

JAERI-M
91-053

配管破断時空気浸入実験
(実験及び数値解析結果)

1991年3月

武田 哲明・菱田 誠

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、お申しこしてください。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。

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, 1991

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

配管破断時空気浸入実験
(実験及び数値解析結果)

日本原子力研究所東海研究所高温工学部

武田 哲明・菱田 誠

(1991年2月26日受理)

高温ガス炉の1次冷却系主配管が破断した場合には、冷却系統及び炉内が減圧して格納容器内の圧力と均圧した後、空気が破断口から炉内に浸入すると考えられる。この際、配管破断口から浸入した空気中の酸素により、炉内の黒鉛構造物が酸化する可能性があるため、空気浸入量を正確に把握する必要がある。

本報では、配管破断事故時の比較的初期段階における空気の浸入過程を調べるため、高温ガス炉の炉心部を簡単に模擬した配管破断予備実験装置を用いて行った実験と数値解析の結果について述べる。本研究の結果、配管破断後の比較的初期段階においては、空気が分子拡散と非常に微弱な自然循環流によって装置内に浸入し、実験装置内の空気濃度が上昇し、ついには空気の自然循環流発生に至ることが分かった。また、数値解析においては、1次元モデルを用いた解析でも、空気の浸入過程を模擬することが可能であることを示した。さらに、実験装置内で局所的に2次元、3次元的な自然対流が発生している箇所については、実効的な拡散係数を導入することによって、近似できることを示した。

Study on Air Ingress with A Primary Pipe Rupture Accident
(Experimental and Numerical Results)

Tetsuaki TAKEDA and Makoto HISHIDA

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

(Received February 26, 1991)

A primary pipe rupture accident is one of the design-base accidents of a High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), which is being developed at JAERI. When the primary pipe ruptures, air is expected to enter into the reactor core from the breach by molecular diffusion and natural convection. In order to investigate the air ingress process during the early stage of the primary pipe rupture accident, experimental and analytical studies are performed on the conjugate phenomenon of the transient molecular diffusion and natural convection of the two component gas mixtures in a test model simulating simply the reactor. One-dimensional flow network model is employed to analyze the air transportation in the test model simulating the reactor. The calculated results agree well with the experimental ones on the concentration change of gas species and the initiation time of the natural circulation of pure air.

Keywords: HTTR, Natural Convection, Molecular Diffusion, Numerical Analysis, Pipe Rupture

目 次

1. まえがき	1
2. 配管破断予備実験装置の概要	2
2.1 実験装置の概要	2
2.2 模擬炉心部	2
2.3 温度と濃度の測定方法	3
3. 数値解析	4
3.1 基礎方程式	4
3.2 基礎方程式の差分化	6
3.3 風上差分法の適用	8
4. 実験方法と実験条件	9
5. 実験と数値解析結果	10
5.1 外部出入口管を取り付けた場合の実験結果	10
5.1.1 内外領域の平均温度が等しい場合	10
5.1.2 内外領域の平均温度が異なる場合	12
5.2 外部出入口管がない場合の実験結果	13
5.3 数値解析結果	13
6. あとがき	15
参考文献	16

Contents

1. Introduction	1
2. Summary of the test model simulating simply the reactor	2
2.1 Apparatus	2
2.2 Reactor core simulator	2
2.3 Measuring method of the temperature and concentration	3
3. Numerical analysis	4
3.1 Basic equations	4
3.2 Differential equations	6
3.3 Adopting of the upwind-differential method	8
4. Experimental procedure and conditions	9
5. Experimental and numerical results	10
5.1 Experimental results with extra inlet and outlet pipes	10
5.1.1 Results of the average temperature of inner region equal to the one of outer region	10
5.1.2 Results of the average temperature of inner region different from the one of outer region	12
5.2 Experimental results without extra inlet and outlet pipes	13
5.3 Numerical results	13
6. Conclusion	15
References	16

主な記号

A_e	: 流路断面積
C	: モル密度
D_{AB}	: 成分 B 中における成分 A の相互拡散係数
D_e	: 等価直径
D_{eff}	: 実効拡散係数
f	: Blasius の摩擦係数 ($f = 64 / Re$)
g	: 重力加速度
Gr	: グラスホフ数
K	: 流路の出入口損失係数
M_A	: A 成分気体の分子量
M_B	: B 成分気体の分子量
N	: モル数
p	: 炉内各部の圧力
p_0	: 炉外圧力 (大気圧)
Pe, c	: セルペクレ数
R	: 気体定数
Re	: レイノルズ数
t	: 時間
\bar{T}	: 混合気体の平均温度
T_c	: 絶対温度
u	: 質量平均速度 (x 方向)
u^*	: モル平均速度 (x 方向)
x	: 入口管から出口管に向かう方向を正とする軸方向距離
X_A	: A 成分のモル分率
α_u	: 不足緩和係数
ν	: 動粘性係数
ρ	: 密度

添字

A	: A 成分気体 (空気)
B	: B 成分気体 (ヘリウム)
i	: 節点の番号
j	: 接合面の番号
k	: 領域の番号
n	: 時間ステップの番号

1. ま え が き

高温ガス炉の設計基準事故の一つに1次冷却系主配管破断事故がある。もし仮に、1次冷却系の配管が破断した場合には、まず炉内のヘリウムが破断口から格納容器内に噴出し、炉内と格納容器内の圧力が均圧する。この時、破断口の上部に位置する炉内にはヘリウムが存在し、その下部にはヘリウムより重い空気（実際には空気とヘリウムとの混合気体）が存在して、安定な成層となるため、破断後すぐにはヘリウムと空気の置換は行われぬ。また、炉内の流路には比較的高温の部分（例えば炉心部流路）と比較的低温の部分（例えば固定反射体と圧力容器との間の環状流路）とが存在するが、炉内流路の温度差及び濃度差によって生じる浮力は、重い空気の自然循環流を発生させるほど大きくない。

これまで著者らは、ヘリウムで満たされた逆U字管流路内への窒素の浸入過程を調べる実験と解析を行ってきた^[1,4]。その結果によれば、ヘリウムより重い窒素は、分子拡散と非常に微弱な自然循環流によって逆U字管内に運ばれることが分かった。また、窒素の浸入に伴い混合気体の密度が徐々に大きくなり、最終的には窒素の自然循環流が発生することが分かった。このことから類推すると、実際の高温ガス炉においては、配管破断後の比較的初期段階は格納容器内の空気が、分子拡散と非常にゆっくりしたヘリウムと空気の混合気体による自然対流によって炉内に運ばれるものと予想される。さらに浸入した空気中の酸素と、黒鉛が反応して一酸化炭素と二酸化炭素が発生し、高温プレナムや炉心部では酸化反応を伴う多成分気体の流れが発生すると考えることができる。

炉内のガス温度及び濃度分布により発生する自然対流は、高温プレナム、炉心部等の高温側流路と、固定反射体と圧力容器との間の環状流路、下鏡部等の低温側流路との間の温度差及び濃度差により発生する浮力が駆動力となる1次元的な自然循環流である。しかしながら、この浮力は、配管破断後の初期段階においては、破断口下部の重い空気をほとんど吸い込むことができないうらい小さい力であるため、この自然循環流は極めて遅い流れとなる。そのため、自然循環流によって移動する空気の量は、極くわずかであり、拡散により移動する量と同程度か、それ以下であると考えられる。

空気が高温側と低温側の流路から拡散と微弱な自然循環流により浸入するに伴い、それぞれの流路における混合気体の密度が大きくなり、流路間の密度差も大きくなる。すなわち、高温と低温側流路の密度による浮力は徐々に大きくなり、空気の自然循環流を引き起こすくらい十分大きくなった時点で、初めて空気の自然循環流が発生する。その後は、炉全体を一巡する空気の自然循環流が定常的に発生することになる。

本研究では、炉内外の圧力が均圧した後、空気の自然循環流が発生するまでの間における、分子拡散と混合気体の自然循環流による空気の浸入過程を調べた^[2,3]。実験は高温ガス炉を簡単に模擬した装置を用いて行ったが、模擬炉心部には黒鉛部材を使用していないため、黒鉛と酸素との酸化反応は起こらない。また、2重配管の外部に外部入口管及び外部出口管を取り付けた場合と、取り付けない場合について実験を行った。数値解析は計算時間の都合上、外部出

入口管を取り付けない場合についてのみ行った。解析手法には、Uncoupled method^[4]を使用した。

2. 配管破断予備実験装置の概要

2.1 実験装置の概要

実験装置の主要仕様を Table 1 に、概略図を Fig. 1 に示す。実験装置は、高温ガス炉の炉心を簡単に模擬したものである。高温ガス炉の炉心は、鋼製の圧力容器に納められている。炉心の中心には燃料領域があり、燃料領域の周囲には反射体領域がある。燃料領域の下部には高温プレナムがある。1次冷却系の配管は2重管構造となっており、内管は原子炉から中間熱交換器に流れる高温のヘリウム（冷却材）の流路になっている。内管と外管の間の環状流路は熱交換器から原子炉に戻る低温のヘリウム流路になっている。本装置は、炉心部を簡単に模擬した模擬炉心部、高温プレナムに相当する下部プレナム、圧力容器の上下鏡部に相当する上下鏡部、固定反射体部に相当する内胴、圧力容器に相当する水冷容器、1次冷却系2重配管に相当する出入口管部から構成されている。以下に実験装置各部の構成について述べる。

2.2 模擬炉心部

模擬炉心部の横断面図を Fig. 2 に示す。模擬炉心部は37本の加熱管からなる。この加熱管は、内径 12.7mm、長さ 1230mm のステンレス製円管で、外側に巻き付けたシースヒータによって加熱する。それぞれの加熱管は Fig. 2 に示すように配置し、中心部の19本の加熱管からなる内側領域と、その外側の18本の加熱管からなる外側領域の2つの領域に分かれている。各々の領域の温度は別々に設定することができるようになっている。外側領域のさらに外側には、6本の加熱管を配置し補償ヒータとした。加熱管は最高 450°C まで加熱可能である。これらの加熱管を上部支持板に溶接し、下部支持板を加熱管の振れ止めとして模擬炉心部を構成する。加熱管の熱膨張を吸収するために、加熱管と下部支持板とは溶接されていない。また、加熱管の間には断熱材を充填し、断熱材の充填率は約 0.2g/cm³ とした。また上部支持板の上には、上部直径 300mm、下部直径 400mm、高さ 215mm のフローガイドを設けた。

内胴は内径 300mm、外径 406mm の2重管構造の円筒であり、内部には断熱材を充填するとともに、対流防止用の金属箔を5層設けた。水冷容器は内径 500mm、高さ 620mm の円筒を3段積み重ねた構造で、内胴と水冷容器との間の環状流路幅は 47mm である。環状流路部には円周方向に2点、鉛直方向に3点、合計6点の酸素濃度測定孔を設けた。

上鏡部は内半径 250mm の半球で、外側には水冷ジャケットを設けた。上鏡部内のガス温度を測定するために十字型の熱電対サポートを取り付けた。（11本のK-type熱電対を、Fig.3のように取り付けた。）さらに頂部には酸素濃度測定孔を1点設けた。下鏡部も内半径 250mm の半球で、外側には水冷ジャケットを設け、内部には炉心部を支える支持台、さらにその支持

入口管を取り付けない場合についてのみ行った。解析手法には、Uncoupled method^[4]を使用した。

2. 配管破断予備実験装置の概要

2.1 実験装置の概要

実験装置の主要仕様を Table 1 に、概略図を Fig. 1 に示す。実験装置は、高温ガス炉の炉心を簡単に模擬したものである。高温ガス炉の炉心は、鋼製の圧力容器に納められている。炉心の中心には燃料領域があり、燃料領域の周囲には反射体領域がある。燃料領域の下部には高温プレナムがある。1次冷却系の配管は2重管構造となっており、内管は原子炉から中間熱交換器に流れる高温のヘリウム（冷却材）の流路になっている。内管と外管の間の環状流路は熱交換器から原子炉に戻る低温のヘリウム流路になっている。本装置は、炉心部を簡単に模擬した模擬炉心部、高温プレナムに相当する下部プレナム、圧力容器の上下鏡部に相当する上下鏡部、固定反射体部に相当する内胴、圧力容器に相当する水冷容器、1次冷却系2重配管に相当する出入口管部から構成されている。以下に実験装置各部の構成について述べる。

2.2 模擬炉心部

模擬炉心部の横断面図を Fig. 2 に示す。模擬炉心部は37本の加熱管からなる。この加熱管は、内径 12.7mm、長さ 1230mm のステンレス製円管で、外側に巻き付けたシースヒータによって加熱する。それぞれの加熱管は Fig. 2 に示すように配置し、中心部の19本の加熱管からなる内側領域と、その外側の18本の加熱管からなる外側領域の2つの領域に分かれている。各々の領域の温度は別々に設定することができるようになっている。外側領域のさらに外側には、6本の加熱管を配置し補償ヒータとした。加熱管は最高 450°C まで加熱可能である。これらの加熱管を上部支持板に溶接し、下部支持板を加熱管の振れ止めとして模擬炉心部を構成する。加熱管の熱膨張を吸収するために、加熱管と下部支持板とは溶接されていない。また、加熱管の間には断熱材を充填し、断熱材の充填率は約 0.2g/cm³ とした。また上部支持板の上には、上部直径 300mm、下部直径 400mm、高さ 215mm のフローガイドを設けた。

内胴は内径 300mm、外径 406mm の2重管構造の円筒であり、内部には断熱材を充填するとともに、対流防止用の金属箔を5層設けた。水冷容器は内径 500mm、高さ 620mm の円筒を3段積み重ねた構造で、内胴と水冷容器との間の環状流路幅は 47mm である。環状流路部には円周方向に2点、鉛直方向に3点、合計6点の酸素濃度測定孔を設けた。

上鏡部は内半径 250mm の半球で、外側には水冷ジャケットを設けた。上鏡部内のガス温度を測定するために十字型の熱電対サポートを取り付けた。（11本のK-type熱電対を、Fig.3のように取り付けた。）さらに頂部には酸素濃度測定孔を1点設けた。下鏡部も内半径 250mm の半球で、外側には水冷ジャケットを設け、内部には炉心部を支える支持台、さらにその支持

台内部にヒータ電源端子盤と熱電対接続端子盤を設けた。また、下鏡部には、真空引きノズル、真空計、圧力計、均圧弁、ガス供給ノズル等を設けた。

下部プレナムは、内径 300mm（内胴の内径と同じ）、高さ 300mm であり、内径 270mm の円筒を下部プレナム内に設け、支持台に挿入し、この円筒と内胴との間から炉心部のヒータリード線と熱電対を取り出している。

2重管部の長さは 340mm で、出口管となる外管の内径は 133mm である。入口管は、内径 43mm、外径 48.6mm、長さ 850mm の円管であり、2重管部の内管となっている。2重管部の下端から 130mm 上方の位置に内径 108.3mm、長さ 120mm の外部出口管接続部を設けた。

外部入口管は、長さ 400mm のレデューサー、長さ 300mm の流速測定管と長さ 400mm の直管から構成され、入口管と接続する。流速測定管の中心に（入口管との接続部から 550mm の位置）超音波流速計を取り付けた。流速測定管と直管の内径は 52.9mm である。外部出口管は水平管と曲管から構成され、内径はともに 108.3mm、水平管の長さは 700mm、曲管の中心半径は 100mm である。

2.3 温度と濃度の測定方法

温度測定については、下部プレナム内 6 点、上鏡部内 11 点、下鏡部内 4 点、外側環状流路内のガス温度 16 点、加熱管 84 点、内胴の壁温 18 点、上下支持板各 6 点、冷却水出入口温度 6 点、出入口管ガス温度 2 点を計 159 本の K-type 熱電対で測定した。また、外径 1/16 インチの熱電対サポートパイプを Fig. 2 に示す●の加熱管内に挿入し、図の T_g で示す・の位置におけるガス温度を 4 点測定した。その結果、少なくとも空気の自然循環流が発生するまでの間は、ガス温度と加熱管壁温との温度差は両端の 2 点については $\pm 10^{\circ}\text{C}$ 、中央の 2 点について $\pm 5^{\circ}\text{C}$ 以内であることを確認した。

酸素濃度の測定は、下部プレナム、上鏡部、下鏡部に設けた濃度検出孔から混合気体をポンプで連続的にサンプリングし、ガルバニ電池式酸素計またはジルコニア式酸素計で酸素濃度を測定し、空気のモル分率を求めた。空気のモル分率を求めるに当たっては、空気中の酸素の体積分率が 20.9% であると仮定した。また、実験装置内の流れを乱さないようにするため、サンプリング流量はできるだけ少なくするとともに（約 100 cc/min）、酸素濃度測定後は検出孔近辺に戻した。酸素濃度計の測定精度はフルスケールの 2% 以内で、サンプリングによる測定の時間遅れは 30 秒以内であった。

3. 数 値 解 析

3.1 基礎方程式

2重管部の出入口管接続部に外部出入口管を取り付けない場合の解析モデルをFig.4に示す。解析モデルは、温度あるいは面積若しくは体積の異なる11の領域に分割した。領域①は入口管部、領域②は下部プレナム、領域③は模擬炉心部内側の19本の加熱管、領域④は外側の18本の加熱管、領域⑤は上鏡部、⑥は内胴の外壁と水冷容器の内壁との環状流路部、領域⑦は下鏡部、領域⑧は出口管（2重管部の環状流路）部、領域⑨は炉心部断熱層への接続部、及び炉心部断熱層部、領域⑩は補償ヒータ部の6本の加熱管に相当する領域、領域⑪は下鏡部の上部空間にあるデッドスペースに相当する領域である。解析に当たっては、逆U字管の場合の解析^{1,4)}と同様に以下の仮定を設けた。

- (1) 流路内の流れは、1次元のピストン流れとして取り扱える。
 - (2) 拡散係数 (D_{AB}) は温度及び圧力のみ関数で、濃度によっては変わらず一定値である。
 - (3) ヘリウム、空気または混合気体は完全気体の状態方程式に従う。
 - (4) 運動量保存の式においてモル平均速度 (u^*) が使用できる。
 - (5) 各領域内の混合気体の温度及びモル密度はそれぞれ一定で、時間の経過に対しても一定である。
 - (6) 装置内に浸入する空気に含まれる酸素のモル分率（体積分率）は20.9%である。
- 以上の仮定の下で、基礎式、境界条件、初期条件は以下のようになる。

混合気体の連続の式：

$$\frac{\partial c}{\partial t} + \frac{\partial (cu^*)}{\partial x} = 0 \quad (1)$$

仮定(5)を用いると式(1)は下式になる。

$$\frac{\partial (cu^*)}{\partial x} = 0 \quad (2)$$

A成分気体の連続の式：

$$\frac{\partial X_A}{\partial t} + u^* \frac{\partial X_A}{\partial x} = D_{AB} \frac{\partial^2 X_A}{\partial x^2} \quad (3)$$

ここで、化学反応による物質の生成はないと仮定し、右辺は拡散項のみとする。

運動量保存の式：

$$\rho \frac{\partial u^*}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \rho g - \frac{1}{2} \rho u^* |u^*| \left(\frac{f}{D_e} + K \right) \quad (4)$$

仮定(5)と式(2)より、各領域で u^* = 一定であるから、式(4)を積分すると次式を得る。

$$\frac{d u^*}{d t} \left(\int \rho dx \right) = - \int dp - g \int \rho dx - \frac{1}{2} \left(\int \rho \frac{f}{D_e} dx + \sum_j \rho_j K_j \right) u^* |u^*| \quad (5)$$

ρ と X_A には次の関係がある。

$$\rho = C \{ X_A M_A + (1 - X_A) M_B \} \quad (6)$$

混合気体の状態方程式：

$$C = \frac{p}{R T_c} \quad (7)$$

ここで、 X_A は A 成分のモル分率、 p は圧力、 T_c は混合気体の絶対温度、 ρ は混合気体の密度、 g は重力加速度、 R は気体定数、 M_A 及び M_B はそれぞれ気体 A 及び B の分子量、 f は発達した層流の摩擦係数^[5]、 K は流路の出入口における損失係数、添字 j は領域の接合面の番号、添字 k は領域の番号である。また、A 成分は空気を、B 成分はヘリウムを表わす。

本解析においては、逆 U 字管の場合と同様に、初期条件と境界条件を次式のように設定する。

初期条件：

$$\left. \begin{aligned} &x = 0, X_A = 1, T = T_0, u^* = 0, p = p_0 \\ &0 < x < x_N, X_A = 0, T = T_1 \sim T_k, u^* = 0 \\ &p_1 = p_0 - g \int_{x=0}^1 \rho dx \\ &p_2 = p_0 - g \int_{x=0}^2 \rho dx \\ &p_3 = p_0 - g \int_{x=0}^3 \rho dx \\ &p_4 = p_0 - g \int_{x=0}^4 \rho dx \\ &p_5 = p_0 - g \int_{x=0}^4 \rho dx + g \int_{x=4}^5 \rho dx \\ &p_6 = p_0 - g \int_{x=0}^4 \rho dx + g \int_{x=4}^6 \rho dx \\ &x = x_N, X_A = 1, T = T_0, u^* = 0 \\ &p_7 = p_0 - g \int_{x=0}^4 \rho dx + g \int_{x=0}^7 \rho dx \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

境界条件：

(1) 逆U字管の出入口において、

$$\left. \begin{aligned} x=0, p=p_0, X_A=1 \\ x=x_N, p=p_0 - g \int_{x=0}^4 \rho dx + g \int_{x=4}^7 \rho dx, X_A=1 \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

(2) 各領域の接合面において、

$$\left. \begin{aligned} X_{A,j-} &= X_{A,j+} \\ C_k u_k^* &= C_{k+1} u_{k+1}^* \\ D_{AB,k} C_k \frac{dX_{A,j-}}{dx} &= D_{AB,k+1} \frac{dX_{A,j+}}{dx} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

3.2 基礎方程式の差分化

これまで逆U字管における2成分気体の拡散と自然循環流の解析に用いた手法は、式(5)の浮力項に現われる密度 ρ を式(6)を用いてモル分率 X_A に書き換え、式(3)と式(5)を連立させて、 u^* , p , X_A を1つのマトリックスで同時に解くものであった (coupled method)。この方法を採用した理由は、逆U字管の場合には、領域数が少なく、 u^* , p に関しては数個の式で書き表せたため、 u^* , p , X_A について1つのマトリックスを作って一度に解いても、それほど計算時間を必要としなかったからである。しかしながら、本解析ではモル平均流速一定の領域が11領域あり、圧力変数が6つあるため、 u^* , p に関して17個の式を各点で立てた X_A の式と同時に解かねばならない。また、模擬炉心部は並列流路であるから、下部プレナムでは3本以上の流路が集まった分岐点となり、節点番号が不連続となるため、連立1次方程式の係数マトリックスは必ずしも対角優位にならない。そのため、収束も遅く、誤差も大きくなる。さらに、逆U字管の場合の解析時間 (模擬配管破断が生じてから窒素の自然循環流が発生するまでの時間) は約3時間であったが、本解析では約15時間以上であるため、かなりの計算時間が必要となる。そこで、本計算においては、運動量保存の式の浮力項に近似を施して、A成分気体の連続の式 (式(3)) と運動量保存の式 (式(5)) を同じ時間ステップ内で交互に解いて (uncoupled method) 計算を行った。

式(5)を書き直すと、次式になる。

$$A_k \frac{du_k^*}{dt} = -\delta p_k - g \bar{\rho}_k - \xi_k u_k^* |u_k^*| \equiv F_{u,k} \quad (11)$$

ここで、

$$A_k = \int_k \rho \, dx$$

$$\delta p_k = \int_k dp$$

$$\bar{\rho}_k = \int_k \rho \, dx$$

$$\xi_k = \frac{1}{2} \left(\int_k \frac{f}{D_e} \rho \, dx + \Sigma \rho K \right)$$

式(11)の微分方程式は、文献[6]の陰解法を用いると次のように書き表される。

$$\frac{\Delta u_k^*}{\Delta t} = \frac{1}{A_k} \left[F_{u,k} + \frac{\partial F_{u,k}}{\partial (\delta p_k)} \Delta (\delta p_k) + \frac{\partial F_{u,k}}{\partial \bar{\rho}_k} \Delta \bar{\rho}_k + \frac{\partial F_{u,k}}{\partial u_k^*} \Delta u_k^* \right] \quad (12)$$

以下の関係式を式(12)に代入すると、式(13)が得られる。

$$\left. \frac{\partial F_{u,k}}{\partial (\delta p_k)} \right|_n = -1$$

$$\left. \frac{\partial F_{u,k}}{\partial \bar{\rho}_k} \right|_n = +g$$

$$\left. \frac{\partial F_{u,k}}{\partial (u_k^*)} \right|_{n+1} = -2 \xi_k^{n+1} | u_k^{*n+1} |$$

$$\frac{\Delta u_k^*}{\Delta t} = \frac{1}{A_k^n} \left[-\delta p_k^n - \Delta (\delta p_k) + g \bar{\rho}_k^n + g \Delta \bar{\rho}_k - \xi_k^{n+1} u_k^{*n+1} | u_k^{*n+1} | \right. \\ \left. - 2 \delta p_k^{n+1} | u_k^{*n+1} | \Delta u_k^* \right] \quad (13)$$

ここで、添字 n は一つ前の時間における値を示し、 Δ は時間ステップ Δt 間のそれぞれの値の増分を示す。

各領域では、 Δt 間に $u^* \Delta t$ だけ流体が移動することによってのみ密度分布が変化し、その密度分布によって浮力が得られると仮定して、式(13)の浮力項に対する増分を以下のように近似する。

$$\Delta \bar{\rho}_k = \rho_{kin}^n (u_k^* + \Delta u_k^*) \Delta t - \rho_{kout}^n (u_k^* + \Delta u_k^*) \Delta t \quad (14)$$

ここで、 ρ_{kin} 、 ρ_{kout} はそれぞれ領域の入口と出口の密度である。

$$\bar{\rho}_k^n = A_k^n$$

$$\zeta_k^n = (\rho_{kin}^n - \rho_{kout}^n) g \Delta t \quad (15)$$

とすると、次式を得る。

$$\left[\frac{1}{\Delta t} + \frac{2}{A_k^p} \xi_k^{n+1} |u_k^{*n+1}| \pm \frac{1}{A_k^p} \zeta_k^p \right] \Delta u_k^* + \frac{1}{A_k^p} \Delta(\delta p_k) = -\frac{\delta p_k^p}{A_k^p} + g + \frac{1}{A_k^p} \zeta_k^p u_k^{*n+1} - \frac{1}{A_k^p} \xi_k^{n+1} u_k^{*n+1} |u_k^{*n+1}| \quad (16)$$

領域内でモル平均流速が一定であるので、モル質量が保存されることを考えれば、次の関係を得る。

$k = 1 \sim 4, 6 \sim 8$ のとき

$$C_k \Delta u_k^* - C_{k+1} \Delta u_{k+1}^* = 0 \quad (17)$$

$k = 5$ のとき

$$C_k \Delta u_k^* + C_{k+1} \Delta u_{k+1}^* = 0 \quad (18)$$

式(16)~(18)を式(9), (10)の境界条件の下に解いて、 $\Delta u^*, \Delta(\delta p)$ を計算する。得られた $\Delta u^*, \Delta(\delta p)$ から $u^*, \delta p$ を求め、式(16)~(18)を解く。本計算においては Δu^* から新しい u^* を求めるとき、不足緩和係数 α_u をかけると収束が早くなる。

$$u_k^{*n+1} = u_k^* + \alpha_u \Delta u_k^* \quad (19)$$

本計算では $\alpha_u = 0.6$ 付近の値が最も収束が早かった。以上の計算を $\Delta u^*, \Delta(\delta p)$ が十分小さくなるまで繰り返し、式(20)の収束条件を満たすまで計算を行った。

$$\max. \left| \varepsilon \left(\frac{\Delta u_k^*}{u_k^*} \right), \varepsilon \left(\frac{\Delta(\delta p_k)}{p_k} \right) \right| \leq 10^{-5} \quad (20)$$

得られた u^*, p を用いて、A成分気体の連続の式(式(3))を境界条件式(式(9), (10))の下に解いて、求まったA成分気体のモル分率から、式(6), (7)及びSoave-Redlich Kwong式より混合気体の密度を求め^[7,8]、 Δt 時間進めた。

3.3 風上差分法の適用

本解析においては、主に拡散により空気が運ばれる領域から、拡散よりも対流で運ばれるような領域までを計算する必要がある。すなわち、セルペクレ数を次式のように定義するとき、

$$Pe, c = |u_k^* \Delta x / D_{AB}|$$

セルペクレ数が1以下であるような領域から $10^2 \sim 10^3$ 程度になるような範囲までを計算しなければならない。

式(3)をEulerの陰解法で差分化すると、次式のようになる。

$$\frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai}^n}{\Delta t} + u_k^* \frac{X_{Ai+1}^{n+1} - X_{Ai-1}^{n+1}}{2 \Delta x} = D_{AB} \frac{X_{Ai-1}^{n+1} - 2X_{Ai}^{n+1} + X_{Ai+1}^{n+1}}{(\Delta x)^2} \quad (21)$$

式(21)は、左辺第2項の対流項に中心差分を適用したものであるが、 $Pe, c \geq 2$ の場合は、時間ステップ Δt をかなり小さく取らなければ、解は発散してしまう。本解析では比較的長時間について解かなければならないことから、あまり小さな時間ステップ Δt を用いることは得策ではない。そこで、 $Pe, c \geq 2$ の場合は風上差分法を適用した。その際、少しでも空間微分に2次の精度を保つため、 $2 \leq Pe, c < 30$ までは、Roberts-Weissの対流差分法 (convective-difference scheme)^[9]を、 $Pe, c \geq 30$ については1次精度の風上差分法 (upwind-difference scheme)を用いて解析を行った。式(21)をRoberts-Weiss対流差分法で差分化すると次式を得る。

$$\begin{aligned} & \frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai}^n}{\Delta t} + \frac{u_i^* + |u_i^*|}{4} \left\{ \frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai-1}^{n+1}}{\Delta x} + \frac{X_{Ai+1}^n - X_{Ai}^n}{\Delta x} \right\} \\ & + \frac{u_i^* - |u_i^*|}{4} \left\{ \frac{X_{Ai+1}^{n+1} - X_{Ai}^{n+1}}{\Delta x} + \frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai-1}^n}{\Delta x} \right\} \\ & = \frac{D_{AB}}{2} \left\{ \frac{X_{Ai-1}^{n+1} - 2X_{Ai}^{n+1} + X_{Ai+1}^{n+1}}{(\Delta x)^2} + \frac{X_{Ai-1}^n - 2X_{Ai}^n + X_{Ai+1}^n}{(\Delta x)^2} \right\} \quad (22) \end{aligned}$$

また、式(22)を1次の風上差分法で差分化すれば、

$$\begin{aligned} & \frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai}^n}{\Delta t} + \frac{u_i^* + |u_i^*|}{2} \left\{ \frac{X_{Ai}^{n+1} - X_{Ai-1}^{n+1}}{\Delta x} \right\} + \frac{u_i^* - |u_i^*|}{2} \left\{ \frac{X_{Ai+1}^{n+1} - X_{Ai}^{n+1}}{\Delta x} \right\} \\ & = D_{AB} \left\{ \frac{X_{Ai-1}^{n+1} - 2X_{Ai}^{n+1} + X_{Ai+1}^{n+1}}{(\Delta x)^2} \right\} \quad (23) \end{aligned}$$

となる。 $Pe, c < 2$ の場合は、中心差分法を用いた。

4. 実験方法と実験条件

実験は、以下の手順で行った。まず、出入口管を盲フランジで閉じておき、実験装置内をヘリウムに真空置換する。次に模擬炉心部の壁温度及びガス温度が所定の温度に達するまで加熱し、以後その温度を一定に保つ。加熱中は下鏡部に設けた均圧弁を開いて、常に実験装置内を大気圧に保持する。実験装置各部の温度及びガス温度が定常状態に達した後、出入口管の盲フランジを同時に開くことにより配管破断を模擬し実験を開始した。その後も模擬炉心部の壁温を一定温度に保持して実験を行った。空気の自然循環流が発生した後も自然循環流量及び実験装置内の各部温度が定常状態に達するまで実験を行った。

外部入口管及び外部出口管を取り付けた場合、及び取り外した場合の実験条件をTable 2に

示す。H-2～H-29が外部出入口管を取り付けた場合の実験であり、H-32～H-36は取り付けない場合の実験である。

実験条件は次の2つの場合に分けた。

- (1) 模擬炉心部の外側領域と内側領域の加熱管温度を同一温度に加熱する場合（室温状態も含む）。
- (2) 内側領域の加熱管温度を外側領域より高く加熱する場合。

まず、内外領域の加熱管の壁温を同じ温度に加熱する場合は、加熱管中心部の目標温度が150°Cから400°Cまでの間を約50°Cおきに設定して実験を行った。次に内外領域の加熱管壁温を異なる温度に保持する場合、すなわち、加熱管壁温度が模擬炉心部の半径方向に不均一な実験では、内側領域の加熱管の温度を変化させずに、外側領域の温度を内側より、約50°C、及び100°C下げた場合について行った。100°C以上温度差がつけられないのは、模擬炉心部の外側には断熱材を充備した内胴があるために断熱性が良いこと、及び模擬炉心内に冷却機能がないことによる。外側領域の加熱管の壁温度が、内側領域に比べて低い場合には、両領域の混合気体の密度差によって並列流路間に自然循環流が生じ、比較的溫度の高い内側領域の流路では上向きの、比較的溫度の低い外側領域では下向きの流れが生じることが予想される。もし、このような自然循環流が模擬炉心部で発生しているとすれば、模擬炉心部の下部に到達した空気は拡散よりもかなり速く、この自然循環流によって上鏡部まで運ばれる可能性がある。

5. 実験と数値解析結果

5.1 外部出入口管を取り付けた場合の実験結果

5.1.1 内外領域の平均温度が等しい場合

Fig. 5に模擬炉心部の内外領域の平均温度を同じ値に加熱した場合の空気モル分率と自然循環流速の測定結果の一例を示す。Fig. 5の場合の内外領域平均温度はそれぞれ $\bar{T}_i = 361.9^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T}_o = 363.8^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T} = 362.9^\circ\text{C}$ である。横軸は模擬配管破断後の経過時間、縦軸は流速及び空気モル分率である。図中の○印は下部プレナム、△印は上鏡部、▽印は環状流路下部の空気モル分率である。酸素濃度は、それぞれ下部プレナム入口から約50mm上方、上鏡部は頂部、環状流路最下部は環状流路部の下端から約100mm上方の位置において測定した。

Fig. 5においては、下部プレナム内の空気モル分率は時間とともに増加し、約20時間を過ぎた頃から空気モル分率の上昇速度が速くなっている。この実験では約32時間後に下部プレナム内はすべて空気に置換されている。

上鏡部は破断口からの距離が比較的遠いため、破断後1～2時間における空気モル分率はほとんど零である。その後モル分率は徐々に増加する。破断後20時間頃までの上鏡部内における空気モル分率は下部プレナムと同様な変化をしている。しかしそれ以降は下部プレナムほどモル分率の上昇速度は速くならない。下鏡部については、破断直後からモル分率は上昇するが、徐々に上昇速度は抑えられ、約18時間後に下部プレナムのモル分率と等しくなり、それ以

示す。H-2～H-29が外部出入口管を取り付けた場合の実験であり、H-32～H-36は取り付けない場合の実験である。

実験条件は次の2つの場合に分けた。

- (1) 模擬炉心部の外側領域と内側領域の加熱管温度を同一温度に加熱する場合（室温状態も含む）。
- (2) 内側領域の加熱管温度を外側領域より高く加熱する場合。

まず、内外領域の加熱管の壁温を同じ温度に加熱する場合は、加熱管中心部の目標温度が150°Cから400°Cまでの間を約50°Cおきに設定して実験を行った。次に内外領域の加熱管壁温を異なる温度に保持する場合、すなわち、加熱管壁温度が模擬炉心部の半径方向に不均一な実験では、内側領域の加熱管の温度を変化させずに、外側領域の温度を内側より、約50°C、及び100°C下げた場合について行った。100°C以上温度差がつけられないのは、模擬炉心部の外側には断熱材を充備した内胴があるために断熱性が良いこと、及び模擬炉心内に冷却機能がないことによる。外側領域の加熱管の壁温度が、内側領域に比べて低い場合には、両領域の混合気体の密度差によって並列流路間に自然循環流が生じ、比較的溫度の高い内側領域の流路では上向き、比較的溫度の低い外側領域では下向きの流れが生じることが予想される。もし、このような自然循環流が模擬炉心部で発生しているとすれば、模擬炉心部の下部に到達した空気は拡散よりもかなり速く、この自然循環流によって上鏡部まで運ばれる可能性がある。

5. 実験と数値解析結果

5.1 外部出入口管を取り付けた場合の実験結果

5.1.1 内外領域の平均温度が等しい場合

Fig. 5に模擬炉心部の内外領域の平均温度を同じ値に加熱した場合の空気のマール分率と自然循環流速の測定結果の一例を示す。Fig. 5の場合の内外領域平均温度はそれぞれ $\bar{T}_i = 361.9^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T}_o = 363.8^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T} = 362.9^\circ\text{C}$ である。横軸は模擬配管破断後の経過時間、縦軸は流速及び空気のマール分率である。図中の○印は下部プレナム、△印は上鏡部、▽印は環状流路下部の空気のマール分率である。酸素濃度は、それぞれ下部プレナム入口から約50mm上方、上鏡部は頂部、環状流路最下部は環状流路部の下端から約100mm上方の位置において測定した。

Fig. 5においては、下部プレナム内の空気のマール分率は時間とともに増加し、約20時間を過ぎた頃から空気マール分率の上昇速度が速くなっている。この実験では約32時間後に下部プレナム内はすべて空気に置換されている。

上鏡部は破断口からの距離が比較的遠いため、破断後1～2時間における空気のマール分率はほとんど零である。その後マール分率は徐々に増加する。破断後20時間頃までの上鏡部内における空気のマール分率は下部プレナムと同様な変化をしている。しかしそれ以降は下部プレナムほどマール分率の上昇速度は速くならない。下鏡部については、破断直後からマール分率は上昇するが、徐々に上昇速度は抑えられ、約18時間後に下部プレナムのマール分率と等しくなり、それ以

降は下部プレナムより低い値になる。さらに約25時間後には上鏡部のモル分率とほぼ等しくなる。上鏡部、下鏡部についても約32時間後に急激にモル分率は上昇し空気と置換される。外部入口管に設けた超音波流速計から求めた流速は、破断直後から空気の自然循環流が発生する直前までの間は零である。ここで用いた超音波流速計の測定可能な最低流速は 3 cm/sec であるから、空気の自然循環流が発生するまでの間の空気とヘリウムによる2成分混合気体の自然循環流は非常に遅いことが分かる。

Fig. 5の実験結果から、模擬配管破断後の空気の浸入過程を考察すると、配管破断直後は比較的高温の模擬炉心部と比較的低温の外側環状流路との間のヘリウムの密度差に伴い発生する浮力は、破断口下部にある密度の大きい冷たい空気を入口管から吸い込み、空気の自然循環流を発生させる程大きくない。空気は分子拡散により入口管から浸入し、上方へ運ばれる。また、高温側流路と外側の低温側流路との間の混合気体の密度差に伴い発生する非常に微弱な自然循環流によっても上方に運ばれる。出口管においても拡散により空気は上方へ移動するが、入口管の場合と異なり、逆に混合気体の微弱な自然循環流によって下方に押し戻される。このように空気は入口管と出口管の両側から徐々に実験装置内に運ばれ、高温側流路、低温側流路における混合気体の密度も徐々に増加する。それに伴い密度差も増大して、混合気体の自然循環流速が徐々に速くなる。

20時間を過ぎる頃から下部プレナムにおける空気のモル分率の上昇速度が、上鏡部や下鏡部に比べて大きくなるのは、この混合気体の自然循環流による空気の移動量が徐々に増加するためである。そして混合気体の密度差による浮力が十分大きくなった時点で、空気の自然循環流の発生に至る。

模擬炉心部の平均温度を変えた場合の下部プレナム、上鏡部及び下鏡部における空気のモル分率の測定結果をそれぞれ Fig. 6 ~ 8 に示す。下部プレナムにおいては、模擬炉心部の温度が高い程、早い時点で空気のモル分率の上昇速度が速くなる。これは、高温側流路と低温側流路との間の温度差が大きくなることによって、混合気体の密度差が増加し、それに伴い発生する自然循環流速が速くなるためである。上鏡部のモル分率変化は模擬炉心部の温度を変えても約15時間まではほとんど等しい。配管破断後の初期段階における下鏡部のモル分率は、模擬炉心部の温度が高いほど、低く抑えられる。前述のように、模擬炉心部を加熱した場合の自然循環流は高温側流路では上昇流であり、拡散と同方向であるが、外側の低温側流路においては下降流であるため拡散の方向とは逆になる。この自然循環流速は模擬炉心部の温度が高い程速くなる。従って、下鏡部におけるモル分率の上昇速度は模擬炉心部の温度が高い程遅くなる。

温度が高い程空気の自然循環流発生時間が早くなるのは、高温側流路の平均温度が高いほど、入口管から模擬炉心部を通り上鏡部に至る高温側流路に沿った混合気体の密度の積分量と、上鏡部から外側環状流路を通り下鏡部及び出口管に至る低温側流路に沿った密度の積分量との差が大きくなるからである。従って、自然循環流速も速くなり、運ばれる空気の移動量が増加するので、早い時点で空気の自然循環流が発生する。

5.1.2 内外領域の平均温度が異なる場合

模擬炉心部内側領域平均温度と外側領域の平均温度が異なる場合の実験結果の一例を Fig. 9 に示す。この場合の内側領域平均温度は $\bar{T}_i = 350.1^\circ\text{C}$ 、外側は $\bar{T}_o = 281.5^\circ\text{C}$ で、模擬炉心部の平均温度は $\bar{T} = 315.8^\circ\text{C}$ である。Fig. 9 において○印は下部プレナム、△印は上鏡部、▽印は下鏡部の空気のモル分率を示している。

内側領域と外側領域との温度が等しい場合の結果と比較して異なる主な点は、内外領域に温度差がある場合には、上鏡部の空気モル分率は下部プレナムのモル分率に近づくことと、模擬炉心部の平均温度が低いにもかかわらず、空気の自然循環流の発生時間が早くなることである。上鏡部のモル分率が下部プレナムのモル分率に近づくのは、模擬炉心部の内外領域に温度差をつけることによって両領域の並列流路間に自然循環流が生じるためであると考えられる。すなわち、本実験装置では上鏡部の内容積が模擬炉心部及び下部プレナムより大きいため、下部プレナムに到達した空気は、模擬炉心部の並列流路間で発生している自然循環流によって上鏡部まで比較的早く運ばれる。そして上鏡部の多量のヘリウムガスと混合するため、模擬炉心部の内外領域に温度差をつけない場合の実験結果と比べて、上鏡部の空気モル分率の上昇は速くなり、逆に下部プレナムでは上鏡部からヘリウムが運ばれるため、濃度上昇が抑えられると考えられる。

しかしながら、空気の自然循環流発生時間が早くなるのは、前述のとおり模擬炉心部の並列流路間に生じる自然循環流により高温側流路と低温側流路の混合気体の密度の積分量の差が、内外領域の温度が等しい場合に比べて早い時点で増大するためである。

模擬炉心部の内側領域の平均温度と外側領域の平均温度に温度差 (ΔT) をつけた場合とつけない場合の実験結果を Fig. 10~12 に示す。Fig. 10 は下部プレナム、Fig. 11 は上鏡部、Fig. 12 は下鏡部について実験結果を比較したものである。内側領域の温度が等しい実験同士を比較すると、外側領域の温度が低い方が、すなわち模擬炉心部全体（内側領域+外側領域）の平均温度は低くても内外領域の温度差の大きい方が、空気の自然循環流発生時間は早くなることが分かる。これは、模擬炉心部の並列流路間に発生する自然循環流速が速いほど、高温側流路の混合気体の密度が平均化され、早い時点で空気のみでの自然循環流が発生するためであると考えられる。

Fig. 13 に、空気の自然循環流発生時間と模擬炉心部の内側領域の平均温度との関係を、模擬炉心部の内側と外側領域の平均温度差をパラメータとして示す。横軸は模擬配管破断後の経過時間、縦軸は模擬炉心部の内側領域の平均温度である。模擬炉心部の平均温度が高くなるほど、また、平均温度差が大きくなるほど自然循環流発生時間は早くなっていることが分かる。模擬炉心部の平均温度が高くなれば、高温側流路と低温側流路との混合気体の密度の積分量の差、すなわち浮力が大きくなるため、早い時点で空気の自然循環流が発生する。模擬炉心部の内外領域の温度差が大きくなれば、模擬炉心部の流路間に自然循環流が発生し、それに伴って高温側及び低温側流路の空気濃度が速く上昇し、浮力が大きくなるため、空気の自然循環流も早く発生する。

5.2 外部出入口管がない場合の実験結果

外部入口管と外部出口管がない場合の実験結果の一例を Fig.14～16に示す。Fig.14は模擬炉心部の内外領域の平均温度をほぼ等しくした場合で、 $\bar{T}_i = 361.7^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T}_o = 363.9^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T} = 362.8^\circ\text{C}$ である。外部出入口管がある場合の結果と比較すると、空気のモル分率の変化は、いずれの位置においてもそれほど大きな変化はない。しかしながら、出入口管部分の長さが短くなったために、空気の自然循環流発生時間も早くなり、この実験では模擬配管破断後約17時間で、空気の自然循環流発生に至っている。Fig.15, 16は模擬炉心部の内外領域に温度差をつけた場合で、Fig.15は $\bar{T}_i = 351^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T}_o = 318^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T} = 335^\circ\text{C}$ で、Fig.16は $\bar{T}_i = 341^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T}_o = 273^\circ\text{C}$ 、 $\bar{T} = 307^\circ\text{C}$ である。

5.3 数値解析結果

Table 3 にそれぞれの実験ケースについて求めた模擬炉心部各領域の平均温度を示す。表中 H-2～H-29までが外部出入口管を取り付けた場合の実験結果であり、H-32～H-36までが外部出入口管を取り外した場合の実験結果である。模擬炉心部全体の平均温度は、各流路における積分平均温度をさらに内外領域について算術平均した値で、下部プレナム（6点）、上下鏡部（11点）、外側環状流路（16点）等の実験装置各部の平均温度は算術平均値である。計算における各領域の温度条件にはこれらの値を使用した。

Fig.17に Fig.15の実験について行った数値解析結果を示す。図中の実線は下部プレナム、一点鎖線は上鏡部、点線は下鏡部における空気のモル分率の計算結果を示している。記号（○、△、□）はそれぞれの実験値である。

この場合、計算では約18時間後に、空気の自然循環流が発生した。下部プレナムの空気のモル分率変化は、定性的には実験結果と良く一致しているが、定量的には実験値より低い値を示している。下鏡部におけるモル分率については配管破断直後から計算値が実験値よりもかなり高い値となっている。これは、2次元、3次元的な自然対流が発生している領域を1次元でモデル化したことによるものである。たとえば、上鏡部において、模擬炉心部加熱管上部の上部支持板の温度は、加熱管からの熱伝導や加熱されたガスによる熱伝達により比較的高い温度（この実験では支持板の平均温度で約 133°C ）になるが、上鏡部の上面は水冷ジャケットで冷却されており（約 14°C ）、側部はフローガイドで断熱されているために、上鏡部内の空間では、下面が高温で上面が低温となり、局所的な自然対流が発生しているものと予想される。この実験では、半球容器の半径を代表長とした上鏡部の空間における Gr 数は $3 \times 10^6 < Gr_r < 2 \times 10^8$ の範囲であった。そこでこのような3次元的な自然対流により運ばれる空気のモル数 N_{air} を次式のように仮定する。

$$N_{air} = u_{ref} \times A_e \times C_{air} \quad (24)$$

ここで、 C_{air} は空気のモル密度で、 A_e は断面積、 u_{ref} は局所的な自然対流の流速である。 u_{ref} は半球容器内の自然対流に関する実験と解析を扱った文献[10]から求めた。その結果、式

24)から求めた空気のモル数 N_{air} は拡散と1次元的な自然対流により運ばれるモル数の約200倍の値であった。すなわち、局所的な自然対流が発生している場所では、拡散や1次元的な自然対流よりもむしろこの局所的な自然対流により成分気体が運ばれると考えられる。

また、内胴と水冷容器との間の環状流路については、模擬炉心部からの熱が熱伝導等により伝わるため、環状流路の内側にあたる内胴の温度は高くなる。例えば、Fig.15の実験では最も高い中央部で約60°Cであった。一方外側の水冷容器の内壁はほぼ冷却水温度と等しくなり、約15°Cに保たれている。このような場合には鉛直な互いに温度の異なる平板間に発生するようなロールセル状の自然対流が生じることが予想される。流路幅を代表径とした外側環状流路におけるGr数は $8 \times 10^3 \leq Gr_w \leq 5 \times 10^4$ であった。異なる温度に保たれた鉛直平板間の自然対流に関する文献^[11]より局所的な自然対流の流速を求め、上鏡部の場合と同様に運ばれる空気のモル数を計算すると分子拡散で運ばれる空気量の約25倍から200倍程度の範囲であった。このため、外側環状流路においてもこの自然対流の影響は無視できず、拡散と1次元的な非常に微弱な自然対流だけを考えて場合に比べて、速く空気が上方へ移動するものと考えられる。

そこで、1次元モデルを用いた本計算において、このような2次元、3次元的な自然対流により運ばれる成分気体のモル数を簡単に模擬するため、これらの領域の拡散係数に実効的な拡散係数を導入した。この実効拡散係数を以下のように定義する。

$$D_{eff} = F_D \times D_{AB} \quad (25)$$

ここで、 F_D は実効係数で局所的な自然対流により運ばれるモル数を拡散によって運ばれるモル数で除した値である。前述の考察に基づきFig.15の実験に対応する解析では、 $F_{Ds} = 200$

(上鏡部)、 $F_{Ds} = 25$ (環状流路)として計算を行った。その結果をFig.18に示す。Fig.17の場合と比べると、下部プレナムについては少し濃度発達が遅れるが、上鏡部、下鏡部の空気のモル分率は実験結果を良く再現できるようになった。また、空気の自然循環流発生時間は、下部プレナムの濃度上昇が遅れた分だけ若干遅くなったが、Fig.17の場合と大きな違いはない。

空気の自然循環流が発生する時間は、局所的な自然対流による成分気体の移動のみならず、実験装置内の流路の容積や構成によっても影響を受けるため、このような複雑な流路を持つ実験装置において、空気の自然循環流発生時間を予測することは難しい。しかしながら、本研究により簡単な1次元モデルを用いて、1次冷却系配管破断時の空気浸入過程を模擬することが可能であることが分かった。Fig.19~45にTable 2で示した全実験の空気のモル分率の時間変化を示す。

6. あ と が き

本実験及び解析に用いた配管破断予備実験装置は1985年10月に完成し、以後4年にわたって実験を行い、1989年に全実験を終了した。実験と同時に行った数値解析の結果は、高温ガス炉の1次冷却系配管破断事故時の比較的初期段階の空気浸入過程を調べる上で重要な知見を与えた。本実験結果は、いくつかの数値解析コードの検証にも使用された。

現在は別の実験装置を用いて、黒鉛との酸化反応がある場合の模擬配管破断実験を行っている。

参 考 文 献

- [1] 武田, 菱田, "2成分気体の拡散と自然循環に関する研究", 機論B編, Vol. 55, No. 517 (1989), pp 2795-2799.
- [2] M. Hishida and T. Takeda, "Study on Air Ingress during an Early Stage of the Primary Pipe Rupture Accident of a High-Temperature Gas Cooled Reactor", To be published in Nucl. Eng. Des.
- [3] T. Takeda and M. Hishida, "Studies on Diffusion and Natural Convection of the Two Component Gases", Proceedings of the International Topical Meeting on The Safety, Status and Future of Non-commercial Reactors and Irradiation Facilities, Boise, Idaho, Vol. 1(1990), pp296-303.
- [4] 武田, 菱田, JAERI-M 88-151.
- [5] R. K. Shah and A. L. London, *Advances in Heat Transfer: Laminar Flow Forced Convection in Ducts*, Academic, New York (1978), pp78, 143.
- [6] T. A. Porsching, J. H. Murphy and J. A. Redfield, "Stable Numerical Integration of Conservation Equations for Hydraulic Networks", Nucl. Sci. Engrg., 43(1971), pp218-225.
- [7] R. C. Reid, J. M. Prausnitz, T. K. Sherwood, *The Properties of Gases and Liquids 3ed.*, McGraw-Hill (1977), pp37-40, 410-414, 548-550.
- [8] G. Soave, "Equilibrium Constants from a Modified Redlich-Kwong Equation of State", Chem. Eng. Sci., 27(1972), pp1197.
- [9] K. V. Roberts and N. O. Weiss, "Convective Difference Schemes", Math. of Comput., 20-94(1966), pp272-299.
- [10] Y. Shiina, "Heat Transfer from the Inner Surface of a Sphere by Free Convection", Heat Transf. Jpn. Res., 18-4(1989), pp70-86.
- [11] R. F. Borgholz, "Instability of Steady Natural Convection in a Vertical Fluid Layer", J. Fluid Mech., 84-4(1978), pp743-768.

Table 1 Main Specification

1. <u>Working Fluid</u>	: Helium , Nitrogen , Air
2. <u>Pressure</u>	: -1~2kg/cm ² G
3. <u>Temperature</u>	: 0~450°C
4. <u>Electric Power</u>	: 36W/pipe×43pipe , 100V A.C.
5. <u>Flow Rate of Cooling Water</u>	: Max. 500cc/s
6. <u>Dimension of Apparatus</u>	
<u>Reactor Core Simulator</u>	
<u>Heater Pipe</u>	Inner Diameter : 12.7mm , Outer Diameter : 17.3mm Length : 1230mm
<u>Number of Heater Pipe</u>	43 pipes Inner Region 19 pipes Outer region 18 pipes Compensation Heater 6 pipes
<u>Lower Plenum</u>	Inner Diameter : 270mm , Height : 300mm
<u>Top and Bottom Cover</u>	Inner Radius : 250mm
<u>Inner Barrel</u>	Outer Diameter : 406mm
<u>Water Cooled Jacket</u>	Inner Diameter : 500mm
<u>Inlet Pipe</u>	Inner Diameter : 43mm , Length : 850mm
<u>Coaxial Pipe</u>	Outer Pipe Diameter : 133mm Inner Pipe Diameter : 48.6mm Length : 340mm
<u>Outer Inlet Pipe Reducer</u>	Length : 400mm
<u>Velocity Measurement Pipe</u>	Inner Diameter : 52.9mm Length : 300mm
<u>Straight Pipe</u>	Inner Diameter : 52.9mm Length : 400mm
<u>Outer Outlet Pipe</u>	Inner Diameter : 108.3mm Length of Horizontal Part : 700mm
<u>Height of Apparatus</u>	: 2760mm

Table 2 Experimental Condition

Run No.	Figure No.	Temp. in both regions			Run No.	Figure No.	Temp. in both regions		
		Inner	Outer	Differ			Inner	Outer	Differ
H-2	Fig. 19	420	400	20	H-21	Fig. 33	430	330	100
H-3	Fig. 20	321	300	21	H-22	Fig. 34	430	380	50
H-4	Fig. 21	227	200	27	H-23	Fig. 35	350	250	100
H-5	Fig. 22	377	250	127	H-24	Fig. 36	350	300	50
H-6	Fig. 23	380	380	0	H-25	Fig. 37	200	150	50
H-7	Fig. 24	300	200	100	H-26	Fig. 38	250	200	50
H-9	Fig. 27	300	300	0	H-27	Fig. 39	300	250	50
H-10	Fig. 25	200	200	0	H-29	Fig. 40	420	420	0
H-11	Fig. 26	200	150	50	H-32	Fig. 41	20	20	0
H-15	Fig. 28	420	420	0	H-33	Fig. 42	420	420	0
H-16	Fig. 29	350	350	0	H-34	Fig. 43	300	300	0
H-17	Fig. 30	250	250	0	H-35	Fig. 44	420	370	50
H-18	Fig. 31	100	100	0	H-36	Fig. 45	420	320	100
H-19	Fig. 32	15	15	0					

Table 3 Temperature Results in Each Region

RUN No.	Reg. 1 Inlet Pipe	Reg. 2 Lower Plenum	Reg. 3 Inner Heater	Reg. 4 Outer Heater	Reg. 5 Top Cover	Reg. 6 Annul. Path	Reg. 7 Bottom Cover	Reg. 8 Coaxi. Pipe	Reg. 9 Insul. Layer	Reg. 10 Compe. Heater	Reg. 11 Dead of B. C
H-2	3.3	122.7	357.1	343.3	93.0	26.8	8.8	3.3	342.9	285.2	31.0
H-3	5.4	88.5	275.9	255.7	64.7	19.6	7.3	5.4	260.0	209.3	22.1
H-4	5.3	56.8	195.4	168.7	44.2	14.1	6.6	5.3	177.9	135.1	15.1
H-5	5.9	73.9	299.5	213.4	64.0	17.2	7.7	5.9	249.6	158.6	19.6
H-6	7.3	116.3	325.1	327.1	86.5	25.9	8.9	7.3	319.6	275.2	29.5
H-7	6.2	56.8	234.8	166.0	50.2	14.7	7.8	6.2	195.0	123.0	16.2
H-9	6.9	89.2	255.6	257.0	65.0	20.7	8.8	6.9	251.1	215.3	23.4
H-10	7.0	58.1	169.4	170.1	42.2	15.6	8.5	7.0	166.2	142.0	17.0
H-11	8.5	44.1	158.9	125.2	37.5	14.3	9.4	8.5	138.5	97.1	15.2
H-15	11.2	131.0	361.9	363.8	57.3	31.6	13.4	11.2	355.6	306.0	37.2
H-16	10.1	106.6	301.3	302.7	47.8	27.2	12.3	10.1	295.9	254.1	30.6
H-17	9.8	73.9	214.5	215.3	35.1	20.6	10.9	9.8	210.5	179.9	22.4
H-18	6.3	28.4	84.0	83.7	15.3	10.1	6.9	6.3	82.0	69.3	10.7
H-19	5.4	11.5	25.1	26.2	7.8	6.4	5.6	5.4	25.2	22.6	6.6
H-21	9.6	100.0	350.1	281.5	46.6	25.3	11.7	9.6	308.2	220.7	28.8
H-22	10.6	117.2	360.2	327.3	52.9	28.8	13.0	10.6	336.3	267.6	33.8
H-23	11.8	75.2	280.9	211.8	39.0	22.6	13.0	11.8	240.1	161.7	24.6
H-24	12.9	91.7	290.8	257.4	44.2	26.2	13.6	12.9	268.0	208.5	28.6
H-25	12.9	46.8	162.0	127.5	27.7	18.9	13.4	12.9	141.2	99.4	19.4
H-26	14.7	61.7	204.9	171.1	34.6	23.3	13.9	14.7	183.7	136.7	22.6
H-27	19.0	79.3	248.6	214.7	43.2	30.4	17.8	19.0	226.5	173.6	29.4
H-29	7.5	133.8	361.2	363.1	53.3	27.7	10.3	7.5	354.9	305.0	33.7
H-32	11.3	11.5	11.6	11.5	11.1	11.2	11.1	11.3	11.5	11.5	11.2
H-33	11.6	142.0	361.7	363.9	57.6	32.1	14.8	11.6	355.6	306.2	37.6
H-34	12.2	102.2	258.0	259.5	43.5	26.0	14.6	12.2	253.5	217.7	28.8
H-35	13.5	127.9	351.1	318.4	53.3	31.0	16.4	13.5	327.5	260.3	35.8
H-36	15.1	112.3	341.3	273.2	49.1	29.2	17.5	15.1	299.9	214.0	33.1

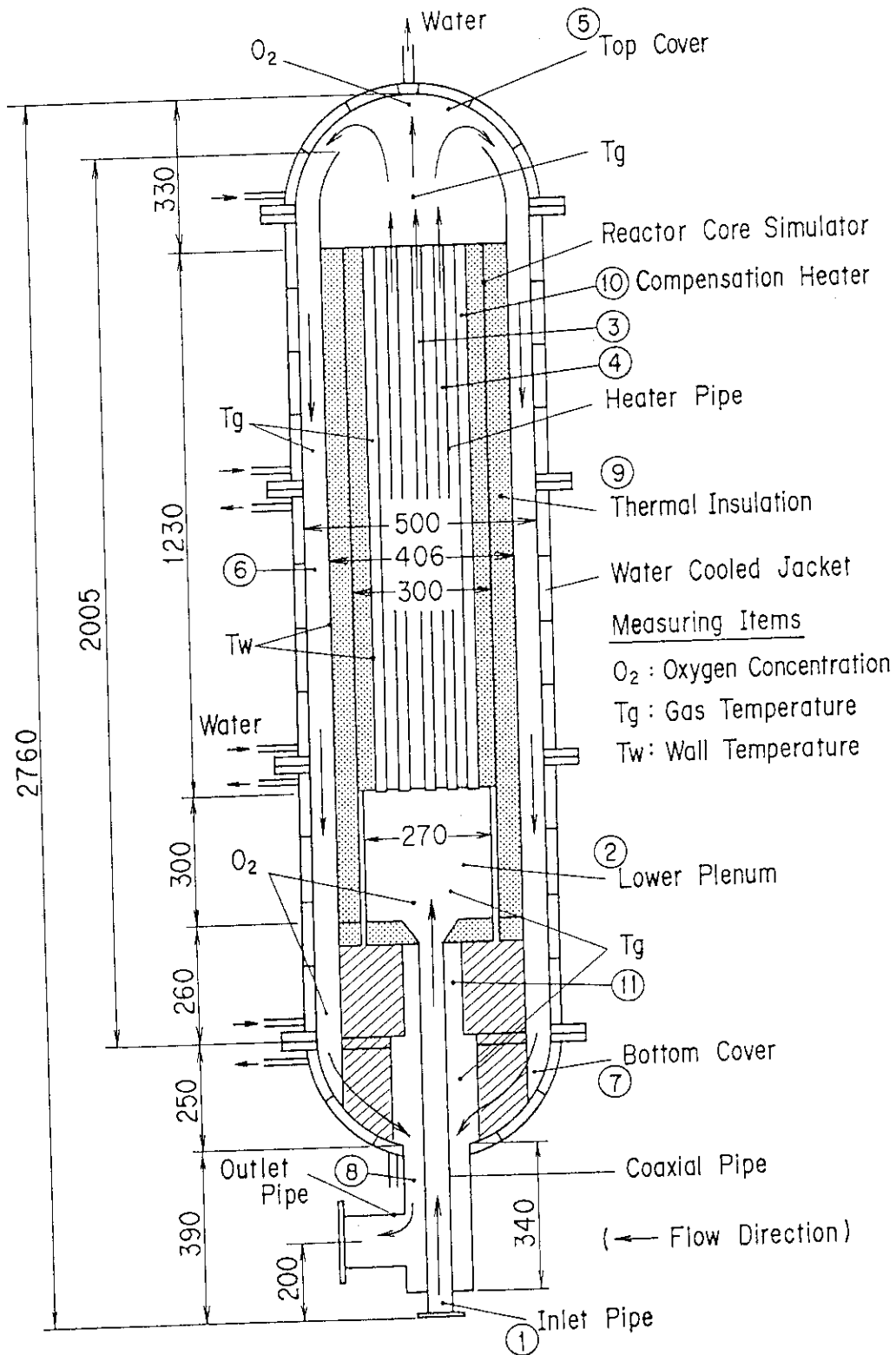


Fig. 1 Experimental Apparatus

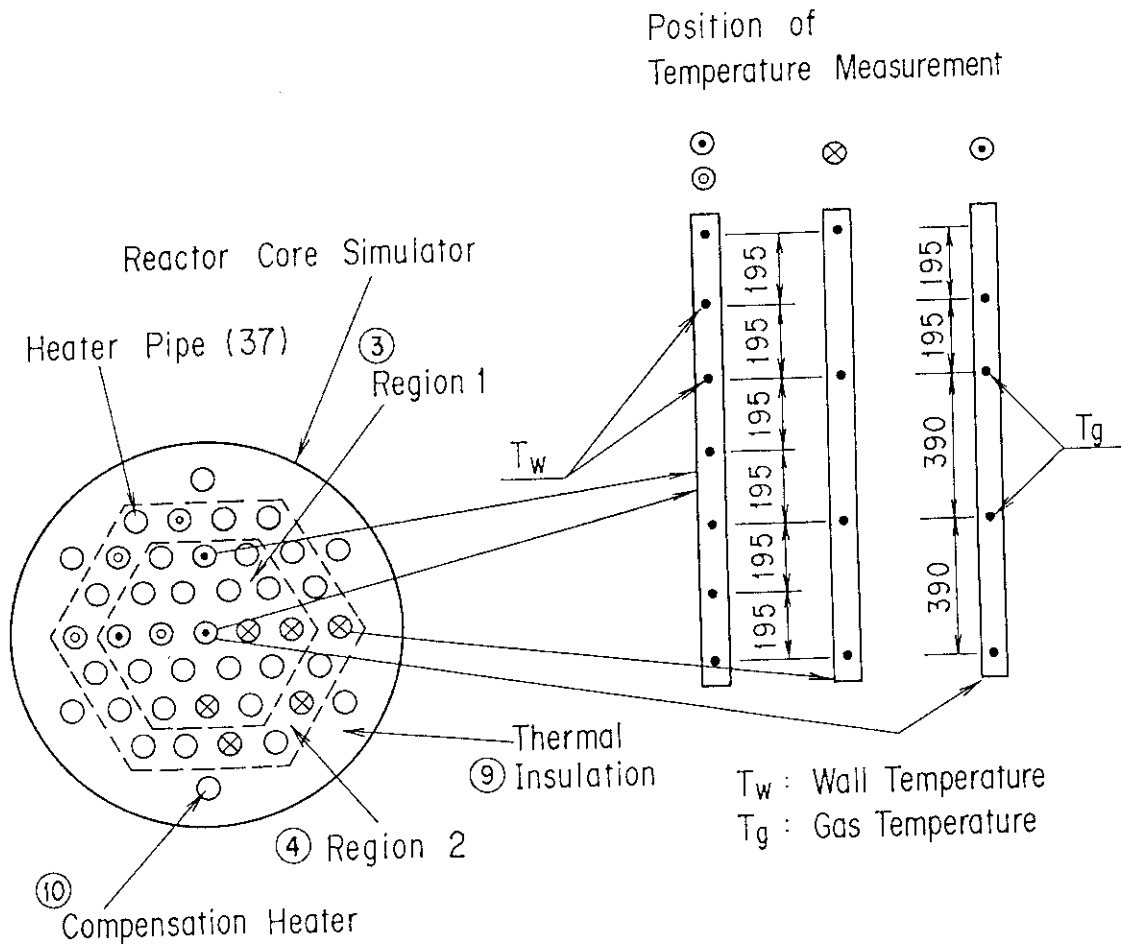


Fig. 2 Reactor Core Simulator

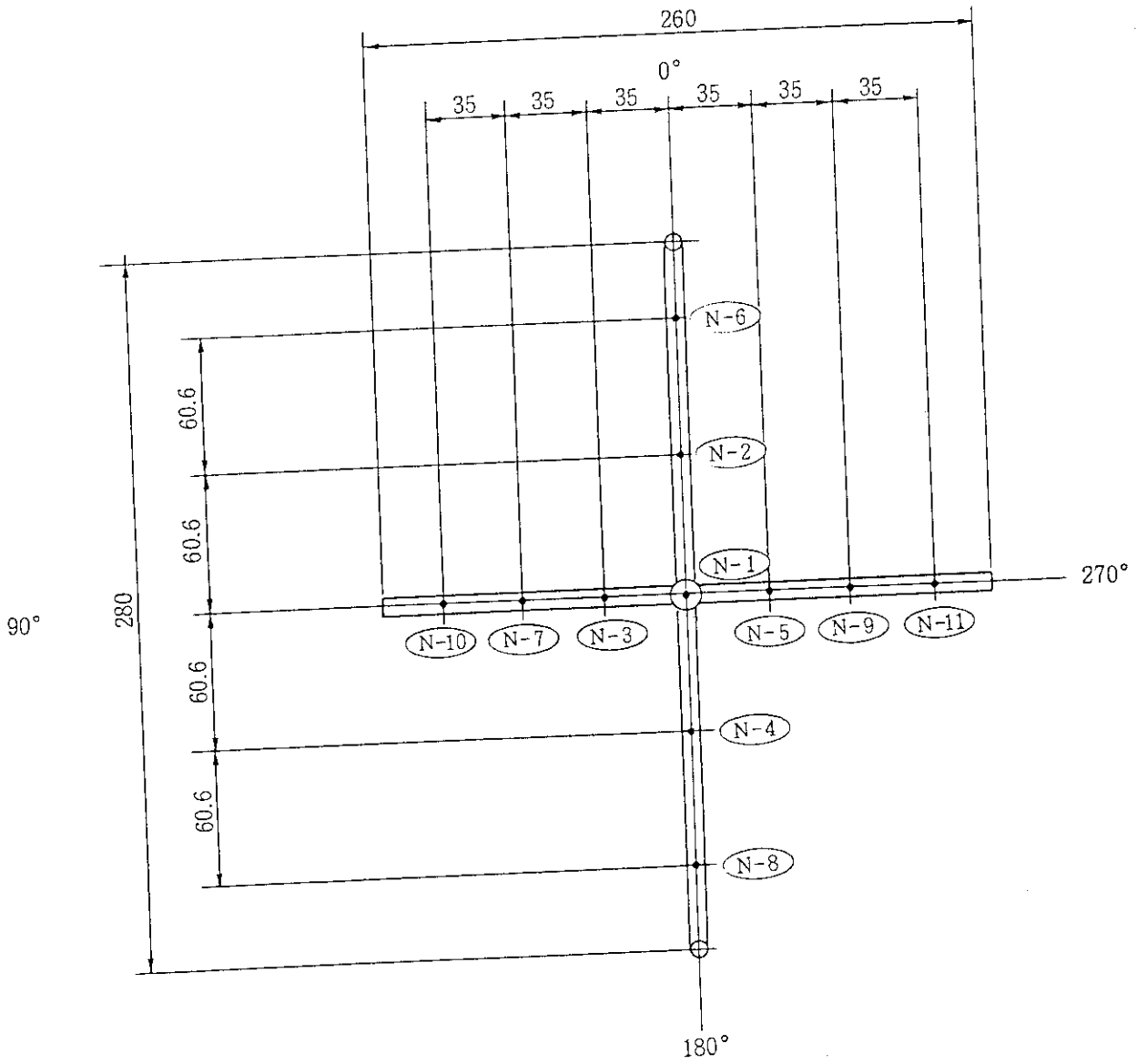


Fig. 3 Position of Temperature Measurement in Top Cover

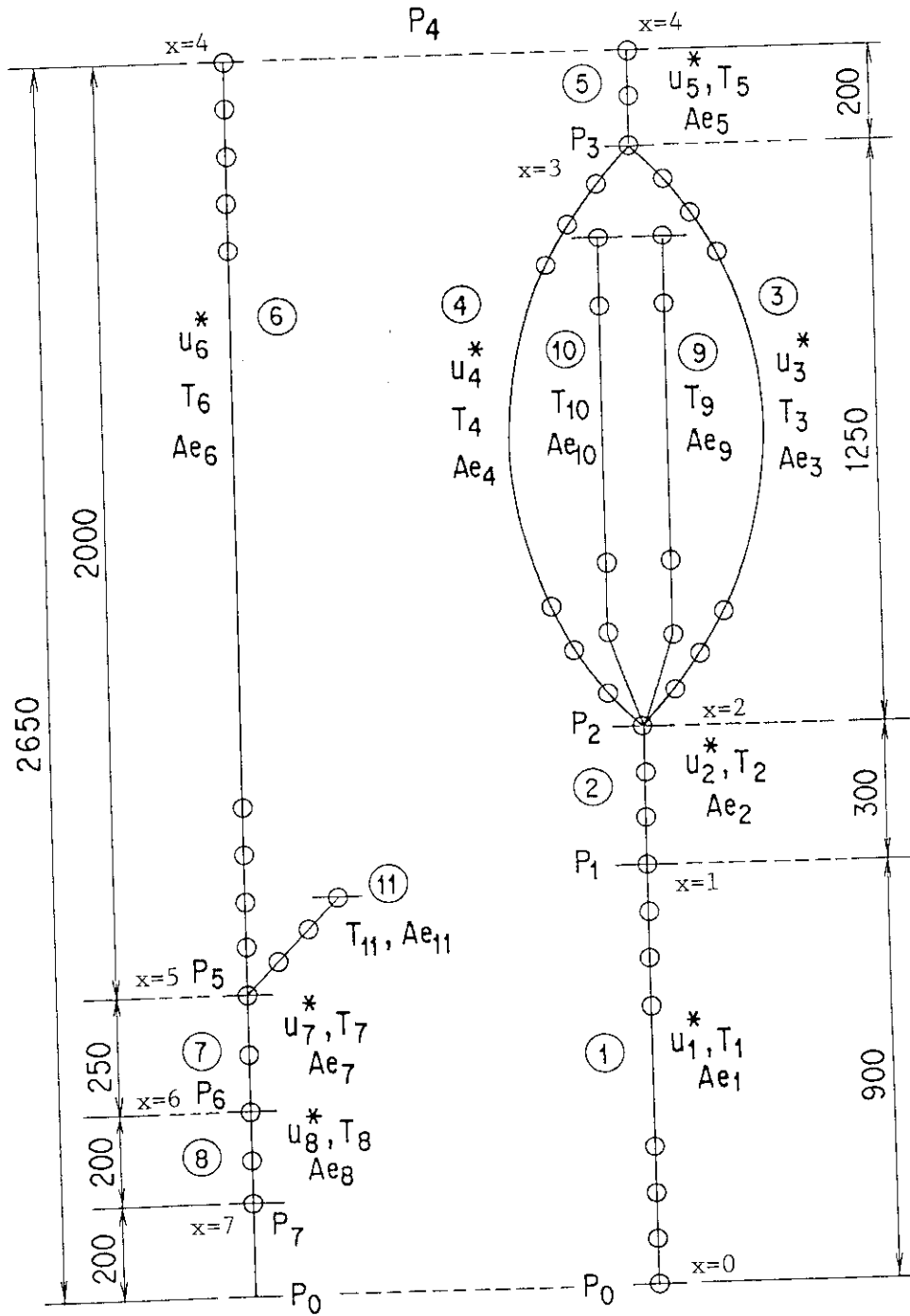


Fig. 4 Analytical Model (without the outer inlet and outlet pipe)

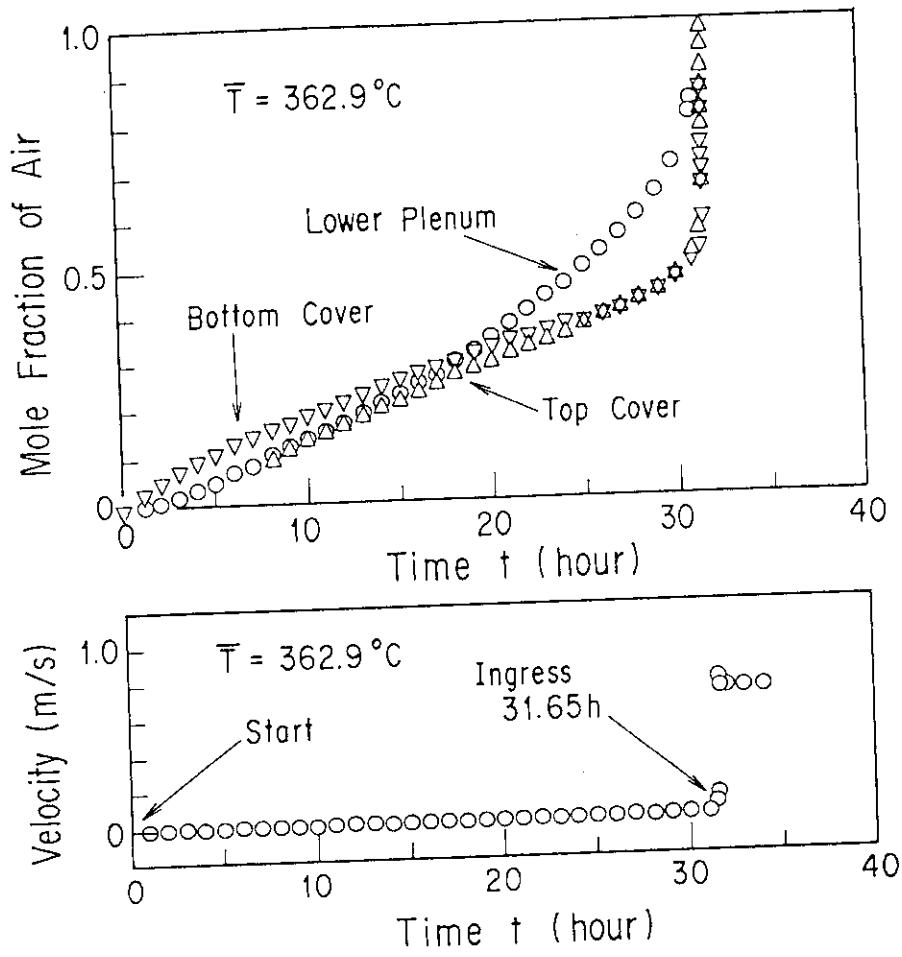


Fig. 5 Mole Fraction of Air and Natural Circulation Velocity of Pure Air Changes

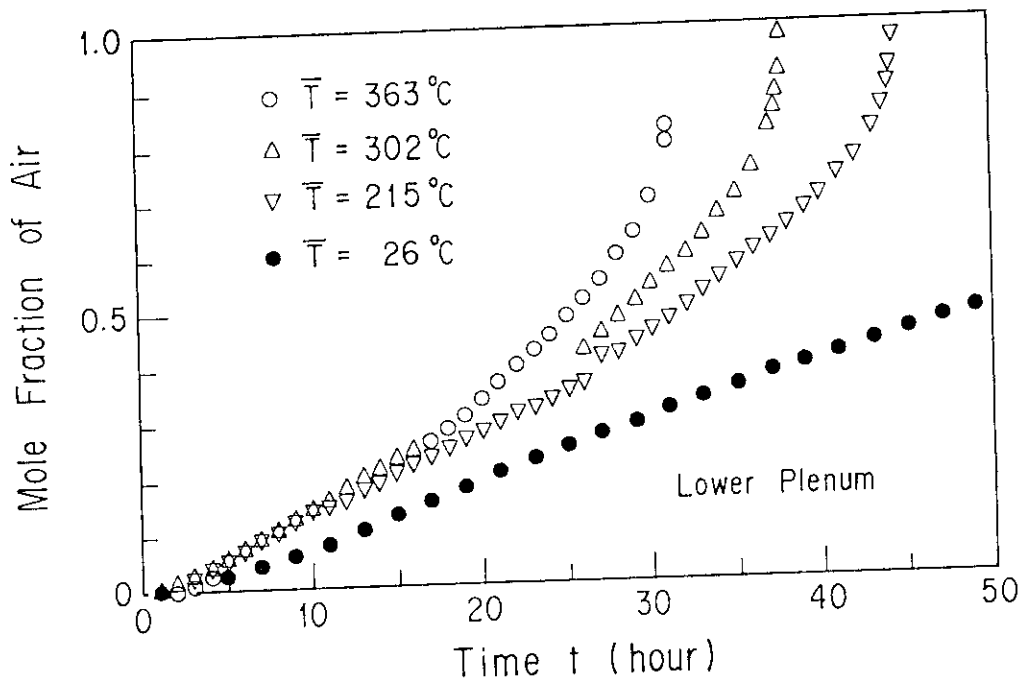


Fig. 6 Mole Fraction Change of Air in Lower Plenum

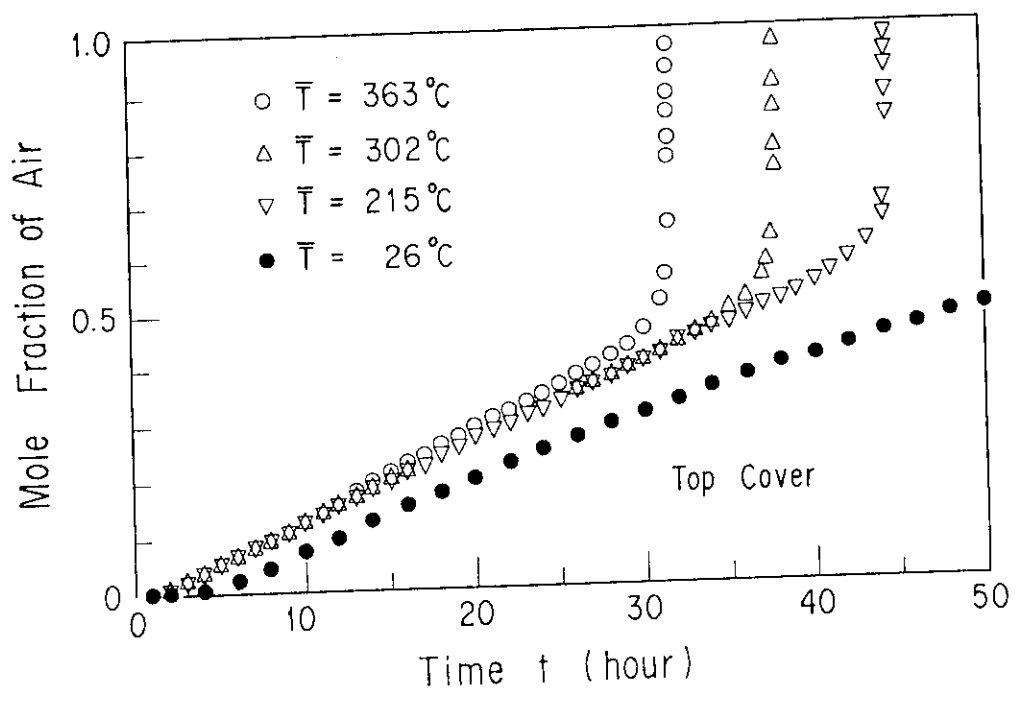


Fig. 7 Mole Fraction Change of Air in Top Cover

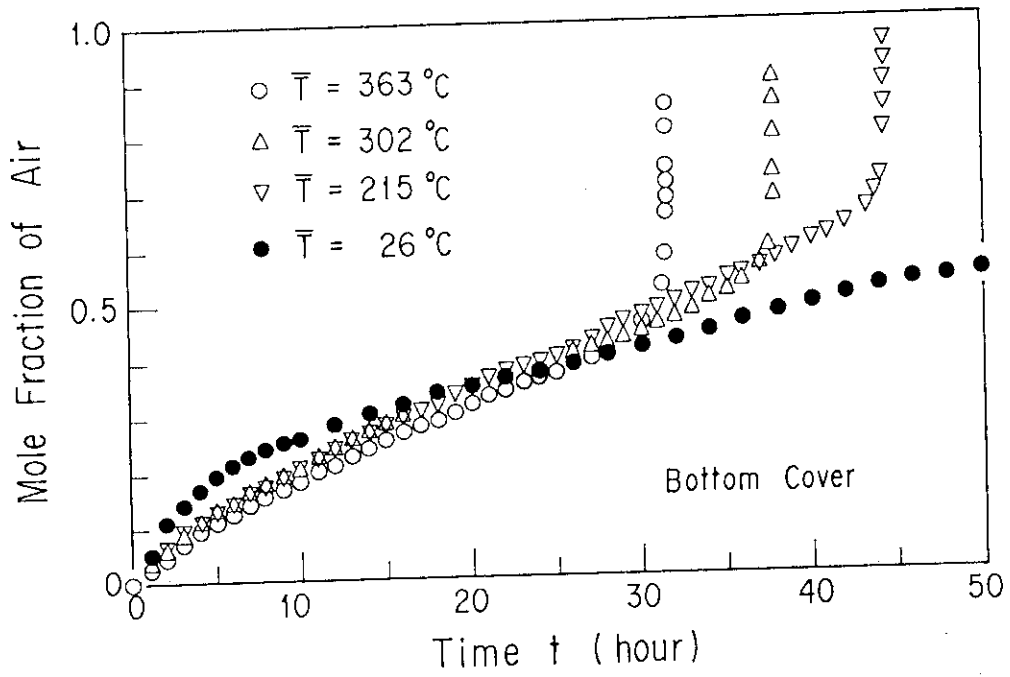


Fig. 8 Mole Fraction Change of Air in Bottom Cover

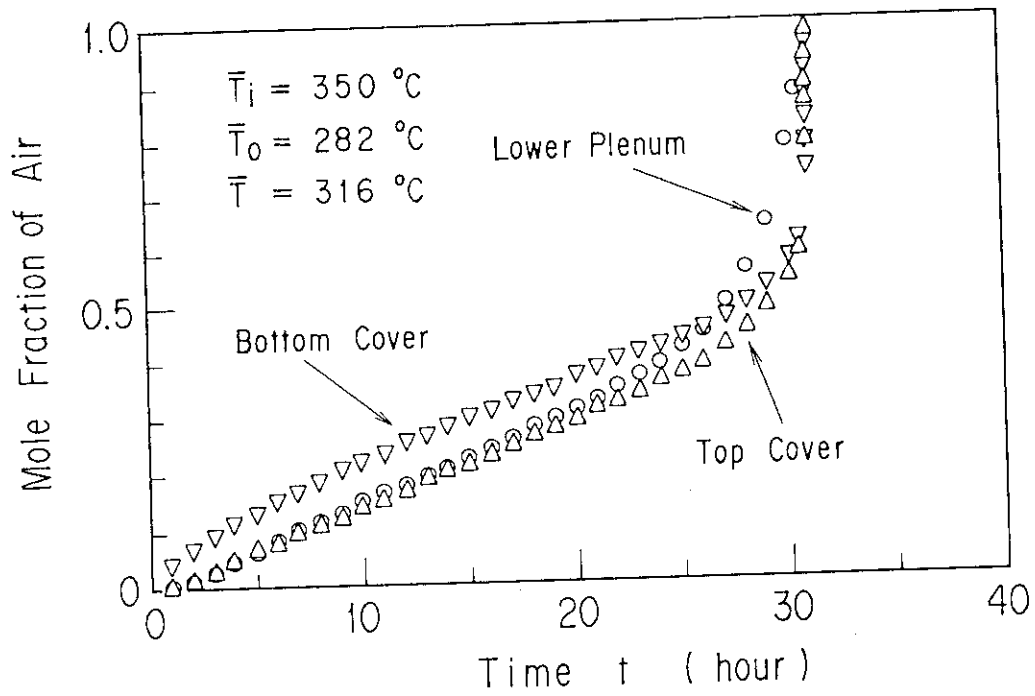


Fig. 9 Mole Fraction Change of Air

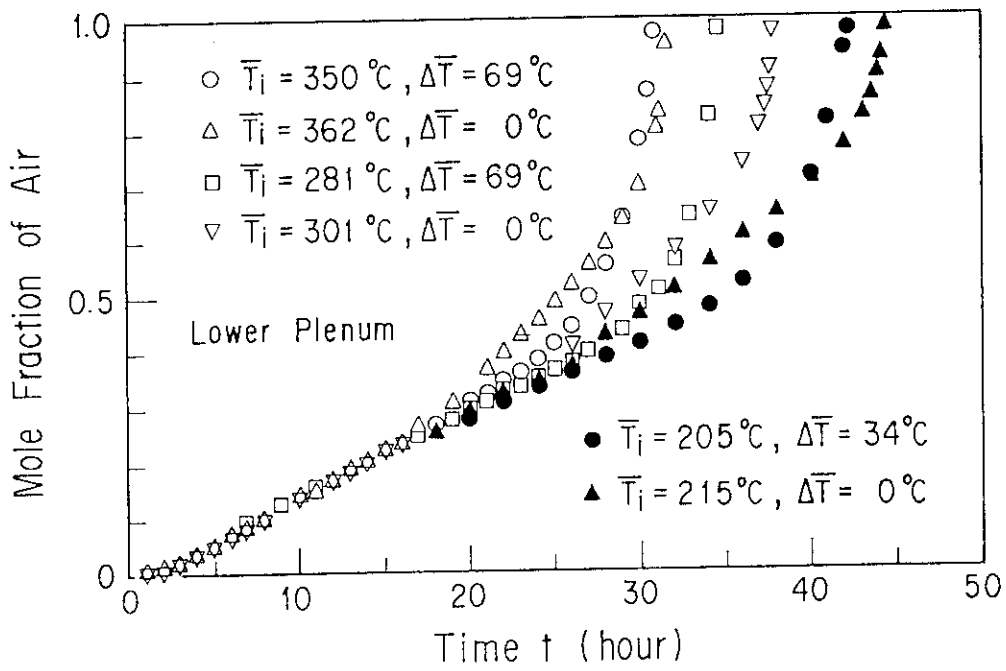


Fig. 10 Mole Fraction Change of Air in Lower Plenum with Different Temperature between Inner and Outer Region.

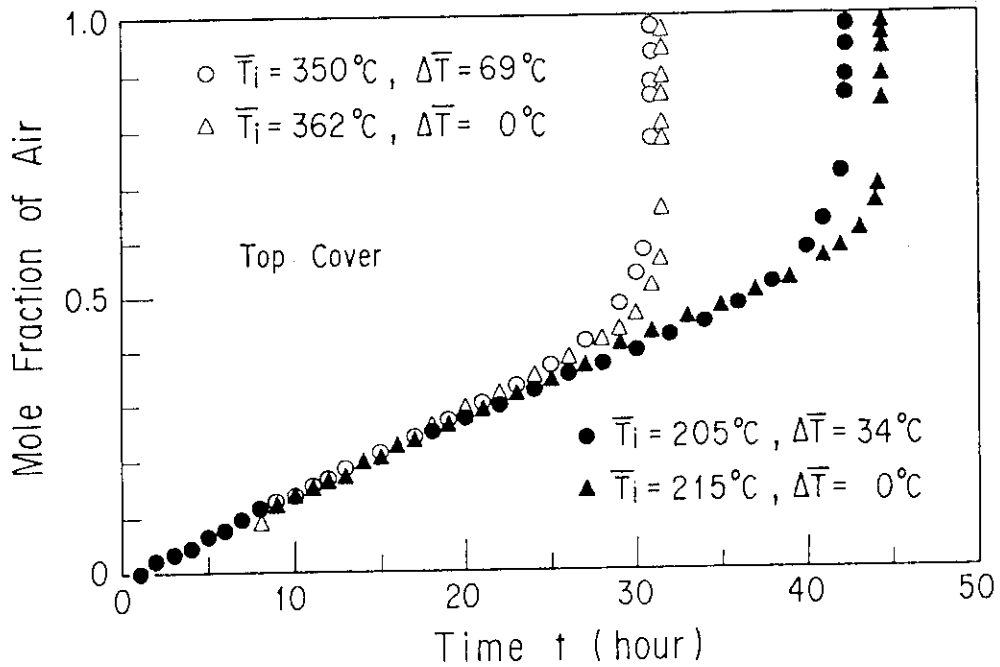


Fig. 11 Mole Fraction Change of Air in Top Cover with Different Temperature between Inner and Outer Region

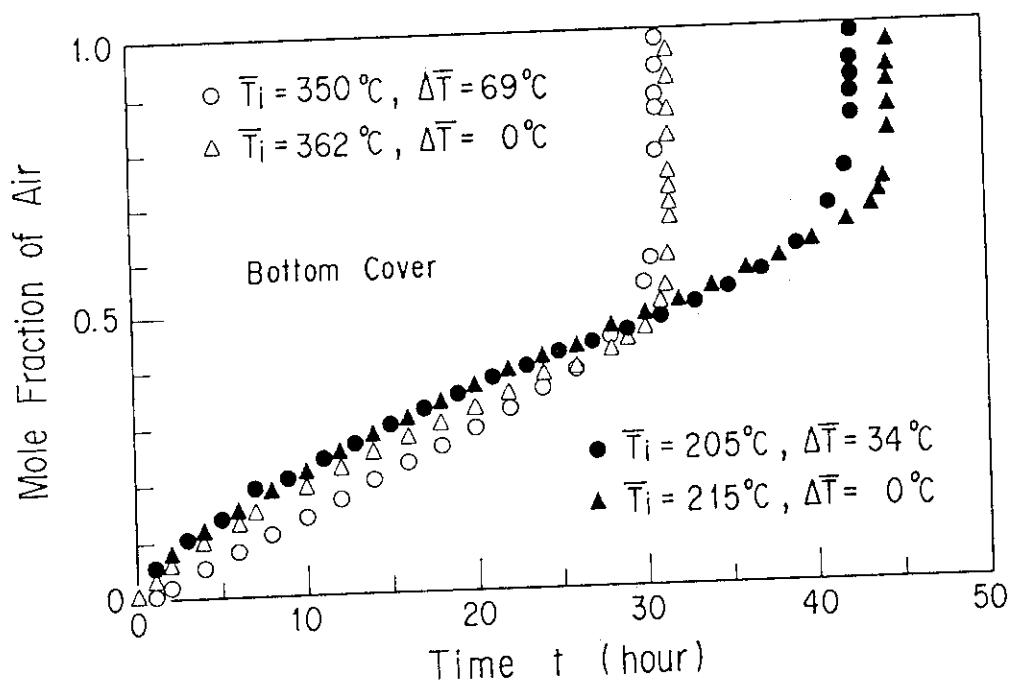


Fig. 12 Mole Fraction of Air in Bottom Cover with Different Temperature between Inner and Outer Region

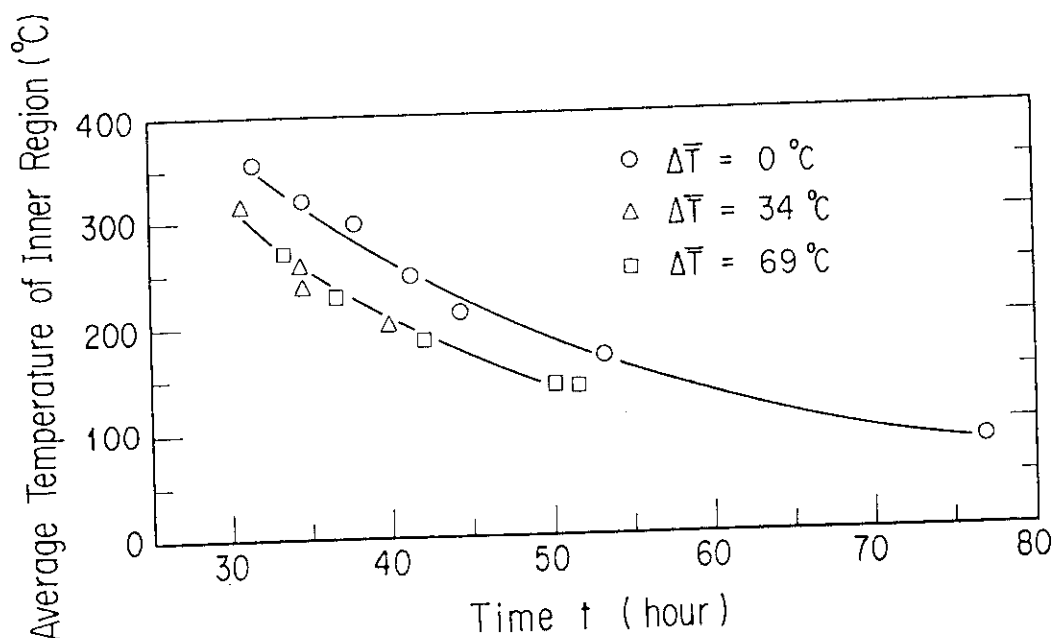


Fig. 13 The Relationship between Initiation Time of Natural Circulation of Pure Air and the Average Temperature in the Simulated Reactor Core

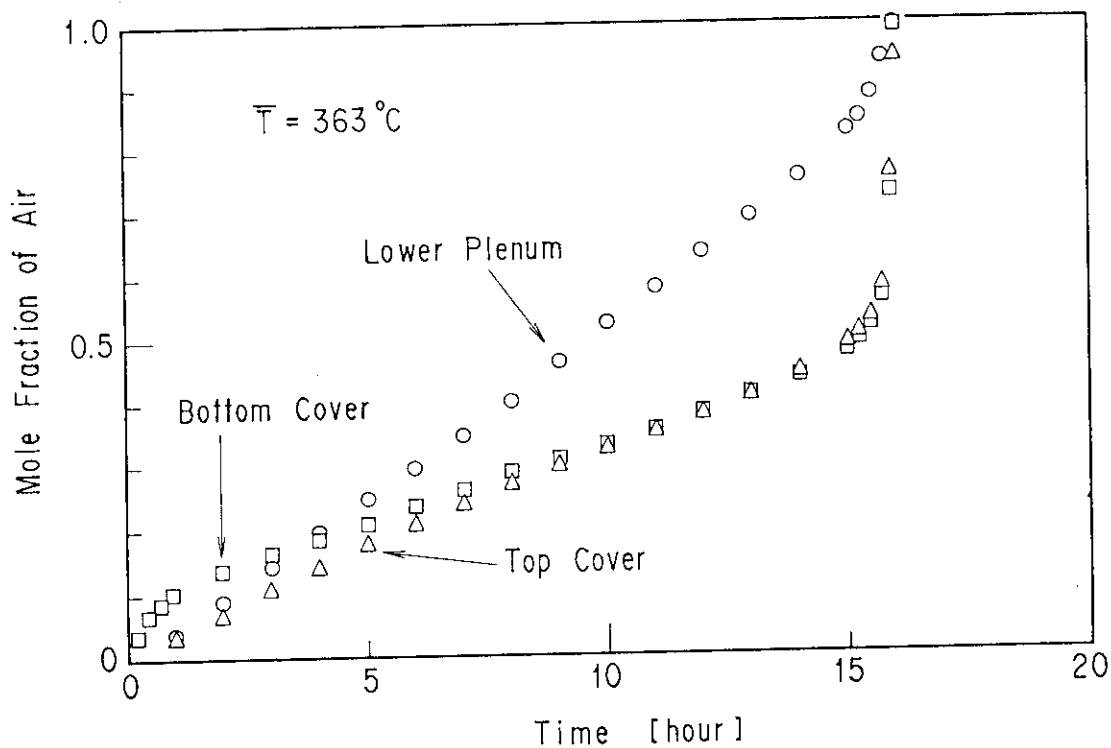


Fig. 14 Mole Fraction Change of Air with Same Temperature in Both Regions

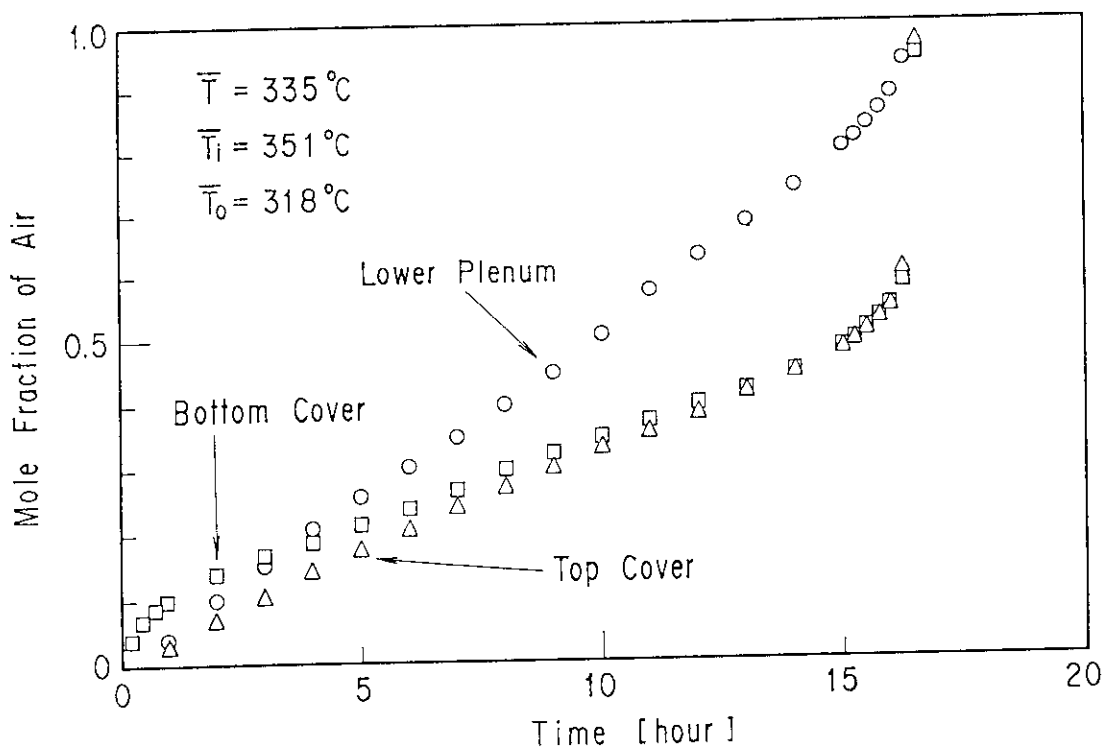


Fig. 15 Mole Fraction Change of Air

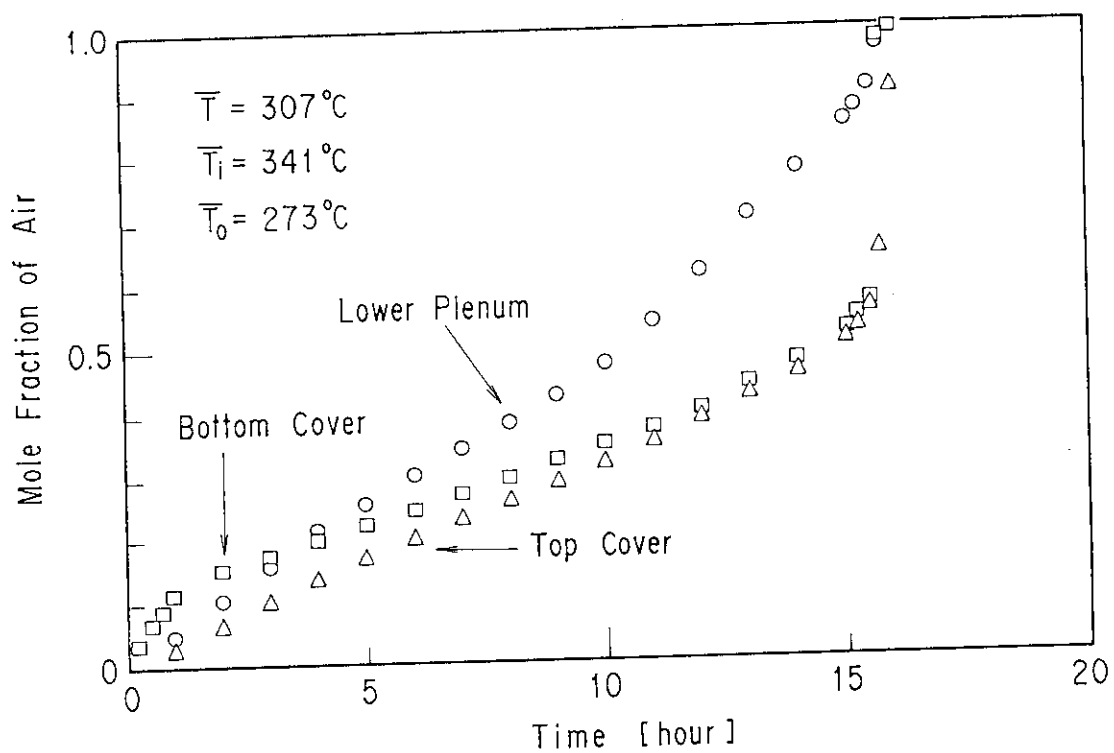


Fig. 16 Mole Fraction Change of Air

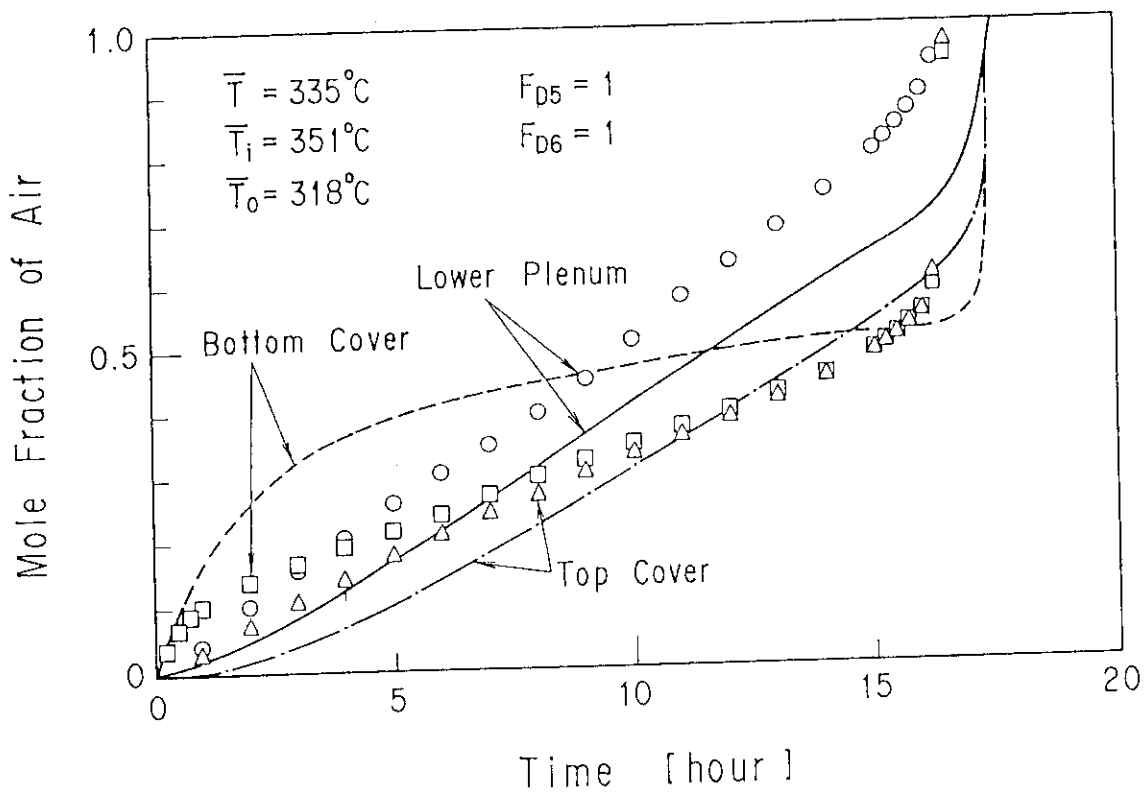


Fig. 17 Comparison of the Experimental Results and Calculated One by the Uncoupled Method

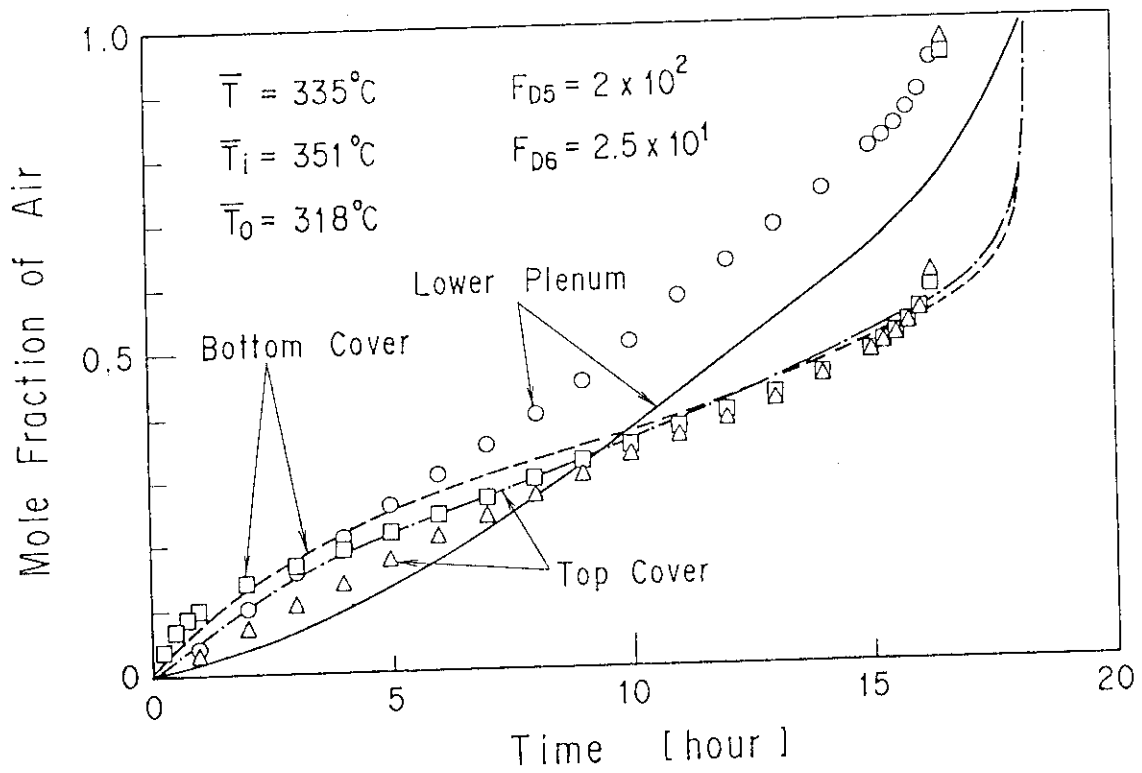


Fig. 18 Comparison of the Experimental Results and Calculated One by the Uncoupled Method with the Effective Diffusion Coefficient

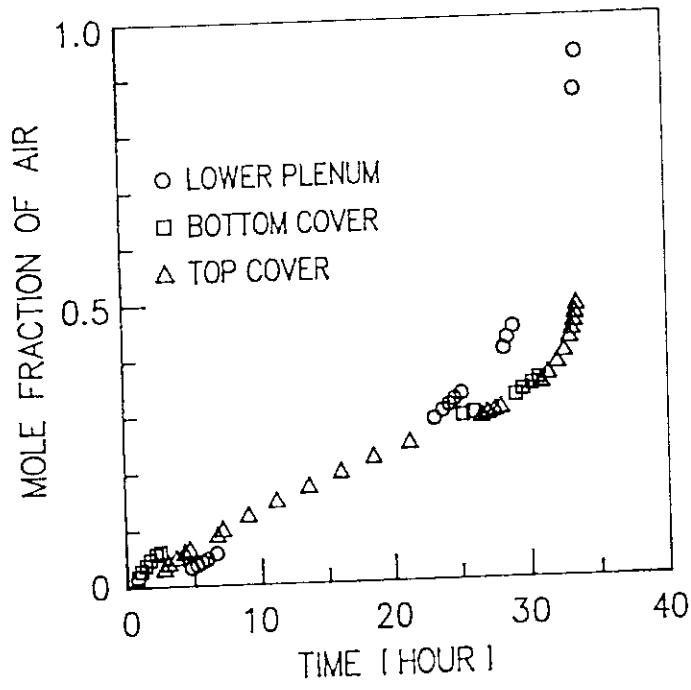


Fig. 19 Mole Fraction Change of Air (H-2)

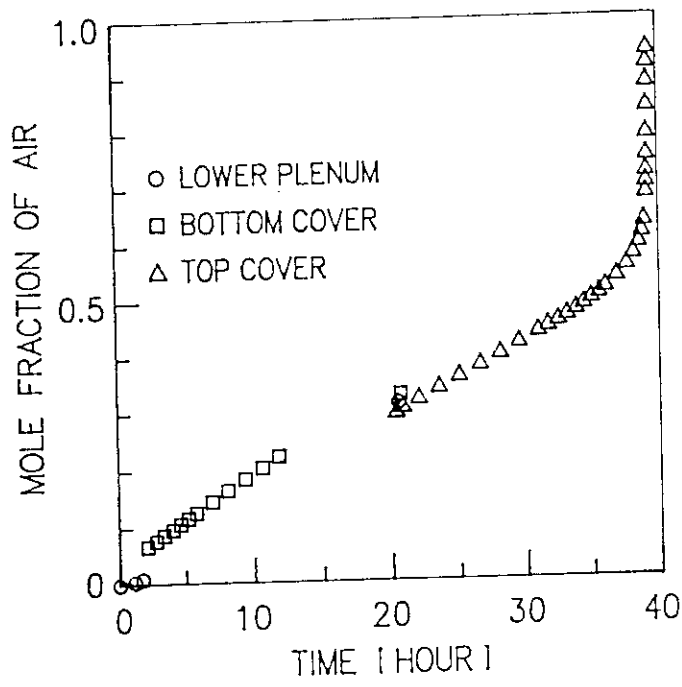


Fig. 20 Mole Fraction Change of Air (H-3)

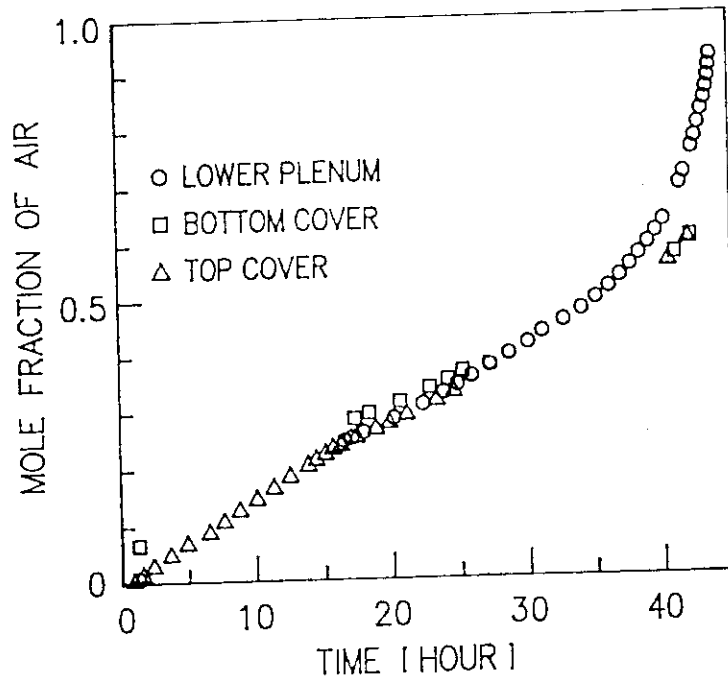


Fig. 21 Mole Fraction Change of Air (H-4)

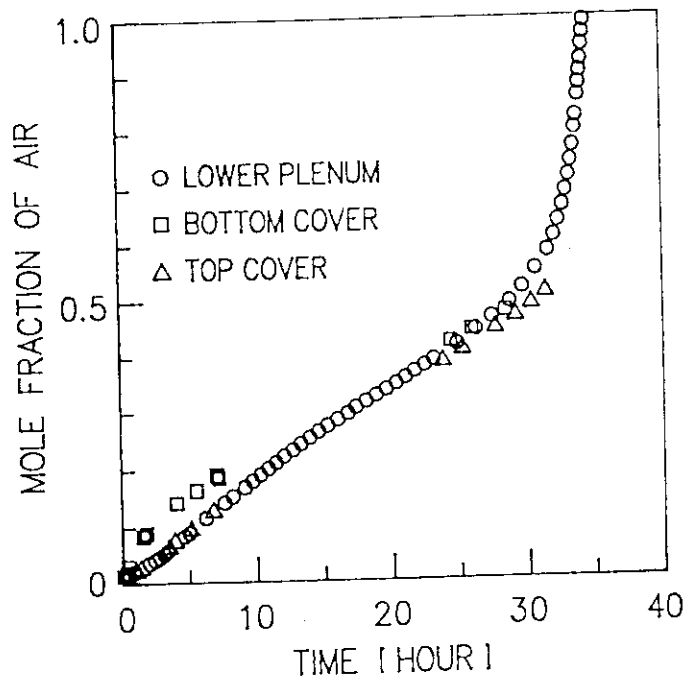


Fig. 22 Mole Fraction Change of Air (H-5)

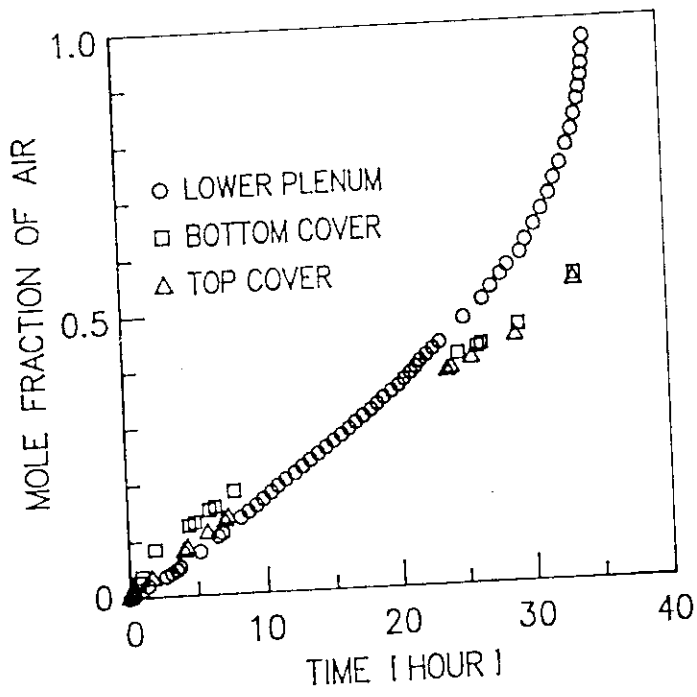


Fig. 23 Mole Fraction Change of Air (H-6)

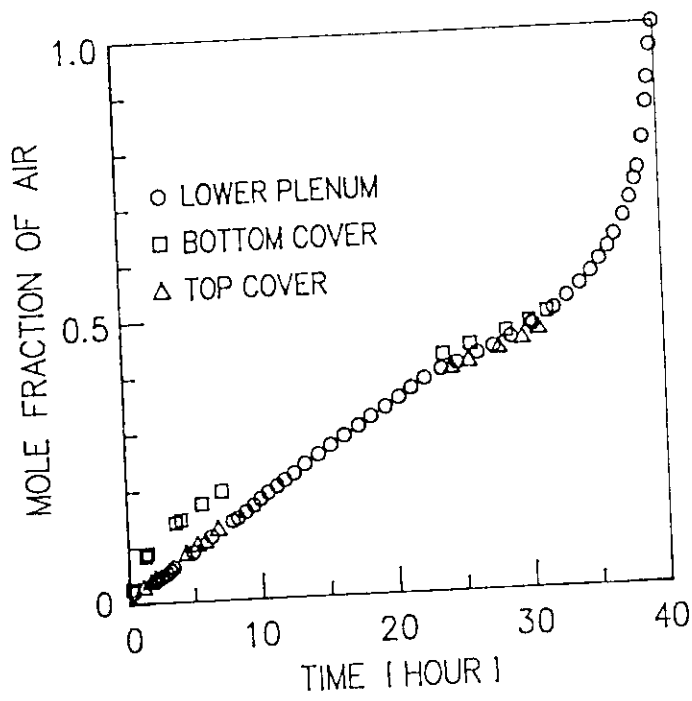


Fig. 24 Mole Fraction Change of Air (H-7)

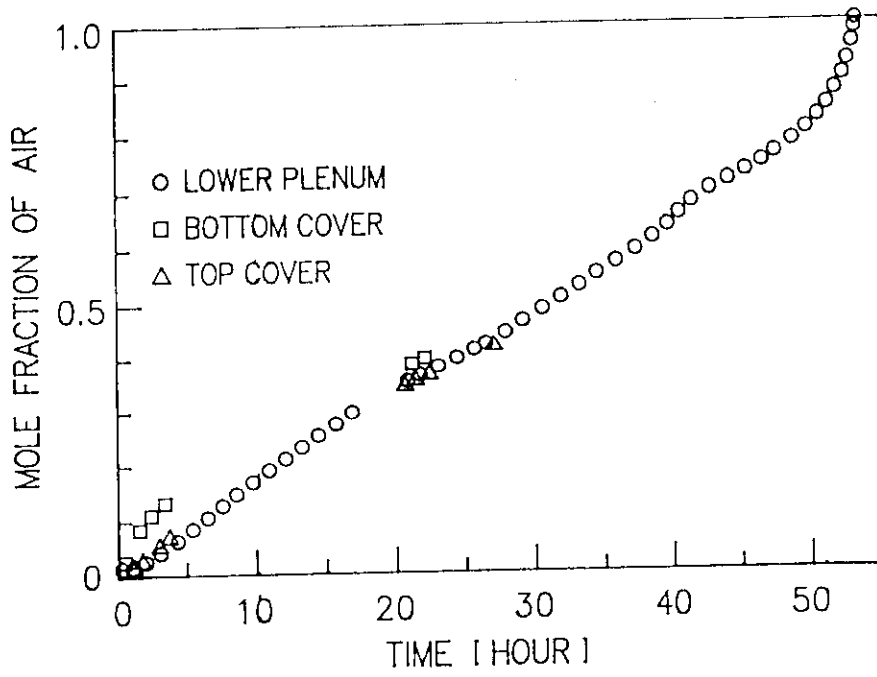


Fig. 25 Mole Fraction Change of Air (H-10)

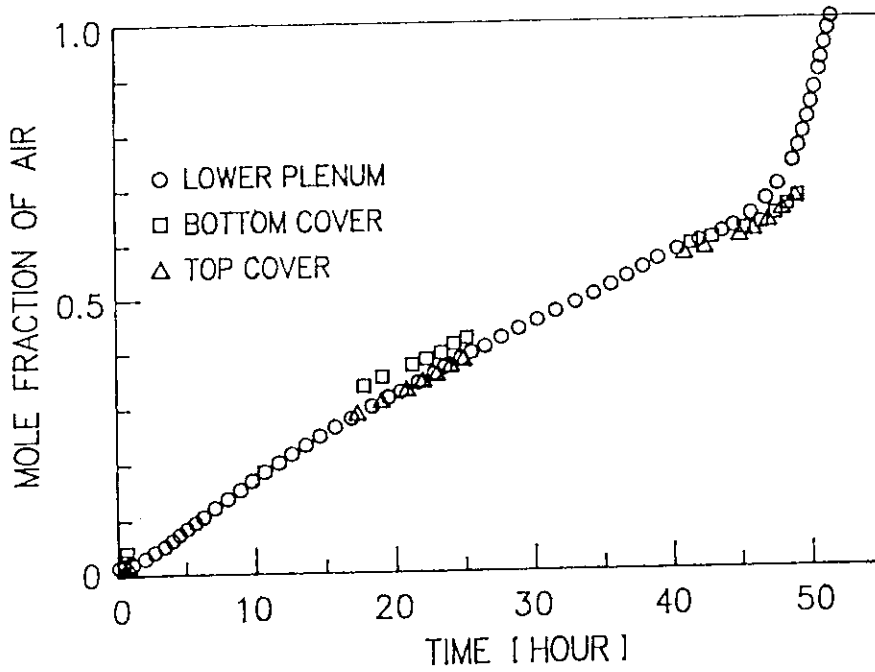


Fig. 26 Mole Fraction Change of Air (H-11)

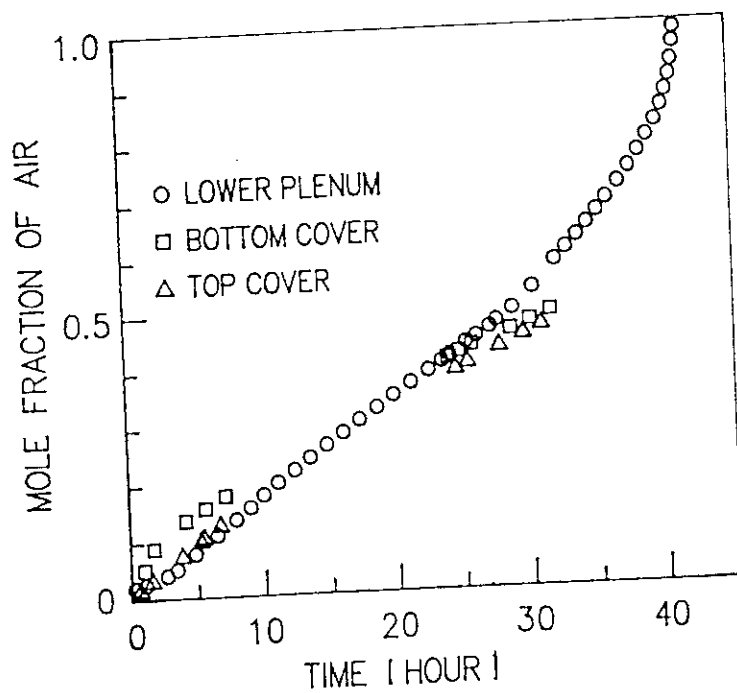


Fig. 27 Mole Fraction Change of Air (H-9)

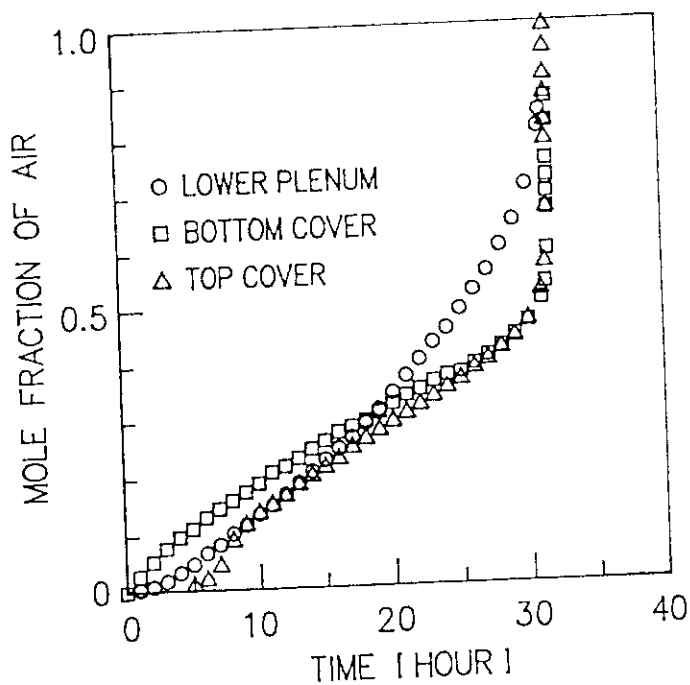


Fig. 28 Mole Fraction Change of Air (H-15)

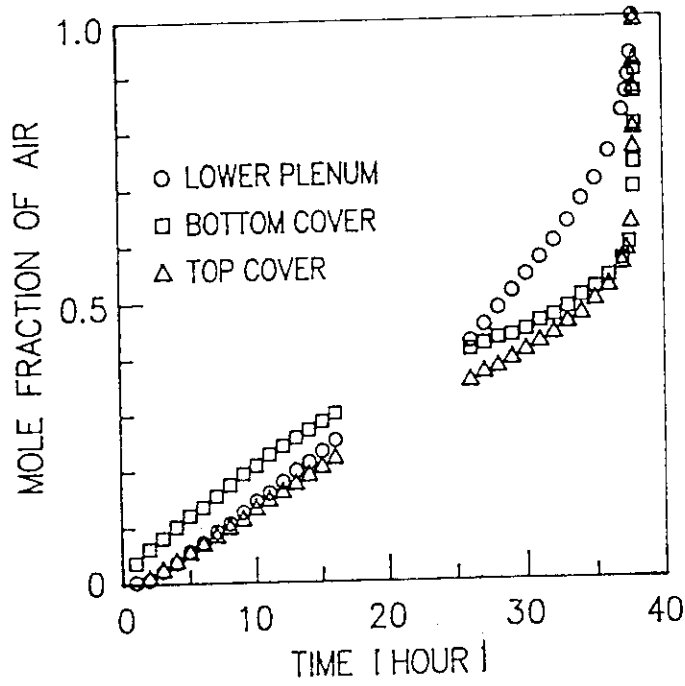


Fig. 29 Mole Fraction Change of Air (H-16)

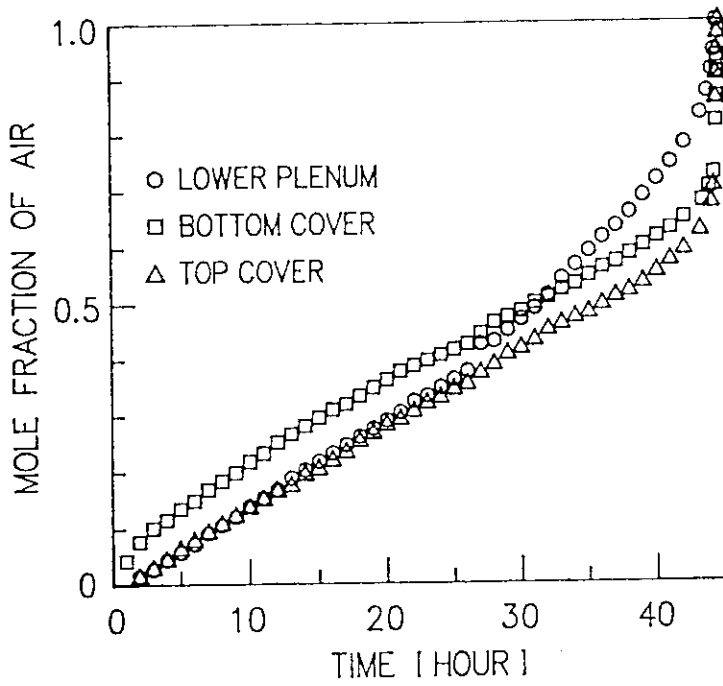


Fig. 30 Mole Fraction Change of Air (H-17)

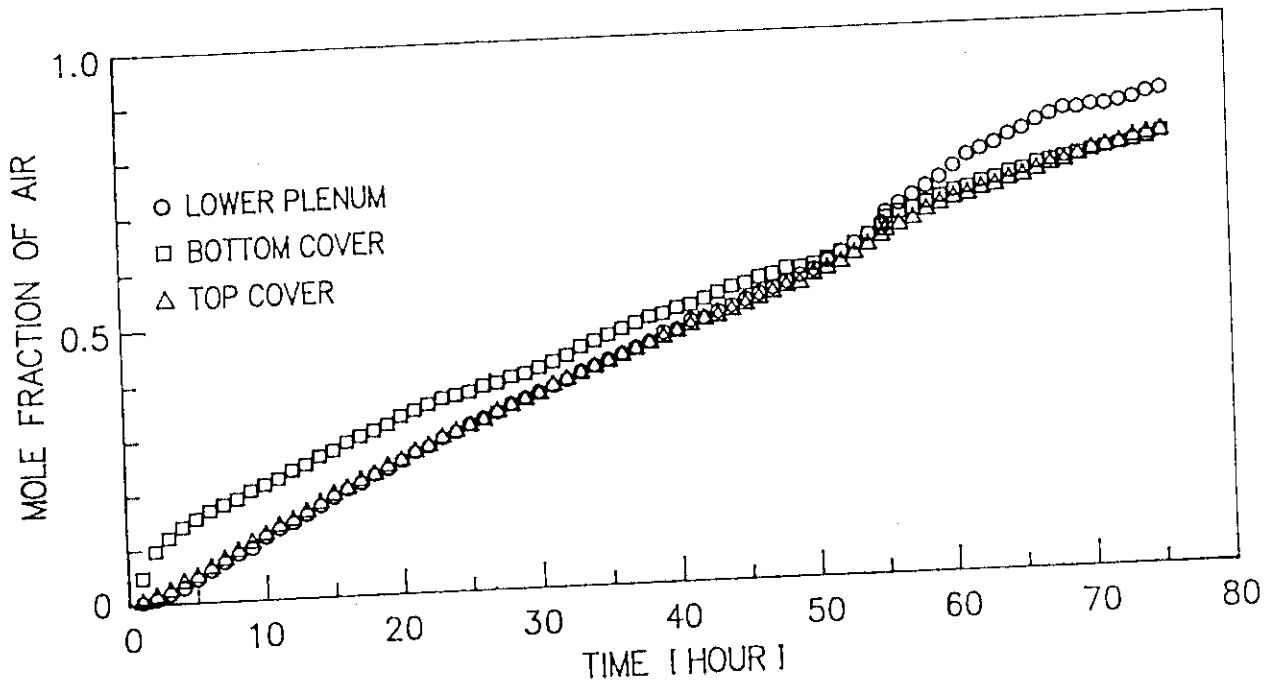


Fig. 31 Mole Fraction Change of Air (H-18)

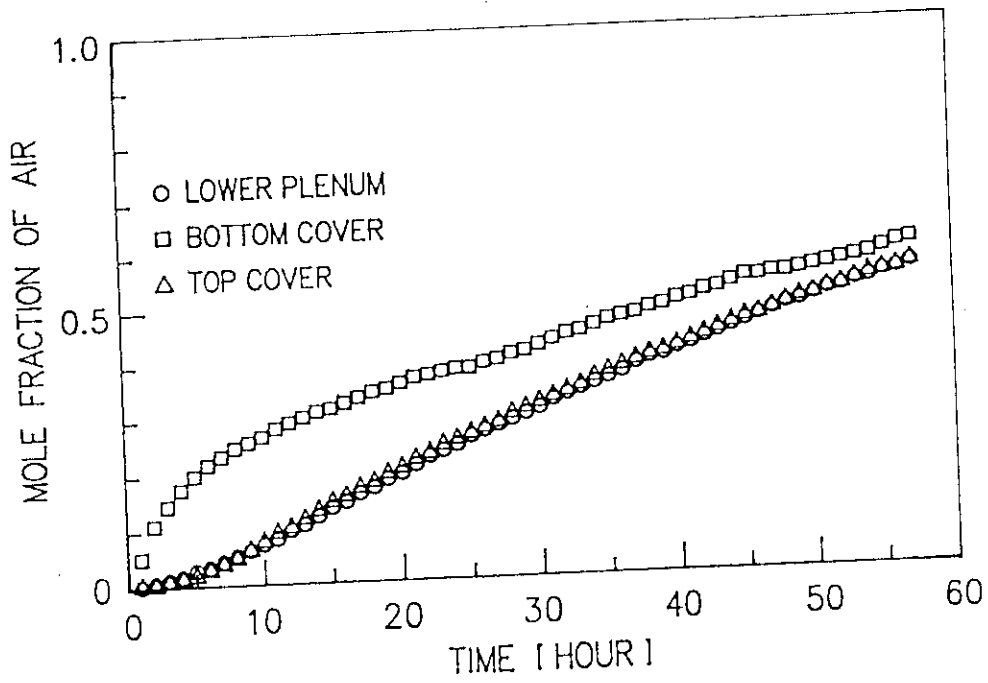


Fig. 32 Mole Fraction Change of Air (H-19)

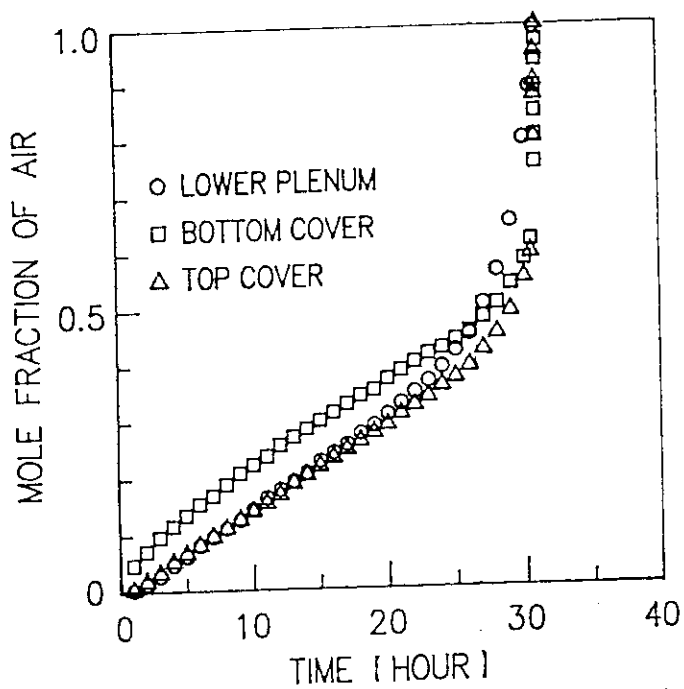


Fig. 33 Mole Fraction Change of Air (H-21)

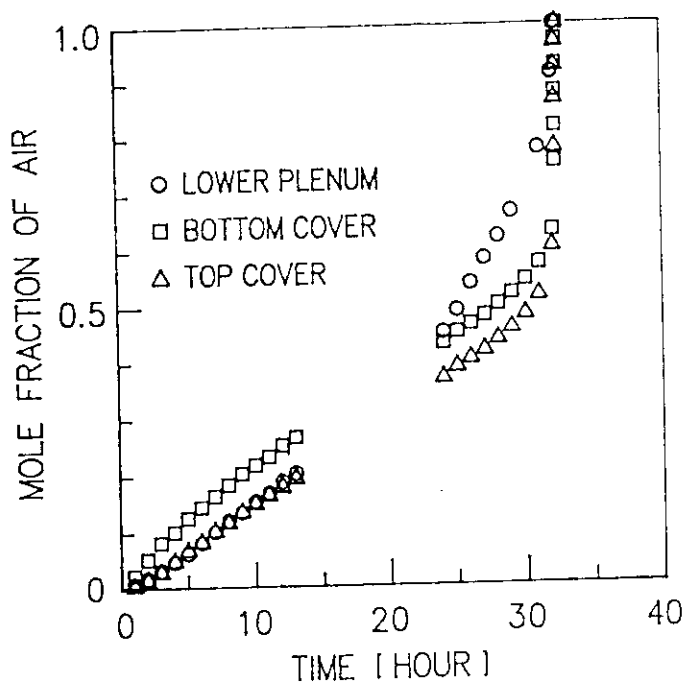


Fig. 34 Mole Fraction Change of Air (H-22)

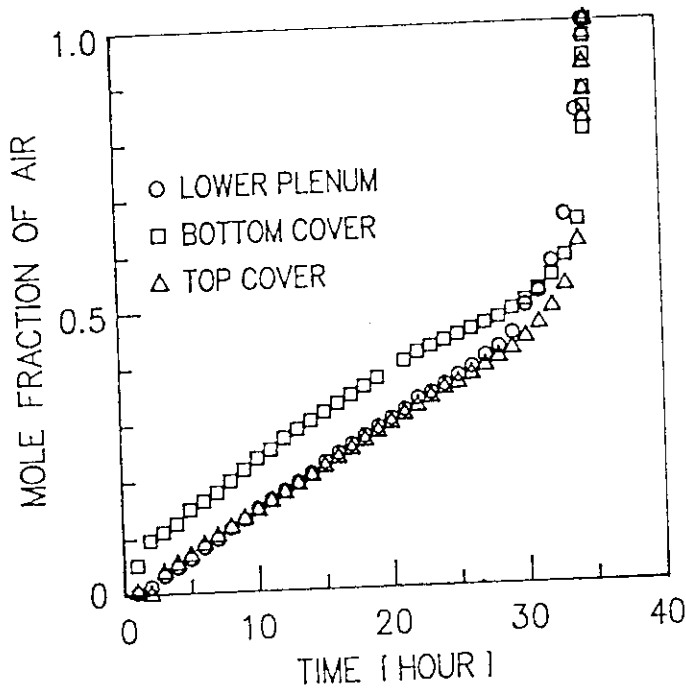


Fig. 35 Mole Fraction Change of Air (H-23)

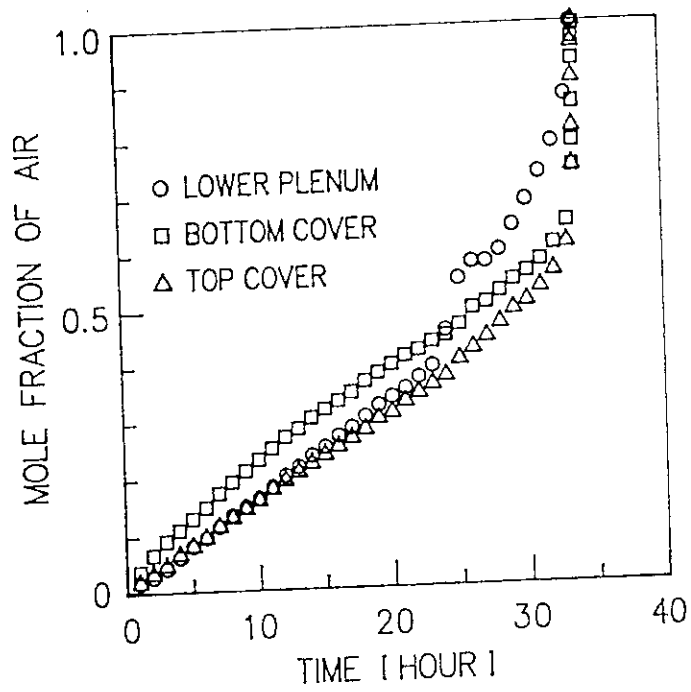


Fig. 36 Mole Fraction Change of Air (H-24)

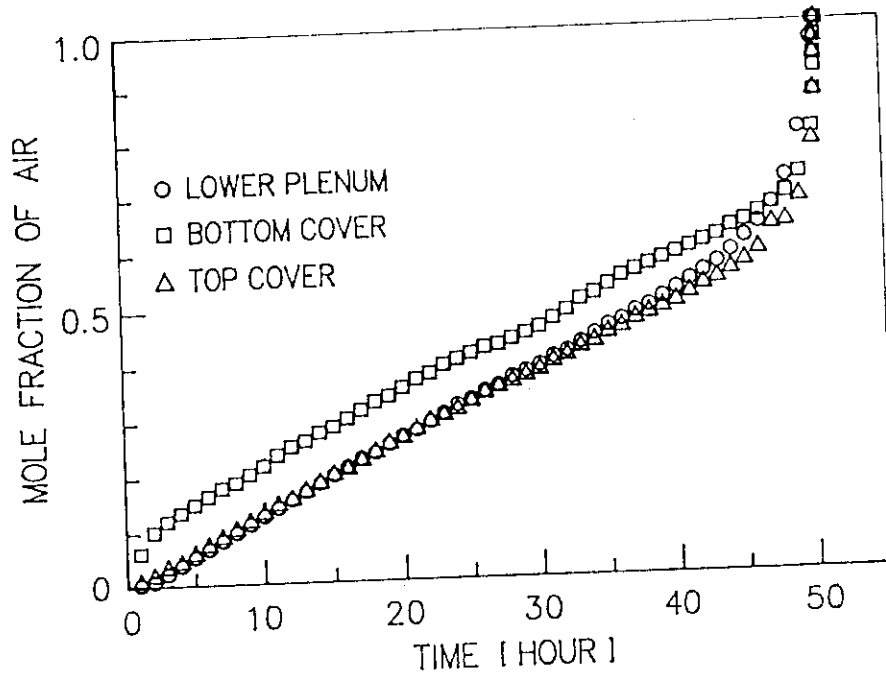


Fig. 37 Mole Fraction Change of Air (H-25)

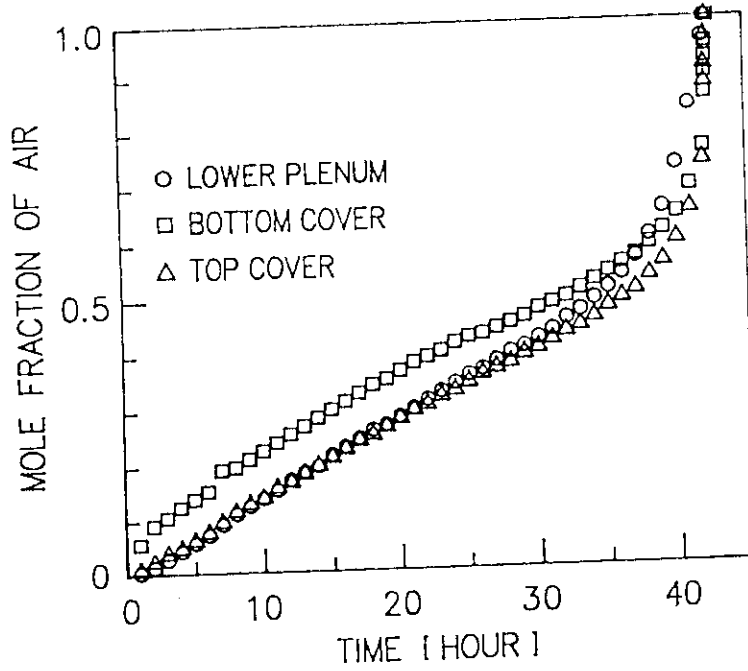


Fig. 38 Mole Fraction Change of Air (H-26)

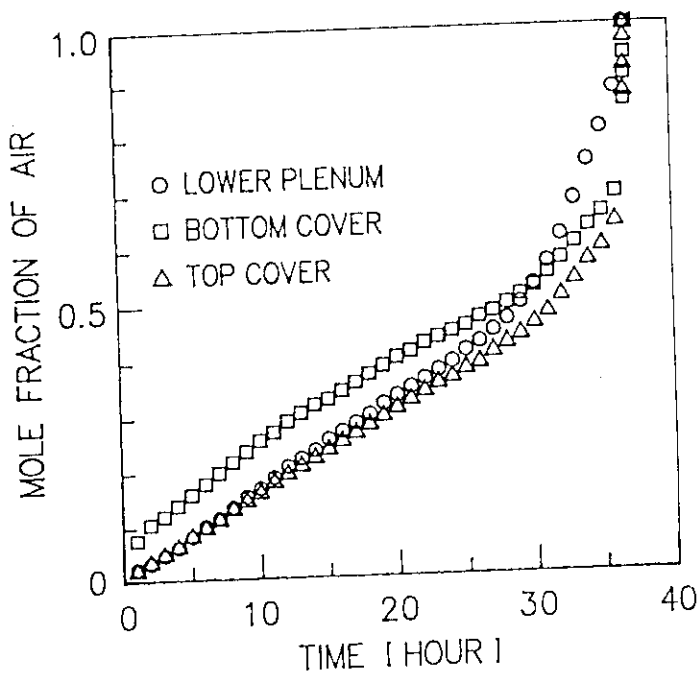


Fig. 39 Mole Fraction Change of Air (H-27)

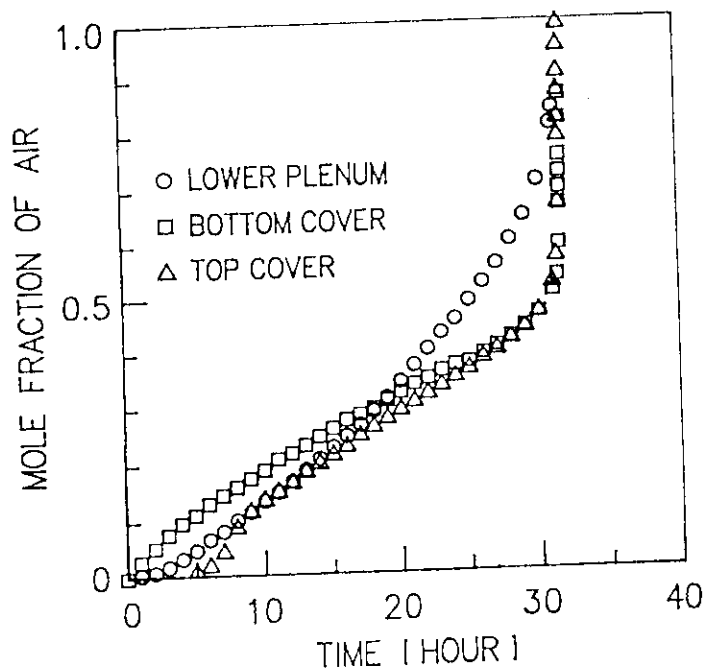


Fig. 40 Mole Fraction Change of Air (H-29)

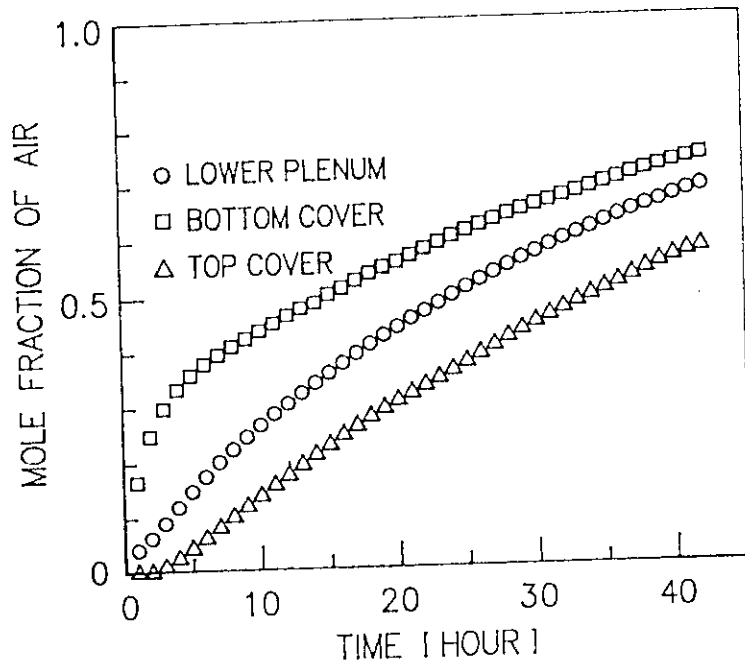


Fig. 41 Mole Fraction Change of Air (H-32)

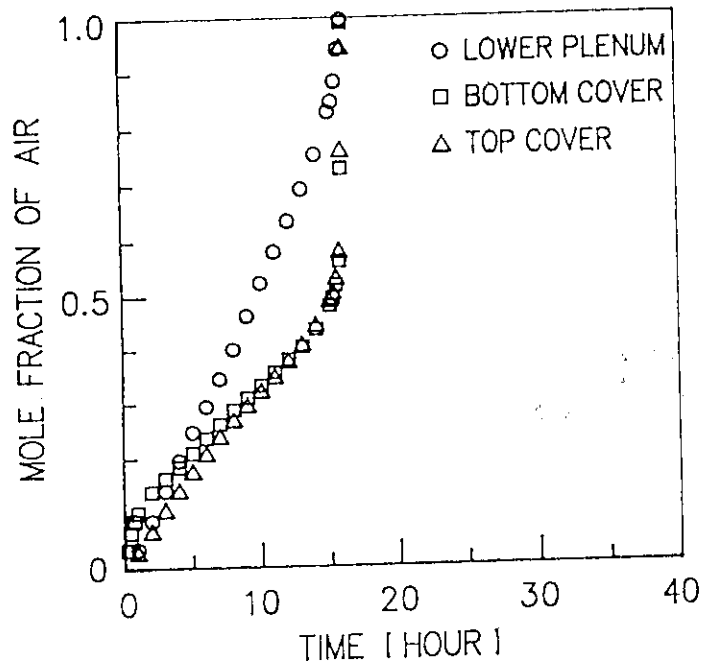


Fig. 42 Mole Fraction Change of Air (H-33)

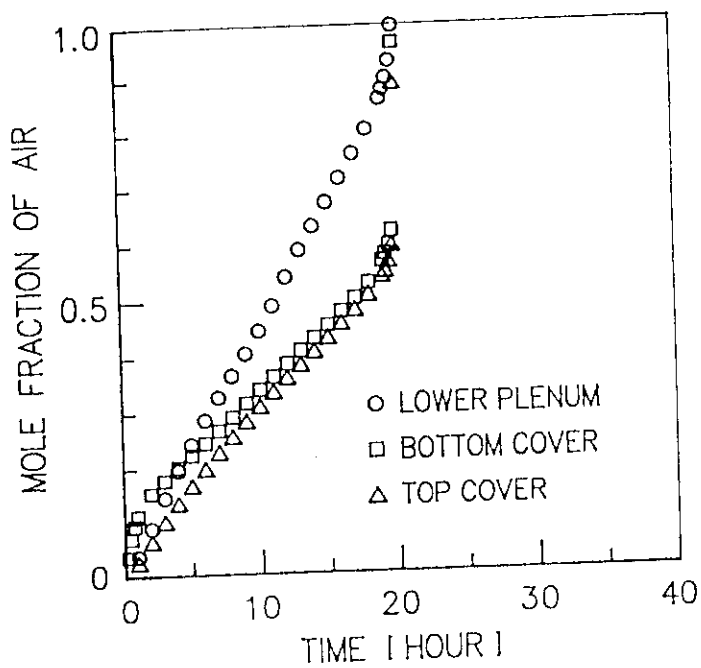


Fig. 43 Mole Fraction Change of Air (H-34)

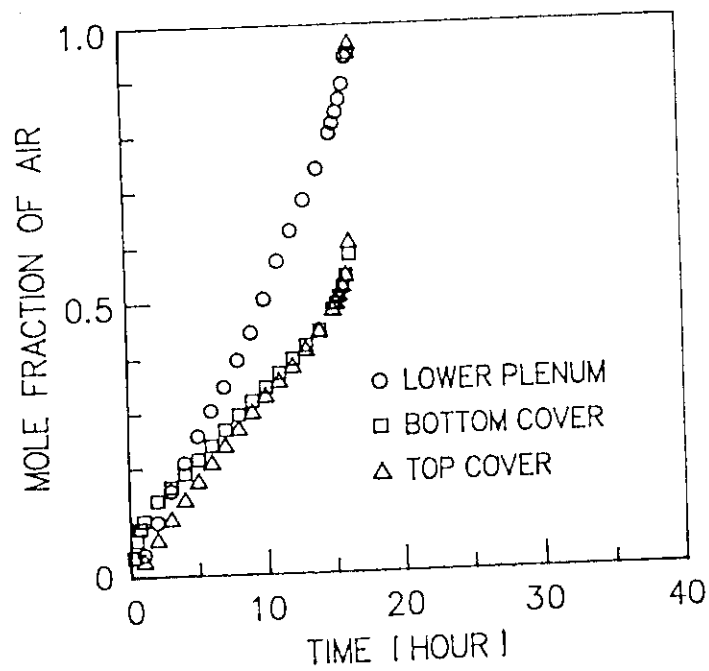


Fig. 44 Mole Fraction Change of Air (H-35)

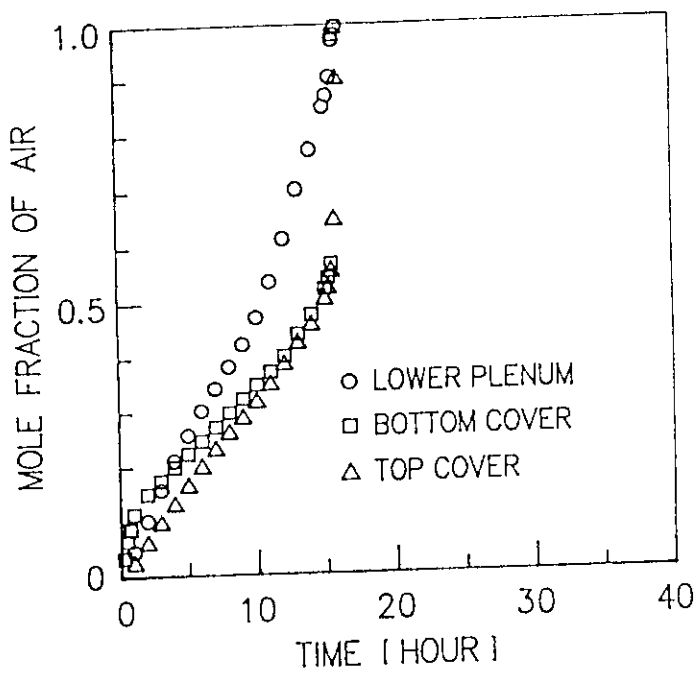


Fig. 45 Mole Fraction Change of Air (H-36)