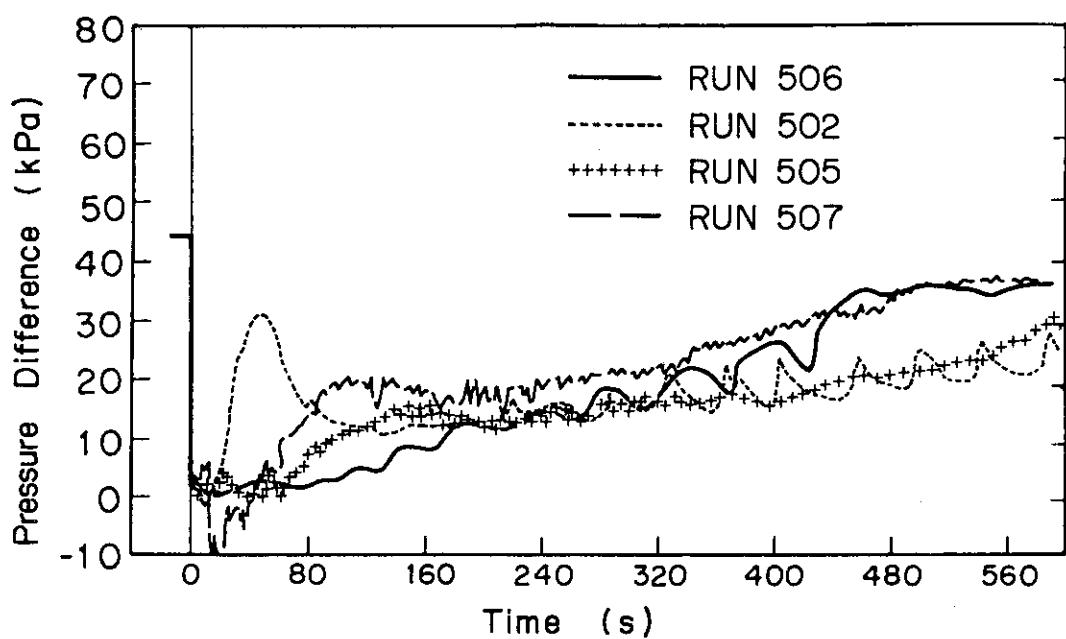


Fig. 3.26 Comparison of pressure difference between vessel top and bottom.

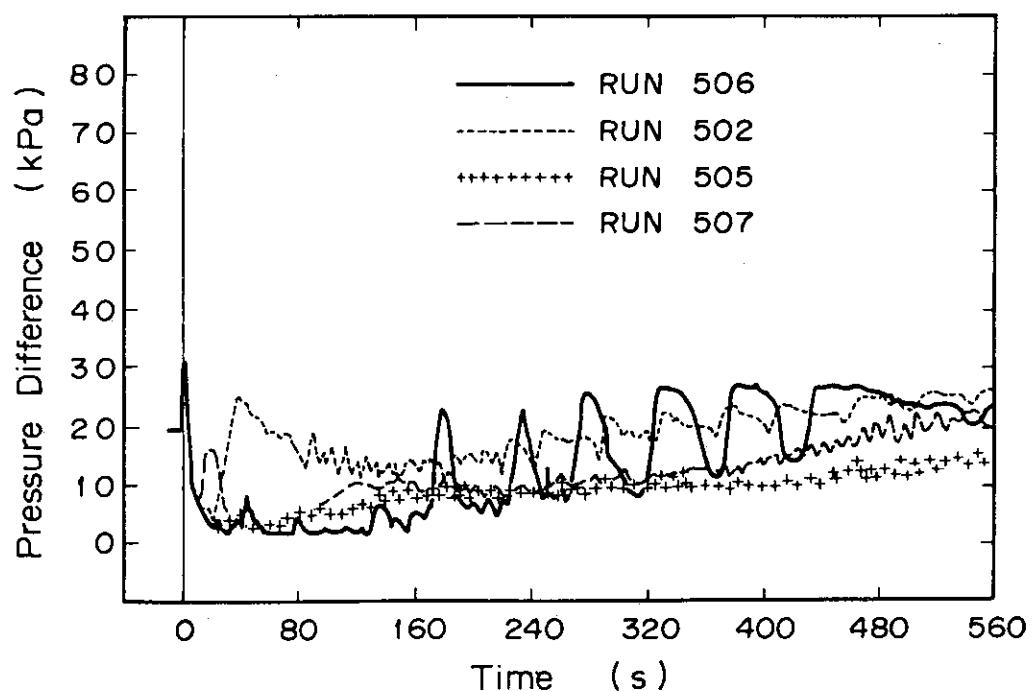


Fig. 3.27 Comparison of pressure difference in the downcomer.

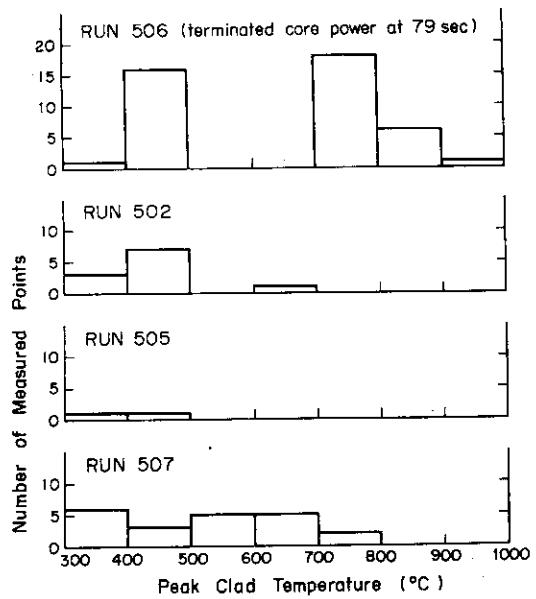


Fig. 3.28 Distribution of peak clad temperatures throughout each blowdown test.

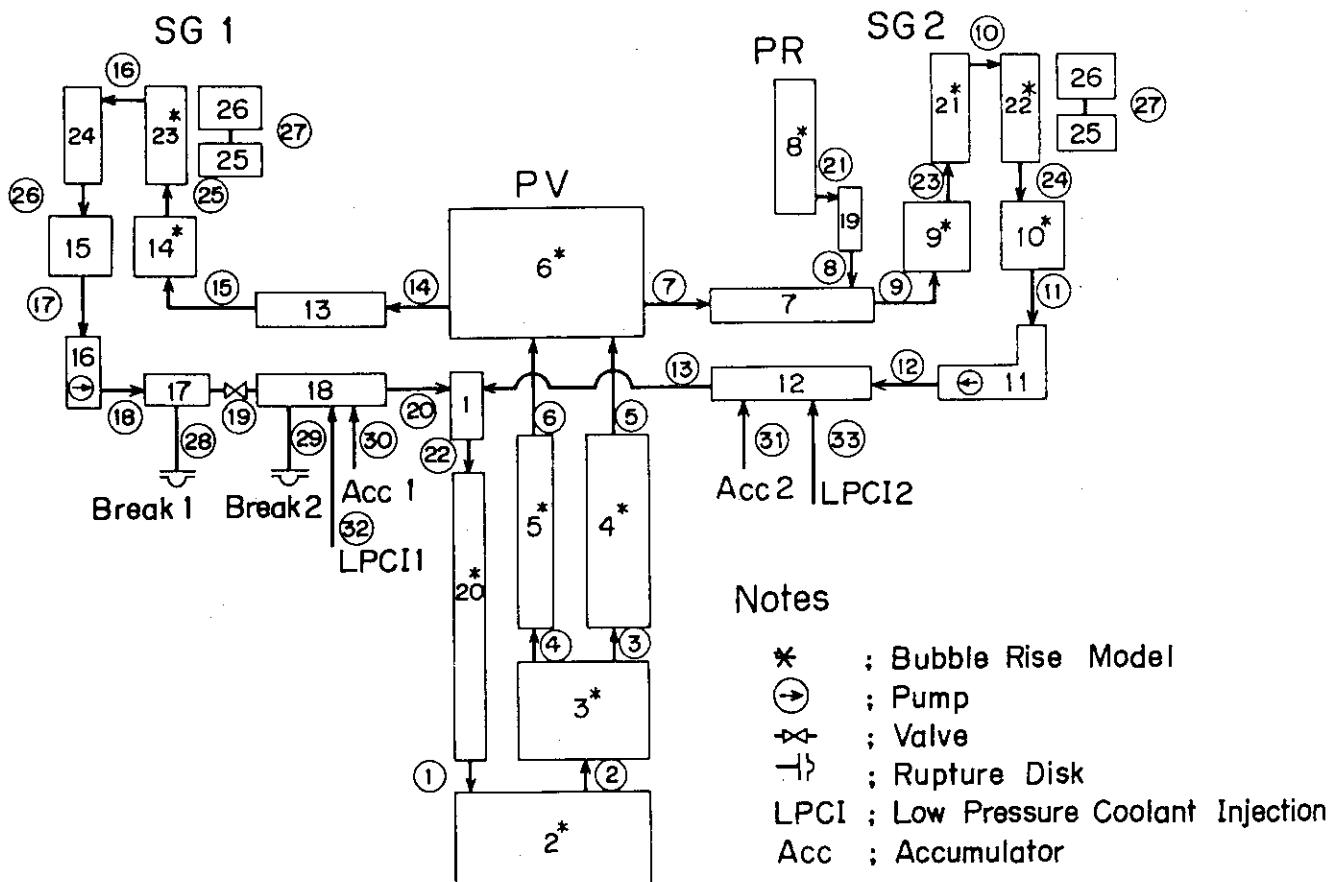


Fig. 3.29 Node and junction representation of the ROSA-II test facility for RUN 506.

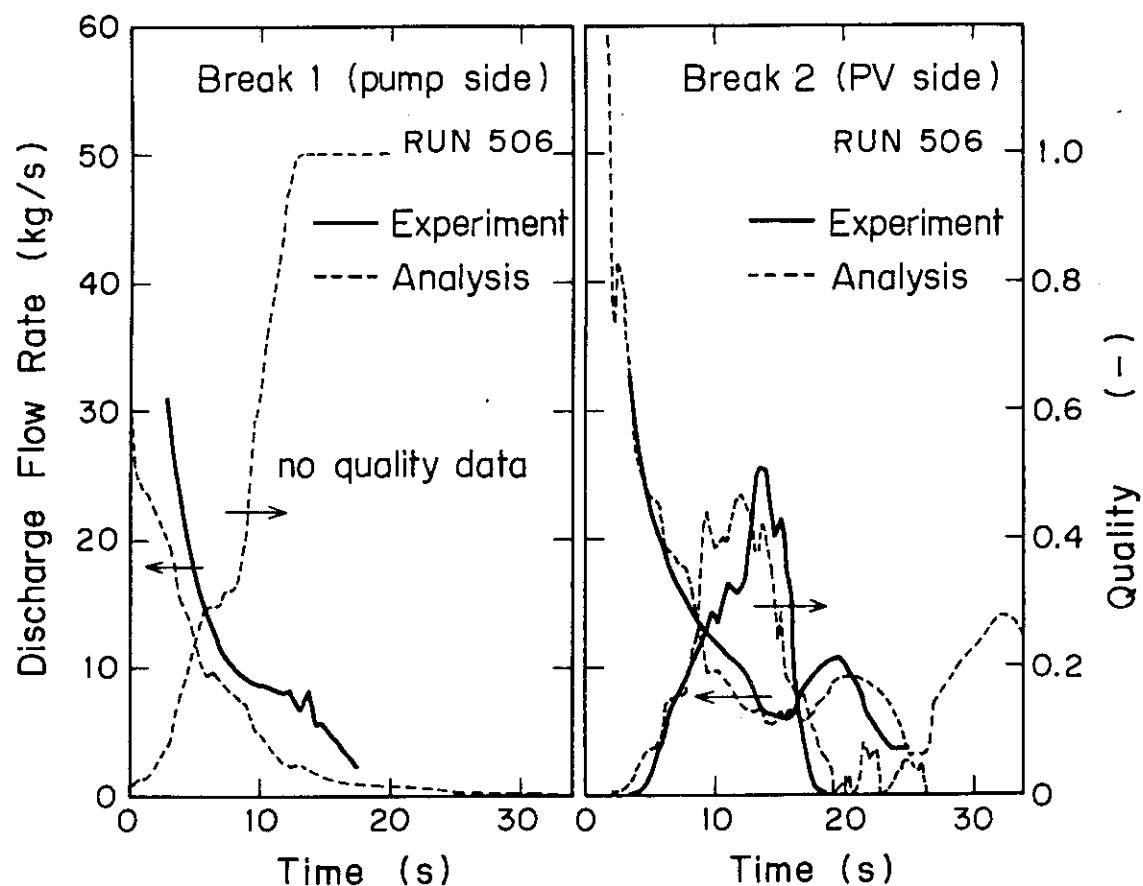
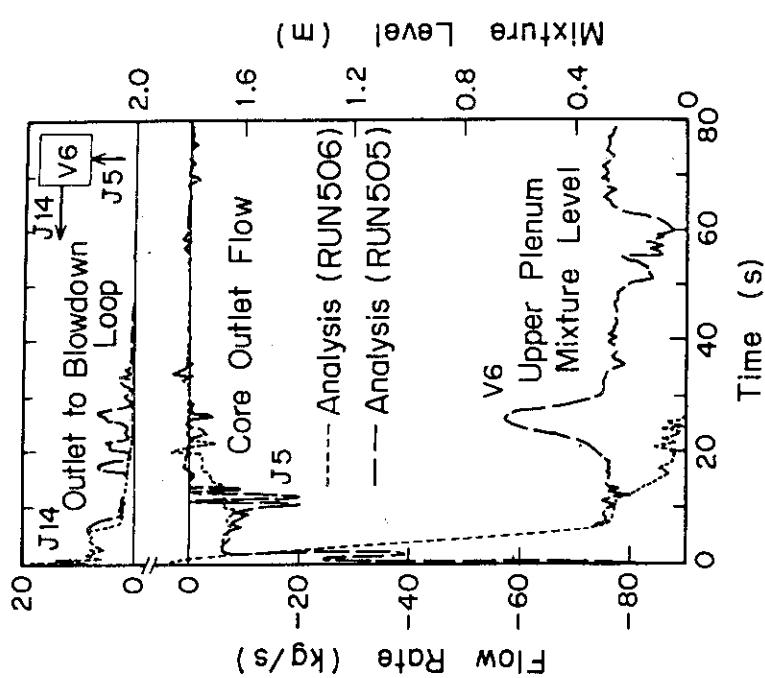
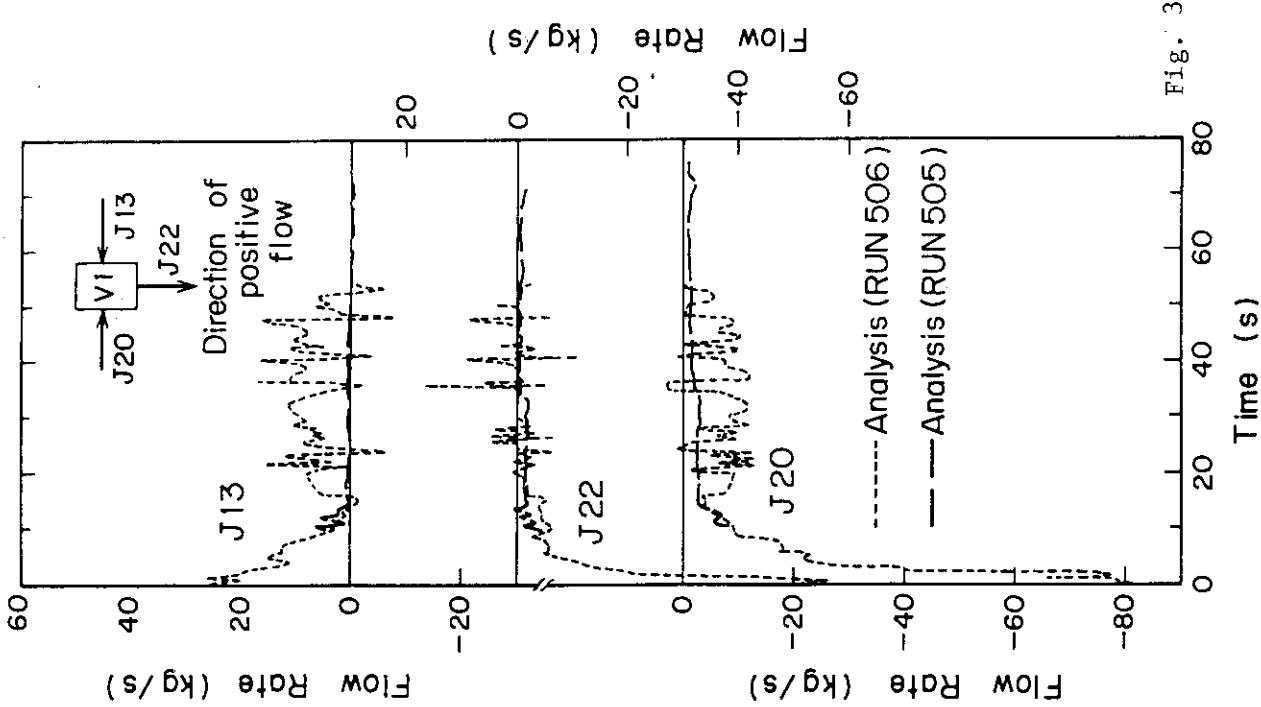


Fig. 3.30 Comparison of discharge flow rate and quality between experiment and analysis for the reference test RUN 506.



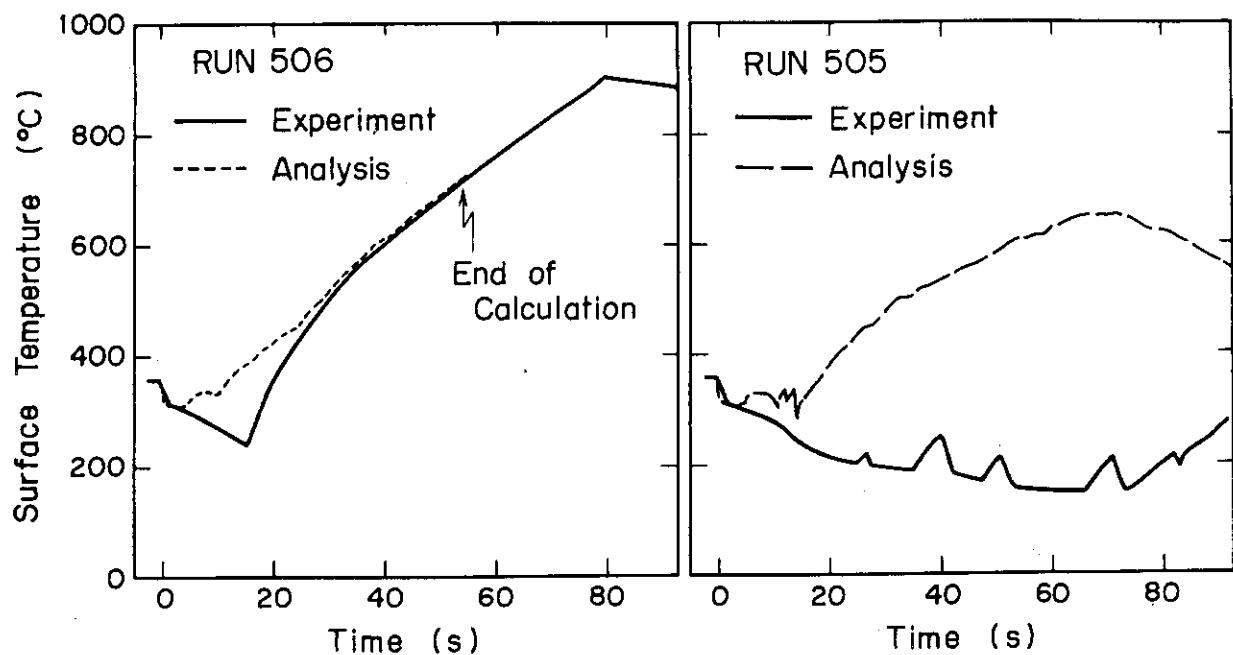


Fig. 3.33 Comparison of clad surface temperature at peak power between experiment and analysis for RUN 506 and RUN 505.

3.5 本章の結論

PWRの基本体系を模擬した ROSA-II 試験装置を用いて種々の条件での LOCA/ECCS 試験を実施し、一方 RELAP コードによる解析を行うことにより次の結論を得た。

- (1) プローダウン過程および ECCS 注水下における圧力容器とループ内の熱流動に関する基本事象の特性とその相互関連性について解明し、多くの知見を得た。

- 1 次系の減圧速度は破断面積を小さくすると減少するが、面積の縮小率の割には減圧に要する時間は長くならない関係にあった。この関係は高温側配管破断と低温側配管破断とではほぼ同等であったが、減圧時間そのものは高温側配管破断の方が長かった。
- PWR の標準的 ECC 注入方法を模擬した ROSA-II 試験では、ダウンカマ CCFL のため水がバイパス流出し、炉心冠水が遅く、燃料棒冷却は著しく悪かった。ただしダウンカマ間隙を広げるか、注水流量を増加させると炉心冠水が早まった。
- 同注入方法における試験では、圧力容器内蓄水量やループ内の流れに長周期の振動現象が発生した。これはダウンカマ壁、炉心、蒸気発生器を熱源とする流体移動を伴う振動で、一般性のある現象と解釈し得る。

- (2) RELAP-3 による予備解析で得た炉心冷却が破断初期から苛酷となる条件の試験を実施し、評価した。

- 口径 30.5 mm の部分破断と 2 つの破断口を独立させた 16.5 mm と 25.0 mm の面積配分破断とは、予測通り共に初期からの炉心温度上昇を示した。
- 両試験条件に循環ポンプ駆動力を 15 秒間付加した試験ではそれぞれ、30.5 mm 部分破断では炉心上向き流の傾向になり、炉心温度上昇が遅れたが、16.5 / 25.0 mm 配分破断では却って炉心下向き流を停滞させる傾向になり、炉心温度上昇を早めた。この様に炉心流停滞条件に対するポンプ駆動力の影響は微妙に変わり得る。
- コードの予測性能には二相流のモデルの不十分さから自ずと限界はあり得るが、その感度が重要でない条件で使用された時は、予測性能を發揮し得る。

- (3) 個々の注入系統の注入位置別の有効性について調べた試験の結果から、炉心冷却性能の優れた改良 ECC 注入方式を考案し、ROSA-II 試験による実証を行うと共に、コード解析によりこれを評価した。

- 最も冷却性能の優れた注入方式は、温水の Acc を上部プレナムに、遅れて冷水の Acc を下部プレナムに注入し、HPCI と LPCI は高温側配管に注入する方式であり、現用の方法より大破断において遥かに有効である。
- 圧力容器への注水ノズル追加を伴わない便法として、温水 Acc を高温側配管に、冷水 Acc を低温側配管のまま流量を上げて注入する方式も比較的有効である。
- Acc の追加設置を伴わない方法では、冷水 Acc は高温側配管に、LPCI は下部プレナムに、HPCI は高温側配管に注入する方式が有効であった。
- RELAP-4J による解析評価は、現用の方式はダウンカマにおける ECC バイパスが持続して炉心冠水を遅らすこと、最も有効な注入方式では上部プレナムの水が炉心に引込まれることなどを裏付けた。しかし CCFL のモデルがないために、CCFL が生じる状況では燃料棒温度を正しく計算しない。

4. BWR模擬試験におけるスプレー冷却の評価

4.1 研究目的と試験装置

BWRのLOCA時の非常用炉心冷却水注入による諸現象とその有効性について調べるため、4バンドルで実長の半分の長さの炉心を有する模擬試験装置、ROSA-IIIが製作され、試験が行われた。試験の主要な目的は次の通りである。

- ① 代表的BWRの体系をできるだけ正確に模擬した装置により LOCA/ECCS 試験を行い、炉心冷却に対する諸事象を理解し、その有効性を評価する。
- ② 得られた試験データを用いて既存の解析コードの予測性能を評価し、そのモデルの改良に寄与する。

この①の目的に対しては、従来他で行われていた試験⁽¹⁹⁾⁽²⁵⁾が1バンドル規模のもので、高さ関係の模擬も良くない等を更に発展させるよう4バンドル規模の最も大型の装置という形で実現させた。しかし建屋等の制約で炉心長は実長の半分とした。

しかしこれらの目的を為し遂げるには、総合模擬試験のみの実施では次の理由で不十分であると考えられた。

- ① 模擬装置の結果を実炉の規模に適用するのには限界があり、個々の現象を特定のものから一般性のあるものへと広げ得るものにして理解することが必要である。
- ② 通常ではこの種の非定常試験での詳しい計測は困難で、現象を定量的に理解し、記述するに至らない。

そこでこの様な不十分さを補うため、ECCSの評価試験としては特に重要なスプレー冷却に関する定常の個別効果試験等が、ROSA-IIIの全体計画の中に盛り込まれた。著者はこのスプレー冷却の試験をROSA-IIIの炉心バンドルの1つを利用して実施した。

バンドルのスプレー冷却の理解には次の様な点が従来欠けており、実験的に補う必要があった。

- ① 大気圧よりずっと高圧で、冷却の進行はどんな様子を示すか、冷却は均一に行われるか。
- ② スプレー水のタップレート上蓄水とキャリーオーバーはどの様な関係にあるか、CCFLによる落水流量は低圧時の関係式が適用できるか。
- ③ 炉心上部からの冷却と下部からの冠水による冷却の質的な違いはあるか。

個別効果試験の狙いは以上の事柄に置くこととした。

BWRのLOCA時の特徴的な現象の一つに下部プレナム・フラッシングがある。これは減圧が進んで下部プレナム水温の飽和点以下になると、そこで減圧沸騰が始まり、炉心への二相流の通過を促し、冷却はその間良くなる現象である。しかし、水が殆んど流出してしまえば、高クオリティ二相流から蒸気流となり、この時の圧力はまだ 30 bar 位はあり得る予測となる。この状態における上部からのスプレー冷却の効果を調べるために、試験装置の構成は 32 bar まで可能な、Fig. 4.1 ~ 4.4 に示すようなものとした。

テスト部のバンドルは ROSA-III の 4 バンドルのうちの 1 つを使用し、この流路管を上部に延

長して圧力容器外へ導くことにより残りのバンドルから独立させている。ボイラーより下部プレナムに導かれた蒸気は、このテスト部を通り、延長部から外管を通って凝縮器へ至る。凝縮器では熱交換法により流量、温度の測定を行い、この蒸気のクオリティが算出される。下部プレナムへ導く蒸気には、途中飽和水を混合させてクオリティを予め調節することも可能である。低圧スプレー系によりテスト部上部にスプレーされた水は、炉心上端タイプレートの多孔板を通過して炉心部に入れば、燃料棒冷却に寄与し、一部は蒸発するが、大部分が下部プレナムへ落下することになる。この水はダンプタンクへ落下して溜るが、この蓄水頭を差圧計で測定し、その変化率を求めれば落下流量が知れる。

上部プレナム部の流路構造とスプレー・ノズル位置の詳細をFig. 4.2に示す。タイプレートにより上部挿入管下端までの高さは、BWRの気水分離器下端までと等しく取っており、また出口ノズルの高さは、気水分離器の上昇管の最高位置に相当している。スプレー・ノズルの広がり角度は、電気結線の格子のある位置で流路幅いっぱいとなり、タイプレートはその下方にあるので、スプレー水がタイプレートを直撃することはない。

燃料棒バンドルは8×8配列から成り、発熱長は1.8 mである。中央の1本は非発熱のウォーターロッド(A 55)で、これを含め表面温度計測は1本置きに行っている。

タイプレートの流路孔はFig. 4.4に示すような方形のもので、総流路面積では、発熱長が実炉の1/2であるので、発生蒸気量が1/2でも流速が等しくなるよう、実炉の1/2にしてある。

試験の手順は一定の蒸気流量を与えて、テストバンドルに電力を加え、所定の表面温度になった所でスプレーを開始するという方法によった。なお、バンドル発熱なしのスプレー水挙動試験もある。スプレー流量はBWRからの縮尺比で15 l/min (0.24 kg/s) を基準にその前後とした。バンドル出力は崩壊熱の初期値相当の140 kWとした。他の主な試験条件は次の通りである。

系 壓 力	6, 11, 31 bar
蒸 気 入 口 流 量	0.04 ~ 0.1 kg/s
蒸 気 ク オ リ テ ィ	0.75 ~ 1.0
ス プ レ ー 流 量	5 ~ 25 l/min (0.08 ~ 0.4 kg/s)
ス プ レ ー 水 温	25 ~ 110 °C
炉 心 出 力	140 kW
燃 料 棒 初 期 温 度	400 °C

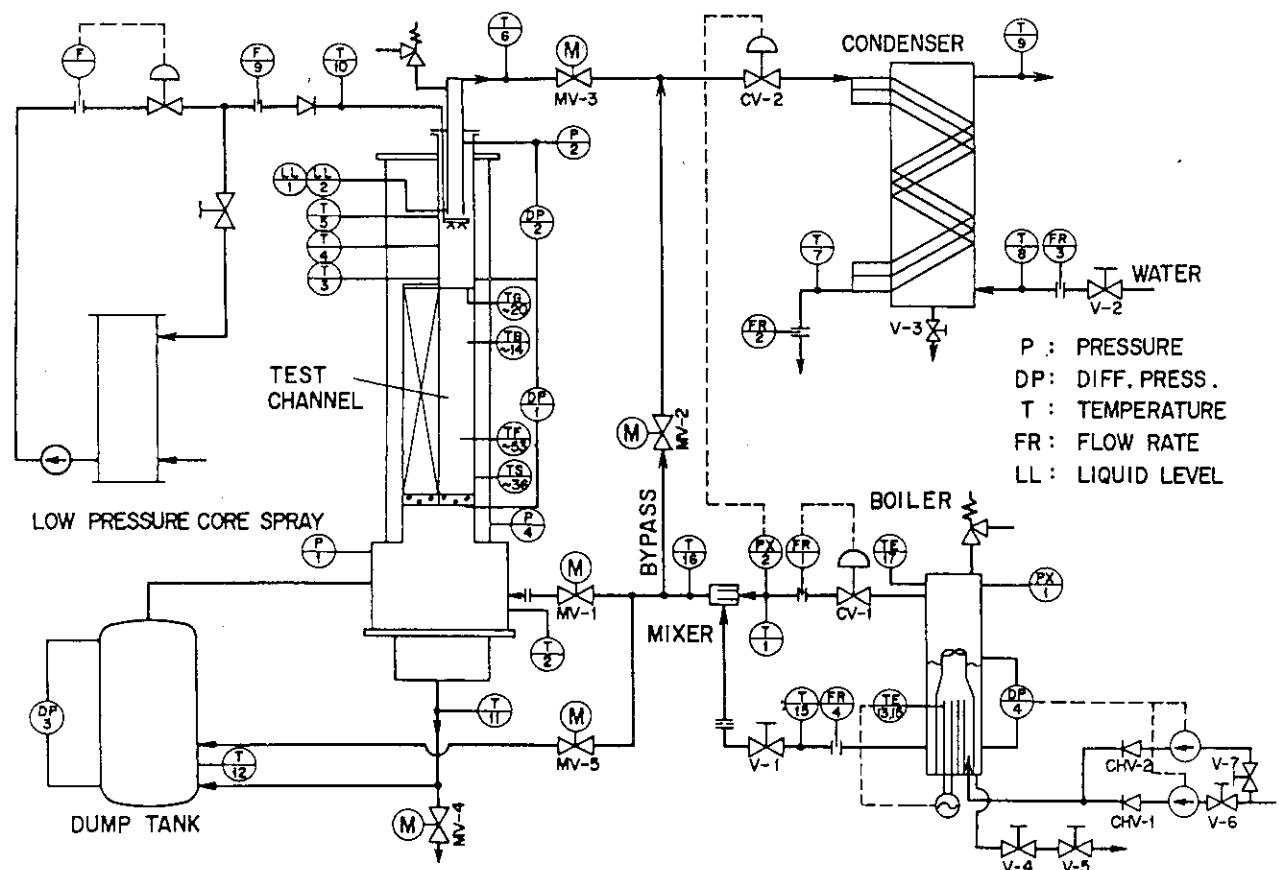


Fig. 4.1 Flow diagram of spray cooling test.

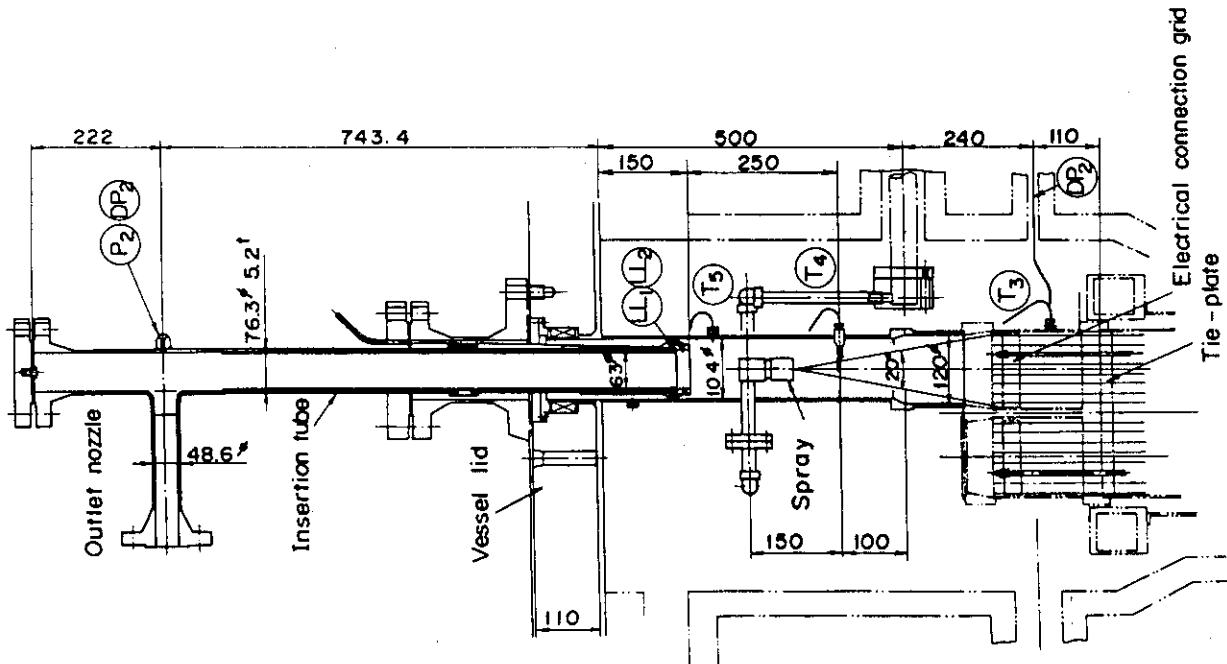


Fig. 4.2 Composition of upper plenum for the spray cooling test.

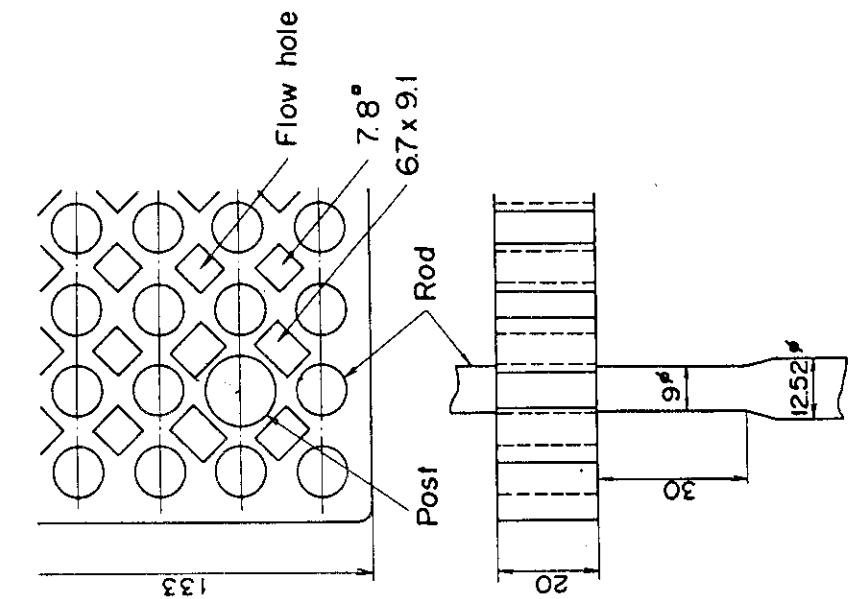


Fig. 4.4 Configuration of flow hole on the tie-plate.

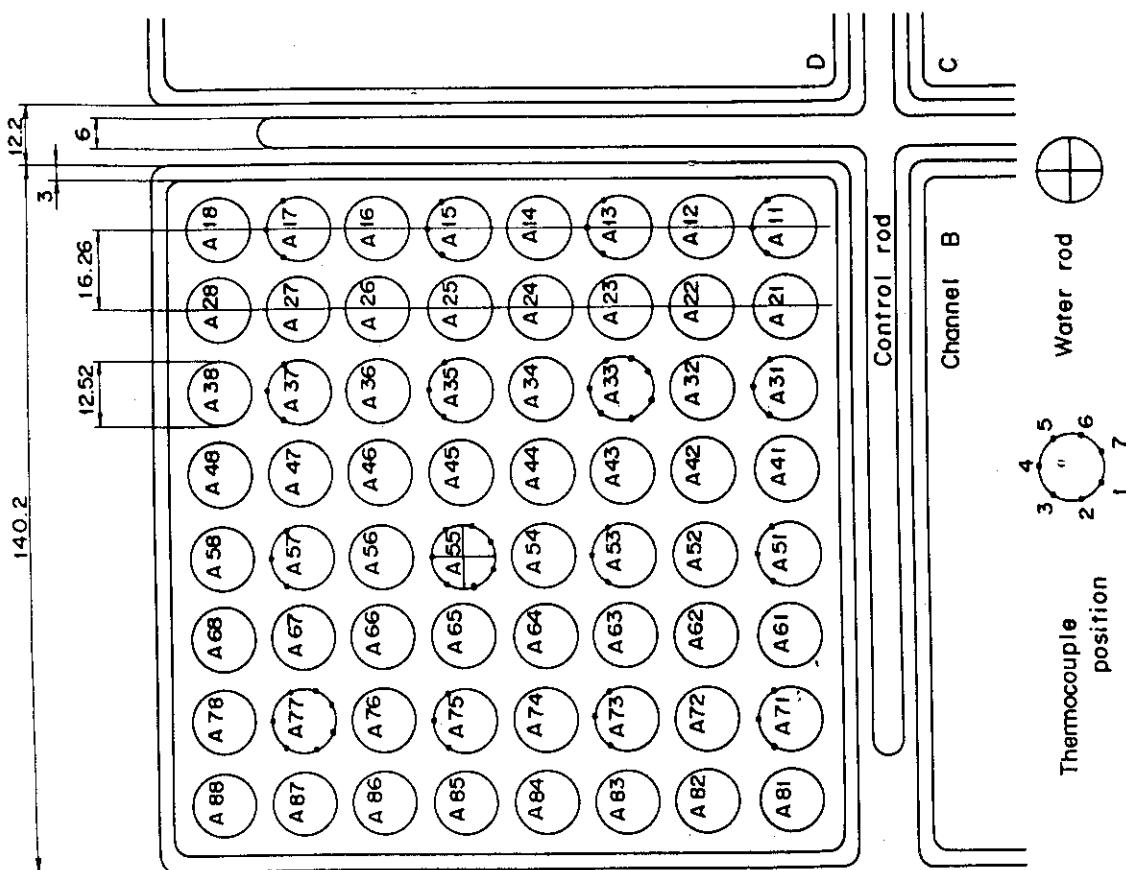


Fig. 4.3 Composition of rod bundle and measurement locations.

4.2 スプレー冷却の基本特性と冷却有効性の検討

4.2.1 データの解析法

炉心発熱があるとタイプレートの上昇蒸気流量は、供給流量に炉心での蒸発量を加えたものでなければならない。また正味の落下流量はこの蒸発量と炉心部への蓄水量も加算される。これらは直接測定できないので、次のバランス式から計算により求めた。記号の説明は位置的関係が分かり易いよう Fig. 4.5 で示してある。

圧力容器内の質量バランスは

$$W_1 + W_2 = W_{W1} + W_{W2} + W_{W3} + W_4. \quad (4.1)$$

圧力一定のもとでは、炉心における蒸発量と上部プレナムにおける未飽和水注入による凝縮量はそれぞれ、

$$W_{S1} = W_3 + (1 - X_1) W_1 - W_{W1} - W_{W2}, \quad (4.2)$$

$$W_{S2} = (1 - X_4) W_4 + W_3 + W_{W3} - W_2, \quad (4.3)$$

上部プレナムにおける蒸気流量のバランスは

$$W_{S0} = W_1 X_1 + W_{S1}. \quad (4.4)$$

一方エネルギーバランスは圧力容器内について

$$\dot{Q}_1 + W_1 h_1 + W_2 h_2 = \dot{Q}_2 + \dot{Q}_3 + W_{W1} h_7 + W_{W1} h_l + W_{W3} h_3 + W_{M3} \frac{dh_3}{dt} + W_4 h_4. \quad (4.5)$$

通常上部プレナムの水温変化は十分小さいので $dh/dt = 0$ とし得る。また炉心における蒸発量は伝熱量に一致し、

$$W_{S1} (h_v - h_l) = \dot{Q}_1 - \dot{Q}_2 - \dot{Q}_3. \quad (4.6)$$

次に凝縮器については

$$W_4 (h_4 - h_8) = W_5 (h_6 - h_5), \quad (4.7)$$

$$h_4 = X_4 h_v + (1 - X_4) h_l \quad (v: \text{saturated vapor}, l: \text{liquid}). \quad (4.8)$$

が成り立つ。これらのうち熱損失量 Q_2 は実験的に次のスプレー注水なし、炉心発熱なしの状態において求めておくことができる。

$$W_2 = W_{W2} = W_{W3} = W_{M3} = 0, \quad \dot{Q}_1 = \dot{Q}_3 = 0.$$

以上の中で非測定量は Q_3 , X_4 , h_4 , W_{S0} , W_{S1} , W_{S2} , W_{W2} および W_3 の 8 つであるから、上記の 8 つの式を使ってそれぞれ測定量から求めることができる。

4.2.2 スプレー水のエントレインメント

スプレー水のどの割合が炉心に届き、どれだけが上部プレナムからそのままエントレインメン

トとして蒸気流に持ち去られるかは重要な問題である。蒸気流量は先述のようにLOCAの条件で大きく変わり得るが、大破断において下部プレナムフラッシングによる水の流出が終り、スプレーの炉心への侵入が始まる前の条件においては、かなり低流量であるものと想定される。この流量を1バンドル当り 0.06 kg/s までとした。

スプレー水の流量と水温を変え、エントレインメントの割合を2種の圧力について調べたものがFig. 4.6であり、その流出二相流の水の存在率を示したものがFig. 4.7である。高圧で低スプレー水温の場合のみ圧力容器入口のクオリティは0.8を行った。この図から見られるのは、スプレー流量の増加と共にエントレインメント量も増えるが、その比率は30%を越えていないことである。水温が低い方がエントレインメントが少いのは、蒸気がより多く凝縮され、水を持ち去ることができにくくなるためと考えられる。また蒸気流の入口クオリティが低い場合の方が、出口エントレインメント量が多く、水率でも多くなっており、二相流中のミストはエントレインメントと共に流出する傾向を示している。これらの条件下でスプレー流量を更に多くすると、全蒸気流量が凝縮されるようになり、水は流出できないで炉心にすべて落下し始める。圧力はこの時点から一定に保てなくなり、減圧が始まること。

4.2.3 タイプレートCCFL条件

タイプレートにおいてCCFLが生じれば、水はタイプレート上に一旦溜ることになり、蓄水量が一定になった所で、CCFLによって規定される落下流量以外の部分はすべて上方へ流出することになるが、与えた蒸気流量ではこの条件は生じなかった。すなわち、⁽⁴⁹⁾ Wallis の無次元流速の関係式

$$\begin{aligned} j_g^{*1/2} + m j_f^{*1/2} &= C \\ j_i^* &= j_i [\rho_i / g D_h (\rho_f - \rho_g)]^{1/2} \quad (i = g \text{ or } f) \end{aligned} \quad (4.9)$$

ここで j_i は各相のみかけ流速、 D_h は流路の等価直径

により求めた関係では、 m と C の値を最大値とされている1.0と仮定した場合、11 barにおいてタイプレート蒸気流量 0.06 kg/s のとき、スプレー流量が極小であってもCCFLが生ずる計算になるが、 25 l/min まで増加させても全量が炉心に落下した。蒸気供給流量に限界があるので、それ以上の蒸気流量条件では調べられなかったが、既に(4.9)式の予測範囲外の現象を示している。

炉心発熱を与えると、落下した水の蒸発により蒸気流量が増加するため、多くの場合にCCFLが生じ、タイプレートの上に蓄水が生じた。Fig. 4.8に示す白丸は、蒸気流量を供給限界値の 0.09 kg/s に設定し、スプレー流量、水温、炉心温度、出力などを前述の範囲内で変化させた場合の(4.9)式の関係に対するプロットで、実験点のはうがより多くの落水を生じさせることを示している。これにより先の炉心発熱なしの場合にはCCFLが生じず、スプレー全流量が落下していたことが説明される。すなわち Wallis の(4.9)式の表示よりも多くの落水量を(言い換えれば、ある落水流量の制限値はより高い蒸気流量で発生することを)タイプレート多孔板では示すのである。

次に Bankoff⁽⁵⁰⁾は特性長 w を用いた次の表示を多孔板について提案している。

$$H_g^* \sqrt{2} + H_f^* \sqrt{2} = 2.0 \quad (4.10)$$

$$H_i^* = j_i [\rho_i / g w (\rho_f - \rho_g)]^{1/2} \quad (i = g \text{ or } f)$$

この表示に対する測定点が Fig. 4.8 に黒丸で比較してある。この場合は測定点の方が落水流量が低めに来るのが見られる。考えられる不一致の理由としては、(4.10) 式は孔数が 15 以上と少い場合で大気圧付近のデータについてしか確認されていないことなどがあろう。これらについての更に詳しい検討は PWR の再冠水現象との関連で実験を行った結果を後章に論じてある。

タイププレートで CCFL が生じていると、スプレー水の落下できない部分は上部プレナムに一旦溜り、上部から流出することになる。この時の上部プレナムの差圧から求めたボイド率を、流出割合との関係で示すと Fig. 4.9 になる。この様に典型的な事故条件における流出割合は、Fig. 4.6 の CCFL なしの場合より多い 30 ~ 50 % になり、ボイド率では 70 ~ 90 % になっている。この様な状態ではスプレーノズルは二相流中に没しており、未飽和水は水温測定値によると、ノズルより 10 cm 以上届くことなく蒸気と混合され、飽和水となる。従ってタイププレートまで未飽和水のまゝ到達することはない。BWR の広い空間にこのことを当てはめた場合、飽くまで平均値として言えることであって、局所的な偏りが生ずれば、未飽和水のタイププレート通過も有り得ないとは言えない。

4.2.4 燃料バンドル内の冷却分布

(1) 上部からのクエンチ

燃料バンドルのスプレー水による冷却は、下部からの再冠水が始まるまでは、上部から炉心を落下する水によって直接的に行われる。この間の冷却がバンドル内で平均的に十分なものであるかどうかを種々の条件の試験データについて調べた。Fig. 4.10 は冷却状況を示す 1 例で、31 bar における、CCFL が生じずにスプレー水が落下した状況での 2 本の発熱棒の温度挙動である。この 2 本の棒はバンドル中央付近にあって、互に間に 1 本を隔てただけの位置関係にあるが、冷却挙動は大きく異っている。更に注目すべきは、冷却の悪かった方の発熱棒(A-53)のみか、冷却の良かった方の発熱棒(A-35)においても一時的な温度再上昇が見られ、冷却水のときれを示している。この様なときれによる温度の再上昇は広く認められ、上部からの水の冷却の不均一性と不安定性を示すものである。低圧の場合などで CCFL が生じる条件になると、落下水量が減り、冷却は全体に更に悪化して、早期に制限温度による電力停止に至ることになる。

冷却の不均一性についてもう少し詳しく見るために、CCFL の生じた 1 例について、燃料棒毎にクエンチがどの様に進行していくかを図に表わしたのが Fig. 4.11 である。燃料棒毎には早期にクエンチされたものもあれば、電力停止後長く遅れてクエンチに至ったものもあり、中央棒と周辺棒とで法則性は見られない。この時のクエンチ進行速度を算出すると、0.47 ~ 4.1 cm/s の広い範囲に渡っており、水の偏りによる依存性が大きいものと思われる。また電力停止の前後でこの速度に目立った違いは見られない。

バンドル内の分布を表わすために、半数の計測棒がクエンチした 255 秒時点でのクエンチの分布状況を図示したものが Fig. 4.12 である。この例では図の右上が先行してクエンチされ

ており、非発熱のウォータ・ロッドに始まって隣接棒にクエンチが波及していく状況が、その順序から読み取れる。しかしそれ以上の規則性がある様には見られず、他の例ではまた異った冷却分布を示すように、一般に不均一、不規則な冷却となっている。

周囲チャネル・ボックスの壁温についても位置による冷却の良否と、輻射による再上昇などの不安定性を示し、水の落下は全体として偶々早く冷却した所を伝わって偏る傾向が強いと言うことができる。この様な状況では落水の効果が及ばない位置では冷却は極めて悪く、温度上昇は下部からの冷却が始まるまで続くことを現実には想定しなければならない。

(2) 下部からのクエンチ

スプレー水は落下により下部プレナムに溜り、水位が炉心に達すると再冠水が始まる。この状況を、蒸気供給を止め、炉心下端まで水を満した状態で上部からスプレーすることによって模擬した。スプレー流量を変えた2試験例についてFig. 4.13にデータの比較を示す。スプレー流量の小さいRun 46では冷却が悪く、142秒で制限温度による電力停止となった。そのためクエンチ位置より下にはボイド発生がなく、水位とクエンチ位置はほとんど一致して進行した。これに対し、Run 47ではスプレー流量が多いため冷却が比較的良好、電力停止は440秒まで起きなかった。電力供給中クエンチ位置は実水頭より先行する形で上昇した。このことは、ボイドによる水位の上昇や液滴の発生で、クエンチ位置より上方の予冷が効き、それが温度上昇を低く抑えたことを意味しており、下部からの冠水中の冷却性が相対的によいことが言える。クエンチ位置の発熱棒間の不ぞろいはほとんど見られず、均一性の良い冷却形態である。この装置構成では落下した水は他の3バンドルへも等しく溜ることになるため、実際の冠水速度はこの4倍速いことが期待できる。しかしクエンチ進行速度は主として未クエンチ点の温度で決まる現象である⁽⁵⁾ため、そのまま速くなる訳ではない。けれども液滴発生量増大による予冷効果の増加があることになり、温度上昇は抑えられる。なお、これらの例におけるクエンチ進行速度は、発熱中央高さ付近で0.5 cm/sであった。

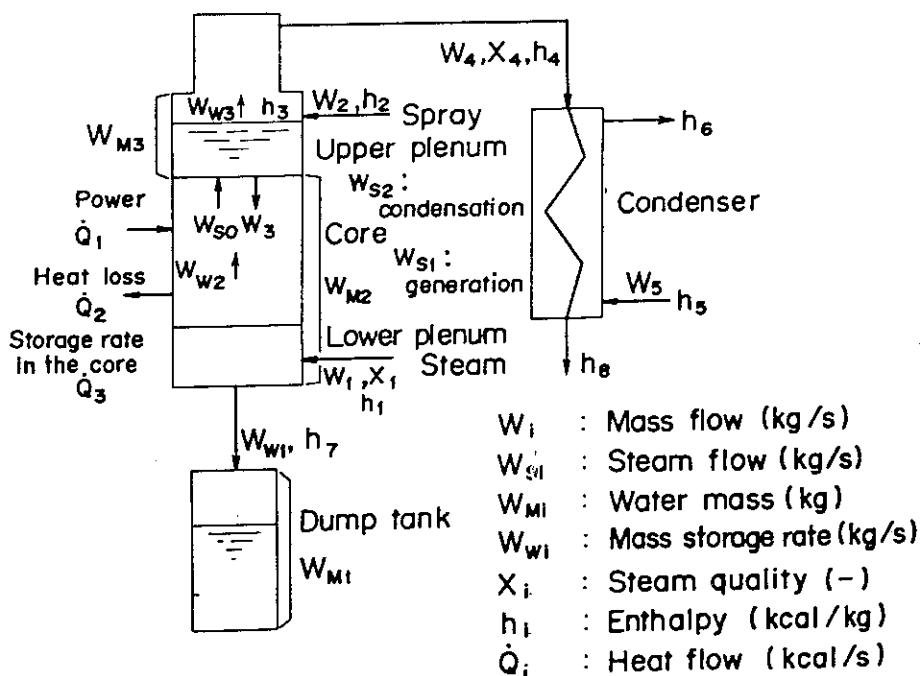


Fig. 4.5 Description of nomenclature used in equations.

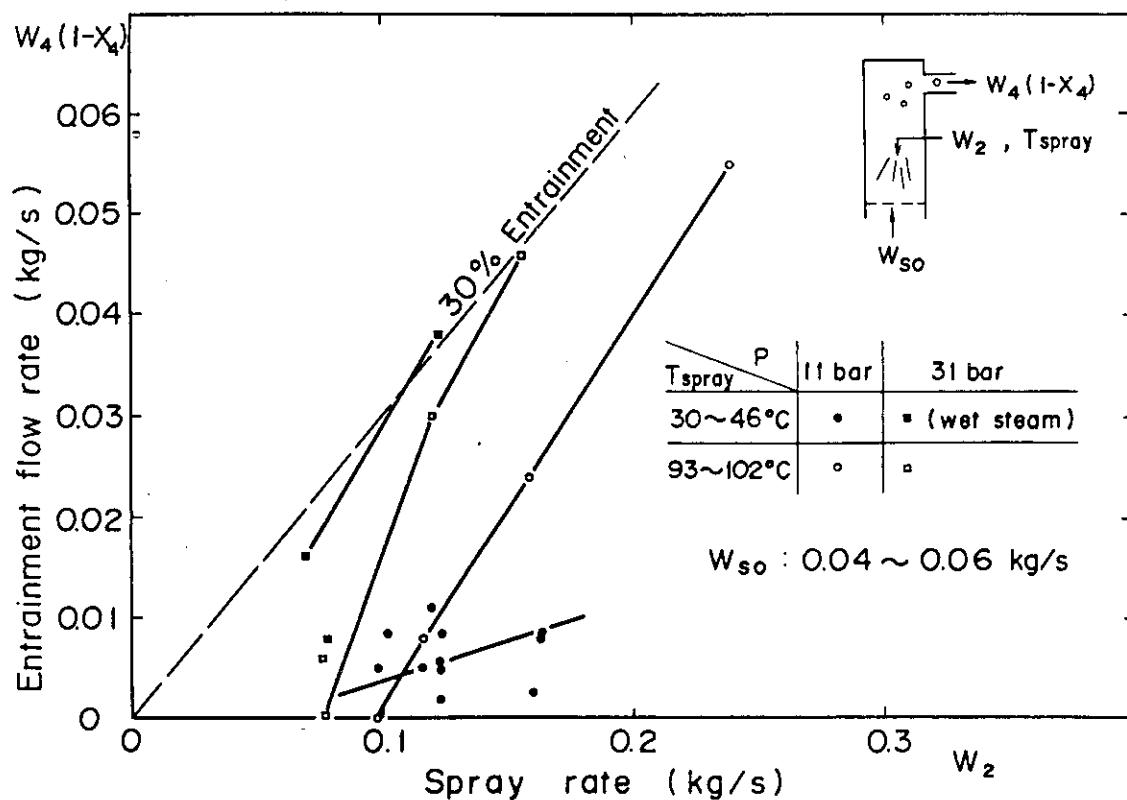


Fig. 4.6 Entrainment flow rate versus spray rate with different pressures and spray temperatures under zero core power condition.

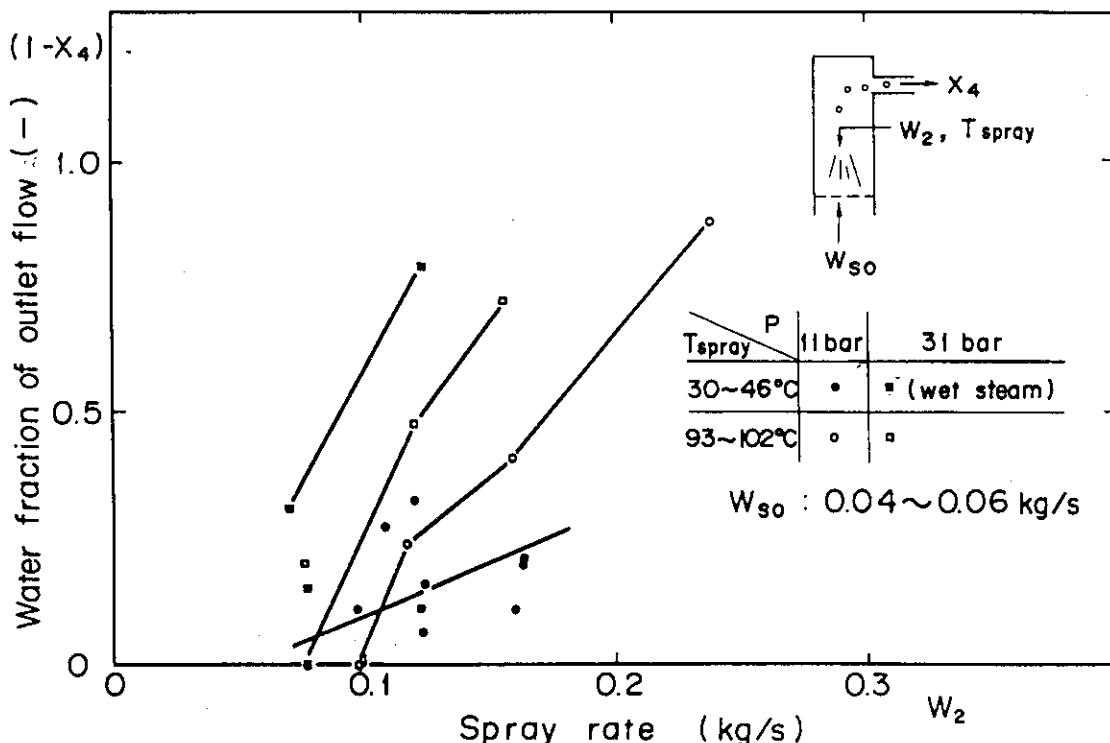


Fig. 4.7 Water fraction of outlet flow from the upper plenum versus spray rate with different pressures and spray temperatures under zero core power condition.

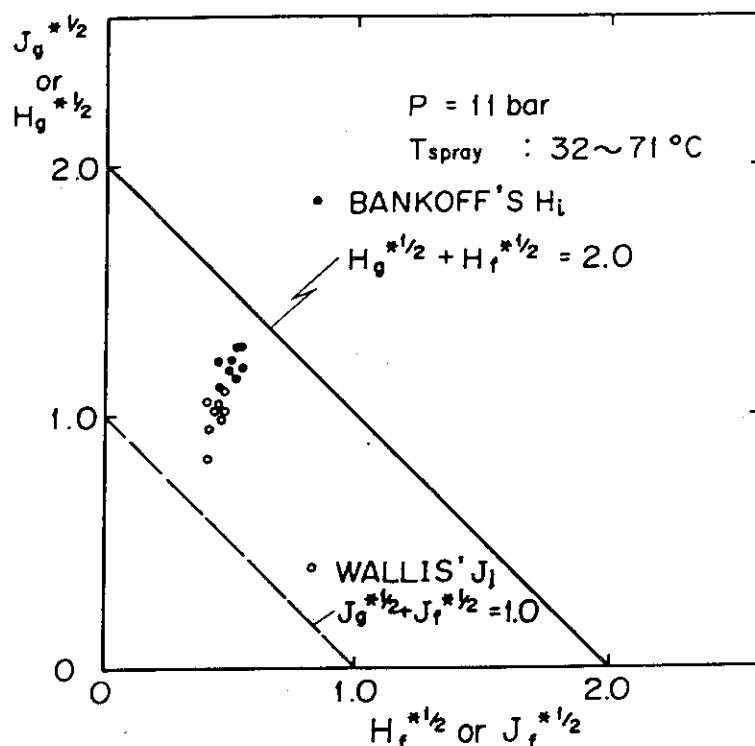


Fig. 4.8 Comparison between CCFL correlations and experimental data for upper plenum spray during top quenching in the core.

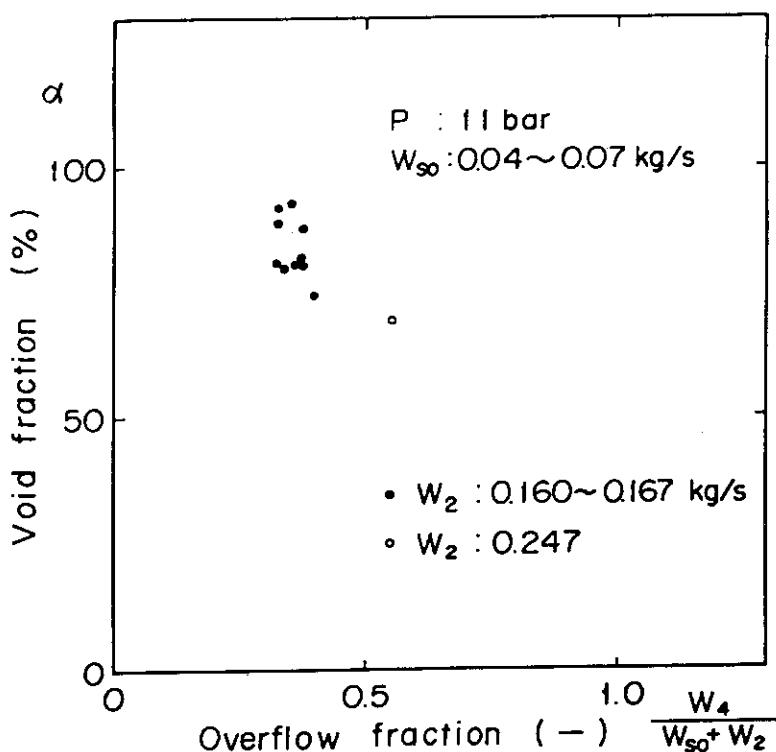


Fig. 4.9 Average void fraction in the upper plenum during CCFL occurrence.

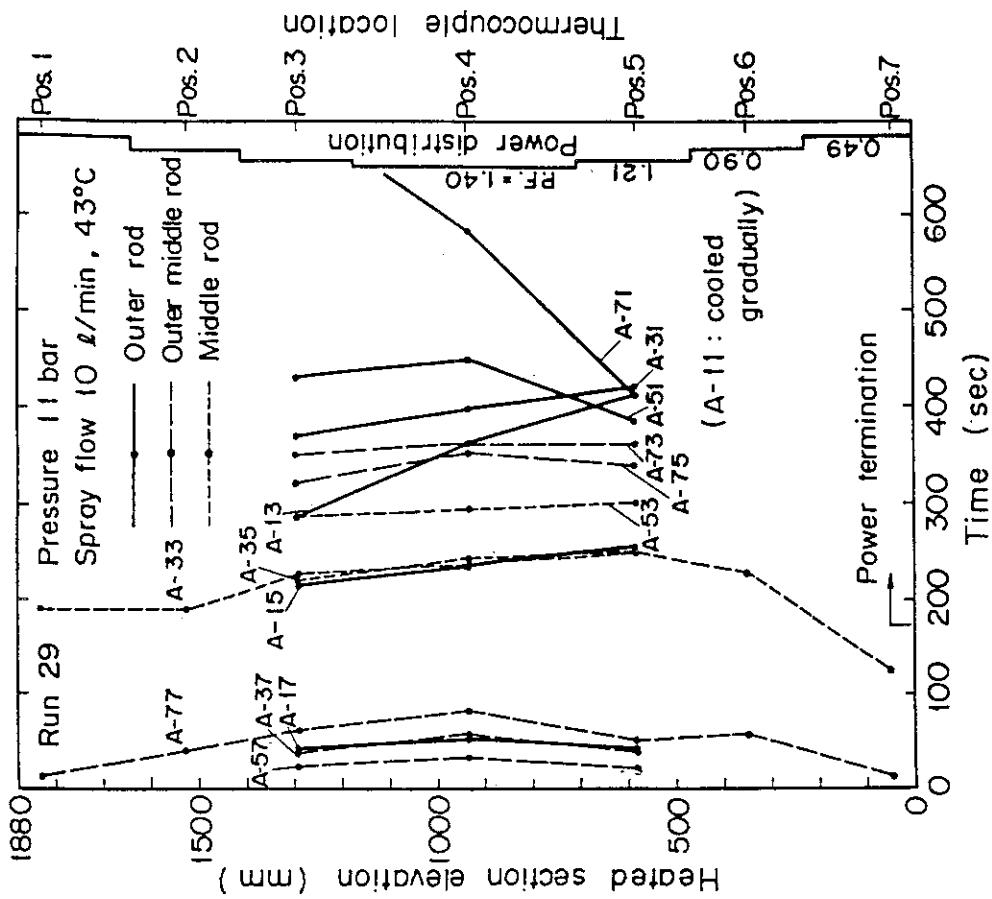


Fig. 4.11 An example of asymmetrical top quench behavior of rods in a bundle.

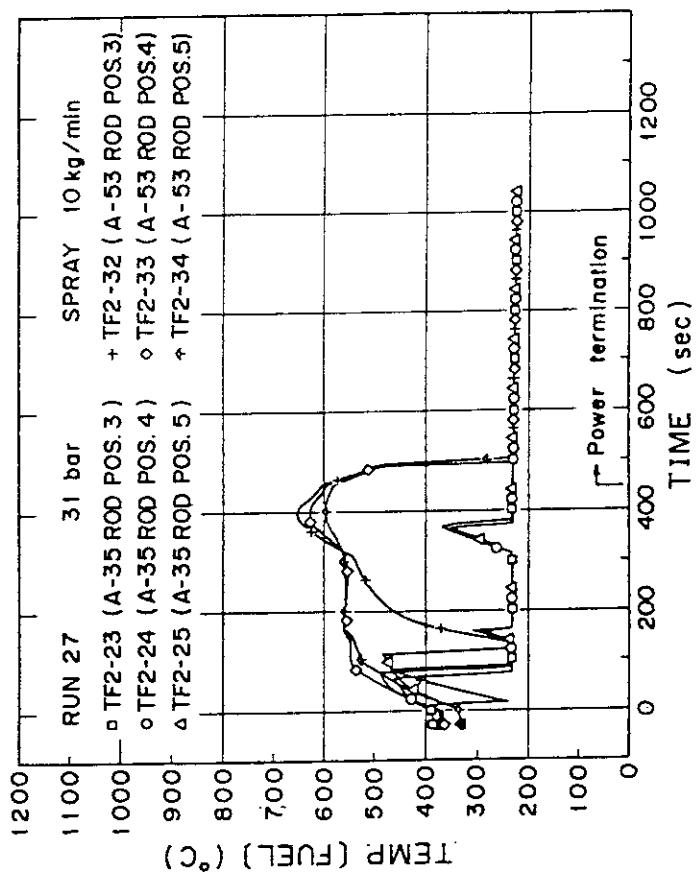


Fig. 4.10 An example of irregular and unstable top quench behavior of rods during spray.

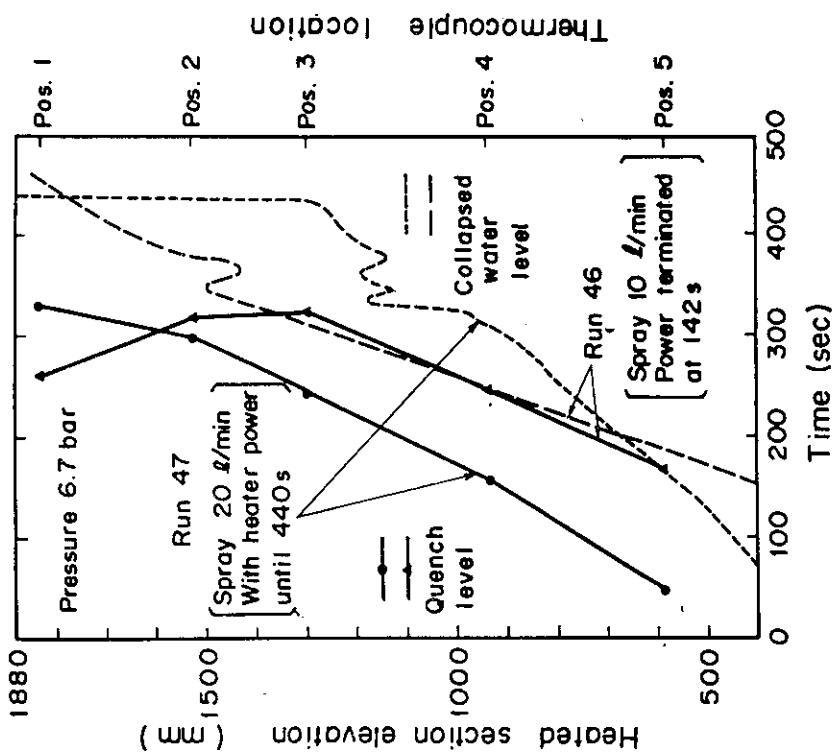


Fig. 4.13 Effect of spray flow rate and core power on reflood level and rod quench.

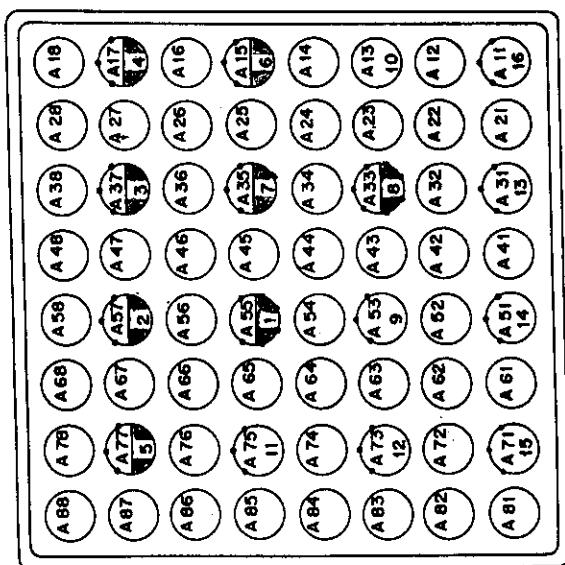


Fig. 4.12 Rod bundle cross-sectional quench pattern for Run 29 at 255 s showing one-half of the bundle quenched.

4.3 本章の結論

BWR の LOCA 模擬試験装置 ROSA-III の炉心部の 1 バンドルを用いてスプレー冷却に関する高圧の個別効果試験を実施し、次の結論を得た。

- (1) スプレー水はタイプレート上蓄水がない場合、種々の条件においてその 30 % 以上の流量が蒸気流に持ち去られることはなく、残りは炉心に落下した。
- (2) 炉心発熱がない場合、与えた上昇蒸気流量に対して Wallis の関係式で予測される水の供給流量では CCFL は生じずに、水は全てタイプレートを落下した。炉心発熱がある場合は、蒸発蒸気が加わるため CCFL 条件が生じて落水流量は制限された。この条件は Wallis の関係式による流量より高く、Bankoff の関係式による流量よりは低い値で実現した。
- (3) CCFL 発生条件下におけるタイプレート上蓄水のボイド率は高く、スプレーノズルは二相流中に没して未飽和水がタイプレートに到達する状態にはならなかった。
- (4) 上部からの燃料バンドルの冷却は不均一性が強く、不安定なものであった。落下する水の局所的な偏りがその原因であり、一般的に上部からの直接的な冷却効果を期待することはできない。
- (5) 下部からの冠水によるバンドルの冷却は、均一性が強く、液滴流による冷却効果が上方に及ぶので有効であった。

5. 再冠水過程の大規模試験装置による研究

5.1 研究目的と試験装置

軽水炉 LOCA 過程の最終段階における再冠水過程についての実験研究の多くは、ブローダウン過程と切離し、独立に再冠水過程のみを模擬する装置によって行われる。その理由は主として装置の取扱いの面で圧力や流量範囲の制御、計測の精度を高く維持できるなどの合理性による所が多い。解析コードも対象とする伝熱現象の範囲や質的な違いなどのため、ブローダウン・コードとは別に開発され、後で組合せられることが多い。これまで再冠水現象に関して多くの実験的、解析的研究が行われてきたが⁽⁵²⁾、その蓄積の上にできるだけ大型の装置による実験研究が必要とされるようになった。それは小型の装置では狭い流路において流動現象が1次元的になり、実炉の炉心、上下プレナム、配管などで想定される2次元的、3次元的な熱流動現象の効果についての理解の不足が考えられるからである。そこで大型再冠水効果実証試験が日本原子力研究所において国の特別会計によって始められた。⁽⁵³⁾

同実証試験は2つの試験装置から成り、1つは円筒炉心試験装置（Cylindrical Core Test Facility : CCTF）、他の1つは平板炉心試験装置（Slab Core Test Facility : SCTF）と呼ばれている。この2つの装置は共にPWRの体系を縮尺により模擬しており、PWRとの位置的対応関係を示すとFig. 5.1 のようになる。すなわち CCTF は、実炉炉心の1部を円筒型に切出した形態に、上下プレナム、ダウンカマと4つのループの各要素を備えた再冠水総合試験装置である。一方SCTF は、実炉炉心の半径を1バンドル幅の平板型に切出した形態になっており、ループ要素を簡略化して備えた個別効果試験装置と位置付けられる。炉心燃料棒本数はそれが2048本の規模である。CCTF が比較的大きな径の炉心による3次元的な熱流体现象とループ要素の再冠水に及ぼす影響を取扱うのに対し、SCTF は半径方向の実規模の2次元的な熱流動や炉心一上部プレナム間の流動相互作用の解明を主に取扱い、補完する関係にある。また燃料棒膨張による流路閉塞が広範囲に生じた場合の冷却性に関する実験研究の役割もSCTF が担っている。そのほか国際協力によって西ドイツの行う上部プレナム実規模試験との境界条件相互交換を目指した結合試験（Coupling Test）をSCTF により行う。

著者が取組んだ SCTF の研究計画の目的を更に詳しく述べると、

- (1) 実半径規模の炉心における2次元的熱流体挙動について、第1次、第2次炉心体を用いた試験により明らかにする。
- (2) 実半径規模の上部プレナムの内部構造物、ホットレグの影響を含めた流体挙動を炉心との相互作用において明らかにする。
- (3) 第1次炉心体においては特に2バンドル規模の60%流路閉塞（ブロッケージ）を模擬した燃料体の冷却性について調べる。
- (4) 第3次炉心体において複合注入型 ECCS の有効性について調べ、西ドイツ上部プレナム試験との結合試験をも実施する。

これらの目的を果すために、いくつかの小型の個別効果試験も併行して実施した。

平板炉心試験容器は PWR の 16×16 本配列の燃料バンドルを 1 列に並べた炉心部と、それに対応する形状の上下プレナムおよび燃料バンドルと接続して配置されたバッフル領域とダウンカマを有し、Fig. 5.2 に示す形状寸法で構成されている。図に示すバンドル 1 が PWR 炉心の中心、バンドル 8 がその周辺のバンドルに対応しており、第 1 次炉心におけるブロックージ・バンドルは、バンドル 3 および 4 に位置する。ダウンカマ上部にあるコールドレグ・ノズルは健全ループ用と破断ループ用がそれぞれ隣合って付き、ホットレグは上部プレナムに実炉と等しい高さで付けられていて、横幅を縮少して流路面積をも模擬している。上部プレナム内構造物は配置をよく模擬するために、水平方向の寸法で約 $1/2$ に縮尺されていて、その配置は Fig. 5.3 に示す様になっている。ループ配置は Fig. 5.4 に示す通りで、健全ループ 1 と破断ループ 1 組から成り、蒸気発生器の代りに気水分離タンクが設けてある。圧力を制御し得る格納容器模擬タンク I と II は、均圧管で繋がれている。これらに付設して ECCS の注水用タンクとポンプが設けられている。

燃料体バンドルのうちブロックージを有するバンドルについて示すと、Fig. 5.5 の様にすべての発熱棒の中央高さ位置に、互に接する直径のスリーブが被せられて、閉塞率約 60 % を形成している。熱電対による温度計測は発熱棒 1 本につき 5 点あり、上半分、下半分または中央付近に分布させて、多数点を計測している。

計測は温度、圧力のほか容器水平方向差圧、密度、流速などを測定する二相流計測器を含め多種で多数点にのぼり、窓による流れの観察、撮影も行っている。

試験手順は次の通りである。系全体の蒸気による予熱に続いて、系圧力を設定する。再侵水(リフィル)過程を含めない再冠水試験においては、圧力容器と格納容器は等圧にし、破断ループの弁は初期から開にしておく。基準圧力は 0.2 MPa である。試験開始と同時に炉心電力を投入し、最高点の温度が設定値になった信号により電力を崩壊熱を模擬して減衰制御させる。崩壊熱には通常、ANS 標準 + Actinide + 遅発中性子発熱を使用する。電力制御と同時に開始される蓄圧系(Acc)注水による炉心下端の冠水は、PWR-LOCA の 35 秒時点を想定している。この時点より 15 秒後に Acc 注水は低圧注水系(LPCI)注水に切替えられ、注水流量は下がる。炉心冠水中に蒸気発生により圧力容器内圧力は変化するが、格納容器内圧力は、蒸気放出弁により一定圧力に制御されている。

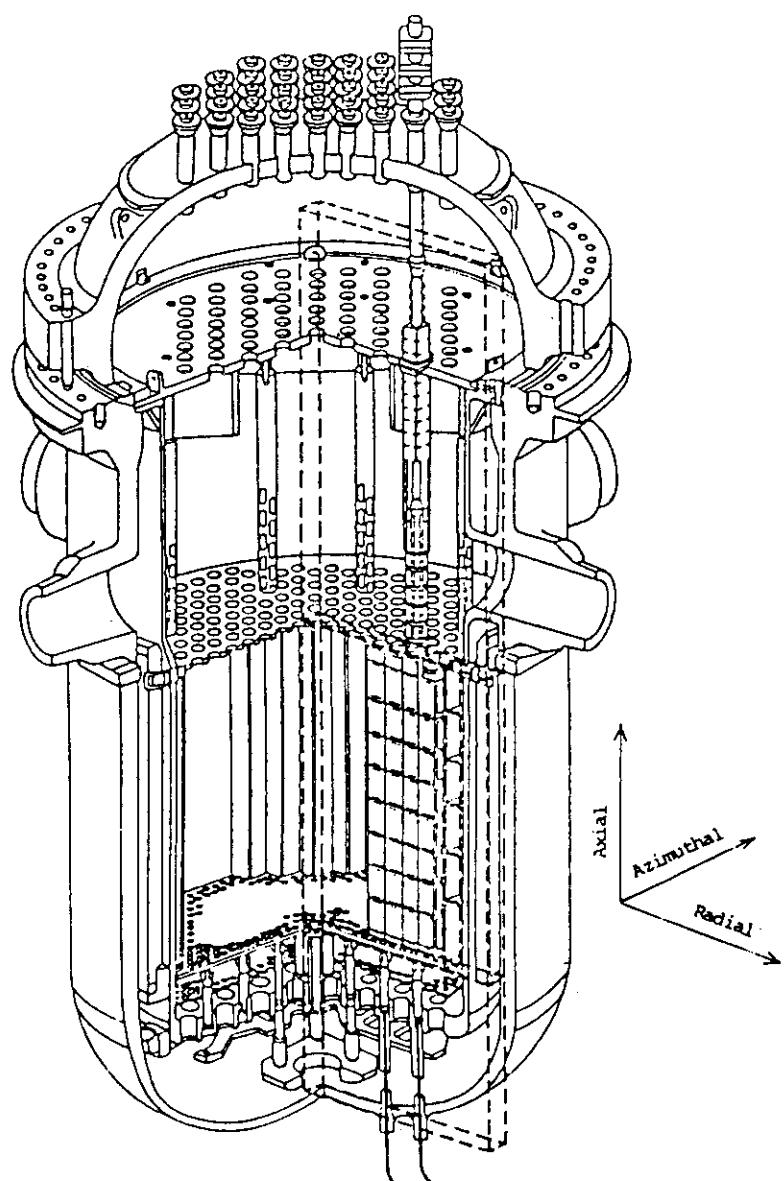


Fig. 5.1 Comparison of SCTF and the Reference PWR.

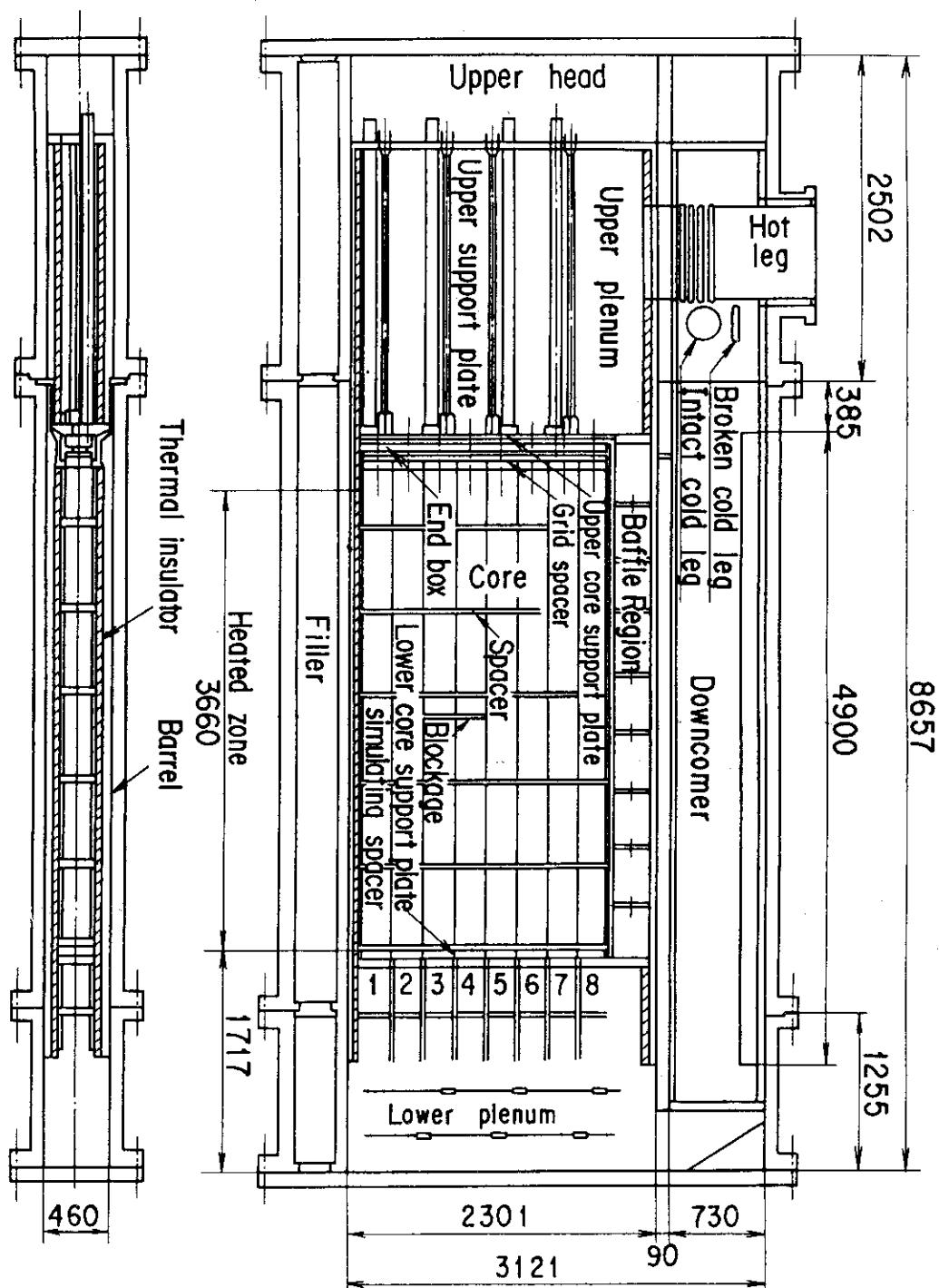


Fig. 5.2 Vertical cross section of SCTF pressure vessel.

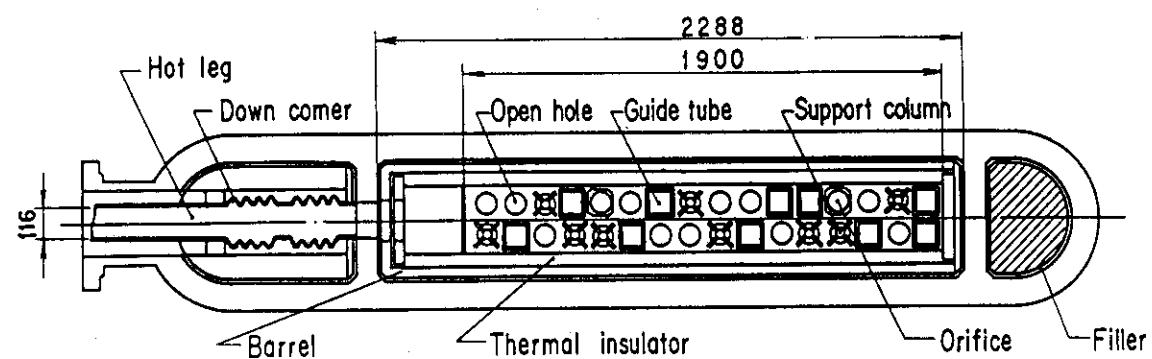


Fig. 5.3 Horizontal cross section of the pressure vessel upper plenum and internals.

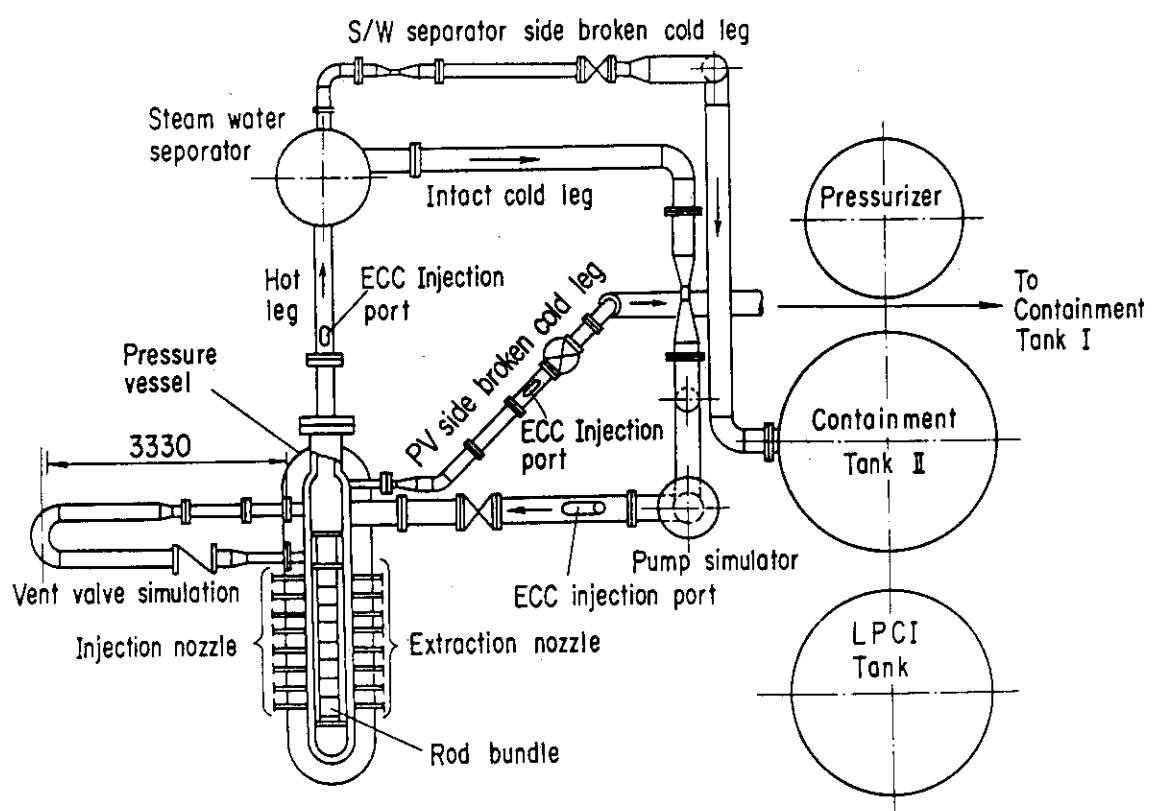


Fig. 5.4 Over view of the arrangements of SCTF.

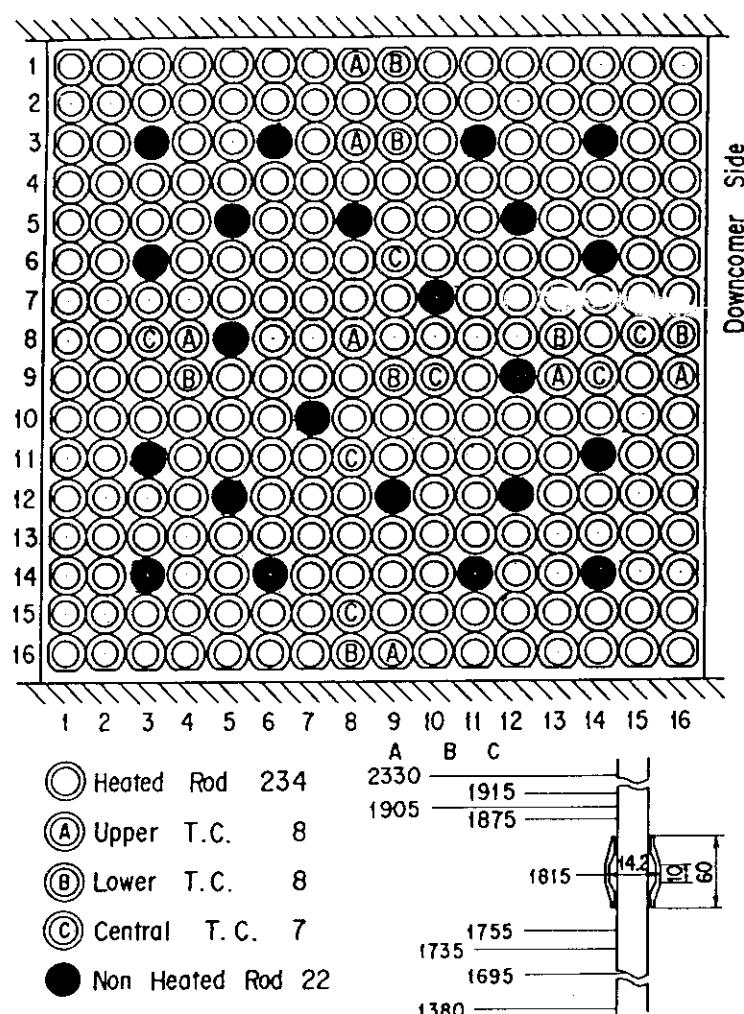


Fig. 5.5 Temperature measurement locations for blockage bundles.

5.2 再冠水過程における炉心内熱流動特性の評価

平板炉心試験における前記の目的の1つである、炉心の半径方向の熱流動とそれに影響を与える炉心入口流量、出口流量の特性を、燃料棒の熱伝達挙動との関連において種々の条件にて調べた。これまでに明らかになったことがらを以下に述べる。

5.2.1 注水流量の影響

試験パラメータにはECC注水流量、水温、系圧力、半径出力分布、炉心初期温度などがあるが、こゝでは影響が比較的大きい注水流量に関して、代表的な結果を記すこととする。注水の方法としては2種のモードがあるが、実炉同様コールド・レグへ注水すれば、ダウンカマの水頭圧力で炉心蓄水が進み、冠水冷却が行われる。この場合、通常ダウンカマ水位と炉心水位との間で不安定なU字管振動が発生し、炉心入口流量が変動する。安定な炉心入口流量における種々のパラメータ効果を調べようとする場合は、ダウンカマ下端を板で塞ぎ、注水を下部プレナムへ直接行う方が目的に合う。前者を重力注水と称し、後者を強制注水と称したが、注水流量の影響等は主に強制注水によって調べた。

標準的な試験条件においては半径方向出力分布は、PWRの分布を近似した、Fig. 5.6に示すBase caseの分布を採用している。このバンドルによる出力の差とそれがもたらす2次的流動のため、各バンドルの燃料棒温度にはFig. 5.7に示すような違いが現れる。バンドル間の熱伝達の差については、後述するが、本節では流量の違いによる温度挙動の違いについて調べた。最高到達温度前後における熱伝達率で流量の影響を比較するため、その時の出力と除熱量の釣合いから熱伝達率を求めた。他の試験番号も含め、Acc冠水速度を横軸に広い範囲で取り、熱伝達率をプロットするとFig. 5.8に示すように、顕著な冠水速度の影響がある。図中に示す様に、最高到達温度の現れる時間と温度は異って来ており、結局早期に冠水が進めば熱伝達率が良くなり、そのことが温度上昇を抑えたことを示すものである。このことはより多くの蒸気同伴水流量による直接的な冷却の増進と理解することができる。蒸気が同伴する水流量の関係については次頁に述べる。この図にはブロッケージのあるバンドルとそれのないバンドルとを分けて描いたが、両者に有意な差は見られない。ブロッケージの影響については後節に更に詳しく述べる。

次にクエンチ進行について注水流量の影響を比較すると、Fig. 5.9のようになる。燃料棒は軸方向にコサイン状の発熱分布（ピーキングは1.4）を有するが、クエンチの進行速度もその影響で、中央高さ付近で遅くなるため、図の包絡線の勾配が小さくなる。この包絡線にはバンドルの壁際に位置する比較的冷却されやすい燃料棒は含めていないので、最小と最大の時間差はバンドル間の出力差などによって生じたものである。上方での時間差が大きいのは、落下水による不均一な冷却（4.2節参照）などによるものと考えられる。個々の燃料棒で見れば、上方からの冷却の影響が及ぶ距離は、大多数がいずれの流量においても全発熱長の20%位でしかなく、その影響度は小さいものである。

この2種の注水流量で比較しても、流量がクエンチ進行へ及ぼす影響は大きく、流量が大きければ全炉心クエンチへ至る時間も短くなっていることが分る。この様に炉心へ入る流量の炉心冷却への影響は、熱伝達でもクエンチ進行でも顕著に現れることが分ったが、実際にLOCA時に

おいてどの様な流量が確保されるかは、ダウンカマへの蓄水挙動や、炉心から破断口までの流動抵抗などのバランスで決まる問題である。本試験の流量範囲は多くのLOCA解析例の示す流量を包含しており、その点で、得られた特性は有用なものと考えられる。

5.2.2 半径出力分布等による2次流動

実規模半径を有する平板炉心においては、小規模な1次元的炉心の装置では見られない2次流動が存在する。水平方向の差圧測定値をFig. 5.10で見ると、急峻出力分布(Fig. 5.6のsteep case)の試験S2-06において、クエンチ進行と共に正負の向きが各高さで変化し、2次流動が複雑であることを示している。この値の絶対値は小さいが、バンドルを横切る流れの抵抗も小さいので、流量を試算した場合、上向き流に匹敵した質量速度となる。この2次流動は上部プレナムを含めた大きな循環と、出力・温度分布等に起因する高出力バンドルへの流れの集中、あるいは出力分布によるクエンチ点高さのずれがもたらす水分布の平坦化作用などからなる。これらについて詳しく以下に述べる。

(1) 上部プレナム水位分布の影響

上部プレナムの1端のバッフル領域側にホット・レグ・ノズルが付いている。炉心から上昇して来た2相流は、ホット・レグ方向へ向きを変えて集合するが、液相の1部はプレナム内部構造物に衝突して捕捉されたり、失速してホット・レグへ到達する前に落下し、バッフル領域上付近に多く溜る。その蓄水頭の分布の変化をFig. 5.11に見ることができる。ホット・レグ側により近いバンドル8の上の水位は、他のバンドルより次第に大きく上回るようになる。この例は平坦出力分布のものであるが、水位分布は出力分布の変化の影響をほとんど受けない。470秒頃に全炉心がクエンチすると、水位の増加は一層大になるが、それ以前においてもこの水位分布のために炉心からの上昇流は蓄水の少いバンドル1側に多く偏り、反対にバンドル8側で少くなる。このためCCFL条件による落下水流量は、バンドル8側でより多くなり、この様な流れの偏りが、炉心全体に大きな循環流をもたらすことになる。Fig. 5.10に見られた負の水平差圧は、いずれもバンドル8からバンドル1方向への流れに対応するものであり、400秒頃からの上部プレナム水位の不均一の増加と同時期から現れている。またこの不均一炉心出口水頭とそれによる上部プレナムおよび炉心全体の循環は、上部タイププレート差圧のデータや流動観察によっても確認され、各バンドルのクエンチ進行にも影響を及ぼしている。すなわち上昇流の弱いバンドル8側の冷却が悪くなり、クエンチ進行が炉心上方へ達するほど、バンドル8側で遅れる傾向をもたらしている。

(2) 半径出力分布の影響

急峻出力分布の場合、高出力・高温バンドルにおいて熱伝達は良くなる。⁽⁵⁴⁾ 安達・岩村・傍島は各バンドルの燃料棒表面温度変化から熱伝達率を算出し、測定点からクエンチ点までの距離の変化で整理してFig. 5.12を得た。これによれば、熱伝達率は最高出力のバンドル4で最も高く、最低出力で最端部に位置するバンドル8で最も低い。中間出力のバンドル2は、それと同じ出力の平坦出力試験S2-06の場合の全バンドル包絡線の中にほとんど入る。この包絡線の幅が極めて狭いことは、バンドル間の熱伝達不均一が、この計測高さにおいて平坦出力の場合にはほとんどないことを示している。それに比して急峻出力分布試験では、高／低出力バン

ドル間の熱伝達率の比は、特に距離 0.3 ~ 1.0 m において大である。この高さ位置のボイド率の分布を見ると、Fig. 5. 13 に示すように、小さな差がバンドル間に見られるだけである。すなわち熱伝達率の差違はボイド率あるいは水存在率の差違とは別の原因、例えば高出力・高温バンドルで多い蒸気発生量のためやクエンチ分布のへこみ、それによる水の流れの集中、液相流量の増加などを原因と考える必要があると思われる。これらの点の定量的な解明は、さらに将来の試験において行われなければならない。

以上のように実規模半径の炉心と上部プレナムを有した試験では、不均一な上部プレナム水位分布と半径方向の出力・温度分布とに起因する 2 次元的流動が生じ、それによりクエンチ進行は炉心上方でバンドル 8 側で相対的に遅れ、熱伝達率は高出力・高温バンドルで相対的に大きくなる。熱伝達率の高出力・高温バンドルでの増大は、炉心全体の温度分布を平坦化する方向に作用するので、安全性の観点からは好ましい大型の炉心の効果であると考えることができる。また炉心冷却を支配する流動には本来の上下方向の主流や炉心内の蓄水があって、これらの直接的な作用を評価する意味で、炉心内ボイド率変化、炉心からのキャリーオーバ率や水の上部からの落下流量等の評価が極めて重要である。これらの評価については後節に検討する。

5.2.3 炉心流出流量の相関式の導出

炉心下部より流入した水の一部は炉心内に溜り、全蓄水量を徐々に増加させるが、他の部分は炉心内の熱により蒸発し、あるいは蒸気流に伴われてキャリーオーバ水として炉心上部より流出する。この流出流量は入口流量のほか出力、圧力、温度等種々の条件に支配され、理論的な解析により求めることは非常に困難である。そこで本節では SCTF の試験データを解析することにより、質量流出率に対する相関式を求めた。その一般性についても他種の実験に適用し、確認した。

(1) 従来の式の検討

炉心からの質量流出率は、流出する水と蒸気の合計流量 $\dot{M}_{t,o}$ と流入する水流量 \dot{M}_{in} の比で表わされるが、炉心内の蓄水量が差圧の測定値などから知られるとき、これを炉心下端からの実効の水位 Z_{cl} で表わすと、次の関係にある。

$$\dot{M}_{t,o} = \dot{M}_{in} \left(1 - \frac{\rho_{\ell}}{\rho_{in} V_{in}} \frac{dZ_{cl}}{dt} \right), \quad (5.1)$$

ここに ρ_{in} 、 ρ_{ℓ} はそれぞれ入口水温、飽和水温に対する水の密度、 V_{in} は炉心入口流速である。この場合バッフル領域への流入もあるので、合計断面積にて体積入口流量を割って入口流速 V_{in} を求めている。炉心全長を L とし、炉心平均ボイド率を α_c とすると、

$$\alpha_c = (L - Z_{cl}) / L. \quad (5.2)$$

これを用いると (5.1) 式は次の形に書ける。

$$\dot{M}_{t,o} = \dot{M}_{in} \left(1 - \frac{\rho_{\ell} L}{\rho_{in} V_{in}} \frac{d(1 - \alpha_c)}{dt} \right). \quad (5.3)$$

この関係を用いて質量流出量は試験データごとに算出されるが、右辺の α_c は測定値から求まるとは限らない。⁽⁵⁵⁾ Lee らは FLECHT - SEASET 実験のデータを解析し、ボイド率の高さ方向分布の勾配が時間と共に余り変化しないという仮定のもとに質量流出率の相関式を導いている。Fig. 5.14 に示す平板炉心試験の種々の入口流速に対する質量流出率のデータのうち、入口流速 2.5 cm/s の場合を Lee らの相関式による計算値と比較してみると、計算値は発熱長の半分がクエンチした頃から下降し、データと合わなくなることが分る。これは上記の仮定が成り立たなくなるためで、上半分では発熱分布が下り勾配となって、クエンチ速度が速まることに依っている。

(2) ボイド率の特性

Fig. 5.14 に示されたように、質量流出率のデータはどんな入口流速においても 1 に漸近して行く。このことは炉心の蓄水率がクエンチの進行と共に減少して 0 に近付くことを意味している。一方クエンチ進行速度は時間に対して一定でなく、発熱棒長さ方向に対して表わすと、Fig. 5.15 のようになる。流速のほか圧力やサブクール度によっても変わることがこの図で分る。また中央の最大発熱部を境に上半分の方が下半分より速い速度を示しているが、これは予冷により表面温度が上半分の方でより低下しているためである。最上部付近は通常、上方からクエンチが進行し、下方からのクエンチと出会って全体のクエンチが終了する。

この様な時間経過に対する炉心内のボイド率分布を、特にクエンチ点高さとの関係において見てみると、Fig. 5.16 のようになっている。クエンチの上方への進行と共にクエンチ点付近のボイド率は高くなるが、全体の曲線は低い位置に来て平均ボイド率が低下している。このボイド率は図に示す各高さ区間の差圧測定から求めたもので、加速項や摩擦項は小さい（4 % 以下）ので無視している。時刻 $T_1 \sim T_4$ は任意に取ったものであるが、いずれの時刻においても、ボイド率の曲線の形は、下部の急傾斜の部分と上部の平坦な部分とで特徴づけられる。

クエンチ点のボイド率を種々の試験条件について整理して見ると Fig. 5.17 のようになり、大むね次式で関係づけられる。試験条件は Table 5.1 に示してある。

$$\alpha_{q\ell} = 0.75 \sqrt{F_{q\ell}}. \quad (5.4)$$

こゝに $\alpha_{q\ell}$ はクエンチ点のボイド率、 $F_{q\ell}$ はクエンチ点の高さ割合である。半径方向に出力分布がある場合も、クエンチ点のボイド率はバンドル毎に差がほとんどなく、この関係は保たれている。クエンチの終了を $F_{q\ell} = 1$ とみなすと $\alpha_{q\ell}$ の値は 0.75 である。

この曲線を Fig. 5.16 の上に戻し、点 (0, 1) と点 (1, 0.75) とを結ぶ直線を設定する。その直線は次の形となる。

$$\alpha = -0.25 F + 1. \quad (5.5)$$

ボイド率分布を傾斜部分と平坦部分とで近似して表わすには、この図上で次の作図による。 $F_{q\ell}$ が与えられている時、(5.4) 式の曲線上の点 ($F_{q\ell}$, $\alpha_{q\ell}$) の原点 (0, 0) から結ぶ直線が、ボイド率分布の傾斜部分を表わす。次のこの直線の (5.5) 式の直線との交点 (F_t , α_t) から水平に (1, α_t) へ引いた線が平坦部分となる。この 2 本の近似線によって表わされる炉心平均ボイド率は、次の式となる。

$$\begin{aligned}\alpha_c &= F_t \alpha_t / 2 + (1 - F_t) \alpha_t \\ &= \alpha_t (1 - F_t / 2).\end{aligned}\quad (5.6)$$

また次の関係がある。

$$\alpha_t / F_t = \alpha_{q\ell} / F_{q\ell}, \quad (5.7)$$

$$\alpha_t = -0.25 F_t + 1, \quad (5.5)'$$

これらにより F_t を $F_{q\ell}$ で表わすと、

$$F_t = \frac{\sqrt{F_{q\ell}}}{0.75 + 0.25 \sqrt{F_{q\ell}}}. \quad (5.8)$$

(5.5)', (5.8) 式を (5.6) 式に代入すれば、

$$\alpha_c = \left(1 - 0.25 \frac{\sqrt{F_{q\ell}}}{0.75 + 0.25 \sqrt{F_{q\ell}}} \right) \times \left(1 - 0.5 \frac{\sqrt{F_{q\ell}}}{0.75 + 0.25 \sqrt{F_{q\ell}}} \right). \quad (5.9)$$

これで平均ボイド率はクエンチ位置で近似される。次に実行水位の高さ割合 Z_{cl}/L を F_{cl} と定義すると、(5.2) 式を使って

$$F_{cl} = 1 - \alpha_c = \frac{0.75 \sqrt{F_{q\ell}}}{0.75 + 0.25 \sqrt{F_{q\ell}}} - \frac{0.125 \sqrt{F_{q\ell}}}{(0.75 + 0.25 \sqrt{F_{q\ell}})^2}. \quad (5.10)$$

この式による表示の精度について種々の試験条件のデータと比較してみると、Fig. 5.18 のようになり、誤差が ± 25 % 以内にデータ点は入っている。比較的誤差が大きいのはサブクール水の場合であるが、全体に妥当な近似を与えている。しかしながら (5.10) 式はやゝ複雑で、実用的とは言えない。更に簡単な 2 次式によりデータ点を整理し得る形を求めるとき、図中にも示す次の式が求まる。

$$F_{cl} = 1 - \alpha_c = (1 - F_{q\ell} / 2) F_{q\ell} + 0.12. \quad (5.11)$$

(3) 質量流出率相関式の導出と適用性の検討

この式を用い、クエンチ速度は $V_q = L (dF_{q\ell}/dt)$ であるから、(5.3) 式に代入すれば、

$$\frac{M_{t,0}}{M_{in}} = 1 - \frac{\rho_q V_q}{\rho_{in} V_{in}} (1 - F_{q\ell}), \quad (5.12)$$

が得られ、質量流出率がクエンチ点位置との相関で表わされた。

この相関式を種々の条件による平板炉心試験のほか、FLECHT-SEASET における実験データとの比較によって検討してみると、Fig. 5.19, 5.20, 5.21 に示す通り、いずれも広い範囲に渡ってよく一致しており、サブクール水の場合においても使用できる相関式であることが確認された。この適用性の範囲が確認し得たのは、今の所 Table 5.1 に示した試験条件の範囲と FLECHT-SEASET 実験の同様な試験条件範囲および約 50 °C までのサブクール水

温に限られるが、これらの条件は典型的な再冠水時の条件を十分広く包括していると思われる。
更に広い範囲への適用性について検討するには、そのような実験データが入用である。

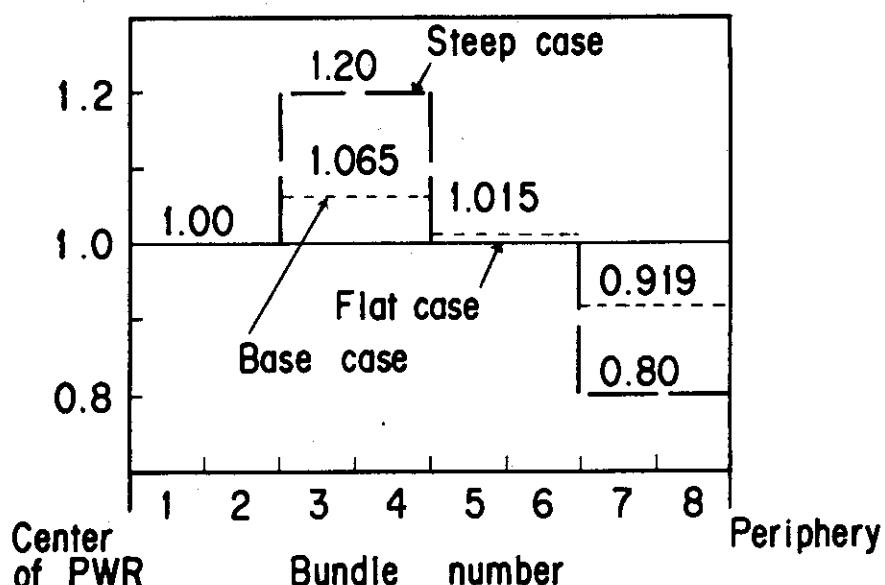


Fig. 5.6 Bundle power peaking profile used in SCTF tests.

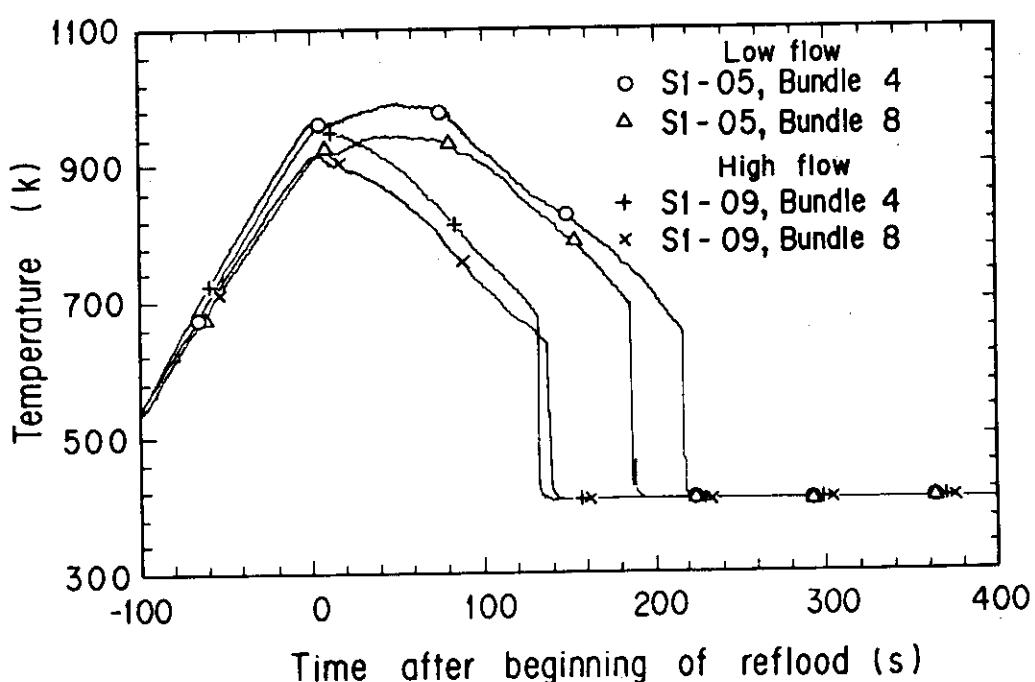


Fig. 5.7 Comparison of temperature behavior between different flow rates.

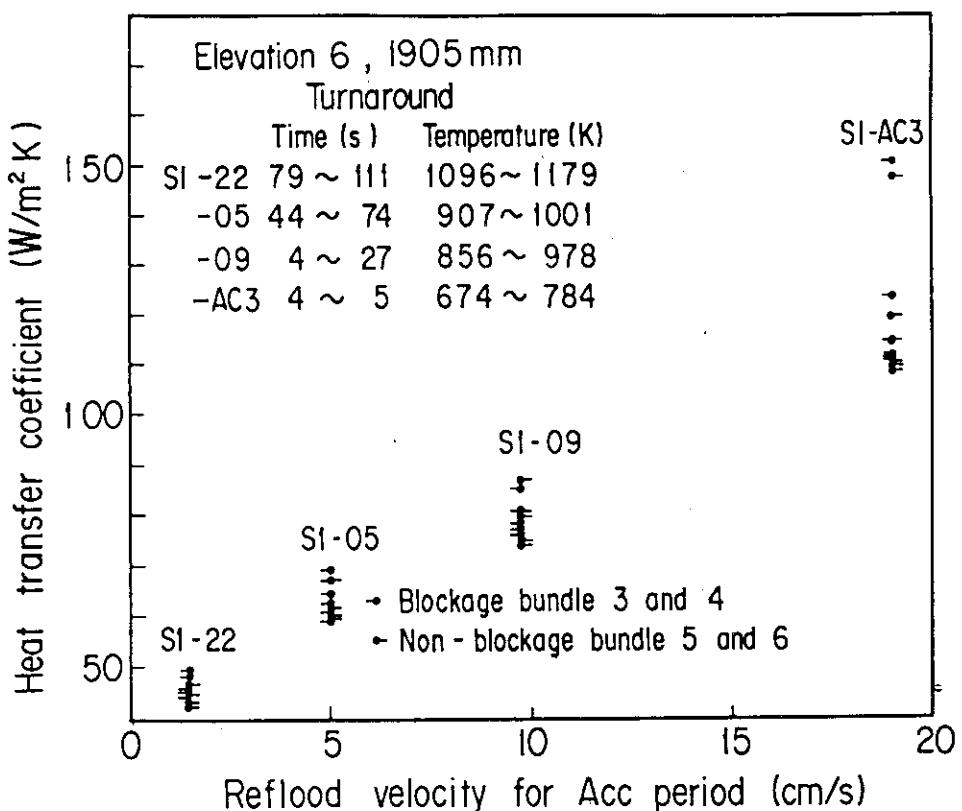


Fig. 5.8 Relation between the heat transfer coefficient near temperature turnaround and initial reflood velocity.

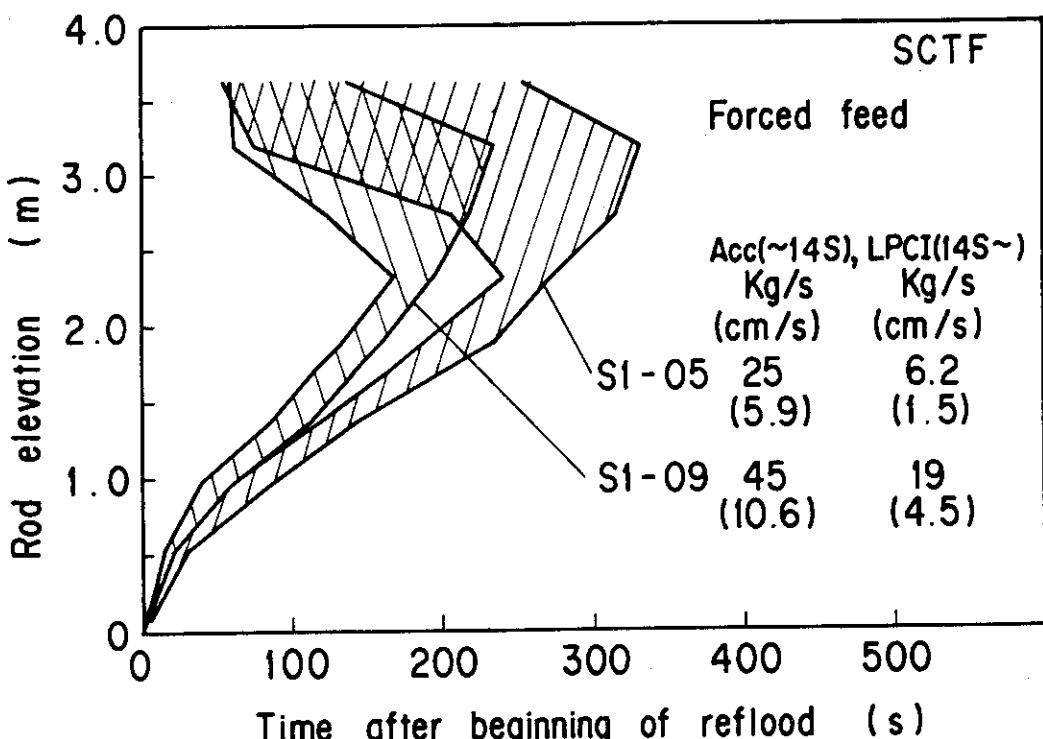


Fig. 5.9 Quench envelopes of high and low ECC injection flow rate tests.

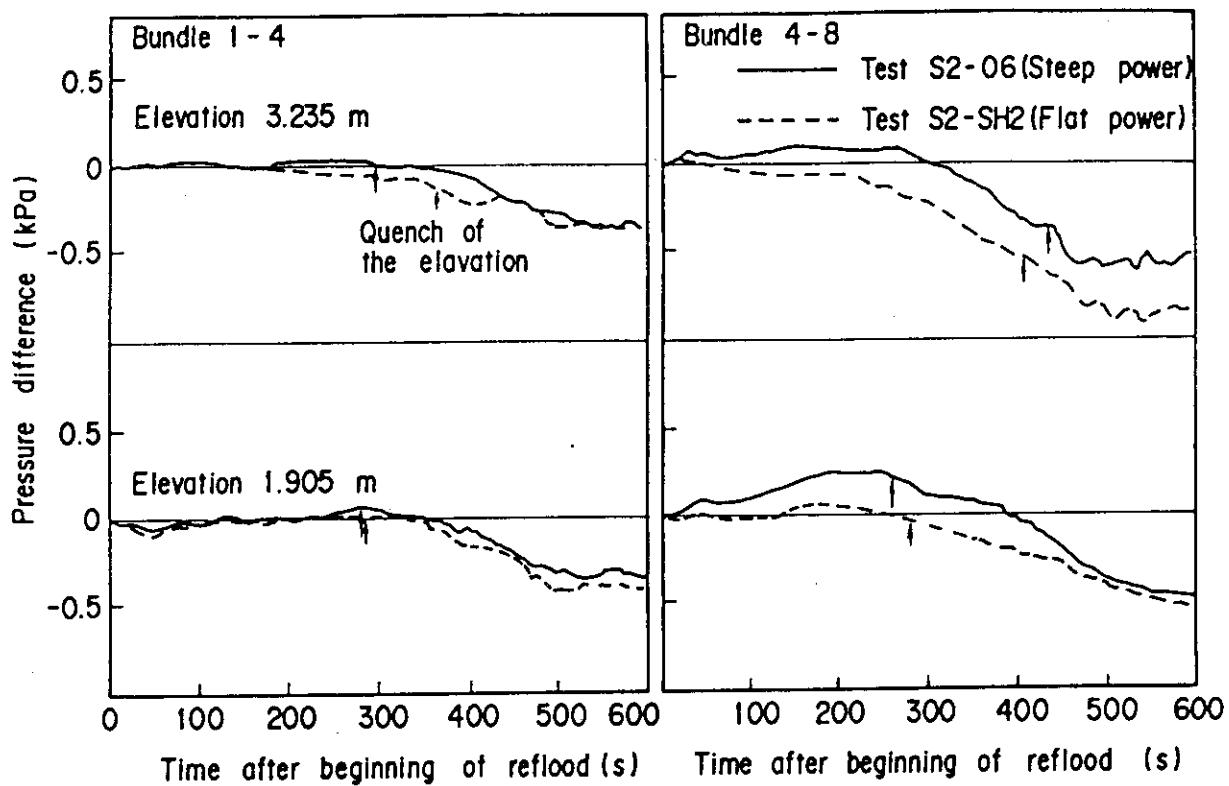


Fig. 5.10 Horizontal pressure difference in each location in the slab core.

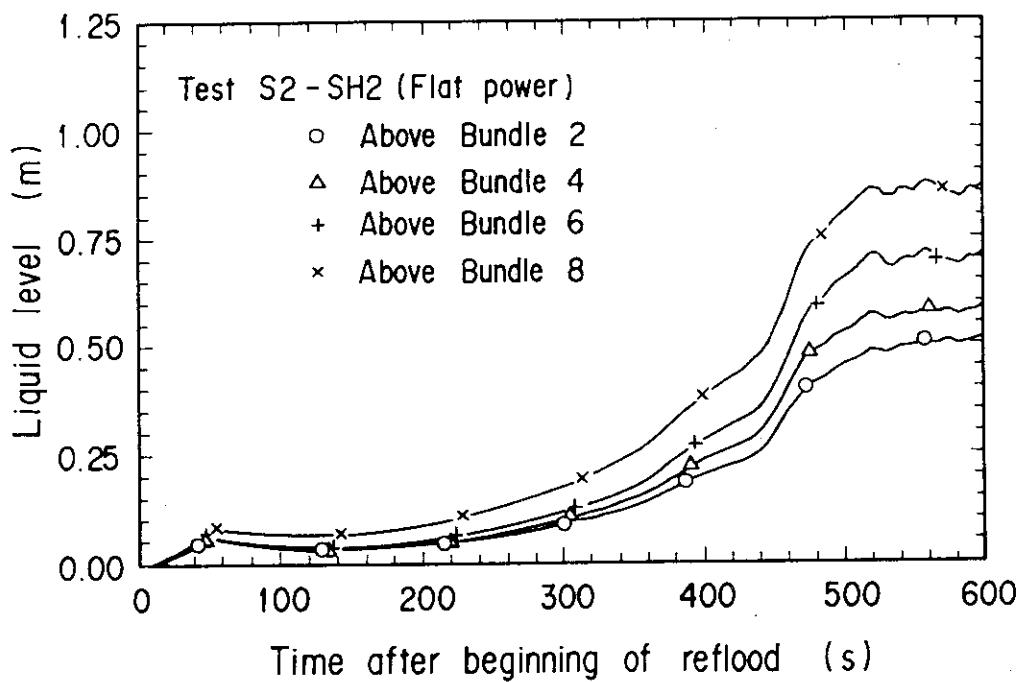


Fig. 5.11 Liquid level distribution in the upper plenum for radial flat power test.

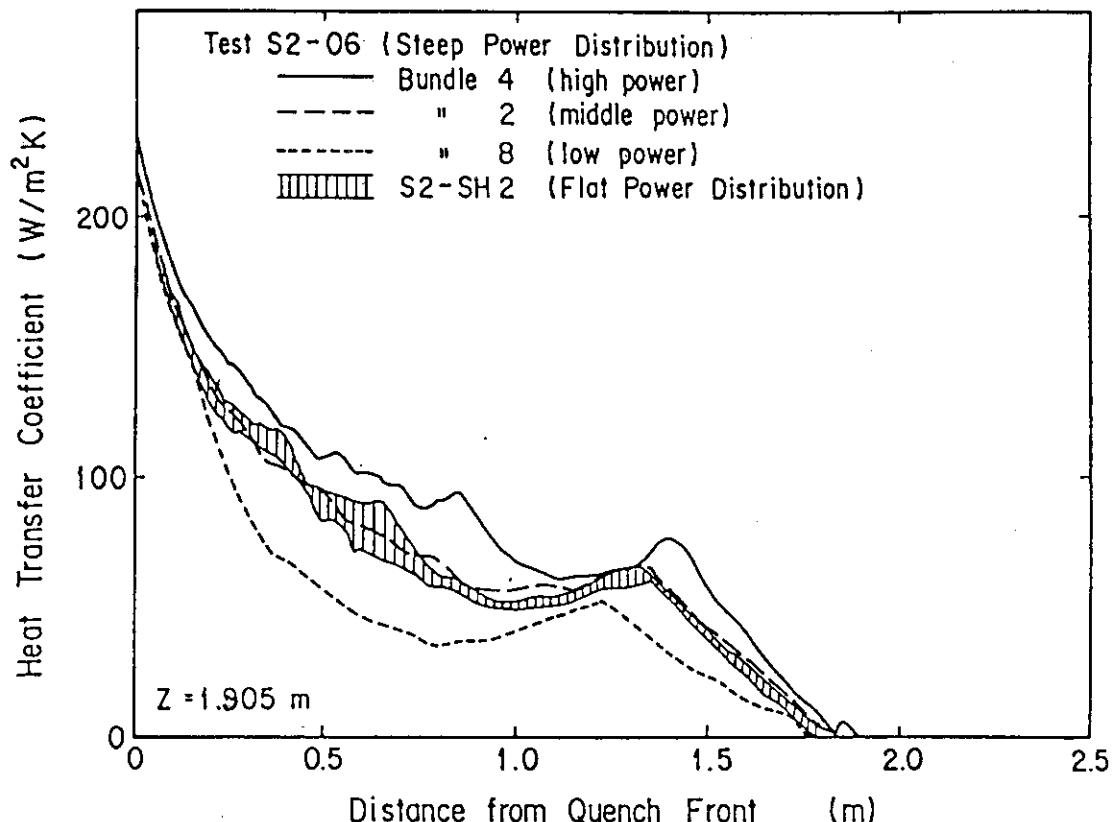


Fig. 5.12 Heat transfer coefficient vs, distance from quench front in bundles 2, 4 and 8 at 1.905 m and 2.76 m for Tests S2-06 and S2-SH2.

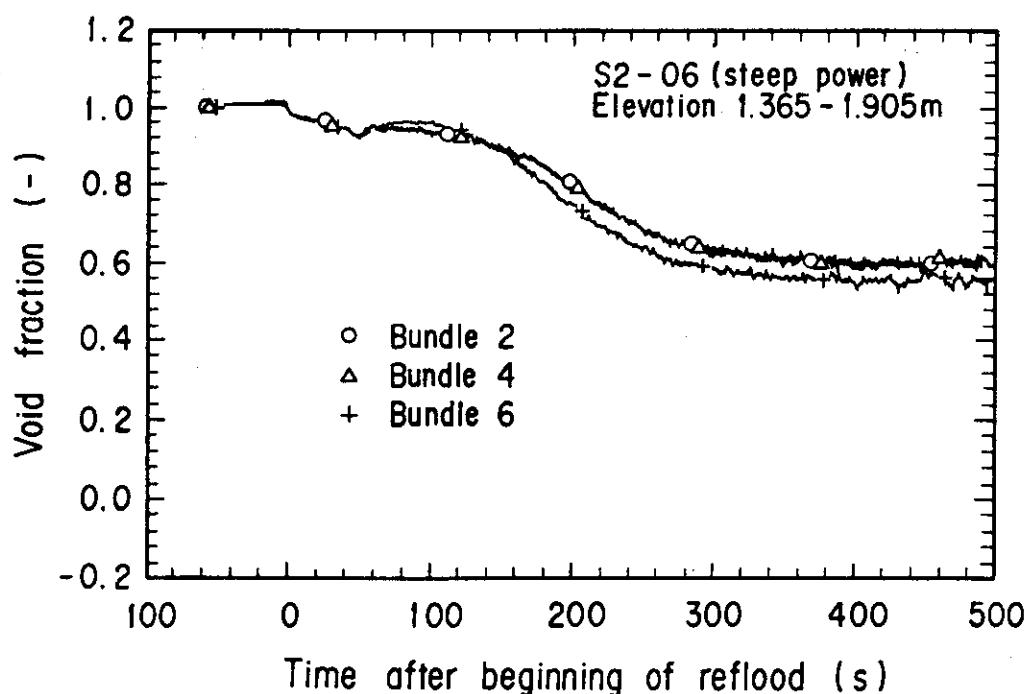


Fig. 5.13 Void fraction distribution at middle elevation in the slab core.

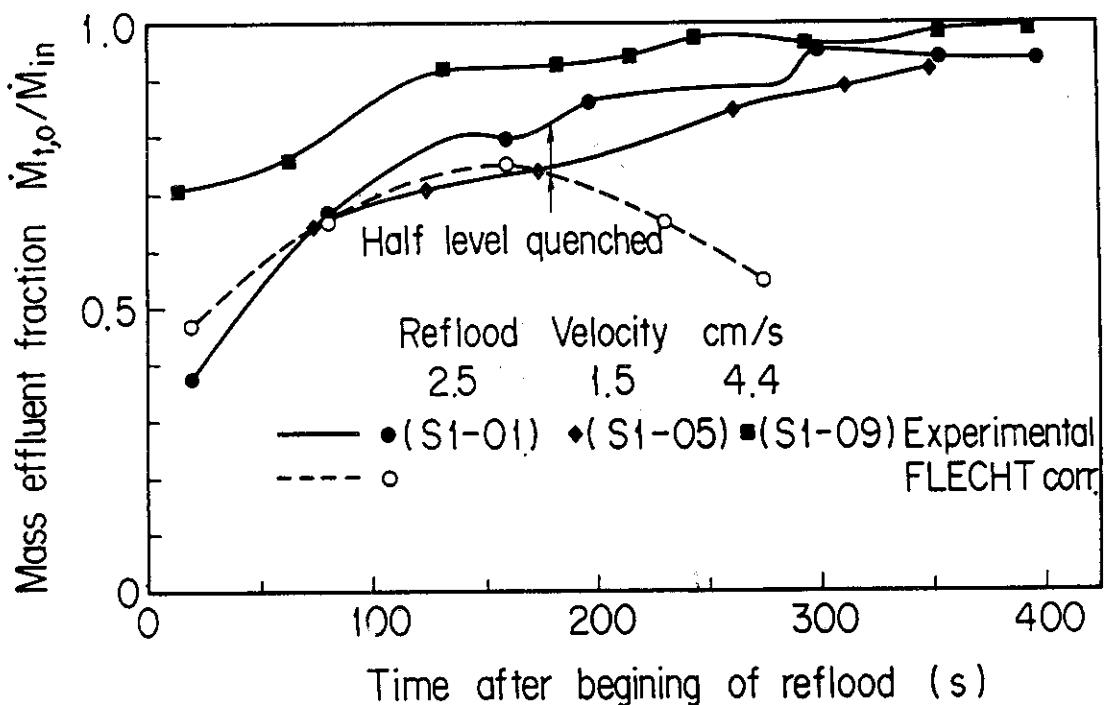


Fig. 5.14 Comparison of mass effluent fraction between SCTF data and a correlation.

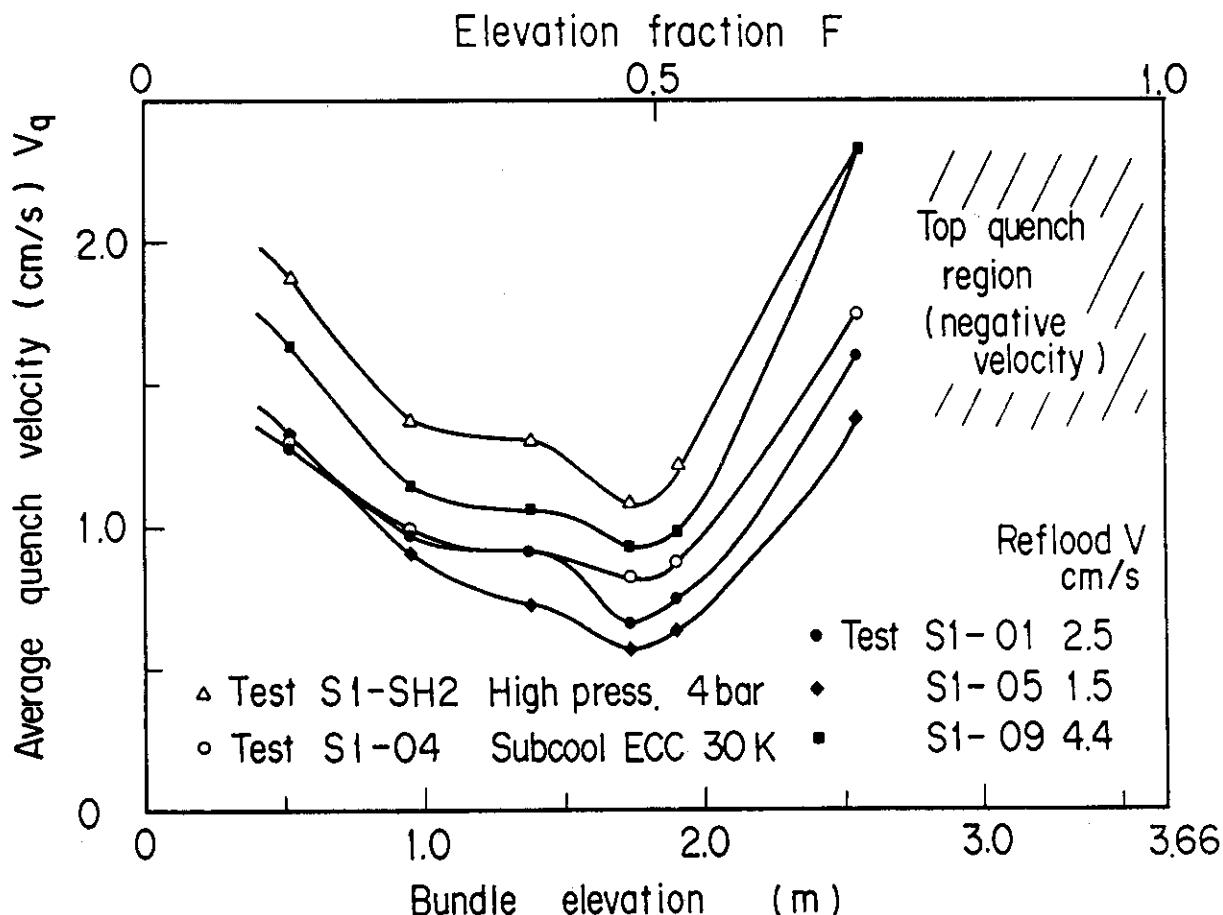


Fig. 5.15 Average quench velocity change with bundle elevation for various test conditions.

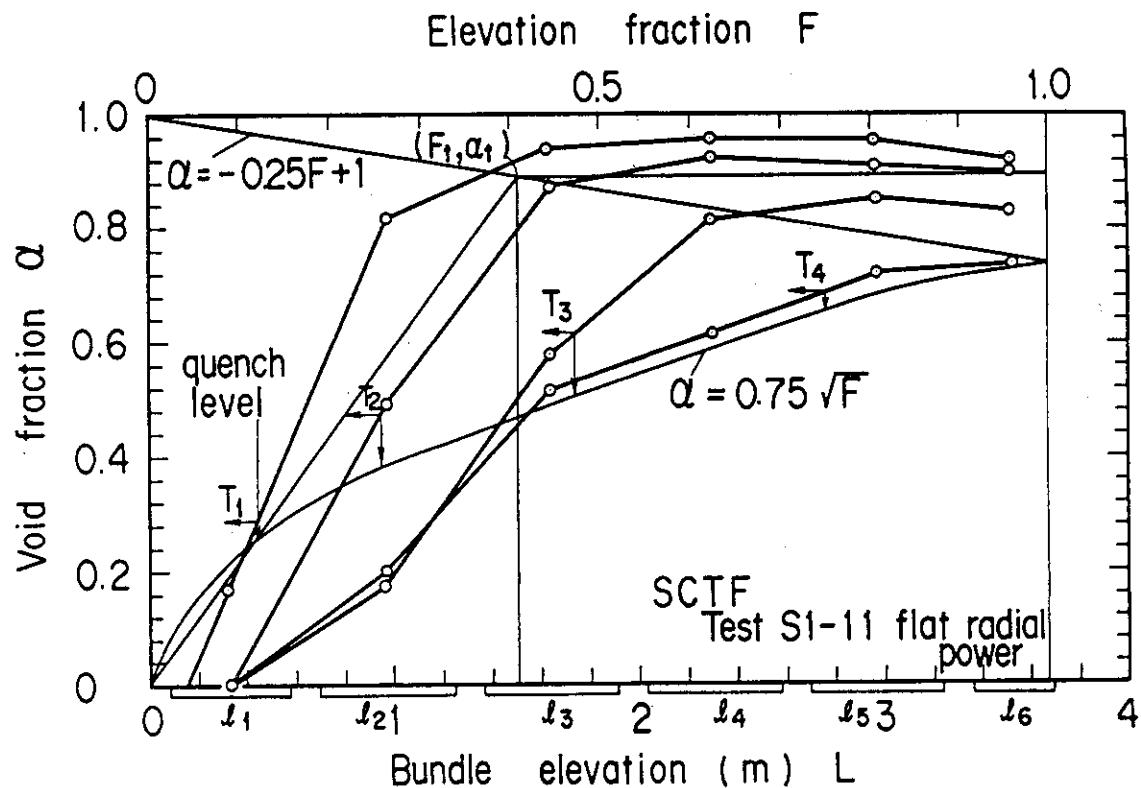


Fig. 5.16 Variation of axial void fraction distribution with bottom quench level propagation.

Table 5.1 Analyzed SCTF tests of forced feed reflooding.

Test No.	S1-01	S1-SH2	S1-04	S1-05	S1-09	S1-11
Test parameter	Base case	containment pressure 0.4 MPa (0.2 MPa)	ECC water subcool 30 K (nearly 0 K)	LPCI flow rate 6.2 kg/s (10.7 kg/s)	Acc and LPCI flow rates 36.1, 18.9 kg/s (21.1, 10.7 kg/s)	radial power flat (as a PWR)
Value in the test (in the base case)						

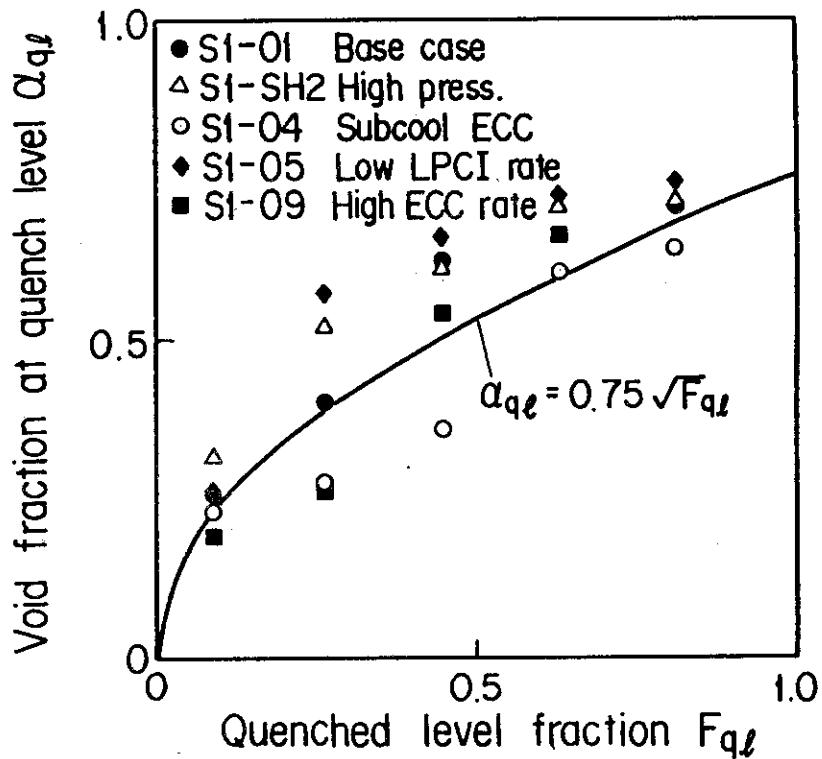


Fig. 5.17 Variation of void fraction at quench level with propagation of quench front for various test conditions.

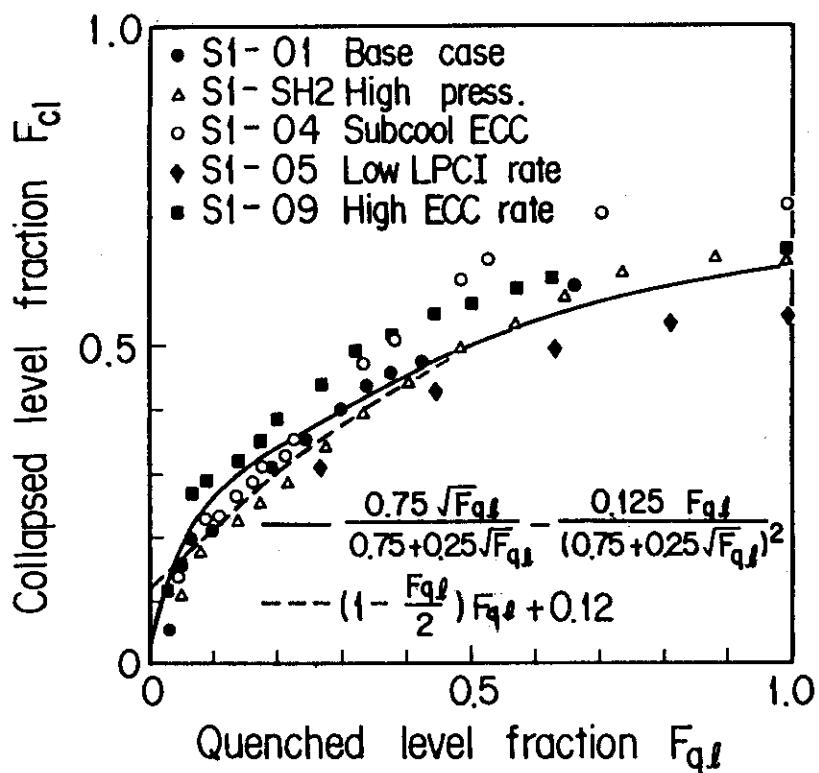


Fig. 5.18 Comparison between data and original correlation and simplified correlation of core water inventory.

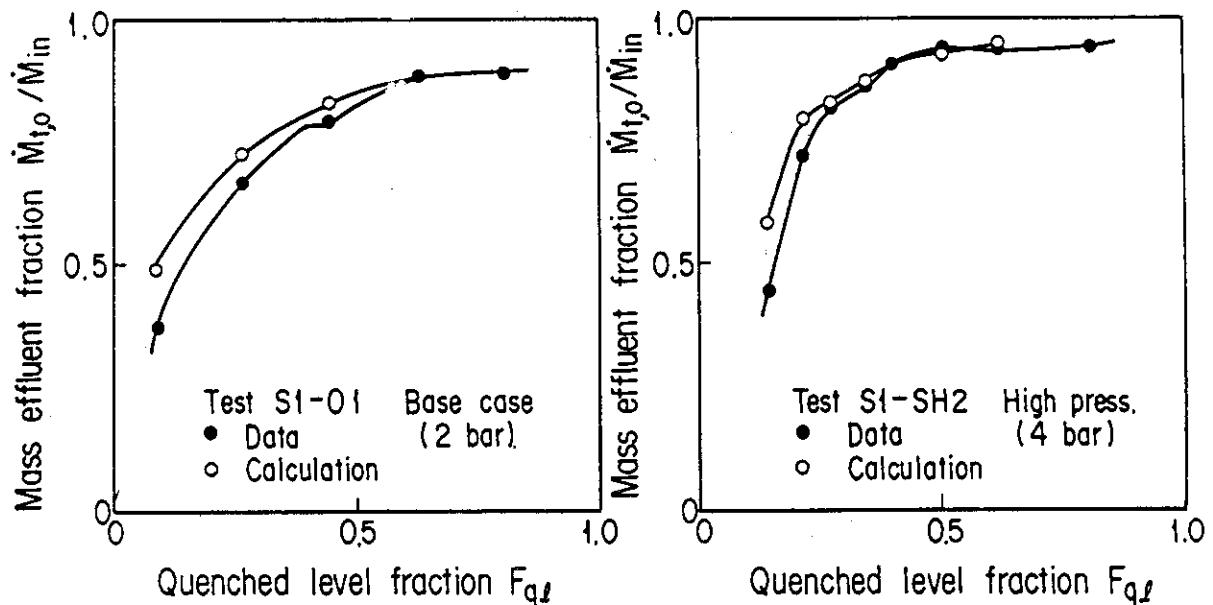


Fig. 5.19 Comparison of mass effluent fraction between data and correlation for different system pressures.

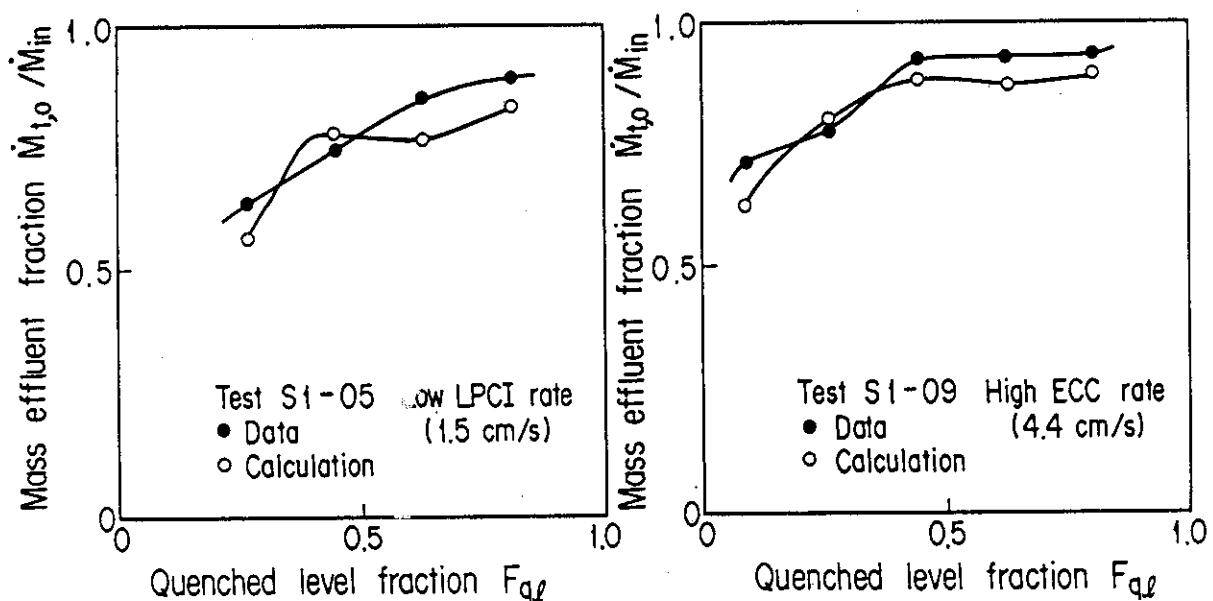


Fig. 5.20 Comparison of mass effluent fraction between data and correlation for different injection rates.

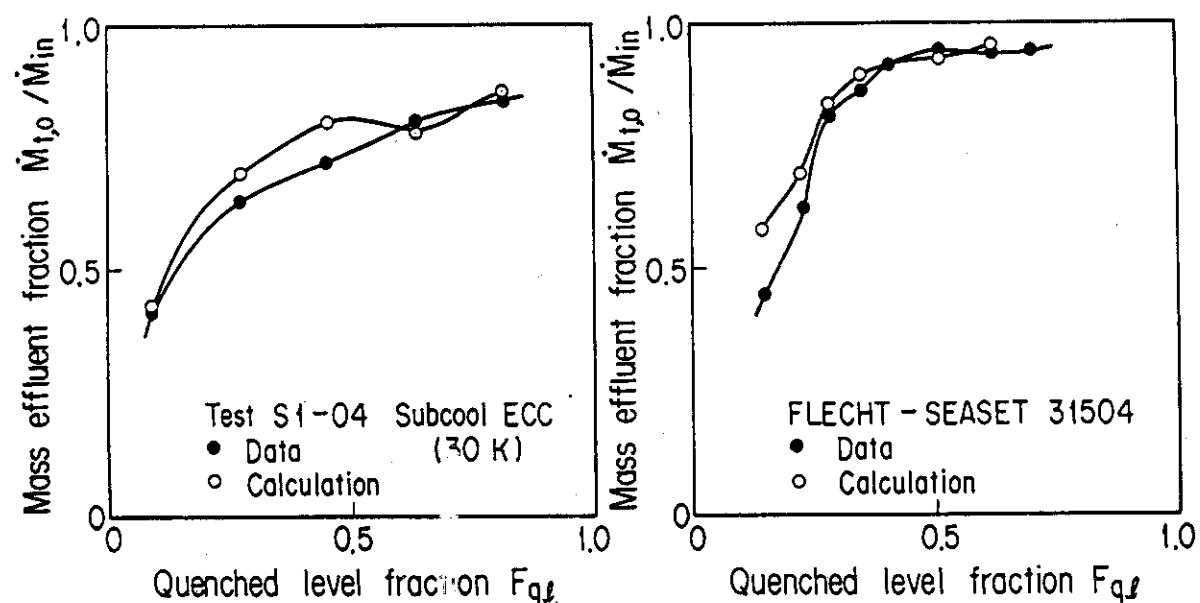


Fig. 5.21 Comparison of mass effluent fraction between data and correlation for subcool water tests in SCTF and FLECHT-SEASET.

5.3 ブロックージ炉心における冷却特性の評価

先述のように平板炉心試験の目的の1つには、燃料管の膨れによる流路閉塞（ブロックージ）⁽⁵⁷⁾⁽⁵⁸⁾の冷却性への影響を調べることがある。特にこれまで各所で行われてきている同種の実験研究に比べて、大規模な範囲でブロックージが生じた場合の影響を調べ、それらと特別異なることがないかどうかを明らかにすることが課題である。FLECHT-SEASETの実験では21本発熱棒による各種形態のブロックージのほか、163本中21本のブロックージについて実験を行っている。しかし小ブロックージ規模である上に低速冠水の領域の検討が十分とは言えない。平板炉心試験の全体計画としては多種のブロックージ形態について調べることは可能でないため、最も代表的で、かつ現実的な範囲において冷却性にとって厳しい場合を1種決定しなければならない。そこで他の小規模実験とも比較し得るブロックージ形態として、同一高さに全発熱棒が閉塞率約60%のブロックージを形成した形態を採用し、これを発熱量の高い中間の2バンドル分に設置した（Fig. 5.2, 5.5 参照）。

5.3.1 クエンチ時刻の遅れと促進

まずブロックージの存在によるクエンチ時刻への影響を調べた。評価に使用した試験の番号と主要条件をTable 5.2に示す。重力注水試験の場合は、例え注水流量が一定であっても、炉心とバッフルへ入る流量や冠水速度には変動が生じるため、その平均値を記してある。実験S1-13はFLECHT-SEASETと同条件にて実施したため、他の試験とは多くの条件が異っている。

燃料棒温度の挙動をブロックージのあるバンドルとそれのないバンドルとで比較すると違いが見られるが、それにはバンドル出力の違いの影響も含まれている。そこでブロックージの影響分を取り出すために、次の方法を用いた。

クエンチ時刻は温度変化率が30K/sを越えた最初の時刻と定義し、その時の温度をクエンチ温度と定義する。各バンドル内の高さ毎に全計測点の平均クエンチ時刻を求め、進行図にするとFig. 5.22の実線の様になる。これらはバンドル3, 4とバンドル5, 6とでは、ブロックージ下方で差があり、これが出力差による時間差である。これと同じ時間差 Δt_1 と Δt_2 をブロックージ上方の同じ出力をもつ各計測点に適用すると、破線はバンドル3, 4にブロックージがないとした時の想定クエンチ線となる。この想定線からの各計測点の実際の時間ずれ Δt がクエンチの遅れとなる。この方法の誤差は、バンドル7で評価すると8秒以下で、出力比関係（Fig. 5.6のBase case）から見てこれよりずっと小さな誤差しかないと見える。

上記の方法で評価したクエンチ遅れを正の時間に取り、プロットすると、低冠水速度の試験S1-22については、Fig. 5.23のようになる。これによると、クエンチ遅れはブロックージ直上部で生じ、その最大値は30秒程度である。平均的に非発熱棒や側壁に隣接した発熱棒では、クエンチが早めになることも認められるが、流下液膜が非発熱棒上に存在することが観察されており、これが原因と考えられる。

次に比較的高冠水速度の試験S1-09について、同様なプロットをするとFig. 5.24になる。この場合は負の遅れすなわちクエンチ促進が多く、その最大値は30秒程度である。遅れの例もこの促進の例も、ブロックージ部から短距離に限られていて、50cm上方ではもはや時間差は平均

的に零に近くなっている。

ブロックケージ直上部のクエンチの遅れと促進を、非発熱棒や側壁に隣接しない棒（非隣接棒と呼ぶ）について Acc の冠水速度との関係を整理すると Fig. 5.25 が得られる。U字管振動の生じた高速重力冠水の S1-13 を例外として、遅れと促進は冠水速度と直線的関係にあることがこの図から読み取れる。その中立点は約 7 cm/s の Acc 冠水速度の所にあることになる。また LPCI 冠水速度は大きな影響は持たない。振動の特異な影響について明らかにするには、やゝ低速冠水の試験などが更に必要になると思われる。

クエンチ温度について、低速および比較的高速の冠水速度のデータをブロックケージ有と無のバンドル間比較で示すと、Fig. 5.26 の様である。この図で見ると、クエンチ遅れの場合もクエンチ促進の場合もブロックケージ・バンドルの方が点の広がりが大きく、クエンチ時刻が相対的に早い点はクエンチ温度が高く、遅い点は低いという傾向が見られる。このことからクエンチ時刻のブロックケージによる遅れや促進は、クエンチ温度に違いをもたらす何らかの流動の変化に基因していると考えることができる。クエンチ温度は種々の因子や物性値の影響を受けることが知られており⁽⁵⁶⁾、流れの変化の可能性についてもう少し詳しく検討するために、まずバンドル毎の平均温度を非隣接棒について比較した。Fig. 5.27 でこれを見ると、クエンチ促進の場合にはクエンチ直前までの温度挙動は、ブロックケージ・バンドルと正常バンドルとで程んど変わりなく、促進は高いクエンチ温度によって生じている。一方クエンチ遅れの場合は、クエンチ温度の低下のほかにそれ以前の長い期間における冷却速度の劣勢がある。これらの複合作用により、Fig. 5.23 に示された遅れの分布が生じることになる。この様な遅れや促進の効果をもたらすブロックケージの流れに対する作用として考え得るものには、液滴の分散作用やクエンチ点直上の蒸気膜や気泡の破碎作用あるいは流動抵抗による流量の制限（流れの迂回作用）などがある。クエンチの遅れについても促進についても、時刻と温度の広がりが見られたのは、これらの流れへの乱れ作用がもたらした結果と考えられるが、大規模なブロックケージと小規模なブロックケージの差を後に比較し、考察することにする。

5.3.2 最高到達温度への影響

ブロックケージの及ぼす最高到達温度（ターンアラウンド温度）への影響は、Fig. 5.27 に示したバンドル平均温度の挙動の比較に見られる通り、正常バンドルと殆んど違いを生じていない。各計測点の温度差の分布で比較するために、Fig. 5.22 で説明したと同じ方法を最高到達温度に適用して、バンドル出力差の影響を除外したものが Fig. 5.28 である。ブロックケージによる温度差は広くバラついているが、隣接棒が非隣接棒より平均的に正方向に寄っている。このため、非隣接棒のみの平均値をブロックケージ上方と下方とで比較すると、その差は僅か 5 K しかない。一方 Fig. 5.29 は低速冠水に対する比較であるが、同じく差はマイナス 12 K でしかない。全体のバラツキが ± 50 K 以上に及ぶことから見て、この僅かな差を有意差と見ることは妥当でなく、事実上差は生じていないと言って差支えない。また熱伝達率で差を評価しても、先に Fig. 5.8 で示したようにブロックケージ有無による差は見られず、最高到達温度への影響はこの点からも事実上ないものと言える。

5.3.3 他の小型実験との比較検討

FLECHT-SEASET⁽⁵⁷⁾の実験は21本の発熱棒にSCTFと同様な形状のスリーブを被せたブロッケージ実験である。スリーブ付きの棒数を3種変え、21本全数、中央9本、0本と実験を行って比較している。

まず両装置で同様条件で行った結合試験の間で結果を比較し、ブロッケージ規模の違いの影響を評価する。最高到達温度をまずFig. 5.30に比較するが、注水流量が大の試験であったため、注水直後に最高到達温度が現れ、両者とも初期温度と殆んど同じ分布になっている。また軸方向のピーキング係数が、図中に示すように両装置で異なるため、初期の蓄熱総量が一致する条件にするには、発熱中央部の温度がSCTFの方が低い分布形になる。また上半分の温度分布の両者間の差は、下半分に比べて大きいのは、予熱過程の違いによる影響と見られる。これらの点を除外してブロッケージのある中央よりやゝ上方では、両者は類似した最高到達温度を指示している。

同じ試験についてクエンチ時刻の包絡線を両者間で比較すると、Fig. 5.31に見られるような相違が存在する。下半分において、SCTFの方が広がりが大きいのは、非発熱棒や側壁に隣接する棒が早めにクエンチするため、FLECHT-SEASETにはそのような棒は存在しないことによる。それに対し、上半分ではSEASETの方がブロッケージ直上部のみならず、更に離れた位置までクエンチ促進が広く分布している。また直上部については21本全数ブロッケージの場合に促進のみが見られるのに対し、9本の部分ブロッケージの場合には、下側の図で促進と遅れの両方が見られるという違いがある。両装置の試験とも高速冠水でのU字管振動が現れており、まず流量振動下でクエンチ遅れが生じているのは、SCTFの特異性ではないということが言える。

次に低速冠水における比較をFig. 5.32に示す。この場合のSCTFに見られたクエンチ遅れは、SEASETでは9本部分ブロッケージにのみ見られ、21本全数ブロッケージにはクエンチ促進だけが現れている。この事実から低速冠水における遅れは、ブロッケージの規模に係らず部分ブロッケージの特徴と言うことができる。遅れの程度はSCTFの30秒に対して、SEASETでは20秒までと規模による違いを見せており。またクエンチ促進の度合は両試験結果とも僅かなものである。

FEBA実験⁽⁵⁸⁾も小規模な部分ブロッケージ、 3×3 本を 5×5 本の配列の1角に持ち、同閉塞率の実験を行っている。この結果も 2.2 cm/s の冠水速度ではクエンチ遅れを生じ、 5.8 cm/s ではクエンチ促進に限られた距離範囲に生じており、SCTFの結果に類似している。

これらの事実を整理するとブロッケージ規模の影響について次のようなになる。

- (1) クエンチ促進は全数ブロッケージの場合と部分ブロッケージがバンドル中央に存在する場合に顕著に現れ、冠水速度が比較的速い場合に限って現れる。
- (2) クエンチ遅れは部分ブロッケージの場合にのみ現れ、低冠水速度の条件下および大規模な部分ブロッケージにより顕著に現れる。
- (3) U字管振動が高速冠水において生じると、SCTFとSEASETの両部分ブロッケージの規模ともクエンチ遅れを生じている。またSEASETではクエンチ促進がより顕著である。この事からブロッケージの流れへの作用について次のような推察が成り立つと思われる。クエンチの促進の原因は液滴や気泡、蒸気膜へのブロッケージによる乱れ作用によるもので、高い温

度からのクエンチを引き起こす。一方クエンチの遅れは流動抵抗による流れのブロックージ部迂回によるもので、クエンチ前からの熱伝達の低下をもたらす。SCTF のクエンチ促進の影響距離が短かいのは、前節に述べた炉心全体の循環流による横流れ成分によってブロックージの乱れ作用が消去されるためであろう。これら促進と遅れの別々の作用が、拮抗していく、冠水速度やブロックージ規模によってその一方がより強く現れるものと思われ、流量振動のある場合には両方が同時に現れる条件になることと思われる。

Table 5.2 Conditions of the tests utilized for the analysis.

Mode	Test No. S1	Reflood vel. (cm/s) Acc/LPCI	Initial peak temperature (°C)	Initial peak power (kW/m)
Forced-feed	-AC3	19.0/2.1	500	1.43
	-SH1	9.0/2.6	600	1.54
	-01	5.2/2.7	700	1.54
	-05	5.0/1.5	700	1.54
	-09	9.7/4.5	700	1.54
Gravity- feed	-12	5.2/3.3	700	1.54
	-13*	19.8/2.0	814	2.29
	-22	1.4/1.8	700	1.54

Common test conditions: Containment pressure = 0.2 MPa (0.28 MPa*),
Core inlet subcooling = 0 ~ 12 K (50 ~ 60 K*)

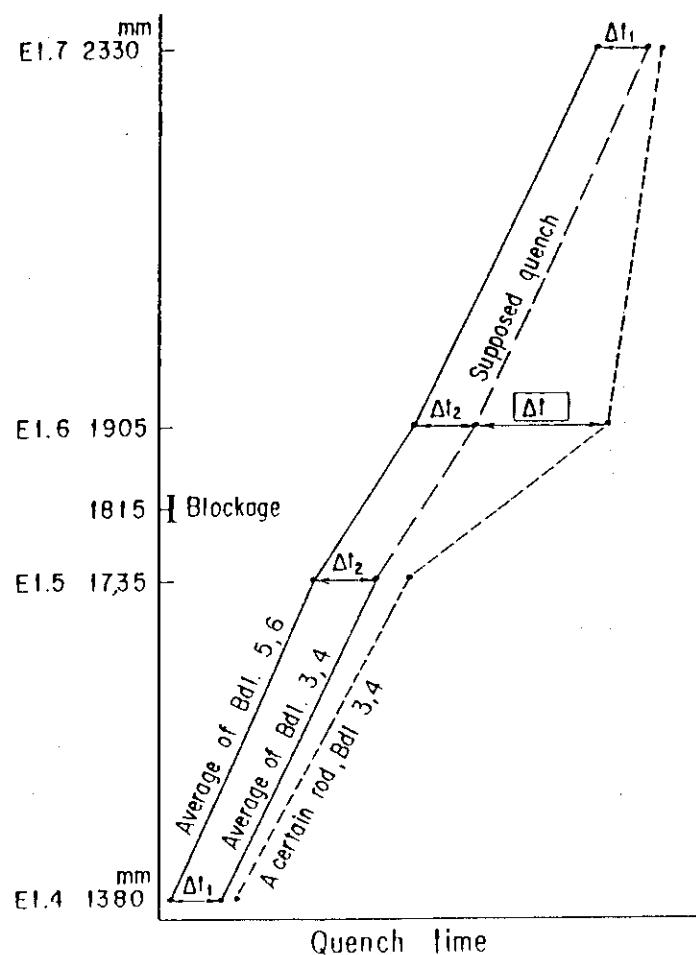


Fig. 5.22 Definition of quench time delay due to blockage.

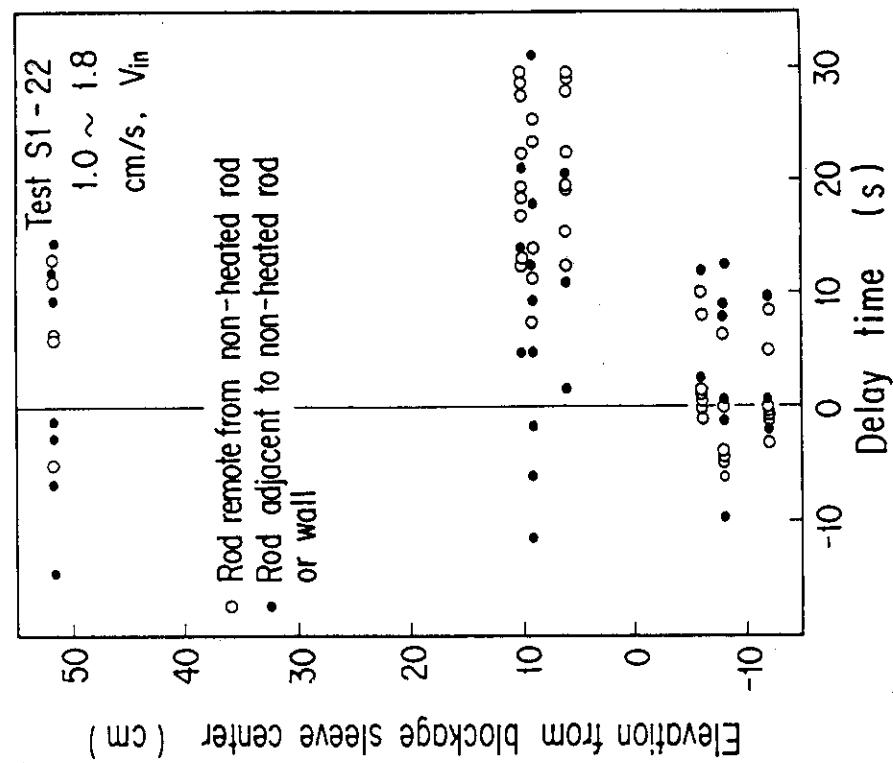


Fig. 5.23 Rod quench delay due to blockage in low ECC flow test.

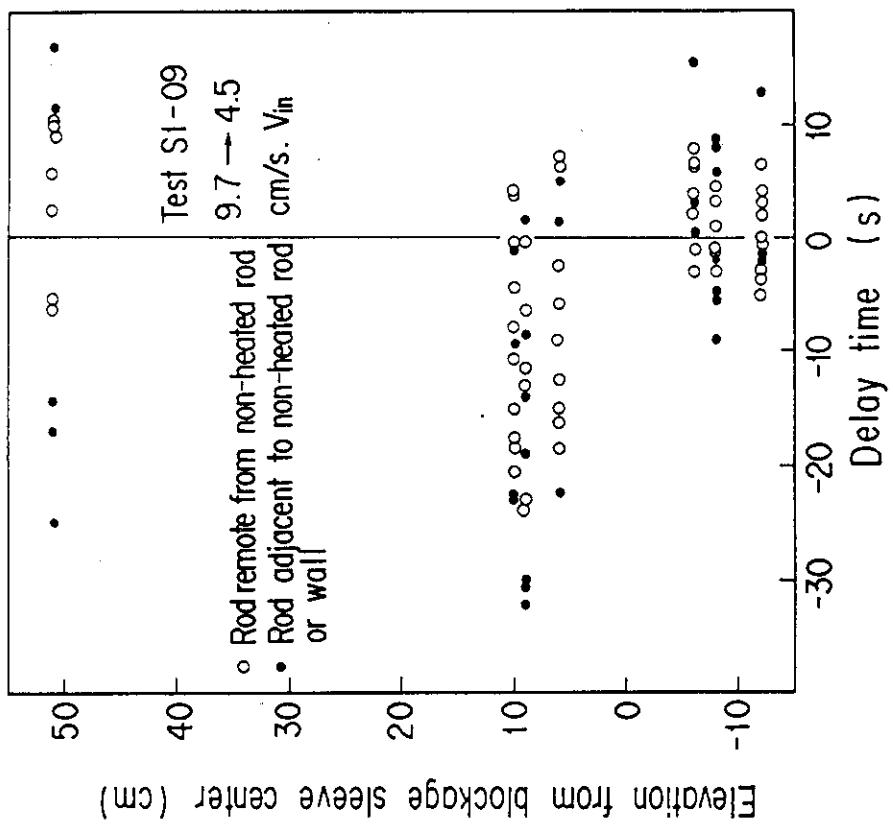


Fig. 5.24 Rod quench delay due to blockage in high ECC flow test.

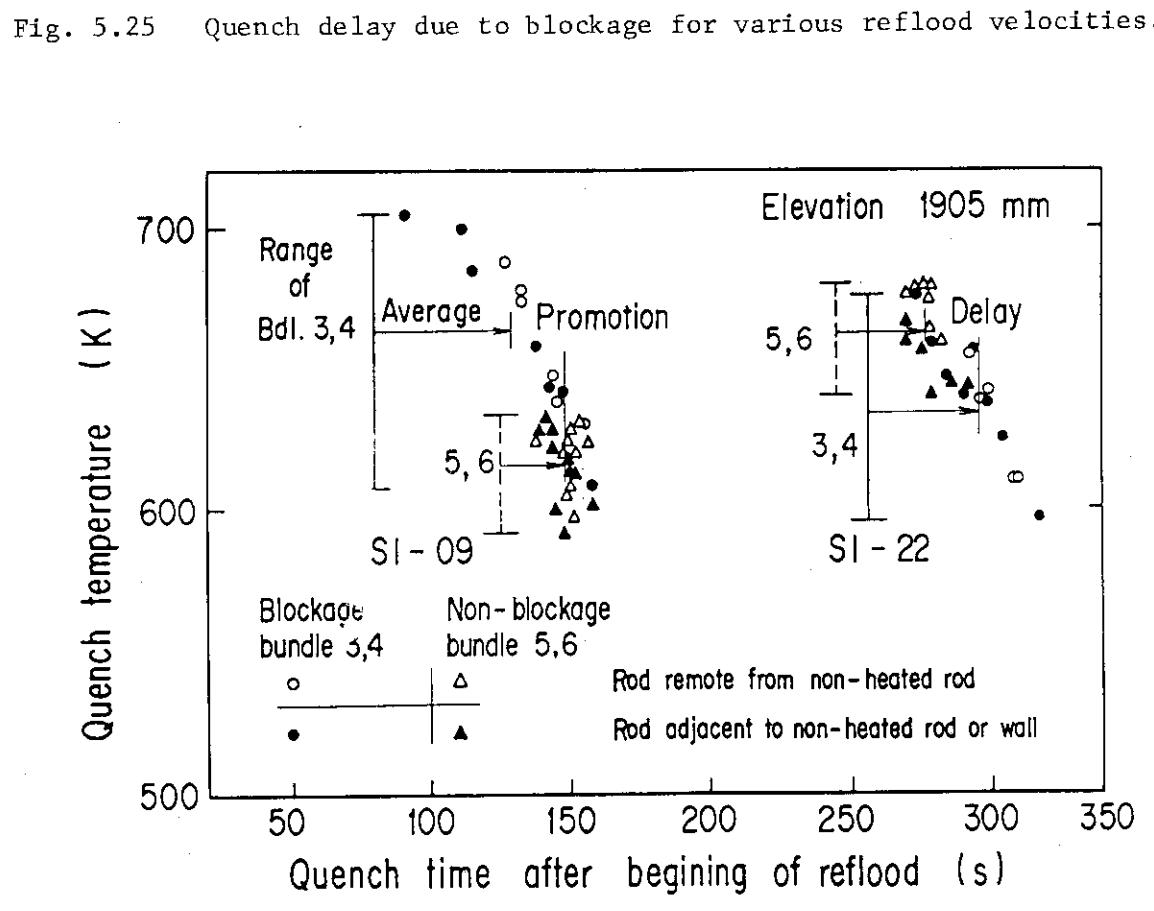
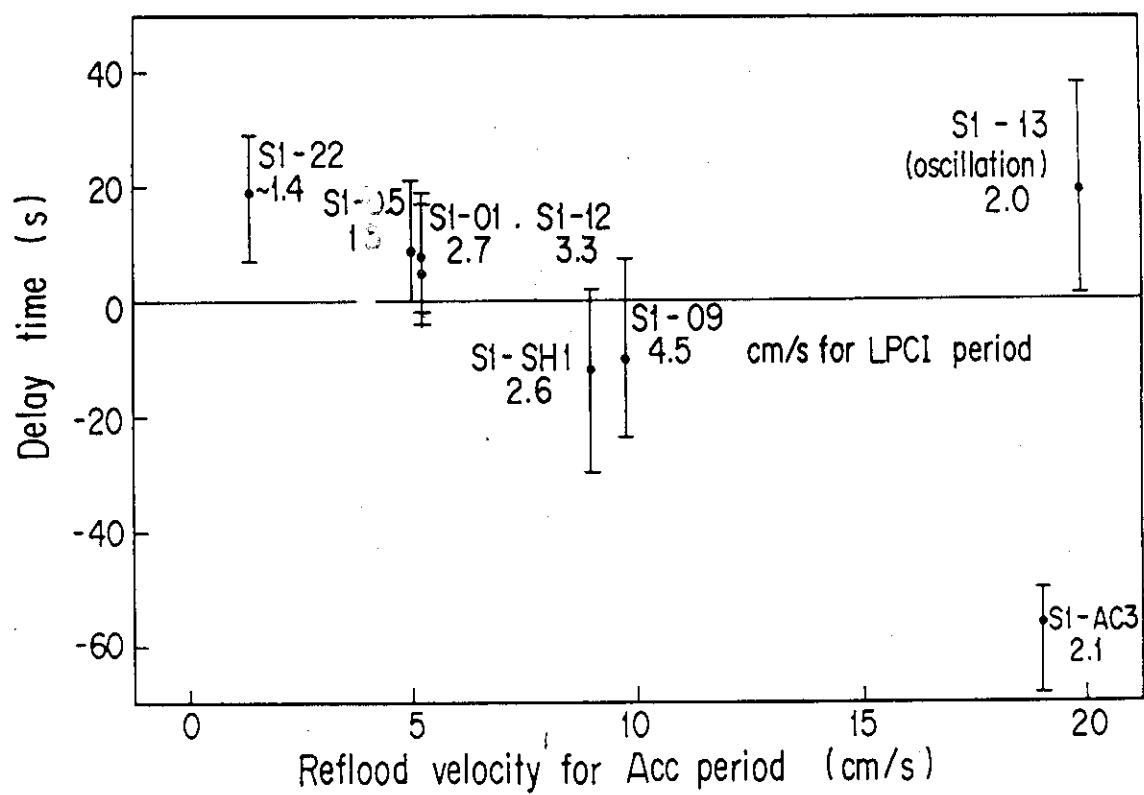


Fig. 5.26 Quench temperature and time distribution for blockage bundle and non-blockage bundle.

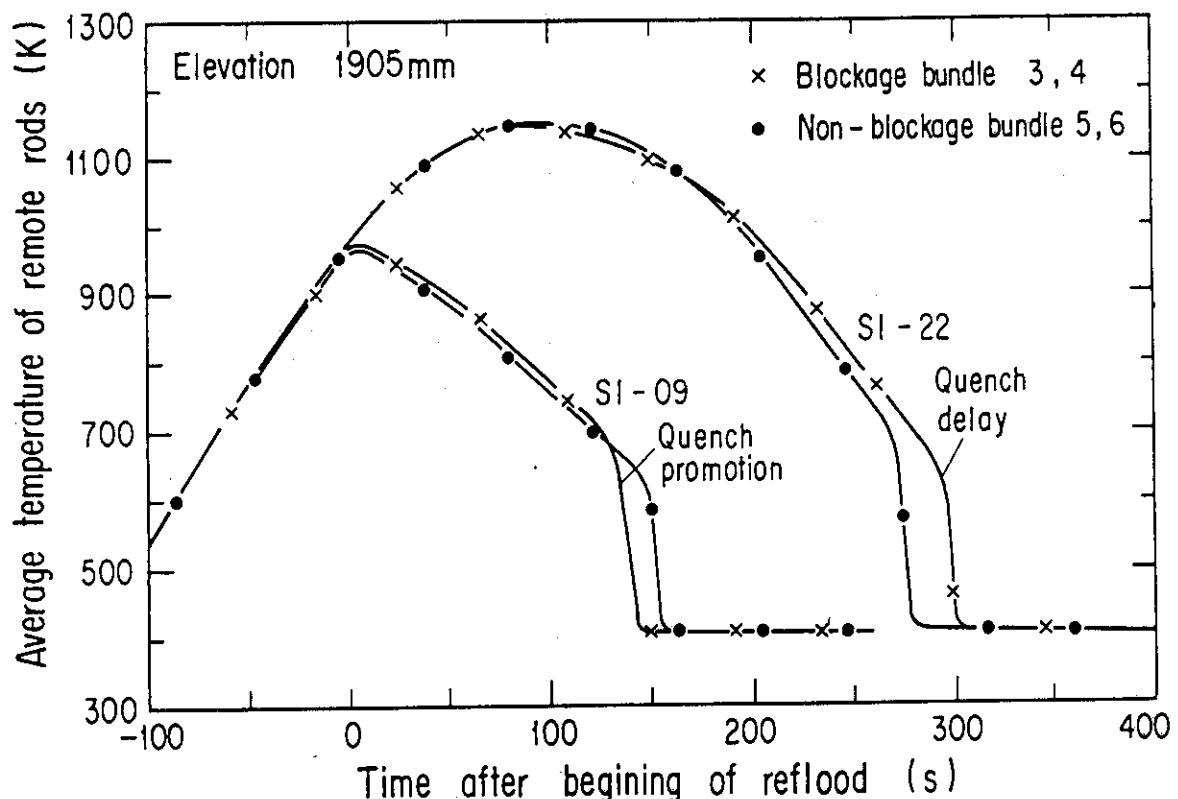


Fig. 5.27 Average temperature behavior of the remote rods in blockage bundles and non-blockage bundles.

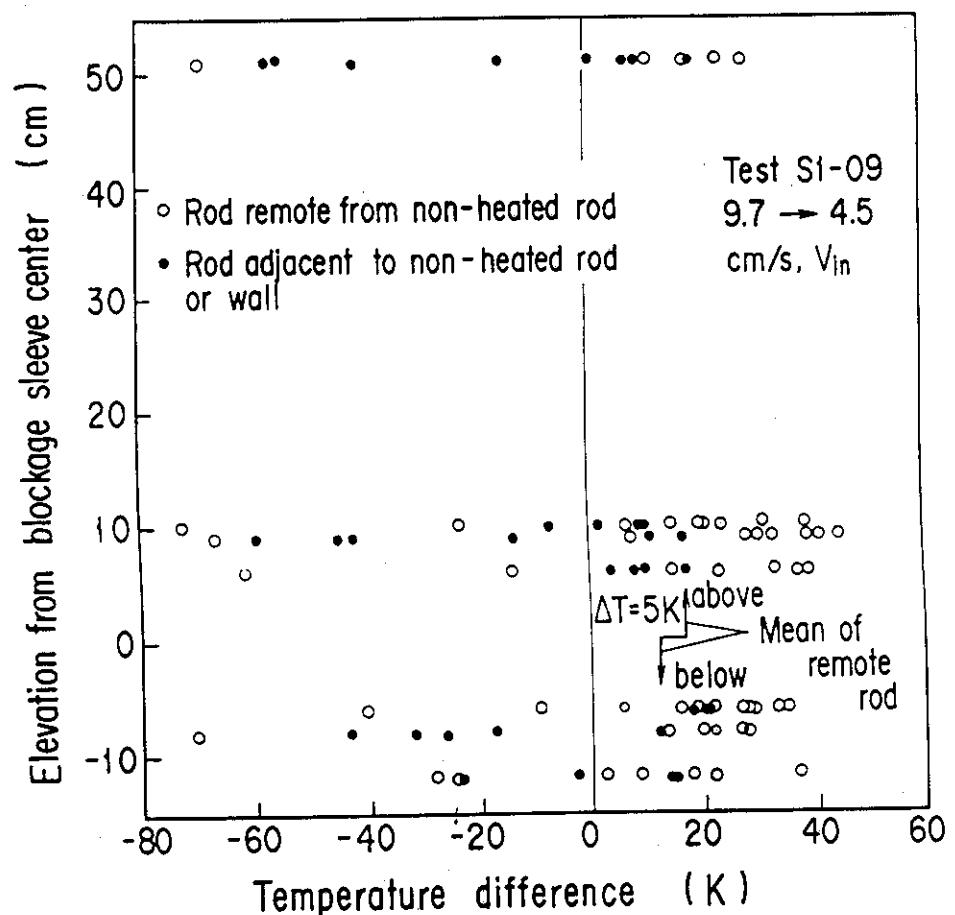


Fig. 5.28 Turnaround temperature shift due to blockage in high ECC flow test.

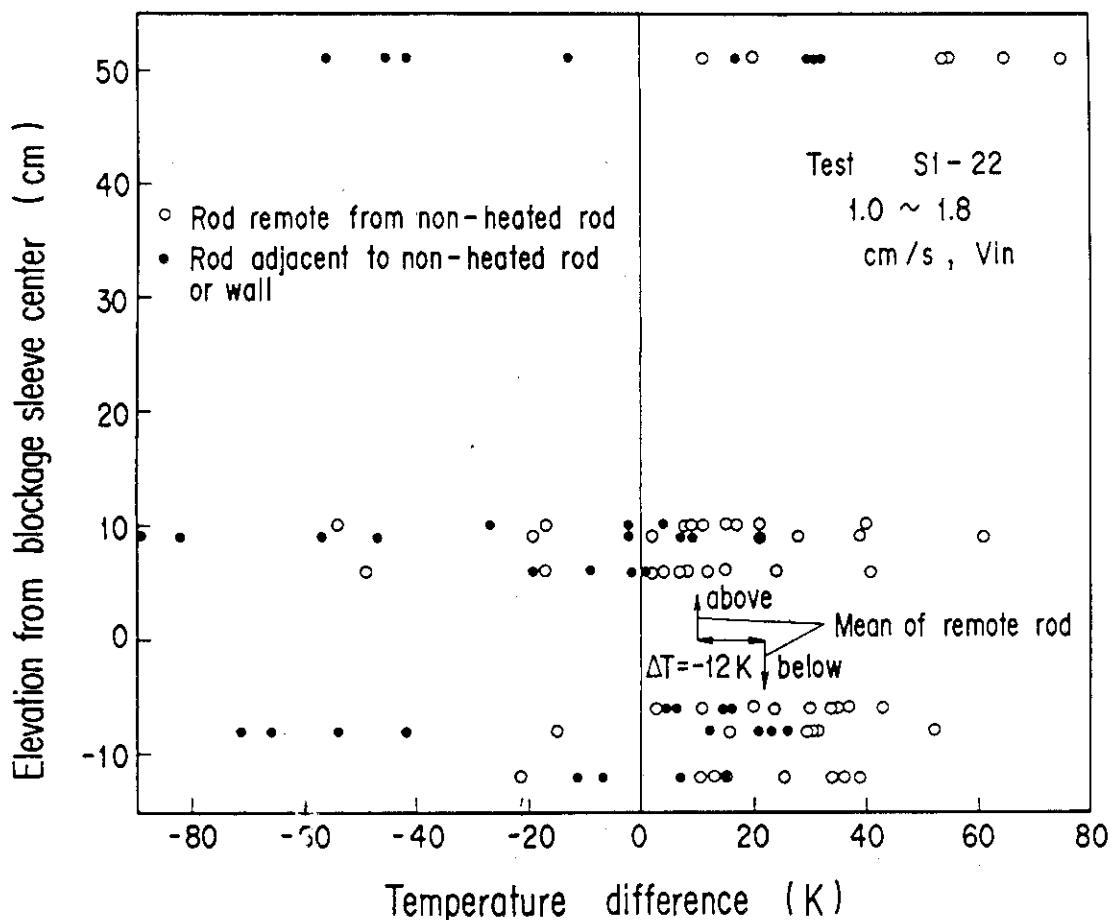


Fig. 5.29 Turnaround temperature shift due to blockage in low ECC flow test.

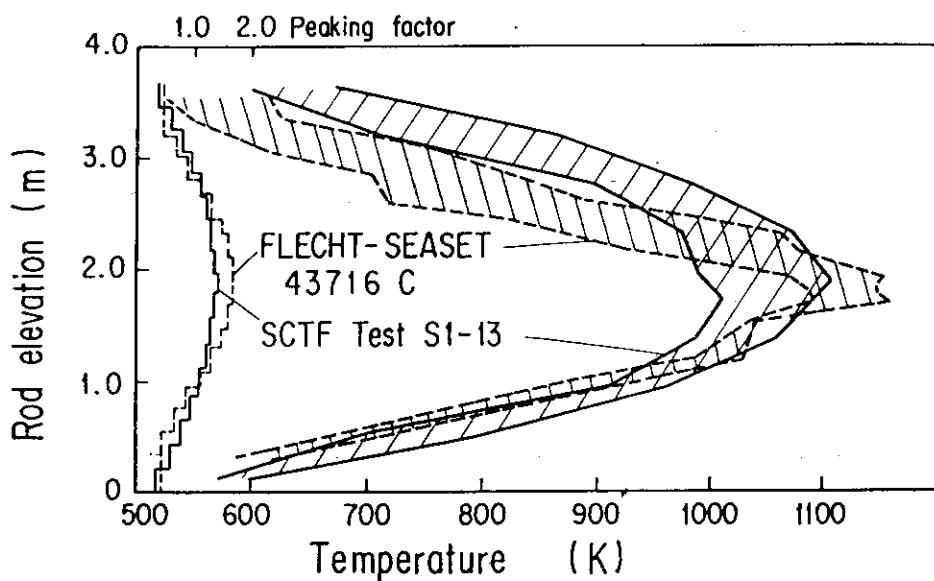


Fig. 5.30 Peak temperature distribution comparison for blockage bundle.

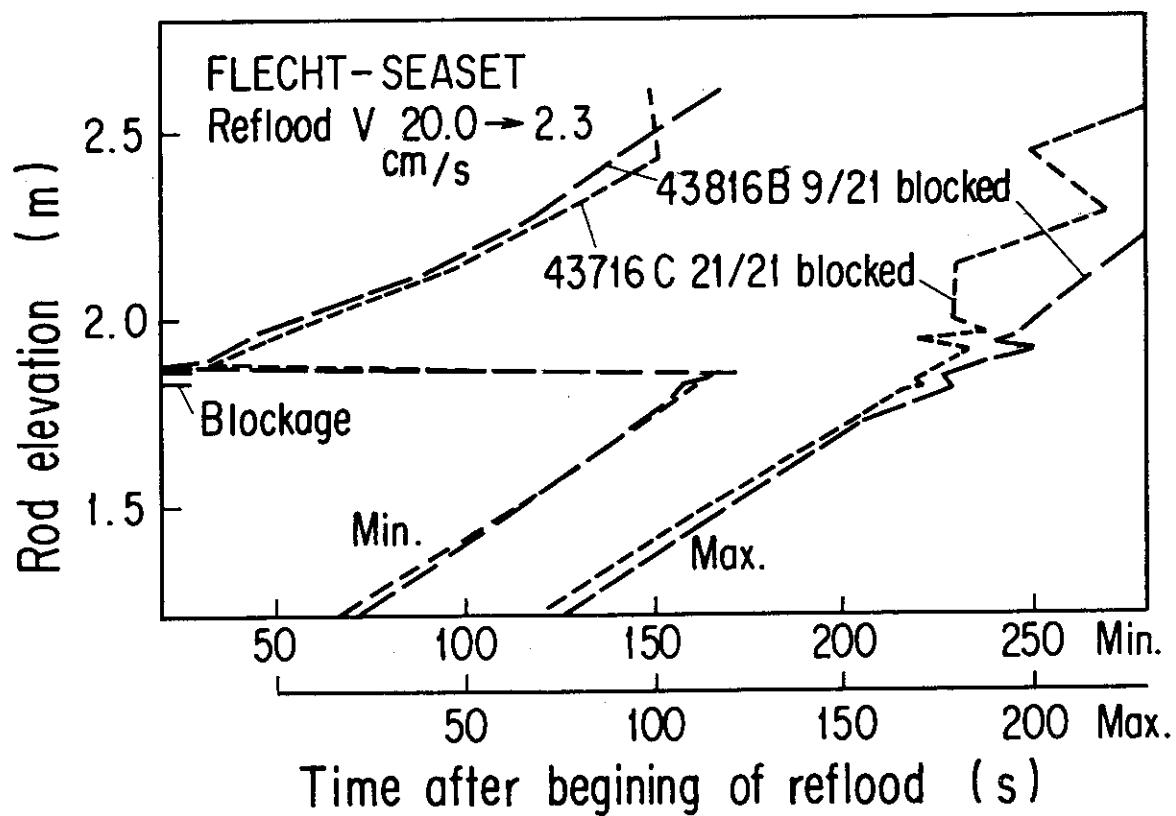
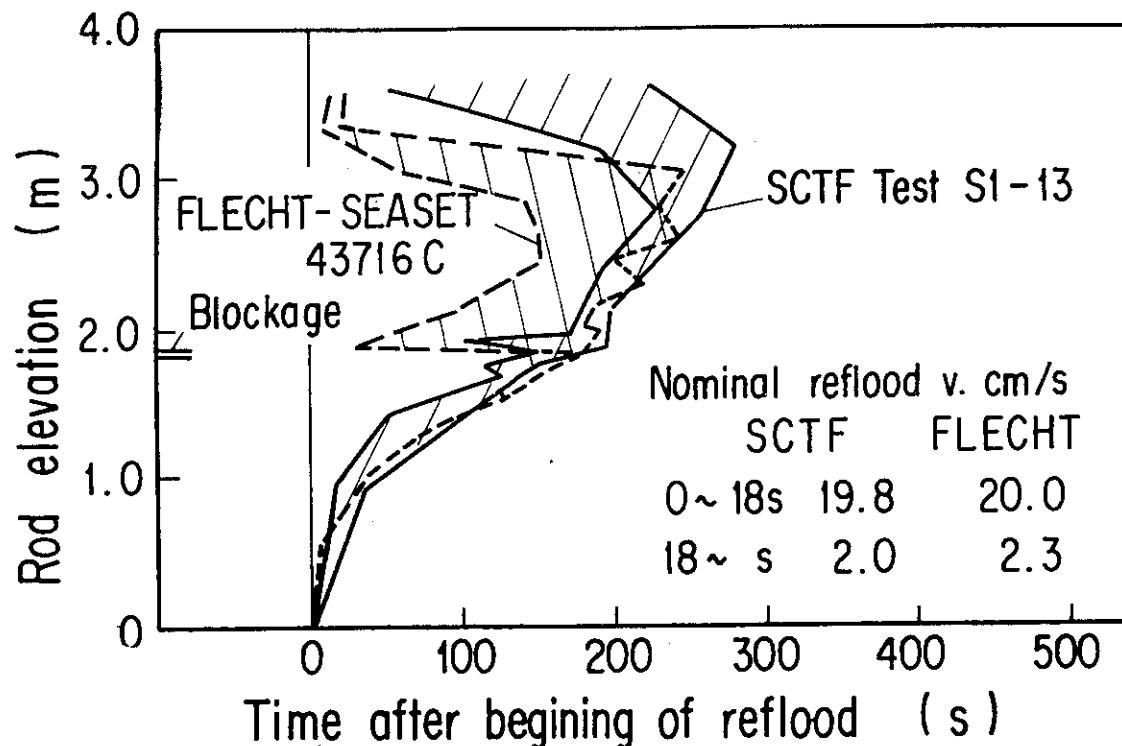


Fig. 5.31 Comparison of quench envelope among various blockage scales for high initial reflood velocity condition.

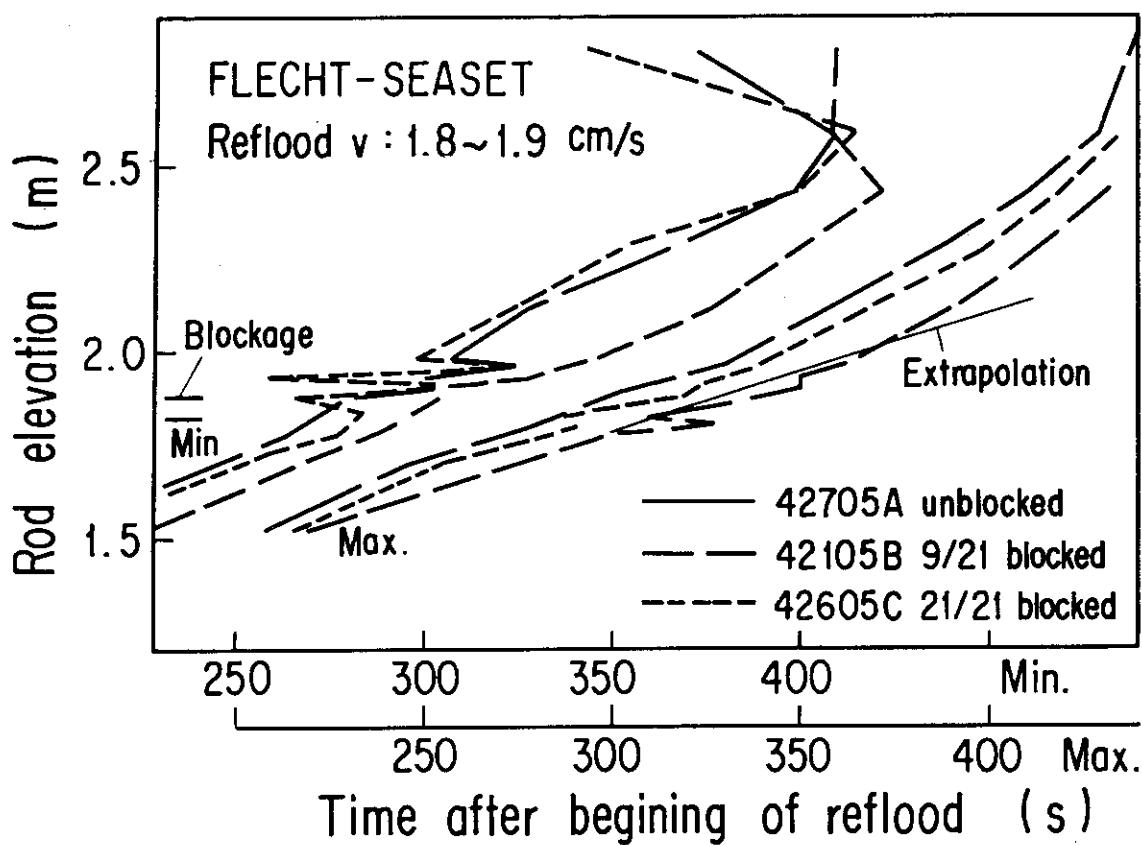
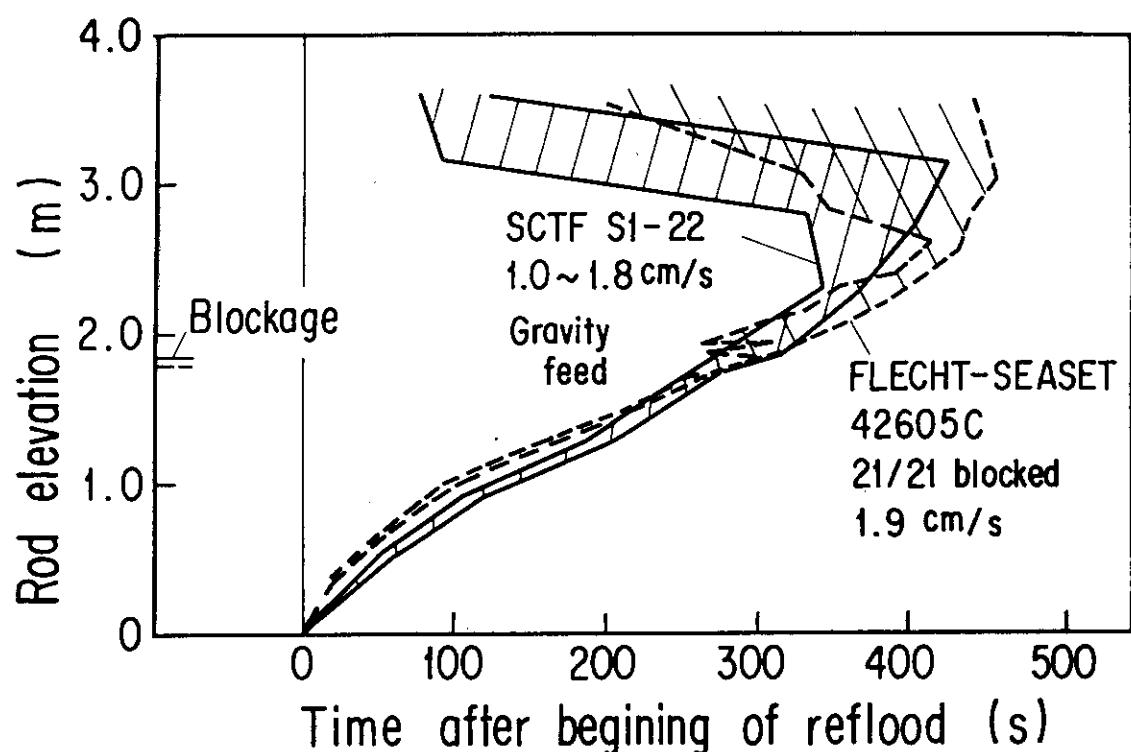


Fig. 5.32 Comparison of quench envelope among various blockage scales for low reflood velocity condition.

5.4 多孔板における CCFL の実験と表式

再冠水過程における炉心冷却には、炉心下方からの水の流れのほか、既に 5.2 節でも触れた様に、上部からの落下水の影響も大きい。燃料棒上の液膜落下流による直接的な冷却(4.2 節参照)のほか、炉心内蓄水量への寄与、炉心周辺領域への集中的落下がもたらす対流等の 2 次流れへの寄与などが落下水の影響である。

これらの直接的な評価は大型実験においては計測が非常に困難であるため、別途小型の個別効果試験を実施することにより行った。こゝではバンドル上端のタイプレート多孔板における CCFL の特性を種々の多孔板形状について実験的に求め、従来の CCFL 相関式と比較するとともに、流動観察結果に基づくモデルを立て、CCFL 流量を表式化した。

5.4.1 従来の研究

CCFL の研究は LOCA のダウンカマにおける流動のほか、ホットレグ傾斜管の流動やタイプレート多孔板の流動の評価との関連で多く行われて来ている。主要なモデルについて以下に取上げてみる。記号は Table 5.3 に示す。

最も広く受け入れられている単管に対する相関式は、次の Wallis による相関式⁽⁴⁹⁾であろう。

$$j_g^{*1/2} + m j_\ell^{*1/2} = C, \quad (5.13)$$

$$j_i^* = j_i [\rho_i / g d_h (\rho_\ell - \rho_g)]^{1/2}, \quad (i = g, \ell), \quad (5.14)$$

こゝに j_i は気相または液相のみかけ流速、 m と C はそれぞれ実験条件により決まる定数である。

上記の無次元流速 j_i^* を多チャンネル系の CCFL に適用して、Wallis ら⁽⁵⁹⁾ は共通差圧における流動形態の変化の包絡線により多チャンネル CCFL を表式化している。

他の無次元流速による(5.13)式と同型の相関式に、次の Kutateladze⁽⁶⁰⁾ のパラメータ K_i による表示がある。

$$K_i = j_i \rho_i^{1/2} / [g \sigma (\rho_\ell - \rho_g)]^{1/4}, \quad (i = g, \ell). \quad (5.15)$$

多孔板に対して上記 2 種の相関式は、形状によって係数が変わるという制約のもとに成立つとされている。^{(50),(61)~(69)}

Bankoff ら⁽⁵⁰⁾ の提案した中間的パラメータは上記 2 種の相関式を結ぶもので、多孔板に対して次のように定義されている。

$$H_g^{*1/2} + H_\ell^{*1/2} = C, \quad (5.16)$$

$$H_i^* = j_i [\rho_i / g w (\rho_\ell - \rho_g)]^{1/2}, \quad (5.17)$$

$$w = d_h^{(1-\alpha)} [\sigma / g (\rho_\ell - \rho_g)]^{\alpha/2}, \quad (5.18)$$

こゝに α と C は板と孔の形状および物性値によって決まるパラメータである。Bankoff 自身の実験では、孔数は比較的少数の範囲に限られているが、孔数や開口率 β^2 がある程度大きくなると、(5.17) 式の H_i^* は K_i に帰着し、係数 C は 2 となる。

内藤ら⁽⁶¹⁾は2相分離流の仮定に基づき、両相の多孔板をはさむ圧力差が等しいと置いて、BWRのタイプレートに対する相関式を導いている。このモデルは最大水流量を系のポテンシャルを最小とする条件から導いている点でユニークさがあるが、吹上げ液滴流量を決める定数を多孔板形状毎に実験的に求めなければならない。

Liuら⁽⁶³⁾の開発したモデルは、落水流の制限の発生を流れの不安定要因から決める考えに基づいている。

単管あるいは多管群におけるCCFLの解析モデルの多くは、管内に環状流のような相間の相互作用を仮定している。⁽⁶⁵⁾⁽⁶⁶⁾

多孔板に対する既存のCCFL相関式については、いずれも係数の実験的決定を必要としているため、一つの形状に対して求めた係数は、他の形状に当てはまらないことが起きる。本稿では種々な多孔板形状についての実験結果と流れの観察から、相分離CCFLの簡単なモデルを導き出した結果について述べる。

5.4.2 実験装置

実験装置の構成をFig. 5.33に示す。本装置はほど常圧で運転される。ボイラーより来る蒸気は減圧弁とトラップを通過して、入口プレナムへ供給される一方、貯水タンクの水を飽和温度まで温めるのに使用される。入口プレナムへ入った蒸気は、50 cm長の炉心部とその上端の多孔板を通り、分離タンクから大気へ放出される。一定蒸気流量に設定した所で、飽和水がポンプによりテスト・プレナムへ供給される。多孔板を通り落下する水は、下部プレナムへ貯えられ、その蓄水速度から落下流量が求められる。データの記録はテスト・プレナム内の水位がオーバ・フロー水位に達して一定となった時点から開始される。テスト・プレナムと流路管の壁にはガラス窓部があり、多孔板近傍の流れが観察できる。

実験に使用した炉心部燃料体と多孔板の形状は、Fig. 5.34に示してある。多孔板の孔数は25(5×5)で孔径は10.5または12.0 mmである。板厚は15 mmまたは20 mmを使用した。燃料体は流路サブチャンネル中心と多孔板の孔軸が一致する様5×5本基準で並んでいるため、流路壁において最外周の棒が部分的に切られた形で並んでいる。

5.4.3 実験結果の整理

種々の多孔板形状に対する蒸気対水の流量関係をFig. 5.35に示す。最も落下水量の多いのが、多孔板なしの場合であるのは、燃料体流路面積がどの種の孔面積より大であることから当然と考えられる。次に12.0 mm孔径の場合Eが10.5 mm孔径の場合より大きな落水流量を示している。また孔縁切欠きは、有りが無しを上回る流量を示すが、下縁のみ切欠きの場合Dは、その切欠きが大きいにも係らず、切欠き無しの場合Bと目立った違いは見せていない。このことは上縁における水の縮流が落水流量決定の機構に重要な因子となっていることを示している。一方板厚の影響も顕著で、厚い板Bの方が薄い板Aを上回る落水流量を示している。図には参考のため10.5 mm孔の流路面積に対する各相のみかけ流速が示してある。なお多孔板上の水位の影響についても調べたが、3～15 cmの範囲の水位変化に対して、落水流量に変化はなかった。

孔面積の影響を取り除けるかどうかを見るため、Wallisの無次元流速で整理してみたものが

Fig. 5.36 である。各多孔板形状に対する (5.13) 式による表示を図中に示してあるが、大きな孔径に対しては j_i^* が小さくなり過ぎる。孔切欠きや板厚の影響も現れて、一つにまとまらない。

各関係式の中で右辺の定数が最大なものは、1.32 となっているが、第4章の ROSA-Ⅲで得た Fig. 4.8 の結果と同様に 1.0 を越えている。他の例と比較のため、孔径 0.0105 m の $1/4$ 乗で割った値を求めた。この値 0.423 は内藤ら⁽⁶¹⁾ が BWR バンドルの、これより小さい等価直径を持つ多孔板に対して求めた値 0.46 と比べてやゝ小さい値である。これらの事実はすべて Wallis のモデルが単管における環状流に基づくものであって、多孔板形状に対しては適用の一般性がないことを意味している。

本実験結果の 1 例を同孔径の Bankoff ら⁽⁶¹⁾ の種々の孔数のデータと Fig. 5.37 に比較した。これによると j_i^* が孔数あるいは流路開口率 β^2 に明らかに依存しているのは、孔数が比較的少い場合で、15 孔のデータは本実験の 25 孔のデータとほとんど一致し、孔数の依存性はなくなる。この 10.5 mm 孔径の場合の j_i^* 線の高さ位置は、15 孔以上に対しては上昇せず飽和傾向となる。しかしそうい小孔径に対しては、 j_i^* 線の位置は更に高くなり、孔径への依存が明白である。従って係数は個々の形状毎に実験的に決定しなければならない。

次に孔径を含まない無次元流速 K_i による表示を求め、Fig. 5.38 に比較した。これによれば線の順序は j_i^* 表示の場合と変らず、幾分互いに近づいたものの、一つにまとまるとはない。右辺の係数（切辺）の値は結局 (5.16)～(5.18) 式の表示から 2.0 となるはずであるが、いずれもこれより小さい。しかも同式によれば $H_\ell^{*1/2}$ すなわち $K_\ell^{*1/2}$ への係数は 1 であるはずなのが、0.853～1.0 の間で変わっている。これらのことから Bankoff の (5.16) 式による表示は、特別な条件にのみ当てはまるものと考えなければならない (4.2 節参照)。

5.4.4 流れの観察結果

多孔板の流れをガラス窓を通して観察し、写真撮影を行った。CCFL 領域の中間流点で、Fig. 5.35 に矢印で示した点の流れの状況を Photo 5.1 (a) に示す。写真から分る様に、ある孔は完全に下降水流で占められ、他の孔は完全に上昇蒸気流に支配されている。しばらく観察を続けると、水孔の位置は固定的なものではなく、不規則に変わる。個々の水孔の持続時間は孔位置や蒸気流量によって異り、0.5 秒から数 10 秒に渡る。また水孔と蒸気孔はそれぞれの領域に分れて群をなす傾向が見られる。角の孔は水孔となり勝ちである。偶々水孔領域と蒸気孔領域とに左右に分れた時、Photo 5.1 (b) のようになって、蒸気孔率を観察から求め得ることになる。

更に詳細に見ると、水柱は水孔の下方で孔径より次第に細くなり、重力加速を受けつゝ真下のサブチャンネル中に落下する。この様な状況では蒸気流との運動量交換も程んどある様に見えず、液滴の発生も蒸気流量がかなり大きい場合以外は見られない。一方蒸気柱の方も孔径とほど同径がある距離続いて、十分上方が広がりを見せ、水と混合する。時折、蒸気柱は隣接する水孔があるとその反対方向へ押し倒され、Photo 5.1 (a) 中の矢印で示した状態から、次の瞬間に水孔に取って替られることがあり、各相領域の間に圧力不均衡があることを示唆している。

蒸気流量を小さくすると、水孔の率が増加し、Photo 5.2 の様な状態になる。逆に蒸気流量を大きくすると、水孔の率が減少し、水孔の持続時間も個々に短くなる。CCFL 領域の最大蒸気流量付近になると、相間相互作用が生じ、多孔板下方で気液は混合し、Photo 5.3 のように、ガラ

ス面での波立ちも強くなって、内部が見えにくくなる。この状態では液柱の長さや持続時間を観察することはできなくなる。

5.4.5 解析モデルの導出

前述の観察から、多孔板CCFLのモデルとして次の様な相分離モデルが妥当と考えられる。概念図はFig. 5.39に表わしてある。

- (1) 下降水流は気相を含まず、上昇蒸気流は液相を含ない。
- (2) 各単相流は孔入口で縮流による圧損を、孔内で摩擦圧損を受けるが、孔出口付近ではそれぞれ拡大流の圧損はない。
- (3) 一定蒸気流量の下では蒸気流路孔率Xは一定で、蒸気流量の変化に応じ連続的に変化する。板下方での相間相互作用は通常無視できそうであるので、各相の圧力は板下端で等しいと考える。この位置より距離 ℓ 上方での各相の圧力損失は：

上昇蒸気流について、

$$\Delta P_g = \frac{\rho_g}{2} j_g^2 \left[\left(\frac{A_1}{A_1 X} \right)^2 - \left(\frac{A_1}{A_0 - A_1(1-X)} \right)^2 + \zeta_g \left(\frac{A_1}{A_1 X} \right)^2 \right] + \rho_g \ell g; \quad (5.19)$$

下降水流について、

$$\Delta P_\ell = \frac{\rho_\ell}{2} j_\ell^2 \left[\left(\frac{A_1}{A_0 - A_1 X} \right)^2 - \left(\frac{A_1}{A_1(1-X)} \right)^2 - \zeta_\ell \left(\frac{A_1}{A_1(1-X)} \right)^2 \right] + \rho_\ell \ell g; \quad (5.20)$$

こゝに ζ_g と ζ_ℓ は各相の縮流と摩擦による圧損係数である。実際の多孔板上下間の差圧は、測定を正確に行うには小さ過ぎ、振動的でもあるので、これらの係数はハンドブック⁽⁶⁷⁾より求めることとした。

板下端から他の等圧点までの距離 ℓ_c は、一般的には板厚 ℓ_1 と異なるものと考えられ、この距離における差圧が両相で等しいと置くことにより、次の関係が得られる。

$$\begin{aligned} & \frac{\rho_g j_g^2}{2} \left\{ \frac{1 + \zeta_g}{X^2} - \left[\frac{\beta^2}{1 - \beta^2(1-X)} \right]^2 \right\} \\ & + \frac{\rho_\ell j_\ell^2}{2} \left\{ \frac{1 + \zeta_\ell}{(1-X)^2} - \left[\frac{\beta^2}{1 - \beta^2 X} \right]^2 \right\} = (\rho_\ell - \rho_g) g \ell_c, \end{aligned} \quad (5.21)$$

これを簡単化して

$$C_g \rho_g j_g^2 + C_\ell \rho_\ell j_\ell^2 = (\rho_\ell - \rho_g) g \ell_c, \quad (5.22)$$

こゝに

$$C_g = \frac{1}{2} \left\{ \frac{1 + \zeta_g}{X^2} - \left[\frac{\beta^2}{1 - \beta^2(1-X)} \right]^2 \right\}, \quad (5.23)$$

$$C_\ell = \frac{1}{2} \left\{ \frac{1 + \zeta_\ell}{(1-X)^2} - \left[\frac{\beta^2}{1 - \beta^2 X} \right]^2 \right\}. \quad (5.24)$$

式中のパラメータXは、与えられた蒸気流量条件において下降水流が最大となる条件から決まる⁽⁶¹⁾と考え得るため、これを次の条件で表わすものとする。

$$\frac{d j_\ell}{d X} = 0. \quad (5.25)$$

この条件を(5.22)式に適用すると、次式となる。

$$\rho_g j_g^2 = \frac{(\rho_g - \rho) g \ell C'}{C_g C'_\ell - C'_g C_\ell}, \quad (5.26)$$

ここで

$$C'_g = \frac{d C_g}{d X} = - \left\{ \frac{1 + \zeta_g}{X^3} - \left[\frac{\beta^2}{1 - \beta^2 (1-X)} \right]^3 \right\}, \quad (5.27)$$

$$C'_\ell = \frac{d C_\ell}{d X} = \left\{ \frac{1 + \zeta_\ell}{(1-X)^3} - \left[\frac{\beta^2}{1 - \beta^2 X} \right]^3 \right\}, \quad (5.28)$$

特定の板形状について ℓ_c が決まれば、蒸気孔率Xと j_g 、 j_ℓ の関係は、係数 C_g 、 C_ℓ 、 C'_g 、 C'_ℓ と共に(5.26)式および(5.22)式から求まり、Fig. 5.40の様に描かれる。

j_i による表示の替りにWallisの j_i^* の表示を比較的便宜上用いることにし、実験データとの比較を示すと、Fig. 5.41の様になる。この図で個々の形状に対する ℓ_c は、データとの一致を最適にする値を選んだものであり、蒸気流量変化に対しては不变としている。図中に矢印で示した点は、Photo 5.1 (b)に示した状態で、観察により蒸気孔率Xが0.6と決定し得たものである。注目すべきは、この値が計算値の線上に刻みで示したXの値とよく一致することである。

等圧距離 ℓ_c の形状パラメータ ζ 、 β 、 d に対する一般的な表式を求めるため、Bankoffのデータとも比較し、Fig. 5.42を得た。 ℓ_c の一般的な表示は板厚 ℓ_t からの偏差という形で表わし得るものと想定され、

$$\ell_c = \ell_t - \Delta \ell. \quad (5.29)$$

の形で形状パラメータとの関係を求めた。その結果各形状に適合する関係式として次式を得た。
(MKS系による)

$$\ell_c = \ell_t - 4.0 \times 10^{-3} (\zeta_g + \zeta_\ell + \frac{\beta^2}{d^{0.7}} - 9.30). \quad (5.30)$$

特に板中央に孔が集中しているような多孔板に対しては、 β^2 は次の様に定義することとした。

$$\beta^2 = \frac{\pi}{4} d^2 n_1 n_2 / (n_1 P_1 + n_2 P_2) = \frac{\pi}{4} d^2 / (P_1 + P_2) \quad (5.31)$$

5.4.6 解析モデルの適用性の検討

本実験およびBankoffの実験の範囲において、上記モデルによる計算結果と実験値のずれを評価してみると、実験値自体のバラツキも含め、 $j_{\ell}^{*1/2}$ の値で最大0.13、また水流量にして最大1.5 kg/minである。これらは実用上十分小さな誤差と言える。ただFig. 5.41中の9孔の例では、これよりやゝ大きな誤差を生じている。この理由としては、孔数が少いためにXを連続的に満しにくくなり、完全な相分離流からはずれて来ることが考えられる。しかし実用上の多孔板はこの様に孔数が少い例は一般的ではなく、差支えないものと思われる。

更に別の条件に対するモデルの適用性を検討するために、Thomas と Combs⁽⁶⁸⁾ が行った実PWR タイプレートの高圧における実験の結果と比較した。彼らの実施した蒸気一水による炉心部スプレー モードの実験のデータが検討の対象となる。炉心部スプレー モードの結果は上部注水のモードと落下水流量において等しいことを、彼らは別の空気一水による実験で確認している。各形状パラメータ ξ_g , ξ_{ℓ} , β^2 , d_h は用いられたタイプレートについてそれぞれ 0.31, 0.36, 0.359, 9.44×10^{-3} m である。これらを (5.30) 式に用いることによって、 ℓ_c は 17×10^{-3} m であることが計算により求まる。Thomas と Combs の整理した K_i による表示をそのまま使って Fig. 5.43 に実験データと比較した。本計算値は圧力変化に対する差は無視できる程小さいので 690 kPa の例のみ示した。この計算値が実験データとよく一致していることは、本モデルの広範囲な適用性を示すものと言える。

5.4.7 内藤らのモデルとの比較検討

前項までに述べたCCFL モデルは、先に紹介した内藤らのモデル⁽⁶¹⁾ といくつかの共通点と相違点を有している。それらを比較すると、共通点としては、

- ① 基本的には孔別相分離の認識に立っている。
- ② 相別の圧力差均衡をもとにしている。
- ③ 最大落下流量を蒸気流路孔率に対する極大点から決定されるとしている。

一方相違点を上げると、本稿のモデルでは、

- ① 圧力差均衡の距離を一般に板厚とは異なるとしている。
- ② 観察結果から蒸気流の孔上部での拡大損失はないとしている。
- ③ 蒸気相、水相とも完全に単相とみなし、蒸気流中の液滴は無視できるとしている。このため実験的決定を必要とする未知パラメータがない。

なお①に関する距離の関係式を経験的に形状のパラメータに対して得ているため、多孔板の形状が与えられれば、何ら実験的決定に頼ることなく、CCFL 相関が求まり、適用の一般性が高くなっている特徴がある。著者のデータで内藤らのモデルを評価するには、未知パラメータの決定が必要であるが、逆に内藤らのデータで著者のモデルを評価してみると、やはりよく一致している。このことは、Fig. 5.36 で比較した $d^{1/4}$ で両辺を割った場合の値が、両者の実験でほとんど違わないので当然である。形状パラメータも BWR タイプレートで大きな相違はないことが、この一致をもたらしている。ただし流路孔形状はやゝ複雑であるため、等価直徑を使用することになるが、これにより著者のモデルは BWR タイプレートにも適用可能であることが確認された。

Table 5.3 Nomenclature

A_0	Total flow area of channel	
A_1	Total flow area of perforated plate holes	
C	Coefficients in Eq.(1) and Eq.(4)	
C_g	Coefficient defined by Eq.(11)	
C_ℓ	Coefficient defined by Eq.(12)	
d	Diameter of plate holes	
d_h	Hydraulic equivalent diameter	
g	Gravitational constant	
H^*	Dimensionless volumetric flux, Eq.(5)	
j	Superficial velocity at plate holes	
j^*	Dimensionless volumetric flux, Eq.(2)	
K	Kutateladze number, Eq.(3)	
ℓ	Length in pressure field	
ℓ_c	Crossiong length of pressure curves	
ℓ_t	Plate thickness	
m	Gradient coefficient in Eq.(1)	
n_i	Number of hole row	
p	Pressure	
Δp	Pressure difference	
p_i	Pitch of hole row	
t	Thickness of used plates	
w	Characteristic length, Eq.(6)	
x	Gas hole fraction	
Subscripts		
Greek symbols		
α	Geometry parameter used in Eq.(6)	i : Gas or liquid
β^2	Opening ratio of plate hole, A_1/A_0	g : Gas
ζ	Pressure loss coefficient for contraction and friction	ℓ : Liquid
ρ	Density	
σ	Surface tension	

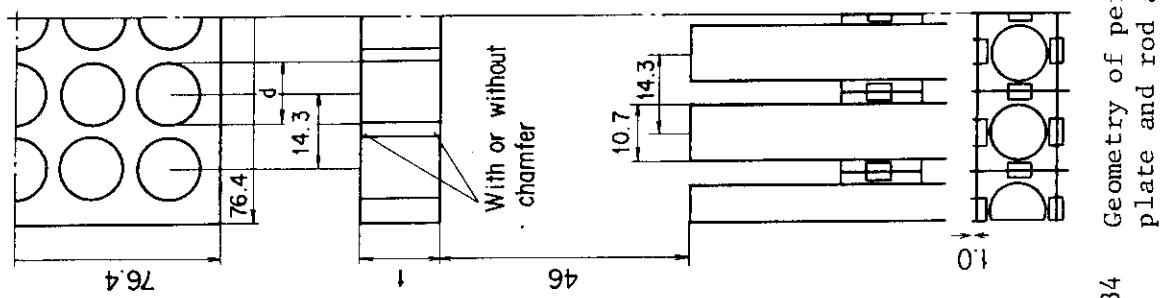


Fig. 5.34 Geometry of perforated plate and rod assembly.

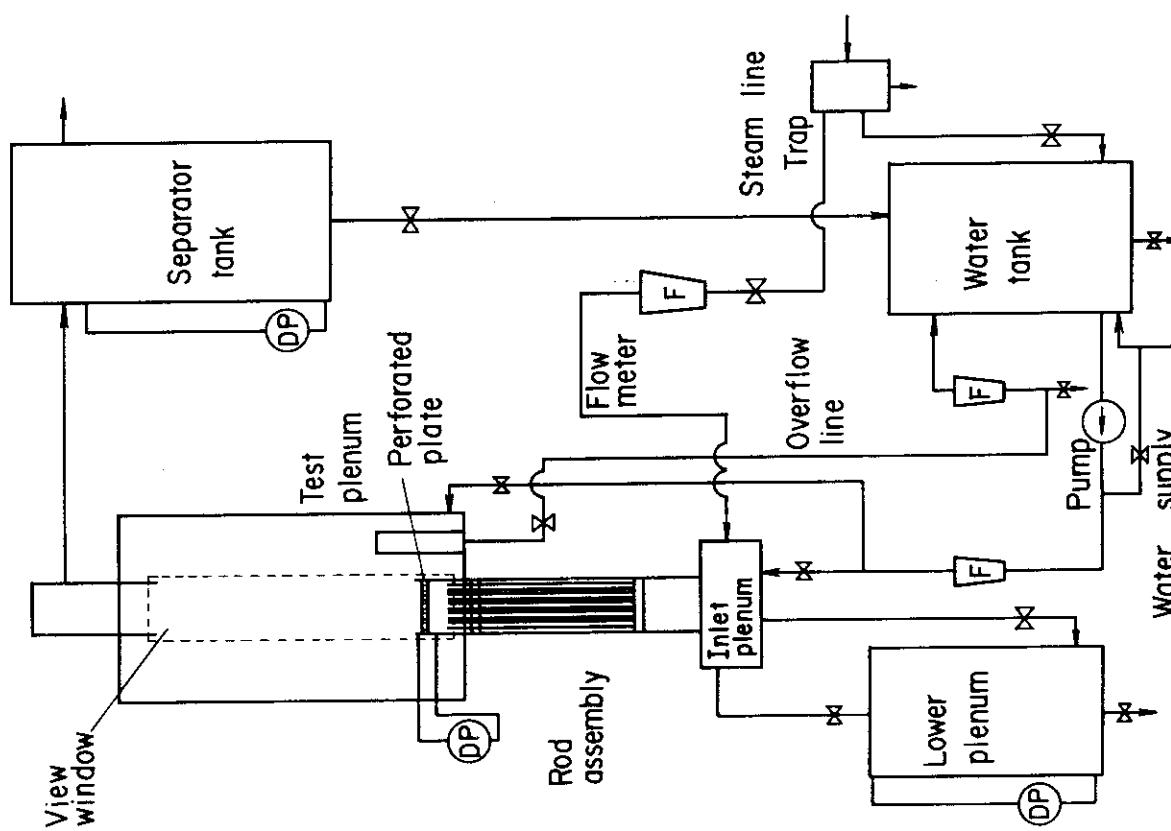


Fig. 5.33 Schematic of experimental system.

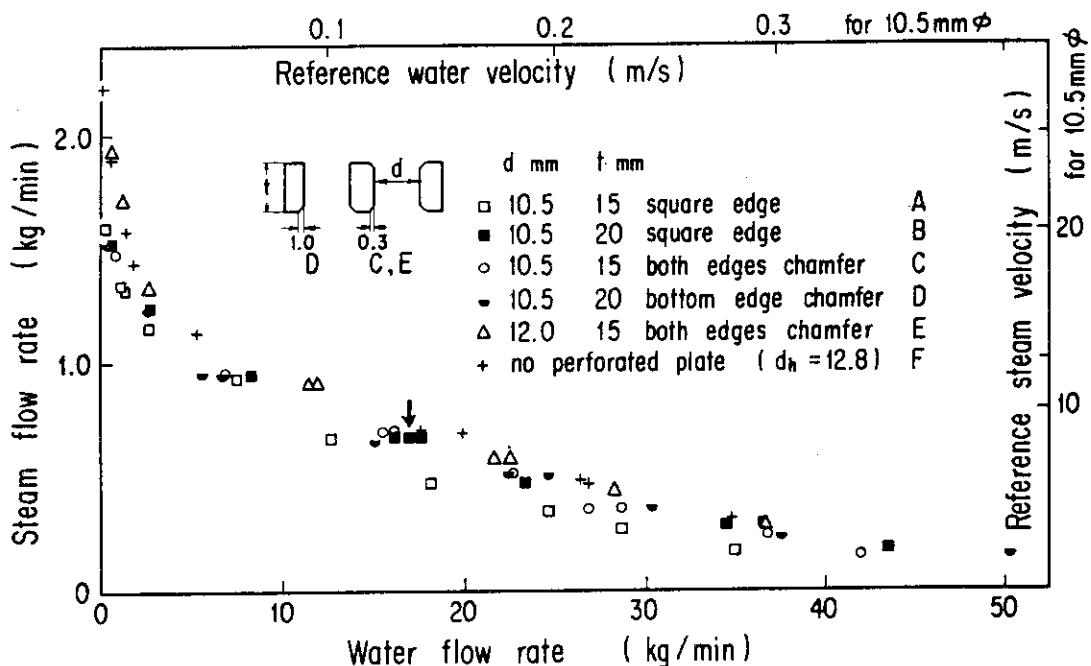


Fig. 5.35 Countercurrent flow rates and their superficial velocities for holes 10.5 mm in diameter.

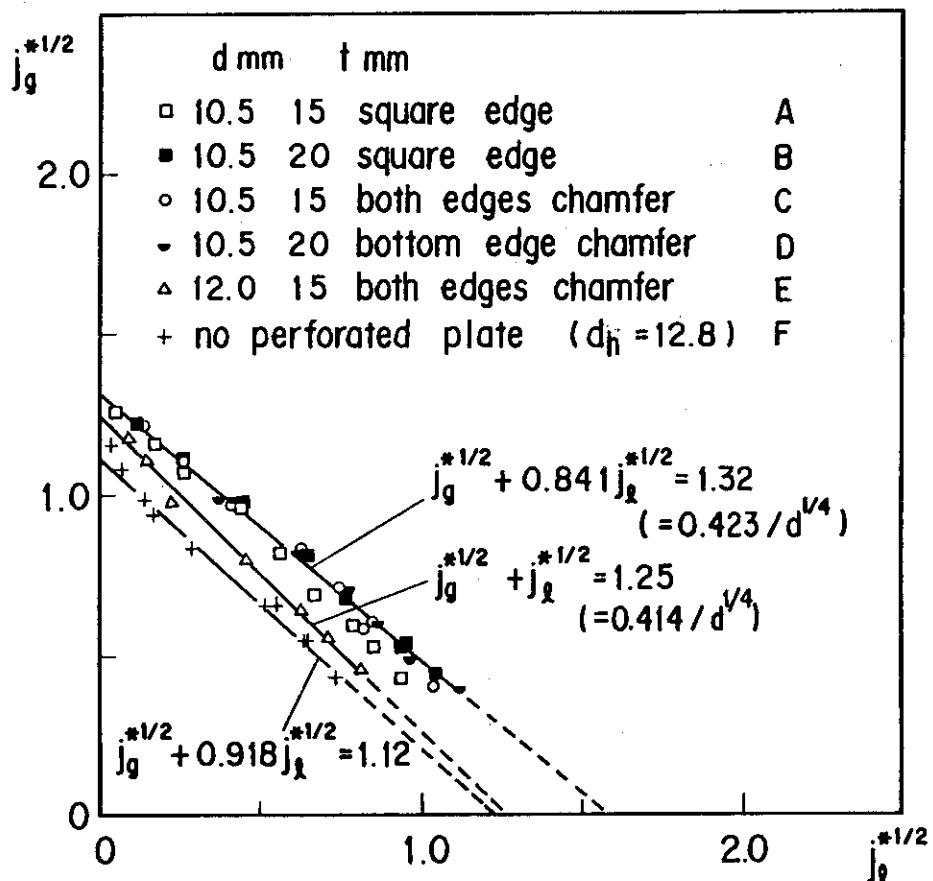


Fig. 5.36 Correlations of counter current flow limit by Wallis' j^* for various plate geometries.

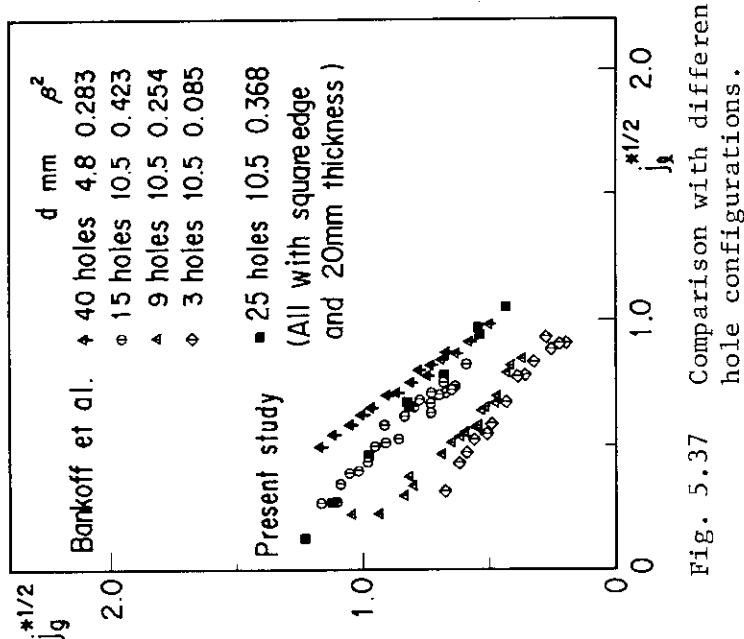


Fig. 5.37 Comparison with different hole configurations.

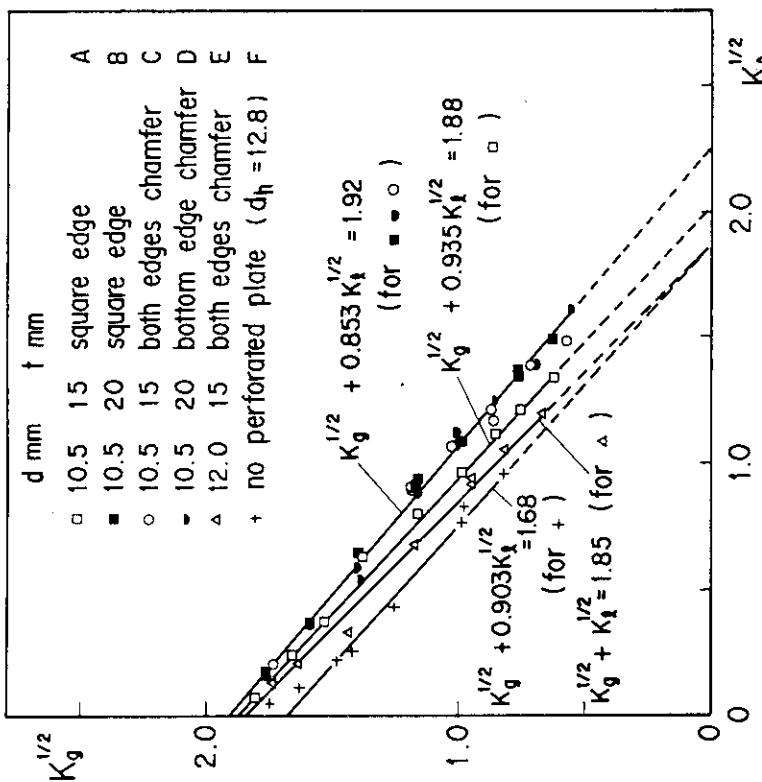


Fig. 5.38 Correlations of counter current flow limit by the Kutateladze number for various plate geometries.

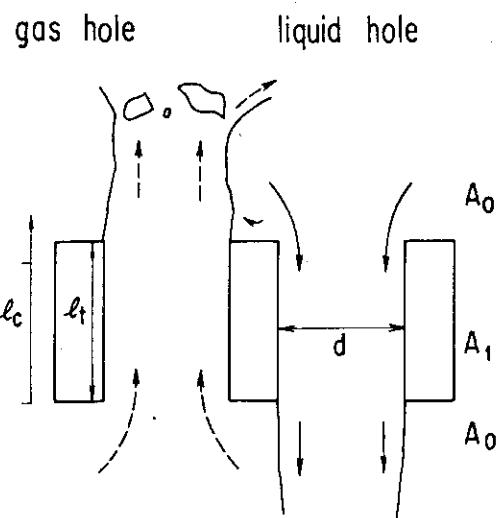


Fig. 5.39 Phase separation flow model for perforated plates.

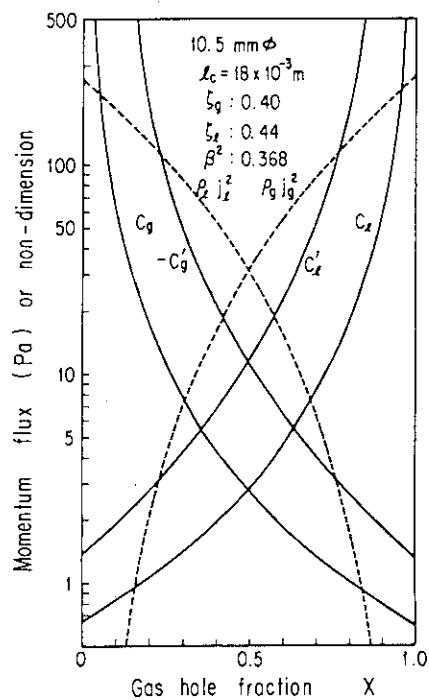


Fig. 5.40 An example of relation between momentum or coefficients of each phase and gas hole fraction calculated with Eq. (10) and (14).

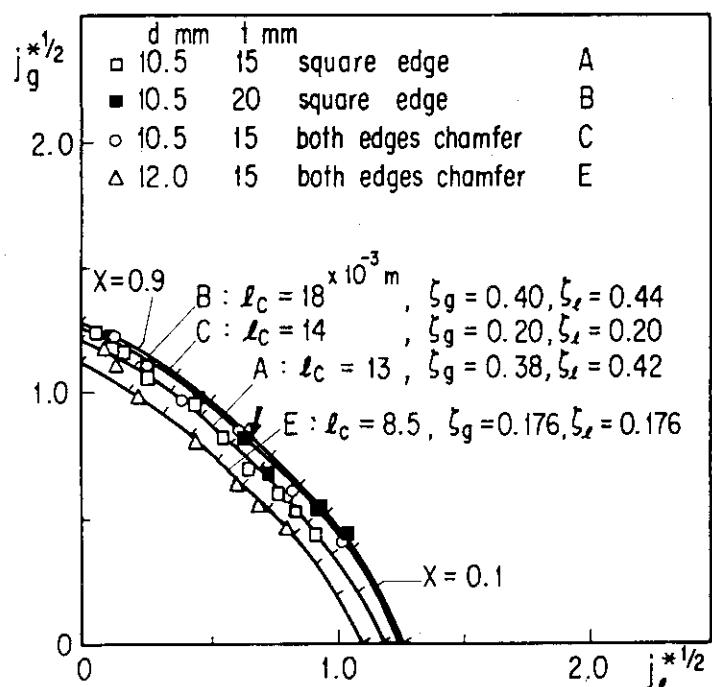


Fig. 5.41 Comparison between the experimental data and the calculation for various cases.

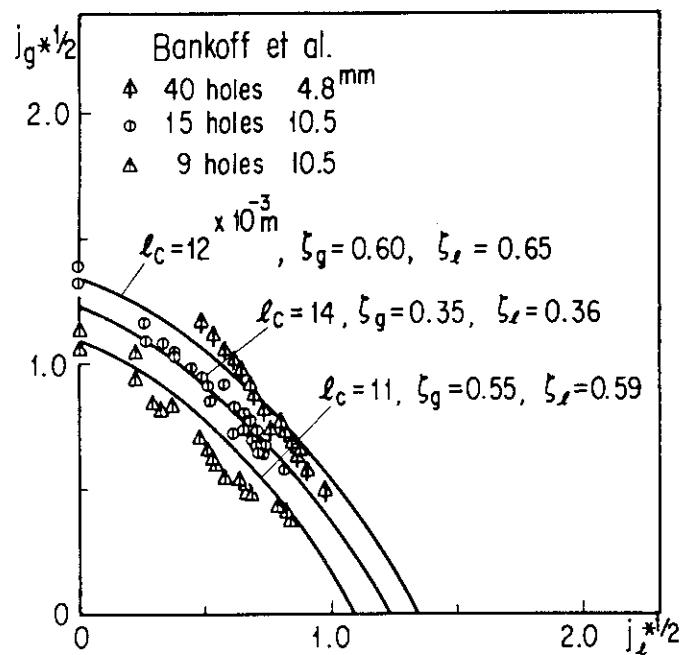


Fig. 5.42 Comparison between Bankoff's data and the calculation.

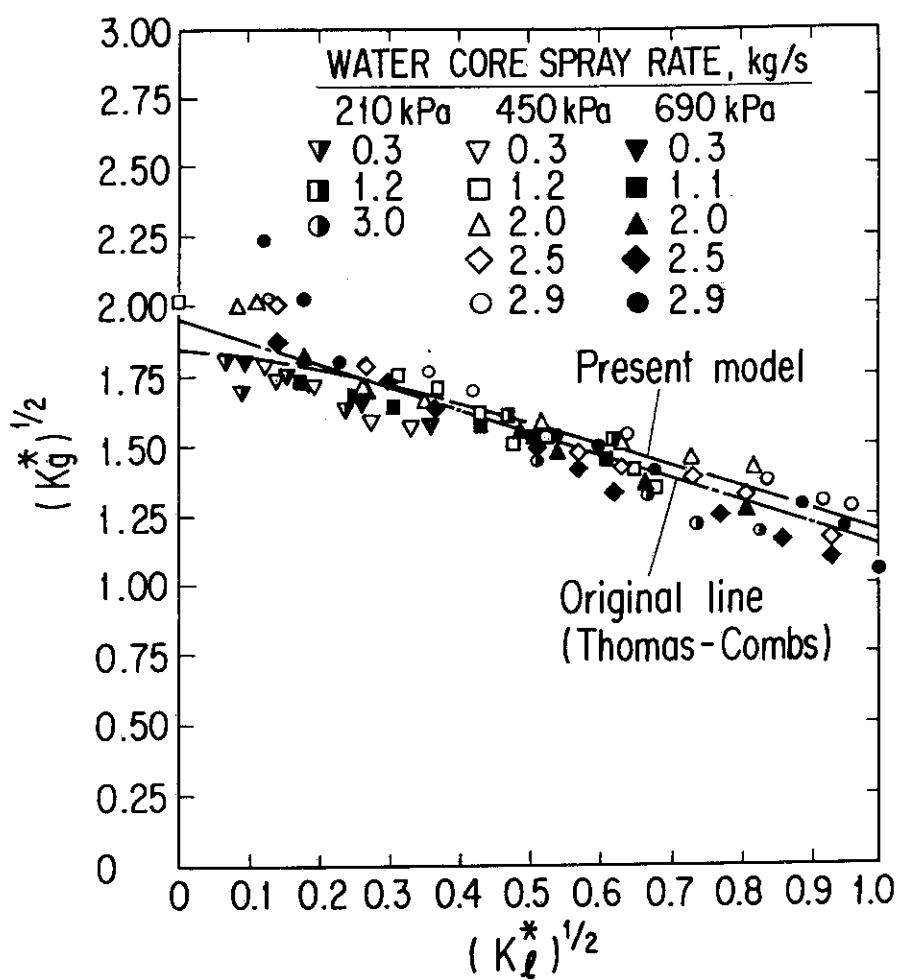


Fig. 5.43. Application of the present model to the case with larger plate and at higher pressure by Thomas and Combs.

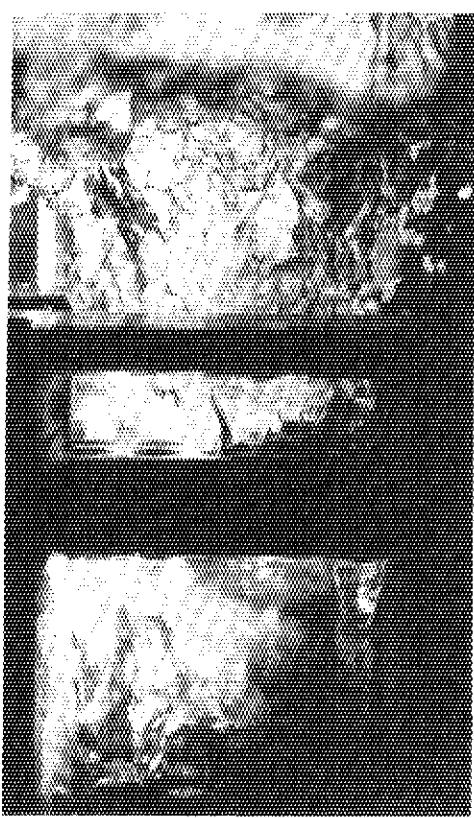


Photo 5.1(a) A typical CCFL state at middle flow.

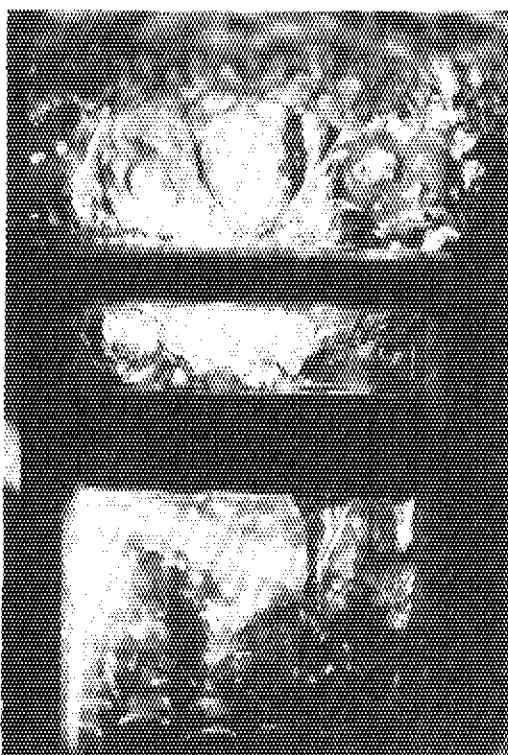


Photo 5.1(b) Particular state with separated region of phases for the same flow rate as Photo 1(a).

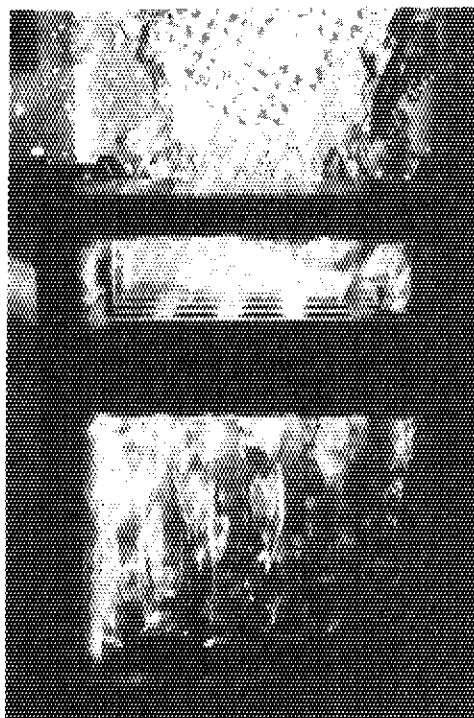


Photo 5.2 A CCFL state at relatively low steam flow.



Photo 5.3 A state near the maximum steam flow rate of the CCFL range.

5.5 本章の結論

PWR の再冠水過程に関し、半径規模で炉心等を模擬した平板炉心試験を実施し、合わせて CCFL に関する小型の個別効果試験を実施することにより以下の結論を得た。

炉心内流動特性に関して

- (1) 炉心入口流量が再冠水過程の炉心冷却に与える影響は大きく、流量が大きければ熱伝達率が大きくなり、炉心の最高到達温度が低く抑えられ、下部からのクエンチの進行が速くなる。
- (2) 炉心内には半径方向の 2 次流動が再冠水過程に現れる。2 次流動には半径出力分布に基因する高出力バンドルへの流れの集中やクエンチ点の不均一による水分布の平坦化作用と、上部プレナムでの蓄水頭の周辺への偏りに基因する炉心への落下水量の偏り、それのもたらす大きな循環流とがある。前者の作用により熱伝達は高出力バンドルで増加し、低出力バンドルで減少して全体の温度分布は平坦化される方向へ向う。後者の作用は主に再冠水後期に現れ、周辺バンドルのクエンチ進行を相対的に遅らせている。
- (3) 平板炉心の種々の試験の結果から、炉心内の平均ボイド率をクエンチ点の位置との関係で表わし、これを用いて炉心からの流出量の流入量に対する比を表わす相関式を得た。この相関式は平板炉心試験のデータのみか FLECHT-SEASET 実験のデータとも良く一致することが確められた。

ブロックケージ炉心冷却に関して

- (1) 閉塞率 60 % の 2 バンドル規模のブロックケージの炉心冷却に対する影響は小さい。クエンチ時刻に対してはブロックケージ直上部にのみ影響があり、更に上方へは程んど影響が見られない。直上部のクエンチ時刻は冠水速度が速いと促進され、遅いと遅らされるが、遅れ時間は高々 30 秒であった。
- (2) 最高到達温度に対するブロックケージの影響は見られなかった。
- (3) クエンチ促進にはより高温からのクエンチが伴うのに、クエンチ前の温度挙動にはブロックケージの影響が現れていない。促進される領域の長さは、FLECHT-SEASET の 21 本全数および 9 本部分ブロックケージに比べて短かい。
- (4) クエンチ遅れは部分ブロックケージにのみ見られ、小規模なブロックケージより大規模なブロックケージの方が幾分長時間であった。遅れにはより低温からのクエンチが伴うほか、クエンチ前からの熱伝達の低下が伴う。また冠水流量の振動もクエンチ遅れの原因になり得る。
- (5) クエンチ促進の原因には液滴、気泡、蒸気膜などの流れへのブロックケージによる乱れ作用が考えられ、クエンチ遅れの原因にはブロックケージ部流動抵抗による流れの迂回作用が考えられる。

多孔板の CCFL に関して

- (1) 種々の多孔板形状について Wallis の無次元流速 j_i^* および Kutateladze 数 K_i に対する相関式を実験的に得た。これらの相関式の係数は多孔板の孔径、孔縁切欠き、板厚などに依存して変化した。
- (2) 得られた実験データは Bankoff の同孔径で比較的孔数の多い例と類似している。Wallis の j_i^* の値は孔数が少い場合は小さく、孔径が小さい場合は大きくなる。Bankoff の相関式

を実験に用いた多孔板に当てはめると K_i に帰着し、切辺の係数は 2.0 となるはずであるが、実験値はいずれもこれより小さかった。

- (3) 流れの観察結果に基づいて相分離流モデルを CCFL について導いた。このモデルによる計算結果は本実験結果のみならず、他の実規模燃料タイププレートによる高圧の実験結果とも良く一致し、広い適用性を示した。

6. 結 論

本研究では軽水炉非常用炉心冷却系の性能評価に係る種々の実験および解析を実施し、様々な側面から軽水炉の安全評価に要求される問題への解答を与えてきた。それらの内容が意味する所を総括的に述べるならば、軽水炉安全性の評価手法を開発する社会的要件に答えようとする諸研究の中で、常に個別の研究を集大成する形で大規模かつ詳細な模擬による試験を実施し、未解決部分に必要な答えを提供し、あるいは解決の方向を示して来たと言うことになる。しかし研究の奥は深く、まだ未解決で取り残されている課題も少いとは言えない。概説的な安全評価から詳細な安全評価へと、要求が時勢と共に変遷して行くにつれ、研究すべき課題が次々に現れるのも事実である。それらを正しく認識するためにも、本論文の各章で述べて来た学究的な意味からの結論が、社会的視点を加えたより広い視野から見た時どうなるかを含め、総括的な結論を以下に述べる。

第1章「序論」では次のことを述べた。

本研究が必要となったそれぞれの時点での背景および研究の状況と他の研究との関連における本研究の位置付けを明らかにした。また実験と解析の有機的な結び付きの中における個々の研究の占める位置についても概観的にまとめた。

第2章「単一圧力容器からのブローダウン実験とコード解析」では次のことを扱った。

わが国でまだ研究開始後日の浅い情勢において、ブローダウンに関する大型の実験とコード解析を行い、冷却材喪失事故に伴うブローダウン現象の基本特性を明らかにした。実験データを利用して導入されたLOCAコードRELAP-2および3を評価したことは、その評価を任としていたコード委員会に取っても時宜を得た成果となり、多数のコード使用経験者を育成するのに寄与した。コードに使用されているパラメータの1つ、放出係数に実験式を得たことでRELAP-3などの予測性能が向上し、改良されたコードはその後多くの人に使用され、国際標準問題においてわが国が好成績を収めてこの分野の技術水準が見直される一助ともなり、引続く安全性実験の装置設計の検討などにも広く利用された。

第3章「PWR模擬試験におけるブローダウンおよび炉心冷却の評価」では次の様に多くのことを明らかにし、あるいは提起した。

ECCSの炉心冷却有効性を含めた初めての大規模試験を実施し、熱流動に関する基本事象の特性を明らかにすると共に、ダウンカマにおける冷却水のバイパス現象が、炉心冷却を遅らせる因子であることを確めた。また解析コードの予測性の評価を行い、予測が示す通り、炉心流量がポンプにより確保されることが、初期の温度上昇を抑えるのに極めて重要であることを実証した。これらの事実は、コード・モデルにおいて気液対向流や炉心熱伝達、ポンプ駆動力などがより正確に表現される必要のあることを認識するのに役立った。またコード使用の経験からその適用限界や改良の方向を示すことができた。

改良ECCS注入方式を現用のECCSとの有効性比較で実証できたことは、産業界の対応次第で安全上の意義を發揮し得るものと思われる。現用のECCSが不安全ということを模擬試験の

結果のみから判断することは行過ぎがあるにしても、相対的には改良注入方式の安全性が格段に秀れていると判断される。現在の設計基準事故の評価基準の1つである1200℃の炉心制限温度に対しても、十分な安全裕度を持つことになり、他の点での設計を楽にしたり、運転出力を増加させ得る可能性を生じ、経済効果も大きなものがあると考えられる。この改良注入方式の実炉への適用をより容易にするための方式の1変形を考えるならば、3.4節で提案した上部プレナムへの温水注入系を加圧器で代用する方法があり得ると思われる。現用PWRでは加圧器を高温側配管の1つに接続しているため、温水は炉心冷却に役立つことなく流出することになるが、これが上部プレナムへ接続されれば、一旦上部プレナムへ蓄水するため、本研究で確めた温水の早期注入と同様な炉心冷却効果が得られると期待される。付加系統を必要としない、接続位置のみの変更であるから実現可能と思われ、安全性向上の上から大いに検討されるべきであろう。

第4章「BWR模擬試験におけるスプレー冷却の評価」ではROSA-Ⅲ総合試験の中での個別効果試験という立場でスプレー冷却の試験を実施した。

この個別効果試験で明らかにした上部からの冷却の不規則、不安定性やスプレー水の流出などの特性の理解は、後のROSA-Ⅲ総合試験の結果の評価に参考になると共に、BWRのLOCA解析コードのわが国での開発でも参考にされ、上部冷却の熱伝達率を十分低く見積るなどの形で取り入れられている。仮に何らかの手法を用いてこの不規則性を表わすモデルや関係が得られれば、炉心全体としての蒸気発生量やこれに支配される落水流量が評価されることになる。この様な課題への取組みは全炉心の局所値と半径方向に亘る分布を明らかにすることとも結び付くので、正しい冠水速度を求める意味からも重要である。

第5章「再冠水過程の大規模試験装置による研究」では、平板炉心試験と関連個別効果試験の結果について明らかになった点をまとめた。この平板炉心試験は将来も続行され、本論文にまとめた以外の側面からも評価が可能になるかも知れない。特に総合試験の円筒炉心試験と対をなす個別効果試験であるという側面から、大勢の人の手により比較評価が進められる可能性を含み、一方新側面として西ドイツの上部プレナム試験との結合試験などの実施により、新しい型式のECCSの性能評価にも供せられることになっている。

本論文においては再冠水現象に関して重要ないくつかの点をまとめた。これらの成果は過去に行われて来た再冠水の小規模実験に対する実証的集大成の位置を占めるものである。炉心内伝熱に関して見出した2次流動による温度平坦化は、安全裕度を増す効果として好都合な作用である。またブロックエージについて明らかにしたその影響の小ささは、小型実験で言われて来たことを大規模な場合でも裏付けるものであって、これも安全上好ましい結果である。実炉の安全解析にこれらの結果を取り入れるならば、現在より安全裕度が生まれることになり、軽水炉の社会的受容も得られ易くなる可能性が高まる。そのためには従来の1次元的コードでなく、3次元解析コードを使用する必要性があるが、この面でも再冠水プロジェクトの国際協力等を通じて、3次元解析コードが実験データとの交換で導入されつつあり、条件が整って来ている。安全性の実証やコード評価という観点からは、大規模な試験は世界的に見てもこれ以上余り必要としない情勢になって来ていると言われ、これからは安全評価の研究において解析コードの予測性能を向上させる研究が主流となるのが必然である。本論文で述べた種々の現象のモデル化の試みや、そのコードへの応用、また未知な現象の解明とモデル化のための個別効果試験などが今後もその重要性を増すことは、論を待たないであろう。

謝 辞

本論文をまとめるに当り、親切な御助言、御指導を賜りました東京大学原子炉工学科の都甲泰正教授、秋山 守教授、斑目春樹助教授に深く感謝いたします。

また本研究を日本原子力研究所において実施するに当り、多大な御指導を与えて下さった安達公道主任研究員、さらに激励下さり諸事に便宜を計って下さった村尾良夫安全工学第2研究室長、斎藤伸三反応度安全研究室長、平野聰明燃料安全工学部長に感謝いたします。藤城俊夫主任研究員にはまとめに当り懇切な御指導を頂きました。また実験の実施は多くの研究員、技術員の方々の御協力のもとになされました。これらの方々に謝意を表します。

参考文献

- (1) Olson, D.J. "Semiscale blowdown and emergency core cooling (ECC) project test report - Test 845 (ECC injection)" ANCR-1014 (1972)
- (2) 島宗弘治ら「軽水炉冷却材喪失事故時の一次冷却系内の熱水力挙動 (ROSA-Iによる模擬試験結果)」JAERI-M 6318 (1975)
- (3) 西脇一郎ら「水冷却原子炉における一次冷却系破損事故の実験と解析 (第3報)」電総研報第34卷, 第7号 (1970)
- (4) 斯波正誼ら「ROSA-II研究計画」JAERI-M 6362 (1976)
- (5) 日立製作所「軽水冷却型動力炉, 冷却材喪失事故時における炉心並びに格納容器内の冷却に関する基礎的試験研究」科学技術庁研究成果報告書 (1966)
- (6) Hrière, J.C. et al. "Semiscale blowdown and emergency core cooling (ECC) project" IN-1384 (1970)
- (7) Moore, K.V. et al. "RELAP-2 : A digital computer program for reactor blowdown and power excursion analysis" IDO-17263 (1968)
- (8) Rettig, W.H. et al. "RELAP-3 : A computer program for reactor blowdown analysis" IN-1321 (1970)
- (9) 傍島眞「BWR 1次系破断事故模擬実験のRELAP-2コードによる解析」日本原子力学会誌 Vol. 15(8) (1973)
- (10) Sobajima, M. "Analysis of transients in Experiments on loss-of-coolant accidents" Nucl. Sci. Eng. 60 (1976)
- (11) Olson, D.J. "Semiscale blowdown and emergency core cooling (ECC) project test report - Test 848, 849 and 850 (ECC injection)" ANCR-1036 (1972)
- (12) Curry, T.E. "Semiscale project test data report - Test 851" ANCR-1065 (1972)
- (13) Reeder, D.L. "LOFT system and test description (5.5 ft nuclear core 1 LOCEs)" NUREG/CR-0247, TREE-1208 (1978)
- (14) 斯波正誼ら「ROSA-IIによるPWRの冷却材喪失事故模擬試験, (I)」日本原子力学会誌 Vol. 18(4) (1976)
- (15) 安達公道ら「同題, (II)」同誌 Vol. 19(6) (1977)
- (16) 同著者「同題」同誌 Vol. 20(3) (1978)
- (17) 同著者「同題」同誌 Vol. 20(5) (1978)
- (18) Sobajima, M. et al. "Verification sturdy on alternative ECCS concepts for a PWR" Nucl. Eng. Des. Vol. 54 (3) (1979)
- (19) Jones, D.D. "Subcooled counter current flow limiting characteristic of the upper region of a BWR fuel bundle" NEDG-23549 (1977)
- (20) Sobajima, M. "Spray cooling test - A separate effect test with

- ROSA-III, a BWR - LOCA simulation facility" J. Nucl. Sci. Technol. Vol.18 (8) (1981)
- (21) Waring, J.P. et al. "PWR FLECHT-SET phase B1 evaluation report" WCAP-8583 (1975)
- (22) Cadek, F.F. et al. "PWR FLECHT final report" WCAP-7665 (1971)
- (23) 村尾良夫ら「再冠水シリーズ5実験報告」JAERI-M 7383 (1977)
- (24) Peterson, A.C. "Thermal and hydraulic response of the semiscale Mod-1 core during forced feed reflood tests" TURE-NUREG-1001 (1976)
- (25) Riedle, K et al. "Reflood and spray cooling heat transfer in PWR and BWR bundles" ASME paper No.76, HD-10 (1976)
- (26) 平野見明ら「大型再冠水試験計画」日本原子力学会誌 Vol. 22 (10) (1980)
- (27) Adachi, H. et al. "Design of the slab core test facility in large scale reflood test program Part 1 : Core 1" JAERI-M 83-080 (1983)
- (28) Murao, Y. et al. "Status of CCTF/SCTF test programs" 12th WRSR Inf. Mtg. Geithersburg, Maryland (1984)
- (29) Sobajima, M. et al. "Carryover characteristic during reflood process in large scale separate effects tests" Nucl. Eng. Des. Vol.74 (2) (1983)
- (30) Sobajima, M. et al. "Coolability study on two-bundle scale flow blockage in the reflood process" Nuc. Eng. Der. to be published
- (31) Sobajima, M. "Experimental modeling of counter current flow limit for perforated plates" J. Nucl. Sci. Technol. Vol.27 (9) (1985)
- (32) Redfield, J.A. et al. "FLASH2 : A FORTRAN IV program for the digital simulation of a multinode reactor plant during loss-of-coolant" WAPD-TM-666 (1967)
- (33) 大西信秋ら「プローダウン実験解析によるRELAP-3コードの評価」JAERI-M 5808 (1974)
- (34) Allemann, R.T. et al. "Experimental high enthalpy blowdown from a simple vessel through a bottom outlet" BNWL-1411 (1970)
- (35) Wilson, J.F. et al. "The velocity of rising steam in a bubbling two-phase mixture" Trans. Am. Nucl. Soc. 5 (1962)
- (36) Nassos, G.P. et al. "Slip velocity ratios in an air-water system under steady state and transient conditions" Chem. Eng. Soc. Vol.22 (1967)
- (37) 鈴木光弘, 傍島眞ら「高温加圧水の放出に伴う冷却材の熱水力学的挙動の解析, LOFT セミスケール実験 1011 番の解析」日本原子力学会誌 20 (6) (1978)
- (38) Adachi, H. et al. "ROSA-II experimental program for PWR LOCA/ECCS"

Integral Tests" JAERI 1277 (1982)

- (39) 鈴木光弘ら「ROSA-II 試験データ報告・8 - ダウンカマ間隙およびECCS注入流量の効果-」JAERI-M 7236 (1977)
- (40) 傍島眞ら「ROSA-II 試験データ報告・7 - 惡破断条件とポンプの影響-」JAERI-M 7106 (1977)
- (41) 傍島眞ら「ROSA-II 試験データ報告・5 (Run 310, 311, 312, 313, 317)」JAERI-M 6709 (1976)
- (42) 鈴木光弘ら「ROSA-II 試験データ報告・6 (Run 411, 314, 315, 316)」JAERI-M 6849 (1976)
- (43) 安達公道ら「ROSA-II 試験データ報告・2 (Run 307, 308, 309)」JAERI-M 6241 (1975)
- (44) 安達公道ら「ROSA-II による上部ヘッド注入系(UHI)の挙動に関する試験研究」JAERI-M 6707 (1976)
- (45) Tasaka, K. et al. "ROSA-II UHI tests in JAERI" Trans. Am. Nucl. Soc. 26, 407 (1977)
- (46) 望月洋志, 傍島眞ら「軽水炉のLOCA解析コードRELAP4J」JAERI-M 7506 (1978)
- (47) Moore, K.V. et al. "RELAP-4 - A computer Program for transient thermal hydraulic analysis" ANCR-1127 (1973)
- (48) 望月洋志, 傍島眞ら「LOCA実験のRELAP4Jによる解析(413, 312)」JAERI-M 7835 (1980)
- (49) Wallis, G.B. "One-dimensional two-phase flow" McGraw-Hill, New York (1969)
- (50) Bankoff, S.G. et al. "Countercurrent flow of air/water and steam/water through a horizontal perforated plate" Int. J. Heat Mass Transfer 24, 8 (1981)
- (51) Thompson, T.S. "Rewetting of a hot surface" AECL-5060 (1975)
- (52) 村尾良夫ら「再冠水シリーズ5 実験報告」JAERI-M 7383 (1977)
- (53) 平野見明, 村尾良夫「大型再冠水効果実証試験」日本原子力学会誌 22(10) (1980)
- (54) 安達公道ら「大型再冠水効果実証試験 36 - 第2次炉心試験における二相対流効果の評価」-日本原子力学会59年分科会, 東海村 (1984)
- (55) Lee, N. et al. "PWR FLECHT SEASET unblocked bundle, forced and gravity reflood task data evaluation and analysis report" NUREG/CR-2256 (1981)
- (56) Duffey, R.B., Porthouse, D.T. "The physics of rewetting in water reactor emergency core cooling" Nucl. Eng. Design, 25, 379 (1973)
- (57) Loftus, M.J. et al. "PWR FLECHT SEASET 21 rod bundle flow-blockage task data and analysis report" NUREG/CR-2444 (1982)
- (58) Ihle, P., Rust, K. "Influence of flow blockages on emergency core

- cooling" ASME Conf. St. Louis, Missouri, 82-HT-66 (1982)
- (59) Wallis, G.B. et al. "Countercurrent gas-liquid flow in parallel vertical tubes" Int. J. Multiphase Flow 7, 1-19 (1981)
- (60) Kutateladze, S.S "Element of the hydrodynamics of gas-liquid systems" Fluid Mech., Soviet Res. 1, 29-50 (1972)
- (61) Naitoh, M. et al. "Restrictive effect of ascending steam on falling water during top spray emergency cooling" J. Nucl. Sci. Tech. 15, 806 (1978)
- (62) Jones, D.D. "Subcooled counter-current flow limiting characteristics of the upper region of a BWR fuel bundle" NEDG-NUREG23549 (1977)
- (63) Liu, C.P. et al. "Flooding vertical gas-liquid countercurrent flow through multiple short paths" Int. J. Heat Mass Transfer, 25, 9, 1301-1312 (1982)
- (64) Sun, K.H. "Flooding correlations for BWR bundle upper tieplates and bottom side-entry orifices" Second Multiphase Flow and Heat Transfer Symposium-Workshop, Miami Beach Florida (1979)
- (65) Ueda, T., Suzuki, S. "Behavior of liquid films and flooding in counter-current two-phase flow, Part 1 & 2" Int. J. Multiphase Flow 3, 517-532 (1977) & 4, 157-170 (1978)
- (66) 数土幸夫, 大貫晃「单一垂直流路における対向二相流の落下水制限機構」日本機械学会講演論文集 820 - 17, 138 - 145 (1982)
- (67) Idel'chik, I.E. "Handbook of hydraulic resistance" Israel Program for Scientific Translation Ltd, Jerusalem (1966)
- (68) Thomas, D.G., Combs, S.K. "Measurement of two-phase flow at the core/upper plenum interface for a PWR geometry under simulated reflood conditions" NUREG/CR3138 (1983)