

鉛ビスマス共晶合金(LBE)利用技術に関する研究
－熱流動関連研究開発－
(共同研究報告)

2003年9月

核燃料サイクル開発機構
財団法人電力中央研究所

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松 4 番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課
電話：029-282-1122（代表）
ファックス：029-282-7980
電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2003

JNC TY9400 2003-012

2 0 0 3 年 9 月

鉛ビスマス共晶合金(LBE)利用技術に関する研究

—熱流動関連研究開発—

(共同研究報告)

堺 公明^{*1}, 江沼 康弘^{*2}, 惣万芳人^{*3}
西 義久^{*4}, 木下 泉^{*4}

要旨

鉛ビスマス冷却炉は蒸気発生器を1次冷却系内に有することから、蒸気発生器伝熱管の破損を想定した場合、1次冷却系内に多量の蒸気が流入する。特に、自然循環炉の場合、下降流領域に蒸気発生器が配置されることから、発生した蒸気による浮力が自然循環を阻害する可能性があるとともに、気泡が主流とともに流下し、炉心部へ流入する懸念がある。本共同研究では、それらを考慮した伝熱管破損時の熱流動特性解析を実施するとともに、鉛ビスマス冷却材中の気泡挙動に関する試験を実施し、気泡により運行される鉛ビスマス流量及びボイド率の評価式を検証した。

その結果、蒸気発生器内の鉛ビスマス流路は周方向に区切られており、伝熱管が破損した領域では鉛ビスマスの逆流が生じるもの、他の領域は正流が保たれており、炉心の冷却性は確保されることが明らかになった。また、気液間の密度差が大きい鉛ビスマス冷却材についても、既存のドリフトフラックスモデルを適用可能であり、気泡により運行される流量及びボイド率を概ね予測可能であることが確認された。

*1 核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター 要素技術開発部 流体計算工学研究 Gr

*2 同 システム技術開発部 FBRシステムGr(現 本社 FBRサイクル開発推進本部)

*3 同 システム技術開発部 FBRシステムGr

*4 財団法人 電力中央研究所 狛江研究所 原子力システム部

JNC TY9400 2003-012

September, 2003

Research Work for Utilizing Technology of the Lead-Bismuth Eutectic
— Thermal-hydraulic Research Work —
(Collaboration Research Document)

Takaaki Sakai¹, Yasuhiro Enuma², Yoshindo Souman³

Yoshihisa Nishi⁴, Izumi Kinoshita⁴

ABSTRACT

In case of a tube rupture accident in a steam generator, large quantity of steam is expected to flow into the primary cooling system in a Lead-Bismuth-Eutectic-cooled fast breeder reactor concept. Especially in a natural circulation system, there is a flow reversal possibility by leaked steam upward flow, because the steam generator is settled in a downward-flow region in the outer annulus of the reactor vessel.

In this collaboration research work, system analysis has been performed to evaluate the thermal-hydraulics effect of the tube rupture accident. In addition, lifted flow rate by gas injection in the Lead-Bismuth has been measured to confirm the applicability of existing void fraction correlations based on the drift-flux model by Zuber-Findlay.

As a result, it was clarified that the cooling capability is successfully maintained also in case of the tube rupture accident, because the flow reversal is limited to only 1/8 sector of downward flow area due to the tube support wall structure in the steam generator. And also, the applicability of existing void fraction correlations to Lead-Bismuth was confirmed by the gas injection experiment.

- 1) Thermal-Hydraulics Research Group, OEC, Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC) .
- 2) FBR System Design Group, OEC, JNC. (Now in FBR Cycle Development Office, JNC-Head Office.)
- 3) FBR System Design Group, OEC, JNC.

Nuclear Energy Systems Department, Komae Research Laboratory, Central Research Institute of Electric Power Industry.

目 次

| | |
|----------------------------|-----|
| 1 緒言 | 1 |
| 2 LBE 冷却自然循環炉の蒸気発生器伝熱管破断評価 | 3 |
| 3 LBE 冷却材の二相流特性実験 | 2 7 |
| 4 考察 | 3 5 |
| 5 結言 | 4 1 |
| 参考文献 | 4 3 |
| 謝辞 | 4 5 |

表リスト

表 2.4.3-1 SG 伝熱管破断時破損チャンネルの鉛ビスマス吐出流量計算結果 1 1

図リスト

| | |
|--|-----|
| 図 2.1-1 LBE 冷却自然循環炉原子炉構造（立面図） | 1 3 |
| 図 2.4.2-1 SG 伝熱管破断時準定常圧計算モデルと流動方程式 | 1 4 |
| 図 2.4.2-2 破断点（水蒸気）圧力（LBE 冷却自然循環炉、11kg/s） | 1 5 |
| 図 2.4.2-3 水蒸気と鉛ビスマスの界面位置（LBE 冷却自然循環炉、11kg/s） | 1 5 |
| 図 2.4.2-4 SG 破断チャンネルの流速（LBE 冷却自然循環炉、11kg/s） | 1 6 |
| 図 2.4.2-5 炉心通過流路の流速（LBE 冷却自然循環炉、11kg/s） | 1 6 |
| 図 2.4.3-1 揚水ポンプ模式図 | 1 7 |
| 図 2.4.3-2 SG 伝熱管破断時の気泡ポンプモデル | 1 7 |
| 図 2.4.3-3 鉛直管上向流の流動様式線図 | 1 8 |
| 図 2.4.4-1 SG 伝熱管破断時破損チャンネル境界流量（水リード率 11kg/s） | 1 9 |
| 図 2.4.4-2 SG 伝熱管破断時破損チャンネル境界流量（水リード率 5kg/s） | 1 9 |
| 図 2.4.5-1 SG 伝熱管破断時解析モデル図（熱計算） | 2 0 |
| 図 2.4.5-2 SG 伝熱管破断時解析モデル図（冷却材流量計算） | 2 1 |
| 図 2.4.5-3 SG 伝熱管破断時プラント熱流動解析結果（リード率：11kg/s） | 2 2 |
| 図 2.4.5-4 SG 伝熱管破断時プラント熱流動解析結果（リード率：5kg/s） | 2 4 |
| 図 3.2-1 実験装置概略 | 3 1 |
| 図 3.2-2 LBE ループ概略 | 3 1 |
| 図 3.3.1-1 圧力センサー出力例 | 3 2 |
| 図 3.3.1-2 差圧 | 3 2 |
| 図 3.3.1-3 J_g と平均ボイド率の関係 | 3 2 |
| 図 3.3.2-1 LBE 流量 | 3 3 |
| 図 3.3.2-2 J_L と平均ボイド率の関係 | 3 3 |
| 図 3.3.2-3 実験結果から得られる相関 | 3 3 |
| 図 4.1-1 Nishi-Kinoshita 実験とリフト流量評価式の検証 | 3 8 |
| 図 4.1-2 Nishi-Kinoshita 実験とボイド率評価式の検証 | 3 8 |
| 図 4.1-3 青木-齊藤実験とリフト流量評価式の比較 | 3 9 |
| 図 4.1-4 青木-齊藤実験とボイド率評価式の比較 | 3 9 |
| 図 4.2-1 Nishi-Kinoshita 実験とリフト流量評価式の比較(均質流モデル) | 4 0 |
| 図 4.2-2 Nishi-Kinoshita 実験とボイド率評価式の比較(均質流モデル) | 4 0 |

1. 緒 言

鉛－ビスマス合金（以下、LBE: Lead-Bismuth Eutectic と記す）は水との反応が穏やかであり、また、飽和温度が比較的高い(1670°C)等の利点を有することから、原子炉及び加速器駆動炉等の有望な冷却材として研究が進められている。

日本原子力学会は、2001年10月より、「液体重金属利用技術」研究専門委員会を設置し、重金属の物理、化学、核特性、熱流動特性等の広範なデータの蓄積を図るとともに、その革新的利用技術の討議を継続的に進めている^[1,2]。特に、LBE は、材料腐食性（エロージョン、コロージョン）、ポロニウムの発生、酸化皮膜による伝熱劣化、高密度に起因する容器と配管の高重量化、及び、逆 U 字配管の真空化等の課題が懸念されており、個々の課題に対する基礎研究、及び、冷却材の特徴を生かしたプラント設計が各機関で実施されている。

サイクル機構は、1999年7月、電気事業者等の関係機関の参画を得て、オールジャパン体制で FBR の実用化戦略調査研究を開始しており、現在、フェーズ2研究の中間取りまとめ段階を迎えている^[3]。電力中央研究所とサイクル機構は、それら実用化戦略調査研究の一環として、幅広い共同研究を実施しており、LBE の利用技術についても、2002年度より共同研究による検討を進めている。本報告は、LBE 利用技術に関する共同研究のうち、熱流動特性分野に関する報告である。

本報告では、特に、LBE 冷却自然循環炉の蒸気発生器における伝熱管破断を重要課題としてピックアップし、熱流動特性の観点から評価を実施した。その背景として、LBE 冷却炉の特徴として1次系のみの自然循環によるシンプルな冷却系構成が採用されていることが挙げられる。このような冷却システムは、蒸気発生器を1次冷却系内に保有することから、伝熱管破損時の流動特性が炉心冷却性に及ぼす影響を評価しておくことが、プラントの技術的成立性見通しを得る上で重要である。特に、自然循環炉の場合、下降流領域に蒸気発生器が設置されることから、伝熱管破損によって発生する蒸気の上昇流が一次系冷却材を一部逆流させる懸念がある。

このような現象を精度よく評価するためには、気泡に連行されて上昇する LBE 流量を求める必要がある。従来、上昇気泡によって連行される液相流量は、地下水等をくみ上げるための気泡ポンプとして研究が実施されており、それらの手法を伝熱管破損時流動特性評価へ適用する。ただし、LBE は冷却材密度が水と比較して10倍大きいことから、従来の空気－水及び蒸気－水系の挙動と異なる可能性があり、その確認が重要と考えられる。

そこで、本共同研究では、サイクル機構にて、LBE 冷却自然循環炉の蒸気発生器を対象とした伝熱管破断の設計評価を実施するとともに、電力中央研究所にて、LBE 冷却材材中のボイド率測定試験を実施し、窒素-LBE 系に適切な気相－液相間の速度差を与える Drift-Flux モデルを検討することとした^[4]。また、最近測定が実施された東京工業大学の青木－齊藤らのデータ^[5]を用いた気泡ポンプ予測手法の検証等を実施し、LBE 冷却自然循環炉の蒸気発生器伝熱管破断の評価手法の妥当性について検討を行う。

2. LBE 冷却自然循環炉の蒸気発生器伝熱管破断評価

2.1. 検討目的

図 2.1-1 にサイクル機構にて概念検討を実施した LBE 冷却自然循環炉（550MWe）^[5]の原子炉構造立面図を示す。原子炉は 2 重円筒型の構造であり、内筒内に炉心、外周側の環状流路部に炉容器壁に沿って周回するヘリカルコイル型の蒸気発生器（SG）を有している。LBE 冷却材は、炉心で加熱されて内筒内を自然循環により上昇し、外側流路にて SG により除熱され下降する。

伝熱管の破損を想定した場合、準定常的な炉内圧力上昇は 0.2MPa 程度以下であり、構造健全性上問題ない見通しを得ているが、LBE 中に流入した水は蒸気となって、外側流路領域を上昇し、その蒸気流が LBE 冷却材を上昇させる懸念がある。

本報告では、伝熱管破断時の炉心部の流量変化に伴う炉心出力、温度変化などに着目した熱流動解析を行い、炉心の冷却性評価を行う。また、炉心への水蒸気侵入による印加反応度について検討し、LBE 冷却炉の技術的成立性の評価に資する。

2.2. 検討項目及び検討手順

伝熱管破断時には、リーク水が気泡となって上昇し、カバーガス中に流出する際に LBE を駆動する（上昇させる）ことが予想されるが、この駆動力を気泡ポンプとしてモデル化する。この気泡ポンプを体系中の SG 破断チャネルの破断点に設けた流動モデルにより SG 伝熱管破断時の炉内 LBE 热流動解析を行い、熱的侧面から炉心安全性評価を行う。このため、以下の項目の検討を行う。

2.2.1. 水リーク率の検討

ナトリウム冷却の実証炉クラス SG の伝熱管破断時水リーク率解析結果を基に、伝熱管仕様、圧力などの違いを考慮して本プラントの伝熱管破断時水リーク率を概略評価する。

2.2.2. 簡易的な流動モデルによる破断点圧力変化の解析

破断直後の急激な流動変化を把握するため簡易的な流動モデルにより破断点圧力及び流量の変化を解析する。

2.2.3. 気泡ポンプモデルの検討

リーク水が気泡となって上昇する際に駆動される LBE 流量を検討し、等価な気泡ポンプモデルを作成する。

2.2.4. プラント熱流動解析

気泡ポンプを境界条件とする炉容器内全体の流動モデルにより炉内 LBE 热流動解析を行い、炉内の流量、温度変化を解析評価するとともに、ホットチャンネルの燃料及び燃料被覆管温度などを計算し、健全性を評価する。また、上記流動解析結果に基づき、炉心への水蒸気侵入による印加反応度を概略評価する。

2.3. 検討条件

- ① 炉心出力 550MWe の LBE 冷却自然循環炉を対象とする。
- ② 伝熱管破損本数は 1 本 (1DEG) とする。
- ③ 炉心部への水蒸気侵入 (LBE 冷却材ボイド化) に伴う印加反応度の検討には、2 次元、18 群の核計算の結果による炉心冷却材単位体積当りのボイド反応度(内外炉心平均で約 1.67 \$ /m³)を用いる。

2.4. 検討内容

2.4.1. 水リーク率

実証炉クラス SG の伝熱管破損時水リーク率をベースに、中型タンク式 LBE 冷却炉の SG での伝熱管 1 本両端破断 (1DEG) 相当水リーク率を評価する。水リーク率に影響を及ぼす主要因子は、伝熱管内径、水側圧力、伝熱管長さであり、これらについて各プラントでの値を比較して以下に示す。

| | 実証炉クラス Na 炉 SG | LBE 冷却炉 SG |
|-------|----------------|------------|
| 伝熱管内径 | 24mm | 28.4mm |
| 給水圧力 | 約 18.8MPa | 約 8.1MPa |
| 伝熱管長さ | 約 90m | 約 122m |
| 水リーク率 | 約 17.2kg/s | 約 11kg/s |

水リーク率は、臨界流条件での水流出となることから、水側圧力（給水圧力で代表）にほぼ比例し、また伝熱管内径の 2 乗に比例する。伝熱管長さの影響は、管摩擦圧損を介しての影響となるため、比較的に小さく、この違いを無視する。これらより、SG での水リーク率は、実証炉クラス SG のものに対して

LBE 冷却自然循環炉 : = 0.60 倍

となる。また、実証炉クラス SG の水リーク率は約 17kg/s であるから、LBE 冷却自然循環炉の SG での 1DEG 相当の水リーク率は 11kg/s となる。

2.4.2. 破断点圧力変化の解析

伝熱管破断直後の急激な流動変化を把握するため、簡易的な 1 次元非圧縮性流動モデルにより、発生圧力と流速変化を概略評価する。なお、LBE 冷却自然循環炉の場合は、流量解析結果のうち、初期の結果をプラント熱流動解析の境界条件として用いる。

計算モデルと流動方程式を図 2.4.2-1 に示す。計算上の主な仮定は以下のとおりである。

① 流路として SG 伝熱管破断領域（単チャンネル）と炉心通過流路の 2 つを考える。また炉心通過流路について、発生圧力は高めに、炉心への流速は大きめに評価するため、全体流路面積の 1/8 を考える。

② 水蒸気が SG 伝熱管破断領域と炉心通過流路の LBE をピストン状にカバーガス部に向けて（逆流方向）押し出すものとする。この際、流路のカバーガス部液面では、LBE が速やかに流出するものと考え、液面の上昇は考えない。

③ 水蒸気が LBE を完全に押し出した後は水蒸気のみがカバーガス部に流出するものとする。

④ 水蒸気は理想気体として扱い、その温度は、破断位置における LBE 中の初期圧力 (1.4MPa) の飽和蒸気の温度 (468K) とする。

⑤ 炉容器内カバーガス圧は、事故時の圧力上昇を考慮して 0.2MPa とする。

⑥ 伝熱管破断位置は管束部下端とし、リーク率は、LBE 冷却自然循環炉 : 11kg/s とする。

LBE 冷却自然循環炉に対する計算結果について、破断点（水蒸気）圧力、水蒸気と LBE の界面位置、SG 破断チャンネルの流速及び炉心通過流路の流速の時間変化をそれぞれ図 2.4.2-2～図 2.4.2-5 に示す。

破断点圧力は初期にピークを形成した後、0.1 秒以前に減衰し、その後は準定常的な挙動を示す。準定常圧は約 0.3 秒後にピークを示すが、圧力上昇は 0.1MPa 程度でごく小さい。その後は緩やかに減少し、初期圧力 (1.4MPa) よりも小さくなる。準定常圧ピーク値が小さいのは、破断直後から SG 流路の流れは逆転されるが、これに伴う水蒸気部分の体積増加割合がガス（水蒸気）体積発生率に近いためと考えられる。また、ピーク後圧力が徐々に減少するのは SG 内ピストン柱が徐々に短くなり、上下の静水頭差がそれに伴い減少するためと考えられる。

破断後 5 秒で SG 内水蒸気と LBE 界面は破断点から約 3m 上昇する。一方、炉心通過流路では、後述するように、約 3.2 秒後には炉心通過流路の界面上昇により、破断点は再び LBE 中に没するようになる。その後は LBE と水蒸気二相流の流出（一種の気泡ポンプ）となると予想される。

図 2.4.2-4 の SG 破断チャンネルの流速については、破断直後のスパイク状の圧力上昇により流れの方向は逆転し、その後、ピストン柱が短くなるにつれて流速は増大する。

図 2.4.2-5 の炉心通過流路の流速については、流体慣性が大きいため、初期変化は小さいが、水蒸気圧力の上昇が小さく、やがて初期圧力より小さくなること、及び、界面位置が下がり SG 破断チャンネルよりも炉心通過流路側の静水頭差が大きくなることから、流速はその後徐々に減少し、約 1.8 秒後には逆流に転じる。

2.4.3. 気泡ポンプモデルの検討

前 2.4.2 項の水リーク時の準定常圧解析結果でも推察された通り、1DEG 相当リーク率の場合でも、破断から数秒後には破断点は再び LBE 中に没し、それから後は SG の破断チャンネルが気泡ポンプのような働きをして、LBE を炉容器内カバーガス部に向けて駆動する（逆流が生じる）ことが予想される。この破断チャンネルでの逆流が炉心に及ぼす熱的影響を、2.4.5 項で実施するプラント全体の熱流動解析により把握するが、ここではこの解析用モデルの SG 破断チャンネルの境界条件を

定めるため、水リークに伴う水蒸気泡上昇（LBE 同伴）現象を気泡ポンプとしてモデル化し、定量化する。

(1) ポンプ特性式

図 2.4.3-1 に示すような揚水ポンプに関する次式を基に考える^[7]。

$$h = \frac{G_s}{G_{PB}} \cdot \frac{P_o}{\gamma_{SO}} \ln \frac{P_i}{P_o} - (1 + \xi_o) \frac{u_o^2}{2g} - \xi_1 \frac{u_i^2}{2g} \quad (2.4.3-1)$$

ここで、

- h : 揚程 (m)
- G_s : 水蒸気流量 (kg/s)
- G_{PB} : LBE 流量 (kg/s)
- P_i : 破断点圧力 (kg/m²a)
- P_o : 吐出先圧力 (kg/m²a)
- γ_{SO} : 吐出圧力での水蒸気比重量 (kg/m³)
- u_o : 吐出端での流速 (m/s)
- ξ_o : 揚水管全体の圧力損失係数 ()
- u_i : 揚水管入口での流速 (m/s)
- ξ_1 : 揚水管入口部の圧力損失係数 ()

なお、上式は、導出過程から、均質二相流（スリップ比=1.0）を想定したものと考えられる。また、上式は、空気機械工学便覧^[8]記載の特性式と等価である。

(2) SG 水リーク時の気泡ポンプモデル（自然循環炉）

SG の支持構造で区分けされた 1 チャンネルを揚水管と見なし、図 2.4.3-2 のようにモデル化する。

ポンプ特性式である (2.4.3-1) 式を適用する際の考え方を以下に示す。

- ① リーク位置は管束下端とする。
- ② 揚程は、液面上昇も考慮して 1m とする。
- ③ カバーガス圧は、0.2kg/cm²g とする。
- ④ 水リーク点の圧力は、LBE の液深で決まる静水圧とする。すなわち、管束（揚水管）入口圧損は無視する。
- ⑤ リーク水は、蒸発して水蒸気になるものとし、水蒸気は理想気体として扱う。また、水蒸気の温度は、LBE と熱交換し、SG 出入口の LBE の平均温度になるものとする。
- ⑥ 管束部より上のプレナムは、流路面積が管束部より大きく、流速も低減するが、取扱いを単純化するため、管束部と同じとする。これは、流路全体の圧力損失をやや大きめに評価し、LBE 流量を小さめに評価することになる。
- ⑦ 管束部（揚水管）全体の摩擦損失は、定格運転時の値をベースとして、Lockhart-Martinelli の二相増倍係数を考慮する。具体的には、全体の平均ボイド率（スリップ比=1.0）を仮定し、(2.4.3-1) 式に諸値を代入して G_{PB} 、を求める。その結果から、

平均ボイド率を求めて、仮定値と比較し、ほぼ収束する値を求める。収束した状態での G_{PB} がLBEの吐出流量である。

これらの考え方により、水リーク率をパラメータに、LBEの吐出流量を算定する。

$$G_s = 11\text{kg/s} \quad (\text{1DEG 相当})$$

$$= 5\text{kg/s}$$

$$= 1\text{kg/s}$$

$$= 0.1\text{kg/s}$$

主な諸定数は次の通り。

$$h : 1\text{m}$$

$$P_o : 1.2 \times 10^4 \text{kg}/(\text{m}^2\cdot\text{a})$$

$$P_i : 13.55 \times 10^4 \text{kg}/(\text{m}^2\cdot\text{a}) (= 1.2 \times 10^4 + (3.9 + 8.45) \times 10^4)$$

$$\rho_{\infty} : 0.39 \text{kg/m}^3 \quad (= (P_o \cdot V)(R \cdot T)) \\ = (1.2 \times 10^4 \times 1) / (47.06 \times (375 + 273))$$

$$\rho_{\infty} : 4.4 \text{kg/m}^3 \quad (= 0.39 \times 13.55 / 1.2)$$

$$\rho_{PB} : 10000 \text{kg/m}^3$$

$$\beta_{\infty} : 21.6 \quad (\text{単相流での損失係数})$$

これらの諸値を用いて、上述水リーク率に対してLBE吐出流量を計算した結果を表2.4.3-1に示す。流動特性を把握するため、この表にはボイド率などについてもまとめて示した。(図2.4.3-3参照)

これらの結果は次のようにまとめられる。

- ① 水リーク率が11kg/sの場合より5kg/sの方がLBEの吐出流量が大きく、また、1kg/s以下となると吐出流量が減少する。これは、LBEを駆動する力はリーク率が大きいほど大きいが、逆に水リーク率が大きくなると圧損も大きくなるため、サーベイした範囲では、5kg/sの場合がLBEの吐出流量が大きくなったものと考えられる。
- ② 水リーク率5kg/sの場合の吐出流量は、定格時SGチャンネル当たりのLBE流量の約50%となる。(SGは8チャンネル)
- ③ 水リーク率0.1~11kg/sの範囲では、流動パターンはフロス流又はスラグ流と予想される。ただし、1DEG相当リーク率の11kg/sのようにリーク率が大きい場合、もし仮に、流路が片寄り、実効流路面積が減少した場合には、環状流となり、水蒸気により運び上げられるLBE流量は、大幅に減少することが予想される。従って、均質流(スリップ比=1.0)を想定した本モデルは、吐出流量を大きめに評価している可能性が高い。そして、吐出流量は炉心流量を減らす方向に働くため、炉心への熱的影響を把握する意味からは、保守的なモデルとなっていると考えられる。
- ④ いずれにしても、吐出流量は、リーク率、流動パターンなどに影響されることから、より詳細には管束を模擬した流路体系での試験による確認、理論モデルの構築が必要である。

2.4.4. プラント熱流動解析のための境界条件

現状のプラント熱流動解析コードでは、SG 伝熱管からの水リーク現象を直接モデル化することは出来ないため、前述したピストンモデル及び気泡ポンプモデルにより求めた水リークの影響評価の結果を境界条件として与え、水リークの影響を考慮する。具体的な境界条件設定の考え方は次のとおり。

- ① 破損チャネルの上部及び下部の流量を境界条件とする。破断後初期は圧力境界とするとも考えられるが、境界条件切り替え時には数値的な不連続が生じることが予想されるため破損後初期から流量境界とする。一方、流量境界とした場合、破断後初期には境界で LBE が涌出することになるが、その量は数 m³ と炉容器内全量（約 1000m³）に比べて小さいので無視する。
- ② ピストンモデルは SG 破断点上部の、初期の流动方向逆転を模擬するには適切だが流路面積が大きいため、モデルは徐々に現象から外れ、SG 破断点上部の液柱が短くなってくると定常流（気泡ポンプモデル）に移行することが考えられる。従って、初期はピストンモデルによる流量変化を、そしてそれ以降は気泡ポンプモデルによる定常流量を境界条件とする。なお、約 1~2 秒間は両者の結果を内挿するものとする。
- ③

以上のような考え方で設定した、伝熱管 1DEG 相当リーク率の 11kg/s と定常流量がより大きい 5kg/s の場合の境界条件を図 2.4.4-1 と図 2.4.4-2 に示す。なお、流量設定の際には下記を考慮した。

- ① 水リーク検出時間はカバーガス圧力計での検出を想定し、11kg/s の場合 10 秒、5kg/s の場合 25 秒とする。
- ② 検出後は 1 秒の時間遅れで原子炉スクラム、水ブローを開始し、水ブローは開始後 60 秒で終了する。ブロー時間中の水リーク率はブロー前の値から 0 までリニアに減少するものとし、同様に水リークによる気泡ポンプの吐出流量もリニアに 0 まで減少するものとする。

2.4.5. プラント熱流動解析

(1) 検討目的

SG 伝熱管が破損し、水蒸気が LBE 中に噴出した場合の原子炉容器内の冷却材流量変化並びに炉心部の過渡変化を解析し、炉心の冷却性を評価する。

(2) 検討条件

a. 過渡解析モデル

プラント熱流動解析はプラント動解析コード；MSG-COPD を使用して実施する。本解析コードは、フローネットワーク型であり、プラントの安全設計等に用いている。本項目での解析では解析目的に応じて SG 部の解析モデルを修正している。原子炉容器内の熱計算モデルと冷却

材流動計算モデルを、それぞれ、図 2.4.5-1 と図 2.4.5-2 に示す。SG 部を伝熱管が破損したチャンネル（セクタと同義）（1/8 チャンネル）と健全なチャンネル（7/8）に分割し、伝熱管が破損したチャンネルの LBE 流量を前項 2.4.4 熱流動解析モデルのための境界条件にて検討した境界条件を与えるモデルとしている。

b. 解析条件

前項 2.4.4 熱流動解析モデルのための境界条件にて検討した境界条件を与える。解析は水リーク率が伝熱管 1 本破断時の $11\text{kg}/\text{s}$ のケース及び LBE 吹き上げ流量がやや大きくなる $5\text{kg}/\text{s}$ のケースについて行う。

(3) 解析結果

水リーク率 $11\text{kg}/\text{s}$ のケースの解析結果を図 2.4.5-3 に示す。SG リーク発生直後はリーク箇所から LBE が上部及び下部に流出する。この結果、SG 健全チャンネル部と炉心部の双方の LBE 流量が増大する。SG リーク箇所の圧力が準定常になった後は気泡ポンプ効果により SG リークチャンネル部の LBE 流量は上部に流出するため、炉心部 LBE 流量は減少し、一方、SG 健全チャンネル流量は増加する。

炉心部流量の低下は約 96%までの低下であり、炉心部温度が若干上昇するが被覆管の健全性に影響するほどではなく、炉心部の健全性は確保される。なお、SG リーク信号により約 11 秒後に原子炉は自動停止する。

水リーク率 $5\text{kg}/\text{s}$ のケースの解析結果を図 2.4.5-4 に示す。SG リーク率が異なるため SG リークチャンネル部の LBE 流量変化が異なるが、過渡変化の様子は $11\text{kg}/\text{s}$ のケースとほぼ同様である。炉心部流量の低下は約 96%までの低下であり、炉心部温度が若干上昇するが被覆管の健全性に影響するほどではなく、炉心部の冷却性は確保される。

2.4.6. 炉心への蒸気侵入の影響

2.4.5 項までの LBE 冷却自然循環炉に対する検討結果を踏まえ、以下の条件で炉心への水蒸気侵入による印可反応度を検討する。

- 1) 伝熱管 1 本破断時の水リーク率は $11\text{kg}/\text{s}$ 。
- 2) 炉心冷却材単位体積当りのボイド反応度は約 $1.67\text{S}/\text{m}^3$ 。
- 3) 炉心部での水蒸気 (1.72MPa の飽和蒸気と仮定) の比重は約 $5.78\text{kg}/\text{m}^3$ 。
- 4) 水リーク時の炉心入口冷却材流量は、SG 破損チャネルの気泡ポンプ効果（上昇流）により定格時の約 96%となる。冷却材に同伴する水蒸気侵入を考える場合は冷却材流量が大きいほど厳しくなることから、定格運転時の約 $5.51\text{ m}^3/\text{s}$ を基に検討する。この場合、SG 出口から炉心入口までの下降部の LBE のインベントリは約 160m^3 (約 1600t) で、通過

時間は約 29s である。(炉心側部の下降流速は約 0.48m/s) また、炉心通過時間は約 1.2s である。

5) カバーガス圧力計による水リーク検出時間は次式で求める。

$$td = 76./Gs$$

ただし、td : リーク検出時間 (s)

Gs:水リーク率 (kg/s)

カバーガス体積は約 140 m³。0.098MPa の圧力上昇（検出設定値）に必要なリーク水量はカバーガス平均温度 548K として約 76kg。

上式によれば 11kg/s の場合約 7s となる。(前 2.4.4 項では 10s と想定)

伝熱管 1 本破断の場合、SG 破損チャネル内の平均ボイド率は約 0.95 であり、水蒸気の多くはカバーガス中に放出されると考えられるが、仮に全量が炉心部に移行すると考えると、炉心部での水蒸气体積は最大約 2.28m³ (= (11×1.2) /5.78) となり、印加反応度は約 3.8\$ となる。逆に、1\$ となる水リーク率は約 2.89kg/s である。

従って、約 2.89kg/s 未満のリーク率であれば、保守的に全ての水蒸気が炉心部に侵入したと想定しても印加反応度は 1\$ 以下となり、中性子束高で異常を検出、原子炉をスクラムできる。

リーク率が約 2.89kg/s 以上の場合、カバーガス圧力計の検出時間は約 26s 以下であり、SG 出口から炉心入口までの通過時間約 29s よりも短い。従って、気泡が炉心部に到達する前にカバーガス圧力計でリークを検出し、原子炉をスクラムすることが可能な見通しである。なお、気泡径が約 0.02cm 以上の場合、静止 LBE 中の気泡終端速度は約 0.18m/s 程度と見積もられる。SG 出口から下降する LBE 中に同伴される気泡の下降速度は、LBE 下降速度より小さくなることから SG 出口から炉心入口までの下降部の通過時間は上記約 29s より大きくなり、リーク発生から検出、原子炉スクラムまでの時間余裕はさらに大きくなる。

表 2.4.3-1 SG 伝熱管破断時破損チャンネルの鉛ビスマス吐出流量計算結果 (LBE 冷却自然循環炉)

| ：水リーク率 (kg/s) | | | | 11 | 5.0 | 1.0 | 0.1 |
|---------------|---------------|----------------------------|------------------------|-------|------|--------|-----------------------|
| LBE | G_{PB} | 吐出流量 ^{*1} | kg/s | 2400 | 3300 | 2200 | 1600 |
| | V_{PB} | 体積流量 | m ³ /s | 0.24 | 0.33 | 0.22 | 0.16 |
| | j_e | 容積速度 | m/s | 0.087 | 0.12 | 0.078 | 0.057 |
| 水蒸気 | V_{si} | 体積流量(入口) | m ³ /s | 2.5 | 1.14 | 0.22 | 0.023 |
| | V_{so} | 体積流量(出口) | m ³ /s | 28.2 | 12.8 | 2.56 | 0.26 |
| | j_{gi} | 容積速度(入口) | m/s | 0.89 | 0.40 | 0.078 | 8.1×10^{-3} |
| | j_{go} | 容積速度(出口) | m/s | 10.0 | 4.54 | 0.91 | 9.1×10^{-2} |
| | α_i | ボイド率(入口) | | 0.91 | 0.78 | 0.50 | 0.12 |
| | α_o | ボイド率(出口) | | 0.99 | 0.97 | 0.92 | 0.62 |
| | α_{AV} | ボイド率(平均) | | 0.95 | 0.88 | 0.71 | 0.37 |
| フロー バタン | 入口 | $\rho_e \cdot j_e^2$ | kg/(m·s ²) | 74.9 | 137 | 60.9 | 32.2 |
| | | $\rho_{gi} \cdot j_{gi}^2$ | kg/(m·s ²) | 3.46 | 0.72 | 0.027 | 2.85×10^{-4} |
| | | バタン | | | スラグ流 | (スラグ流) | (スラグ流) |
| | 出口 | $\rho_e \cdot j_e^2$ | kg/(m·s ²) | 74.9 | 137 | 60.9 | 32.2 |
| | | $\rho_{gu} \cdot j_{gu}^2$ | kg/(m·s ²) | 39.0 | 8.0 | 0.32 | 3.23×10^{-3} |
| | | バタン | | フロス流 | スラグ流 | スラグ流 | (スラグ流) |

*1：定格時の流量は6890kg/sである。

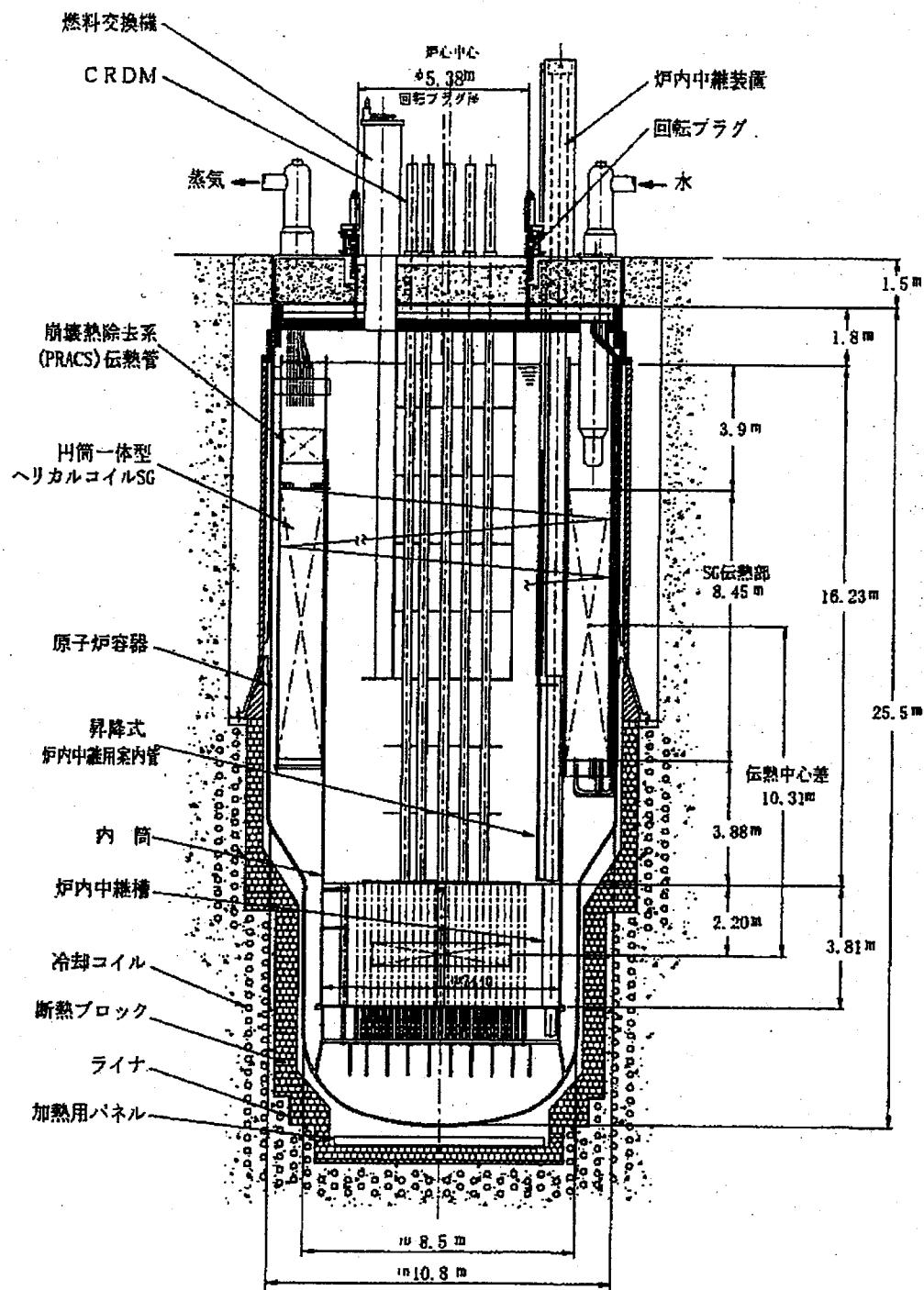


図 2.1-1 LBE 冷却自然循環炉原子炉構造（立面図）

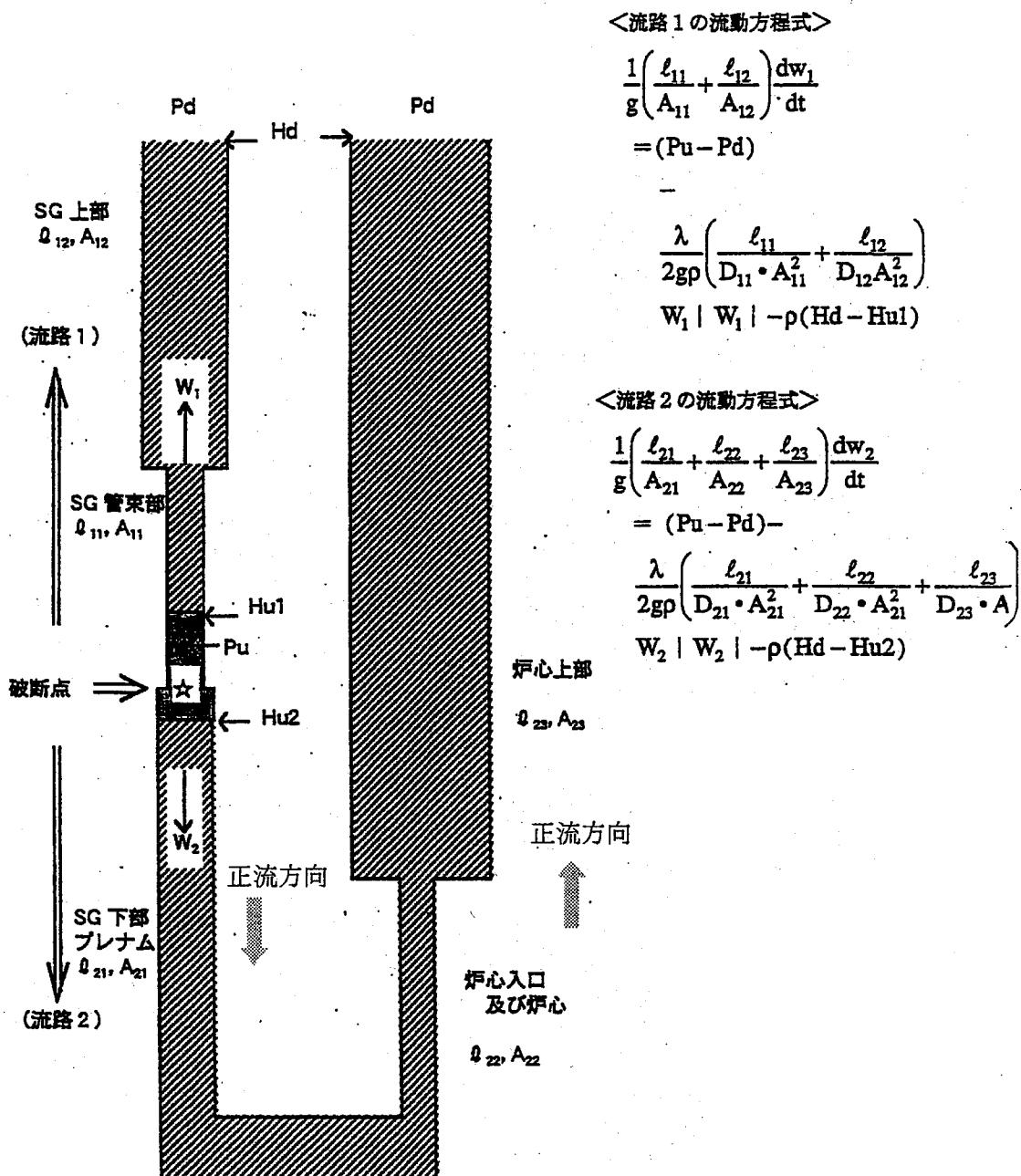


図 2.4.2-1 SG 伝熱管破断時準定常圧計算モデルと流动方程式

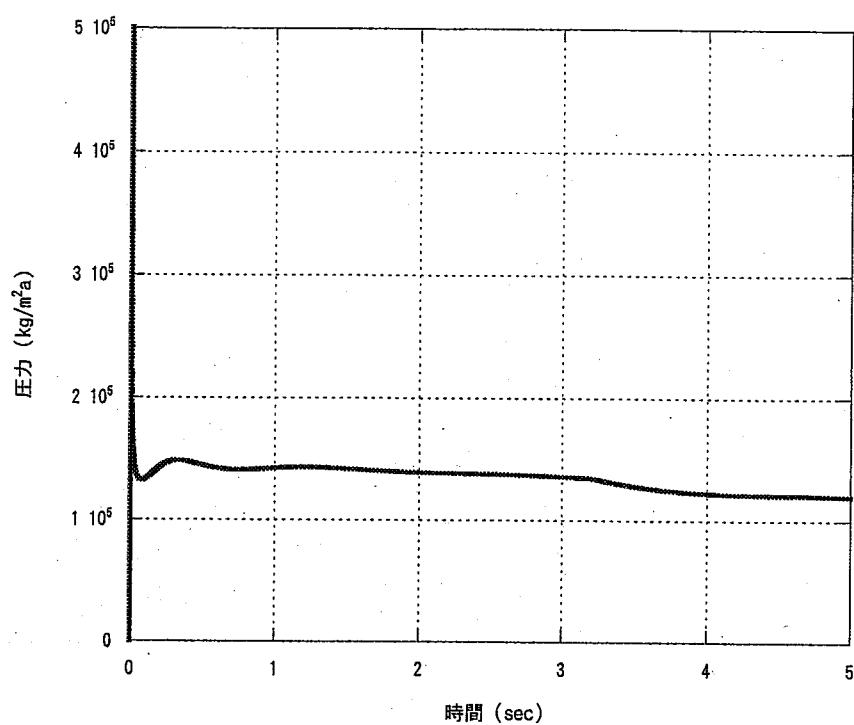


図 2.4.2-2 破断点（水蒸気）圧力（LBE 冷却自然循環炉、11kg/s）

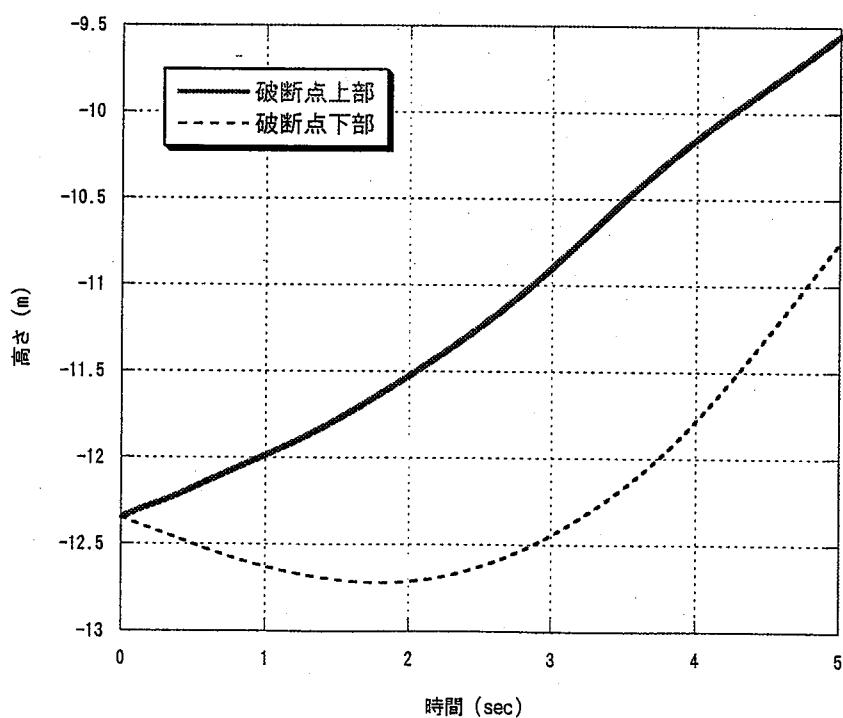


図 2.4.2-3 水蒸気と鉛ビスマスの界面位置（LBE 冷却自然循環炉、11kg/s）

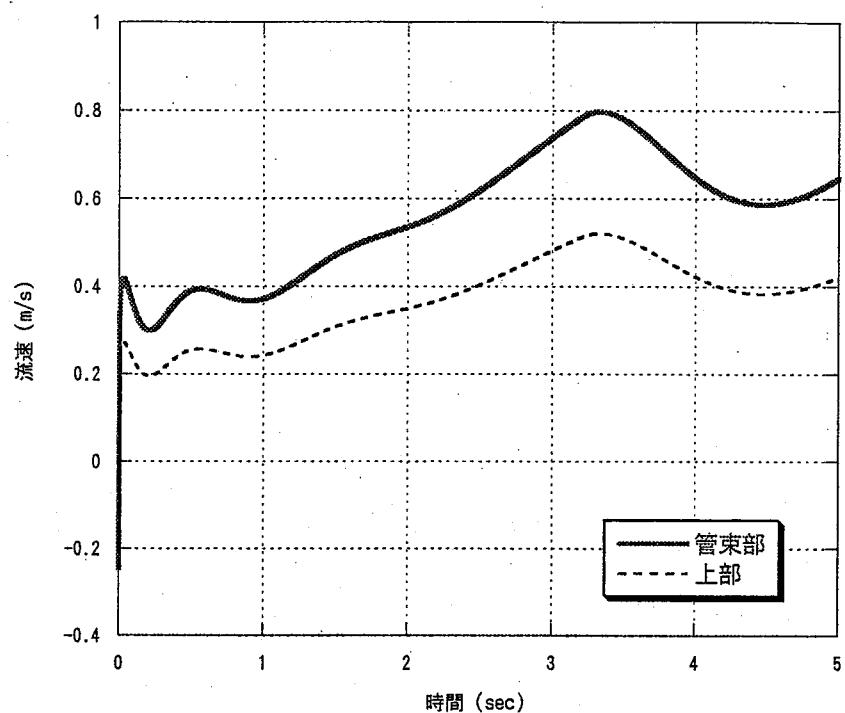


図 2.4.2-4 SG 破断チャンネルの流速 (LBE 冷却自然循環炉、11kg/s)

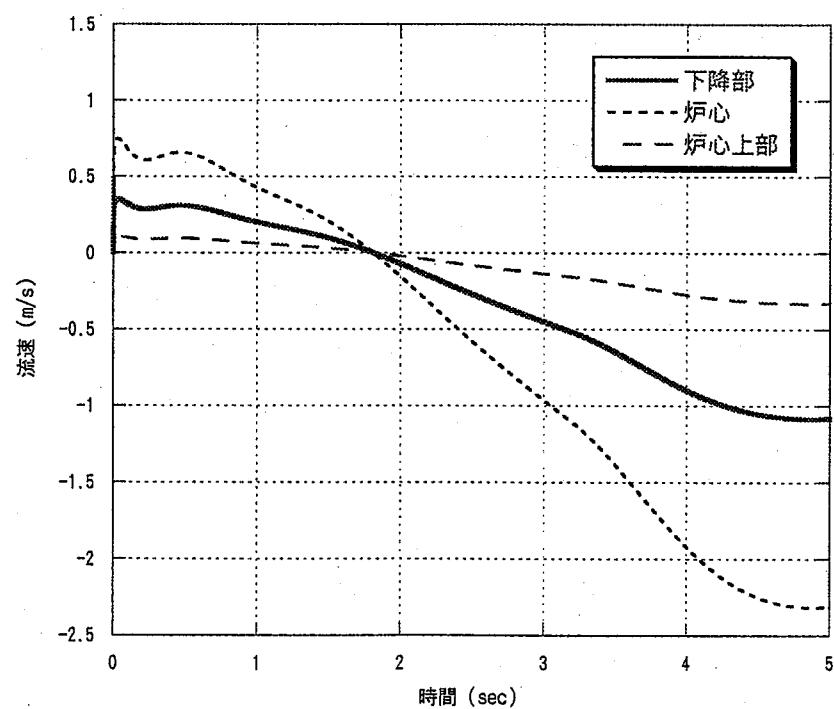


図 2.4.2-5 炉心通過流路の流速 (LBE 冷却自然循環炉、11kg/s)

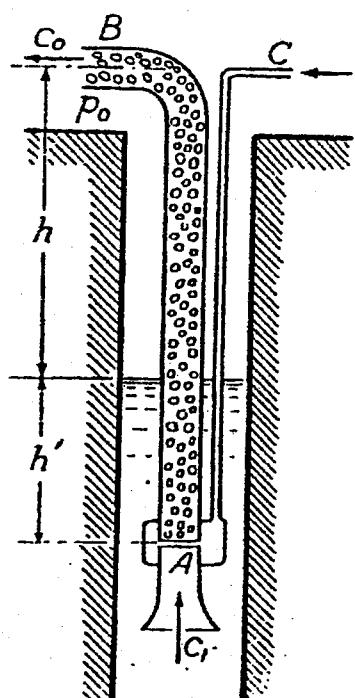


図 2.4.3-1 揚水ポンプ模式図

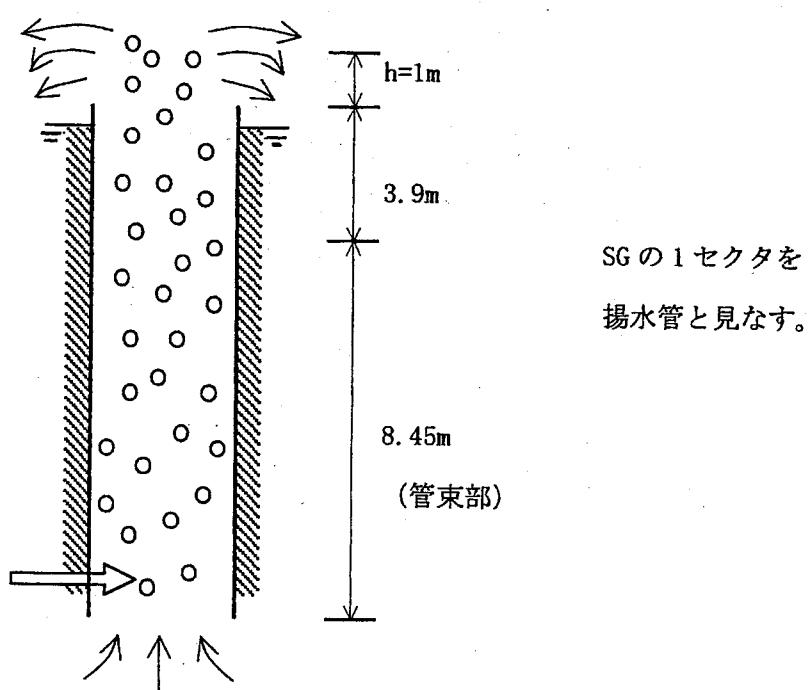


図 2.4.3-2 SG 伝熱管破断時の気泡ポンプモデル

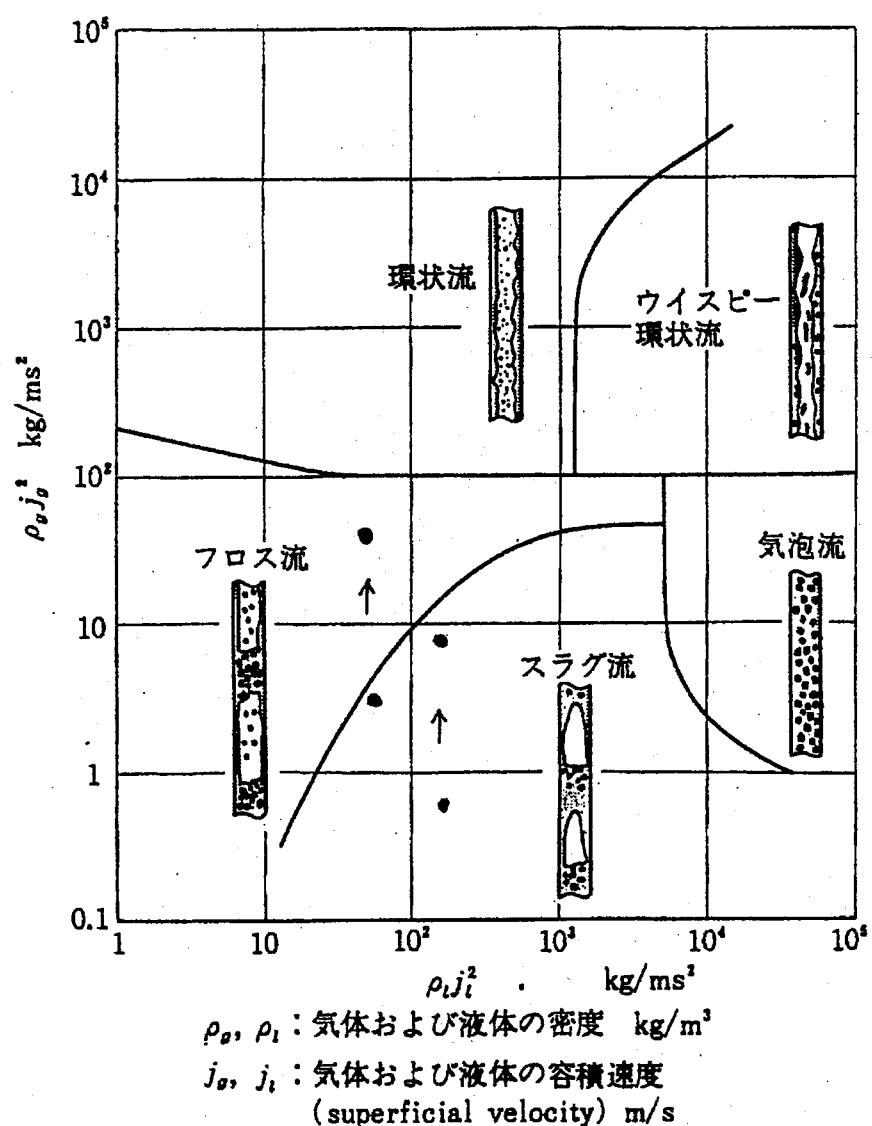


図 2.4.3-3 鉛直管上向流の流動様式線図

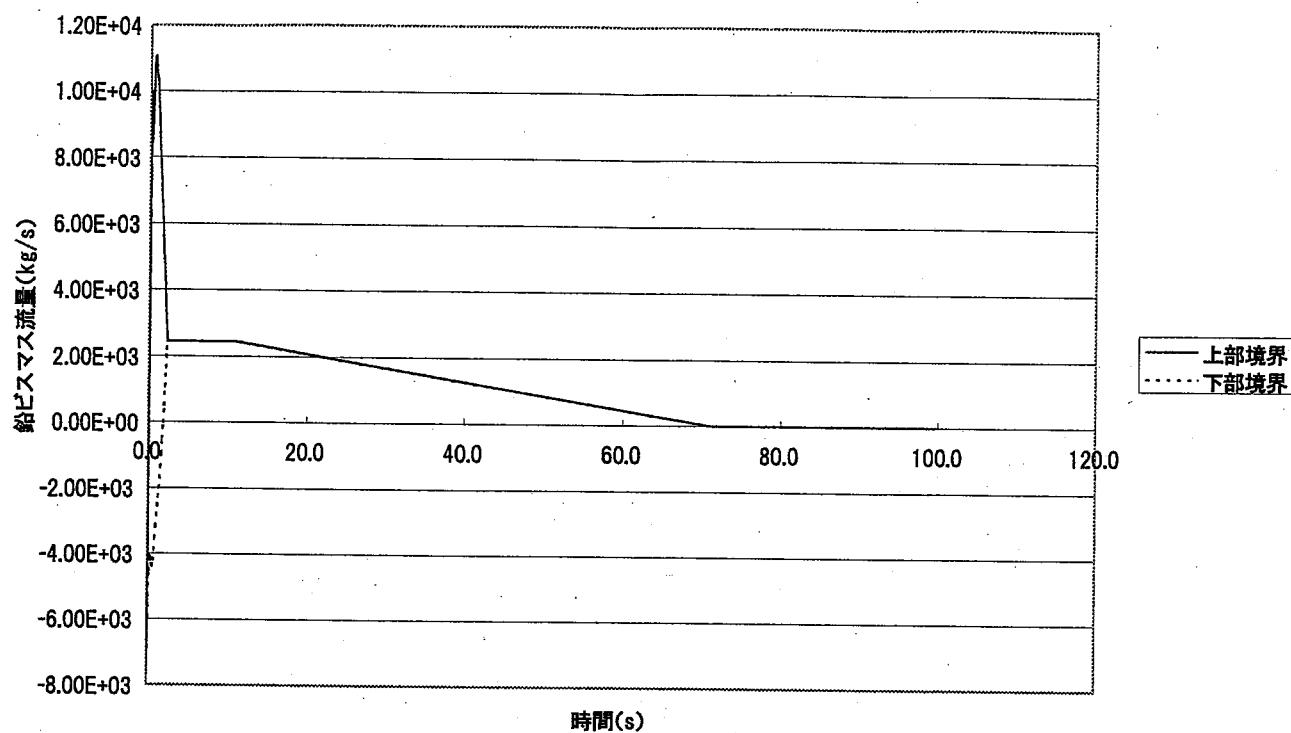


図 2.4.4-1 SG 伝熱管破断時破損チャンネル境界流量（水リーク率 11kg/s）

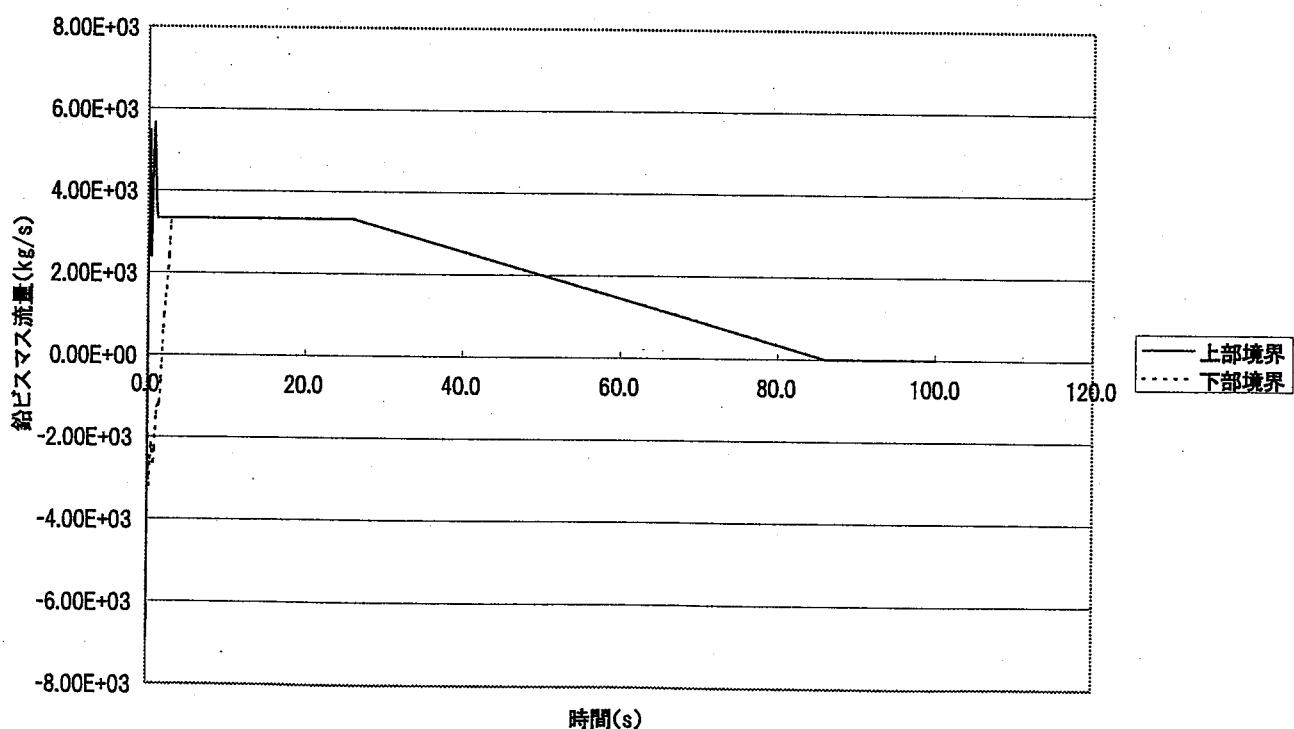


図 2.4.4-2 SG 伝熱管破断時破損チャンネル境界流量（水リーク率 5kg/s）

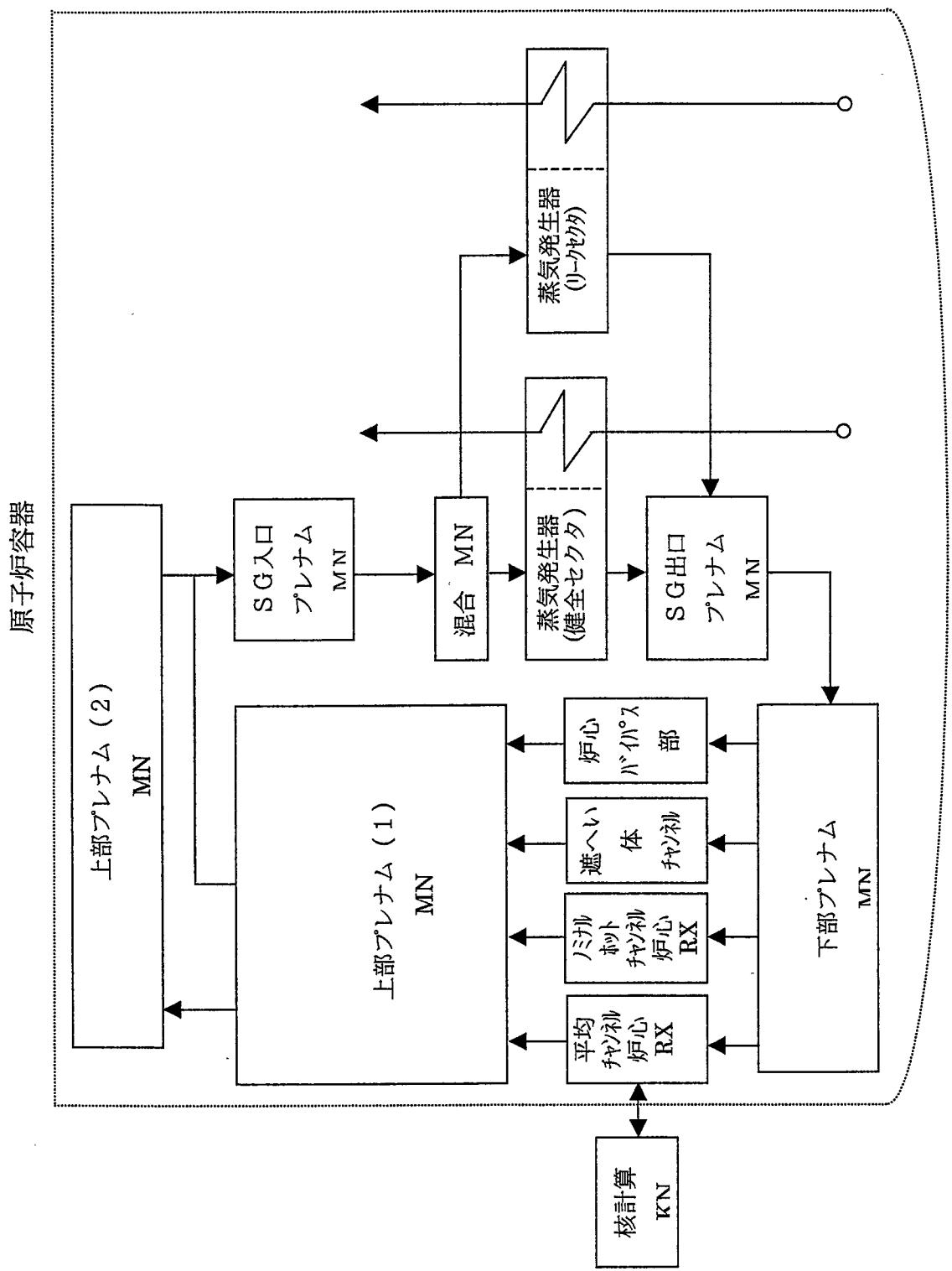
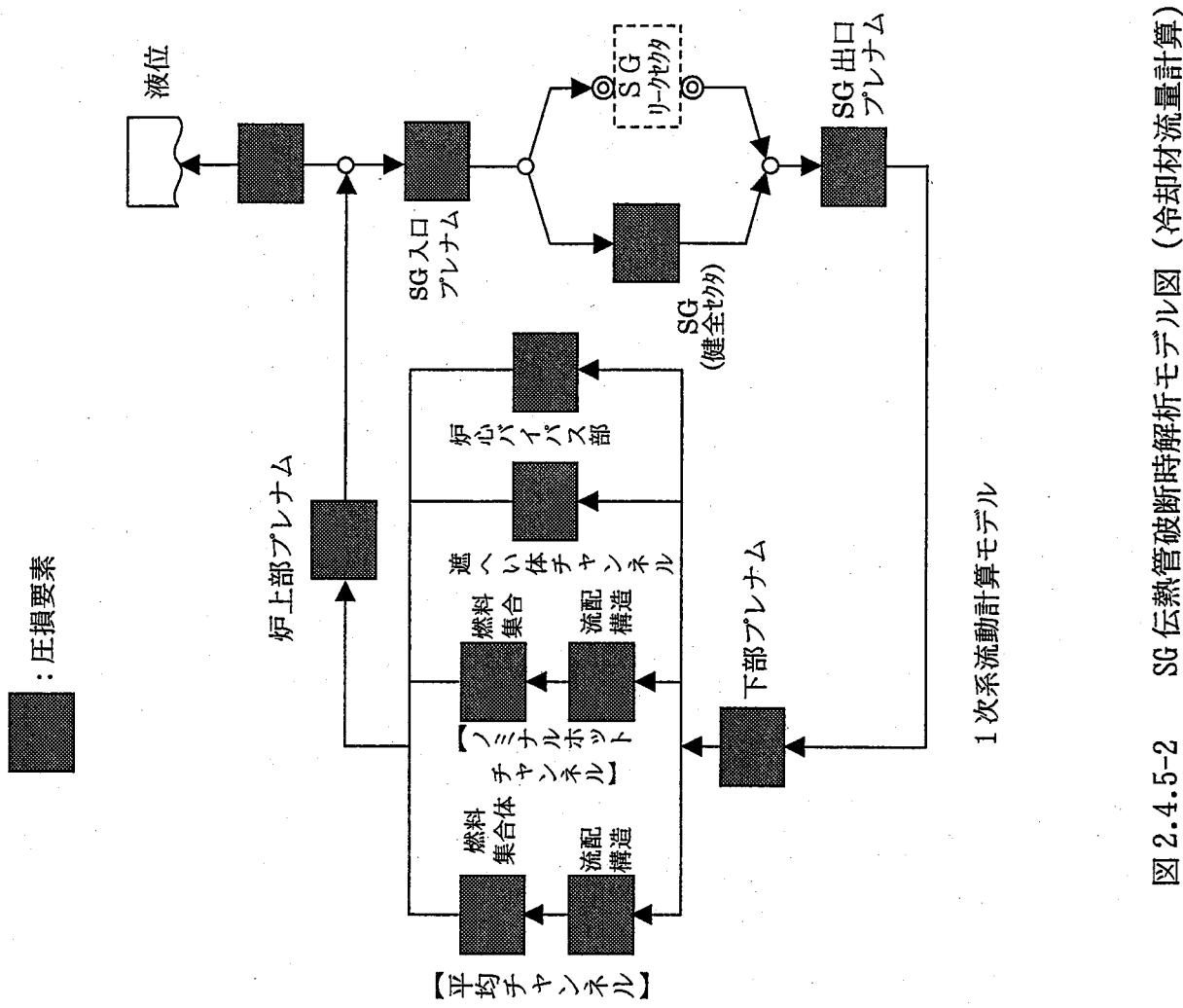
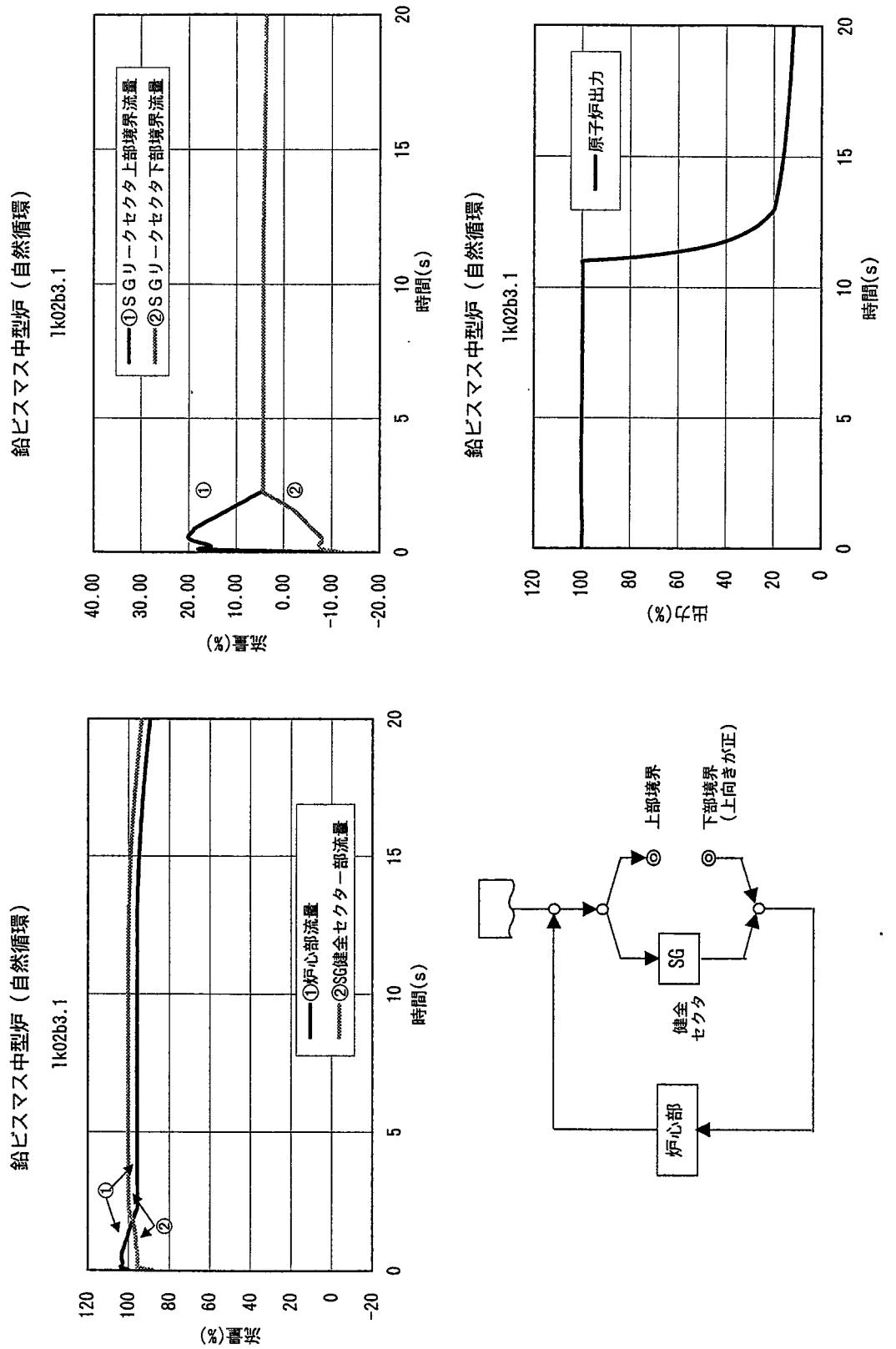
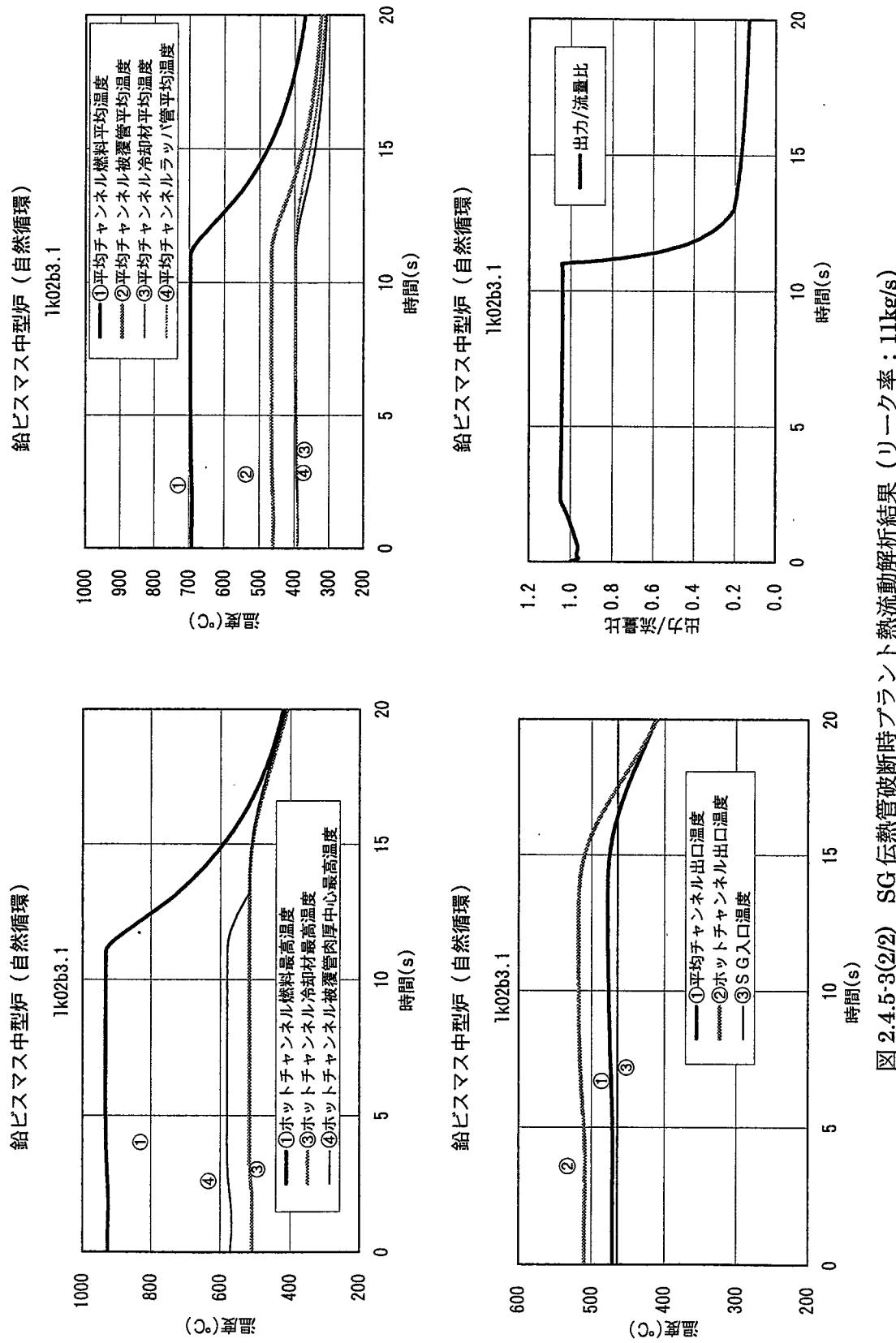


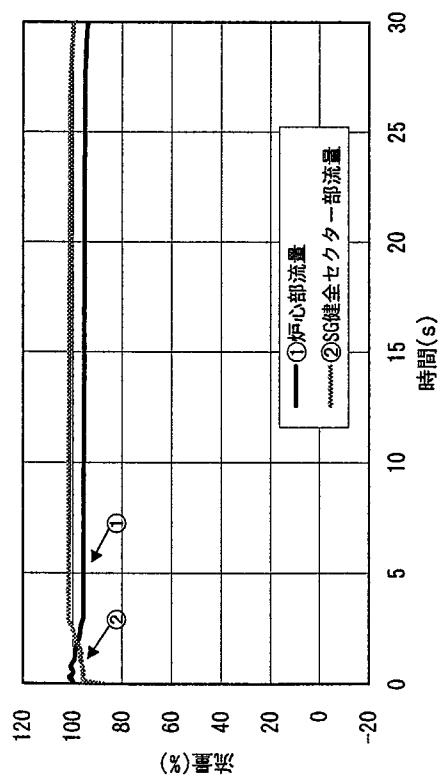
図 2.4.5-1 SG 伝熱管破断時解析モデル図（熱計算）



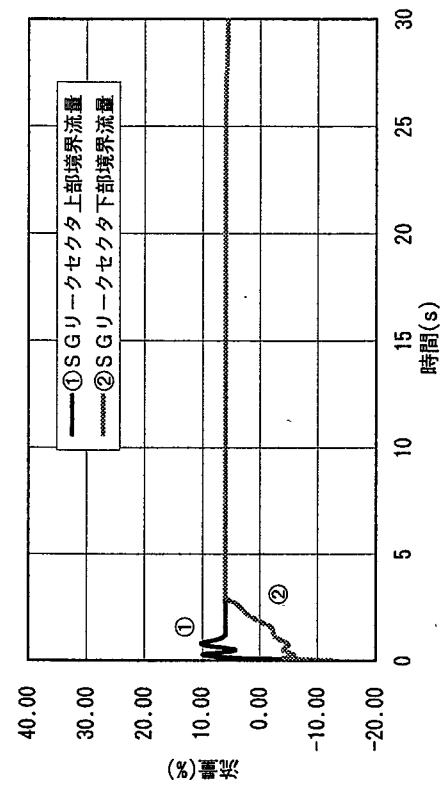




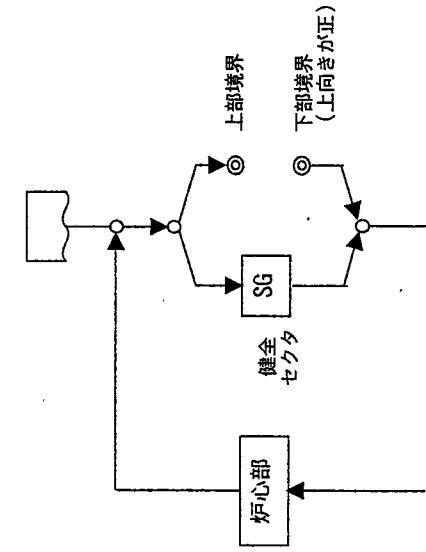
鉛ビスマス中型炉（自然循環）
1k02c4.1



鉛ビスマス中型炉（自然循環）
1k02c4.1



- 24 -



鉛ビスマス中型炉（自然循環）
1k02c4.1

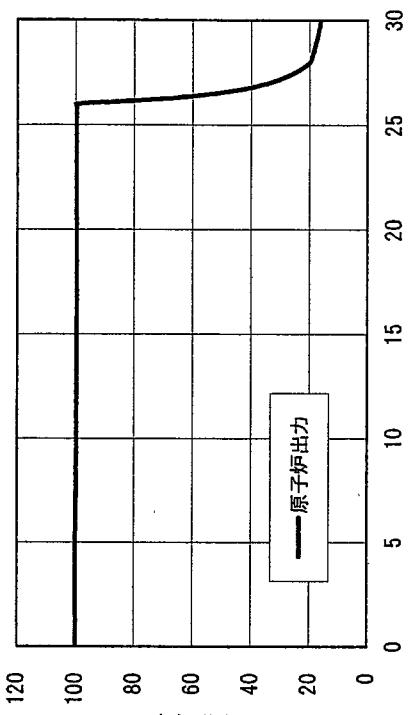
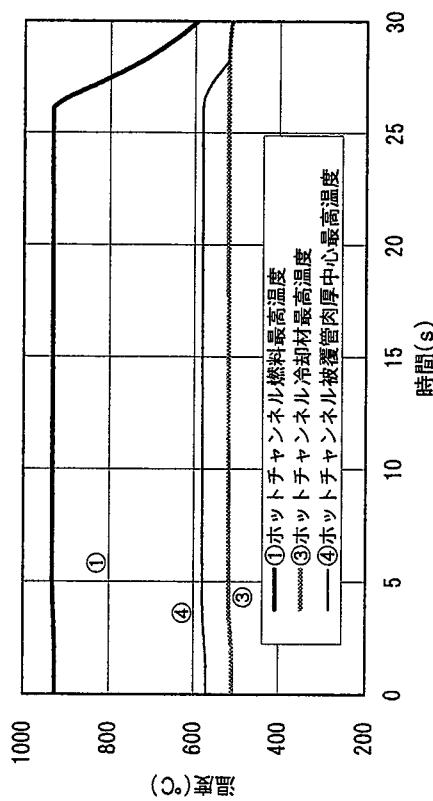
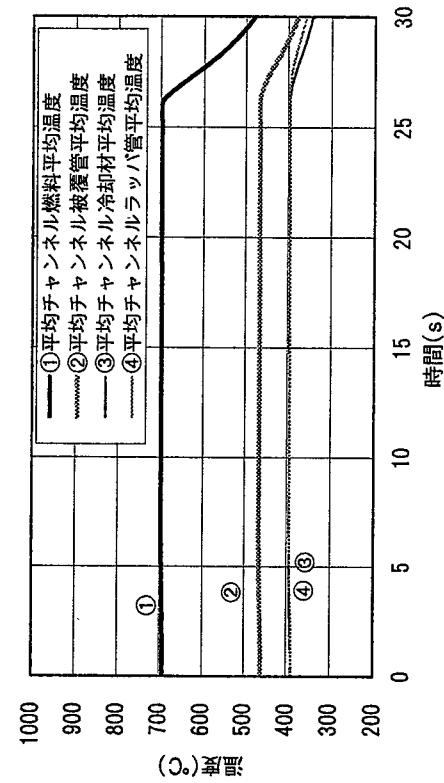


図 2.4.5-4(1/2) SG 伝熱管破断時プラント熱流動解析結果 (リーケ率 : 5kg/s)

鉛ビスマス中型炉（自然循環）
1k02c4.1



鉛ビスマス中型炉（自然循環）
1k02c4.1



鉛ビスマス中型炉（自然循環）
1k02c4.1

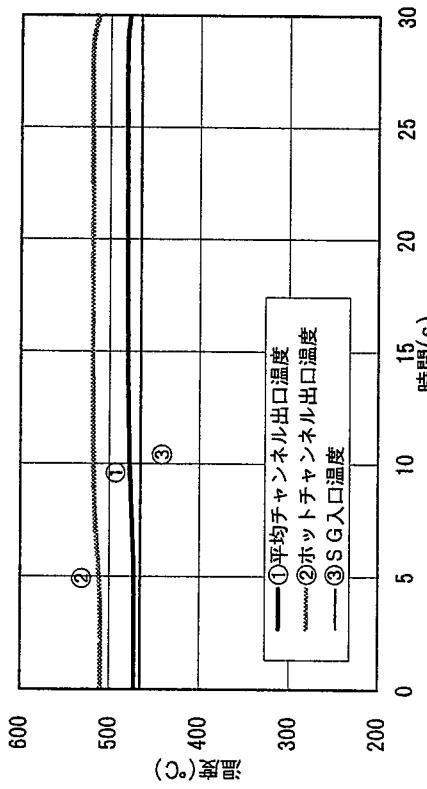
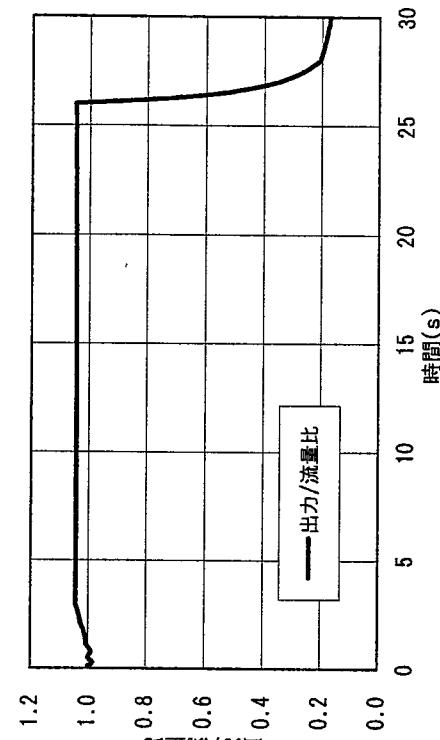


図 2.4.5-4(2/2) SG 伝熱管破断時プラント熱流動解析結果 (リーケ率 : 5kg/s)



3. LBE 冷却材の二相流特性実験

3.1 目的

LBE 冷却自然循環炉の蒸気発生器における伝熱管破断時の熱流動挙動を評価するためには、LBE 中の二相流挙動に関する知見が必要となる。また、自然循環炉を設計するにおいて、温度差のみによる自然循環ヘッドでは、原子炉容器が長尺化する恐れがあり、低いヘッド差で必要とされる循環流量を得るため、気泡ポンプの活用が検討されている例もある⁽¹⁰⁾。その場合においても、LBE 中の二相流挙動に関する知見が重要となる。

そこで、これまで知見の少ない LBE 中の 2 相流挙動について、流動断面積を変えた試験を実施し、自然循環系でのドリフト速度を求める目的とする。

3.2 実験装置

実験装置の概要を図 3.2-1 に示す。実験装置は、弁 No.2、弁 No.3 を介して鉛ビスマスループ(図 3.2-2 最大流量 $1.67 \times 10^{-3} \text{m}^3/\text{sec}$) に接続され、鉛ビスマスのチャージ、ドレインはこのループを経て実施する。実験は、弁 No.2、弁 No.3 を閉、弁 No.4 を開とし、鉛ビスマスが実験装置のみを循環する条件で実施した。

ガスを注入する上昇管部の内径は 155.2mm である。これが本実験での最大径となる。上昇管部内径は別途挿入する内筒により 106.3mm、69.3mm と変化させることができる。Kataoka ら⁽¹¹⁾は、大口径でのドリフトラックスモデルの構築において、無次元水力学的直径 $D_H^* = 30$ で口径の大小を区分しているが、本実験の上昇管にこれを適用すると、鉛ビスマスの質量から全てが大口径と区分される。重金属の二相流をこの区分に適用できるかどうかは不明であるが、これまでの鉛ビスマス中の気泡可視化実験⁽¹⁴⁾などから予想される気泡径(～数 cm 程度)から、少なくとも、155.2mm の直径であれば、上昇管の口径差による二相流挙動の違いを評価できると考えている。ここでは、直径 155.2mm での実験を LD ケース、直径 106.3mm、直径 69.3mm での実験をそれぞれ MD、SD ケースと呼ぶ。液面までの高さは 1124mm である。循環流は、上昇管部を上昇すると、上部水平管を流れ、直径 53.5mm の下降管を流下し、下部水平管の弁 No.4 を経由して上昇管部へ流入する。上部水平管内の鉛ビスマスはほぼ管の中心部に液面を持つ。この液面位置は、上部水平管の中央部のレベルゲージにより確認している。

実験装置は、10 系統に分かれた温度調節器付きヒーターにより一定温度に保たれる。

平均ボイド率は高温用のスパッタゲージ式圧力変換器 1 組によりライザ部での差圧を測定することにより求めた。図のように、ライザ底部およびライザ近傍の上部水平管の下面から圧力導管を伸ばし、それぞれの導管の先端にポットを設置した。各ポットには圧力変換器を設置している。ポット上面は液位確認用の開口部とバルブで連結されており、両ポット間には連通パイプを設置した。ポットは同じ水平面上に設置し、両者の液頭差をキャンセルしている。実験装置への鉛ビスマスのチャージの際には両ポットの上面開口部を開放し、鉛ビスマスがポットに充填したことを確認した。ポットの上面は円錐形状で、ポット内のガスの停留を防止している。実験中は、上部開口部とポットはバルブにより仕切り、ポット内を完全に鉛ビスマスで満たしている。

鉛ビスマスの循環流量は熱収支を用いた流量測定法で求めた。これは、図に示されるように、下部水平管に他部よりも高温になる熱量を与え、加熱部の前後の温度差と流体の熱容量から流量を算出する方式である。加熱量は、ヒーターの電気入力から断熱材および管軸方向の熱の流出を考慮して算出する。この部分の加熱による温度上昇は、注入不活性ガスの排出による熱損失、流量計測部以外の放熱により相殺され、電気入力を調整することにより、装置を一定の熱収支に保つことができる。

注入ガスとしては窒素ガスを用い、ノズル位置は上昇管底部から約150mmのところで固定した。ガスを注入することによりカバーガス空間が加圧されることのないように、ガス放出ラインを上部フランジに設けている。

循環流量計測時には、全体の熱収支を一定に保つ必要があり、2~3時間程度の連続運転で全体の温度を安定させ、その後、0.1Hzで1時間の計測を実施した。

鉛ビスマス温度は約473K(200°C)、ガス流量は $1.67 \times 10^{-5} \text{m}^3/\text{s} \sim 3.33 \times 10^{-5} \text{m}^3/\text{s}$ で実験を行った。

3.3 実験結果

3.3.1 平均ボイド率

図3.3.1-1に圧力センサーの出力の例を示す。ガスの挿入と同時に、上部のセンサー出力(P_H)はわずかに増加し、下部のセンサー出力(P_L)は低下することが分かる。 P_H のわずかの増加は、鉛ビスマス中にガスを注入した際にループの液位が上昇することに起因している。平均ボイド率は下記の式から計算した。

$$\Delta P = \alpha_{ave} \rho h - P_{loss} \quad (3-1)$$

$$P_{loss} = \lambda (1 - \alpha_{ave})^{-1.75} \frac{L}{D} \frac{u^2}{2g} \rho \quad (3-2)$$

$$\lambda = 0.3164 \text{Re}^{-0.25} \quad (3-3)$$

ここで λ は摩擦係数であり、(3-3)式のブラジウスの式を用いた。図3.3.1-2にガス供給量と差圧の関係を示す。ガス供給量が増加すると、差圧はほぼ直線的に増加する。LDケースのノズル2箇所の場合と1箇所の場合で差はみられなかった。

図3.3.1-3に α_{ave} と J_g の関係を示す。3種類の管径でのデータが比較的よく纏まっていることがわかる。実験での J_g 、 J_L を用いてZuber-Findlayにより整理されたスラグ流の式⁽¹¹⁾から求めた α_{ave} も図示している。また、プール条件であるが、比較的大口径流路での二相流データからドリフト相関式を導いているKataokaらの式⁽¹¹⁾、および液体金属までを対象としたSaitoらの式⁽¹³⁾をそれぞれ実験結果に適用して求めた α_{ave} も参考に示す。実験結果は、比較的 J_g の小さい領域では、Saitoらの式に近い値を示し、 J_g の大きな領域ではZuber-Findlayのスラグ流の式に近い値を示している。 J_g の大きな領域は、SDケースの値が主であり、小口径配管において、この流量の範囲では、Zuber-Findlayのスラグ流の式が適用できる可能性があることが分かる。

3.3.2 循環流量

図3.3.2-1に鉛ビスマス循環流量を示す。図より、同じガス流量では、SDケースが最も多く循環し、LDケースでは循環流量が最も少ない。

また、LDケースにおいて、ノズルを2箇所としても、循環流量に差が現れなかつた。これは、気泡ポンプに影響を与えるボイド率分布がノズルの数によって影響されていないことを意味しており、上昇管上部2ヶ所の局所ボイド率計測結果に大きな傾向の差がみられないことからも、LDケースでの二相流動が発達を完了していると考えられる。

図3.3.2-2に、 J_L と平均ボイド率の関係を示す。両者は、いずれの管径においても比例関係にあるが、特にLDケースではボイド率の増加に伴う J_L の増加量が少ないことが分かる。

これらのデータより、ドリフトフラックスモデルの係数を推定した結果を図3.3.2-3に示す。ただし、

J_T が 0.1 以下の領域でのデータは、比較的ばらつきが大きく線形化することが難しいと判断されたため、それ以上のデータで取りまとめている。

図のフィッティングラインでは切片（平均ドリフト速度）が 0.4、傾き（分布パラメータ）が 1.1 である。Zuber-Findlay らのスラグ流モデルでは、平均ドリフト速度が 0.3~0.43、分布パラメータが 1.2 でありほぼ同等の式で示されることが明らかになった。本実験でのデータ数、また特に鉛ビスマス流量測定における精度から、鉛ビスマス専用の気泡モデルを提案するためには、さらにデータを蓄積することが必要であるが、従来、水-空気、水-蒸気系で開発された Zuber-Findlay らのスラグ流モデルは、密度比の大きな鉛ビスマス-窒素系についても、概ね適用可能であることを確認することができた。

3.4 まとめ

鉛ビスマスを充填した高さ 1124mm、直径の異なる 3 種類の上昇管部をもつ実験装置下部に窒素ガスを注入し、二相流特性に関する実験を行い以下の結論を得た。

- (1) 上昇管の液面近傍と底部の差圧はガス流量の増加とともに増加し、その値は管径毎によく纏まっていた。またガスノズルを 2 系統にした LD ケースの結果は 1 系統の場合と差が得られなかった。差圧から平均ボイド率を算出した。その結果、管径の小さい場合、実験結果は特にガス流量の大きい領域で Zuber-Findlay のスラグ流の式⁽¹²⁾に近い値を示し、ガス流量の極く小さい領域で Saito らの式⁽¹³⁾に近い値を示した。
- (2) 実験の結果から、ドリフトフラックスモデルの係数を概略評価した。その結果、従来、水-空気、水-蒸気系で開発された Zuber-Findlay らのスラグ流モデルは、密度比の大きな鉛ビスマス-窒素系についても、概ね適用可能であることを確認することができた。

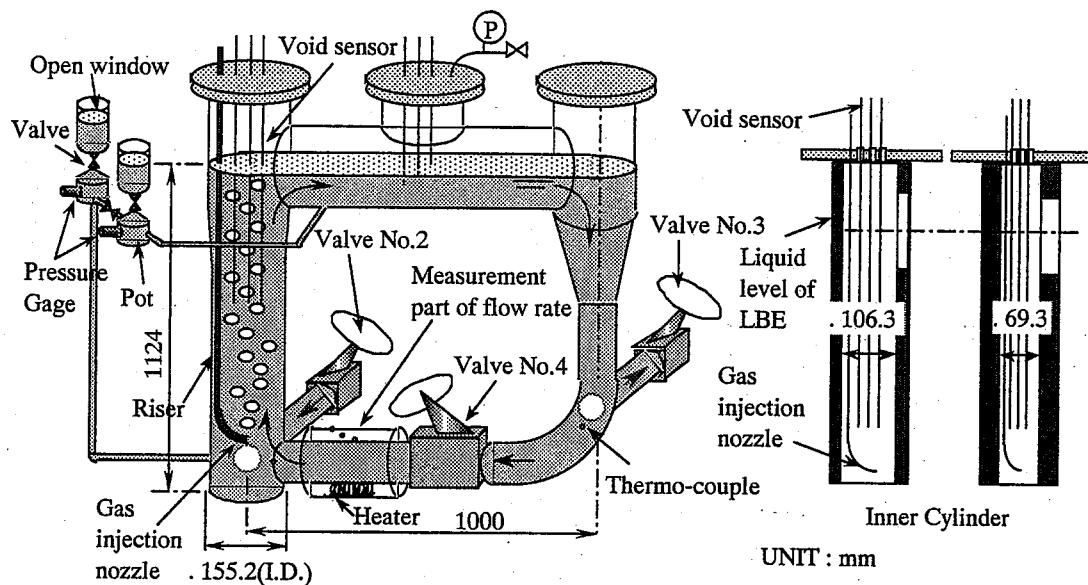


図 3.2-1 実験装置概略

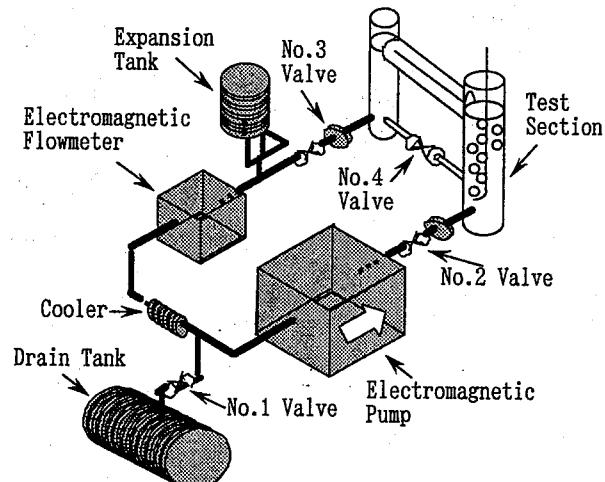


図 3.2-2 LBE ループの概略

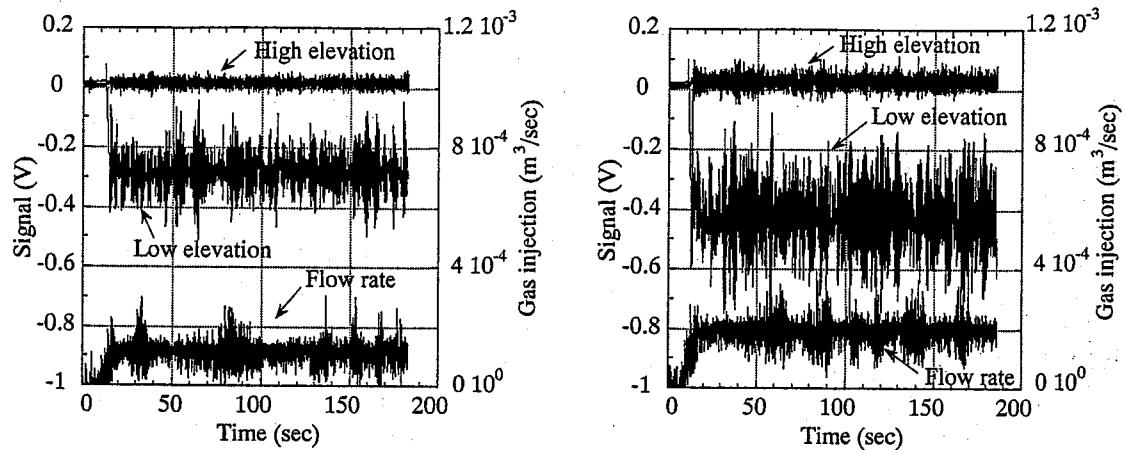


図 3.3.1-1 圧力センサー出力例

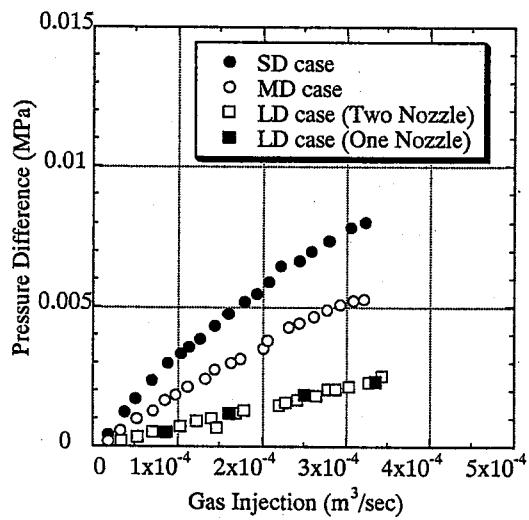


図 3.3.1-2 差圧

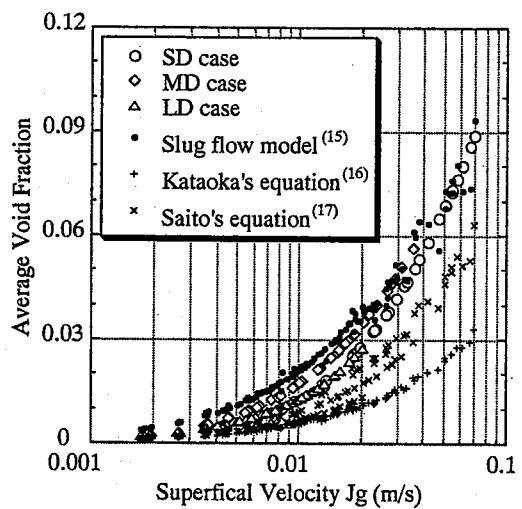


図 3.3.1-3 J_g と平均ボイド率の関係

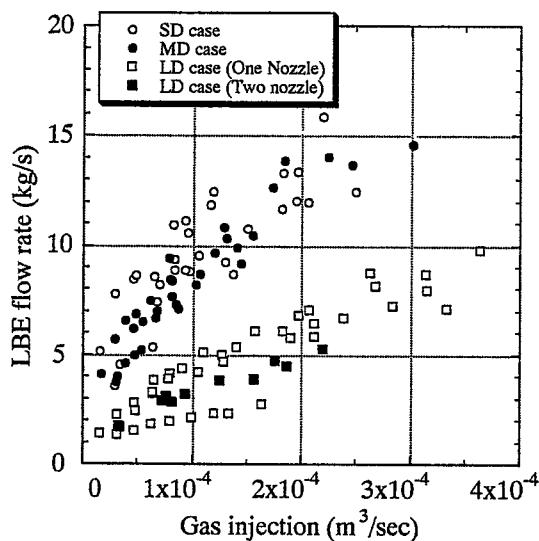


図 3.3.2-1 LBE 流量

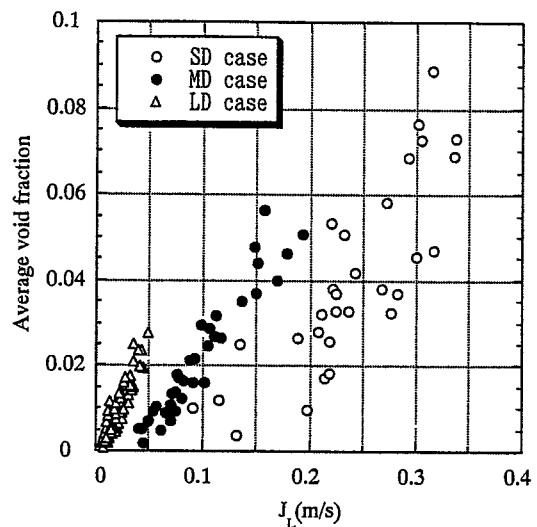


図 3.3.2-2 JL と平均ボイド率の関係

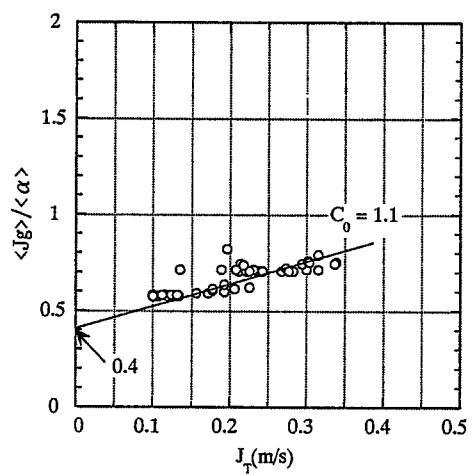


図 3.3.2-3 実験結果から得られる相関

4. 考 察

4.1. 鉛-ビスマス冷却材中の Drift-Flux model の検証について

電力中央研究所で測定されたデータ及び青木-齊藤らのデータについて、クロスチェックとして、ボイド率と自然循環流量の予測性の観点から、サイクル機構にて Zuber-Findlay の Drift-flux model を用いた検証評価を実施した。

液体重金属の気泡ポンプ特性について、Nishi-Kinoshita らの式^[9]より出発すれば、

$$H\alpha\rho_l = \lambda_l \frac{H}{D_{test}} (1-\alpha)^{-1.7} \frac{J_l^2}{2g} \rho_l + \sum_i \lambda_i \frac{L_i}{D_i} \frac{u_{l,i}}{2g} \rho_l + \sum_j \zeta_j \frac{u_{l,j}}{2g} \rho_l \quad (4-1)$$

で記述される。

ここで、各位置での液相流速 $u_{l,i}$ 及び、テスト部での液相みかけ流速 J_l は、

$$u_{l,i} = W_l \frac{4}{\pi D_i^2} \quad (4-2)$$

$$J_l = W_l \frac{4}{\pi D_{test}^2} \quad (4-3)$$

で示されるので、(4-1)式を整理すると

$$H\alpha\rho_l = \left\{ \lambda_l \frac{H}{D_{test}} (1-\alpha)^{-1.7} \left(\frac{4}{\pi D_{test}^2} \right)^2 + \sum_i \lambda_i \frac{L_i}{D_i} \left(\frac{4}{\pi D_i^2} \right)^2 + \sum_j \zeta_j \left(\frac{4}{\pi D_j^2} \right)^2 \right\} \frac{W_l^2}{2g} \rho_l \quad (4-4)$$

W_l に関する以下の式を得る。

$$W_l = \left[2gH\alpha \left/ \left\{ \lambda_l \frac{H}{D_{test}} (1-\alpha)^{-1.7} \left(\frac{4}{\pi D_{test}^2} \right)^2 + C_1 \right\} \right]^{1/2} \quad (4-5)$$

ボイド率 α は、Zuber-Findlay の Drift Flux model を用いて、

$$\alpha = \frac{J_g}{C_0(J_g + J_l) + V_{dj}} \quad (4-6)$$

ここで、 $C_0=1.2$, $V_{dj} = 0.35\sqrt{\frac{gD(\rho_l - \rho_g)}{\rho_l}}$ である。

W_g , W_l に書き換えると、

$$\alpha = \frac{W_g \frac{4}{\pi D_{test}^2}}{C_0 \frac{4}{\pi D_{test}^2} (W_g + W_l) + V_{dj}} \quad (4-7)$$

実験条件のガス流量 W_g を与え、(4-5)式と(4-7)式を反復計算によって収束させれば、液相流量 W_l および α が得られる。

これらの評価式の確認のため、Nishi らの実験との比較を実施した。実験装置依存の係数 C_1 は未知であるので、フィッティングにより $C_1=9.5 \times 10^5$ と評価した。図 4.1-1 に注入ガス流量に対する液相流量、図 4.1-2 に気相の見かけ流速とボイド率の関係を示す。(4-5)及び(4-7)式は、Nishi-Kinoshita の計算をほぼ妥当に再現している。

Nishi-Kinoshita らの試験は、ボイド率 0.1 程度までの範囲であることから、さらに確認のため、ボイド率 0.45 程度までの試験を実施した青木一齊藤^[5]の試験結果との比較を実施した。青木らの実験はバルブ開度を変化させて液相流量をコントロールしており、図 4.1-3 の液相流量をフィットすることによって、ケース毎に C_1 を算定した。したがって概算の評価であるが、図 4.1-4 のボイド率の計算結果は、実験と比較的よく一致しており、Zuber-Findlay によるドリフトフラックスモデルは、LBE のリフトポンプ条件に対して、ボイド率 0.45 程度の範囲まで概ね適用可能であることが評価された。ただし、バルブ全開のケースについては、ガス流量が大きい領域でボイド率予測精度が低下しており、流動様式の変化が生じている可能性がある。

4.2. 気泡ポンプ効果に対する二相流モデルの影響について

設計評価では、均質流モデルに基づき、上昇流量を定めている。そのため、ここでは、均質流モデルを用いた場合と Drift-Flux model を用いた場合のボイド率及び自然循環流量の予測性に関する評価を行い、その影響について議論する。

均質流モデルの場合、ボイド率は、次式で示される。

$$\alpha = \frac{W_g}{W_g + W_l} \quad (4-8)$$

Nishi-Kinoshita らの重金属に対するリフトポンプ式について、ボイド率を均質流モデルとした計算を実施した。均質流モデルを用いた場合、図 4.2-1 に示すように、液相のリフト流量に対する配管径の影響が無くなり、全ての配管径に対して、同じ液相流量を与えることが分かる。また、図 4.2-2 に示すようにボイド率予測の誤差は大口径管ほど大きくなる傾向にあり、LD(155.2mm)のケースでは、均質流モデルは実験のボイド率を数倍大きく予測している。

以上より、LBE 流中へのガス吹き込みに伴う液相のリフトポンプ効果は、Zuber-Findlay のドリフトフラックスモデルを用いるのが妥当であり、均質流モデルの場合は、リフト流量を過大評価することが明らかになった。

4.3. SG 伝熱管破断時の熱流動特性評価への影響について

SG 伝熱管が破損し水蒸気が LBE 中へ噴出した際に、原子炉内流動特性へ及ぼす影響を評価するため、リフト効果による LBE の逆流を考慮したプラント動特性解析を 2 節に示した。プラント動特性解析は、3 節の LBE 実験と並行して実施したため、一般的な気泡ポンプモデルを用いて LBE のリフト流量を求めている。当該モデルは、均質流モデルに基づいている。前述の分析によれば、プラント動特性解析に用いる LBE のリフト流量は均質流モデルによって過大評価されていると考えられるが、炉心流量は、リフト効果による逆流が大きくなるほど減少することから、均質流モデルによる評価手法は保守的と考えられる。

すなわち、気泡ポンプのボイド率評価には、Zuber-Findlay のドリフトフラックスモデルが、LBE についても概ね適用可能であることが電中研の実験により確認されたが、ここではより保守的な均質流モデルによるボイド率評価によって LBE の逆流流量を算出し、炉心の冷却性が確保されることを評価した。以上より、LBE 冷却自然循環炉の SG 伝熱管破損時の炉心冷却性は確保されることが確認された。

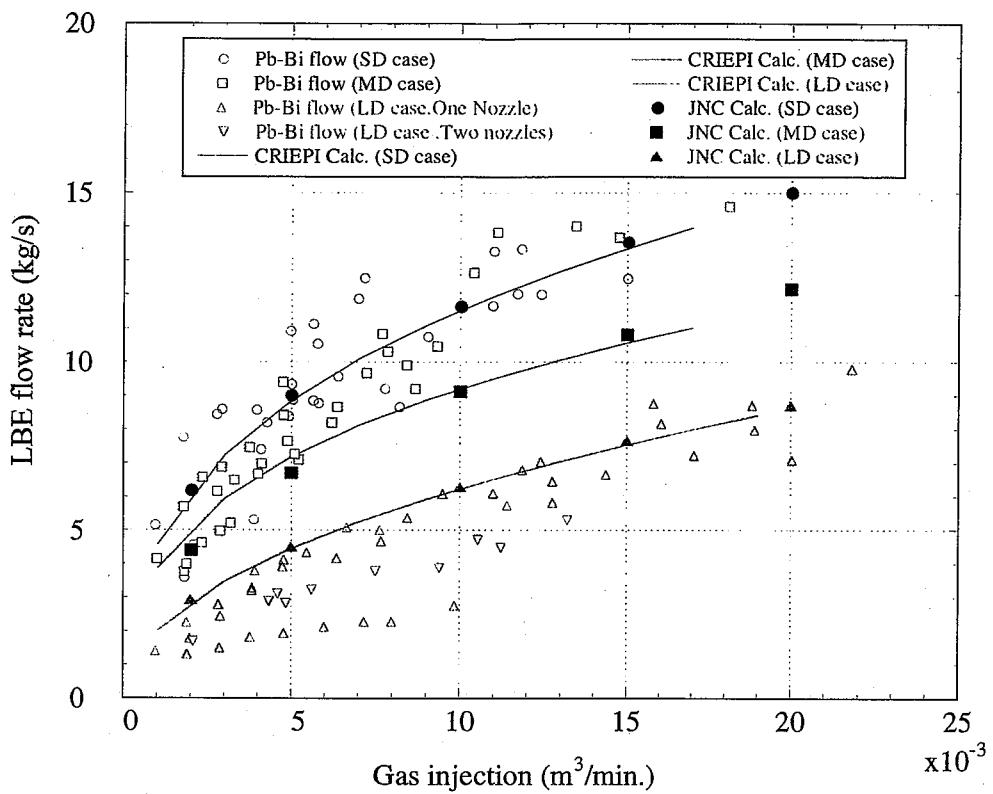


図 4.1-1 Nishi-Kinoshita 実験とリフト流量評価式の検証

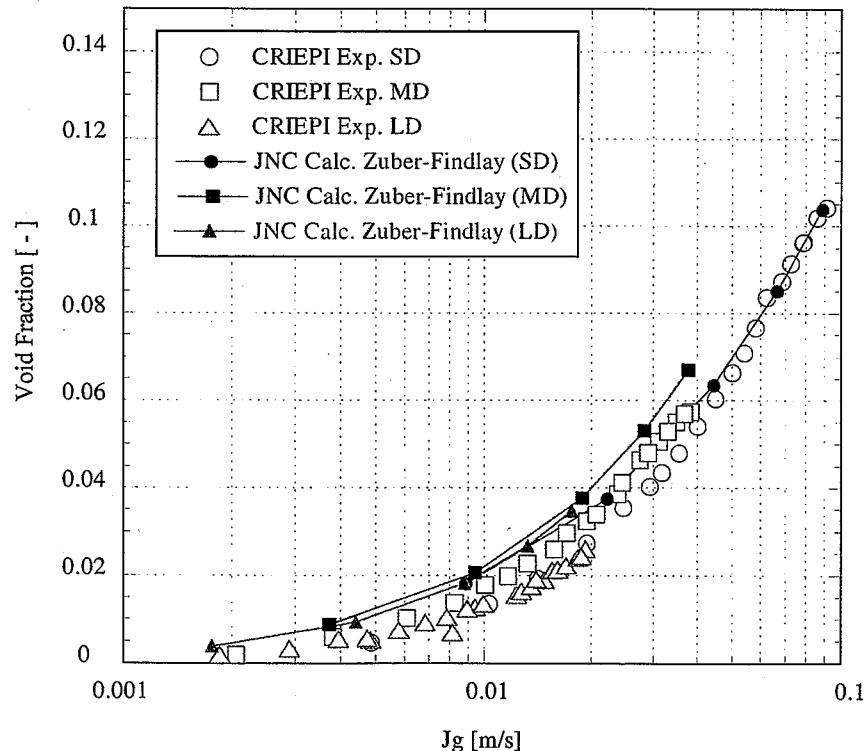


図 4.1-2 Nishi-Kinoshita 実験とボイド率評価式の検証
(Zuber-Findlay の DF モデル)

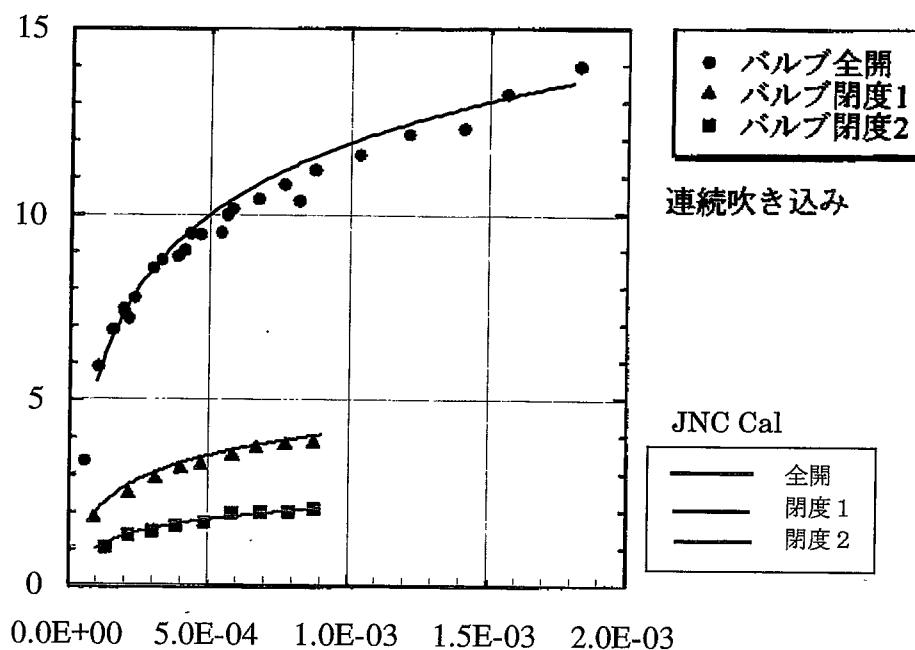


図 4.1-3 青木-齊藤実験とリフト流量評価式の比較

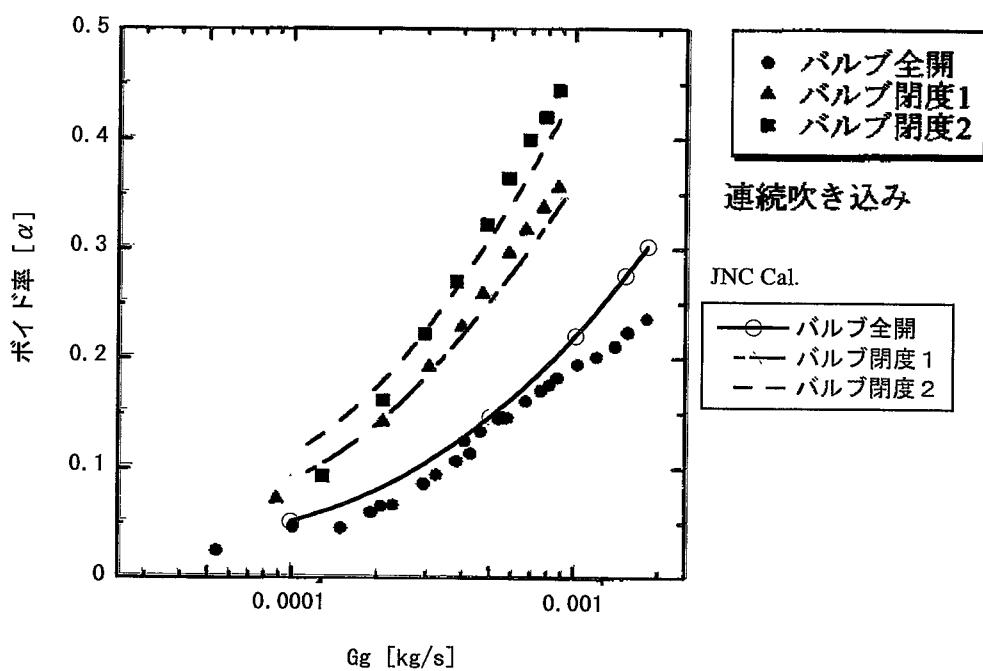


図 4.1-4 青木-齊藤実験とボイド率評価式の比較
(Zuber-Findlay の DF モデル)

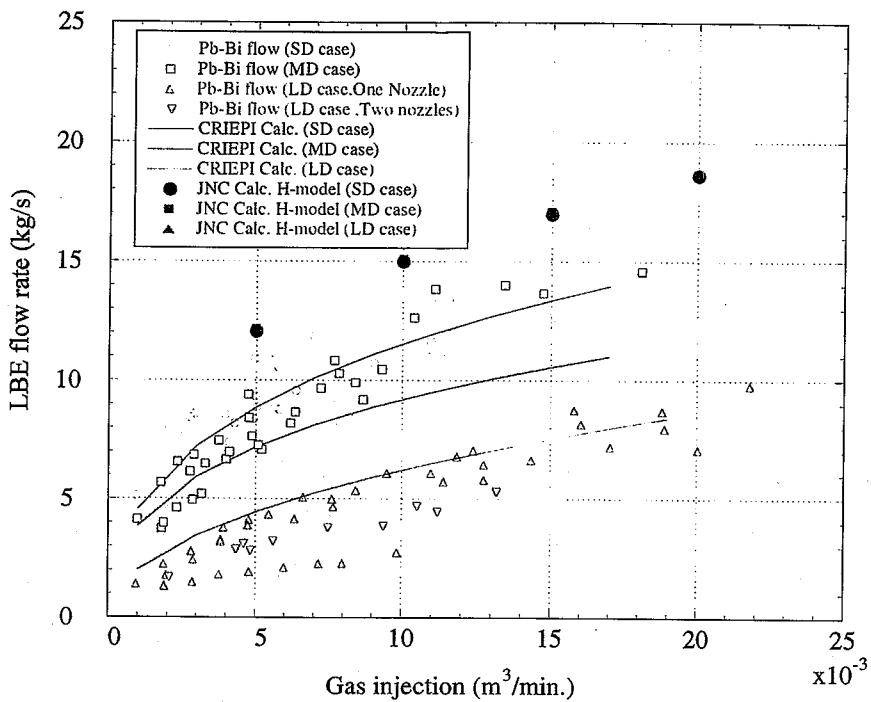


図 4.2-1 Nishi-Kinoshita 実験とリフト流量評価式の比較
(均質流モデル)

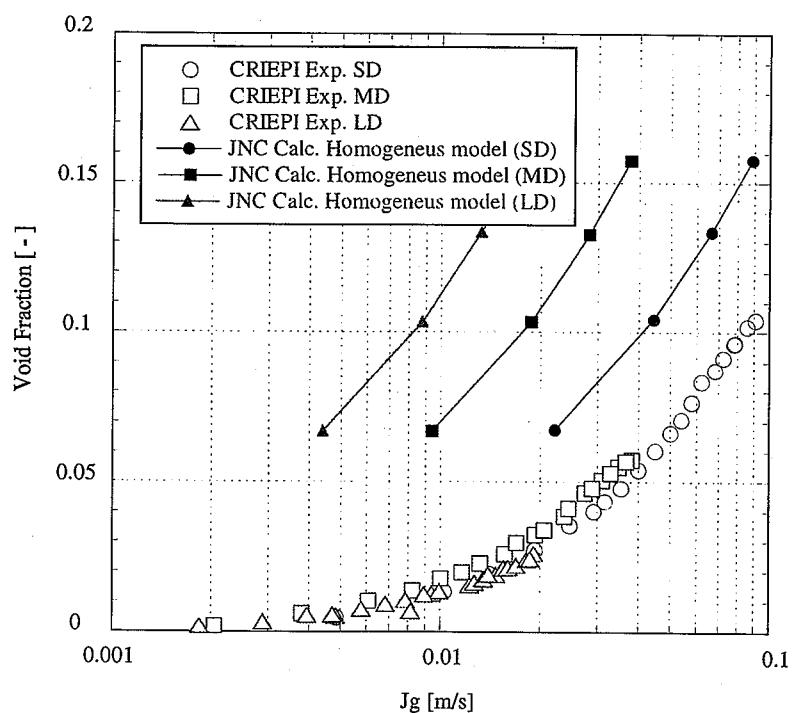


図 4.2-2 Nishi-Kinoshita 実験とボイド率評価式の比較
(均質流モデル)

5. 結 言

鉛ビスマス冷却炉の伝熱管破損時の熱流動特性解析を実施するとともに、鉛ビスマス冷却材中の気泡挙動に関する試験を実施した。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 蒸気発生器内の鉛ビスマス流路は周方向に8つに区切られており、伝熱管が破損した領域では鉛ビスマスの逆流が生じるもの、他の領域は正流が保たれている。結果として、伝熱管破損時(1DEG)の炉心流量の低下は4%程度であり、被覆管温度上昇もわずかで、炉心の冷却性は確保されることが明らかになった。
- (2) 気液間の密度差が大きい鉛ビスマス冷却材に対しても、既存のドリフトフラックスモデル(Zuber-Findlay)は、適用可能であり、気泡により運行される流量及びボイド率を概ね予測可能であることが確認された。

参考文献

- [1] 「『液体重金属利用技術』研究専門委員会の新設」，日本原子力学会誌， Vol.43, No.6, (2001) pp.598.
- [2] 「第4回『液体重金属利用技術』研究専門委員会報告」，日本原子力学会誌， Vol.44, No.9, (2002) pp.701.
- [3] 「概況報告 高速増殖炉サイクル実用化戦略調査研究」，サイクル機構技報, No.19, (2003.6) pp. 72.
- [4] 「鉛ビスマス冷却高速炉における気泡ポンプ性能—気泡分布、循環流量に関する実験的研究ー」，電力中央研究所報告，研究報告 T01039, (2002).
- [5] 青木保高，齊藤正樹（指導教官），「液体重金属Pb-Bi二相流自然循環特性の研究」，東京工業大学大学院総合理工学研究科創造エネルギー専攻 修士論文，平成13年度 (2002).
- [6] Y.ENUMA, et.al., "CONCEPTUAL DESIGN OF A MEDIUM SCALE LEAD-BISMUTH COOLED FAST REACTOR", ICONE11-36598, Tokyo, JAPAN, (2003).
- [7] 藤本武助、“流体力学と流体機械”、養賢堂、(1966).
- [8] 新版空気機械工学便覧編集委員会編、“新版 空気機械工学便覧 応用編”、コロナ社、(1980).
- [9] Yoshihisa NISHI, Izumi KINOSHITA, Satoshi NISHIMURA, "Experimental Study on Gas Lift Pump Performance in Lead-Bismuth Eutectic", ICAPP-2003 (2003).
- [10] E. Greenspan, H.Shimada, D.C. Wade, M.D. Carelli, L. Conway, N. W. Brown and Q. Hossain, "The Encapsulated Nuclear Heat Source Reactor Concept", Proc. of 8th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-8), Baltimore, U.S.A., (2001-4), ICONE-8750 (CD-ROM).
- [11] I. Kataoka and M. Ishii, "Drift flux model for Large diameter pipe and correlation for pool void fraction", Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.30, No.9, (1987), pp.1927-1939,
- [12] 気液二相流ハンドブック、p.78、日本機械学会
- [13] M. Saito, T. Sawada, Y. Teraoka and A. Nezu, "Dispersion characteristics of gas-liquid two-phase pools", Proc. of 6th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-6), San Diego, U.S.A., (1998-5), ICONE-6118 (CD-ROM).
- [14] Y. Nishi, et-al, Visualization of Direct Contact Heat Transfer Between Molten Alloy and Water by Neutron Radiography, Proc. of 11th Int. Conf. Of Heat Transfer, Vol.4, Korea, (1998-8) ,47-52.
- [15] Takaaki Sakai, Akira Yamaguchi, Peter Metz, "Thermal-hydraulic analysis for a sodium-heated steam generator using a multi-shell method", Nuclear Engineering and Design, Vol.219, (2003) 35-46.
- [16] Takaaki Sakai, Yasuhiro Enuma, Takashi Iwasaki, "System Analysis for Decay Heat Removal in Lead-Bismuth Cooled Natural Circulated Reactors", International Congress on Advanced Nuclear Power Plants (ICAPP-2002), Florida, USA, No.1061, (2002-6).
- [17] Takaaki Sakai, Yasuhiro Enuma, Takashi Iwasaki, "System analyses for Lead-Bismuth-cooled natural circulation reactors", Proc. of 11th Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-11), Tokyo, Japan, (2003-4), ICONE-36076 (CD-ROM).

謝 辞

本共同研究 2 章の動特性解析は、三菱重工業株式会社の水戸誠氏、丹治幹雄氏はじめ、新型炉技術開発株式会社の吉岡直樹氏ら他、多数のご担当者の英知の結集により実施されたものです。3 章の実験は著者のうち電力中央研究所のメンバーにより実施されました。また、4 章の比較に用いたデータは、東京工業大学の齊藤正樹先生のご好意によりご提供いただきました。ここに、各位のコントリビュートを銘記するとともに、心より感謝申し上げます。