

JAERI - M  
86-009

第2回原子力における  
ソフトウェア開発研究会報告集

1986年3月

原子力コード研究委員会  
炉物理研究委員会

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。  
入手の問い合わせは、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, 1986

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 いばらき印刷機

第2回原子力におけるソフトウェア開発研究会報告集

日本原子力研究所東海研究所  
原子力コード研究委員会  
炉物理研究委員会

(1986年1月24日受理)

本報告書は、昭和60年9月18～19日に、日本原子力研究所、東海研究所において開催された「原子力におけるソフトウェア開発研究会」での報告の内容を概括したものである。研究会は、原子力における種々の分野のソフトウェア開発研究を活性化するために、原子力コード研究委員会と炉物理研究委員会の共催によって行<sup>わ</sup>れた。本研究会での報告内容の概要は、(i)原子炉事故時の過渡事象の熱流動解析、(ii)高転換加圧水炉(HCPWR)の炉物理的、熱的問題点、(iii)原子力コードのベクトル化、(iv)図形処理ソフトウェアに関するものである。

また、二相流研究の現状と今後の課題に関する招待講演がなされ、その報告も含んでいる。今後、研究者間の情報交換に役立てるために、これらの報告が1つにまとめられた。

---

東海研究所：茨城県那珂郡東海村白方字白根2の4

プログラム編集委員会 石黒幸雄、中原康明、浅井清、  
石黒美佐子、秋元正幸、藤村統一郎

Proceedings of the Second Seminar on Software  
Development in Nuclear Energy Research

Nuclear Code Committee and  
Committee on Reactor Physics

Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 24, 1986)

This report contains summaries of papers presented at the Second Seminar on Software Development on Nuclear Energy Research which was held at Tokai-Research Establishment, Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) on September 18-19, 1985. The seminar was organized in cooperation with Japan Nuclear Code Committee (JNCC) and Japan Committee on Reactor Physics (JCRP) with the aim of stimulating software development activities related to nuclear energy. The summary reports highlight (i) the thermo-hydraulics of reactor transients, (ii) the reactor physics and thermodynamic problems on high conversion pressurized water reactor (HCPWR), (iii) the nuclear code vectorization, and (iv) the graphic processing software. The summary of invited paper, which describes fundamentals and recent developments in two-phase flow modelings, is also included. The summaries have been compiled in one report to facilitate the information exchange.

Keywords: Software, Nuclear Codes, Nuclear Energy, Thermo-Hydraulics, HCPWR, Two-Phase Flow, Code Vectorization, SIMMER Code, Graphic Software, Monte Carlo Methods, Transient Analyses, Thermodynamics

---

Program Committee and Editors: Y. Ishiguro, Y. Nakahara, K. Asai,  
M. Ishiguro, M. Akimoto, T. Fujimura

## 目 次

1. 報告の概要と結果 .....	1
2. 開会の辞 .....	4
松 浦 祥次郎 (炉物理研究委員会委員長)	
3. 炉心伝熱流動研究とソフトウェア .....	6
香 川 達 雄 (東芝株)	
4. 軽水炉炉心損傷事故時の熱流動解析 .....	27
田 辺 文 也 (原研), 村 松 健 (原研)	
須 田 徹 (コンピュータサービス株)	
5. SIMMER コードと高速炉安全解析 .....	38
近 藤 悟 (動燃)	
6. 二相流研究の現状と課題 .....	51
石 井 護 (アルゴンヌ国立研究所)	
7. HCPWR の炉物理的問題点 .....	99
石 黒 幸 雄 (原研), 秋 江 拓 志 (原研)	
金 子 邦 男 (日本情報サービス株),	
佐々木 誠 (日本情報サービス株)	
8. HCPWR の熱的問題点 .....	130
秋 山 美 映 (三菱原子力工業株)	
9. モンテカルロ・コード高速計算の問題点 .....	147
浅 井 清 (原研)	
10. ベクトル化数値計算法 .....	167
徳 永 康 男 (富士通株)	
11. プラント状態表示用図形編集システム GRASYS .....	183
大久保 収 二 (原研), 藤 木 和 男 (原研),	
鴻 坂 厚 夫 (原研)	
12. ビジュアル・シミュレーション技術の原子力分野への応用 .....	196
三 輪 建 夫 (株三菱総研)	
13. 閉会の辞 .....	209
佐野川 好 母 (原子力コード研究委員会委員長)	

## Contents

1.	Summary of the Meeting and Its Results .....	1
2.	Opening Address	
	--- Shojiro MATSUURA (Chairman of Japan Nuclear Code Committee) .....	4
3.	The Role of Software in Research of Thermal-Hydraulic --- Tatsuo KAGAWA (Toshiba) .....	6
4.	Thermal-Hydraulic Analysis of Light Water Reactor Severe Core Damage Accident	
	--- Fumiya TANABE (JAERI), Takeshi MURAMATSU (JAERI), Tohru SUDA (GSK) .....	27
5.	SIMMER Code and Its Applications to LMFBR Safety Analysis --- Satoru KONDO (PNC) .....	38
6.	Fundamentals and Recent Developments in Two-Phase Flow Modelings	
	--- Mamoru ISHII (Argonne National Laboratory) .....	51
7.	Reactor Physics Problems on HCPWR --- Yukio ISHIGURO (JAERI), Hiroshi AKIE (JAERI) Kunio KANEKO (JAIS), Makoto SASAKI (JAIS) .....	99
8.	Thermodynamic Problems on HCPWR --- Miei AKIYAMA (MAPI) .....	130
9.	Some Problems on High Speed Computation of Monte Carlo Code --- Kiyoshi ASAI (JAERI) .....	147
10.	Numerical Methods for Vectorization --- Yasuo TOKUNAGA (Fujitsu) .....	167
11.	GRASYS - A Computer Program for Graphical Presentation of Nuclear Power Plant Condition	
	--- Shuji OHKUBO (JAERI), Kazuo FUJIKI (JAERI), Atsuo KOHSAKA (JAERI) .....	183
12.	Application of Visual Simulation Technique to Nuclear Engineering Field	
	--- Tateo MIWA (MRI) .....	196
13.	Closing Address --- Konomo SANOKAWA (Chairman of Japan Committee on Reactor Physics) .....	209

## 1. 報告の概要と結果

標記の研究会が昭和60年9月18, 19日の2日間, 原研東海研で開催された。本研究会は原子力の種々の分野で進められているソフトウェア開発をさらに活性化し, かつ研究者の知見を広める機会をつくるため横断的な研究会が有用であるとの趣旨に従って, 「炉物理研究委員会」と「原子力コード研究委員会」の共催によって, 昨年に引き続き開催された。本稿では, 発表論文の要旨を紹介し, 会議の概要を述べる。

今回は, 原子炉の安全解析を含む原子炉熱流動挙動のソフト化に関する発表4件, 最近, 新型炉として注目を浴びている高転換加圧水炉に関する発表2件, 計算技術に関連して, 高速計算と図形表示に関する発表4件であった。特に, 二相流熱流動に関して, 米国アルゴンヌ研究所で二相流の定式化, モデル開発の研究を進め, 大きな成果を収めている石井護氏の招待講演もあり, 出席者113名と盛況で, 密度の高い討議が行われ成功裡に終わった。

松浦炉物理研究委員会長の挨拶では, 「シミュレーション万能」の誤解に墮落することなく, ソフトウェア開発を健全に生産的に発展させるためには, ソフトウェアの開発者, 評価者及び利用者間に緊密な意見交換が不可欠であることが強調された。次いで, 以下の発表が行われた。

### 原子炉熱流動のソフト化

#### (1) 炉心伝熱流動研究とソフトウェア (株)東芝 原子力技術研究所 香川達雄氏

昭和57年に建設された試験ループによるBWR炉心伝熱流動に関する東芝の研究を中心に紹介があった。特に, 熱設計上重要な沸騰遷移(BT)予測の解析を例にソフトウェア業務の炉心伝熱流動研究への適用とその可能性が述べられた。将来研究の方向として, 物理現象を理解する詳細な実験に基づいた, 実現象に近いモデル作成や数値解析等のソフトウェアの充実と, これを実証する実規模試験とを両輪とすべきことが強調された。

#### (2) 軽水炉炉心損傷事故時の熱流動解析 原研 田辺文也氏

TMI事故のような炉心が露出して損傷していく過程を解析するために開発されたSEFDANコードの紹介と本コードの検証結果の発表であった。PBF炉を用いた燃料損傷実験の解析を通じ, 炉心露出条件下の燃料挙動を規定する主要因を明らかにした。即ち, 燃料棒ドライアウト点の高さ, 露出部での熱伝達, 被覆管における金属・水反応である。

#### (3) SIMMERコードと高速炉事故解析 動燃 近藤 悟氏

高速炉の安全解析に用いられる種々の計算コードのうち, 仮想的炉心崩壊事故の解析に使用されるSIMMERコードについて, その核計算及び流体力学モデル, 事故解析への適用例, 実験的検証の現状, コードのベクトル化の現状等につき紹介があった。

#### (4) Fundamentals and Recent Developments in Two-Phase Flow Modelings

ANL M. Ishii 氏

二流体非平衡モデルを中心に二相流モデルのレビューを行い, 今後の課題がいくつか示された。それらは, 流動様式と相間面積, 実験のスケール効果, 非平衡蒸気発生, CHF等二相流熱

伝達、蒸気爆発、気-液対向流等に関する一般的に適用可能なモデル開発である。この為には、これまでの研究によって蓄積したデータ・ベースの活用を図り、モデル評価用ソフト開発の重要性が指摘された。

#### 高転換加圧水炉

##### (5) HCPWRの炉物理的問題点 原研 石黒幸雄氏

HCPWRについて、その概要、炉物理諸特性量の予測精度、共鳴エネルギー領域の実効断面積計算法などの紹介と、炉物理上解決すべき問題点の整理がなされた。それらは、データ及び手法上の問題、転換比の向上、冷却材ボイド係数、HCPWRの制御性、出力分布の問題であり、目標転換比について議論された。

##### (6) HCPWRの熱的問題点 三菱原子力工業(株) 秋山美映氏

HCPWRでは水対燃料体積比を小さくする(燃料棒間隔: 1~2 mm)稠密格子炉心が用いられる。これによる出力特性に影響を与える因子の検討と今後の課題が示された。今後の課題としては、DNB特性の把握、工学的因子の把握、炉心構造に対応した計算コードの開発、事故時冷却性能の把握、炉心およびプラントの最適化である。しかし、これらは在来PWRの経験であり、炉型に密着した試験・研究の必要性が強調された。

#### 高速計算と図形表示

##### (7) モンテカルロ・コード高速計算の問題点 原研 浅井 清氏

中性子輸送モンテカルロ・コード高速化を、ベクトル処理、スカラ・パラレル処理、ベクトル・パラレル処理の3つの処理方法について説明があった。ベクトル・パラレル併用のプロセッサ・パイプライン・システムが、従来のコード利用技術を継承し、かつ高速計算処理可能なシステムであることが示された。モンテカルロ・パイプライン付のシステムでは、現在の数10~100倍の高速処理が可能になるという。

##### (8) ベクトル化数値計算技法 富士通(株) 徳永康男氏

ベクトル計算機の特性を最高度に利用するためにはプログラミング技術だけでは不十分で、数値解法の変更を含む書き換えの必要性が示された。これらを踏まえて行われたベクトル化の効果が具体的に示された。

##### (9) プラント状態表示用図形編集システム 原研 大久保収二氏

グラフィックディスプレイ上で図形を編集・表示するプログラム Graphic Synthesis Systemを開発し、その特徴が報告された。図形は作図指示データと呼ばれる言語形式で記述される。原子炉プラントの事故状態表示に利用可能であり、その汎用性から、原子力の他の多くの分野での図形表示にも適用可能であることが強調された。

##### (10) ビジュアル・シュミレーション技術の原子力分野への応用 (株)三菱総研 三輪建夫氏

ラスター方式によるカラー表現、しかもアニメーション手法による、熱流体の温度のカラー表示と、原子力プラントの安全解析用シュミレーションのビジュアル化の紹介が行われた。これらの表示の最大の利点は、体系全体のマクロ的挙動の認識が有効にできる点にあることが強調された。



佐野川原子力コード研究委員会長の閉会の挨拶では、炉物理の分野では計算コードの完成度は比較的高いが、炉工学の分野では、乱流、二相流等未だ完成度の低いものが多い点が指摘された。これらの完成度を高めるためには、種々の実験結果を謙虚に受け止めて計算コードに反映させていくことが重要であると強調された。

## 2. 開 会 の 辞

松浦祥次郎<sup>+</sup>

原子力コード研究委員会と炉物理研究委員会とが協力して、昨年はじめて開催いたしましたこの「原子力におけるソフトウェア開発研究会」を、皆様の強い御賛同と御支援を得て、本日その第2回を開催する運びになりましたことは誠に御同慶のいたりです。今回も多数の方々の御参集を得ており、昨年同様大きな成果が得られるものと深く期待しております。

原子力コード研究委員会は昭和38年に、また炉物理研究委員会は42年に設置され、以後活動を続けております。双方の委員会共に所属するメンバーは常に何人か居られ、かつまた両委員会の研究対象分野も比較的近いものでありましたが、それにも拘らずこのような形の合同会合を開催して積極的な情報交換や議論をしようと言う試みは、どういうわけか、昨年の第1回会合まではありませんでした。

炉物理研究委員会にとって、関連の深いもうひとつの委員会としてシグマ研究委員会があります。この2つの研究委員会の間では10年程前から春秋の学会の場で合同会合を開きコミュニケーションを図って来ておりますが、最近はより一層きめ細い情報交換や検討が必要であるとの雰囲気が高まり、合同の専門家会合が試みられはじめております。原子力コードと炉物理の両研究委員会の間でも、それぞれの活動のより一層の活性化を目指して、第1回の合同会合を昨年開催し、本年もこのように多くの方々の参加を得て第2回会合を開けることとなりました。これは会合の準備を進めた両委員会の担当者の努力もさることながら、やはり両委員会の活動を発展させる上で、以前より相互交流が一層強く必要になって来たと言う基本的な要請の高まりがあると思えます。

50年代の炉物理、炉工学、安全工学の進展を見ますと、その中心的な要因としてコンピュータとソフトウェアの素晴らしい発達があることは一目瞭然です。ハードとソフトを含めて現在のコンピュータ技術の発達のレベルとその速度は、「計算による理解」域は「モデルにもとづくシミュレーション」に対する従来の受取り方に本質的変更をせまりつつあるような気がします。厳密な理論的取り扱いを実際の計算に取り込む範囲がますます拡大し、計算がより精微にかつ速く実行可能になるにともない、実験的研究の在り方に根本的な反省を必要とするようになる予感さえ覚えるぐらいです。むろんまだまだシミュレーションでは歯のたたない現象も広く存在しますが、先に述べました傾向は継続しつつ拡大していくと思えます。しかし、この傾向は一面で「シミュレーション万能」の誤解に墮落する危険も内包していると言えます。

この動向を健全に、生産的なものに保ちつつ発展させるためには、ソフトウェアの開発者、評価者及び利用者の方に緊密な意見交換が不可欠と考えます。この合同会合が、ひとつの良い意見交換の場として機能し続けることが大切なことだと思えます。

今回のプログラムの中心のひとつは、原子炉安全解析で重要な役割を果たしている熱水力関係の

---

<sup>+</sup> 炉物理委員会委員長, Chairman of JCRP

ソフトウェアに関するものですが、その中で、この分野の研究を世界的にリードしておられる石井護氏をANLからお招きしてお話をきけるのは幸甚に存じます。また、最近関心を集めている高転換軽水炉について、解析結果にもとづいて炉概念のつくり上げ方の示唆が得られることも期待しております。

最後に、遠路お出でいただいた石井氏と本会合に御協力をいただいた原子力データセンターに心からお礼申し上げます。

### 3. 炉心伝熱流動研究とソフトウェア

香川 達雄\*

ここ数年来、軽水炉の経済性、性能向上が叫ばれるようになり、炉心伝熱流動の研究も運転性能の向上や新型燃料の開発に関連するものが多くなっている。

東芝においても昭和 57 年に新に試験ループを建設し、電力会社と共同で定常及び過渡時の炉熱流動特性試験に着手した。実験は Boiling Transition (BT)、ボイド率、熱水力安定性、過渡時 BT 等の項目にわたって行われ、従来の設計式や評価方法が検討された。

この種の計算式はほとんど実験式かまたは実験式をベースにしたものであり、新しいタイプの炉心や燃料にはそのまま利用できるものではない。そこでより理論的で一般的な設計式や評価式が必要となる。ここでは特に重要な BT 現象に関係するサブチャンネル解析を例にとり、この種解析の現状、問題点及び可能性について述べる。

そして炉心伝熱流動研究の将来的な方向として、物理現象を理解する詳細な実験に基づいた、実現象に近いモデル作成や数値解析等のソフトウェアの充実と、これを実証する実規模試験とを両輪とすべきことを強調する。

---

\* 東芝原子力技術研究所

## 3. The Role of Software in Research of Thermal-Hydraulic

Tatsuo KAGAWA (Toshiba)

Recently much attention has been paid to improvements of light water reactor from the aspects of economic and performance. In the field of research of core thermal-hydraulics, effort is increasingly devoted to improvement of operational performance and development of new type of fuel rods. Toshiba constructed a test loop in 1982 and began a test program investigating core thermal-hydraulics both in the steady state condition and transient condition, in cooperation with electric power companies. Experiments of boiling transition (BT), void fraction distribution, thermo-hydraulic stability, and transient BT were performed. With these experimental data, usually used correlations for design and evaluation methods were examined.

Since most of those correlations are empirical, they cannot be applicable in the original style to the situations of new types of core and fuel rods. Therefore, more theoretical and more generic equations are required.

In this report, described are the present status, problems and possibilities of such an approach. The case of subchannel analysis in relation to BT is taken as an example because it is very important.

## 1. 緒 言

炉心伝熱流動の研究はいうまでもなく、炉心内の冷却材の流動状態やそれによる伝熱現象、冷却の限界等を知ることが目的として行なわれるもので、炉心設計には最も必要とされる研究の一つであり、従来多くの研究が行なわれて来た。

しかしながら研究対象が、未だ十分解析的に扱うことができない二相流や沸騰伝熱現象であり、特に原子炉設計の場合にはその性質上、高い信頼性が要求されることから、従来の研究はより精度の高い設計式が得られる大型実規模試験に頼る部分が極めて多かった。

こうした実験中心の開発には、経済性や効率化の面で種々の問題があり何らかの改善が必要である。一方最近の内外の研究から、二相流の扱いが、ある種のモデルを用いることによりかなり解析的に可能であることもわかってきた。さらに計算機の大型化、高速化も急速に進んでおり、計算機利用の効果は著しく大きくなっている。

また軽水炉の動向はより経済性を追及する方向にあり、高燃焼度を得るための新型燃料の開発や、運転領域拡大のために炉心熱水力研究の重要性は益々高まっている。

このような最近の情勢から炉心伝熱流動研究の分野においても、モデル作りや解析等のソフトウェア業務が重要視されるべきであり、その利得も大きいものと期待される。

本稿では、BWRの炉心伝熱流動研究について、その内容、最近の動向等を東芝の研究を中心に紹介し、特に熱設計上重要なBoiling Transition (BT) 予測の解析を例にソフトウェア業務の炉心伝熱流動研究への適用とその可能性について述べ、将来研究の方向としてソフトウェアの重要性を強調する。

## 2. 軽水炉の動向と最近の研究

最近の軽水炉の動向は、従来の安全性、信頼性重視に加え、特に経済性向上が強く叫ばれるようになり、通産省の軽水炉高度化の目標の中にも、生産発電コストの低減化や、運転性能向上の項目が上げられ、これらに対する開発が必要になっている。

このため具体的には、高燃焼度燃料の開発や、負荷追従運転、スペクトルシフト運転等運転領域の拡大時の伝熱流動面での研究開発が着手されている。

また従来から重視されている信頼性実証については、特に立地推進の立場から、耐震や機器の信頼性実証と同じく、現行の熱設計法の信頼性についても、目下原子力工学試験センターの磯子試験所において、実規模炉外ループによる実証試験が行なわれている。

さらに原子炉の多目的利用や輸出を目的とした中小型炉の開発や、最近では次世代型軽水炉の開発も通産省を中心に検討が進められており、技術評価や経済性評価が関係機関やメーカーで行なわれている。

前述した高燃焼度燃料の開発研究においては、当然燃料棒の形状や配置が変更になること、ウォータロッドの径や位置が変ること、またスペーサもよる低圧損のものにする等、改良のための種々の変更が行なわれているため、燃料の限界出力、チャンネル内ボイド分布、圧力損失、熱水力安定性、流体振動等におよぼす影響を定量的に把握する必要がある。

また一方、負荷追従等運転領域拡大に関連する研究としては、現在の安定性の限界が新型燃料でどの程度影響されるか、また解析の予測精度、過渡運転時におけるボイド挙動、過渡時や振動時のBT現象、BTをこえた後の燃料の健全性などがその対象となる。

上記のような各種伝熱流動研究は自社研究以外にGE社との国際協力や、国内では電力会社との共同研究等で行なわれている。

### 3. 従来の研究手法と大型ループ実験

従来から行なわれてきた炉心伝熱流動研究の一般的手法は、限界出力、ボイド率、圧力損失等の研究では大型実規模ループ試験でデータを採取し、データから実験式を作ることであり、それを設計に用いてきた。また一方動特性や過渡現象の研究においては、二相流の扱いにある種の仮定をおくことにより、質量、運動量、エネルギーの3保存式を用いて、周波数領域または時間領域の解析を行ない安定限界や、過渡現象を予測するものであるが、これとても解析のベースになる定常値を求めたり、また最終結果を設計に用いるときには必ず実験と比較して実証するかまたは改良修正を必要としている。

ループ実験で最も重要な実験は限界出力値を求めるものである。これは燃料管群内のどこかでBTが発生したときの燃料一体の出力値を求めることである。

BTとはBoiling Transitionの略で、文字通り表面の伝熱状態が核沸騰状態から膜沸騰状態に遷移し、表面温度が定常状態から振動状態となる状態をいうが、このあと表面温度が急激に上昇することから、燃料出力の限界値を決める基準となっている。

この限界出力の値は圧力、入口温度、流量等の運転条件、燃料棒の径、配置、スパーサ、チャンネルやウォータロッドとの位置関係、長さ等の形状ファクタ、さらには軸方向、管群断面内の出力分布等の影響を受けるものである。

従って実規模実験では、実際の燃料と全く同じ形の試験体を作り、核燃料を模擬している金属パイプに大電流を流して発熱させる方法を採用している。この場合軸方向発熱分布模擬は、発熱管の肉厚を内面で連続的に変化させることによりコサイン分布、上部、下部ピーク等の出力分布を与えている。

図1は軸方向出力分布の異なる4種類の円管発熱体のデータを示すもので、BTが起きた位置の蒸気クオリティ( $X$ )とその位置までの沸騰部長さ( $L_B$ )でまとめると軸方向出力分布にほとんど関係なく一本の曲線になることが示されている。設計では管群の模擬燃料体から得られたこのような曲線のフィッティング式を実験式としてまとめ、図2に示すように、熱バランスの式から求めた燃料集合体の $X$ と $L_B$ の曲線がこの実験式に接する点の出力をもって限界出力を求め方法がとられている。<sup>1)</sup>

図3はこうして求めた実験式と実験データの比較であり、極めてよい一致が見られる。

安定性の実験においても、このような試験ループにより炉心を模擬した並行流路試験部で流量振動の起る限界の出力値を求め、これと設計式による安定限界の出力値を比較する方法がとられている。

いづれにしても現段階では、実規模の実験研究はきわめて重要な役割をもつものであり、世界

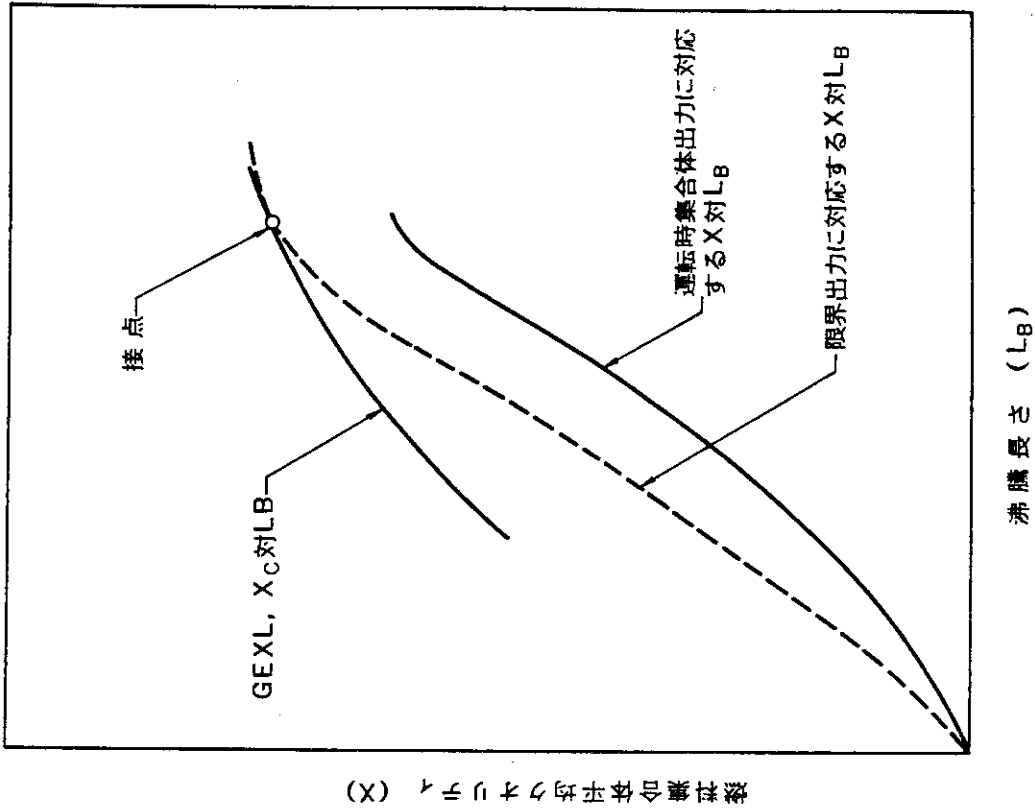


図2 限界出力の評価手法

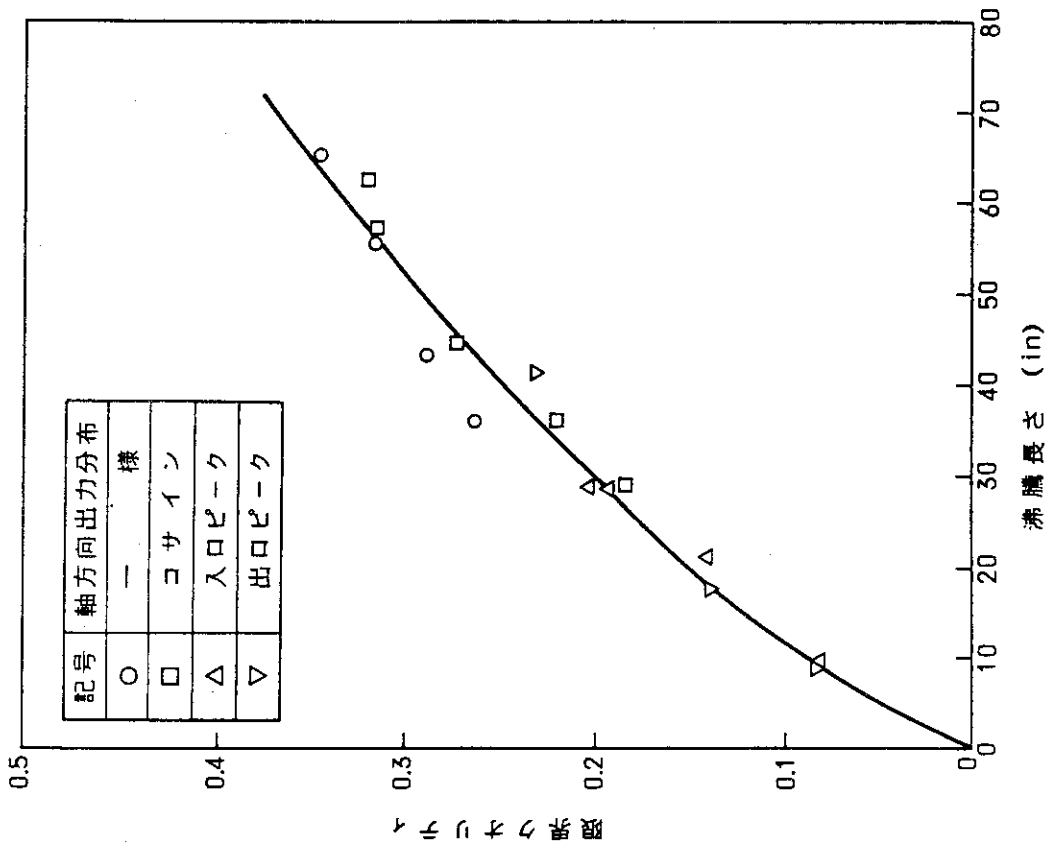


図1 限界クォリテイ対沸騰長さ、  
B&W円管データ



的にも表 1 に示すように 10 MW 級のループが各所に建設され夫々有効に利用されている。

GE 社の ATLAS ループは BWR の熱設計の基準を作ったループであり、スウェーデンの FRIGG ループやイタリアの IETE - 4 ループは重水炉や BWR の熱水力設計に有効なデータを数多く提供した。またフランスの OMEGA ループは同国が WH 社から技術的に独立することを目的に作った PWR 熱設計用ループである。

日本の HTL は動燃団が ATR 「ふげん」の開発のため、英国ウィンフリス研究所のループを参考に昭和 45 年建設したもので、「ふげん」やその後の ATR 実証炉の開発に大きく貢献してきた。

また原工試の最大熱負荷試験装置は日本では初の BWR 用実規模試験ループであり、昨年 12 月末に完成を見た。ややおそきに失した感はあるが、今までこの種技術の多くを外国に依存してきた我国の体質からすれば当然かもしれない。ただほとんどの外国技術を吸収しつつきた現在、さらに外国の技術を上回るには、このようなループの存在価値は大きいと思う。

#### 4. 東芝における最近の研究

東芝においては、ここ数年来電力会社との協同研究を中心に、炉心伝熱流動の研究を活発に進めている。<sup>2), 3), 4), 5), 6)</sup>

図 4 は東芝の試験ループ、過渡伝熱試験装置の系統図である。この試験装置はその名の示す通り、炉内の過渡時の現象が模擬できるようになっており、出力は勿論、流量、温度、圧力の変化を通常の BWR で起りうる早さで模擬できるように工夫されている。特に圧力の変化を早くするため、蒸気を直接スプレイ水で凝縮する方法をとっている。

試験部は図 5 に示すような、 $4 \times 4$  と  $2 \times 2$  の管群試験部を並列に配置したものと、これと並んで別に 1 体自由な断面形状を有つものを装着できるようになっている。並行流路試験部の有効発熱長さは約 3.6 m、断面形状、スペーサ形状もロッド本数以外は実際の核燃料と同じであり、同時または単独で使用できる。

この試験装置により試験部の環境を実炉条件の高圧・高温下とし、各種の試験が行なわれる。また装置の運転およびデータの処理はミニコンで自動的に行なわれる。

本試験ループによる BT 試験の結果は、現行の設計式とよい一致を示し、 $4 \times 4$  配置のテスト部を用いても、実機の  $8 \times 8$  配置の燃料データをかなりよく予測できることがわかった。

図 6 は炉心を模擬した沸騰並行流路における、安定限界出力の測定結果と設計式による予測結果の比較である。計算値はほとんどの場合安全側の値を示しており、その精度はともかく、保守的な設計値が得られることがわかる。この実験解析においては発振時の周波数も予測値とよく一致し、かつ発振後の出力増加実験では BT 発生までにかかなりの余裕のあることもわかった。

BWR 炉心では常にボイド率が重大な関心事である。特にこれが核反応に直接影響を与えることから、一般の二相流機器とは比較にならない程重要視されている。

東芝ではこれを従来以上に詳しくしらべるため、図 7 のようなシステムで実験を行ない、円管内の定常ボイド分布と、非定常ボイド挙動を測定した。11 ビームのソフト X 線を用いたことにより、円管内断面ボイド分布と、きわめて早いボイド変動を  $70 \text{ kg/cm}^2$  の高圧下でとらえることができた。図 8, 9 は結果の一部である。

表 1 世界の大型ループ

ループ名	所在地 所 属	流 体	圧 力 kg/cm <sup>2</sup>	流 量 m <sup>3</sup> /h	出 力 MW	温 度 °C	テ ス ト 部	研 究 目 的	参 考 文 献
	日 本, 横 浜 原 子 力 工 学 試 験 セ ン タ ー	純 水	105	75	12	314	BWR 型 8 x 8 バンドル L = 3.7m	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 定常時の最大熱負荷</li> <li>・ 過渡時の最大熱負荷試験</li> <li>・ ボイド特性試験</li> <li>・ 流動特性試験</li> </ul>	
HTL	日 本, 茨 城 団 動 燃	純 水	100	80	14	310	ATR 型, 28, 36 クラスター L = 3.7m	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 定常時, 過渡時のバ ーンアウト</li> <li>・ 安定性</li> <li>・ 圧損試験</li> <li>・ POST-DRYOUT 試験</li> </ul>	Nucl. Eng. Deo. Vol. 42 ( ), 1977 pp. 237~ 機 論 ( Vol. 78 ( 662 ) pp. 25~
ATLAS	米 国, Calif. San Jose GE	純 水	158	227.4	17.2	346	BWR ( 4 x 4 ), ( 7 x 7 ), ( 8 x 8 ) rods bundle	定常および過渡時の限 界出力, 圧力損失	TLR 沸騰水型原子力 発電所 GEATB の概要
HTF	米 国, Ohio B&W	純 水	210	144	10	370		限界出力, 圧力損失	
OMEGA	仏, グルノーブル CEA	純 水	170 (bar)	20 (kg/s)	9	360	25 rods bundle ( 17 x 17 type ) L = 2.1, 3.65, 4.2m	DNB ( スペーサー effect, 長さの effect )	
FRIGG	スウェーデン ASEA-ATOM	純 水	100 (bar)	99	9	311	36 rods cluster ( 8 x 8 ) rods bundle L = 4.4m	圧損, ボイド, 限界 出力, 安定性, ボイド 伝達関数 7 線ボイド計使用	ASEA RESEARCH Vol. 10 ( 1969 ) p. 82~
IETI-4	イタリニア CIAE	純 水	250	13.4	10	430	BWR ( 8 x 8 ) rods bundle	限界出力, ボイド測定 ( チャンネル平均 ) 補め切り法使用	CISE 1723
	イギリス Winfrith Atomic Energy Establishment	純 水	69	60	9	285		ボイド測定, チャンネ ル安定性, Dryout, Post Dryout	

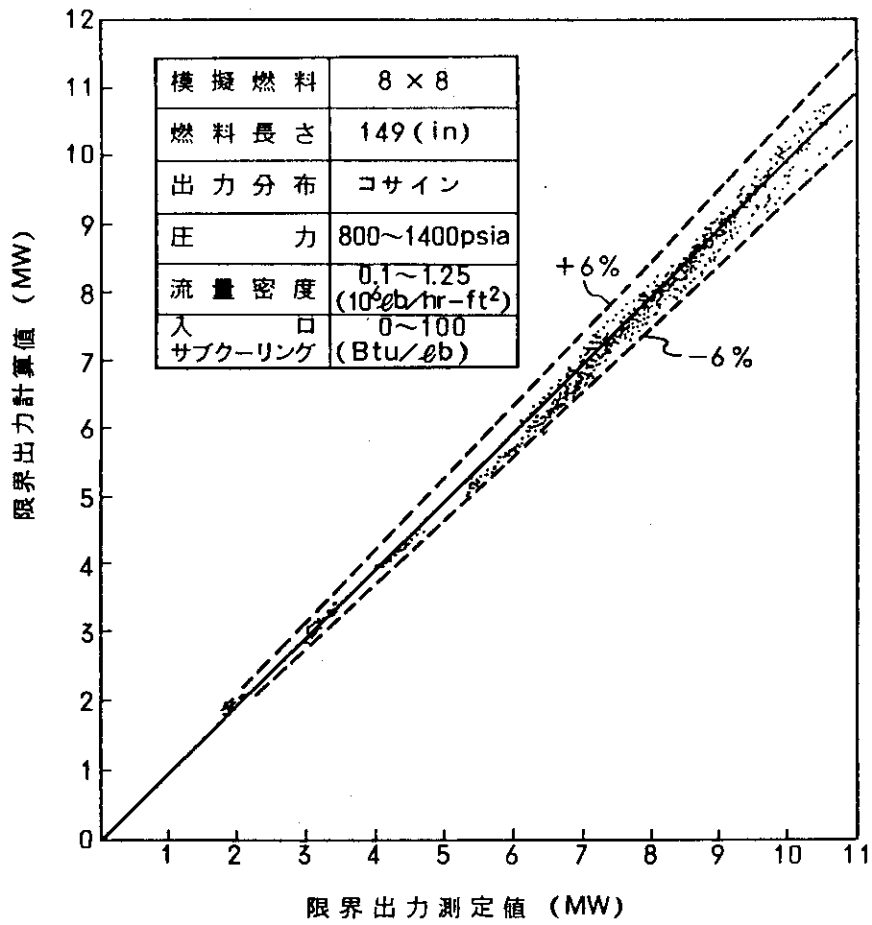


図3 設計値とBTデータの比較

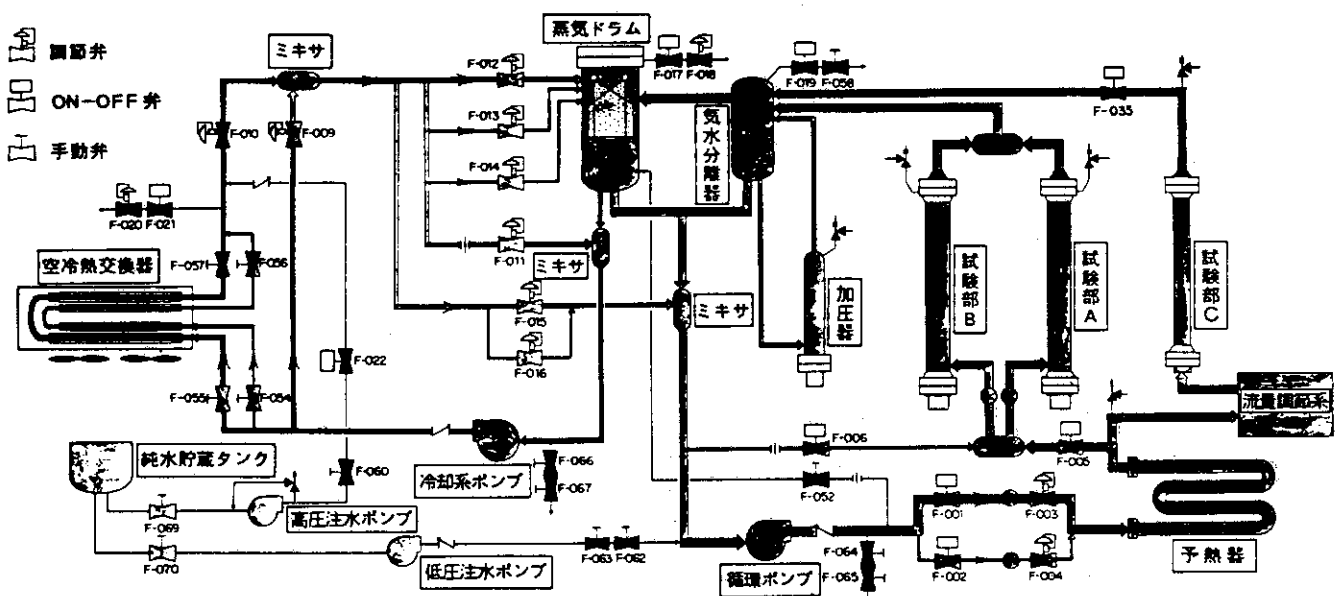


図4 過渡伝熱流動試験装置系統図

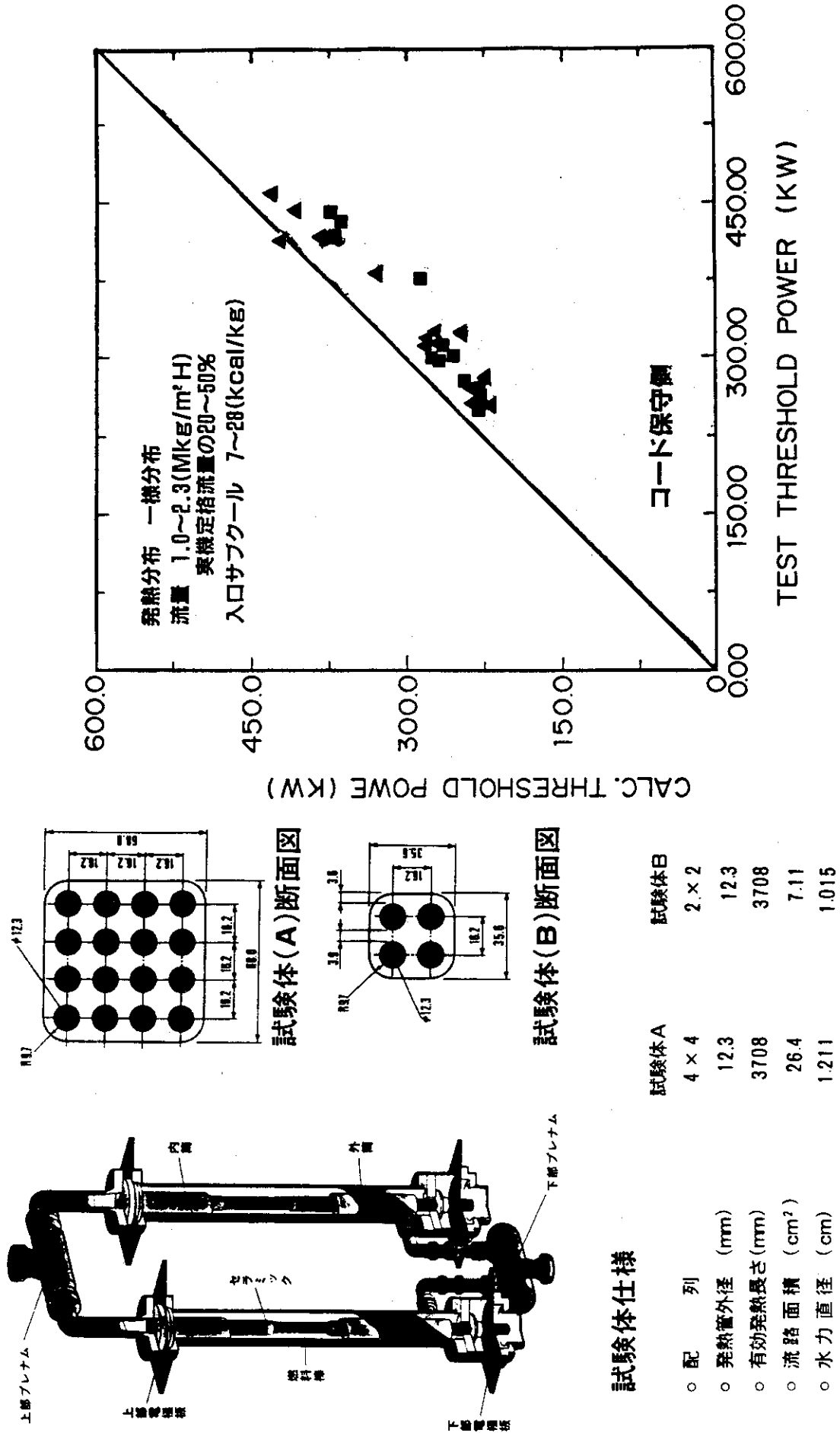


図5 チャンネル安定性試験部

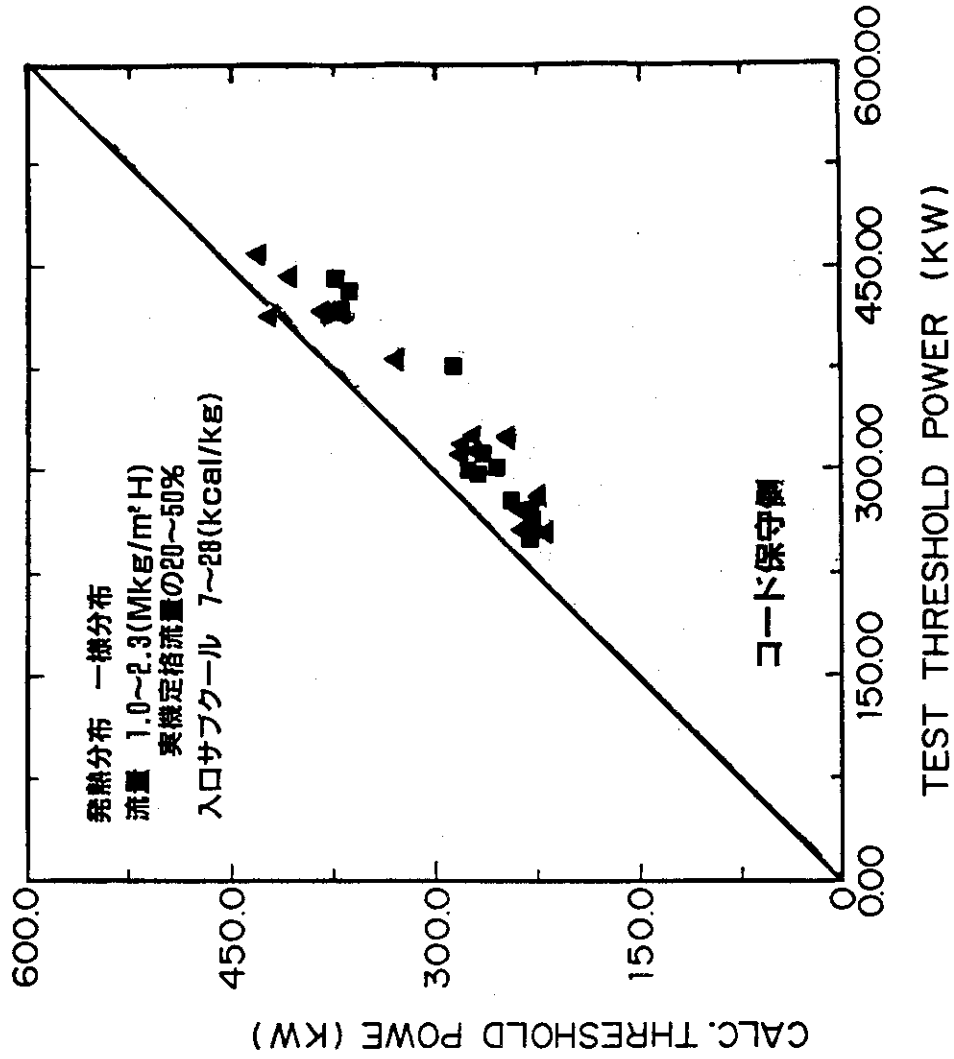
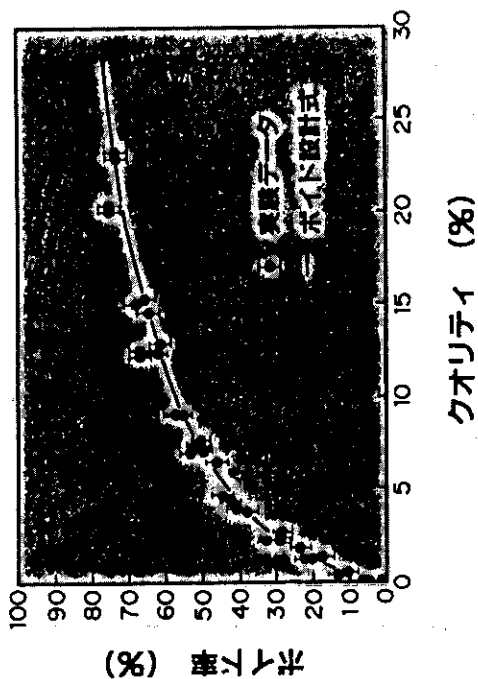
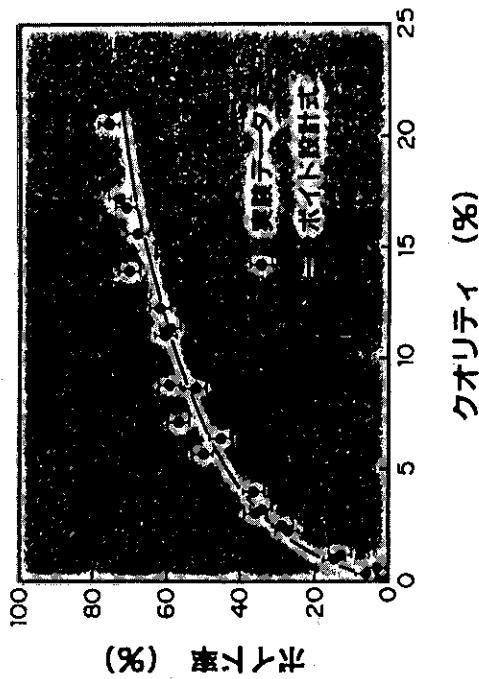


図6 安定限界の解析と実験の比較

圧力 70 kg/cm<sup>2</sup>  
質量速度 5.0E6 kg/m<sup>2</sup>·h  
出力分布 均一



圧力 70 kg/cm<sup>2</sup>  
質量速度 5.0E6 kg/m<sup>2</sup>·h  
出力分布 下部ピーク



(a) 出力分布

(b) 出力分布

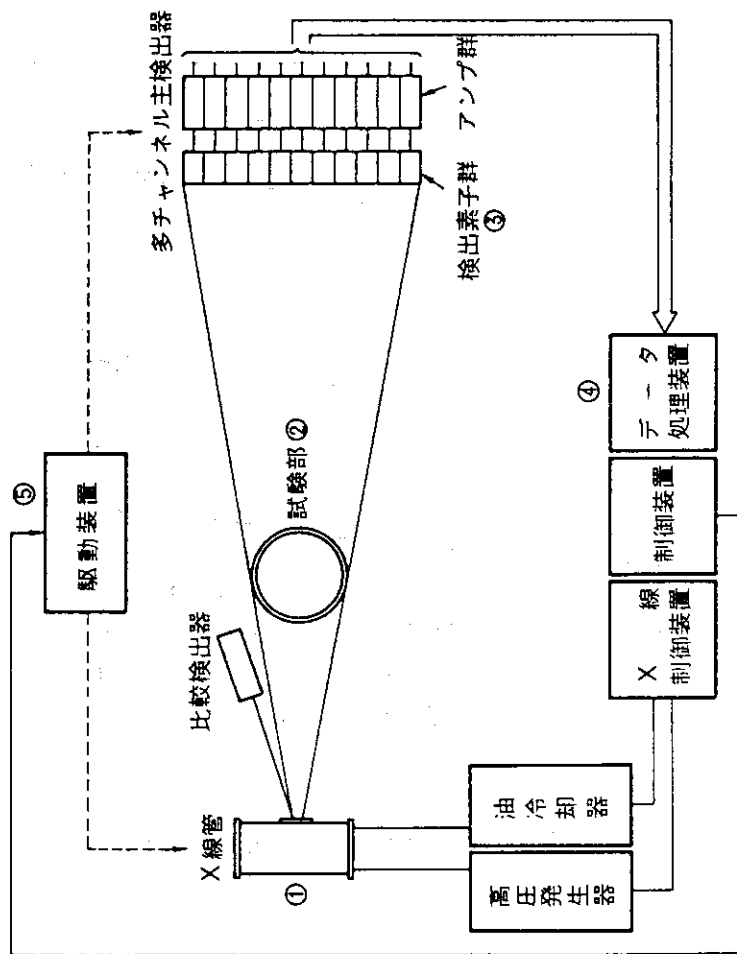


図7 測定装置のブロック図

図8 ボイド設計式と実験結果の比較

INLET CONDITIONS (RUN NO. 5)

$P=70 \text{ KG/CM}^2$

$\Delta H=11 \text{ kcal/KG}$

$Q=75.5 \text{ KW}$

$G=5.0 \text{ MKG/M}^2\text{H}$

TRANSIENT SPEED  $\tau = 2.5 \text{ sec}$

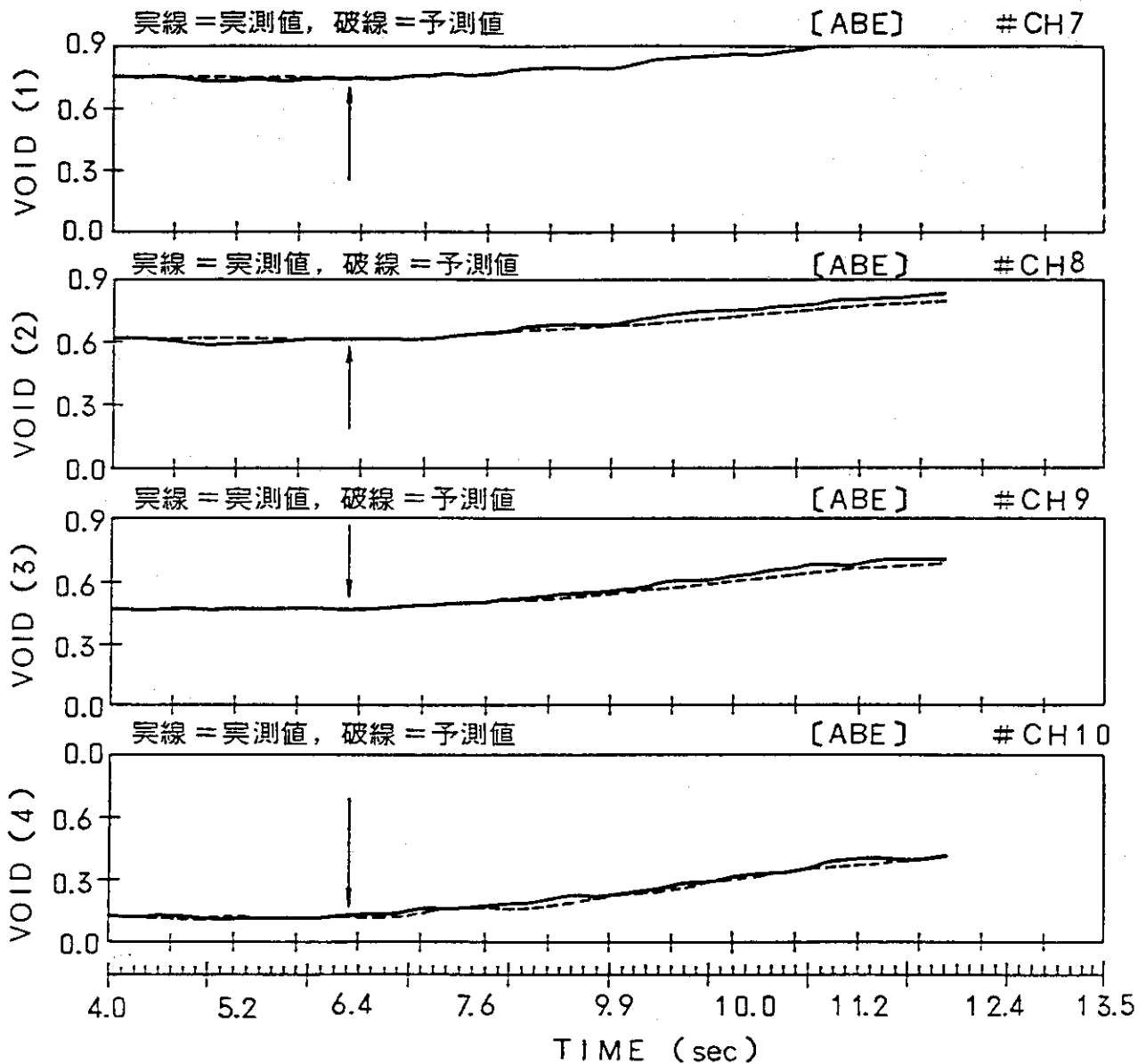


図 9 流量外乱 (中央ピーク発熱分布)

定常ボイド分布（平均値）と流量外乱に対する過渡時ボイド挙動が現在の設計式や計算手法でほぼ満足に予測されていることがわかる。

以上はループ試験の代表的な例であり、従来この種の試験が実規模ループを用いて行なわれ、実炉の設計式や設計手法が作られてきたのである。

## 5. 実規模試験の問題点と解析の必要性

前述のごとき実規模試験は精度の高い設計式が得られるという意味においてはきわめて有用なものであるが、1.費用が膨大、2.予測性がわるい、3.時間がかかる、といった3つの大きな問題点があり、開発を効率よく短期間で終らせるためには種々の工夫が必要になってくる。

費用が膨大になる理由は、装置のコストが膨大であること以外に、核燃料を模擬するテスト部がきわめて高価なものであり、またそれを加熱する電力が10MW以上になることから、これまた膨大な順になる。さらに実験や装置保守要員の人件費やランニングコストが加わることになるからである。

予測性については、燃料のハード仕様や運転条件が変わった場合、従来の実験データから外挿程度のことではできても、多くの関係パラメータが複雑に影響を与える現象であるために、現象の本質的なものを把握していないかぎり、適確にそれらの影響を予測することは困難である。例えば、断面内の出力分布、スパーサ、ウォータロッドの効果などの予測は定量的にはむづかしい。

このため実規模実験においては多くのパラメータの組み合わせについて多数回の実験を行なうことになり、装置の建設や手のかかるテスト部の製作に要する時間に、さらに長期に亘る実験期間が加わることになって、開発研究に多くの年数が必要になるのが常である。

このような問題を解決するためには、ハード仕様や運転条件変更に対して、どのような熱流体的な影響が現われるかを適確に予測できる解析手法を開発することが是非必要である。このような解析手法があれば、実規模実験の方向が容易に決定され、実験回数を削減することによって、開発がより効率的に短期間で終了することが期待されるからである。さらに予測精度が高くなればなるほど実験の回数、期間が減少することは想像に難くない。

近年計算機の容量、速度は共に増大の一途をたどっており、また計算法の進歩により、計算機利用のメリットは急激に増大している。従ってかなり現象に忠実なモデルを組込んだ解析コードでも十分実用に供されることが考えられる。さらにレベルの高いコードが開発されれば全く新しい炉心や燃料に対する熱流体的な技術評価が解析だけで可能になることも十分期待できるのである。

## 6. 解析の現状とその可能性

炉心伝熱流動に関係する解析の範囲は極めて広いが、ここでは一例として燃料管群内の熱流動解析とBT予測に関係するものについて述べる。

このような解析には一般にはサブチャンネル解析という手法が用いられる。これは燃料チャンネル断面をいくつかのサブチャンネルに分割し、かつ軸方向にも適当に区分して、それぞれの区

間に、質量、運動量、エネルギーの3保存則と、サブチャンネル間の流体混合の関係式や、ボイド相関式、BT相関式等を適用し、これに境界条件を与えて、各サブチャンネルの流量、エンタルピー、ボイド、BTの限界等を求めるものである。

サブチャンネル解析には、サブチャンネルのとり方で図10に示すような3つの方法がある。

第1の方法は最も一般的な方法で分割されたサブチャンネル内での流体は一樣であると仮定する。第2の方法は多流体モデルと呼ばれるもので、サブチャンネル内の流体を液膜、液滴、蒸気と別々に扱い、しかも液膜はそれが付着している伝熱面ごとに別々に扱うものである。第3の方法はサブチャンネル内をさらに細かく分割する方法で、最も詳細な解析であるが、二相流の特性を十分に解析モデル内に組込む必要がある。

第1の方法にはコードHAMBO<sup>7)</sup> COBRAM<sup>8)</sup>等多くの例があり、第2の方法にはコードMULTI<sup>13)</sup>の例がある。また第3の方法にはコードBODYFIT-2PE<sup>14)</sup>やASTOPP<sup>15)</sup>などの例があるが未だ十分に完成されているとはいえない。

サブチャンネル解析が最も多く利用されるのは、管群内のBT時の出力とその発生位置予測であり、これには解析で求めたチャンネル内の流量、エンタルピー等の分布にBTの実験式を適用して求める方法と、MULTIで行なわれているように、伝熱面上の液膜厚さが0になったときを仮定して予測する場合がある。

表2は二相沸騰流路に適用できる主なサブチャンネルコードであり、夫々の特徴である空間座標、乱流効果、熱水力モデル、BTモデル等が示されている。

図11はCOBRAを改良したCOBRA/BWR<sup>16)</sup>で解析した結果であり、スペーサ前後の流量分布が計算されている。

図12, 13は夫々COBRA/BWRとMULTIによる限界出力または限界熱流束の予測値と実験値との比較である。いずれも未だ設計に使用できる程の精度はないが、一応かなりの程度にその可能性があることがうかがえる。

図14はMULTIによるコーナサブチャンネル内の流体パラメータの解析結果である。燃料ロッド上の液膜厚さが0のところDryout (BT)が起っている。また図15<sup>17)</sup>では同じ計算コードでBT発生時の蒸気質と沸騰部長さの関係を示すものであるが、流量が極端に小さいところ以外、実験データと非常によく一致を見ている。

このように二相流のモデルが、現象に近い形で解析に組み込まれた場合には、定量的にも定性的にも意外によく予測できることが想像される。

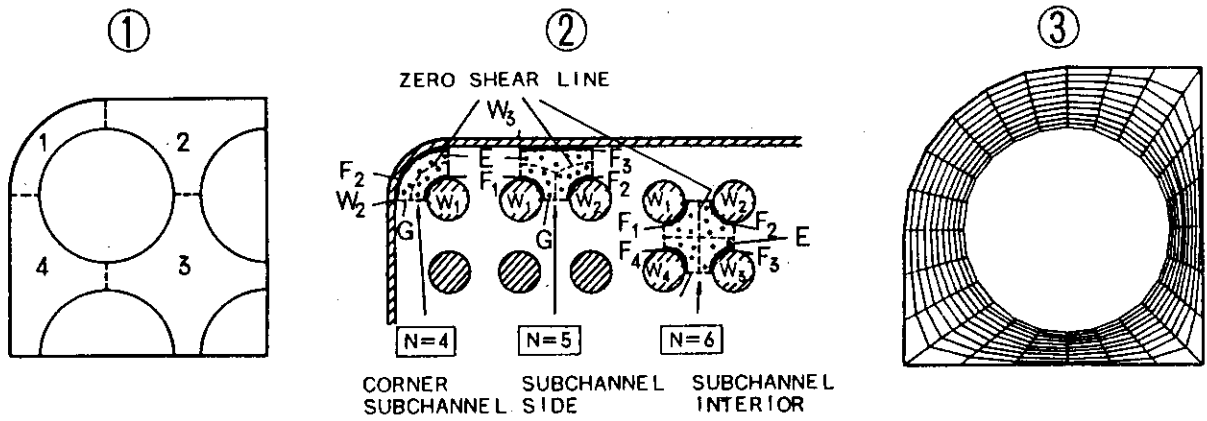
図16は燃料ロッドの近くにおかれた物体(模擬スペーサ)回りの二相流状態をコードASTOPPで解析した結果である。流速分布は蒸気のもののみ示してある。図17は同解析で求めたスペーサ回りの液膜厚さの変化を示したものである。この結果から図の右端のスペーサでは液膜減少が最も少なく、BTが発生しにくいことがわかる。

二相流の解析の現状はまだまだ設計に適用されるどころまでには至っていないが、上記のいくつかの解析例から、種々の二相流モデルを工夫することによって、設計適用の可能性が十分あることがわかる。このことはここでとり上げたサブチャンネル解析だけにとどまらず、過渡時や動特性の解析にも共通していえることである。



表2 サブチャンネル解析の現状

文献No.	解析コード	解 析 モ デ ル					コードの特徴
		空間座標	乱流効果	熱水力モデル	B Tモデル		
(7)	HAMBO (1968, 1979)	サブチャンネル法	等質量交換	二相混合流	サブチャンネルベース CHF 関連式	均質二相流 サブチャンネルベースCHF 関連式 WSC-2	
(8)	COBRA IV (1977)	サブチャンネル法	等質量交換	二相混合流	集合体平均 CHF 関連式	クロスフロー運動量式で加速圧損, クロ スタームを無視 軸方向熱伝導, 熱伝導壁を考慮	
(9)	WOSUB (1978) MATTEO(1975)	サブチャンネル法	等体積交換 ボイドドリフト	ドリフトフラックス	集合体平均 CHF, CPR 相 関 式	軸方向4保存式 蒸気拡散モデル	
(10)	VIPRE-1 (1983)	サブチャンネル法 3次元分布	等質量交換	二相混合流	集合体・サブチャ ンネルベース CHF, CPR 関連式	炉心解析・BWRバイパス流を考慮 3次元分布(出力, $D_H$ , etc.)を考慮 EPR1-CHF 関連式	
(11)	THERMIT2 (1981)	3次元	等体積交換 ボイドドリフト	二相分離流 (2流体)	集合体平均 CHF・CPR 相 関 式	3次元 径方向は分布流動抵抗モデル 2流体(液相, 気相) 蒸気拡散モデル	
(12)	COBRA-TF (1983)	サブチャンネル法 又は, 3次元	等質量交換	二相分離流 (3流体)	集合体平均 CHF (非環状流) 液膜ドライアウト	3流体場(液滴・液膜・蒸気) COBRA/TRAC, ベッセル要素 安全解析用	
(13)	MULTI (1978)	1次元		二相分離流	液膜ドライアウト (環状流)	正方格子・6流体(蒸気・液滴・液膜4つ) 環状流モデル	



サブチャンネル内を  
均一として扱う  
例 HAMBO  
COBRAIV

サブチャンネル内を  
多流体で扱う  
例 MULTI

サブチャンネル内を  
さらに細く分割する  
例 ASTOPP

図 10 サブチャンネル解析の種類

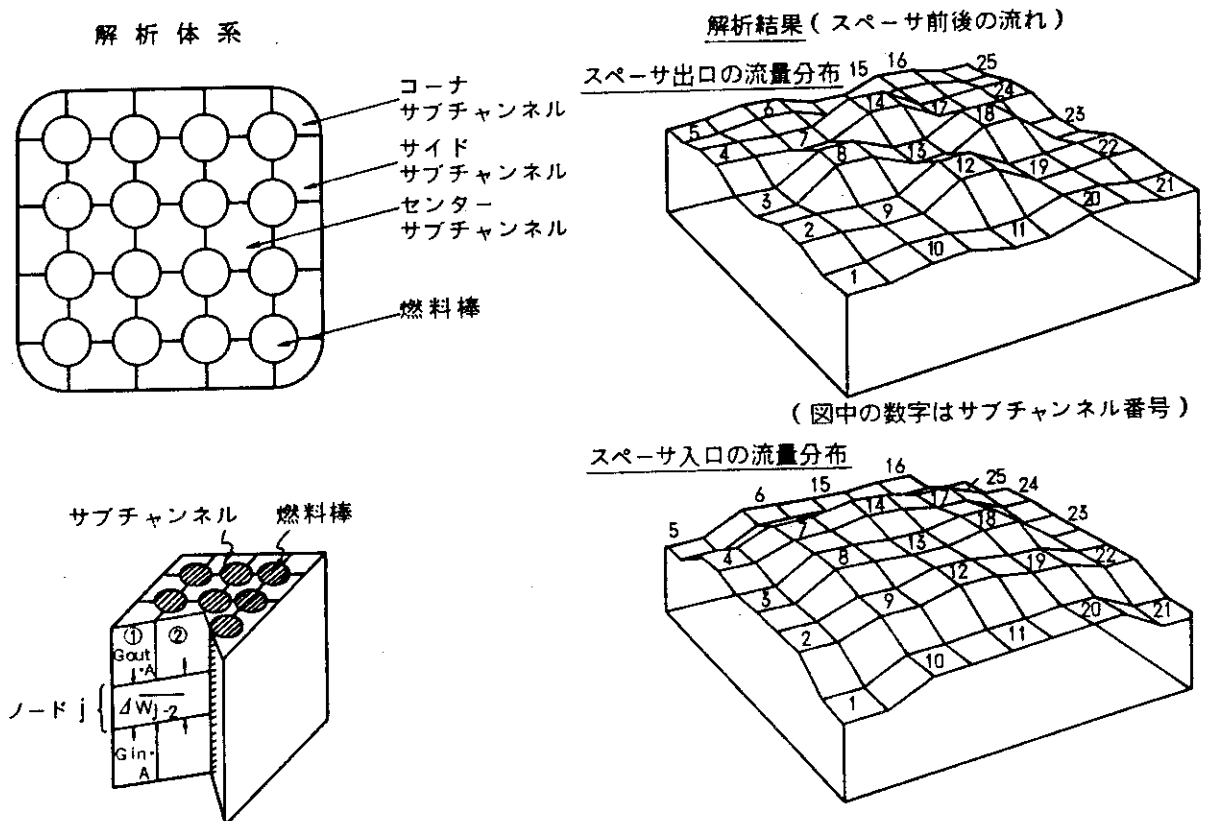


図 11 サブチャンネル解析の一例 (COBRA/BWR)

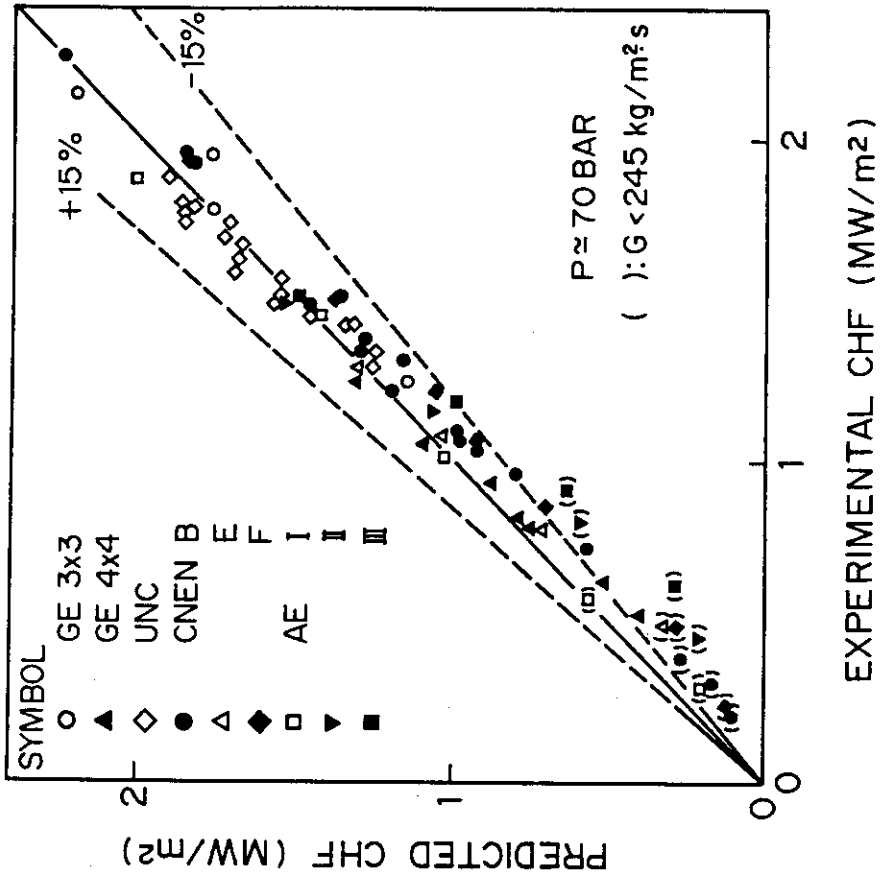


図 13 MULTI による解析例

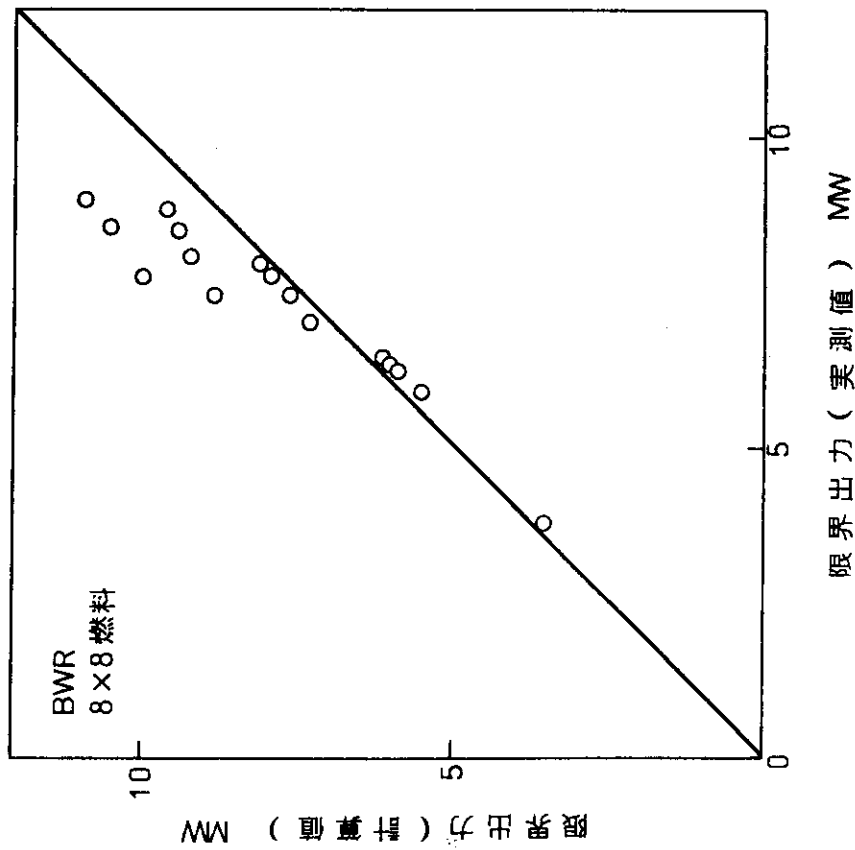


図 12 COBRA/BWRによる解析例

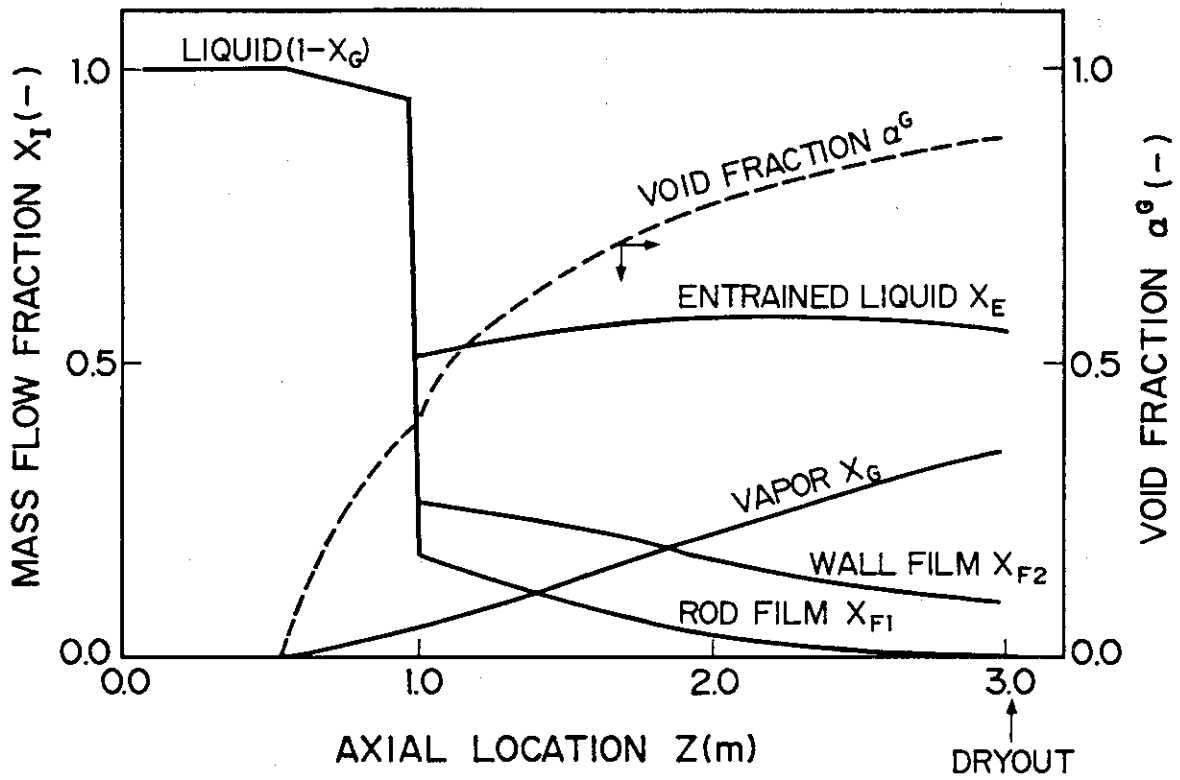


図 14 MULTI による流体パラメータ計算結果

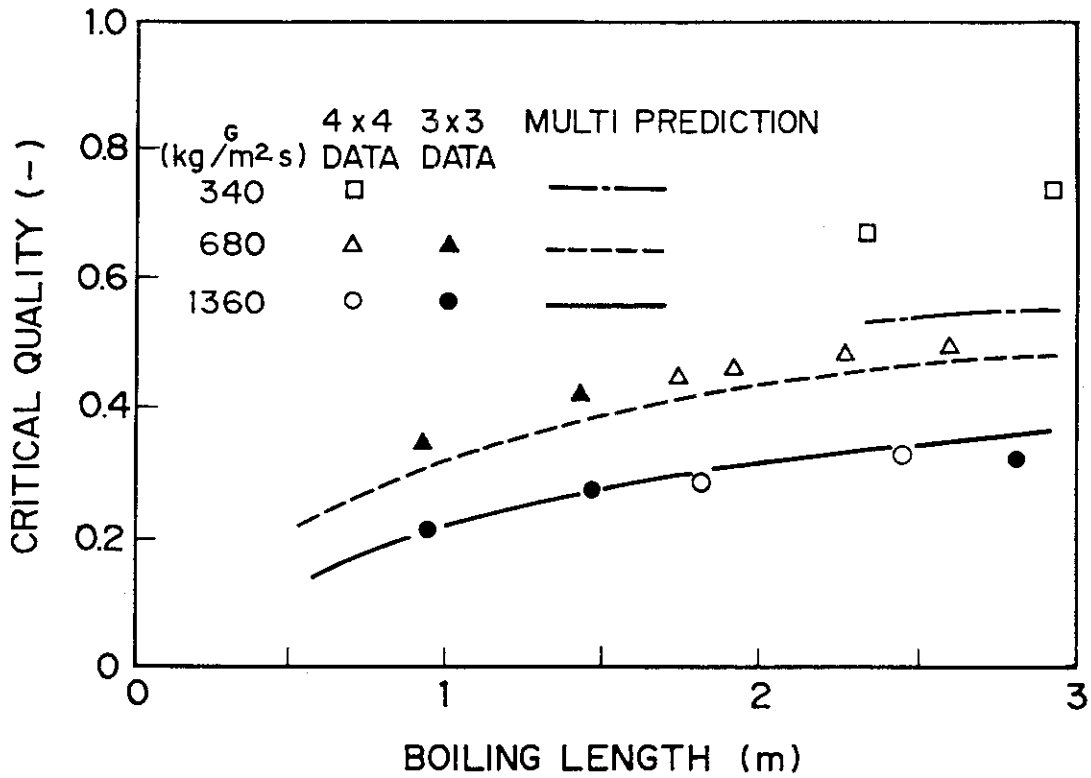


図 15 MULTI によるGEドライアウトデータの予測

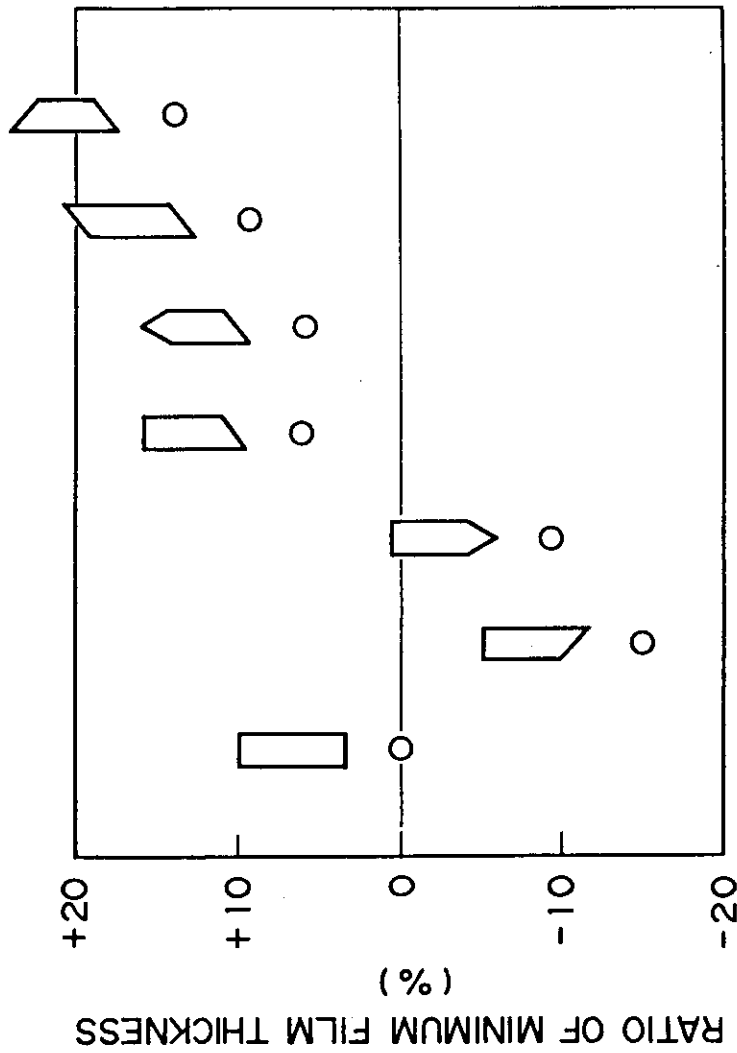


図17 スペーサによる液膜厚さの変化

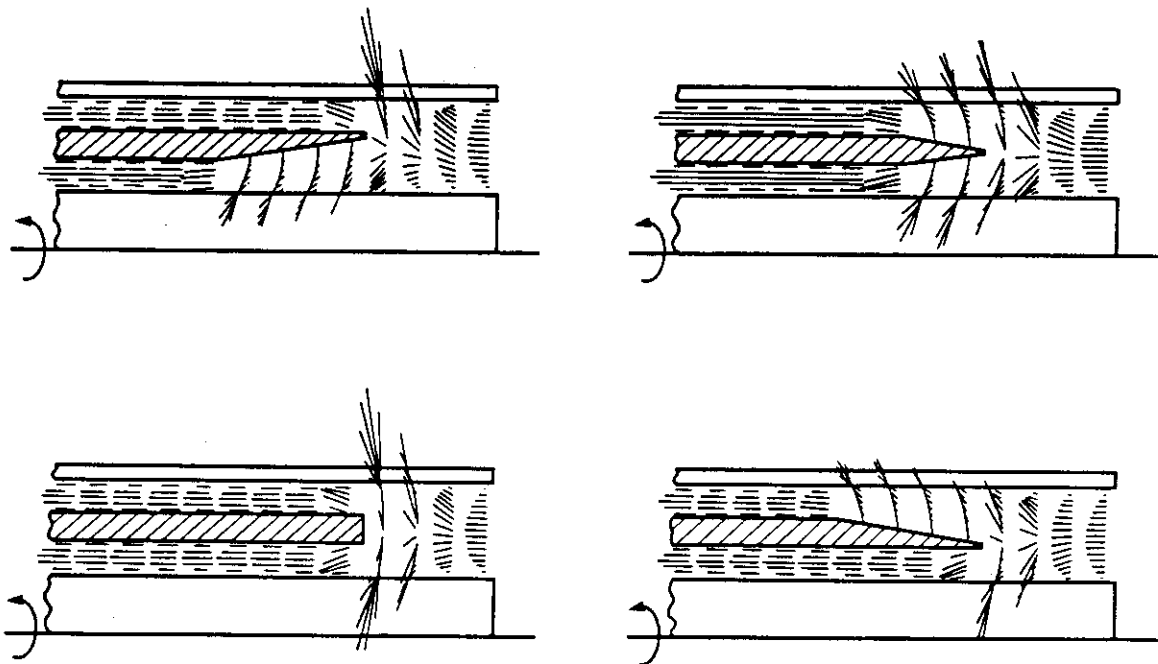


図16 スペーサ回りの流れ解析

## 7. 研究の将来方向

上述のごとく最近では伝熱流動研究における解析研究の有効性がかなり大きく広がってはいるが、必ずしも実用段階には至っていない。これを更に推進し、大型実験の回数を減らし、また設計にも利用できるようにする必要がある。

このためには現象を忠実に表現するモデル作りとその解法が必要となるが、沸騰二相流現象においては、3つの保存則以外に、現象を表現する理論的な式はない。

そこで忠実なモデル作りのためには基礎的な実験がどうしても必要になる。

具体的にモデル化すべき現象を列挙すると、1.主流から伝熱面に供給される液流量（デポジッション）、2.伝熱面上の液膜から主流に持ち去られる液流量（エントレインメント）、3.液滴挙動、4.液膜挙動、5.冷壁、加熱壁効果、6.スぺーサ、異物効果、7.サブチャンネル間の流体移動、8.液膜内沸騰によるBTモデル、9.フローパターン遷移条件、10.表面状態効果等々である。

これらの現象や効果はそれぞれが独立のものではなく、互に関係があるものであり、この中のいくつかのものがモデル化できれば他の関連するものはおのずと解明されるかもしれない。

上記のような現象や効果をしらべるための実験はこれまでも多く行なわれて来ており、それらの一部はすでに一部のサブチャンネル解析にも用いられているが、さらに有効なモデル作りのためには従来以上に精巧な実験が必要となる。

例えばデポジッションやエントレインメント現象をモデル化するためには、液滴、液膜の詳細な挙動や蒸気流速等の測定を形状や運転条件を変えて行なう必要がある。また液体混合やボイドリフトなどをしらべるためにはサブチャンネル間の流体移動を測定することも重要である。

この種の実験は必ずしも高温高压の水を用いる必要はなく、低圧の水や有機液体で十分な場合が多い、従って実験装置は小型で安価なものを用いることができる。最近では電極プローブや光ファイバー、レーザ流速計、X線CT等が利用できるのも、従来不可能と思われた実験が意外にできるようになってきている。

図18は管群内のボイド分布や、液膜分布をX線CTを用いて測定した例である。<sup>18)</sup> 影像としては若干不鮮明な部分もあるが、流路内の1mm角を単位としてボイド率が3桁まで計測される。

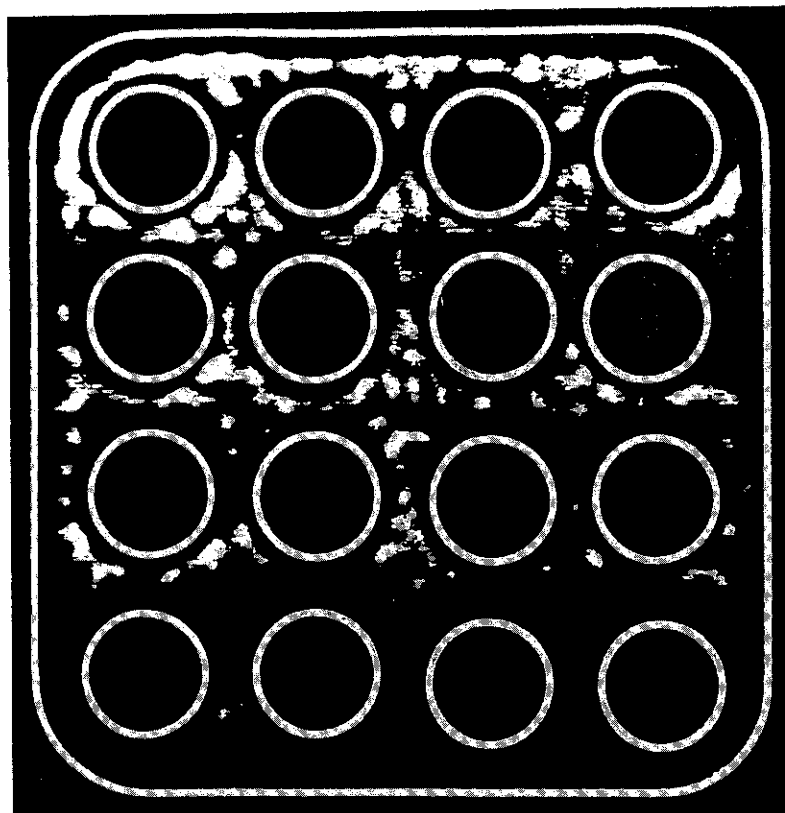
将来このようなこまかい測定結果に基づいたモデルによってサブチャンネル解析法が開発されるならば設計への実用化が十分可能になると思われる。

しかしあくまでも実証は必要であり、たとえ完全に近い解析法が確立されたとしても、実規模ループによる実証試験は不可欠である。

従って将来的な方向としては、図19に示されるように基礎実験をベースにした解析モデル作りを推進し、新しくハード仕様や運転条件が変更になった場合には、その解析モデルによる計算結果を実規模ループで検証して、改良を加え、これを設計に適用するという開発手順をとるべき考える。

ここで基礎実験をベースにしたモデル作りに重点をおくという点が従来と異なるところであり、このようなソフトウェア作業と実規模試験という両輪によって、炉心伝熱流動の研究が大きく前進するものと期待される。

そして今後急速に発展する計算機の伝熱流動研究への応用に力を入れることによって、その開



$$W_l = 1.0 \times 10^4 \text{ kg/h}$$

$$W_g = 3.9 \text{ kg/h}$$

図 18 4×4 水平バンドル内二相流 CT 画像

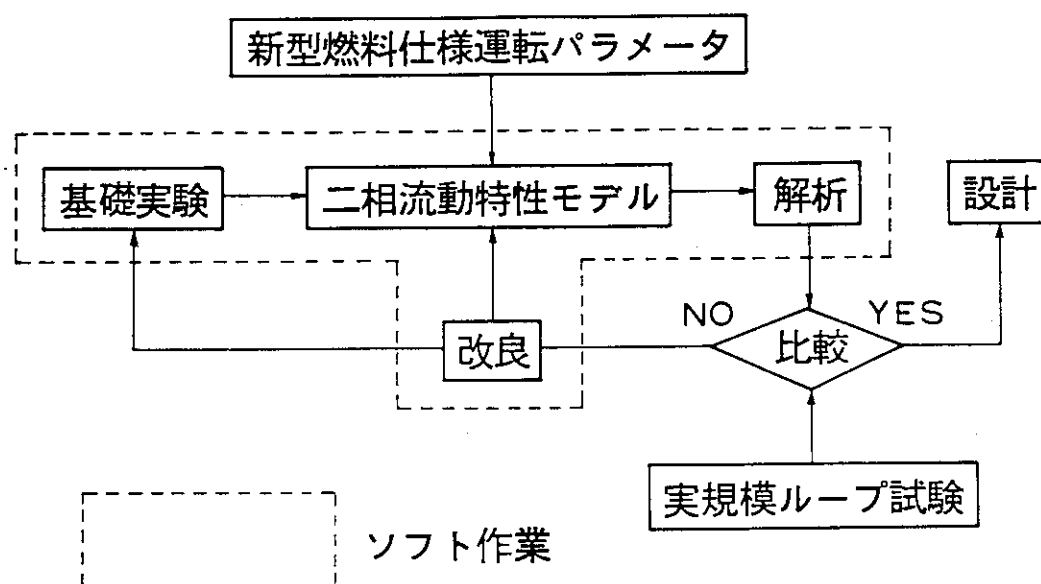


図 19 研究の将来方向

発達速度と研究の質が大幅に向上するものと思う。

またこの種の基礎実験やモデル作りは、メーカーの研究所で行なうよりは、むしろ大学や国立研究所こそ取り上げるべき性質のものであり、今後の関係機関の協力にも大いに期待するところである。

#### 参考文献

- 1) 東京芝浦電気株式会社 : TLR-009 改訂1,  
沸騰水形原子力発電所, GETAB の概要
- 2) 榎本 他 : 日本原子力学会「昭60年会」, F23 (1985)
- 3) 石塚 他 : 同 上 F24 (1985)
- 4) 師岡 他 : 同 上 F25 (1985)
- 5) 石塚 他 : 同 上 F13 (1985)
- 6) 師岡 他 : 同 上 F14 (1985)
- 7) R.W. Bowring : HAMBO, AEEW-R524 (1963).
- 8) C.W. Stewart : COBRA-IV, BNWL-2214 (1977).
- 9) L. Wolf, et al. : WOSUB, MIT-EL 78-0 23 (1978).
- 10) C.W. Stewart, et al. : VIPRE-1, EPRI NP-2511 (1983).
- 11) J.E. Kelly et al. : THERMIT 2, MIT-EL81-014 (1981).
- 12) M.J. Thurgood et al. : COBRA/TRAC, NUREG/CR 3046 (1983).
- 13) T. Saito et al. : Multi-Fluid Modeling of Annular Two-Phase Flow,  
N.E. & D. 50, (1978), pp.225-271.
- 14) B.C.J. Chen et al. : Critical Heat Flux Predictions based on the  
BODYFIT-2PE Computer Codes and the Columbia University CHF  
Correlations, Trans, ANS, 44 (1983).
- 15) 寺坂 他 : 日本原子力学会「昭59分科会」A25 (1984).
- 16) 光武 他 : 日本原子力学会「昭59科会」B26 (1984).
- 17) T. Saito, et al. : Application of Multi-Fluid Model in Dryout  
Prediction, 2nd International Topical Meeting on Nuclear Reactor  
Thermal Hydraulics (1982).
- 18) 飯塚, 師岡 他 : 日本原子力学会「昭57分科会」E23 (1982).



#### 4. 軽水炉炉心損傷事故時の熱流動解析

田辺文也<sup>+</sup> 村松 健<sup>+</sup> 須田 徹<sup>\*</sup>

TMI 事故のように炉心が露出していく過程を解析するために SEFDAN コードを開発し、PBF 炉を用いた燃料損傷実験の解析を通じて検証を行い、更に TMI 事故時の炉心損傷挙動を解析して損傷度合を評価した。

このような炉心露出条件下の燃料挙動を規定する主要因は燃料棒ドライアウト点（2相混合水位）の高さ、ドライアウト点以上の露出部での熱伝達、被覆材における金属・水反応である。SEFDAN コードは水位を混合相中の蒸気と水の質量及びエネルギーの保存方程式より求め、水位以上の露出部に対しては水蒸気・水素の流量と温度分布を求める。その際、金属・水反応による水蒸気の消費と水素の生成を考慮に入れる。露出部での熱伝達は対流と輻射によるが、前者は新たに作成された対流熱伝達様式図に従って選択された相関式により計算される。PBF 燃料損傷スコーピング実験、1-1 実験の解析結果は実験結果とよく一致し、TMI-2 号炉心損傷挙動解析の結果はこれまでの TV カメラ、超音波ソナー等による炉心検査結果とよく対応している。

---

<sup>+</sup> 日本原子力研究所

<sup>\*</sup> コンピュータサービス (株)

4. Thermal-Hydraulic Analysis of Light Water  
Reactor Severe Core Damage Accident

Fumiya TANABE, Takeshi MURAMATSU (JAERI)

Tohru SUDA (CSK)

A computer code SEFDAN has been developed in JAERI for analysis of severe fuel damage process under core uncover condition such as occurred in TMI-2 accident, and applied to analyses of severe fuel damage test (SFD-ST and SFD 1-1 tests) in the PBF reactor. Further, the degree of the core damage in the TMI-2 accident has been evaluated.

The major influential factors to the fuel behavior under the core uncover are height of the dryout level of fuel rods (core froth level), heat transfer in the uncovered region, and the metal-water reactions of the cladding material.

The froth level is calculated in the SEFDAN code by solving conservation equations for mass and energy of the two-phase mixture. Above the froth level, flow rate and the temperature of gas flow are calculated in taking account of steam consumption and hydrogen generation due to metal-water reaction. Heat transfer in the uncovered region consists of convection mode and radiation mode. The convective heat transfer is calculated with experimental correlations, which are chosen in accordance with newly developed convection flow regime map.

The calculated results of the PBF SFD-ST and 1-1 tests are in good agreement with experimental ones. Further the calculated result of the TMI-2 core damage is also in good agreement with the result of core examination by TV camera and ultrasonic core topography system.

## 1. はじめに

1979年3月28日に米国スリーマイルアイランド原子力発電所2号炉(TMI-2)に発生した事故以降、炉心損傷事故の実験的、及び解析的研究が米国、西独を中心に盛んに進められてきた。燃料損傷過程における諸現象を調べるための燃料損傷(SFD: Severe Fuel Damage)実験としては米国アイダホ国立工学研究所(JNEL: Idaho National Engineering Laboratory)のPBF(Power Burst Facility)、サンディア国立研究所(SNL: Sandia National Laboratory)のACRR(Annular Core Research Reactor)、原研のNSRR(Nuclear Reactor)を用いた炉内実験、西独カールスルーエ原子力研究所(KfK: Kernforschungszentrum Karlsruhe)のNIELS等を用いた炉外実験が行われてきた。一方、燃料損傷挙動解析を含む大型計算コードとしてはINEL、SNLにおいてそれぞれSCDAPコード、MELPROGコードの開発が進められ、SFD実験解析等を通じて検証が進められてきた。しかしながら、実験結果と上記コードによる解析結果の一致は不十分なものであり、燃料損傷過程を支配するメカニズムの理解も不十分であった。そこで原研では燃料棒溶融までの熱的挙動解明に焦点を絞って、二次元全炉心熱水力解析コードMUFLARおよびその一次元版パイロットコードとしてのSEFDAN(Severe Fuel Damage Analysis)を開発し、後者はこれまでNIELS(KfK)、PBF(INEL)のSFD実験およびTMI-2炉心損傷挙動解析にSFD過程の解明およびコードの検証を進めてきた。本報ではSEFDANコードのモデルと、実験等の解析結果の概略を報告する。

## 2. SEFDANコードの概略

TMI事故におけるように炉心に水位が形成されて、低下し、燃料棒がヒート・アップ、損傷する過程において燃料棒の熱的挙動を支配する主要な因子は、ドライアウト点を規定する二相混合水位、水位以高での熱伝達、および燃料被覆管における金属・水反応である。それらの因子に対してSEFDANは以下のようにモデル化している。

### (1) 二相混合水位(フロスレベル)の計算

燃料棒ドライアウト点高さで定義される二相混合水位高さをフロスレベルと呼ばれることがある。SEFDANではこのレベル以下の蒸気・水の各相に対する質量及びエネルギーの保存方程式を解くことにより求め、蒸気離脱速度、液滴エントレインメントに対する構成式としてはそれぞれCunningham-Yeh、片岡-石井の相関式を用いる。

### (2) フロスレベル以高の熱伝達

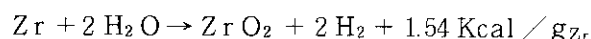
炉心損傷はTMI事故におけるように高圧条件下、低蒸気流量下で起こり得るので、対流熱伝達において浮力の効果が顕著になり、更に蒸気の輻射吸収率が高圧下では大きくなるので蒸気への熱輻射の寄与も顕著になる。従って対流熱伝達においては自然対流モードへの遷移を考慮に入れる必要があり、蒸気への熱輻射熱伝達を計算する必要がある。

対流熱伝達に対しては熱伝達実験データの分析によって新たに開発された対流熱伝達様式図(convection flow regime map)に基づいて対流熱伝達様式が選択され、それぞれに対応した熱伝達係数相関式を用いる。図1にフロスレベル以高での対流熱伝達モードを模式的に示す。

輻射熱伝達は Hottel の経験式を用いて計算され、その際蒸気の輻射吸収率は Ferriso のチャートから求めた輻射率より計算される。

### (3) ジルコニウム・水蒸気反応

軽水炉燃料棒の被覆管は通常ジルカロイ (Zr) で作られており、高温では水蒸気と次の反応を活発に起こす。



炉心損傷事故条件下のような高温下では、この反応による発熱がそれ以外の熱源 (FP崩壊熱等) による発熱よりも大きくなるので、燃料棒熱挙動解析のうえで非常に重要である。

#### ① 反応速度

反応速度は通常の放物線則に従い、1823 K 以下では KfK、1823 K 以上では Baker - Just の相関式を用いる。

#### ② 水蒸気枯渇効果

反応すべき蒸気が存在しなければ反応は当然進行しないので、その効果を考慮する。

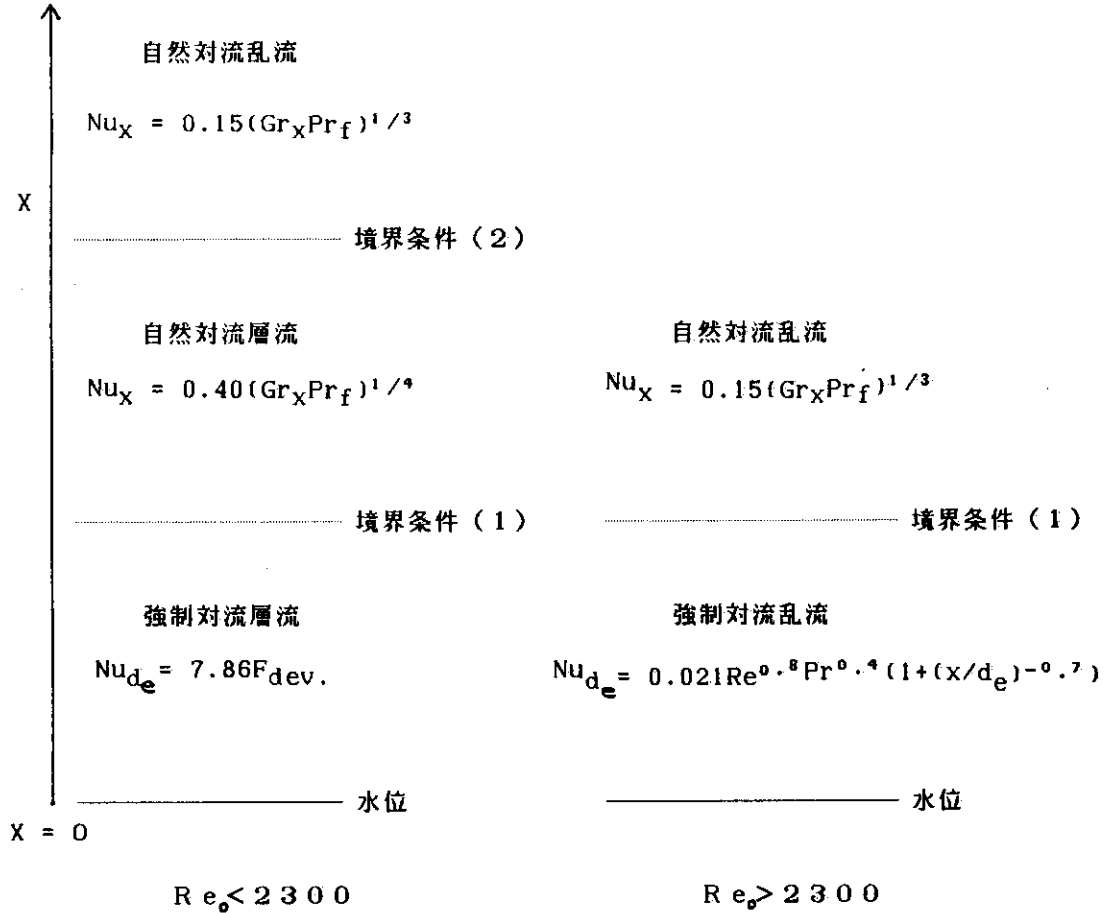
#### ③ 酸化ジルカロイ層による“るつぼ”効果

被覆管温度がジルカロイの融点 (2123 K) に至っても、熔融ジルカロイが必ず落下することはない。即ち反応によって形成された酸化ジルカロイ ( $\text{ZrO}_2$ ) 層が充分厚ければ、“るつぼ”の働きをして熔融ジルカロイを保持し、酸化反応を進行させる。このような“るつぼ”効果を次のようにモデル化している。被覆管温度がジルカロイ融点に達した時点での局所酸化割合を表わすパラメータ  $f$  を導入し、もし  $f \geq 0.2$  であれば酸化膜が充分強く、“るつぼ”効果は、温度が  $\text{ZrO}_2$  の融点 (2988 K) に達して熔融するまで保持されるので、ジルコニウム-水蒸気反応がそこまで持続すると仮定する。一方、もし  $f < 0.2$  の場合は酸化膜が充分強くなく、“るつぼ”が破れ、その箇所から熔融ジルカロイが流れ落ちるので、反応は被覆管温度がジルカロイ融点に達したときに停止するものと仮定している。更にもし被覆管内圧過剰による被覆管破裂等を原因とする被覆管内面酸化が全く起きないと想定される場合は、たとえ  $f \geq 0.2$  となり“るつぼ”の外表面が破れなくても熔融ジルカロイがギャップを流れ落ちると仮定しているので、この場合もやはり反応はジルカロイ融点で停止するとしている。

SEFDAN コードは以上の主要モデルを組み込み、フロスレベル以上の各気体成分 (水蒸気、水素) の質量、エネルギー保存方程式を準定常近似で解くことにより、気体温度と各気体成分流量を計算する。

燃料棒内等の温度分布は、軸方向及び半径方向の二次元熱導方程式を解くことにより求められる。

SEFDAN コードはこれまでいくつかの実験解析、事故解析を通して検証が進められてきた。上述した3つの主要因子に対して分離効果検証として、(1)二相混合水計算は東芝圧力容器気相部ブローダウン実験の解析により、(2)水位以高の熱伝達は G-2 ループ・ボイルオフ実験解析、および(3)金属・水反応は KfK・NIELS SFD 実験解析によりそれぞれのモデルの妥当性が検証されてきた。更に総合効果検証として PBF・SFD 実験解析、および TMI-2 炉心損傷挙動解析を実施したので、以下で報告する。



\*  $Re_0$  : 水位直上のレイノルズ数

\*\*境界条件 (1) :  $\xi \equiv Gr_x / Re_x^2 \equiv Gr_{d_e} (x/d_e) / Re_{d_e}^2 = 1$

\*\*\*境界条件 (2) :  $(Gr_{d_e} / Re_{d_e})^3 = (30((2x/d_e) / Re_{d_e})^{-1})^3 + (66)^3$

図1 対流熱伝達モードと相関式

### 3. PBF・SFD 実験解析

米国 INEL の PBF を用いてこれまで表 1 に示すような 4 回の燃料損傷実験が実施された。実験は発熱長 91.4 cm の燃料棒 32 本を図 2 に示すように配置した実験トレインを PBF 炉の中に入れて実施した核分裂加熱実験である。圧力はほぼ 6.9 MPa, バンドル入口流量は表 1 に示すような値でほぼ一定に保ち、核分裂出力を増加させることで水位を低下させ、燃料棒を高温に導き、損傷させる実験である。

解析は軸方向に 50 箇のセグメントに分割し、燃料棒、冷却材、シュラウドを考慮に入れている。核分裂加熱実験の特徴として、軸方向出力分布が冷却材密度の分布に強く依存しているので、冷却材密度を用いた回帰式を用いてタイム・ステップ毎に水位変化に応じた軸方向出力分布の計算を行う。

図 3 に PBF・SFD-ST (Soping Test) 実験での 50 cm 高さでの被覆管温度挙動の、SEFDAN による計算値を熱電対による計測値と比較して示す。燃料棒ドライ・アウト時刻、ゆるやかな温度上昇過程、最後の急激な昇温過程のいずれもよく再現されている。計算された被覆管最高温度は  $ZrO_2$  の融点に達している。熱電対による計測値が約 2600 K 以下であるのは、これより高温では熱電対がこわれてしまったためと推察される。

図 4 に PBF・SFD 1-1 実験での 50 cm 高さでの被覆管温度挙動の、SEFDAN による計算値を熱電対による計測値と比較して示す。両者の一致は良い。1-1 では下部で  $ZrO_2$  の融点を越えている部分があると計算され、被覆材等の燃料棒物質の溶融落下を示唆している。

表 1 PBF・SFD 実験

Power Burst Facility Severe Fuel Damage Test

PBF・SFD 実験シリーズ

テスト	昇温速度	入口流量 (g/s)	テストバンドル	冷却
SFD-ST	0.15 K/s	16	未照射燃料	クエンチ
SFD 1-1	TMI-2*	0.6	未照射燃料	緩やか
SFD 1-3	TMI-2*	0.6	照射済燃料	緩やか
SFD 1-4	TMI-2*	0.6	照射済燃料 制御棒	緩やか

\* 1600 K 以下では緩やかで、1600 K 以上では金属-水反応により急激

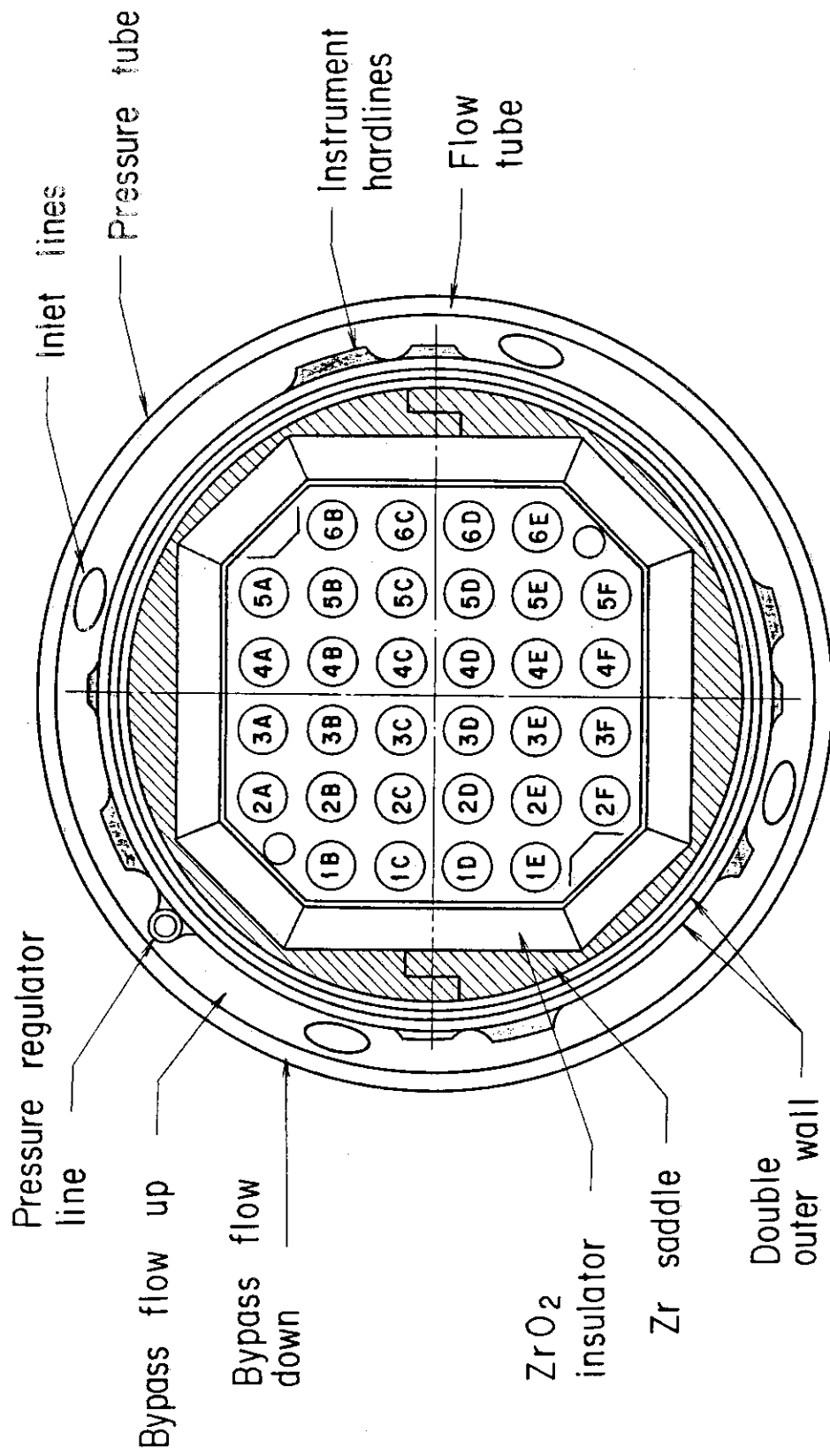


図2 PBF・SFD 実験トレイン炉心領域断面図

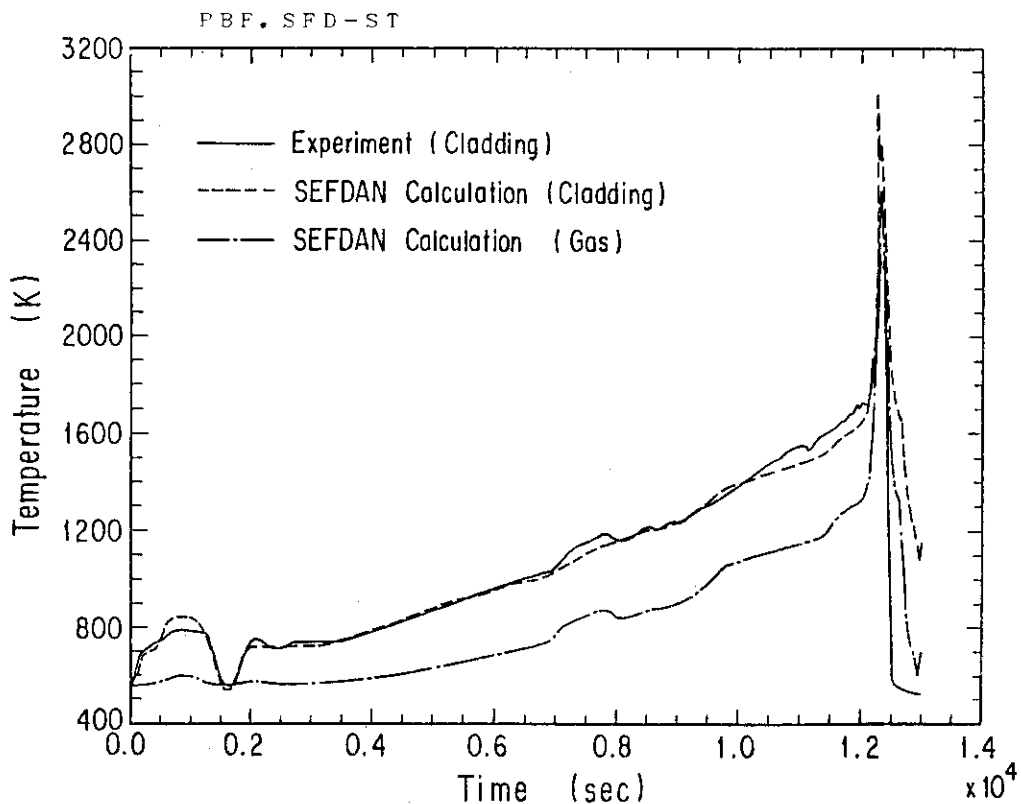


図3 被覆管, 気体温度の計算値と被覆管温度の計測値 (50 cm)

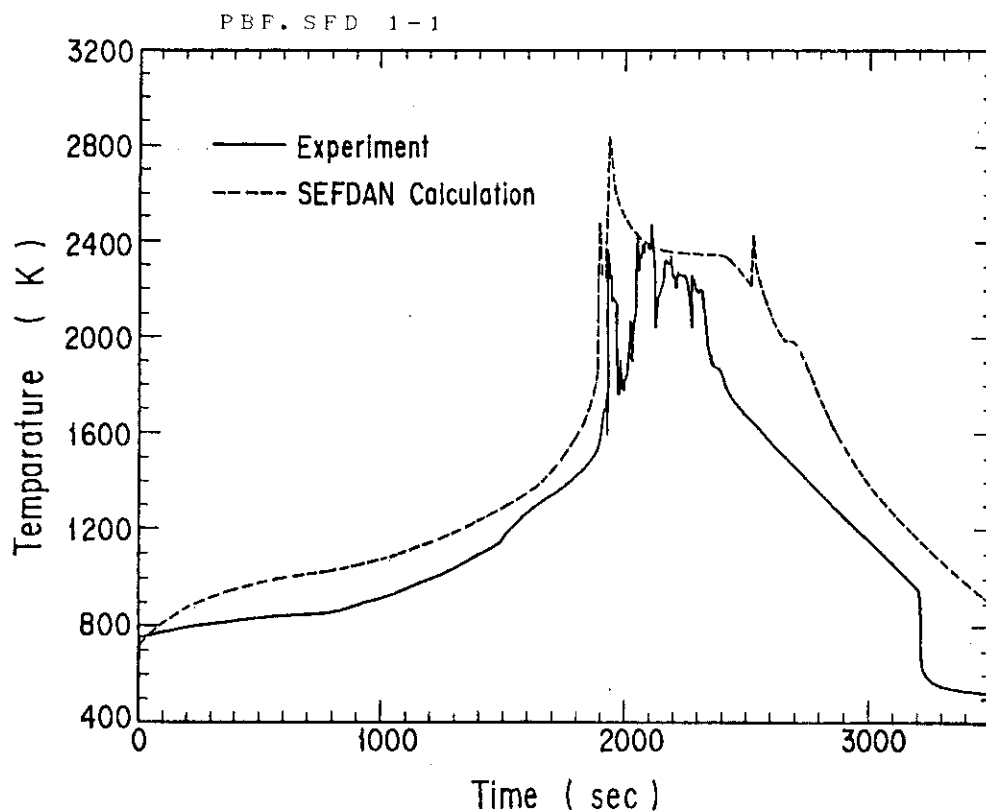


図4 被覆管温度の計算値と計測値 (50 cm)



#### 4. TMI - 2 炉心損傷挙動解析

解析モデルは PBF・SFD 実験解析に使用したものと殆んど同じである。但し炉心水位は計算せずに図 5 に示す RELAP 4/MOD6/U4/J2 によるシステム計算の結果を入力条件とした。他の解析条件は TOODEE 2-J を用いた計算と同様であり、177 体の燃料集合体を出力ピーキング係数に応じて 5 群に分割し、それぞれの群に対応した 5 回の SEFDAN 計算を行なった。

図 6 に最高出力燃料棒温度挙動を示すが、上部では金属-水反応により  $ZrO_2$  の融点を越え、その一部では更に  $UO_2$  の融点を越えている。図 7 に事故開始後 2 時間 54 分 (RCP-2B 再起動時) までの燃料最高温度の炉心内分布を  $Zr$ ,  $ZrO_2$ ,  $UO_2$  の融点 (MP) との大小関係で示す。図 8 に被覆管酸化割合の炉心内分布を示す。これらの結果は炉心上部の大きな部分で燃料棒物質が溶融落下し、またある部分は酸化により脆化した燃料棒が RCP-2B 再起動による水の注入で熱的、又は機械的衝撃を受けて崩壊したことを示唆している。これらの結果は超音波ソナーによる検査結果及び金相検査結果等とよく対応している。

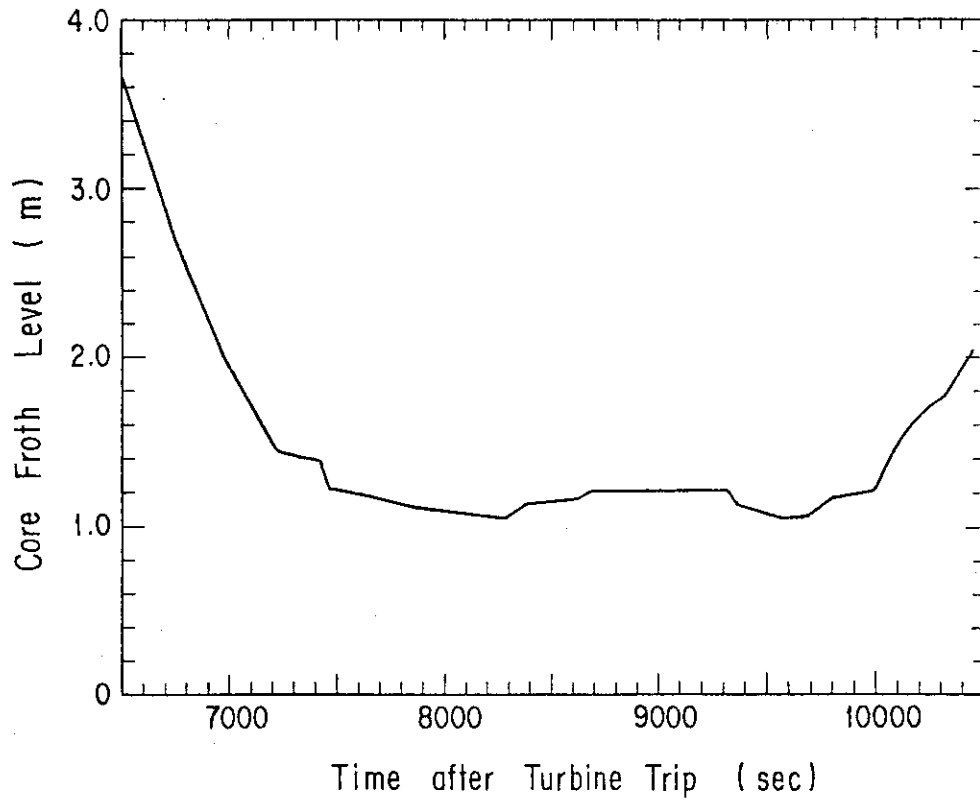


图5 炉心水位

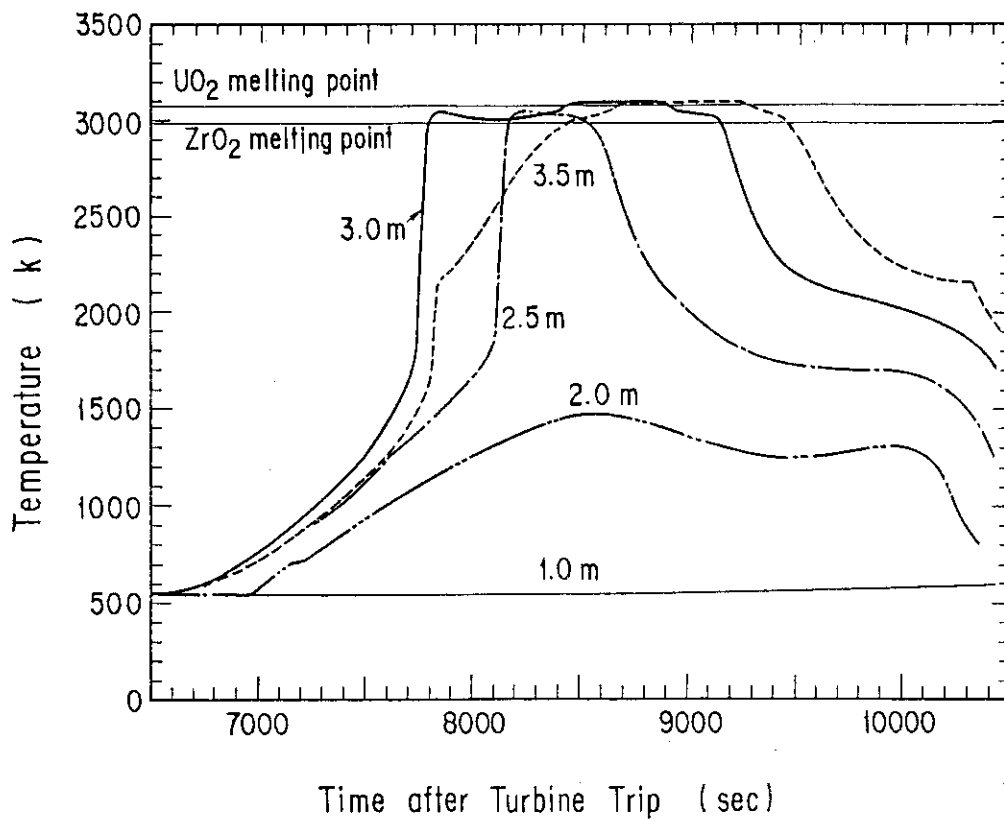


图6 燃料棒中心温度 (第1群)

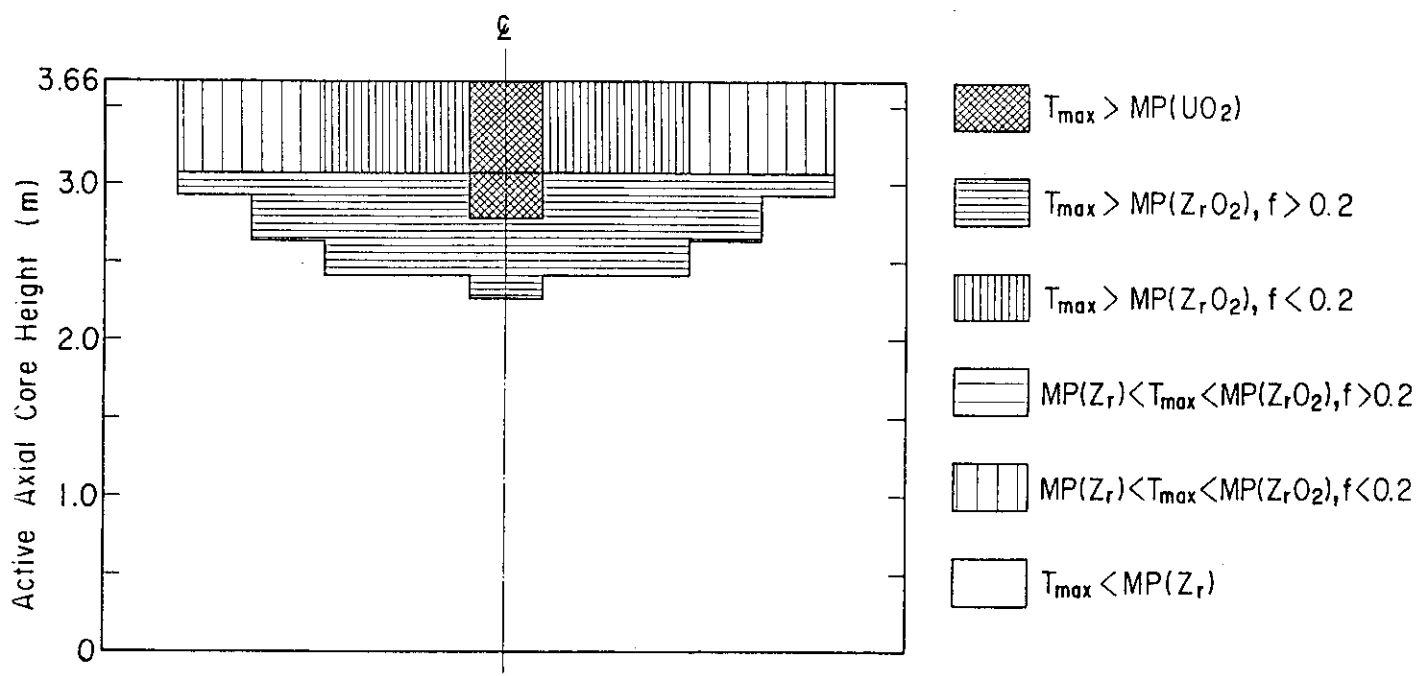


图7 燃料棒最高温度炉心内分布

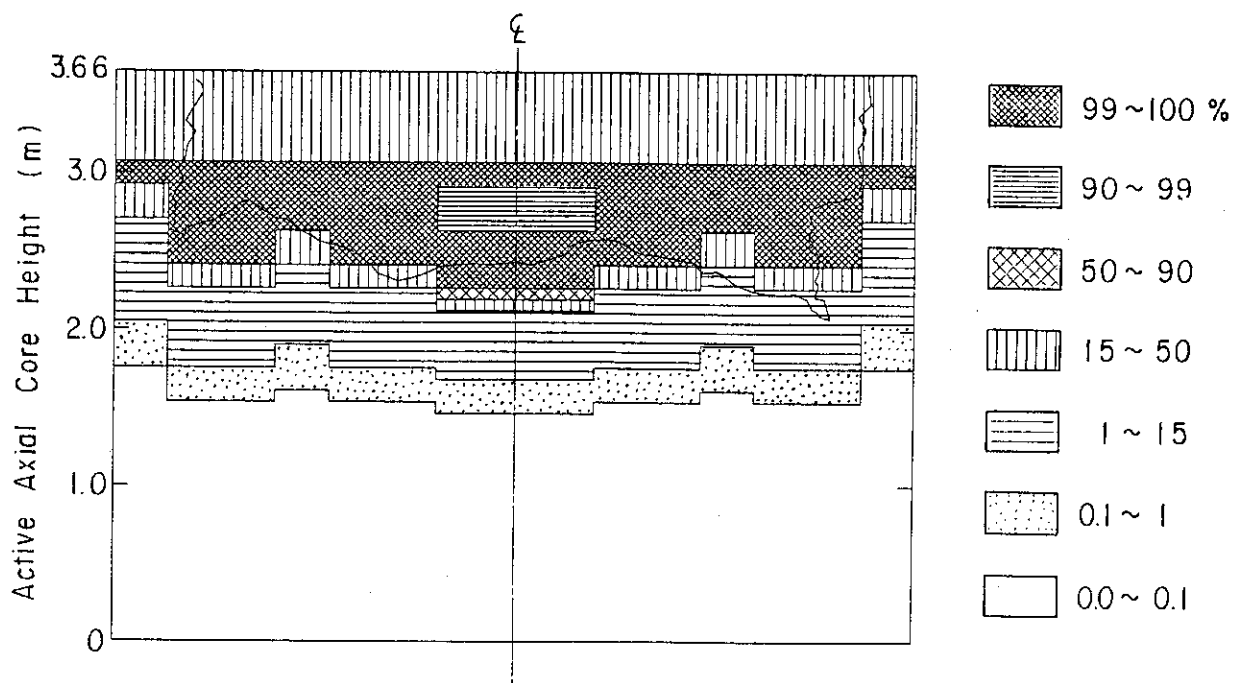


图8 被覆管酸化割合炉心内分布

## 5. SIMMERコードと高速炉安全解析

近藤 悟\*

高速増殖炉の安全解析に用いられる種々の計算コードのうち、仮想的炉心崩壊事故の解析に使用されるSIMMERコードについて、その核計算および流体力学モデル、事故解析への適用例、実験的検証の現状、ベクトル化の現状等につき紹介する。

### 5. SIMMER Code and Its Applications to LMFBR Safety Analysis

Satoru KONDO (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Co.)

Among various computer codes used in the safety analysis of liquid-metal fast breeder reactors (LMFBRs), the SIMMER code heavily utilized at the PNC is described in this document, including: the neutronics and fluid-dynamics models, and methods; examples of code application to LMFBR accident analyses; the current status of an experimental validation program; and the status of a vectorization study.

---

\*動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

## 1. 序 言

高速増殖炉（FBR）の安全評価においては、原子炉の通常運転状態から仮想的な事故条件に至る多様な事象が取扱われる。対象とすべき体系の大きさも、燃料ピン1本の局所的な異常から全炉心あるいはプラント全体の過渡応答に至るまでの広範囲に及ぶ。現象論的に見ると、例えば熱流体力学問題に限っても、単相冷却材の流動および熱輸送、沸騰二相流、溶融炉心物質の挙動を含むことになる。さらに複雑な点は、これら熱流体力学的現象が原子炉の核的挙動、燃料ピンや構造物の熱的・構造力学的挙動と相互に密接に関係している点である。そのために、これまで数多くの安全解析コードが内外で開発され、目的に応じて使用されている。

昨年度の「第一回研究会」<sup>1)</sup>では、これらの安全解析コード開発の現状の全般を、特に単相、二相の冷却材の熱流動解析コードを中心に紹介した。今回は炉心損傷事象の解析に使用される SIMMER コードについて、その物理モデルと解法の概要、FBR事故解析への適用例、実験的検証の現状、周辺補助コードの開発とベクトル化、今後のコード開発計画等を紹介する。

## 2. 仮想的炉心崩壊事故と事故過程

FBRの全炉心事故の内、結果として炉心の損傷に至る可能性のある事象は、一般に仮想的炉心崩壊事故（HCDA：hypothetical core disruptive accident）と呼ばれる。これは、通常は設計基準を越える事象として位置付けられるが、「技術的に起こるとは考えられないが、仮に起きたとすると結果が重大であると想定される事象」<sup>2)</sup>の一つとして、放射性物質の放散が適切に抑制されることを確認する意味で評価が行われる場合もある。HCDAにおける損傷炉心条件においては、冷却材に加えて燃料、構造材の溶融・移動も重要となることから、解析の上でも多相・多成分系に対する伝熱流動を取扱わねばならない。加えて、炉心物質の移動と温度変化による原子炉の反応度変化が事故進展に大きな影響を持つことが、FBRの安全性の大きな特色となっている。即ちFBRのHCDA解析においては、炉心の核熱流体力学挙動の総合的な評価が要求されることになる。

HCDAに至る起因事象としては、結果が厳しくなると予想され、かつ他の事象を包含するものとして、炉心流量減少事故（LOF：loss of flow without scram）及び反応度挿入事故

（TOP：transient overpower without scram）の2種が通常想定されるが、評価に当たってはFig.1に示す様に事故シーケンスをいくつかの過程（phase）に分けて解析するのが通例である。定格運転状態から炉心が損傷しないで終息するか、又はある程度損傷するまでの事故の初期の過程は起因過程（initiating phase）と呼ばれる。起因過程には種々の熱流動現象が含まれるが、過出力型の事故では燃料ピンの過渡挙動、破損、溶融燃料-冷却材相互作用が重要となり、一方流量減少型の事故では冷却材沸騰、被覆材・燃料の溶融移動挙動が重要となる。これらの個々の現象をモデル化、総合化した安全解析コードシステムが、米国ANLで開発されたSAS 3Dコードである。SAS 3Dコードは1979年に米国DOEとの協定で動燃に導入して、以来各種改良、炉内試験等の解析を通じての実験的検証を重ねつつ使用している。SAS 3Dでは炉心を10～20程度のチャンネル（各チャンネルは何体かの集合体の平均的燃料ピンと冷却材流路および構造材

をモデル化する)で代表させ、チャンネル間を出入口プレナムを通じて水力学的に、反応度フィードバックと1点近似動特性を通じて核的に結合することにより、全炉心の起因過程解析が行なわれる。

全炉心事故が起因過程で終結しない場合の事故過程を一般に炉心崩壊過程 (core disruption phase) と呼ぶ。Fig. 1 に示す様に炉心崩壊過程への入口には2種の経路が考えられる。先ず起因過程で即発臨界を越える反応度挿入があり、炉心が急速に加熱・分散される過程は特に機械的炉心崩壊過程 (mechanical disassembly phase) と呼び区別される。その後の高温の炉心が膨張し機械的エネルギーが発生する過程は、炉心膨張過程と呼ばれる。一方、起因過程における反応度が即発臨界に達しないで徐々に炉心の溶融が進展する経路は、中間的な過程であるとの意味合いから遷移過程 (transition phase) として知られている。これら炉心崩壊過程の研究の目標は、事故の結果を熱的にも機械的にも原子炉容器内に収納し得ることを示すことにあり、そのために、単に事故シーケンスの評価に留まらず、機械的エネルギーの放出を抑制し、かつ緩和・低減し得る固有のメカニズムが存在することを立証し、定量化することが特に重要となる。

炉心崩壊過程は炉心が大規模に損傷 (又は溶融) する過程であるため、実験的にそのまま模擬することは困難であるので、解析にたよる比重が大きい。しかし、一般的にこの過程の解析に当たっては、全炉心解析を各現象に対する個別解析で補充してそれを実験的に検証することにより、総合的な形での実機の安全評価が行われるのが通例である。

この様な炉心崩壊過程の解析に用いられるのが SIMMER コードであり、以下の章でさらに詳しく説明する。

### 3. SIMMER コードのモデルと解法

#### 3.1 はじめに

HCDA の炉心崩壊過程は、炉心物質の大規模な運動、相変化 (溶融-固化、蒸発-凝縮)、物質間の熱流力相互作用とそれに伴う炉心の核的状态の変化を含む非常に複雑な過程である。特に高速炉の場合、炉心物質の再配置による反応度挿入の可能性が無視できないことから、再臨界の発生とその結果の機械的エネルギーの放出 (energetics と呼ぶ) の評価が安全解析の重要なテーマとなっている。SIMMER-II コードは米国ロスアラモス研究所 (LANL) で開発され、1980年に NRC との協定により動燃に導入され、以来各種事故解析に使用されている。SIMMER

(Sn, Implicit, Multified, Multicomponent, Eulerian, Recriticality) はその名が示す通り、空間-時間依存の核動特性と、多速度場、多成分、オイラー型流体力学とを結合した計算コードである。通常の事故解析コード (例えば SAS) では重要な現象に関するモデルを総合化してコードシステム化するのに対し、SIMMER では炉心物質の起り得る全ての質量、運動量、エネルギーの輸送・交換の過程を非常に一般的に解くのが特徴であり、小規模な実験体系から全炉心事故に至るまでの広い適用分野と汎用性を有している。

現在の最新版は、SIMMER-II の Version 10 である。米国では NRC の FBR 関係予算が大幅に削減され、独自に開発を進めることが困難となってきたため、1984年10月からは動燃、西独 KfK 等が参加し国際共同プロジェクトとして現在も改良開発が進められている。

Table 1 SIMMER-II のエネルギー成分 (密度成分)

構造材場	液体場	蒸気場
燃料ペレット(2) 固化燃料(2) 被覆管 集合体壁 制御材 (FPガス-(2))	液体燃料(2) 液体スチール 液体ナトリウム 液体制御材 固体燃料粒子(2) 固体スチール粒子	温度:蒸気混合物1点 (燃料蒸気-(2)) (スチール蒸気) (ナトリウム蒸気) (制御材蒸気) (FPガス)

各場・成分間の質量, 運動量, エネルギーの移行 — 交換関数として一般的にモデル化

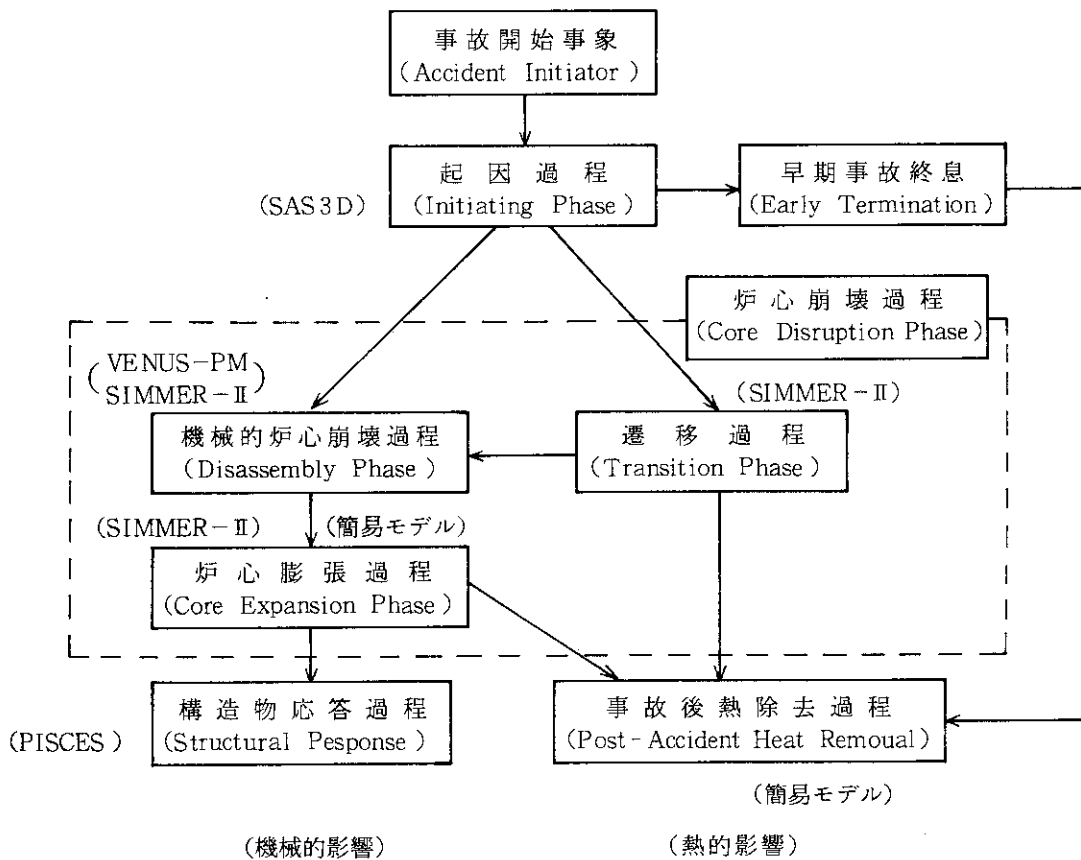


Fig. 1 HCD の事故シーケンスと解析コード

### 3.2 SIMMER の流体力学モデル

SIMMER-II では高速炉における基本物質（燃料，スチール，ナトリウム，制御材，FP ガスの5種）を構造材場（燃料ピン，集合体管壁とそれらに固着した物質を含む静止した場），液体場（液体物質と可動な固体粒子），蒸気場（物質の蒸気，FP ガス）の3つの場でモデル化する。各場に含まれる成分の一覧をTable 1 に示す。1例として構造材場成分を考えると，燃料の内ペレット状のものと再固化したものを分け，さらに領域毎の濃縮度の違いを考慮するため fertile/fissile に分けている。又ペレット内のFPガスを結晶粒内と粒間に分け，質量的には合計9種の成分（密度成分と呼ぶ）を考慮することになる。一方，温度的には fertile/fissile は区別できず，又FPガスの内部エネルギーは無視し得ることから5種の成分（エネルギー成分と呼ぶ）を考えれば良いことになる。液体場および蒸気場に対しても考え方は同じであるが，燃料，スチールの固体粒子が液体場に含まれる点，ならびに蒸気場の温度が蒸気混合物に対して定義される点が特徴である。結局SIMMERで解くべき基礎方程式は，質量が23，運動量が2，エネルギーが12ということになるが，2相流モデルの観点からは2流体モデル的な取扱いであるといえる。計算体系は1次元，X-Y 2次元，又はR-Z 2次元で，後者に対する体系のイメージをFig.2 に示す。基礎方程式の係数となり方程式を関係付けているのが交換関数（又は構成方程式）と状態方程式である。基礎式の解法は部分ドナーセル差分を用いたIMF（implicit multifield）法を採用している。

次に交換関数モデルにつき説明する。SIMMERの過渡解析では溶融と固化により構造材場成分の質量が時間的に変化するため，先ず構造材場成分の配置を決定し成分間の熱伝達経路，面積，係数，および流路の等価直径を動的に評価する。次にSIMMERでは2相流の流動様式として分散液滴流（連続した蒸気流中を液体が液滴として流れる）を採用しているが，この時の液滴径を局所的な流動条件（例えば臨界We数，液滴間の合体等）から評価する。SIMMER-IIでモデル化されている交換関数を模式的にFig.3に示す。質量交換では，①固体成分の破損（必ずしも完全に溶融しなくても良い）による液体場への質量移行，②逆に液体成分の固化による固体場への質量移行，③燃料ペレットからのFPガスの放出，④液体-固体粒子間の質量移行，⑤蒸発-凝縮による気液間の質量移行（伝熱律速による非平衡簡易モデル）がモデル化されている。運動量交換では，①液体場，蒸気場と固体壁との摩擦（2相流圧損はMartinelliのmultiplier，固体粒子の存在による粘性増加効果も考慮），②気液間のドラッグ（ドラッグ係数を用いた関係式），③オリフィス圧損がモデル化されている。又，摩擦による熱発生も考慮される。最後にエネルギー交換は考え得る全ての成分間で計算される。使用される関係式は構造材成分間は熱伝導，壁と流体間にはNu数の関係式，液体成分間は液滴同志の衝突を考えた特殊なモデルとなっている。又気液間の伝熱は蒸発-凝縮により起こる。以上まとめると，SIMMER-IIの交換関数は摩擦係数，熱伝達係数の様な比較的簡単な工学的関係式（経験式）から非平衡の蒸発-凝縮モデルの様に非常に複雑なモデルまでを含み，さらに数値解を安定化するためiterativeに評価しなければならないモデルもある。

### 3.3 SIMMER の核計算モデル

SIMMERの核計算モデルは，多群のSn輸送，拡散，又は1点近似動特性のオプションが選択



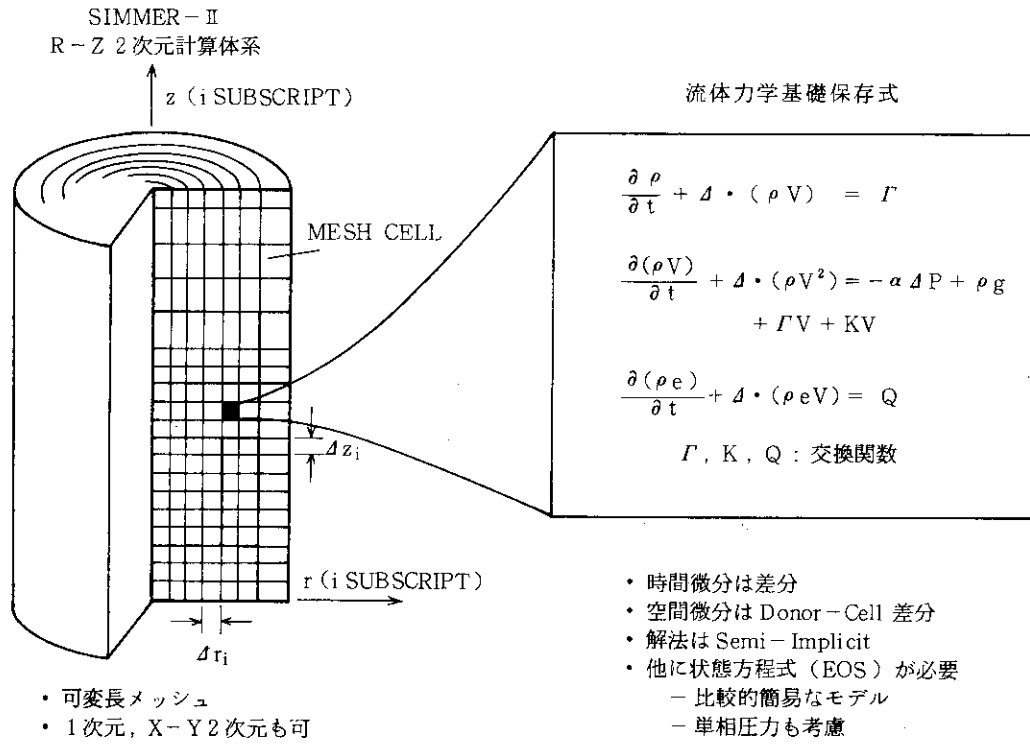


Fig. 2 SIMMER-IIの流体力学モデル

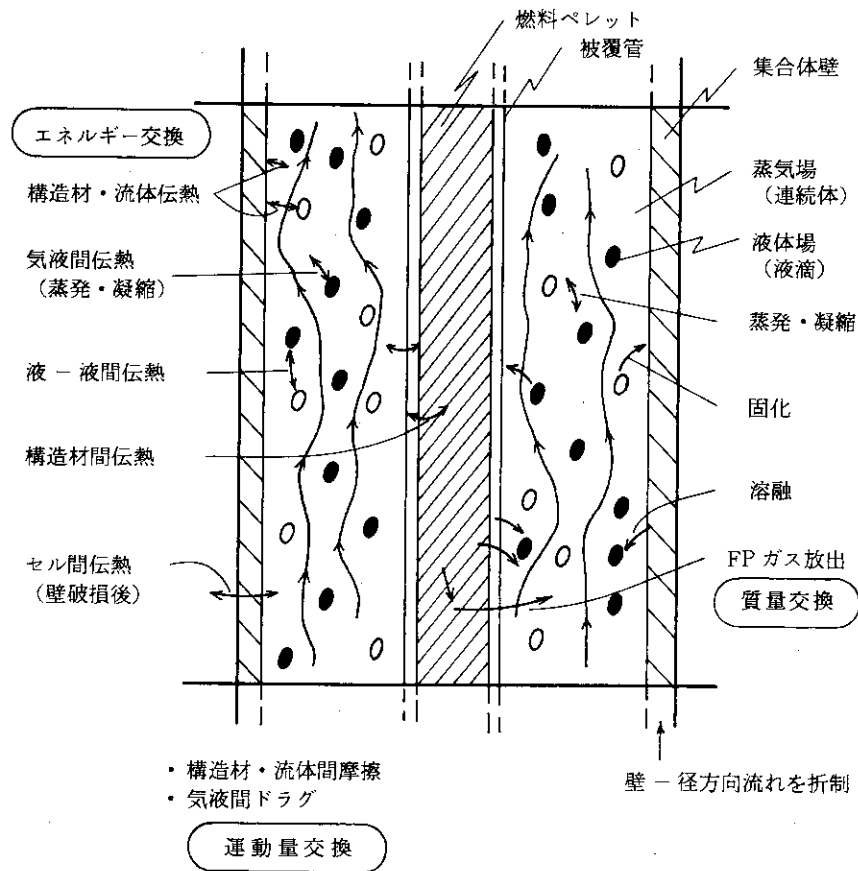


Fig. 3 SIMMER-IIの交換関数モデル

できる。1点近似動特性を使用する場合は、別途核計算と摂動計算により出力分布と反応度係数分布を計算しておく必要がある。一方空間依存の動特性オプションにおいては、流体力学計算で得られた物質分布と温度分布から直接中性子束分布（多群）が計算される。通常の核計算コードと同様に定常核計算を行なうことも可能で、臨界実験の解析、種々の体系での固有値評価等にも用いられている。時間依存の取扱いは準静的近似を用いる。

通常の核計算手法と異なるのは断面積の取扱いで、SIMMERの過渡計算では物質の組成と温度が時間的に変化することから、自己遮蔽の計算と実効巨視的断面積の評価を必要な時間点毎に行なう必要がある点である。そのため多群の核データライブラリ（CCCC形式）である無限希釈の微視的断面積と言わゆるf-テーブルとからBondarenkoの方法で実効巨視的断面積を計算する機能を内蔵している。

流体力学計算と核計算の結合は、Fig. 4に示すが、流体力学からは物質の組成と温度、核計算からは出力分布に関する情報がそれぞれ渡されることになる。

### 3.4 SIMMER 関連の周辺コード開発

第2章で述べた様にSIMMERによる炉心崩壊過程の計算は、起因過程の結果（例えばSAS 3Dによる）を受けた形で行なわれる。従ってSIMMER解析のための初期条件としてはSAS 3Dの計算結果を使う必要がある。ところが全く異なる幾何学的、物理的モデルから成る2つの大型コードの間のデータ転送は容易ではなく、数人月にも及ぶ膨大な作業量を要することになる。そこで動燃では両コードを自動結合するための接続コードであるSAMEの開発を進めてきた。Fig. 5にSAMEの概念を示すが、SAMEコードの処理も非常に複雑となり、それ自体もカード枚数18,000枚に及ぶ大型コードとなっている。現在もSAMEの改良作業を進めているが、本コードの開発により起因過程解析と炉心崩壊過程解析の自動的かつ効率的な結合が可能となった。

次に核計算システム、特に核データ処理システムであるが、動燃では2年前より、原研で作成されたJFS-3（JAERI Fast Set Version 3；JENDL-2をベースにした高速炉用の70群核データライブラリ）を標準ライブラリとして利用している。JFS-3を処理して各種安全解析コードに一貫性のある核データを供給するための核計算システムNEUSAFE<sup>3)</sup>を開発している。

その他に、SIMMERの計算結果を効率良く整理し、解釈し、文書化するための図形処理システムの開発も行なっている。汎用グラフィックスパッケージDISPLAを使用したコード群を中心に十数個のプログラムを開発・利用している。

## 4. SIMMER コードの適用解析と実験的検証

### 4.1 実機安全解析

SIMMER-IIによる実機安全評価の分野はHCDAの炉心崩壊過程における以下の3分野に集約できる。

- (1) 機械的炉心崩壊過程（disassembly phase）：即発臨界に達した炉心に出力バーストが生じ、短時間に熱発生、分散、炉停止が起る過程で、VENUS-PMコードとの良い対応が示されている。

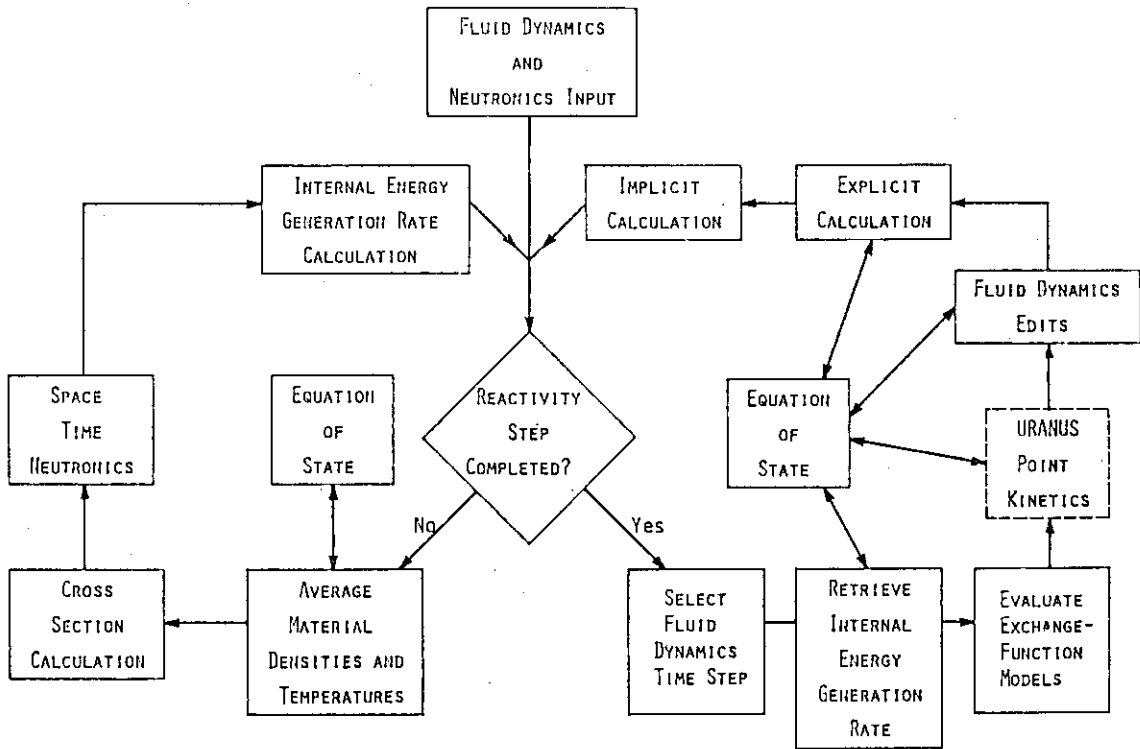


Fig. 4 SIMMERにおける核計算と流体力学計算の結合

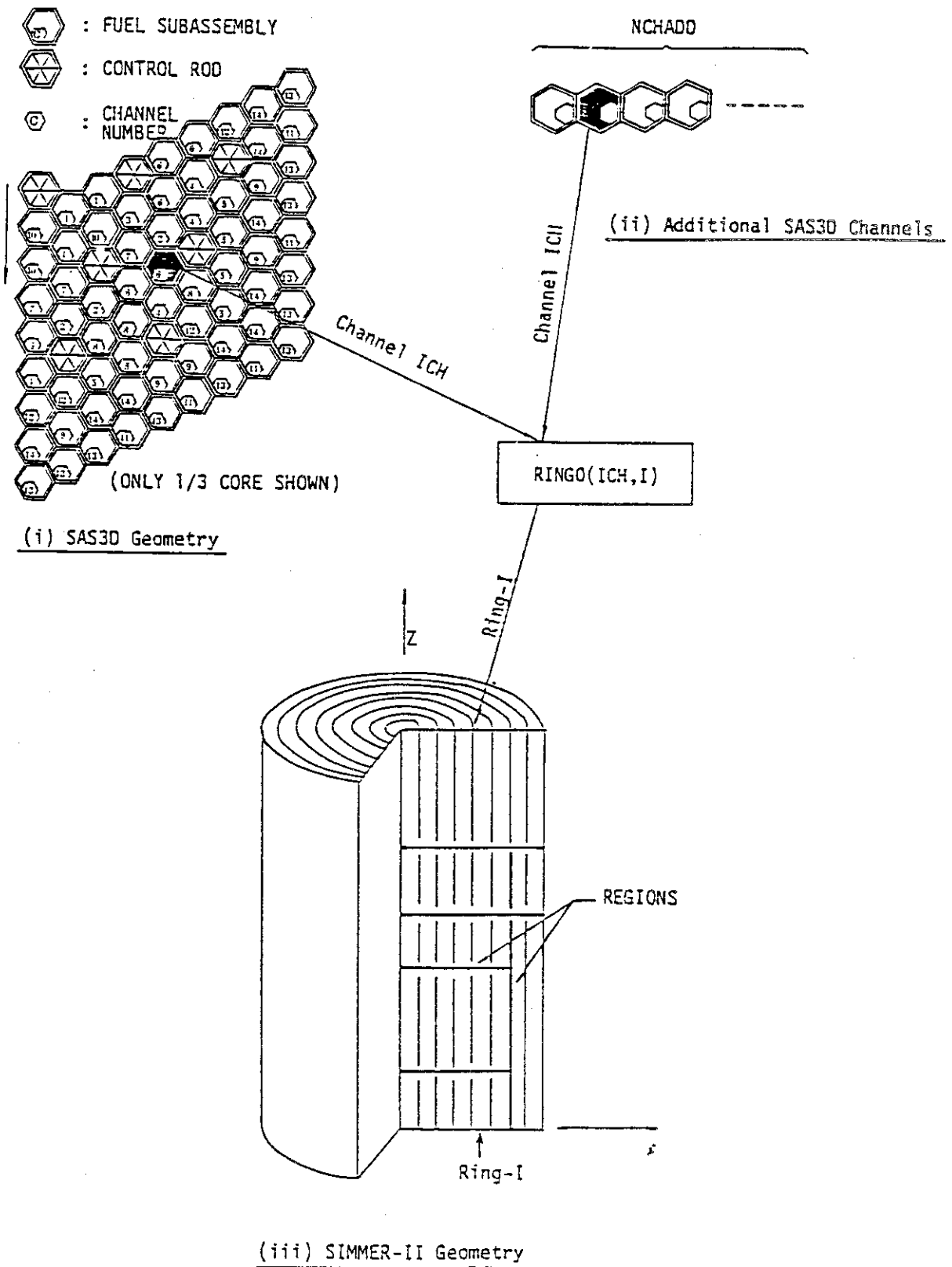


Fig. 5 SAMEコードによるSAS3D/SIMMER-IIの接続

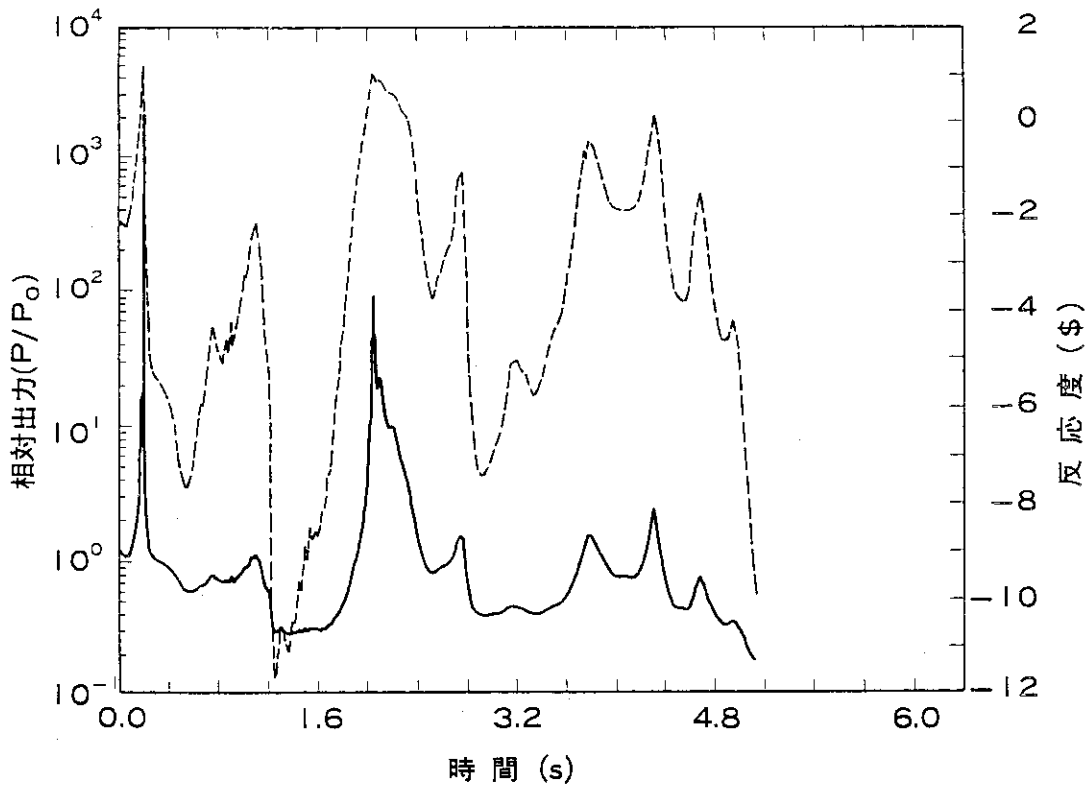


Fig. 6 SIMMER-IIによる全炉心崩壊過程解析例

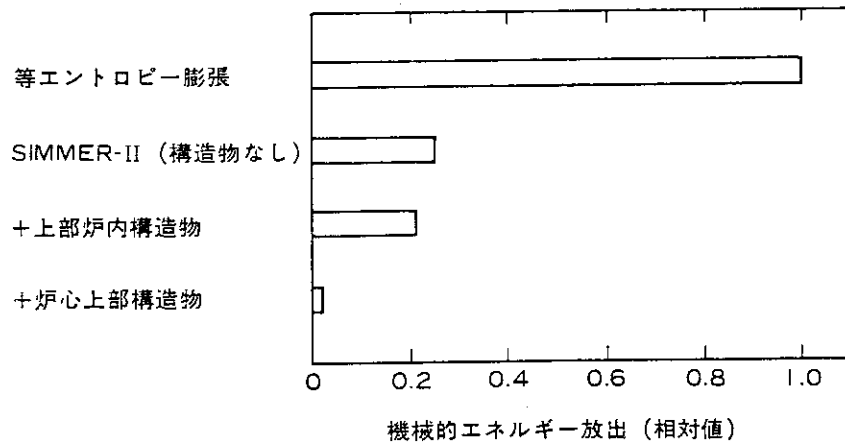


Fig. 7 SIMMER-IIによる炉心膨張過程の解析  
(固有の物理現象によるエネルギー低減)

- (2) 遷移過程 (transition phase) : 起因過程が energetic でない場合の比較的ゆっくりとした事故進展, 即ち炉心の核熱流挙動を再臨界の可能性を含め, 総合的に評価する。Fig. 6 に遷移過程解析結果の 1 例を示すが, 炉心物質の移動挙動に対応して, 炉心の核的状態の変化が計算されている。この過程の解析は SIMMER-II の開発により初めて可能となったが, 全炉心の解析に加えて, 集合体内の燃料移動, 炉心物質の固化挙動, 沸騰挙動, 崩壊炉心の核的挙動等多くの個別効果解析が実施されている。
- (3) 炉心膨張過程 (core expansion phase) : 出力バーストにより生じた高温の炉心が膨張することにより機械的エネルギーが発生する過程である。SIMMER-II の適用により, 機械的エネルギーが従来の評価値 (熱力学的簡易計算) に比べ大きく低減する可能性が示されている。計算結果の 1 例を Fig. 7 に示すが, 炉心物質からの熱損失, 炉心周辺構造物による炉心膨張の熱的流体力学的拘束により大幅なエネルギーの低減が達成されている。<sup>4)</sup>

#### 4.2 実験的検証の現状

SIMMER コードの計算対象である炉心崩壊過程は, 炉心が大規模に損傷 (又は溶融) する過程であるため, 炉心物質を用いた大型確証実験は事実上不可能である。小型実験でも炉心物質を用いた実験の例は少ない。このため, 模擬物質を用いた炉外実験, 小規模な炉内実験, 分離効果を調べるための各種実験の解析を通じて部分的あるいは段階的に検証を進めるという方法がとられる。又, 例えば水の二相流の研究と比べてみても, 現象の理解度, 実験データの量の何れも十分とは言えない現状にある。従って SIMMER の検証についても, 確証的な意味でその基本モデル, 構成モデルを信頼度を含めて評価し, best-estimate 解析を目指すことよりも, むしろそれ以前に事故シーケンスとそのコンシケンスを左右する支配的な現象に着目し, 実機評価における保守性を確認することを主目標としているのが現状である。

炉心膨張過程における SIMMER の検証では, 機械的にエネルギーの低減に寄与する熱流動現象に関する実験的検証が目的となる。これまで内外で実施された米国 SRI におけるモデル実験, LANL における USD 実験, 米国 Purdue 大学におけるモデル実験, 等の解析<sup>5)</sup> を通じて, 全体的な流体力学モデルの妥当性はほぼ検証されたと考えられる。現在の焦点は伝熱, 相変化等の rate processes に関する分野であり, 精力的に研究が進められている。

次に遷移過程における SIMMER の検証に関しては, 事故シナリオを決定する重要な現象に対する分離効果研究が中心となっている。特に, ①炉心からの燃料の分散過程に対応する炉心物質の放出・固化挙動, ②炉心部に形成される溶融・沸騰プールの挙動, ③崩壊炉心条件下における炉心の核的挙動, の 3 つの分野が重要となっている。これらの研究成果は, 実機安全解析における妥当性 (又は保守性) の確認, あるいは解析に際しての条件設定に利用される。

#### 5. SIMMER のベクトル化

SIMMER コードは元々は, LANL の CDC-7600 で開発され, 現在 CRAY, VAX, IBM, FACOM 機でも使用されている (コードのライブラリ自動にマシン選択のオプションが組込まれている)。開発に際してはベクトル化は全く意識していなかったため, 結論から言えばベクトル

化に向かないコードであると言える。CRAYでの利用も単にCFT用に変換しただけで、特にベクトル処理用に最適化を行なった訳ではない。

計算機自体の高速化により計算時間から来る制約は徐々に緩和されつつあるが、その一方で全炉心解析の様に計算時間（例えば1ケースの計算に数十時間を要する）が適用限界を決める例も依然として多く残されている。そこで昭和59年に動燃にFACOM VP-100（ベクトル計算機）が導入されたのを契機に、SIMMERのベクトル化の研究を開始した。先ずいくつかのテスト問題に対して、SIMMERの静的、動的な分析を行ない、ベクトル化の観点からのコードの特徴を検討した。その結果、①ベクトル化率が低い、②ベクトル長が短い、③再帰的なデータ参照を行なう解法の使用、④プログラム構造が非常に複雑、⑤コスト分布が問題依存である、等に必ずしもベクトル化に有利ではないことが判った。当然のことながら、いくつかの単純なサブルーチンを除いて、単にベクトルモードでコンパイルしただけでは計算効率の改善は見られなかった。

そこで、コストが比較的集中していて、かつベクトル化の効果が得られそうな主要サブルーチンに限定してプログラムの最適化を実施することとした。以下に現在に至るまでにベクトル化に成功したサブルーチンについてまとめる。

- (1) 断面積データの処理部：完全に独立した6重ループ構造（最内ループのベクトル長=2）を4重ループに結合し、最内ループのベクトル長を増加（ $I * J * \text{ISOTOP}$ ）することで最適化、約4倍の高速化を達成。
- (2) 輸送計算部の行列解法：SLOR法をchecker-board (odd even) SLOR法に変えることでベクトル化、約2倍の高速化を達成。
- (3) 流体力学部の行列解法：同上、2～3倍の高速化を達成。
- (4) 流体力学のimplicit計算部：DOループの徹底的な結合、分離、組換え、WRITE文、GO TO文の除去等により最適化。約2倍の高速化達成。
- (5) 輸送計算のinner iteration：hyper-plane法（対角スイープ）の採用による再帰構造の除去。約3倍の高速化を達成。現在FIXUPの処理を実施中。

以上の結果、個々のモジュール単位ではベクトル化の効果が出ているものの、コード全体の実行効率に関しては問題によっては2倍に満たない場合も多い。結論としては、SIMMERの様な多機能の汎用コードにおいては、開発の当初からベクトル化を意識しておかないと完成後の最適化は容易ではない。従って現在進めている国際共同開発においては、ベクトル化を前提としたコーディングを行なう計画である。

## 6. 結 言

以上の章で、FBRの安全解析コードSIMMERについてそのモデルの概要、適用例、実験的検証の現状について簡単に紹介した。SIMMERコード開発の最大の成果は、従来余りにも現象が複雑であるため簡易評価に頼っていた炉心崩壊過程の事故シーケンスが総合的に解析し得る様になったという点である。しかしながら、評価における信頼度の向上を計るべく、実験的検証、モデル改良の努力をさらに続ける必要がある。そのため海外との情報交換をさらに密にして、HCDAの炉心崩壊過程における現象解明とコード開発の面でも、1984年10月より国際協力の下

での本格的なSIMMER改良の両方で、計算効率と精度の改善、適用範囲の大幅な拡大を目標とした共同開発を実施しており、将来はSIMMER-IIの次世代のコードシステムとして確立して行く計画である。

#### 参考文献

- (1) 原子力におけるソフトウェア開発研究会報告書, JAERI-M 85-017, (1985年3月).
- (2) 原子力安全委員会: 高速増殖炉の安全性評価の考え方について, (1980年11月).
- (3) 石川 他: FBR安全解析のための標準核計算システム(NEUSAFE)の開発, 日本原子力学会, 昭和60年年会, (1985年3月).
- (4) 福田 他: SIMMER-IIコードによるHCDA時の機械的エネルギー低減効果の解析, 日本原子力学会, 昭和59年秋の分科会, (1984年10月).
- (5) 近藤: 炉心膨張過程のエネルギー低減に関するSIMMERコードの実験的検証の現状, 日本原子力学会, 昭和60年秋の分科会, (1985年10月).



## 6. 二相流研究の現状と課題

石井 護\*

### 6. Fundamentals and Recent Developments in Two-Phase Flow Modelings

Mamoru ISHII (Argonne National Laboratory)

Contents of this report are as follows:

- (1) Two-phase model formulation
- (2) Interface shear
  - . Drag coefficient
  - . Virtual mass force
- (3) Quasi one-dimensional form
  - . Modification of relative velocity
  - . Interfacial shear and void gradient
  - . Various covariance terms
- (4) Interfacial area concentration
- (5) Inverted annular flow (Hydrodynamics)
  - . Flow regime transition
  - . Droplet size
- (6) Required further research.

---

\*アルゴンヌ国立研究所, 原子力データセンタの招聘による。

RELEVANCE OF THE PROBLEM

NEED FOR { BASIC MATHEMATICAL FORMULATION  
          { VARIOUS CONSTITUTIVE RELATIONS

APPLICATIONS

POWER SYSTEMS: NUCLEAR REACTORS (BWR, PWR, LMR)  
                  BOILERS, EVAPORATORS  
                  GEOTHERMAL ENERGY PLANTS

HEAT TRANSFER SYSTEMS: HEAT EXCHANGERS, EVAPORATORS, CONDENSORS  
                          SPRAY COOLING, DRYERS, FILM COOLING  
                          HEAT PIPES, HEAT STORAGE BY FUSION

GEO-METEOROLOGICAL PHENOMENA: SEDIMENTATION, SOIL EROSION,  
                                  SOIL TRANSPORT BY WIND, WAVES  
                                  SNOW DRIFTS, SAND DUNE, RAIN DROPS,  
                                  ICE FORMATION AND DRIFT, FLOODING  
                                  CLOUDS, FALLOUT

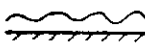
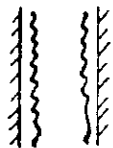

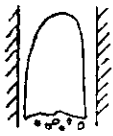

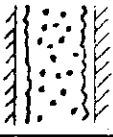

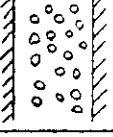


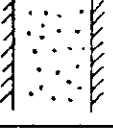
PROCESS SYSTEMS

TRANSPORT SYSTEMS

ENVIRONMENTAL CONTROL


BIOLOGICAL SYSTEMS

Classification of Two-phase Flow

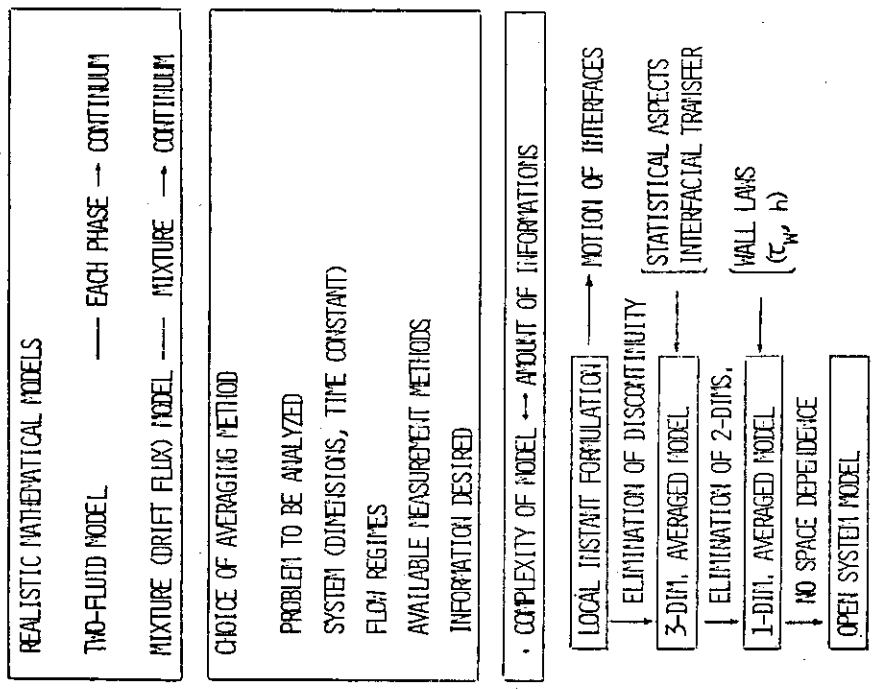
Class	Typical Regimes	Geometry	Configuration
Separated Flow	Film Flow		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Liquid Film in Gas</li> <li>• Vapor Film in Liquid</li> </ul>
	Annular Flow Inverted Annular Flow		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Gas Core and Liquid Film</li> <li>• Liquid Core and Gas Film</li> </ul>
	Jet Flow		<ul style="list-style-type: none"> <li>• Liquid Jet in Gas</li> <li>• Gas Jet in Liquid</li> </ul>
Mixed Flow	Slug Flow		Large Slug Bubble in Liquid
	Churn-Turbulent Flow		Unstable (Churning) Large and Small Bubbles in Liquid
	Annular-Mist Flow		Gas Core with Entrained Droplet and Liquid Film
	Inverted Churn Flow		Large Unstable Liquid Slug and Small Droplets in Gas
Dispersed Flow	Bubbly Flow		Gas Bubbles in Liquid
	Cap Bubble Flow		Cap Bubbles in Liquid
	Droplet Flow		Liquid Droplets in Gas
	Particulate Flow		Solid Particles in Gas or Liquid

CHARACTERISTIC OF TWO-PHASE FLOW

EXISTENCE OF (MOVING) INTERFACES  
INTERVAL DISCONTINUITIES OF VARIABLES

SINGLE-PHASE FLOW	TWO-PHASE FLOW
INTEGRAL BALANCE OF MASS MOMENTUM ENERGY	 FOR SUBREGIONS
LEIBNITZ RULE (INTEGRAL ↔ DIFFERENTIAL)	INTERFACIAL JUMP CONDITION
EULERIAN DIFFERENTIAL BALANCE CONTINUITY EQ. MOMENTUM EQ. ENERGY EQ.	AVERAGING
CONSTITUTIVE EQ. STRESS HEAT FLUX STATE	FLUIDS INTERFACES

TWO-PHASE FLOW MODELS FROM AVERAGING



IMPORTANT ASPECTS OF SOME AVERAGING METHODS

EULERIAN TIME AV.:

- 3-DIM.
- CONSTITUTIVE LAWS → WALL LAWS
- TURBULENT FLOW

EULERIAN VOLUME AV.:

- SMALL VOLUME { 3-DIM. DISPERSED FLOW  
POROUS MATERIALS
- LARGE VOLUME → OPEN SYSTEM EQ.

EULERIAN AREA AV.:

- 1-DIM.
- WALL LAWS TO BE SUPPLIED
- APPLIED TO { COMPRESSIBLE FLOW  
PIPE FLOW  
OPEN CHANNEL FLOW  
FILM FLOW  
B.L. INTEGRAL METHOD

EULERIAN STATISTICAL AV.:

EMPIRICAL CORRELATIONS  
TURBULENT FLOW

EULERIAN TIME-AREA AV.:

1-DIM. TURBULENT FLOW

EULERIAN LINE AV.:

VOID MEASUREMENT

LAGRANGIAN TIME AV.:

PARTICLE DYNAMICS

BOLTZMANN STATISTICAL AV.:

DISPERSED FLOW

RELATION BETWEEN MEASUREMENT AND AVERAGING

VOID MEASUREMENT

VOLUME AVERAGING

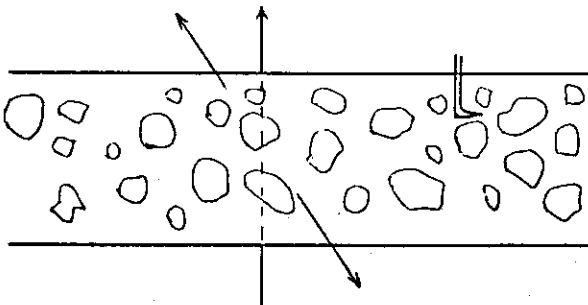
- QUICK CLOSE VALVES
- VOLUME SWELLING
- STATIC HEAD (LOW FLOW)

AREA OR SEGMENT AVERAGING

- Y - RAY } ATTENUATION
- X - RAY }
- NEUTRON SCATTERING

LOCAL TIME AVERAGING

- OPTICAL PROBE
- RESISTIVE PROBE
- MICROTHERMOCOUPLE  
(SINGLE COMPONENT)



DRIFT FLUX MODEL

CONSERVATION LAWS	$\left\{ \begin{array}{l} \text{MIXTURE CONTINUITY EQ.} \\ \text{MIXTURE MOMENTUM EQ.} \\ \text{MIXTURE ENERGY EQ.} \end{array} \right.$ VAPOR CONTINUITY EQ. ( $\alpha$ )
-------------------	-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

---

MOTION	—————→	MIXTURE MOMENTUM EQ. ( $\psi_M$ )
RELATIVE MOTION	—————→	KINEMATIC CONSTITUTIVE RELATION ( $\psi_R$ )

---

THERMAL NONEQUILIBRIUM	
1. PHENOMENOLOGICAL:	$\Gamma_G = \Gamma_G (q_w'', p, \alpha, \dots)$
2. MECHANISTIC	—————→ PHASE ENERGY EQUATION
	1) LIQUID 2) VAPOR 3) BOTH PHASES

---

APPLICATION	STRONGLY COUPLED TWO PHASES ↓ MOST TWO-PHASE FLOWS (LARGE L/D)
	EXCEPT: $\left\{ \begin{array}{l} \text{INJECTION} \\ \text{ENTRANCE} \\ \text{RAPID TRANSIT} \\ \text{SMALL L/D} \end{array} \right. \rightarrow \text{VESSELS}$

Two-FLUID MODEL

- STRUCTURED FLOW WITH { INTERFACES  
INTERFACIAL DISCONTINUITIES

AVERAGING →

↓  
TWO COEXISTING CONTINUA

- 3 FIELD EQUATIONS FOR EACH PHASE

{ MASS  
MOMENTUM  
ENERGY

- TRANSFER MECHANISMS

↓  
CLOSURE RELATIONS

{ MEAN FLUID TRANSFER -- DIFFUSION, TURBULENT  
INTERFACIAL TRANSFER -- GEOMETRY OF INTERFACE

- IMPORTANCE OF MODEL

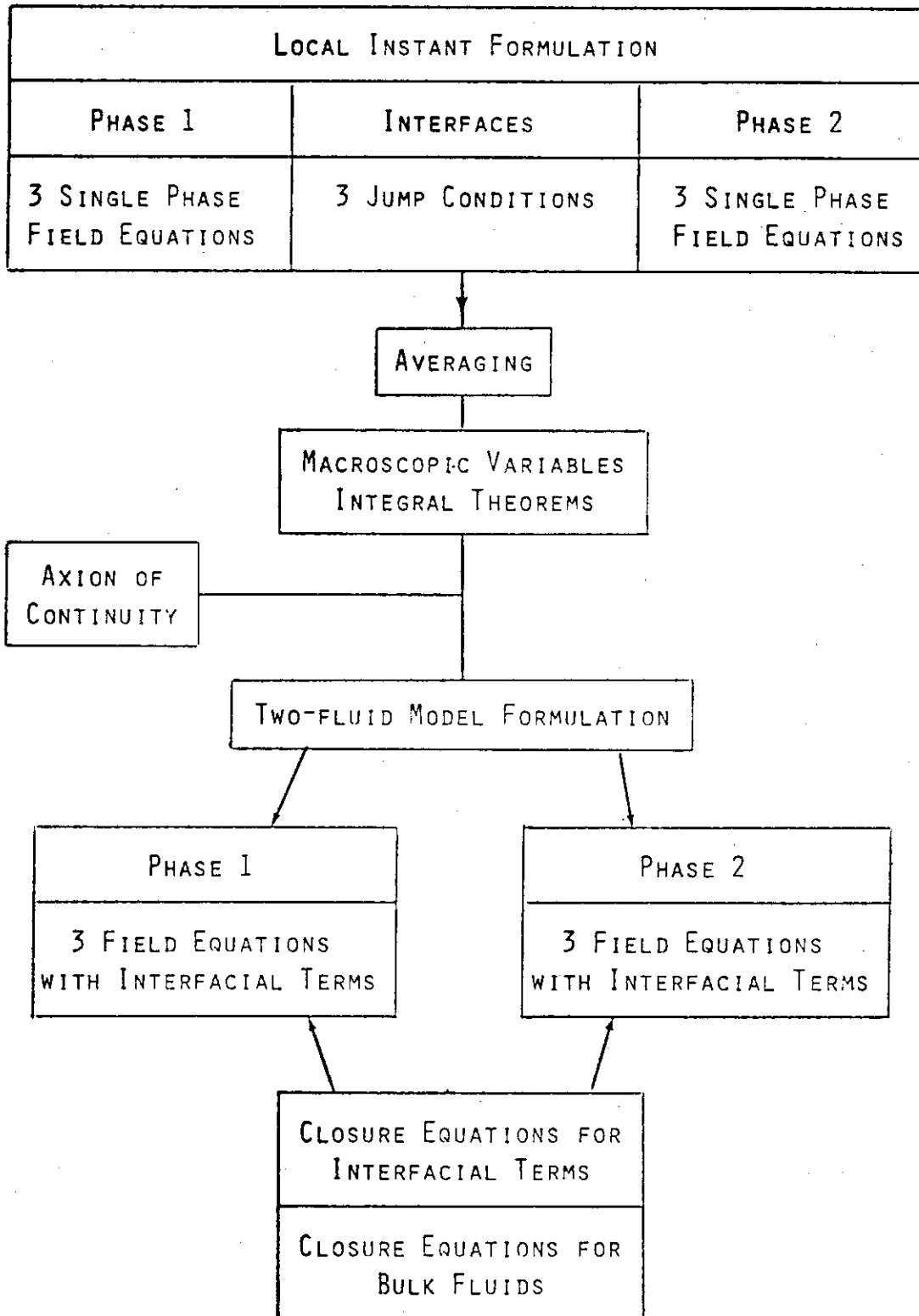
DESCRIPTION OF DYNAMIC INTERACTION OF PHASES

{ TRANSIENT  
ENTRANCE  
FLOW REGIME TRANSITION

DESCRIPTION OF NONEQUILIBRIUM MASS AND ENERGY TRANSFER

LOCATION OF PHASES

FORMULATION OF TWO-FLUID MODEL





TWO-FLUID MODEL FORMULATION

CONTINUITY EQUATION

$$\frac{\partial \alpha_K \rho_K}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_K \rho_K \vec{V}_K) = \Gamma_K$$

$$\sum \Gamma_K = 0$$

ENERGY EQUATION (ENTHALPY)

$$\frac{\partial \alpha_K \rho_K H_K}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_K \rho_K H_K \vec{V}_K) = - \nabla \cdot \alpha_K (\vec{q}_K + \vec{q}_K^T)$$

$$+ \alpha_K \frac{D_K}{Dt} P_K + H_{KI} \Gamma_K + \frac{q''_{KI}}{L_S} + \phi_K$$

$$\sum (\Gamma_K H_{KI} + q''_{KI}/L_S) = 0$$

MOMENTUM EQUATION

$$\frac{\partial \alpha_K \rho_K \vec{V}_K}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_K \rho_K \vec{V}_K \vec{V}_K = - \alpha_K \nabla P_K + \alpha_K \rho_K \vec{G}$$

$$+ \nabla \cdot \alpha_K (\vec{\tau}_K + \vec{\tau}_K^T)$$

$$+ \vec{M}_{IK} - \tau_I \cdot \nabla \alpha_K + \vec{V}_{KI} \Gamma_K$$

$$\sum \vec{M}_{IK} = 0$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{INTERFACIAL FORCE } \vec{M}_{IK}^D = \vec{M}_{IK} - \tau_I \cdot \nabla \alpha_K \\ \vec{M}_{IK} = \text{DRAG FORCE} + \text{VIRTUAL MASS FORCE} + \text{BASSET FORCE} \end{array} \right.$$

TRANSIENT FORCE

IMPORTANCE OF INTERFACIAL AREA CONCENTRATION

- INTERFACIAL TRANSFER  $\sim A_I \times$  (DRIVING FORCE)

$A_I$ ; 1ST ORDER GEOMETRICAL EFFECT

( $A_I$  IS LARGER  $\longrightarrow$  THERMAL AND MECHANICAL EQUILIBRIUM)

DRIVING FORCE;  $\left\{ \begin{array}{l} \text{TURBULENCE} \\ \text{INTERFACIAL MOTION} \\ \text{DRIVING POTENTIAL } \Delta T, \Delta P, \Delta \vec{v} \text{ ETC.} \\ \text{2ND ORDER GEOMETRICAL EFFECT} \\ (\alpha, A_I, \text{SHAPE FACTOR ETC.}) \end{array} \right.$

- INTERFACIAL TRANSFER

$\left\{ \begin{array}{ll} \text{MASS TRANSFER} & \Gamma_K = A_I \bar{M}_K \\ \text{MOMENTUM TRANSFER} & \dot{M}_{IK}^D + v_{KI} \Gamma_K = A_I (\tau_K^D + v_{KI} \bar{M}_K) \\ \text{ENERGY TRANSFER} & q_{KI}''/L_S + H_{KI} \Gamma_K = A_I (q_{KI}'' + H_{KI} \bar{M}_K) \end{array} \right.$

$\left\{ \begin{array}{ll} \text{INTERFACIAL FORCE} & \tau_K^D \sim (v_1 - v_2) \quad , \quad \frac{D}{DT} (v_1 - v_2) \text{ ETC.} \\ \text{INTERFACIAL HEAT FLUX} & q_{KI}'' \sim (T_1 - T_2) \end{array} \right.$

$\bar{M}_K \longrightarrow$  EQUIVALENT TO GIVE  $q_{1I}''$  AND  $q_{2I}''$

$$\sum_K A_I (q_{KI}'' + H_{KI} \bar{M}_K) = 0$$

$$H_{KI} = H_{K(\text{SAT})}$$

NECESSARY INTERFACIAL CONSTITUTIVE RELATIONS

- INTERFACIAL AREA CONCENTRATION  $A_I$

$A_I$  DEPENDS ON  $\left\{ \begin{array}{l} \text{TWO-PHASE FLOW REGIMES} \\ \text{VOID FRACTION} \\ \text{PARTICLE SIZE DISTRIBUTION} \end{array} \right.$

- MOMENTUM INTERACTION

$\left\{ \begin{array}{l} \text{DRAG FORCE} \\ \text{VIRTUAL MASS FORCE} \\ \text{BASSET FORCE} \end{array} \right. \tau_K^D$

INTERFACIAL SHEAR

INTERFACIAL VELOCITY  $V_{KI}$

- HEAT TRANSFER CORRELATION  $H_{KI}$

$$q''_{KI} = H_{KI} (T_I - T_K)$$

SINGLE PARTICLE SYSTEM

$$\begin{cases} C_{D\infty} = C_{D\infty}(N_{RE\infty}) \\ N_{RE\infty} \equiv \frac{2\gamma \rho}{D_C} \frac{|v_{R\infty}|}{\mu_C} \end{cases}$$

SIMILARITY HYPOTHESIS (II)

$$C_D = C_{D\infty}(N_{RE})$$

MULTIPARTICLE SYSTEM

$$C_D = C_D(N_{RE})$$

$$N_{RE} \equiv \frac{2\gamma \rho}{D_C} \frac{|v_R|}{\mu_M}$$

SIMILARITY HYPOTHESIS (I)

$\mu_M$ ; MIXTURE VISCOSITY

$v_R$ ; RELATIVE VELOCITY (CHURN  $\rightarrow$  DRIFT VEL.)

$$\frac{\mu_M}{\mu_C} = \left(1 - \frac{\alpha_D}{\alpha_{DM}}\right) 2.5\alpha_{DM} (\mu_D + 0.4\mu_C) / (\mu_D + \mu_C)$$

TABLE I. Local Drag Coefficients in Multiparticle System

	Fluid Particle System		Drop in Gas	Solid Particle System
	Bubble in Liquid	Drop in Liquid		
Viscosity Model	$\frac{\mu_m}{\mu_c} = \left(1 - \frac{\alpha_d}{\alpha_{dm}}\right)^{-2.5} \alpha_{dm} \mu^*$ $\mu^* = \frac{\mu_d + 0.4\mu_c}{\mu_d + \mu_c}$			
Max. Packing $\alpha_{dm}$	$\sim 1$	$\sim 1$	$0.62 \sim 1$	$\sim 0.62$
$\mu^*$	0.4	$\sim 0.7$	1	1
$\frac{\mu_m}{\mu_c}$	$(1-\alpha_d)^{-1}$	$(1-\alpha_d)^{-1.75}$	$\sim (1-\alpha_d)^{-2.5}$	$\left(1 - \frac{\alpha_d}{0.62}\right)^{-1.55}$
Stokes Regime $C_D$	$C_D = 24/N_{Re} \quad \text{where } N_{Re} = 2r_d^2 v_r / \mu_m$			
Viscous Regime $C_D$	$C_D = 24 (1 + 0.1 N_{Re}^{0.75}) / N_{Re}$			
Newton's Regime $C_D$	$C_D = 0.45 \left\{ \frac{1 + 17.67 [f(\alpha_d)]^{6/7}}{18.67 f(\alpha_d)} \right\}^2$			
Distorted Particle Regime $C_D$	$C_D = \frac{4}{3} r_d \sqrt{\frac{\sigma \Delta \rho}{\sigma}} \left\{ \frac{1 + 17.67 [f(\alpha_d)]^{6/7}}{18.67 f(\alpha_d)} \right\}^2$			
Churn-Turbulent Flow Regime $C_D$	$f(\alpha_d) = (1-\alpha_d)^{1.5} \quad (1-\alpha_d)^{2.25} \quad (1-\alpha_d)^3$			
Slug Flow $C_D$	$C_D = \frac{8}{3} (1-\alpha_d)^2$ $C_D = 9.8 \cdot (1-\alpha_d)^3$			

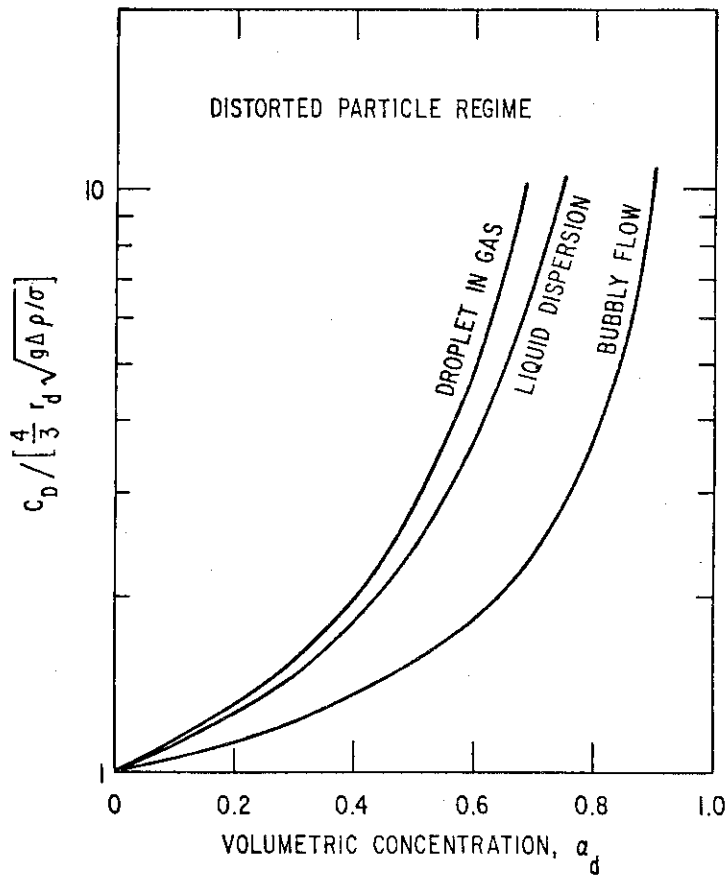
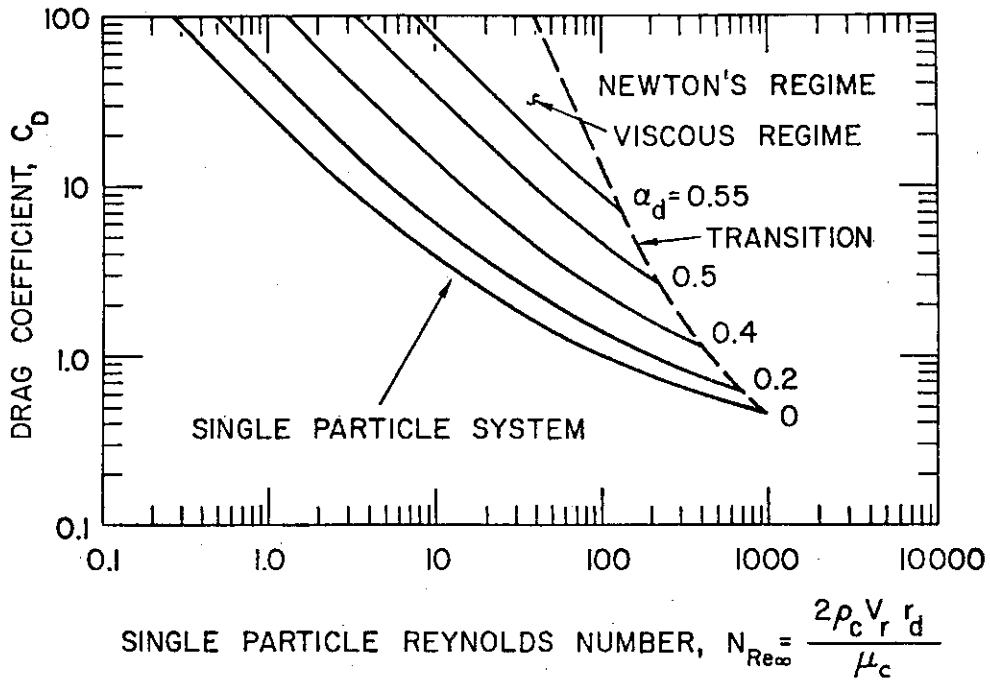


FIGURE 19

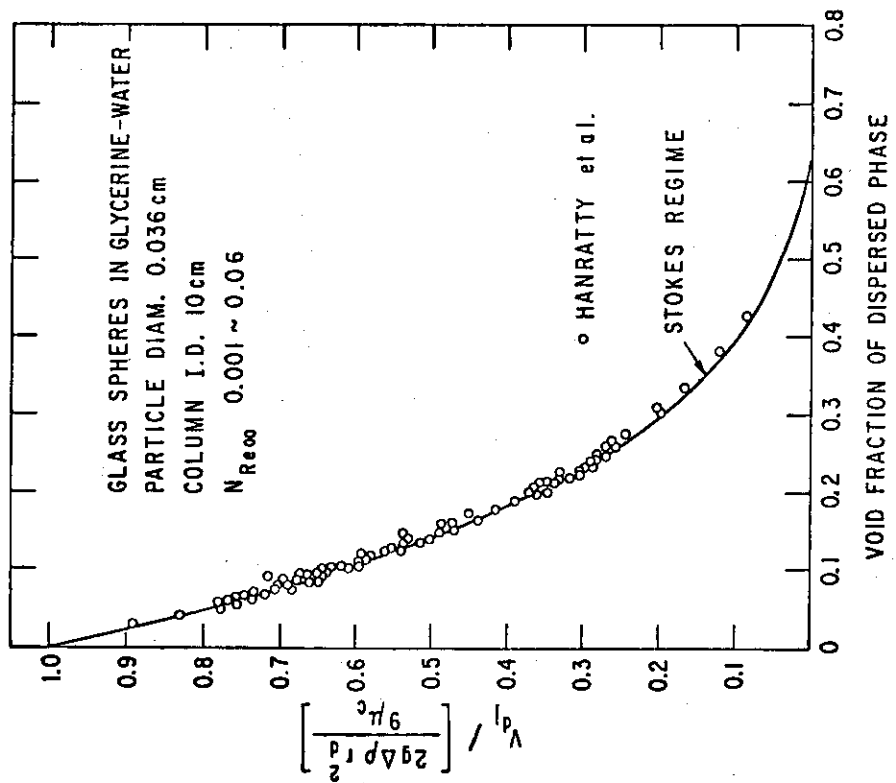
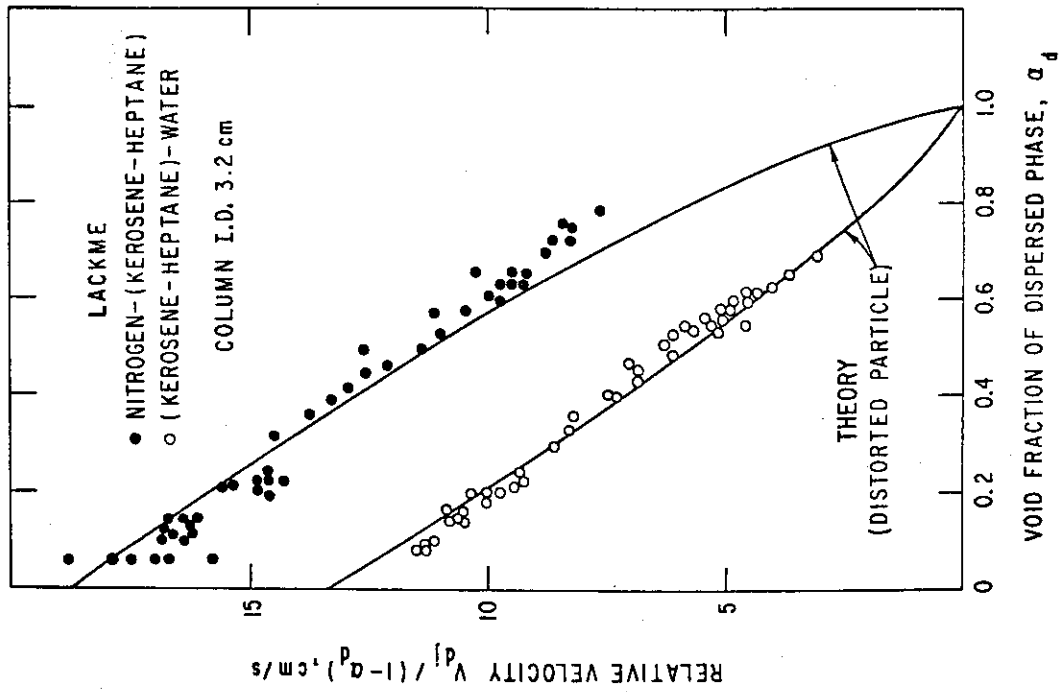


FIGURE 20

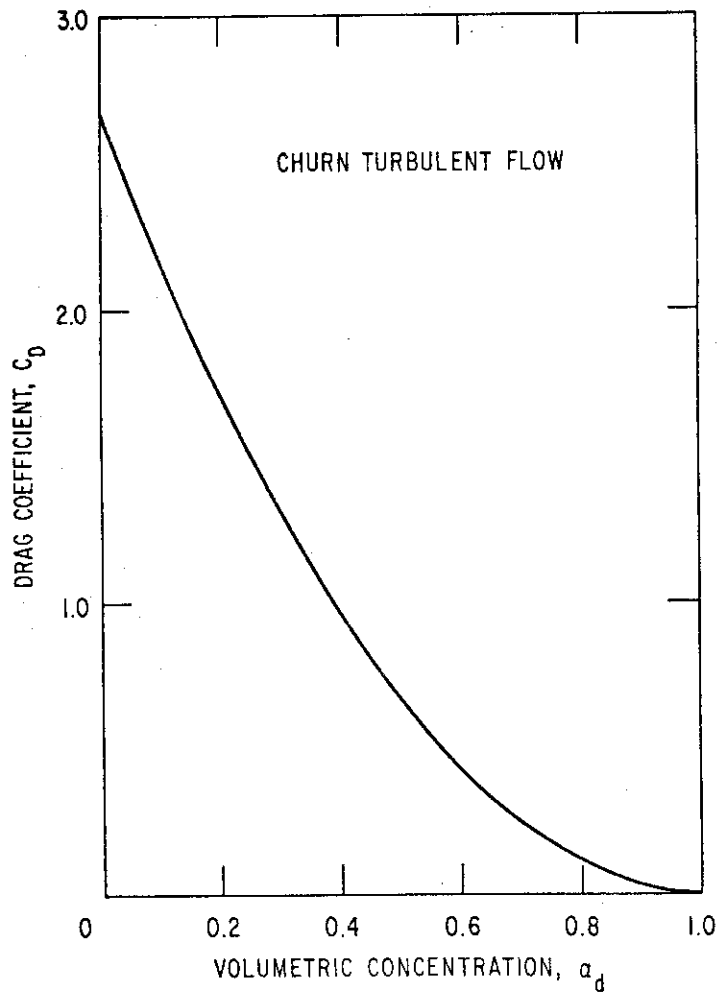
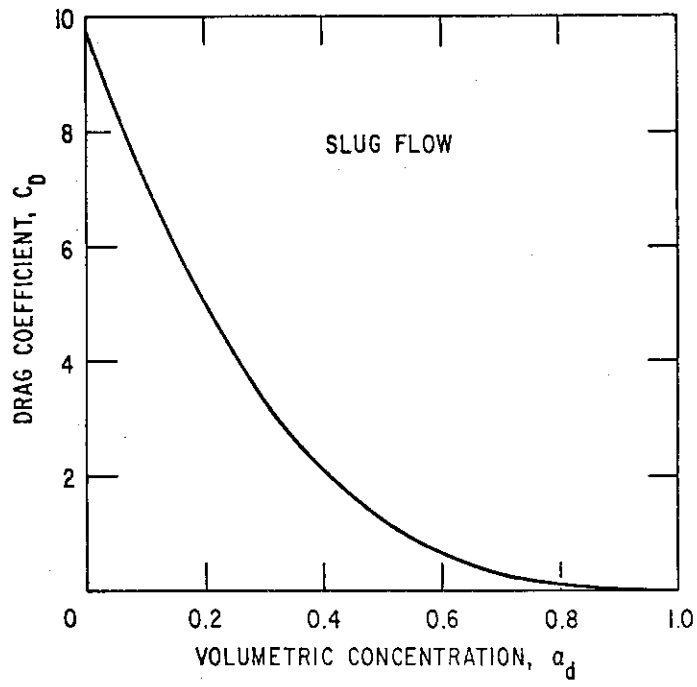
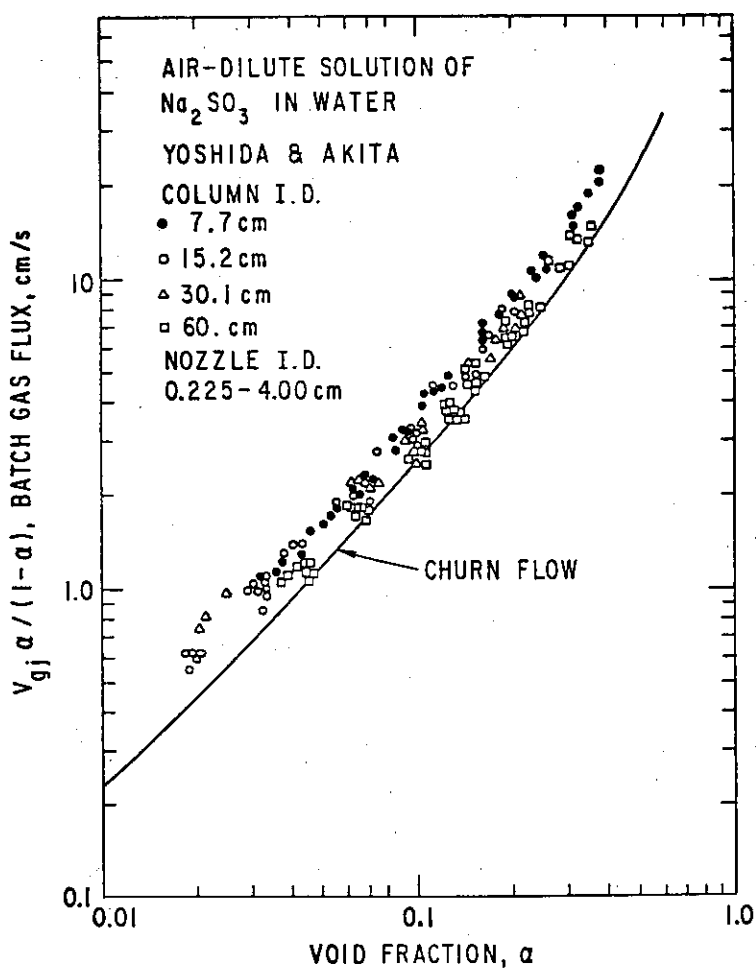


FIGURE 21



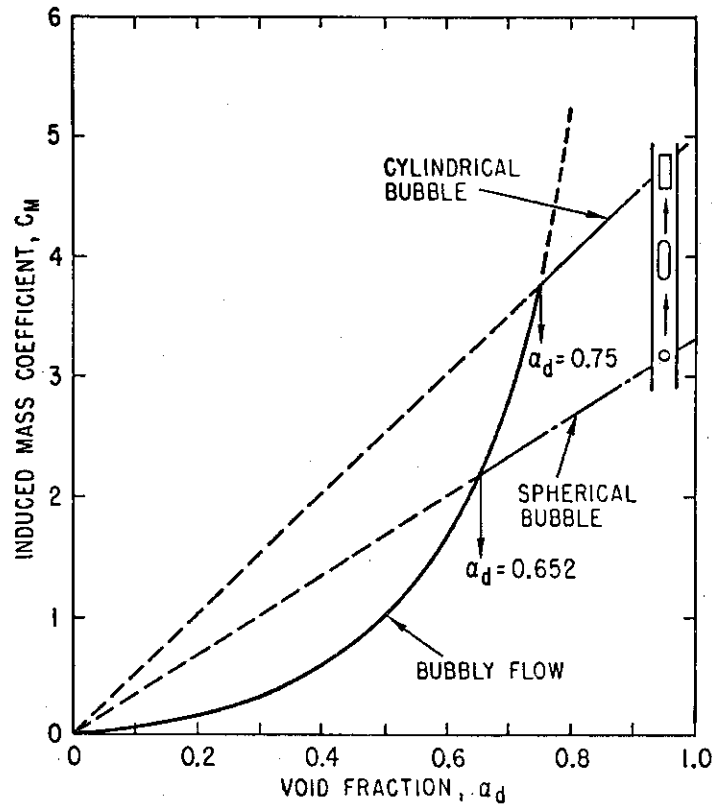


VIRTUAL MASS FORCE

- i) ZUBER ; EFFECT OF VOID FRACTION
- ii) LAHEY ET AL. ; FRAME INDIFFERENCE CONDITION
- iii) LIMITING CONDITION OF  $\alpha_D \rightarrow 0$

$$\alpha_D \bar{F}_V / B_D = -\frac{1}{2} \alpha_D \frac{(1 + 2\alpha_D)}{(1 - \alpha_D)} \rho_C \left[ \frac{D_D \bar{v}_R}{Dt} - \bar{v}_R \cdot \nabla \bar{v}_C \right]$$

RESULT: AGREES WITH MOKEYEV'S EXPERIMENT  
 [ ELECTROHYDRODYNAMIC ANALOG METHOD ]



ONE DIMENSIONAL TWO-FLUID MODEL

- LOCAL RELATIVE VELOCITY  $\rightarrow$  DRAG FORCE

- SLIP DUE TO  $\alpha$  AND  $v$  PROFILES

↓  
IT SHOULD BE BUILT INTO MODEL

↓  
MODIFICATION OF DRAG FORCE TERM

No LOCAL SLIP  $\rightarrow$  SLIP DUE TO PROFILES

- COVARIANCE TERMS

MOMENTUM CONVECTIVE FLUX

ENERGY CONVECTIVE FLUX

- EFFECT OF INTERFACIAL SHEAR AND VOID GRADIENT  
( $\tau_I \cdot \nabla \alpha_K$ )

{ SEPARATED FLOW  $\rightarrow$  INTERFACIAL SHEAR  
{ DISPERSED FLOW  $\rightarrow$  ADDITIONAL FORCE

QUASI ONE-DIMENSIONAL DRAG LAW

$$\langle \alpha_D F_D / B_D \rangle = - \langle \frac{3}{8} \alpha_D C_D \rho v_R |v_R| \rangle$$

IF  $\left\{ \begin{array}{l} v_R = \langle v_R \rangle \\ \text{OR LOCAL SLIP IS SMALL} \end{array} \right. ; \text{ SERIZAWA'S DATA}$

$$\langle \alpha_D F_D / B_D \rangle = - \frac{3}{8} \langle \alpha_D \rangle C_D \rho \langle v_R \rangle | \langle v_R \rangle |$$

WHERE  $\left\{ \begin{array}{l} \langle v_R \rangle = \frac{1 - \langle \alpha_D \rangle C_0}{1 - \langle \alpha_D \rangle} \langle \langle v_G \rangle \rangle - C_0 \langle \langle v_F \rangle \rangle \\ C_0 = 1.2 - 0.2 \sqrt{\rho_G / \rho_F} \end{array} \right.$

INTERFACIAL SHEAR TERM

• SEPARATED FLOW

$$\langle -\nabla \alpha \cdot \tau_I \rangle_Z = - \frac{F_I}{A} \tau_{GI}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \tau_{GI} = \frac{F_I}{2} \rho_G \bar{v}_R |\bar{v}_R| \\ \bar{v}_R = \langle \langle v_G \rangle \rangle - \langle \langle v_F \rangle \rangle \\ F_I = 0.005 \left[ 1 + 300 \frac{\delta}{D} \right] \end{array} \right.$$

LOW ENTRAINMENT  $\frac{\delta}{D} \sim \frac{(1-\alpha)}{4}$

• DISPERSED FLOW

FROM THE ASSUMED POWER LAW DISTRIBUTION

$$\langle -\nabla \alpha_D \cdot \tau_I \rangle_Z = - \frac{4\tau_W}{D} \langle \alpha_D \rangle C_\tau$$

WHERE

$$C_\tau = \frac{N+2}{N+1+M} = 1.0$$

$$\tau_I \sim \tau_W \left( \frac{R}{R_W} \right)^M ; \frac{\alpha_D}{\alpha_{DW}} = 1 - \left( \frac{R}{R_W} \right)^N$$

SLIDES OF INVERTED ANNULAR FLOW

COVARIANCE TERMS

- $\langle \alpha_K \rho_K v_K \psi_K \rangle \neq \langle \alpha_K \rangle \rho_K \langle \langle v_K \rangle \rangle \langle \langle \psi_K \rangle \rangle$

WHERE

$$\left\{ \begin{array}{l} \langle F \rangle = \frac{1}{A} \int_A F dA \\ \langle \langle F_K \rangle \rangle = \frac{\langle \alpha_K F_K \rangle}{\langle \alpha_K \rangle} \end{array} \right.$$

$\rho_K$ ; ASSUMED TO BE UNIFORM

- $\text{COV}(\alpha_K \rho_K v_K \psi_K) \equiv \langle \alpha_K \rho_K \psi_K (v_K - \langle \langle v_K \rangle \rangle) \rangle$



NEED OF CONSTITUTIVE RELATION FOR COVARIANCE

INTRODUCTION OF DISTRIBUTION PARAMETER

$$C_{\psi_K} \equiv \frac{\langle \alpha_K \rho_K \psi_K v_K \rangle}{\langle \alpha_K \rangle \rho_K \langle \langle \psi_K \rangle \rangle \langle \langle v_K \rangle \rangle}$$

- FROM ASSUMED PROFILES OF  $\alpha$ ,  $v_K$ ,  $\psi_K \rightarrow C_{\psi_K}$

(1) MOMENTUM FLUX

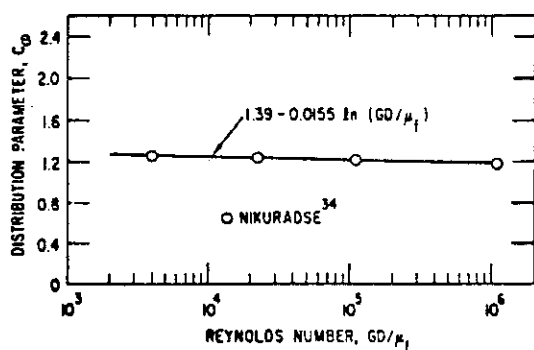
$$\text{BUBBLY FLOW} \quad \begin{cases} C_{VG} = 1 + 0.5 (C_0 - 1) \\ C_{VF} = 1 + 1.5 (C_0 - 1) \end{cases}$$

$$\text{ANNULAR FLOW} \quad \begin{cases} C_{VK} = 1.02 \text{ (TURBULENT FLOW)} \\ C_{VK} = 1.33 \text{ (TURBULENT FLOW)} \end{cases}$$

(2) ENTHALPY FLUX

$$C_{HK} \approx 1.0$$

- IN GENERAL  $T_K \approx T_{SAT}$



$$C_0 = C_\infty - (C_\infty - 1)\sqrt{\rho_g/\rho_f}$$

$\Gamma_g > 0$ , we obtain

$$C_0 = \begin{cases} (1.2 - 0.2 \sqrt{\rho_g/\rho_f})(1 - e^{-18\langle\alpha\rangle}); & \text{round tube;} \\ (1.35 - 0.35 \sqrt{\rho_g/\rho_f})(1 - e^{-18\langle\alpha\rangle}); & \text{rectangular} \end{cases}$$

INTERFACIAL AREA CONCENTRATION  $A_I$

$$A_I = \frac{\text{INTERFACIAL AREA}}{\text{MIXTURE VOLUME}} = \frac{1}{L_S}$$

$L_S$ ; CHARACTERISTIC LENGTH OF INTERFACE

• VARIOUS DEFINITIONS

VOLUME AVERAGED  $\left\{ \begin{array}{l} A_I = \frac{A_I}{V} \\ A_I = N_D \times (\text{PARTICLE SURFACE AREA}) \end{array} \right.$

SEGMENT AVERAGED

TIME AVERAGED  $A_I = \frac{1}{\Delta T} \sum_J \frac{1}{|N_I \cdot V_I|_J}$

• IMPORTANCE OF ERGODIC THEOREM

CONSISTENCY OF 1-D, 2-D AND 3-D FORMULATION

BASE OF INSTRUMENTATION OF  $A_I$

• 2 BASIC GEOMETRICAL PARAMETERS FOR 2 PHASE FLOW

$\alpha$  ; VOLUMETRIC CONCENTRATION

$A_I$  ; INTERFACIAL AREA CONCENTRATION

CORRELATION FOR INTERFACIAL AREA

PREVIOUS WORK

(1) OVERALL CORRELATION (JEPSEN, BANERJEE, KASTURI)

$A_I$  RELATED TO DISSIPATION

$$A_I = F \left( \left[ \frac{\partial P}{\partial Z} \right]_{FR}, v \right) \longrightarrow C \left( \left[ \frac{\partial P}{\partial Z} \right]_{EX}, v \right)^N$$

PROTOTYPIC EXP. POSSIBLE (CHEM. ENG.)

SHORTCOMINGS

NONMECHANISTIC CORRELATION METHOD

( $A_I$  RELATED TO STRUCTURE OF FLOW)

$N, C$ ; SYSTEM DEPENDENT

$\Delta P_{EX}$  DEPENDENT

(2) FLOW GEOMETRY BASED APPROACH (ISHII AND MISHIMA)

$A_I$  RELATED TO  $\left\{ \begin{array}{l} \text{FLOW GEOMETRY PARAMETERS} \\ \text{HYDRODYNAMIC PARAMETERS} \end{array} \right.$

$A_I = F(\alpha, R_V, \text{SHAPE FACTOR ETC.})$

MORE MECHANISTIC

MORE DETAILED INFORMATION NECESSARY

(3) VARIOUS TRANSPORT EQUATIONS

INTERFACIAL AREA (ISHII)

NUMBER DENSITY (KOCA AND ISHII, OTHERS)

ADDITIONAL FIELD (WILLIAMS, ISHII)

GEOMETRY BASED INTERFACIAL AREA CORRELATION

BUBBLY FLOW

$$A_I = \frac{3\alpha}{R_{SM}}$$

$R_{SM}$ ; SAUTER MEAN RADIUS OF BUBBLES

SLUG FLOW

$$A_I = \frac{4.5}{D} \left( \frac{\alpha - \alpha_{GS}}{1 - \alpha_{GS}} \right) + \frac{3\alpha_{GS}}{R_{SM}} \left( \frac{1 - \alpha}{1 - \alpha_{GS}} \right)$$

$\alpha_{GS}$ ; VOID FRACTION IN LIQUID SLUG

CHURN FLOW

$$A_I = \frac{4.5 C_{CT}}{D} \left( \frac{\alpha - \alpha_{GS}}{1 - \alpha_{GS}} \right) + \frac{3\alpha_{GS}}{R_{SM}} \left( \frac{1 - \alpha}{1 - \alpha_{GS}} \right)$$

$C_{CT}$ ; ROUGHNESS OF LARGE BUBBLE SURFACE

ANNULAR-MIST FLOW

$$A_I = \frac{4 C_{AN}}{D} \sqrt{\frac{\alpha}{1 - \alpha_{FD}}} + \frac{\alpha}{1 - \alpha_{FD}} \left( \frac{3\alpha_{FD}}{R_{SM}} \right)$$

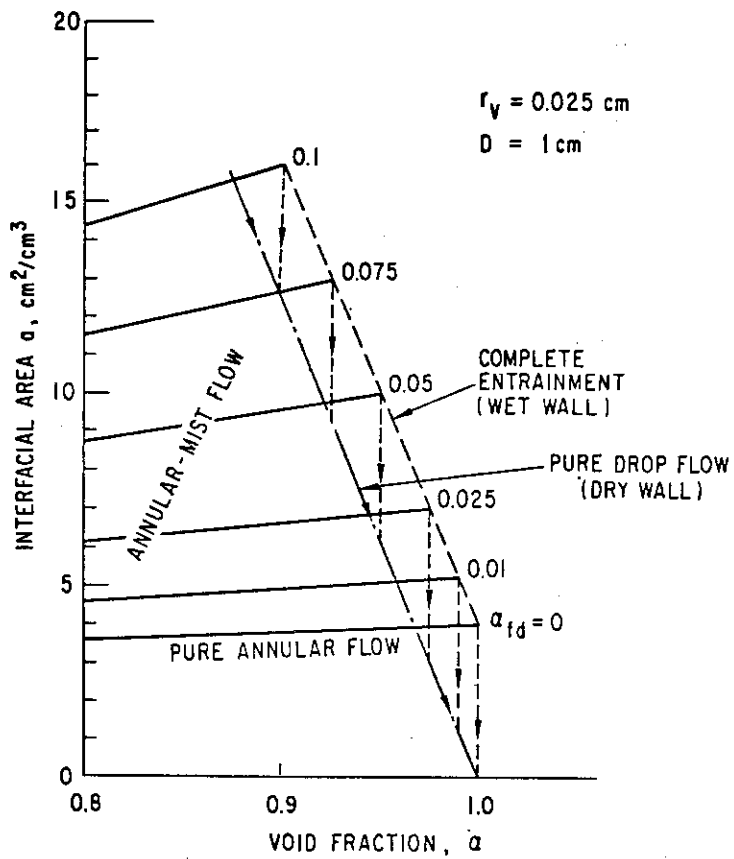
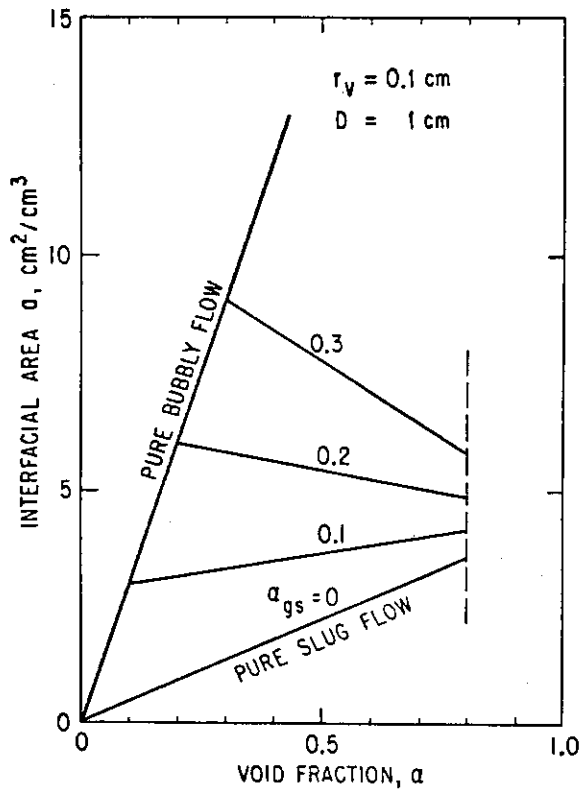
$C_{AN}$ ; ROUGHNESS OF LIQUID FILM

$\alpha_{FD}$ ; DROPLET VOLUMETRIC FRACTION IN GAS CORE

$R_{SM}$ ; SAUTER MEAN RADIUS OF DROPLETS

$\alpha_{FD}$ ; RELATED TO ENTRAINMENT AMOUNT

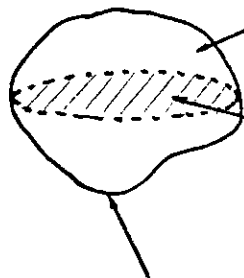
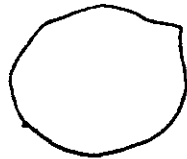




INTERFACIAL LENGTH SCALE

SAUTER MEAN RADIUS	$R_{SM} = \frac{3B_D}{A_I}$
DRAG RADIUS	$R_D = \frac{3B_D}{4A_D}$
EQUIVALENT RADIUS	$R_V = \left(\frac{3}{4\pi} B_D\right)^{1/3}$
SURFACE RADIUS	$R_S = \left(\frac{A_I}{4\pi}\right)^{1/2}$

$N_D$ ; NUMBER DENSITY



$B_D$ ; VOLUME

$A_D$ ; PROJECTED AREA

$A_I$ ; INTERFACE AREA

$$\begin{cases} \alpha_D = N_D B_D \\ \alpha_I = N_D A_I \end{cases}$$

DISPERSED FLOW

$$(1) \quad A_I = \frac{3\alpha_D}{R_{SM}} = \frac{3\alpha_D}{R_V} \left( \frac{R_V}{R_{SM}} \right) = \frac{3\alpha_D}{R_D} \left( \frac{R_S}{R_V} \right)^2$$

$$A_I = F(\alpha_D, R, \text{SHAPE FACTOR})$$

$$(2) \quad A_I = (36\pi)^{1/3} \left( \frac{R_S}{R_V} \right)^2 N_D^{1/3} \alpha_D^{2/3}$$

$$A_I = F(\alpha_D, N_D, \text{SHAPE FACTOR})$$

(3) SHAPE FACTORS

$$\frac{R_V}{R_{SM}}, \quad \frac{R_S}{R_V}, \quad \frac{R_{SM}}{R_D}, \quad \text{ASPECT RATIO, ETC.}$$

• ELLIPSODIAL PARTICLE

$$E = \text{ASPECT RATIO} = \frac{1}{1 + 0.163 N_{EO}^{0.75}}$$

$$N_{EO} = \frac{4G\Delta\rho R_V^2}{\sigma}$$

SHAPE FACTOR RELATED TO E

• CAP BUBBLE

ASPECT RATIO 0.2 ~ 0.32

$$\text{MAXIMUM D} \quad 40 \sqrt{\frac{\sigma G \Delta \rho}{\sigma}}$$

\* NEED EXPRESSION FOR R OR  $N_D$

RESULTS OF GEOMETRICAL MODELING OF INTERFACIAL AREA

- IMPORTANCE OF SMALL FLUID PARTICLES → ALL REGIMES



BUBBLY FLOW; NO. DENSITY OR BUBBLE SIZE

SLUG AND CHURN FLOW; { NO. DENSITY OF SMALL BUBBLES  
                                  { VOID FRACTION IN LIQUID SLUG

ANNULAR FLOW → ENTRAINMENT DOMINATES

MEAN DROP SIZE  
DROP SIZE DISTRIBUTION  
ENTRAINMENT AMOUNT

{ ENTRAINMENT RATE  
  { DEPOSITION RATE

LARGE FLUID PARTICLES → SHAPE FACTORS

INTERFACIAL AREA TRANSPORT EQUATION

• MODEL

$$\frac{\partial A_I}{\partial T} + \nabla \cdot A_I V_I = \phi_{PH} - \phi_{CO} + \phi_{DIS}$$

- $\phi_{PH}$ ; EFFECT OF PHASE CHANGE
- $\phi_{CO}$ ; SINK DUE TO COALESCENCE
- $\phi_{DIS}$ ; SOURCE DUE TO DISINTEGRATION

• EXPERIMENTAL DATA; INADEQUATE

- |   |                                  |
|---|----------------------------------|
| { | BUBBLY FLOW; YIP (2 ~ 3 BUBBLES) |
|   | MORRISON (CHAIN BUBBLES)         |
|   | RADOVICH (BUBBLY FLOW)           |
| { | CAP BUBBLE; OTAKE                |
|   | NARAYANAN                        |
|   | NOEL DE NEVERS                   |
|   | KOJIMA                           |
| { | SLUG FLOW; MOISSIS               |

- $\phi_{DIS}$ ; CLASSICAL WEBER NO. CRITERIA → DROPS
- KOCA ET AL. (1984) → BUBBLES
- DROPS

• NOTE

$$A_I = A_I(N_D, \alpha_D, R_S/R_V)$$

$A_I$  TRANSPORT EQ. ↔ NUMBER TRANSPORT EQ.

BUBBLE NUMBER DENSITY EQUATION (KOCA AND ISHII)

$$\frac{\partial N_D}{\partial T} + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial Z} (A N_D v_D) = \phi_W + \phi_{HN} - \phi_{COND}$$

$\phi_W$  ; WALL NUCLEATION SOURCE

$\phi_{HN}$  ; BULK HETEROGENEOUS NUCL. SOURCE

$\phi_{COND}$ ; SINK DUE TO COLLAPSE

$$\phi_W \sim F(T_W - T_{SAT})$$

$$\phi_{HN} \sim F(T_F - T_{SAT})$$

$$\phi_{COND} \sim F(T_{SAT} - T_F)$$

KOCA AND ISHII

$$\phi_W = \frac{N_W F \epsilon_H}{A}$$

$N_W$ ; WALL NUCLEATION SITE DENSITY

$F$  ; FREQUENCY OF DEPARTURE

$\epsilon_H$ ; HEATED PERIMETER

$A$  ; CROSS SECTIONAL AREA

ADDITIONAL FIELD AND FIELD EQUATION { KATAOKA AND ISHII  
WILLIAMS

ANNULAR-MIST FLOW  $\longrightarrow$  DROPLET FIELD

$$\frac{\partial}{\partial T} \alpha_{FE} \rho_F + \frac{\partial}{\partial Z} \alpha_{FE} \rho_F V_{FE} = A_{IFF} (\dot{\epsilon} - \dot{D}) + A_{IFE} M_{FE}$$

$$\alpha_{FE} ; \text{ DROP VOL. FRACTION} = \frac{\alpha \alpha_D}{1 - \alpha_D}$$

$\alpha_D$  ; DROP VOL. FRACTION IN GAS CORE ALONE

$A_{IFF}$  ; FILM INTERFACIAL AREA  $C \sim 4/D$

$$A_{IFE} ; \text{ DROP INTERFACIAL AREA } C = \frac{\alpha}{1 - \alpha_D} \left( \frac{3\alpha_D}{R_{SM}} \right)$$

$\alpha_D \longrightarrow$  AMOUNT OF ENTRAINMENT

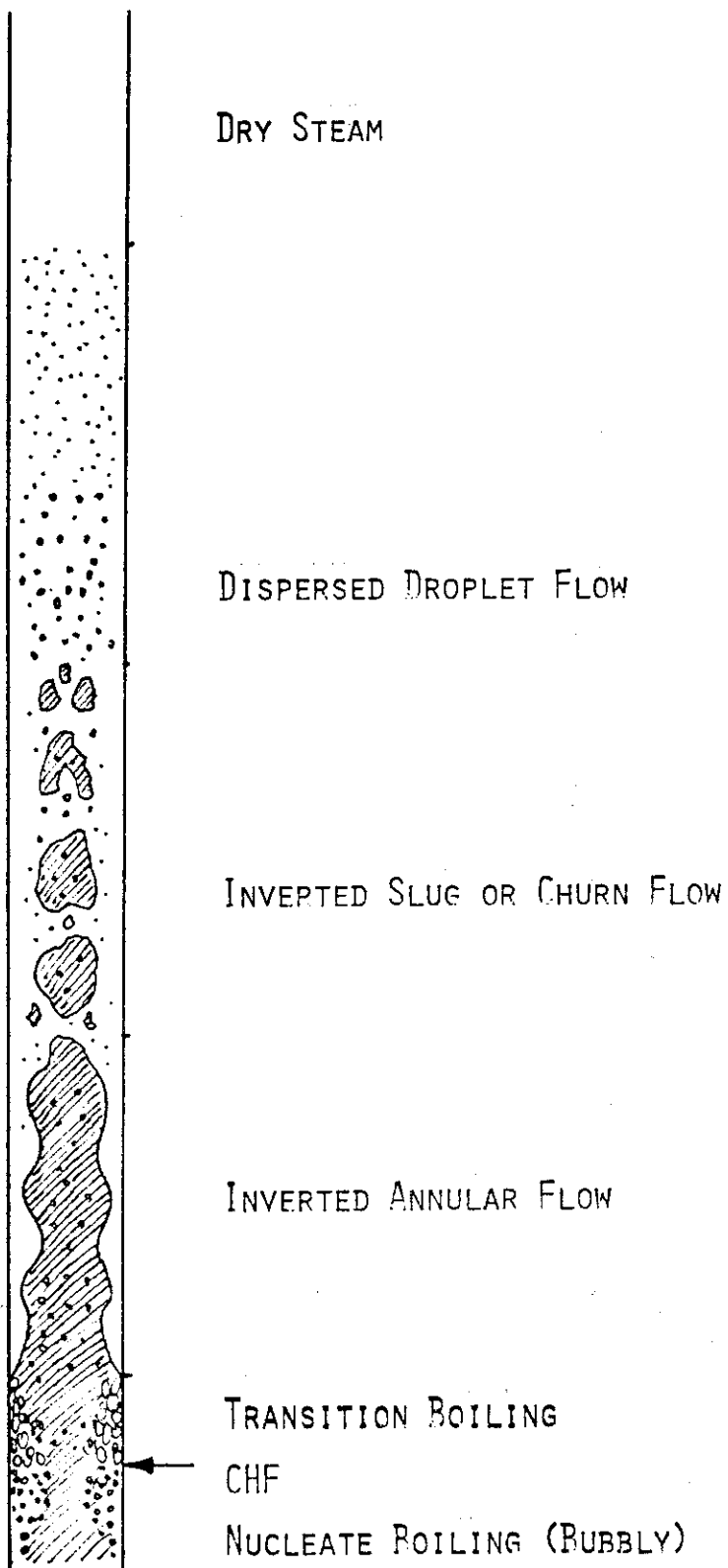
$R_{SM} \longrightarrow$  DROPLET SIZE DISTRIBUTION

$\dot{\epsilon}$  ; ENTRAINMENT RATE

$\dot{D}$  ; DEPOSITION RATE

$M_{FE}$  ; DROP SURFACE PHASE CHANGE RATE

POSSIBLE FLOW REGIMES IN POST CHF REGION





KEY HYDRODYNAMIC PHENOMENA

(I) INITIAL FLOW REGIME

(II) INVERTED ANNULAR FLOW

- JET BREAK-UP MECHANISMS

{ VARICOSE (SYMMETRIC)  
 SINUOUS  
 ROLL-WAVE ENTRAINMENT

↓ J<sub>G</sub> INCREASES

- JET CHARACTERISTICS

STABLE JET LENGTH  
 UNSTABLE WAVE LENGTH  
 JET SURFACE ROUGHNESS

- DROP GENERATION & SIZES

WAVE INSTABILITY      →      LIQUID SLUGS  
 ENTRAINMENT            →      SMALL DROPS  
 OTHER MECHANISMS

(III) INVERTED SLUG FLOW

- SLUG BREAK-UP MECHANISMS & DROP SIZE
- SLUG SIZE & SURFACE CHARACTERISTICS

(IV) DISPERSED DROPLET FLOW

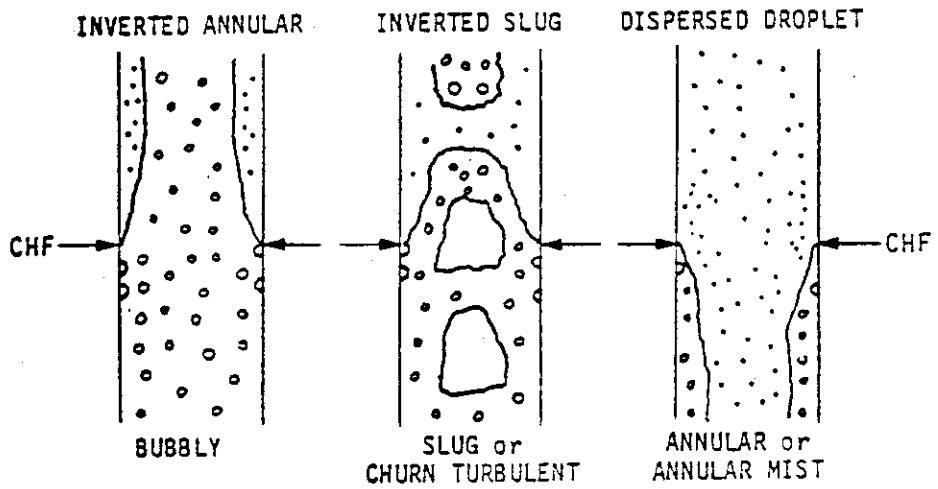
- ORIGIN OF DROPLETS

{ ANNULAR MIST      →      CHF  
 INVERTED ANNULAR      →      SLUG      →      DROPLET  
 INVERTED SLUG      →      DROPLET

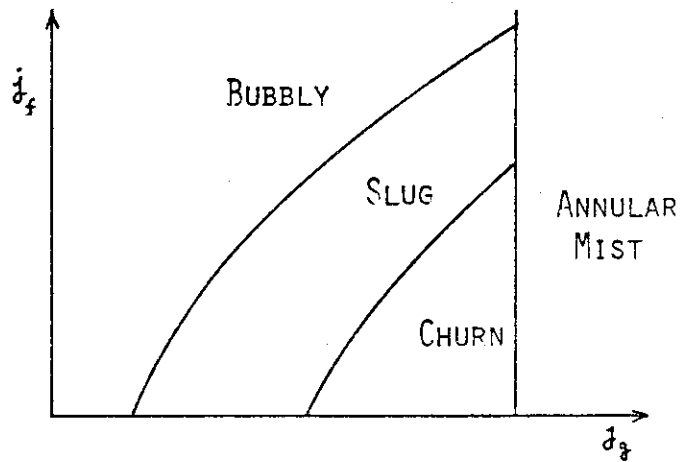
- SIZE & MOTION OF DROPLET

(V)  $\Delta P$  CHARACTERISTIC

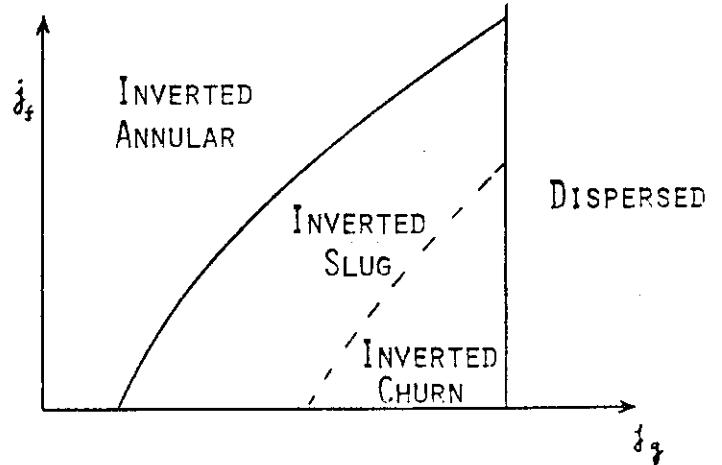
INITIAL FLOW REGIMES AFTER CHF



FLOW REGIME BEFORE CHF



FLOW REGIME AFTER CHF



INITIAL FLOW REGIME BOUNDARY FOR POST CHF REGION

(1) INVERTED ANNULAR TO INVERTED SLUG

$$\alpha > 0.3$$

(TWO-FLUID MODEL)

OR

$$\left\{ \begin{array}{l} J_F < \left( \frac{3.33}{C_0} - 1 \right) J_G - \frac{0.76}{C_0} \left( \frac{\sigma_G \Delta P}{\rho_F^2} \right)^{1/4} \\ \text{WHERE } C_0 = 1.2 - 0.2 \sqrt{\rho_G / \rho_F} \end{array} \right. \quad \text{(DRIFT FLUX MODEL)}$$

(2) INVERTED SLUG TO INVERTED CHURN FLOW (MAY NOT BE IMPORTANT)

$$\alpha > 1 - 0.813 \left\{ \frac{(C_0 - 1) J + 0.35 \sqrt{\frac{\Delta P_{GD}}{\rho_F}}}{J + 0.75 \sqrt{\frac{\Delta P_{GD}}{\rho_F}} \left( \frac{\Delta P_{GD}^3}{\rho_F \nu_F^2} \right)^{1/18}} \right\} 0.75 \equiv \alpha_M$$

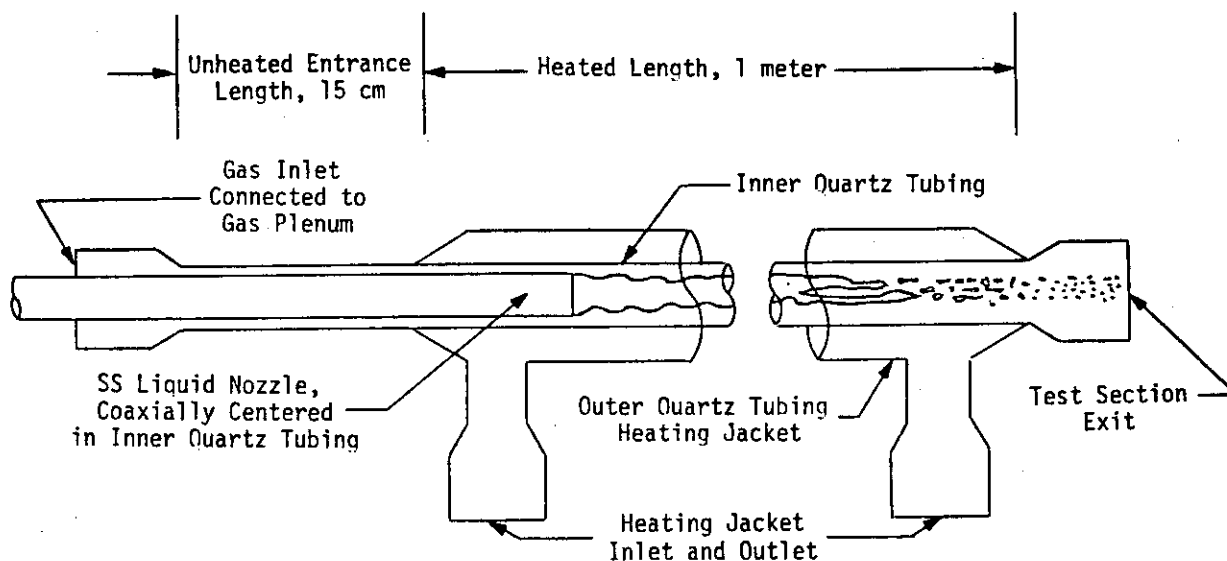
OR

$$J_G > \left( C_0 J + 0.35 \sqrt{\frac{\Delta P_{GD}}{\rho_F}} \right) \alpha_M \quad \text{(DRIFT FLUX MODEL)}$$

(3) INVERTED CHURN TO DISPERSED DROPLET FLOW

$$\left\{ \begin{array}{l} J_G > \sqrt{\frac{\Delta P_{GD}}{\rho_G}} (\alpha - 0.11) \text{ AND } \alpha > \alpha_M \\ \text{OR} \\ J_G > \left( \frac{\sigma_G \Delta P}{\rho_G^2} \right)^{1/4} N_{\mu F}^{-0.2} \end{array} \right.$$

$$\text{WHERE } N_{\mu F} \equiv \mu_F / \left( \rho_F \sigma \sqrt{\frac{\sigma}{G \Delta P}} \right)^{1/2}$$



Jet Break-up in Heated Wall Experiments

Low Liquid Flow	Moderate Flow	High Flow	
	Inverted Annular Flow Liquid Core Jet Gas Annulus Jet		
	Liquid Jet Expansion	Surface Wave	
	Surface Wave → Roll Wave Entrainment		
	Agitated Section Small Droplets Rough Liquid Sheet		
	Chugging Like Droplet Propagation		
	Multiple Jet	Single Jet	Sinuous Jet Break-up Entrainment
	Jet Break-up		
	Multiple Liquid Ligaments & Drops		Liquid Slugs Small Drops
	Large Drops (~1 mm) Small Drops (≤100 μm)		

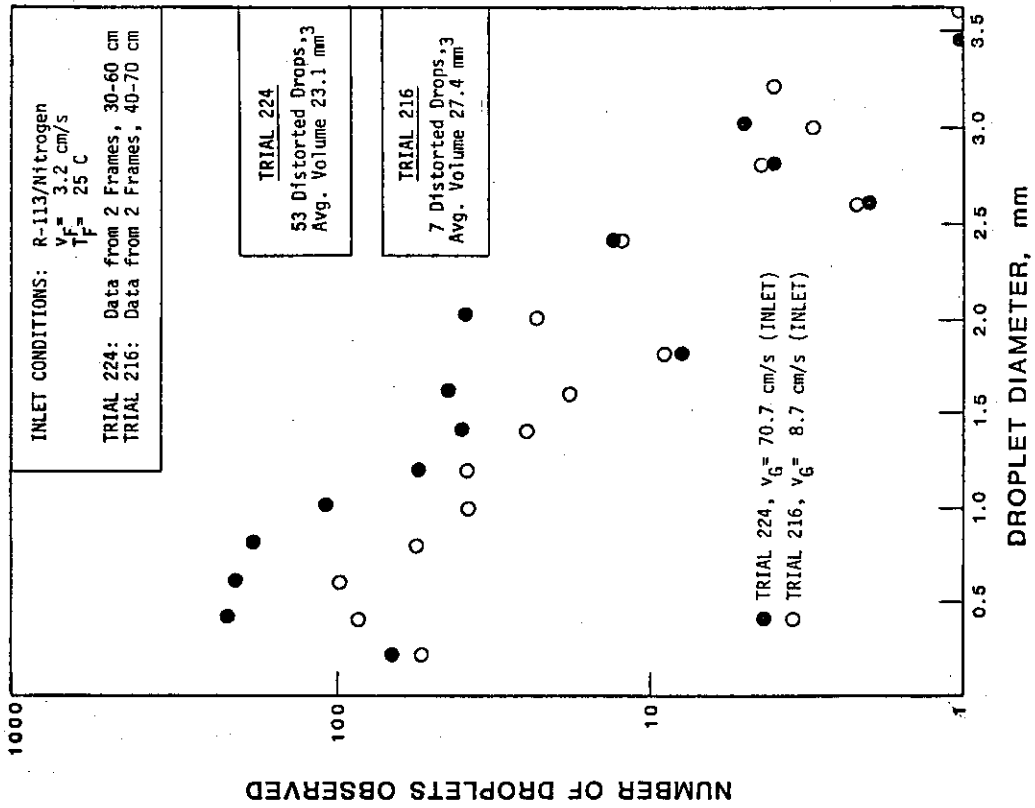


Fig. 32. Dispersed Flow Droplet Size Distribution: Trials 216, 224

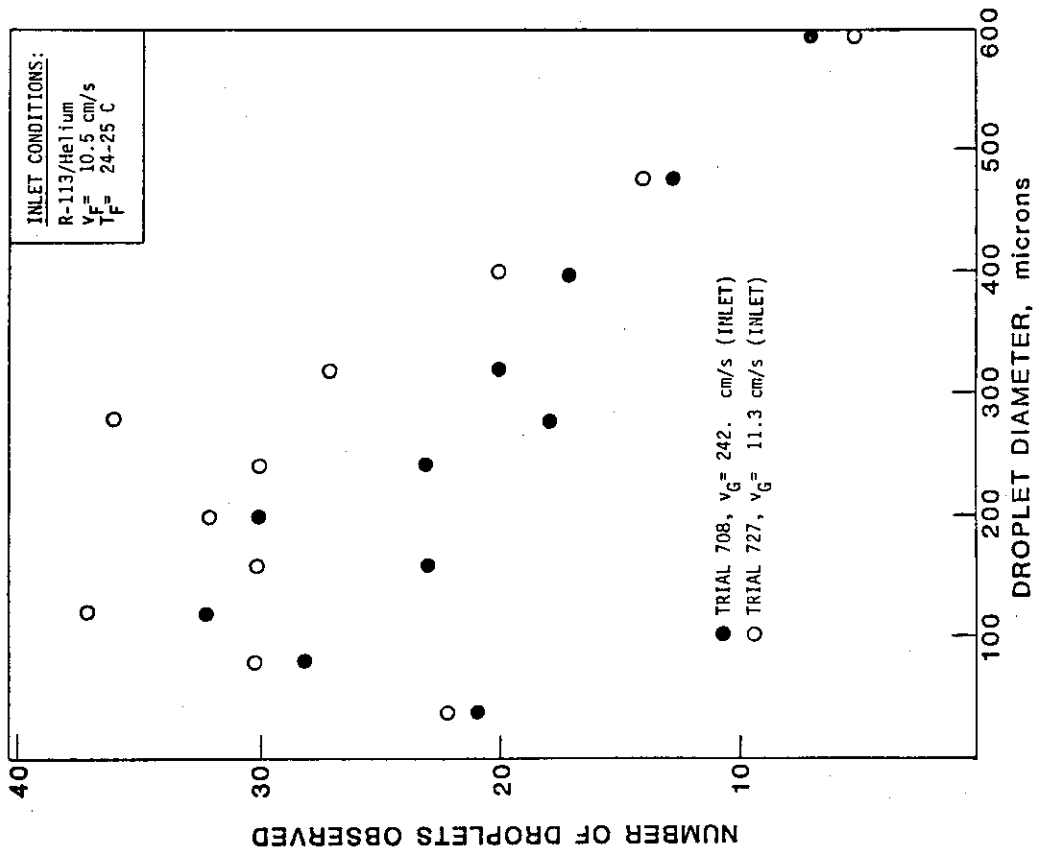


Fig. 31. Droplet Sizes from Roll Waves/Agitated Surface: Trials 708, 727

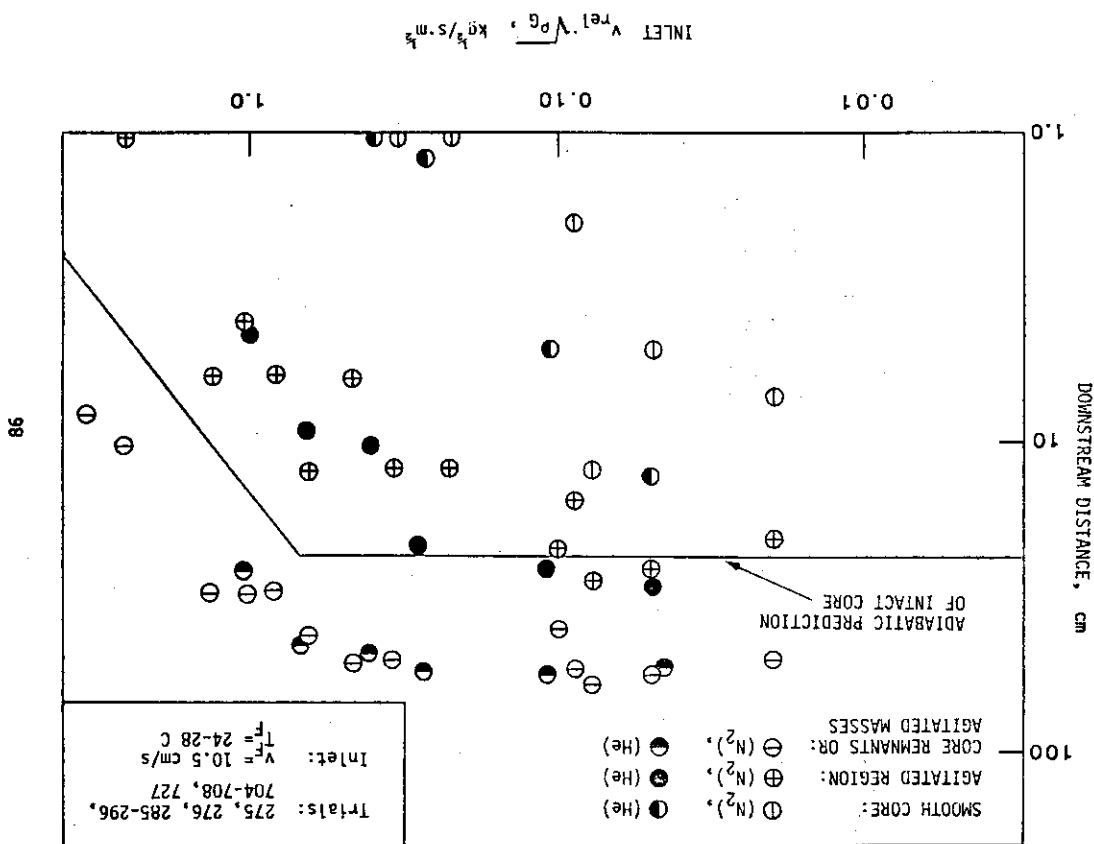


Fig. 34. Flow Pattern Axial Extents,  $v_F = 10.5$  cm/s (Inlet)

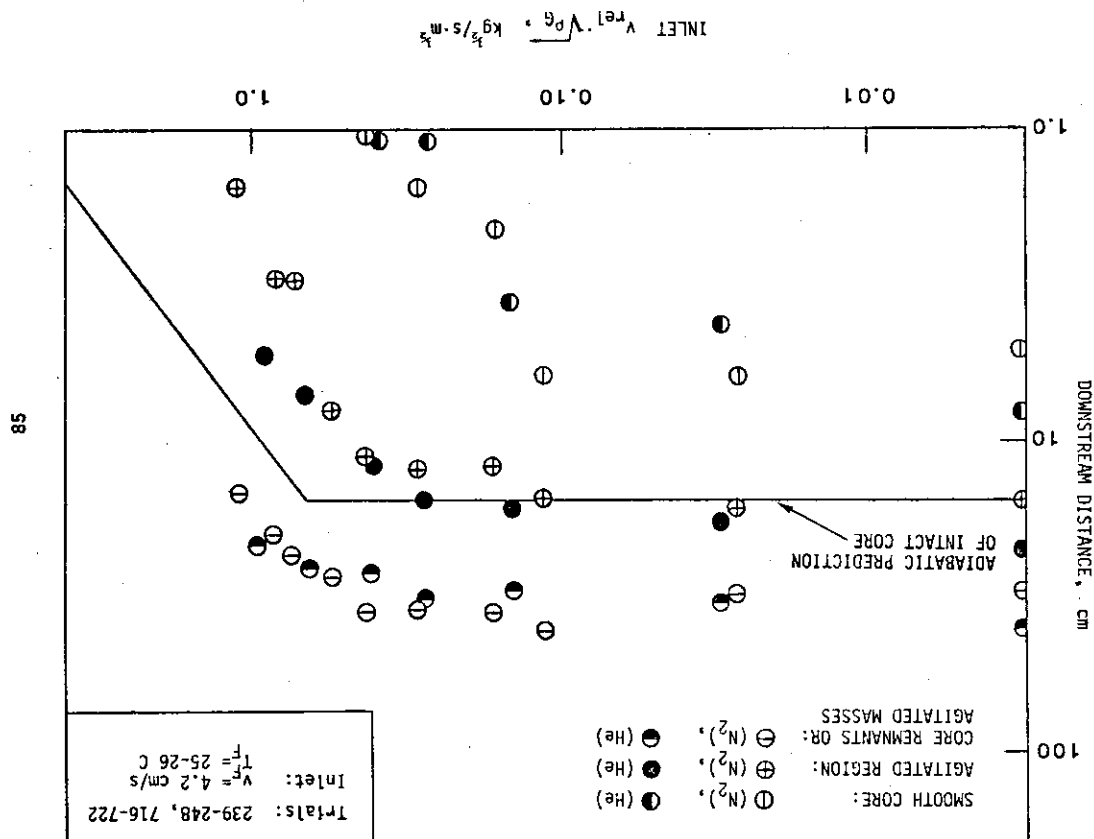


Fig. 33. Flow Pattern Axial Extents,  $v_F = 4.2$  cm/s (Inlet)

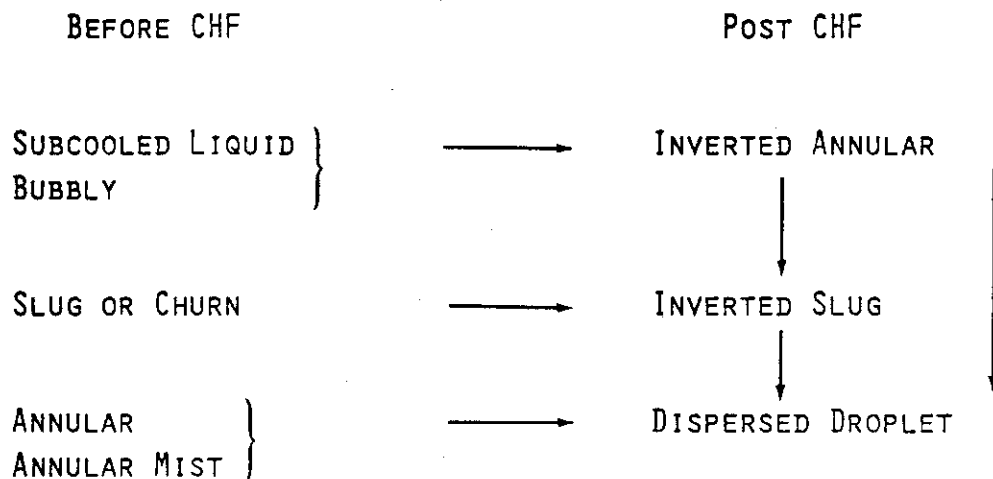
98

85

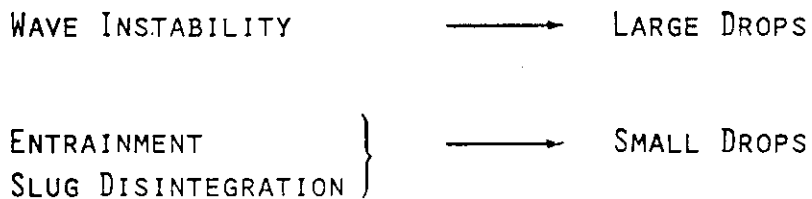
Table VI. Agitated Annuli Formation/Motion Data

Trial	Inlet $T_F$ ( $^{\circ}C$ )	Inlet $v_F$ (cm/s)	Inlet $v_G$ ( $N_2$ ) (cm/s)	Downstream Distance (cm)	Agitated Mass Count or Freq. (number/second)	Average Velocity (cm/s)	Velocity Range (cm/s)	No. of Masses in Velocity Sample
380	15	3.2	4.4	18	4.5	62.5	51-76	11
249	28	3.2	20.3	13	4.4	83.4	62-117	22
231	26	3.2	19.5	42	2.2	98.2	73-123	11
250	28	3.2	77.9	13	5.1	99.7	73-130	32
232	26	3.2	76.9	42	1.8	99.1	85-140	9
376	15	6.3	14.0	15	8.5	84.5	75-97	10
387	15	6.3	14.3	38	4.0	110.8	97-139	9
377	15	6.3	81.4	15	8.6	117.0	100-143	10
384	15	6.3	79.2	20	5.9	121.0	104-143	7
389	15	6.3	81.7	38	4.4	130.0	114-157	5
282	27	10.5	4.3	36	5.8	93.4	65-139	32
283	27	10.5	30.5	36	6.7	127.7	89-155	30
284	27	10.5	108.	36	7.8	176.0	154-230	40
375	15	20.6	58.5	15	12.9	117.	108-141	17
390	15	20.6	58.7	38	8.6	155.	134-178	11

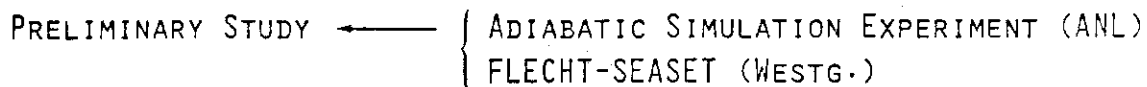
**FLOW REGIMES**



**DROPLET GENERATION AND SIZE**



**DROPLET SIZE CORRELATION (DATA BASE)**



\*NEW FILM BOILING EXPERIMENT IN DOUBLE QUARTZ TUBES



BREAK-UP MECHANISM

REGION (1) NO RELATIVE VELOCITY EFFECT

$$WE_{G,REL}/\alpha^2 < 1.73$$

REGION (2) STRONG RELATIVE VELOCITY EFFECT

$$WE_{G,REL}/\alpha^2 > 1.73$$

- ONSET OF ROLL WAVE ENTRAINMENT

$$\frac{\mu_J J_G}{\sigma} \frac{P_G}{\rho_J} > N_{\mu J}^{0.8}$$

CORE SURFACE CHARACTERISTIC

REGION (1)       $\lambda = 5.8 D_J$

REGION (2)       $\lambda = 7.6 [WE_{G,REL}/\alpha^2]^{-0.5} D_J$

LARGE DROP SIZE

DIAMETER  $\sim D_J$

LENGTH  $\sim \lambda$

## DATA ANALYSIS &amp; CORRELATIONS

## JET CORE BREAK-UP LENGTH

- TWO DIFFERENT REGIONS  $\left\{ \begin{array}{l} \text{NO EFFECT OF RELATIVE VELOCITY (1)} \\ \text{EFFECT OF RELATIVE VELOCITY (2)} \end{array} \right.$

$$\left\{ \begin{array}{l} WE_J \equiv \rho_J v_J^2 D_J / \sigma \\ RE_J \equiv \rho_J v_J D_J / \mu_J \\ WE_{G,REL} \equiv \rho_G v_{REL}^2 D_J / \sigma \end{array} \right.$$

- FOR TURBULENT JET

$$(1) \quad L_B / D_J = 480 RE_J^{-0.53} \sqrt{WE_J} \quad \text{FOR} \quad WE_{G,REL} / \alpha^2 < 1.73$$

$$(2) \quad L_B / D_J = 685 RE_J^{-0.53} \sqrt{WE_J} [WE_{G,REL} / \alpha^2]^{-0.645}$$

NOTE: THE STRONG EFFECT OF  $\alpha$  IN REGION (2)

- FOR LAMINAR JET

$$480 RE_J^{-0.53} \longrightarrow 12[1 + 3N_{\mu J}]$$

## SMALL DROPLET SIZE

(1) MODIFY ROLL-WAVE ENTRAINED DROP SIZE CORRELATION  
[KATAOKA, ISHII & MISHIMA, 1982]

- BY CONSIDERING EFFECT OF  $\left\{ \begin{array}{l} \text{INVERTED FLOW} \\ \text{GAS VOID FRACTION} \end{array} \right.$
- ENTRAINED DROP SIZE

$$D_{\text{MAX}} = 0.088 \frac{\sigma}{\rho_G (v_{\text{REL}}/\alpha^2)} RE_J^{-1/6} \left( \frac{RE_{G,REL}}{\alpha} \right)^{2/3} \left( \frac{\rho_G}{\rho_J} \right)^{-1/3} \left( \frac{\mu_G}{\mu_J} \right)^{2/3}$$

$$RE_{G,REL} \equiv \rho_G v_{\text{REL}} D_H / \mu_G$$

## (2) UPPER LIMIT

MAXIMUM DIAMETER FOR SPHERICAL DROP (WAKE REGIME)

DUE TO  $\left\{ \begin{array}{l} \text{TURBULENCE} \\ \text{VIOLENT DISINTEGRATION} \end{array} \right.$ 

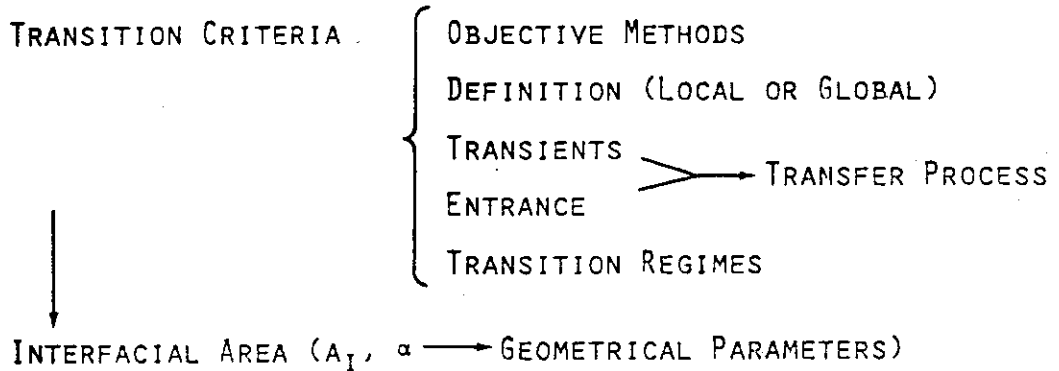
$$D_{\text{MAX}} = 4 \left( \frac{2\sigma}{g\Delta\rho} \right)^{1/2} N_{\mu G}^{1/3}$$

SUMMARY OF RESULTS

- (1) BREAK-UP MECHANISMS SIMILAR TO ADIABATIC CASE
- (2) STRONG EFFECT OF INITIAL JET DIAMETER
  - SMALL  $D_j$  → SUDDEN EXPANSION
  - ↓
  - LARGE  $D_j$  → SMOOTH JET
  - ↓
  - INITIAL FLOW REGIME → STRONG INFLUENCE ON POST CHF  $H_g$ .
- (3) EXISTENCE OF AGITATED REGION
  - GENERATED BY PULLED-OUT ROLL WAVES
  - VERY THIN LIQUID SHEET OR LIGAMENT
  - LARGE SURFACE AREA
  - VERY CLOSE TO WALL ( $\leq 100 \mu\text{m}$ )
  - MOVES MUCH FASTER THAN CORE JET
  - CONTINUOUS EVAPORATION AND ENTRAINMENT
  - INSENSITIVE TO INLET CONDITIONS
- (4) REMAINING JET → LIGAMENTS AND LARGE DROPS
- (5) AGITATED REGION → HIGH HEAT TRANSFER  
POSSIBLE REWETTING
- (6) LOW LIQUID FLOW -- CHUGGING LIKE BEHAVIOR
- (7) DROP SIZE TWO GROUPS ( $\sim 200 \mu\text{m}$ )  
( $\sim 2 \text{mm}$ )
- (8) SUBCOOLING -- STABILIZING
- (9) INVERTED BUBBLY, SLUG FLOW
  - MORE UNSTABLE
  - CHUGGING LIKE BEHAVIOR
- (10) MODELING -- MODIFIED ADIABATIC CORRELATION

IMPORTANT PROBLEMS REQUIRING FURTHER RESEARCH

(I) FLOW REGIME - INTERFACIAL AREA



(1) CORRELATION FOR  $A_I$

BUBBLE FLOW  $\longleftrightarrow$  NO. DENSITY

NUCLEATION SITE DENSITY (WALL & BULK)

BUBBLE SIZE (COALESCENCE, DISINTEGRATION)

DROPLET DISPERSED FLOW  $\longleftrightarrow$  DROP SIZE & ENTRAINMENT

ANNULAR-DROPLET

REFLOOD (CHF  $\longrightarrow$  ENTRAINMENT)

INVERTED ANNULAR DISINTEGRATION

POOL ENTRAINMENT

(2) INTERFACIAL TRANSPORT EQUATION  $\longrightarrow$  ENTRANCE & TRANSIENT

SOURCE (NUCLEATION, ENTRAINMENT, DEPOSITION)

COALESCENCE

DISINTEGRATION

(II) SCALING OF TWO-PHASE SYSTEMS

BALANCE EQUATIONS

FLOW REGIMES (SYSTEM DIMENSIONS  $\longleftrightarrow$  2 P. LENGTH SCALE)

INTERFACIAL TRANSFER CORRELATIONS

SCALING OF CONSTITUTIVE RELATIONS

(1) PHYSICAL MECHANISMS?

(2) SYSTEM SCALE  $\longleftrightarrow$  DATA BASE

(III) VAPOR GENERATION (NON-EQUILIBRIUM FLOW)

FLASHING FLOW

NUCLEATION (WALL OR BULK)  $\longrightarrow$  FLOW REGIME

INTERFACIAL AREA

INTERFACIAL HEAT TRANSFER

PHASE DISTRIBUTION, DRAG, SLIP

POST CHF REGIME

DROPLET SIZE

DRAG (VR); ENTRAINMENT  $\longrightarrow$  INTERFACIAL AREA

VAPOR SUPERHEAT

(IV) COUNTER-CURRENT FLOW

FLOODING

ENTRAINMENT

CONDENSATION EFFECT

ENTRANCE EFFECT

(V) PARTICLE BED - 2 PHASE HEAT TRANSFER

CHF PHENOMENA

QUENCHING PROCESS

FLOW REGIMES (CHANNELLING, LARGE BUBBLES)

INTERNAL HEAT GENERATION

(VI) VAPOR EXPLOSION

HYDRODYNAMIC FRAGMENTATION

WAVE PROPAGATION

FILM BOILING

FUNDAMENTAL APPROACH?

DETERMINISM  $\longleftrightarrow$  STOCHASTIC PROCESS

(VII) DATA BASE & INSTRUMENTATION

(A) PRACTICAL LOCAL INSTRUMENTATIONS AT HIGH T, P

(B) BASIC PARAMETERS

- TURBULENCE
- VOID FRACTION
- FLOW REGIME
- PARTICLE SIZE
- VELOCITIES
- INTERFACIAL TRANSFER
- INTERFACIAL AREA

(C) LOW FLOW (NATURAL CIRCULATION)

(D) MODEL VERIFICATION

- BASIC DATA
- SEPARATE EFFECT (LARGER SCALE) EXPERIMENTS
- INTEGRATED TESTS
- PROBLEM OF SCALES & INSTRUMENTATION

(VIII) SOLUTION METHODS

- NUMERICAL METHOD
- SIMPLE METHOD ↔ BASIC PHYSICS
- STABILITY PROBLEMS

NUMERICAL METHOD  
→ SINGULAR TWO-PHASE PHENOMENA  
LARGE & RAPID CHANGES OF VARIABLES (NA BOILING)



## 7. HCPWRの炉物理的問題点

石黒幸雄<sup>+</sup>, 秋江拓志<sup>+</sup>, 金子邦男<sup>\*</sup>,  
佐々木誠<sup>\*</sup>

HCPWR (高転換加圧水炉) について, その概要, 諸炉物理特性量の予測精度, 共鳴エネルギー領域の実効断面積計算法などを紹介し, 炉物理上解決すべき問題点の整理を行う。さらに, HCPWR に対する転換比の目標値について議論する。

### 7. Reactor Physics Problems on HCPWR

Yukio ISHIGURO and Hiroshi AKIE (JAERI)

Kunio KANEKO and Makoto SASAKI (Japan Information Service)

Reactor physics problems on high conversion pressurized water reactors (HCPWRs) are discussed. Described in this report are outline of the HCPWR, expected accuracy for the various reactor physical quantities, and method for K-effective calculation in the resonance energy area. And requested further research problems are shown. The target value of the conversion ratio are also discussed.

---

+ 日本原子力研究所

\* 日本情報サービス (株)

## 1. まえがき

世界的に、高速炉の開発計画の遅れに伴う軽水炉利用の長期的見通しから、軽水炉の核燃料利用効率を画期的に改善することに関心が高まってきた。さらに、この軽水炉利用の長期化の見通しによって使用済燃料の再処理から生ずるプルトニウムの有効利用を図る必要が出てきた。これらの事情に呼応し、稠密格子  $\text{PuO}_2 - \text{UO}_2$  燃料集合体を装荷する高転換加圧水炉（HCPWR）の概念が見直され、欧米、特に西独<sup>1)2)</sup>及び仏<sup>3)4)</sup>で積極的に基礎的設計研究がなされている。一方、幾つかの実験<sup>5)6)7)</sup>も実施されている。この概念が実現されると、軽水炉の核燃料利用率が格段に向上するとともに、他のPuを用いる炉型と比べPuの劣化が少ないという特徴を持つため有効なPu貯蔵手段となり得る。このためHCPWRは高速炉核燃料サイクルの先導的役割を果たすものと期待されている。このHCPWRの概念については、松浦氏（原研）<sup>8)</sup>及び竹田氏（阪大）<sup>9)</sup>の詳しい解説記事を参考にされたい。

当初のHCPWRの概念設計では、水対燃料体積比を約0.5にして転換比約0.95を得ることを目標としたものが多かった。しかし、現行の軽水炉に比べて冷却材の負のボイド係数の大きさが小さいうえ、ボイド係数の計算値自身計算コード間で大きくバラつき、その予測精度に対する信頼度は低いと考えられている。当初の西独の設計のHCPWRのATWS（Anticipated Transients Without Scram）に対するパラメータ・スターディにおいても、冷却材圧力は許容限界を越えないものの、ボイド係数の絶対値が小さいため、信頼できる炉停止余裕が保証できないと結論されている<sup>2)</sup>さらに、燃料ピン間隔が狭いため、LOCAの際の被覆管の脹れは、炉心の冷却能力を確保するのを困難にするといわれている。

このような設計研究を踏えて、1984年11月にウィーンで開催された「Technical Committee Meeting on Advanced Light and Heavy Water Reactor Technology」では、西独、仏は、これまでの設計に比べて大幅に稠密度を下げた炉心を提案している。この会議の提出論文から、各国とも設計研究が進んでいることがうかがわれる。

## 2. HCPWRの概要

軽水炉における転換率は、中性子の減速能を低減させスペクトルを硬くすることにより高めることができる。PWR炉心において、転換率を高める目的で燃料ピン間のピッチを狭くして減速能を低めた稠密な格子の燃料集合体を使用する型の原子炉を、HCPWR（High Conversion PWR）と呼んでいる。Table 1には、在来のPWRと比較したHCPWRの炉物理的特徴が示されている。HCPWRの最も顕著な特徴は、FBR或いはLWRでは通常考えられないくらい高い割合の反応が共鳴エネルギー領域（1eV～1KeV）で起ることである。

Figs. 3～5には、例として臨界集合体PROTEUSのHCPWR用格子<sup>5)～7)</sup>（Figs. 1～2）に対する中性子スペクトル、捕獲反応率分布及び分裂反応率分布がそれぞれ示されている。これらの図は、SRACシステム<sup>10)</sup>の共鳴領域詳細スペクトル計算ルーチンを用いて計算したものである。これらの図から、共鳴エネルギー領域における（特に代表的な分離レベルの）吸収及び分裂反応を精度よく計算することは、HCPWRの核特性を評価するうえで極めて重要であるこ

とが判る。

Fig. 4で目立つ吸収レベルの1つは、 $^{240}\text{Pu}$ の1eV共鳴レベルによるものである。ボイド発生により中性子が硬化した場合、このレベルでの中性子共鳴吸収が減少し、炉内に正の反応度が導入される可能性がある。稠密度が高く従ってPu富化度も高い時は、この影響の効果は一層大きくなる。一般的には、この際の事象は、スペクトル硬化のための $^{240}\text{Pu}$ の吸収のほか、 $^{238}\text{U}$ の吸収の増加、 $^{239}\text{Pu}$ と $^{241}\text{Pu}$ の $\eta$ 値の増加、その他親核種の速中性子核分裂の増加等の複合的競争過程となり、高速炉系と類似している。これらのこととHCPWRにおいては中性子の洩れの割合が相対的に小さいことにより、ボイド反応度係数は正になり易いという設計上厄介な問題に遭遇する。即ち、転換比と安全上最も重要なボイド反応度係数がトレードオフの関係にあることに注意する必要がある。

通常のPWRに比べてHCPWRは極めて硬いスペクトルを有しているため、制御棒の反応度効果は大幅に減退する。このため、濃縮したボロンを $\text{B}_4\text{C}$ として使用し、70~80%の集合体に制御棒を挿入できるようにする必要があるといわれている。(現存のPWRでは27%程度)。さらに、冷却材流路面積が小さくなっていることもあって、ボロンによるケミカルシムは、非常に効きが悪くなる。新しい制御材又は制御方式の開発が必要であると考えられる。

冷却材流路面積が小さくなるため、上記の炉物理的課題以外に、熱流力、安全性、燃料・材料等に関する工学的課題についても充分検討する必要があるとされている。

Table 1 在来PWRとの比較におけるHCPWRの炉物理的特徴

特 徴	1 次 的 影 響	2 次 的 影 響	備 考
減速能→低減 ↓ 格子→稠密化 ↓ (六方格子) ↓ Pu含有量→高	スペクトル→硬化  非均質効果→大 (?)	◎転換比→大  ◎減速材ボイド係数→正方向へ (温度係数)  ◎熱エネルギー領域の重要度→小 ○ $1/v$ 吸収体効果→小  ◎共鳴エネルギー領域の重要度→大 ○共鳴を有する核種の反応率割合 →大  ◎速中性子領域の重要度→大	○ $K_{\text{eff}}$ の燃焼変化→小 ○燃焼に伴う出力変動→小 ×安全余裕→厳しくなる  ○FP及び構造材吸収効果→小 ×制御棒及びケミカルシムによるボロン価値→小 ○新しい炉制御方式の開発必要 ○分裂反応の約50%, 吸収反応の約70%が起る。 ○FP→自己遮蔽効果 ○共鳴吸収制御材の可能性 ×計算手法の複雑化  ×フルエンス→大

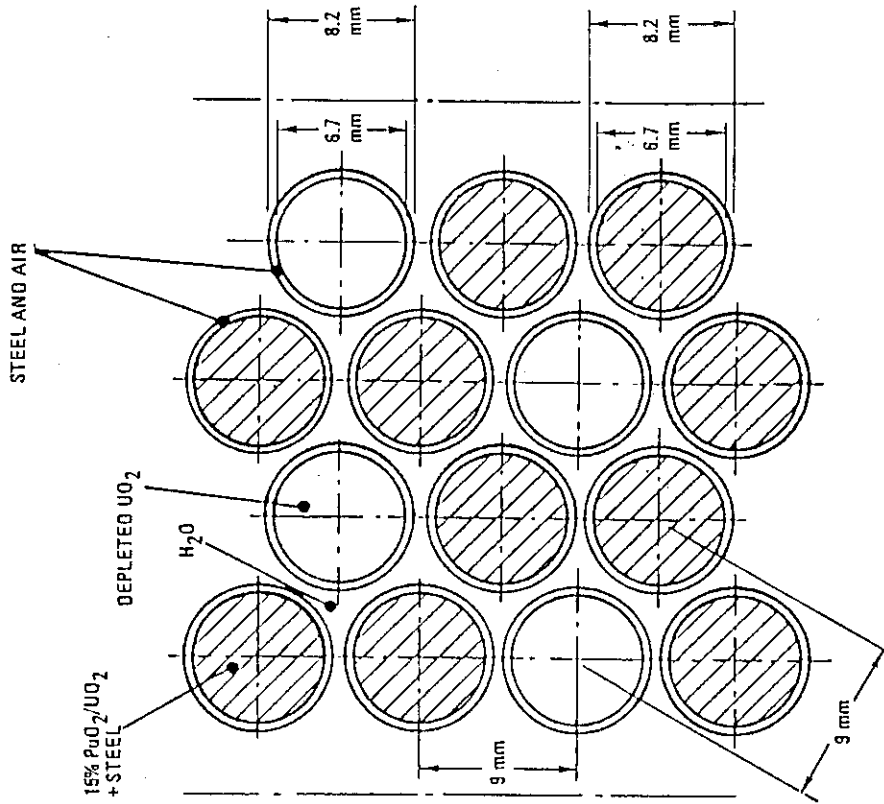


Fig. 2 Test lattice for PROTEUS-LWHCR cores 4-6

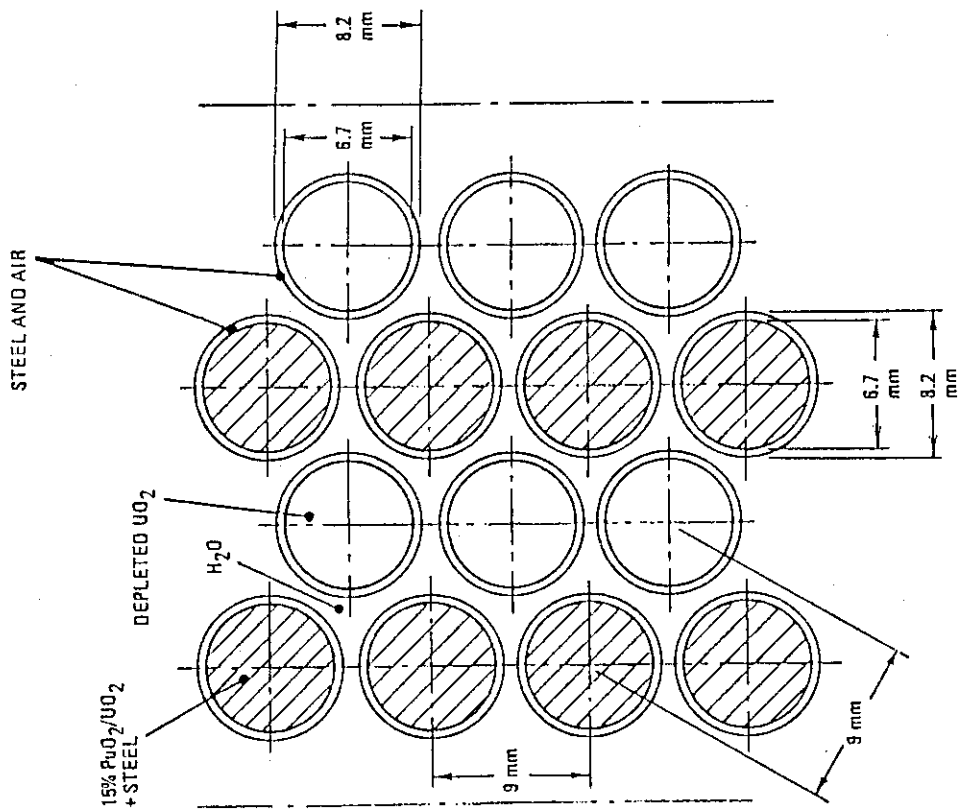


Fig. 1 Test lattice for PROTEUS-LWHCR cores 1-3

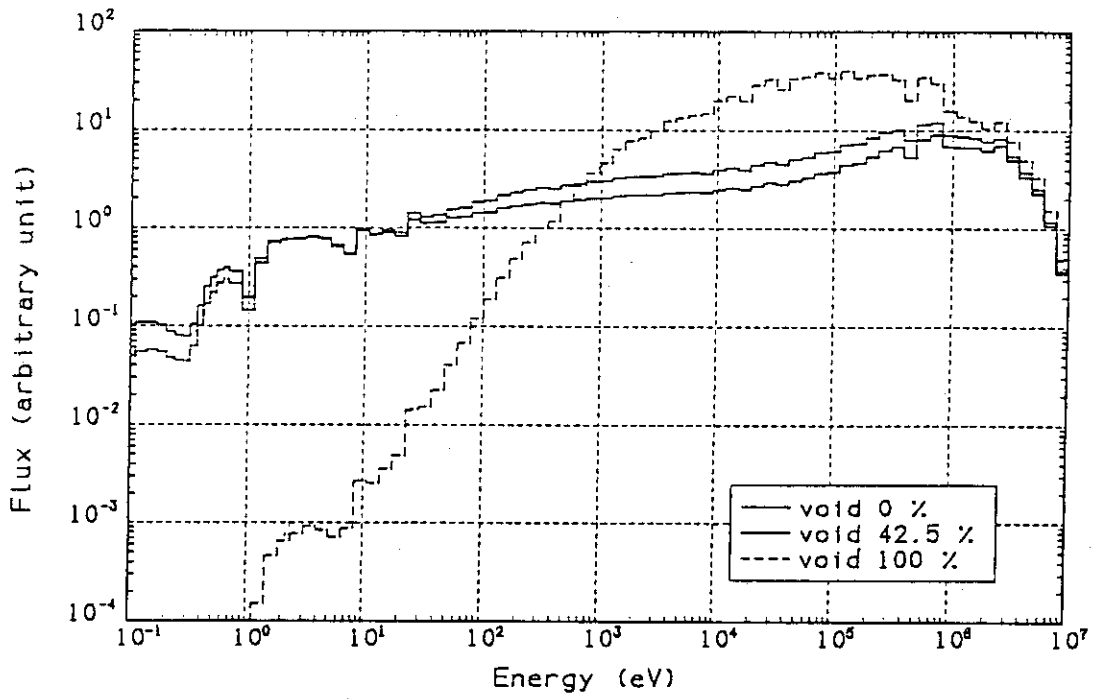


Fig. 3 Neutron spectra in test region of PROTEUS cores 1-3

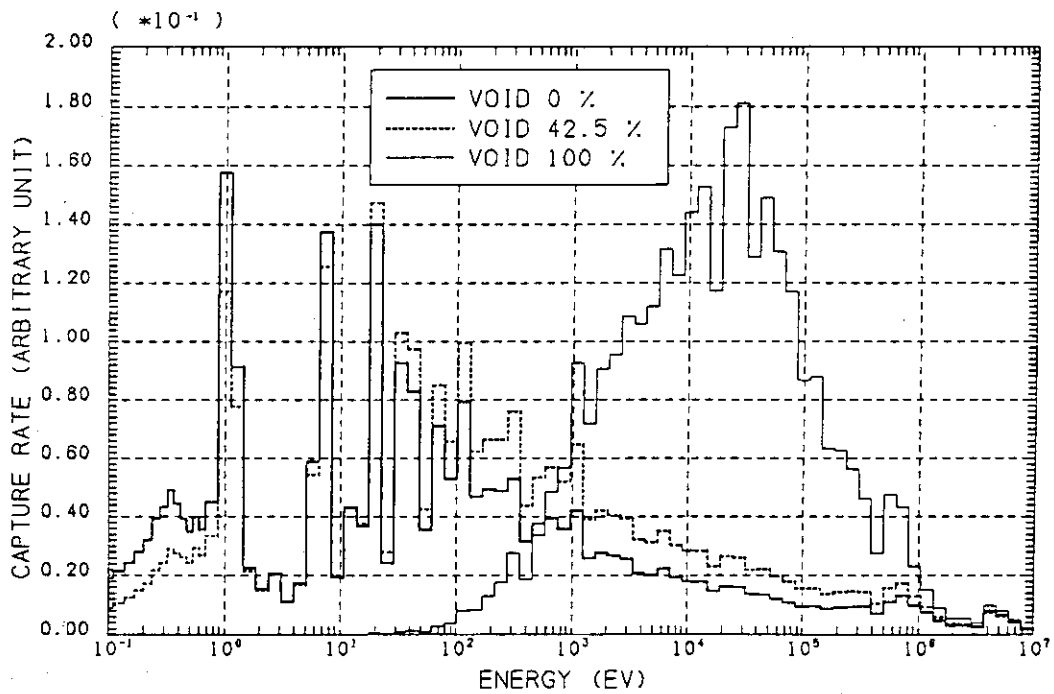


Fig. 4 Macroscopic capture rate distributions in test region of PROTEUS cores 1-3

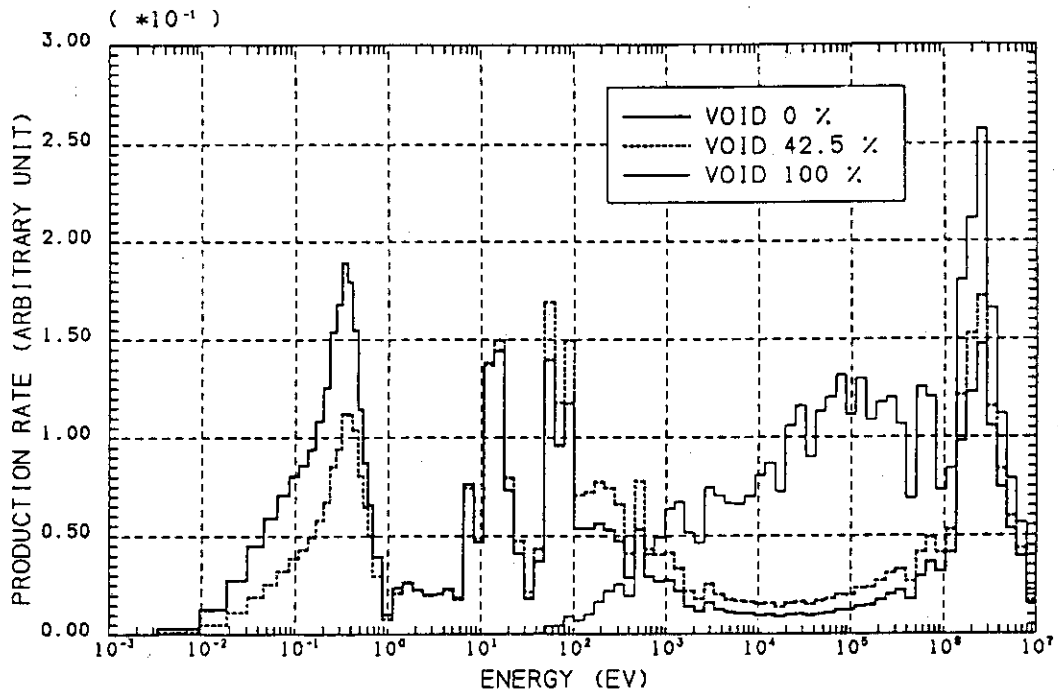


Fig. 5 Macroscopic fission rate distributions in test region of PROTEUS cores 1-3

### 3. 炉物理特性量の予測精度の現状

HCPWRに関する公表されている炉物理実験は、スイスのEIRのPROTEUS炉施設での部分臨界実験のみである。この実験は、1981年夏以来PuO<sub>2</sub>/UO<sub>2</sub>の稠密格子に適した積分ベンチマークを設定するために進められているもので、ボイド反応度係数に主眼をおいて実験がされており、 $k_{\infty}$ 及び各種の中心反応率比が測定されている。<sup>5)6)</sup> フランスでもERASME臨界実験装置を用いた実験が1984年の末から実施されているが、実験結果はまだ公表されていない。<sup>4)</sup>

臨界集合体PROTEUS全体の形状等は、文献(11)に詳しく示されている。この炉は、大まかにいって、黒鉛と重水減速のドライバー・ゾーンと天然ウラン金属棒のバッファ・ゾーンに囲まれた中心部に、目的とする形状、組成をもった直径0.43mmのテスト領域を置き、それを周辺部のドライバー・ゾーンからの熱中性子で臨界にするようになっている。テスト領域の燃料棒の配置はFig. 1に示されている。15% PuO<sub>2</sub>/UO<sub>2</sub>と減損ウランの2種類の燃料が六方格子状に交互に並べられ、燃料部分と減速材部分の体積比はほぼ2.0である。減速材を入れ換えることによってボイドを模擬することができ、この実験の場合、減速材はH<sub>2</sub>O (core 1), Air (core 2), Dowtherm (core 3)の3種類が用いられていた。core 1は0%ボイド、core 2は100%ボイドにそれぞれ対応する。Dowthermは、ジフェニール26%、ジフェニール・オキサライド74%の共融混合物であり、42.5%ボイドを模擬する。燃料、被覆、減速材の組成はTable 2に示されている。

測定された量は以下の通りである。

- A. 3種類の炉心 (core 1, core 2, core 3) に対して、PuO<sub>2</sub>/UO<sub>2</sub>, depleted UO<sub>2</sub> 各燃料棒での<sup>238</sup>Uのcapture rate, 及び<sup>238</sup>U, <sup>235</sup>U, <sup>239</sup>Pu, <sup>241</sup>Pu, <sup>232</sup>Th, <sup>233</sup>Uのfission rate
- B. core 1, core 3 に対して、炉心の軸方向、径方向の反応率分布 (<sup>238</sup>Uのcapture, <sup>234</sup>U, <sup>235</sup>U, <sup>239</sup>Puのfission及びRh(n, n')反応)

炉心での反応率測定は、主としてfoil activation法を用いて行われた。その際、精度を上げるために、1つの核種に対して一種類以上のfoilが用いられた(0.5 mm UO<sub>2</sub>, 0.1 mm U-metal, 0.1 mm Pu/Al合金, 0.5 mm PuO<sub>2</sub>/UO<sub>2</sub>)。また、fission track recorderも用いられた(<sup>241</sup>Puのfission rateに関してはこの方法でしか測定されない)。

これらの反応率の精度は、foil activation法が使用できなかった<sup>241</sup>Puについて約4%であるのを除けば、2.0~2.5%である。

反応率の空間分布の測定は、物質バックリング及び $k_{\infty}$ を決定するために行われた。各反応率について得られた分布に対して、軸方向にコサイン関数を、径方向にベッセル関数をあてはめてそれぞれの方向のバックリングが決定された。なお、core 2の $k_{\infty}$ は、同様な条件で過去に行われた実験(PROTEUS-GCFR core 6, 1976年)から得られた値に補正を加えて決定された(今回の実験の燃料棒のピッチが9 mmであるのに対して、GCFR core 6は10 mmである点のみが異なっている)。

これらのcore 1~3のPhase I実験の継続実験として、core 4~6の実験も行われた。<sup>7)</sup> 前述の格子においては、2種類の燃料ピンが1:1に配列されていたのに対して、新しい格子では2

: 1に配列されており、それぞれ、6%及び8% fissile - Puを模擬している。但し、後者においてはテスト領域が小さいために、 $k$  の測定はなされていない。

SRAC システムを用いてこの一連の Phase I の実験結果の再計算を行うとともに、これらの格子で  $B^2 = 0$  とした場合のモンテカルロ・コード VIM と SRAC との比較計算を行った。その理由は、

- i) 新しい core 4 ~ 6 の実験結果が出たこと
- ii) 重要共鳴核種の非分離共鳴領域の多群定数に対する SRAC ライブラリーの修正を行ったこと（前回の解析で、共鳴の“はしご”を発生させる際に生じた誤差が発見された<sup>12)</sup>）
- iii) これらの複雑格子系に対する Dancoff 係数計算法を開発したこと、などによる。

SRAC による計算は、速中性子領域 ( $E \geq 0.683$  eV) 66 群、熱エネルギー領域 20 群の計 86 群の衝突確率法に基づく多群セル計算法で行った。衝突確率法においては、上記の2つの格子形状を厳密に考慮した。130.07 eV  $\geq E \geq 0.683$  eV の共鳴エネルギー領域は、詳細エネルギー群 ( $\Delta U = 0.00125$ ) で取り扱った。これより上のエネルギー領域の共鳴実効断面積は、全て NR 近似に基づいて Table - look - up 法で求めた。ここで、各燃料ピンの燃料領域は、それぞれ 1 領域として取り扱い、必要な Dancoff 係数は複雑形状に対して導出した一般化したものを用いた。<sup>13)</sup>

Figs. 6 及び 7 には、core 1 に対して種々の計算手法で求めた  $^{238}\text{U}$  の吸収と  $^{239}\text{Pu}$  の分裂反応に対するセル平均の実効断面積が、それぞれ示されている。これらの計算においては、VIM コードとの比較のため  $B^2 = 0$  を仮定し、ENDF/B - 4 に基づくライブラリーを用いてセル計算を行ったものである。

SRAC 中の共鳴領域 ( $E \lesssim 130$  eV) を詳細に扱う PEACO ルーチンで計算した結果は、VIM コードと良好な一致を示しているが、IR 法及び Table - look - up 法による結果は可成り悪く、重要な  $^{238}\text{U}$  の 6.67 eV 共鳴レベルを含む群では、20% 近くの誤差が見られる。cores 2 ~ 6 に対しても全く同様の傾向が得られている。それ故、この領域でのこれらの反応率は、実効増倍率や転換比の計算には大きく寄与するので、この領域を扱う計算法は充分慎重に開発される必要があると考えられる。

これらの反応に対する fuel 1 における実効断面積及び反応率分布の SRAC と VIM コードによる比較が Figs. 8 ~ 12 に拡大して求めている。これらの図から、SRAC における衝突確率法に基づく計算は、代表的な共鳴レベルの共鳴吸収を過少評価する傾向があることが判る。この事実は、後ほど議論される種々の炉物理特性量に影響を及ぼしている可能性があり、早急に検討すべき課題と考えられる。

$^{239}\text{Pu}$  の分裂率分布の Fig. 2 から、SRAC で計算される熱領域スペクトルが VIM コードからのものに比べて、可成りソフトに評価されている (0% ボイドの時の最も顕著である)。ボイド率変化に対する炉物理量の変化が正確に追従できない恐れがあり、この問題も早急につめる必要がある。

Figs. 13 ~ 14 には、C 8 に対する 2 - rod heterogeneity の C/E が示されている。ここでの 2 - rod heterogeneity は、「Dep.  $\text{UO}_2$  の中のある反応率 ( / 原子) の 15%  $\text{PuO}_2 / \text{UO}_2$  における同じ反応率に対する比」として定義されるものである。C 8 は反応率として最も重要な



量であると同時に、これまでの解析において、その 2-rod heterogeneity factor は最も予測精度の悪いものであった。ここでまず最初に興味のあることは、実験で得られている 2-rod heterogeneity factor の値が、最も 1 からずれるボイド率 0% の場合でも 0.986 (±1%) であり、極めて 1 に近い値を示すことである。簡単に背景断面積  $\sigma_0$  でこのことを理解しようとしても必ずしも明確な答えは得られない。Fig. 1 には、同じ格子体系で  $B^2 = 0$  を仮定し、ENDF/B-4 に基づくライブラリーを用いて行った VIM コードと SRAC システムの比較計算が示されている。SRAC の結果の実験値からのずれは、VIM コードからのずれの約 2 倍にもなっており、この事実を理解するのは可成り困難である。この 2-rod heterogeneity factor に関する矛盾は、HCPWR の非均質効果に対する理解を得るための最も基本的問題と考えられ、この問題も早急に解決する必要がある。なお、その他の反応に対しては、Fig. 15 に示されている F9 の場合のように、C8 に対するほど大きな矛盾は見られない。

Fig. 16 には、 $k_\infty$  に対する C/E が示されているが、JENDL-2 による結果は実験誤差内にあり、実験値と良好な一致を示している。一方、ENDF/B-4 による結果は、ボイド率が高くなるにつれ悪くなり、高速炉系における解析結果と同様に、 $k_\infty$  を過少評価する傾向がある。

Figs. 17 ~ 19 には、HCPWR の特性を知るうえで重要な中心反応率比 C8/F9, F1/F9 及び F8/F9 の C/E に対する種々のコードによる結果が比較されている。ここで、SRAC による C8/F9 に対する結果を除くと、どのコードによる結果もほぼ同じボイド率依存性を示しており、それらの傾向は興味深い。ここに示されていない F5/F9 等の解析においても、同様の傾向が見られ、同一の原因によってこのような依存性が表われている可能性がある。いずれにせよ、LWR や FBR 系における中心反応率比の予測精度に比べて、HCPWR 系での精度は相当劣るようである。

ここでは、SRAC システムを用いて PROTEUS 炉心での積分実験の解析した結果に基づいて、HCPWR 系での炉物理特性量に対する予測精度についての議論を行った。具体的な問題点を摘出するための詳細解析はこれから実施していく計画である。

Table 2 Atomic number densities for test-lattice materials in PROTEUS cores 1-3  
(unit=1.0E+24)

Material 1 (Fuel 1, 15 % PuO2/UO2 + Steel):								
U-235	...	7.781-5	U-238	...	1.839-2	Pu-239	...	2.580-3
Pu-240	...	5.699-4	Pu-241	...	5.675-5	Pu-242	...	1.256-5
Am-241	...	3.833-5	O	...	4.346-2	H	...	2.005-4
Al	...	3.683-4	Fe	...	2.600-3	Cr	...	6.843-4
Ni	...	3.301-4	Mn	...	5.376-5	Si	...	3.286-5
Mo	...	8.123-6						
Material 2 (Fuel 2, Depl. UO2):								
U-235	...	9.851-5	U-238	...	2.328-2	O	...	4.677-2
Al	...	3.827-4						
Material 3 (Clad, Steel + Air + Al):								
Al	...	6.080-3	Fe	...	3.125-2	Cr	...	8.536-3
Ni	...	5.118-3	Mn	...	1.001-3	Mo	...	7.354-4
Si	...	8.124-4	N	...	1.323-5			
Material 4 (Moderator):								
Core 1 (H2O at 32 C):			H	...	6.652-2	O	...	3.326-2
Core 2 (Air/Al Smear, 37 C):			H	...	3.800-5	O	...	1.000-5
Core 3 (Dowtherm, 35 C):			H	...	3.824-2	C	...	4.578-2
			Al	...			...	8.100-4
							...	2.832-3

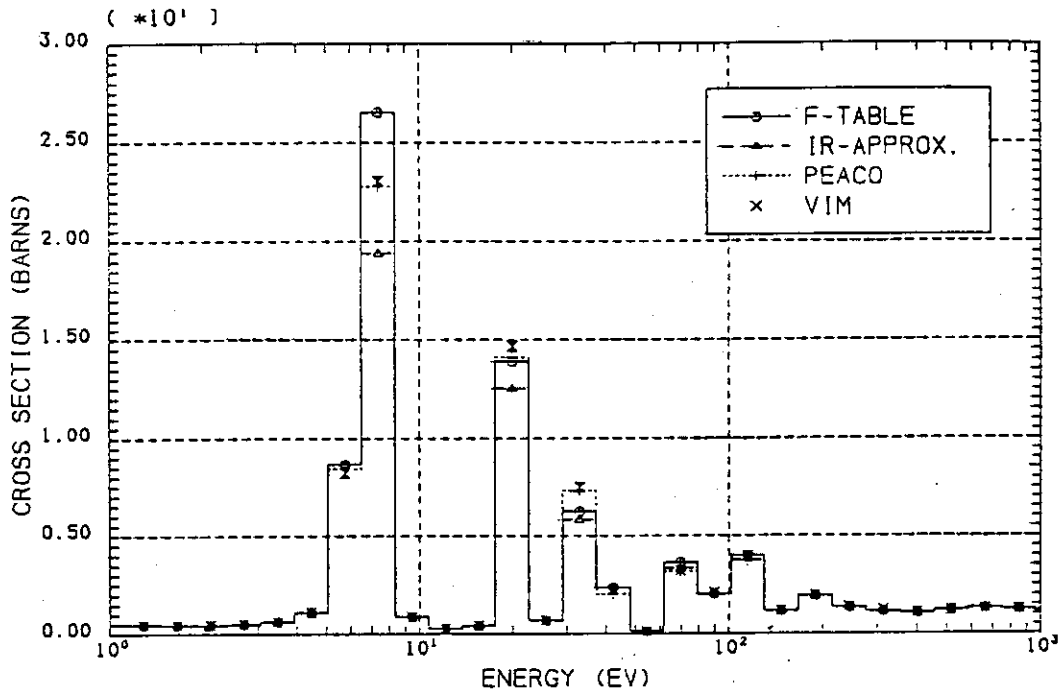


Fig. 6 Comparison of effective capture cross section of U-238 for 0% void

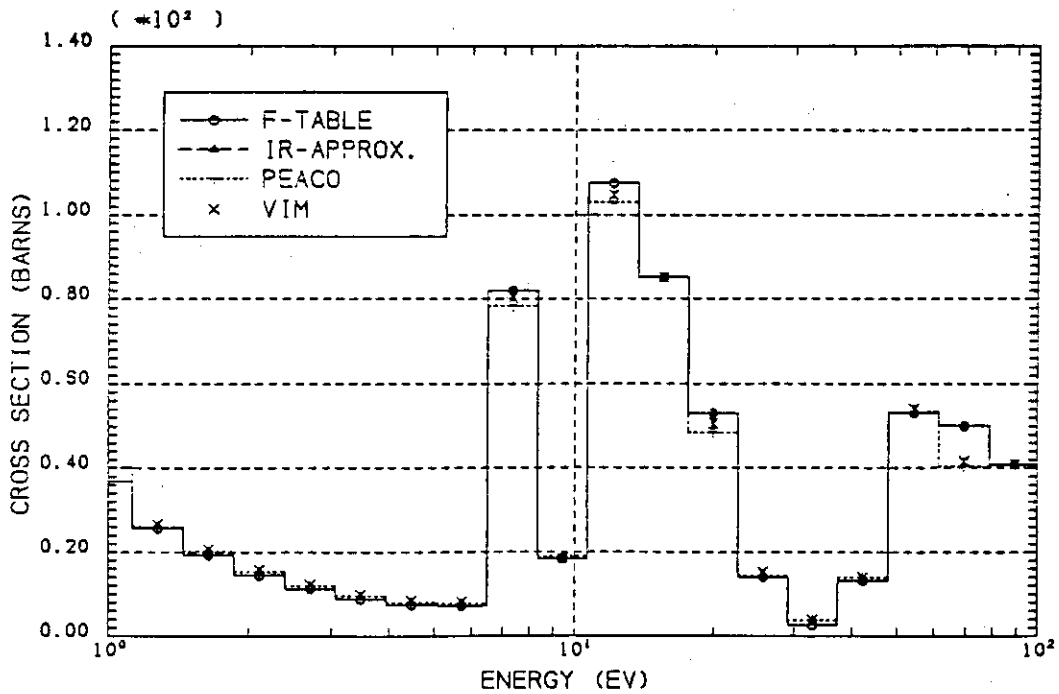


Fig. 7 Comparison of effective fission cross section of Pu-239 for 0% void

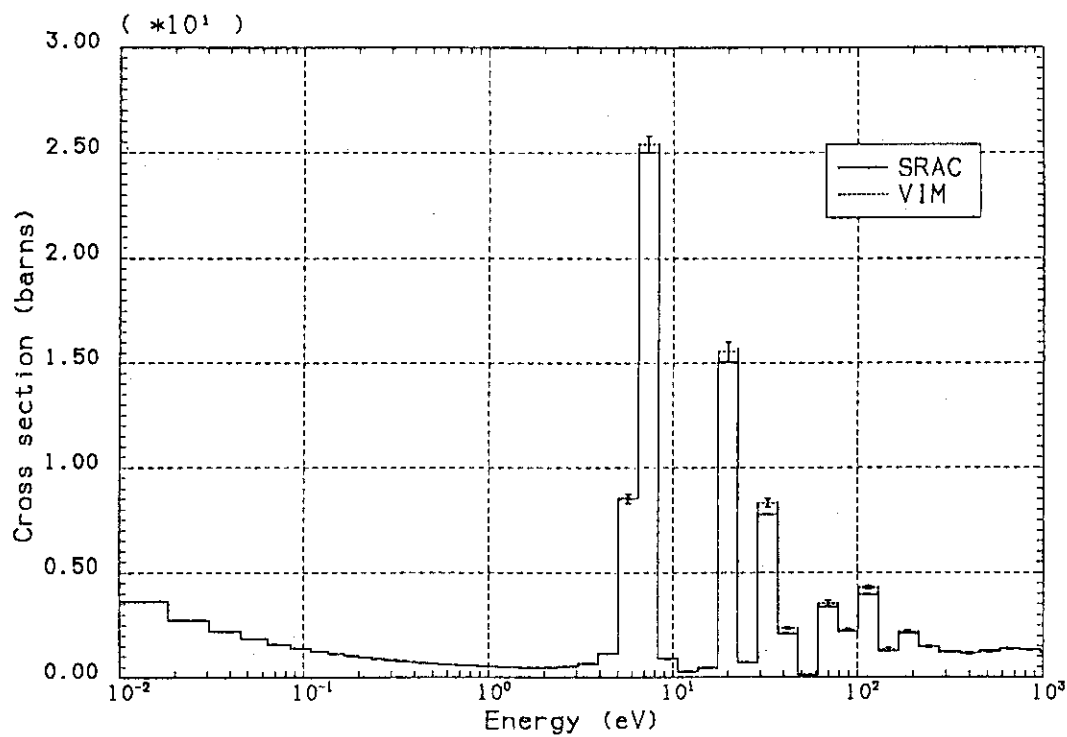


Fig. 8 U-238 capture cross section (core 1, fuel 1)

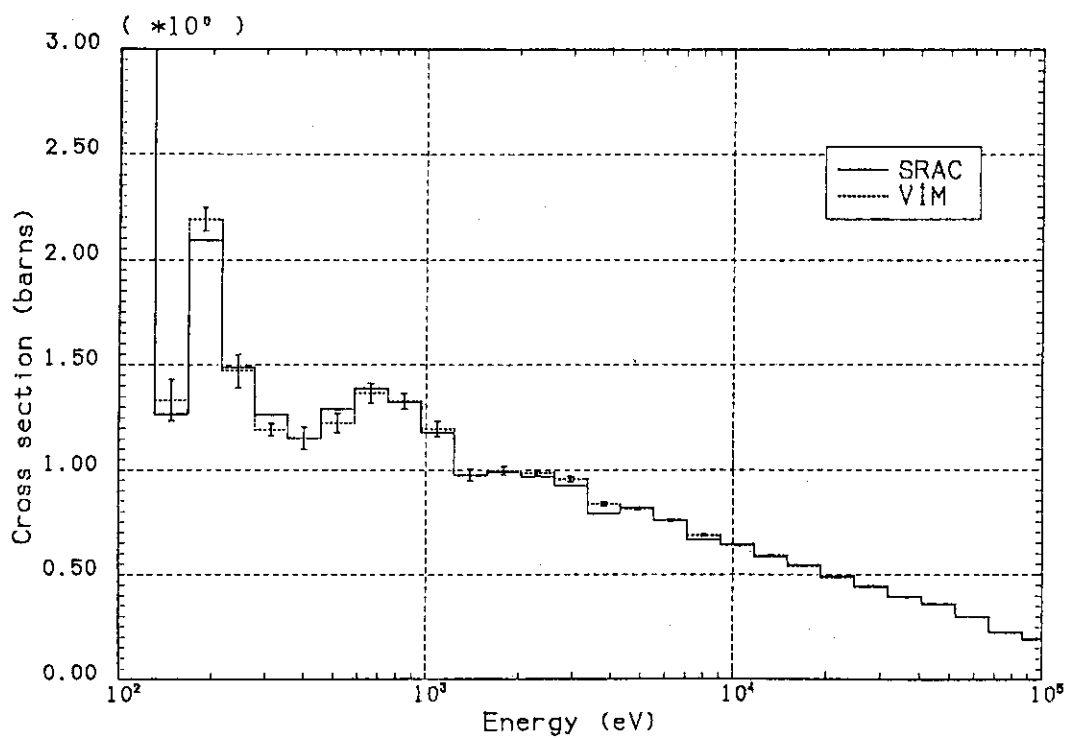


Fig. 9 U-238 capture cross section (core 1, fuel 1)

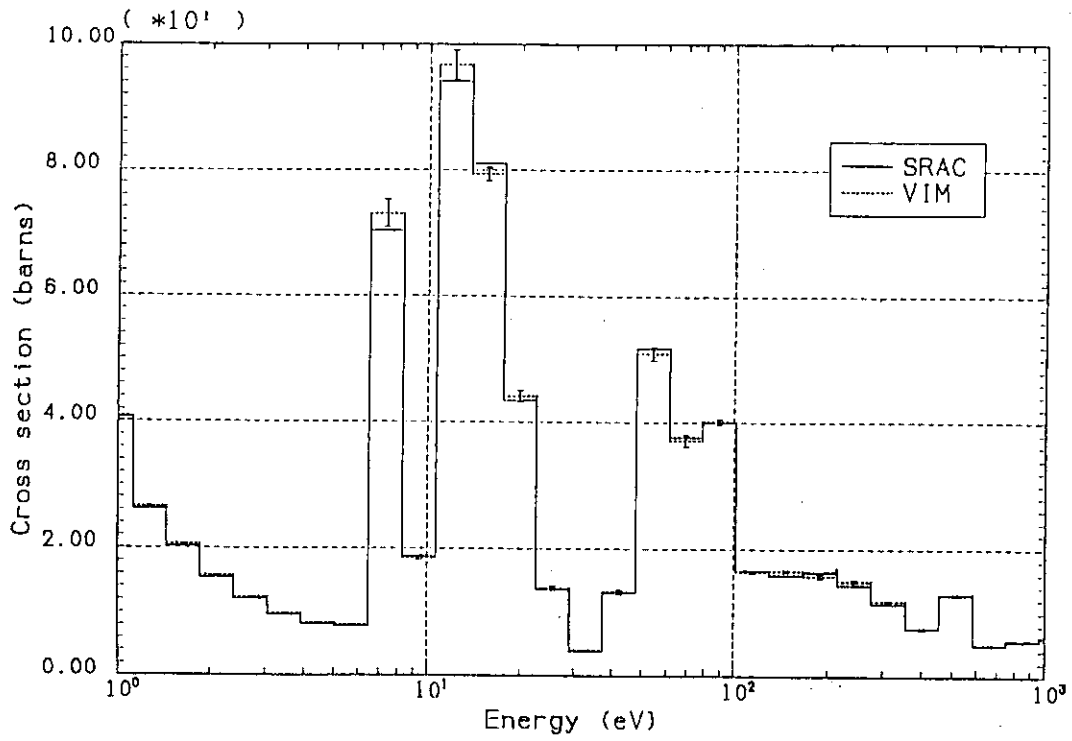


Fig. 10 Pu-239 fission cross section (core 1, fuel 1)

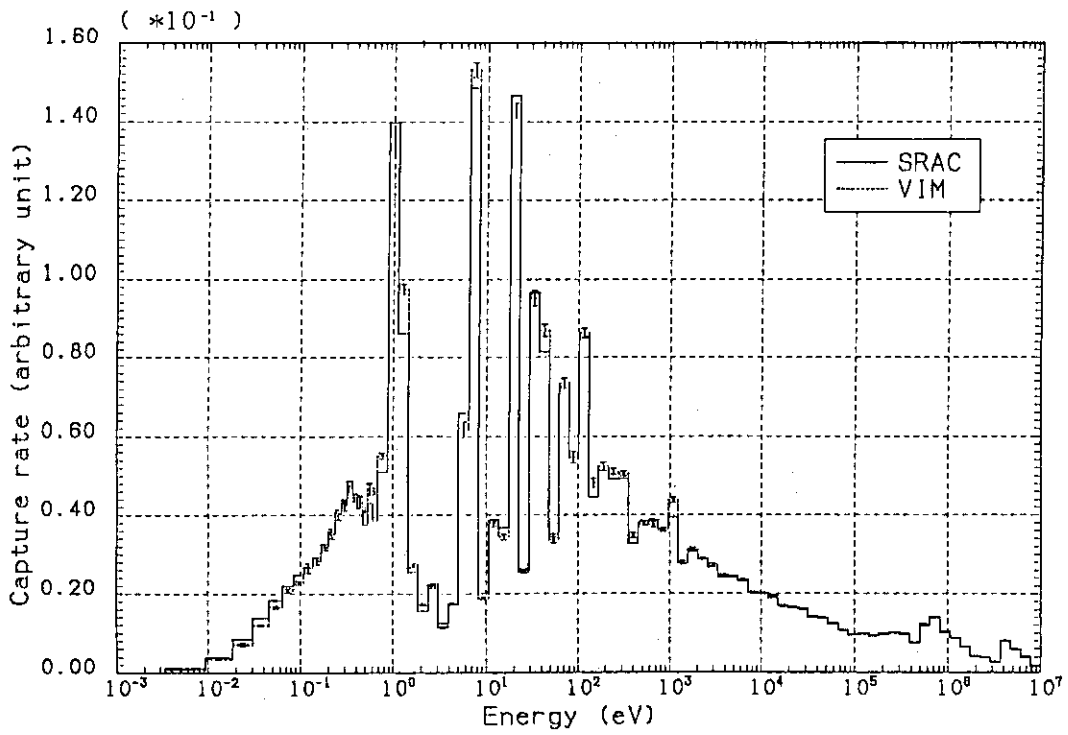


Fig. 11 Capture rate (core 1, cell total)

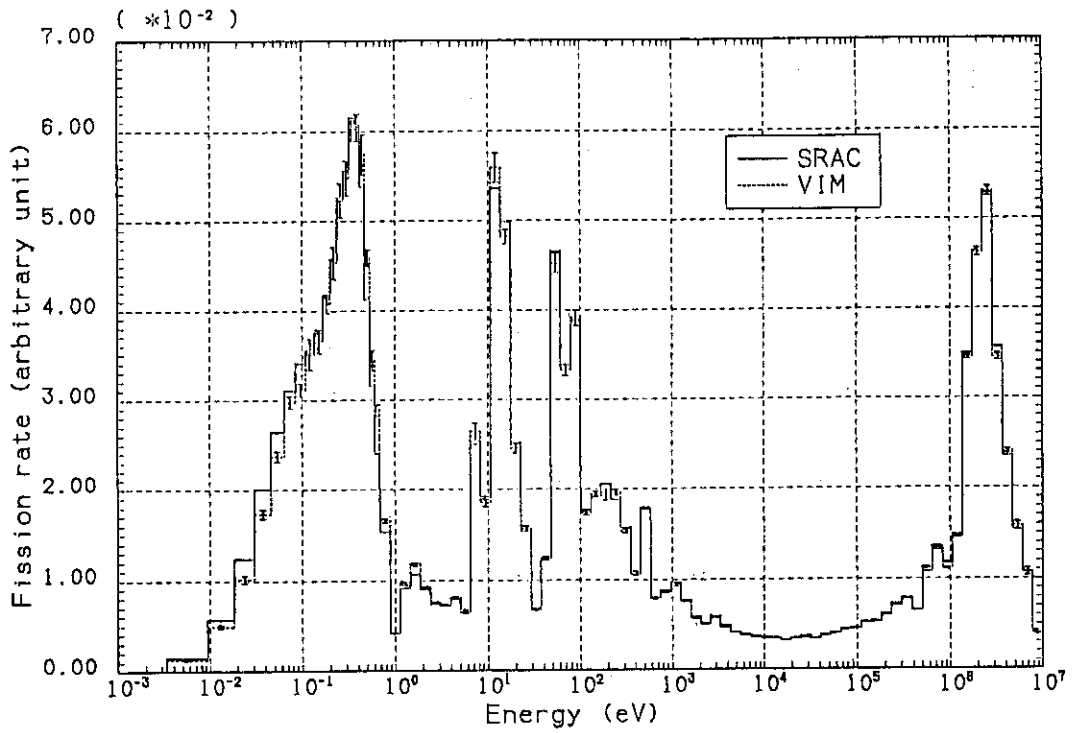


Fig. 12 Fission rate (core 1, cell total)

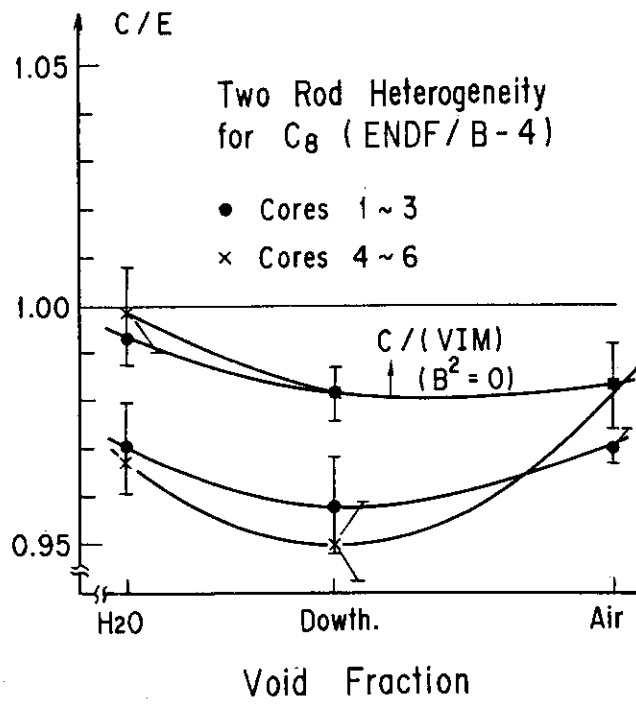


Fig. 13 C/E of two rod heterogeneity for C8

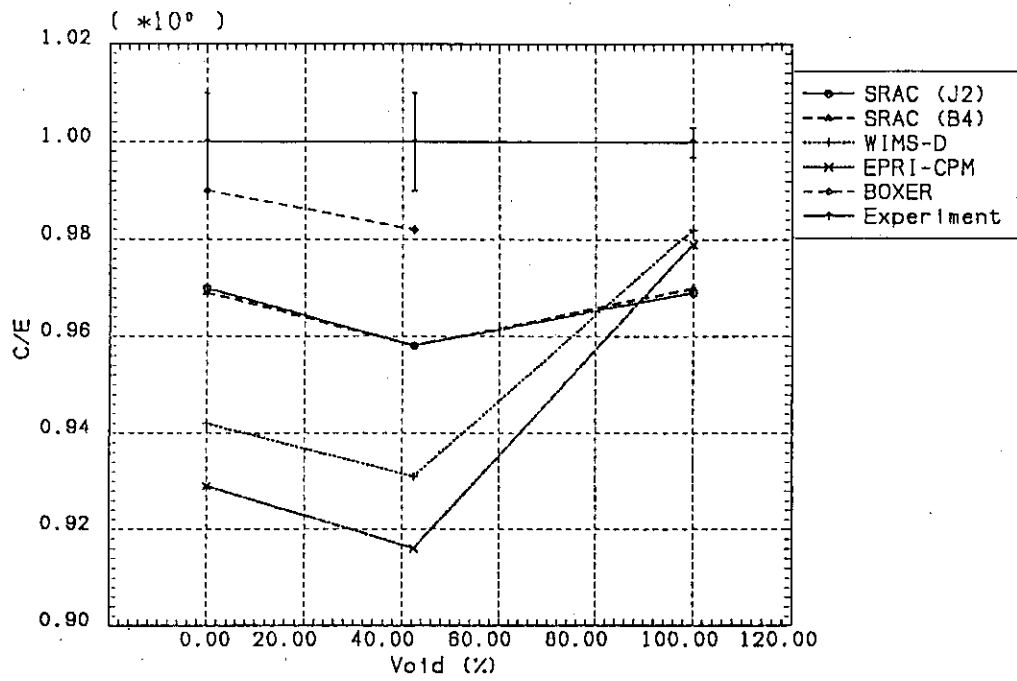


Fig. 14 C/E of two rod heterogeneity for C8

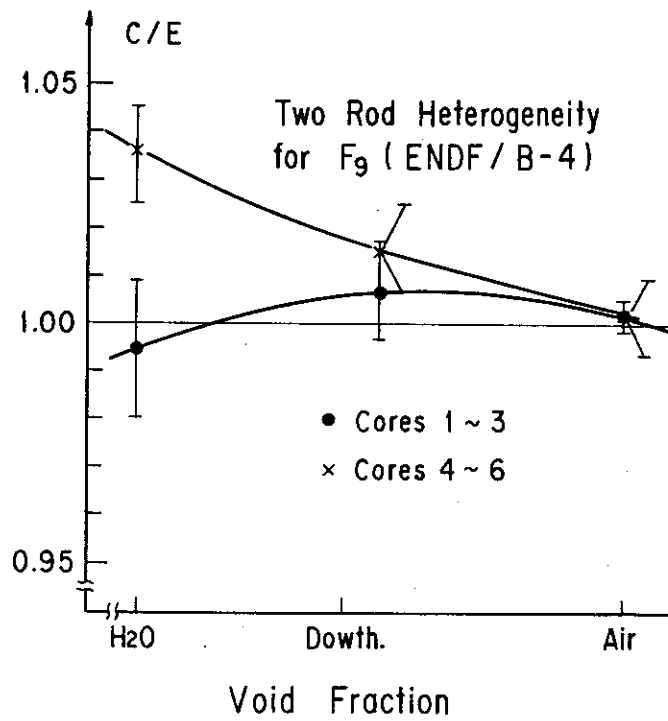


Fig. 15 C/E of two rod heterogeneity for F9

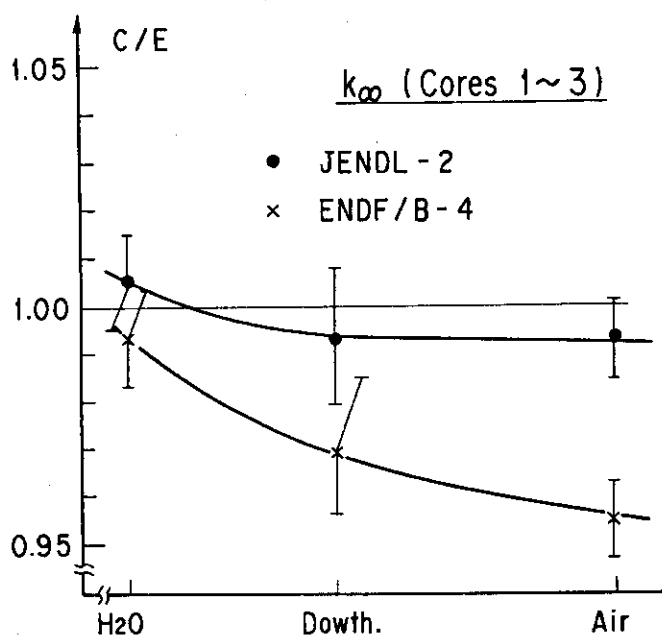


Fig. 16 C/E of  $k_{\infty}$

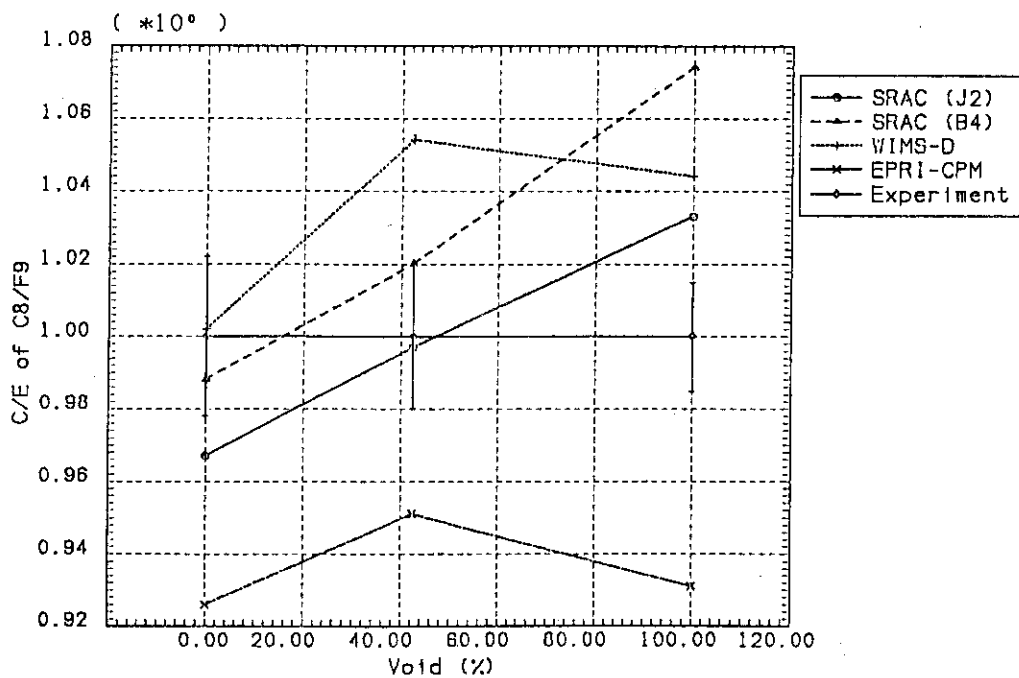


Fig. 17 C/E of C8/F9 by various codes



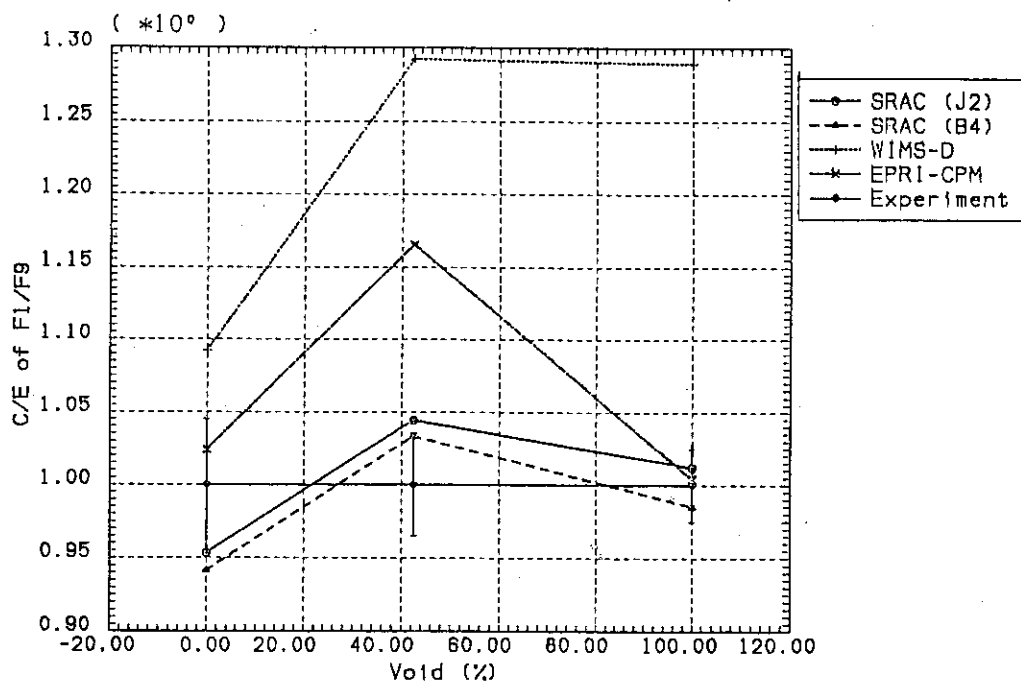


Fig. 18 C/E of F1/F9 by various codes

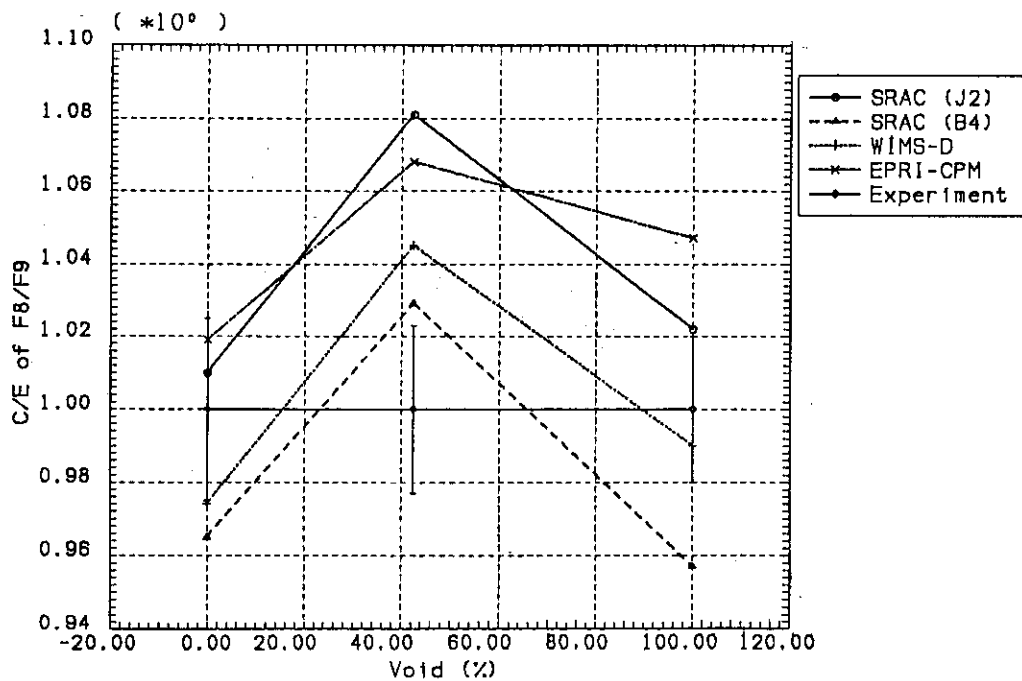


Fig. 19 C/E of F8/F9 by various codes

#### 4. HCPWRの転換比の目標値

Fig. 20 及び Table 3 には、よく知られた燃料利用率 (U) と転換比 (C) との関係が示されている。転換比を 0.8 から 0.95 まで上げると燃料利用率が約 2 倍向上する (LWR に比べて 2.3 倍から 6.7 倍)。

しかし、導入される HCPWR は高転換比 ( $C \geq 0.95$ ) が得られるものではないと意義がないのか、或いはどの程度の転換比が得られれば我が国の核エネルギー戦略上有意義なのかは、必ずしも明確にされていない。即ち、HCPWR の実現可能性を検討する場合、転換比の努力目標値を早期に設定する必要があると考えられる。この際 HCPWR 導入の有効性は、将来導入できる基数に大きく依存するものと考えられる。

Fig. 21 は、セル燃焼パラメータ計算に基づいて概算により得られたインベントリー (per GWe) と転換比の関係を示したものである。この図中には、スイスの EIR で整理した「これまでに設計された HCPWR」に対する関係も示してある。<sup>21)</sup> 転換比を小さくしていくと、インベントリーは急激に減少する。一方、Fig. 23 には、原子炉一基の耐用期間にわたる生涯 Pu バランスを各種炉型別に比較したものが示されている。<sup>15)</sup> ここで、HCPWR の転換比として 0.95 が仮定されている。これらの図から、HCPWR の初期炉心には、LMFBR に比べて 1.5~2 倍の大量の Pu 装荷量を必要とすることが分る。ここで注意すべきことは、当面 FBR - HCPWR 共存路線を考えない場合、次の 2 点であろう。

- i) 大量の Pu インベントリーを装荷することは、大量のウラン資源の使用を前提にしていること。
- ii) 大量の Pu インベントリーを必要とするということは、導入できる HCPWR の数が限定され、その有効性が発揮できない可能性があること。

この 2 点から、「当面転換比のみを上げる努力をすることは得策かどうか必ずしも判断できない。」但し、HCPWR を「活用的貯蔵炉」としてのみ位置付ける場合は、別の議論の展開を必要とすると思われる。しかし、中期的にはウラン需要がひっ迫する可能性があり、storage といっておれない恐れがある。いずれにせよ、核エネルギー戦略的立場から、転換比に対する目標値を早期に設定する必要がある。

Fig. 23 には、転換比と「可能な燃焼度」との関係が示されている。この図中の曲線は、セル燃焼計算に基づいて求めた大まかな数値をもとにして描いたものである。HCPWR の  $k_{\infty}$  の燃焼度依存性はゆるやかなので、「可能な燃焼度」として、 $k_{\infty} = 1$  とする燃焼度の 1.4 倍と定義し、その時点での平均転換比として取ってある。この燃焼度の値は可成り過大評価していると考えられるが、乗数 1.4 をもっと小さな値にとっても、図の関係は定量的に大きく変ることはない。一方、Pu 富化度や燃料ピン径などによっても、転換比と燃焼度の間関係にバラツキが多少見られるが、Fig. 23 では、転換比の上限値を結んで曲線を描いたもので、楽観的な関係を示しているものである。この図は、高燃焼度と高転換比が共に得られる HCPWR を設計することは、必ずしも容易ではないことを示している。

転換比を 0.8~0.9 ぐらいにした稠密度の低い炉心では、必要な装荷 Pu 量も少なくなるうえ、炉の制御性、熱流力及び安全性面の問題点を低減できる。燃料ピン対減速材体積比が 0.7 ( $V_M /$

$V_F \geq \sim 1$ ) で、Pu 富化度 6% 程度の燃料集合体が、 $C \cong 0.8$  (at 4.5 GMD/T) に対応している (Fig. 24 ~ 28)。この場合、体積比が 0.5 の場合に比べて、Pu 原子組成比が燃焼により大幅に劣化することはない (Fig. 29)。このため、この稠密度の低い HCPWR も Pu の「活用的貯蔵炉」としての特性を失うことなく、FBR の実用化時期に初期インベントリーに必要な Pu を供給する役割を果たすことができる。Fig. 22 に破線で示した曲線は、このような HCPWR を想定して書き込んだものである。ここで注意すべきことは、転換比が低いだけ正味の make-up が可成り大きくなると予想されることである。

Figs. 30 ~ 32 には、PROTEUS cores 1 ~ 3 における分裂及び捕獲に対する反応率分布及びそれらの比 (分裂/吸収) である炉内の  $\eta$  値に対応する値がそれぞれ示されている。なお、この比は、炉内のインポータス・スペクトルに似ていると考えられる。LWR 及び FBR に比べて、これらのエネルギー変化は極めて複雑で、全エネルギー領域でそれぞれの反応への寄与が見られる。ボイド発生の際には、スペクトルの硬化により、 $^{240}\text{Pu}$  の吸収の減少、 $^{238}\text{U}$  の吸収の増加、 $^{239}\text{Pu}$  と  $^{241}\text{Pu}$  の  $\eta$  値の増加、その他の親核種の速中性子核分裂の増加、さらに中性子の洩れの増加等の事象が、複合的競争過程となる。このため、これらの競争過程の結果としてのボイド反応度係数を正確に予測することは、将来とも困難であると考えられる。Fig. 33 は、EIR において、1 つの HCPWR の参考体系を設定し、既存のコード及びデータ・セットを用いてボイド係数に対する予測精度を検討した結果である。ばらつきが極めて大きいことに注目すべきである。それ故、ボイド反応度係数或いは反応度温度係数の計算予測精度に可成り大きな設計余地を残しておくことが必要であろう。従って、ボイド反応度係数の予測精度の面からも、稠密度を適当に落した設計から出発するのが望ましいと考えられる。

これまでの議論から、HCPWR を導入するに当たっては、稠密度の低い燃料集合体から出発し、徐々に稠密度を上げてゆき、最終的な漸近状態、特に HCPWR - LMFBR 共存路線においては、高転換が望ましいと考えられる。現在、原研の核エネルギー・システム研究室との協力のもとに、HCPWR の核エネルギー戦略上の位置付け及びその転換比に対する努力目標を明確にするための検討の準備を進めている。

Table 3 Fuel utilization (U) and conversion ratio (C)  
(3% burnup, 2% reprocessing losses)

C	U	U/U(C = 0.5)
0.5	0.00965	1.0
0.6	0.0119	1.2
0.7	0.0155	1.6
0.8	0.0223	2.3
0.9	0.0396	4.1
0.95	0.0647	6.7
1.00	0.176	18.2
1.28	breeding	~67

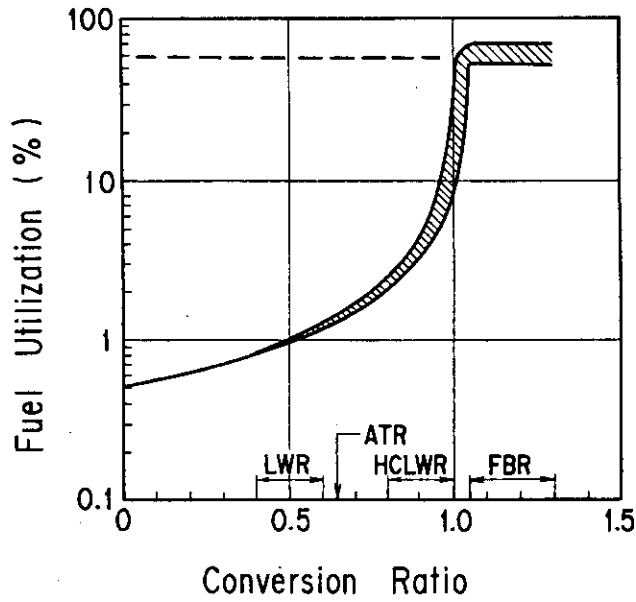


Fig. 20 Fuel utilization in reactors as a function of conversion ratio (assuming 3% burnup and 2% reprocessing and fabrication losses)

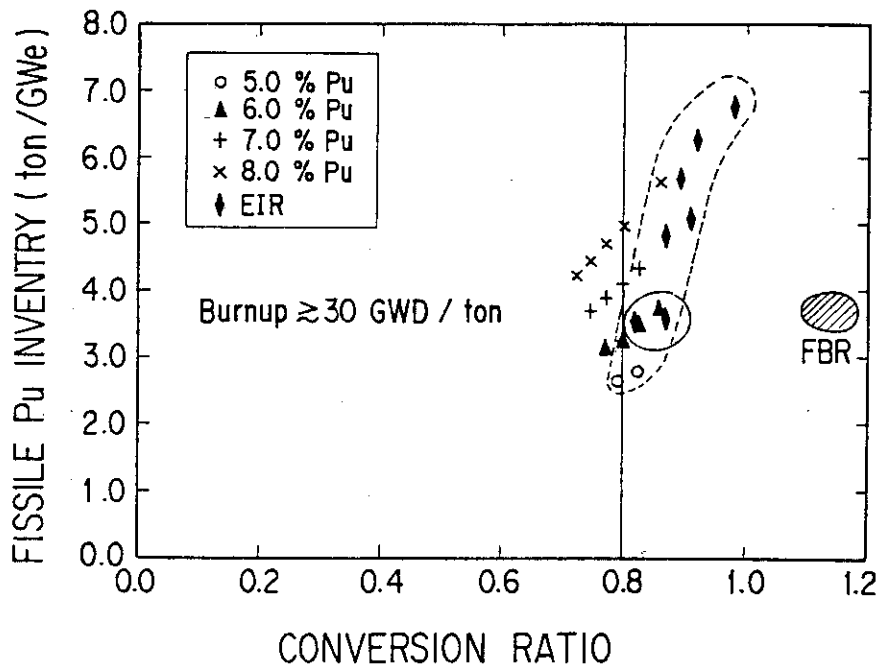


Fig. 21 Fissile Pu inventory (per GWe) vs average conversion ratio

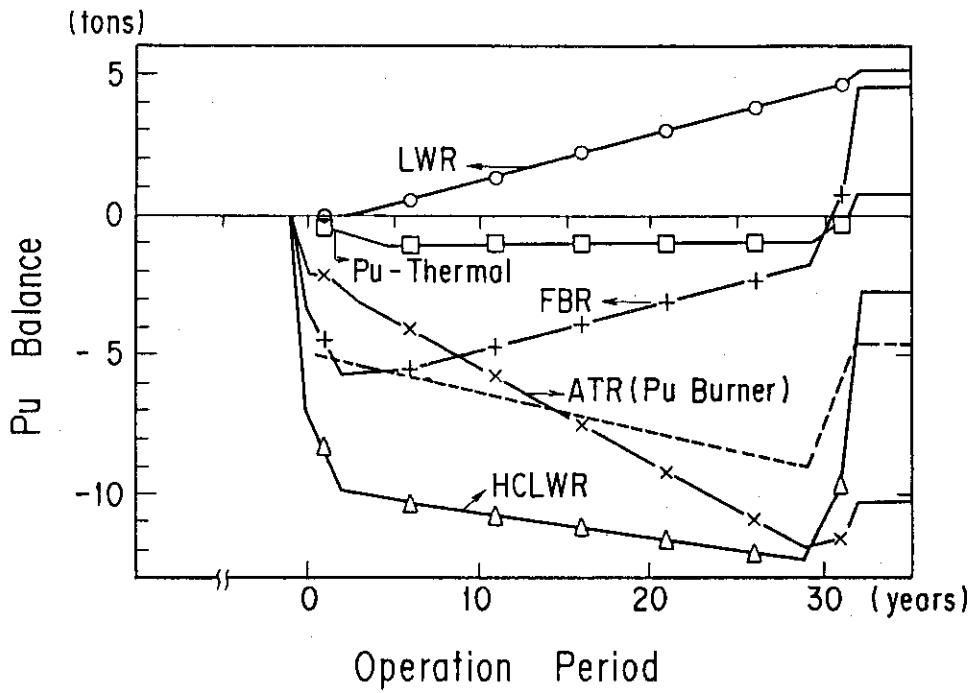


Fig. 22 Pu life balance vs operation duration (S. Yasukawa, JAERI)

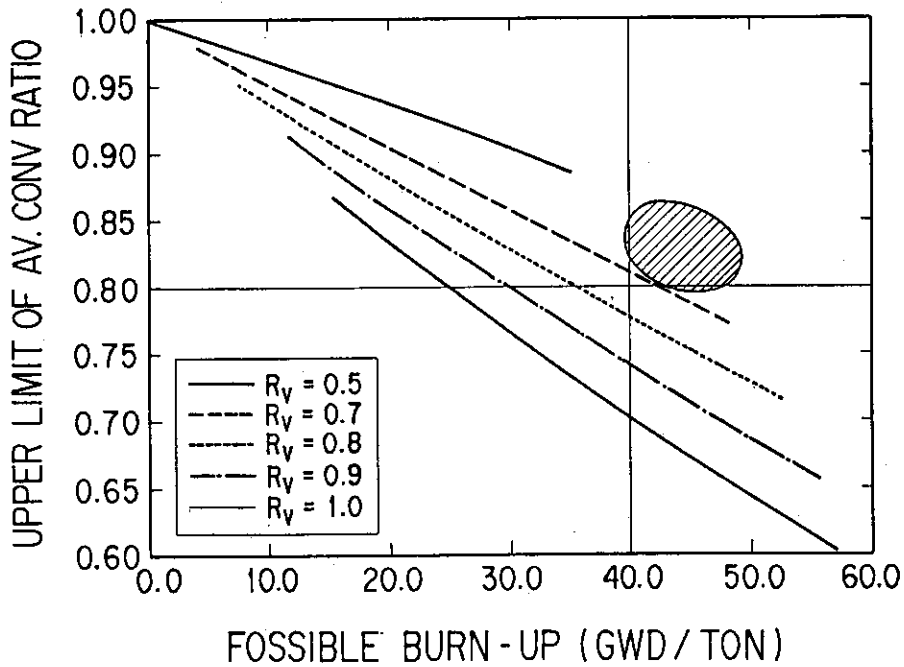


Fig. 23 Relation between conversion ratio and "possible burnup"

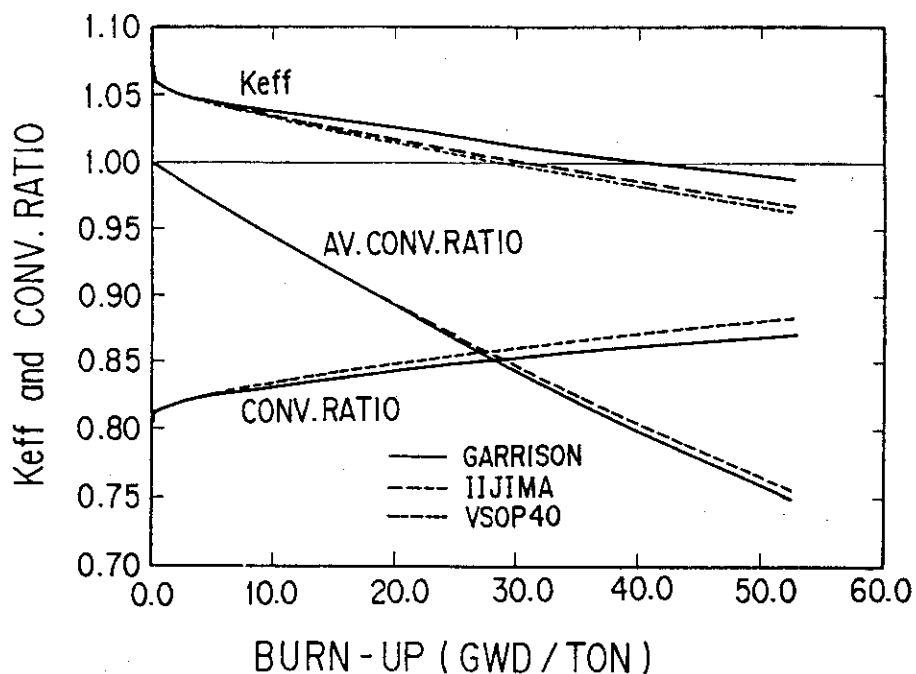


Fig. 24 Burnup characteristics of keff and conversion ratio (three FP chain models are compared ; Rv=0.8, 5% fissile Pu)

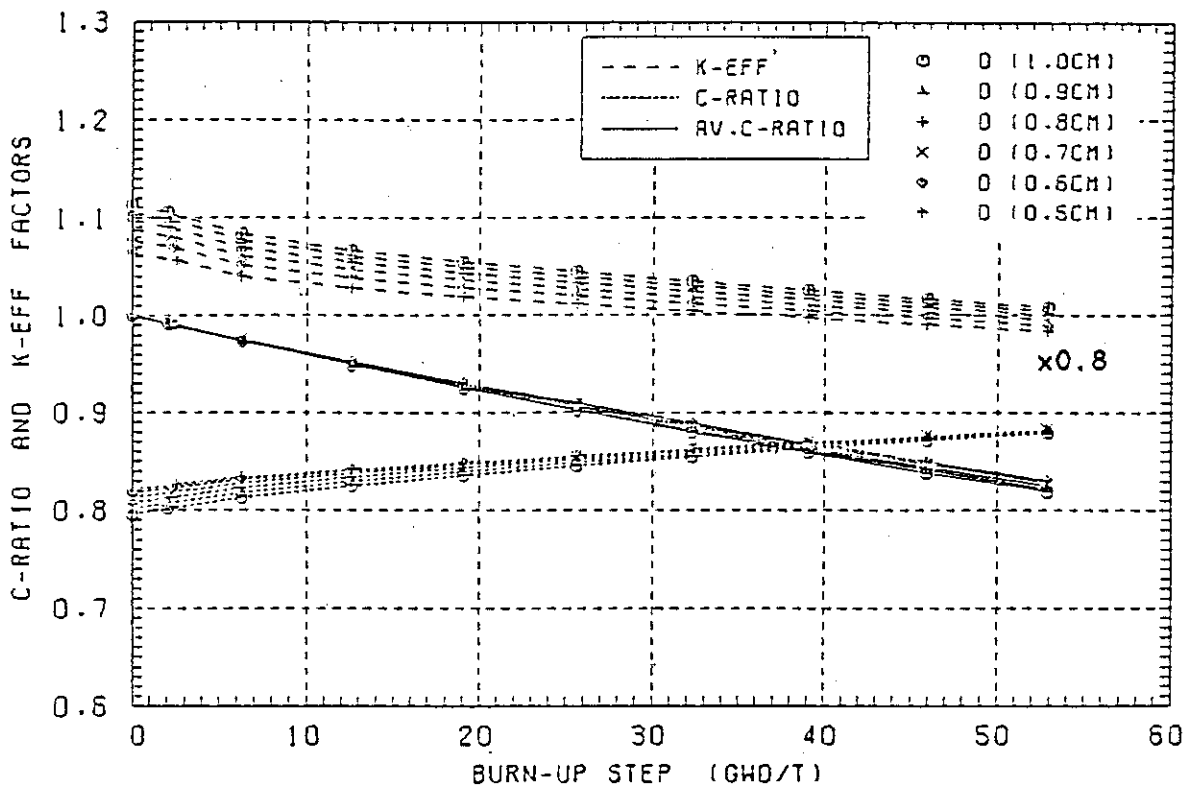


Fig. 25 Burnup characteristics of keff and conversion ratio (Rv=0.5, 8% fissile Pu)

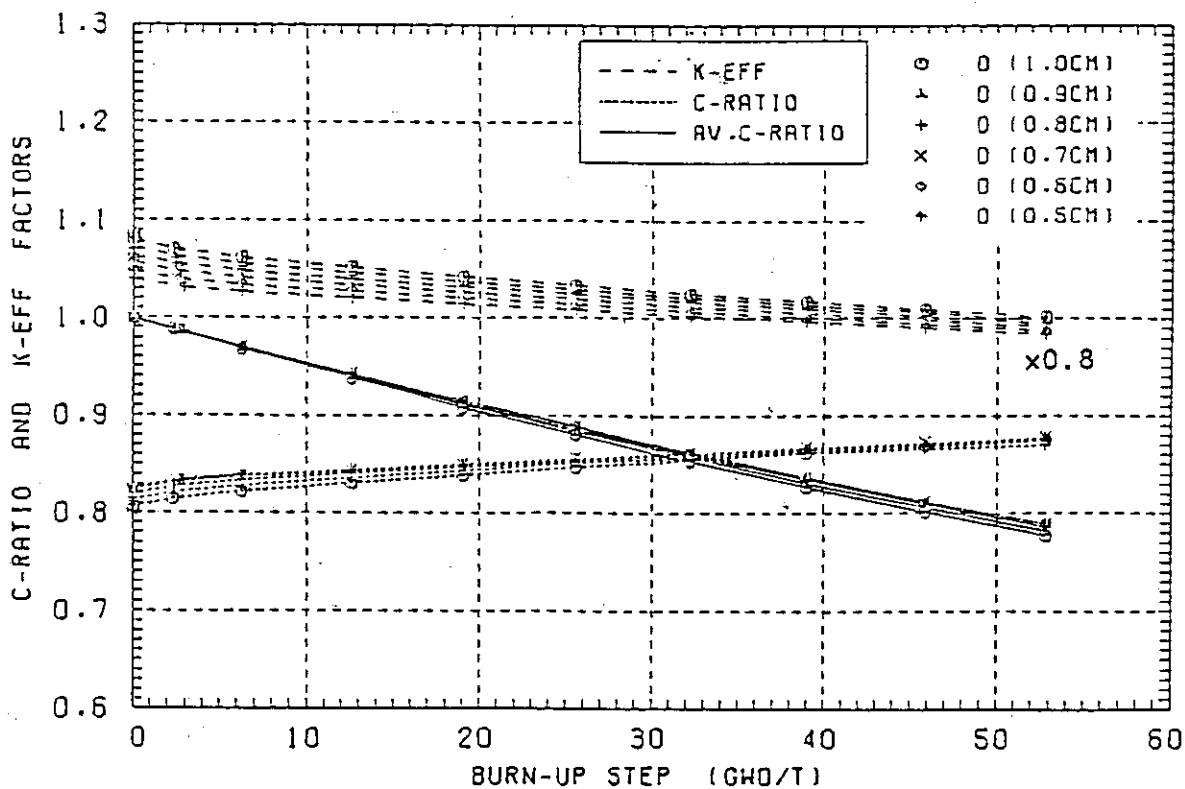


Fig. 26 Burnup characteristics of keff and conversion ratio ( $R_v=0.7$ , 6% fissile Pu)

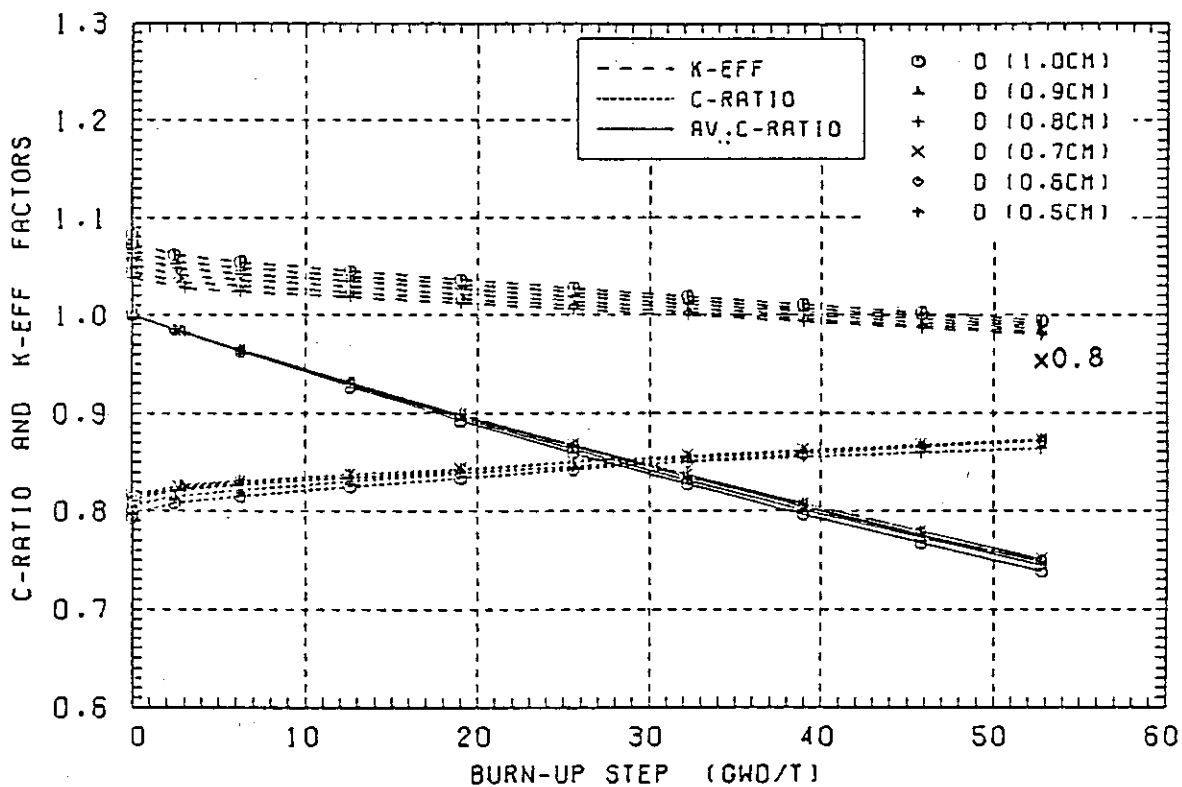


Fig. 27 Burnup characteristics of keff and conversion ratio ( $R_v=0.8$ , 5% fissile Pu)

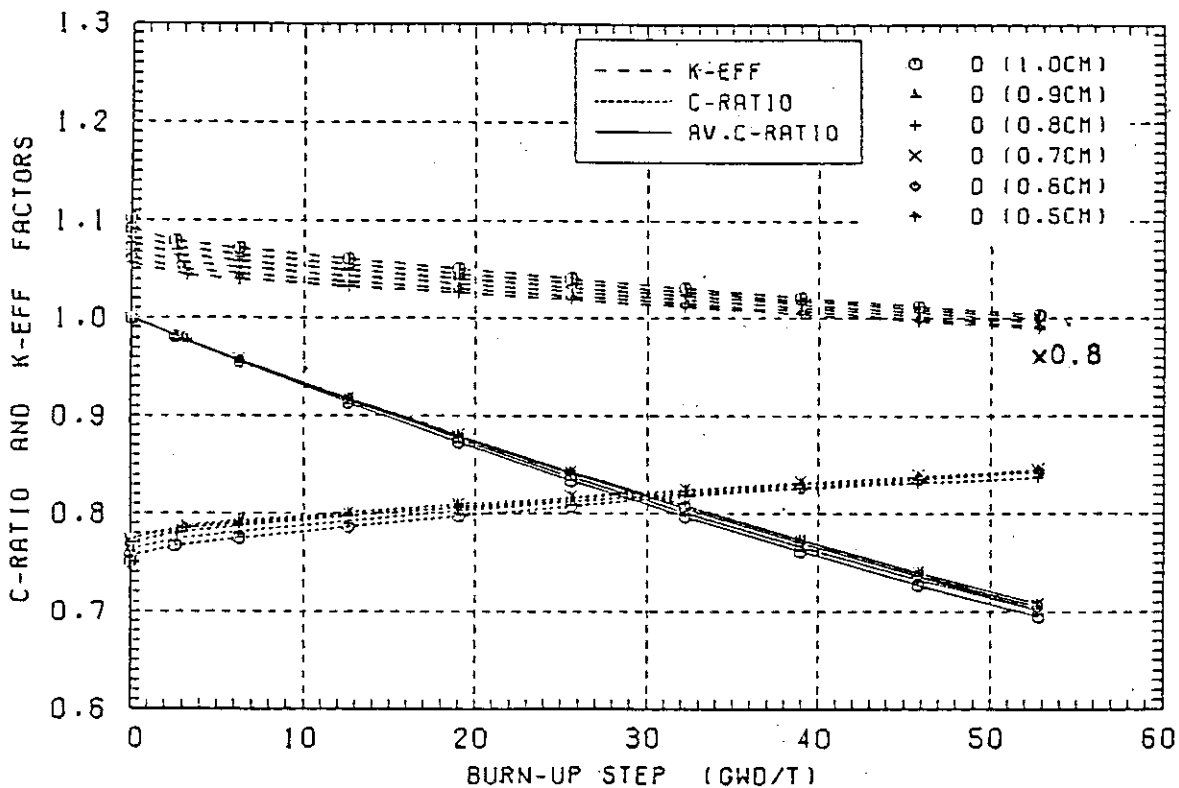


Fig. 28 Burnup characteristics of keff and conversion ratio (Rv=0.9, 5% fissile Pu)

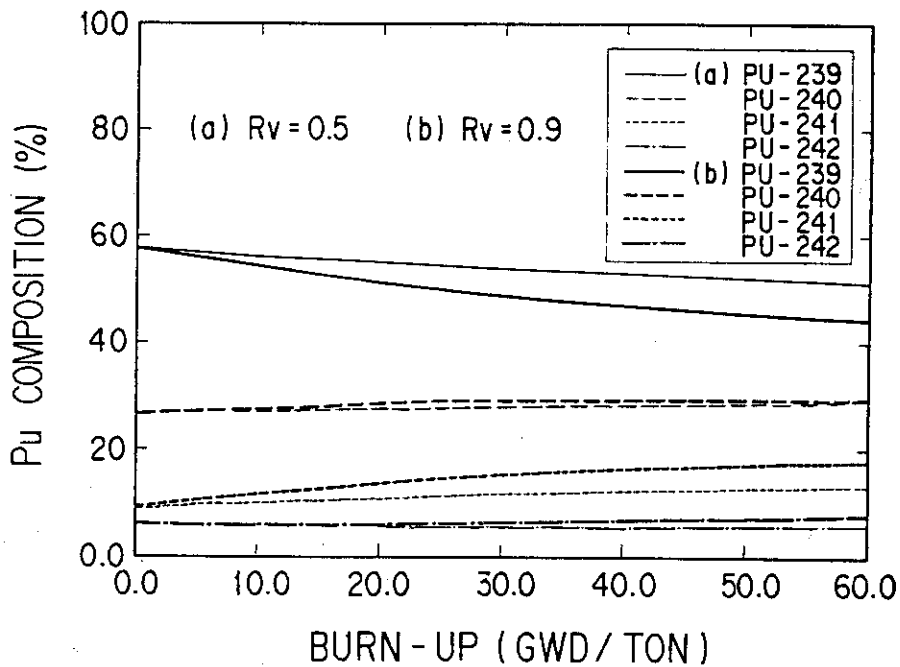


Fig. 29 Burnup dependence of Pu vector



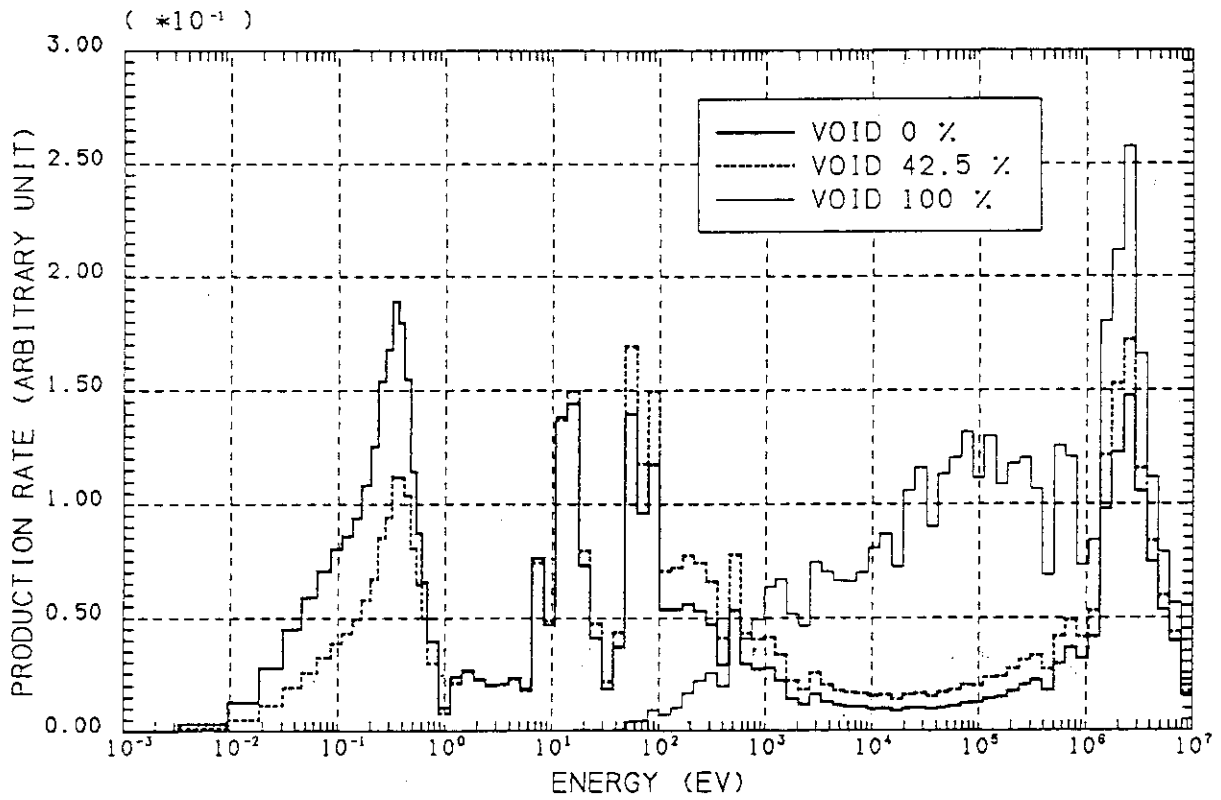


Fig. 30 Macroscopic fission rate distributions in test regions of PROTEUS core

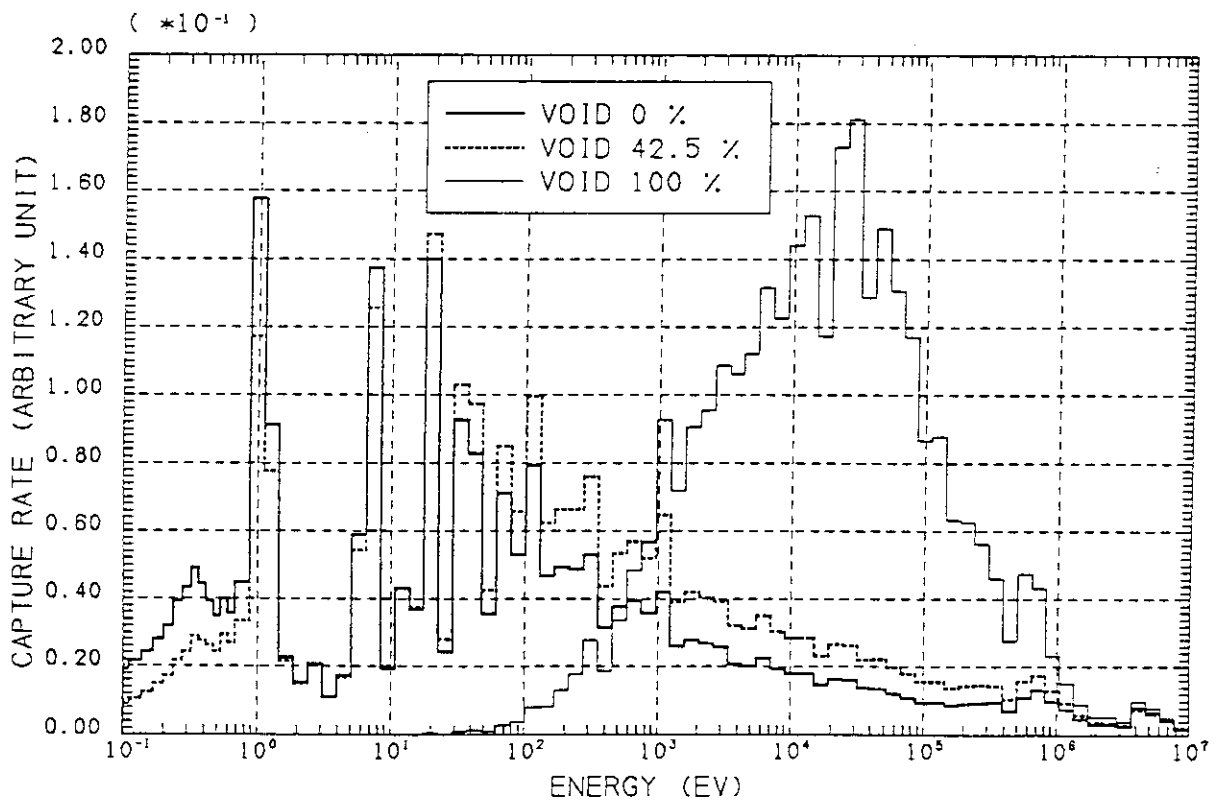


Fig. 31 Macroscopic capture rate distributions in test regions of PROTEUS core

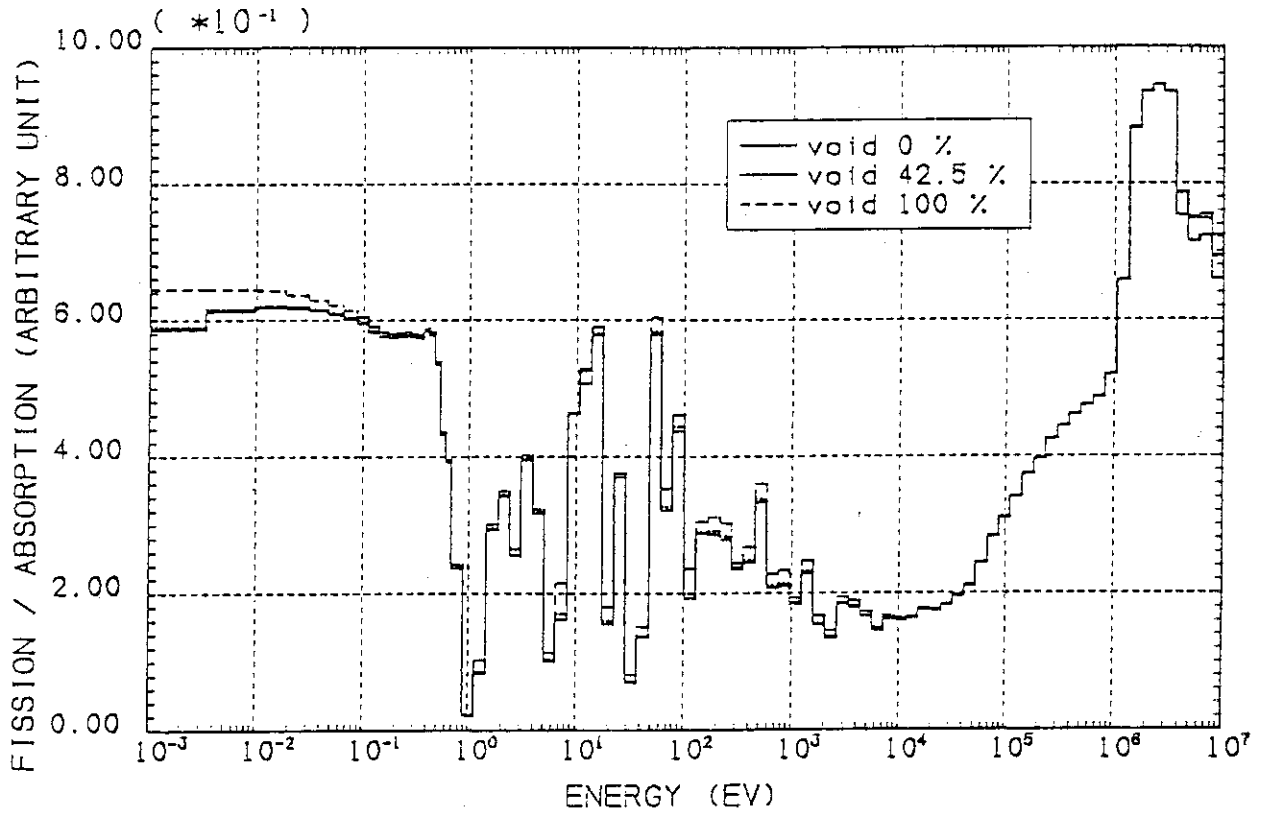


Fig. 32  $\eta$  values for test regions of PROTEUS core

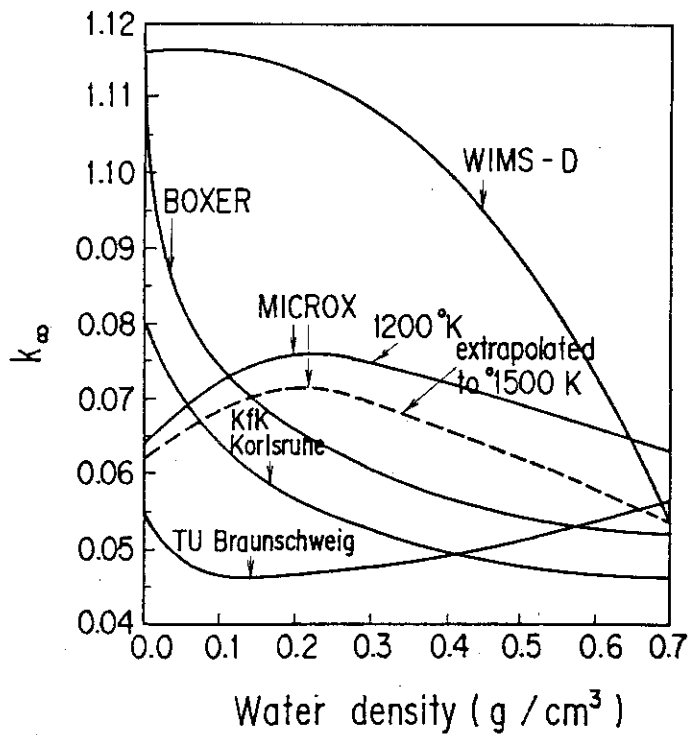


Fig. 33  $k_{\infty}$  void characteristics for a reference LWHCR lattice, calculated using alternative methods/data sets ELR-Bericht Nr.525

## 5. 炉物理上の問題点

LWR 域は FBR では通常考えられないくらい高い割合の反応が HCPWR の共鳴領域 (1 eV ~ 数百 eV) で起こることから、この領域での重い核種の共鳴反応率を正確に評価することが極めて重要であることを指摘してきた。さらに、ボイド発生によりスペクトルが大幅に変化するため HCPWR の解析・設計には、LWR の設計に用いられている小数群計算では十分な精度が期待できず、多群法に基づくデータ及び手法を必要とすると考えられる。この際必要とする多群実効断面積の計算も、これまでの I R 法等の簡便法に依らず、超詳細群計算によって求める必要があることも述べた。

ここで PROTEUS の実験解析に用いられた SRAC システムには、上記の指摘事項はほぼ考慮されていると考えられる。しかし、実験値と計算結果との差違は、モンテカルロ・コード VIM との差違に比べてはるかに大きく、核データの全面的見直しが必要であると結論される。特に、

(a) Pu 同位体元素の分離共鳴パラメータの再検討評価が必要と思われる (無論、測定値の再評価も必要かもしれない)。

実験と解析との間の矛盾のうち最も大きいものは 1 つは、C 8 に対する 2-rod heterogeneity factor に関するものである。まず第 1 に、なぜ実験値が極めて 1 に近いのか、よく理解できない。それ故、

(b) C 8 の 2-rod heterogeneity に関する矛盾

を解決し、早期に HCPWR 格子系の非均質効果について理解を深める必要がある。

中心反応率の C/E のボイド率依存性については、既存のコード間でよく似た振舞いをするものがあり、共通の問題点に基づいている可能性がある。それ故、

(c) 中心反応率比の C/E の矛盾

を詳細に検討し、データ及び手法上の問題点を同定する必要がある。

上記の問題点に起因する不確定性は、実効増倍率の予測精度に直接影響を及ぼし、延てはインベントリーやサイクル期間の予測に重大な不確定性をもたらすことになる。

前節で議論したように、高燃焼度と高転換比が共に達せられる HCPWR を設計することは至難の業である。それ故、最も重要な炉物理的課題は、

(d) 高転換比が得られる燃料棒配置

に対するアイデアを出すことであろう。

HCPWR の安全性に関して最も興味のある冷却材ボイド反応度係数は、Fig. 33 に示したように、最も予測精度の悪い炉物理特性量であると考えられる。前述したように、HCPWR の中性子束及びインポートランス・スペクトルは共に極めて複雑なエネルギー依存性を示すため、この量を正確に予測することは FBR の場合以上に困難を伴うものと予想される。ボイド係数の予測精度をつめる方法の 1 つとして、 $k_{\infty}$  実験の解析が考えられるが、

(e) 実験で求まる (計算される?)  $k_{\infty}$  とは何か? HCPWR 格子系で精度よく fundamental mode が実現されるか

(著者自身) よく理解できない。一方、ボイド係数は、炉内に混入されている吸収材 (制御材、FP 等) の量にも大きく依存するので、

## (f) Controlled core を模擬

できる実験体系を設定し、実験と解析との比較を行って予測精度をつめる必要がある。

HCPWR の制御性も早期に解決すべき炉物理の課題である。

## (g) 現在考えられている制御材 (B-10) の制御棒反応度価値 (及び物質価値) に対する予測精度の検討

を行うため、早期に実験に取り掛る必要があると思われる。さらに、新しい制御材 (共鳴吸収材も含む) の開発のための R and D も必要と思われる。

HCPWR の  $k_{\infty}$  の燃焼による変化は、LWR に比べてゆっくりしているため、FP 吸収効果の評価精度は、燃焼計算の精度に大きな影響を及ぼすといわれている。それ故、

## (h) HCPWR 燃焼特性評価に適した燃焼チェーン・モデルの確立と、対応する核データ・セットの整備を早急に行う必要がある。

その他、出力分布に関連して、

## (i) peaking factor or hot spot factor の予測精度の検討

も実験・理論両面 からつめる必要があろう。

## 6. あとがき

これまでの議論をもとに、HCPWR の炉物理的問題点を Table 4 にまとめた。最上段の「Pu 同位体元素の分離共鳴パラメータ」に帰した問題は、一般に広く核データ上の問題点として捉えるべきであろう。感度解析等の手段による核データの調整は、この問題解決の1つの有力手段であると考えられる。HCPWR は、核エネルギー戦略上、魅力と可能性を秘めた炉型概念であるので、その概念を明確化するためには、早急に表中の問題点を解決する必要がある。

Table 4 炉物理上の問題点のまとめ

A) データ及び手法上の問題

- Pu同位体元素の分離共鳴パラメータの再検討
- C 8 の 2 - rod heterogeneity に関する矛盾  
(非均質効果に関する理解を深める必要あり)
- 中心反応率比の C / E のずれ
- 燃焼チェーン・モデルの確立と核データ・セットの整備

B) 転換比の向上

- 高転換比が得られる燃料棒配置 → アイデア

C) 冷却材ボイド係数 → 高い予測精度期待できない?

- 実験で求まる  $k_{\infty}$  とは何か?
- controlled core を模擬 (制御棒, FP 等)  
(中性子束及びインポートランス スペクトル)

D) HCPWR の制御性

- 制御棒反応度値 (実験の実施) と予測精度  
(吸収材物質値, 新しい制御材の開発)

E) 出力分布に関する問題

- ピーキング・ファクター (実験) と予測精度

## 参 考 文 献

- 1) Oldekop W., Berger H.D. and Zeggel W. : General Features of Advanced Pressurized Water Reactors with Improved Fuel Utilization, Nucl. Technol., 59, pp.212 (1982).
- 2) Penndorf K., Schult F. and Bünemann D. : Some Neutron Physical Consequences of Maximizing the Conversion Ratio of Pressurized Water Reactors Operated in the Uranium-Plutonium Cycle, Nucl. Technol., 59, pp.256 (1982).
- 3) Millot J.P. : Framatome Studies on High Conversion Water Reactor Concept, Technical Committee Meeting on Advanced Light and Heavy Water Reactor Technology, IAEA, Vienna (1984).
- 4) The CEA Experimental Program for Validating the Tight Lattices Reactor Concept, A-635 25th Meeting NEACRP (1984).
- 5) Chawla R. : Breakdown of the  $k_{\infty}$  Void Coefficient of a LWHCR Lattice, Atomkernenergie, 37, pp.303 (1981).
- 6) Chawla R., Gmür K., Hager H., Hettergott E., Paratte J.M., Seiler R. and Stahel D. : Comparisons of Calculated and Measured Parameters for Pu-Fueled LWHCR Lattice, Proc. ANS Topical Meeting on Advances in Reactor Physics and Core Thermal Hydraulics, Kiamesha Lake, N.Y., NUREG/CP-0034, pp.902 (1982).
- 7) Chawla R., Gmür K., Hager H. and Seiler R. : Further Investigations in the PROTEUS-LWHCR Phase I Programme, A-636 27th Meeting NEACRP (1984).
- 8) Matsuura S. : J. At. Energy Soc. Japan, 26, pp.468 (1984).
- 9) 竹田敏一 : "高転換軽水炉 — 各国の開発状況とわが国の現状 —", 日刊工業新聞社「原子力工業」, 第31巻 第3号, 第4号 (1985).
- 10) Tsuchihashi K., Takano H., Horikami K., Ishiguro Y., Kaneko K., and Hara T. : SRAC : JAERI Thermal Reactor Standard Code System for Reactor Design and Analysis, JAERI-1285 (1983).
- 11) Hettergott E., Chawla R. and Gmür K. : Analysis of Test Lattice Experiments in the Light Water High-Conversion Reactor PROTEUS, NP-3190, Research Project 1074-4 (1983).
- 12) 石黒幸雄, 土橋敬一郎, 佐々木誠 : "高転換加圧水炉 (HCPWR) の核特性解析上の問題点 (SRAC システムによる PROTEUS - LWHCR 炉心の解析)", JAERI-M 84 - 180 (1984).

- 13) Ishiguro Y. and Kaneko K. : Derivation of Generalized Dancoff Factor in Complex Lattice Arrangement, to be appeared in J. Nucl. Sci. Technol. (Short Note).
- 14) Brogli R., Chawla R., Jermann M. and Varadi G. : Research Activities on LWHCRs at EIR : Present Status and Future Development, EIR-Bericht Nr. 525 (1984).
- 15) 安川茂 (原研) 私信.

## 8. HCPWRの熱的問題点

秋山 美映<sup>\*</sup>

HCPWR では水対燃料体積比を小さくするために、燃料棒間隔が1～2 mmの稠密格子炉心が用いられている。この炉心の稠密化は、炉心圧損増大による冷却材流量の減少を招くとともにプラント出力性能と直接に関連するDNB（核沸騰よりの離脱）現象自体に影響することが考えられる。また事故時、炉心冷却性への影響も考えられる。

これらの炉心稠密化の熱的影響を踏まえた上で如何に出力性能を維持した設計ができるかが、このHCPWRプラントの実現のための一つの大きな課題といえる。

ここでは、現在までの知見に基づき稠密化の熱的影響を整理するとともに、今後、検討すべき問題点等につき考える。

---

\* 三菱原子力工業（株）



8. Thermodynamic Problems on HCPWR

Mie AKIYAMA (Mitsubishi Atomic Power Industry)

A HCPWR design uses the high compact lattice core of 1 to 2 mm fuel rod pitch in order to decrease the water volume fraction to fuel. But such high compactness is considered to cause the decrease of coolant flow rate due to the increase of core pressure loss. And the high compactness also affects the DNB phenomena itself which is directly related to the output performance. Moreover, the coolability of the reactor core is considered to be affected at an accident.

It is one of the most important problems for realizing a HCPWR plant whether or not we can design a reactor that preserves the output performance under the consideration of such thermodynamic affections. The thermodynamic affections caused by high compactness are arranged in this report, and the further research problems on HCPWR are also considered on presently available knowledge.

## 1. 序

HCPWR プラントは専ら、炉心の稠密化を計り、それに合せて原子炉容器構造は変更するものの、その他の1・2次系設備については在来PWRのそれらを殆んどそのまま使用することを前提としたプラント概念である。したがって基本的に在来PWRで要求される設計基準は、このプラント概念においても満足される必要がある。

高転換率を狙うことは、炉心の冷却材領域の低減を計ることであり、これは基本的に炉心冷却能力の低下を意味し、熱水力特性上、厳しい条件となる。したがってHCPWRプラントにおける熱水力設計上の課題は、炉心冷却能力の低下を前提としつつ、如何にプラント出力性能を維持するかに焦点が置かれる。また事故時の炉心冷却性もこのプラントにとって一つの重要な課題である。

ここでは炉心の稠密化によって出力性能に影響すると思われる因子をとり上げ検討するとともに、今後の課題を抽出してみる。

## 2. 流量特性

HCPWR 炉心では、流路面積が減少することによる流速の増大、および水力的等価直径減少による摩擦損失係数の増大により炉心の圧力損失は増大する。表1に示す2つの代表的炉心概念いずれの場合も、炉心圧力損失は在来PWRのほぼ2倍となる。これらの炉心概念のうち稠密型は、専ら転換率の向上を目的とした稠密化の度合の高い炉心であり、一方ルース型は稠密化の度合は低いが、ジルカロイ被覆を用いることにより比較的転換率を維持でき、在来PWRからの連続性の高い炉心である。

一次冷却回路として在来PWRのそれを前提とする場合、炉心の圧損増大は1次系流量の減少によるポンプ揚程の上昇、および炉心以外の部分での圧損の減少によって保障される。図-1に示すように、在来PWRでのポンプQ-H特性、および1次冷却回路での各部の圧損分担によれば、炉心圧損の2倍の増大は、大略10%の1次流量の減少に相当する。

このように在来PWRの1次冷却回路を前提とする限り、HCPWR化による流量低下は必然とされる。流量の低下は炉心での温度上昇を増大させるが、この場合、DNBで代表される炉心熱的制動に対する余裕を在来PWRと同等に保つためには図2に示すように炉心入口冷却材温度を下げる必要がある。これは2次系の蒸気温度の低下を招き、プラント出力性能に直接影響することとなる。

表1 2つのHCPWR炉心概念

	稠密型	ルース型
被覆材質	ステンレス鋼	ジルカロイ
燃料スペーサ	ワイヤ・スペーサ	グリッド
燃料棒径	~8mm	9.5mm
炉心長	~2m	~3.5m
水/ペレット体積比 (セル・ベース)	~0.6	~0.9

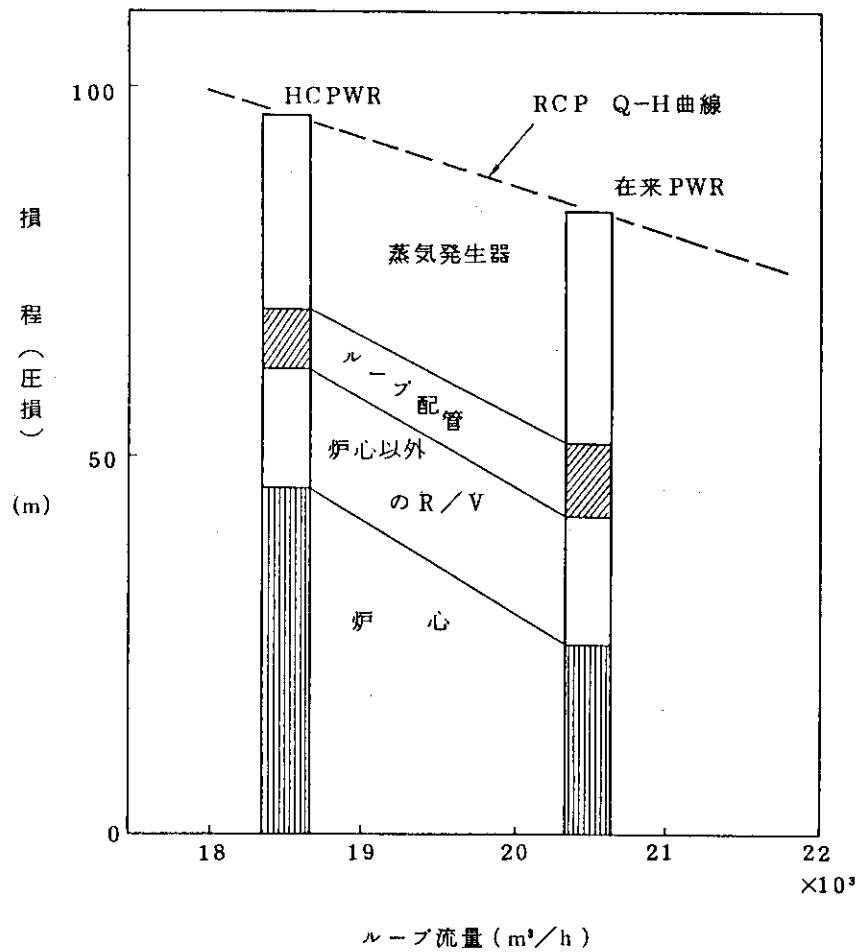


図1 炉心圧力損失増大による流量低下

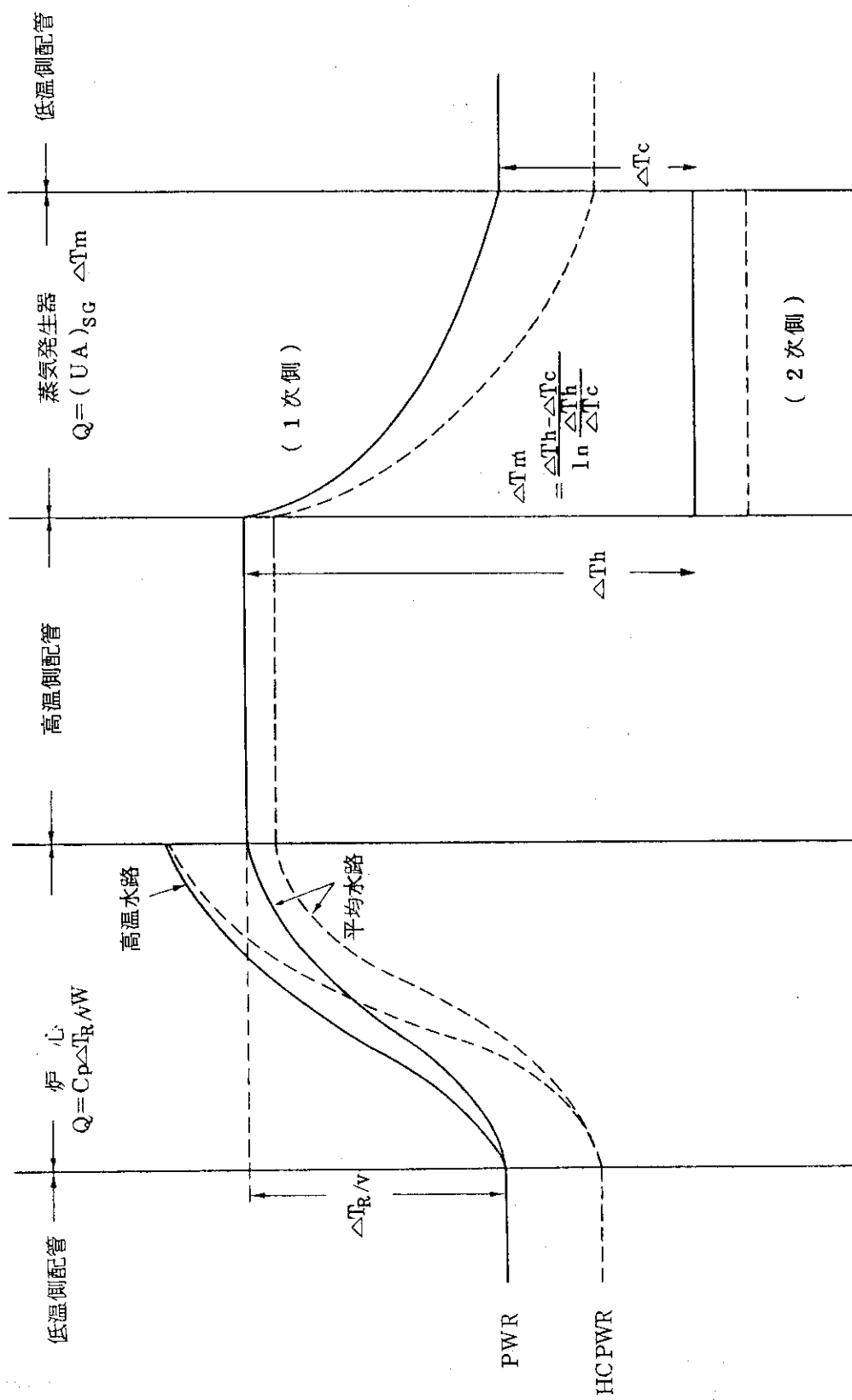


図2 1次冷却材流量変化の冷却材温度レベルの影響

### 3. DNB特性

#### (1) DNB現象の変化

炉心稠密化の DNB 特性への影響については、大略以下のように説明される。

燃料棒間隔が狭まると、燃料棒最小ギャップ部での流速低下が顕著となるとともに、これによりここでの冷却材エンタルピが上昇し、この部分に面する燃料棒表面での局所的熱伝達の劣化を招く。特に流路の平均的な冷却材状態がサブクールあるいは低クオリティの場合、熱流束の増大にともない燃料棒表面にボイドが生成される。これは燃料棒間隙部での実効的な流路面積の減少を招き、稠密化による局所的熱伝達の劣化をさらに促進し、DNB 熱流束に影響することになる。

一方、比較的クオリティが高い場合のバーンアウトは燃料棒表面の液膜の蒸気流による剥離により生ずるため、蒸気流の大きな広い流路に面した部分が制限となる。したがってこの場合には稠密化は直接、限界熱流束に影響しないと考えられる。

以上の稠密化の DNB 熱流束への影響の冷却材状態に対する依存性は、図 3 から窺える。図 3 は稠密炉心形状を模擬した Green からの単管 DNB 試験データ<sup>1)</sup> と W-3 相関式<sup>2)</sup> による計算値を比較したものである。W-3 相関式は円管 DNB 試験データから導びかれているため図 3 の比較は間接的に炉心稠密化による燃料棒間隙減少の DNB への影響を示したものと見える。

このような炉心形状変化の DNB 熱流束への影響の冷却材クオリティ依存性は在来 PWR での燃料棒曲り DNB 試験においても経験している<sup>3)</sup> すなわち燃料棒曲りによる DNB 熱流束の低下は冷却材クオリティが小さい程、大きいという結果を得ている。

ところで以上は燃料棒間隔の減少に着目した流路形状変化の DNB 熱流束への影響について述べたものであるが、炉心稠密化は一方で冷却材速度の増大を伴う。これはサブクール・低クオリティ状態においては熱伝達の促進により DNB 熱流束を増大させ、前述した形状変化による DNB 特性の劣化は緩和される。一方、高クオリティ状態においては、蒸気流速増大による液膜剥離の助長により限界熱流束は低下する。

このように炉心稠密化は、そのメカニズムは異なるがいずれの冷却材状態においてもその影響が考えられる。

#### (2) DNB 相関式

現在、数多くの DNB 相関式が提案されているが、これらは、ほとんど円管を用いた DNB 試験から導びかれたものである。また例え管群への適用性が確認されている場合でも、それは DNB 現象において水力的等価直径による相似側が成立する程度に燃料棒ピッチと燃料棒径の比 ( $P/D$ ) が大きい場合に限定されており、基本的にこれらの相関式の中に上述の稠密形状によるメカニズムは含まれていない。

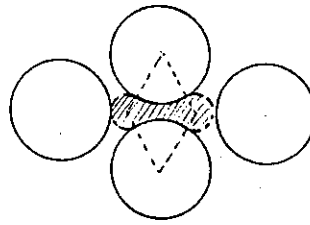
稠密炉心形状を対象とした相関式として最もよく知られており、また実際にプラント設計に用いられたものは Bettis 研究所が shippingport 炉の LBWR 開発のために作成したものである<sup>4)</sup>。但しこの相関式は、Shippingport 炉が出力性能を目的としたものでないため、非常に保守的な評価を与え出力性能の維持が重要となる HCPWR に即適用できる性格のものではない。

HCPWR 炉心形状を対象とした相関式としては、B & W<sup>5)</sup>(EPRI)、 $K_f K$ <sup>6)</sup> および MAPI のものがある。これらは、在来 PWR に対して用いられている DNB 相関式に基づき、その実験

定数，あるいは補正項を既存の稠密炉心形状での DNB 試験データ等を用いて導びくことにより得られたものである。

例えば MAPI の相関式は，前述した稠密化の DNB 熱流束への影響の冷却材クオリティ依存性に注目して，在来 PWR 炉心形状に対する W-3 相関式にクオリティをパラメータとした補正項を導入したものである。

この MAPI の相関式，および W-3 相関式を用い，HCPWR，PWR のそれぞれ代表的条件で DNB 熱流束を比較したものを図 4 に示す。サブクール度の大きな領域，およびクオリティが比較的大きな領域において HCPWR の条件の方が小さな DNB 熱流束を与えるが，出力性能特性上重要なクオリティ零の近傍では，両者はほぼ等しい値を与えている。この結果は，単に DNB 熱流束という観点からは，炉心の稠密化が，それ程，出力性能の維持を阻害する大きな要因とはならないことを物語っている。但し，この結果はあくまでも使用した相関式の信頼性に依存したものである。



Green らの単管 DNB 試験形状

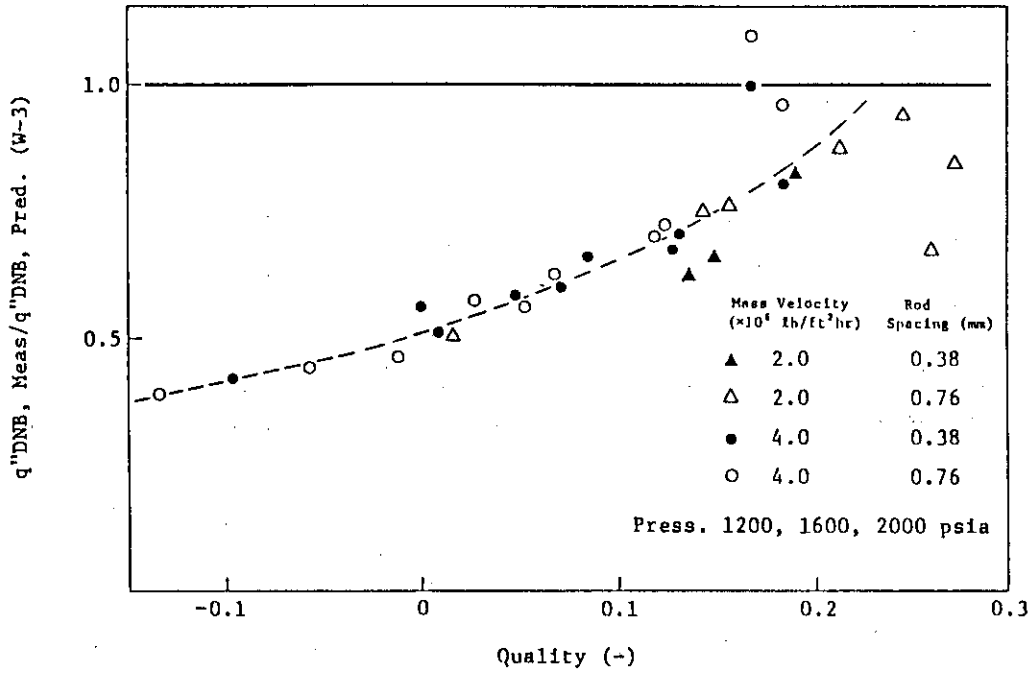


図3 Green らの DNB 試験データと W-3 相関式の比較

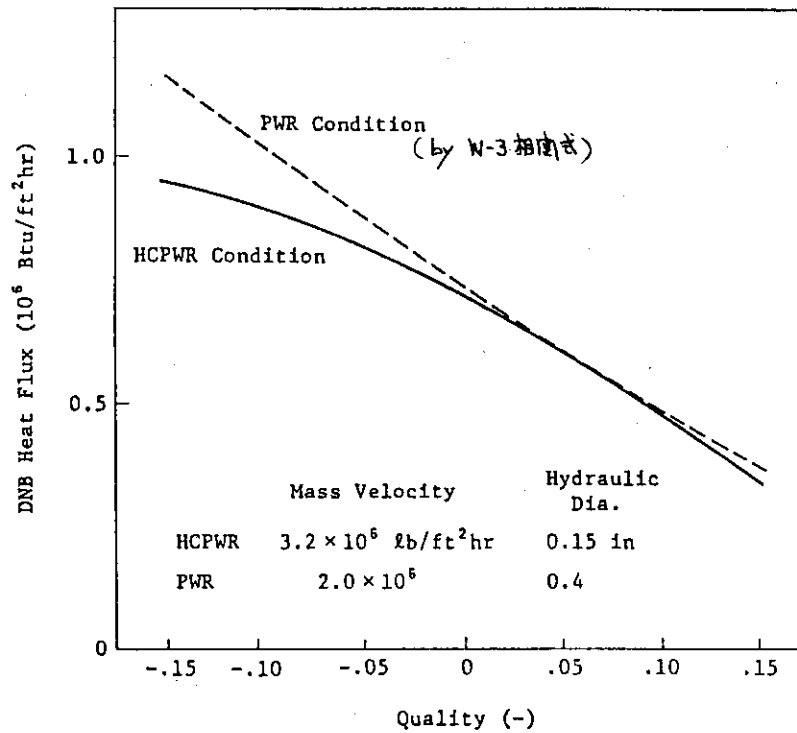


図4 HCPWR条件とPWR条件でのDNB熱流束の比較

#### 4. プラント出力特性

炉心稠密化による炉心流量低下，および DNB 特性変化による DNB 制限に対する余裕の減少は，まず 1 次冷却材温度レベルの低下によって保障される。この 1 次冷却材温度レベルの低下は流量低下による SG（蒸気発生器）伝熱性能の低下も関連し，2 次系蒸気圧力の低下を招く。

SG 熱負荷が同一の場合，蒸気圧力の低下は蒸気体積流量の増大を意味する。一方タービンには蒸気室等の容量により，蒸気流量に制限値があり，この値を越えて流量を増加させることはできない。この場合，蒸気圧力の低下は，SG 熱負荷，すなわち炉心熱出力の減少によって保障する必要がある。ところで，この炉心熱出力の変化は，炉心熱的制限に対する余裕の変化を意味し，再び 1 次冷却材温度レベルに影響する。このような過程を繰り返すことにより，図 5 に示すように，稠密炉心の許容最大炉心熱出力を，2 次系蒸気条件とともに 1・2 次系の制限から求めることができる。

ところで PWR での蒸気圧力条件では，蒸気圧力の変化によるサイクル熱効率への影響は比較的小さいため，蒸気圧力と炉心熱出力の達成条件が相反する場合には，蒸気圧力を犠牲にしても，許容最大値まで炉心熱出力を上昇させた方が高い電気出力を得ることができる。したがって可能最大電気出力も図 5 の手順により定まる。

在来 PWR の原子炉容器およびプラント主要設備を前程として，表 1 に示した 2 つの炉心概念につき実施した出力性能評価の例を図 6 に示す。ここで水／ペレット体積比は，燃料棒径を一定とし燃料棒間隔をパラメータとして変化させたものである。

いずれの炉心概念においても達成可能最大電気出力は水／ペレット比に対して単調ではない。これは炉心の熱的性能の稠密化の度合に対する依存性が，DNB 特性自体よりは，炉心流量および炉心熱伝達面積により大きく影響されること，および，この 2 つの因子がそれぞれ，稠密化の度合に対し出力性能上，逆の要因となっているためである。

ここに示した評価は厳密に工学的因子を考えた計算ではないため，絶対値的な判断にはかなりの不確実性が伴う。しかしながら，いずれの炉心概念においても，その代表的な水／ペレット体積比においては，在来 PWR からの電気出力の低下は大略 5 % 前後に留まると考えられる。



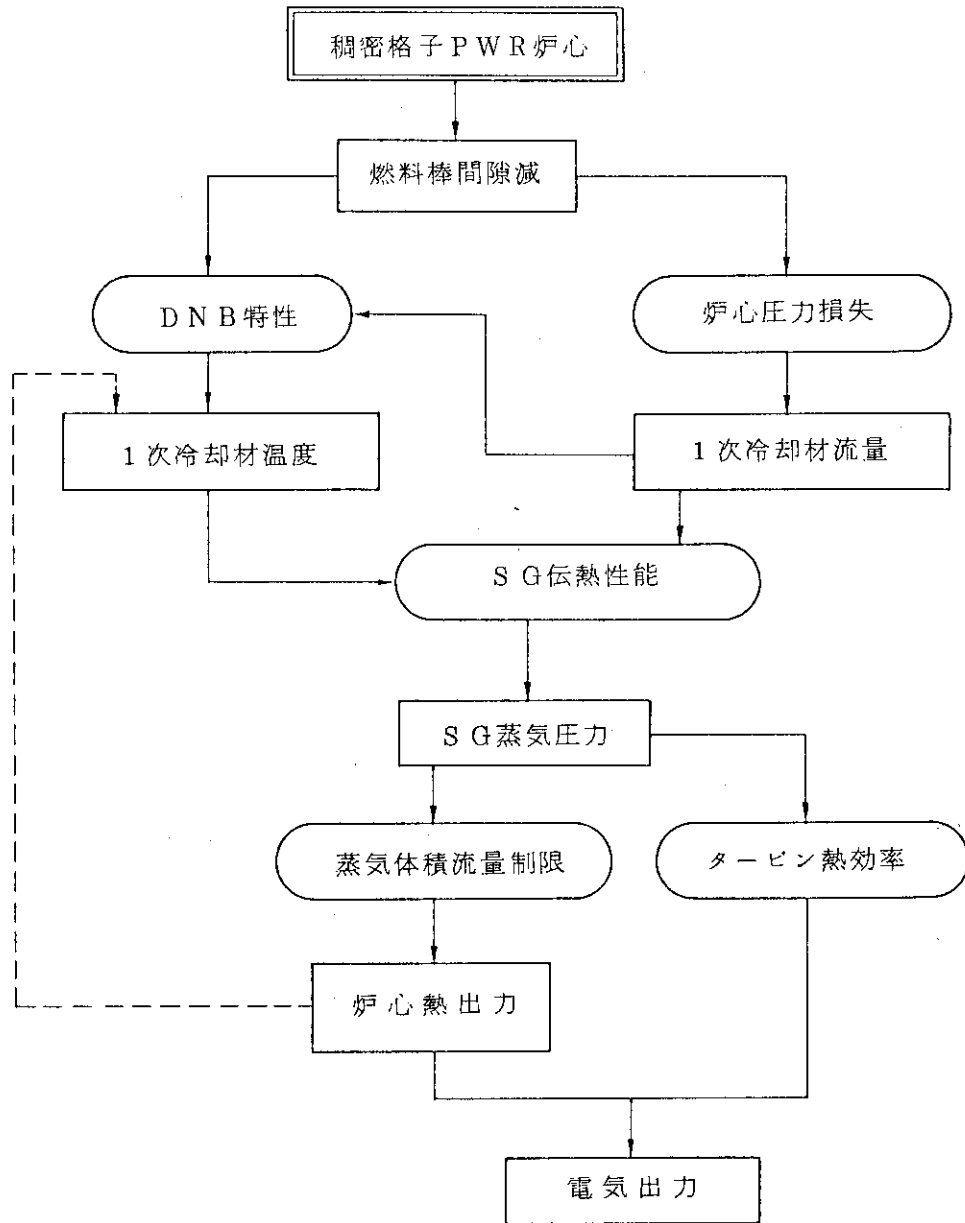


図5 炉心稠密化の出力性能への影響プロセス

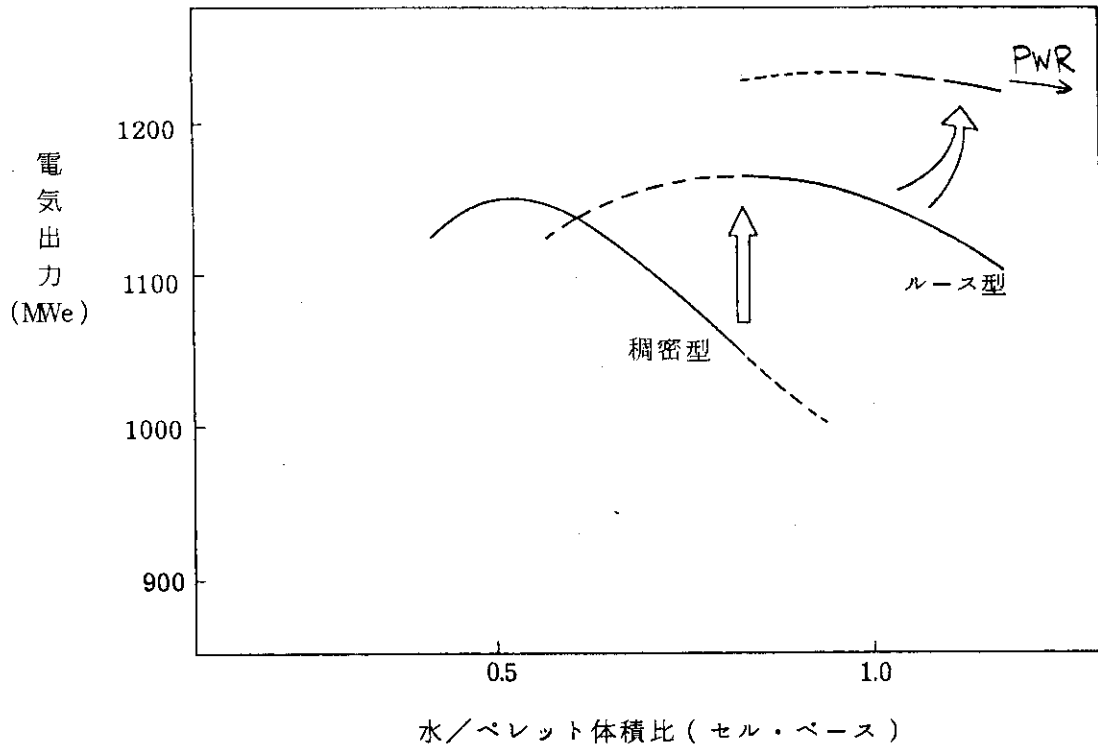


図6 出力性能評価の例

## 5. 事故時炉心冷却性

炉心稠密化は炉心の圧力損失増大を招くこと、および  $P/D$  減少により燃料棒表面熱伝達への影響が考えられるため、事故時炉心冷却について検討する必要がある。

### (1) 1次冷却材喪失事故

#### i) ブローダウン過程

炉心圧損の増大による炉心流量の減少は、炉心冷却材エンタルピの上昇をもたらす炉心熱伝達を低下させる。しかしながら炉心稠密化は一方で流速を高め熱伝達係数を増大させる効果もあるため、この低下はそれ程大きくないことも考えられる。

稠密化は燃料棒表面熱伝達の周方向分布を大きくし、局所熱伝達を低下させる。しかしながら LOCA 時、重要なものは平均熱伝達であり、これらの稠密化による低下は比較的小さい。特に今回の HCPWR 炉心形状程度であれば、平均熱伝達は円管のそれと大差ないといえ、この影響は小さいと考えられる。

#### ii) 再冠水過程

再冠水過程の炉心熱伝達は非常に複雑であり、在来 PWR でも基本的には実験データに基づき評価されている。このような現状で稠密化の影響を実験データなしで予測することは難しい。しかしながら HCPWR 程度の流路面積の変化であれば、それ程大きな熱流動様式の変化は示さずに比較的、常識的な挙動を示すと思われる。但し、その定量的評価のためには、スペーサの効果も含んだ、模擬燃料集合体による熱伝達試験が必須とされる。

LOCA 時には燃料被覆の破裂の可能性が考えられるが、稠密炉心の場合には、わずかな被覆の膨れ変形が、流路の完全閉塞を招く。したがって、LOCA 時、破裂を生じないように燃料棒設計で対応することが必要とされよう。このためには例えば、燃料棒ガス・プレナム構造の適正化が考えられる。

### (2) 1次冷却材流量喪失事故

1次冷却材ポンプの故障あるいは、外部電源喪失により、ポンプのコースト・ダウンが生ずる場合、炉心圧損の増大は流量低下を大きくし、早期に冷却能力の低下を招く可能性がある。但し、これに対してはポンプの慣性を増すこと、あるいは流量低による原子炉トリップをより高設定することにより対応可能であり、また影響自体小さいと予想されるため基本的に問題はないと考えられる。

### (3) 自然循環時冷却能力

1次系の除熱を自然循環による SG でのそれに期待している場合、炉心圧損増大は、高温側配管での冷却材温度上昇を招く。この場合、自然循環維持のため必要とされる温度上昇によっては、高温側配管内にボイドを生じ円滑な冷却材の流れが阻害される可能性もある。

しかしながら、在来 PWR での過渡変化から類推すると、除熱を自然循環による SG でのそれに期待している事象では炉心出口においても十分な冷却材サブクール状態が維持されており、過渡変化自体が大きく在来 PWR から変化しない限り問題はないと考えられる。

## 6. 今後の課題

### (1) DNB 特性の把握

HCPWR プラントの出力性能は、炉心稠密化による DNB 特性の変化に大きく依存しており、これを十分に把握することが、このプラント概念の成立性の判断に必須である。現在、HCPWR 炉心形状に対しては前述したようにいくつかの DNB 相関式が提案されているが、これらは例えば、図 7 に示すように DNBR の軸方向分布も考えるとお互いに、かなりの差があり、必ずしも信頼性が高いものとはいえない。

信頼性の高い DNB 相関式を得るためには、統一的な試験、および必要があれば解析手段により、稠密化の DNB 現象への影響についての知見を得て、それに基づいて、相関式を導出する必要がある。

既存の稠密炉心形状を模擬した DNB 試験の形状を図 8 に示す。これらは、ほとんど Bettis 研究所において実施されたものである。これらは非常に有用ではあれが、今回の炉心概念形状との対比、およびこれらの試験での冷却材条件を考えた場合の有効データ数を考えると、なお十分なものとは言えない。確度ある DNB 相関式を得るためには、新たな試験が必須と考えられる。

### (2) 工学的因子の把握

稠密化自体の DNB 現象への影響の把握も然ることながら、稠密形状においてはわずかな流路変形が、単位流路セル内での流速、エンタルピ分布を大きく乱し、DNB 熱流束に影響することが考えられる。特にグリッド・スペーサを前程とした炉心概念においては、燃料棒曲りによる流路変形は必然と考えられ、予め試験等によりその影響を把握し設計に反映しておく必要がある。また圧損とのバランスでグリッド段数を最適化することも必要となろう。

管群形状においては、DNB 熱流束はスペーサ形状に大きく依存する。したがってこれについても試験によりその効果を把握しておく必要がある。特にワイヤ・スペーサの DNB 現象への影響については不明な点が多く、試験により十分確認する必要がある。

PWR 炉心での燃料棒曲り DNB 試験では、制御棒案内シムルに面して燃料棒の曲りが生じた場合ほど、DNB 熱流束の低下が大きいという結果を得ている。このことは稠密炉心形状での冷壁効果の重要性を示唆しており、十分な検討が必要とされよう。

### (3) 熱水力計算コードの開発

HCPWR 炉心においては、特別な制約がない限り、三角燃料棒配列、開水路構造六角燃料集合体が最も自然な形状と考えられる。開水路炉心の流動計算では、単位流路セルを最小計算単位とし、かつ全炉心を対象とした解析が必要となる。今後より詳細な設計を行う場合にはこのような機能を有し、かつ炉心形状に適合した新たなコードの開発が必要となろう。

また、コードの内蔵モデルについても稠密化の影響を検討し、必要なものについては適切なモデルを、試験等を実施することにより開発する必要がある。

### (4) 事故時冷却性能の把握

LOCA 時、再冠水時、炉心挙動につき、稠密炉心形状を模擬した試験体により冷却性を確認するとともに、評価手法を確立する必要がある。この場合、単に稠密化の影響のみでなく稠密形状でのスペーサの影響も非常に重要と考えられ、適切に実機形状を模擬して試験を行う必要があ

ろう。

#### (5) 炉心およびプラントの最適化

最終的に以上の熱水力特性の把握，および核的検討の成果に基づき炉心形状の最適化が計れる。代表的炉心特性パラメータの炉心形状依存性を図 9 に示すが，既にかなり狭い領域に形状は限定されており，この点での大きな融通性は残されていない。このため最適化はより具体的な構造概念に向けられよう。

在来 PWR のプラント設備を前程とした場合であっても新設プラントとして考える場合には，1・2 次系各設備の組み合わせによる最適化を計る必要が生ずる。また炉心の熱的運転限界の変化を反映し，それに対する余裕の適正化を計ることにより，最適な運転点を見直す必要もあろう。

## 7. まとめ

以上，HCPWR 化に伴う，熱的影響，および今後の課題について述べてきたが，ここ迄の議論は主として在来 PWR での経験からの類推である。今後はこの炉型により密着した試験・研究を行うことにより，この炉型に対する判断の信頼性をさらに高めていく必要があるだろう。

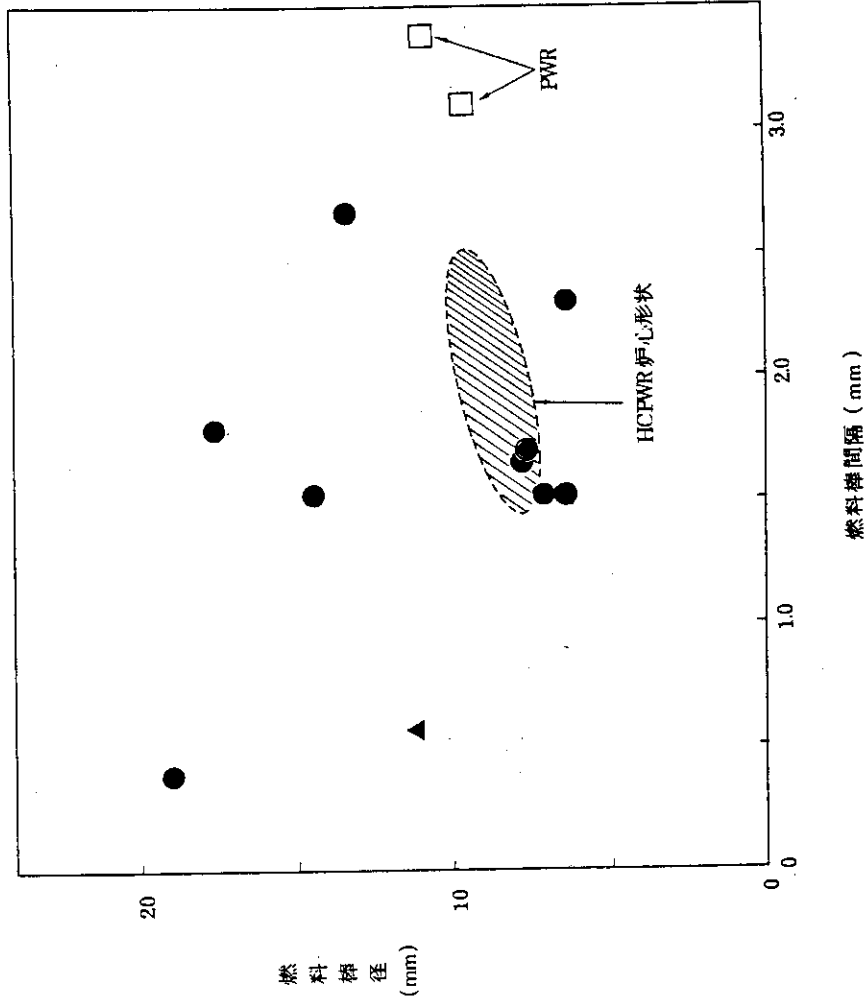


図8 Bettis 研究所等が実施したDNB試験形状

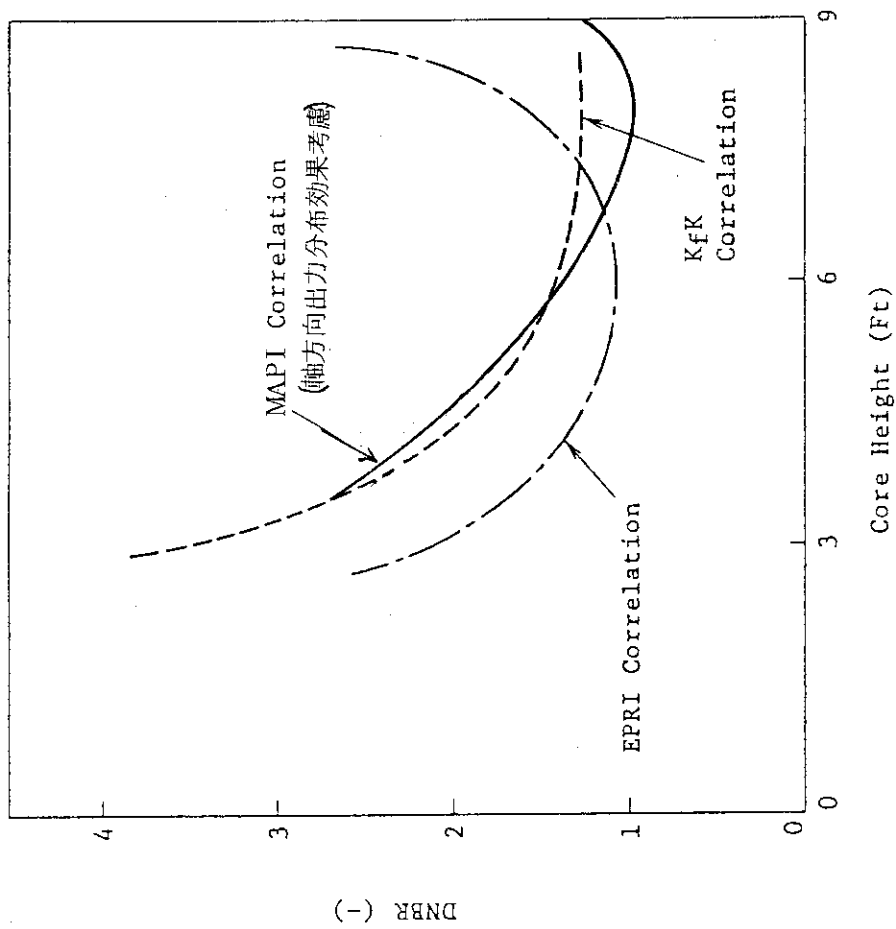


図7 代表的条件での各相関式によるDNBR軸方向分布の計算値

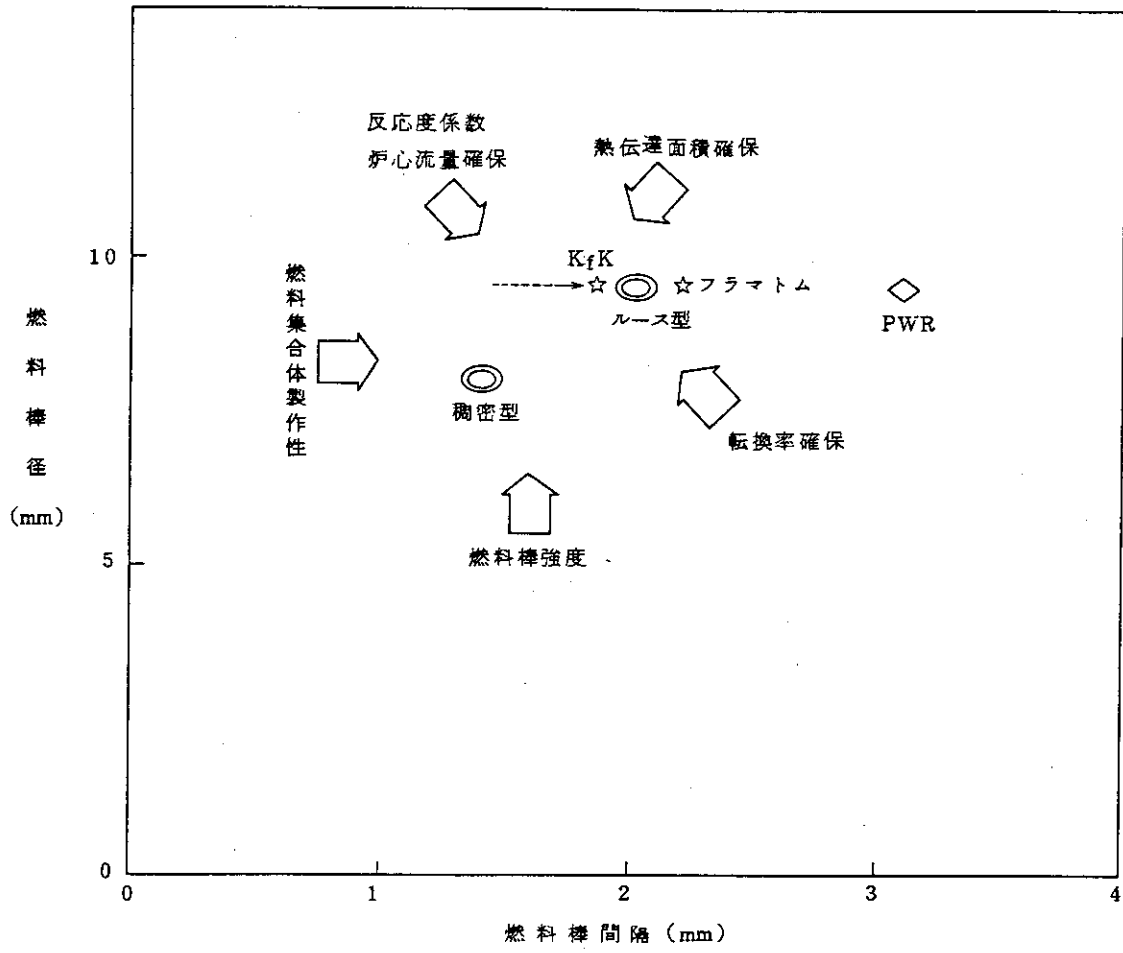


図9 炉心特性の炉心形状依存性

参 考 文 献

- 1) S.J. Green, : WAPD-TM-466 (1969),
- 2) L.S. Tong : Boiling Crisis and Critical Heat Flux, USAEC Technical Information Center, Oak Ridge (1972), pp.9-12.
- 3) Y. Nagino, et al. : Rod Bowed to Contact DNB Tests in Coldwall Thimble Cell Geometry, T. Nucl. Sci, Technol. 15[8] (1978), pp.568-573.
- 4) L.S. Tong : Boiling Heat Transfer and Two-Phase Flow, John Wiley and Sons, Inc. New York (1965), pp.162.
- 5) M.C. Edlund, et al. : Technical Feasibility of a Pressurized Water Reactor Design with a Low Water Volume Fraction Lattice, EPRI-NP-1833 (1981).
- 6) M.D. Donne and W. Hame : A Critical Flux Correlation for Advanced Pressurized Light Water Reactor Application Kernforschungezentrum Karlsruhe, KfK-3279 (1982).



## 9. モンテカルロ・コード高速計算の問題点

浅井 清<sup>+</sup>

中性子輸送のモンテカルロ計算を、1. ベクトル処理、2. パラレル処理、3. ベクトル・パラレル併用処理の3つの立場から検討し、それぞれの処理方法と現状の計算技術との整合性、長短、問題点を簡単に概観する。

まずベクトル処理の立場からいえば、モンテカルロ計算コードは、現在のベクトル計算機の天敵といってよく、ベクトル計算機の苦手とするあらゆる問題を含んでいる。それらはステートメント当りの低い計算密度、多数の条件分岐、リスト生成、間接番地参照、消滅するベクトル長、回帰的計算式等である。臨界安全性コードKENO IV のVP-100 計算機でのベクトル処理を例として問題点を述べる。しかし、現在のベクトル計算機にモンテカルロ・パイプラインと呼ぶベクトル分類用のパイプライン演算器を付加すれば、条件分岐、リスト生成、回帰的計算の部分をベクトル化できて、プロセッサ一台当たりの性能がかなり向上する。この性能向上度をKENO IV コードを例として示す。

つぎにスカラ計算でなら、モンテカルロ計算コードはパラレル処理に適合するが、高速計算のためにはプロセッサ台数とメモリ量が多くなる。この立場からの計算処理を2、3例紹介する。

最後にベクトル・パラレル併用処理であるが、モンテカルロ・パイプライン付きプロセッサを複数台連結したプロセッサ・パイプラインは、臨界安全性コードをも適切に処理できることを示す。さらに、16台のプロセッサを連結した場合の処理速度を推定した。このベクトル・パラレル併用プロセッサ・システムは、従来のベクトル処理技術の延長線上にあり、次期の高速計算機の最有力候補のひとつである。

---

<sup>+</sup> 日本原子力研究所

9. Some Problems on High Speed Computation of Monte Carlo Code

Kiyoshi ASAI (JAERI)

Three computational techniques and computer architectures of vector, scalar parallel and vector parallel processing for computation of neutron transport by the Monte Carlo method are overviewed. Consistencies of the techniques with the current computer architecture, their merits and demerits are also discussed.

The vector processing of the neutron transport by Monte Carlo method encounters such obstacles as the low computational density in a statement, many nested conditional branches, indirect addressing, decreasing vector length, recurrence expression, etc. Addition of new pipelines to the current vector processor, however, removes the obstacles to a considerable degree.

The scalar parallel processing may be suitable for the Monte Carlo computation when we can provide a number of processors and an amount of memory to each processor.

As for the vector-parallel processing, a pipeline parallel processor architecture in which vector processors with a large local memory are linearly connected will be best suitable for high speed computation of the current Monte Carlo codes. This architecture will be the most powerful candidate for the next general purpose super-computer.

中性子輸送のモンテカルロ・コード高速化の問題点を 1. ベクトル処理, 2. スカラ・パラレル処理, 3. ベクトル・パラレル処理の 3つの処理方法について説明する。筆者は計算機が専門で、物理的問題ではなく計算技術的問題点についての議論であることを予めお断りしておく。

## 1. ベクトル処理

先ずベクトル処理の原理であるが、この Fig. 1 のように従来のスカラ計算方式ではひとつの演算に 4 クロック必要となるところを、演算回路を分割して独立に働かせる。そしてここにデータを連続的に流すことによって 1 クロックで効果を得ることができる。4 セグメントはわかりやすさのために、実際にはもっと多く、例えば FACOM VP-100 では 13 セグメントとなっている。

スカラ計算量のうちベクトル処理できる部分の比率をベクトル化率と呼ぶが、それとコードの速度向上比の関係をベクトル計算機の性能  $\alpha$  をパラメータとして表現したのがこの Fig. 2 である。これからわかるとおり、どのように性能のよいベクトル計算機であっても、コードのベクトル化率が低ければ速度向上は達成出来ない。実用的なモンテカルロ・コード KENO IV, MCNP, MORSE, VIM などのベクトル化率は 60~70% にとどまっている。したがって速度向上は期待できない。何故ベクトル化率が低いのか、その解決にはどうすればよいのかについてこれから説明しよう。

Fig. 3 は筆者らが KENO IV コードのサンプル入力に使った臨界実験の体系である<sup>1)</sup>。かなり複雑な体系であるからモンテカルロ計算高速化の問題点を論じるには適当であろう。

Fig. 4 は KENO IV の計算の流れ図である<sup>2)</sup>。他のモンテカルロ・コードも大まかなところは、これと同じである。これをベクトル化することを考える。その方法は、例えば、この飛行距離を計算する部分に該当する中性子を集めて一度にベクトル処理することを考えてみる。このとき中性子を溜めておく入れ物をバンク (bank) と呼ぶことにする。

そうすると、スカラ計算では古い中性子位置を  $x$ 、方向余弦 (輸送ベクトルと  $x$  軸の) を  $U$  とし、新しい中性子位置  $x_1$  は Fig. 5 のように計算される。これをベクトル計算では同じく Fig. 5 のように複雑になる。間接添字、DO ループ初期化、変数の番地計算がオーバーヘッドとして現れてくるのがわかる。このようなオーバーヘッドは KENO IV の場合は 40% 程度計算時間の増加をもたらす。これは大部分スカラで計算されるから、KENO IV の大部分がベクトル計算可能で、その時間が 10 分の 1 になったとしても、全体としての速度向上倍率は 2 倍にしかならない。しかも、このオーバーヘッドは純粋に計算方法の変更によるものであって、物理的問題とは全く無関係であることに注意されたい。

このような問題を含め、以下の 1) ~ 9) はいずれも中性子輸送計算のモンテカルロ・コードで顕著に現われる (ただし、多数の中性子を一時に発生させるアナログ的計算では 2), 3) は必ずしも正しくない)。

### 1) スカラ計算で最適化

添字なしのスカラ演算で最適化されていて無駄計算がなく (15 年の歴史<sup>3)</sup>)、どのような修正も計算時間の増大に結びつく。

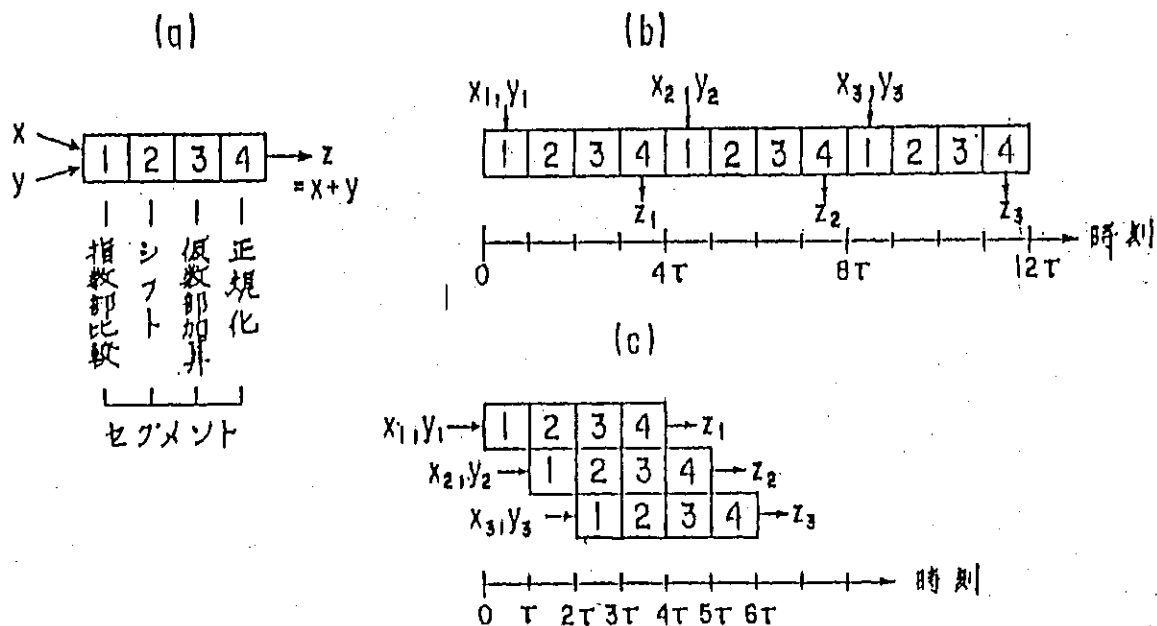


Fig. 1 Conceptual illustration of vector add operation.

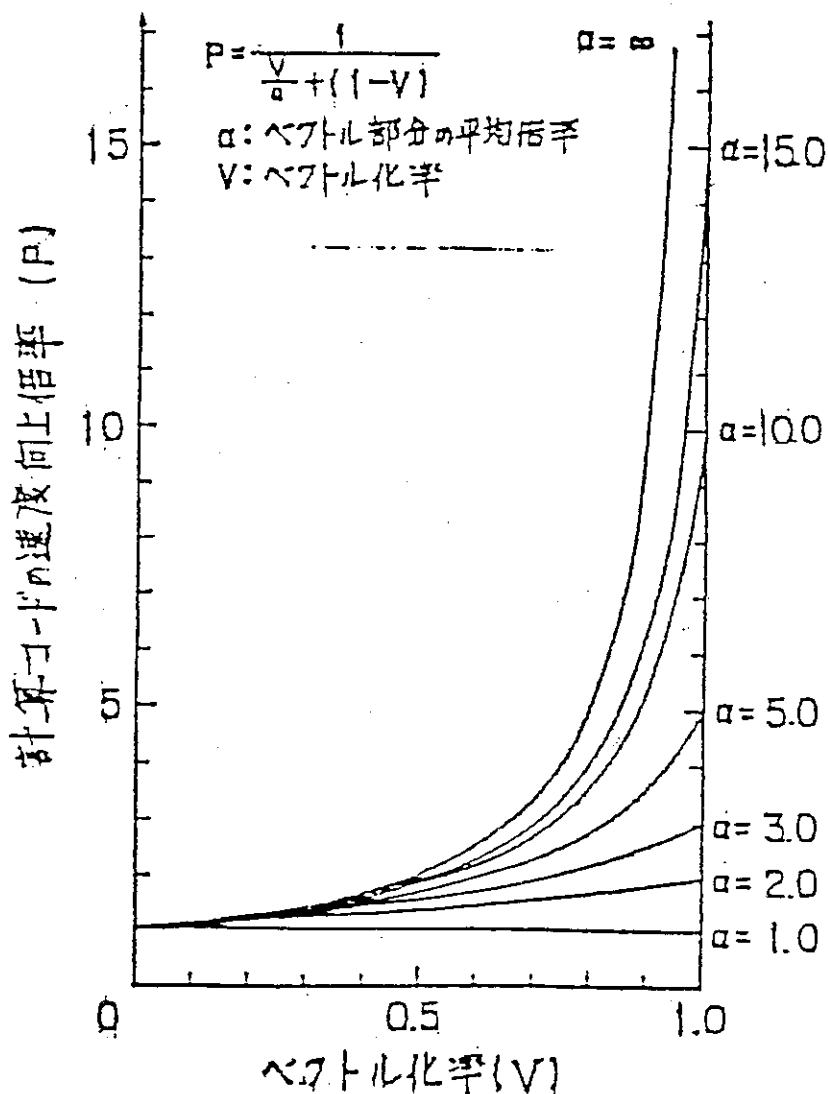


Fig. 2 Speedup and vectorizable ratios.

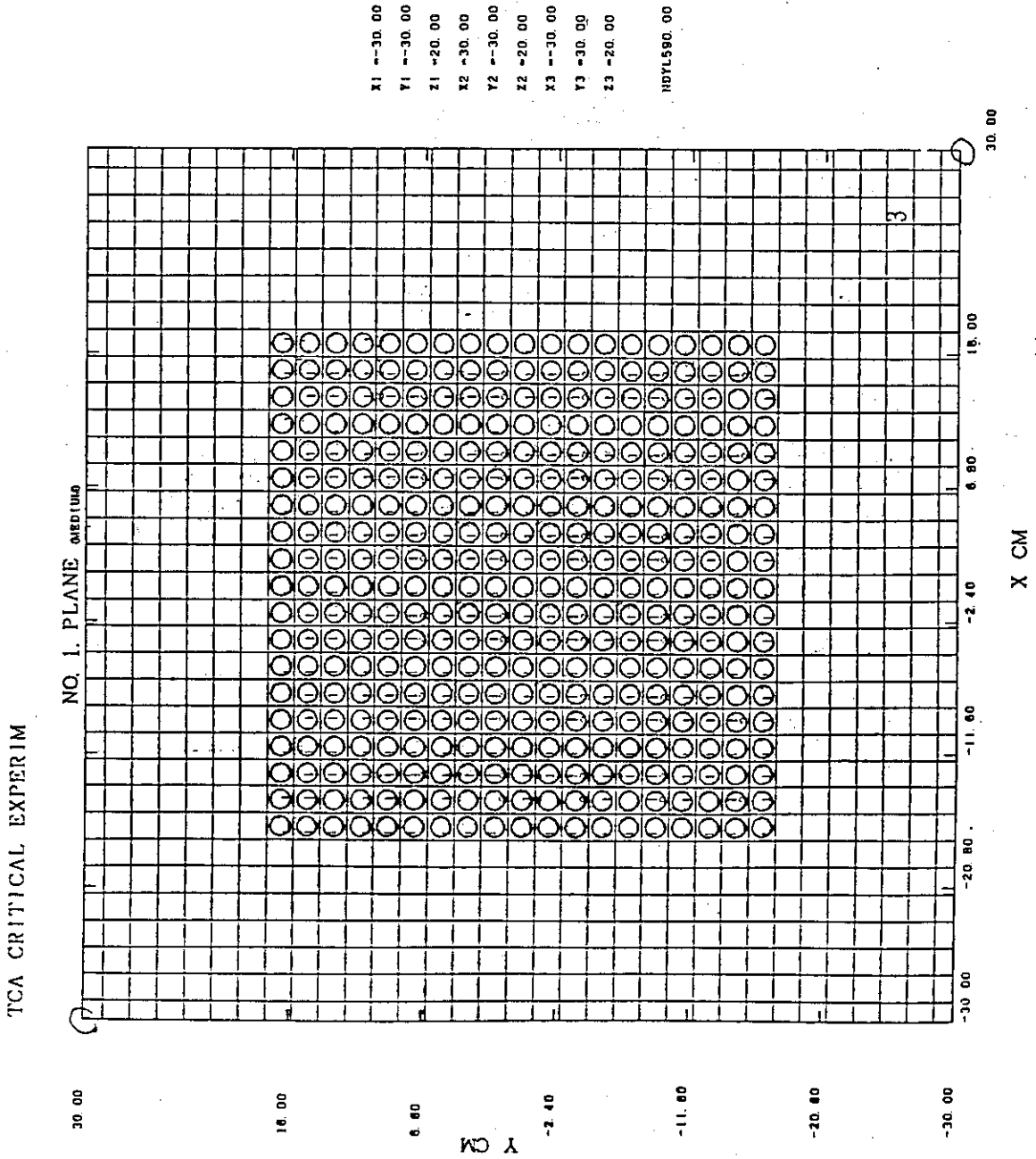


Fig. 3 Experimental scheme for our sample input.

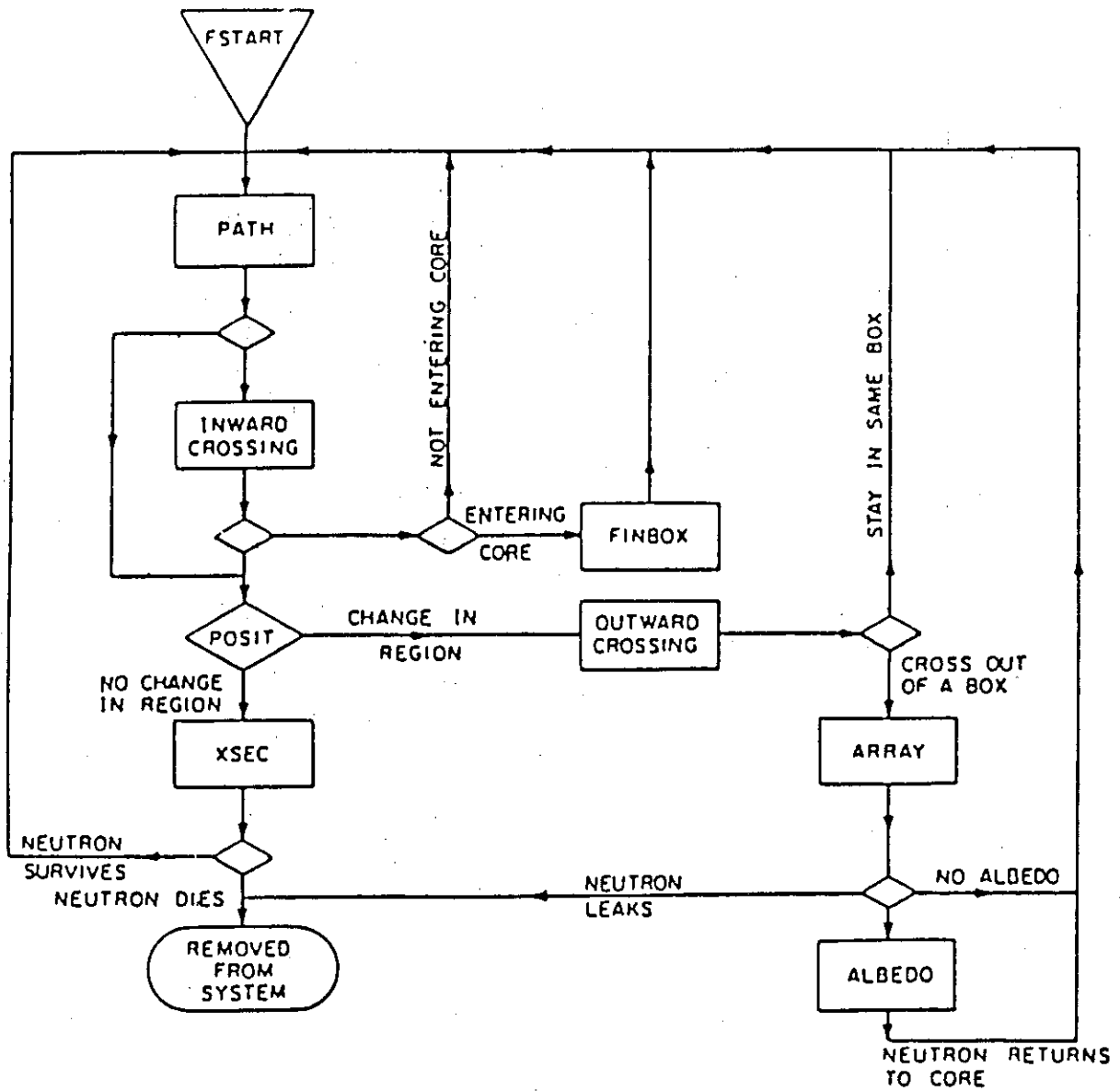


Fig. 4 Computational flow of KENO IV code.

$$X1 = X + PATH * U$$

↓

```

DO 10 I = 1, NPATH
  J = PATHBANK(I)
10  X1(J) = X(J) + PATH(J) * U(J)
    
```

Fig. 5 Vectorized transport calculation for x-axis.

## 2) 少ない中性子

誤差が世代数 $N$ の平方根の逆数に比例するから、 $N$ は比較的大きく100～200とし、サンプリング当りの中性子数を300程度と少なくする方法が採用されている。即ち、各事象毎のベクトル長は短い。

## 3) 中性子の減少

体系から洩れたり、重みが小さくなって消滅して中性子数の少なくなった状態が各サンプリング毎にかなり長く続く。即ち、ベクトル長が減少してゆく（例えば Fig. 6）。

## 4) リスト・ベクトル

バラバラな番号の中性子がひとつのバンクに集められて同一処理の対象となるので、中性子の位置、エネルギー群番号等の参照が間接番地（リスト・ベクトル）表現となる。間接番地へのアクセスは時間がかかり、そのため短いベクトル長では、リスト・ベクトル表現での計算時間がオリジナルのスカラ版のそれと同程度になることが多い。

## 5) 例外処理のオーバーヘッド

同一バンクのごく少数の中性子について例外処理を必要とする場合がほとんどである。例えば Fig. 7 の輸送計算において  $x$ ,  $y$ ,  $z$  の新しい位置が古いそれと同じになる場合などがそれである。Fig. 7 の計算では1357万回のうち約1850回発生している。

モンテカルロ計算コードの一般形式は次の Fig. 8 のようになり、Fig. 7 はこのうちの最内ループに相当する。

Fig. 7 の IF (0) 制御行以下の文はまれにしか実行しない計算であるが、現在のベクトル・コンパイラはベクトル・レジスタの連結使用を重視し、無駄な命令を作り出す（ただしこれについては IF (0) の前後で分割してコンパイルするよう改善された）。またベクトル処理では IF 文はジャンプ文とはならず、ビット集合の論理和、論理積、否定等の演算となる。IF が2重以上の入れ子となるベクトル処理は、ビット集合演算、収集／拡散演算数が多くなり、ベクトル化による他の演算の高速化を相殺してしまう。

## 6) 不要な番地計算

ベクトル化によって添字付変数となり、そのために不要な番地計算を発生させることが多い。例をあげれば Fig. 8 のループにおいて②の番地計算は①の IF 文の後でおこなわれるべきものである（これも改善される予定である。同じくコンパイラの改良で）。

## 7) 低い計算密度

Fig. 4 の各事象ボックス内の IF 文で区切られた個々の計算単位の計算量が小さく、ベクトル効果が出てこない場合が多く、この点からもベクトル化効果が減じられている。

## 8) DO ループ初期化演算

ループの初期化はスカラ演算で、これも最内ループではかなりのオーバーヘッドとなる。

## 9) 回帰式演算の出現

総計的総和を求める計算でベクトル化することによって回帰（再帰）性の演算が出現する。これについては Table 1 の幾何形状分類で説明しよう。

Table 1 は先程の例題で KENO IV で臨界計算をしたときのベクトル計算結果である。オリジナルのスカラ計算で FACOM M-380 で380秒かかった計算が274秒となり、速度向上倍率

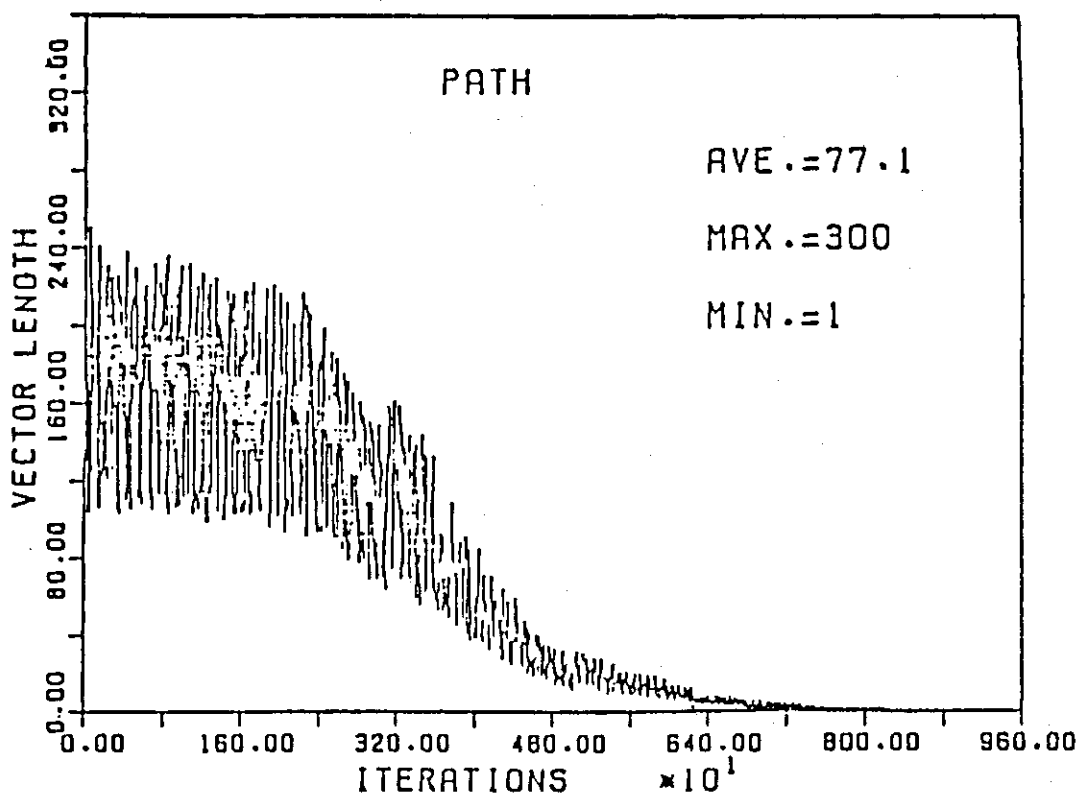


Fig. 6 Decrease of neutrons with Monte Carlo steps.

```

CVOCL LOOP,NOVREC
      DO 9320 IV=1,NPATH
        JV=PATHBA(IV)
        KR(JV)=MAT(K(JV))
CVOCL STMT,IF(99)
      IF(KR(JV).NE.0) THEN
        PTH(JV)=RPTH(JV)+RSIGT(KR(JV),IG(JV))
      ELSE
        PTH(JV)=BIG
      ENDIF
        X1(JV)=X(JV)+PTH(JV)+U(JV)
        Y1(JV)=Y(JV)+PTH(JV)+V(JV)
        Z1(JV)=Z(JV)+PTH(JV)+W(JV)
CVOCL STMT,IF(0)
      IF(X(JV).EQ.X1(JV)) X1(JV)=X(JV)+SIGN(X(JV),U(JV))*(1.0E-6)
CVOCL STMT,IF(0)
      IF(Y(JV).EQ.Y1(JV)) Y1(JV)=Y(JV)+SIGN(Y(JV),V(JV))*(1.0E-6)
CVOCL STMT,IF(0)
      IF(Z(JV).EQ.Z1(JV)) Z1(JV)=Z(JV)+SIGN(Z(JV),W(JV))*(1.0E-6)
      9320 CONTINUE
  
```

Fig. 7 Example of exceptional treatment for neutron transport.



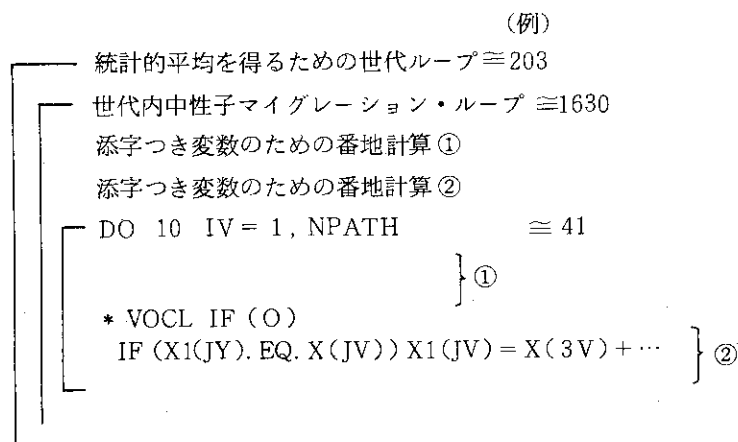


Fig. 8 General iterative procedures of Monte Carlo calculation.

Table 1 Speedup ratios of KENO IV by vectorization without/with Monte Carlo pipelines.

Event	Vectorized Version	
	Vector Processor (VP-100)	
	Cutoff Computation Time (s)	Noncutoff Computation Time (s)
PATH	32.4	34.8
Inward cross	33.5	36.1
POSIT	43.2	45.6
Outward cross	34.8	38.7
ARRAY	30.6	33.6
XSEC	98.0	107.9
Random number	1.9	2.0
Total time (s)	274.4	298.7
Speedup ratio	1.4	1.3

\*Original scalar version for problem 2 required 380 s on M-380.

は1.4倍となった。この1.4倍を出すのに大変な苦勞があった。<sup>1)</sup>アセンブラ語で書けば2倍は出るが、それはさらに大変な勞力が必要で現実的ではない。274秒のうちベクトル計算できなかった幾何形状分類、事象分類、回帰式分類について簡単に説明する。

幾何形状分類とは、番号Jの中性子がどの形状の領域、例えば円管、球、etc.に属しているかを分類する操作で、Fortran文ではFig. 9(a)のような表現となる。事象分類とは、番号Jの中性子が、衝突、あるいは領域通過など、次にどのような事象の対象となるべきかを分類するもので、そのプログラム表現は幾何形状分類とほぼ同じである。回帰式はFig. 9(b)のように番号Jの中性子について領域N(J)、エネルギーM(J)での、例えば中性子束を計算するとき現れる。このときJは異なっても(M(J), N(J))は同じ番号対が発生することがあるため、ベクトル演算の対象とできない。これら3種の操作を高速化できない限りはベクトル化によるモンテカルロ・コードの高速化は望めない。

そこで幾何形状パイプラインという2次元のパイプラインを考えてみる(Fig. 10)。これは番号Jの中性子の領域番号IG(J)=Kが連続的に与えられたとき、K=1, 2, ……に該当する中性子を2次元のスタックに分類してゆき、その数をカウントするものである。ベルト・コンベアに乗せられたミカンが大きさの順に次々とカゴに落とされてゆくようなものである。K≠nとなる中性子は(n+1)番目のバンクへ分類され、(K≠n)としてプログラムで次のループの分類へまわすことができる。このFig. 11の事象パイプラインもK=0 or 1という点を除いては同じ機能であるが、ただし、このときスタックの数は2つである。回帰式はFig. 10のパイプラインを使ってM(J), N(J)で分類し、その後ベクトル処理すれば速くなる。ただし、このときソース・プログラムを少し修正する必要がある。

ベクトル計算機にこれら2つのパイプラインを付加したときのモンテカルロ計算の速度向上倍率を先程の計算例(Table 1, MC付加欄)で示す。

逆にいうと、球、円管状の金太郎飴のように入れ子の構造や重ね箱の構造で有れば対象となる領域は1種類しかないから、Table 1の幾何形状分類に要する時間、即ち、Computed go to文によるバンク分けの時間は不要になり、この57秒は半分の29秒に半減する。しかも重要なことは、この残った29秒の時間は、 $x^2 + y^2 < R^2$ ?などの判定であってベクトル化に適していて、対スカラ演算比で4~5倍の速度向上が期待できる。事象分類についても同じで、領域通過か、領域内滞在(衝突)か、の2種類しかないから63秒が31秒程度に半減する上に、この31秒もベクトル化による高速化が可能である。しかも、このような簡単な幾何形状では、間接番地参照のリスト・ベクトルではなく、直接番地参照の線形ベクトルを使用できて、モンテカルロ・コードのようにベクトル長が短くて計算密度が低い場合はベクトル化部分がさらに2倍程度速くなり、領域毎の中性子を求めないことにすれば、上記条件のもとでの総計算時間は(3+3+20+40)=66秒となり、およそ6倍の速度向上となる。現在論文などで発表されているモンテカルロ計算高速化の例はこのような単純幾何形状のものである。筆者らがベクトル化したKENO Nプログラムを変えればこのような高速化は可能である。しかし、それでは汎用性に欠けるし、このような方法が適用するのも幾何形状がせいぜい1~2種類までで、2~3種類以上の幾何形状では、条件分岐が多くなってベクトル化が必ずしも有利とはいえなくなる。簡単な例でうまくいったから複雑な例でもうまくゆくであろうというのが従来の楽観論者の推定ですが、これは成立しませ

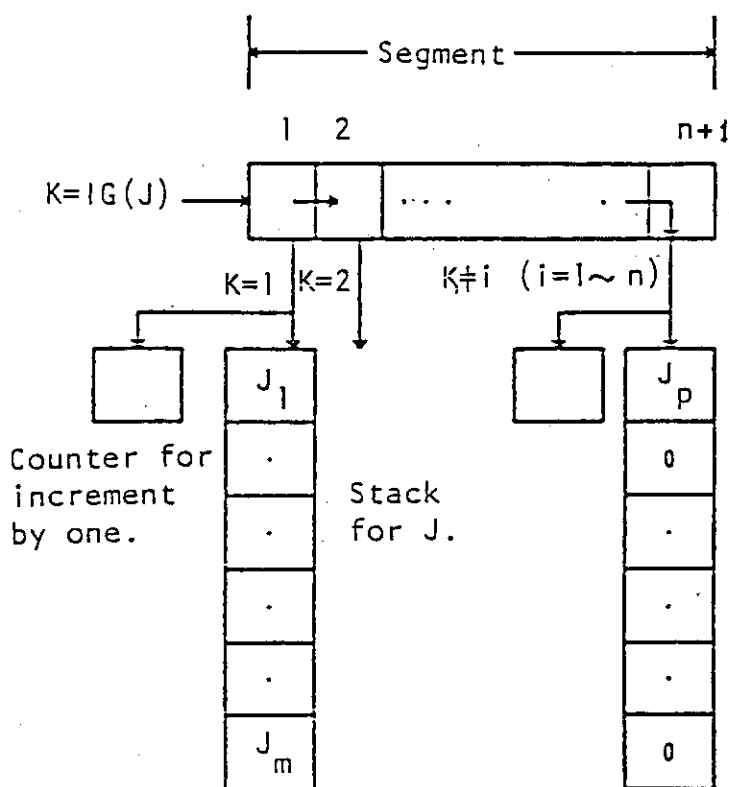
```

GO TO (10, ... ), IG(J)
10 I = I + 1
   BANK(I) = J
    
```

Fig. 9(a) Fortran statements for region determination.

$$F(M(J), N(J)) = F(M(J), N(J)) + \dots$$

Fig. 9(b) Fortran statement of recurrence expression for statistical summation.



幾何形状パイプライン

Fig. 10 Geometric pipeline.

ん。

前述の幾何，事象分類がベクトル化されない限り，いい換えればモンテカルロ・パイプラインがない限り，中性子輸送のモンテカルロ・コードは速くならない。それを別の例で示します。

Fig. 7 はモンテカルロ計算のうちではベクトル処理の性能がでる中性子輸送計算の部分であるが，これで3～4倍の速度向上となる（平均ベクトル長30～70）。次のFig. 12はKENO IVでは最も性能向上がある散乱角計算部分で，3～5倍の速度向上である。したがって全体としてはさほどの速度向上は期待できない。散乱角計算でさほど速度向上がないのは分母がゼロとなる場合の条件分岐が入るせいでもある。

メモリ増加も大きな問題である。KENO IV, MCNP, MORSE, VIMの4コードのベクトル化によるメモリ増加はFig. 13のとおりで，これからみると一度（1バッチで）に400～8000の中性子を使用することは現実的ではない。数10MBのメモリをもつベクトル計算機は存在するが，大きなメモリを要するジョブは夜間ジョブとなって回転時間が長くなる。それよりも10分程度のスカラ計算ですぐに結果を得たくなるのが人情である。以上からベクトル計算の結論は，i) 300～500中性子／バッチ，ii) モンテカルロ・パイプライン付ということである。

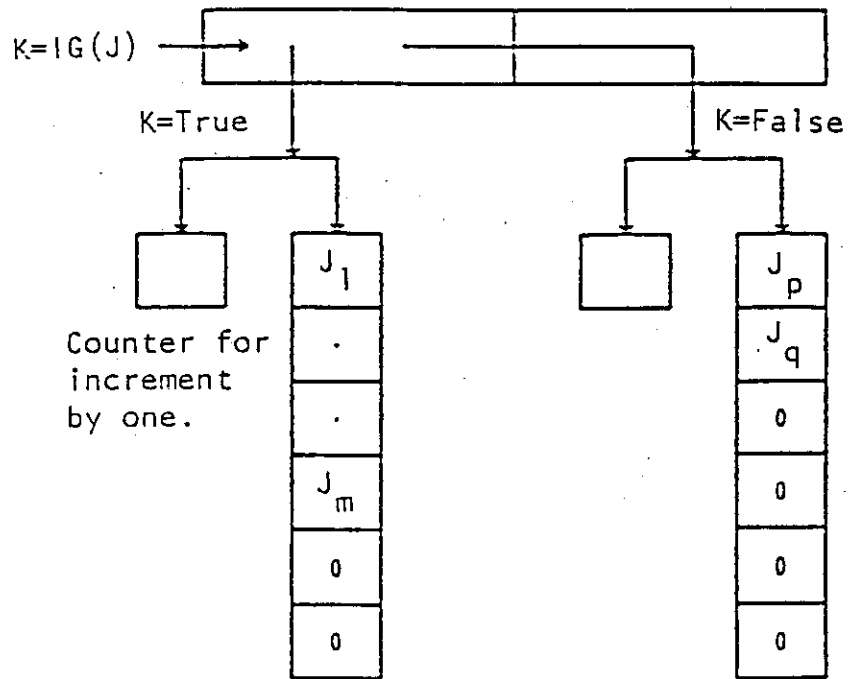
## 2. パラレル処理

パラレル（スカラ）処理方法の3つの例について考えてみる。ひとつは筑波大学星野研究室のPAX計算機である。<sup>3)</sup>このFig. 14は8×4にマイクロ・コンピュータを配したもので，2次元的にみた前後左右の通信を重視しているのが特長となっている。これは多くの応用問題に適用されているが，中性子輸送のモンテカルロ計算は実験されていない。各プロセッサについている現状のローカル・メモリでは容量が小さくて実用的な意味でのモンテカルロ計算は無理と思われる。8×4配列のPAX-32は0.5 MELOPS，8×16のPAX-128は4 MFLOPSの性能を有する。

もう一つの例はNew York大学クーラン数理科学研究所のM. H. Kalos教授が昨年の本研究会で発表されたモンテカルロ計算用のNYU Ultra Super Computerである。<sup>4)</sup>プロセッサ台数は4000台程度を考えている。最近IBM社との共同研究で512台のマイクロ・プロセッサを使用したRP3（リサーチ・パラレル・プロセッサ・プロジェクト）の試作に成功し1000 MIPS 或いは800 MFLOPSの性能と発表されている。これとは別に，最近IBM社の研究所で576×4台のマイクロプロセッサ（各チップ5 MFLOPS）を接続したスーパーコンピュータGF11が発表された。<sup>5)</sup>これは各プロセッサが64KBのキャッシュ・レジスタに加え，256～2MBのローカル・メモリを持っていて，各プロセッサは多段スイッチによって結合されている。大きなローカル・メモリを持っている点がNYUの原案と異なる。

最後の例はデータフロー計算機で，通産省の超高速計算機開発計画の一環として電子総合研究所で作られているものである（Fig. 16）。61年度には200台以上のPEを持つ試作機が完成する予定で，この計算機の性能チェック・プログラムのひとつとしてKENO IVコードが検討されている。<sup>6)</sup>

PAX, RP3, GF11そしてSIGMA-1も，どのような計算でも適用できるであろうが，



事象パイプライン

Fig. 11 Event pipeline.

$$u' = u \cos \psi - \sqrt{1-u^2} \sin \psi \cos \eta$$

$$v' = v \cos \psi + \frac{uv'}{\sqrt{1-u^2}} \cos \eta \sin \psi - \frac{w}{\sqrt{1-u^2}} \sin \psi \sin \eta$$

$$w' = w \cos \psi + \frac{uw}{\sqrt{1-u^2}} \cos \eta \sin \psi + \frac{v}{\sqrt{1-u^2}} \sin \psi \sin \eta$$

where:

$$\sin \psi = \sqrt{1-\bar{\mu}^2}$$

$\cos \psi = \bar{\mu} = \text{cosine of the scattering angle}$

$\eta = \text{a random azimuthal angle between } 0 \text{ and } 2\pi$

Fig. 12 Calculation of scattering angles in KENO IV.

	<i>MB</i>	
<b>KENO IV</b>	<b>1.6</b>	<b>→ 1.8</b>
<b>VIM</b>	<b>4</b>	<b>→ 7</b>
<b>MORSE</b>	<b>4</b>	<b>→ 6</b>
<b>MCNP</b>	<b>1.3</b>	<b>→ 7.3</b>

Fig. 13 Increase of memory size by vectorization.

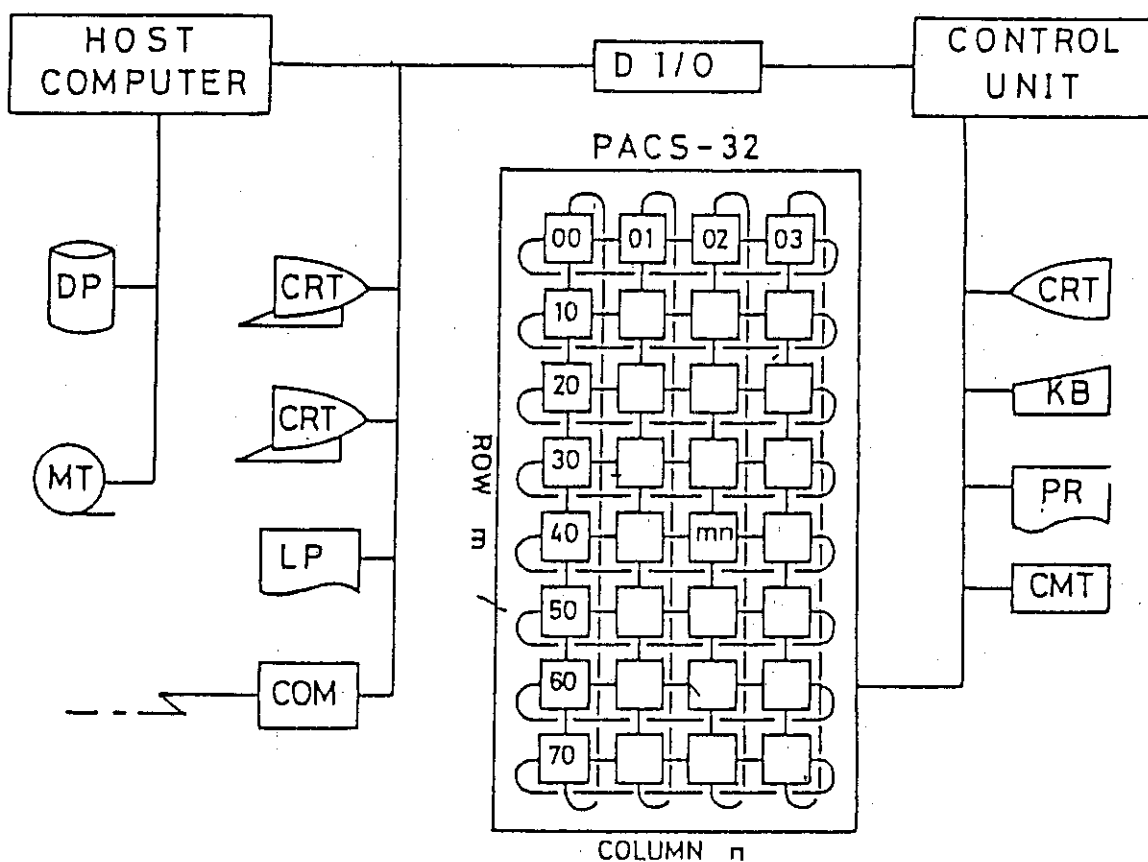


Fig. 14 PAX computer with 32 processors.

ULTRACOMPUTER DESIGN  
PROCESSORS AUTONOMOUS-MIMD

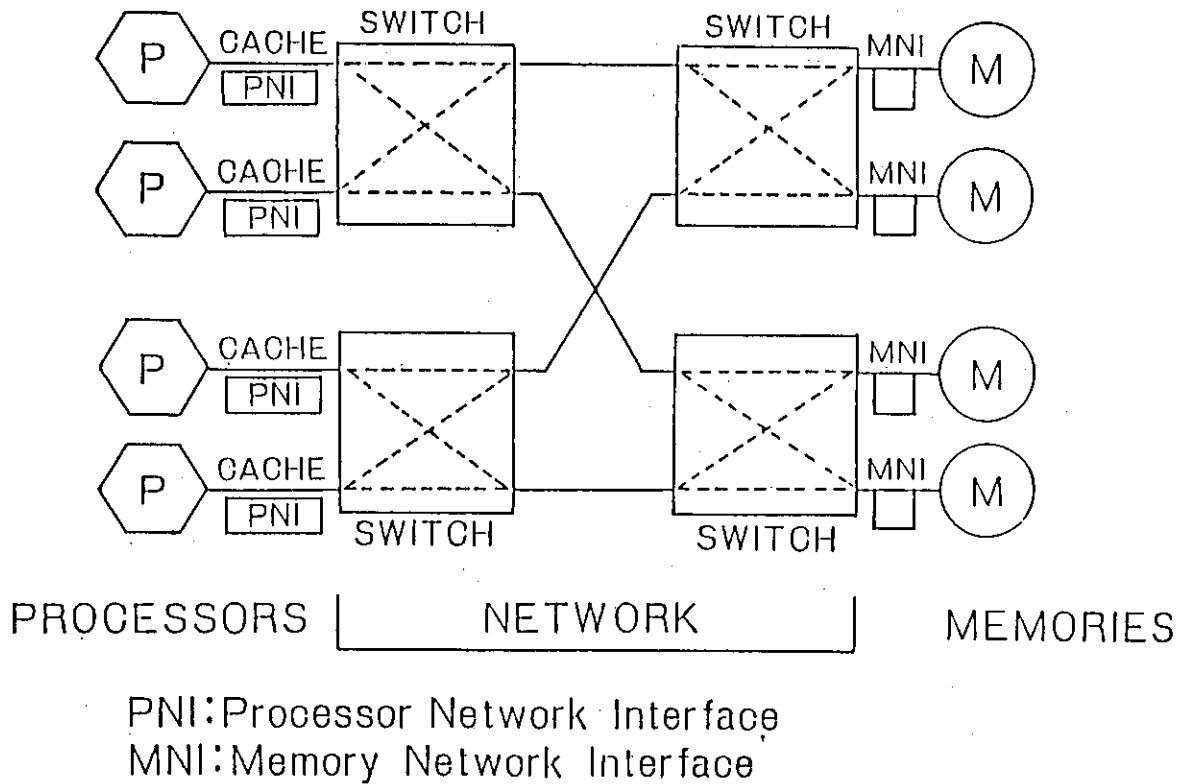


Fig. 15 New York University Ultracomputer.

一度応用分野を定めてしまえば、その分野の専用機として使う（少なくとも数日の間は）のがよい。どんな計算でもできるということと、動的にジョブを切り替えて計算するということは全く異なることに注意。

いずれにしても、汎用計算機メーカーの計算機設計の基本方針は、「最大多数の最大幸福」ということである。その基本となる機能は多重プログラミング、或いは同じく多重ジョブの処理である。多重ジョブ処理では、計算機のメモリ内に同時にいくつかのジョブをロードし、適宜制御を切り替えながら処理を行っていく。従来、研究的意味で発表されているパラレル・プロセッサは個々の問題について高速性を発揮することを主眼に考えられていて、処理対象となっている複数のジョブを動的に切り替えながら、しかも高速性を発揮するという点での配慮に欠けている。多重ジョブ処理を行うためには、各プロセッサのローカル・メモリは現在の汎用機と同程度に大きくなければならないが、そうすると数千台のプロセッサを並べて高速化をはかることは難しくなるであろう。

パラレル・プロセッサ処理でもうひとつ気になる点は既存プログラムの書き換えの手間である。書き換えが比較的容易なベクトル処理においてさえも、例えば RELAP 5 などで 20 人／月程度のマンパワーを要している。この書き換えに手間のかかる構造のパラレル・プロセッサは到底実用に耐えぬとみるべきである。

以上はいずれもスカラ計算型のパラレル処理であるが、パラレル・プロセッサを生かす技術としては、ソフト的はタスク処理がある。これは計算のまとまった部分をタスクとして出来る限り別々に、独立に計算させようとするもので、従来から存在する技術であるために計算機メーカーの技術者にとっては受け入れ易いものである。

しかし、これには難点がある。Fig. 17 のように、従来のコードからみると計算量は数カ所繰り返し計算（DO ループ）にまとまって出現することが多く、ベクトル処理はその特徴をよくつかんだ処理方法といえる。従来のタスクは DO ループの分解までは考えていなかった。

タスク分割で計算機利用者側にとって大切なことは

- (a) プログラム修正がほとんどなく、他機種（他国）との互換性が保たれること、
- (b) タスク分割によって計算結果が影響を受けないこと、
- (c) タスク分割するためにタスクの時間測定等に多大の作業時間を必要としないこと、
- (d) 入力データによってタスク分割方法に変更が生じないこと、
- (e) 使用者に負担をかけることなく計算機システムが自動的にタスク分割をおこなうこと、等である。

これまで発表されている並列処理計算機は、このような意味でのタスク分割に適しているようには見えない。

CRAY 社でも最近この問題を重視して DO ループ分解を Microtasking とよび、今後の研究課題に挙げている。<sup>7)</sup>

### 3. ベクトル・パラレル処理

この難点解決のひとつの方法として多重ループの外側をパラレル・プロセッサ処理、内側のル



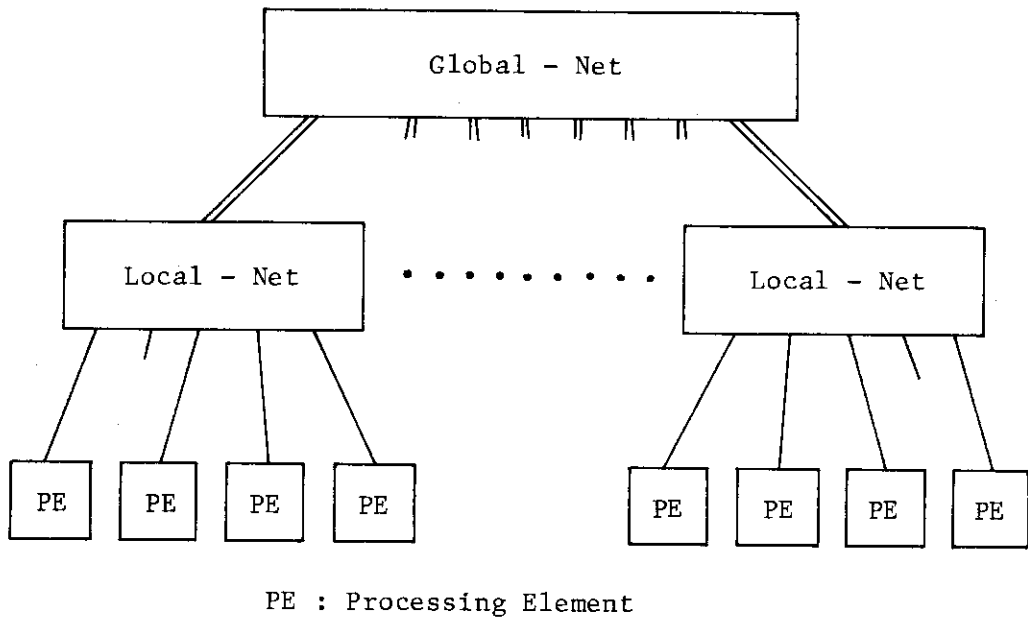


Fig. 16 SIGMA-1 data flow computer for scientific calculation.

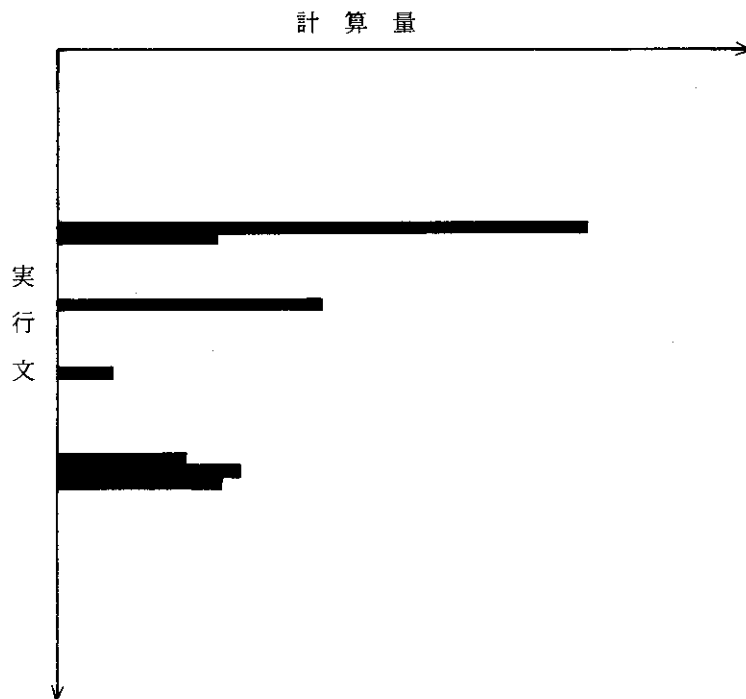


Fig. 17 Example of execution statements and their computation time.

ープをベクトル・プロセッサ処理することが考えられる（或いはこの逆に処理）。モンテカルロ・コードで世代の計算を行うものを例にとれば、Fig. 8の外側がパラレル処理、内側がベクトル処理ということになる。

これを実現するためにはプロセッサ・パイプラインの考え方を導入しなければならない。<sup>8)</sup> Fig. 18のベクトル・プロセッサは1台がVP-100相当とする。#は計算の制御の流れを示し、N=16とすると、1番目のプロセッサでは1, 17, 33, 2番目のプロセッサでは2, 18, 34, …番目の世代が混在して処理されることになる。<sup>9,10)</sup>

各プロセッサがモンテカルロ・パイプラインを持つとすれば、前述の例題では3倍の速度向上がある。各プロセッサに中性子が300程度供給されるまでの立ち上がり時間、世代が終わりに近づいた立ち下がり時間を考慮すると、簡単な計算から3倍が2.7倍に落ちる。そうするとN=16台のプロセッサによる速度向上倍率は $P' = 2.7 * N = 43$ 倍となる。これに加え回路素子が5倍速くなれば、 $P'$ は200倍を超えることになる。モンテカルロ計算でなければ、この2.7が10～15の値になる場合もある。<sup>8)</sup>

筆者が計算コードのベクトル化作業をおこなう過程で感じたことは、大部分の原子力コードにおいては、ベクトル計算機の方式と（多数のプロセッサを並置した）パラレル計算機の方式が互いに対立するものではなく、補い合うものであるということである。Fig. 19のLoop 1, 2, 3のうちLoop 3をベクトル処理で、Loop 1, 2をパラレル処理でおこなうか、あるいはLoop 2, 3をベクトル、Loop 1をパラレルで処理するかは、ループ内演算のベクトル処理、パラレル処理適合性、パラレル処理可能な装置台数、計算コードの入力データ等に依存する。両方式をうまく組合せることでより速い演算が期待できる。言い換えれば、ベクトル処理技術はパラレル計算機の時代においても必要なものである。

最近この考え方を実現した商用機が発表された。<sup>11,12)</sup> 筆者の考えでは近い将来の商用高速計算機はこのタイプが主流になると考える。その理由は、このアーキテクチャが、(1)遺産の継承（スカラ、ベクトル計算機計算コードがさほど手直し無く使用可能）、(2)高速性、(3)汎用性、(4)拡大、縮小の柔軟性、(ソフトを変更することなく演算装置台数等の規模を変更できる)の4項目を満たすようにしているからである。実用という見地からは、これらの条件はいずれも欠かすことはできない。

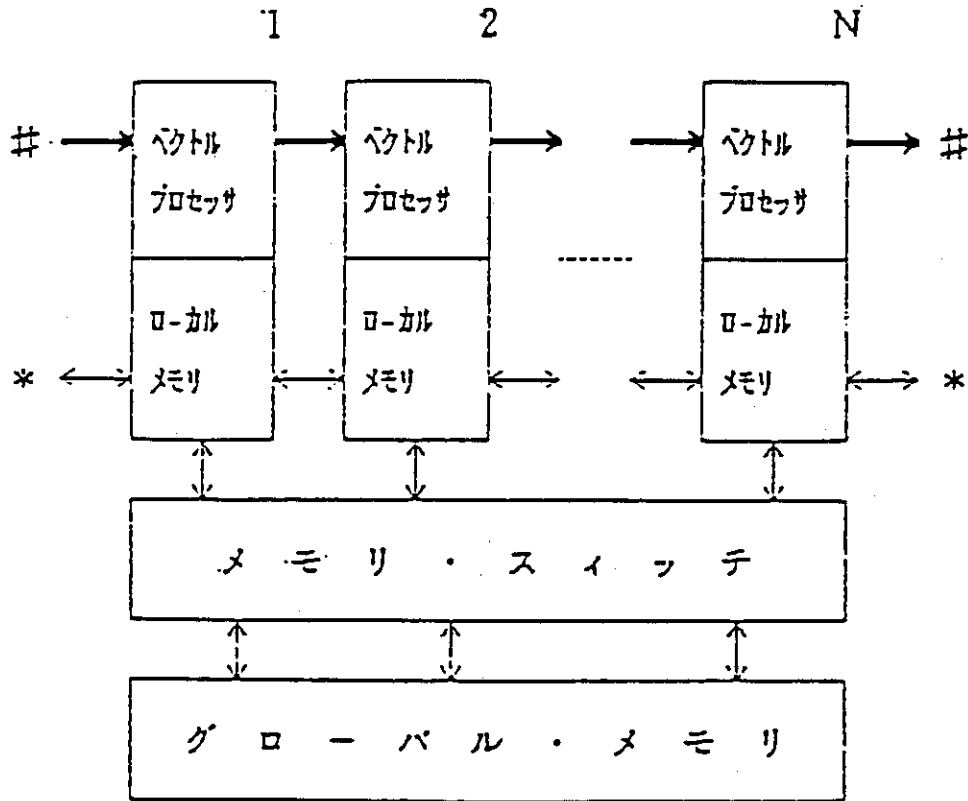
このほか、モンテカルロ・コードの高速計算には適切な乱数を生成することも大切であるが、<sup>13)</sup> 今回は省略する。

#### 4. まとめ

以上をまとめると次のようにいえる。

- 1) 現在のベクトル計算機ではモンテカルロ・コードの高速計算は難しいが、モンテカルロ・パイプラインと呼ぶベクトル分類回路を付加すればかなりの性能向上が見込まれる。
- 2) スカラ演算器を多数台並べたパラレル・プロセッサ・システムは、それなりの性能向上は期待できるもののコード利用の継続性の点で不明である。
- 3) ベクトル・パラレル併用のプロセッサ・パイプライン・システムは、従来のコード利用技

術を継承し、かつ高速計算処理可能なシステムである。モンテカルロ・パイプライン付のこのシステムで、モンテカルロ・コードは現在の数 10 ~ 100 倍の高速処理が可能となろう。



P<sup>3</sup>Sの概念図

Fig. 18 Pipelined Parallel Processor System P<sup>3</sup>S.

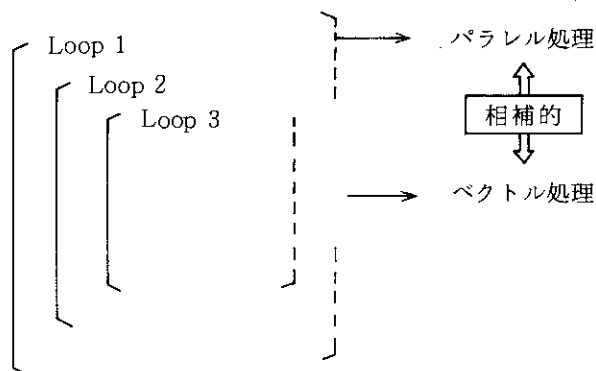


Fig. 19 complementary relations of vector and parallel processing.

## 参 考 文 献

- 1) Asai, K. et al. : Vectorization of KENO IV Code, Proc. Int. Mtg. on Adu. Nuc. Eng. and Comp. Method, pp.844-850, Knoxville, Tenn., April, 1985.
- 2) Petrie, L.M. and Cross, N.F. : KENO-IV; An Improved Monte Carlo Criticality Program, ORNL-4938, Nov. 1975.
- 3) 星野力編著：「PAX コンピュータ — 高並列処理と科学計算 —」, オーム社, (1985).
- 4) Kalos, M.H. : THE NYU ULTRACOMPUTER, JAERI-M 85-017 (1985).
- 5) Beetem, J. et al. : The GF11 Supercomputer, Proc. 12th Ann. Int'l Symo. on Comp. Architecture, June 1985, Boston, MA.
- 6) 関口, 島田 : 科学技術計算用データ駆動計算機 SIGMA-1 による大規模モンテカルロ計算, 情報処理学会第 30 回全国大会報告集, 4C-7, 1985年3月.
- 7) Nelson, L. and Rigsbee, P. : Multitasking at CRAY, CRAY CHANNELS, Summer 1985, pp.12-15.
- 8) 浅井清 : "ベクトル・パラレル併用プロセッサ PPS の提案", 情報処理学会第 30 回全国大会報告集, 4B-6, 1985年3月.
- 9) 浅井, 樋口 : "モンテカルロ・パイプラインの提案", 情報処理学会第 31 回全国大会報告集, 1D-1, 1985年9月.
- 10) 浅井, 樋口 : "モンテカルロ計算のベクトル・パラレル併用処理", 前出, 1D-2, 1985年9月.
- 11) A NEW WAY TO SPEED UP A SUPERCOMPUTER, Electronics, July 29, 1985, pp.26, 56-58.
- 12) 日経エレクトロニクス, 8月26日号, 1985, pp.98-101.
- 13) 浅井, 樋口 : "高速計算のための乱数(1)", 所内資料, (1985).

## 10. ベクトル化数値計算法

徳永 康男\*

原研計算センターでは数多くの原子力コードのベクトル計算機用の書き替えを行ってきたが、この作業は主にプログラミング技術を中心にしたものであった。

しかし、ベクトル計算機の特徴を最高度に利用するためにはプログラミング技術だけでは不十分で、原子力コードで用いられている数値解法の変更を含む書き替えが必要である。本論文は原研での原子力コードのベクトル化を通して得られたベクトル計算向きの数値解法、およびプログラミングについての経験を示すものである。

### 10. Numerical Methods for Vectorization

Yasuo TOKUNAGA (Fujitsu)

Many nuclear codes are hitherto adapted for the vector computer in the JAERI. However, in order to make efficient use of characteristics of the vector computers, in addition to the programming techniques, it is required to rewrite a program adapting a more appropriate numerical methods. This report shows experiences on numerical methods and programmings for the vector computers, which are obtained through vectorizations of programs in the JAERI computer center.

---

\* 富士通(株)

## 1. はじめに

日本原子力研究所（以下原研と略称）計算センターでは59年11月の FACOM VP-100 の導入以来、原研内部の原子力コードのベクトル計算機向き替えを行ってきた。原研における原子力コードは極めて多種多様で、我々はベクトル化に際して様々な試みを行ってきた。この結果、ベクトル計算機の特徴を最高度に利用する為には、数値解法を含む大幅な書き替えを必要とする場合が多く、単にプログラミング技術だけの問題に止まらないことが明らかになった。

本論文はこの数値解法を含む様なプログラムのベクトル化を行う場合に必要な事柄並びに現在までに我々が知りえた原子力コードのベクトル化に関する知識を示すことを目的とする。まず計算センターでベクトル化した多くのプログラムを紹介し、原子力コードのベクトル化の特徴的な事柄について述べる。次に数値計算技術として、原子力コードで最も頻繁に使われる帯行列を係数行列とする大次元連立方程式の解法に関して直接解法と反復解法のベクトル化に対する適応性について議論する。最後にベクトル計算向きの具体的なプログラミング例をいくつか示す。なお、プログラムのベクトル化を行う為に必要な基本的知識については、先に計算センターで発行したベクトル化プログラミングの手引き<sup>1)</sup> や富士通のマニュアル<sup>2)</sup> を参考にされたい。

本論文は JAERI-M 85-143 リポート<sup>3)</sup> に基いており、ここに示す以外の内容についてはこのリポートを参照されたい。

## 2. 原研における原子力コードとベクトル化

現在までに計算センターでベクトル化された原子力コードの一覧をベクトル化の大まかな結果と共に表1に示す。表中に示してあるものは左欄よりプログラム名（使用分野）、計算内容（物理方程式）、数値計算法、プログラムライン数と精度、ベクトル化後のプログラムのベクトル長とベクトル化率、M-380とVP-100による実行時間、ベクトル化による性能向上比、プログラムの変更部分の割合とメモリ増加率、その他（コメント）、である。なお、核融合関係のプログラムはベクトル化が容易で性能向上比の大きいものが多いが、これらのものも含め、計算機の全使用時間中にかなりの割合を占めるに関わらず、表1には示されていないプログラムが原研に多数存在することを付け加えておく。またプログラムのベクトル化の具体的な目標はベクトル化率とベクトル長を大きくすることであり、これによりプログラムが効率良くベクトル処理されるようになる。

ベクトル化後のプログラムをM-380で実行するとオリジナルのプログラムをM-380で実行した場合より高速に実行されるものがあるが、これはベクトル化を施すると同時にプログラムの最適化も行っているからである。逆にベクトル化後M-380で実行した場合、オリジナルのプログラムより遅くなっている場合があるが、これはベクトル化の為に余計な計算が加わった結果であることが多い。

表1を見ると、有限差分法を用いた計算が非常に多いことがわかる。差分方程式は多元連立一次方程式として解かれる。以下の節では、この多元連立一次方程式の解法のベクトル処理に対する適応性を中心に議論する。

Table 1 Nuclear codes Vectorized in JAERI

Program name (Appl. field)	Calculated physical phenomena (Employed basic equations)	Adopted numerical methods for calculation	Program statement number and precision	Vector length and cost-weighted fraction of vectorized statements (%)	CPU time orig. prog. = $\alpha$ (M) rev. prog. = $\beta$ (M) rev. prog. = $\gamma$ (VP) M=M380, VP=VP100/200	Performance improvement factors U = $\alpha/\gamma$ P = $\beta/\gamma$	Fractions of modified statements and memory increase (%)	Comments
THIDA-ACT4 (Nuclear fusion)	Neutron-induced radioactivity and $\gamma$ -ray radiation dose	Matrix exponential method	5000 Double	10 - 80 98	$\alpha$ = 2m16s37 $\beta$ = 1m57s94 $\gamma$ = 35s41 (VP100)	U=3.85 P=3.33	5 0	
EDDYTORUS (Nuclear fusion)	Analysis of transient eddy-current on the JT-60 vacuum vessel surface	Finite circuit-element method Gauss-Legendre integration	4670 Single	81 95	$\alpha$ = 2m24s8 $\beta$ = 2m 7s4 $\gamma$ = 18s1 (VP100)	U = 8.0 P = 7.0	25 10	
TOROID (Nuclear fusion)	Calculation of induction and magnetic field from the methods of Neuman and Biot-Savarré	Gauss-Legendre integration	1100 Double	10752 or 7632 99.8	$\alpha$ = 7m39s5 $\beta$ = 1m20s2 $\gamma$ = 6s6 (VP100)	U = 69.4 P = 12.2	30 146	
EDDYARBT (Nuclear fusion)	Calculation of power dissipation from eddy-current, eigenvalue	FEM Numerical integration	2200 Double	? 95	$\alpha$ = 63m43s16 $\beta$ = 67m56s83 $\gamma$ = 8m37s03 (VP100)	U = 7.4 P = 7.9	12 300	
AEOLUS-R3 (Nuclear fusion)	Analysis of non-linear MHD instability. (Non-linear MHD equations)	FDM Convolution	4197 Double	200 95	$\alpha$ = ? $\beta$ = ? $\gamma$ = ? (VP200)	U = 8.9	10 0	
AEOLUS-E (Nuclear fusion)	Analysis of non-linear external kink mode. (Reduced MHD equations)	FDM Fourier expansion	2000 Double	? ?	$\alpha$ = ? $\beta$ = ? $\gamma$ = ? (VP100)	U = 8.0	? 0	
ALSCYL30 (Nuclear fusion)	Analysis of non-linear instability of free-boundary plasma (Reduced MHD equations)	FDM Fourier expansion	6500 Double	20 or 200 90	$\alpha$ = 8m37s $\beta$ = 8m26s $\gamma$ = 2m 9s (VP100)	P = 4.0 U = 3.9	2 0	vu=65.3%
DICON (Nuclear fusion)	Analysis of neutral particles in the divertor chamber	Monte Carlo method	5000 Single	1 - 500 80	$\alpha$ = 1m22s49 $\beta$ = 1m51s24 $\gamma$ = 40s18 (VP100)	U = 2.1 P = 2.8	50 250	
ECIS76 (Nuclear fusion)	Cross-section of particle induced nuclear reaction (DWBA)	Numerical integration	10000 Single	96	$\alpha$ = 3m36s95 $\beta$ = 3m06s22 $\gamma$ = 56s69 (VP100)	U = 3.83 P = 3.28	0 0	

Table 1 Continued.

Program name (Appl. field)	Calculated physical phenomena (Employed basic equations)	Adopted numerical methods for calculation	Program statement number and precision	Vector length and cost-weighted fraction of vectorized statements (%)	CPU time orig. prog. = $\alpha$ (M) rev. prog. = $\beta$ (M) rev. prog. = $\gamma$ (VP) M=M360, VP=VP100/200	Performance improvement factors $U = \alpha/\gamma$ $P = \beta/\gamma$	Fractions of modified statements and memory increase (%)	Comments
RELAP5 /MOD1 (Reactor safety)	Safety analysis of light-water reactor (Transient analysis of LWR LOCA and non-LOCA)	FDM Hydro-dynamic eq. Node-junction model	80000 Double	20 - 265 70	$\alpha = 81m31s$ $\beta = 48m09s$ $\gamma = 28m58s$ (VP100)	$U = 2.8$ $P = 1.7$	15 10	Overlaid structure
THYDE W (Reactor safety)	Safety analysis of light-water reactor (LWR LOCA)	FDM Hydro-dynamic eq. Node-junction model	45000 Double	1 - 200 70	$\alpha = 2m21s7$ $\beta = 2m34s7$ $\gamma = 1m17s0$ (VP100)	$U = 1.84$ $P = 2.00$	?	
TRAC-PF1 (Reactor safety)	Safety analysis of light-water reactor (Transient analysis of LWR LOCA and non-LOCA)	FDM Hydro-dynamic eq. Node-junction model	102000 Double	-	$\alpha =$ $\beta =$ $\gamma =$ (VP100)	$U =$ $P =$	?	New at work
SAP5 (High temp reactor)	Linear structural analysis of a construction	FEM Subspace iteration method	16000 Double	50 - 200 90	$\alpha = ?$ $\beta = 46s$ $\gamma = 12s$ (VP100)	$P = 4.1$	20 200 (3.5MB)	I/Os are decreased to 1/8
SOLA-ICE (High temp reactor)	Velocity distribution of fluid (Hydro dynamic eq.)	FDM SOR (Odd-even) SOR (Hyper plane)	500 Double	4 (OE) 1 - 8 (HP) 90	$\alpha = 1m10s$ $\beta_1 = 1m20s$ (OE) $\gamma_1 = 45s$ (OE, VP100) $\beta_2 = 1m15s$ (HP) $\gamma_2 = 42s$ (HP, VP100)	$U_1 = 1.6$ $P_1 = 1.8$ $U_2 = 1.7$ $P_2 = 1.8$	3 0	
SALE (High temp reactor)	Velocity distribution of fluid (Hydro dynamic eq.)	FDM SOR with odd-even method	3100 Double	25 95	$\alpha = 25s$ $\beta = 24s$ $\gamma = 5s$ (VP100)	$U = 5.0$ $P = 4.8$	20 ?	
TRUMP4 (High temp reactor)	Analysis of thermal behaviour of vessel of radioactive material	FEM SOR with odd even method	5300 Double	150 - 230 70	$\alpha = 18s6$ $\beta =$ $\gamma = 8s5$ (VP100)	$U =$ $P = 2.2$	10 4 (0.1MB)	vu=33%
EPIC/IV (High temp reactor)	Analysis of elastic-plastic deformation	FEM Conjugate gradient method	1870 Single	3 - 782 70	$\alpha = 2m 8s86$ $\beta = 1m26s38$ $\gamma = 33s97$ (VP100)	$U = 3.79$ $P = 2.54$	5 90	
SPIN (Physics)	Spin-spin interaction in the two-dimensional Ising model	Numerical summation based on the statistical mechanics	2600 Double	60 - 65000 97	$\alpha = 3m15s$ $\beta = 2m 6s73$ $\gamma = 8s63$ (VP100)	$U=22.6$ $P=14.7$	5 10	vu=100%



Table 1 Continued.

Program name (Appl. field)	Calculated physical phenomena (Employed basic equations)	Adopted numerical methods for calculation	Program statement number and precision	Vector length and Cost-weighted fraction of vectorized statements (%)	CPU time orig. prog. = $\alpha(M)$ rev. prog. = $\beta(M)$ rev. prog. = $\gamma(VP)$ M=M360, VP=VP100/200	Performance improvement factors U = $\alpha/\gamma$ P = $\beta/\gamma$	Fractions of modified statements and memory increase (%)	Comments
GMSCOPE (Reactor engin.)	Simulation of electron micro tube	Fourier transformation	240 Single	101 99	$\alpha = ?$ $\beta = 19s15$ $\gamma = 1s25(VP100)$	P = 15.3	?	
ANISN (Reactor engin.)	One-dimensional neutron transport calculation	FDM	3000 Single	106 66	$\alpha = ?$ $\beta = 2m29s$ $\gamma = 1m38s(VP100)$	U = ? P = 1.5	5 10	
TWOTRAN (Reactor engin.)	Two-dimensional neutron transport calculation	FDM X-Y coord. system R-Z coord. system	7000 Single	36 95(X-Y) 80(R-Z)	$\alpha = ?$ (X-Y) $\beta = 1m57s$ (X-Y) $\gamma = 31s$ (X-Y, VP100) $\alpha = ?$ (R-Z) $\beta = 58s$ (R-Z) $\gamma = 22s$ (R-Z, VP100)	X-Y: P = 3.7 R-Z: P = 2.7	X-Y: 5 20 R-Z: 5 20	
CITATION (Reactor engin.)	Three-dimensional neutron diffusion calculation	FDM SOR with odd-even method	29000 Single	1483 - 68544 95	$\alpha = 4m34s11$ $\beta = 5m10s61$ $\gamma_1 = 43s15(VP100)$ $\gamma_2 = 37s40(VP200)$	U <sub>1</sub> = 6.4 P <sub>1</sub> = 7.2 U <sub>2</sub> = 7.3 P <sub>2</sub> = 8.3	4 80	I/Os are decreased to 1/10 vu=64%
FEM-BABEL (Reactor engin.)	Three-dimensional neutron transport calculation	FEM, SOR with the Jacobi's method in X-Y plane	5140 Single	223 95	$\alpha = 1m49s$ $\beta = 2m48s$ $\gamma = 26s(VP100)$	U = 4.2 P = 6.5	10 50	
DOT3.5 (Reactor engin.)	Two-dimensional neutron transport calculation	FDM Successive calcul. from the boundary	7000 Double	45 80	$\alpha = 7m 6s$ $\beta = 5m34s$ $\gamma = 3m39s(VP100)$	U = 1.8 P = 2.0	5 10	I/Os are decreased to 1/4 vu=30%

### 3. 帯行列の解法とベクトル化

差分法において現われる帯行列を係数行列とする多元連立一次方程式の解法には色々な種類があることがここでは以下の3種類のものについてベクトル化への適応性を考えて見ることにする。

- ① 直接解法
- ② 反復解法
- ③ 共役傾斜法 (CG法)

共役傾斜法は分類上直接解法に属するが、実際は反復解法的な計算を行うので独立して分類している。

また、しばしば再帰計算と呼ばれるものが問題になることがあるので、3.1節にどのようなものが再帰計算になるか概説する。

#### 3.1 再帰計算

図1.bに示すような計算が典型的な再帰計算の例である。ここで配列Aの等式の右側に現われるもののインデックスがI-2となっているがこれはI-1でもI-3でも再帰計算となる。また、図2のように配列変数AのインデックスがリストベクトルL(I)によって定められている場合で、L(I) (I=1, ..., 100) に同じ数値がある場合にも再帰計算となる。

図2のタイプの計算はプログラムによく使われることが多く、またモンテカルロプログラムなどでは特に頻繁に現われる。このタイプの計算は自動的にベクトル化されないが、様々な工夫を凝らすことにより<sup>4),5)</sup>、ベクトル化が可能となる場合も多い。

```

DO 10 I = 1, 100
  A(I) = B(I) + C(I)
10 CONTINUE
(a)

```

```

DO 20 I = 3, 100
  A(I) = A(I-2) + B(I)
20 CONTINUE
(b)

```

Fig. 1 Sample DO-loops  
of non-recursive  
(a) and recursive  
(b) calculations

```

DO 30 I=1,100
  A(L(I))=A(L(I))+B(I)
30 CONTINUE

```

Fig. 2 Calculation with list-vector L(I)

### 3.2 直接解法とベクトル化

直接解法には、ガウスの消去法やこれと等価な LU 分解法、サイクリックリダクションなどがある。サイクリックリダクションはある程度のベクトル処理に対する適応性があるが、ガウスの消去法はベクトルの効率が低いことが多い。この原因は、たとえば対称係数行列を用いる場合では、半バンド幅がベクトル長となることである。半バンド幅が小さければベクトル処理の効率が低く、また、半バンド幅が大きい場合では、疎行列で計算することになり、無駄な計算が多くなってくるので直接解法のかわりに反復解法が用いられるようになる。

このように、ガウスの消去法自体はベクトル計算向きではないが、何組もの方程式を解く場合や、あるいは係数行列は一組であるが条件ベクトルが多数組あるような場合には、方程式あるいは条件ベクトルの組数をベクトル長として効率の良いベクトル化が可能である。

### 3.3 反復解法とベクトル化 (SOR 法)

反復解法には実に様々の種類がある。反復解法の多くはベクトル化しやすいものが多く、ベクトル処理の効率も高いものが多い。ベクトル長はほぼ方程式数すなわち係数行列の次元数と考えてよい。反復解法に比べ所要メモリが少なく済むなどの利点があり、原研における大型計算コードでは反復解法を用いている場合が非常に多い。ここでは反復解法の中から最も良く用いられるものの一つである SOR 法のベクトル化について述べることにする。

SOR 法を用いたプログラムにおけるベクトル化の効果を表わした例を図 3 に示す。この図では表 1 にもある MATHEW のオリジナルおよびベクトル化したプログラムの計算時間分布を表わしている。MATHEW は三次元領域における拡散方程式を扱っており、SOR 法による X-Y 平面に関するものに対しベクトル化が行われている。

しかし、SOR を用いたからと言っても、単にプログラムをコンパイルして実行するだけではベクトル処理されるというものではない。これは SOR 法を用いても、通常のやりかたでは再帰計算が現れるためベクトル化できないからである。例えば、X-Y 平面上でポアソン方程式を解く場合、差分化したのち式(1)のような 5 点階差方程式を解くことになる。

$$u_{ij}^{(k)} = (1-\omega) u_{ij}^{(k-1)} + \frac{\omega}{4} (u_{i-1,j}^{(k)} + u_{i+1,j}^{(k-1)} + u_{i,j-1}^{(k)} + u_{i,j+1}^{(k-1)} - f_{ij}) \quad (1)$$

$i, j$  ; メッシュ点番号

$k$  ; 反復回数

$\omega$  ; 加速係数

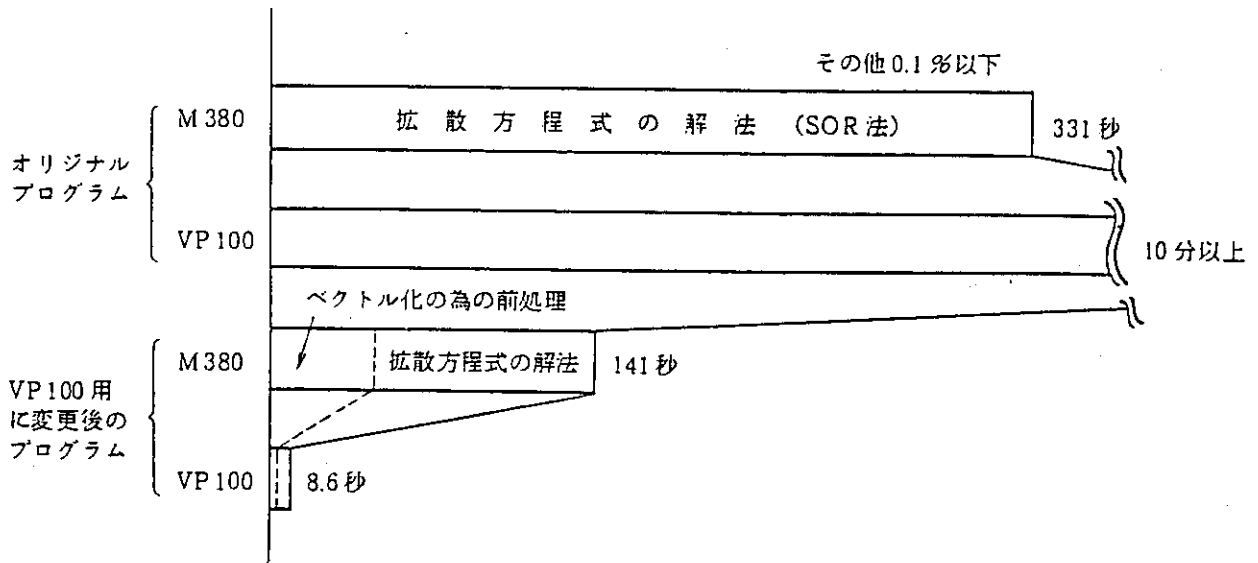


Fig. 3 Vectorization Effect on the Reduction of the CPU-Time of the MATHEW Code

(1) 式を通常よく用いられる図4のような格子点走査順序で計算すると、式中の  $u_{ij}^{(k)}$  と  $u_{i-1,j}^{(k)}$  の関係が再帰計算となる。

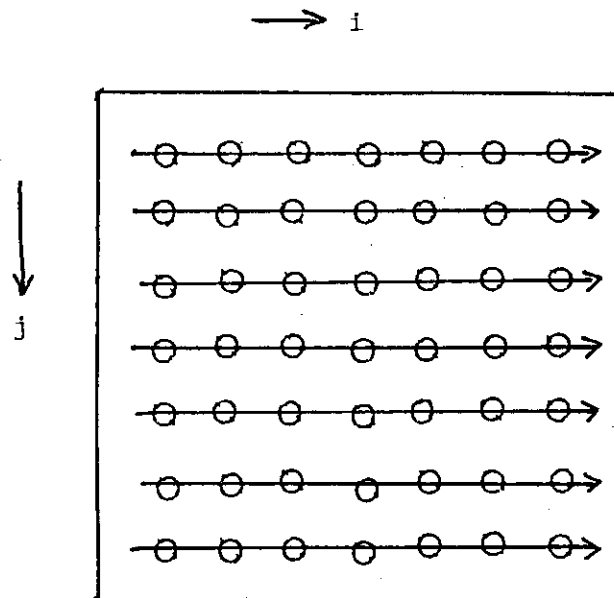


Fig. 4 Commonly used mesh-point access sequence in the SOR method

この再帰計算を避ける方法には二つあり、それぞれOdd-even法、Hyper plane法と呼ばれている。Odd-even法はMATHEWでも採用されているもので図5で示すように格子点二つのグループに分けて計算を行う。例えば、一回の反復中に図5中の黒点について計算を行い、次に

この黒点の計算値を用いて白点の計算を行う。Odd-even 法はオリジナルの SOR 法とアルゴリズムが異なり、収束条件や加速係数が変化するが、ベクトル処理の効果は大きい。また、Odd-even 法を  $n \times n$  のメッシュ分割に適用すると、ベクトル長は  $n^2/2$  となる。Hyper plane 法は図 6 のように格子点を走査するものでベクトル長が 1 から  $n$  と変化するが、 $n$  が大きい場合にはベクトル処理の効率は高い。

プログラム MATHEW では上記のような Odd-even 法によるベクトル化に、さらに工夫を加えることにより、一層ベクトル化の効果を高めている。図 5 に示すような Odd-even 法では境界に接する格子点と領域内部の格子点では計算方法が異なる。このため、通常実際のプログラムでは、DO ループの中で IF 文を用いて境界に接する格子点とそうでない点を区別して別々の計算を行っている。DO ループの中の IF 文はベクトル処理されるが、出来れば IF 文は無いほうがベクトル処理の効率は高い。そこで、図 7 に示すように本来の格子点の外側にダミーの格子点を設定すると、境界に接する点も領域内部の点と全く同様に計算でき、IF 文を DO ループから排除できるようになる。しかも、このダミーの格子点の追加によりベクトル長を（本来  $n \times n$  メッシュ分割の場合）、 $(n+1) \cdot (n+2)/2$  と長くすることができ（ $n$  が偶数の場合は  $(n+1)^2/2$ ）、きわめてベクトル処理の効果が高くなる。詳しくは文献(3)を参照されたい。

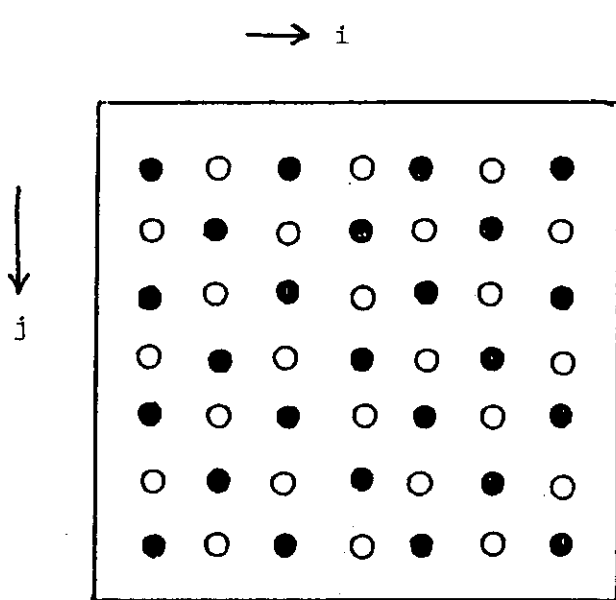


Fig. 5 Grouping of mesh-points in the odd-even SOR method

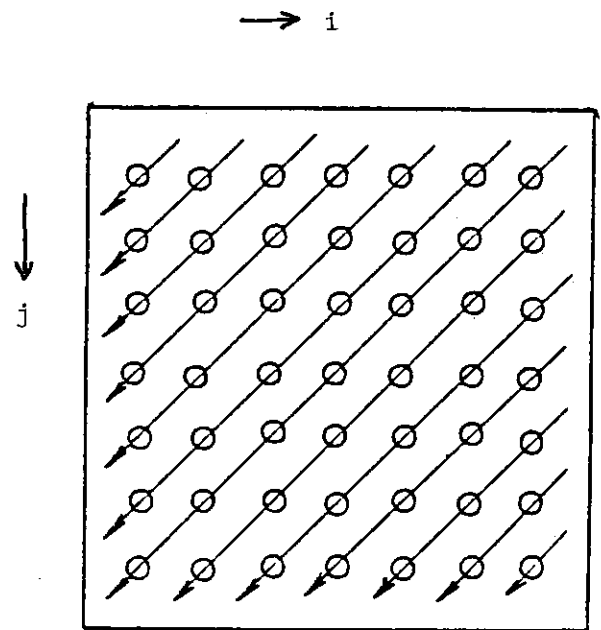


Fig. 6 Mesh-point access sequence in the hyper plane method

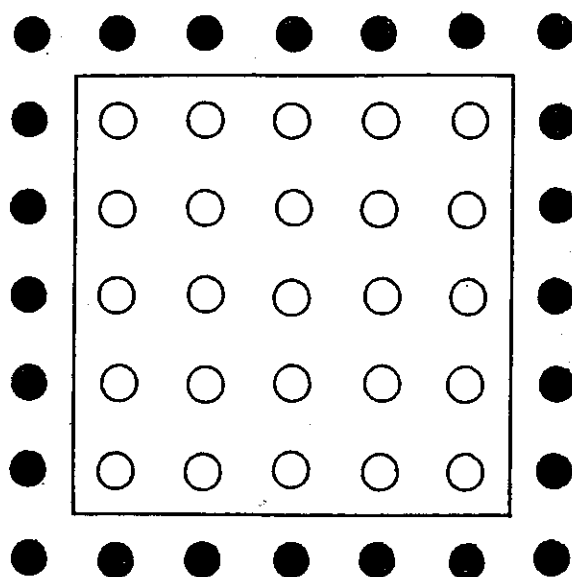


Fig. 7 Additional dummy mesh-points  
(denoted by full circles)

### 3.4 共役傾斜法 (CG 法)

最近ベクトル計算機向きの多元連立一次方程式の解法として CG 法系の解法が用いられることが多くなってきている。計算センターで CG 法系の解法を色々試してみた経験はまだ少ないが、幾つかの例を紹介する。

図 8 に示すものは構造解析計算に用いられる EPIC/IV コードをベクトル化した際のものである。CG 法による反復計算の部分が顕著に高速化されていることがわかる。EPIC/IV コードのベクトル化ではノード点リストベクトルで定められている。このリストベクトルは反復計算で毎回計算されていたが、これを唯一回計算し保存しておくようにしたこと、更にリストベクトルの内容を分類し、再帰計算を排除したことにより、図 8 に見られるような高いベクトル処理効率を得ている。

CG 法系の多くの解法を Odd-even SOR 法などと比較したものは村田等<sup>6)</sup>により詳報されている。計算センターにおいても表 1 に示す WIND04 に CG 法系の解法を用いた例があり<sup>8)</sup>、これを図 9 に示す。この図からもわかるように CG 法系の解法は SOR 法よりも有利であるといえる。

プログラムをベクトル化した場合のベクトル長は、規則格子を用いた対象物の場合、古典的な CG 法では方程式の数がベクトル長となる。また、ICCG 法系の解法では Hyper plane 法を用いなければベクトル化できないのでベクトル長は一定ではない。

CG 法系の解法をいろいろな場合に適応してみることは我々の今後の課題の一つである。

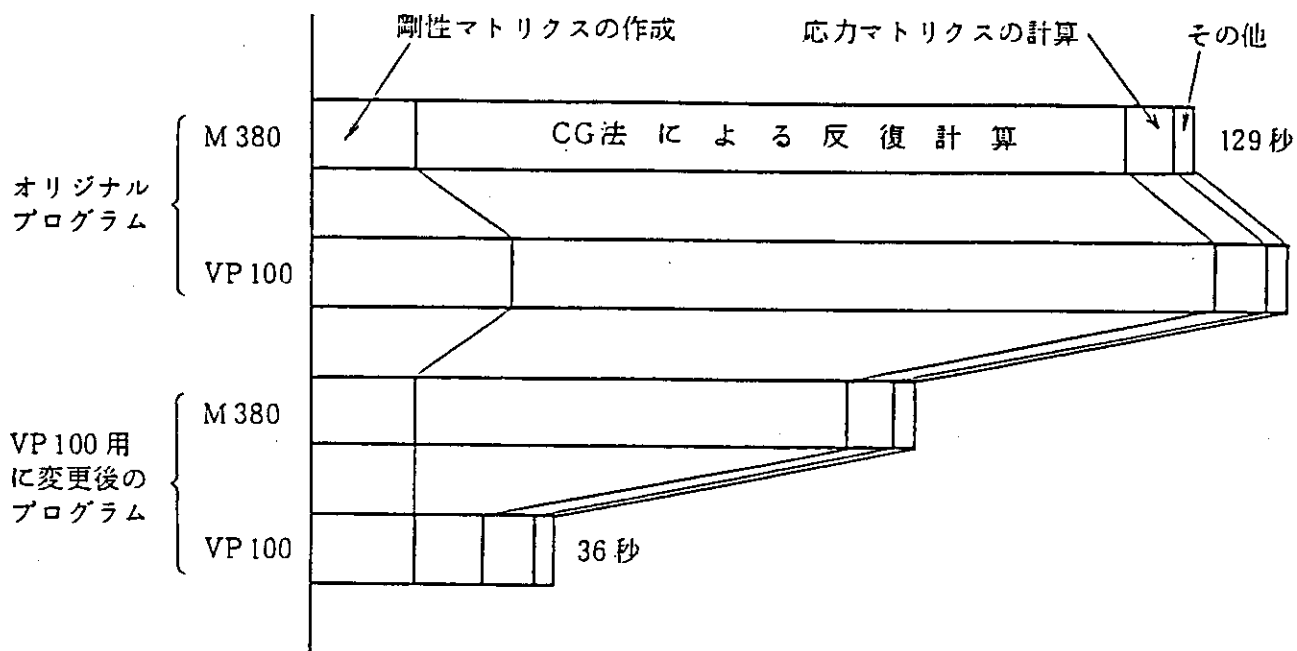


Fig. 8 Vectorization Effect on the Reduction of the CPU-Time of the EPIC/IV Code.

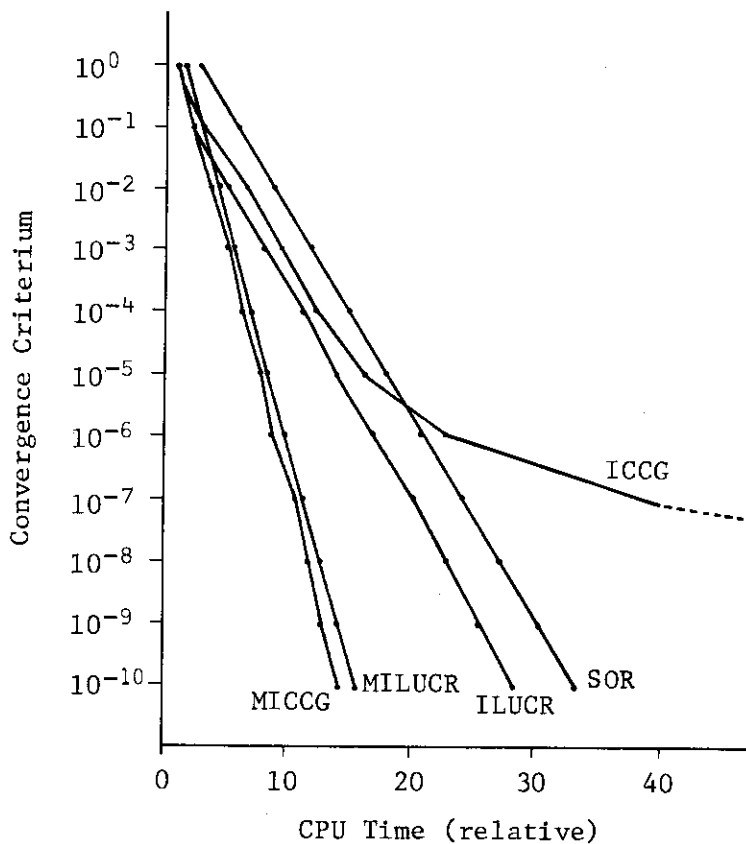


Fig. 9 Performances of various numerical methods for solution of a diffusion equation in the program WIND04

3.5 不規則格子とベクトル化

前節までは全て領域のメッシュ分割が規則格子となっていることを想定して議論してきた。しかし、有限要素法を用いた構造解析などの計算では色々な形式の節点結合が現われる。このような場合、3.3節で論じたように、剛性方程式の解法を Odd-even SOR法でベクトル化することはできない。しかし、このような場合でもノード点の分類の工夫によりベクトル化することができる。

図10.a に示すものは有限要素法でしばしば現われる節点結合の形式である。

このような節点結合の場合には剛性方程式を Odd-even SORで解くことはできないが、節点を更に3つのグループ(図10. b, c の例では3色)に分けることにより、Odd-even 法を拡張した形式でベクトル計算を行うことができるようになる。これを Multi-color 法<sup>7)</sup>とよんでいるが、このようにかなり複雑なメッシュ分割でも色々な工夫によりベクトル計算することが可能である。

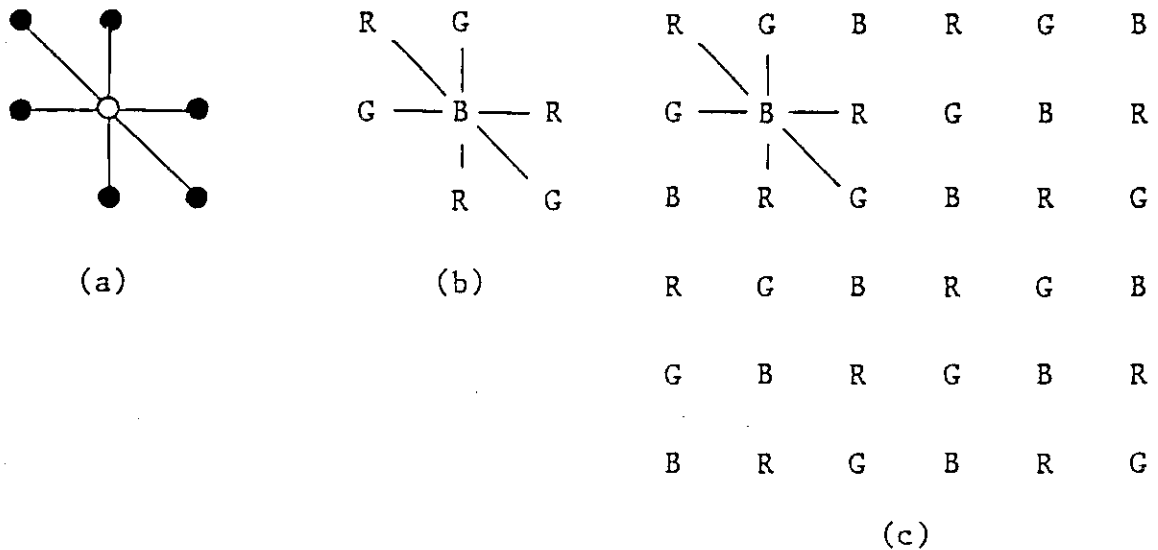


Fig. 10 Multi-Color Method.

4. ベクトル化プログラミング技術とベクトル比例

ベクトル計算機向きのプログラムをつくるためにはプログラミング技術もまた極めて重要である。ここではまずベクトル計算機向きのプログラムをつくるための基本的な方針を簡単に説明し、これに従って実際にベクトル計算機向きに書き替えたプログラムの例を2つ紹介する。ここで示す以上の細かなテクニックに関しては、文献(1), (2)を参照されたい。なお、2つのプログラム例の中に S, M, V などの記号が現われるが、これらはそれぞれスカラ処理される FORTRAN 文、一部ベクトル処理される FORTRAN 文、ベクトル処理される FORTRAN 文を示す。



#### 4.1 ベクトル計算向きプログラム作成の重要点

以下に示す4つの基本方針は、ベクトル計算向きプログラムをつくる場合だけでなく、一般にプログラムを作成するには常に心がけておかななくてはならない重要なものであるが、ベクトル処理を行う場合には特に注意しておく必要がある。

- ① 論理を明快に書く。
- ② 多重 IF 文をできるだけ避ける。
- ③ 巨大な DO ループをつくらない。
- ④ DO ループ内にベクトル化されない部分をなくす。

②はベクトル計算向きプログラムを作成する際には特に重要である。IF 文構造が多重になる程実質的なベクトル長が減少し、ベクトル処理効率が低下する。③はプログラムの計算内容やコンパイラの水準、計算機のハードウェアに強く依存しているので、どの程度の大きさがよいかは一概には言えないが、現在のところ概ね1ページ=60行程度に止めておくのが適当と思われる。勿論、大きなDOループでもベクトル化は可能である。ベクトル処理効率の高いDOループも多数存在する。④に関しては3.3節に例を示すが、DOループの中に一部でもベクトル処理されない部分があると、そこで一旦ベクトル処理が跡切れるので滑らかなベクトル処理ができなくなる。

#### 4.2 プログラムのベクトル比例 その1

図11. aに示すものはあるプログラムのオリジナルの形のDOループである。このオリジナルのDOループ内の計算はGO TO文が複雑に入り組んでいて極めて見づらいものとなっている。このプログラムをベクトル処理に適したものに書き替えたものが図11. bに示すものである。この書き替えで注意した点は以下のようなものである。

- IF 文の整理
- 短いベクトル長のDOループの書き下し
- DOループの分割
- 中間変数(GITEMP)の導入

書き替え後のプログラムはオリジナルに比べ極めて見やすいものとなっている。ベクトル長にもよるが(この場合200程度)、この書き替えにより処理速度はVP100では10倍程度に向上している。

#### 4.3 プログラムのベクトル比例 その2

4.1節で述べたように、DOループの中にベクトル処理されない部分があると、全体として効率のよいベクトル処理ができなくなることがある。図12. aに示すオリジナルの二重DOループ(DO400)では、内側のDOループの中に一つだけベクトル処理されないFORTRAN文( $X=X+DELXY$ )があり、これが効率の高いベクトル処理を妨げている。

図12. bのように中間変数XTを導入することにより二重DOループの内側ループは全てベクトル化される。図12. aのオリジナルのDOループはVP-100で実行すると、M-380でスカラ処理する場合に比べ既に5倍程度速く処理されるが、図12. bの場合は更にこの3倍、トータルで15倍速く処理される(ただしベクトル長100)。このような僅かな変更でベクトル処理の効率が大き

くなることも多い。

図12. cに示す例は図12. bに示すベクトル化を更に進めたもので、DOループの分割と中間変数YTが導入されている図12. cの二重DOループ(DO 400のループ)は内側ではなく外側のループがベクトル化されているが、これは配列変数 ETSM の要素をインデックスIYで引用したほうがメモリアクセスの関係で有利であることからコンパイラが自動的に選択して行うものである。ただし、図12. cのように書き替えても処理速度向上は図12. bのものに比べやや大きい程度である。

```

      NNST=NST+1
S     DO 290 K=1,NNST
S     IF(K.EQ.NNST)                GO TO 280
S     TAU=TAUX(K)
S     IF(TAU.GT.0.1D0)              GO TO 240
S     GI=1.D0-4.D0*OSQRT(TAU/PI)+1.5D0*TAU
S     GO TO 260
S     240 CONTINUE
S     TOT = 0.0D0
V     DO 250 N=1,3
V     TOT = TOT+DEXP(-TN2(N)*PI2*TAU)/(TN4(N)*PI4)
V     250 CONTINUE
S     GI=1.D0/(15.D0*TAU)-6.D0/TAU*TOT
S     260 CONTINUE
S     IF(K.EQ.1)                    GO TO 270
S     SIGM=SIGM+PD(K-1,I,NODE)*TAU*GI
S     270 CONTINUE
S     TAU=TAU
S     GI=GI
S     GO TO 290
S     280 CONTINUE
S     SIGM= SIGM+PD(K-1,I,NODE)*TAU*GI
S     290 CONTINUE

```

(a)

```

V     DO 290 K=1,NST
V     TAU=TAUX(K)
V     IF(TAU.LE.0.1D0) THEN
V     GITEMP(K)=1.D0-4.D0*OSQRT(TAU/PI)+1.5D0*TAU
V     ELSE
V     TOT =  DEXP(-TN2(1)*PI2*TAU)/(TN4(1)*PI4)
&          +DEXP(-TN2(2)*PI2*TAU)/(TN4(2)*PI4)
&          +DEXP(-TN2(3)*PI2*TAU)/(TN4(3)*PI4)
V     GITEMP(K)=1.D0/(15.D0*TAU)-6.D0/TAU*TOT
V     ENDOF
V     290 CONTINUE
V     DO 291 K=2,NST
V     SIGM=SIGM+PD(K-1,I,NODE)
&          *(TAUX(K-1)*GITEMP(K-1)-TAUX(K)*GITEMP(K))
V     291 CONTINUE
      SIGM=SIGM+PD(NST,I,NODE)*TAUX(NST)*GITEMP(NST)

```

(b)

Fig. 11 Vectorization of a DO-Loop in the Subroutine for Computing the Fission-Gas Release from Fuel Pellets.

```

Y=START-DELXY
S      DO 400 IY=1,MPMAX
S      Y=Y+DELXY
S      X=START-DELXY
M      DO 400 IX=1,MPMAX
S      X=X+DELXY
M      T=2.0*PI*(FH*X+FK*Y)
V      Z=-T-TF
V      ZZ=Z-6.28318*INT(Z/6.28318)
V      ZZ=(ZZ+6.28318)-6.28318*INT((ZZ+6.28318)/6.28318)
V      IZ=INT(ZZ*3183.1)+1
V      XCOS=TACOS(IZ)
V      XSIN=TASIN(IZ)
V      EMIKAI=CMPLX(XCOS,XSIN)
V      ETSM(IY,IX)=ETSM(IY,IX)+UN(IJ2)*EMIKAI
V      I2=I2+1
V      IJ1=IJ1+1
V 400  CONTINUE

```

(a)

```

Y=START-DELXY
S      DO 400 IY=1,MPMAX
S      Y=Y+DELXY
S      X=START-DELXY
V      DO 400 IX=1,MPMAX
V      XT=X+DELXY*IX
V      T=2.0*PI*(FH*XT+FK*Y)
V      Z=-T-TF
V      ZZ=Z-6.28318*INT(Z/6.28318)
V      ZZ=(ZZ+6.28318)-6.28318*INT((ZZ+6.28318)/6.28318)
V      IZ=INT(ZZ*3183.1)+1
V      XCOS=TACOS(IZ)
V      XSIN=TASIN(IZ)
V      EMIKAI=CMPLX(XCOS,XSIN)
V      ETSM(IY,IX)=ETSM(IY,IX)+UN(IJ2)*EMIKAI
V      I2=I2+1
V      IJ1=IJ1+1
V 400  CONTINUE

```

(b)

```

Y=START-DELXY
X=START-DELXY
V      DO 395 IY=1,MPMAX
V      YT(IY)=Y+DELXY*IY
V 395  CONTINUE
V      DO 400 IX=1,MPMAX
S      DO 400 IX=1,MPMAX
S      XT=X+DELXY*IX
V      T=2.0*PI*(FH*XT+FK*YT(IY))
V      Z=-T-TF
V      ZZ=Z-6.28318*INT(Z/6.28318)
V      ZZ=(ZZ+6.28318)-6.28318*INT((ZZ+6.28318)/6.28318)
V      IZ=INT(ZZ*3183.1)+1
V      XCOS=TACOS(IZ)
V      XSIN=TASIN(IZ)
V      EMIKAI=CMPLX(XCOS,XSIN)
V      ETSM(IY,IX)=ETSM(IY,IX)+UN(IJ2)*EMIKAI
V 400  CONTINUE
I2=I2+MPMAX*MPMAX
IJ1=IJ1+MPMAX*MPMAX

```

(c)

Fig. 12 Vectorization of a DO-Loop in the Subroutine of Fourier Transformation.

## 5. おわりに

我々が計算センターでプログラムのベクトル化を行って得た経験の一部を紹介してきた。ベクトル計算機的能力を最高度に発揮させるためには色々な注意すべき事柄がある。以下に示す3点に要約できる。

- ① ベクトル化の効果を考慮した数値解法を選ぶ。
- ② 適切な入力データを設定しベクトル処理効率を高める。
- ③ プログラミングの際は第三章で述べたプログラミング技術が重要である。

②の適切なデータとは、たとえばメッシュ分割の方法とかあるいは有限要素法などにおける節点番号の付け方などであり、これらのやり方によってベクトル化の難易が大きく影響を受ける。

以上に示す3点に留意してプログラムを作成すれば極めてベクトル処理効率の高いプログラムが得られ、ベクトル計算機を有効に利用できるであろう。

## 謝辞

原研計算センターにおける筆者への多くのご援助に対し、計算センター室長平川隆氏、室長代理浅井清氏、主任研究員石黒美佐子氏を始め計算センターの多くの方々に感謝致します。

## 参 考 文 献

- (1) 奈良岡賢逸, 徳永康男, 栗田豊, 能村博人, 篠沢尚久: 原子力コードのベクトル化プログラミング〔I〕, 私信
- (2) FACOM OS IV/F4 MSP FORTRAN77/VP プログラミングハンドブック, 78SP-5740 富士通(株)(1985).
- (3) 徳永康男, 原田裕夫, 石黒美佐子: 原子力コードにおける数値解法とそのベクトル化, JAERI-M pp.85-143 (1985).
- (4) S. Orii; Fully Vectorizable Particle-Mesh Model Codes on the FACOM VP-100/200, Proc. International Meeting on Advances in Nuclear Engineering Computational Methods, Knoxville 1984, pp.844
- (5) Y. Tokunaga, Y. Kurita, M. Sugihara, S. Hitoki and S. Saito: Vectorization of the Monte Carlo Program DICON, Computer Physics Communications, in Press.
- (6) 村田健郎: 科学技術計算と高速算法, Computer Today, No.2 (1984.7)
- (7) L. Adams and J. Ortega: A Multi-Color SOR Method for Parallel Computation, Proc. IEEE International Conference on Parallel Processing, (1982), pp.53-56.
- (8) 横川三津夫, 他: 私信.

## 11. プラント状態表示用図形編集システムGRASYS

大久保収二<sup>+</sup>, 藤木 和男<sup>+</sup>, 鴻坂 厚夫<sup>+</sup>

グラフィックディスプレイ上で図形を編集・表示するプログラム GRASYS (Graph Synthesis System) を開発した。GRASYS で取扱う図形は作図指示データと呼ばれる言語形式で記述する。一つの図形は通常作図指示データの集まりであるセグメントに対応する。このセグメントは図形データの作成・登録・引用・編集の単位であり、セグメントを集めて編集し、新たに作成した図形もまたセグメントとして取扱うことができる。GRASYS では端末画面上でセグメント単位に制御し、これに線や文字などの情報を加えて新たにセグメントを作成できる。このような機能により単純な図形を合成して複雑な図形を描いたり、部分図形を他の目的に転用することが容易に行える。セグメントには安全解析コードなどの計算結果である時間変化データをトレンド図、棒グラフ等の形で表わしたものも含めることができる。これらの機能により、GRASYS は原子炉プラントの事故状態表示に利用可能である。また GRASYS は、汎用性を意識して開発されたので、原子力の他の多くの分野での図形表示にも適用可能である。

### 11. GRASYS - A Computer Program for Graphical

#### Presentation of Nuclear Power Plant Condition

Shuji OHKUBO, Kazuo FUJIKI, and Atsuo KOHSAKA (JAERI)

A graphic synthetic system GRASYS which has functions to create, registrate, reference and edit graphical data is presented. On the GRASYS a graph corresponds to a segment. The segment is a set of commands. A complex figure may be created by editing segments in a conventional mode. Time dependent graphs can also be handled as segments. Thus the user can represent the status of a nuclear power plant in case of an accident.

GRASYS is made as a general purpose graph handler so that it may be used for other applications.

---

<sup>+</sup> 日本原子力研究所

## 1. 開発の目的

原子炉プラントで事故が発生した際に、事故の原因となる事象を推論し、プラント状態を把握する手法として、原研の原子炉安全工学部原子炉安全解析研究室では、原子炉プラント異常診断システムの開発を進めている。

異常診断システムでは、プラントの概要図、プラント各部の圧力・温度などの時間変化やプラント全体にわたっての状態分布などのデータを棒グラフや数値的に表わしたものなど、多種多様な図形と情報を同一画面に表示する機能が、プラントでの異常状態を視覚により把握するために有効となる。そこで、会話形式で図形の作成・登録・引用・編集の機能を有し、カラーグラフィックディスプレイ画面上で簡便に図形が編集でき、原子炉プラントの事故状態表示などに適用可能な図形編集プログラム GRASYS (Graph Synthesis System) を開発した。

従来より、種々の作図用ソフトウェアが開発されているが、その多くは図の形式や構成を固定的にデザインしておくものである。これに対して GRASYS は、図の形式や構成にとらわれずに画面上で誰でも簡単に描きたい図形の作図が可能になるように汎用性に留意して開発した。

GRASYS は、画面上で会話形式により、まず簡単な図形を作成し、これらを合成して複雑な図形が編集できる機能と、画面上で作成した図形を自動的にソフトウェアの形に変換して保存し、図形データとして登録できる機能を有している。また、画面をいくつかの小分割し、各々の画面に図形を配した表示が簡単な画面操作で行える機能も有している。さらに、同一画面上で図形と共に計算結果等の時間変化データを数値もしくは棒グラフ等により表示することが可能である。

このように 2 次元的な任意の図形が手軽に作成できるという特徴により、GRASYS は診断システムにおける原子炉の状態表示のみならず、原子力計算コードのモデル説明図と結果の数値の表示等にも広く利用できるものである。

## 2. GRASYS の概要

GRASYS は、グラフィックディスプレイ上に図形表示するための汎用図形編集プログラムとして開発されている。カラーグラフィックターミナルとして COMTEC DS 201 A を用い、GRASYS は TSS 環境下で作動する。GRASYS で取扱う図形は作図指示データと呼ばれる言語形式で記述する。一つの図形は通常、作図指示データの集まりであるセグメントに対応する。このセグメントは図形データの作成・登録・引用・編集の単位であり、セグメントを集めて編集し、新たに作成した図形もまたセグメントとして扱うことができる。作図指示データおよびセグメントについて、Fortran 言語との対応を表 2.1 に表わす。

### 2.1 GRASYS プログラムの概要

GRASYS プログラムの要点は、以下の 3 点にまとめられる。

- (1) GRASYS は入力された「作図指示データ」を解釈して、グラフィックディスプレイ上に図形表示するための Fortran プログラムである。
- (2) プログラム本体は、「作図指示データ」を解釈する部分 (翻訳プロセッサ部) と実際に表

示を行う部分（実行プロセッサ部）に分かれている。

(3) グラフィックディスプレイの画面上で作画，編集を行い，作図した図形に対応する作図指示データを自動的に生成できる。

GRASYS のシステム構成を図 2.1 に示す。

表 2.1 Fortran 言語との対応

Fortran Statement → 作図指示データの文

Subroutine → セグメント

Basic Routine → 一行の作図指示データ

Sub. 1 (Basic Routines) → 作図指示データの

Sub. 2 (Sub.1+Basic Routines) → 集まりで記述 → セグメント

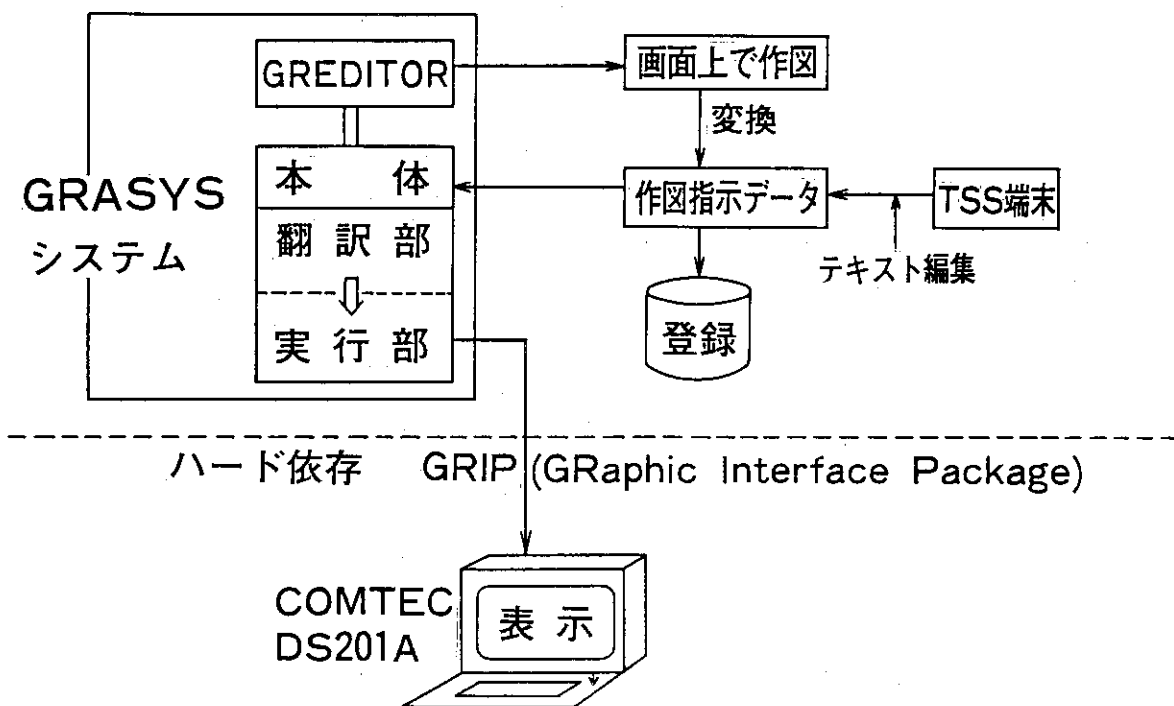


図 2.1

## GRASYS の構成

GRASYS では作画の方法として、TSS 端末でテキスト編集により作図指示データを作成し、これを入力して作画する方法の他に、画面上で図形編集できるエディタ (GREDITOR) による方法が可能である。エディタを用いると画面上で作画した図形に対応する作図指示データの集合が自動的に作成されるので、テキスト編集の場合と同様にこれにセグメント名を与えてファイルに登録・保存できる。この過程を繰り返せば複雑な種々の図形を表わすセグメントを簡便に作成・登録できる。

GRASYS のプログラム本体は入力された個々の作図指示データ毎にハード側 (COMTEC) のシステムルーチンである GRIP (Graphic Interface Package) に対応させ、実行形式に変換して、COMTEC 画面上に図形表示を行う。

## 2.2 GRASYSの特徴

GRASYS の機能的な特徴としては、以下の5つが挙げられる。

### (1) 言語形式

- (i) 図形を作図指示データと呼ばれる文で記述する。
- (ii) 図形はセグメントと称する単位で記述できる。

### (2) 図形合成

画面上で簡単な図形を作成し、これらを合成して複雑な図形が編集できる。

### (3) 図形の保存

画面上で編集した図形に対応する作図指示データ文が自動的に作成され、保存できる。

### (4) 図形管理

図形をセグメント単位に PO (分割型順編成) ファイルのメンバとして保存できるので TSS 操作により容易に管理できる。

### (5) 時間変化データの表示

過渡現象の時間変化データが以下の形態で同一画面上に他の図形と共に表示できる。

- (i) トレンド図
- (ii) 棒グラフ
- (iii) 数 値
- (iv) 色彩変化によるバルブの ON/OFF などの表示

このうち(1)言語形式については「3.作図指示データ」で詳しく述べるとして、次節以下では(2)～(4)の特徴について述べる。

## 2.3 図形合成

GRASYS による図形の合成・編集の例を図 2.2 に示す。図 2.2 に示す各々の図形は、以下に述べるセグメント作成手順 (例) により図形の合成・編集を行っている。

### 1) 直線・円・楕円・四角形・文字等の基本図形の作図



### 2) 基本図形の合成によるポンプ、ベッセル等のコンポーネントの作図・登録





3) 各種コンポーネント図の合成・編集によるプラント配置図の作図・登録



4) プラント配置図と圧力・温度等時間変化図を同一画面上に配した図の作図・登録

上述の如く、作図した図形は各段階毎にセグメントとして登録できる。即ち、簡単な図形のセグメントをもとにこれらを合成・編集してより複雑な図形に対応するセグメントが作成できる。例えば、ポンプは円と四角形、ベッセルは3つの四角形と2つの円を合成して作成できる。また、完成した図形やトレンド図（これも1つのセグメントとして扱える）を画面を分割した領域（VIEWPORT）に同時に配置（VIEWING）して表示することができる。

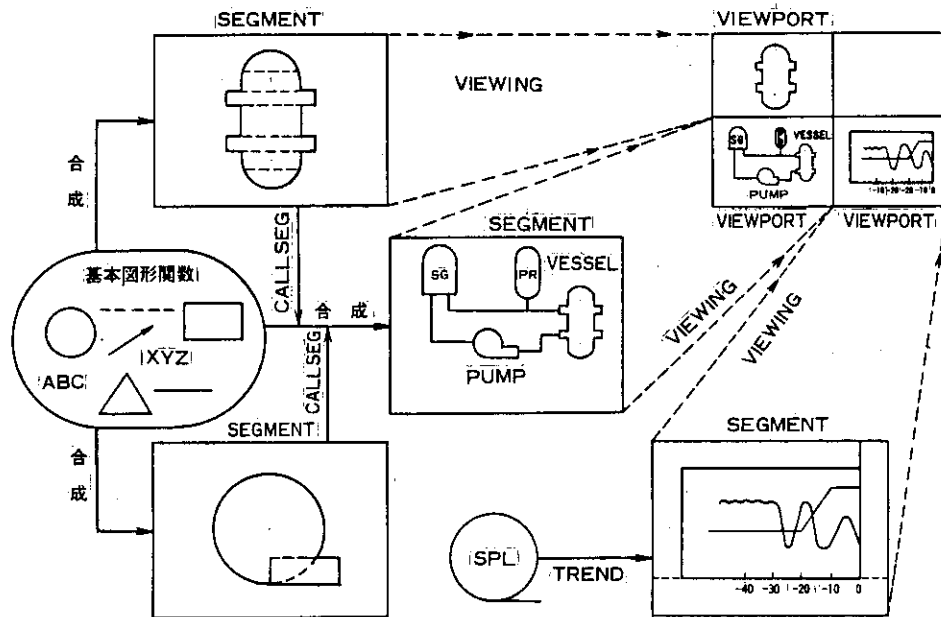


図 2.2 GRASYS による図形合成・編集の例

#### 2.4 GRASYSによる図形処理

GRASYS の図形処理機能には、作図指示データ文から成るセグメントを入力して図形表示する機能と画面上で作図した図形の作図指示データを自動的に作成する機能がある。以下に2つの機能の詳細を述べる。

##### (1) 作図指示データの図形表示

図形を表わす作図指示データの集まりをGRASYSに入力し、ディスプレイ上に作図される過程を図 2.3 に示す。GRASYS に入力された作図指示データ文は、翻訳プロセッサ部で GRASYS に内蔵されている作図指示データの文法である作図指示データディクショナリと照合しながら翻訳されて実行形式（ロードモジュール）が作成される。実行プロセッサ部では実行形式に従って個々の作図指示データ文を実行する GRIP ルーチン呼び、ディスプレイ画面上に図形を表示する。

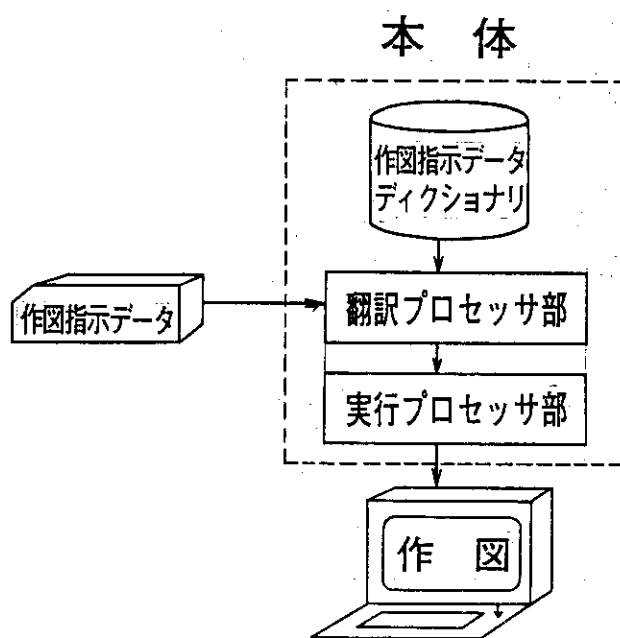


図 2.3 作図指示データの処理フロー

(2) 作画図形の作図指示データへの変換

ディスプレイ画面上でエディタ (GREDITOR) により作画した図形に対応する作図指示データ文が自動的に作成される過程を図 2.4 に示す。

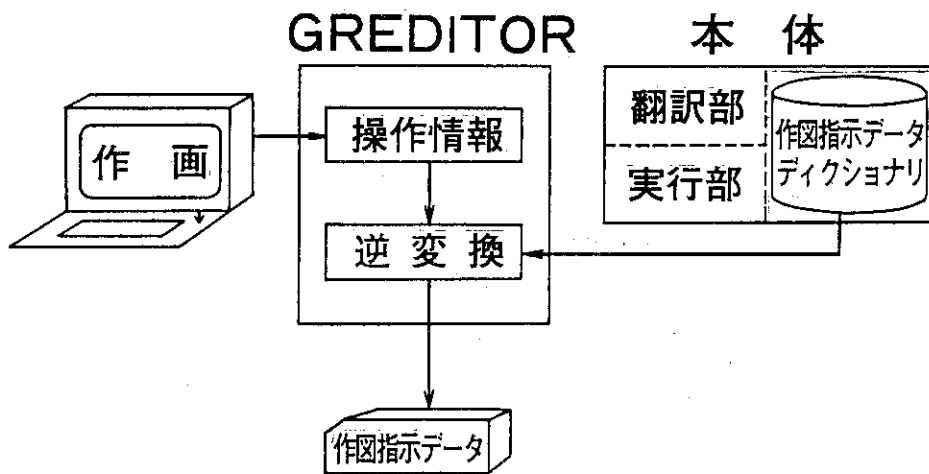


図 2.4 作画図形の作図指示データへの変換

画面上での作図は通常以下のように行う。例えば、円の作図では円の中心座標、円の半径と色・柄を定義し、線の作図では両端の座標、線の色と種類 (点線・直線等) などの如く図形の形状、図形の座標値、図形の属性等を指定しながら作図する。また、既に作付・登録した図形

を引用する場合は、その図形をエディタ上でシンボル図形として呼び出し、該当するセグメント名と図形の中心座標、回転角と倍率等を指定する。この指定された情報が操作情報としてエディタにより解釈され、作図指示データディクショナリと照合されて、作図した順に作図指示データ文が作成される。この過程を経て、画面上で作画した図形は自動的に作図指示データの形に変換され、セグメントとして登録・保存できる。

## 2.5 作図機能と図形管理機能

GRASYS の作図機能と図形管理機能を表 2.2 に表わす。これらの機能の殆んどはエディタに組み込まれている。

図形生成機能は画面上で直線、三角形、四角形、円、文字その他の基本図形の作図を行う機能であり、図形操作機能は画面上に表示した図形、あるいは引用したい図形を操作する機能である。図形編集機能は、図形の引用・合成・配置などを行い編集する機能である。この際、作成済みの部分図形を集めたデータセットをシンボル図形群として用意し、この中のセグメントを引用して図形編集を行う。図形の修正・変更機能は、TSS テキスト編集で図形を記述する作図指示データの文を直接修正・変更するものである。作成した図形に対応するセグメントは通常の PO ファイルのメンバとして保存され、引用して利用することができる。したがって、データの管理は一般のテキスト、データ等のファイルと全く同様である。これらの機能の中で、特に表 2.2 の中の 3 番と 4 番の機能が GRASYS の中心をなす。

表 2.2 作図機能と図形管理機能

1. 図形生成 (直線、三角形、四角形、多角形、菱形、円、楕円、パイプ、扇形、円弧、格子、折れ線、文字、英字、トレンド図、棒グラフ、マーカー)
2. 図形操作 (拡大・縮小、回転、移動、削除、複写)
3. 図形編集 (引用・合成・配置)
4. 画面上での編集 (シンボル図形の登録と引用による)
5. 図形修正・変更 (TSS テキスト編集)
6. 図形データ管理 (PO (分割型順編成) ファイル)

### 3. 作図指示データ

#### 3.1 作図指示データの機能

作図指示データは次の4種類に分類される。

##### (i) 宣言文

セグメント記述の開始・終了・画面分割・座標定義等に用いる。

##### (ii) 基本図形関数

直線・円・四角形・多角形・文字等の基本図形の作画に用いる。

##### (iii) 制御文

他セグメントの引用・配置に用いる。

##### (iv) その他の特殊文

過渡現象の計算結果等時間変化データの表示に用いる。以下にGRASYSに用意されている作図操作で直接作図可能なものと作図指示データの形でのみ作図可能なものがある。後者については※印を付けて記す。

##### i) 宣言文

SEGMENT	セグメント名の定義
END	セグメント記述の終了
MULTIPOINT	画面分割の定義
WINDOW	画面座標の定義

##### ii) 基本図形関数

ARC	円弧を描く
BOX	四角形を描く
CIRCLE	円を描く
ELLIPSE	楕円を描く
FAN	扇形を描く
GRID	格子を描く
LINE	線を描く
LOZENGE	菱形を描く
MARKER	マーカシンボルを描く
PIPE	管を描く
POLYGON	多角形を描く
POLYLINE	線分裂を描く
TEXT	通常の文字出力
TRIANGLE	三角形を描く
WRITE	文字列又は数字を出力する
※ ARROW	矢印を描く
※ GRIDPOINT	格子点を描く
※ POLYMARKER	マーカシンボルを順次描く

※ TEXTBOX	枠内の文字出力
※ TEXTWIDTH	センタリング文字出力 (展開長)
※ TEXTHEIGHT	センタリング文字出力 (文字の高さ)
iii) 制御文	
CALLSEG	セグメントの引用
VIEWING	セグメントをビューポートへ配置する
SEGPORTRBOX	画面上の任意の位置に他のセグメントを描いた画面を表示する。
MOVE	現在置かれているペンを移動する
iv) その他の特殊文	
XVAR	X 変数の定義
YVAR	Y 変数の定義
SETCOLOR	ON/OFF 信号による色彩の定義
TREND	トレンド図の定義 (パラメータ設定)
BARGRAPH	棒グラフを描く

### 3.2 作図指示データの記述方法

作図指示データは、コマンドと図形を表示するために各種の定義を行うオペランドから成る。コマンドは、作図指示データで図形表示するための内容を表わす記号に相当する。作図指示データのオペランドには、図形の座標、属性 (色・柄)、引用する図形の回転角と倍率、文字その他が指定される。座標を2つ以上定義するオペランドでは、座標値と座標値の間に-の符号を挿入する。以下に作図指示データについて例を挙げて述べる。

例1) WINDOW (0., 0.) - (400., 300.)

左下座標 右上座標

WINDOWは、ディスプレイ画面上の図形表示領域の座標をmmに近い単位で指定する (表示画面は360mm×270mmである)。

例2) BOX (0., 0.) - (10., 20.), RED, 13

左下座標 右上座標 色 柄

この例ではBOXに左下座標と右上座標、中塗りの色・柄 (横線、縦線、斜線その他) で指定する。

例3) POLYLINE (0., 0.) - (10., 10.) - (20., 30.) -

(30., 40.) - (50., 100.), WHITE, 1

継続行は行の終りにブランクで2カラム空けた後に+の符号を記述する。

例4) TEXT 'PWR LOOP', (10., 20.), 10., WHITE, 0

文字情報は引用符'でくくって記述し、表示したい場所の座標値を指定する。さらに文字の大きさ(10.)、文字の色(WHITE)、文字列の書き出し方向(0)を指定できる。

例5) CALLSEG SG, (100., 100.), 0.0, 0.8

この例はSGのセグメントを中心の座標を指定して、回転角を変えず、倍率を0.8に縮少

して引用したことを表わしている。

例6) \* COMMENT

コメント行は、第1カラムに\*を記述する。

4. 作図例

4.1 図形合成の例

例) ポンプ

ポンプは長方形と円を合成して描く。これを図4.1に示す。また、図4.1の図形に対応する作図指示データと各々の作図指示データが指示する内容については以下の通りである。

SEGMENT	セグメント各の定義
WINDOW (-20., -20.)-(20., 10.)	画面座標の指定 (左下(-20., -20.) 右上(20., 10.) )
CIRCLE (0., -5.), 10., GREEN	中心(0., -5.), 半径10.の緑色の円を描く
BOX (-15., -5.)-(0., 5), GREEN	左下(-15., -5.), 右上(0., 5.) の長方形を描く
END	

各々の作図指示データは、SEGMENT、WINDOW と END の間に作図した順に記述されている。

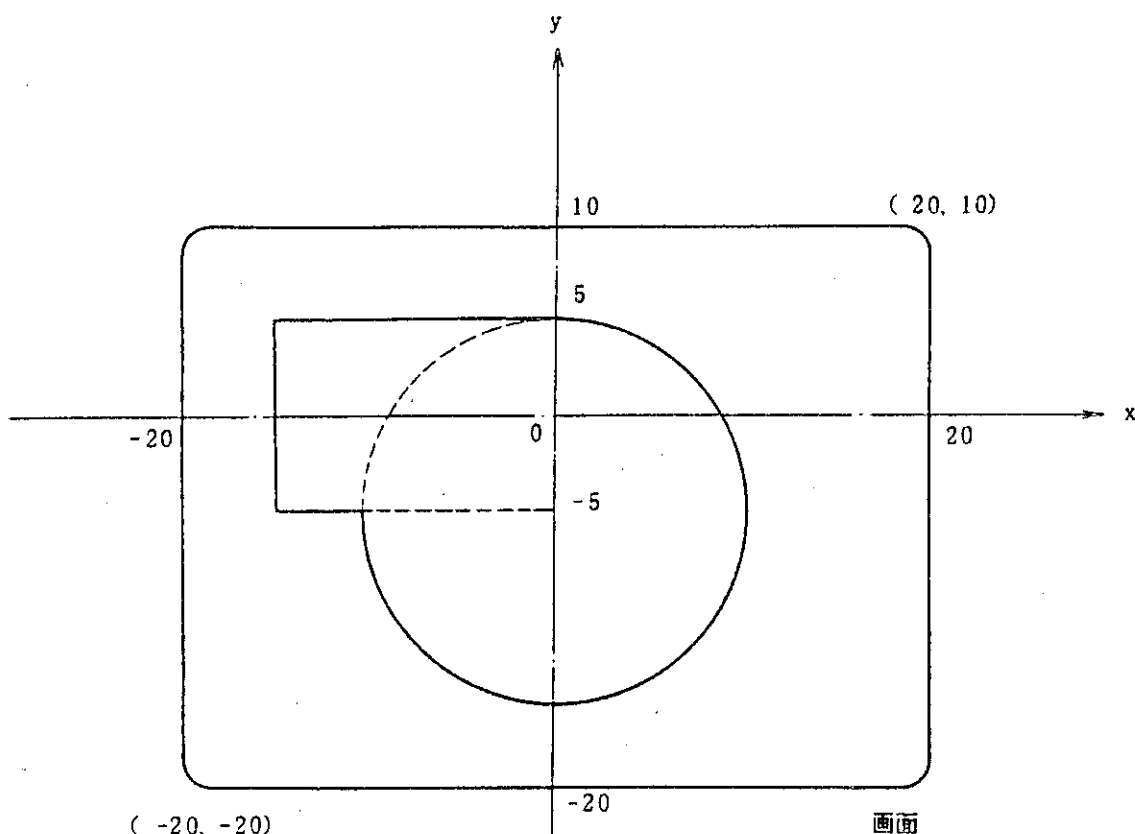


図4.1 図形合成の例 (PUMP)

4.2 図形データの保存例

GREDITORにより画面上で作画した図形(図4.2)の作図指示データが図2.4に示す過程を経て自動的に作図指示データに変換され、保存される例を示す。表4.1は図4.2の図形に対応する作図指示データである。

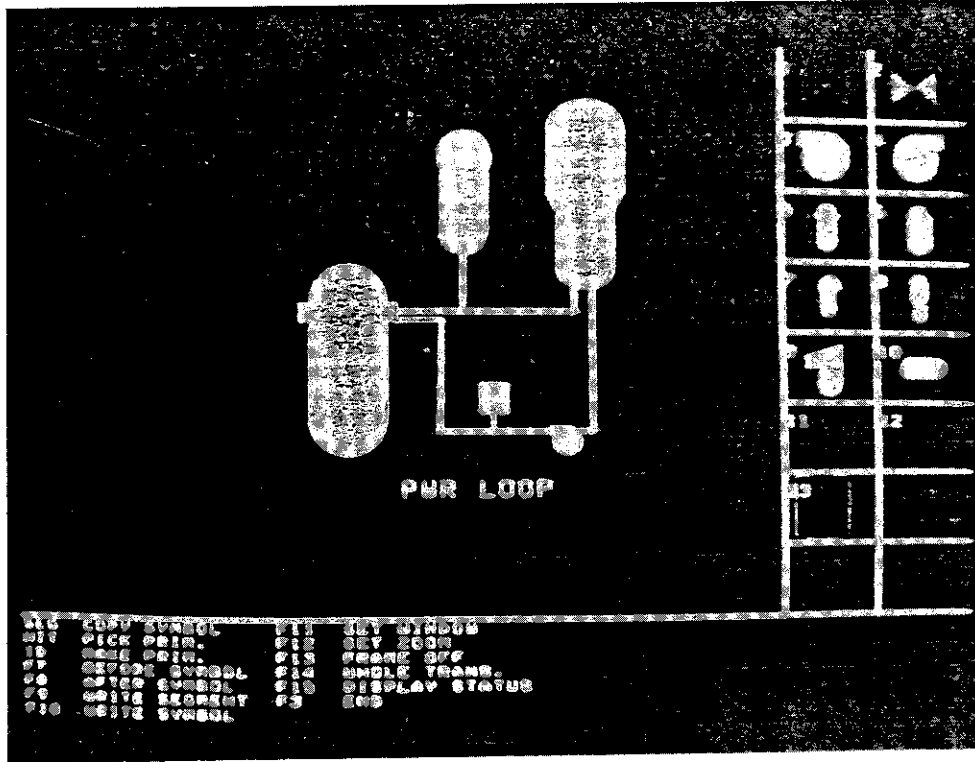


図 4.2

表 4.1 図形データの保存 (作図指示データ)

```

*
*****  PWRLOOP  *****
*
SEGMENT      PWRLOOP
WINDOW      (0.0,0.0)-(400.,300.)
CALLSEG     VESSEL,(176.,135.),0.0,1.00
CALLSEG     PRIZER,(235.,222.),0.0,0.8
CALLSEG     SG,(298.,222.),0.0,1.00
LINE        (200.,160.)-(292.,160.),WHITE,1
LINE        (292.,160.)-(292.,177.),WHITE,1
LINE        (301.,177.)-(301.,97.6),WHITE,1
LINE        (301.,97.6)-(223.,97.6),WHITE,1
LINE        (223.,97.6)-(224.,156.),WHITE,1
LINE        (224.,156.)-(200.,156.),WHITE,1
LINE        (235.,160.)-(235.,192.),WHITE,1
CALLSEG     ARROWRI,(296.,128.),88.6,1.00
BOX         (244.,108.)-(256.,122.),CIAN,13
LINE        (250.,96.7)-(250.,108.),WHITE,3
CALLSEG     PUMPL ,(288.,92.8),0.0,0.719
TEXT        'PWR LOOP',(202.,63.1),10.0,WHITE,0
END
    
```

### 4.3 画面表示例

画面表例を図 4.3, 図 4.4 に示す。図 4.3 は PWR のプラント概念図の例である。この場合、作図指示データは全体で 120 行の記述で済んでいる。GRASYS では、登録されている部分図形の引用は一行のみで済ますことができるので、直接 Fortran ステートメントで記述した場合に比べて、かなり少ない行数で済む。

## 5. 結語

GRASYS は、端末画面上で誰でも簡単に作図可能なソフトとして開発された。画面上で簡単な図形を作成し、これらを合成・編集して複雑な図形が作成できる。この機能により、原子炉コンポーネントなどの図形を作成し、これらを合成・編集してプラントスキーマティックが作図でき、これに事故時の状態量を含めて表示し、原子炉プラントの事故状態表示に適用できる。今後の課題は、図形編集ソフトウェアとして GRASYS の機能をさらに拡充することと、GRASYS と異常診断システムやシミュレーションコードとの ON-LINE による結合を計ることである。



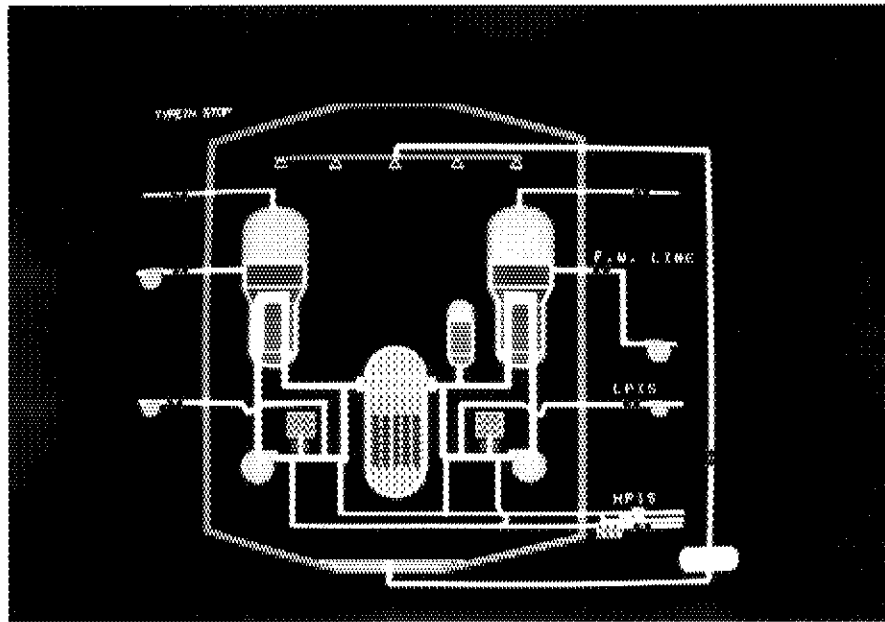


図 4.3

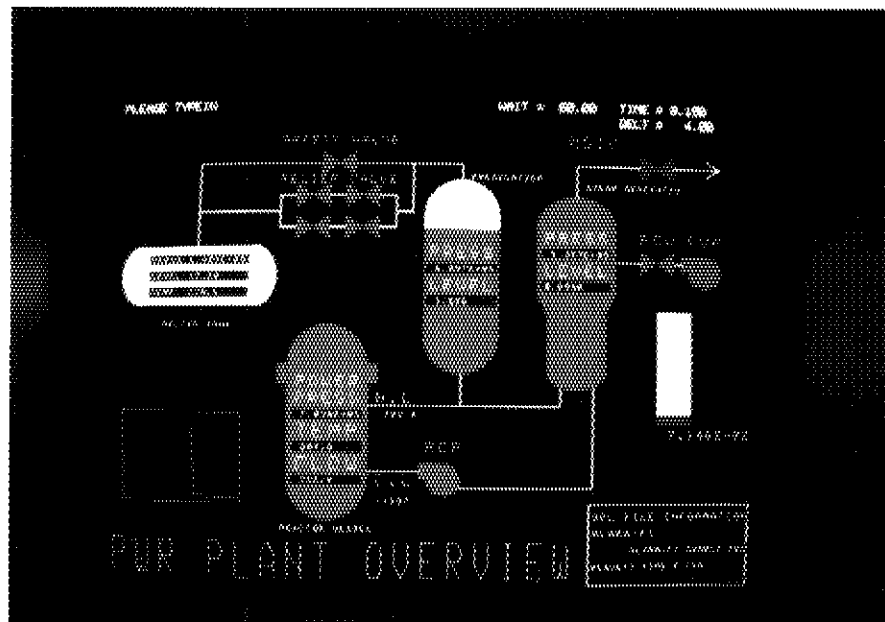


図 4.4

## 12. ビジュアル・シミュレーション技術の原子力分野への応用

三輪 建夫\*

原子力分野では様々なシミュレーション計算が行われている。その計算結果はポスト処理によりグラフ出力される場合が多いが、通常ではプロッターを主体としたベクトル表現による静止画が中心である。しかし、温度場などの表示ではこれでは不十分であり、特に解析体系全体のマクロ的な挙動を把握するには、ラスタ方式によるカラー表現、しかもアニメーションが望まれる。この手法の適用として、熱流体の温度のカラー表示と、原子力プラントの安全解析用シミュレーションのビジュアル化を行ったので紹介する。前者は、原子炉の一次冷却材の熱流動解析結果をカラーにより表示し、アニメーション化したものである。また後者は、原子力プラントの一次系の事故時における挙動を、模式的にビジュアル化したものであり、両者とも体系全体のマクロ的挙動の認識に有効である。

---

\* (株) 三菱総合研究所

## 12. Application of Visual Simulation

### Technique to Nuclear Engineering Field

Tateo MIWA (Mitsubishi Research Institute)

Various computer simulations are made in the field of nuclear engineering. Results from these simulations are often displayed in graphics, and a plotter-based stop motion picture using vector expression has been mainly employed for this purpose. However, this method is not sufficient when thermal field is to be displayed. Especially when the understanding is required of the macroscopic behavior of the whole system to be analyzed, the colour expression using luster techniques is more appropriate, and the animation method is further desirable. The colour-display of temperature of the thermal fluid and the visual-display of safety analysis simulation for a nuclear power plant are shown as examples. The former shows the results from the thermal hydraulic analysis of the primary coolant system of a reactor by the animation techniques using colour-display. The latter shows an example of a typical visualization of the behaviour of the nuclear power plant at the accident of the primary system. Both these two pictures are very effective for understanding of macroscopic behaviour of the whole system.

## 1. マンマシーン・インタフェースとしてのコンピュータ・グラフィックス

原子力工学分野は、最も計算機が有効に活用されている分野の一つであろう。したがって計算機利用の効率を高めることは、原子力工学分野における研究開発の効率を高める大きな要因となる。スーパーコンピュータの登場に代表されるハードウェア面での進歩、様々なコードの開発によるソフトウェア面での進歩と、計算処理効率の向上が図られている状況の下で、計算機利用に関わる周辺技術の開発も行なわれている。その一つがコンピュータ・グラフィックス(CG)である。CGはCADシステム・アニメーションの作成など、様々な応用されている技術であるが、その本来の位置付けとしては、コンピュータとその利用者を結びつける、マンマシーン・インタフェースとして捉えることができる。マンマシーン・インタフェース向上の一環として、会話型計算機利用、日本語化など、様々な努力がなされてきたが、視覚的にインタフェースをとるという面で、CGはより人間の情報認識能力に適したものであるといえよう。

## 2. アニメーションとシミュレーション

アニメーションという言葉とシミュレーションという言葉が混乱して使用される場合がよく有る。しかし、両者の間には明確な目的の相違が有る。アニメーションにおいては、出来上った映像自身(動きも含めて)の出来映えが評価の対象となる。如何に美しい映像か、如何にダイナミックな動きか。あるいは、如何に自然らしいか、などである。これらの為に、その手法としてCGが利用されたり、あるいは如何にも自然な様にとシミュレーション技法が使用されたりもする。

一方、シミュレーションにおいては、その目的は当然のことであるが如何に正確に自然現象を模擬しているかである。そして如何に正確に入間がその結果を理解できるかということのために、直接視覚を利用して情報を伝達する手段としてCGが利用されるのである。特に視覚を利用した場合、個々の値を知ることよりも、マクロ的事象の認識において有効となる。さらにアニメーション化(動画という意味でのアニメーション)することによって、時間的な変化についても、感覚的に把握することが可能である。

最近では、CGによる可視化をも含めたシミュレーションを意味する言葉としてビジュアル・シミュレーションという表現がされる様になった。以下に当社で開発したビジュアル・シミュレーション・システムであるVISTAとNPVSについて紹介する。

## 3. VISTA

VISTA(Visualization System for Thermal-hydraulic Analysis)は、差分法による熱流動解析の結果をカラーで可視化するために開発されたビジュアル・シミュレーション・システムである。

3.1 システム概要

図1にその構成図を示したがVISTAでは、ほぼ自動的にビジュアライズ処理が可能である。まず簡単なインタフェース・プログラムを作成して、解析コードの出力結果から必要なデータだけを抽出した、インタフェース・データを作成する。差分法による解析コードの出力は、どれもほぼ同じ形をしているため、この作業は容易である。次にVISTAでは、インタフェース・データから解析体系の形状データ（メッシュ分割のされ方）だけを取り出し、映像出力のスケルトンを作成する。これがマッピング・フレームと呼ばれるものである。また一方では、インタフェース・データから表示すべき値（温度）を時系列ごとに取り出し、ファンクション・データとして整理する。最後にペインティング・プログラムによって、温度を色に変換し、マッピング・フレーム上に彩色する。これで一枚の映像が出来上がる。これを指定された時間間隔ごとに行なうことにより、時間変化を表現したアニメーションを作成することができることになる。またVISTAでは解析系の表示以外に、温度とカラーの対応を示すカラー・バーや、時間変化を示すデジタル時刻表示及びアナログ時刻表示の機能を持っている。

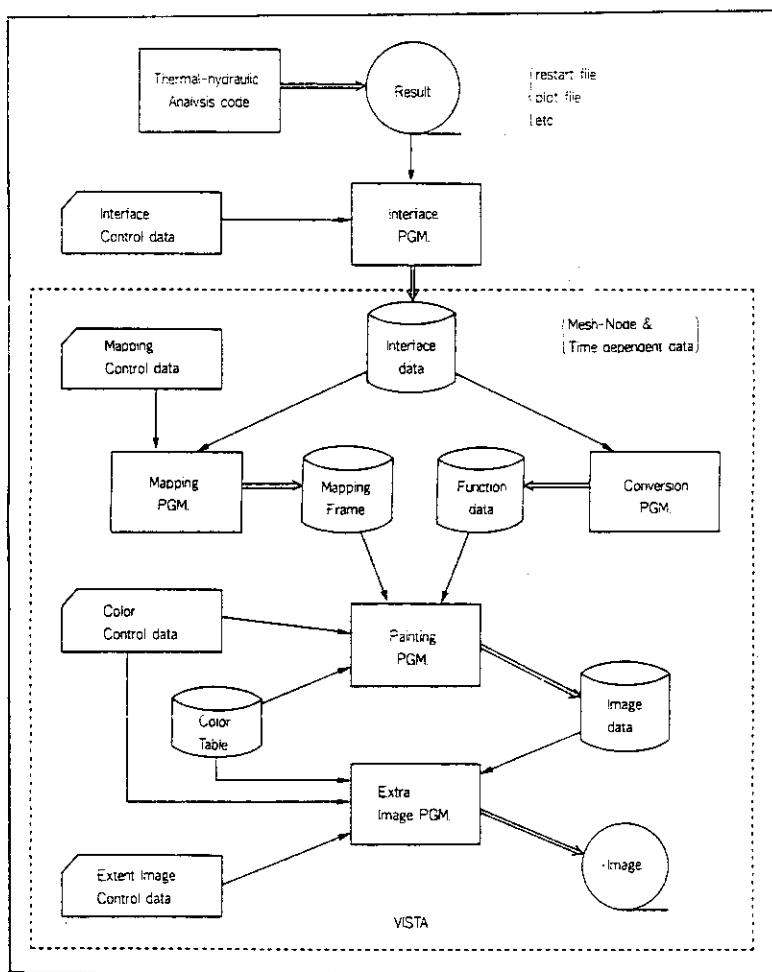
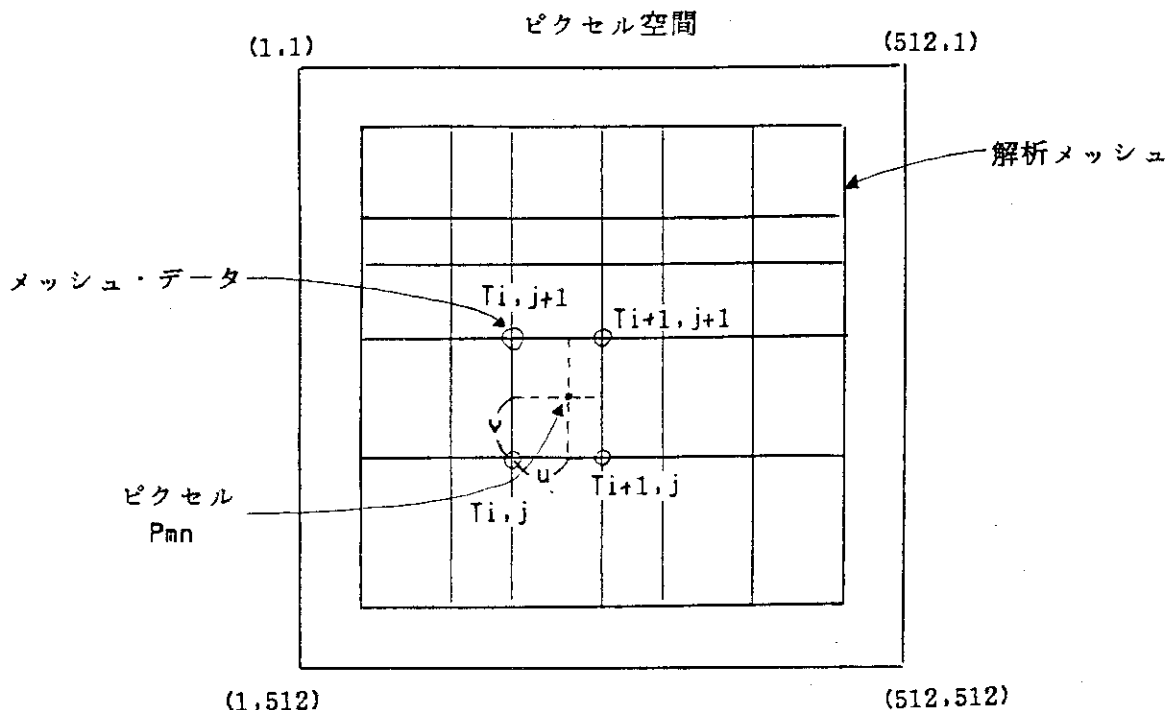


図1 VISTAの構成図

### 3.2 温度の補間

差分法による熱流動解析の場合、その結果も当然分割されたメッシュ毎の代表温度となる。従ってそのままカラー表現すると、モザイク的な映像となり、異和感を与える。そこでVIS TAでは温度の補間計算により、スムーズな映像表現を可能にしている。作成される映像は、通常512×512程度の解像度によって表現される。したがって映像生成とは、この512×512のピクセル空間上の各ピクセルに色を置いていくという作業に外ならない。一方解析体系は通常これ程細かくメッシュ分割されてはおらず、解析メッシュをピクセル空間上に重ね合せると図2のようになる。解析結果の温度は解析メッシュの格子点にあるものとし、4個の格子点の温度からメッシュ内に含まれるピクセルの温度を図で示した面積補間によって求める。これをすべてのピクセルについて行なえば、カラー表示によって連続的な温度分布を見ることが出来る。またこの補間計算は、各時刻毎の出力結果について別個に行なわれるので、補間による誤差が蓄積されるということも無い。この程度の処理は、ビジュアライズ上の加工として許される範囲であると考えられる。なお、解析体系の中に、温度の遮蔽効果を持つ構造物が含まれている場合がある。この場合には、構造物をまたがって補間計算しない様に配慮する必要がある。



$$P_{mn} = (1-u) \cdot (1-v) \cdot T_{i,j} + u \cdot (1-v) \cdot T_{i+1,j} \\ + (1-u) \cdot v \cdot T_{i,j+1} + u \cdot v \cdot T_{i+1,j+1} \\ 0 \leq u \leq 1, 0 \leq v \leq 1$$

図2 補間計算の方法

3.3 温度のカラー表現

VISTA では温度をカラーによって表現するが、こうした手法を疑似カラーと呼ぶ。本来その物が持っている色とは違って、ある物理量のレベルによって色づけをするということから、そう呼ばれる。疑似カラーに、R, G, Bの三源色のブレンドによって、図3に示した様なカラー・レベルを形成させる。最もレベルの高いカラーは赤、それに緑を少しづつ加えていくと黄となる。次に赤を減少させて緑となる。さらに青を加えて緑青として、最も低いレベルが青である。この図7で示した三源色の組合せが、カラーの直観的な相対関係を保ちながら、最も広いカラー・レベルを得られる様である。VISTA では制御パラメータによって、疑似カラーのブレンドの方法を指定することができる。

このカラー・レベルを物理量、この場合は温度と対応させる訳である。この時、VISTAでは、温度とカラー・レベルを対応させる関数を定義することができる。図4に示したのがこの関数の例で、彩色関数と呼ぶ。この例では4点を指定しており、A, Cの区間に対してBでは温度に対するカラーの変化量が大きくなっている。この彩色関数によって温度変化に対するカラー変化の感度を調整することができ、最も注意して見たい温度範囲について、カラー変化の感度を上げるということが可能となる。

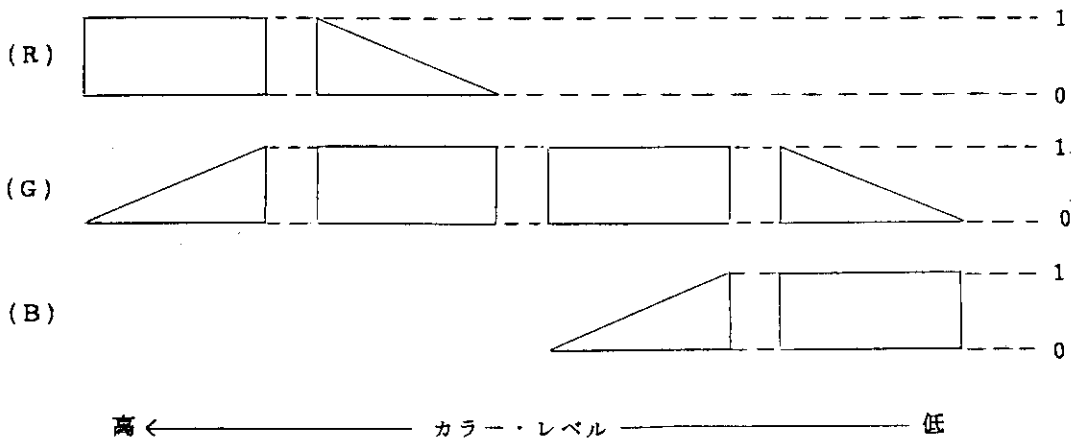


図3 疑似カラー

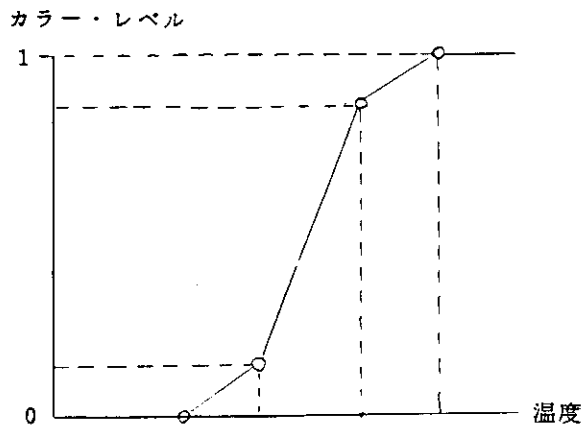


図4 採色関数

## 4. NPVS

NPVS (Nuclear Plans Visual Simulation System)は、原子力プラントの安全解析の結果をビジュアライズするために開発されたシステムである。しかし、用途としては原子力プラントに限定されたものではなく、一次元のシミュレーション結果について、汎用的に使用することができる。

### 4.1 システム概要

NPVSは、図5に示した構成をしており、一義的にはRELAP5の様な原子力プラントの安全解析コードの結果を表示する。RELAP5は一次元のシミュレーション・コードであり、その出力結果の中には、VISTAでの場合の様に、解析体系の形状が含まれていることはない。したがってビジュアル・モデルは別途定めてやる必要が有る。図中のモデリング・プログラムがこの機能を果すもので、グラフィック・ディスプレイによる対話形式でモデリングすることができる。モデルは、空間的な広がりを持ったノードとパートから構成される。ノードは原子力プラントの主要部分、すなわち原子炉容器、配管、蒸気発生器、加圧器などである。一方パートとは、制御棒、ポンプ、バルブなどであり、動作状態を示すものである。そして、このモデルはGeometry Fileとしてシステム内に保管される。一方、解析コードの出力から変換プログラムにより、必要なデータのみを抽出する。この時、温度やボイド率の様なノードに関するデータと、バルブの開閉、制御棒の位置など、パートに関するデータを分けてそれぞれ別のファイルに出力しておく。この状態から、Geometry Fileとデータ・ファイルを入力として、マッピング・プログラムによって、ピクセル・イメージのノード・ファイルとパート・ファイルを作成する。そして、ペインティング・プログラムにより、この両者を合成して最終的な映像を作成する。

NPVSでは、VISTAと同様に、各ノードの温度を疑似カラーによって表現している。さらにノードをカラーでペインティングする際、その密度をノードのボイド率によってコントロールし、水と蒸気の割合をも視覚的に表現している。



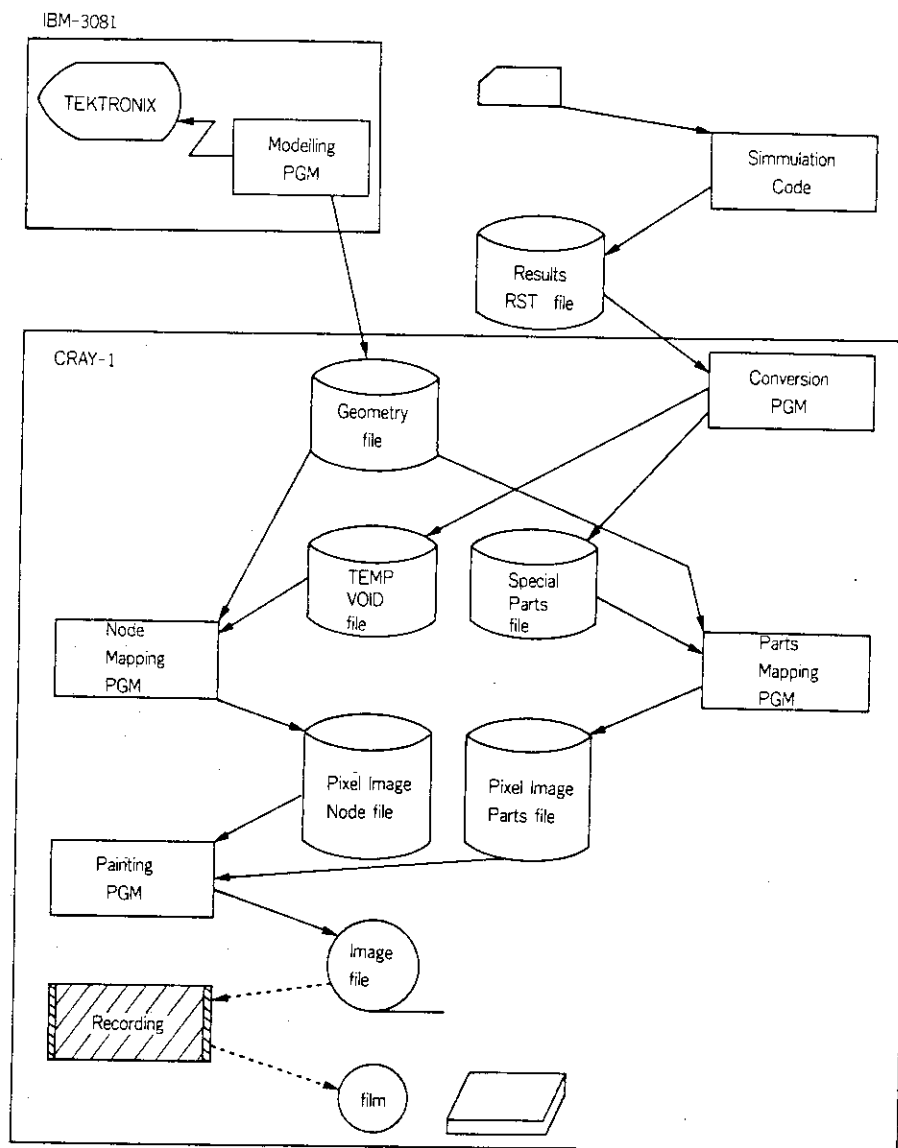
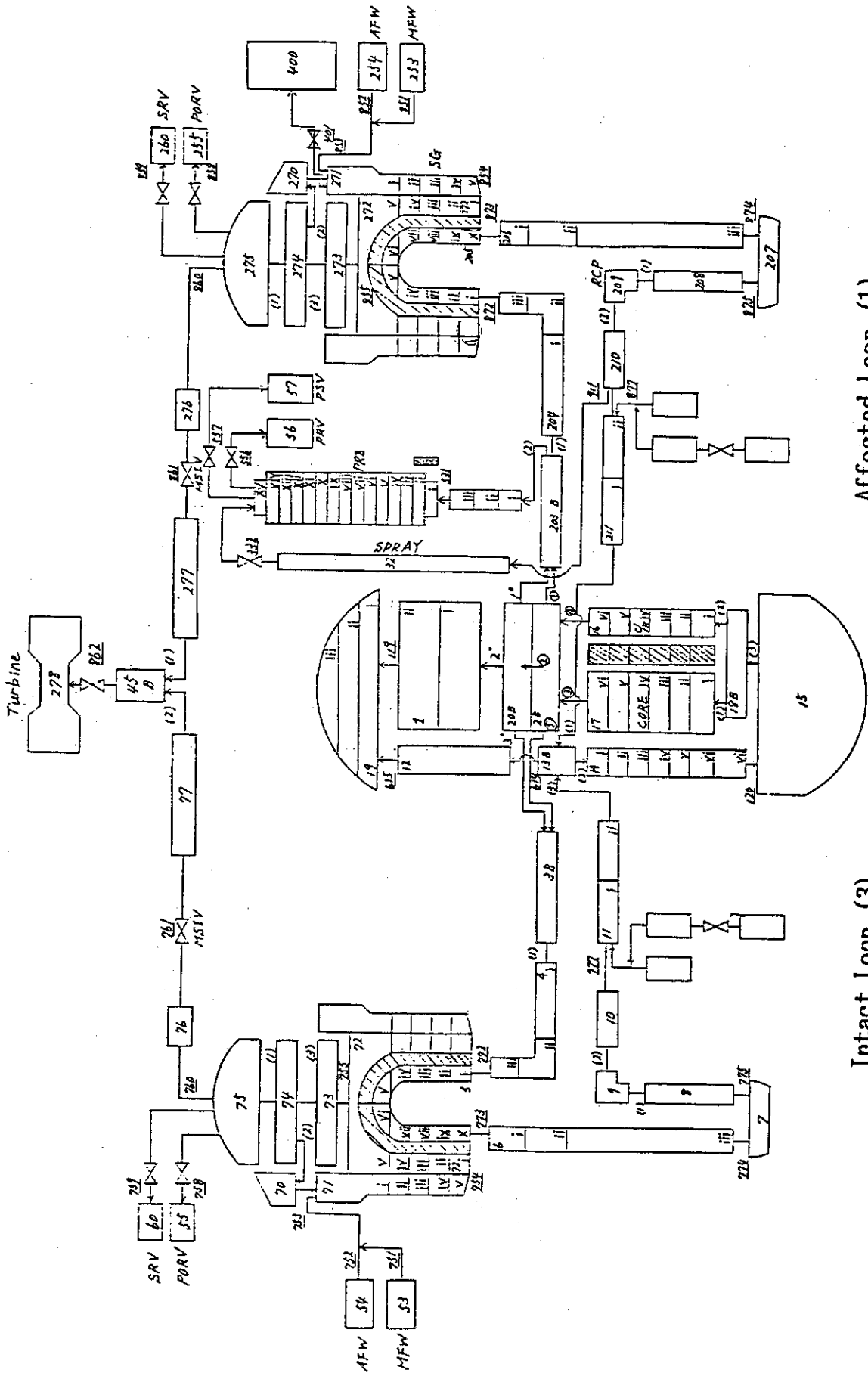


図 5

#### 4.2 主給水管破断事故事象への適用例

NPVSを主給水管破断事故事象におけるRELAP 5のシミュレーション結果へ適用した例を紹介する。RELAP 5における解析体系のノード分割を図6に示した。この原子力プラントは加圧水型軽水炉(PWR)であるが、この様な複雑な解析体系についての結果を総合的に理解することは非常に困難なことである。特に事故時における過渡事象を膨大なRELAP 5からのプリント出力から理解しようとすることは、至難の業であると言える。

対象解析事象は一つの蒸気発生器の主給水管が瞬時に破断して、二次冷却系の冷却水が損失されるという事故である。この時、原子力プラントでは様々な安全システムが作動して適確な対処を行ない、安全に原子炉を停止へと導く。この様子をRELAP 5でシミュレートした訳である。この時、原子力プラントの挙動は熱水力挙動とプラント・システムに依存したシステム挙動が密接に関連した複雑なものとなる。図7はRELAP 5の出力結果について、いくつかのノードの



Affected Loop (1)

Intact Loop (3)

Fig 6 RELAP5 Nodal Diagram for FLB Analysis

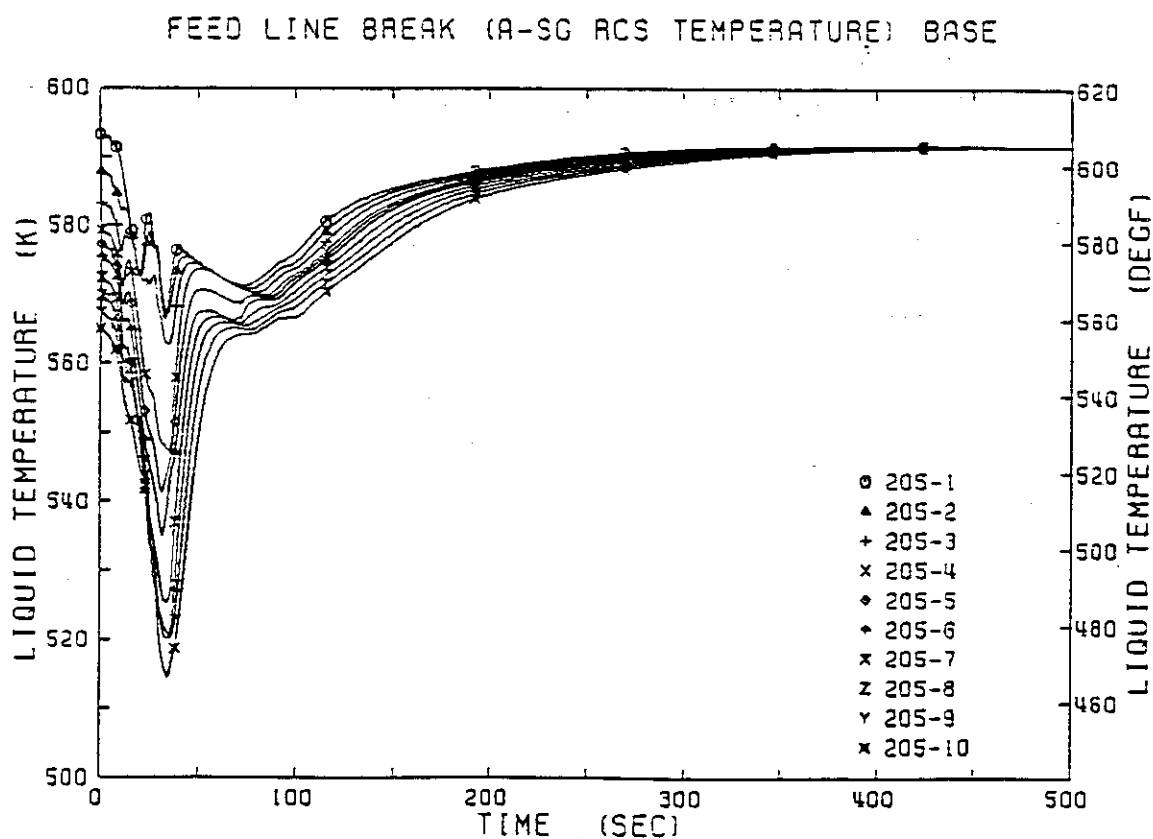


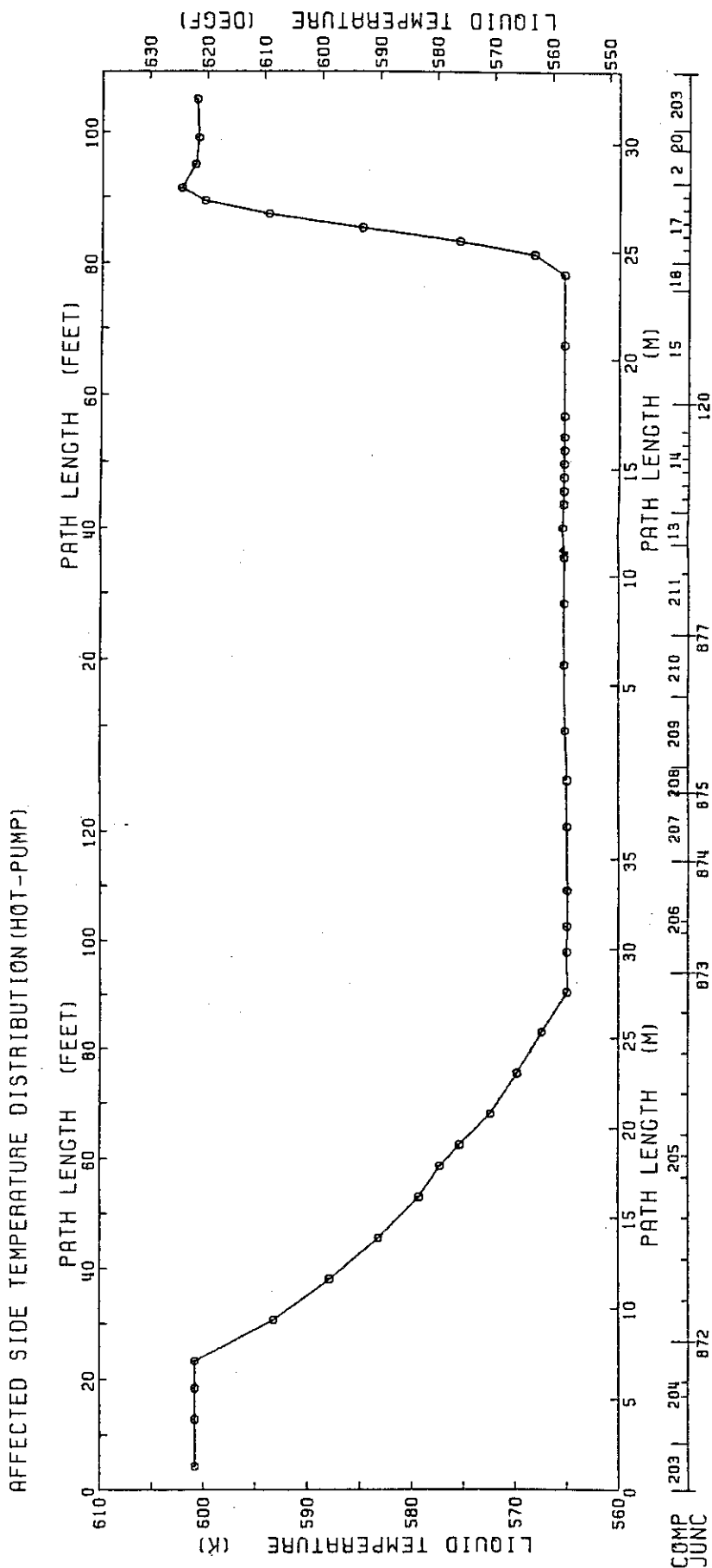
図7

温度の時間変化についてプロットしたものである。一方図8は、ある時刻における様々なノードについて、温度の分布をプロットしたものである。このようなプロット図は、あるノードとかある時刻とかいう具合に、事象のある断面を理解する上では有効である。しかしシステム全体のマクロ的な挙動を時間を追って理解しようとするは無理である。

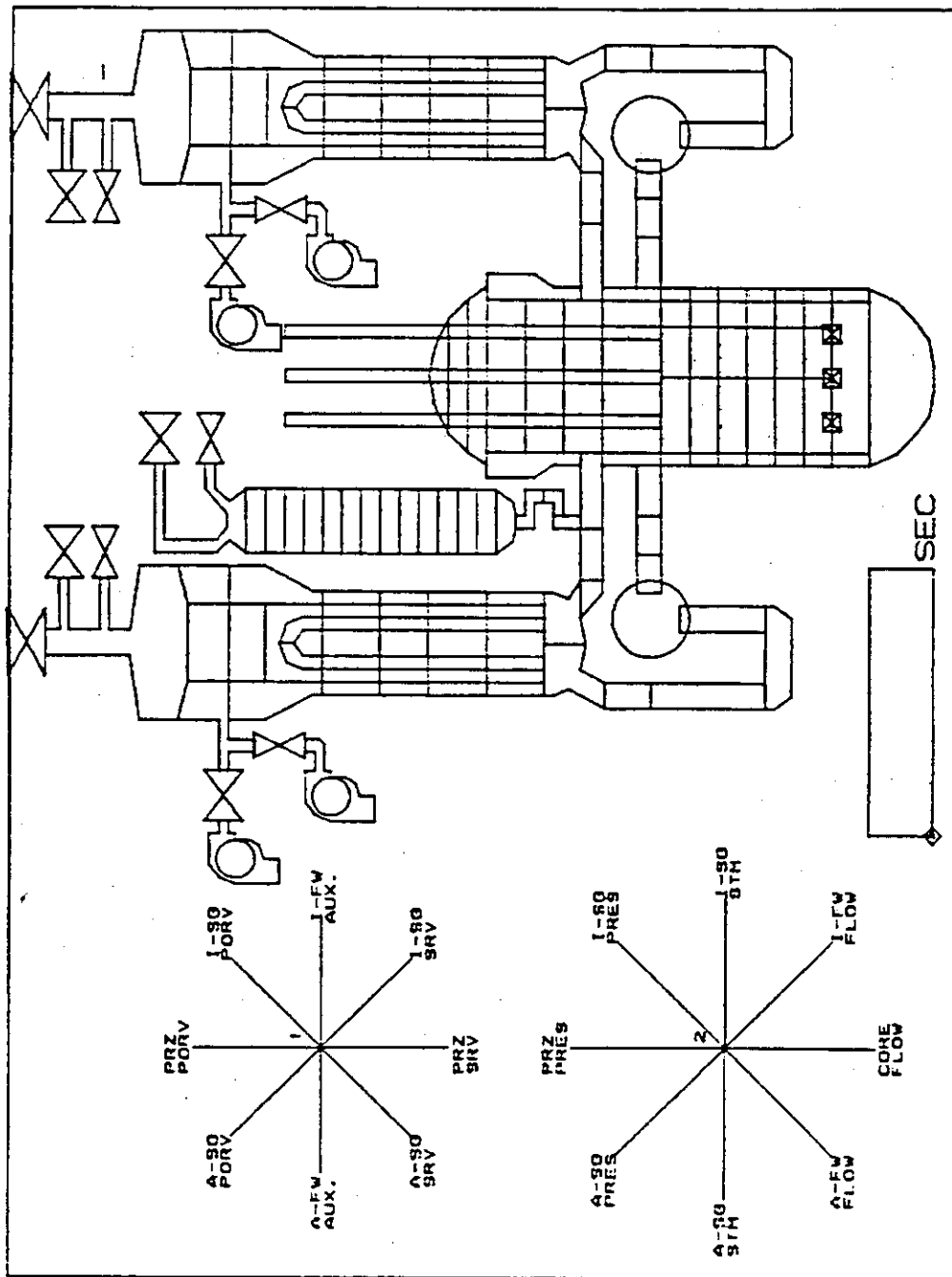
図9は、NPVSのモデリング・プログラムにより、図6に示したRELAP 5の解析モデルを基に、表示モデルとして作成したものである。画面の主要部分は、原子炉容器、配管、蒸気発生器、加圧器から構成されている解析体系図である。この体系図はRELAP 5による解析時のノード分割モデルに対応しており、輪郭線によって仕切られている。その各ノードについて、温度に対応した疑似カラーでペイントされる。また、そのボイド率によってペイントする密度が変えられる。またノードとは別に、制御棒やポンプ、バルブも表示されている。プラントのシステム挙動に従って、制御棒を上下させたり、ポンプの流量、バルブの開閉を表示する。また画面の左側には、二つのスター・チャートが配置されている。下のスター・チャートは原子力プラントの稼動状況を見る上でキーとなるパラメータを表示したものである。一方上のスター・チャートは、原子力プラントの安全システムの動作状況を示したものである。

これらによって、各ノードにおける温度とボイド率の変化が、プラントのシステム挙動と対比した形で見る事ができる。このため、プラント全体のマクロ挙動を感覚として捉えることが可能となり、詳細な解析結果の評価へと効率良く進むことができる。

この例について、表1にプラント挙動のシナリオを、NPVSによるビジュアル・シミュレーションの注目点について整理した。



8



9

表1 プラント挙動と注目点

TIME	BEHAVIOR	VIEW-POINT	STAR-CHART
0.0	定常状態 ・C/Rスタック位置 ・RCP定格流量、電源 ・主給水、主蒸気定格流量	・炉心部温度分布 ・両冷却材ループの温度分布 ・加圧器液相状態	・定格値を示す正八角形 (PCC) ・無 (SPC)
0.0	A-SG, 主給水管瞬時破断 ・主給水全台停止	・A-SG主給水バルブ変色 (白→橙)	・主給水全台停止 (PCC)
4.4	原子炉トリップ =タービントリップ ・RCP流量減少 ・C/R挿入開始	・電源喪失 (赤→黒)	・主蒸気流量の急減 (PCC) ・I-SG圧力上昇 (PCC) ・炉心流量の減少 (PCC)
5.4	A-SG/主蒸気逆止弁閉 ・加圧器冷却材 アウトサージ開始	・加圧器冷却材 温度の低下	・A-SG圧力減少 (PCC)
21.5	I-SG/SRV作動圧力に到達	・I-SG/SRV開閉サイクルの開始 ・I-SG/主蒸気逆止弁開閉	・I-SG/圧力最高値 (PCC) ・I-SG/SRV主蒸気放出 サイクル開始 (SPC)
25.8	I-SG/MSIV閉 ・A-LOOP過冷却過程	→両ループの温度分布 比較	
40.0	RCS最低圧力到達 ・加圧器冷却材 インサージの開始 ・A-LOOP除熱能力の低下 ・I-LOOP除熱能力の向上	・炉心温度の低下 →両ループの温度分布 比較 ・加圧器冷却材 温度分布の形成	・PRZ最低圧力 (PCC) ・炉心流量の低下 (PCC)
100.0	A-SG/SCSインベントリーの喪失	・炉心温度の上昇 (炉心バイパス部での逆流現象)	・A-SG圧力の大気圧 レベルへの低下 (PCC)
400.0	I-SG/SRVからのI-LOOP 除熱による自然循環の 達成	→両ループの温度分布 比較 →RCP流量の比較	
460.0			・RPZ最高圧力 (PCC)
600.0	I-SG/Aux. FWの注入	・Aux. FWによるI-SG 水位の回復	・Aux. FWの注入 (SPC) ・Aux. FWによるI-SG/SRV 開閉サイクルの低下 (PCC)
774.0	終了		

### 13. 閉会の辞

原子力コード研究委員会と炉物理研究委員会を代表致しまして一言御挨拶を申し上げます。両委員会の合同研究会は、昨年を引き続きまして今回が2回目になりますが、多数の参加を頂き、また活発な討議が行われましたことは主催者と致しまして大変喜ばしく思います。今回は、炉工学面では、過渡的熱流動特性、炉心損傷事故、事故解析、また高転換加圧水型転水炉では、炉物理の問題、熱水力の問題のほかに、モンテカルロ・コード高速計算、ベクトル化数値計算法、図形表示、ビジュアルシミュレーションと非常に広範囲にわたる発表がありました。昨年はどちらかと言いますと、炉物理の方が炉工学よりウエイトが大きかったように思いますが、今年は米国アルゴンヌ国立研究所から二相流の研究で著名な石井護氏をお招きして特別講演をして頂き、また熱水力コードについての発表も多かったのが特徴だったように思います。

炉物理と炉工学は、その分野が違うとはいえ実際の原子炉では一体の現象として共存しているわけですから、別々に議論されるよりもその相互関係を良く理解した上で、それぞれの領域での現象を追求することが大切であると思います。

炉工学の分野で、今回取り上げられたのは主として熱水力ですが、その他に構造解析や振動などいろいろな分野があります。初期の頃の原子力コードと言えば、核計算コードのことを指していたように、炉物理に関する計算コードの歴史は古く、完成度も高いと思います。残されている問題は、その計算手法とデータベースであると言っても過言ではないでしょうが、構造計算コードはちょうどこれと同じ地位にあるように思います。熱水力計算コードでも、熱伝導、単相流動伝熱に関するものも同じくかなり完成されてはいますが、乱流、二相流計算コードとなると未だしと言わざるを得ません。一昔前までは、計算の見通しを立てることさえできなかったこともありましたが、現在ではかなりの予測が可能なものもあり、今昔の感に耐えませんが、しかしそれでも、まだ分からないことの方が多いいのではないかと考えています。最近になって、世界でも二相流のデータベース整備の動きがあり、それはそれで誠に嬉しいことではありますが、大規模実験の必要が全くなかったわけではありません。また、大規模実験のバックアップとなる小規模の詳細実験も必要です。そこで注意しなければならないのは、大規模実験の結果とは言っても実際の炉で起きている現象そのものではなく、また小規模実験においても大局的な現象にあまり影響のない細かいことにとらわれ過ぎてもだめだということです。二相流の計算コードの完成度を高めるためには、これらの実験結果を謙虚に受け止めて計算コードに反映させていくことが必要だと思います。そんなわけで、二相流の計算コードが炉物理や構造計算コードと同じ地位を確保できるまでには、まだかなりの時間が掛かるとは思いますが、それだからといって計算コードは役に立たないという訳ではありません。計算コードによって得られた推測が実際の現象に近ければ、これまでに必要とされてきた大規模実験が要らなくなるわけで、技術的にもまた経済的にも十分な意味を持つことになります。

二相流はボイドを伴いますので、炉物理計算にも影響を与えることとなりますが、お互いにそれぞれの違った専門分野の話しを聞く機会をめぐらさないとというのが現実だと思いますので、そ

の意味でもこのような合同研究会は非常に有意義であると思います。この研究会は今後も続けてゆく積もりでありますが、来年の研究会にはお互いに更に良い成果を持ち寄って再びお目に掛かれることを期待しています。

最後にこの研究会を開催するに当たりまして、関係各方面の御協力を賜りましたことに対して心から感謝の意を表しまして、私の閉会の辞と致します。