

**JAERI-M
92-050**

**高压小型水ループによる
高転換軽水炉事故模擬試験**

1992年3月

岩村 公道・渡辺 博典・新谷 文將
大久保 努・村尾 良夫

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

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日立高速印刷株式会社

高圧小型水ループによる高転換軽水炉事故模擬試験

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

岩村 公道・渡辺 博典・新谷 文将

大久保 努・村尾 良夫

(1992年3月2日受理)

高転換軽水炉（H C L W R）の運転時及び非定常時の熱水力特性を調べるため、高圧小型水ループを製作した。本ループの最高使用圧力、加熱電力容量及び最大加熱長さは、それぞれ、16 MPa, 1.1 MW, 及び 1.8 m である。テスト部は、電気加熱模擬燃料棒 7 本を、三角配列状に組み上げた。軸方向出力分布は、最大線出力 75 kW/m の範囲内で階段状に模擬した。ヒーターシース部には、核沸騰離脱（D N B）検出用の複数の C-A 熱電対を埋め込んだ。なお、中心ロッドで最初の D N B が発生するように、中心ロッドの出力を周辺ロッドよりも約 17% 高くした。模擬燃料集合体はグリッドスペーサで支持した。事故模擬試験及び非定常 D N B 試験を行なうため、流量及び加熱電力の非定常制御機構を設置した。

本装置を用いて、扁平二重炉心型高転換軽水炉の事故模擬試験を実施した。種々の事故の中で、流量低下と出力上昇に起因する熱的に厳しい事故として、一次冷却材ポンプ一台の軸固着事故と制御棒クラスタ飛び出し事故を選択した。繰り返し試験の結果、流量及び燃料棒表面熱流束の過渡変化を、3 次元最適予測コード R E F L A / T R A C の事故解析結果とよく一致させることができた。本試験では D N B は発生せず、安全解析結果と一致した。

事故模擬試験と同じ出力トランジェント形状を維持したまま、D N B が発生するまで初期出力を上昇させて試験を行なった結果、本炉は、上記の事故発生時に、十分大きな熱的安全余裕を有することを確認した。非定常時の D N B 発生を予測するため、サブチャンネル解析コード C O B R A - IV - I により計算した局所流動条件を、KfK 及び E P R I - Columbia の限界熱流束（C H F）相関式に適用したところ、いずれの場合も計算で得られた熱流束は、D N B 発生時の局所熱流束と 10% 以内で一致した。

Accident Simulation Tests for High Conversion Light
Water Reactor Using a High Pressure Water Loop

Takamichi IWAMURA, Hironori WATANABE, Fumimasa ARAYA
Tsutomu OKUBO and Yoshio MURAO

Department of Reactor Engineering
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received March 2, 1992)

A high pressure water loop was constructed to investigate thermal-hydraulic characteristics under operational and transient conditions of a high conversion light water reactor (HCLWR). The maximum pressure, heating power and heating length of the loop are 16MPa, 1.1MW, and 1.8m, respectively. The test section consists of seven electrically heated rods arranged in a triangular lattice. Axial power distribution is simulated stepwisely under the maximum linear power density of 75kW/m. Several C-A thermocouples are embedded inside the cladding to detect the onset of departure from nucleate boiling (DNB). The heating power of the center rod is about 17% higher than that of the peripheral rods to ensure the first DNB detection at the center rod. The rod bundle is supported by grid type spacers. Flow and power control system has been developed to perform accident simulation tests and transient DNB tests.

Accident simulation tests of a double-flat-core type HCLWR were performed with the loop. Among various accidents, locked rotor of one primary coolant pump and control rod cluster ejection were selected as typical severe events caused by flow reduction and power increase, respectively. After several trials, the transients of flow rate and surface heat flux could be well agreed with the core thermal-hydraulic behaviors calculated with the three-dimensional best-estimate code REFLA/TRAC. DNB was not observed in the course of the transients as in the case

of the analyses. Transient DNB tests were then performed by increasing the initial heating power while preserving the power transient curves of the accident simulation tests. The test results indicated that the double-flat-core type HCLWR has a large DNB margin under these two accident situations. The local heat flux at the onset of DNB was predicted within the uncertainty of 10% by either KfK or EPRI-Columbia critical heat flux (CHF) correlations using local instantaneous flow conditions calculated with the COBRA-IV-I subchannel analysis code.

Keywords: Thermal-hydraulic Experiment, Critical Heat Flux, Accident Analysis, Subchannel Analysis, HCLWR, Transient CHF, DNB, Accident Simulation, REFLA/TRAC Code, COBRA Code

目 次

1. 序 論	1
2. 試験装置の概要	2
2.1 高圧小型水ループ	2
2.2 運転制御系	3
2.3 計測及びデータ処理	4
2.4 流動状況観察装置	6
2.5 テスト部	7
2.6 試験手順	8
3. 事故模擬試験	28
3.1 試験対象の事故解析結果	28
3.2 試験方法	29
3.3 試験結果と考察	30
4. 非定常D N B 試験	34
4.1 試験方法	34
4.2 試験結果	34
4.3 D N B 予測手法の検証	35
5. 結 言	44
謝 辞	44
参考文献	45

Contents

1.	Introduction	1
2.	Test Facility	2
2.1	High Pressure Water Loop	2
2.2	Operation System	3
2.3	Instrumentation and Data Reduction	4
2.4	Flow Observation System	6
2.5	Test Section	7
2.6	Test Procedure	8
3.	Accident Simulation Tests	28
3.1	Accident Analysis Results for Simulation Tests	28
3.2	Test Procedure	29
3.3	Test Results and Discussions	30
4.	Transient DNB Tests	34
4.1	Test Procedure	34
4.2	Test Results	34
4.3	Verification of DNB Prediction Method	35
5.	Conclusion	44
	Acknowledgment	44
	References	45

1 . 序 言論

軽水炉利用の長期化を背景として、天然ウラン資源及びプルトニウムの有効利用をはかるため、高転換軽水炉（H C L W R）の設計研究が、日本、西ドイツ、フランス等の各国で進展している。原研では昭和60年度から高転換軽水炉の予備的な検討を開始し、概念の成立性を調べるための炉物理的及び熱水力学的な研究を進めており、核的特性及び熱水力特性向上の観点から扁平二重炉心型高転換 P W R の概念を提案した⁽¹⁾,⁽²⁾。

高転換軽水炉では、転換比を高めるため、減速材と燃料の体積比(V_n/V_f)を小さくして中性子スペクトルを硬化させる必要がある。このため、高転換軽水炉の設計では、燃料棒は三角配列とし、燃料棒の間隔を狭くした稠密格子炉心が一般に採用されている。稠密格子炉心では、従来型炉心に比べて、定常時の限界熱流束(C H F)の低下とともに、異常過渡時及び事故時の炉心冷却能力の低下が懸念される。従って、高転換軽水炉の熱水力学的成立性を調べるためにには、定常時及び非定常時の炉心熱水力特性を明らかにする必要がある。

原研では、昭和62年度より、最高使用圧力が4.0 MPaの過渡沸騰試験装置を用いて、高転換軽水炉を対象としたC H F 試験を実施してきた⁽³⁾。またこれとは別に、最高圧力が13.8 MPaで20本バンドルからなるBettis原子力研究所のC H F 試験⁽⁴⁾のデータを用いて、C H F 相関式の予測精度の評価を実施した⁽⁵⁾。しかしながら、これらの試験データは、扁平二重炉心型高転換 P W R の運転圧力16 MPaの条件下で取得されたものではないため、本炉のC H F 特性を調べるには必ずしも十分ではなかった。そこで、実炉の定常運転時及び過渡時の熱水力特性を調べるため、最高使用圧力16 MPaの高圧小型水ループを作製した。

本装置を用いた非定常試験の一環として、扁平二重炉心型高転換 P W R の事故解析で得られた炉心熱流動条件を模擬した事故模擬試験を実施した。本報では、高圧小型水ループ及びテスト部の概要について述べるとともに、事故模擬試験の方法及び結果について報告する。

2. 試験装置の概要

2. 1 高圧小型水ループ

本装置のフローシートをFig. 2.1に、鳥瞰図をFig. 2.2にそれぞれ示す。また、装置の主要諸元をTable 2.1に示す。

本装置は、最高使用圧力16MPaの水循環ループで、テスト部容器、圧力制御タンク（ヒーター、スプレーノズル付）、空冷式冷却器、循環ポンプ、流量計（3台）、予熱器、及びこれらの機器を結ぶ配管系から構成されている。以下に各機器の概要を述べる。

テスト部容器： 短尺テスト部（テスト部1及び2）用容器の構造をFig. 2.3に示し、長尺テスト部（テスト部3）用容器の構造をFig. 2.4に示す。テスト部容器には、高転換軽水炉の燃料バンドルを模擬したヒーターロッド7本からなるテスト部を収納する。冷却水は下部より流入し、テスト部を経て上部より流出する。下部蓋板には、ヒーターロッド及び熱電対取り出し用の貫通孔を設けた。また、容器には、圧力及び温度計測用ノズルをそれぞれ、4及び2個設置しており、このほかに安全弁用ノズルも設置した。Fig. 2.4の長尺テスト部用容器には、高温高圧条件下でのDNB現象を観察するためのファイバースコープ取り付け用ノズルも設けてある。

圧力制御タンク： 圧力制御タンクは、試験中の系圧力を一定に保持することを目的としており、Fig. 2.5にその構造を示す。タンク内には、下部に40 kWの加熱用ヒーターを設置し、頂部に蒸気凝縮用のスプレーノズルを設置した。テスト部出口においてクオリティが正になる条件では、二相混合流は圧力制御タンクに流入し、蒸気は本タンク内で凝縮する。テスト部出口においてクオリティが負になる場合には、流出流体が圧力制御タンクをバイパスするように流路切り替え弁の操作を行い、本タンクを加圧器として利用する。系圧力を一定に保つ為に、ヒーター出力はサイリスタを介して自動制御し、スプレー流量は調節弁により自動制御した。なお、試験中の蒸気発生量がスプレー系の凝縮能力を上回る場合には、蒸気の一部を系外に放出して圧力を一定に保持するための圧力逃がし弁を設置した。圧力制御タンクのヒーターの露出を防止するため、流体流出用ノズルはヒーター加熱部よりも上方に設置した。また、水位が基準水位より低下した時に警報を出すとともに水位低下信号を発生させるための差圧式水位検出器を設置した。この水位計には、温度補正した実水位を指示するように、演算回路を組み込んだ。その他の計装としては、圧力計、液相用及び気相用温度計（熱電対）を設置した。

冷却器： テスト部での発生熱量を除去してループを定常状態に保持するため、強制空冷式冷却器を屋外に設置した。冷却能力は16 MPaの圧力条件下で1.1 MWである。低出力運転時の制御性を向上させるため、伝熱面積は3段切り替え方式とした。冷却器にはバイパスラインも設け、冷却用配管にはオリフィス式流量計を設置した。除熱量の制御は、伝

熱面積の切り替え、バイパスラインとの流量配分の変更及びファン風量の調整を組み合わせて実施する。また、冷却用風量を微調節するため、分割型ダンパーを設けた。

循環ポンプ： 循環ポンプは、容量250 l/min、揚程180 mH₂Oの日機装（株）製ノンシール型キャンドルポンプである。本ポンプの容量は、テスト部での最大質量速度5000 kg/s·m²を達成し、かつ圧力制御タンク用スプレーライン流量50 l/minが十分確保できるように選択した。循環ポンプ揚程については、試験時にテスト部で圧力損失変動が生じても、テスト部入口流量を一定に保持するだけの揚程を確保できるよう決定した。また、ポンプ回転数をインバーターを介して制御することにより、流量の制御を可能とした。

流量計： 循環ラインの流量は、オリフィス式流量計により測定した。流量計は大流量用と小流量用の2台を並列に設置した。測定範囲は、それぞれ、12000kg/h及び6000kg/hである。また、冷却器入口流量も12000kg/hレンジのオリフィス式流量計で測定した。オリフィス差圧を質量流量に変換する際には、圧力及び温度の補正を自動的に行う演算回路を用いた。また、循環ラインの2台の流量計については、別途大気圧条件下で流量計校正試験を実施し、換算係数を決定した。

予熱器： テスト部入口水温を一定に制御するため、テスト部容器の上流側に予熱器を設置した。Fig. 2.6に予熱器の構造を示す。予熱器は内容積0.022 m³の横置き型タンクで、内部に30 kWのヒーターを挿入した。ヒーター出力は流体温度を一定に保持するようにサイリスタを介して自動制御される。

2. 2 運転制御系

(1) 定常試験用運転制御系

定常限界熱流束試験に際しては、流量、圧力、入口温度の諸量を一定に保持する必要がある。このため、PID方式の指示調節計により一定値制御を行った。各量の制御方式を以下に述べる。

流量： 流量計の出力信号を検知して、空操式流量調節弁の開度調節、または、インバータを介した循環ポンプの回転数制御により、ループ流量を設定値に保持するよう制御する。

圧力： 圧力制御タンク内の圧力を検知して、加圧器ヒーターの出力を調節する。圧力が設定値を越えると、スプレー系を作動させて蒸気を凝縮させることにより圧力を低下させる。さらに圧力の上昇が続く場合には、圧力逃がし弁を解放してサイレンサーを介して大気中に蒸気を放出する。

入口温度： テスト部入口温度を一定に保持するためには、テスト部の発熱量に相当する熱を、冷却器で除熱する必要がある。このため、テスト部入口水温を検知して、冷却器バイパス流量の調節及び冷却器風量の調節により、除熱量を制御する。さらに、入口温度を微調節するために、入口温度信号により予熱器ヒーター出力を制御する。

(2) 非定常試験用運転制御系

原子炉の異常過渡時または事故時における燃料棒の熱的挙動を模擬し、安全解析結果の妥当性を調べるとともに、過渡時の限界熱流束挙動を系統的に調べるため、ヒーター出力及び入口流量の非定常制御系を設置した。

非定常形制御系の構成をFig. 2.7に示す。制御項目であるヒータロッド加熱電力とループ循環流量の2種類の非定常制御曲線は予めパソコン(NEC 98-XL)に入力設定される。加熱電力は中心ヒータロッド用の100kW電力制御盤と周辺ヒータロッド用の1MW電力制御盤の2系統から成り、これらはパソコンからの指令で、演算ステーション(YEW-SCMS)を介して、制御される。又中心ヒータロッドと周辺ヒータロッド間に発熱分布つけるために、周辺ロッド用電力制御信号ラインにDCアンプを接続し、制御信号の大きさを任意の比とすることができます。ループ循環水流量の制御はパソコンからの指令で、調節計(YEW-SLPC)を介して、ポンプの回転数を調節するインバータ出力を制御することにより行われている。

以下にこれらの制御能力について述べる。

(1) ヒータロッド加熱電力制御系

電力制御範囲：トータル出力で28～563kW

SCMSソフト変更により最大1100kWまで対応可

制御時間：最大60秒

最小制御時間ステップ：0.1秒

最大可能トランジエント：1秒間で初期出力の75%

制御データ数が30個の折線形制御が可能

(2) ループ循環水流量制御系

流量制御範囲：12.5～250kg/min。

制御時間：最大60秒

最小制御時間ステップ：0.1秒。

最大可能トランジエント（流量減少）：1秒間で初期流量の75%。

制御データ数が30個の折線形制御が可能。

2. 3 計測及びデータ処理

本試験での測定項目は、ヒータロッド温度、テスト部入口及び出口温度、テスト部出口でのサブチャンネルごとの水温分布、圧力制御タンク内圧力及び液位、テスト部差圧、

テスト部入口質量流量、及び中心ロッド及び周辺ロッドの加熱電力である。Table 2.2に、測定量の項目、個数等を示す。

各測定量は、直流増幅器により-10 ~ +10 Vの電圧信号に変換し、データ集録装置（岩通製プログラマブルデータロガー SY-8503）にて集録した。集録可能データ数は最大32チャンネルである。ヒーターロッド温度集録時にはA C電源から発生する50 Hzのノイズを低減するために10 Hzまたは3 Hzのローパスフィルターを用いている。集録データは、試験制御室においてパソコンにより物理量に変換して出力すると共に、大型計算機により、熱流束、質量速度、出口クオリティ等の演算を行い、さらに既存のCHF相関式との比較を行う。

本テスト部における集録データ(Volt単位)を物理量に変換するための計算式及び換算係数を、Table 2.3に示す。このデータを用いて、試験解析に使用するための主要物理量を計算した。計算方法については、以下に述べる。

(1) 热流束

本テスト部では、中心ロッドの発熱量が周辺ロッドの発熱量よりも約17%高いので、DNBは中心ロッドで発生する。軸方向出力分布が存在する場合の局所限界熱流束(CHF)は次式で与えられる。

$$CHF = P_C F_z / (\pi D L) \quad (1)$$

ここで、

$$CHF = \text{限界熱流束} (W/m^2)$$

$$P_C = \text{DNB発生時における中心ロッドの発熱量} (W)$$

$$F_z = \text{軸方向出力分布係数}$$

$$D = \text{ヒーターロッド外径} (m)$$

$$L = \text{有効発熱長さ} (m)$$

(2) 質量流量

オリフィス流量計による質量流量測定は、以下の式に従う。

$$W = K(\rho_1 \Delta P)^{0.5} \quad (2)$$

ここで、

$$W = \text{質量流量} (kg/s)$$

$$\rho_1 = \text{流量計近傍の圧力及び温度条件下における流体密度} (kg/m^3)$$

$$\Delta P = \text{オリフィス差圧} (Pa)$$

$$K = \text{換算係数} (m^2)$$

以上の計算手順は、流量計演算回路に組み込まれている。演算結果は流量制御用信号として利用するとともにデータ集録装置で集録した。ただしこの場合の換算係数Kの値は、オリフィス規格値を用いた。

本計算方式の妥当性を検証するため、大気圧下での流量計校正試験を実施した結果、以下の値を得た。

$K = 0.2820$ (小流量計(6000 kg/h レンジ)の場合)

= 0.5433 (大流量計(12000 kg/h レンジ)の場合)

ΔP の測定値、テスト部入口水温、圧力制御タンク圧力及び上述のKの値を用いて、(2)式により質量流量を計算した結果、演算回路の出力値よりも約3%小さな値を得た。このうち約1%程度は、使用した水温及び圧力のデータが流量計近傍の値ではないことに起因することが判明した。

本試験では、原則として流量計演算回路で計算された質量流量をデータとして採用する。

(3) 質量速度

$$G = W / S \quad (3)$$

ここで、

G = 質量速度 ($\text{kg}/\text{s} \cdot \text{m}^2$)

W = 質量流量 (kg/s)

S = 流路断面積 (m^2)

(4) 入口サブクール度

$$\Delta H_{\text{sub}} = H_{\text{sat}} - H_{\text{in}} \quad (4)$$

ここで、

ΔH_{sub} = テスト部入口サブクール度 (J/kg)

H_{sat} = テスト部出口圧力測定値に対応する飽和液エンタルピー (J/kg)

H_{in} = テスト部入口の圧力 (圧力測定値+テスト部差圧) 及び温度に
対応する液エンタルピー (J/kg)

(5) テスト部出口平均クオリティ

$$X = ((P_c + P_p) / W - \Delta H_{\text{sub}}) / H_{fg} \quad (5)$$

ここで、

X = 出口平均クオリティ

P_c = 中心ロッド加熱電力 (W)

P_p = 周辺ロッド加熱電力 (W)

W = 質量流量 (kg/s)

ΔH_{sub} = テスト部入口サブクール度 (J/kg)

H_{fg} = 圧力測定値に対応する蒸発潜熱 (J/kg)

2. 4 流動状況観察装置

テスト部3 (2. 5で述べる) では、高温高圧条件下でのD N B発生時の流動状況を観察するため、ファイバースコープを取り付けた。Fig. 2.4 に取り付け用ノズルの位置を示し、撮影システムの構成をFig. 2.8 に示す。本ファイバースコープの製作においては、R

OSA-IV プログラムで開発された高温高圧用ファイバースコープの技術を採用した。スコープ部サファイア窓の耐圧は 160 kg/cm^2 、耐温度は 350°C である。画像は 4 枚の対物レンズを経て、ファイバーケーブルによって接眼レンズに転送される。レンズの焦点距離は $f=6.5 \text{ mm}$ 、F 値は F3、画角は 24° で、レンズ材質は石英である。光源は外置きタイプのキセノンライト (600W) であり、ファイバーケーブル、照明用レンズ、耐圧用サファイア窓を経て撮影部を照明する。接眼レンズに高速度ビデオカメラを接続し DNB 発生箇所の流動状態を観察記録する。

2. 5 テスト部

高圧小型水ループでは平成元年度から 3 年度までに 3 体のテスト部による試験を実施した。以下に各テスト部の特徴を示す。

	テスト部 1	テスト部 2	テスト部 3
発熱長さ (mm)	0.5	0.6	1.5
ロッドピッチ (mm)	11.4	11.7	11.7
発熱分布	一様	コサイン	扁平二重炉心
スペーサ間隔 (mm)	200	300	300
流路面積 (mm^2)	441	464	499*

* 流路形状がテスト部 1、2 では正 6 角形であるのに対して、テスト部 3 では外周ヒーターロッドと同心円状の曲率を与えたため、テスト部 2 とテスト部 3 は同一ピッチにもかかわらず、流路面積は異なる。

テスト部は、いずれも三角配列 7 本ヒーターロッドバンドルで構成されている。Fig. 2.9 にテスト部 1 の断面形状及びグリッドスペーサ取り付け位置を示す。他のテスト部はロッドピッチ、発熱長さ及びグリッドスペーサ間隔が異なるが、基本的形状は同一である。

ヒーターロッドの外径はいずれも 9.5 mm である。Fig. 2.10 に、ヒーターロッドの構造を示す。ヒーターロッドは、交流間接加熱方式である。ヒーターロッドの設計最高線出力密度は 75 kW/m である。発熱体はニクロム製 (NCH-1相当) でシース材質はインコネル (NCF 600) とし、コア部及び絶縁部には熱伝導率が比較的高い窒化ボロン (BN) を使用した。7 本ロッドの内、中心ロッドは単相 100 kW 制御用電源に接続し、周辺の 6 本のロッドは三相の 1 MW 制御用電源に接続した。こうすることにより、中心ロッドと周辺ロッドの出力を独立に制御でき、任意の半径方向出力分布をつけることができる。ただし、通常の試験では、 1 MW 電源の制御装置と連動して 100 kW 電源の出力も制御し、中心ロッドと周辺ロッドの出力比が常に一定となるようにした。本試験の各テスト部では、中心ロッドの出力比が平均値より約 17% 高くなるよう設定した。

ロッドバンドルは、六角格子型グリッドスペーサで保持した。テスト部 1 のグリッドス

ペーサの構造をFig. 2.11に示す。他のテスト部もピッチ以外は同一形状である。グリッドスペーサはSUS316製で、ヒーターロッドは3点のバネで支持した。スペーサ高さは20 mm、スペーサ板厚は0.4 mmである。スペーサ間隔はテスト部1が200 mm、テスト部2及び3が300 mmである。

ヒーターロッド表面には、シース径0.5 mmのクロメルーアルメル(C-A)非接地型熱電対を埋め込んだ。熱電対の個数は、中心ロッドで6個(テスト部1)または8個(テスト部2及び3)、周辺ロッドで4個である。各テスト部の熱電対取り付け位置をFig. 2.12~2.14に示す。また、各テスト部のグリッドスペーサ位置を、Fig. 2.12, 2.13及び2.15にそれぞれ示す。テスト部2及び3の軸方向発熱分布を、Fig. 2.13及び2.15にそれぞれ示す。D N Bは、一様発熱の場合には加熱部上端で発生し、コサイン状発熱分布の場合には、最高発熱部と加熱部上端の間で発生すると考えられる。従って、D N Bの発生が予想される位置に熱電対を重点的に配置した。また、グリッドスペーサ上流部でもD N B発生の確率が高いと考えられるので、グリッドスペーサ付近にも熱電対を取り付けた。

D N B発生によるテスト部の損傷を防止するため、2段階の安全回路を有するバーンアウト検出器6台を設置した。本検出器は、熱電対出力信号が第1設定値を越えると加熱電源出力を85%レベルまで急減し、さらに第2設定値を越えると加熱電源を遮断する機能を有する。

テスト部1では、ヒーターロッド加熱部上端より30 mm上方の各サブチャンネルに、流体温度用熱電対12個を設置した。Fig. 2.16に各熱電対の取り付け位置及び取り付け方法を示す。これらの熱電対は、サブチャンネル間の流体混合係数を求める際に使用する。

なお、テスト部容器内には、発熱部入口及び出口の流体温度を測定するための熱電対、及び差圧測定用の計測孔を設けた。

2. 6 試験手順

以下には定常及び非定常D N B試験の試験方法を述べる。

(1) 定常D N B試験

定常試験においては、系圧力、入口流量、及び入口温度を一定に保持した状態で、テスト部加熱電力をステップ状にゆっくり上昇させ、D N Bを発生させた。D N B発生の直前には、加熱電力を20秒以上一定に保持し、定常状態を確認しながら次のステップに進めた。D N B発生は、ヒーターロッド表面に埋め込んだ熱電対が継続的な温度上昇を示すことをもって判定した。2. 5で述べたバーンアウト検出器の第1設定温度はD N B発生直前のヒーターロッド温度より約20°C高く設定し、第2設定温度は第1設定温度より約20°C高く設定した。D N B発生直前には、ヒーターロッド表面温度が振動的な挙動を示す場合もあるが、加熱電力をさらに上昇させると、ヒーターロッド表面温度の平均レベルは継続的な上昇を開始する。D N B時刻は、ヒーターロッド表面温度の継続的な上昇が開始する時刻として定義した。試験終了後、D N B時刻における主要測定値を記録し、2. 3節で述べ

た方法により物理量に変換し、D N B 発生前後の100秒のデータをフロッピーディスクに転送した。定常試験のデータ集録間隔の標準値は0.05秒である。

(2) 非定常D N B 試験

非定常試験では、あらかじめ流量及び加熱電力の制御曲線を作成し、制御用パソコンにテーブルとして入力しておく。系圧力、入口流量、入口温度及び加熱電力を初期値に設定し、ループの状態が十分安定してから、データ集録装置の作動と同時に非定常制御系を作動させる。D N B の検出は定常試験と同様の方法を用いた。試験終了後、データをフロッピーディスクに転送した。非定常試験ではデータ集録間隔は0.01秒を標準として、20秒間のデータを集録した。

Table 2.1 Major specifications of high pressure water loop

1) Loop

Max. pressure	16.0 MPa
Max. water temperature	350 °C
Test section power supply	1.1 MW(1MW+100kW)
Circulation pump head	180 mH
Max. flow rate	250 ℥/min
Piping	2B

2) Components

Pressurizer	volume 300 ℥
	heater power 40kW
Cooler	spray nozzle 1/2B
	Cooling power 1.1 MW
	forced air-cooling
Preheater	volume 22 ℥
	heater power 30kW

Table 2.2 Instrumentation

Instrumentation	Number of instruments	Input to data acquisition system
(1) Heater rod temperature · Center rod · peripheral rod	30 (6×1) (4×6)	12
(2) Fluid temperature · Test section inlet · Test section outlet · Pressurizer top · Pressurizer bottom · Cooler inlet · Cooler outlet · Pump upstream · Flow meter upstream · Preheater downstream	9	2
(3) Fluid temperature distribution · Exit of heated section	12	5
(4) Pressure · Exit of test section · Top of pressurizer	2	2
(5) Liquid level · Pressurizer	1	1
(6) Differential pressure · Test section, total · Test section, partial	4 (1) (3)	4
(7) Mass flow rate · Large range (12000kg/h) · Small range (6000kg/h) · Cooler inlet	3	1 ^(*) +1 ^(**)
(8) Heating power · Center rod (100kW) · Peripheral rod (1.1MW)	2	2
Total	63	30

(*) Calculated mass flow rate

(**) Differential pressure of orifice

Table 2.3 Calibration constants for data conversion

Conversion from input voltage to physical data

$$Y_i = A_i \frac{X_i - C_i^1}{C_i^2 - C_i^1} \quad (i = 1 \sim 3, 2)$$

Where, X_i = Data logger input (volt) C_i^1 = Calibration data at calibration voltage V_i^1 C_i^2 = Calibration data at calibration voltage V_i^2 A_i = Conversion constant

Ch	Item	V_i^1	V_i^2	A_i (unit)	Comment
1~19	Temperature*	0mV	10mV	10.0 (mV)	
20	Mass flow rate	1v	4v	2.5 (kg/s) 1.25 (kg/s)	large range meter small range meter
21, 22	Pressure	1v	4v	150.0 (kg/cm ²) 3.75 (mH ₂ O) 1.5 (mH ₂ O)	total DP partial DP
23~26	Differential pressure	1v	4v	1.875 (mH ₂ O)	
27	Liquid level	1v	4v		
28	Peripheral rod power (not used)	0v	2v	400.0 (kW)	
29					
30	Differential pressure of orifice	1v	4v	0.036775 (MPa)	
31	Center rod power (not used)	1v	4v	86.25 (kW)	
32					

* Temperature (mV) is converted to (°C) by incorporating the emf table

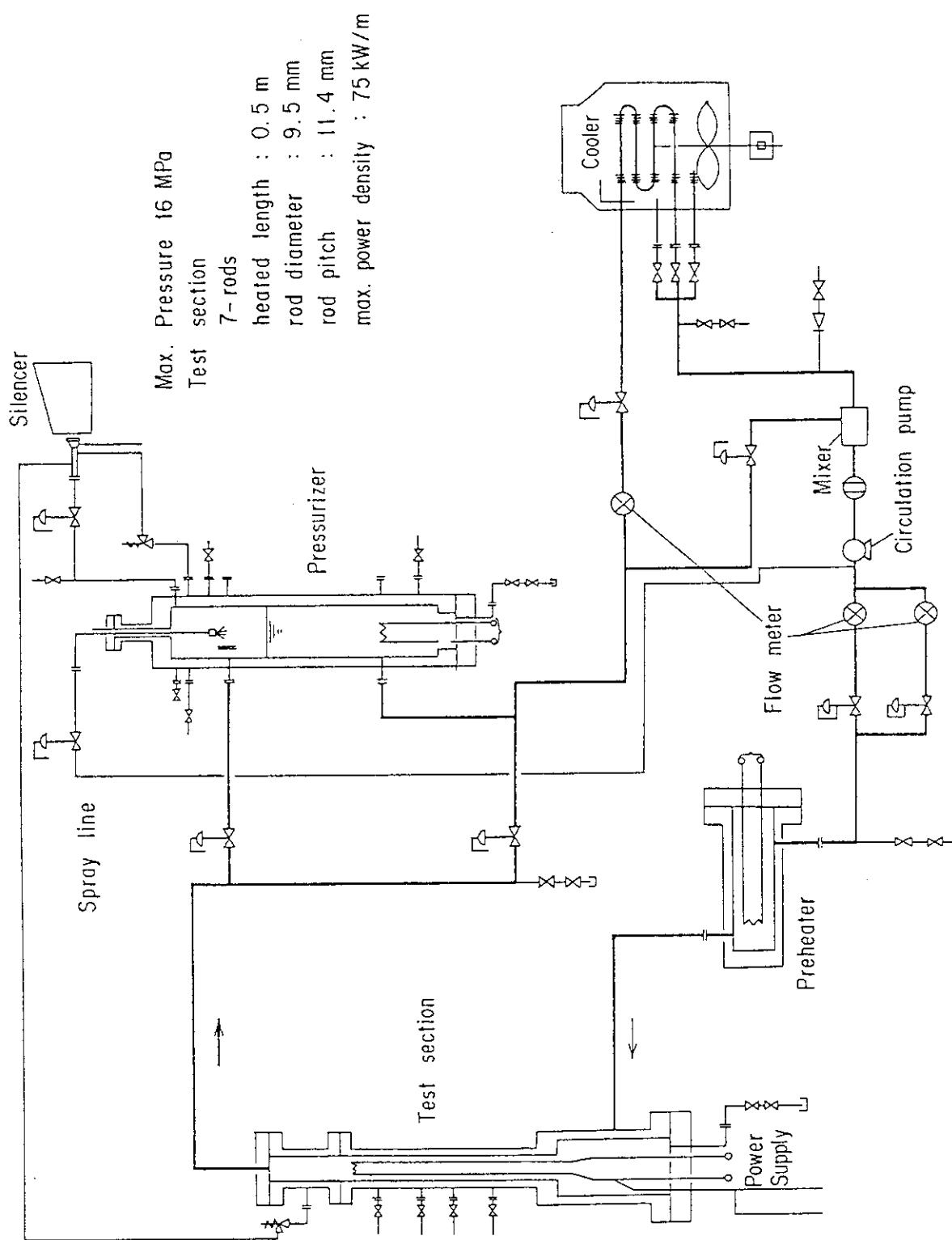


Fig. 2.1 Schematic diagram of high pressure water loop

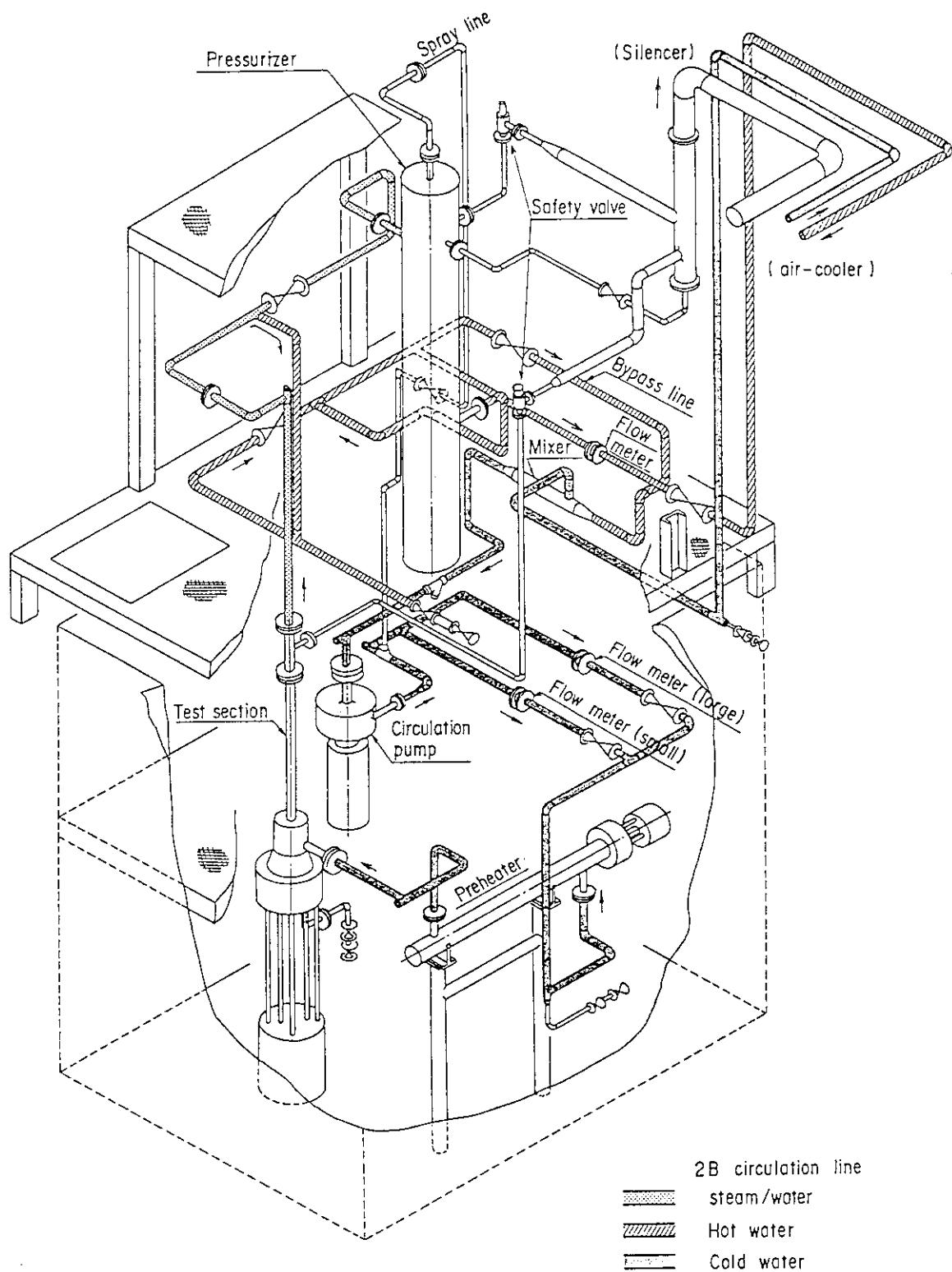


Fig. 2.2 Bird's eye view of high pressure water loop

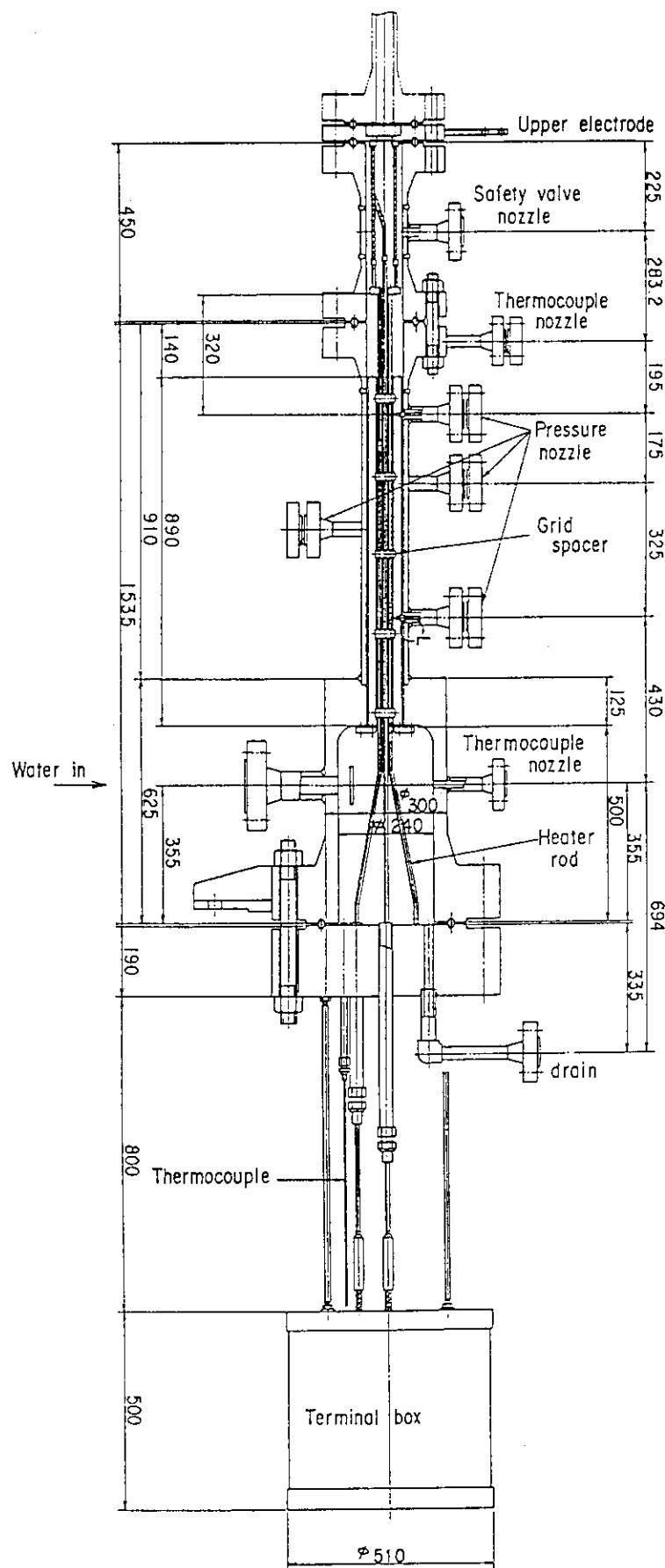


Fig. 2.3 Flow shroud for test section 1 and 2
(short heated length)

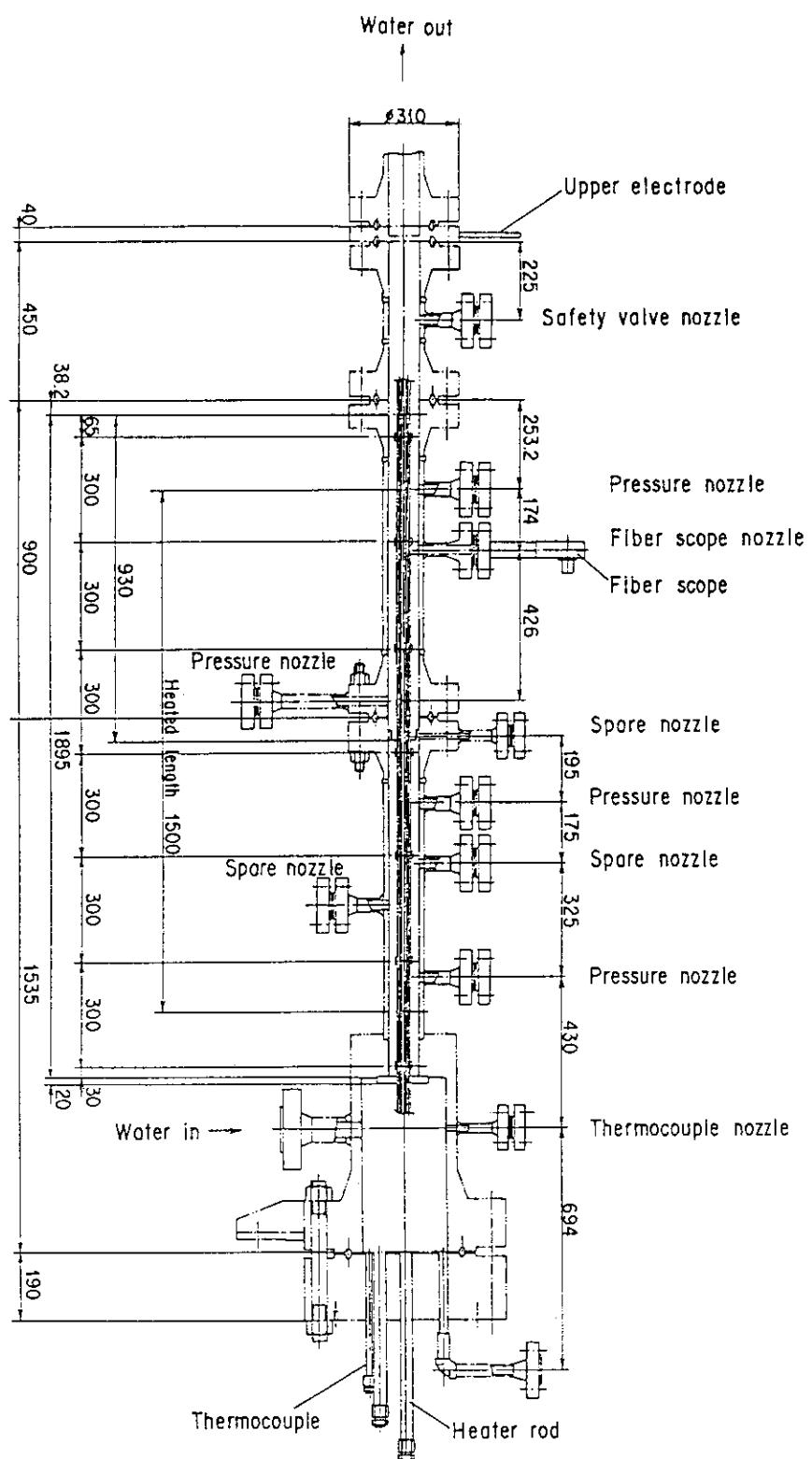


Fig. 2.4 Flow shroud for test section 3
(long heated length)

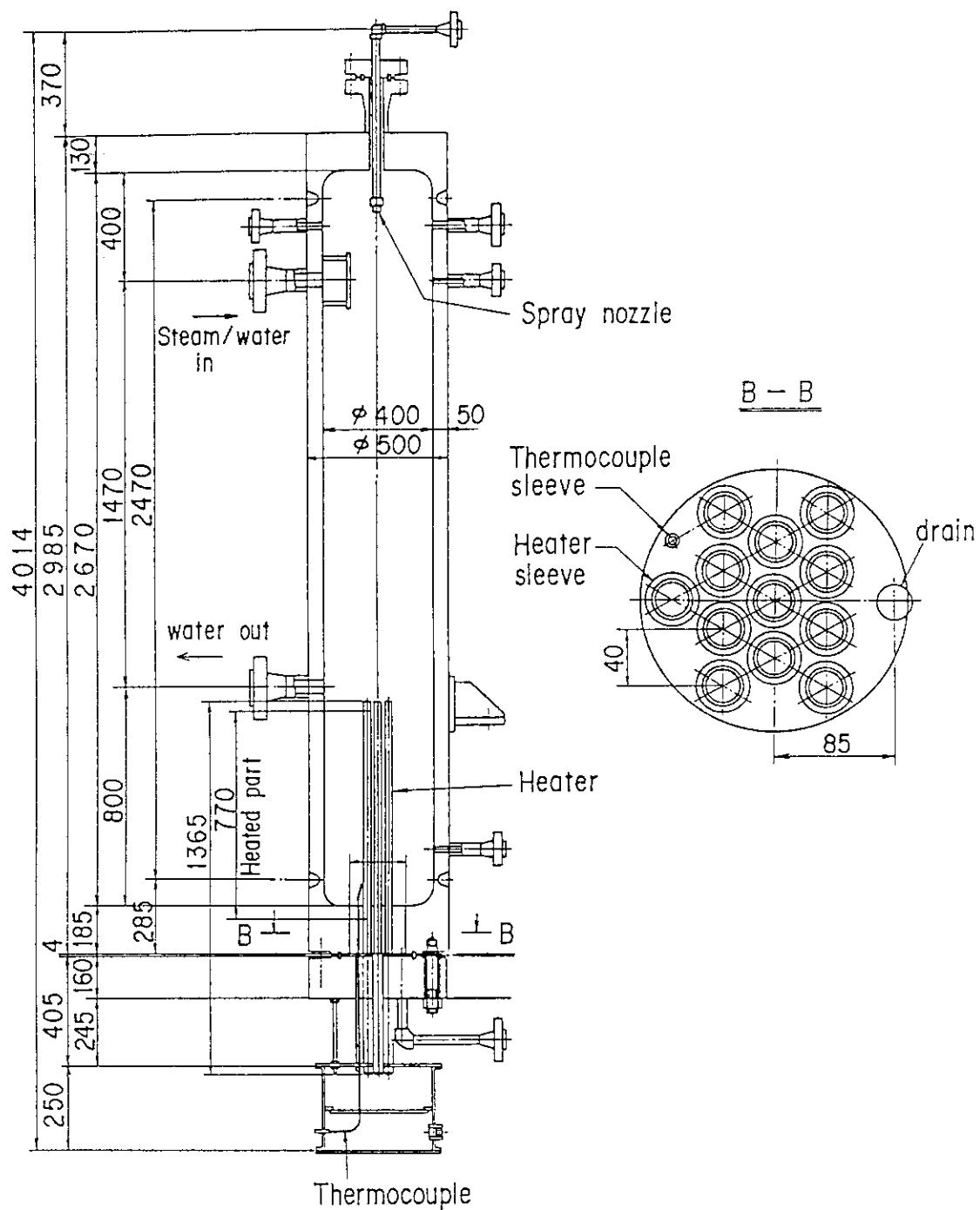


Fig. 2.5 Pressurizer

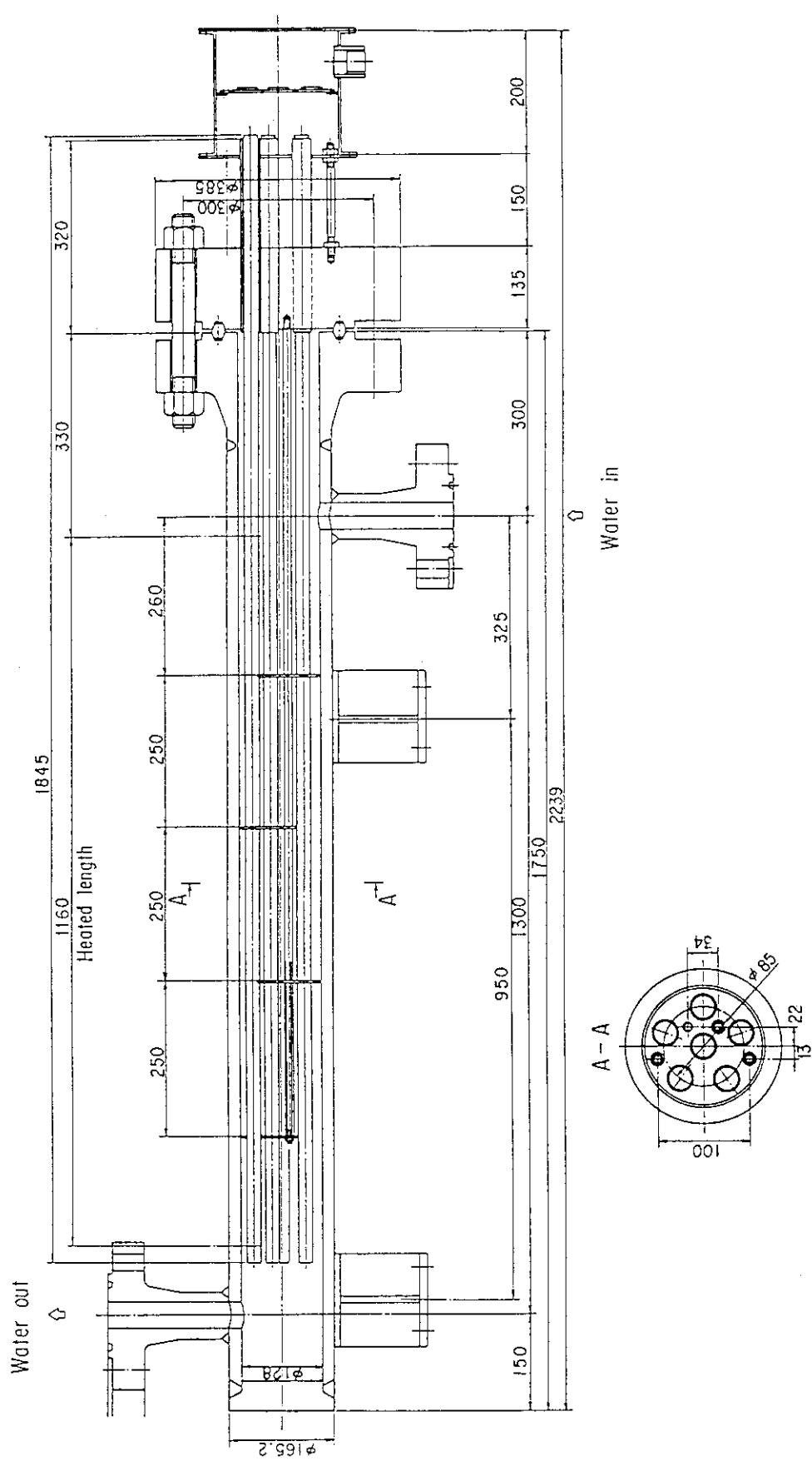


Fig. 2.6 Pre-heater

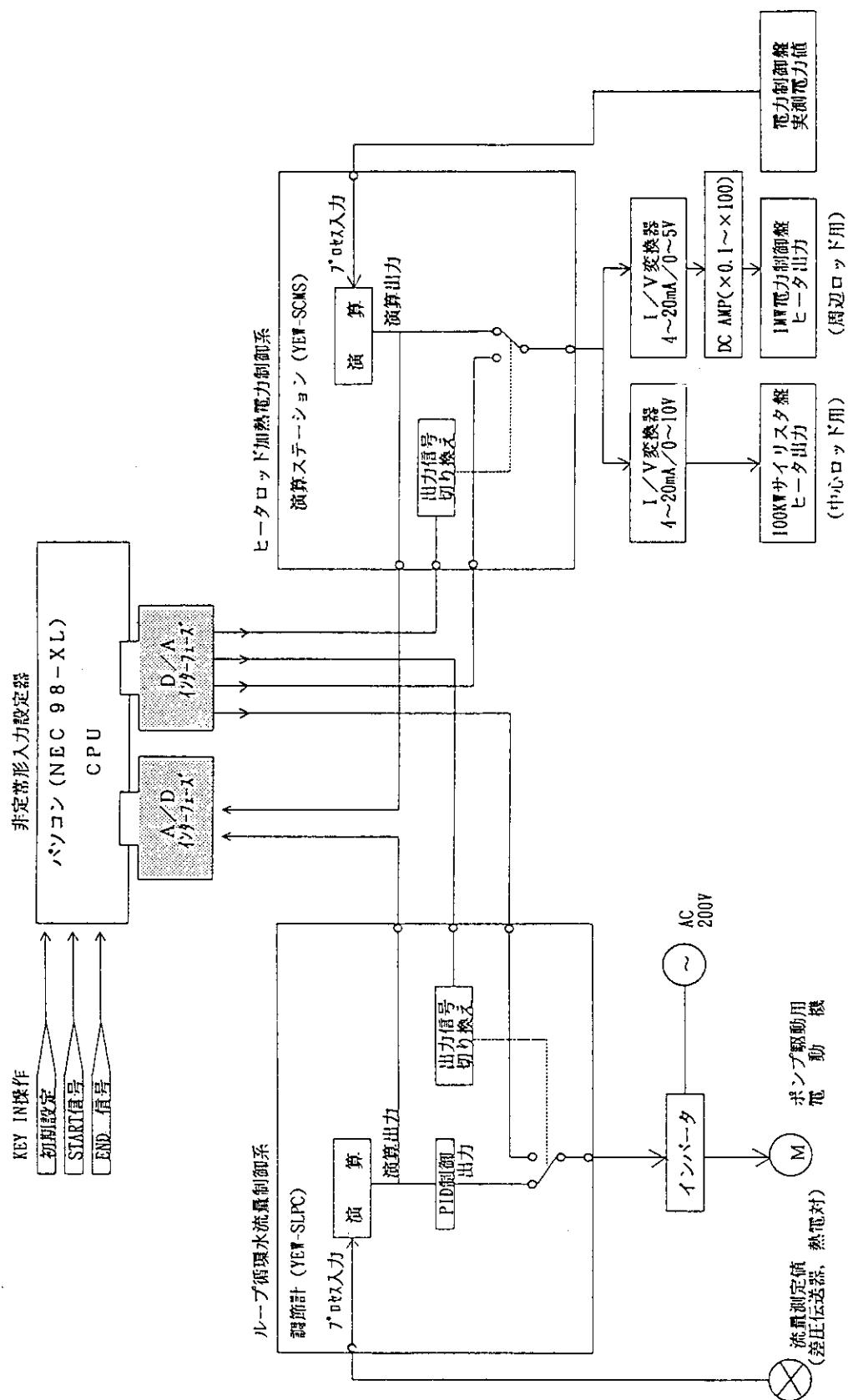


Fig. 2.7 Block diagram of transient control system

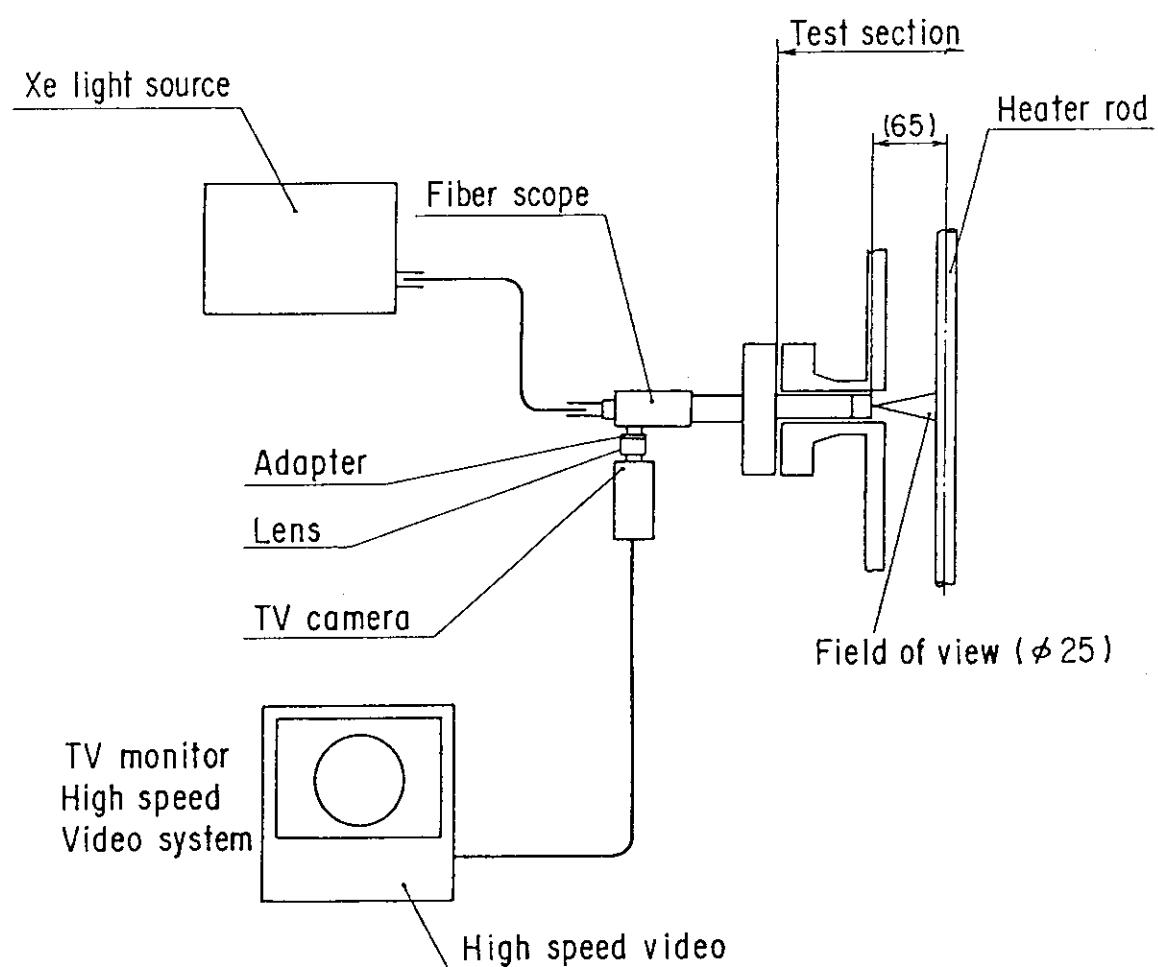


Fig. 2.8 Fiber scope unit for flow observation

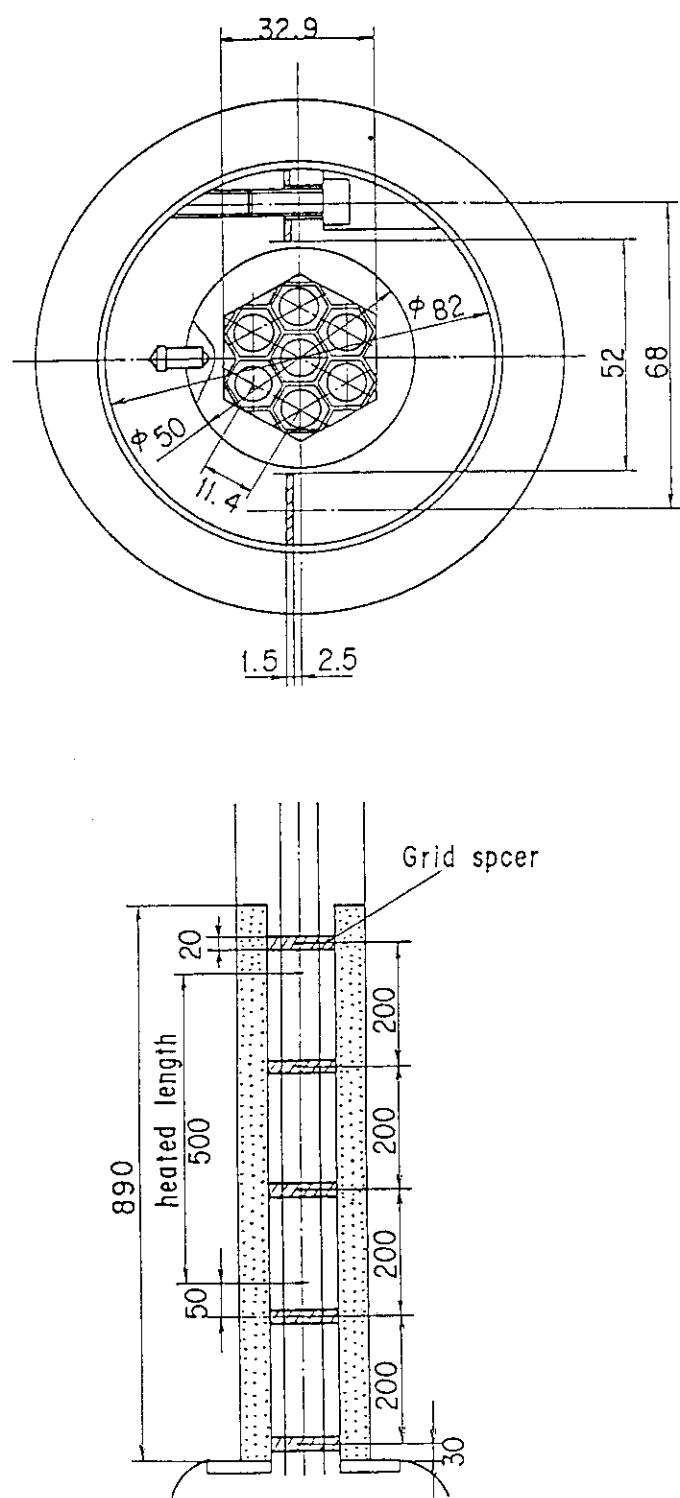


Fig. 2.9 Cross section of test section 1

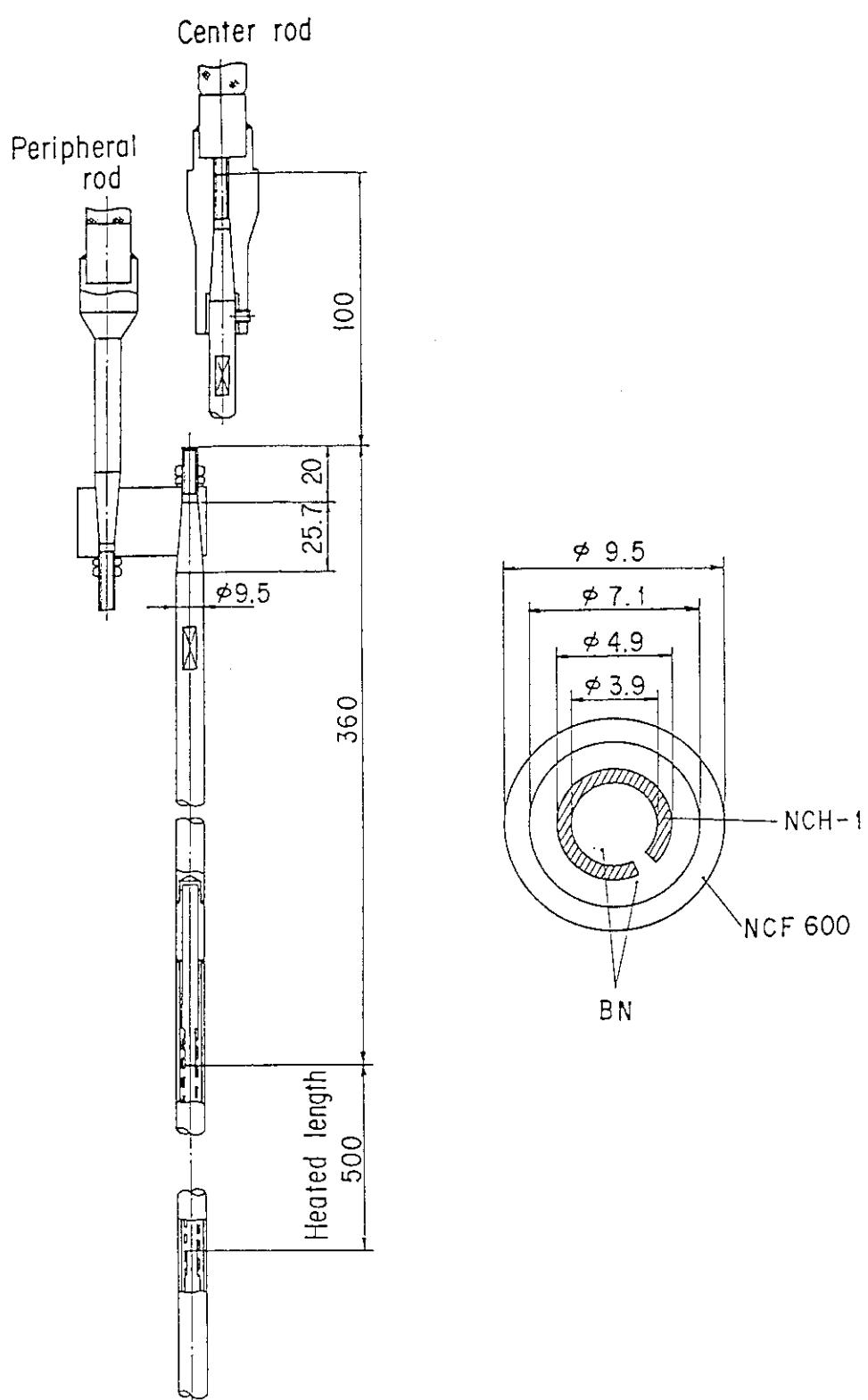


Fig. 2.10 Heater rod configuration of test section 1

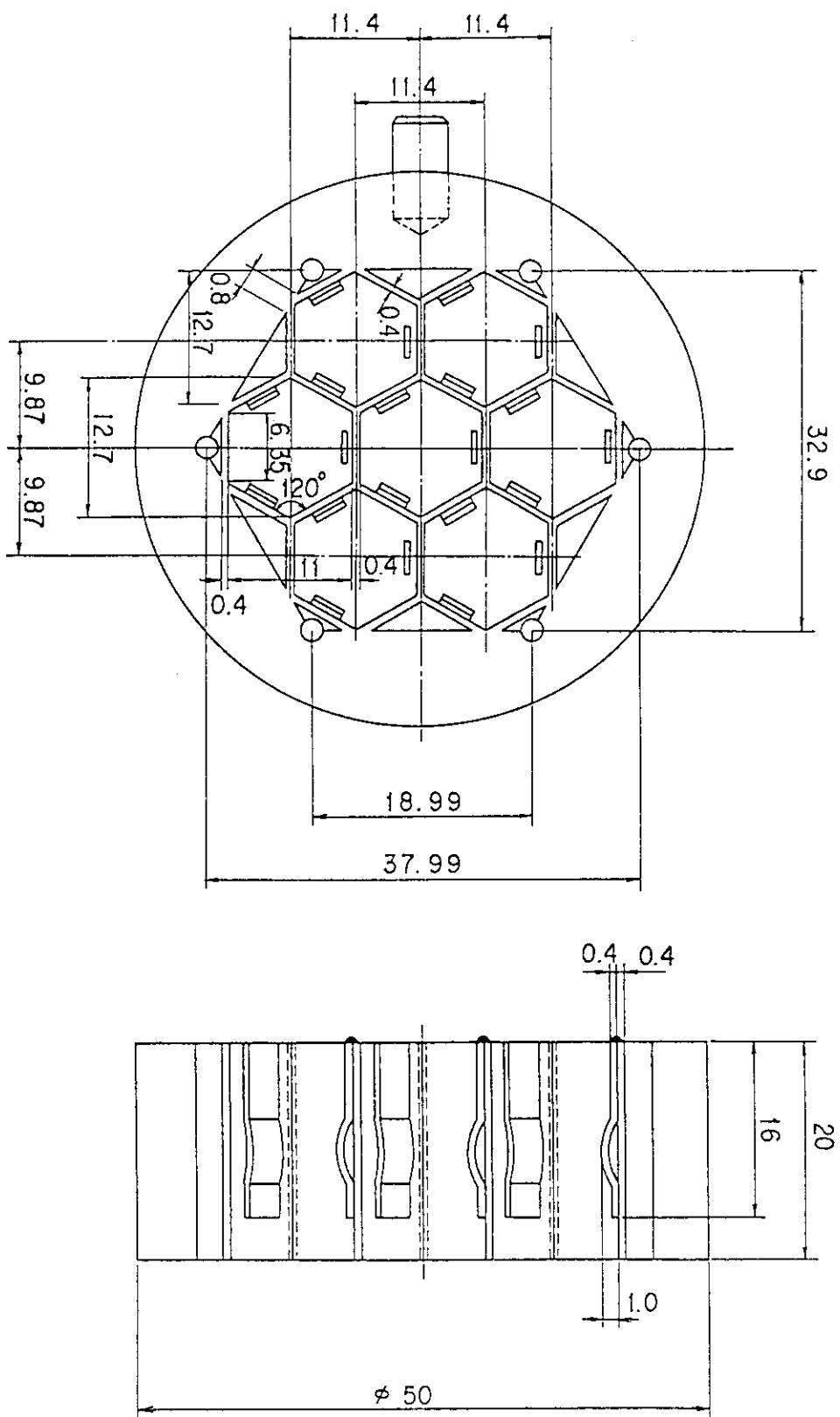


Fig. 2.11 Grid spacer configuration

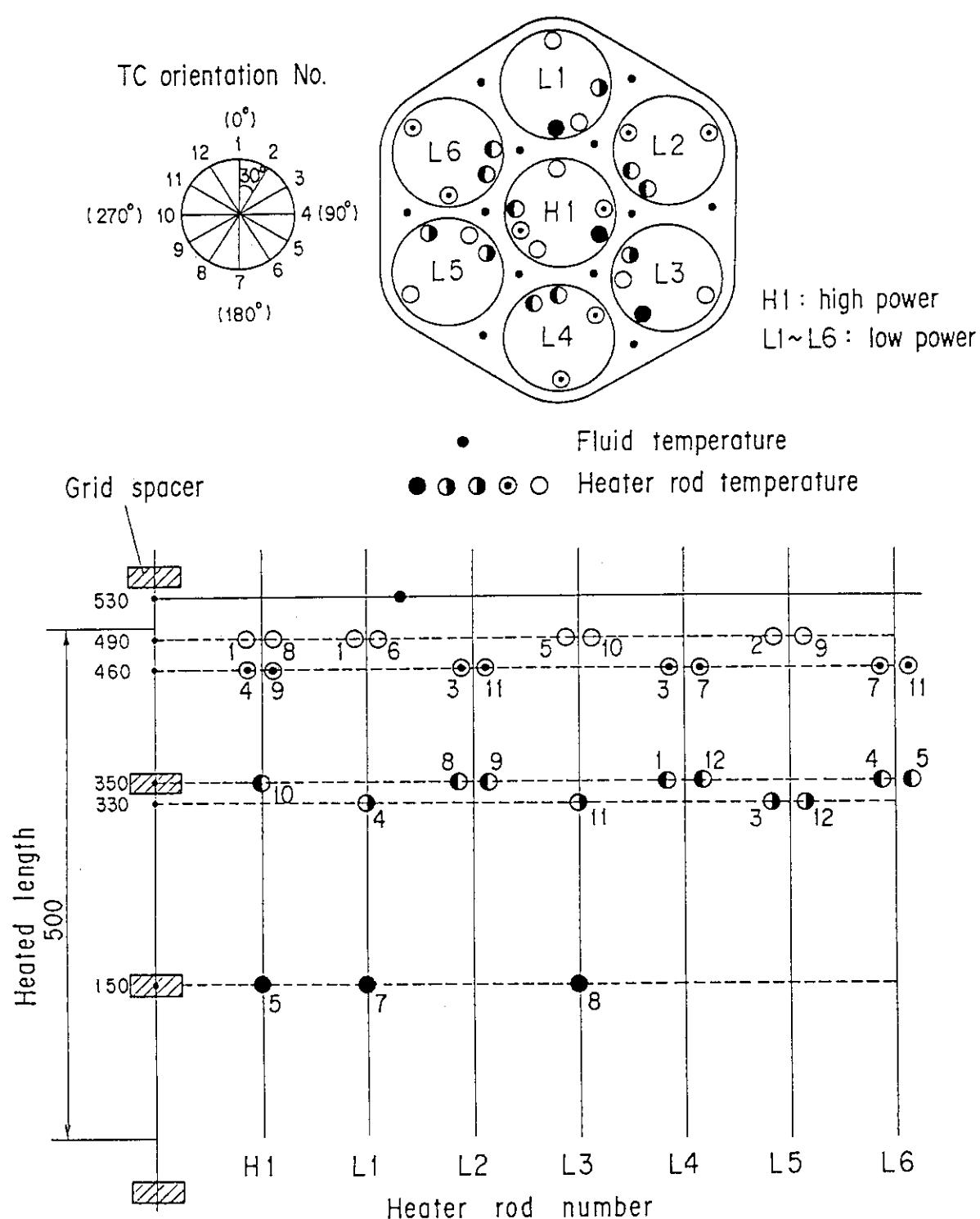


Fig. 2.12 Thermocouple and grid spacer locations (Test section 1)

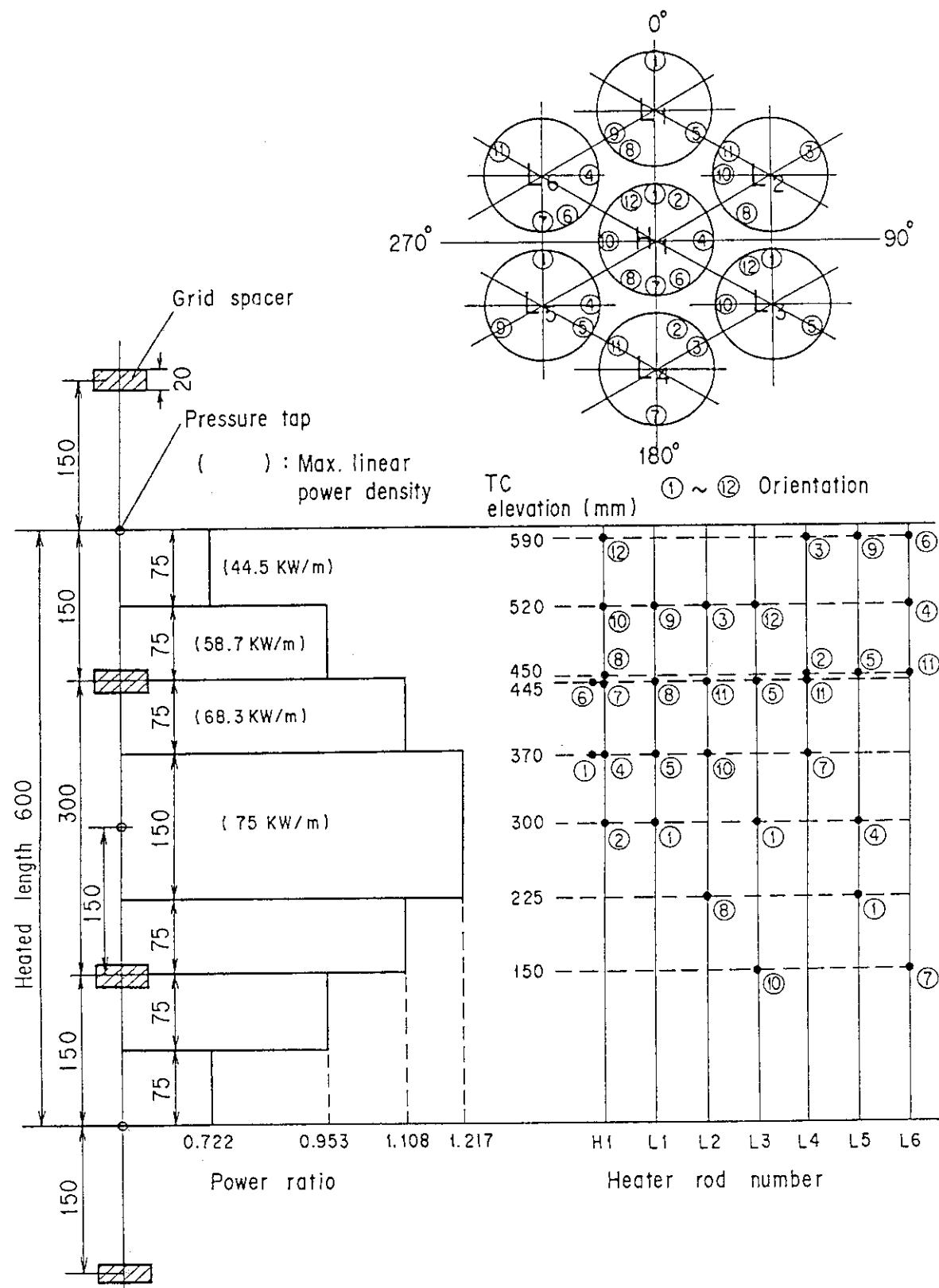


Fig. 2.13 Thermocouple location, axial power distribution and grid spacer location (Test section 2)

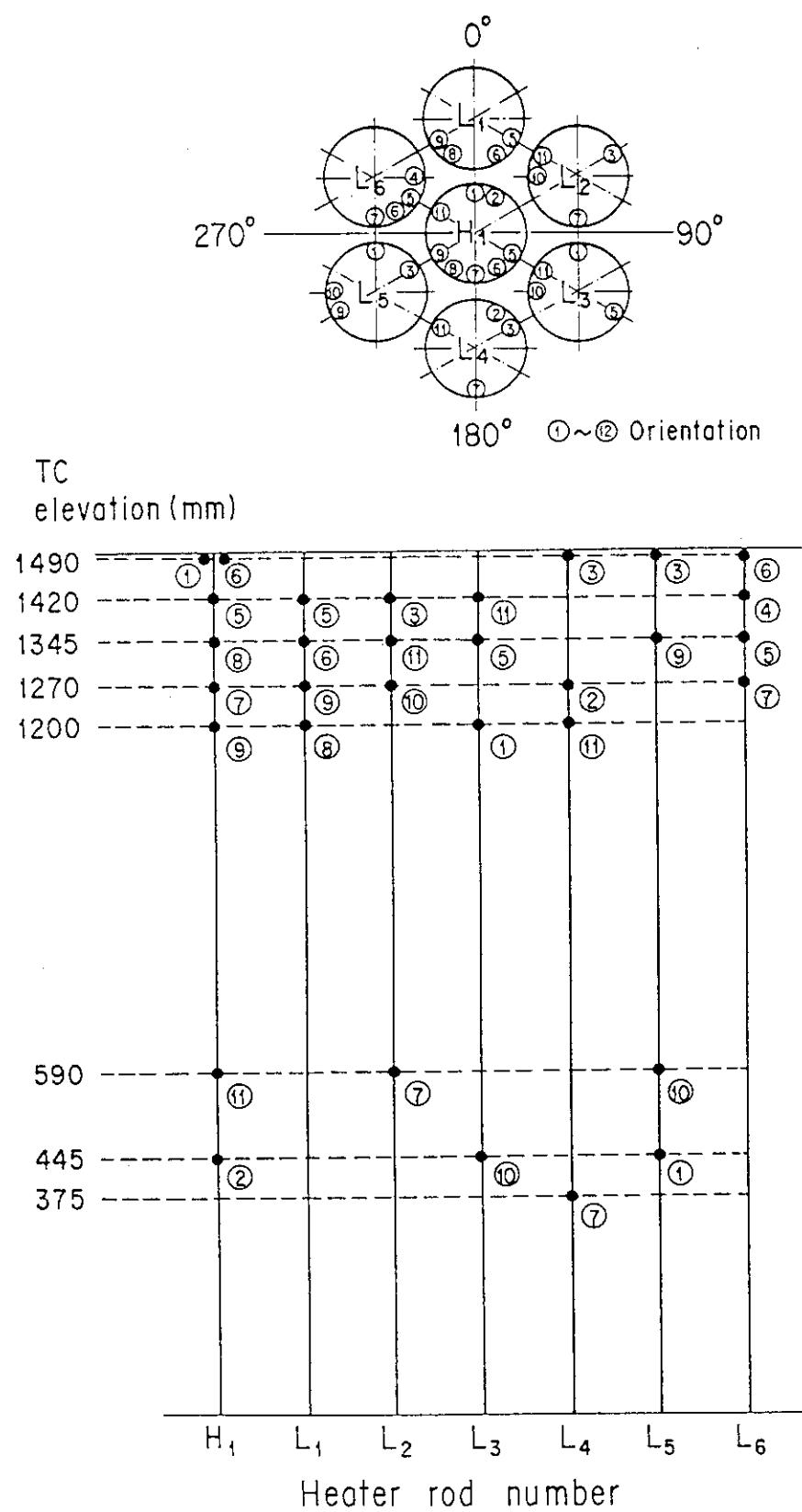


Fig. 2.14 Thermocouple location (Test section 3)

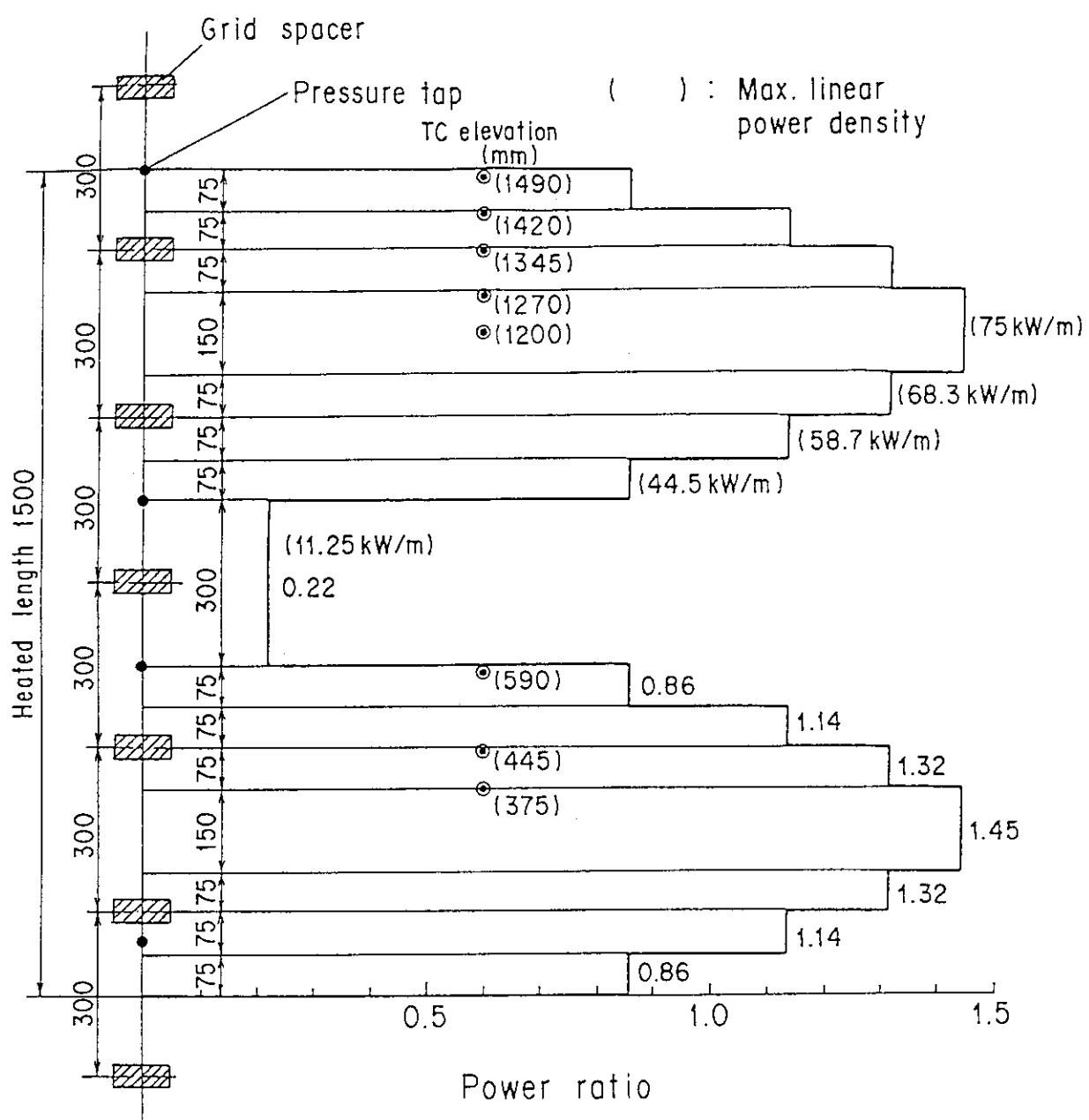


Fig. 2.15 Axial power distribution and grid spacer location
(Test section 3)

3. 事故模擬試験

3. 1 試験対象の事故解析結果

扁平二重炉心型高転換軽水炉の熱水力工学的成立性を調べるために、安全評価上重要と考えられる以下の項目に関して事故解析を実施し、現在の軽水炉安全評価指針に準拠して評価した^{(2), (6)}。

- ・大破断 L O C A (コールドレグ200%破断)⁽⁷⁾
- ・小破断 L O C A (圧力容器下部計装用配管破断)⁽⁸⁾
- ・一次冷却材流量喪失事故⁽⁹⁾
- ・一次冷却材ポンプ軸固着事故⁽⁹⁾
- ・外電喪失 A T W S⁽⁷⁾
- ・制御棒クラスタ飛び出し事故⁽¹⁰⁾

高圧小型水ループでは L O C A 事象のように圧力のトランジエントを伴う事故は模擬できないが、流量及び出力のトランジエントは模擬することが可能である。そこで、事故模擬試験対象の事故としては、熱的に厳しい状況となる流量低下及び出力上昇を伴う過渡事象を選定した。すなわち、流量低下に起因する事象としては、一次冷却材ポンプ軸固着事故を選定し、出力上昇に起因する事象としては、制御棒飛び出し事故を選定した。事故時の一次系システムの過渡解析には、3次元熱水力解析コード R E F L A / T R A C⁽¹¹⁾ を用いた。本コードは米国で開発された T R A C - P F 1 コード⁽¹²⁾ に原研で開発した物理モデルを組み込んで改良したものである。両事故の解析結果の概要を以下に述べる。

(1) 一次冷却材ポンプ軸固着事故

本事故は、3台の一次冷却材ポンプの内1台が軸固着を起こし、炉心流量が急速に低下して、流量低下信号により原子炉トリップに至るものである。本事故の R E F L A / T R A C コードによる解析結果を Fig. 3.1 に示す。

Fig. 3.1 に見られるように、一次冷却材ポンプ1台の軸固着が生じると、当該ループの流量が急激に低下し、最終的には炉心入口流量は定格の約65%となる。なお、本解析では健全な2台のポンプについては定格運転時の回転数を保持するものとして扱い、炉心流量の低下による健全ポンプ流量の増加は見込んでいない。流量の低下により、事故発生後1.1秒の時点での一次冷却材流量低原子炉トリップ信号が発信され、原子炉出力は1.2秒間で初期出力の約15%まで低下する。炉心流量の減少に伴う冷却能力の低下により、一次冷却材平均温度が上昇しボイドが発生する。これに伴い、一次系圧力は最高16.2 MPa(加圧器頂部)まで上昇するが、原子炉トリップによって出力が低下すると圧力も再び低下し、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が損なわれることはない。

本事故の過程においては、原子炉出力と冷却能力の不整合が生じて D N B に至る可能性があるが、C O B R A - I V - I コード⁽¹³⁾ によるサブチャンネル解析と K f K の C H F 相関式⁽¹⁴⁾ を組み合わせて評価した結果、本事故では D N B には至らなかった⁽⁹⁾。

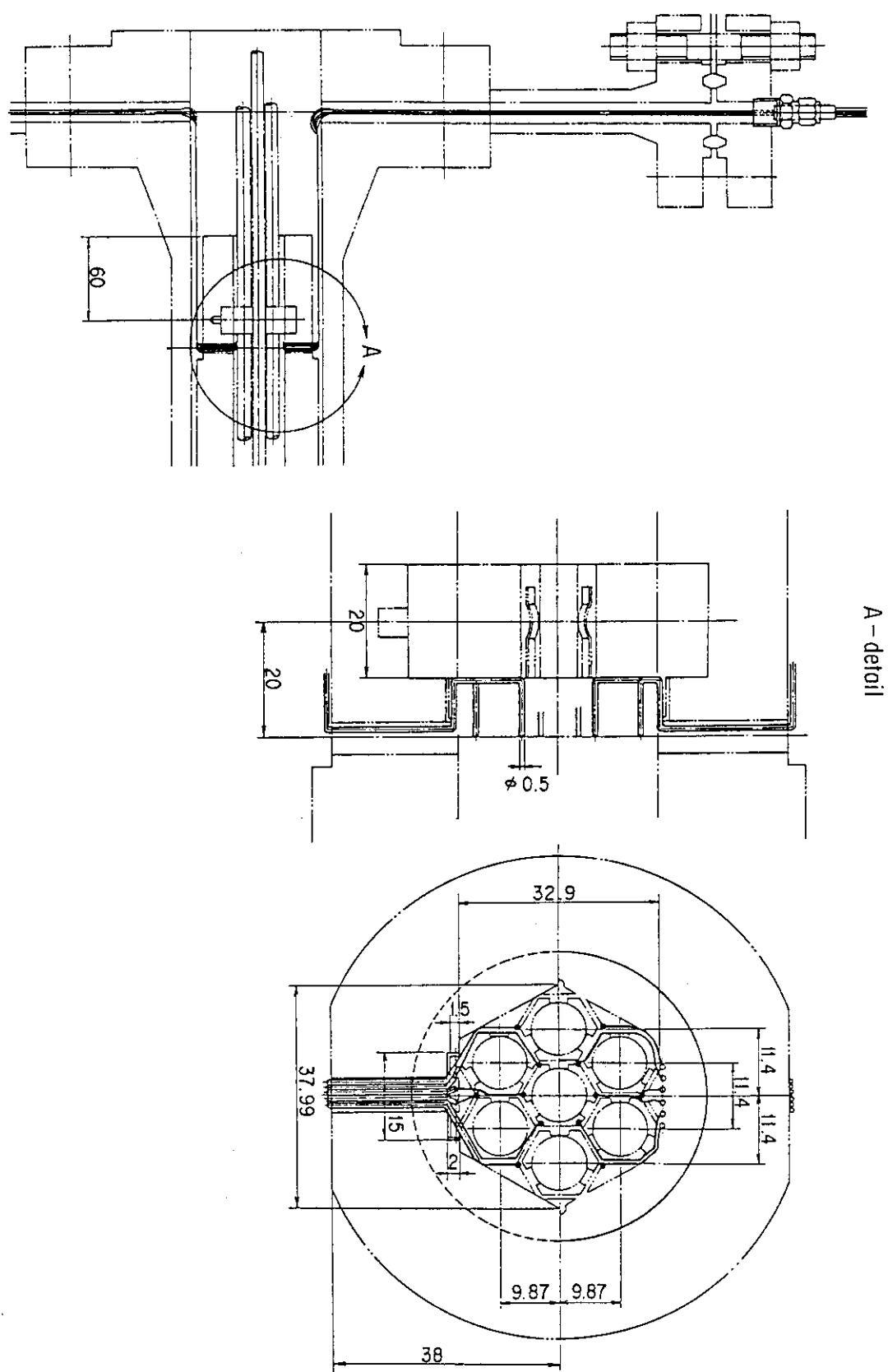


Fig. 2.16 Measurement location of fluid temperature distribution at the exit of heated part for Test section 1

3. 事故模擬試験

3. 1 試験対象の事故解析結果

扁平二重炉心型高転換軽水炉の熱水力工学的成立性を調べるために、安全評価上重要と考えられる以下の項目に関して事故解析を実施し、現在の軽水炉安全評価指針に準拠して評価した^{(2), (6)}。

- ・大破断 L O C A (コールドレグ200%破断)⁽⁷⁾
- ・小破断 L O C A (圧力容器下部計装用配管破断)⁽⁸⁾
- ・一次冷却材流量喪失事故⁽⁹⁾
- ・一次冷却材ポンプ軸固着事故⁽⁹⁾
- ・外電喪失 A T W S⁽⁷⁾
- ・制御棒クラスタ飛び出し事故⁽¹⁰⁾

高圧小型水ループでは L O C A 事象のように圧力のトランジエントを伴う事故は模擬できないが、流量及び出力のトランジエントは模擬することが可能である。そこで、事故模擬試験対象の事故としては、熱的に厳しい状況となる流量低下及び出力上昇を伴う過渡事象を選定した。すなわち、流量低下に起因する事象としては、一次冷却材ポンプ軸固着事故を選定し、出力上昇に起因する事象としては、制御棒飛び出し事故を選定した。事故時の一次系システムの過渡解析には、3次元熱水力解析コード R E F L A / T R A C⁽¹¹⁾ を用いた。本コードは米国で開発された T R A C - P F 1 コード⁽¹²⁾ に原研で開発した物理モデルを組み込んで改良したものである。両事故の解析結果の概要を以下に述べる。

(1) 一次冷却材ポンプ軸固着事故

本事故は、3台の一次冷却材ポンプの内1台が軸固着を起こし、炉心流量が急速に低下して、流量低下信号により原子炉トリップに至るものである。本事故の R E F L A / T R A C コードによる解析結果を Fig. 3.1 に示す。

Fig. 3.1 に見られるように、一次冷却材ポンプ1台の軸固着が生じると、当該ループの流量が急激に低下し、最終的には炉心入口流量は定格の約65%となる。なお、本解析では健全な2台のポンプについては定格運転時の回転数を保持するものとして扱い、炉心流量の低下による健全ポンプ流量の増加は見込んでいない。流量の低下により、事故発生後1.1秒の時点での一次冷却材流量低原子炉トリップ信号が発信され、原子炉出力は1.2秒間で初期出力の約15%まで低下する。炉心流量の減少に伴う冷却能力の低下により、一次冷却材平均温度が上昇しボイドが発生する。これに伴い、一次系圧力は最高16.2 MPa(加圧器頂部)まで上昇するが、原子炉トリップによって出力が低下すると圧力も再び低下し、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が損なわれることはない。

本事故の過程においては、原子炉出力と冷却能力の不整合が生じて D N B に至る可能性があるが、C O B R A - I V - I コード⁽¹³⁾ によるサブチャンネル解析と K f K の C H F 相関式⁽¹⁴⁾ を組み合わせて評価した結果、本事故では D N B には至らなかった⁽⁹⁾。

(2) 制御棒飛び出し事故

制御棒飛び出し事故とは、原子炉が臨界状態にある時、制御棒駆動装置の圧力バウンダリが破断し、制御棒クラスタ 1 本が炉心外に飛び出して、急激な出力上昇を引き起こすような事故である。解析では、反応度変化の包絡を考えて、燃焼サイクル初期と末期での高温零出力状態と全出力状態での事故を対象とした。事故模擬試験においては、以上 4 ケースのうち、熱的に最も厳しくなる、燃焼サイクル末期の全出力状態を初期条件としたケースを採用した。REFLA/TRACコードによる本事故の解析結果をFig. 3.2 に示す。

Fig. 3.2 に示すように、原子炉出力は、反応度投入により事故発生後 0.1 秒で初期値の約 2.4 倍まで急上昇してから、ドップラー反応度効果により急激に低下する。この際、炉出力がスクラム設定値（定格値の 118%）を越えて制御棒が挿入される。このため、制御棒が下部炉心に到達する 1.4 秒の時点から炉出力は再び低下し、2 秒後には初期値の 15% 程度になる。燃料中心温度は事故発生後上昇を続けるが、1.6 秒の時点で 2130K のピークに達した後、低下に転ずる。この最高温度は燃料の融点よりも十分に低く、燃料は溶融しないものと考えられる。なお、炉出力の急激な増加にもかかわらず、燃料棒に DNB は発生しなかった。加圧器圧力の上昇は 2 秒間で約 0.48 MPa 程度で、スクラム後は、炉出力の低下に従って、一次系圧力も低下を続ける。最高ピーク圧力は圧力バウンダリの最高使用圧力の 1.2 倍（20.6 MPa）よりも十分に低いため、圧力バウンダリの健全性に問題は生じない。なお、炉心流量の変動は定格値の 1% 以内に維持されている。

以上のいずれの事故時にも、原子炉出力は急激に変化するが、燃料棒の熱容量が大きいため、燃料棒表面熱流束の変化は炉出力変化に追随できず、よりゆるやかな変化となる。Fig. 3.3 及び 3.4 に、それぞれの事故の場合の原子炉出力変化と、非定常熱伝導計算により求めた燃料棒表面熱流束変化との関係を相対値で示す。DNB は、燃料棒表面熱流束が冷却能力を上回った時点で発生する。従って、DNB 発生の有無を調べることが重要な目的である事故模擬試験においては、炉出力変化自体ではなく実炉における燃料棒表面熱流束変化を模擬する必要がある。

3. 2 試験方法

高圧小型水ループによる事故模擬試験では、扁平二重炉心型高転換軽水炉の軸方向出力分布を模擬したテスト部 3 (Fig. 2.14, 2.15) を用いた。

本試験では、3. 1 で述べた事故解析で得られた炉心入口質量速度及び燃料棒表面熱流束の過渡変化が実現できるように、高圧小型水ループの流量及び加熱電力制御装置のトランジエント入力曲線を設定した。ただし、燃料棒と模擬ヒーターロッドは内部構造及び熱容量が異なるため、同一の出力変化条件下でも表面熱流束の挙動は異なる。従って、ヒーターロッドを対象とした非定常熱伝導計算を実施し、表面熱流束の変化が解析結果に十分一致するまで、加熱電力制御装置の入力曲線を再調整して試験を繰り返した。非定常熱伝

導計算に際しては、大型再冠水効果実証試験の一環である平板炉心試験装置のヒーターロッド用に開発した計算手法⁽¹⁵⁾を適用した。

本試験で想定した事故条件下では、圧力及び炉心入口温度の変化は比較的小さいので、本試験では、それぞれ15.5MPa及び291°Cの一定値に保持した。

3. 3 試験結果と考察

(1) 一次冷却材ポンプ軸固着事故模擬試験

一次冷却材ポンプ軸固着事故模擬試験（RUN 513）の場合について、表面熱流束及び炉心入口流量変化の試験結果と解析結果の比較をFig. 3.5 に示す。表面熱流束の試験結果は解析結果を良好に再現できている。流量変化に関しては、解析では軸固着発生と同時に急激に流量が低下しているが、試験ではこのような初期の流量変化特性は模擬できなかったため、急激な流量低下以降の比較的ゆるやかな過渡変化が解析結果と一致するように入力曲線を設定した。この結果、試験では、事故発生の約0.35秒前から流量低下が開始し、事故発生時点では解析値の93 %まで低下しているが、事故発生後0.2 秒以降の流量変化は解析値とほぼ一致している。表面熱流束は、事故発生後約1.8秒間はほぼ一定値に維持されているので、DNB発生を評価するためには、この程度の模擬の不十分性は許容範囲内と考えられる。

以上の結果より、本試験においては、解析で得られた一次冷却材ポンプ軸固着事故時の炉心熱水力挙動のうち、初期の急激な流量低下期間（約0.2秒間）を除く期間の挙動をほぼ再現できたと言える。

本試験の過程では DNB は発生せず、安全性評価解析結果⁽⁹⁾と一致した。

(2) 制御棒飛び出し事故模擬試験

制御棒飛び出し事故模擬試験（RUN 512）の場合の表面熱流束の試験結果と解析結果の比較をFig. 3.6 に示す。本事故の解析結果によると、表面熱流束は初期値より約17% 上昇してから低下している。模擬試験では、最大熱流束を含む初期の2 秒間の表面熱流束変化を解析結果と一致させることができた。その後の熱流束変化は解析結果をやや上回っている。

以上の結果より、本試験においては、解析で得られた制御棒飛び出し事故時の炉心熱水力挙動のうち、DNB 解析において重要な最大熱流束に到達するまでのトランジエント期間の挙動をほぼ再現できたと言える。

本試験でも DNB は発生せず、安全性評価解析結果⁽¹⁰⁾と一致した。

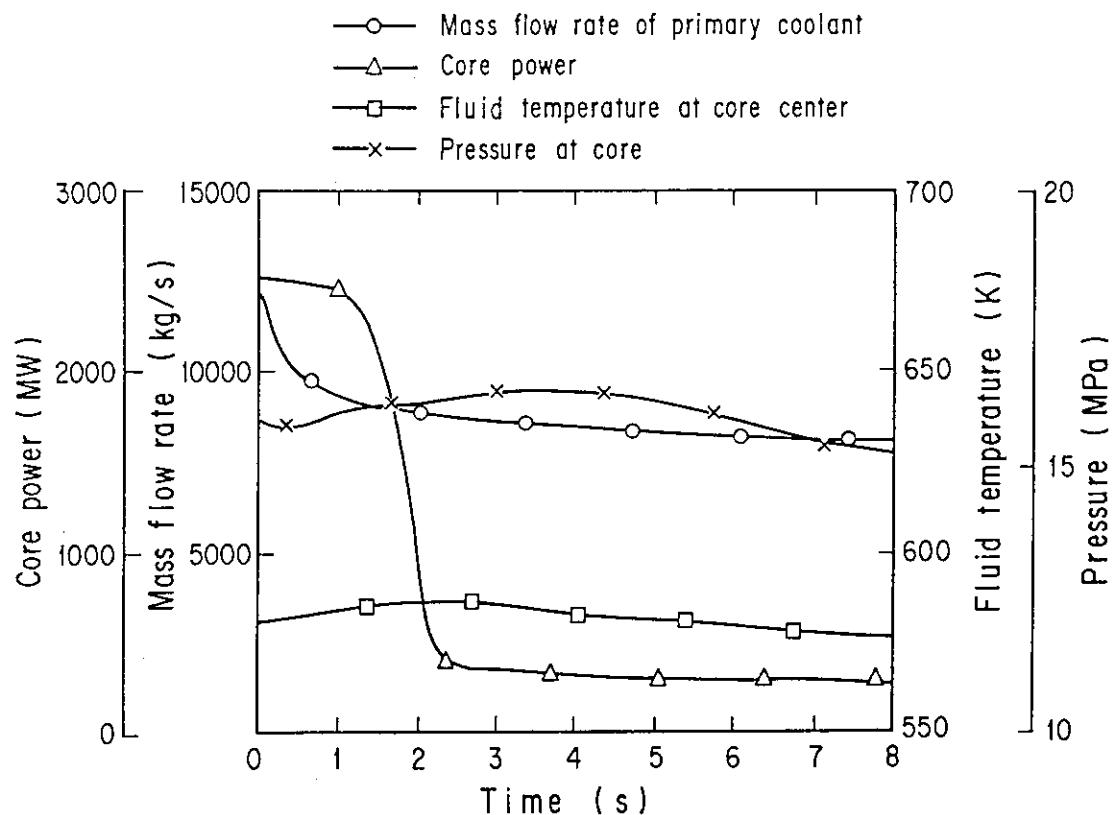


Fig. 3.1 REFLA/TRAC analysis results of locked rotor accident

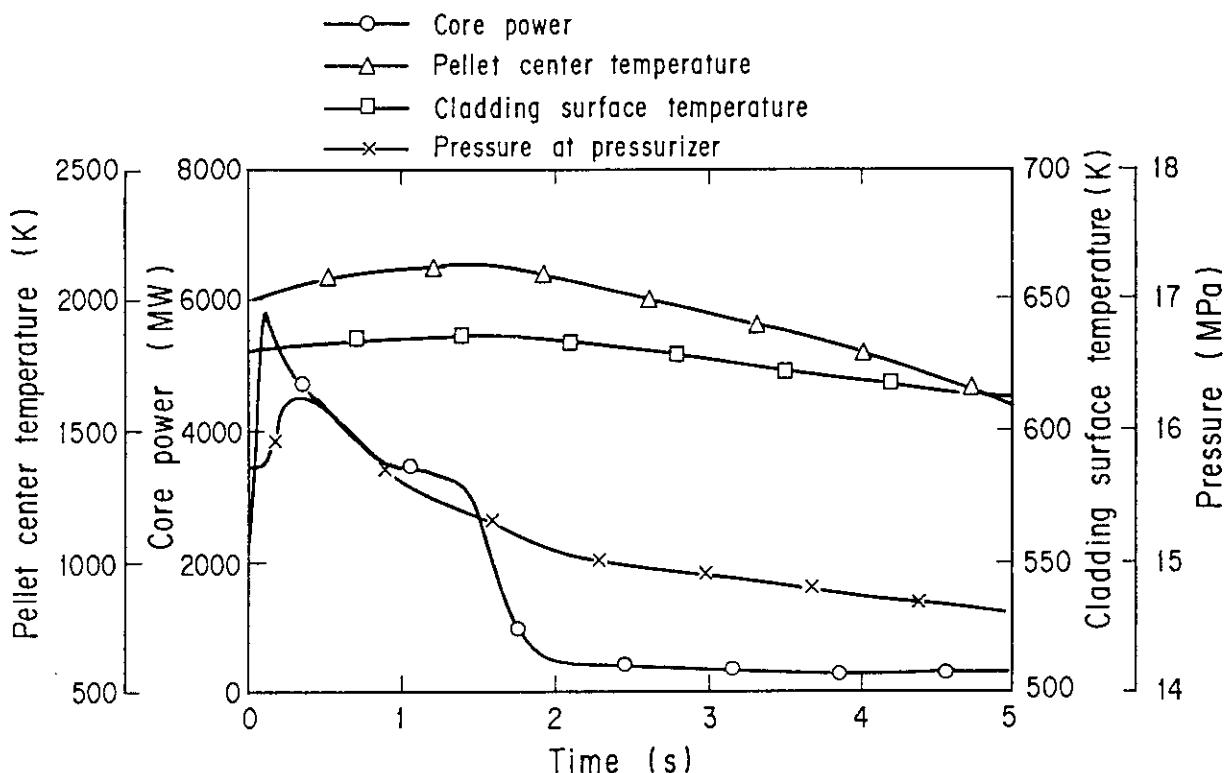


Fig. 3.2 REFLA/TRAC analysis results of control rod cluster ejection accident

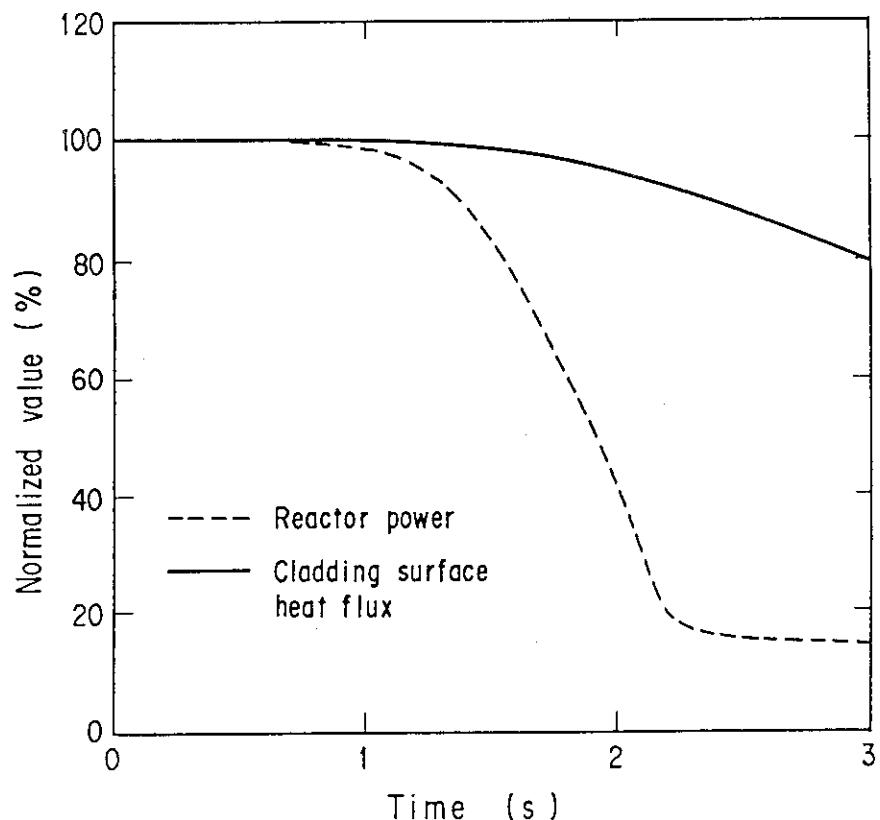


Fig. 3.3 Relation between reactor power transient and cladding surface heat flux transient for locked rotor accident

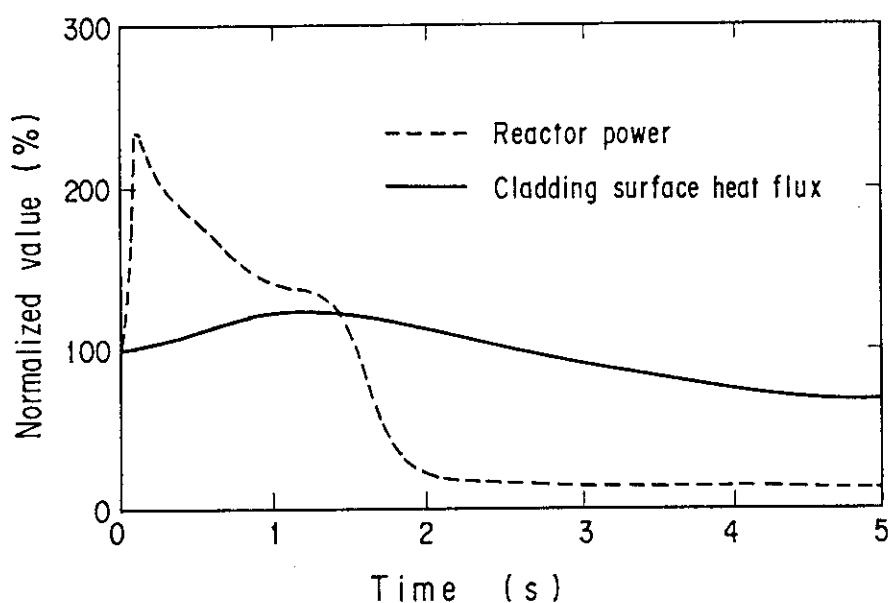


Fig. 3.4 Relation between reactor power transient and cladding surface heat flux transient for control rod cluster ejection accident

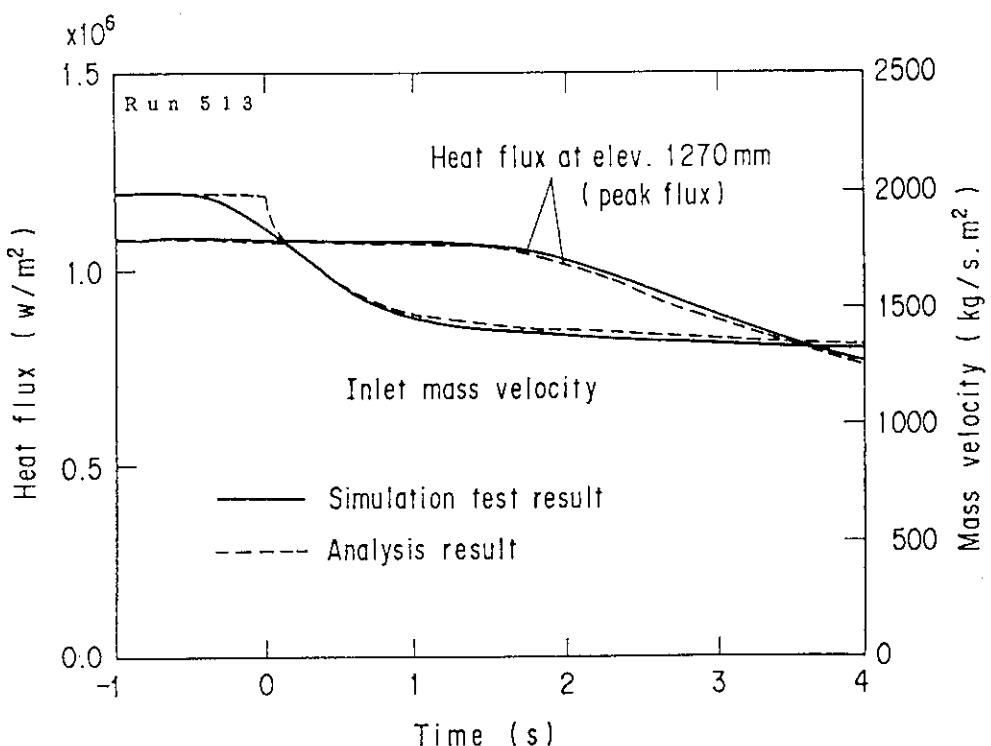


Fig. 3.5 Transients of cladding surface heat flux and inlet mass velocity of locked rotor accident simulation test and analysis

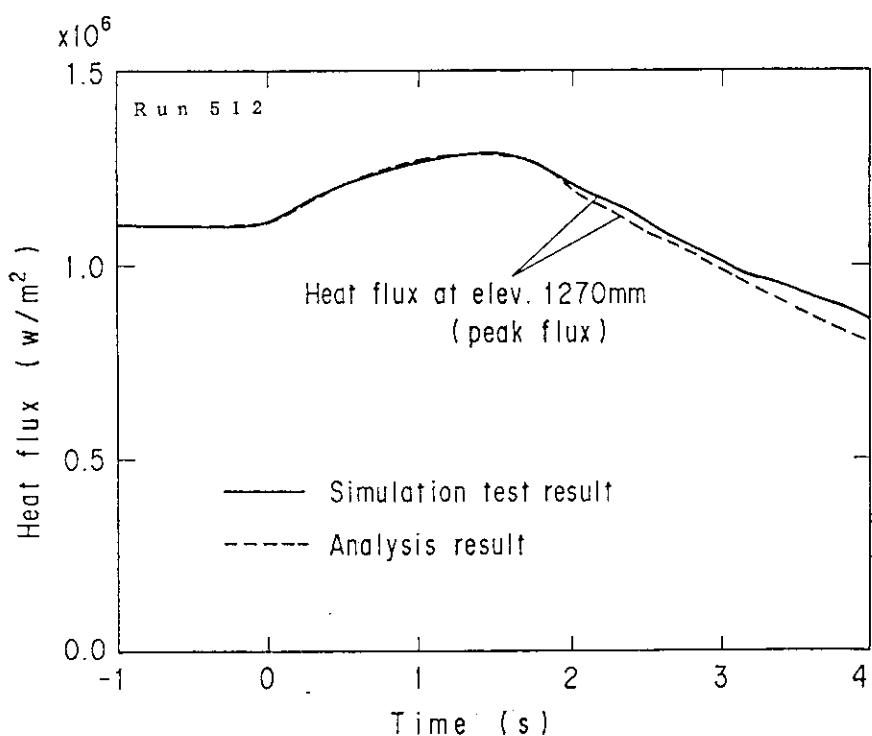


Fig. 3.6 Transients of cladding surface heat flux and inlet mass velocity of control rod cluster ejection accident simulation test and analysis

4. 非定常 DNB 試験

4. 1 試験方法

事故時の DNB 余裕を調べるとともに、非定常 DNB 発生の予測手法を検証するため、3 章でのべた一次冷却材ポンプ軸固定事故模擬試験及び制御棒飛び出し事故模擬試験と同一の圧力、入口温度及び流量条件下で、出力変化の形状を維持したまま初期出力のみを少しずつ上昇させて、DNB が発生するまで試験を繰り返した。

本試験では、いずれの場合も DNB は中心ロッドの出口近傍で発生した。

4. 2 試験結果

(1) 一次冷却材ポンプ軸固定事故模擬試験の出力変化の場合

本試験 (RUN 515) で得られた、入口流量、中心ロッド加熱電力、及び中心ロッドでテスト部出口より 10mm の位置での被覆管表面温度の挙動を Fig. 4.1 に示す。入口流量が減少を開始した時点を 0 秒とした。加熱電力は流量よりも約 1 秒遅れて低下を開始している。被覆管表面温度が 1.85 秒の時点で急上昇を開始し、DNB が発生したことを示している。この時点での流量及び加熱電力はそれぞれ初期値の 67% 及び 95% となっている。

Fig. 4.2 には、非定常熱伝導計算により求めた被覆管表面熱流束の変化と、加熱電力の変化との関係を、相対値で示す。なお、DNB 発生位置での表面熱流束の計算結果は、DNB 発生直後には不安定となるので、ここでは DNB 発生までの挙動を示してある。本試験では、DNB 発生時点における被覆管表面熱流束は初期値の 99% となり、ほとんど低下していない。

本試験における加圧器圧力及びテスト部入口温度の変化を Fig. 4.3 に示す。定常状態から DNB 発生時点までの期間中における圧力及び入口温度の変動幅はそれぞれ 0.07 MPa 及び 1 °C であり、いずれも定常値の 1 % 以内の変動範囲内におさまっている。

本試験において、DNB が発生する場合の初期出力と定常運転時の出力の比は 1.42 となり、DNB 発生に関しては 40% 以上の出力の余裕が存在することが判明した。

(2) 制御棒飛び出し事故模擬試験の出力変化の場合

本試験 (RUN 519) で得られた、入口流量、中心ロッド加熱電力、及び中心ロッドでテスト部出口より 10mm の位置での被覆管表面温度の挙動を Fig. 4.4 に示す。ここでは、加熱電力が上昇を開始する時点を 0 秒とした。加熱電力は 0.8 秒後にはほぼ一定値に到達して、1.6 秒の時点から低下している。DNB が発生して被覆管表面温度が急上昇を開始するのは 1.7 秒の時点である。流量は一定値に制御しているにもかかわらず、加熱量の増大により DNB 発生時点では定常値より約 3 % 程度低下している。

Fig. 4.5 には、DNB 発生時点までの表面熱流束計算値と、加熱電力との関係を、相対値で示す。本試験では、被覆管表面熱流束は加熱電力の上昇より時間遅れを有してゆるや

かに上昇しており、D N B 発生時点では、初期値より17%程度上昇している。

本試験における加圧器圧力及びテスト部入口温度の変化をFig. 4.6に示す。定常状態からD N B 発生時点までの期間中の圧力及び入口温度の変動幅は定常値の0.4%以内におさまっており、ほぼ一定とみなせる。

本試験の場合には、D N B が発生する場合の初期出力と定常運転時の初期出力の比は、1.56となり、D N B 発生に関しては十分な余裕が存在することが判明した。

4. 3 D N B 予測手法の検証

D N B は局所的な現象と考えられるので、D N B 発生を予測するためには、最高出力ロッド周辺での局所流動条件を求める必要がある。このため、C O B R A - I V - I コード⁽¹³⁾を用いて、中心サブチャンネルでの過渡時局所流動条件を求め、C H F 相関式に適用してD N B 発生の予測を行なった。C H F 相関式としては高転換P W R の稠密格子体系用に開発されたK f K 相関式⁽¹⁴⁾、及び従来型P W R 体系のデータベースに基づいて開発されたE P R I - Columbia相関式⁽¹⁵⁾を用いた。本予測手法の定常D N B 試験への適用性については別途評価してある⁽¹⁷⁾。

Fig. 4.7にC O B R A - I V - I コードによるサブチャンネル解析で用いた水平方向及び垂直方向のノーディングを示す。Table 4.1には、本解析で用いた主要な入力パラメータ及び解析手法を示す。上記2種類の試験（R U N 5 1 5 及びR U N 5 1 9）について、中心サブチャンネルの出口ノードでの局所質量速度及び局所エンタルピーの計算値と入口質量速度及び断面平均エンタルピーとの比較を、Fig. 4.8及び4.9にそれぞれ示す。いずれの場合にも、中心サブチャンネルでは、質量速度は小さく、エンタルピーは大きくなっている。これは、本試験では、中心ロッドの発熱量を平均値より17%高く設定したためである。

流動条件として、中心サブチャンネル出口での局所流動条件を用いた場合と、テスト部入口流量及び断面平均エンタルピーを用いた場合について、上述の2種類のC H F 相関式により求めた限界熱流束の値と、D N B が発生する中心ロッド上端での局所表面熱流束の値との比の時間変化を、R U N 5 1 5 について、Fig. 4.10及び4.11に示し、R U N 5 1 9 について、Fig. 4.12及びFig. 4.13に示す。また、流動条件とC H F 相関式の4種類の組合せの各場合について、D N B 発生時点におけるC H F 計算値と局所表面熱流束の比の値をTable 4.2に示す。以上の結果より、流体条件としては、局所流動条件を用いた場合の方が、入口流量及び断面平均エンタルピーを用いた場合よりも、D N B 発生時の熱流束の予測精度が高いことが分かる。比較した2種類の試験においては、E P R I - Columbia 相関式による計算値は実験値を1~3%程度下回っており、K f K 相関式による計算値は実験値を7~9%程度上回っている。全体としては、E P R I - Columbia 相関式の予測精度がやや高かったが、扁平二重炉心型高転換軽水炉の安全評価解析^{(2), (9)}で使用したK f K 相関式の予測精度も10%以内となり、良好な結果を得た。

以上の結果より、サブチャンネル解析コードC O B R A - I V - I と、K f K あるいはE P R I - ColumbiaのC H F 相関式を組み合わせる方法により、一次冷却水ポンプ軸固着事故及び制御棒クラスタ飛び出し事故を想定した非定常D N B 発生時の熱流束を、約10%以内の精度で予測できることが分かった。

Table 4.1 Input parameters for COBRA-IV-I analysis

Subcool void model	No subcool void
Bulk void model	Homogeneous
Rod friction coefficient	Blasius
Spacer loss coefficient	1.0
Heat transfer correlations	RELAP-4 package
Cross-flow resistance	0.5
Cross-flow momentum factor	0.5
Turbulent momentum factor	0.0
Turbulent mixing coefficient	Single-phase : 0.003 Two-phase : Function of void fraction ⁽¹⁸⁾
Solution algorithm	Implicit steady-state and explicit transient with inlet flow specified

Table 4.2 Predicted to measured CHF ratios for transient DNB tests

(Calculated CHF) / (Local heat flux) at DNB time

Flow conditions ⁽¹⁾	Power transient curve ⁽²⁾	
	Run 515	Run 519
①+ KfK	1.094	1.065
②+ KfK	1.216	1.202
①+ EPRI-Columbia	0.990	0.967
②+ EPRI-Columbia	1.279	1.309

(1) Flow conditions

①: Local mass velocity and local enthalpy

②: Inlet mass velocity and bundle average enthalpy

(2) Power transient curve

Run 515 : Locked rotor accident simulation

Run 519 : Control rod cluster ejection accident simulation

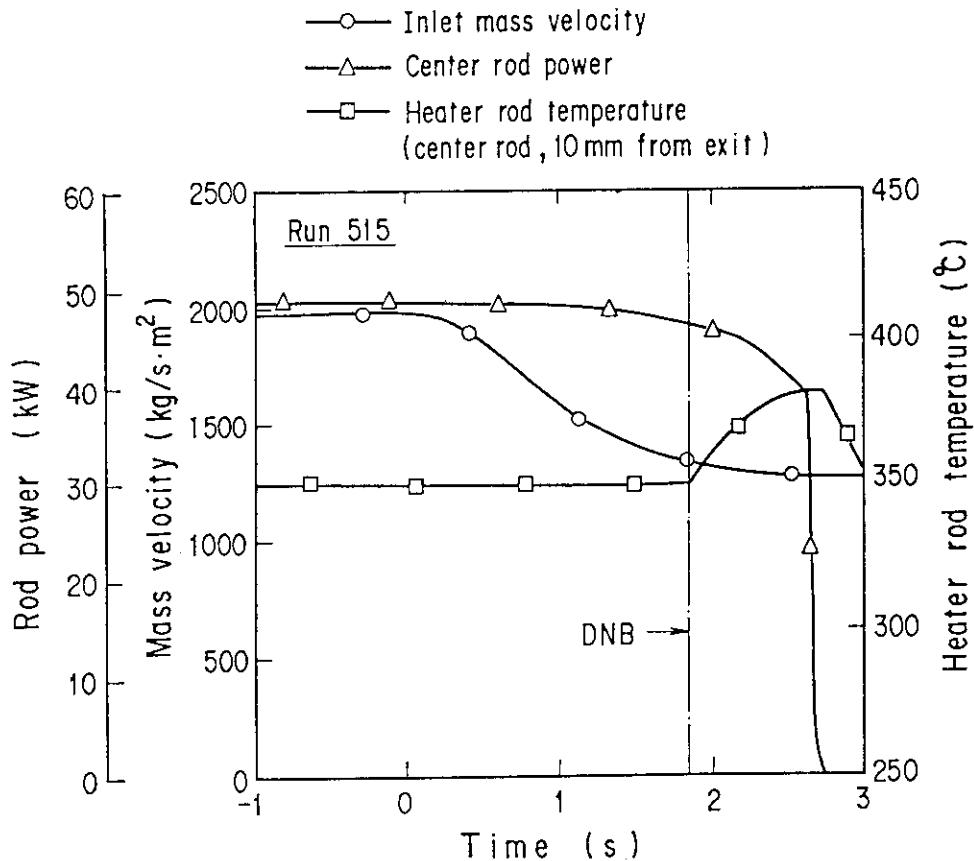


Fig. 4.1 Inlet mass velocity, center rod power and heater rod temperature (RUN 515)

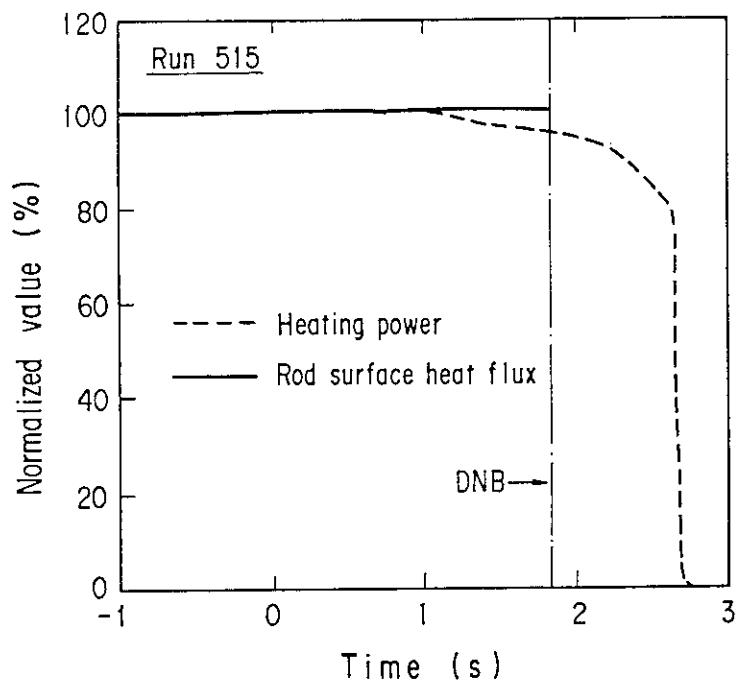


Fig. 4.2 Relation between heating power and rod surface heat flux (RUN 515)

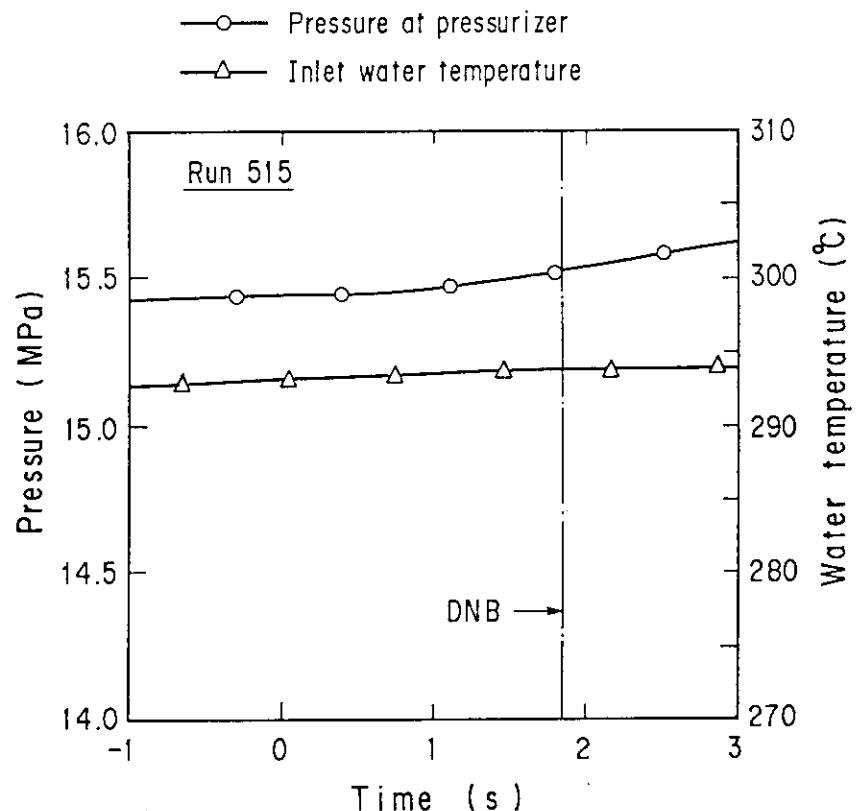


Fig. 4.3 Pressure at pressurizer and inlet water temperature (RUN 515)

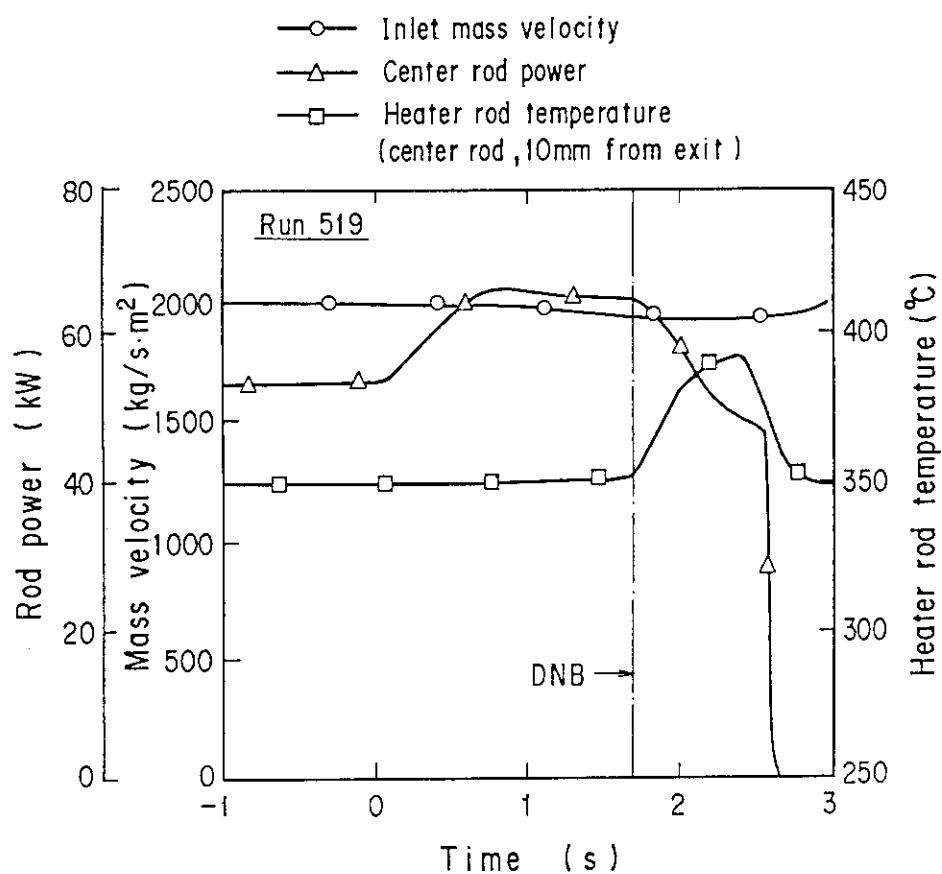


Fig. 4.4 Inlet mass velocity, center rod power and heater rod temperature (RUN 519)

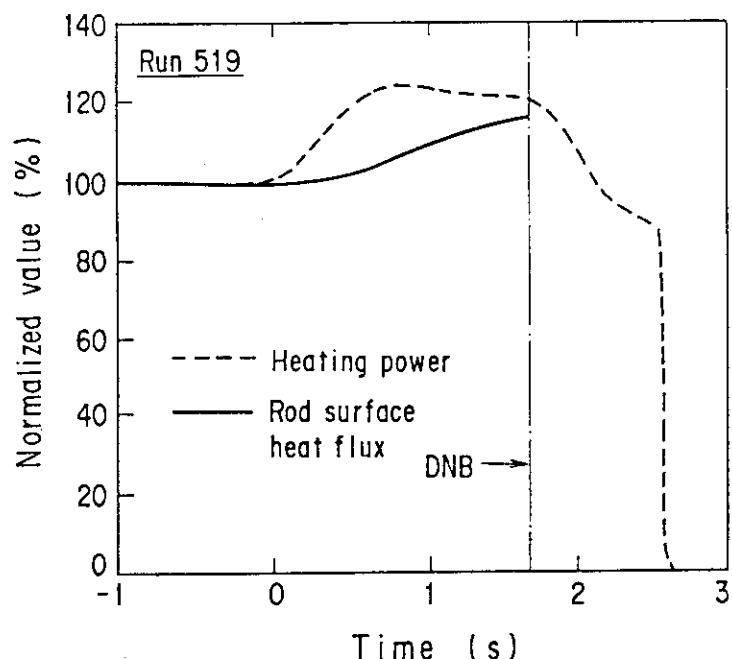


Fig. 4.5 Relation between heating power and rod surface heat flux (RUN 519)

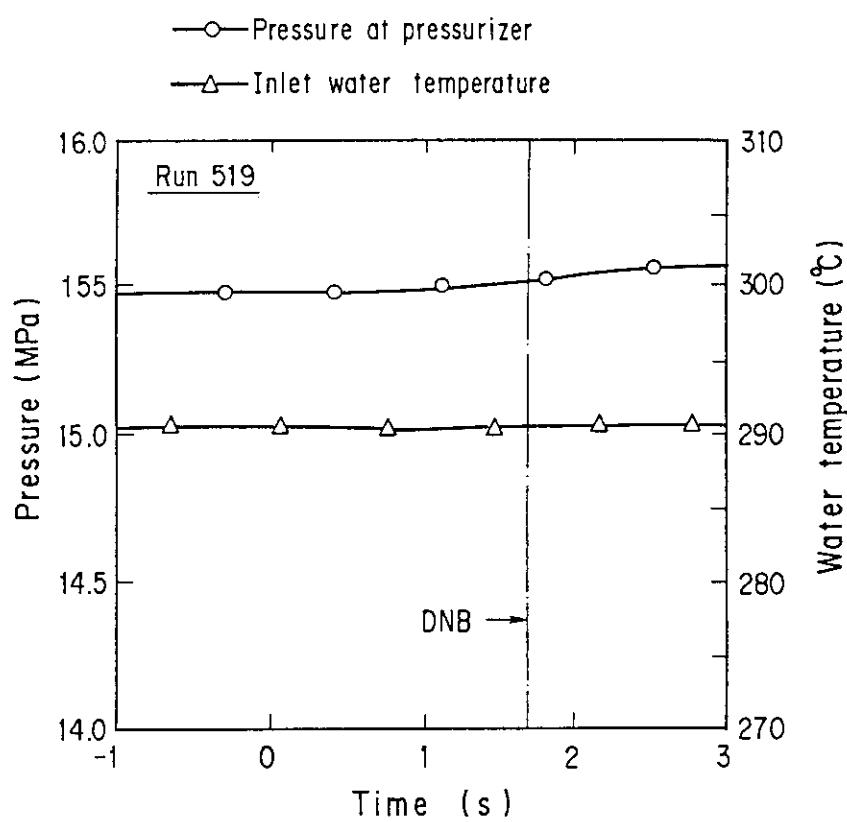


Fig. 4.6 Pressure at pressurizer and inlet water temperature (RUN 519)

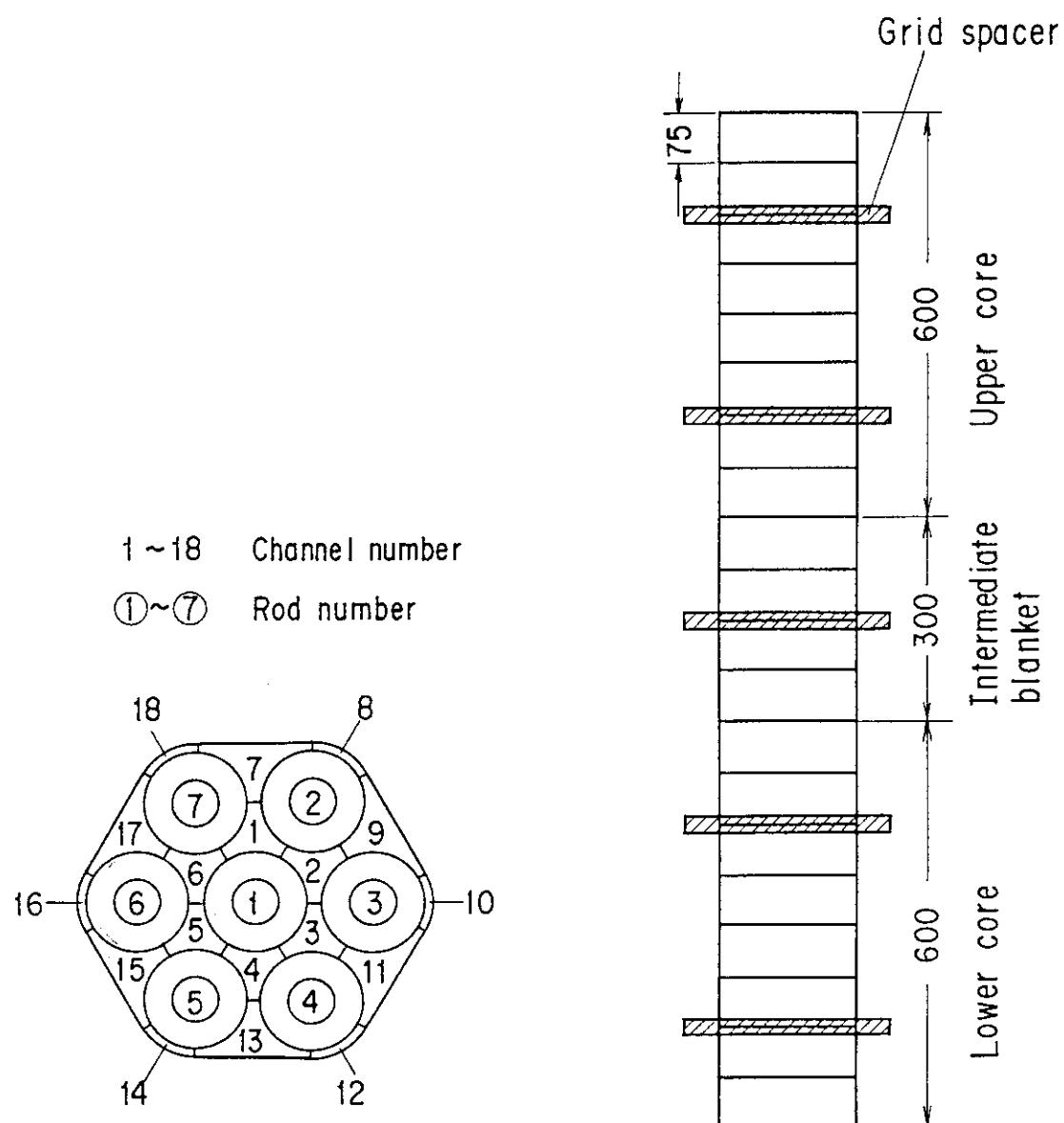


Fig. 4.7 COBRA-IV-I subchannel noding model

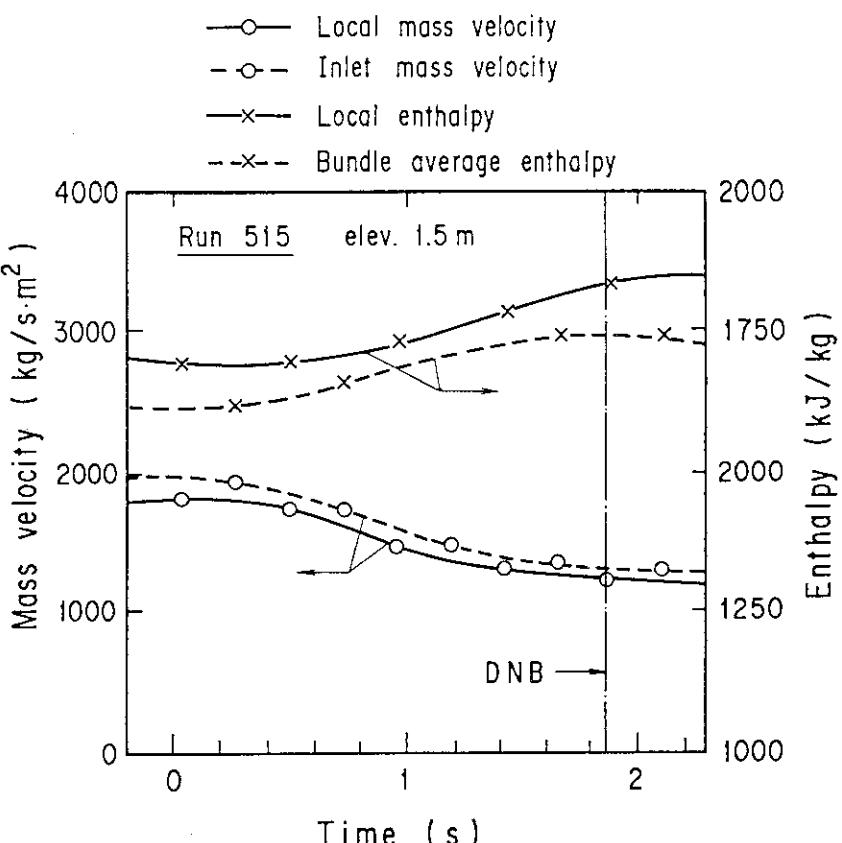


Fig. 4.8 Local mass velocity and enthalpy calculated with COBRA-IV-I compared with inlet mass velocity and bundle average enthalpy (RUN 515)

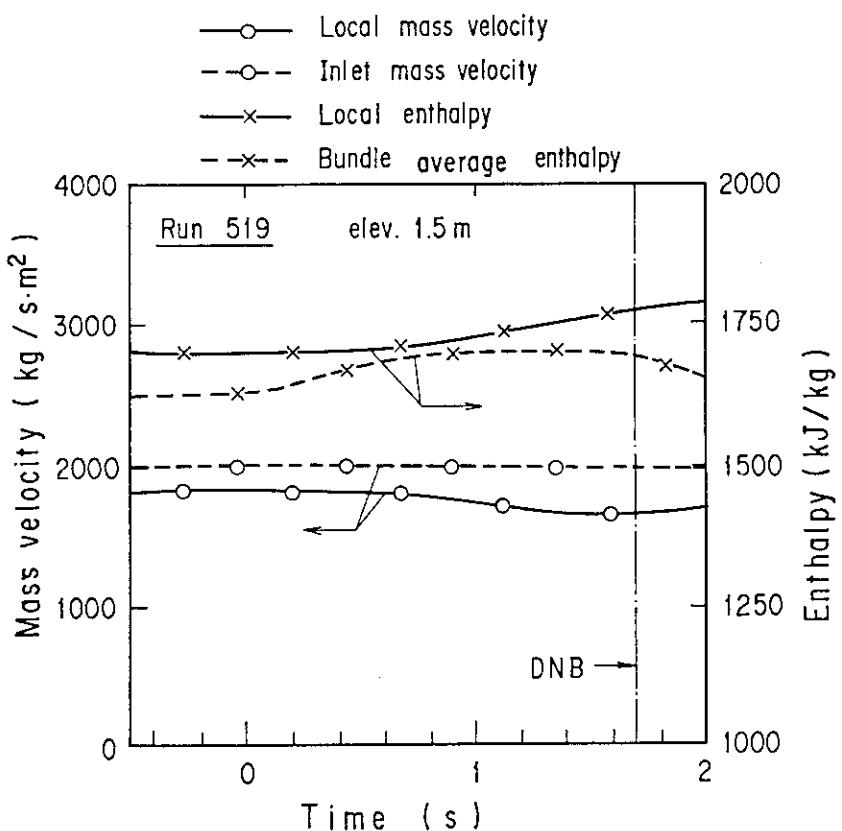


Fig. 4.9 Local mass velocity and enthalpy calculated with COBRA-IV-I compared with inlet mass velocity and bundle average enthalpy (RUN 519)

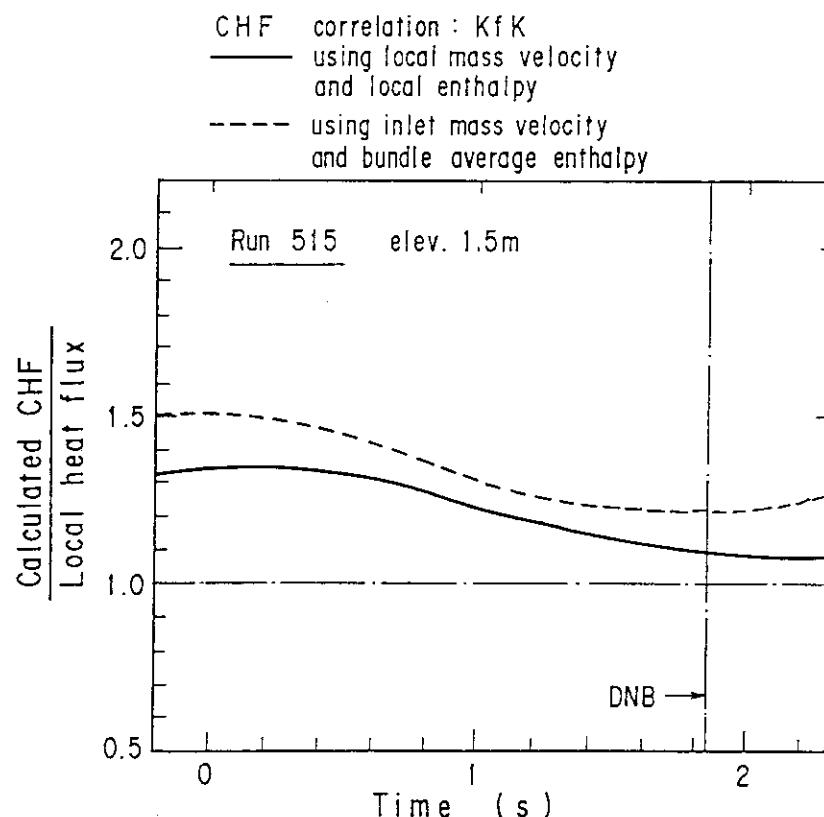


Fig. 4.10 Calculated to measured CHF ratio using local conditions and inlet conditions (KfK correlation / RUN 515)

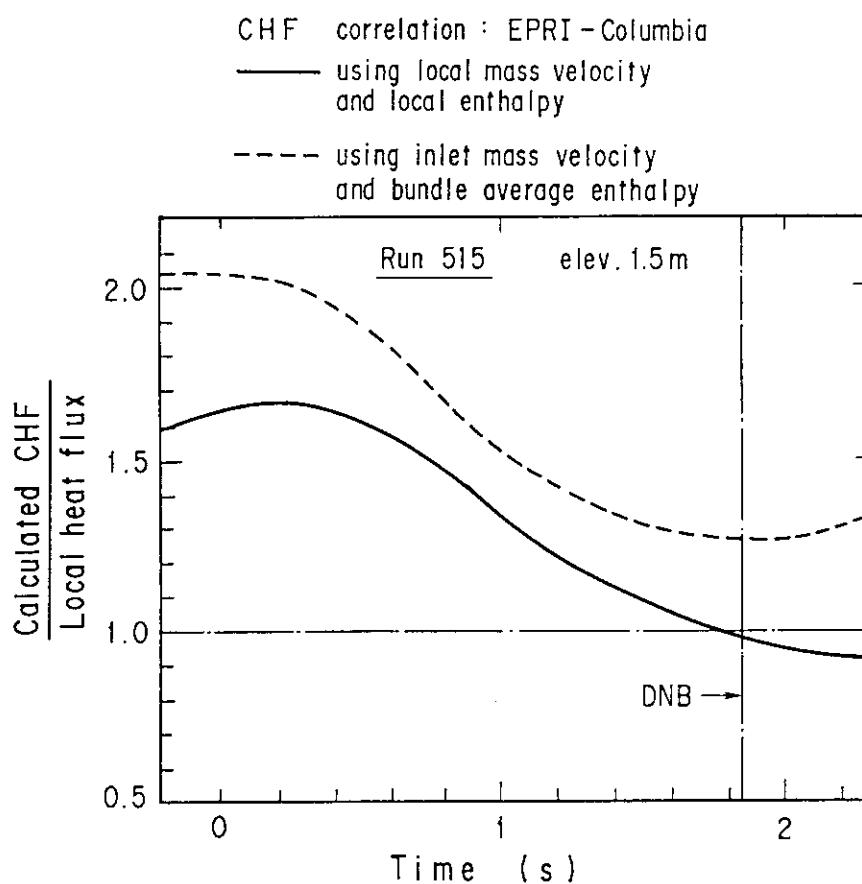


Fig. 4.11 Calculated to measured CHF ratio using local conditions and inlet conditions (EPRI-Columbia correlation / RUN 515)

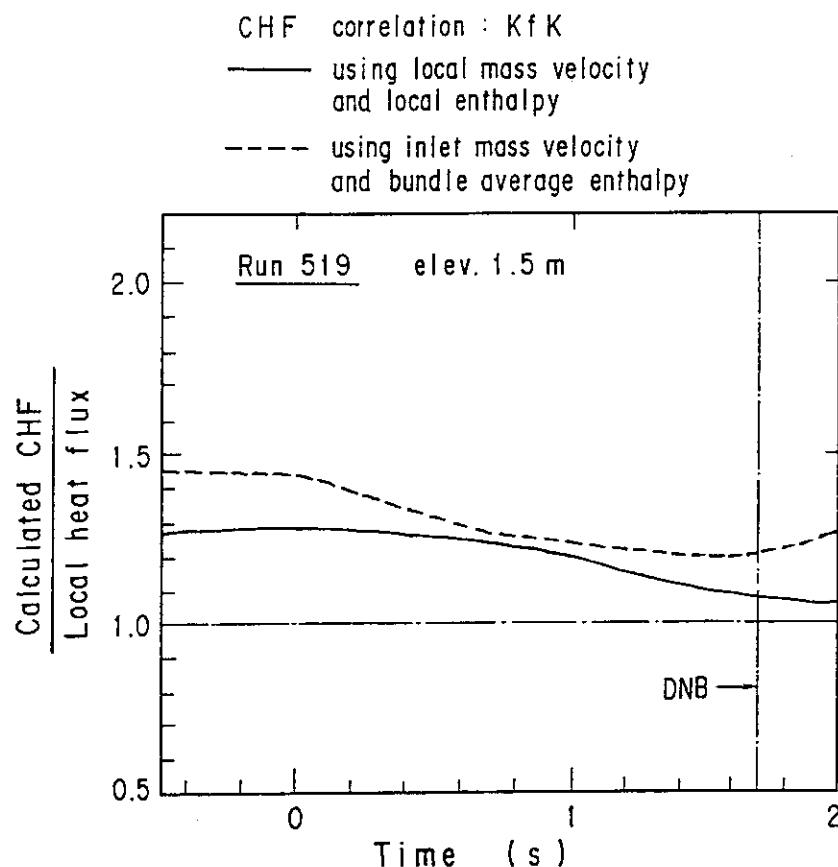


Fig. 4.12 Calculated to measured CHF ratio using local conditions and inlet conditions (KfK correlation / RUN 519)

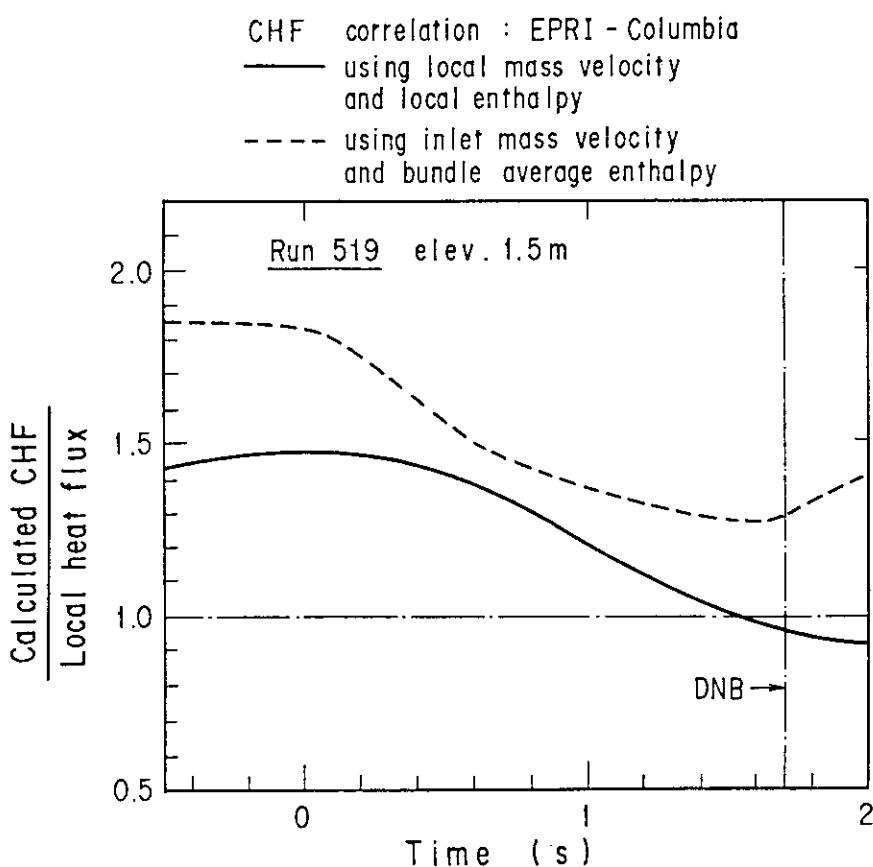


Fig. 4.13 Calculated to measured CHF ratio using local conditions and inlet conditions (EPRI-Columbia correlation / RUN 519)

5. 結言

高転換軽水炉の実炉条件下での定常時及び過渡時の熱水力特性を調べるため、最高使用圧力16 MPaの高圧小型水ループを製作し、事故模擬試験及び非定常DNB試験を実施して、以下の成果を得た。

- (1) 扁平二重炉心型高転換PWRにおける事故事象の中で、流量低下と出力上昇に起因する熱的に厳しい事故として、一次冷却材ポンプ軸固着事故と制御棒クラスタ飛び出し事故を選択し、本ループによる模擬試験方法を開発した。
- (2) 繰り返し試験の結果、流量及び燃料棒表面熱流束の過渡挙動を、REFLA/TRA Cコードによる事故解析結果とほぼ一致させることができた。本試験ではDNBは発生せず、安全解析結果と一致した。
- (3) 事故模擬試験と同一の出力トランジェント形状を維持したまま、DNBが発生するまで初期出力を上昇させて試験を行なった結果、本炉は(1)の2種類の事故に関しては十分な熱的安全余裕を有することを確認した。
- (4) 非定常時のDNB発生を予測するため、サブチャンネル解析コードCOBRA-I V-Iにより計算した局所流動条件を、KFK及びEPR1-ColumbiaのCHF相関式に適用した結果、いずれの場合も計算で得られた熱流束は、DNB発生時の局所熱流束と10%以内で一致した。

今後は、高転換軽水炉設計研究に必要なパラメータ範囲を含む広範囲な定常及び非定常限界熱流束データベースを作成し、予測手法の高精度化を目指すとともに、各種事故モードを模擬した非定常試験を実施して、安全性評価解析コードの検証に資する。

謝辞

本研究の遂行に際して、有益な助言と討論をいただいた、金子義彦企画室長、平岡徹原子炉工学部長及び石黒幸雄原子炉工学部次長に感謝いたします。

試験の実施に際しては、NUCEF建設室新妻泰氏、プロセス試験技術室鴨志田厚氏、安全試験技術室大木友三郎氏及び小森慶一氏の協力が得られたことを感謝いたします。

5. 結 言

高転換軽水炉の実炉条件下での定常時及び過渡時の熱水力特性を調べるために、最高使用圧力16 MPaの高圧小型水ループを作成し、事故模擬試験及び非定常DNB試験を実施して、以下の成果を得た。

- (1) 扁平二重炉心型高転換PWRにおける事故事象の中で、流量低下と出力上昇に起因する熱的に厳しい事故として、一次冷却材ポンプ軸固着事故と制御棒クラスタ飛び出し事故を選択し、本ループによる模擬試験方法を開発した。
- (2) 繰り返し試験の結果、流量及び燃料棒表面熱流束の過渡挙動を、REFLA/TRACコードによる事故解析結果とほぼ一致させることができた。本試験ではDNBは発生せず、安全解析結果と一致した。
- (3) 事故模擬試験と同一の出力トランジエント形状を維持したまま、DNBが発生するまで初期出力を上昇させて試験を行なった結果、本炉は(1)の2種類の事故に関しては十分な熱的安全余裕を有することを確認した。
- (4) 非定常時のDNB発生を予測するため、サブチャンネル解析コードCOBRA-IV-Iにより計算した局所流動条件を、KFK及びEPR1-ColumbiaのCHF相関式に適用した結果、いずれの場合も計算で得られた熱流束は、DNB発生時の局所熱流束と10%以内で一致した。

今後は、高転換軽水炉設計研究に必要なパラメータ範囲を含む広範囲な定常及び非定常限界熱流束データベースを作成し、予測手法の高精度化を目指すとともに、各種事故モデルを模擬した非定常試験を実施して、安全性評価解析コードの検証に資する。

謝 言

本研究の遂行に際して、有益な助言と討論をいただいた、金子義彦企画室長、平岡徹原子炉工学部長及び石黒幸雄原子炉工学部次長に感謝いたします。

試験の実施に際しては、NUCEF建設室新妻泰氏、プロセス試験技術室鴨志田厚氏、安全試験技術室大木友三郎氏及び小森慶一氏の協力が得られたことを感謝いたします。

参考文献

- (1) 奥村啓介、他、：“高転換軽水炉の炉心概念設計”，JAERI-M 90-096, (1990).
- (2) 伝熱流動研究室：“高転換軽水炉の熱水力工学の研究”，JAERI-M 91-055, (1991).
- (3) 岩村公道 他：“高転換軽水炉限界熱流束実験(3)-加熱長さ：0.5～1.0 m, P/D:1.126～1.2、ロッド数：4～7-”，JAERI-M 90-044, (1990).
- (4) LeTourneau B.W. et al.: "Critical Heat Flux and Pressure Drop Tests with Parallel Upflow of High Pressure Water in Bundles of Twenty 0.25 and 0.2 8-Inch Diameter Rods (LWBR Development Program)", WAPD-TM-1013, (1975).
- (5) 岩村公道、他：“扁平二重炉心型高転換軽水炉の限界熱流束(CHF)特性”，JAERI-M 89-004, (1989).
- (6) Iwamura, et al.: "Thermal Hydraulic Feasibility Study of a Double-Flat-Core Type High Conversion Light Water Reactor", ASME Winter Annual Meeting, Dallas, November 25-30, (1990).
- (7) 末村高幸、他：“扁平二重炉心型高転換軽水炉の安全評価解析（大破断LOCAおよび外部電源喪失ATWS）”，JAERI-M 90-047, (1990).
- (8) 平賀富士夫、他：“扁平二重炉心型高転換軽水炉の小破断LOCA解析”，JAERI-M 90-085, (1990).
- (9) 岩村公道、他：“扁平二重炉心型高転換軽水炉の定常運転時及び事故時DNBR解析”，JAERI-M 90-043, (1990).
- (10) 新谷文将、他：“扁平二重炉心型高転換軽水炉の制御棒クラスタ飛び出し事故解析”，日本原子力学会1991年春の年会 A55 (1991).
- (11) Akimoto, H. et al.: "Assessment of J-TRAC Code with CCTF/SCTF Test Data", Sixteenth Water Reactor Safety Information Meeting (1988).
- (12) Liles, D. R. et al.: "TRAC-PF1/MOD1:an Advanced Best-Estimate Computer Program for Pressurized Water Reactor Thermal-Hydraulic Analysis", NUREG/CR-3858 (1986).
- (13) Wheeler, C. L. et al.: "COBRA-IV-I: An Interim Version of COBRA for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements and Cores". BNWL-1962 (1976).
- (14) Dalle Donne, M. et al.: "Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles with Tight Lattices, Including the Spiral Spacer Effect", Nuclear Technology 71, pp. 111 (1985).
- (15) Osakabe, M and Sudo, Y.: "Heat Transfer Calculation of Simulated Heater Rods throughout Reflood Phase in Postulated PWR-LOCA Experiments", Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 20, No. 7, pp. 559-570, (1983).
- (16) Reddy, D. G. and Fighetti, C. F.: "Parametric Study of CHF Data, Volume 2. A Generalized Subchannel CHF Correlation for PWR and BWR Fuel Assemblies",

EPRI-NP-2609, vol. 2, (1983).

- (17) 岩村公道, 他, 日本原子力学会 1991 年秋の大会 E62 (1991).
- (18) 岩村公道、他、：“二相流条件下での流体混合特性に関する検討（乱流混合係数のボイド率依存性が C H F の評価に及ぼす影響）”，JAERI-M 89-127, (1990).