

JAERI-Data/Code

96-004



サブチャンネル解析コードのベンチマーク計算

1996年2月

炉心熱水力解析手法高精度化専門部会

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

本レポートは、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。

入手の間合わせは、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、お申し越してください。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。

This report is 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, 1996

---

編集兼発行	日本原子力研究所
印刷	いばらき印刷(株)

サブチャンネル解析コードのベンチマーク計算

日本原子力研究所東海研究所  
炉心熱水力解析手法高精度化専門部会

(1996年1月30日受理)

軽水炉の炉心熱水力設計で用いられるサブチャンネルコードの解析能力を評価するため、ベンチマーク計算を実施した。選定したベンチマーク問題と得られた知見は以下の通りである。

- (1) 2チャンネル間流体混合(単相流)問題については、乱流混合係数を適当に選択することにより、流動方向温度分布は実験と一致できるが、ギャップ幅の影響は表現できない。
- (2) 2チャンネル間流体混合(二相流)問題については、高流量領域では水と空気のサブチャンネル間流量分布の計算値は実験値によく一致しているが、低流量領域では空気の混合量を過小評価している。
- (3) 多チャンネル間流体混合問題については、定常時の出口質量速度の計算値は実験値と約10%程度の誤差で比較的良好に一致した、出口クオリティの計算値と実験値の一致の程度は約30%となった。
- (4) 限界熱流束問題については、使用したコードによって、CHF相関式として $KfK$ 及び $EPR$  $I$ の式を用いた場合の実験予測が良好との結果と、 $WSC-2$ 相関式及びWeisman-Peiのモデルによる予測が良好との結果が得られた。
- (5) 液滴の発生・付着問題については、相関式の改良により予測制度が大幅に改善できることが分かった。一方、あるコードでは高クオリティ領域で液滴量を過小評価し液膜流量を過大評価しているのに対して、別のコードでは低クオリティ領域で液滴流量を過大評価し液膜流量を過小評価するとの結果が得られ、コード相互の差が顕著であった。

Benchmark Calculation of Subchannel Analysis Codes

Subcommittee on Improvement of Core Thermal-hydraulic Analysis Codes

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

(Received January 30, 1996)

In order to evaluate the analysis capabilities of various subchannel codes used in thermal-hydraulic design of light water reactors, benchmark calculations were performed. The selected benchmark problems and major findings obtained by the calculations were as follows:

- (1) As for single-phase flow mixing experiments between two channels, the calculated results of water temperature distribution along the flow direction were well agreed with experimental results by tuning turbulent mixing coefficients properly. However, the effect of gap width observed in the experiments could not be predicted by the subchannel codes.
- (2) As for two-phase flow mixing experiments between two channels, in high water flow rate cases, the calculated distributions of air and water flows in each channel were well agreed with the experimental results. In low water flow cases, on the other hand, the air mixing rates were underestimated.
- (3) As for two-phase flow mixing experiments among multi-channels, the calculated mass velocities at channel exit under steady-state condition were agreed with experimental values within about 10%. However, the predictive errors of exit qualities were as high as 30%.
- (4) As for critical heat flux (CHF) experiments, two different results were obtained. A code indicated that the calculated CHF's using KfK or EPRI correlations were well agreed with the experimental results, while another code suggested that the CHF's were well predicted by using WSC-2 correlation or Weisman-Pei mechanistic model.
- (5) As for droplets entrainment and deposition experiments, it was indicated that the

predictive capability was significantly increased by improving correlations. On the other hand, a remarkable discrepancy between codes was observed. That is, a code underestimated the droplet flow rate and overestimated the liquid film flow rate in high quality cases, while another code overestimated the droplet flow rate and underestimated the liquid film flow rate in low quality cases.

Keywords: Subchannel Code, Thermal-hydraulic Analysis, Benchmark Calculation,  
Flow Mixing, Critical Heat Flux, Entrainment and Deposition, Two-phase Flow

## 目 次

1. はじめに .....	1
1.1 炉心熱水力解析手法高精度化専門部会 .....	1
1.2 サブチャンネル解析コードのベンチマーク計算 .....	1
2. ベンチマーク問題 .....	2
2.1 選定方針 .....	2
2.2 ベンチマーク問題の内容 .....	2
3. ベンチマーク計算結果 .....	13
3.1 問題1-①：2チャンネル混合（単相流）の計算結果 .....	13
3.2 問題1-②：2チャンネル混合（二相流）の計算結果 .....	24
3.3 問題2　：多チャンネル混合の計算結果 .....	30
3.4 問題3　：限界熱流束の計算結果 .....	45
3.5 問題4-②：液滴発生・付着（高圧蒸気-水）の計算結果 .....	76
4. まとめ .....	99
参考文献 .....	101
付録1 専門部会の活動経緯 .....	102
付録2 専門部会委員 .....	104
付録3 3.4.1で使用したCHF 相関式及び熱伝達モデル .....	105

## Contents

1. Introduction .....	1
1.1 Subcommittee on Improvement of Core Thermal-hydraulic Analysis Codes .....	1
1.2 Benchmark Calculation of Subchannel Analysis Codes .....	1
2. Benchmark Problems .....	2
2.1 Selection Plan .....	2
2.2 Benchmark Problems .....	2
3. Benchmark Calculation Results .....	13
3.1 Problem No.1 (1):Calculation Results of Single-phase Flow Mixing between Two Channels .....	13
3.2 Problem No.1 (2):Calculation Results of Two-phase Flow Mixing between Two Channels .....	24
3.3 Problem No.2 :Calculation Results of Multi-channel Two-phase Flow Mixing...	30
3.4 Problem No.3 :Calculation Results of Critical Heat Flux .....	45
3.5 Problem No.4 (2):Calculation Results of Droplets Entrainment and Deposition under High Pressure Steam-water .....	76
4. Conclusions .....	99
References .....	101
Appendix1 Activities of Subcommittee .....	102
Appendix2 Members of Subcommittee .....	104
Appendix3 CHF Correlations and Heat Transfer Model Used in Section 3.4.1 .....	105

## 1. はじめに

### 1.1 炉心熱水力解析手法高精度化専門部会

炉心熱水力解析手法高精度化専門部会は、新型炉研究委員会の専門部会の一つとして、平成2年度に発足した。本部会の活動目的は、新型炉一般を対象とした炉心燃料集合体の設計と、安全評価に関わる定常および過渡解析手法のより一層の高精度化を目指し、現状技術の検討評価を行うとともに、数値解析技術や物理モデルに関する最新の知見と動向を把握して、将来に要求される解析機能の充実強化を図っていくことである。具体的には、既存のサブチャンネル解析手法の解析能力の限界を把握するとともに、改良、検証項目を抽出し、最終的にはBWR、PWRを含む新型炉炉心燃料集合体内限界熱流束（CHF）、沸騰遷移（BT）等の現象を精度良く解析しうるコード開発を可能ならしめることを目標とする。

本専門部会の活動経緯を付録1に掲載する。

また付録2に平成2年度から7年度までの委員の名簿を記載する。

### 1.2 サブチャンネル解析コードのベンチマーク計算

上記専門部会における熱水力解析手法の検討作業の一環として、二相流サブチャンネル間乱流混合、DNB、ドライアウト、液滴発生・付着、及びリウェッティングモデル等に関して適当なテーマを選び、各参加機関がそれぞれベンチマーク計算を行い、解析上の問題点を抽出し、今後の研究課題の提案に役立てることになった。

本報告書は、選定したベンチマーク問題の内容と、平成6年度までに参加機関から提出された計算結果をまとめたものである。なお一部の問題については予定していた計算が終了していない課題もある。また、各計算結果の評価については、3章では計算担当機関による評価を記載し、各コードの解析上の問題点を抽出し、4章では評価のまとめを行った。今後の課題として、計算コード相互の比較・評価を行い、サブチャンネルコードの高精度化に寄与する必要がある。



## 2. ベンチマーク問題

### 2.1 選定方針

以下の方針に従ってベンチマーク問題を選定した。

- ① 各参加機関の保有するサブチャンネル解析コードで解析可能な問題とする。
- ② 計算結果が早期に得られることを前提とする。
- ③ 実験との比較にはこだわらない。  
本解析の目的はサブチャンネルコードの特性を比較し、モデルの問題点、改良の方向、及び必要な実験等に関する提案を行なうことにある。従って、特定の実験結果と一致させることは目的としない。
- ④ 解析対象は実炉を模擬した体系でもよいし、仮想の体系でもよい。  
ただし、実炉に近い体系、条件のほうがむしろ計算が容易かもしれない。
- ⑤ 問題の数はなるべく厳選する。
- ⑥ できるだけ多くの参加機関が共通に関心を持っている問題を選定する。

### 2.2 ベンチマーク問題の内容

2.1の方針により5種類のベンチマーク問題が選択された。Table 2.1に当初選定された問題のリストを示す。ただし、この中でリウエティングについては適当な公開データがなかったので今回の報告書には含まれていない。また、低圧空気-水体系での液滴発生・付着については解析可能なコードがなかったため計算対象外とした。

本ベンチマーク計算は各機関が使用しているコードの精度そのものの比較を目的としたものではない。従って各ベンチマーク計算への参加機関は匿名とし、Table 2.2に記号(A~E)で示す。

#### 2.2.1 問題1：2チャンネル間流体混合

- ① 单相流条件（堀らの実験：文献(1)）  
 テスト部形状 : Fig. 2.1  
 Rod間ギャップ : 1.5 および 3.0 mm

入口流速 : 0.56 m/s  
 平均入口水温 : 26.7/42.0 °C (ギャップ 1.5 mm の場合)  
 : 27.7/44.0 °C (ギャップ 3.0 mm の場合)

比較項目 :

- 1) 各サブチャンネルの平均流体温度の軸方向変化
- 2) サブチャンネル間流体混合量

② 二相流条件 (佐藤らの実験 : 文献(2))

テスト部形状 : Fig. 2.2  
 流路直径 : 20 - 16 mm (ch 1 - 2)  
 ギャップ : 1.0 mm  
 流量条件 :

- ①  $j_L=1.5$  m/s,  $j_G=4.0$  m/s,  $Q^*_{G1}(0)=0.5$
- ②  $j_L=1.0$  m/s,  $j_G=3.0$  m/s,  $Q^*_{G1}(0)=0.5$
- ③  $j_L=1.0$  m/s,  $j_G=3.0$  m/s,  $Q^*_{G1}(0)=0.2$
- ④  $j_L=0.5$  m/s,  $j_G=2.0$  m/s,  $Q^*_{G1}(0)=0.5$

比較項目 :

- 1) 各サブチャンネル間の各相流量配分比の軸方向変化
- 2) 平衡状態での液相の乱流混合量
- 3) 各サブチャンネルのボイド率の軸方向変化
- 4) サブチャンネル間の流体混合量の軸方向変化

2.2.2 問題2 : 多チャンネル間流体混合

Ispra 4×4 バンドルBWR条件 (Herkenrathらの実験 : 文献(3))

テスト部形状 : Fig. 2.3  
 出口圧力 : 70 bar (全ケース)

	質量流量 (kg/m <sup>2</sup> s)	炉心出力 (kW)	入口エンタルピー (kJ/kg)
ケース1 :	1,435	982	1,121
ケース2 :	1,425	1,292	1,198
ケース3 :	1,372	1,937	1,142
ケース4 :	ケース3からの流量低下 (低下率 : 毎秒100 kg/m <sup>2</sup> s, ドライアウトまで)		

比較項目：

- 1) 各サブチャンネル(6つ)の各相流量・ボイド率・流体温度・圧力の軸方向変化
- 2) サブチャンネル間流体混合量

### 2.2.3 問題3：限界熱流束(岩村らの実験：文献(4))

解析対象：原研における扁平二重炉心型高転換軽水炉体系(7本ロッド)  
での定常及び非定常限界熱流束(CHF)実験

テスト部形状：Fig. 2.4

#### (1) 準定常CHF実験

実験方法：加熱電力をCHF発生まで準定常的に上昇させる

##### ① ケース1 (Run 2402)：出口クオリティ > 0

実験条件

圧力	：	15.9 MPa
入口温度	：	312 °C
質量速度	：	1125 kg/s.m <sup>2</sup>

CHF発生条件

中心ロッド出力	：	33.0 kW (出力比1.14)
出口平均クオリティ	：	0.148
CHF発生熱電対番号	：	8(1490 mm)

##### ② ケース2 (Run 2307)：出口クオリティ = 0

実験条件

圧力	：	16.0 MPa
入口温度	：	290 °C
質量速度	：	1859 kg/s.m <sup>2</sup>

CHF発生条件

中心ロッド出力	：	52.3 kW (出力比1.14)
出口平均クオリティ	：	0.001
CHF発生熱電対番号	：	8(1490 mm)

##### ③ ケース3 (Run 2520)：出口クオリティ < 0

実験条件

圧力	：	15.9 MPa
入口温度	：	261 °C

質量速度 : 2041 kg/s.m<sup>2</sup>

## CHF発生条件

中心ロッド出力 : 73.1 kW (出力比1.14)

出口平均クオリティ : -0.043

CHF発生熱電対番号 : 8(1490 mm)

## (2) 流量低下非定常実験

実験方法 : 出力一定で入口流量をCHF発生まで低下させる

## ① ケース1 (Run607) 遅いトランジェントの場合

## 実験条件

圧力 : 15.4 MPa

入口温度 : 291 °C

初期質量速度 : 3200 kg/s.m<sup>2</sup>

総出力 : 312.8 kW

## 実験結果

CHF時刻 (実験結果の図面上の時刻) : 17.6 s

トランジェント開始からCHFまでの時間 : 16.2 s

CHFが最初に発生した熱電対番号 : 8(1490 mm)

## ② ケース2 (Run611) 速いトランジェントの場合

## 実験条件

圧力 : 15.5 MPa

入口温度 : 290 °C

初期質量速度 : 3200 kg/s.m<sup>2</sup>

総出力 : 313.1 kW

## 実験結果

CHF時刻 (実験結果の図面上の時刻) : 3.95 s

トランジェント開始からCHFまでの時間 : 2.95 s

CHFが最初に発生した熱電対番号 : 8(1490 mm)

## 比較項目

- ・ CHF発生時点での各サブチャンネル流量 (気、液)、ボイド率、クオリティ
- ・ CHF発生位置 (出力分布が通常と異なる)
- ・ CHF発生時刻 (非定常の場合)
- ・ ロッド表面温度
- ・ CHFあるいは限界出力 (準定常の場合)

## 2.2.4 問題4：液滴発生・付着

## ① 低圧空気-水条件 (Cousinsらの実験：文献(5))

テスト部形状 : Fig. 2.5  
 テスト部内径 : 3/8 in  
 入口圧力 : 40 psia  
 空気流量 : 40 および 60 lb/h  
 水流量 : 20, 50 および 150 lb/h (各空気流量に対して)

## 比較項目：

- 1) 各相質量流量の軸方向変化
- 2) 各相流速の軸方向変化
- 3) 各相体積率の軸方向変化
- 4) テスト部内圧力の軸方向変化
- 5) entrainment および deposition 量の軸方向変化

## ② 高圧蒸気-水条件 (Keey'sらの実験：文献(6))

テスト部形状 : Fig. 2.6  
 出口圧力 : 1000 psia  
 全質量流束 : 1.0 および  $1.5 \times 10^6$  lb/ft<sup>2</sup>h  
 出口クオリティ : 26.5, 40.0 および 68.5 (流束  $1.0 \times 10^6$  lb/ft<sup>2</sup>hに対して)  
 (%) : 25.6 および 30.5 (流束  $1.5 \times 10^6$  lb/ft<sup>2</sup>hに対して)

## 比較項目：

- 1) 各相質量流量の軸方向変化
- 2) 各相流速の軸方向変化
- 3) 各相体積率の軸方向変化
- 4) テスト部内圧力の軸方向変化
- 5) entrainment および deposition量の軸方向変化

Table 2.1 当初選定されたベンチマーク問題

問 題	解析対象	比較項目
2チャンネル混合	①堀らの单相流混合実験  ②佐藤らの二相流乱流混合実験	軸方向温度分布 断面方向温度分布 クロスフロー流量 各相流量または配分比 乱流混合量
多チャンネル混合	Ispra 4×4ロッドバンドル実験	気相流量、液相流量、ボイド率の軸方向分布 サブチャンネル間混合量 液膜流量、液滴流量
限界熱流束	原研7本ロッド体系での定常、非定常限界熱流束実験	CHF発生時点でのサブチャンネルの流量、ボイド率、クオリティ CHF発生位置 CHF発生時刻 ロッド表面温度、表面熱流束
液滴発生・付着	①低圧空気-水体系 (Cousins) ②高圧蒸気-水体系 (Keey's)	平衡状態達成までの長さ 液膜流量、液滴流量、液膜厚さの軸方向分布
リウエティング	①シングルチャンネル ②代表的サブチャンネル	ドライアウト時間 ドライアウト熱流束 壁温変化 液膜及び液滴流量の軸方向分布及び時間変化 リウエティング温度

Table 2.2 ベンチマーク計算への参加機関

問題	参加機関	A	B	C	D	E
1-①	2チャンネル混合 (单相流)	○	○	○		
1-②	2チャンネル混合 (二相流)			○		
2	多チャンネル混合		○			○
3	限界熱流束		○	○		
4-①	液滴発生・付着 (低压空気-水)					
4-②	液滴発生・付着 (高压蒸気-水)	○	○		○	

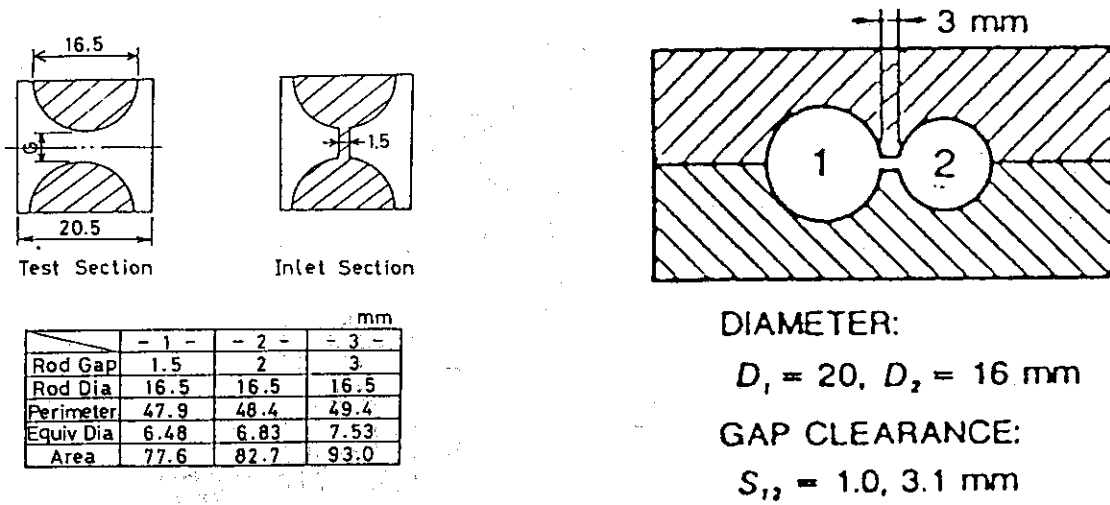


Fig. 2.1 2チャンネル混合（单相流）テスト部  
 — 堀らの実験<sup>(1)</sup> —

Fig. 2.2 2チャンネル混合（二相流）テスト部  
 — 佐藤らの実験<sup>(2)</sup> —

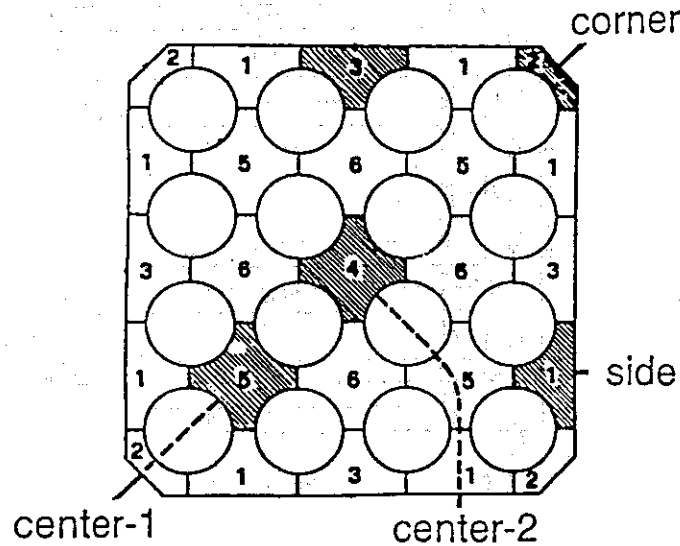


Fig. 2.3 多チャンネル混合テスト部  
 — Ispra での実験<sup>(3)</sup> —



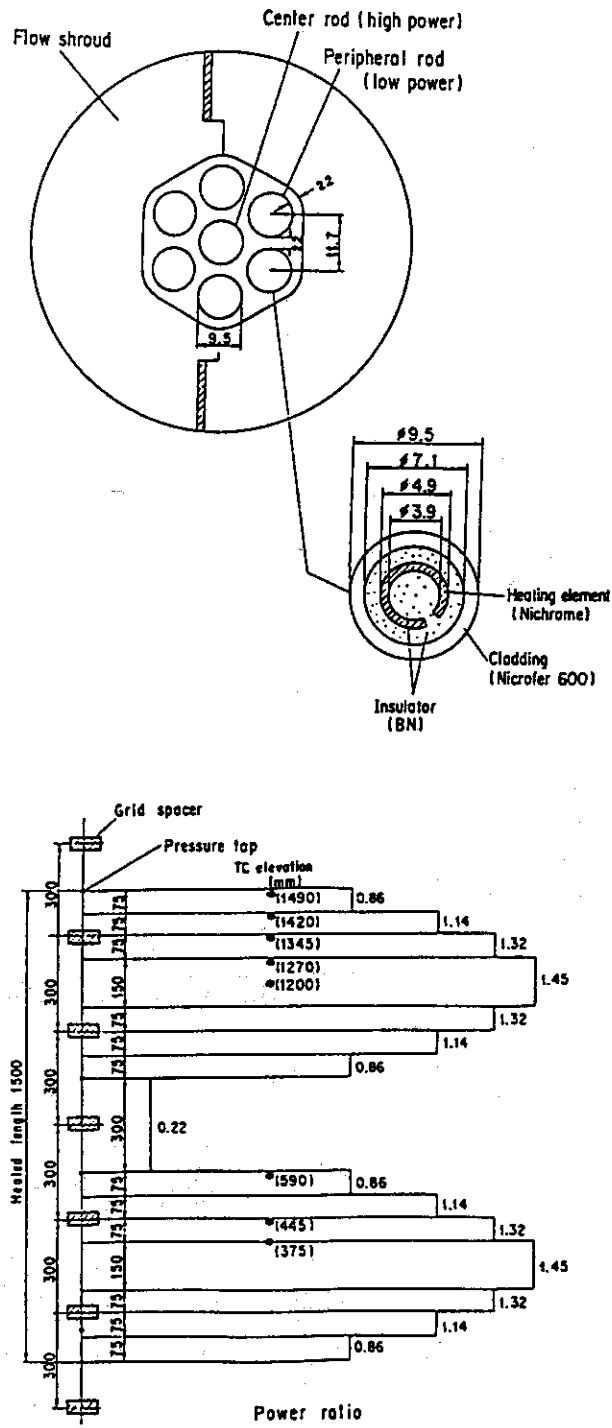
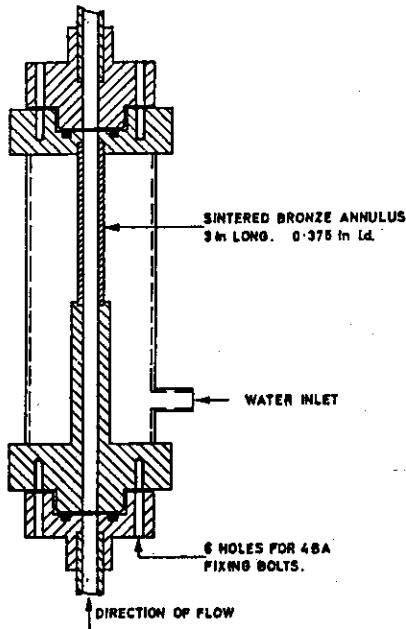
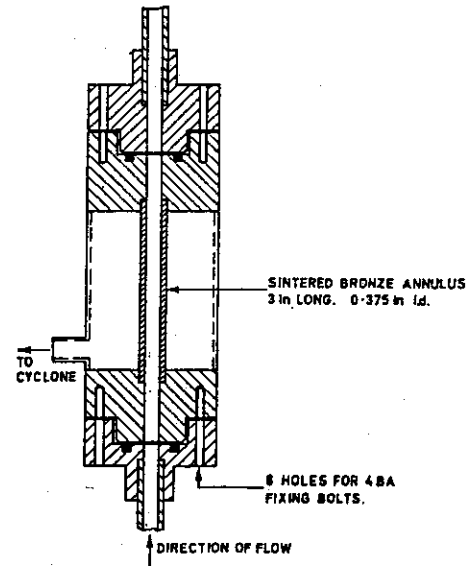


Fig. 2.4 限界熱流束テスト部

— 原研の実験<sup>(4)</sup> —

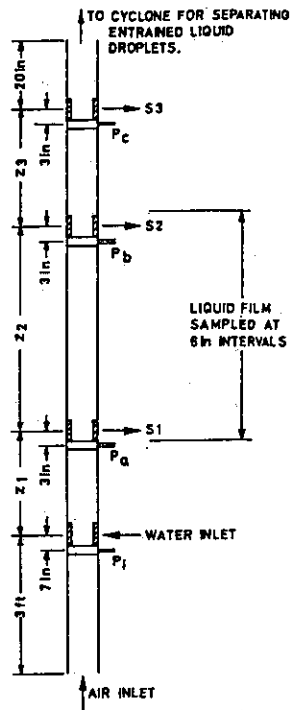


LIQUID INJECTION UNIT  
FIGURE 1. A.E.R.E. R.4926



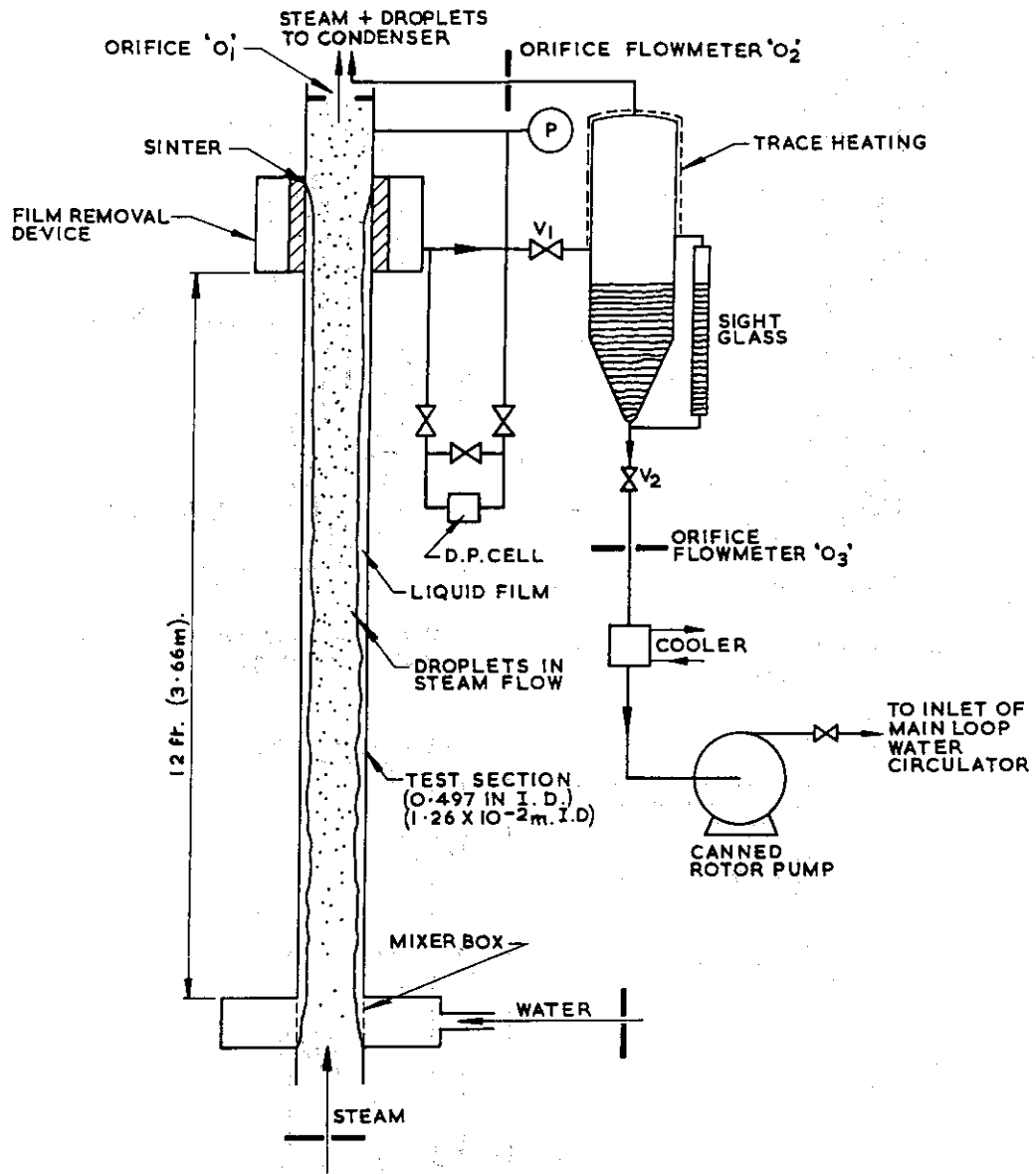
LIQUID FILM REMOVAL UNIT.  
FIGURE 2. A.E.R.E. R.4926

- $z_1$  = EQUILIBRIUM SECTION
- $z_2$  = INTERCHANGE SECTION
- $z_3$  = DEPOSITION SECTION
- $S_1$
- $S_2$  = LIQUID FILM SUCK OFF
- $S_3$
- $P_1$
- $P_c$  = PRESSURE TAPPINGS
- $P_b$
- $P_a$



TEST SECTION FOR INTERCHANGE AND DEPOSITION EXPERIMENTS.  
FIGURE 3. A.E.R.E. R.4926

Fig. 2.5 液滴発生・付着（低圧空気-水）テスト部  
— Cousins らの実験<sup>(6)</sup> —



A.E.R.E. R6293, FIG. 1. FLOW DIAGRAM OF EQUIPMENT.

Fig. 2.6 液滴発生・付着（高圧蒸気-水）テスト部  
— Keays らの実験<sup>(5)</sup> —

### 3. ベンチマーク計算結果

#### 3.1 問題1-①：2チャンネル混合(单相流)の計算結果

##### 3.1.1 A機関の計算結果

使用コード：COBRA-TF

- (1) 解析に用いたノーディングをFig. 3.1.1(1)に示す。本解析体系では、温度計測開始点より上方の1250mmの区間のみをモデル化し、テスト部下端の250mmの区間は無視した。従って、温度計測開始点( $z=0$ )で、流速と温度を入口境界条件として与えた。ノード長は、50mm (1.9685in)である。
- (2) 計算に当たっては、実験で得られた乱流混合係数 $\beta$ を用いた。即ち、ギャップ1.5mmの場合には、 $\beta=0.0118$ を用い、ギャップ3.0mmの場合には、 $\beta=0.0042$ を用いた。計算には、差圧による混合が含まれている。実験条件での計算の他、乱流混合係数 $\beta$ をパラメータとした感度解析計算を実施して、結果を比較した。ここで用いた $\beta$ は、0.0042と0.0118である。Fig. 3.1.1(2), 3.1.1(3)に解析結果を示す。
- (3) 乱流混合量 $w' (= \beta \cdot G \cdot s)$ は、高さ方向に一定でギャップ1.5および3.0mmの場合に対して、各々 $6.625 \times 10^{-3}$ および $4.709 \times 10^{-3}$ (lb/ft $\cdot$ s)であった。また、差圧混合量は、低温側(ch. 2)から高温側(Ch. 1)への方向を正方向として、各々 $9.78 \times 10^{-4} \sim 6.62 \times 10^{-5}$ および $1.17 \times 10^{-3} \sim -4.64 \times 10^{-5}$ (lb/ft $\cdot$ s)であった。
- (4) まとめ  
乱流混合係数 $\beta$ を適切に与えれば、実験結果を旨く予測できるが、この値に対する感度が大きいため、未知の体系に対する解析に於いては、この値の適切な設定が一般的には困難であると考えられる。より一般性のあるモデルに変更する必要がある。

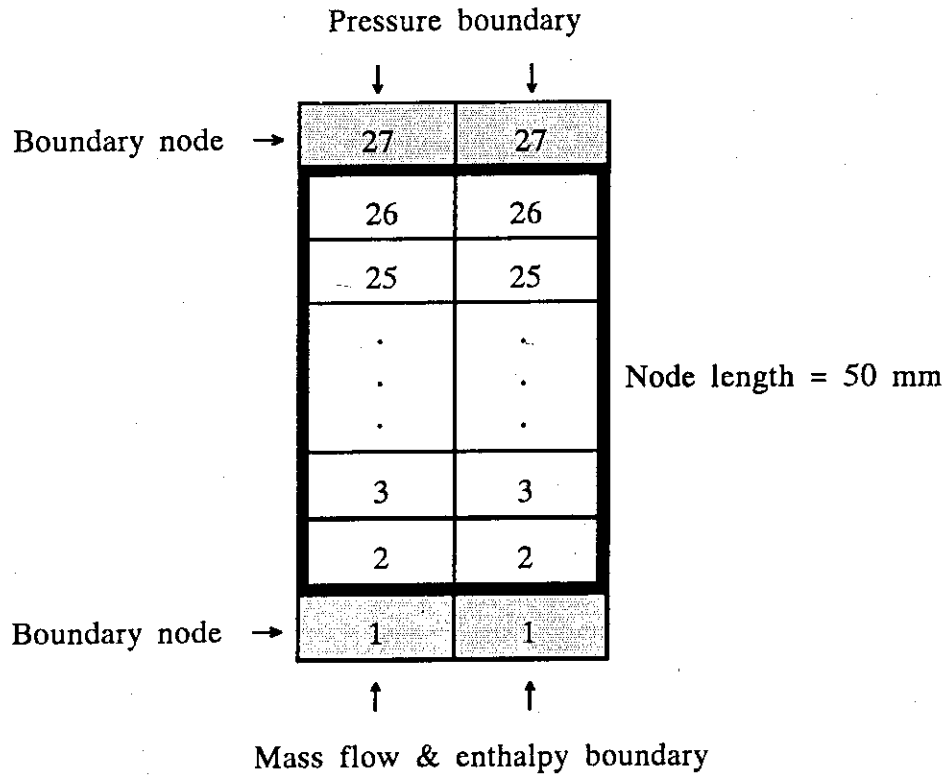


Fig. 3.1.1(1) 2チャンネル混合（单相流）解析ノーディングモデル  
（A機関）

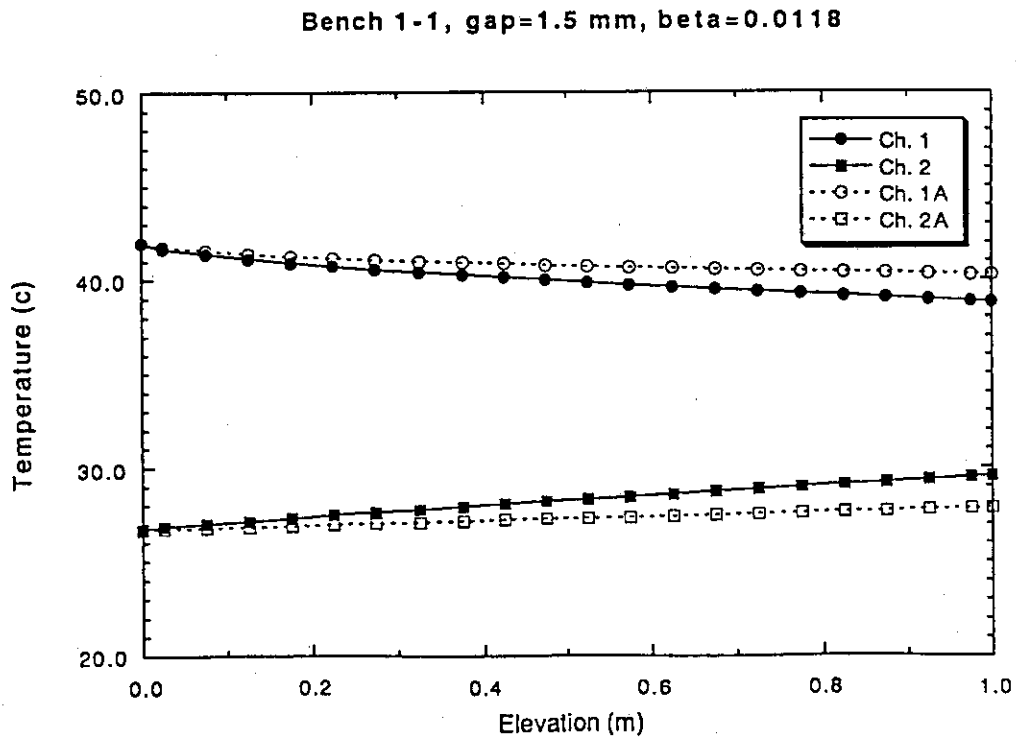
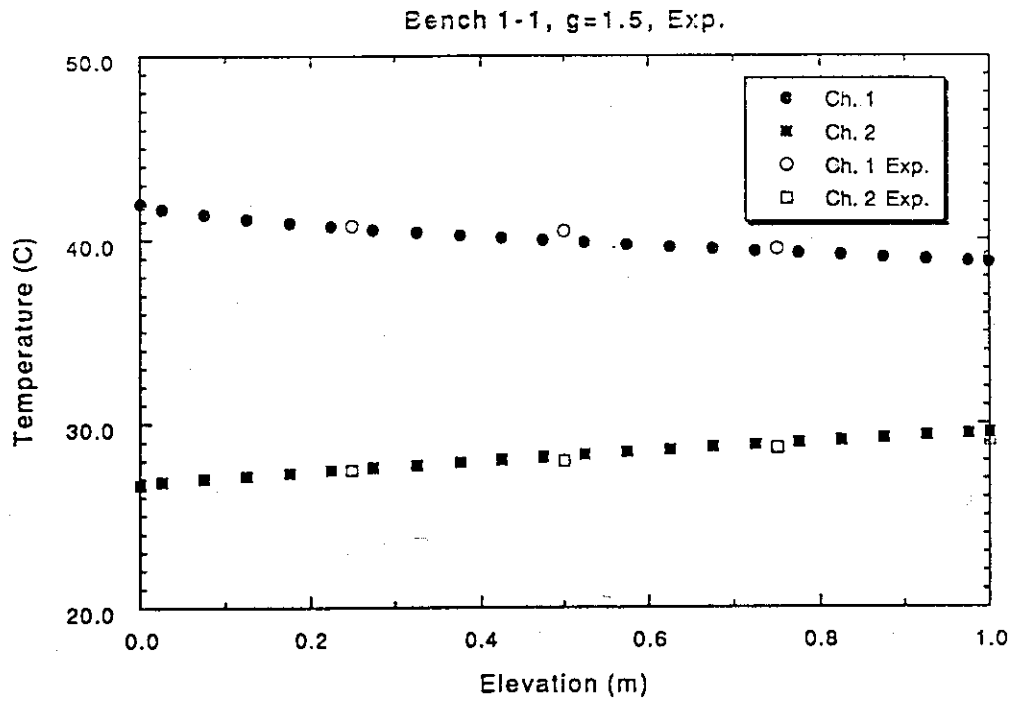


Fig. 3. 1. 1(2) 2チャンネル混合 (単相流) 計算結果 (ギャップ1.5mm)

— A機関 —

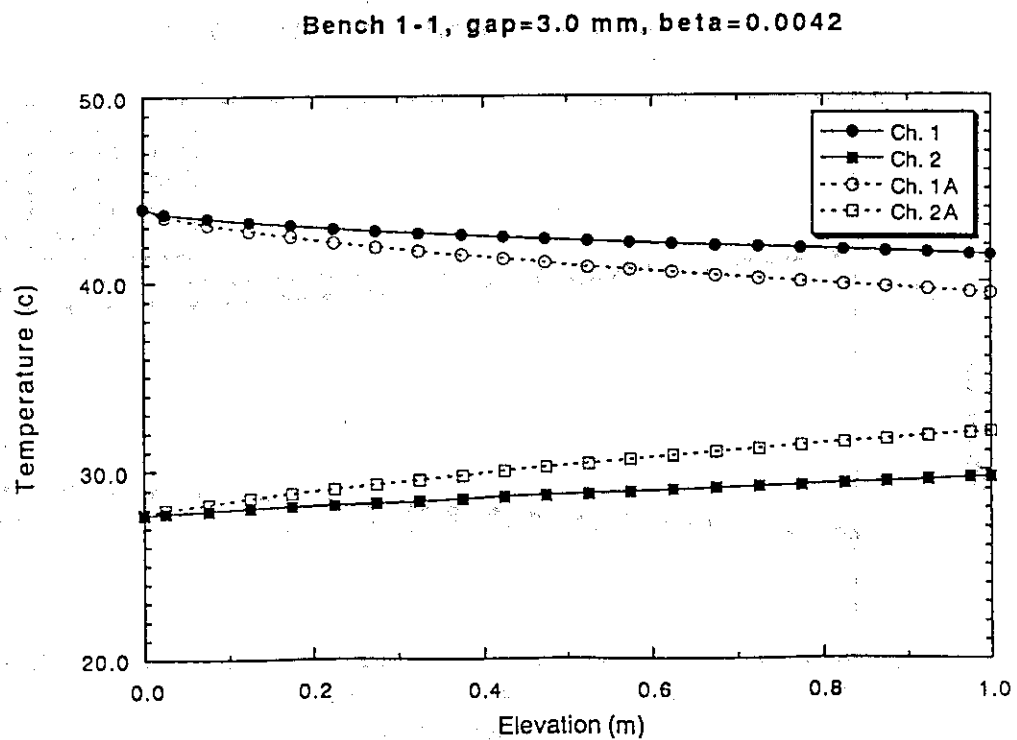
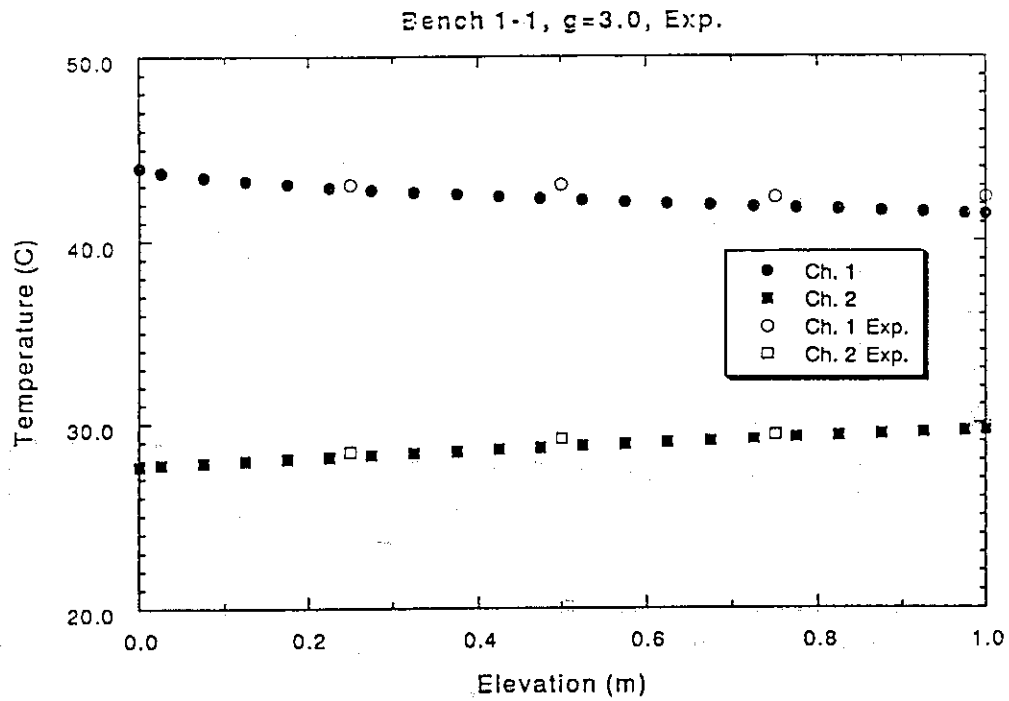


Fig. 3. 1. 1(3) 2チャンネル混合(単相流)計算結果(ギャップ3.0mm)

— A機関 —

## 3.1.2 B機関の計算結果

## 1. 使用計算コード THERMIT-2

## 2. 解析条件

・圧力	大気圧	
	ケース1	ケース2
・燃料棒間隔(mm)	1.5	3.0
・入口温度(°C)	26.7/42.0	27.7/44.0
・入口流速(m/s)	0.558	0.565

## 3. 実験との比較

- (1) 流動方向温度分布 燃料棒間隔 1.5mm . . . Fig. 3.1.2(1)  
3.0mm . . . Fig. 3.1.2(2)

## (2) 乱流混合量(W')

	ケース1	ケース2	(単位 kg/m-h)
THERMIT-2	97.8	81.9	(流動方向平均値)
実験	34.1	24.1	
実験/THERMIT-2	0.35	0.29	

ここで、実験の乱流混合量は下式から計算した。

$$W' = \frac{m_A}{2Z} \ln \frac{T_{Ai} - T_{Bi}}{T_{Ao} - T_{Bo}}$$

また、THERMIT-2はRogers and Rosehartモデルによる单相乱流速度  $\epsilon/\ell$  を用いており、乱流混合量は  $(\epsilon/\ell)\rho S$  で定義される。

$$\frac{\epsilon}{\ell} = \frac{0.0058}{2} \left( \frac{S}{Dr} \right)^{-1.46} Re^{-0.1} \left( 1 + \left( \frac{D_{hB}}{D_{hA}} \right)^{1.5} \right) \frac{D_{hA}}{Dr} \frac{G_A}{\rho}$$

この乱流混合モデルに、実験/THERMIT-2の比をかけた時の流動方向温度分布をFig. 3.1.2(1), 3.1.2(2)に点線で示す。

〔記号〕 m : 質量流量, Z : 評価区間長, T : 温度, S : 燃料棒間隔,  $D_h$  : 等価直径  
G : 質量流束, Dr : 燃料棒直径, Re : レイノルズ数,  $\alpha$  : ボイド率  
添字 A, B : チャンネル, i : 入口, o : 出口



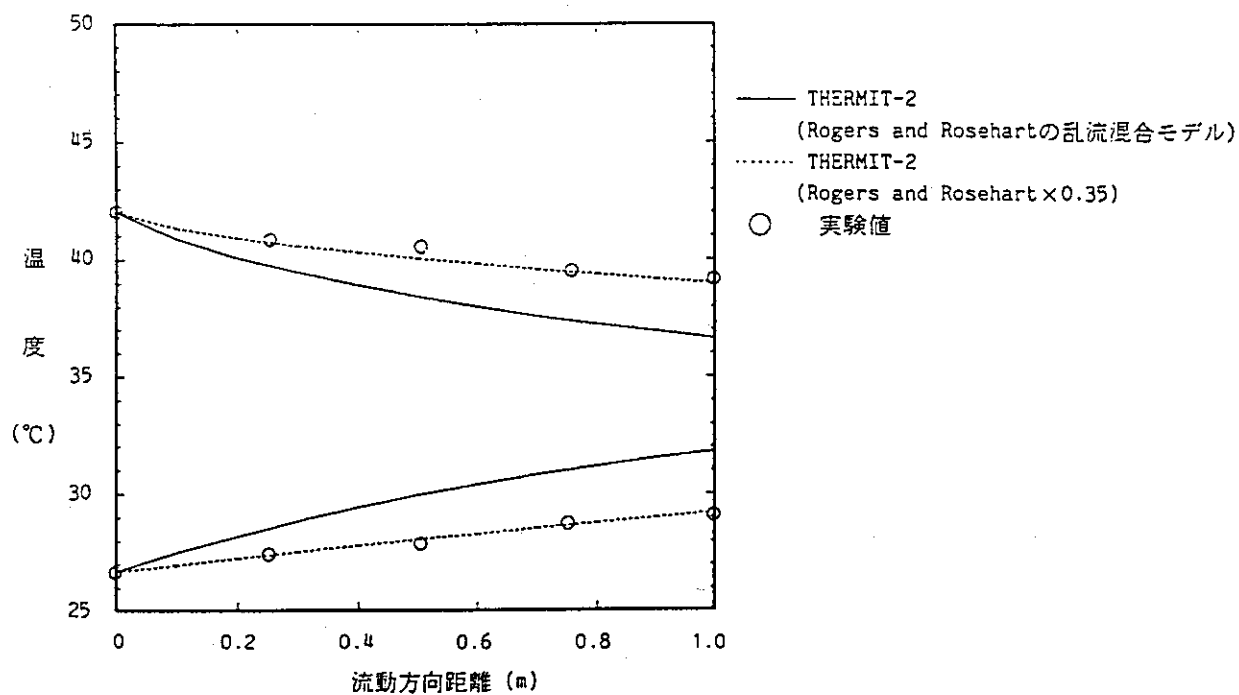


Fig. 3.1.1(1) 2チャンネル混合 (单相流) 計算結果 (ギャップ1.5mm)  
— B機関 —

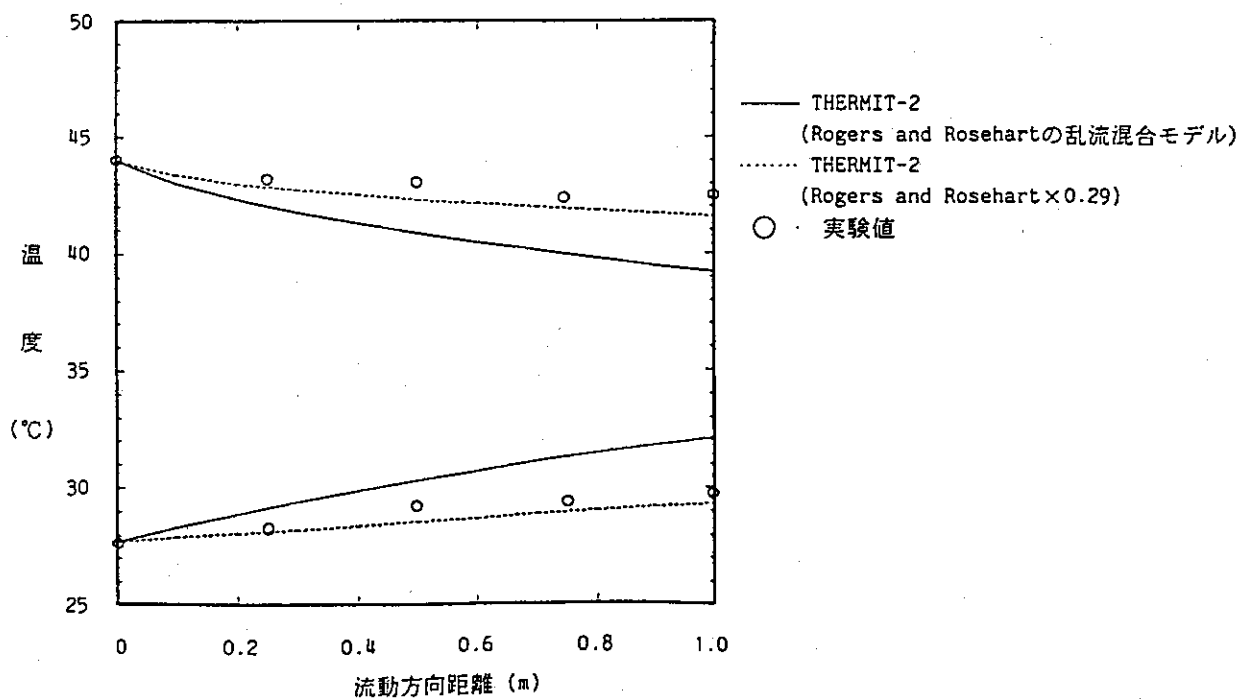


Fig. 3.1.1(2) 2チャンネル混合 (单相流) 計算結果 (ギャップ3.0mm)  
— B機関 —

## 3.1.3 C機関の計算結果

## (1) 解析条件

	ケース1	ケース2
ロッド間ギャップ	1.5mm	3.0mm
入口流速	0.56m/s	0.56m/s
平均入口温度		
低温側	26.7°C	27.7°C
高温側	42.0°C	44.0°C

## (2) 解析コード

3次元ドリフトフラックス・サブチャンネルコード「MIDAC」を使用した。

## (3) 乱流混合モデル

解析は以下の3つの乱流混合モデルを用いて実施した。

- ・モデル1：乱流混合係数を一定値として与えるモデル(注1)
- ・モデル2：Rodgers/Rosehartのモデル
- ・モデル3：Rowe/Angleのモデル

## (4) 解析結果

2つの流路の流体平均温度の軸方向分布の測定値と計算値の比較を各ケースについてFig. 3.1.3(1), 3.1.3(2)に示す。また乱流混合量の比較をTable 3.1に示す。

当然のことながら実験で得られた乱流混合係数を用いたモデル1は実験値と良く一致している。

Rodgers/Rosehart(モデル2)はRowe/Angle(モデル3)に比較して過大な混合量を与え、実験値との一致も悪い。これは今回の評価で単純形状に対する定数ではなく管群形状に対するそれを使用したことによる。

参考のためレイノルズ数をパラメータとした乱流混合量の実験値と、各モデルによる予測値との比較をFig. 3.1.3(3)に示す。Rodgers/Rosehartの正方配列の単純形状に対するモデルはレイノルズ数依存性も含めデータと全体的によく一致している。Rowe/Angleのモデルは実験データの上限值を与えている。いずれのモデルでも実験でみられる乱流混合量のギャップ幅への依存性は表現されていない。

(注1) 実験より得られた値としてケース1は.0118、ケース2は.0042を使用した。

Table 3.1 乱流混合量の比較

— C機関 —

W' (kg/s·m)

	ケース1	ケース2
実験値	$9.6 \times 10^{-3}$	$6.7 \times 10^{-3}$
解析値 (モデル1)	$9.9 \times 10^{-3}$	$7.0 \times 10^{-3}$
解析値 (モデル2)	$27.0 \times 10^{-3}$	$22.5 \times 10^{-3}$
解析値 (モデル3)	$9.6 \times 10^{-3}$	$11.0 \times 10^{-3}$

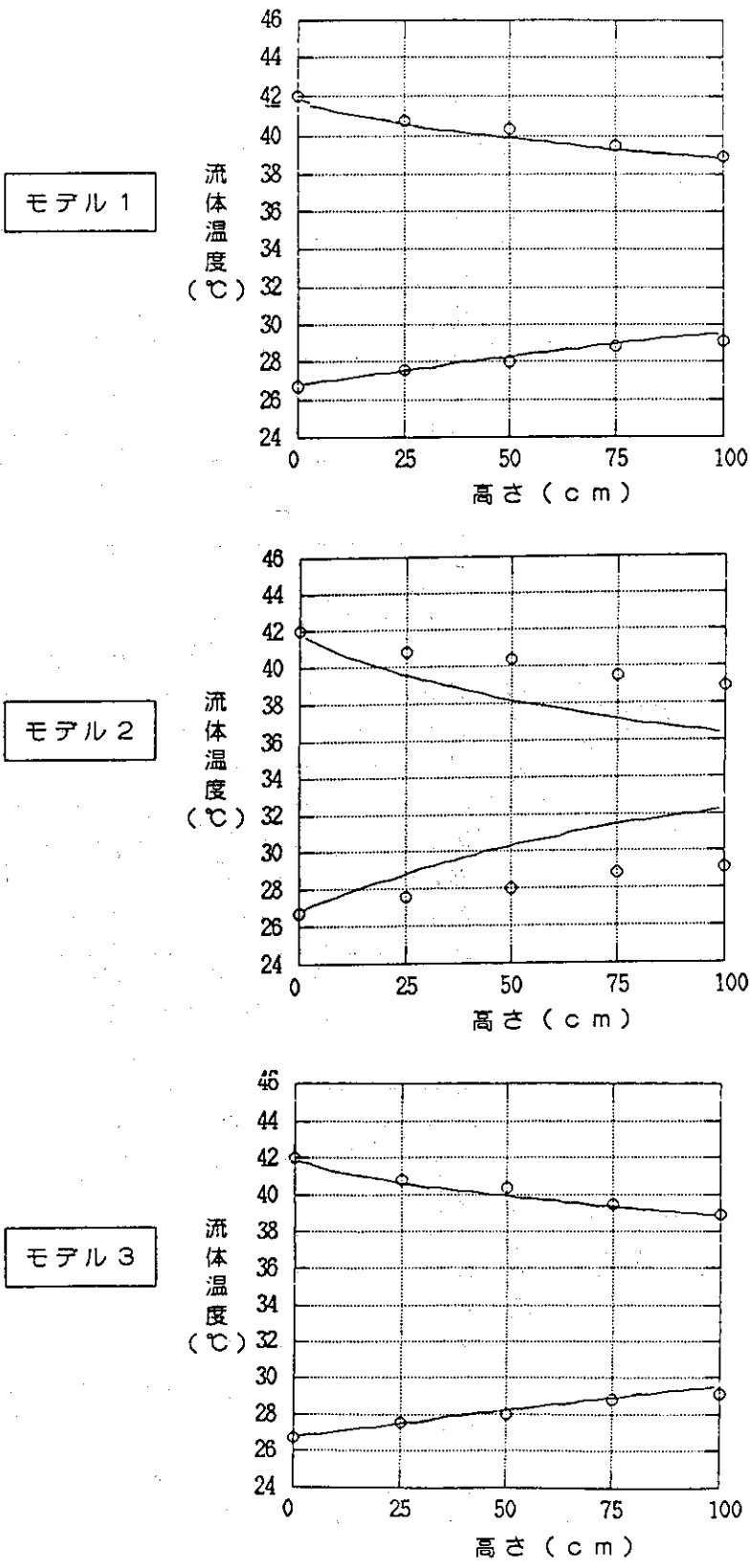


Fig. 3.1.3(1) 2チャンネル混合 (単相流) 計算結果 (ギャップ1.5mm)

— C機関 —

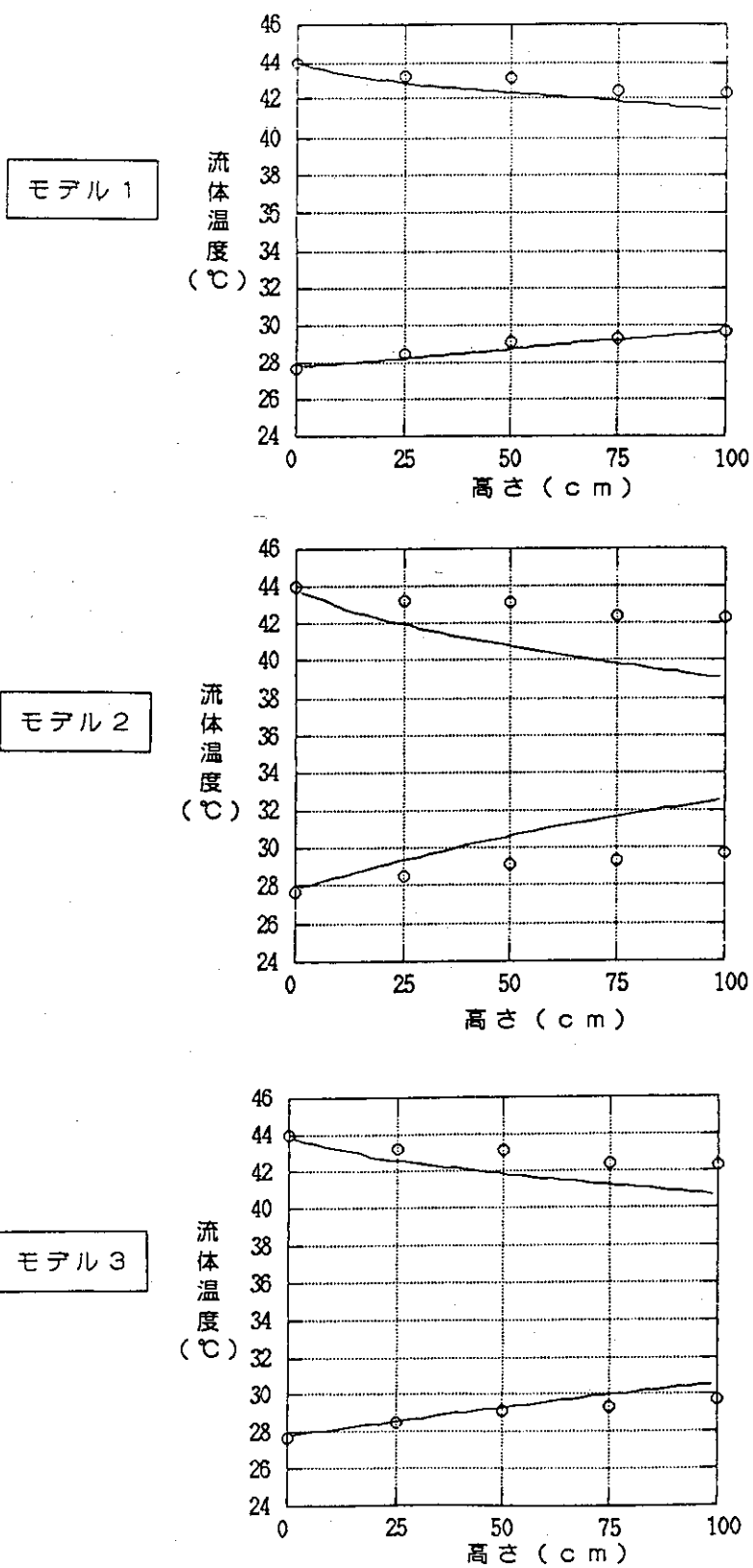


Fig. 3. 1. 3(2) 2チャンネル混合 (单相流) 計算結果 (ギャップ3.0mm)

— C機関 —

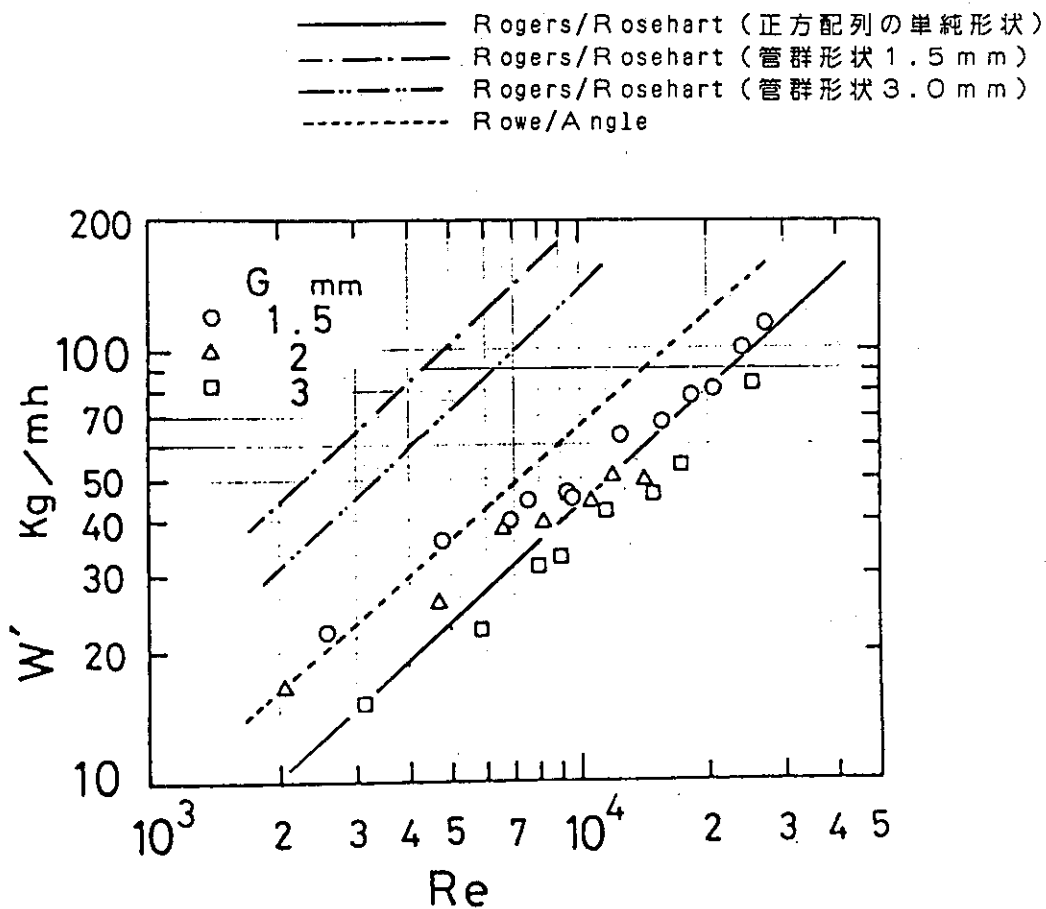


Fig. 3.1.3(3) 2チャンネル混合(単相流)の混合量の比較

— C機関 —

## 3.2 問題1-②：2チャンネル混合(二相流)の計算結果

## 3.2.1 C機関の計算結果

(1) 解析条件(佐藤らの実験)<sup>(2)</sup>

## ・流路形状

流路直径 20・16mm(ch.1・2)

流路間ギャップ 1.0mm

## ・流路条件

	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4
$J_L$ m/s	1.5	1.0	1.0	0.5
$J_G$ m/s	4.0	3.0	3.0	2.0
$Q_{gl}^*(0)$	0.5	0.5	0.2	0.5

## (2) 解析コード

3次元ドリフトフラックス・サブチャンネルコード「MIDAC」を使用した。

## (3) 解析モデル

解析に使用した主な構成モデルを以下に示す。

## ・サブチャンネル間輸送モデル

今回の解析では「THERMIT-2」で使用している以下のモデルを用いた。

- a. 单相乱流混合係数 : Rogers/Rosehart
- b. 二相増倍係数 : Beus
- c. 二相増倍係数の遷移点 : Wallis(スラグ流から環状流への遷移点)
- d. ボイドドリフト : Lahey(注2)

## ・二相圧損増倍係数 : Chisholmの式

## ・ドリフトフラックス相関式

- a. 軸方向 : Ishii
- b. 径方向 : TRAC-PIAの水平管に対するモデル

## (4) 解析結果

各ケースにつき以下のパラメータの軸方向変化をFig. 3.2.1(1)~(4)に示す。

- ・サブチャンネル1の空気および水の流量割合の実験データとの比較
- ・各サブチャンネルのボイド率の計算値
- ・サブチャンネル間の総括した全流体および気体の移動量

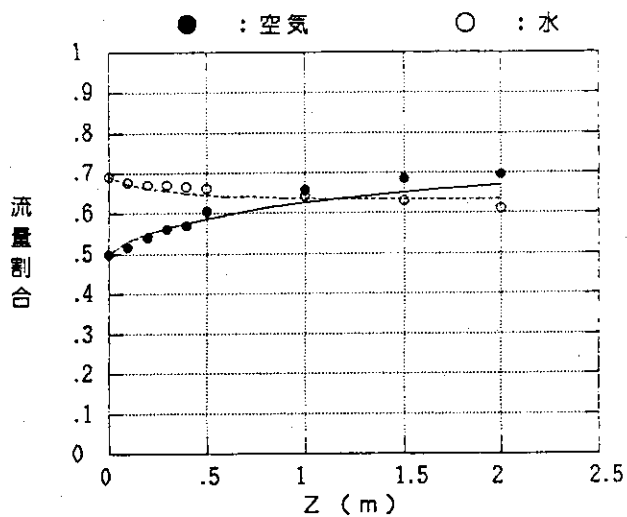
サブチャンネルの空気および水の流量割合については水が高流量の場合には比較的よく一致している。しかしながら低流量条件ではボイドの移動量が小さく実験データとの差が大きくなっている。

---

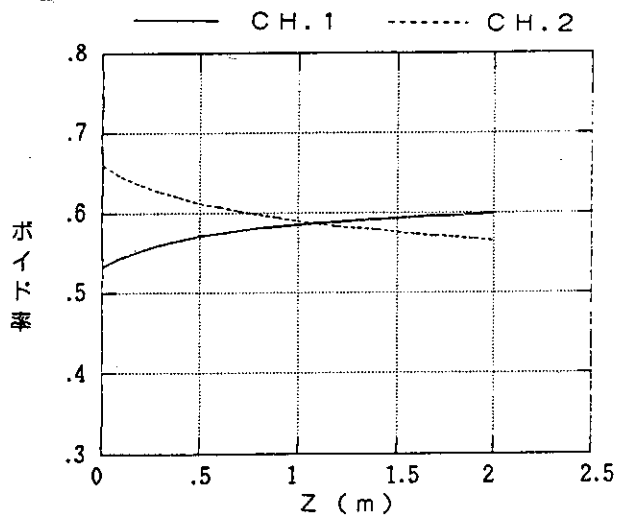
(注2) 「THERMIT-2」を使用したGE等の管群実験データ評価結果を参考に「THERMIT-2」と同一の定義式で $K_{\text{eff}}=1.4$ 、 $\theta_{\text{eff}}=5.0$ を使用した。



サブチャンネル.1の  
流量割合



ボイド率



チャンネル間総括  
移動量

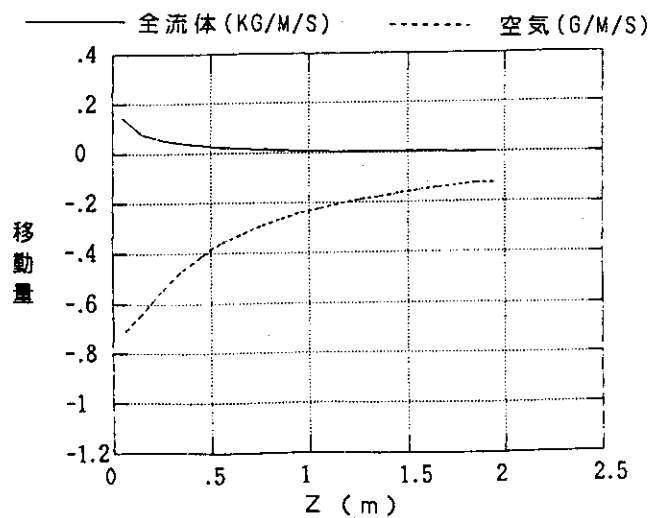
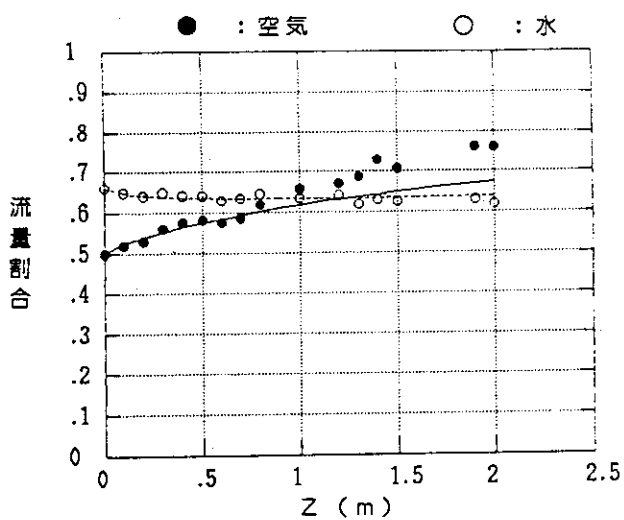


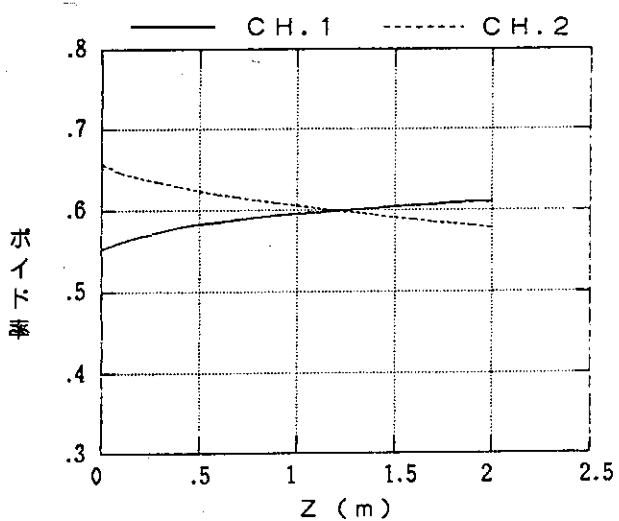
Fig. 3.2.1(1) 2チャンネル混合 (二相流) 計算結果 (ケース1)

— C機関 —

サブチャンネル.1の  
流量割合



ボイド率



チャンネル間総括  
移動量

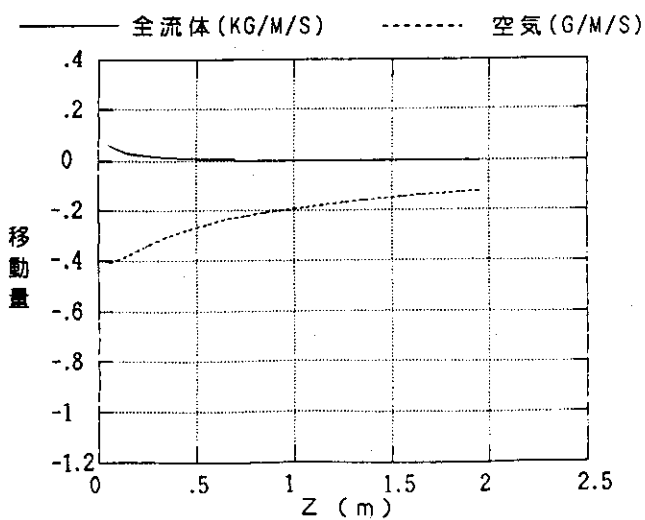
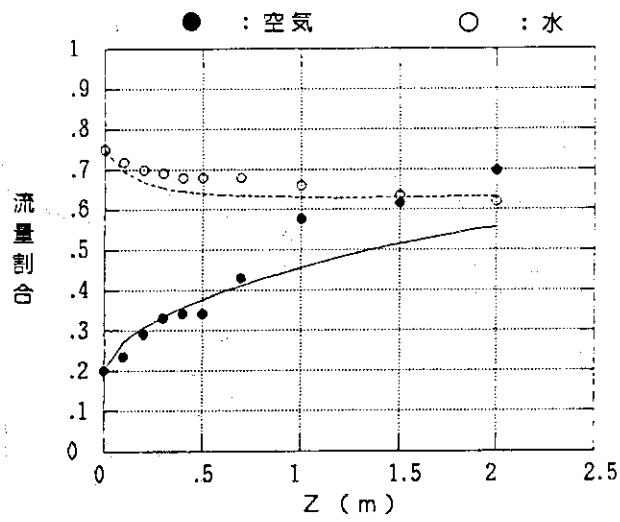


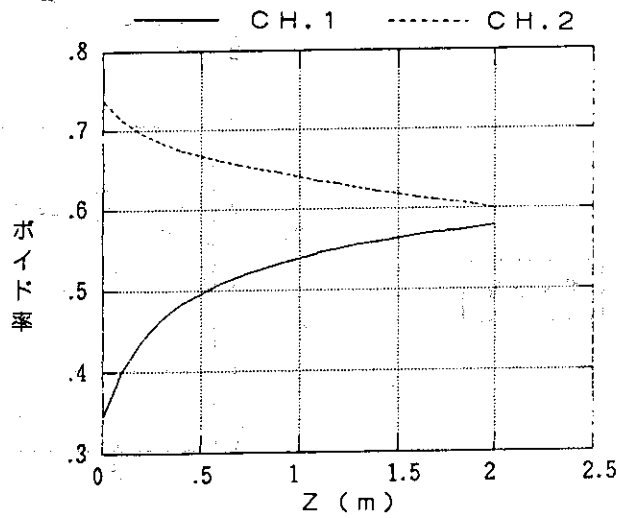
Fig. 3. 2. 1(2) 2チャンネル混合 (二相流) 計算結果 (ケース2)

— C機関 —

サブチャンネル.1の  
流量割合



ボイド率



サブチャンネル間総括  
移動量

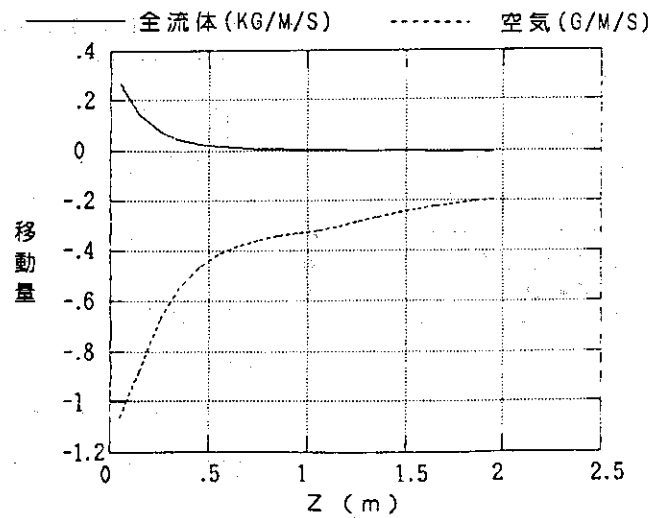
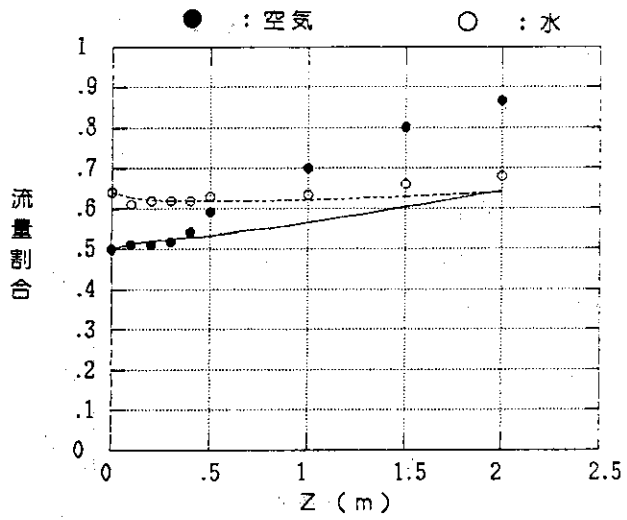


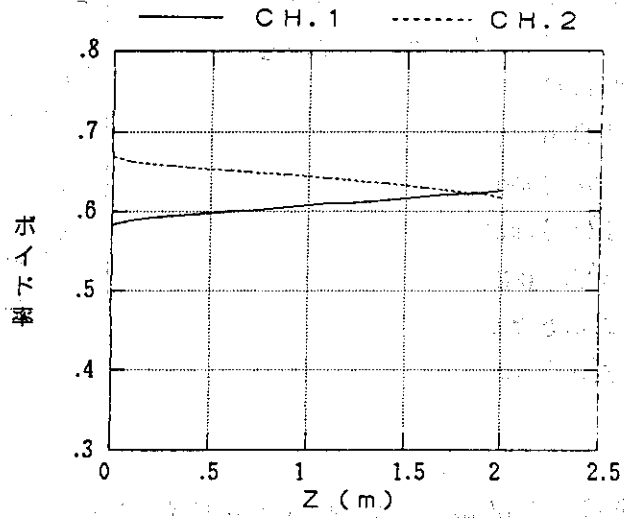
Fig. 3. 2. 1(3) 2チャンネル混合 (二相流) 計算結果 (ケース3)

— C機関 —

チャンネル.1の  
流量割合



ボイド率



チャンネル間総括  
移動量

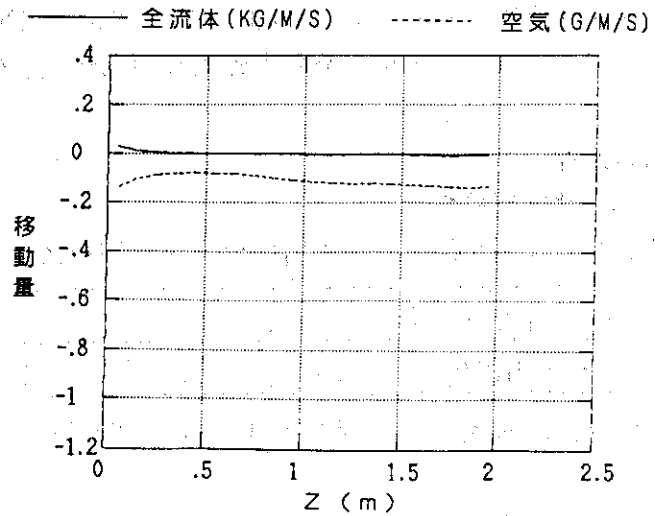


Fig. 3.2.1(4) 2チャンネル混合 (二相流) 計算結果 (ケース4)

— C機関 —

3.3 問題2：多チャンネル混合の計算結果

3.3.1 B機関の計算結果

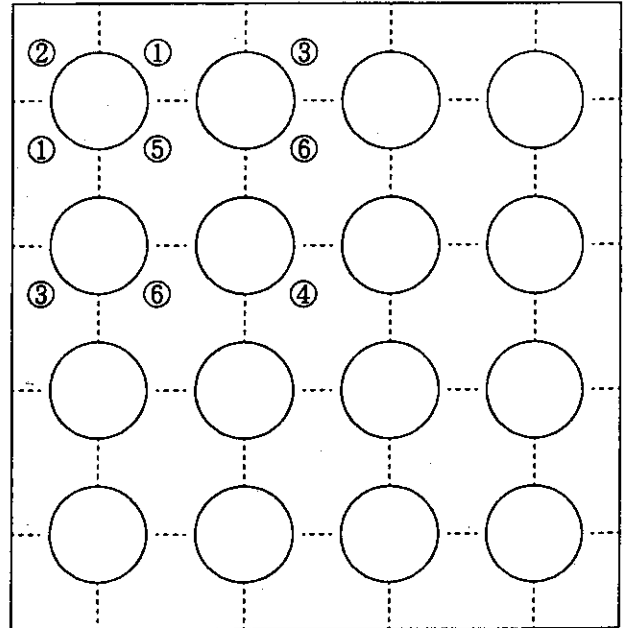
(1) 使用コードTHERMIT-2

過渡時の沸騰遷移判定にはEPRI-ColumbiaのCHF相関式を用いる。

(2) 形状

(a) 断面

- ・ ロッド径 15.0mm
- ・ ロッドピッチ 19.4mm
- ・ ロッド中心一壁面間 10.87mm
- ・ 流路面積
  - ① 123.61mm<sup>2</sup>
  - ② 52.85mm<sup>2</sup>
  - ③ 123.61mm<sup>2</sup>
  - ④ 203.54mm<sup>2</sup>
  - ⑤ 203.54mm<sup>2</sup>
  - ⑥ 203.54mm<sup>2</sup>



サブチャンネル分割

(b) 高さ

- ・ 発熱長 3660mm (40分割, 1ノード 91.5mm)
- ・ スペーサ位置 300, 800, 1300, 1800, 2300, 2800, 3300mm (発熱下端より)  
(最上部が発熱上端より 360mm上流側, スペーサ間隔 500mm)

(3) 熱水力条件

(a) スペーサ圧損係数

サブチャンネル毎に下の圧損係数(局所圧損係数)を使用

サブチャンネル番号	①	②	③	④	⑤	⑥
スペーサ圧損係数	1.036	1.311	1.031	0.651	0.709	0.652

Re依存性は考慮しない(測定結果ではほぼRe<sup>-0.1</sup>の依存性がある)

(b) 摩擦圧損係数

下記の測定結果(ULRYCHの補正後の値)をフィッティングして $f_1=0.4405Re^{-0.25}$ を用いる

Re	$8.71 \times 10^4$	$14.23 \times 10^4$	$19.31 \times 10^4$
f <sub>1</sub>	0.02564	0.02268	0.02101

## (c) 発熱分布

- ・軸方向 一様
- ・径方向 一様

## (4) 解析ケースの試験条件

ケース		1	2	3
	RUN NO	138.4	122.1	124.7
圧力	(bar)	70.07	70.11	70.19
流量	(kg/s)	5.061	5.026	4.839
入口エンタルピ	(kJ/kg)	1120.5	1197.9	1141.5
出口	(kJ/s)	982.3	1291.6	1937.3

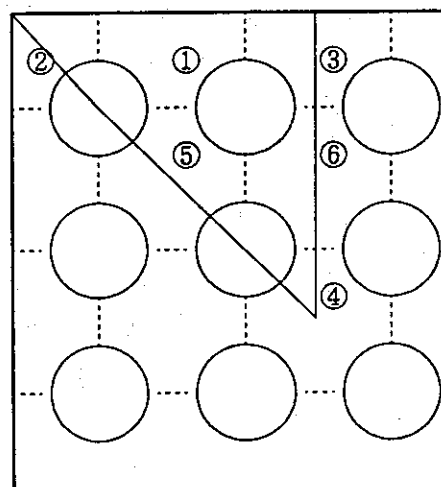
この他に、RUN124.7を初期条件として、沸騰遷移が発生するまで $100\text{kg}/\text{m}^2\text{-s}$ の割合で流量を低下させる解析を行う。

## (5) 解析結果

## (a) 定常時の出口質量流量, 出口クオリティ, 出口エンタルピ分布の測定値との比較

右図のサブチャンネル番号に対応する出口質量流量, 出口クオリティ, 出口エンタルピ分布の計算値と測定値の比較をTable 3.3.1及びFig. 3.3.1(1)に示す。ここで、断面方向出力分布が一様なので1/8対称で表せる。

また、参考のため、各解析ケースの出口質量流束, 出口クオリティ, 出口エンタルピのサブチャンネル間分布の計算値と測定の比較をFig. 3.3.1 (2)~(4)に示す。ここで、出口質量流量の分布は、質量流束の相対値分布で表している。



サブチャンネル分割

## (b) 定常時のサブチャンネル間流体混合量

ケース3で、入口流量を $100\text{kg}/\text{m}^2\text{-s}$ で減少したときの、入口流量の変化及び最初にCHFRが1.0になる位置(サブチャンネル6に面する燃料棒の上端)のCHFRの変化をそれぞれFig. 3.3.1(5), (6)に示す。

(6) 解析に使用したモデルの概要

1. THERMIT-2のサブチャンネル間混合モデル

・蒸気相

$$W_{v\#j} = \frac{\epsilon}{l} \theta \left[ (\alpha \rho_v)_i - (\alpha \rho_v)_j - K (\alpha \rho_v)_{EQ} \frac{G_i - G_j}{G_i + G_j} \right]$$

・液相

$$W_{l\#j} = \frac{\epsilon}{l} \theta \left\{ [(1 - \alpha) \rho_l]_i - [(1 - \alpha) \rho_l]_j + K (\alpha \rho_l)_{EQ} \frac{G_i - G_j}{G_i + G_j} \right\}$$

ここで、

$$\begin{aligned} (\alpha \rho_v)_{EQ} &= (\alpha \rho_v)_i + (\alpha \rho_v)_j \\ (\alpha \rho_l)_{EQ} &= (\alpha \rho_l)_i + (\alpha \rho_l)_j \end{aligned}$$

K=1.4

$$\frac{\epsilon}{l} = \frac{0.0058}{2} \left( \frac{S}{Dr} \right)^{-1.46} Re^{-0.1} \left[ 1 + \left( \frac{Dh_B}{Dh_A} \right)^{1.5} \right] \frac{Dh_A}{Dr} \frac{G_A}{\rho}$$

(Rogers and Rosehartモデル)

$\theta$ : Beusの二相係数

$$\theta = \begin{cases} 1 + 4x/x_M & x \leq x_M \\ 1 + 4(x_M - x_0)/(x - x_0) & x > x_M \end{cases}$$

$$x_M = \frac{0.4 \{ \rho_l (\rho_l - \rho_v) g D \}^{1/2} / G + 0.6}{(\rho_l / \rho_v)^{1/2} + 0.6}$$

2. CHF相関式(EPRI-COLUMBIA相関式)

$$q_c'' = \frac{A - x_{in}}{C \cdot F_g + \frac{x_{loc} - x_{in}}{q_{loc}''}}$$

ここで、

$$A = P_1 P_r^{P_2} G^{(P_5 + P_7 P_r)}$$

$$C = P_3 P_r^{P_4} G^{(P_6 + P_8 P_r)}$$

$F_g = 1.3 - 0.3 C_g$  ( $C_g$ はスペーサ局所圧損係数)

$P_1 = 0.5328$ ,  $P_2 = 0.1212$ ,  $P_3 = 1.6151$ ,  $P_4 = 1.4066$ ,  
 $P_5 = -0.3040$ ,  $P_6 = 0.4843$ ,  $P_7 = -0.3285$ ,  $P_8 = -2.0749$

---

記号  $\epsilon/l$  : 单相乱流速度,  $\alpha$  : ボイド率,  $\rho$  : 密度,  $G$  : 質量流束,  $W$  : 質量流量,  
 $S$  : 燃料棒間隔,  $D_r$  : 燃料棒直径,  $D_h$  : 等価直径,  $Re$  : レイノルズ数,  
 $q''$  : 熱流束,  $x$  : クオリティ,  $P$  : 圧力  
 添字  $v$  : 蒸気相,  $l$  : 液相,  $A, B, i, j$  : チャンネル,  $loc$  : 局所的な値,  $in$  : 入口



Table 3.3.1 多チャンネル混合の計算結果 (定常時、B機関)

## ① 出口質量流量 (kg/s)

サブチャンネル番号	ケース1		ケース2		ケース3	
	解析値	測定値	解析値	測定値	解析値	測定値
①	0.161	0.177	0.167	0.174	0.159	0.166
②	0.056	0.056	0.063	0.052	0.061	0.049
③	0.165	—	0.169	—	0.162	—
④	0.331	0.296	0.309	0.342	0.299	0.340
⑤	0.313	0.302	0.302	0.299	0.294	0.292
⑥	0.323	—	0.306	—	0.297	—

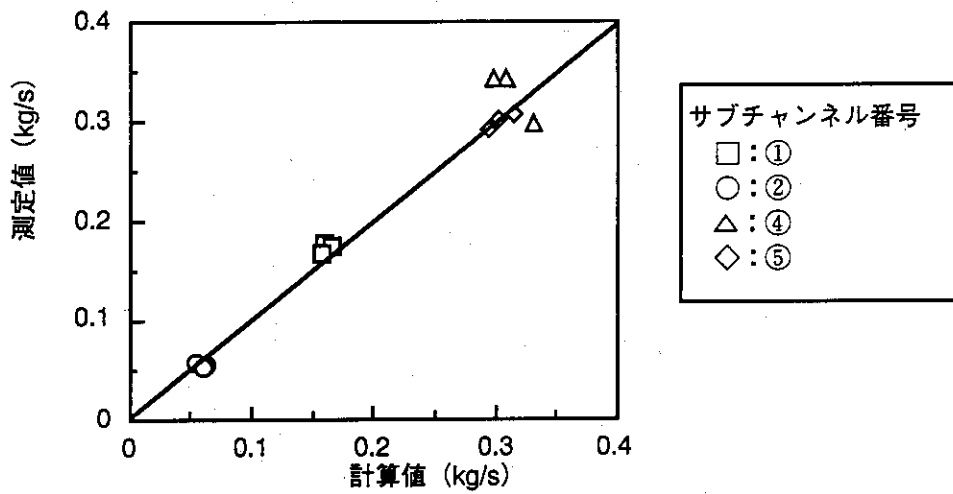
(—は測定値なし)

## ② 出口クオリティ (%)

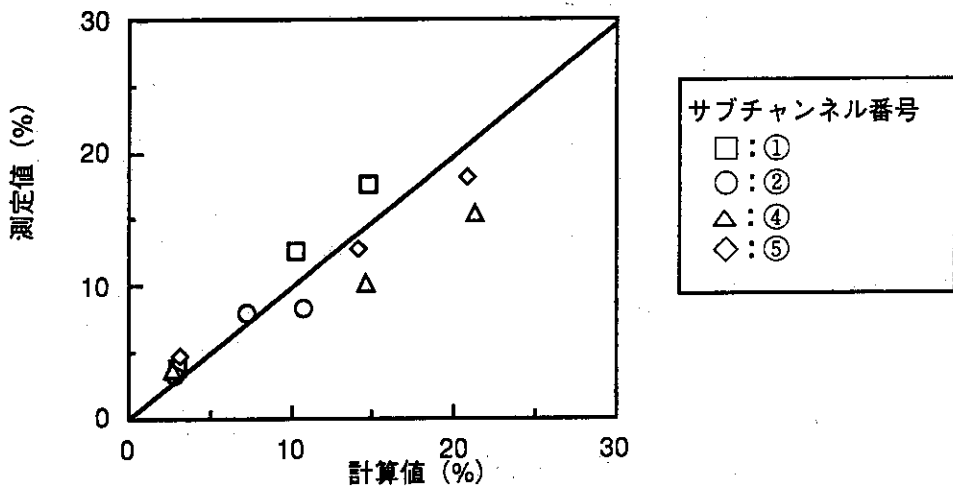
サブチャンネル番号	ケース1		ケース2		ケース3	
	解析値	測定値	解析値	測定値	解析値	測定値
①	3.1	3.77	10.4	12.64	14.8	17.75
②	2.9	3.16	7.4	7.83	10.8	8.24
③	2.9	—	10.6	—	15.0	—
④	2.8	3.65	14.7	10.24	21.4	15.42
⑤	3.3	4.59	14.1	12.71	20.9	18.18
⑥	3.0	—	14.5	—	21.4	—

## ③ 出口混合エンタルピ (kJ/kg)

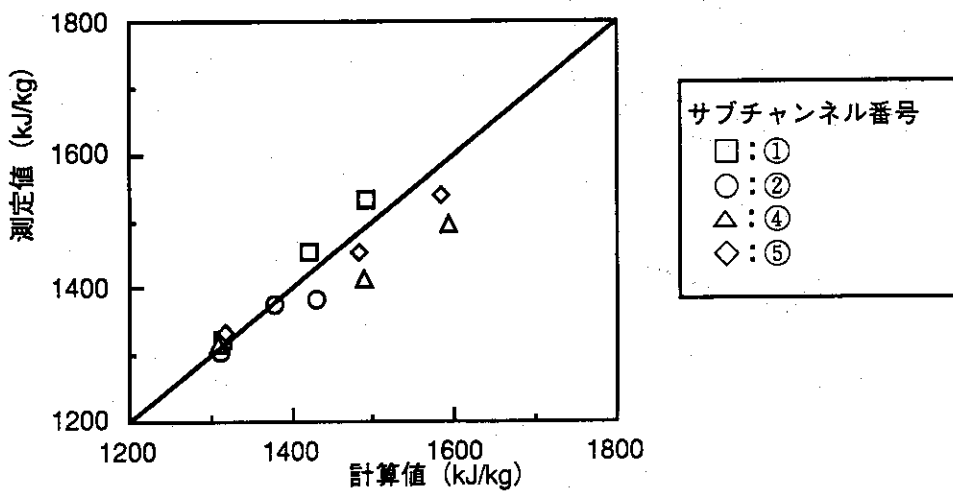
サブチャンネル番号	ケース1		ケース2		ケース3	
	解析値	測定値	解析値	測定値	解析値	測定値
①	1315.5	1318.0	1425.3	1452.0	1492.5	1530.2
②	1313.0	1303.1	1380.9	1373.8	1431.5	1382.0
③	1312.2	—	1428.1	—	1495.9	—
④	1310.9	1311.4	1490.3	1411.4	1592.3	1490.8
⑤	1318.3	1331.6	1481.1	1454.3	1584.6	1536.7
⑥	1313.7	—	1486.7	—	1591.7	—



(a) 出口質量流量の比較 (ケース1、2、3)

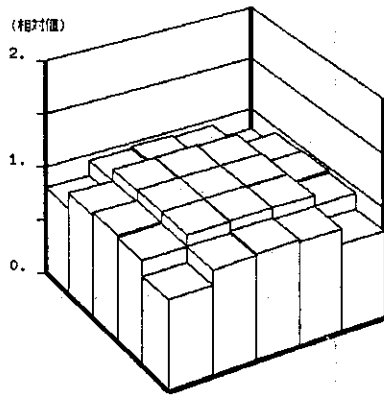


(b) 出口質量流束の比較 (ケース1、2、3)

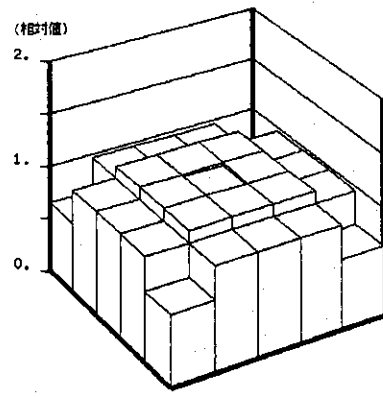


(c) 出口エンタルピの比較 (ケース1、2、3)

Fig. 3.3.1(1) 多チャンネル混合の計算結果 (定常時、B機関)

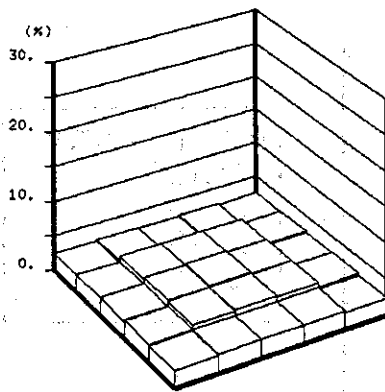


計算値

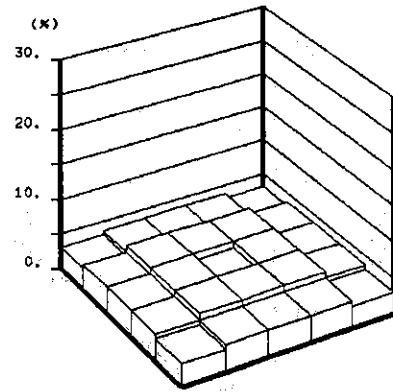


測定値

(a) 出口質量流束分布 (相対値) - ケース 1 -

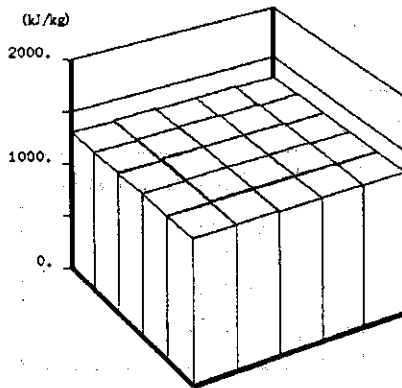


計算値

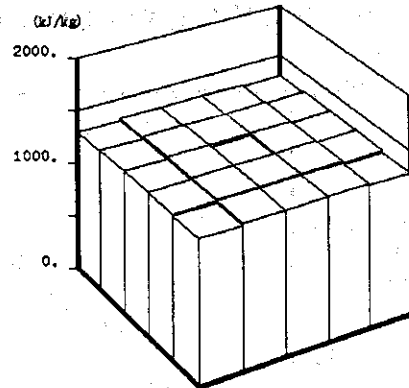


測定値

(b) 出口クオリティ分布 - ケース 1 -



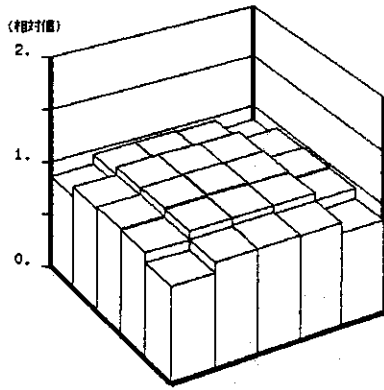
計算値



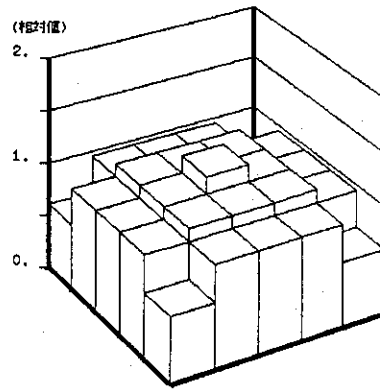
測定値

(c) 出口エンタルピ分布 - ケース 1 -

Fig. 3.3.1(2) 出口質量流束、出口クオリティ、出口エンタルピのサブチャンネル間分布の計算値と測定値の比較 (ケース 1)

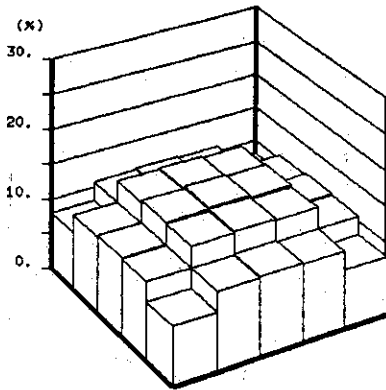


計算値

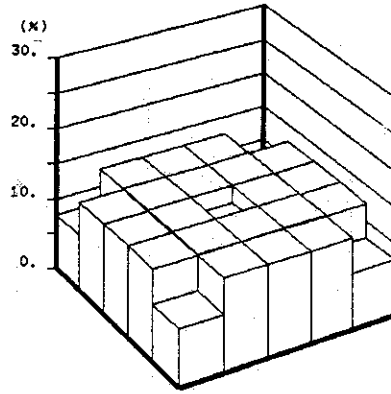


測定値

(a) 出口質量流束分布 (相対値) - ケース 2 -

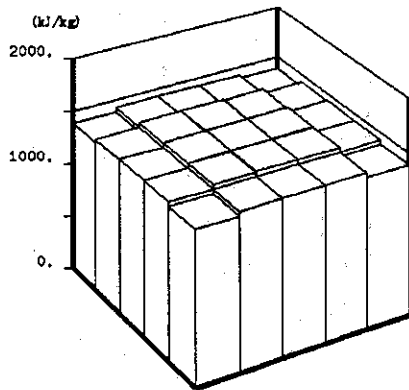


計算値

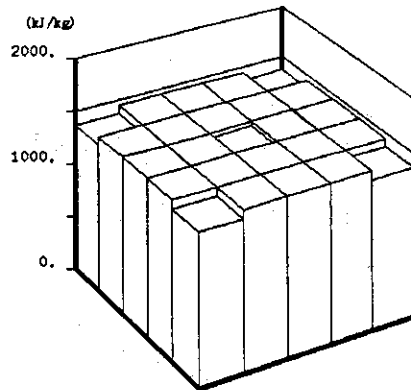


測定値

(b) 出口クオリティ分布 - ケース 2 -



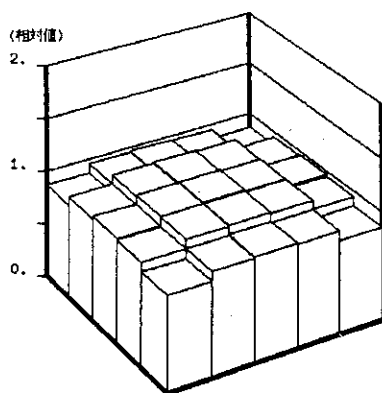
計算値



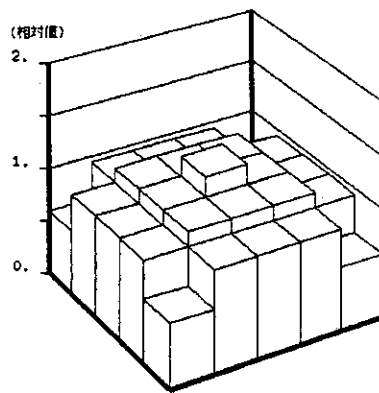
測定値

(c) 出口エンタルピ分布 - ケース 2 -

Fig. 3.3.1(3) 出口質量流束、出口クオリティ、出口エンタルピのサブチャンネル間分布の計算値と測定値の比較 (ケース 2)

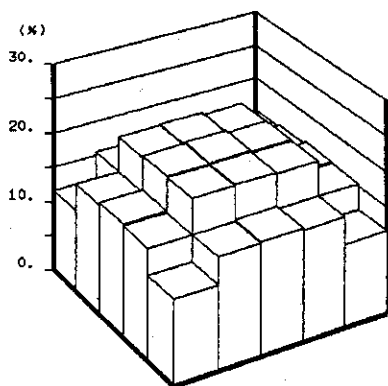


計算値

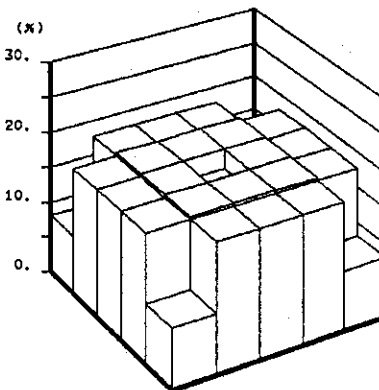


測定値

(a) 出口質量流束分布 (相対値) - ケース 3 -

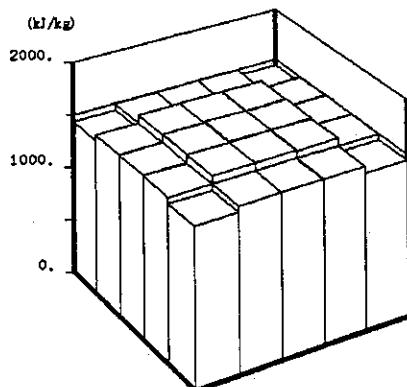


計算値

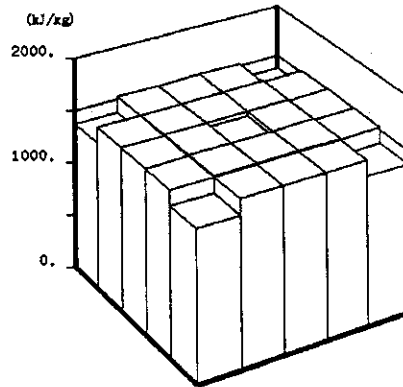


測定値

(b) 出口クオリティ分布 - ケース 3 -



計算値



測定値

(c) 出口エンタルピ分布 - ケース 3 -

Fig. 3.3.1(4) 出口質量流束、出口クオリティ、出口エンタルピのサブチャンネル間分布の計算値と測定値の比較 (ケース 3)

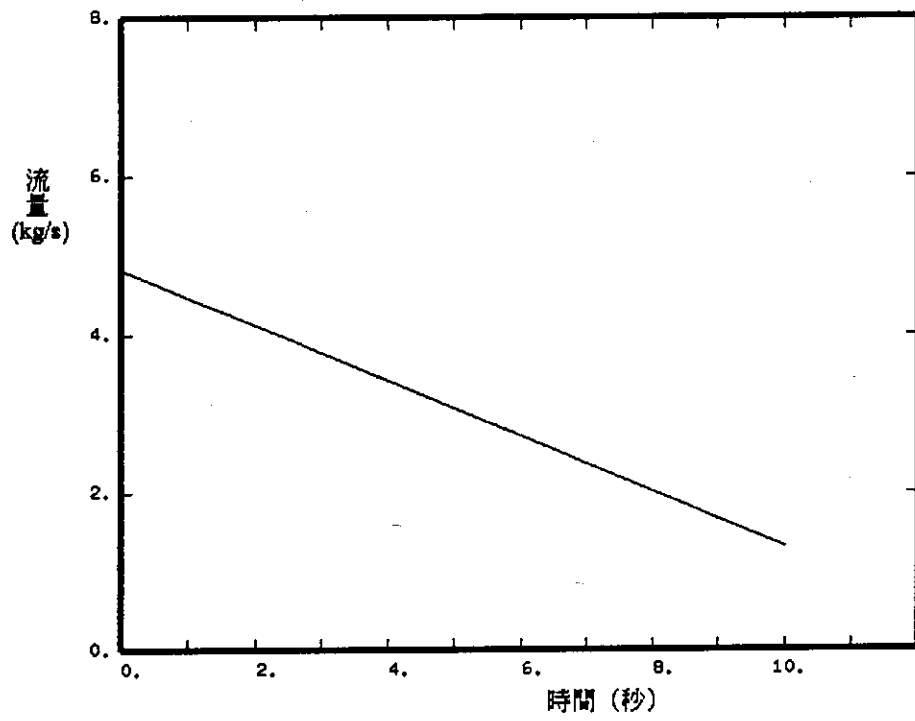


Fig. 3.3.1(5) 多チャンネル混合の計算結果 (B機関) — 過渡変化 —  
(冷却材流量の変化)

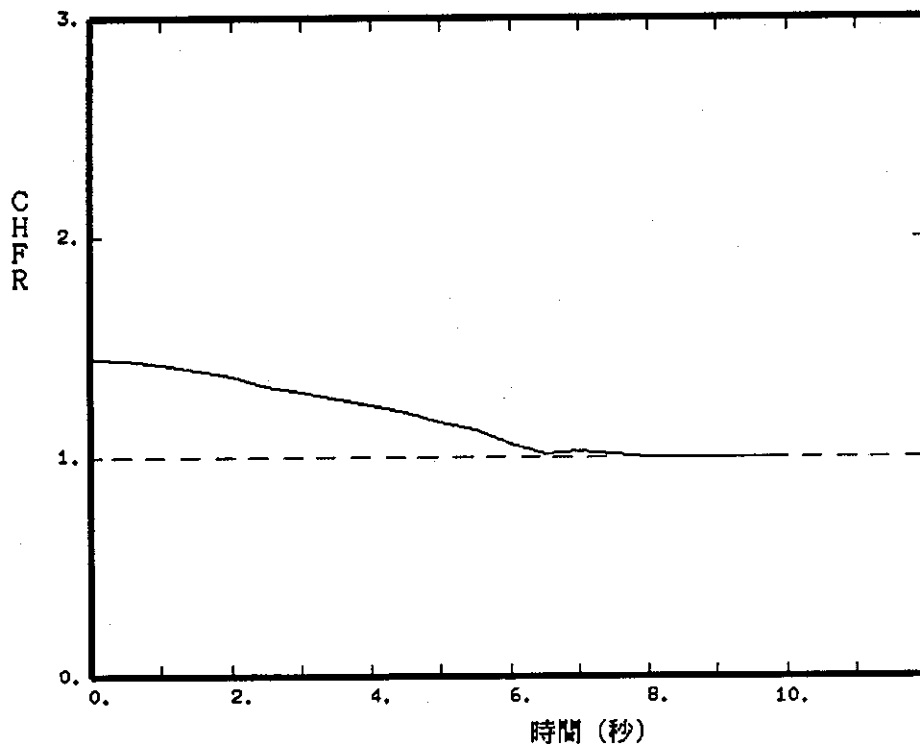


Fig. 3.3.1(6) 多チャンネル混合の計算結果 (B機関) — 過渡変化 —  
(CHF Rの変化)

## 3.3.2 E機関の解析結果

## (1) 解析体系

4×4バンドル体系(Fig. 3.3.2(1))

加熱長 3.66m

軸方向発熱分布 均一

## (2) 解析条件(Table 3.3.2)

圧力P7.0MPa

入口クォリテイXi-2.6~-8.5%

質量流束G960~1900kg/m<sup>2</sup>/s

## (3) 解析コード

CRIP version2(機論59巻556号 平成5)

3流体(蒸気・液滴・液滴)モデル

## (4) 解析に使用したモデル

液滴発生率・沈着率モデル

・Harwellモデル(Int. J. Heat Mass Transfer 33(1990)229)

環状流遷移点 蒸気クォリテイ $x_v=5\%$

初期液膜厚さHaramura & Kattoの限界液膜厚さ(機論49巻445号 昭和58)

## (5) 解析結果

Fig. 3.3.2(2)~(7)に出口質量流量とクォリテイの計算値と測定値の比較を示す。

Table 3.3.2 多チャンネル混合解析条件

## CISE 4X4 Test Conditions

Run No.	Pressure (MPa)	Average Mass Flux (kg/m <sup>2</sup> -s)	Inlet Quality (%)	Average Heat Flux (Mw/m <sup>2</sup> )
97	6.98	975	-3.39	0.213
99	7.01	961	-3.55	0.432
106	6.99	985	-4.68	0.541
109	7.04	938	-8.04	0.652
125*	7.00	1449	-3.97	0.239
124a	7.02	1429	-3.82	0.351
139	7.01	1402	-4.25	0.456
123	6.99	1385	-6.31	0.565
124b	7.03	1376	-8.45	0.676
108*	7.03	1914	-2.56	0.230
111	7.00	1863	-2.64	0.317
116	7.01	1881	-3.92	0.475
115	7.02	1902	-3.96	0.598

\*; The exit quality is less than the annular onset condition.

A maximum error of  $\pm 3\%$  was estimated for both subchannel exit flow and quality.

## Test Data CISE 4x4

subchannel quality and mass flux measurement

## Test Condition

Pressure 7.00 MPa (1015 psia)  
 Average Mass Flux 1000 kg/m<sup>2</sup>-s (0.74 MLb/ft<sup>2</sup>-h)  
 1400 kg/m<sup>2</sup>-s (1.03 MLb/ft<sup>2</sup>-h)  
 1900 kg/m<sup>2</sup>-s (1.40 MLb/ft<sup>2</sup>-h)

## Bundle Geometry

Lattice 4x4 (16 rods)  
 Rod Diameter 1.5 cm  
 Rod Pitch 1.95 cm  
 Heated Length 3.66 m  
 Channel Width 8.02 cm  
 Measurements at channel outlet  
 Bundle Cross section Figure 1  
 Spacer seven grid spacers  
 (0.5m separated)

## Power Distribution

Radially/Axially Uniform



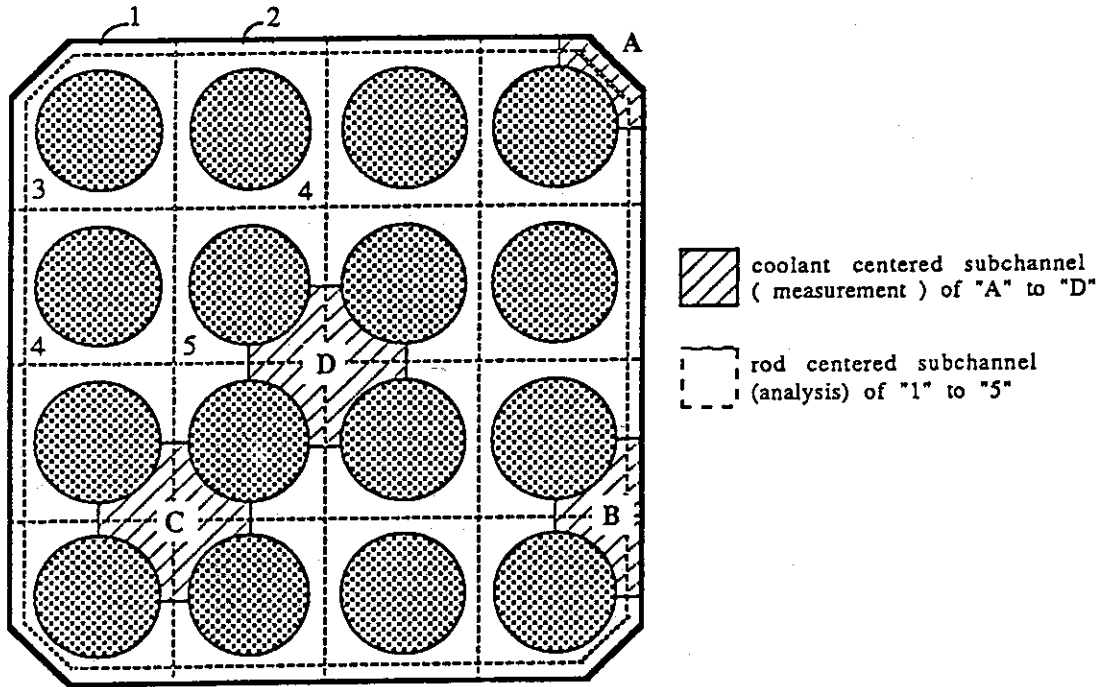


Fig. 3.3. 2(1) 多チャンネル混合解析体系 (E 機関)

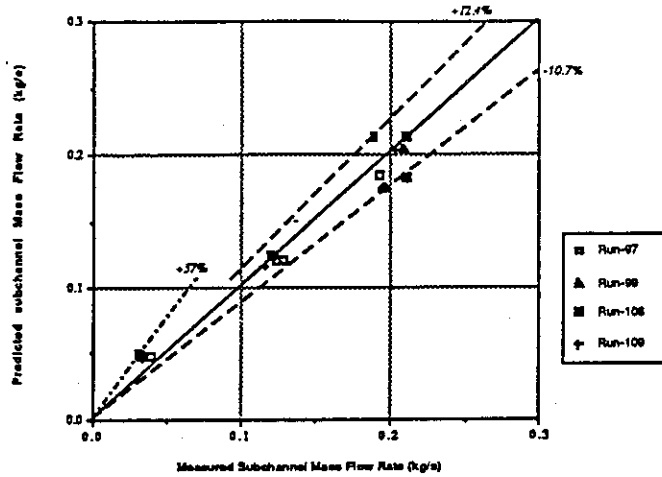


Fig. 3.3.2(2) 多チャンネル混合計算結果 (E機関) — 出口質量流量の比較 —  
( $G_{a,v}=970\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ )

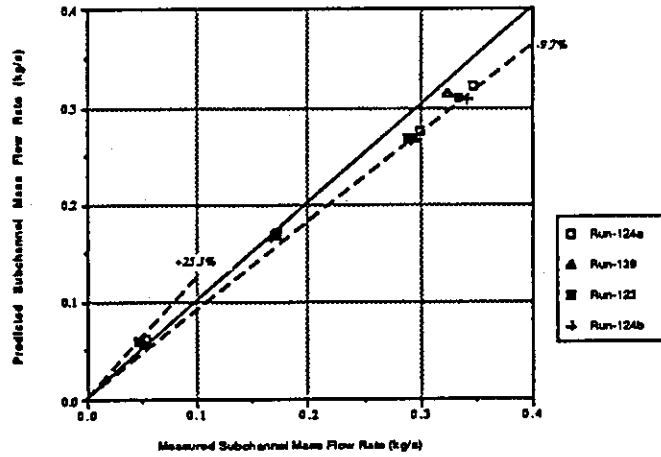


Fig. 3.3.2(3) 多チャンネル混合計算結果 (E機関) — 出口質量流量の比較 —  
( $G_{a,v}=1400\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ )

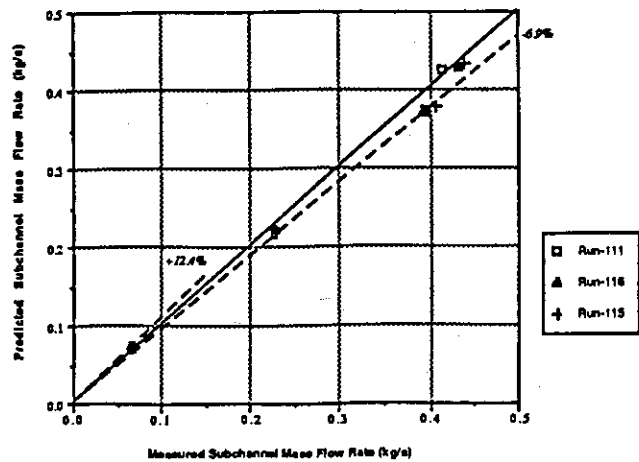


Fig. 3.3.2(4) 多チャンネル混合計算結果 (E機関) — 出口質量流量の比較 —  
( $G_{a,v}=1900\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ )

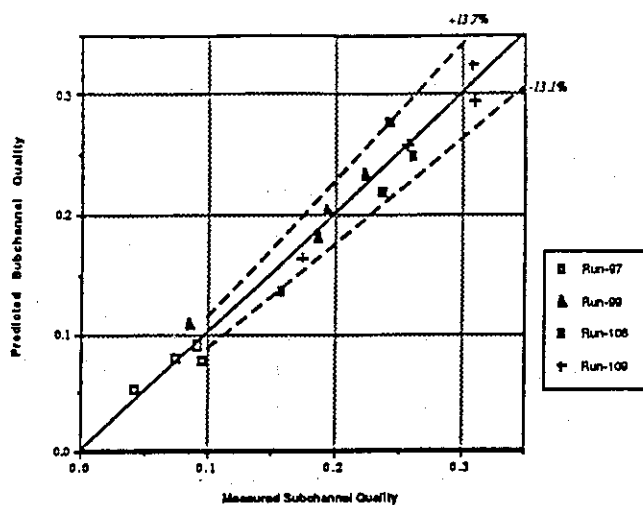


Fig. 3.3.2(5) 多チャンネル混合計算結果 (E機関) — 出口クオリティの比較 —  
 ( $G_{av}=970\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ )

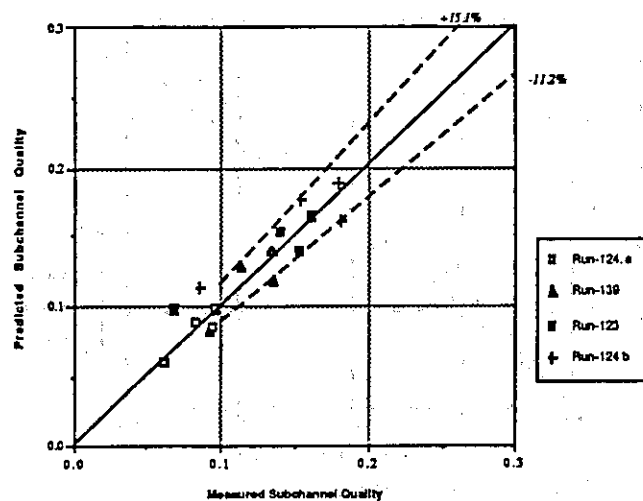


Fig. 3.3.2(6) 多チャンネル混合計算結果 (E機関) — 出口クオリティの比較 —  
 ( $G_{av}=1400\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ )

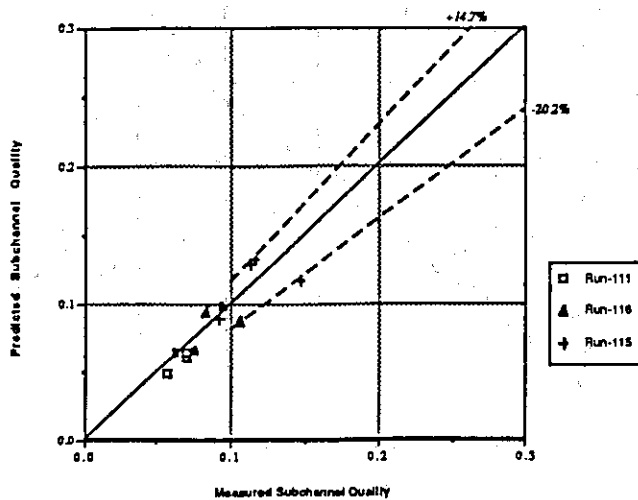


Fig. 3.3.2(7) 多チャンネル混合計算結果 (E機関) — 出口クオリティの比較 —  
 ( $G_{av}=1900\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ )

### 3.4 問題3：限界熱流束の計算結果

#### 3.4.1 B機関の計算結果

##### (1) テーマ

原研における扁平二重炉心型高転換軽水炉体系(7本ロッド)での定常及び非定常限界熱流束(CHF)実験を対象とした解析。

- ・ 準定常CHF実験( $X_{exit} > 0, = 0, < 0$ の3ケース)
- ・ 流量低下非定常CHF実験(遅いトランジェント, 速いトランジェント)

##### (2) 文献調査

###### ① 文献(4)

COBRA-IV-Iを用いた扁平二重炉心模擬バンドルのサブチャンネル解析例が含まれる。比較に用いられたDNB相関式は、

WSC-2	}	経験式	Weisman-Pei	}	Mechanisticモデル
KfK			Chang-Lee		
EPRI-B&W			Lee-Mudawwar		
EPRI-Columbia			Lin-Lea-Pei		
			Katto		

である。経験式ではKfK(DNBRで $1.088 \pm 0.044$ )、メカニステックモデルではWeisman-Pei (DNBRで $1.268 \pm 0.132$ )の式が合う。

② JAERI-M 89-127, サブチャンネル解析及びCHF予測に及ぼす二相混合係数の影響  
チャンネル間流体混合量は流動様式に強く依存する。乱流混合係数をボイド率の関数として表現。

③ JAERI-M 91-055, 高転換軽水炉の熱水力研究  
稠密格子体系での混合係数測定実験とサブチャンネル解析。  
サブチャンネル解析と実験で得られる水温上昇が最も良く一致する $\beta$ の値を、次式に基づいて求めた。

$$\beta = \frac{W}{S \cdot G}$$

$\beta$  : 混合係数,  $W$  : 単位長さ当たりのサブチャンネル間クロスフロー質量流量,  
 $S$  : ギャップ幅,  $G$  : 両サブチャンネルの軸方向質量流束の平均値

## (3) 解析条件

解析コード

解析コードとしてLYNXTコードを用いる。LYNXTはCOBRA IV-Iをもとに改良されたコードであるが、以下の相違点がある。

- ① 連続の式、軸方向及び水平方向の運動量保存式の組合わせにより導出した発散混合流方程式を直接解く(COBRA-IV-IではGauss-Seidel法による繰り返し法が用いられる)。
- ② サブクール水の物性値が、ASME(1979)の蒸気表相関式に基づいて温度の関数として取り入られている。(COBRA IV-Iでは定圧条件下のモデルが用いられている。)

計算体系

計算はFig. 3.4.1(1)に示すように、7本ロッドバンドル体系を対象12分割して行った。(2ロッド, 3チャンネル)入力に用いた幾何的形狀を示すパラメータの一覧をTable 3.4.1(1)に示す。

また、軸方向に48分割して37.5mm/nodeとした。

熱水力条件

- ① 乱流摩擦係数として、Re依存性を考慮した次式を用いた。

$$f = A Re^B$$

定数A, Bは、NFIの管群試験データをもとに決定されている。

- ② スペーサ形状圧損係数(無次元)は各チャンネルとも1.0を用いた。
- ③ 乱流混合量は次式を用いた。

$$W = \beta_s \bar{G}$$

また、式中の混合係数 $\beta$ としては单相流における値を $\beta_0=0.003$ とし、さらにボイド率に依存する量(Table 3.4.1(2))として扱った。

- ④ サブクール沸騰モデル, バルクボイドモデル及び二相摩擦乗数モデルはEPRIモデルを選んだ。
- ⑤ CHF相関式はPWRの設計に用いられる次の相関式とKfK相関式を用いた(付録3)。  
W3RG, NFI-1, EPRI-1, CE-1, B&W-2
- ⑥ ロッド表面温度評価の際の熱伝達係数は、RELAP4パッケージのモデルを用いた(付

録3(B))。

⑦ 各試験ケースの条件

	ケース	圧力(MPa)	入口温度(°C)	質量速度(kg/s・m <sup>2</sup> )	平均熱流束 (kw/cm <sup>2</sup> )
準 定 常	ケース1	15.9	312	1125	0.233
	ケース2	16.0	290	1859	0.369
	ケース3	15.9	261	2041	0.516
非 定 常	ケース1	15.4	291	3200(初期値)	0.358
	ケース2	15.5	290	3200(初期値)	0.360

(4) 解析結果

準定常CHF実験のサブチャンネル解析

準定常CHF実験の解析については、混合係数 $\beta$ にボイド率依存性を考慮しないで单相流での値 $\beta_0=0.003$ を用いた場合の結果も示す。

① CHF発生時点での各サブチャンネル流量, ボイド率, クオリティ

LYNXTは基礎式に均質流モデルを用いているので気相, 液相での流量をわけて考えない。代わりに質量流束を示す。

Fig. 3.4.1(2)~(4)に質量流束, ボイド率, クオリティの軸方向分布を示す。

全体として、混合係数のボイド率依存性を考慮した方が、その单相における固定値を用いる場合よりも、質量流速はチャンネル1で大きく、チャンネル2, 3で小さくなっている。同様の観点で、ボイド率, 平均クオリティはチャンネル1で小さく、チャンネル2, 3で大きくなっている。

混合係数のボイド率依存性を考慮した場合には $\beta$ の値が平均的に高くなるため、結果としてチャンネル間混合量が大きくなる。これによってチャンネル間の質量流束差が小さくなり、他の特性量もバンドル内での不均一性は小さくなる。

② CHF発生位置

計算では、いずれのCHF相関式を用いた場合でも最小CHFR位置はロッド1のチャンネル1側となった。Fig. 3.4.1(5)に予測CHFRの軸方向分布を示す。

③ CHF熱流束

Fig. 3.4.1(6)に局所CHFの予測値と計算値の比較を示し、Table 3.4.1(3)にCHF実験におけるCHFR(予測熱流束/局所熱流束)のデジタル値を示す。

混合係数にボイド率依存性を考慮する方が、チャンネル1での流量が大きくなるため、予測値が全体的に大きくなる。

Fig. 3. 4. 1(7)～(10)にCHFの圧力依存性、流量依存性、平衡クオリティ依存性、及び熱流束依存性を示す。

これらのパラメータに対して、他と比べて特に変わった依存性をもつ相関式はない。

#### ④ ロッド表面温度

CHF発生時点でのロッド表面軸方向温度分布を、単相対流伝熱モデルと定常膜沸騰伝熱モデルを用いて各々定常計算を行った。Fig. 3. 4. 1(11)に計算結果を示す。CHF発生直前からCHF発生後の温度分布の変動の範囲が予想できる。いずれもロッド1でCHFが発生している。なお、ロッド2については遷移沸騰モードの熱伝達係数の方が小さいので、こちらの伝熱モードでの計算となっている。

### 流量低下CHF実験のサブチャンネル解析

#### ① 時間刻み幅検討

ケース1、ケース2に対して時間刻み幅を変えた計算を各々行ってみると、時間刻み幅が小さい程、質量流束やエンタルピの計算値は振動するようになった。

Fig. 3. 4. 1(12)A～C チャンネル2、ノード40(CHF発生位置)における平衡クオリティ変化(ケース1)

Fig. 3. 4. 1(13)A～C チャンネル2、ノード40(CHF発生位置)におけるCHF変数変化(ケース1)

Fig. 3. 4. 1(14)A～C チャンネル2、ノード40(CHF発生位置)における平衡クオリティ変化(ケース2)

Fig. 3. 4. 1(15)A～C チャンネル2、ノード40(CHF発生位置)におけるCHF変数変化(ケース2)

ケース1の時間刻み幅が2. 0secの場合、ケース2の時間刻み幅が0. 5secのばあいのどちらも、それらより小さな時間刻み幅の場合の質量流束、エンタルピの計算値の平均的な結果が出ている。

Fig. 3. 4. 1(16) ロッド表面温度変化( $\Delta t$ の影響)

前述の時間刻み幅は、質量流束やエンタルピのように緩やかな時間変化をするものについては良いが、ロッド表面温度のように急激な変化をするものについては妥当でない。

#### ② CHF発生時刻

ケース1は時間刻み幅が2. 0sec、ケース2は時間刻み幅が0. 5secの場合で計算した。

Fig. 3. 4. 1(17) チャンネル2、ノード410(CHF発生位置)におけるCHF変数変化

Fig. 3. 4. 1(18) 最小CHF変数変化

#### ③ ロッド表面温度

熱伝達モデルを使い分ける際のPre, Post-CHFの判断はB&W-2相関式が用いられる。ここでは各CHF相関式によるCHF発生のタイミングの違いを模擬するために、各々のCHF相関式による最小CHFが1.0となる時刻でのB&W-2相関式による最小CHFを $M_q$ として計算した。(M<sub>q</sub>については付録3(B))

Fig. 3. 4. 1(19) ロッド表面温度変化,  $\Delta t=1.0\text{sec}$

(5) まとめ

① 径方向CHF発生位置

解析でも実験と同様にロッド1でCHF発生を予測している。

② 軸方向CHF発生位置、及び発生時刻

今回、定常実験におけるCHF発生位置の比較は、ロッド軸方向の最小CHF位置と測定で観測された軸方向位置とで行った。また、非定常実験におけるCHF発生時刻の比較は、計算体系の最小CHF位置で比較した。

これらの最小CHFは1.0より小さくなっているが、これは、CHF相関式がCHF発生点でCHF=1.0になるように作成されているためで、(CHF発生点でCHFが1.0となることを100%予測したとしても)CHFが最小となる場所が他にあることを意味している。したがって、最小CHF位置を完全に予測するためにはCHF発生点以外の位置で $\text{CHF} > 1.0$ となることまで考慮した相関式が必要である。

③ 燃料棒表面温度

燃料表面温度をより正確に計算するために、タイムステップを細かくした時に、サブチャンネルにおける解が不安定になることがあった。

④ CHF熱流束

CHF熱流束の予測精度が良かったのはKfKとEPRI-1相関式であるが、CHF余裕度に対する感度が小さい(どんな解析をやっても $\text{CHF}=1.0$ 周辺にくる)ので、過渡解析のCHF発生時刻などは、必ずしも良い一致を示すとは限らない。



Table 3.4.1(1) 幾何的形状を示すパラメータ

ロッド径	9.5mm
ロッドピッチ	11.7mm
流路断面積	11.92mm <sup>2</sup> (ch#1), 22.94mm <sup>2</sup> (ch#2), 6.74mm <sup>2</sup> (ch#3)
加熱縁長さ	7.46mm(ch#1), 7.46mm(ch#2), 2.49mm(ch#3)
濡れ縁長さ	7.46mm(ch#1), 7.46mm(ch#2), 6.13mm(ch#3)
ギャップ幅	1.1mm(G12), 2.2mm(G23)
チャンネル中心とギャップ間距離(*)	4.79mm(l12), 3.84mm(l23), 4.90mm(l21), 1.53mm(l23)

(\*) チャンネル中心として、次式の定義により計算される図心を選んだ。

$$X = \frac{1}{A} \int_A x dx$$

Table 3.4.1(2) 混合係数のポイド率依存性

$\alpha$	0.0	0.15	0.3	0.8	1.0
$\beta/\beta_0$	1.0	1.0	4.0	4.0	1.0

Table 3.4.1(3) 準定常CHF実験におけるCHFR (予測熱流束/局所熱流束)

		W3RG	KFK	NFI-1	EPR1-Y	CE-1	B&W-2
$\beta$ のポイド率依存性 考慮なし	ケース1	1.646	0.853	1.555	0.923	0.926	-
	ケース2	1.201	0.873	1.295	0.912	0.595	-
	ケース3	-	0.741	1.101	0.819	0.651	-
$\beta$ のポイド率依存性 考慮あり	ケース1	1.759	0.875	1.687	0.955	1.021	1.090
	ケース2	1.775	0.925	1.764	0.995	0.995	0.703
	ケース3	1.312	0.765	1.217	0.847	0.734	0.779

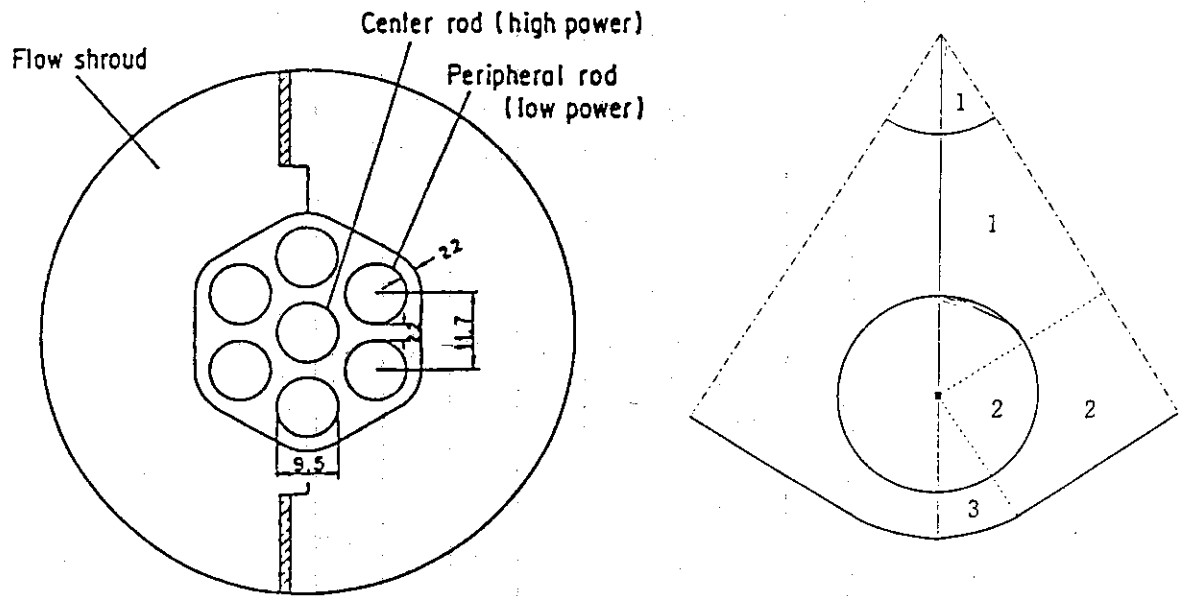


Fig. 3. 4. 1(1) 限界熱流束計算体系 (1/12対象)

— B機関 —

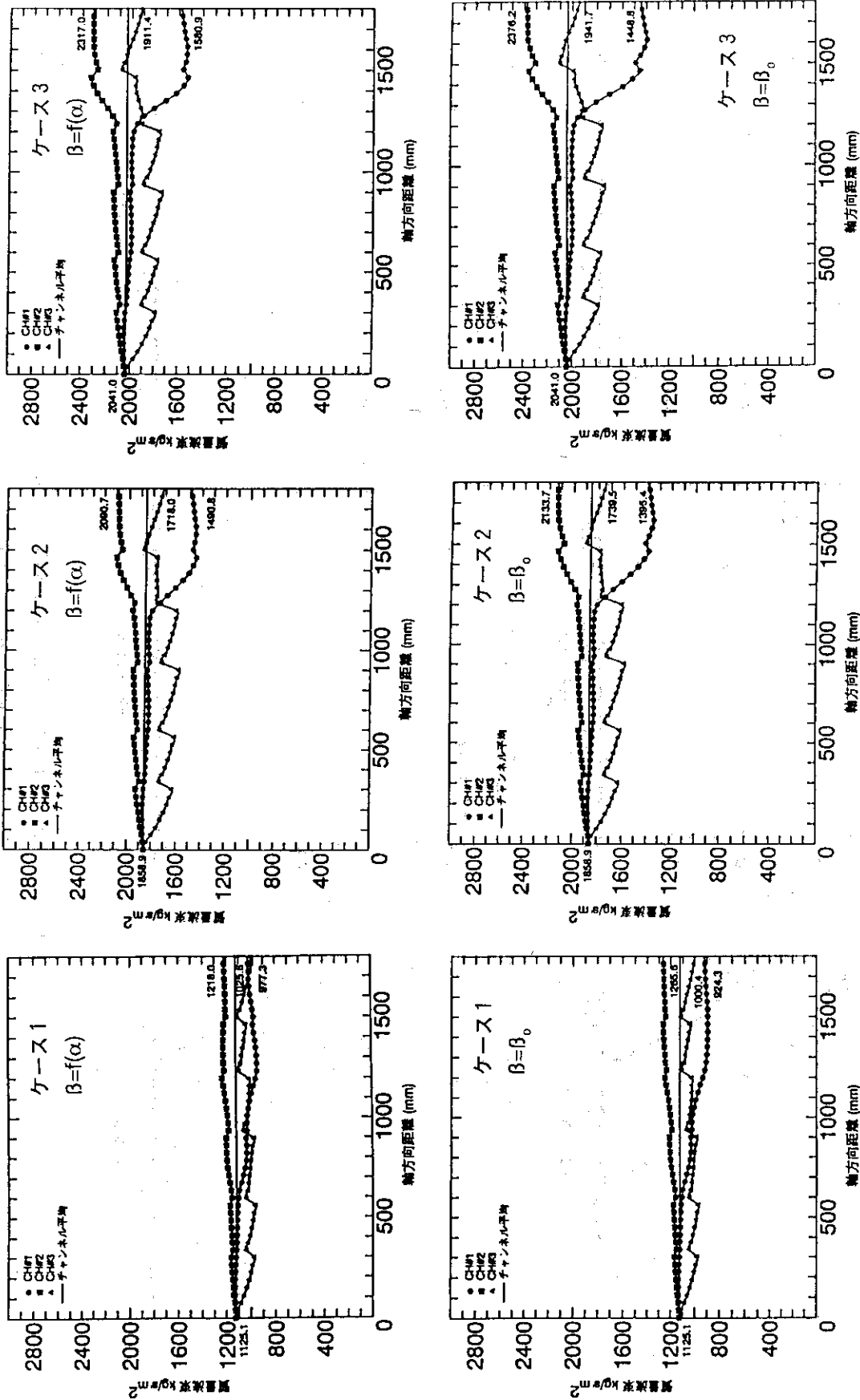


Fig. 3. 4. 1 (2) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

— 質量流束の軸方向分布 —

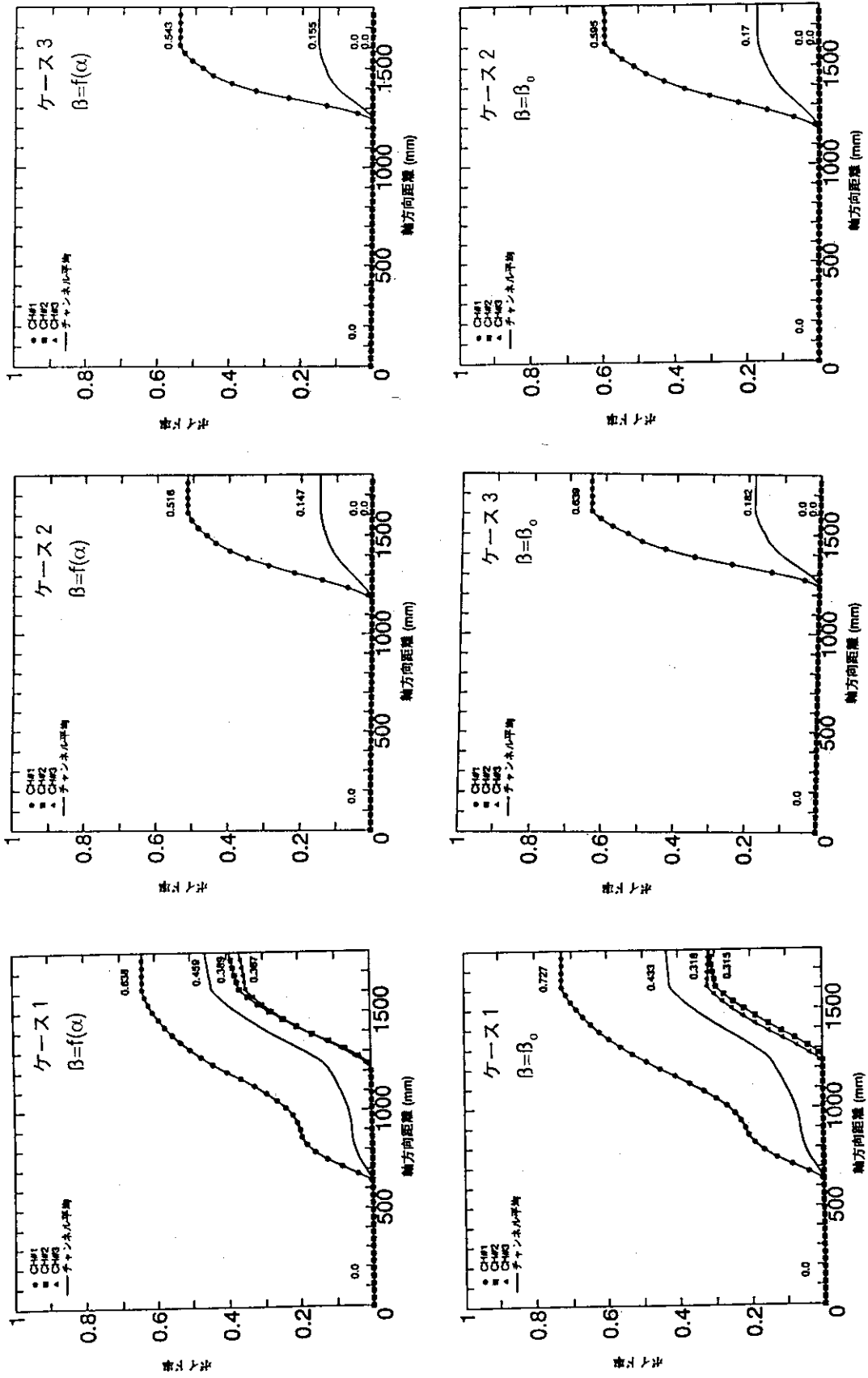


Fig. 3.4.1(3) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

— ボイド率の軸方向分布 —

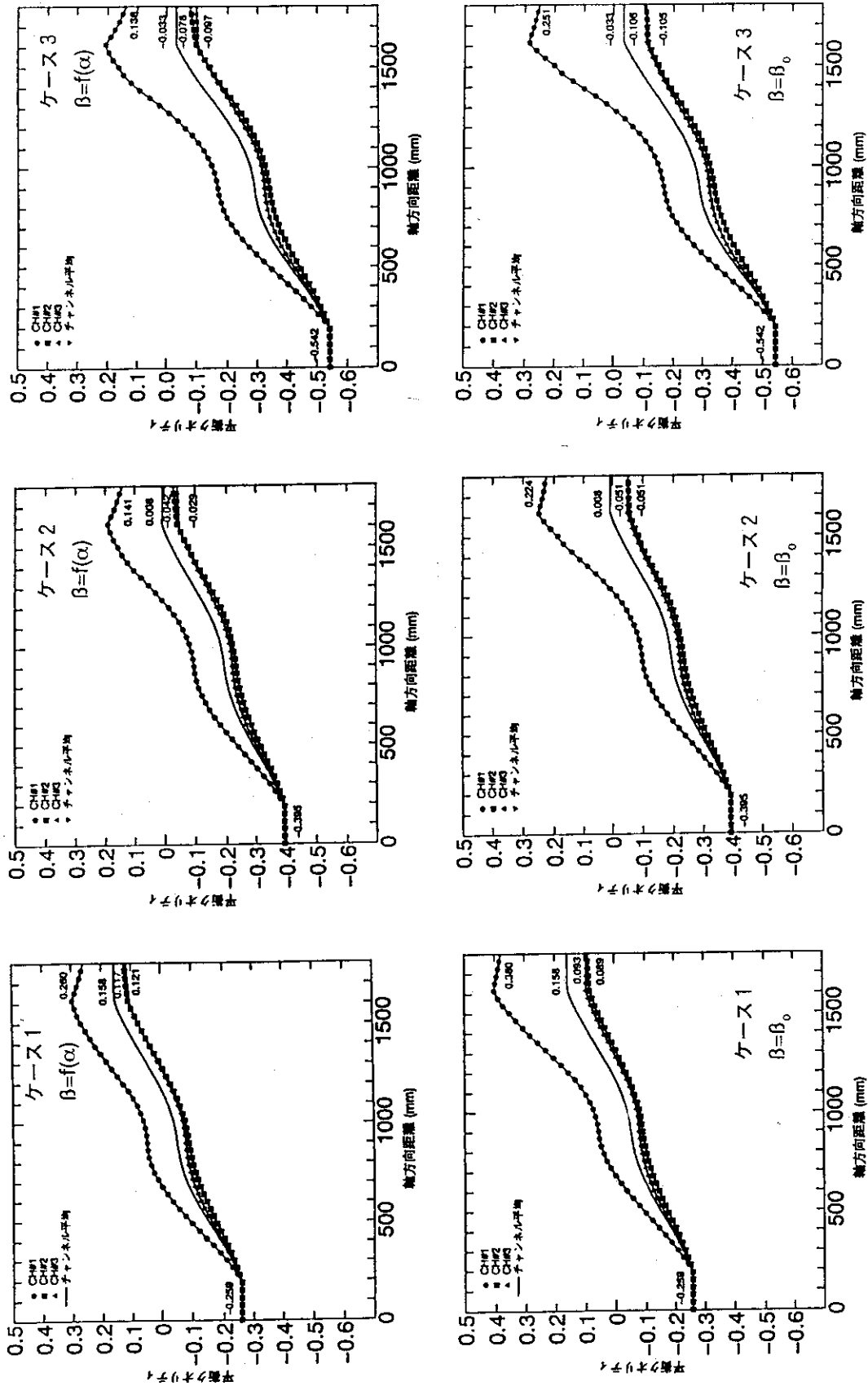


Fig. 3. 4. 1 (4) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

— クオリティの軸方向分布 —

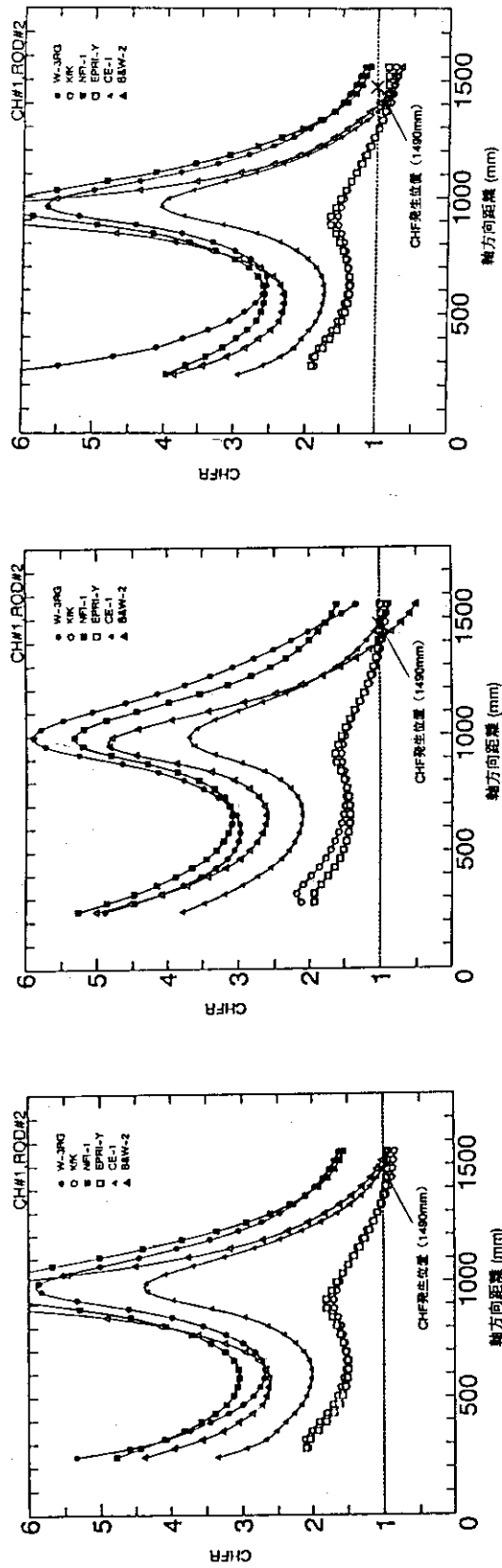


Fig. 3. 4. 1 (5) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

— CHFの軸方向分布 —

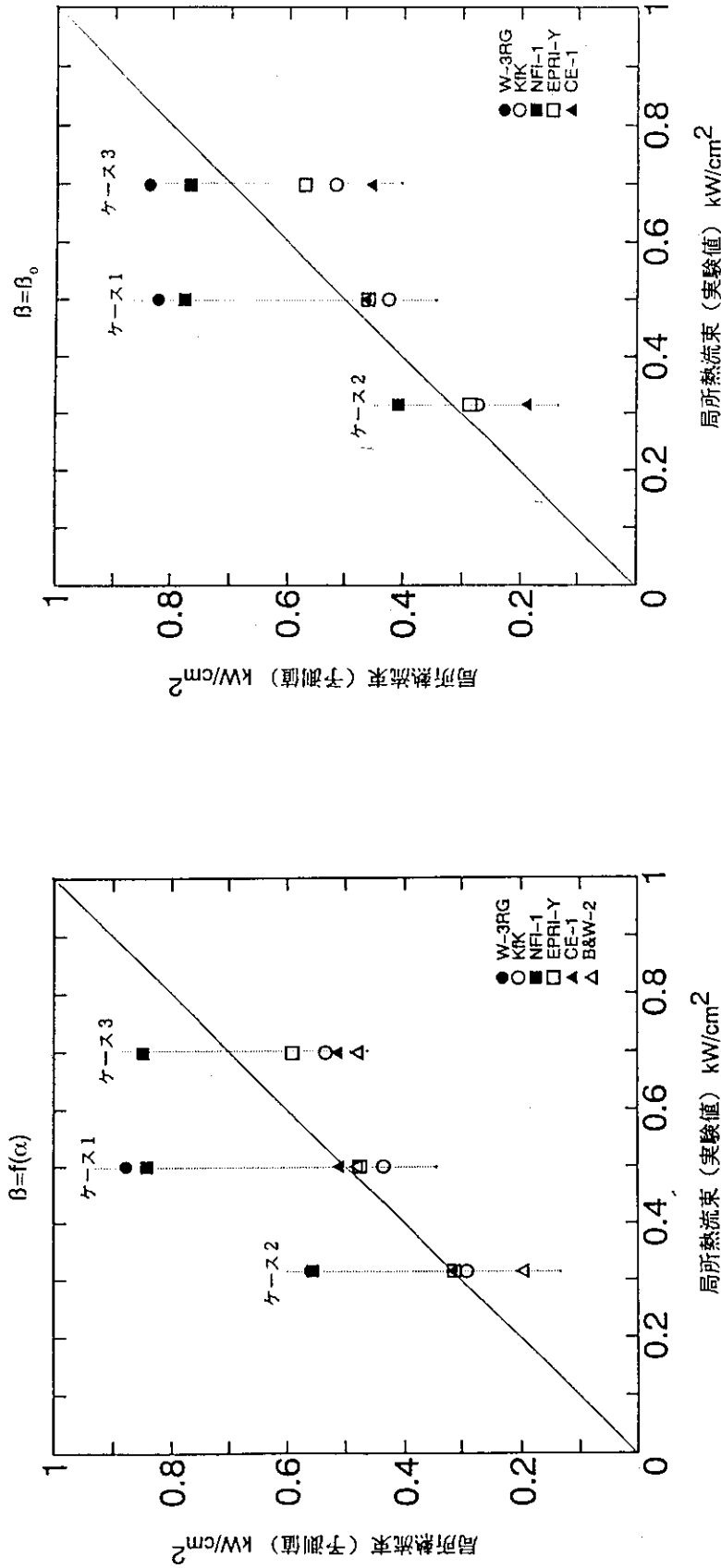


Fig. 3.4.1(6) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

— CHF予測値と実験値の比較 —



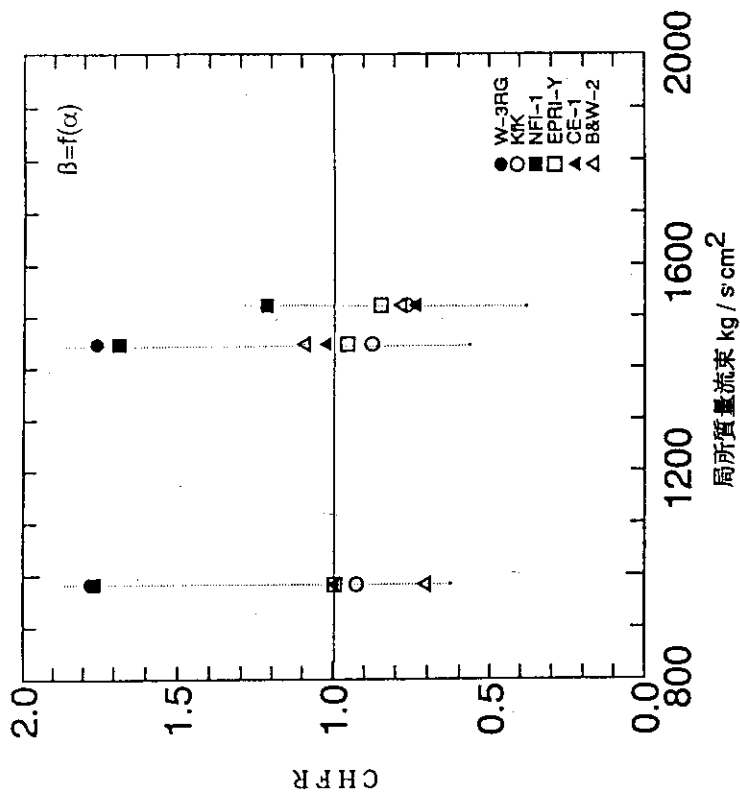


Fig. 3. 4. 1 (8) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

— CHFの流量依存性 —

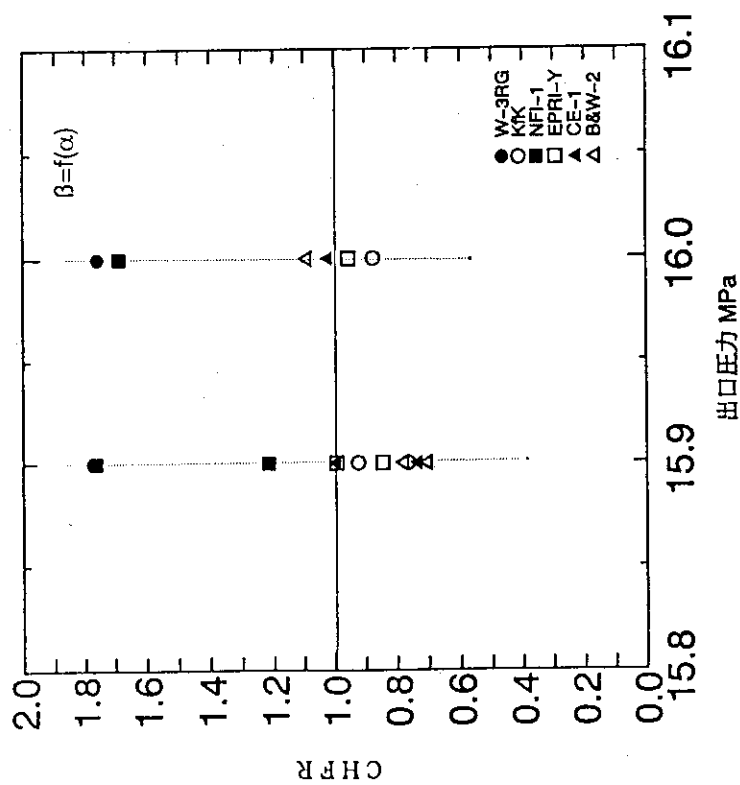


Fig. 3. 4. 1 (7) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

— CHFの圧力依存性 —

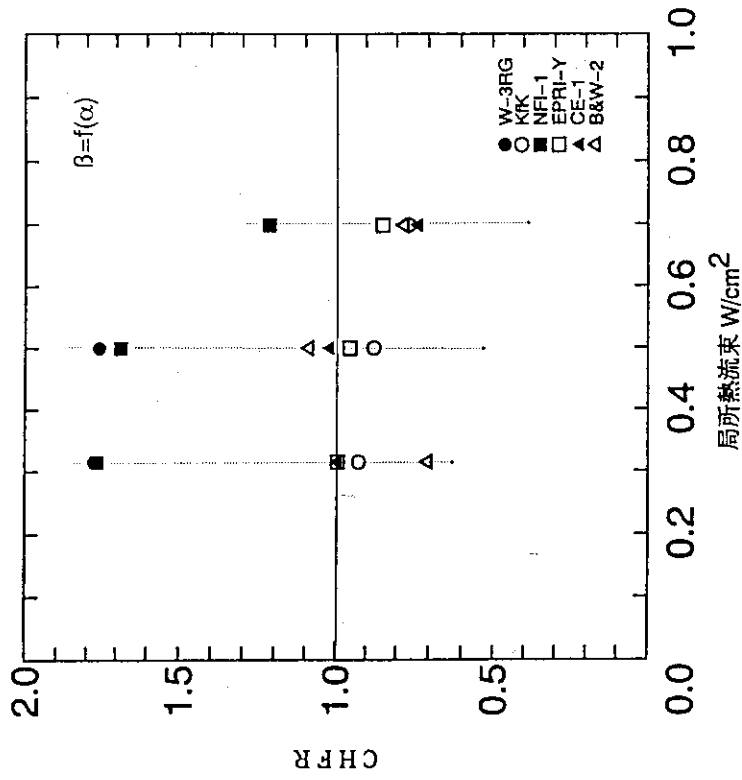


Fig. 3. 4. 1 (10) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

--- CHFの熱流束依存性 ---

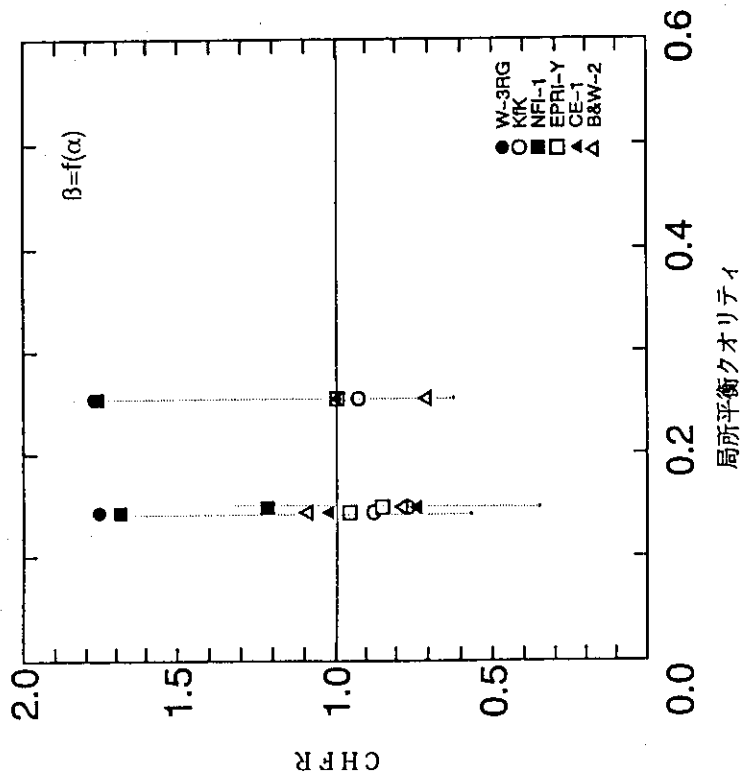


Fig. 3. 4. 1 (9) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

--- CHFの平均クオリティ依存性 ---

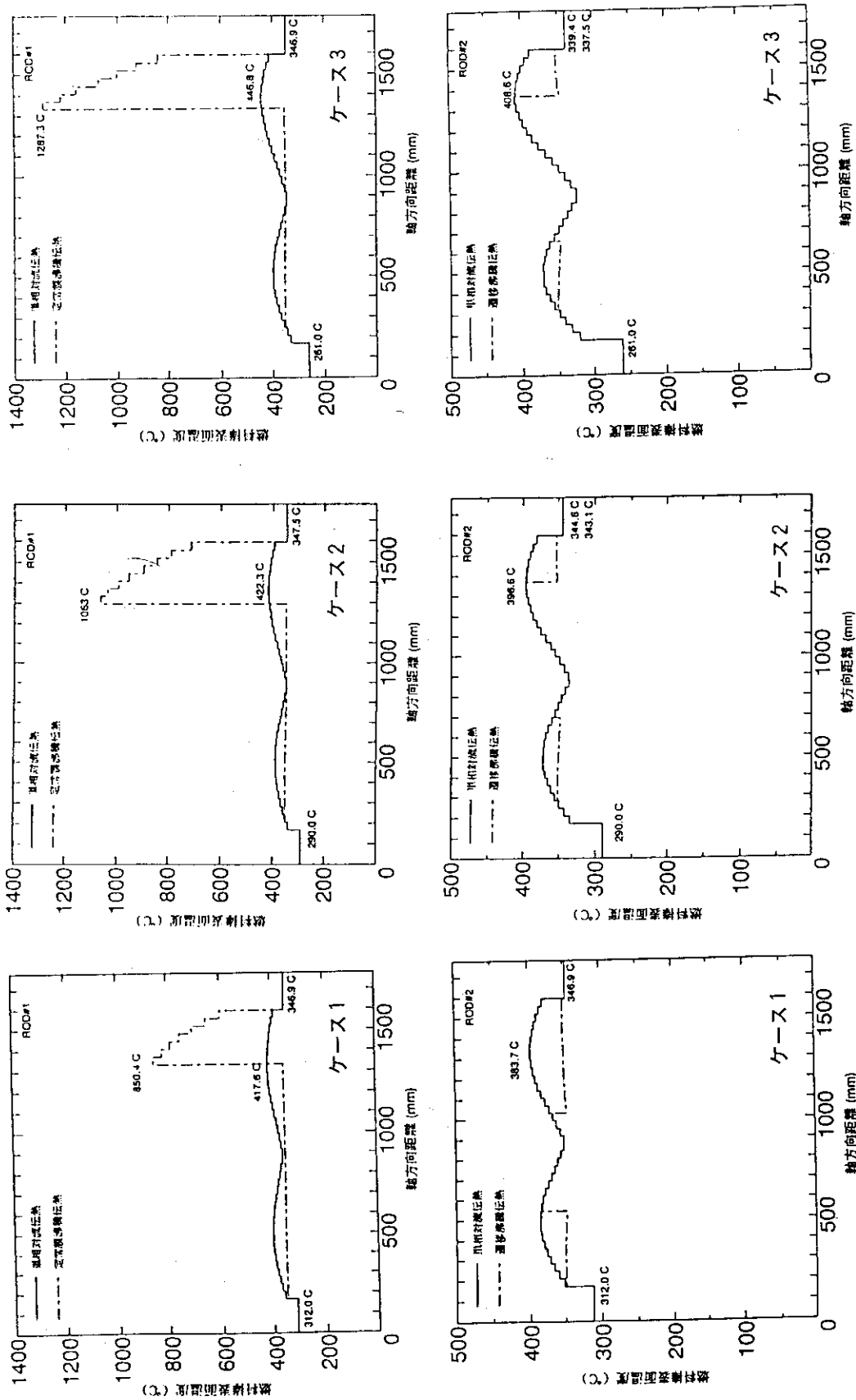


Fig. 3. 4. 1(II) 準定常CHF実験計算結果 (B機関)

— ロッド表面温度の軸方向分布 —

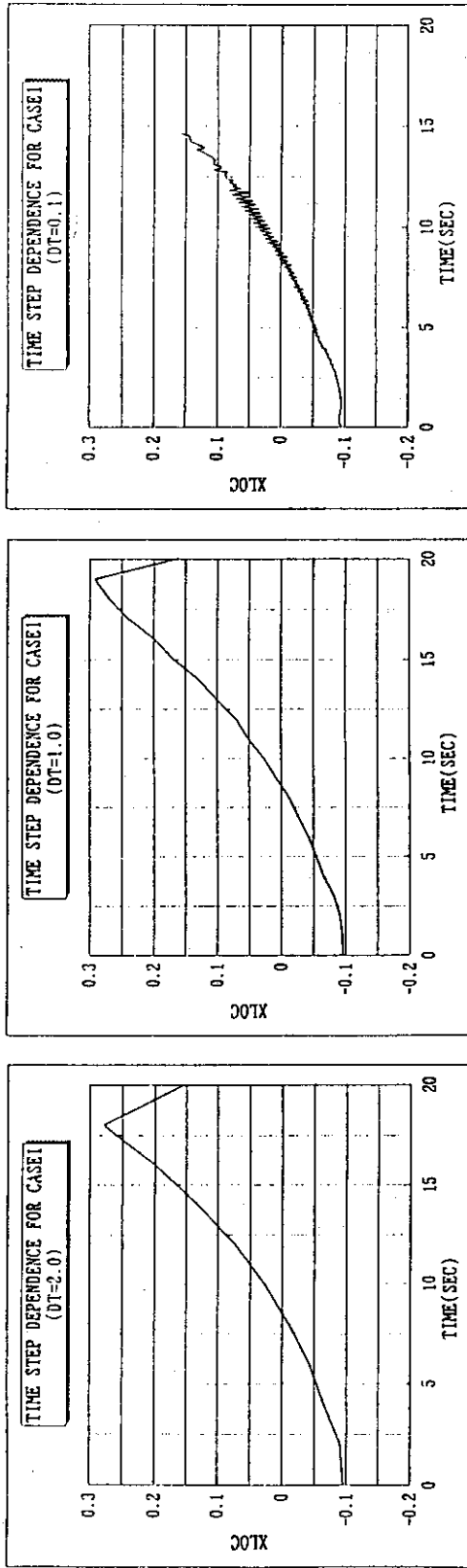


Fig. 3. 4. 1 (12) 流量低下CHF実験計算結果 (B機関)

— CHF発生位置での平衡クオリティ変化 (ケース1) —

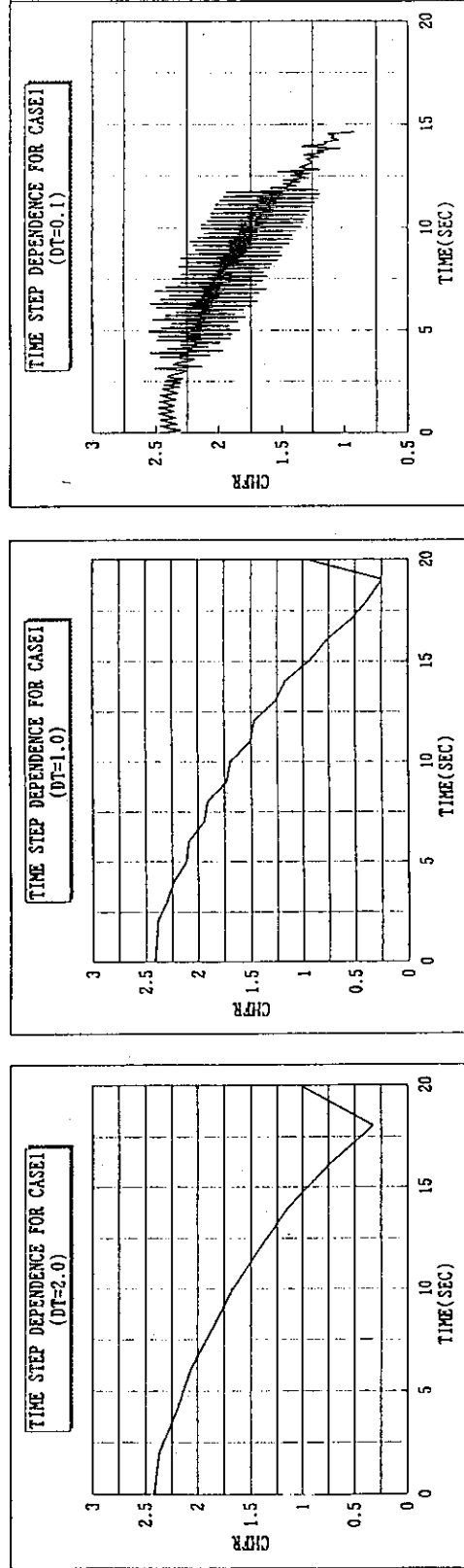


Fig. 3. 4. 1 (13) 流量低下CHF実験計算結果 (B機関)

— CHF発生位置でのCHF変化 (ケース1) —

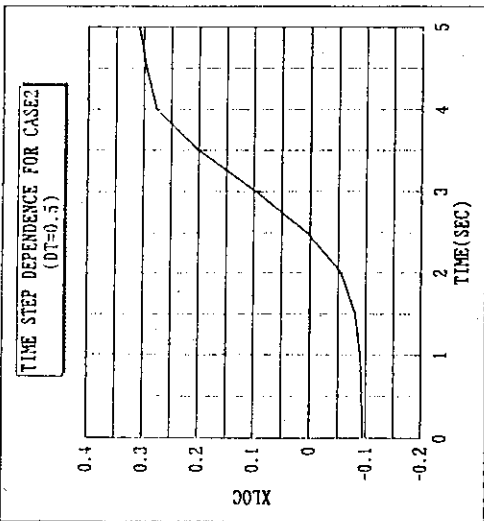
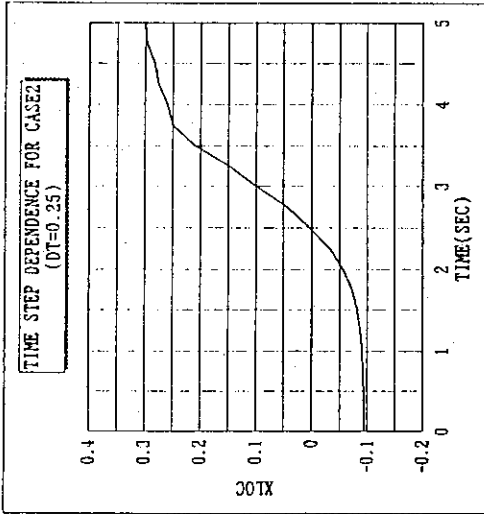
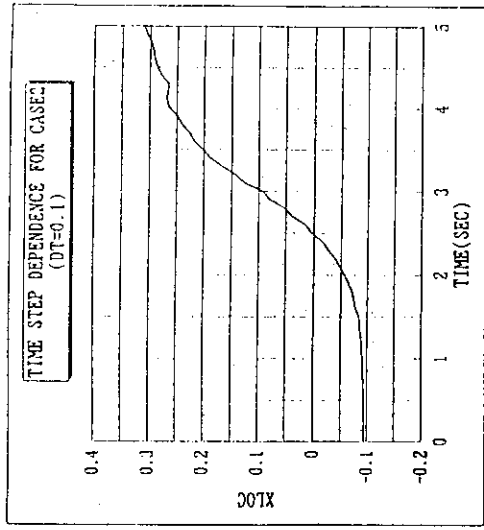


Fig. 3. 4. 1 (14) 流量低下CHF実験計算結果 (B機関)

— CHF発生位置での平衡クオリティ変化 (ケース2) —

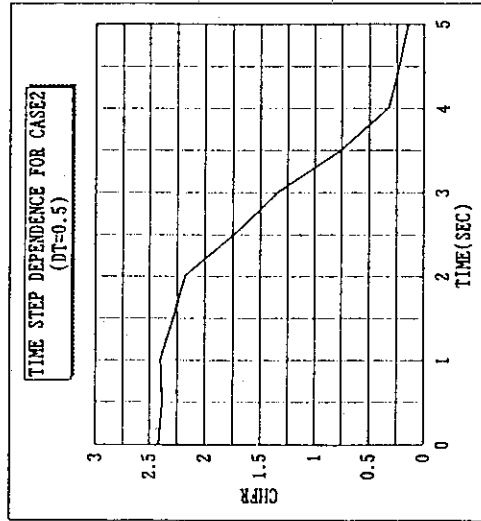
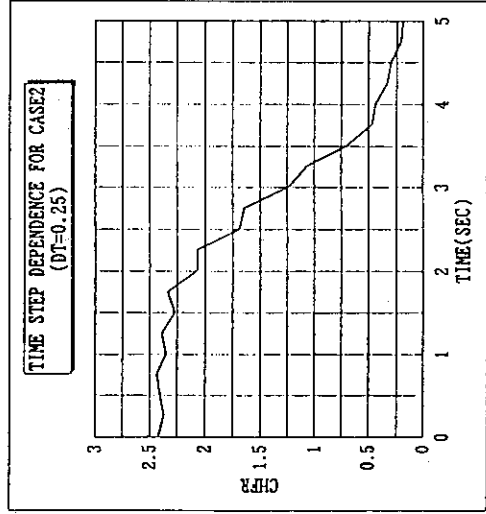
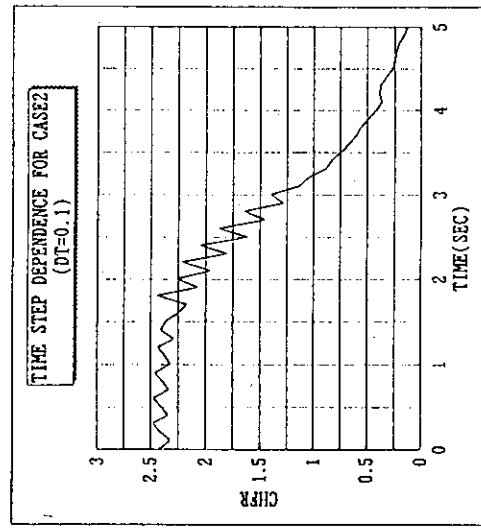


Fig. 3. 4. 1 (15) 流量低下CHF実験計算結果 (B機関)

— CHF発生位置でのCHFFR変化 (ケース2) —

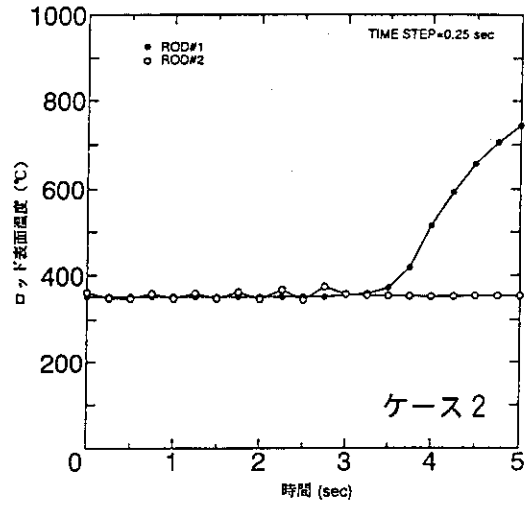
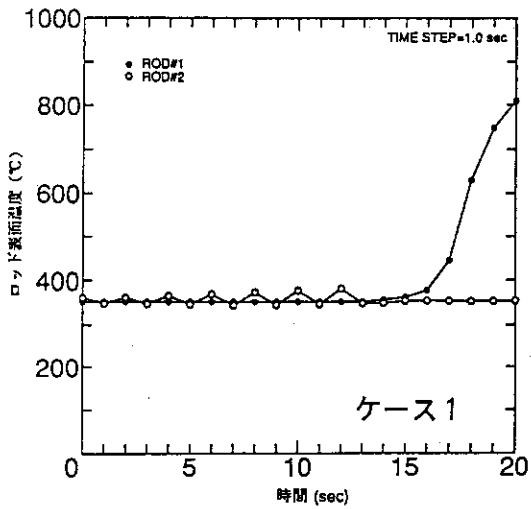
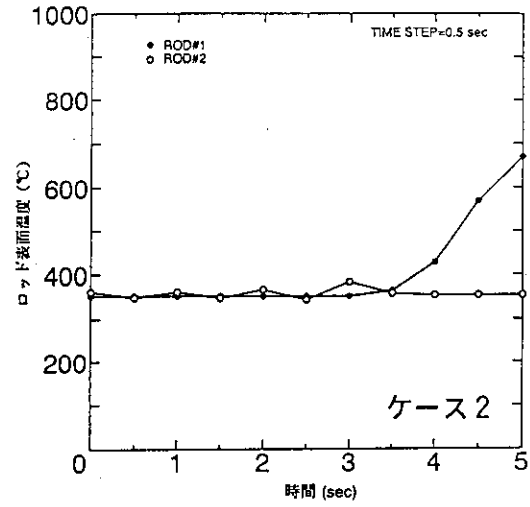
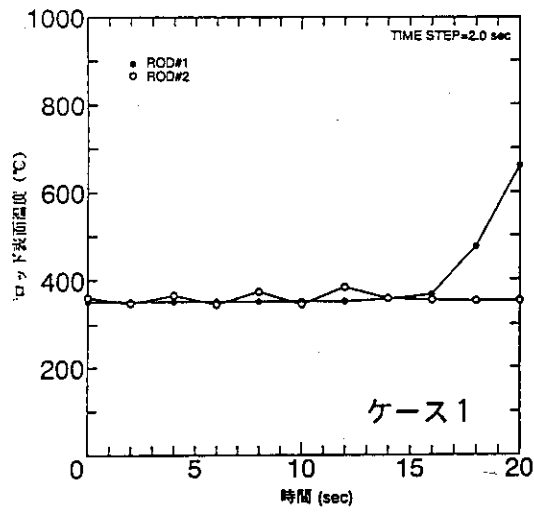


Fig. 3.4.1(16) 流量低下CHF実験計算結果 (B機関)

— ロッド表面温度変化 ( $\Delta t$ の影響) —

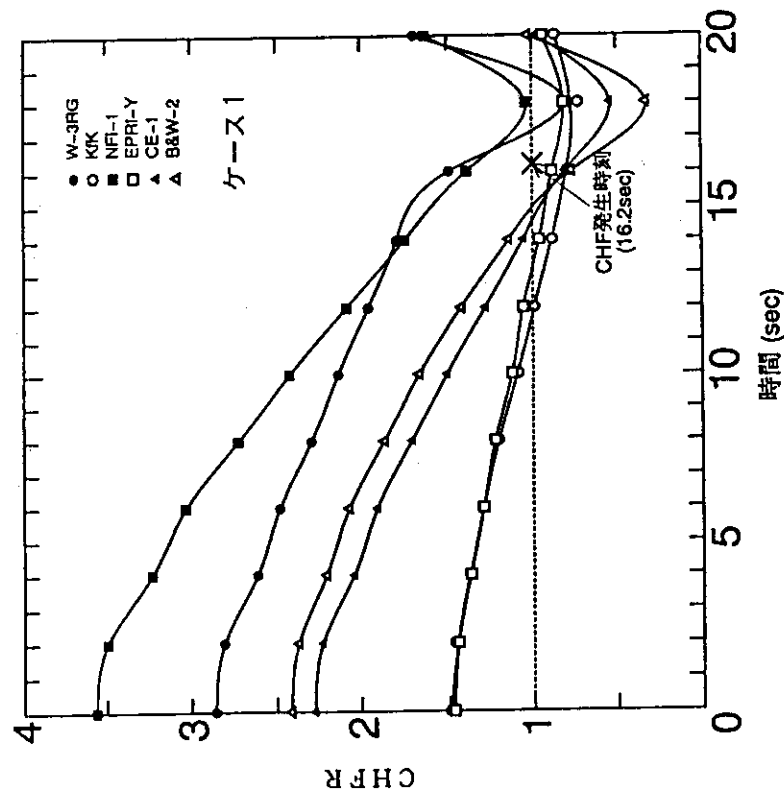
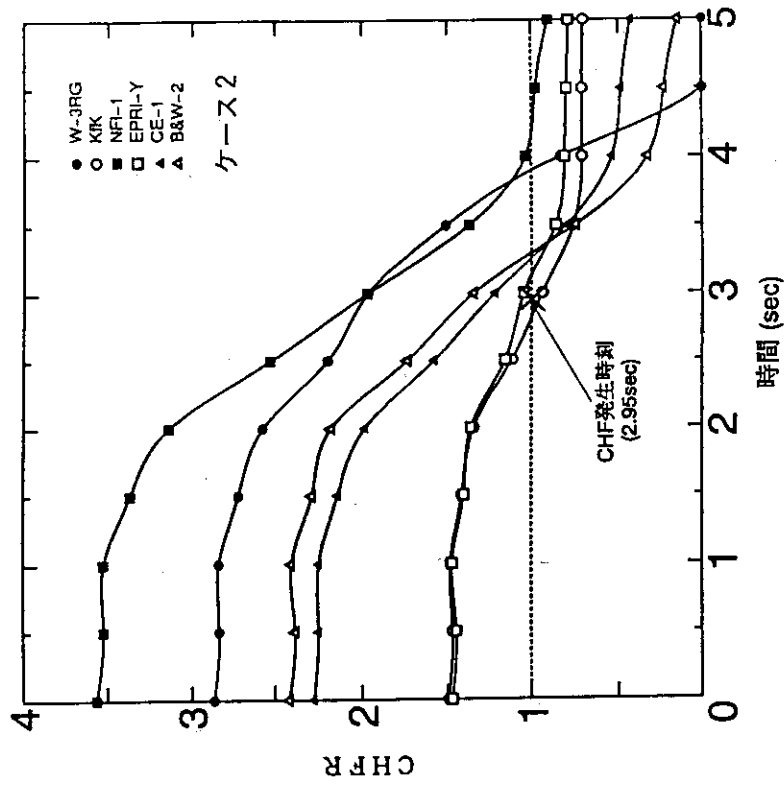


Fig. 3.4.1(17) 流量低下CHF実験計算結果 (B機関)

— CHF発生位置 (チャンネル2, ノード410)におけるCHF変化—

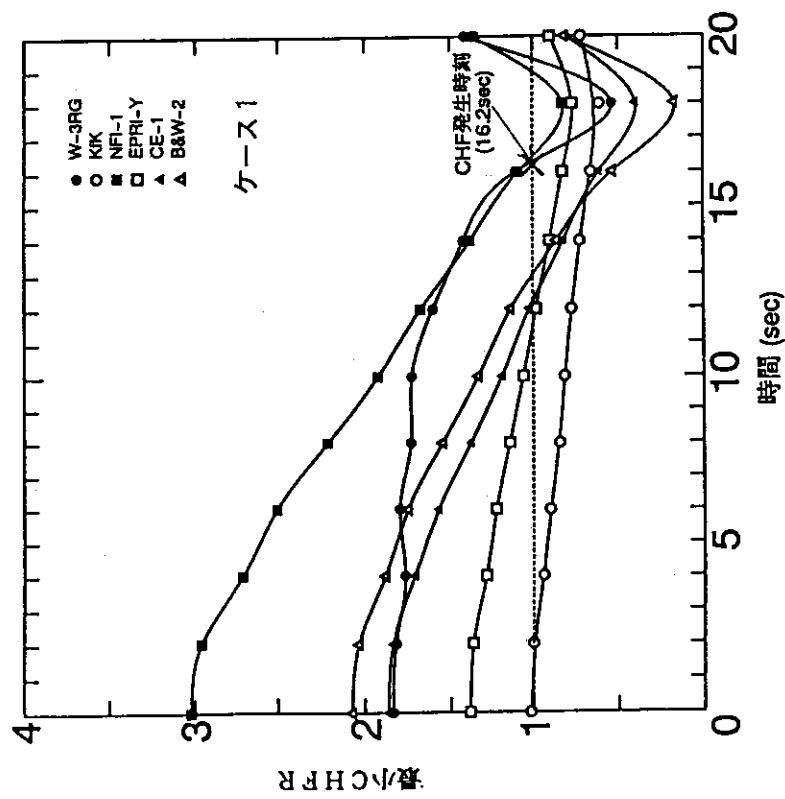
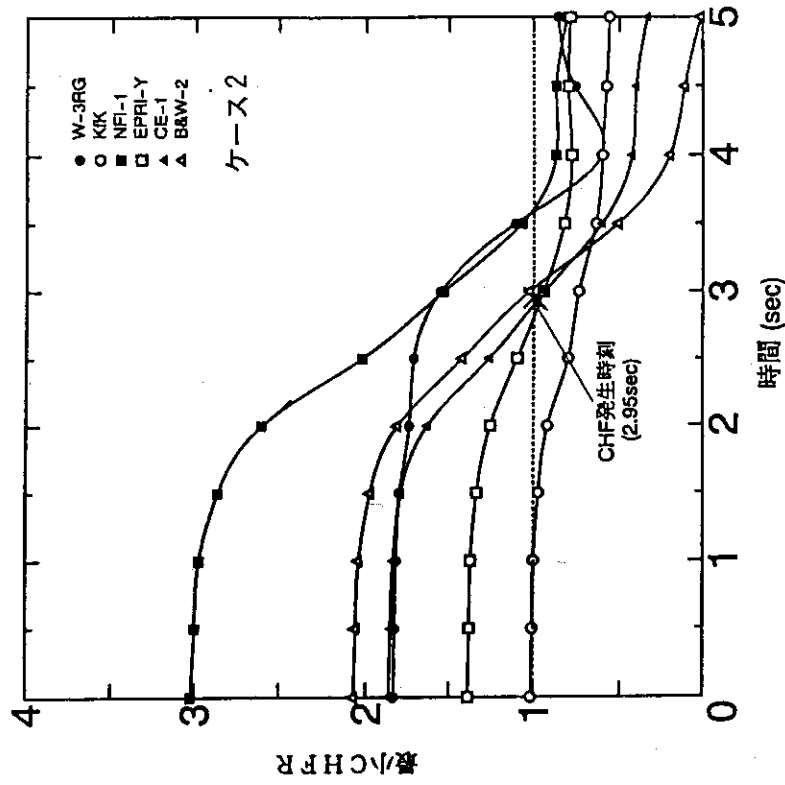


Fig. 3. 4. 1 (B) 流量低下CHF実験計算結果 (B機関)

— 最小CHFR変化 —



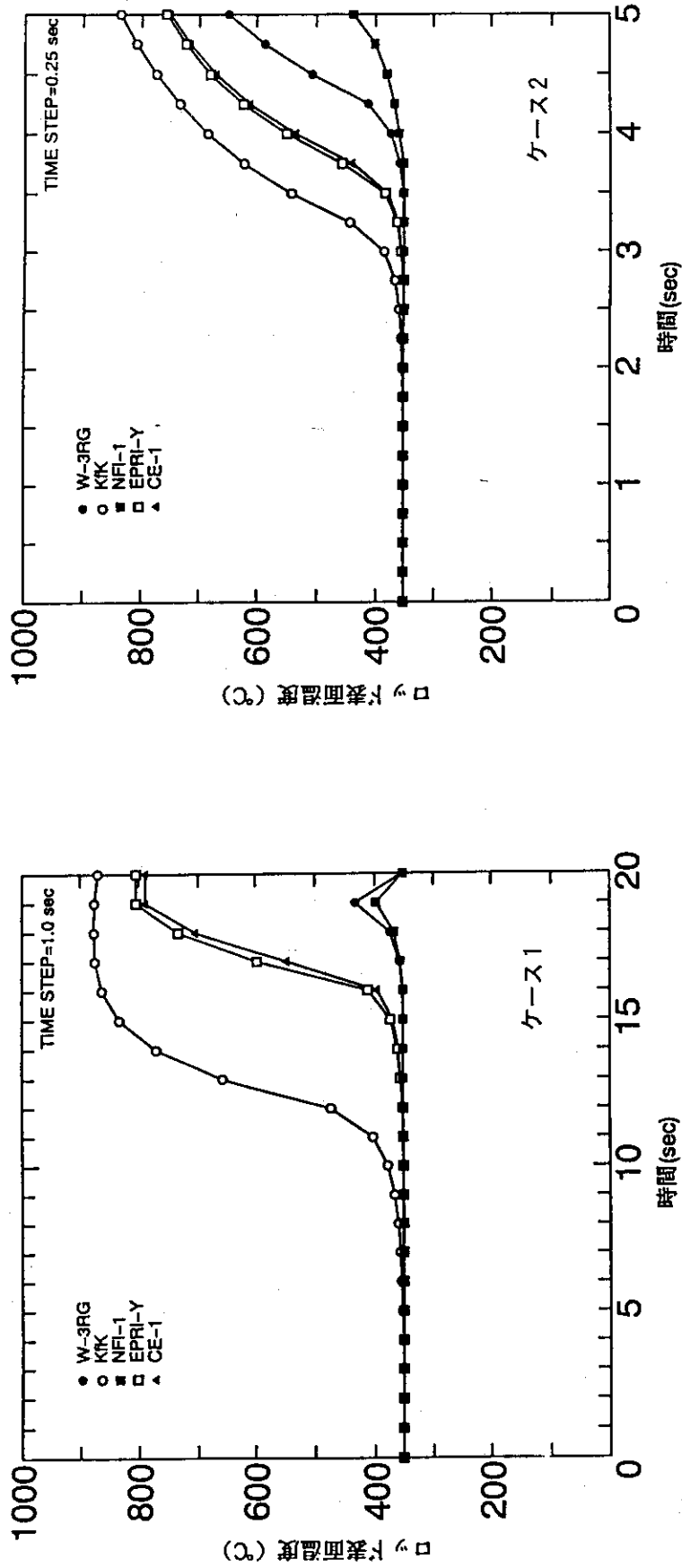


Fig. 3.4.1(19) 流量低下CHF実験計算結果 (B機関)

— ロッド表面温度変化 (CHF発生のタイミングの相関式依存性) —

## 3.4.2 C機関の計算結果

## (1) 解析コード

3次元ドリフトフラックス・サブチャンネル解析コード(MIDAC)

## (2) 解析モデル

解析に用いた主要な構成モデルを以下に示す。

モデル	使用相関式
サブチャンネル間乱流混合	Rowe/Angle相関式
軸方向気液速度差	均質流モデル
軸方向2相圧力損失	Novendstern相関式
サブクール沸騰	Laheyのモデル
限界熱流束予測	三角配列に対するWSC-2相関式 Weisman-Peiの現象論的モデル

また解析はFig. 3.4.2(1)に示すように対象条件を利用し2チャンネルに流路分割し実施した。

## (3) 解析条件

解析を行った試験ケースとその条件をTable 3.4.2(1)に示す。

## (4) 解析結果

## (a) 準定常CHF試験

三角配列に対するWSC-2相関式とWeisman-Peiの現象論的モデルを用いて限界熱流束現象を生ずる出力条件を予測し、実験で得られた値と比較した。

サブチャンネル冷却材条件の予測精度の限界熱流束予測側への影響をみるため、サブチャンネル間乱流混合についてRowe/Angleの相関式による値をそのまま用いた場合と、その値の0.5倍を用いた場合の2ケースにつき解析を実施した。

解析結果を纏めてTable 3.4.2(2)に示す。これより以下のことが言える。

- ・ ここで実施した解析ではWSC-2相関式もWeisman-Peiの現象論的モデルもほぼ実測と比較して過大な限界出力を与える。
- ・ Rowe/Angle相関式によって与えられる混合係数を1/2にすると、管群中央のエンタルピ上昇が増大し、限界出力の予測値は減少する。減少はWSC-2相関式、Weisman-Peiのモデルとも5%程度であり比較的大きい。これは対象としている実験の管群サイズが小さく、かつ三角配列のため中央チャンネルと外周チャンネルの出力/流量比の差が大きいこと、および発熱長が小さいためサブチャンネル間乱流混合という点で

- 発達領域にあるためと考えられる。
- ・ 流量が小さい条件を除けばWSC-2相関式とWeisman-Peiのモデルの予測限界出力の差は比較的小さい。
  - ・ 限界熱流束は実験ではいずれの条件でも1.49m位置で生じているのに対し、予測計算では出力レベルが1ステップ高い上流側の1.42m位置で生じている。これはグリッド直下流で予想される流れの乱れの限界熱流束への効果が、予測計算で考慮されていないことに起因していると考えられる。

Fig. 3.4.2(2), (3)には参考のため実験の限界熱流束条件での各サブチャンネルのボイド率、質量流量の軸方向分布を示す。(乱流混合はRowe/Angle相関式)

(b) 流量低下非定常実験

非定常試験中出力はほぼ一定に保たれているため、限界熱流束現象が発生するまでは発熱管の温度変化は小さい。このため解析では発熱管より冷却材への熱流束は過渡変化中一定と仮定し、発熱管内の熱伝導計算は行なわなかった。

サブチャンネル解析は準定常試験の場合と同一のモデルを使用した。なおサブチャンネル間混合係数は、準定常試験データ解析結果を参考にRowe/Angle相関式の与える値の0.5倍とした。

解析結果を実験データと対比しTable 3.4.2(3)に示す。

中央ロッドの実験での熱流束とWSC-2相関式およびWeisman-Peiのモデルによって予測された限界熱流束の時間変化の比較をそれぞれFig. 3.4.2(4), (5)に示す。なお熱流束は予測計算で最も余裕の小さな1.42m位置で比較した。

これらより以下のことが言える。

- ・ Weisman-Peiの現象論的モデルは限界熱流束発生時間を早めに予測する。一方WSC-2相関式は実験とほぼ同等の限界熱流束発生時間を与えている。
- ・ 準定常試験と同様発生位置については予測できていない。

参考のためFig. 3.4.2(6), (7)に1.42m位置の流量、ボイド率の時間変化の計算値を示す。

Table 3.4.2(1) 解析ケースおよび条件

## 準定常CHF実験

	Run番号	圧力 (Mpa)	入口温度 (°C)	入口質量速度 (kg/m <sup>2</sup> s)	中央ロット*出力 (kw)
S-1	2402	15.9	312	1125	(33.0)*
S-2	2307	16.0	290	1859	(52.3)*
S-3	2520	15.9	261	2041	(73.1)*

## 流量低下非定常CHF実験

	Run番号	圧力 (Mpa)	入口温度 (°C)	入口質量速度 (kg/m <sup>2</sup> s)	中央ロット*出力 (kw)
T-1	607	15.4	291	(3200)**	50.9
T-2	611	15.5	290	(3200)**	60.0

\* 実験の限界熱流束発生条件での値

\*\* 初期条件

Table 3.4.2(2) 予測計算による限界出力と限界熱流束発生位置

## ①サブチャンネル間乱流混合をRowe/Angle相関式とした場合

	Run番号	WSC-2相関式			Weisman-Peiのモデル		
		限界出力 <sup>1</sup> (kw)	限界出力比 <sup>2</sup>	限界熱流束発生位置 <sup>3</sup> (m)	限界出力 <sup>1</sup> (kw)	限界出力比 <sup>2</sup>	限界熱流束発生位置 <sup>3</sup> (m)
S-1	2402	38.5	1.17	1.42	34.9	1.06	1.42
S-2	2307	63.2	1.21	1.42	62.1	1.19	1.42
S-3	2520	80.0	1.09	1.42	80.0	1.09	1.42

## ②サブチャンネル間乱流混合をRowe/Angle相関式の0.5倍とした場合

	Run番号	WSC-2相関式			Weisman-Peiのモデル		
		限界出力 <sup>1</sup> (kw)	限界出力比 <sup>2</sup>	限界熱流束発生位置 <sup>3</sup> (m)	限界出力 <sup>1</sup> (kw)	限界出力比 <sup>2</sup>	限界熱流束発生位置 <sup>3</sup> (m)
S-1	2402	36.0	1.09	1.42	32.6	0.99	1.42
S-2	2307	59.9	1.15	1.42	58.5	1.12	1.42
S-3	2520	76.4	1.05	1.42	75.8	1.04	1.42

<sup>1</sup> 中央ロッドの予測出力<sup>2</sup> 予測出力/実測出力<sup>3</sup> 発熱部下端よりの位置

Table 3.4.2(3) 流量低下非定常試験解析結果

	Run番号	限界熱流束現象発生時間 (Sec)		
		実験値	WSC-2	Weisman-Pei
T-1	607	17.6	17.9	16.7
T-2	611	3.95	4.0	3.8

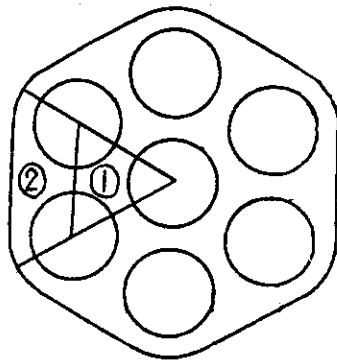


Fig. 3.4.2(1) 限界熱流束計算体系

— C機関 —

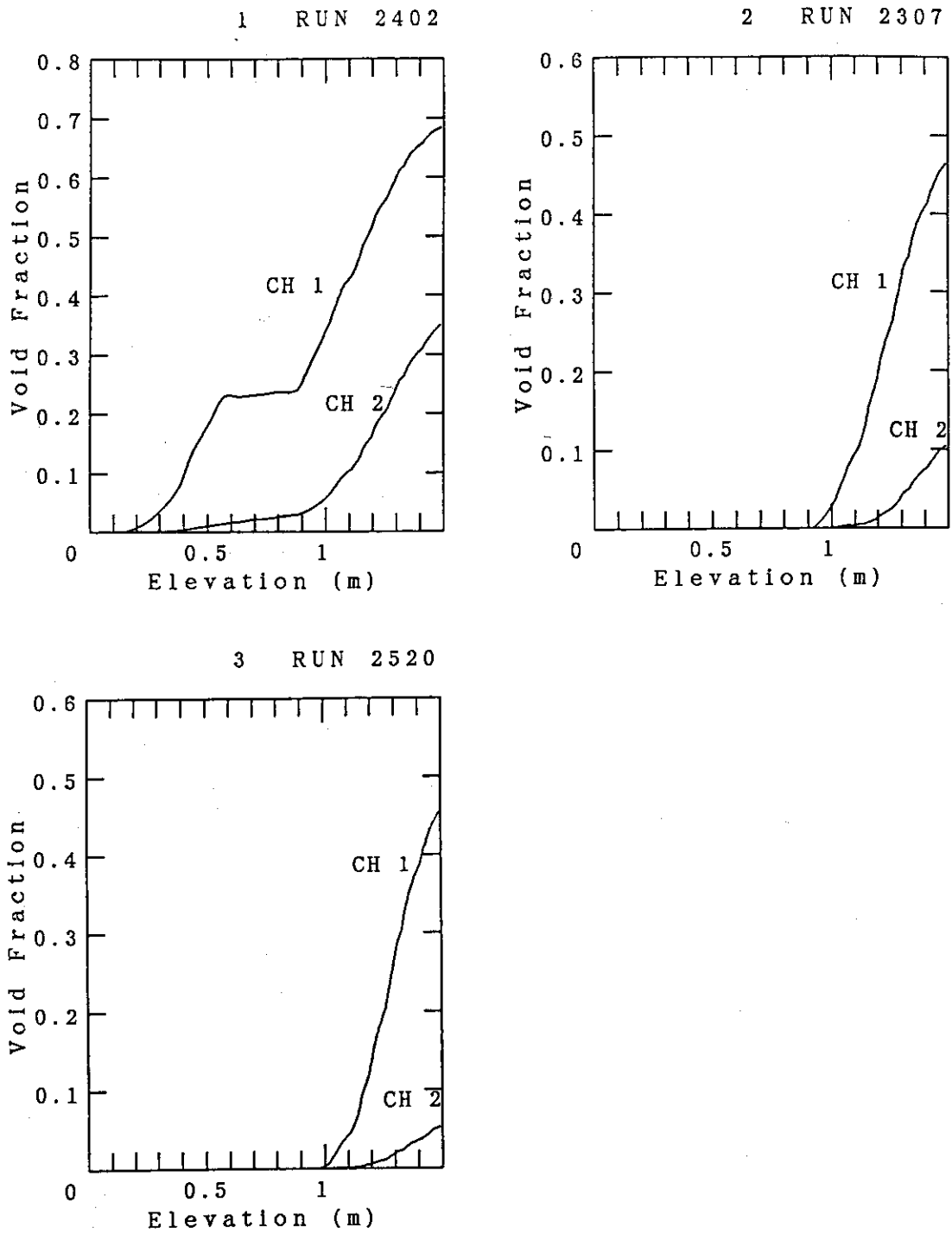


Fig. 3.4.2(2) 定常CHF実験計算結果 (C機関)  
 — ボイド率軸方向分布 —

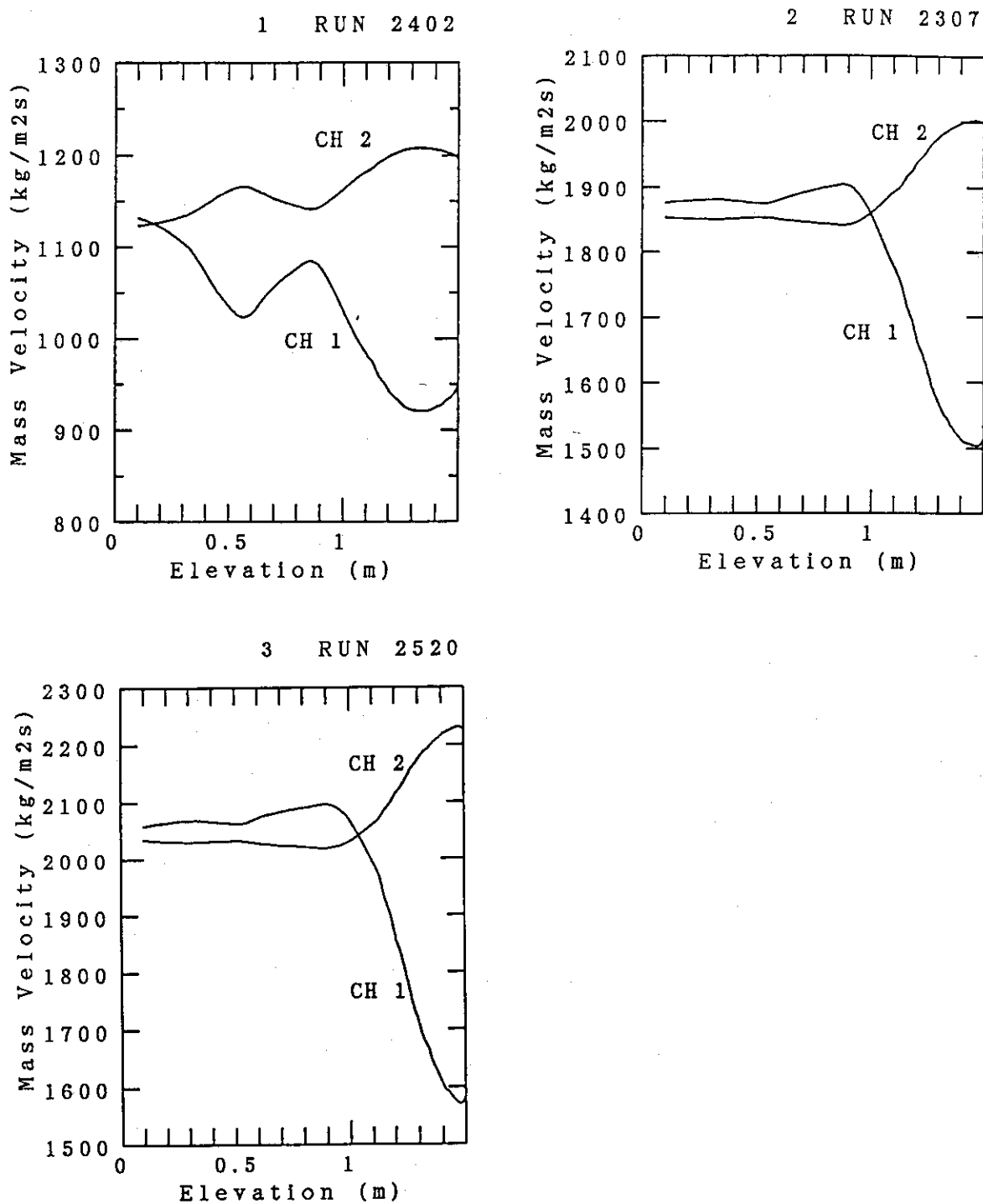


Fig. 3.4.2(3) 定常CHF実験計算結果 (C機関)  
 — 質量流量の軸方向分布 —



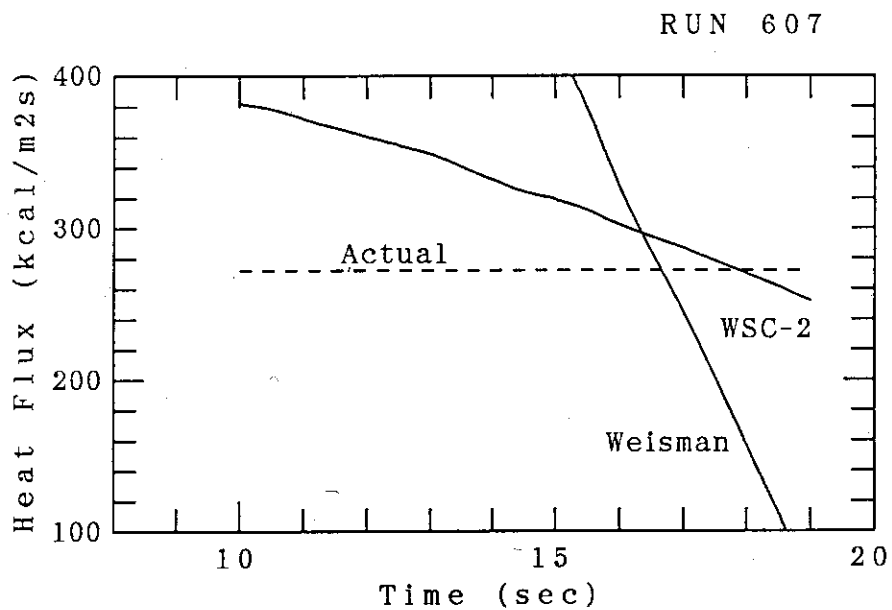


Fig. 3.4.2(4) 流量低下CHF実験計算結果 (C機関)

— 実験での熱流束と限界流束の比較 (遅い流量低下) —

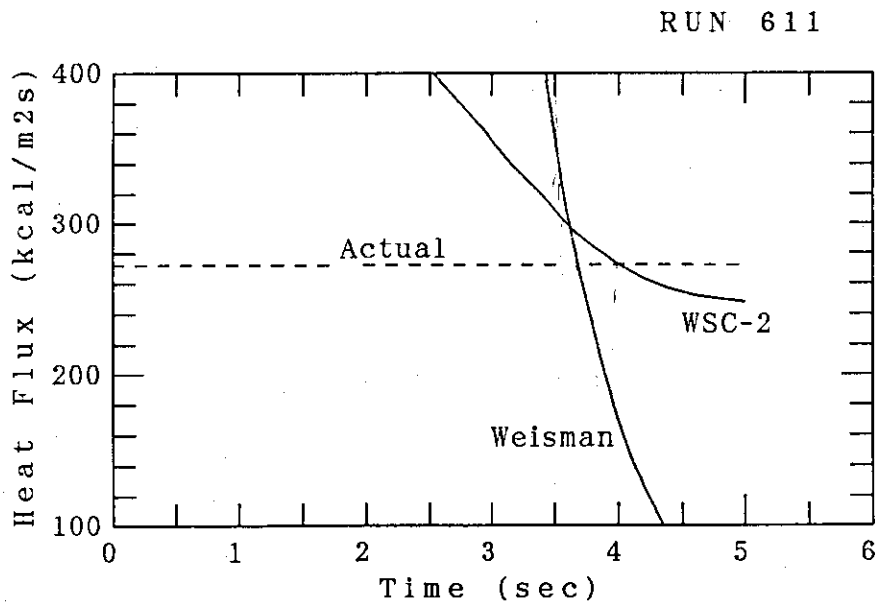


Fig. 3.4.2(5) 流量低下CHF実験計算結果 (C機関)

— 実験での熱流束と限界流束の比較 (速い流量低下) —

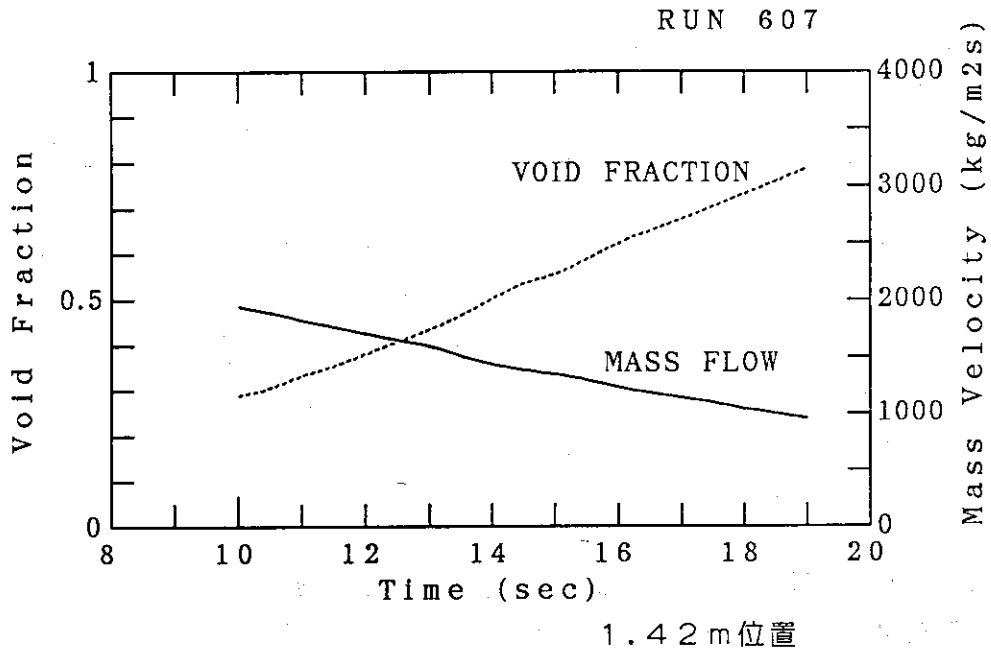


Fig. 3.4.2(6) 流量低下CHF実験計算結果 (C機関)

— 流量、ボイド率の時間変化 (遅い流量低下) —

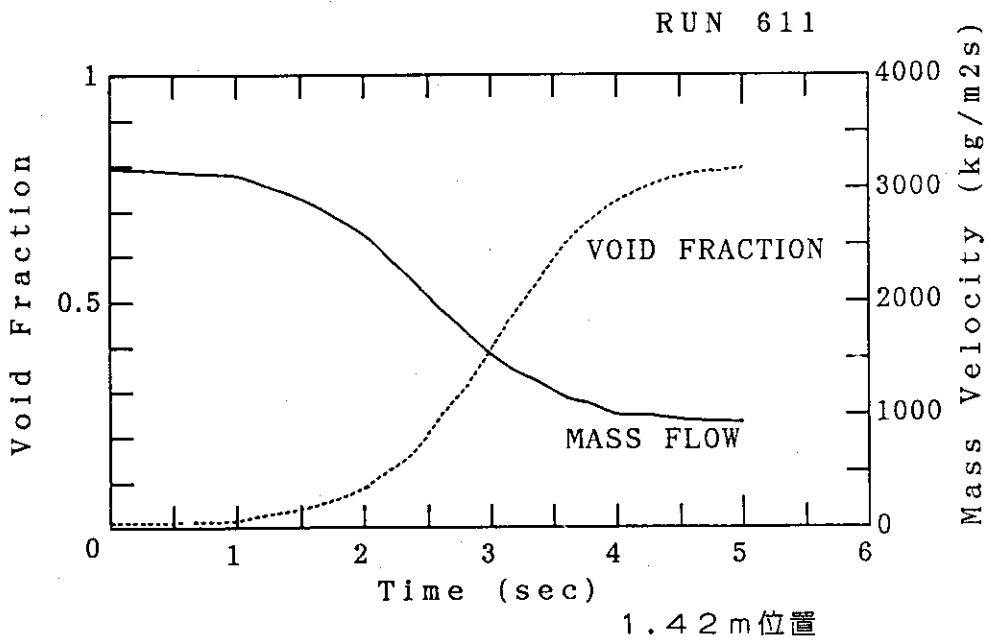


Fig. 3.4.2(7) 流量低下CHF実験計算結果 (C機関)

— 流量、ボイド率の時間変化 (速い流量低下) —

### 3.5 問題4-②：液滴発生・付着(高圧蒸気-水)の計算結果

#### 3.5.1 A機関の計算結果

(1) 解析に用いたノーディングをFig. 3.5.1(1)に示す。ノード長は、3in(76.2mm)である。

(2) オリジナル版による5ケースの計算に加え、改良版による計算を1ケース実施し、その結果を示した。Fig. 3.5.1(2)にエントレインメント量の実験値と解析値の比較を示し、Fig. 3.5.1(3)~3.5.1(8)に各ケース及び改良版によるケースの計算結果を示す。また、Fig. 3.5.1(9)と3.5.1(10)にそれぞれオリジナル版と改良版によるエントレインメント量計算値と実験値との比較を示す。

#### (3) まとめ

オリジナル版では、エントレインメント量としては、実験データを旨く予測しているものの、計算結果を詳細に見ると、中間クオリティ領域での一致が悪いなど、一部に問題点が見られる。改良版では、エントレインメント量だけ見ればオリジナル版と殆ど変わらないが、オリジナル版で見られたそれらの問題点が現れない。

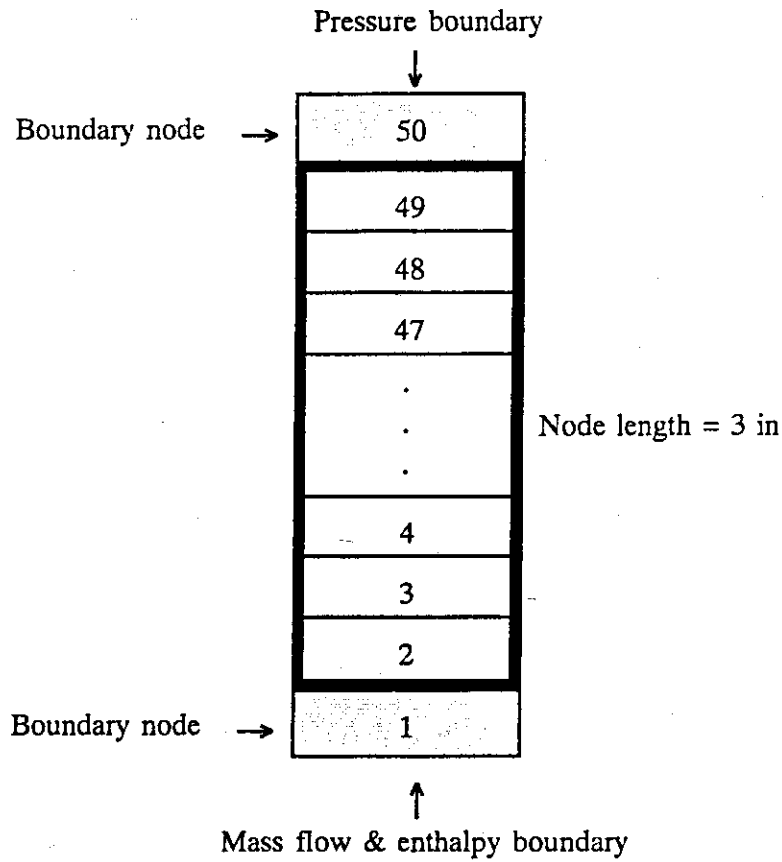


Fig. 3.5.1(1) 液滴発生・付着（高圧蒸気-水）解析ノーディングモデル（A機関）

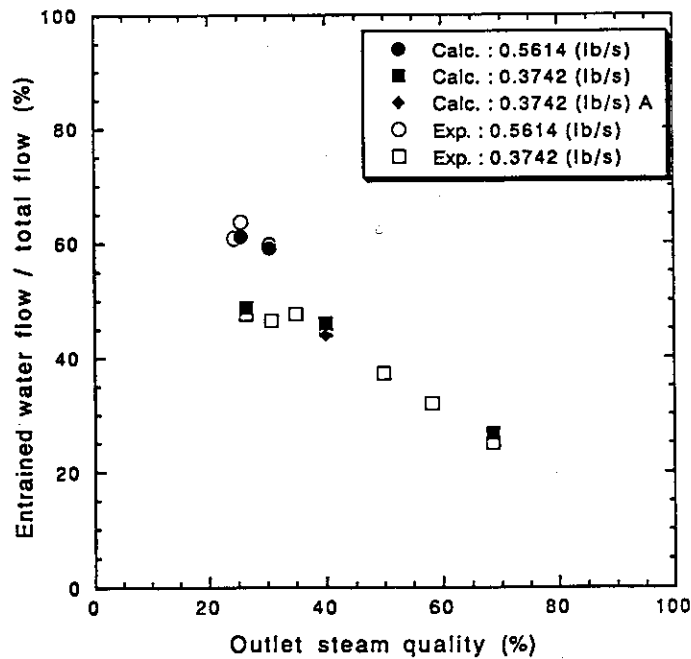
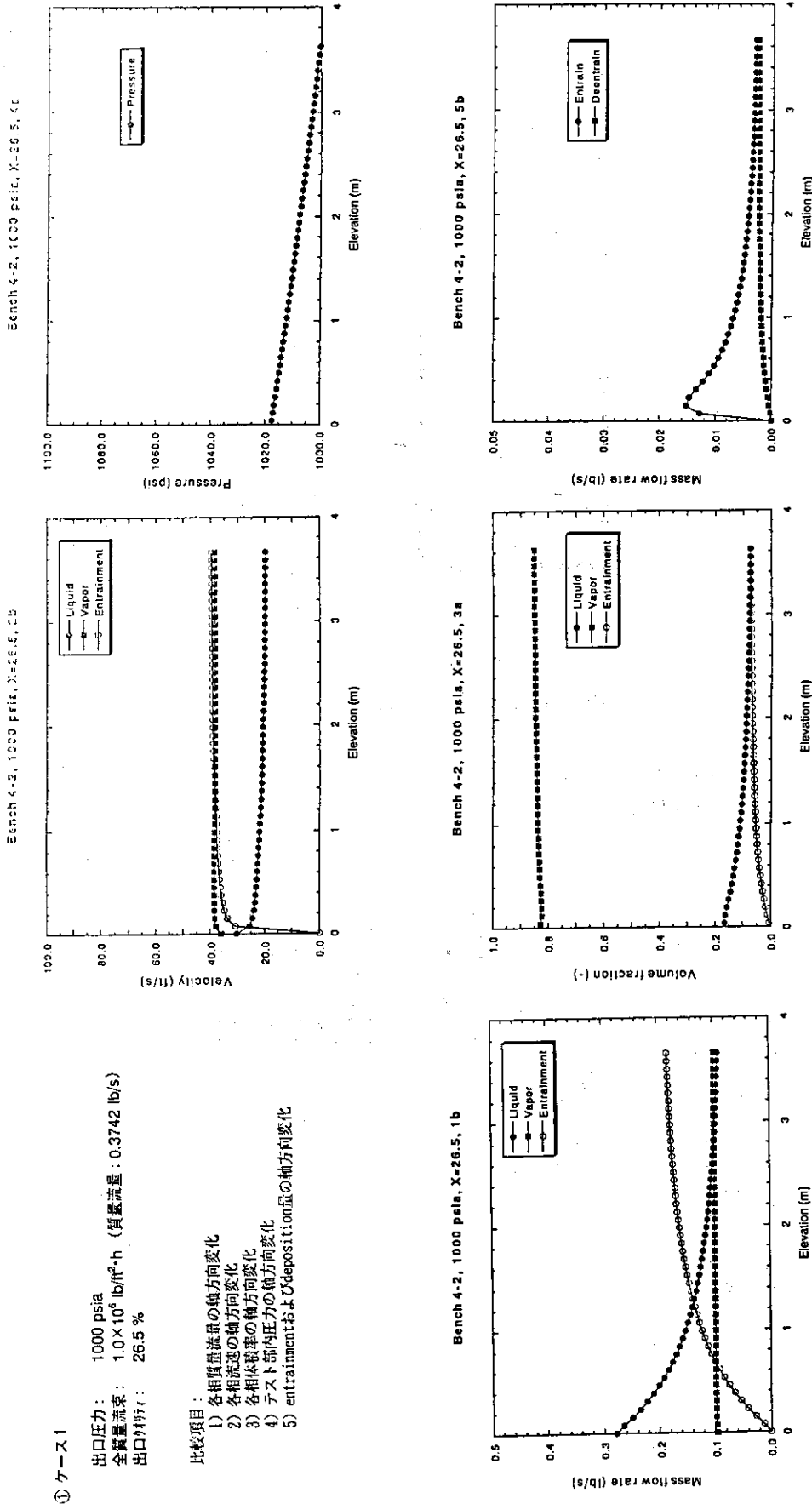


Fig. 3.5.1(2) エントレインメント量の実験値と解析値の比較（1000psia）



① ケース1

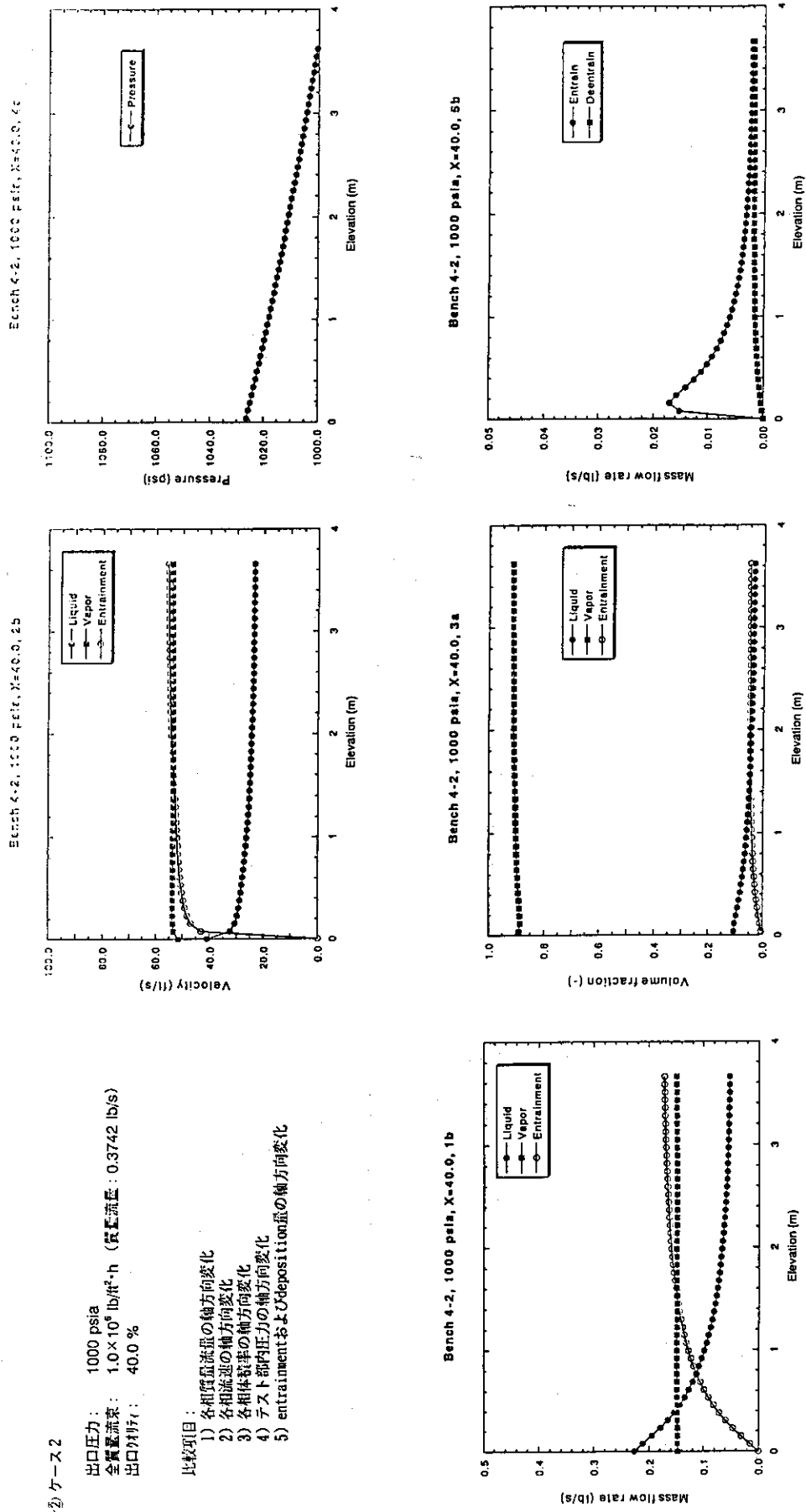
出口圧力: 1000 psia  
 全質量流量:  $1.0 \times 10^6$  lb/hr (質量流量: 0.3742 lb/s)  
 出口質量割合: 26.5 %

比較項目:

- 1) 各相質量流量の軸方向変化
- 2) 各相流速の軸方向変化
- 3) 各相体積率の軸方向変化
- 4) テスト管内圧力の軸方向変化
- 5) entrainmentおよびdeposition量の軸方向変化

Fig. 3.5.1(3) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (A機関)

— ケース1 —



ケース2

出口圧力: 1000 psia  
 全質量流量:  $1.0 \times 10^6$  lb/ft<sup>2</sup>·h (質量流量: 0.3742 lb/s)  
 出口割合: 40.0 %

- 比較項目:
- 1) 各相質量流量の軸方向変化
  - 2) 各相流速の軸方向変化
  - 3) 各相体積率の軸方向変化
  - 4) テスト部内圧力の軸方向変化
  - 5) entrainmentおよびdeposition量の軸方向変化

Fig. 3.5.1(4) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (A機関)

— ケース2 —

ケース3

出口圧力: 1000 psia  
 全質量流量:  $1.0 \times 10^5 \text{ lb/hr}$  (質量流量: 0.3742 lb/s)  
 出口分率: 68.5 %

比較項目:

- 1) 各相質量流量の軸方向変化
- 2) 各相流速の軸方向変化
- 3) 各相体積率の軸方向変化
- 4) テスト管内圧力の軸方向変化
- 5) entrainmentおよびdepositionの軸方向変化

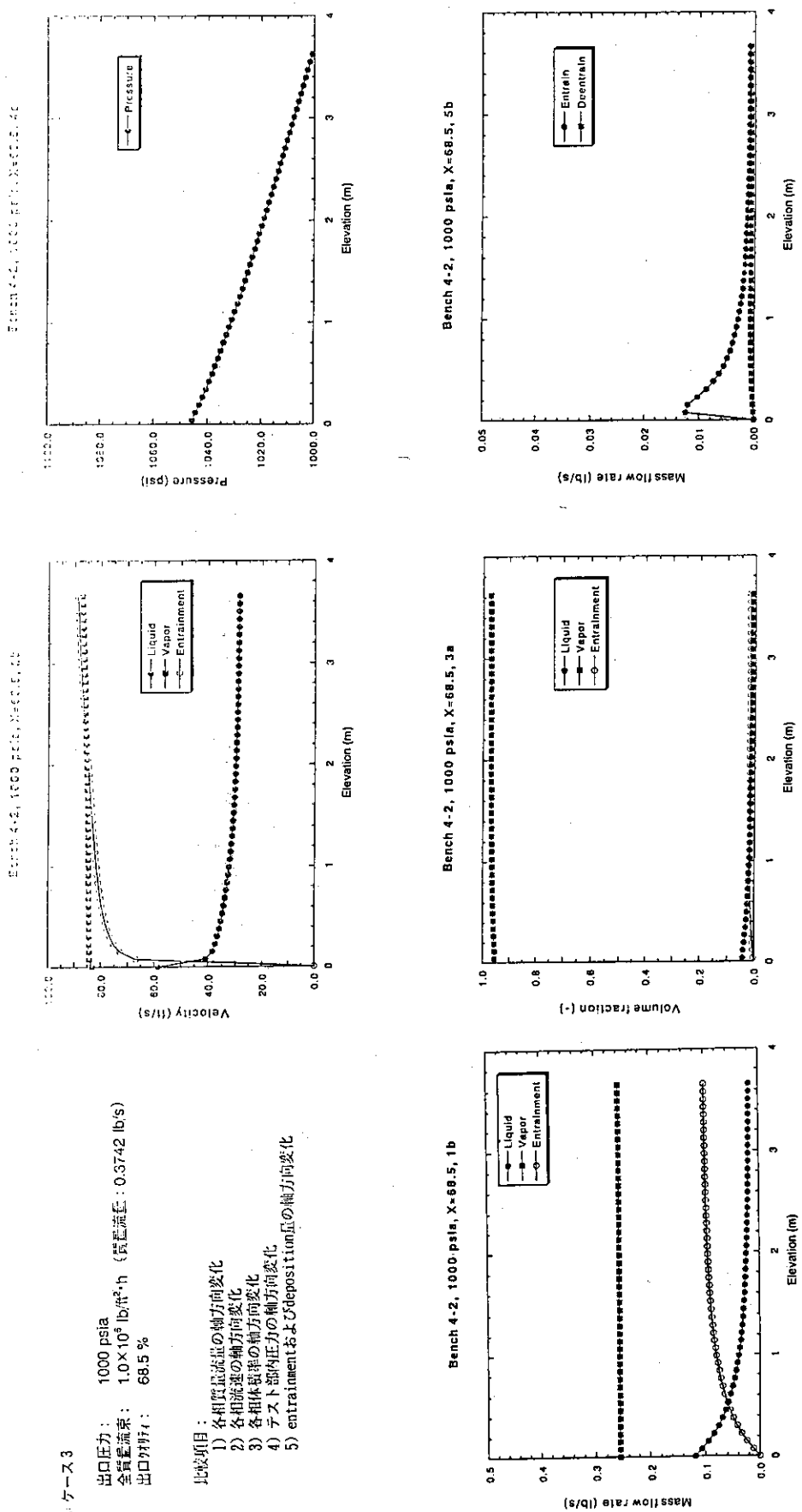


Fig. 3.5.1(5) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (A機関)

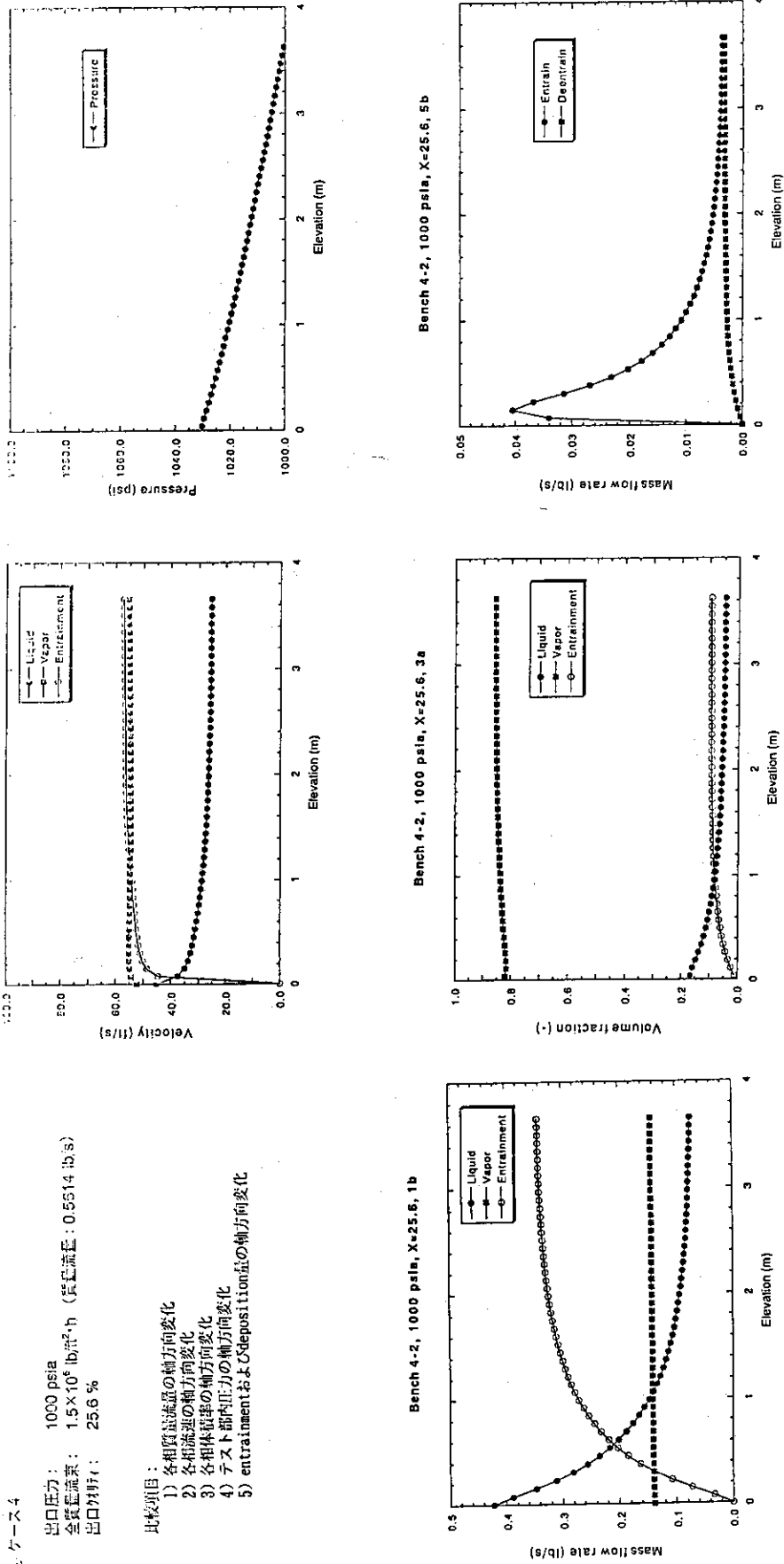
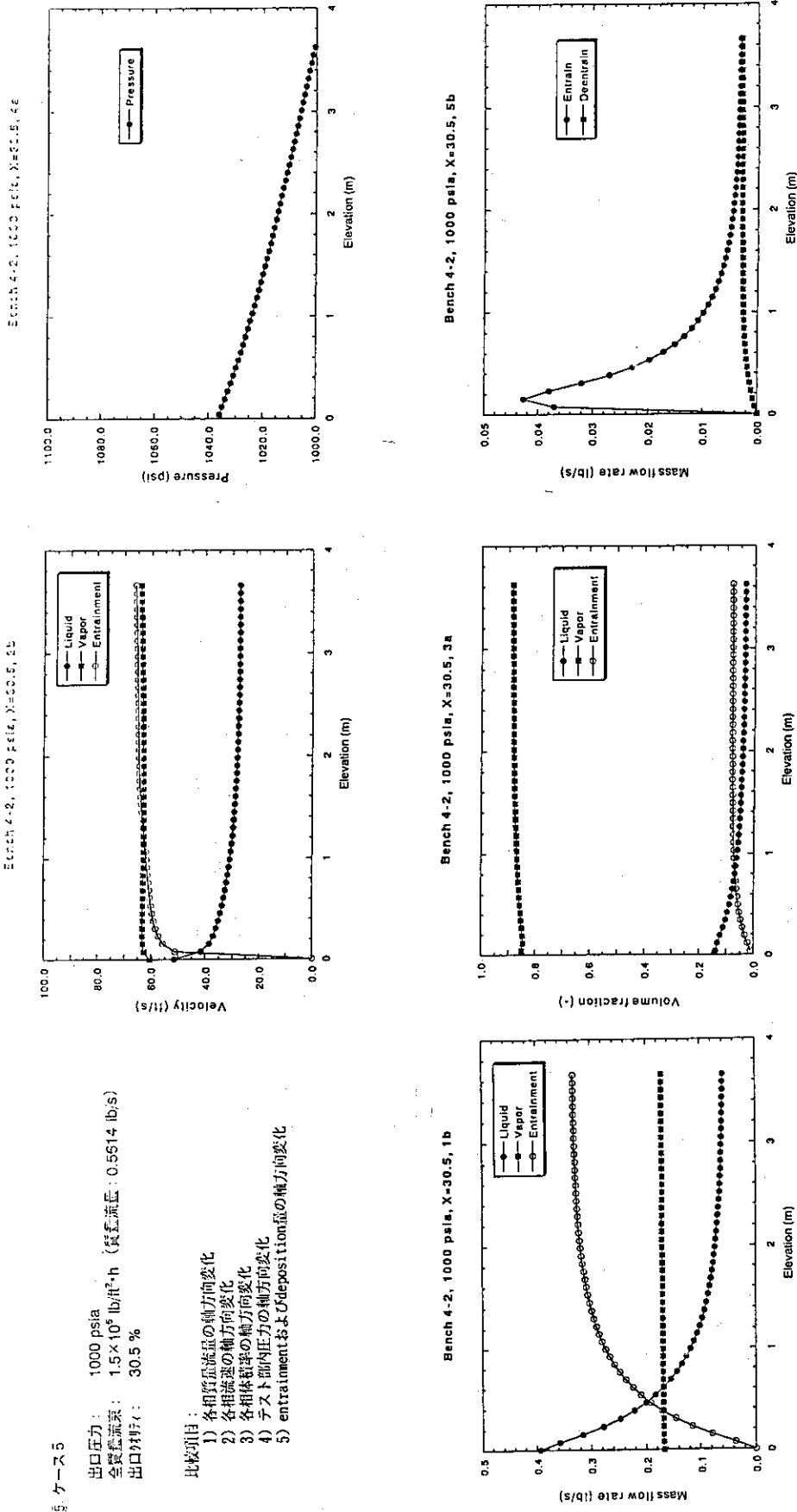


Fig. 3.5.1(6) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (A 機関)

— ケース 4 —





5. ケース5

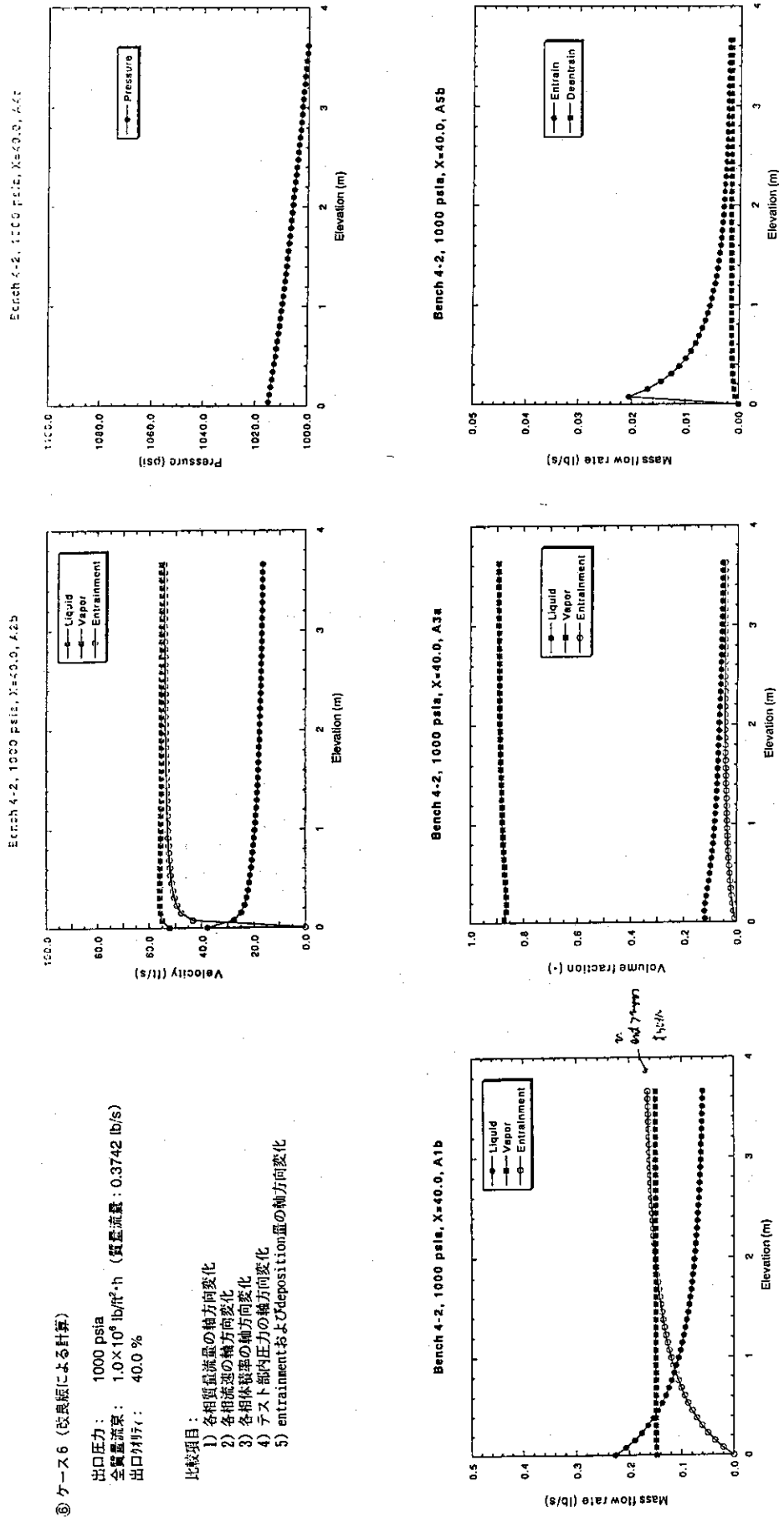
出口圧力: 1000 psia  
 全質量流量:  $1.5 \times 10^5 \text{ lb}/\text{ft}^2 \cdot \text{h}$  (質量流量: 0.5614 lb/s)  
 出口材質: 30.5 %

比較項目:

- 1) 各相質量流量の軸方向変化
- 2) 各相流速の軸方向変化
- 3) 各相体積率の軸方向変化
- 4) チェスト部内圧力の軸方向変化
- 5) entrainmentおよびdeposition量の軸方向変化

Fig. 3.5.1 (7) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (A機関)

— ケース5 —



⑥ ケース6 (改良版による計算)

出口圧力: 1000 psia  
 全質量流量:  $1.0 \times 10^6 \text{ lb/ft}^2 \cdot \text{h}$  (質量流量: 0.3742 lb/s)  
 出口材質: 40.0 %

- 比較項目:
- 1) 各相質量流量の軸方向変化
  - 2) 各相流速の軸方向変化
  - 3) 各相体積率の軸方向変化
  - 4) テスト部内圧力の軸方向変化
  - 5) entrainmentおよびdeposition量の軸方向変化

Fig. 3.5.1(8) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (A 機関)

— ケース6 —

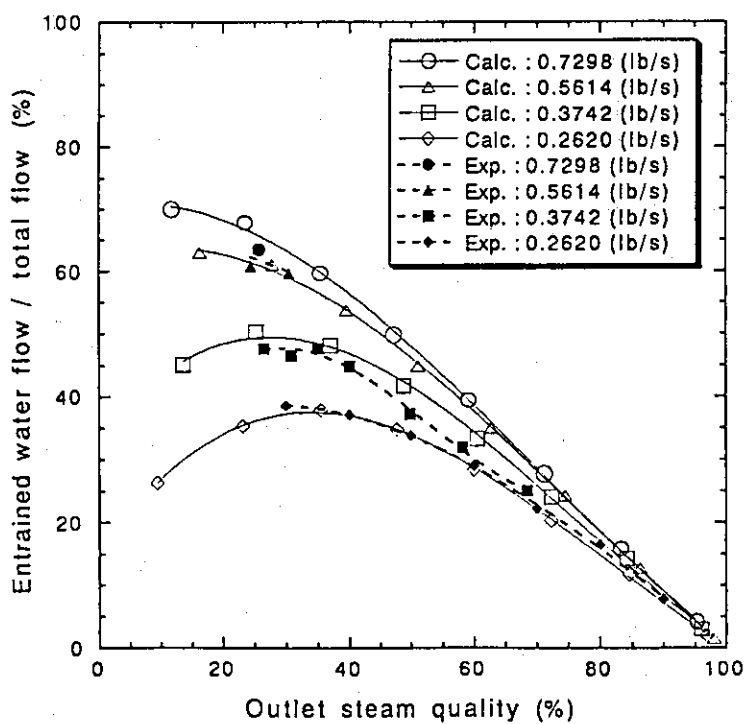
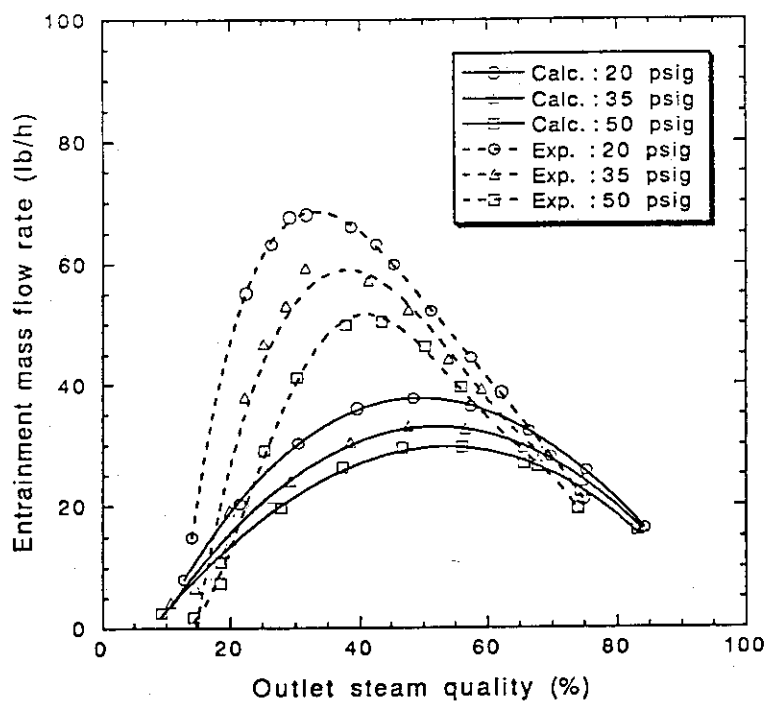


Fig. 3.5.1(9) オリジナル版による計算結果と実験結果との比較

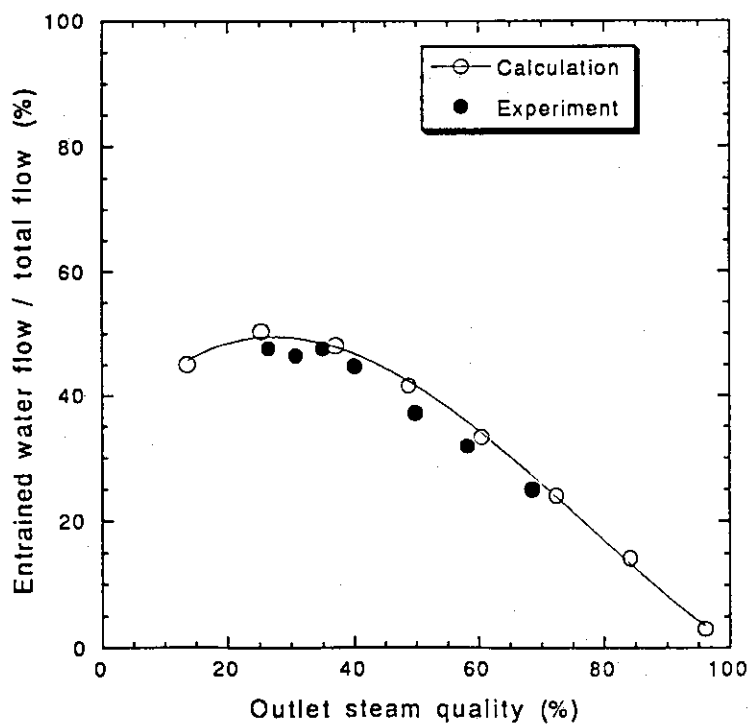
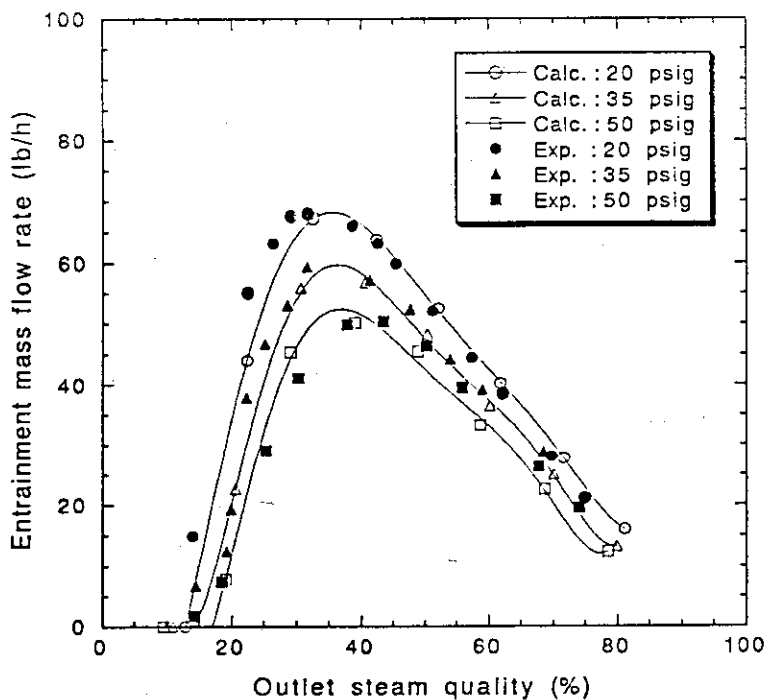


Fig. 3. 5. 1 (10) 改良版による計算結果と実験結果との比較

## 3.5.2 B機関の計算結果

## 1. 使用計算コード

単チャンネル環状流解析コードFTAC

- ・平衡液滴密度：Huchinson & Whalleyに基づく相関式  $C_e = f(\tau m / \sigma)$
- ・液滴付着係数： $K = f(\sigma, \tau, \mu)$
- ・圧力及びクオリティは出口測定値と等しく平衡であると仮定する。

## 2. 解析ケース

解析ケースと試験Run No. の関係を下に示す。

解析ケース	試験Run No.	質量流速 (lb/ft <sup>2</sup> -h)	出口クオリティ (%)
1	6	$1.0 \times 10^6$	26.5
2	9	$1.0 \times 10^6$	40.0
3	16	$1.0 \times 10^6$	68.5
4	12	$1.5 \times 10^6$	25.6
5	13	$1.5 \times 10^6$	30.5

## 3. 解析結果

Table 3.5.2(1)に比較解析結果をまとめる。

1～5の各解析ケース毎に以下パラメータの軸方向変化をFig. 3.5.2(1)～(5)に示す。

- ・各相(蒸気相, 液膜, エントレインメント)の質量流量
- ・各相(蒸気相, 液膜)の流速
- ・各相(蒸気相, 液膜)の体積率
- ・液滴発生及び付着量

Table 3.5.2(1) 比較解析結果のまとめ

Run No.	実験条件		液膜流量 (lb/hr)		エンリッチメント (lb/hr)	
	質量流束 (lb/ft <sup>2</sup> /hr)	出口効率 (%)	実験値	解析値	実験値	解析値
6	$1.0 \times 10^6$	26.5	350	305	646	691
9	$1.0 \times 10^6$	40.0	207	288	609	528
16	$1.0 \times 10^6$	68.5	86	198	339	227
12	$1.5 \times 10^6$	25.6	219	489	1303	1033
13	$1.5 \times 10^6$	30.5	200	486	1215	929

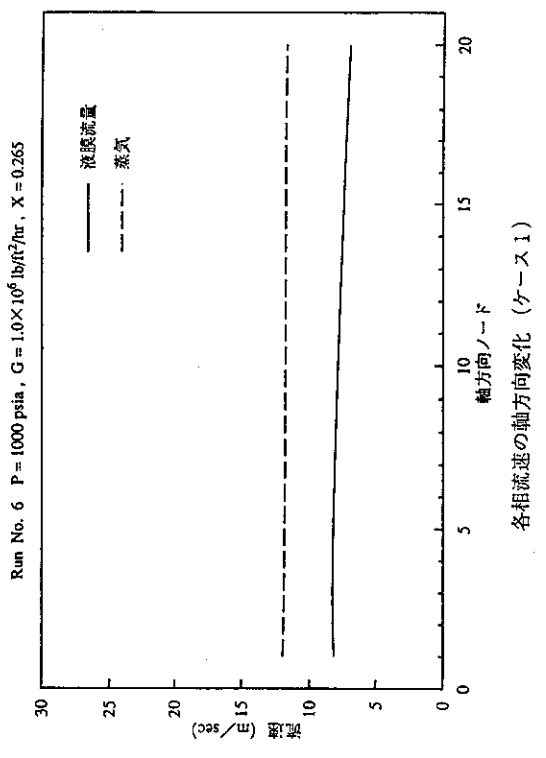
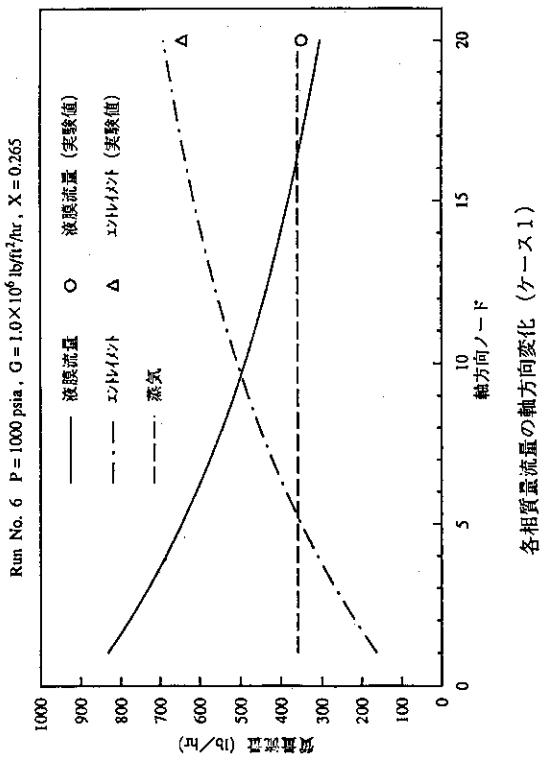
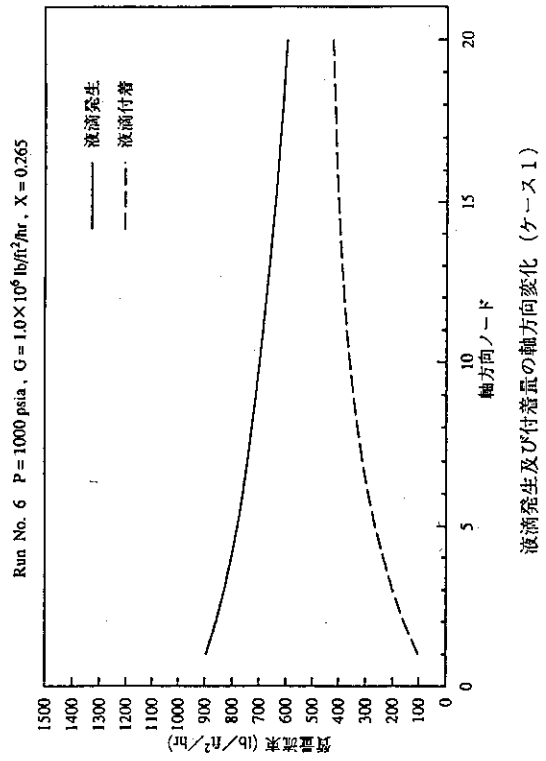
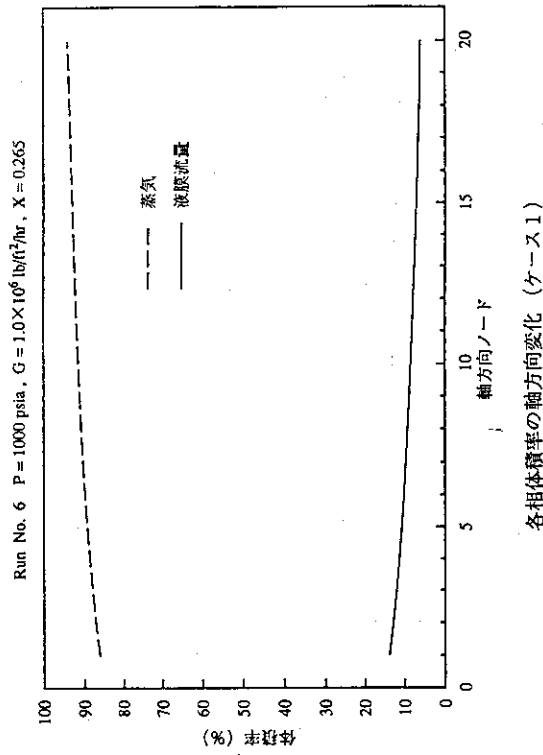


Fig. 3.5.2(1) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (B機関)

— ケース1 —

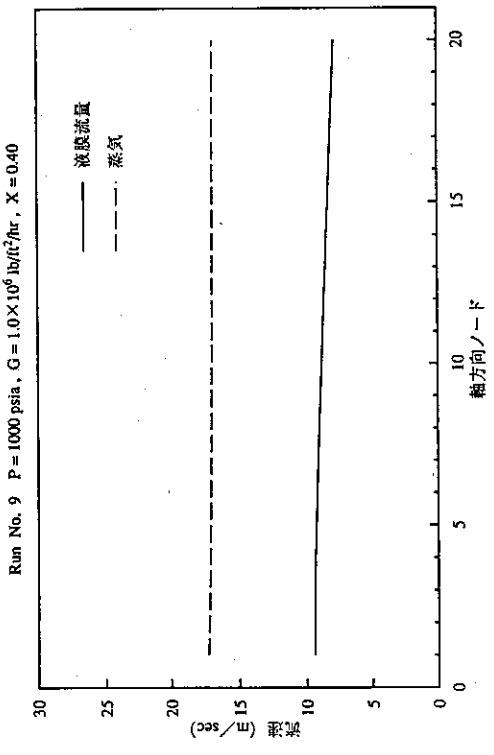
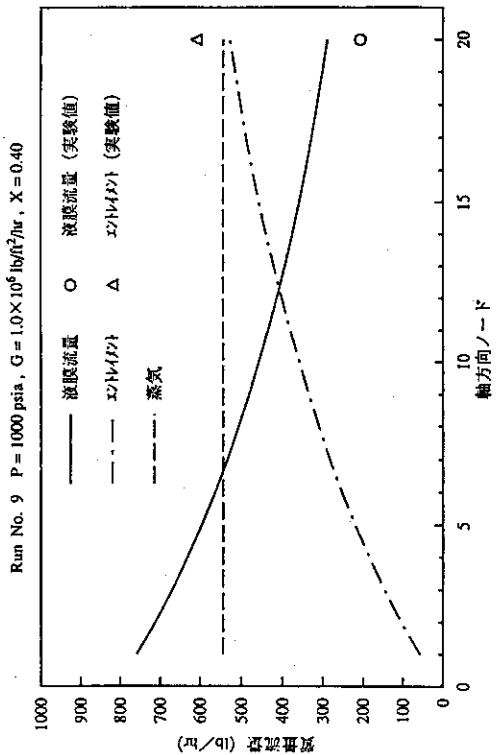
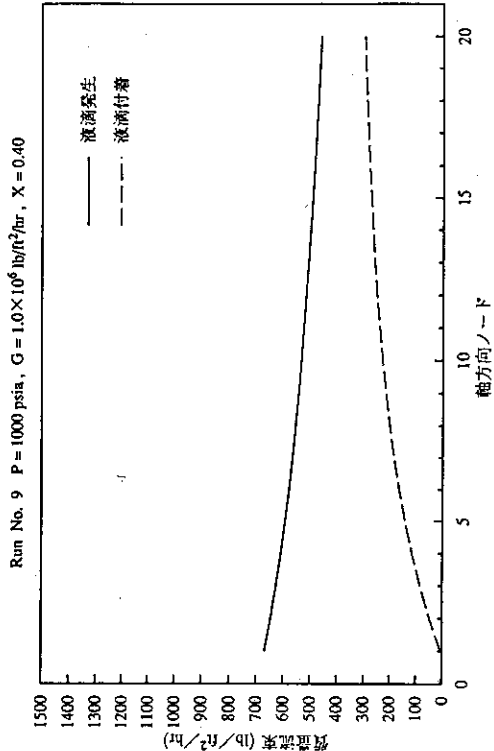
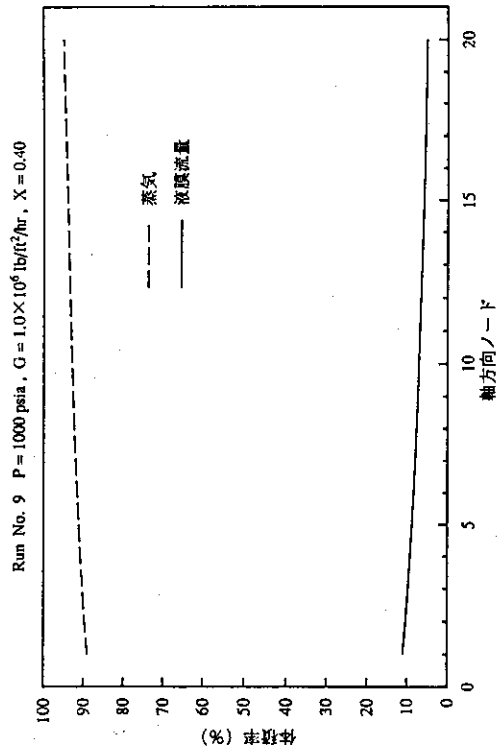
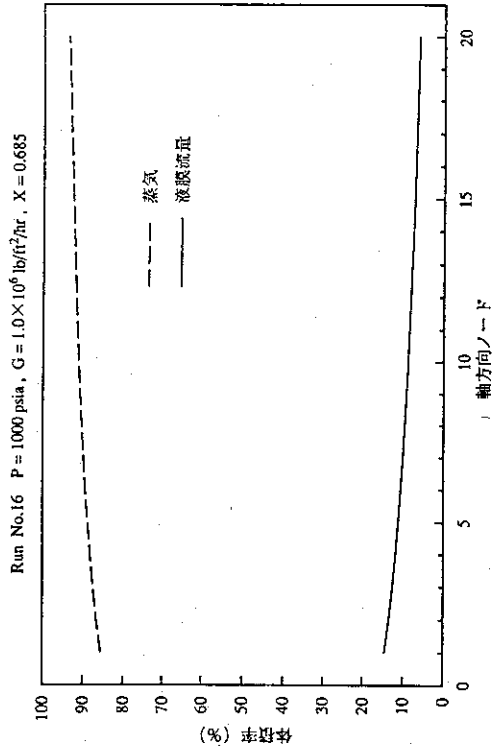


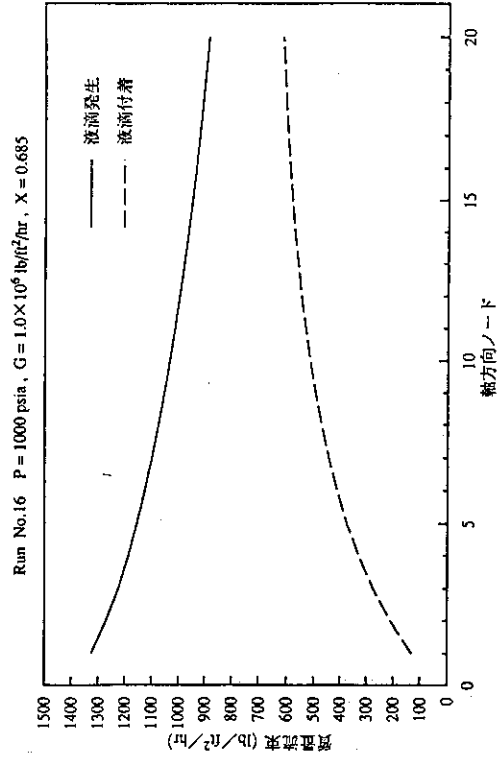
Fig. 3.5.2(2) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (B機関)

— ケース2 —

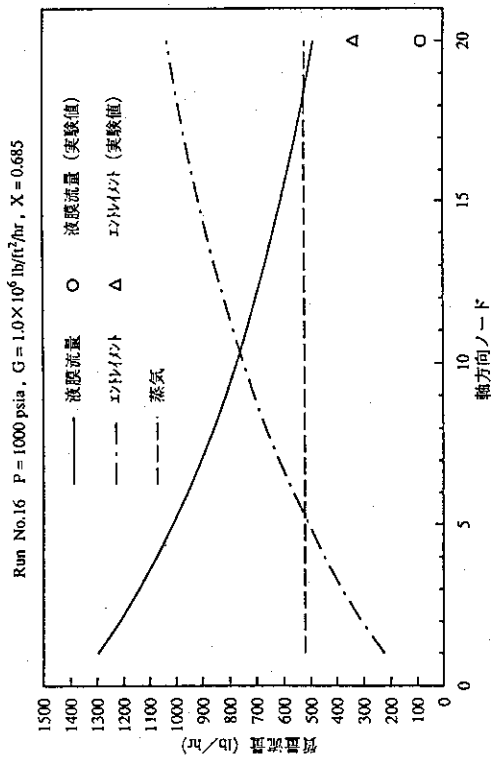




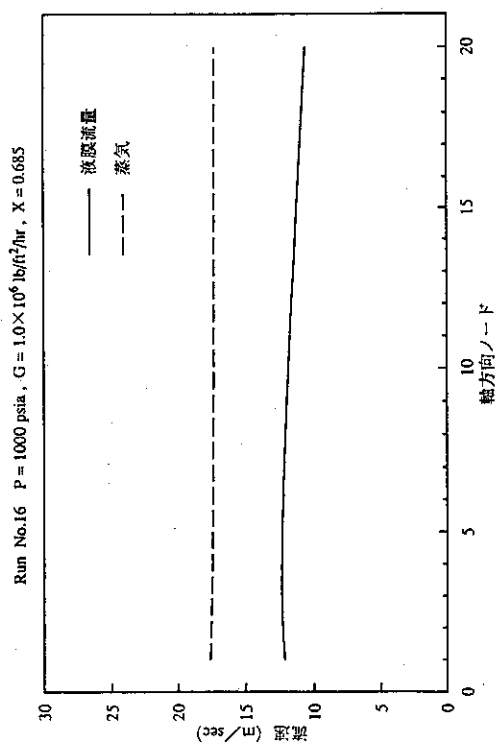
各相体積率の軸方向変化 (ケース3)



液滴発生及び付着量の軸方向変化 (ケース3)



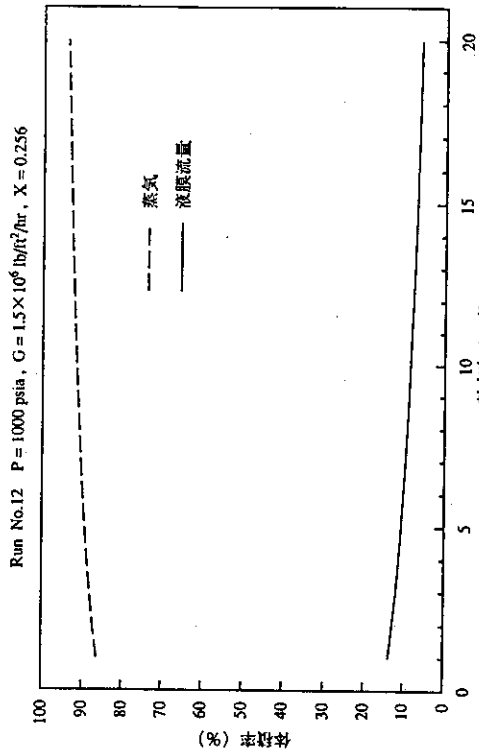
各相質量流量の軸方向変化 (ケース3)



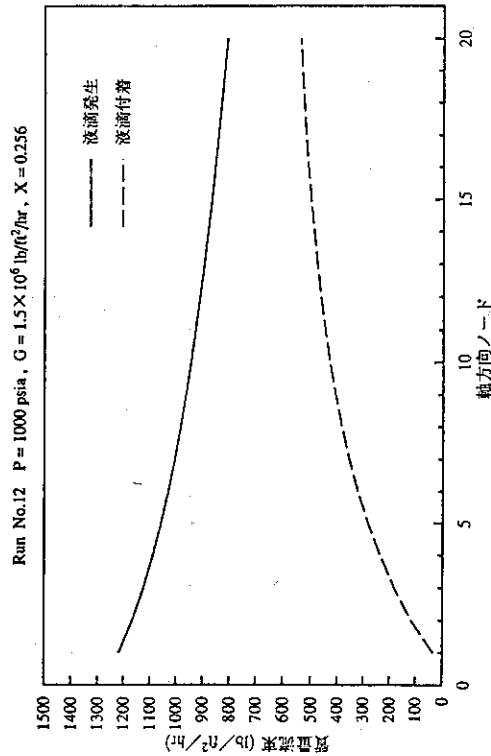
各相流速の軸方向変化 (ケース3)

Fig. 3.5.2 (3) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (B機関)

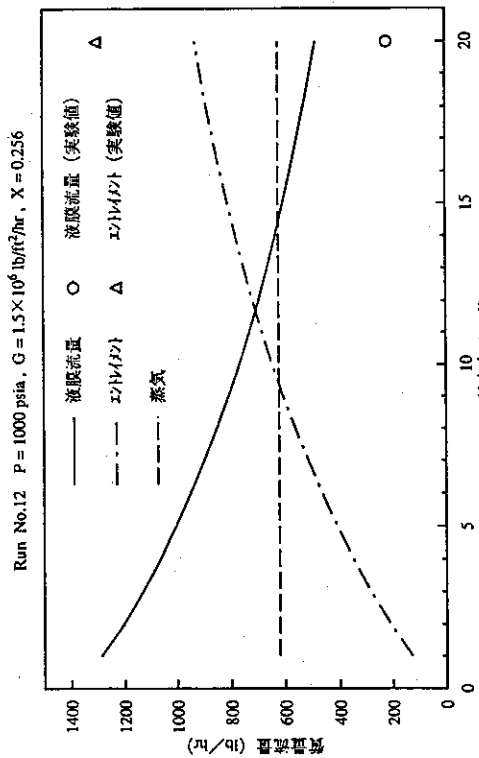
— ケース3 —



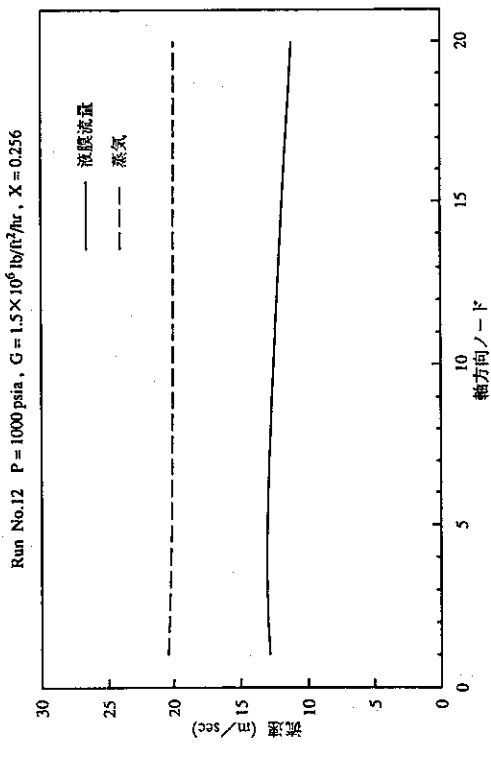
各相体積率の軸方向変化 (ケース4)



液滴発生及び付着量の軸方向変化 (ケース4)



各相質量流量の軸方向変化 (ケース4)



各相流速の軸方向変化 (ケース4)

Fig. 3.5.2(4) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (B機関)

— ケース4 —

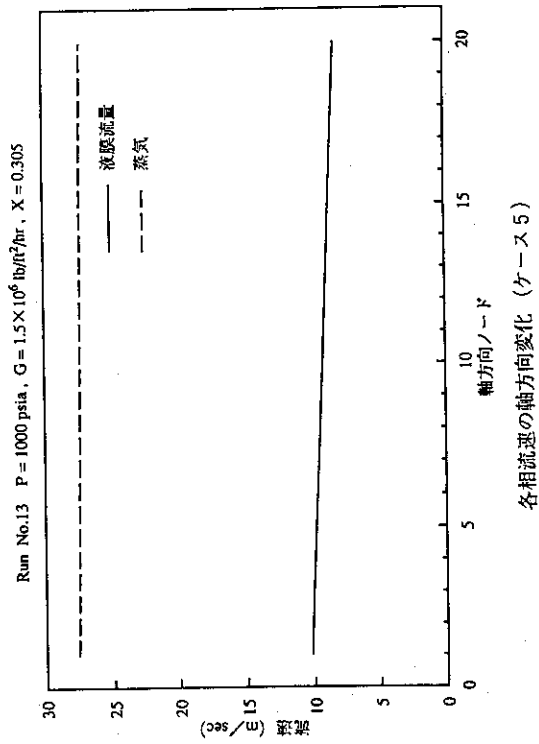
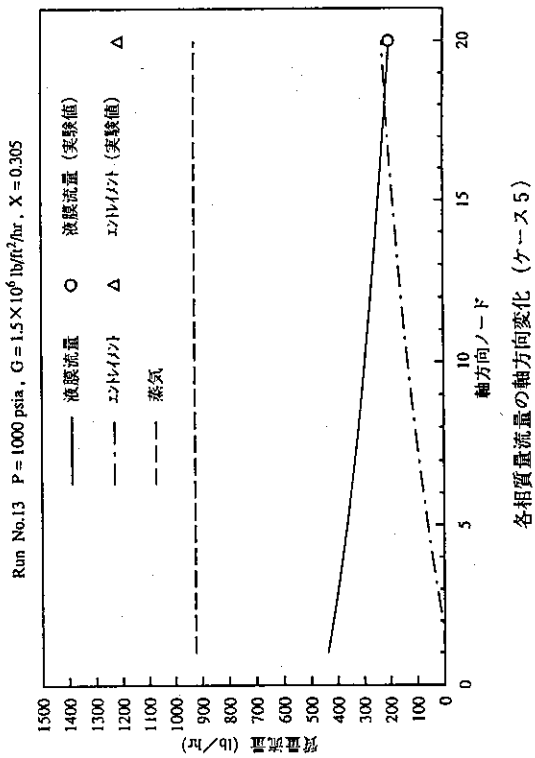
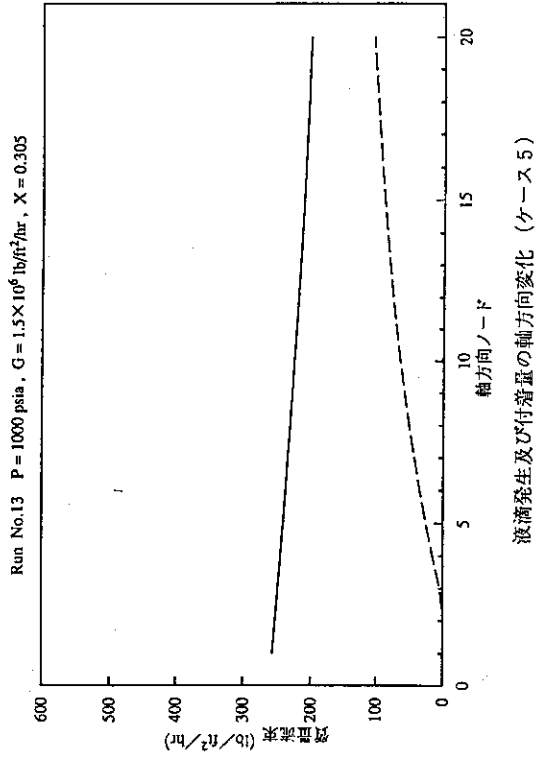
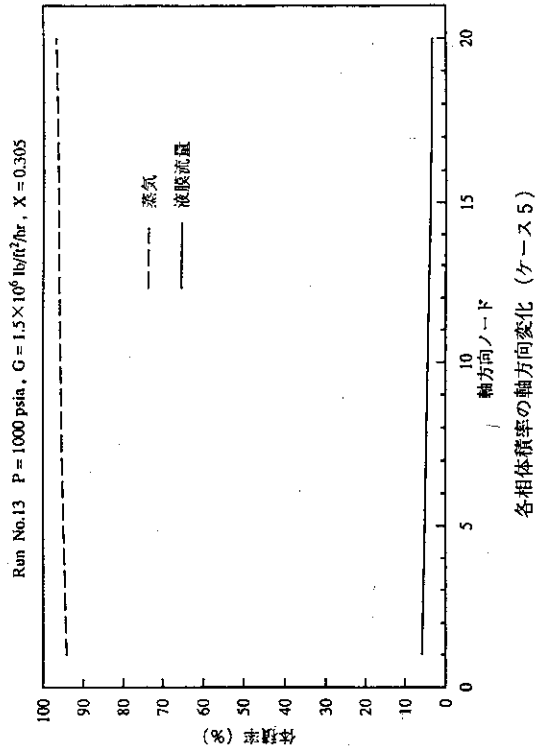
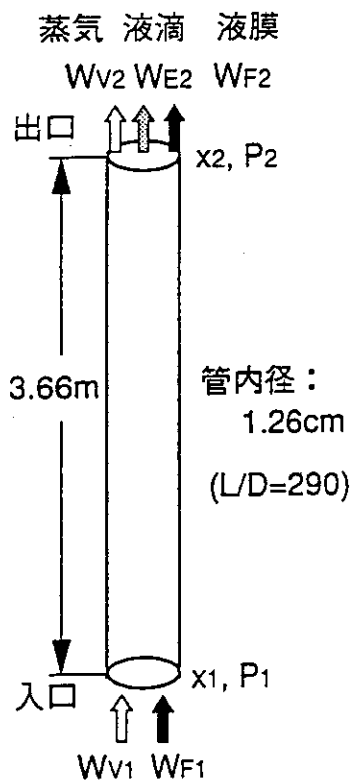


Fig. 3. 5. 2 (5) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (B 機関)

— ケース5 —

### 3.5.3 D機関の計算結果

#### 1. 解析条件



$$W_{TOT} = W_{V1} + W_{F1} = W_{V2} + W_{F2} + W_{D2} = \text{const.}$$

$$P_2 = 6.9 \text{ MPa} = \text{const.}$$

CASE	G(kg/m <sup>2</sup> s)	x <sub>2</sub>	Exp. Run No.
1	1360	0.265	6
2	1360	0.400	9
3	1360	0.685	16
4	2040	0.256	12
5	2040	0.305	13

#### 2. 解析条件および方法

解析条件(入口):

液滴流量(kg/s) = 0

液膜流量 =  $W_{F1}$

蒸気流量 =  $W_{V1}$

方法:

軸方向ノード分割=100

#### 3. 解析結果

Fig. 3.5.3(1)に各ケースの質量流量の計算結果と実測値との比較を示す。

Fig. 3.5.3(2)に各ケースの液滴伝達率と液滴発生率の計算結果を示す。

Table 3.5.3に各ケースの解析結果を示す。

#### 4. 解析に用いた評価式

##### (1) ボイド率

$$\alpha = \frac{x}{C_o \left( x + \frac{\rho_v}{\rho_l} (1-x) \right) + \frac{\rho_v V_D}{G}} \quad (1)$$

ここで

$$\left. \begin{aligned} C_o &= \beta \left[ 1 + \left( \frac{1}{\beta - 1} \right)^{(\rho_v/\rho_l)^{0.1}} \right] \\ \beta &= \frac{x}{x + (1-x) \rho_v/\rho_l} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$V_D = 1.18 [g \sigma (\rho_l - \rho_v)^{0.25} \frac{1-x}{\rho_l^{0.5}}] \quad (3)$$

(2) 圧力損失

$$-\frac{dP}{dZ} = [\alpha \rho_v + (1-\alpha) \rho_l] g + \left[ \frac{Pe}{A} f \frac{G^2}{2 \rho_l} \right] \Phi_{TF}^2 \quad (4)$$

$\Phi_{TF}^2$  : Martinelli-Nelson相関式

f : Corebrook式

(3) 液滴伝達率, 液滴発生率

$$D = kC = k \left[ \frac{Gd}{Gd/\rho_l + G_v/\rho_v} \right] \quad (5)$$

$$E = kC_{eq} \quad (6)$$

液滴伝達係数kは以下に示すKattoの相関式<sup>(7)</sup>より求める。

$$k = \begin{cases} 0.405 \sigma^{0.915}, & \sigma \leq 0.0383 \text{ N/m} \\ 9.48 \times 10^4 \sigma^{4.70}, & \sigma > 0.0383 \text{ N/m} \end{cases} \quad (7)$$

また平衡液滴濃度 $C_{eq}$ はHutchinsonらのデータ<sup>(8)</sup>をフィッティングした以下に示す関係式より求める。

$$C_{eq} = \begin{cases} 186.349 \left( \frac{\tau \delta}{\sigma} \right)^2 + 0.185919 \left( \frac{\tau \delta}{\sigma} \right) - 0.0171915 & (\tau \delta / \sigma) \leq 0.047 \\ 92.6903 \left( \frac{\tau \delta}{\sigma} \right)^2 + 10.5584 \left( \frac{\tau \delta}{\sigma} \right) - 0.309705 & 0.047 < (\tau \delta / \sigma) \leq 0.1 \\ 51.6429 \left( \frac{\tau \delta}{\sigma} \right)^2 + 27.1302 \left( \frac{\tau \delta}{\sigma} \right) - 1.65863 & 0.1 < (\tau \delta / \sigma) \leq 0.3 \\ 145.8329 \left( \frac{\tau \delta}{\sigma} \right)^{2.13707} & (\tau \delta / \sigma) > 0.3 \end{cases} \quad (8)$$

(8)式中の界面剪断力 $\tau$ は以下の関係式より求める。

$$\left. \begin{aligned} \tau &= \frac{1}{2} f_{int} \rho_{vc} V_{vc}^2 \\ V_{vc} &= \left[ \frac{Gd}{\rho_l} + \frac{G_v}{\rho_v} \right] \\ \rho_{vc} &= \left[ \frac{Gd + G_v}{V_{vc}} \right] \\ f_{int} &= f_v \left( 1 + 360 \frac{\delta}{De} \right) \\ f_v &= 0.0791 Re_{vc}^{-0.25} \\ Re_{vc} &= \frac{(Gd + G_v) De}{\mu_v} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

また、液膜厚さ $\delta$ は次に示す関係式より求める

$$\left( \frac{dP}{dZ} \right)_f = \frac{d\delta}{De} \cdot \left( \frac{dP}{dZ} \right)_{TF} \quad (10)$$

ここで

$$\left. \begin{aligned} \left( \frac{dP}{dZ} \right)_{TF} &= \frac{4\tau_i}{De} \\ \left( \frac{dP}{dZ} \right)_f &= 2f_f \frac{G_f^2}{\rho_l De} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

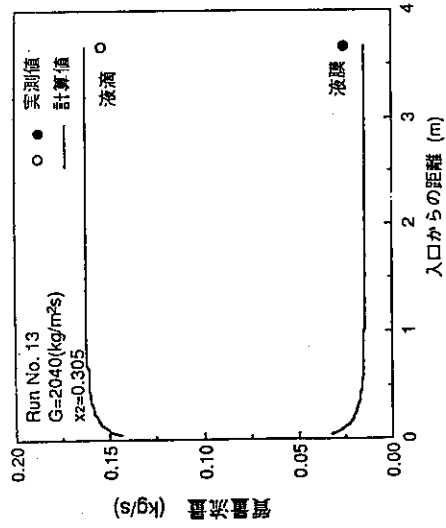
(4) 液膜流量、液滴流量

液膜流量の流れ方向変化は

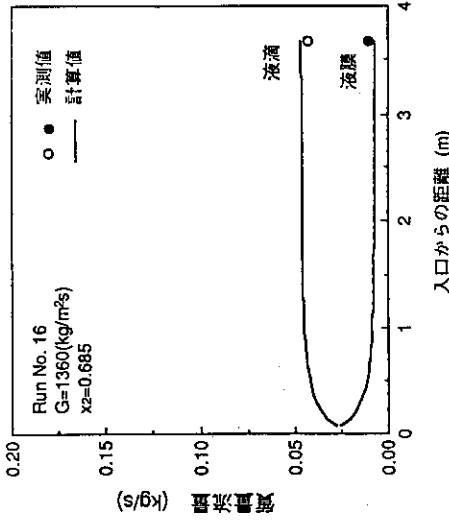
$$\frac{dW_f}{dZ} = Pe(D - E) \quad (12)$$

Table 3.5.3 気相速度、液相速度、ボイド率、圧力損失の解析結果

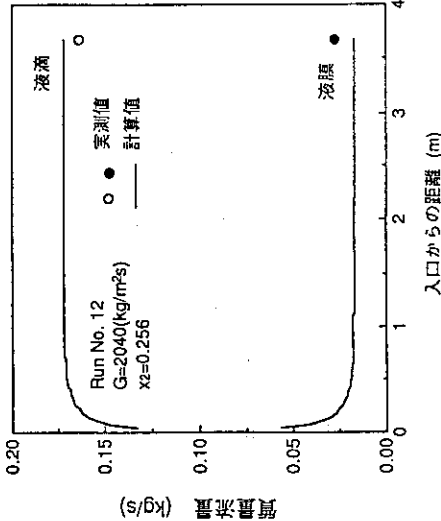
	気相速度 (m/s)	液相速度 (m/s)	ボイド率 (-)	圧力損失 (MPa)
CASE1	13.12	5.72	0.764	0.076
CASE2	18.03	6.86	0.839	0.102
CASE3	27.89	8.21	0.930	0.150
CASE4	19.03	8.68	0.764	0.151
CASE5	21.75	9.37	0.796	0.172



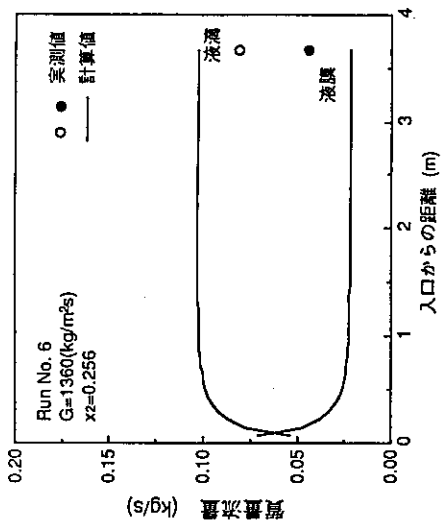
(e) CASE5



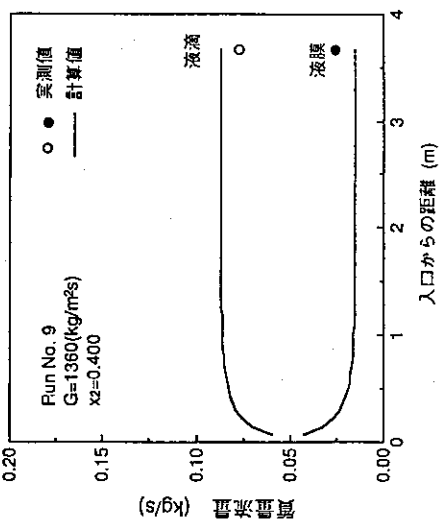
(c) CASE3



(d) CASE4



(a) CASE1



(b) CASE2

Fig. 3.5.3 (1) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (D 機関)

— 質量流量の実験との比較 —



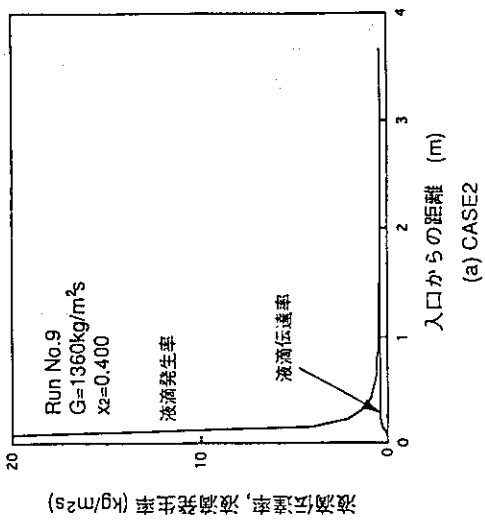
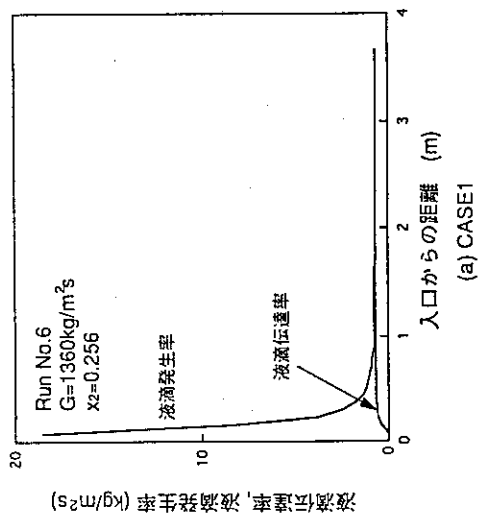
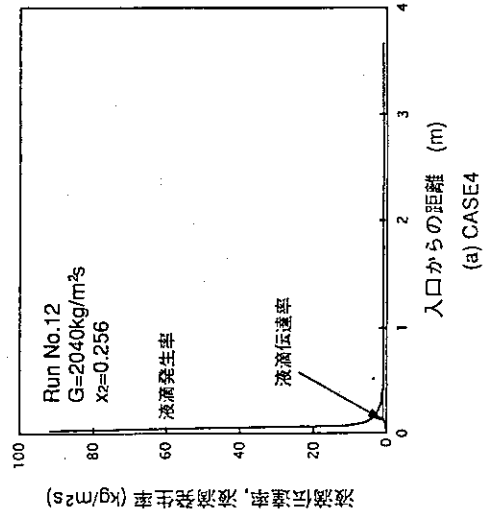
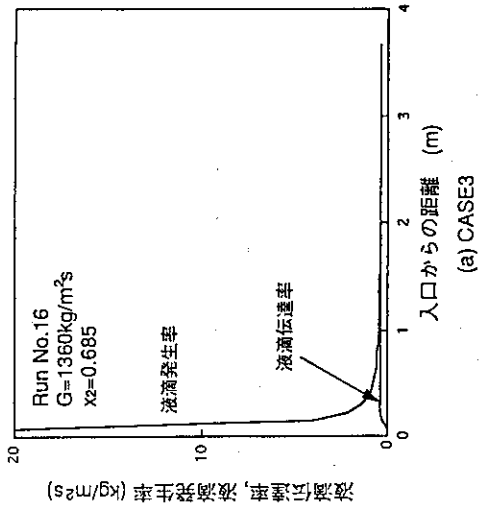
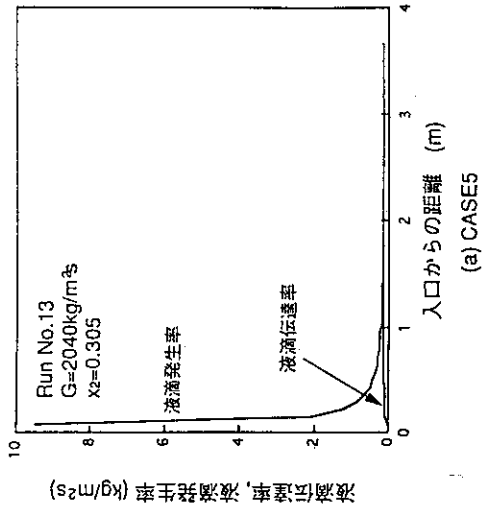


Fig. 3. 5. 3 (2) 液滴発生・付着 (高圧蒸気-水) 計算結果 (D機関)

— 液滴伝達率と液滴発生率 —

## 4. ま と め

### (1) 問題1-①：2チャンネル間流体混合（単相流）計算結果のまとめ

A, B, Cの各機関とも、乱流混合モデル（乱流混合係数）を実験値に一致するようにチューニングすると、流動方向の2チャンネル温度分布を一致させることができるとしている。C機関より、乱流混合モデルとしてRodgers/RosehartのモデルとRowe/Angleのモデルを使用した場合の、乱流混合量の実験値との比較がなされ（Fig. 3. 1. 3(3)）、Rodgers/Rosehartの単純形状に対するモデルがデータとの一致がよく、Rowe/Angleのモデルは乱流混合量の上限值となっていることが示されている。ただし、実験ではギャップ幅の狭いほうが同一レイノルズ数に対して乱流混合量が大きくなっているが、この傾向は現在のモデルでは表現できていない。なお、B機関とC機関で同一モデル（Rodgers/Rosehartのモデル）を使用した計算結果はほぼ一致しており、両機関の計算コードは同等の結果を与えるといえる。

### (2) 問題1-②：2チャンネル間流体混合（二相流）計算結果のまとめ

C機関の結果のみが提出された。サブチャンネルでの空気と水の混合割合を実験値と比較しており、水が高流量の場合（Fig. 3. 2. 1(1)）には水、空気の流量の計算値はともに比較的良好に実験値に一致しているが、低流量領域（Fig. 3. 2. 1(2)～(4)）では空気の混合量を過小評価している。低流量域でのボイドの移動量の評価に問題があるといえる。

### (3) 問題2：多チャンネル間流体混合計算結果のまとめ

B機関とE機関から結果が提出された。両機関とも、定常時の出口質量速度の計算値は実験値と約10%程度の誤差で比較的良好に一致しているが、出口クオリティの計算値と実験値の一致の程度は約20～30%の誤差範囲となっている。B機関が提出した出口混合エンタルピの比較については実験値との一致は良好である。流量、ボイド率、冷却材温度、圧力等の軸方向変化量についてはB機関からのみ提出されている。軸方向変化量については実験結果がないため、計算の妥当性及び問題点等を評価するためには、他機関による計算結果との比較を行う必要がある。

### (4) 問題3：限界熱流束計算結果のまとめ

B機関とC機関から結果が提出された。定常CHFに関しては、B機関の計算結果によると、CHFの予測に関しては使用する相関式により予測精度の偏差が大きい。KfKの式及びEPRIの式を用いた場合のCHF予測精度が他の相関式よりも実験との一致がよいのは、本実験は軸方向出力分布が2箇所のピークを有する2重コサイン分布となっており、このような特殊な軸方向出力分布をパラメータとして考慮できるのは上記の2式であることによると思われる。一

方、C機関ではCHFの予測にWSC-2式及びメカニスティックモデルであるWeisman-Peiのモデルを用いており、両方式とも実験値との一致は良好である。特にメカニスティックモデルとサブチャンネル解析を組み合わせるとバンドル体系でのCHF予測が可能であることを実証した点は興味深い。B機関、C機関ともに乱流混合モデルの影響について論じている。乱流混合については、さらに実験との比較検討を進め、単なるパラメータではなく物理的実態のある量を用いる必要がある。

サブチャンネルごとの質量流量、ボイド率、クオリティ等の流動パラメータの軸方向変化については対応するデータはないが、流量及びボイド率のサブチャンネル間分布の特性、及び出口でホットチャンネルの流量が回復する現象などは、B機関とC機関の結果に共通に見られる。両機関の計算では、サブチャンネル分割方式が異なるため定量的な直接比較はできないが、コードの特性には顕著な差は見られない。

流量低下非定常時のCHF計算については、C機関のWSC-2式を用いた計算結果は実験でのCHF発生時刻を良好に予測している。ただし、CHF発生位置については予測と実験は必ずしも一致していない。

#### (5) 問題4：液滴発生・付着（高圧蒸気-水）計算結果のまとめ

A, B及びD機関から結果が提出された。A機関の検討によれば、エントレインメントの発生・付着に関する相関式を、Wurtzのモデルから菅原のモデルに変更すると、全クオリティ領域で計算値と実験の一致が著しく改善されている。B機関の結果では、高クオリティ領域でエントレインメント量は過小評価、液膜流量は過大評価となっている。これに対して、D機関では高クオリティ領域で、液滴及び液膜流量の一致が良好であり、低クオリティ領域では液滴流量は過大評価、液膜流量は過小評価となっている。

液滴発生・付着現象については、コード間の差が大きく、さらに構成モデルの妥当性を詳細に評価する必要がある。

## 参 考 文 献

- (1) 堀 ほか：“単一ギャップを介した等断面積サブチャンネル間の单相乱流混合に関する研究”，機構論, 814-11, 97-100(1981).
- (2) 佐藤 ほか：“複合流路内気液二相流のボイド・ドリフト現象について”，機論, 56-528, 2327(1990).
- (3) Herkenrath, W. et al. : "Experimental Investigation of the Enthalpy and Mass Flow Distribution in 16-Rod Clusters with BWR-PWR Geometries and Conditions", EUR 7575 EN(1981).
- (4) Iwamura, T. et al., "Critical Heat Flux Experiments under Steady-State and Transient Conditions and Visualization of CHF Phenomenon with Neutron Radiography", NURETH-6, Grenoble(1993).
- (5) Cousins, L. B. et al. : "Liquid Mass Transfer in Annular Two-Phase Flow", AERE-R 4926(1965).
- (6) Keays, R. K. F et al. : "Liquid Entrainment in Adiabatic Steam-Water Flow at 500 and 1000 p. s. i. a(3. 447 and 6. 894 N/m<sup>2</sup>), ARER-R 6293(1970).
- (7) Katto, Y. : Prediction of critical heat flux for annular flow in tubes taking into account of the critical liquid film thickness concept, Int. J. Heat Mass Transfer, 27[6], 883-890(1984).
- (8) Hutchinson, P., WHALLEY, P. B. : Possible characterization of entrainment in annular flow, Chem, Eng. Sci., 28, 974(1973).

## 付録1 専門部会の活動経緯

回数	開催日時	主要議題
1	平成2年6月5日	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ COBRA-TFコードの概要</li> <li>・ 動燃 FIDASコードの概要</li> <li>・ クロスフローメカニズムの定義</li> </ul>
2	平成2年7月6日	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ サブチャンネルクロスフロー、特に二相乱流現象の解析コードでの取扱調査</li> <li>・ 東芝におけるサブチャンネル内二相流の研究</li> <li>・ サブチャンネルコード開発に必要な作業項目分類</li> </ul>
3	平成2年10月12日	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ NURETH-4のサブチャンネル解析関係論文紹介</li> <li>・ R&amp;Dの現状調査</li> <li>・ 作業項目分類表の討議</li> </ul>
4	平成2年11月16日	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ スペーサ作業部会の進捗状況報告</li> <li>・ NURETH-4のサブチャンネル解析関係論文紹介</li> <li>・ 相境界面積の定義について</li> <li>・ 二相混合作業部会の設置検討</li> </ul>
5	平成3年1月25日	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ NURETH-4のサブチャンネル解析関係論文紹介</li> <li>・ 二相流モデル評価作業部会の設置検討</li> </ul>
6	平成3年4月23日	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ スペーサワーキンググループの検討結果の報告</li> <li>・ 原研における高転換軽水炉DNB実験の現状</li> </ul>
7	平成3年6月7日	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 燃料集合体中の気液二相流モデリング</li> <li>・ 環状二相流液膜挙動へのスペーサ効果</li> </ul>
8	平成3年8月5日	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 限界熱流束の解析的取り扱いについて</li> <li>・ JRR3中性子ラジオグラフィ装置</li> <li>・ 中性子ラジオグラフィによるDNB現象の観察実験</li> <li>・ 解析モデル検討のためのベンチマーク計算について</li> </ul>

- 9 平成3年10月1日
  - ・解析的限界熱流束評価手法のPWR炉心への適用性
  - ・モデル検討のためのベンチマーク計算提案
  
- 10 平成3年12月18日
  - ・沸騰二相流のサブチャンネル解析の高度化に関する現状と課題
  - ・モデル検討のためのベンチマーク計算内容
  
- 11 平成4年10月8日
  - ・噴霧二相流動と伝熱現象
  - ・モデル検討のためのベンチマーク計算内容
  
- 12 平成5年1月13日
  - ・COBRA-TFによる解析
  - ・ベンチマーク問題の分担・内容等
  
- 13 平成6年1月11日
  - ・ベンチマーク問題の結果報告(1)  
「2チャンネル間混合問題」
  - ・ベンチマーク問題の結果報告(2)  
「液滴発生・付着問題」
  - ・ベンチマーク問題2(多チャンネル間流体混合)と  
3(限界熱流束)の条件の説明
  
- 14 平成6年7月28日
  - ・ベンチマーク問題の結果報告(3)  
「多チャンネル間流体混合」
  - ・ベンチマーク問題の結果報告(4)  
「液滴発生・付着問題」追加
  - ・ベンチマーク問題の結果報告(5)  
「限界熱流束実験」
  - ・成果報告書構成案
  - ・第2回サブチャンネル解析国際セミナーの報告
  
- 15 平成7年12月22日
  - ・ベンチマーク問題解析結果のまとめ
  - ・熱流動現象のマイクロモデルシミュレーション
  - ・BWRのポストドライアウト研究について

## 付録2 専門部会委員

平成2年度から7年度までの炉心熱水力解析手法高精度化専門部会の委員  
(オブザーバーも含む、順不同)

職務	氏名	所属(委員担当時)
部会長	二ノ方 寿	東京工業大学原子炉工学研究所(2~6年度)
	村尾 良夫	日本原子力研究所原子炉工学部(7年度)
委員	秋山 守	東京大学工学部システム量子工学科
	大橋 弘忠	東京大学工学部システム量子工学科
	後藤 正治	東京大学工学部システム量子工学科
	有富 正憲	東京工業大学原子炉工学研究所
	佐藤 泰生	熊本大学工学部機械工学科
	芹沢 昭示	京都大学工学部原子核工学科
	菅原 悟	動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターシステム開発推進部
	山田 明彦	東京電力(株)原子力建設部原子力計画課
	鳥羽 晃夫	東京電力(株)原子力建設部原子力計画課
	姉川 尚史	東京電力(株)原子力建設部原子力計画課
	井上 伸	関西電力(株)原子燃料部原子燃料技術課
	安積 聡	関西電力(株)原子力・火力本部原子燃料技術課
	仙藤 敏和	関西電力(株)原子力・火力本部原子燃料技術課
	神谷 正征	原子燃料工業(株)BWR燃料事業部炉心計画部
	津田 勝弘	原子燃料工業(株)BWR燃料事業部炉心計画部
	角山 茂章	東芝(株)原子力技術研究所
	石塚 隆雄	東芝(株)原子力技術研究所
	師岡 慎一	東芝(株)原子力技術研究所
	光武 徹	東芝(株)原子力技術研究所
	瀧川 幸夫	東芝(株)原子力技術研究所
	横溝 修	日立製作所(株)電力・電機開発本部原子力第3部
	西田 浩二	日立製作所(株)電力・電機開発本部原子力第3部
	秋山 美映	三菱重工業(株)原子炉設計部
	堀 慶一	三菱重工業(株)高砂研究所燃焼伝熱研究室
	金城 秀人	三菱重工業(株)新型炉技術部新型炉炉心設計課
	伊東 勝夫	三菱重工業(株)原子燃料・燃料サイクル技術部
	安倍田 貞昭	三菱重工業(株)原子燃料・燃料サイクル技術部
	岩村 公道	日本原子力研究所原子炉工学部受動的な安全炉研究室
	大久保 努	日本原子力研究所原子炉工学部伝熱流動研究室
	国井 克彦	日本原子力研究所原子炉工学部受動的な安全炉研究室

## 付録3 3.4.1 で使用した CHF 相関式及び熱伝達モデル

## (A) CHF 相関式

## (1) W3RG 相関式

$$q''_{CHF/W3} = \{ (2.022 - 0.0004302P) + (0.1722 - 0.0000984P) e^{[(18.177 - 0.004129P)X]} \} \cdot [(0.1484 - 1.596X + 0.1729X|X|) \cdot G/10^6 + 1.037] \cdot [1.157 - 0.869X] \cdot [0.2664 + 0.8357 \cdot e^{(-3.151d)}] \cdot [0.8258 + 0.000794(h_f - h_m)] \cdot 10^6$$

$$1500 \leq P \leq 2400, \text{ psia,}$$

$$1.0 \leq G/10^6 \leq 3.5, (\text{lbm/h-ft}^2),$$

$$381 < T_m < 627, (F),$$

$$L = 8 \text{ or } 14, (\text{feet}),$$

$$\text{燃料棒径/棒ピッチ} = .374 \text{ in} / .496 \text{ in} (17 \times 17 \text{ grid}).$$

## (2) KfK 相関式

$$\phi_c (10^6 \text{ Btu/hr-ft}^2) = \frac{A + B\Delta H_i}{C + ZYY'}$$

$$A = \frac{0.25GDh_g F_1 Q_1}{1 + Q_2 F_2 GD(Y')^{0.3}}$$

$$B = 0.25GD$$

$$C = \frac{Q_4 F_3 (GDY')^{0.5}}{D_h}$$

$$C = C'V \left[ 1 + \frac{Y-1}{1+G} \right]$$

ここで、

$\Delta H_i$  = 入口サブクール度 (Btu/lb)

$Z$  = 入口からの距離 (in)

$Y$  = 軸方向熱流束分布パラメータ

$$= \left[ \frac{1}{Z} \int_0^Z \bar{\phi} dz \right] / \bar{\phi}$$

$Y'$  = サブチャンネルインバランスファクター

$$D = F_p D_h$$

$D_h$  = 中心サブチャンネル水力等価直径 (in)



$F_p$  = 半径方向出力分布ファクター

$P_r = 10^{-3} P$  :  $P$  = 圧力 (psia)

$F_1 = P_r^{0.982} \exp[1.17(1 - P_r)]$

$F_2 = P_r^{0.841} \exp[1.424(1 - P_r)]$

$F_3 = P_r^{1.851} \exp[1.241(1 - P_r)]$

$V$  はスベールサファクタであり、ここではグリッドスベール用の式を用いている。

(3) N F I - 1 相関式

$$q''_{DNB} = \frac{A_5 \left[ (A_1 G)^{\{A_3 + A_4 P\}} - A_8 h_{fg} GX \right]}{(A_2 G)^{\{A_6 + A_7 P\}}} \times F_{gs}$$

$A_1 \sim A_8$  ; 定数

ただし、 $F_{gs}$  は支持格子、発熱長に関する補正因子で以下の関数である。

$$F_{gs} = f(G, P, X, L_H, gsp, D)$$

$L_H$  : 発熱長

$gsp$  : 支持格子間隔

$D$  : 燃料棒外径

(4) E P R I - Y 相関式

$$q''_{NON} = \frac{A - X_{in}}{CC_{nu} + \left[ \frac{X - X_{in}}{q''_{ND}} \right]}$$

ここで、

$$A = P_1 \text{Pr}^{P_2} \left( \frac{G}{10^6} \right)^{(P_3 + P_7 \text{Pr})}$$

$$C = P_3 \text{Pr}^{P_4} \left( \frac{G}{10^6} \right)^{(P_5 + P_8 \text{Pr})}$$

$$\text{Pr} = (P / 3208.2),$$

$P_1, \dots, P_8$  = 係数

$C_{nu}$  = 軸方向出力非一樣因子,

$$= 1 + \frac{(Y-1)}{(1+G)}$$

$$200 \leq P \leq 2450, (psia),$$

$$0.2 \leq G/10^6 \leq 4.1, (lbm/hr - ft^2)$$

$$-0.25 \leq X \leq 0.75.$$

(5) CE-1 相關式

$$\frac{q''_{CHF}}{10^6} = \frac{b_1 \left(\frac{d}{d_n}\right)^{b_2} \left[ (b_3 + b_4 P) \left(b_5 \frac{G}{10^6}\right)^{(b_3+b_6)} - \frac{G}{10^6} X h_{fg} \right]}{\left(b_9 \frac{G}{10^6}\right)^{(b_7 P + b_8 G/10^6)}}$$

$$1785 \leq P \leq 2415, (psia)$$

$$-0.16 \leq X \leq 0.20,$$

$$.87 \leq G/10^6 \leq 3.21, (lb/hr - ft^2)$$

$$382 \leq T_m \leq 611, (F),$$

$$.4713 \leq d \leq .7837, (in),$$

$$7 \leq L \leq 12.5, (ft),$$

(6) B & W-2 相關式

$$q''_{CHF} = \frac{(a - b d_e) \left[ A_1 (A_2 G)^{A_3 + A_4 (P-2000)} - A_5 G X h_{fg} \right]}{A_6 (A_7 G)^{(A_7 + A_8 (P-2000))}}$$

$$0.94 \leq G/10^6 \leq 4.0, (lbm/hr - ft^2)$$

$$-0.03 \leq X \leq 0.22$$

$$1750 \leq P \leq 2450, (psia)$$

## (B) RELAP4パッケージに含まれる熱伝達モデル

単相強制対流

$$H_s = C \frac{K}{D} \text{Pr}^{D1} \text{Re}^{D2}$$

Dittus-Boelter  $\rightarrow C = 0.023, D1 = 0.4, D2 = 0.8.$

核沸騰 (Thomの式)

$$H_s = \frac{q''}{\left[ \frac{0.072 \sqrt{q''}}{e^{P/1260}} + T_{sat} - T_B \right]}$$

遷移沸騰 (McDonough, Milich, Kingの式)

$$H_s = \frac{q''_{CHF} - (T_W - T_{W,CHF}) S(P)}{T_W - T_B}$$

ここで、 $S(P)$ は圧力依存性をもつ因子で、下表に従う。

$P, (psia)$	$S(P)$
2000	979.2
1200	1180.8
800	1501.2
>2000	979.2

定常膜沸騰 (Groeneveldの式)

$$H_s = 3.27 \times 10^{-3} \left[ \frac{k}{D_e} \right] (\text{Pr}_{v,w})^{1.32} \left[ \frac{GD_e}{\mu_g} \right] \left[ X + \frac{\rho_g}{\rho_f} (1-X) \right]^{0.901} Y^{-1.50}$$

ここで

$$Y = \text{MAX} \left\{ 1 - 0.1(1-X)^{0.4} \left[ \frac{\rho_f}{\rho_g} - 1 \right]^{0.4}, 0.1 \right\}$$

(注) Pre-CHFからPost-CHFへの遷移の判断はB&W-2相関式が用いられる。次式が成り立つ時が遷移の条件である。

$$q''_{LOC} = q''_{Pre} / M_q$$

$M_q$ はユーザーによって入力できる。

また、Post-CHFにおいては遷移沸騰モデルと定常沸騰モデルとで、小さい方の熱伝達係数が採用される。