

図 3-17 ヒーターのONとOFFによる相違 (圧力特性)

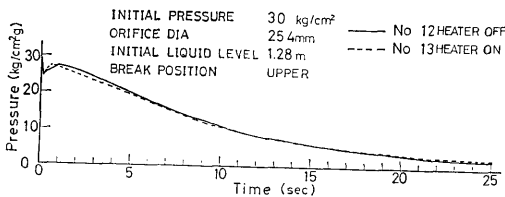


図 3-18 ヒーターのONとOFFによる相違 (圧力特性)

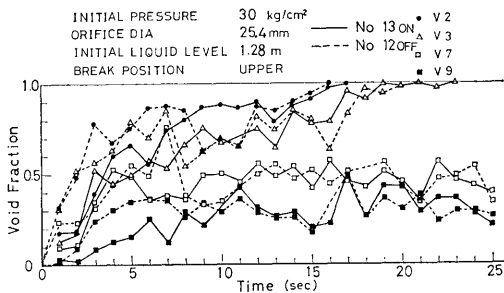


図 3-19 ヒーターのONとOFFによる相違 (ボイド率特性)

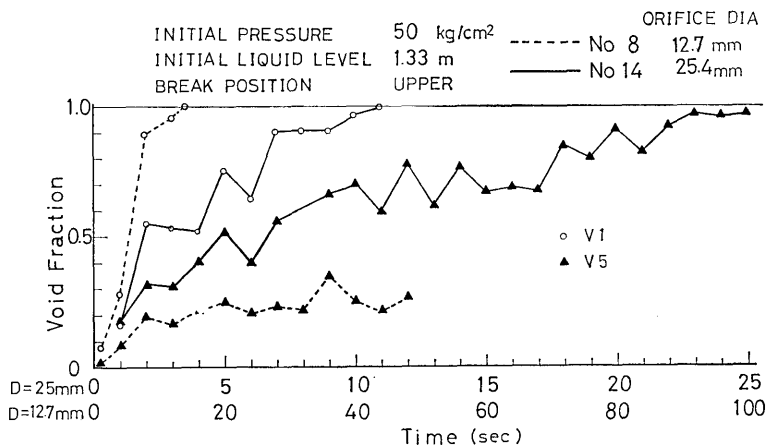


図 3-20 破断口径とボイド率の関係

このことを示している。

3.5 ヒーター有無によるボイド率の相違

ヒーターをONとした場合とOFFとした場合のブローダウン特性の相違を圧力特性及びボイド率特性について示したものが図3-17～図3-19である。図3-17及び図3-18は、それぞれ初期圧力 $50\text{kg/cm}^2\text{g}$ 、及び $30\text{kg/cm}^2\text{g}$ で、オリフィス口径 25.4mm の場合の圧力特性を示し、図3-19は初期圧力 $30\text{kg/cm}^2\text{g}$ でオリフィス口径 25.4mm の場合のボイド率特性について示したものである。

図よりわかるように、各ブローダウン特性は、ヒーターがONの場合とOFFの場合でほとんど差がない。これは、ヒーターの出力がブローダウンに伴うエンタルピー変化に比べ小さいことによると考えられる。特に、ブローダウン時の変化の激しい場合、すなわち破断口径の大きい場合には、ヒーターの影響が小さいと考えられる。

本実験では、上部破断にヒーターをONとしたものもあったが、以上の理由により、ヒーターをOFFとしたものと同じものと考えて整理及び考察を行った。

3.6 破断口径とボイド率

ブローダウン時間は大きざっぱな傾向として、破断口の面積に逆比例するのであろうことは3.2節で示した。そこで、次に3.2節と同様にオリフィス口径 25.4mm を実時間とし、 12.7mm のデータを時間軸で $1/4$ 、 6.4mm のデータを時間軸で $1/16$ にして、それぞれのボイド率の時間的変化を示したのが図3-20～図3-22である。図3-20は初期圧力 $50\text{kg/cm}^2\text{g}$ の上部破断の場合のボイド率について、V-1とV-5をオリフ

と下部破断の中間的性質を示している。すなわち、破断口以上にあるV-2は下部破断の時と同様にオリフィス口径の小さい方が相対的に早く水位降下していることがわかる。V-6の特性をみると、ブロードダウン初期にはオリフィス口径が小さい方がボイド率が低いが、水位降下がV-6に近づく頃には、逆にオリフィス口径の小さい方がボイド率が高くなって、相対的に早く水位降下する。一方V-9をみるとオリフィス口径の小さい方が相対的にボイド率が低く、上部破断と同様の傾向を示すことがわかる。

3.7 気泡勾配モデルとボイド率

次章で詳細を示すように、本実験結果の解析のためブロードダウン中の圧力容器内の流体に対し、いくつかのモデル化を行った。その1つに気泡勾配モデルがあ

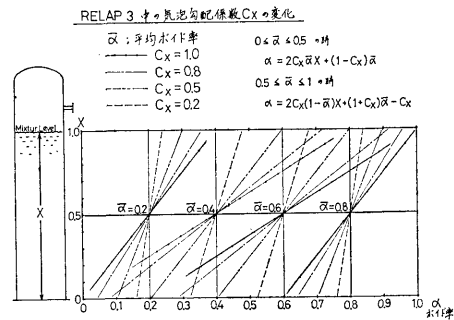


図 3-23 気泡勾配パラメータとボイド率の関係

る。これは RELAP 3 や 4 などのブロードダウン現象解析コードに用いられているもので、水位以下のボイド率が直線的に上方ほど大きな値をとるとするものであ

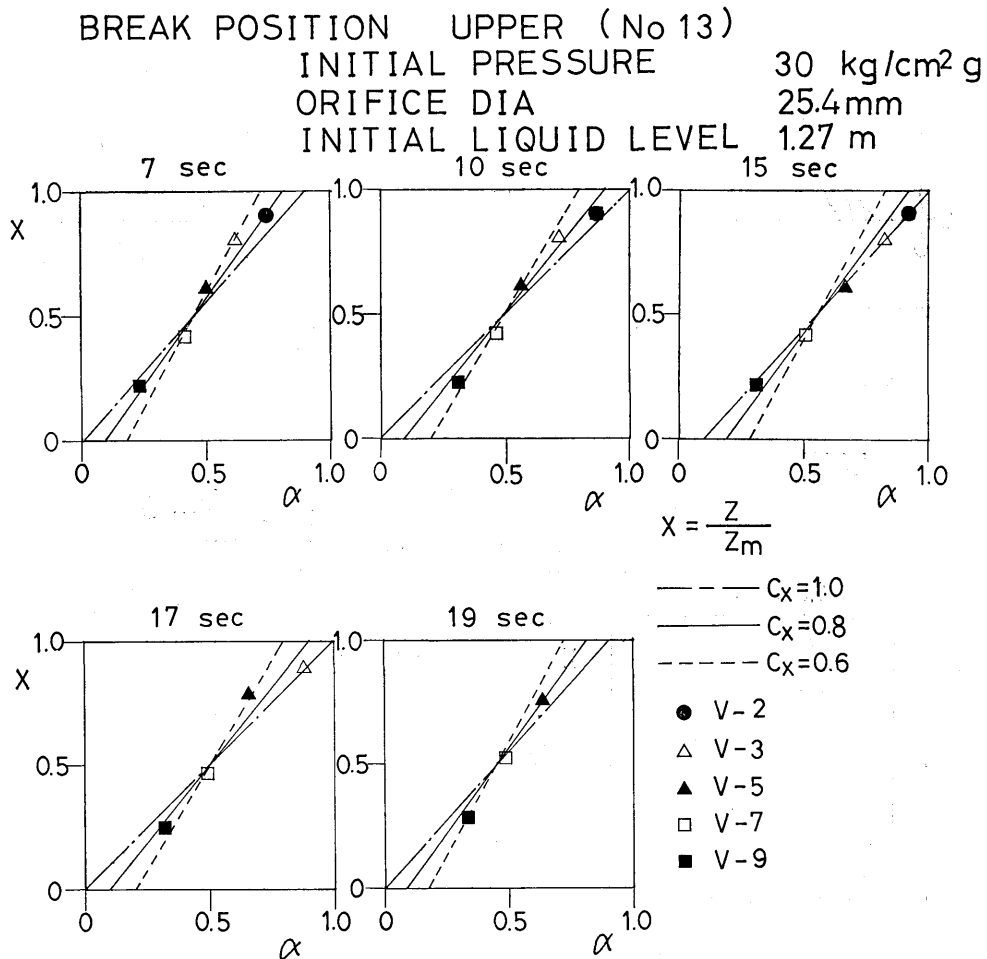


図 3-24 時間によるボイド率分布の変化 (上部破断)

BREAK POSION UPPER (No 16)

INITIAL PRESSUR 50 kg/cm²g
 ORIFICE DIA 25.4 mm
 INITIAL LIQUID LEVEL 0.95 m

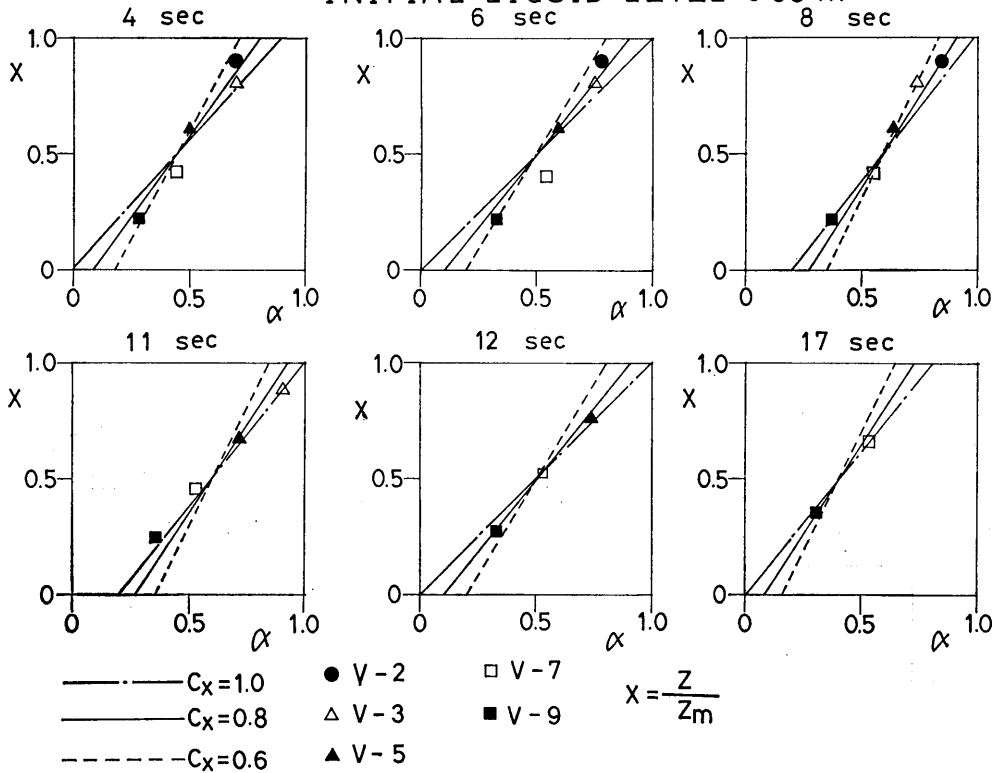


図 3-25 時間によるボイド率分布の変化 (上部破断)

LOWER BREAK (No 17)

INITIAL PRESSURE 50 kg/cm²g
 ORIFICE DIA 25.4 mm
 INITIAL LIQUID LEVEL 1.34 m

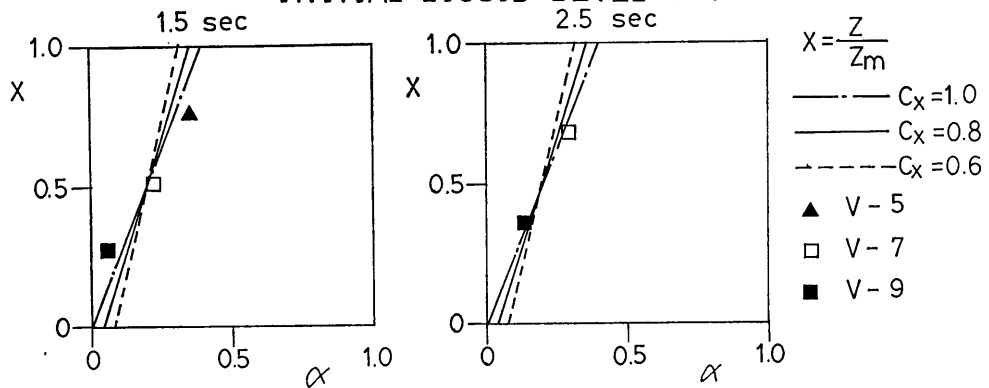


図 3-26 時間によるボイド率分布の変化 (下部破断)

LOWER BREAK (No 22)

INITIAL PRESSURE 50 kg/cm²g
 ORIFICE DIA 12.7 mm
 INITIAL LIQUID LEVEL 1.34 m

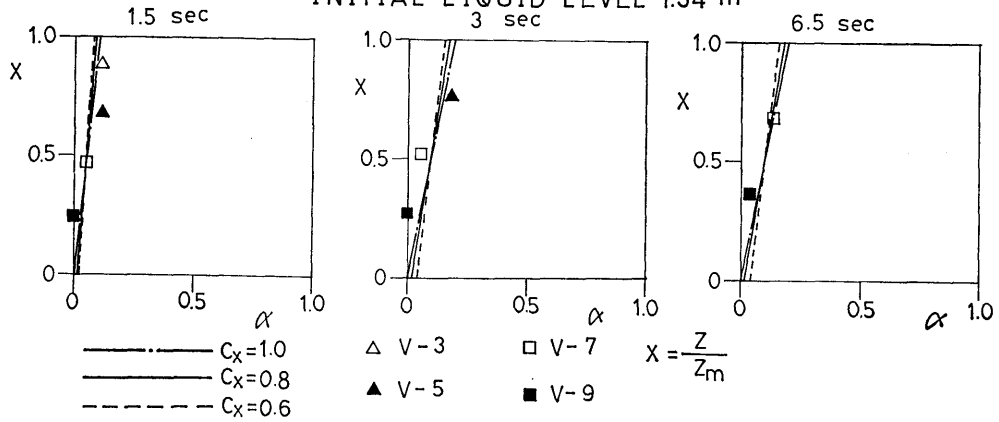


図 3-27 時間によるボイド率分布の変化 (下部破断)

MIDDLE BREAK (No 31)

INITIAL PRESSURE 30 kg/cm²g
 ORIFICE DIA 25.4 mm
 INITIAL LIQUID LEVEL 1.28 m

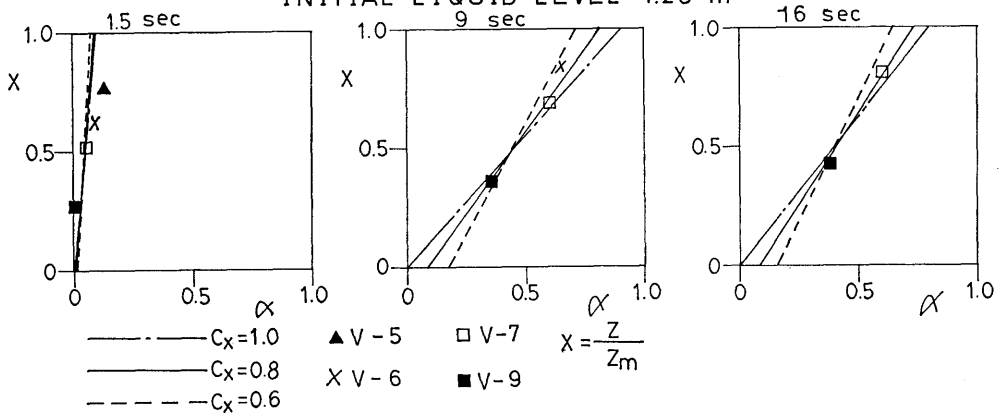


図 3-28 時間によるボイド率分布の変化 (中部破断)

る。すなわち、圧力容器底面からの水位の高さを z_m (m)、任意の高さ z (m) とし、水位以下の平均ボイド率を $\bar{\alpha}$ 、気泡勾配係数を C_x 、 z (m) におけるボイド率を $\alpha(z)$ とすると、

$$X = \frac{z}{z_m}$$

$0 \leq \bar{\alpha} \leq 0.5$ の時

$$\alpha(z) = 2C_x \bar{\alpha} X + (1 - C_x) \bar{\alpha}$$

$0.5 \leq \bar{\alpha} \leq 1.0$ の時

$$\alpha(z) = 2C_x(1 - C_x)X + (1 - C_x)\bar{\alpha} - C_x$$

として z (m) の高さのボイド率を定義するわけである。 $\alpha(z)$ は、平均ボイド率 $\bar{\alpha}$ と共に C_x の関数となっている。 C_x を 1.0, 0.8, 0.5, 0.2 とした場合の水位以下のボイド率分布の例を図 3-23 に示す。これにより、 C_x が大きい程ボイド率分布の勾配が大きくなることがわかる。なお、 $C_x = 0$ とすると、水位以下の

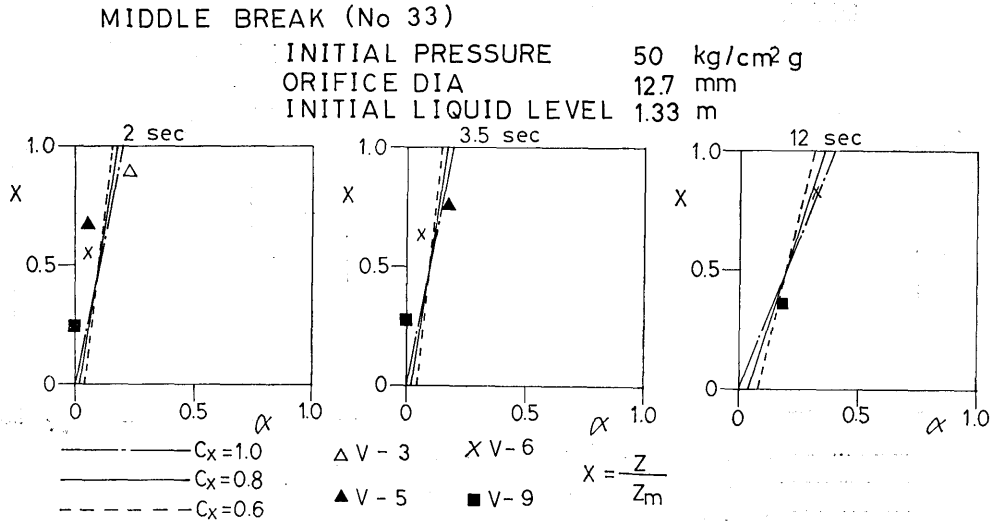


図 3-29 時間によるボイド率分布の変化 (中部破断)

気泡は完全混合となることが式より明らかである。

ボイド率の実験データより、垂直方向にボイド率がいかなる分布をしているか調べたものが、図 3-24～図 3-29 である。これは、ブローダウン開始後のある時間における垂直方向のボイド率がいかなる分布をしているかを求めるもので、縦軸にその時の水位高さで割ったボイド計取付位置 ($X = z/z_m$)、横軸にボイド率をとったものである。ここで、ボイド率はばらつきをならし、時間的に平均値と思われる値をえらんだ。

図 3-24 は初期圧力 30 kg/cm²、破断口径 25.4 mm の上部破断の場合で、破断後 7 秒、10 秒、15 秒、17 秒、19 秒の 5 点について調べたものである。図中には、比較のため、気泡勾配モデルにおける $C_x = 1.0$ 、0.8、0.6 の各直線を示してある。これら 5 枚の図から明らかなように、若干のばらつきはあるが、 $C_x = 0.8$ とすれば比較的、全体としてよく実験値とあうことがわかる。

図 3-25 は、初期圧力 50 kg/cm²、破断口径 25.4 mm の上部破断の場合であり、ブローダウン開始後 4 秒、6 秒、8 秒、11 秒、12 秒、17 秒におけるボイド率分布を示したものである。この場合においても、ボイド率分布はばらつきはあるが、垂直方向にほぼ直線的になっており、 C_x に関しては $C_x = 0.8$ がよい近似となっていることがわかる。

図 3-26 は、初期圧力 50 kg/cm²、破断口径 25.4 mm の下部破断におけるボイド率分布を、ブローダウン開

始後 1.5 秒、2.5 秒について示したものである。1.5 秒、2.5 秒の時に V-3 と V-5 のボイド率がそれぞれ 100% へ変ったため、この時、水位がそれぞれのボイド計取付位置を通過したものととして、図の縦軸を定めた。1.5 秒の時、ボイド率分布の勾配が気泡勾配モデルによるものより急になっているのが特徴的である。

図 3-27 は、初期圧力 50 kg/cm²、破断口径 12.7 mm の下部破断の場合であり、ブローダウン開始後 1.5 秒、3 秒、5.5 秒について示した。これらの図より明らかなように、ボイド率分布は気泡勾配モデルで示すものより急勾配となっている。これは、下部破断の場合、ブローダウン時間が短く、水位が早く低下し、その際、水面近くで蒸気が多く発生し、下部ではあまり発生しないことを示している。

図 3-28 は、初期圧力 30 kg/cm²、破断口径 25.4 mm の中部破断の場合をブローダウン後、1.5 秒、9 秒、16 秒について示したものである。1.5 秒は V-3 の点を水面が通過した時であって、ボイド分布は下部破断の特徴を示して気泡勾配モデルより急な分布となっている。9 秒の時水位が破断口位置まで下り、これと 16 秒の時の分布は上部破断の特徴に似ており、 $C_x = 0.8$ が近い分布になっている。

図 3-29 は、初期圧力 50 kg/cm²、破断口径 12.7 mm の中部破断の場合で、ブローダウン後 2 秒、3.5 秒、12 秒について示してある。2 秒と 3.5 秒の時は、下部

破断と同様の特徴を示して、ボイド率分布は急勾配となっており、水位が破断口位置まで下った12秒には、 $C_x=0.8$ に近い分布となっている。

以上、ボイド率分布についてまとめてみると、上部破断の場合、ボイド率は大きな値をとり、垂直方向にほぼ直線的に分布しており、それは気泡勾配モデルの $C_x=0.8$ に近いものとなっている。なお、ブローダウン直後の数秒のボイド特性は、きれいな直線的分布にならないで全体的に蒸気が発生すると考えられる。下部破断の場合、ブローダウン時間が短いことと、水位降下が早いことがあって、気泡勾配モデルで示すより急なボイド率分布となっている。これは減圧沸騰が水面に近いほど激しくなっていることを示すものである。しかし、ボイド率自体の絶対値は小さい。中部破断の場合、初め下部破断の場合と同様のボイド率分布を示し、水位が破断口位置まで降下すると上部破断の場合と同様に $C_x=0.8$ に近い垂直分布を示すようになる。

3.8 ヒーター表面温度について

3 ポリウム実験において、ヒーターをONとした場合に、ヒーター表面温度の変化を測定した。測定は、ヒーター表面にうめ込んだシース熱電対により行ったもので、うめ込位置は、有効発熱長さ590mmの上端から、110mm (TE-4)、310mm (TE-5)、510mm (TE-6)である。ヒーターからの熱流束は約 $8 \times 10^4 \text{kcal/m}^2\text{h}$ であって、それ程大きなものではない。そこでブローダウン中は流体の飽和温度より一寸高い値を与え、かつ、ヒーターが水、又は蒸気と水の混合体でおおわれている限り、ヒーター温度の上昇はみられなかった。

図3-30及び図3-31には初期圧力がそれぞれ30kg

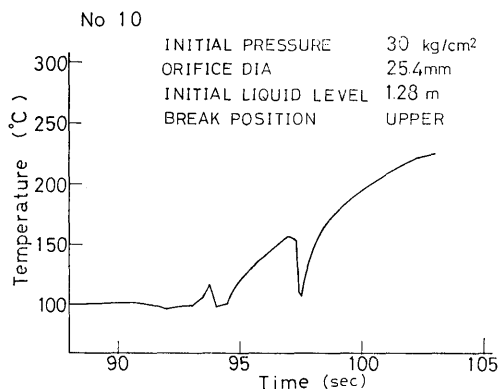


図 3-30 ヒーター表面温度の上昇例

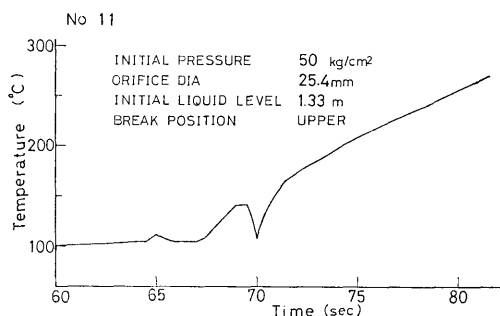


図 3-31 ヒーター表面温度の上昇例

$/\text{m}^2\text{g}$ 及び $50\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ で、オリフィス口径25.4mmの上部破断実験において、ヒーターをONとして長時間待ち、TE-4による壁面温度の上昇過程を調べたものである。水位が低下して、熱電対取付位置に近くなると、何回かの壁面温度の上昇と再低下がくり返されて後、単調に増加する様子がわかる。

4. 解 析

4.1 RELAP 3¹⁾及び4²⁾解析コードについて

RELAP 3及びRELAP 4解析コードは、米国 Aerojet Nuclear 社でPWRの配管破断に伴うブローダウン事故時の流体の挙動を解析するために開発されたものである。すなわち、RELAP 3は压力容器や蒸気発生器などを含む原子炉一次系を適当なポリウムとそれらをつなぐジャンクションに分け、各ポリウム内でのエネルギー及び質量保存則とジャンクション部における運動量式とを解くことにより、原子炉一次系からの飽和水や蒸気の流出に伴う一次系内各部での圧力、温度や蒸気と水の存在量などを時間を追って解析するものである。この解析コードは安全解析が問題とされた初期に作成され、かつ公開されていることもあり、原子炉メーカーの作成する多くの解析コードの基本となっているものである。RELAP 4はRELAP 3をさらに高度にしたものであるが、扱っているモデル自身に大差はない。

RELAP 3に取入れられている代表的なモデルは、以下のようなものがあげられる。

- (イ) 破断口からの気液2相流の流出に対しては Moody による気液2相臨界流の式を用い、これに流量係数 C_D を掛けることとする。 C_D は縮流係数と実験定数の両方の意味を持つ。
- (ロ) ポリウム内の流体に対し3.7節に記したような

気泡勾配モデルをとっており、 C_x をインプットパラメータとしている。

(f) ボリューム内の流体に対し、水面から上方の蒸気空間へ気泡が上昇して抜けると考える。この気泡離脱速度として V_B (m/s 又は ft/s) をインプットパラメータとして入れるようになっている。

この RELAP 3 又は 4 の解析コードを本実験に適用することは、原子炉に適用することと比較して最も単純なケースであって、 C_D , V_B , C_x をインプットとして与えることにより、解析結果を得ることができ。当初、上部破断実験のいくつかについては、この RELAP 3 を用いて実験結果との比較評価を行った。

4.2 BLODAC コードの概要

本実験における圧力容器内のブローダウン現象を解析するため、1 ボリュームブローダウン解析コード BLODAC (BLOWDOWN ANALYSIS CODE) を作成した。これは船舶技研の共用計算機 TOSBAC 5600モデル 120 により 1 ボリュームのブローダウン現象を解析して、本実験結果との比較評価に使用するためのものであって、RELAP 3 などとほとんど同等のモデルを含むものである。

(1) 圧力容器内のエネルギー及び質量の式

ブローダウン中における、ある瞬間における圧力容器内の流体の重量を W (kg)、圧力容器内容積を V (m^3)、流体の内部エネルギーを U (kcal) とし、蒸気と液をあらわす添字として、それぞれ v, l を用いると以下の関係が全ての瞬間に成立っている。ただし、 v は比容積 (m^3/kg)、 u は比内部エネルギー (kcal/kg) である。

$$U = u_v W_v + u_l W_l \quad \dots\dots(4.2-1)$$

$$W = W_l + W_v \quad \dots\dots(4.2-2)$$

$$V = W_v v_v + W_l v_l \quad \dots\dots(4.2-3)$$

ところで、圧力容器内のこの流体に破断口から G (kg/s) の速度で h_i (kcal/kg) の比エンタルピの流体が流出し、かつ、 Q (kcal/s) の加熱が外部からなされたとする。この場合のエネルギー式は以下のような。

$$\frac{dU}{dt} = -Gh_i + Q \quad \dots\dots(4.2-4)$$

A を仕事の熱当量 $1/427$ (kcal/kg \cdot m) として、比内部エネルギー u を比エンタルピ h へ次の関係で書き直すことにする。

$$U_v = h_v - A p v_v \quad \dots\dots(4.2-5)$$

$$U_l = h_l - A p v_l \quad \dots\dots(4.2-6)$$

(320)

これらと (4.2-1) 式を (4.2-4) 式へ代入すると次の関係が得られる。

$$\frac{d(h_v W_v + h_l W_l)}{dt} - A V \frac{dp}{dt} = -Gh_i + Q \quad \dots\dots(4.2-7)$$

一方、流体の質量保存則より、

$$\frac{dW}{dt} = -G \quad \dots\dots(4.2-8)$$

(4.2-2) 式を代入することにより

$$\frac{d(W_v + W_l)}{dt} = -G \quad \dots\dots(4.2-9)$$

また、圧力容器の容積は一定なので、内部の流体には次の関係が成立たなければならない。

$$W_v v_v + W_l v_l = V \quad \dots\dots(4.2-10)$$

これを微分形にすると

$$\frac{d(W_v v_v + W_l v_l)}{dt} = 0 \quad \dots\dots(4.2-11)$$

以上、(4.2-7)、(4.2-9)、(4.2-11) の3式が解くべき式である。

さて、圧力容器内の蒸気と水は全ての瞬間に飽和状態にあるとする。すると、比エンタルピ h_v, h_l 及び比容積 v_v, v_l は全て飽和状態にあることになり、圧力のみ関数として与えられることになる。この場合 (4.2-7)、(4.2-9)、(4.2-11) の3式は次のように書ける。

$$h_v \frac{dW_v}{dt} + h_l \frac{dW_l}{dt} + \left(W_v \frac{\partial h_l}{\partial p} - A V \right) \frac{dp}{dt} = -Gh_i + Q \quad \dots\dots(4.2-12)$$

$$\frac{dW_v}{dt} + \frac{dW_l}{dt} = -G \quad \dots\dots(4.2-13)$$

$$v_v \frac{dW_v}{dt} + v_l \frac{dW_l}{dt} + \left(W_v \frac{\partial v_v}{\partial p} + W_l \frac{\partial v_l}{\partial p} \right) \times \frac{dp}{dt} = 0 \quad \dots\dots(4.2-14)$$

すなわち、マトリックスで書くと

$$\begin{pmatrix} h_v & h_l & W_v \frac{\partial h_v}{\partial p} + W_l \frac{\partial h_l}{\partial p} - A V \\ 1 & 1 & 0 \\ v_v & v_l & W_v \frac{\partial v_v}{\partial p} + W_l \frac{\partial v_l}{\partial p} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{dW_v}{dt} \\ \frac{dW_l}{dt} \\ \frac{dp}{dt} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -Gh_i + Q \\ -G \\ 0 \end{pmatrix} \quad \dots\dots(4.2-15)$$

(4.2-15) 式よりわかるように、ある瞬間の圧力容器内圧力 p 、蒸気と水の存在重量 W_v 、 W_l 、及び流出速度 G 、流出流体比エンタルピ h_i 、加熱速度 Q が与えられると、その時の圧力 p 及び蒸気と水の存在重量 W_v 、 W_l の時間的変化、 dp/dt 、 dW_v/dt 、 dW_l/dt が計算できることになる。

(2) 気泡勾配モデル

圧力容器内に存在する飽和水と飽和蒸気の状態に対して、気泡勾配モデルを仮定することにする。このモデルは圧力容器内の、ある高さまで水面が存在すると仮定するもので、水面より上部は飽和蒸気が存在し、水面より下部は気泡を含んだ飽和水が存在するものである。そして、水面下の気泡のボイド率が高さ方向に直線的に分布するとするものである。このモデルは RELAP 3 など多くのブローダウン解析用に用いられているもので、本解析でもこれを用いることとする。

さて、圧力容器内の断面積を一定の $S(\text{m}^2)$ 、水面の高さを $z_m(\text{m})$ とすると、水面下の流体の体積 $V_m(\text{m}^3)$ は次のようになる。

$$V_m = Sz_m \quad \dots\dots(4.2-16)$$

一方 V_m は水面下に存在する蒸気の重量 $W_{vb}(\text{kg})$ と次の関係がある。

$$V_m = V - v_v(W_v - W_{vb}) \quad \dots\dots(4.2-17)$$

この W_{vb} の時間的変化は、蒸気量全体の時間的変化 dW_v/dt 、及び水面より上部へ上昇する蒸気速度と水面下にある破断口から直接持ち去られる蒸気速度により次の関係で与えられる。

$$\frac{dW_{vb}}{dt} = \frac{dW_v}{dt} - \psi x_i G - \frac{SV_B \alpha_{zm}}{v_v} \quad \dots\dots(4.2-18)$$

ここで、

$$\psi = \begin{cases} 1 & (\text{放出口が水面より下}) \\ 0 & (\text{放出口が水面より上}) \end{cases} \quad \dots\dots(4.2-19)$$

であり、 x_i は破断口から流出する流体の蒸気重量率、 V_B は水面近くにある蒸気泡が水面より上へ上昇する速度、 α_{zm} は水面直下でのボイド率である。

V_B はインプットデータとして与える場合が多いが、別の実験で得られた実験値を利用することもできる。 x_i は破断口から流出する流体の蒸気重量率であって、本解析では圧力容器内の破断口の直径分の範囲に存在する平均ボイド率 $\bar{\alpha}_i$ を用いて次のように求めた。

$$x_i = \frac{\bar{\alpha}_i / v_v}{(1 - \bar{\alpha}_i) / v_l + \bar{\alpha}_i / v_v} \quad \dots\dots(4.2-20)$$

水面が破断口の直径の範囲より下に低下すると $\bar{\alpha}_i$ は 1.0 になり、直径の範囲より上にあれば破断口の中心位置のボイド率に等しくなる。また、水面が直径の範囲内にあれば、その範囲内での蒸気体積率として与えた。

水面下のボイド率 α は高さ方向に直線的に変化するとして次のように与えた。まず、平均ボイド率 α_m が次のように与えられる。

$$\alpha_m = \frac{W_{vb} v_v}{V_m} \quad \dots\dots(4.2-21)$$

これにより、高さ $z(\text{m})$ でのボイド率 α_z は

$$\alpha_z = m \frac{z}{z_m} + b \quad \dots\dots(4.2-22)$$

ただし

$$0 \leq \alpha_m \leq \frac{1}{2} \text{ の時} \quad \begin{cases} m = 2C_x \alpha_m \\ b = (1 - C_x) \alpha_m \end{cases} \quad \dots\dots(4.2-23)$$

$$\frac{1}{2} \leq \alpha_m \leq 1 \text{ の時} \quad \begin{cases} m = 2C_x(1 - \alpha_m) \\ b = (1 + C_x) \alpha_m - C_x \end{cases} \quad \dots\dots(4.2-24)$$

そこで、水面近くでのボイド率 α_{zm} は次で与えられることになる。

$$\begin{cases} 0 \leq \alpha_m \leq \frac{1}{2} & \alpha_{zm} = \alpha_m(1 + C_x) \\ \frac{1}{2} \leq \alpha_m \leq 1 & \alpha_{zm} = \alpha_m + C_x(1 - \alpha_m) \end{cases} \quad \dots\dots(4.2-25)$$

(4.2-23)~(4.2-25) 式にあらわれる C_x は、気泡分布パラメータであって、インプットデータとして与えるものである。

(3) 流出流量の式

破断口から流出する流体の流出速度を与える式として、飽和蒸気流出の場合と飽和蒸気及び飽和水の二相流流出の場合の 2 つを考慮した。

(a) 飽和蒸気流出

破断口が水面より上部にあり、流出流体が単相の飽和蒸気である場合には、流出速度は臨界流又は通常の単相流として流出する。破断オリフィス上流側の圧力を $p(\text{kg}/\text{m}^2)$ 、飽和蒸気の断熱指数を κ とすると、臨界圧力 $p_c(\text{kg}/\text{m}^2)$ は次で与えられる。

$$p_c = \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\kappa / \kappa - 1} p \quad \dots\dots(4.2-26)$$

p_b をオリフィス下流側の圧力とする。(本実験では大

気圧中へ放出したので $p_b = 1.033 \times 10^4 \text{ kg/m}^2$ となる。) すると流量 $G(\text{kg/s})$ は

$p_c \geq p_b$ (臨界流となる)

$$G = C_{D1} \frac{A_D}{v_v} \sqrt{\frac{2g\kappa}{\kappa+1} p v_v} \quad \dots\dots(4.2-27)$$

$p_c \leq p_b$

$$G = C_{D1} \frac{A_D}{v_v} \sqrt{\frac{2g\kappa}{\kappa-1} p v_v \left\{ 1 - \left(\frac{p_b}{p} \right)^{k-1/k} \right\}} \quad \dots\dots(4.2-28)$$

ここで A_D は破断口オリフィスの断面積であり, C_{D1} は流量係数である。 ($C_{D1} \approx 0.6$)

(㊦) 二相流流出

破断口が水面より下にある場合には, 気液二相流の流出となる。この場合の計算法として, RELAP 3 などと同様, 本解析でも現在世界的に広く用いられている Moody による二相臨界流の計算方法³⁾ を用いるものとする。これはオリフィス上流側 (すなわち压力容器内) の流出流体のエンタルピとエントロピを知って臨界流量を求めるものである。まず, 流出流体の比エントロピ S_0 と比エンタルピ h_0 は, (4.2-20) 式の x_i を用いて,

$$S_0 = S_l + x_i(S_v - S_l) \quad \dots\dots(4.2-29)$$

$$h_0 = h_l + x_i(h_v - h_l) \quad \dots\dots(4.2-30)$$

S_l, S_v, h_l, h_v は压力容器内圧力 p の飽和水及び飽和蒸気の比エントロピと比エンタルピである。

流出流量 G は, J を熱の仕事当量とすると,

$$G = C_{D2} A_D \left\{ 2gJ \left[h_0 - h_{lc} - \frac{(h_{vc} - h_{lc})}{(S_{vc} - S_{lc})} (S_0 - S_{lc}) \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \times \left[\frac{\left(\frac{v_{vc}}{v_{lc}} \right)^{\frac{1}{3}} (S_{vc} - S_0) v_{lc}}{S_{vc} - S_{lc}} + \frac{(S_0 - S_{lc}) v_{vc}}{S_{vc} - S_{lc}} \right]^{-1} \times \left[\frac{S_0 - S_{lc}}{S_{vc} - S_{lc}} + \frac{S_{vc} - S_0}{\left(\frac{v_{vc}}{v_{lc}} \right)^{2/3} (S_{vc} - S_{lc})} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad \dots\dots(4.2-31)$$

$S_{vc}, S_{lc}, h_{vc}, h_{lc}, v_{vc}, v_{lc}$ はそれぞれ臨界圧における蒸気及び水の比エントロピ, 比エンタルピ, 比容積をあらわす。この臨界圧状態は (4.2-31) 式で

$$\frac{dG}{dp} = 0 \quad \dots\dots(4.2-32)$$

の条件を満足する時として求めることができる。なお (4.2-31) 式中の C_{D2} は二相流状態における流量係数であって, インพุットパラメータとして与えるものである。

(4) 流出流体エンタルピ

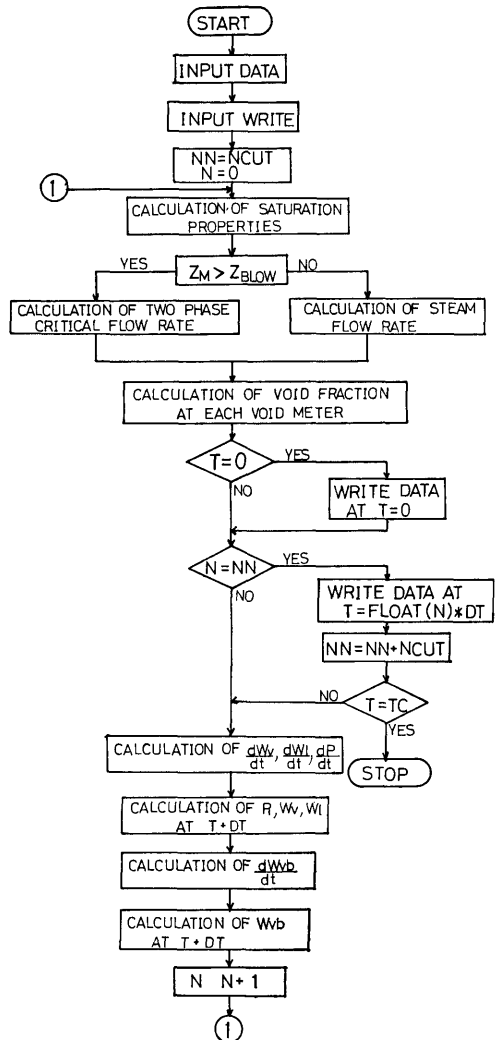


図 4-1 BLODAC-1V のフローチャート

(4.2-15) 式であらわれる流出流体の比エンタルピは (4.2-20) 式の x_i を用い, (4.2-30) 式と同様に次の形で与えることができる。

$$h_i = (1-x_i)h_l + x_i h_v \quad \dots\dots(4.2-33)$$

(5) BLODAC コード

BLODAC コードのフローチャートの概要は図 4-1 に示す通りである。すなわち, まずインพุットデータの読み込みとプリントを行い, 次に必要な物性値の読取りを行う。その後, 破断口の位置と水位の関係に応じて, 単相流又は二相流の流出流量 G の計算を行う。次にボイド計取付位置など必要とする位置でのボイド率の計算を行う。そして, $T=0$ 又は所定の時間

後 ($N=NN$) の計算結果をプリントする。所定の時間の計算を終了したなら ($T=TC$) 計算をストップするが、そうでない場合は、 dp/dt , dW_v/dt , dW_l/dt の計算を行う。それらより

$$PN = PN^{-1} + \frac{dp}{dt} \cdot DT \quad \dots\dots(4.2-34)$$

のような逐次近似計算によって、1ステップ後の各値を計算する。 (DT) は時間メッシュ)。同様に dW_{vb}/dt の計算から1ステップ後の W_{vb} を求める。そして、 $N=N+1$ と1ステップすすめて元に戻る。

本コードは逐次近似法のため、安定な解を得るには時間メッシュのとり方に注意を要する。また、Moodyの二相臨界流量の計算を1回ごとに行っているため、それに大部分の計算時間を要する。長時間の計算を行うようにするには、これを表の形で入れるよう今後変更する必要がある。

なお、将来は本解析コードを多ボリュームに拡張する予定であるが、さしあたり、1ボリュームのみを扱うものを作成した。そこでこれを BLODAC-1V と名づけることとする。

4.3 BLODAC と RELAP 3 及び 4 との比較

BLODAC の解析モデルでは、流量係数として蒸気単相流に対する C_{D1} ($=0.6$) と二相臨界流に対する C_{D2} とを分けて使用することにより、ある程度流量係数としての物理的意味を考慮に入れられるようになっている。一方、RELAP 3 又は 4 においては、これはただ1つの値としてインプットされるようになっている。例として、図4-2及び図4-3に BLODAC と RELAP との同条件での計算結果の比較を示す。図4-2は上部破断の場合の例で、流出流体はほぼ蒸気の単相流であるため、RELAP で $C_D=0.6$, BLODAC で $C_{D1}=0.6$, $C_{D2}=0.6$ としたものである。圧力特性は3つの計算結果がいずれも非常に近いことをあらわしている。図4-3は、下部破断の場合の計算例である。下部破断の場合、途中まで二相流流出であるが、水位が低下してくるとあるところで単相流流出にかわる。RELAP では、単一の流出係数しか用いられないのに対し、BLODAC では C_{D1} , C_{D2} という2つのパラメータを用いているため、二相流の流量係数と単相流の流量係数とを別々にえらび、図4-3のような結果を得ることができる。二相流流出領域では1.3という同じ流量係数であるため BLODAC と RELAP はほぼ同じ圧力時間特性を示すのに対し、単相流流出になると BLODAC は $C_{D1}=0.6$ という別の

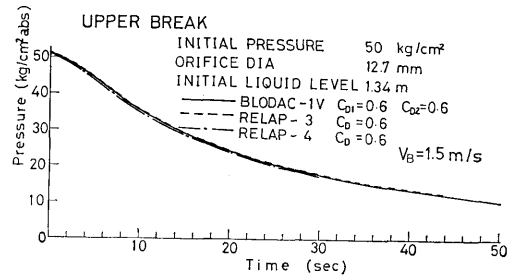


図4-2 BLODAC-1V と RELAP 3 及び 4 の計算結果の比較 (上部破断)

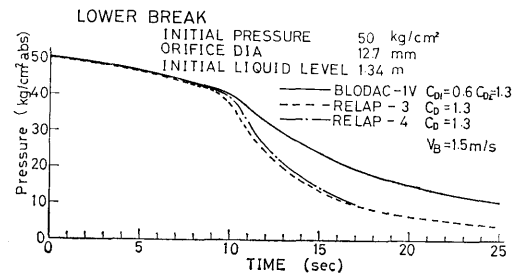


図4-3 BLODAC-1V と RELAP 3 及び 4 の計算結果の比較 (下部破断)

流量係数を与えられるので大きな違いがでてくる。そして、このように単相流流出を別に扱うことが実験結果を比較的うまくあらわすことがわかった。

4.4 BLODAC コードにおけるインプットパラメータ C_{D2} , V_B の整理

実験により得られた、圧力時間特性、ボイド率時間特性、及び中部下部破断の場合の水位降下速度、の3つの実験値をうまくあらわすような計算値を得るため、BLODAC コードにおいてパラメータ C_{D2} , V_B をいろいろに変えることにより、最適の C_{D2} と V_B を求めた。

この方法を、上部破断実験について、RELAP 3 により比較した図4-4から図4-6を用いて説明する。すなわち、RELAP 3 では、気泡離脱速度 V_{Bft}/s と、流量係数 C_D をインプットパラメータとして与えて計算を行わせるようになっている。 $(C_x=0.8$ とした。) 図4-4 は圧力特性の実験値と計算値の比較例であり、 $V_B=3ft/s$, $C_D=0.7$ とした①の計算値は実験値より小さくなっている。同様に②で示した $V_B=6ft/s$, $C_D=0.7$ の場合も小さすぎる。一方、 $C_D=0.5$ とした④⑤はいずれも実験値より大きい。実験値に最も近いのは $V_B=4ft/s$, $C_D=0.6$ の③の場合である。図4-5は、同様の方法でボイド率の比較を行

実験値とRELAP 3による計算値との比較 — 圧力

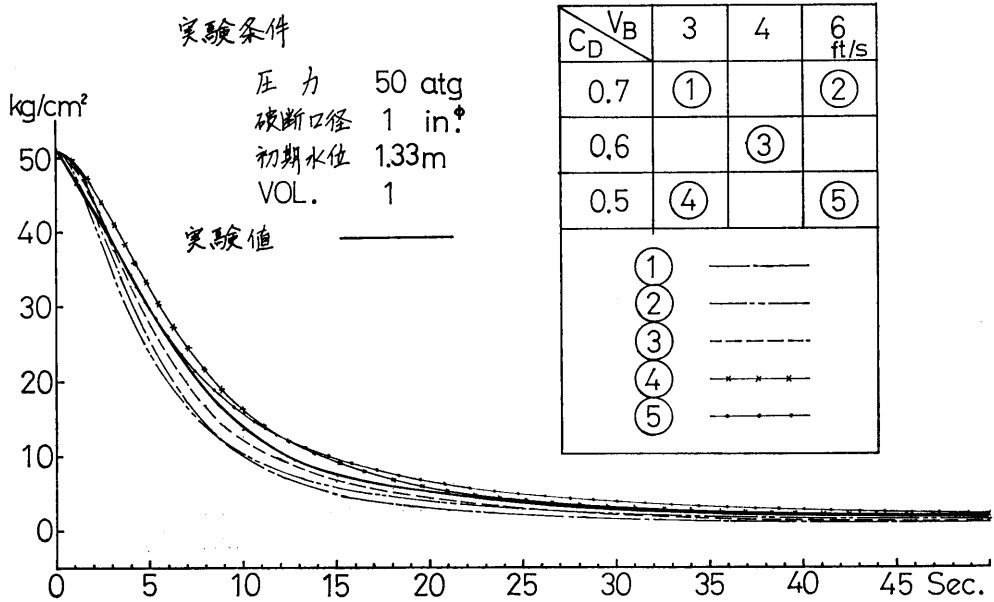


図 4-4 RELAP 3 によるインプットパラメータの各組合せと実験値との比較 (圧力特性)

実験値とRELAP 3による計算値との比較 — ボイド率

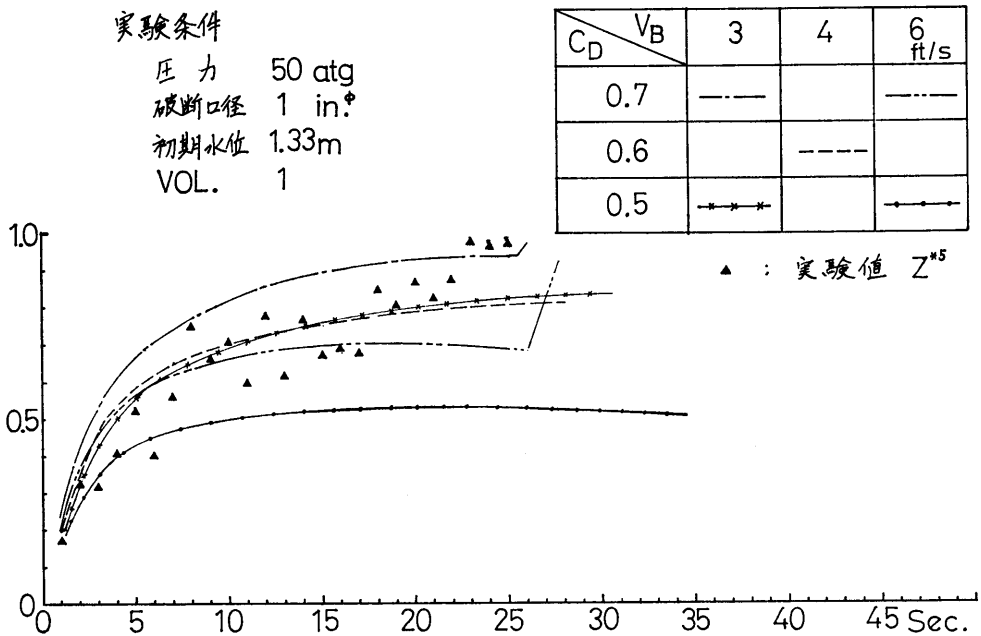


図 4-5 RELAP 3 によるインプットパラメータの各組合せと実験値との比較 (ボイド率特性)

圧力とボイド率からみた C_D と V_B の関係

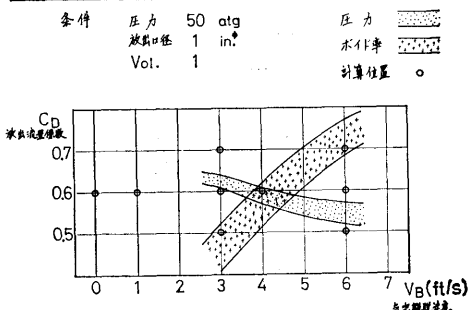


図 4-6 圧力とボイド率からみたインプットパラメータの関係

ったものである。▲印はボイド計V-5のボイド率であって、 $V_B=3ft/s$, $C_D=0.7$ とした計算値は実験値より大きく、 $V_B=6ft/s$, $C_D=0.5$ とした計算値は逆に小さく、 $V_B=6ft/s$, $C_D=0.7$, $V_B=4ft/s$, $C_D=0.6$, および $V_B=3ft/s$, $C_D=0.5$ の各組合せの時はいずれも実験値にはほぼ近いことがわかる。そこで、図

4-6に、縦軸として C_D 、横軸として V_B をとり、圧力特性とボイド率特性の実験値をよくあらわすようなパラメータの組合せの範囲を示した。この図より明らかのように圧力特性とよくあうパラメータ範囲とボイド率特性とよくあうパラメータ範囲とは交さしており、この交った範囲内のパラメータの組合せのみが、圧力とボイド率両方の実験値とうまくあうことになる。

同様の比較を、BLODAC-1 Vを用いて各実験値に対して行った。BLODAC-1 Vは蒸気単相流の流量係数 C_{D1} として0.6を用い、二相流の流量係数 C_{D2} をインプットパラメータとして与えた。図4-7及び図4-8は、このようにして求めた圧力、ボイド率、及び水位降下速度の3つの実験値をよくあらわすパラメータ C_{D2} 及び V_B の組合せである。図4-7は、初期圧力50kg/cm²g、初期水位1.34mのものについて示したもので左端2つが上部破断の場合であり、それぞれオリフィス口径25.4mmと12.7mmにつ

EXPERIMENTAL CONDITION
INITIAL PRESSURE 50 kg/cm²g
INITIAL LIQUID LEVEL 1.34 m

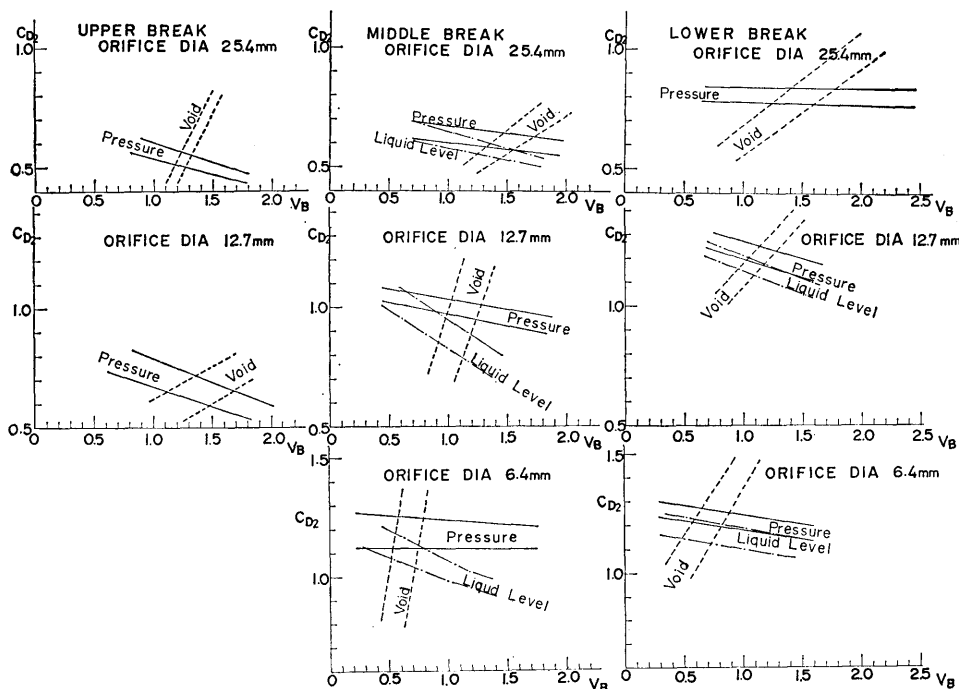


図 4-7 各実験値をうまくあらわすインプットパラメータの組合せ

EXPERIMENTAL CONDITION
 INITIAL PRESSURE 30 kg/cm²g
 INITIAL LIQUID LEVEL 1.29 m

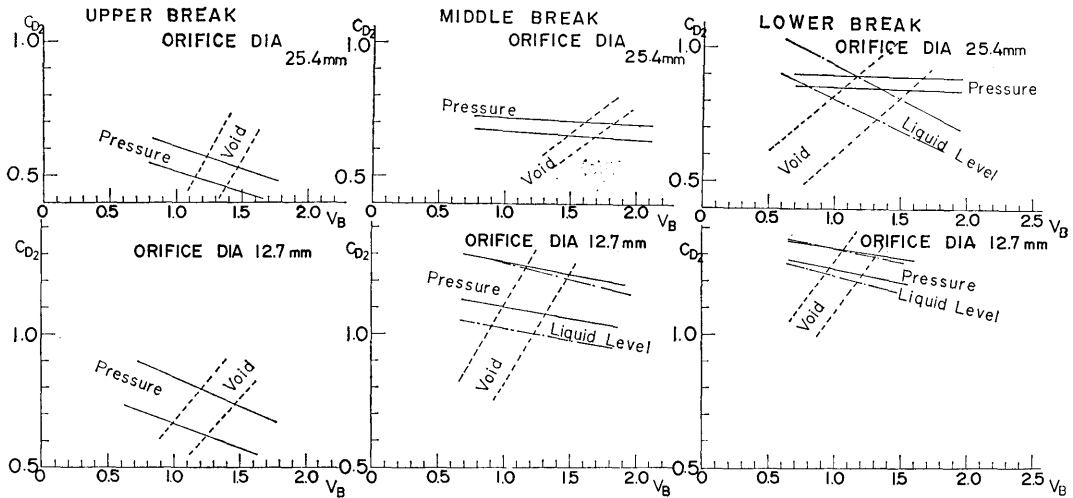


図 4-8 各実験値をうまくあらわすインプットパラメータの組合せ

いて示したものである。中央の3つは中部破断の場合で上からオリフィス口径 25.4mm, 12.7mm および 6.4mm に対するものである。右端の3つは下部破断に対するもので、上からオリフィス口径 25.4mm, 12.7mm および 6.4mm に対するものである。図4-8は、初期圧力 30kg/cm²g, 初期水位 1.29m に対するもので、左より、上部、中部、下部破断の場合につき、オリフィス口径 25.4mm と 12.7mm について示したものである。

これらの図よりわかるように、圧力をあわせるためのパラメータの組合せは左から右下りであるのに対し、ボイド率をあわせるためのものは右から左下りになっている。また、水位降下は圧力と同じに右下りになっている。そして、この交点の範囲に関し、以下の結論が得られる。

(i) オリフィス口径が同じ場合、上部、中部、下部と破断口位置が下へいくに従い、流量係数 C_{D2} は大きくなる。

(ii) 同じ破断口位置の場合、オリフィス口径の大きい程 C_{D2} の値は小さくなる。

(iii) V_B は、同じ破断口位置の場合、オリフィス口径の大きい程大きくなっている。

さて、 C_{D2} 及び V_B の物理的意味を考えつつ考察

を行ってみよう。

C_{D2} は、二相流流出時のブローダウン時間に影響するパラメータであり、圧力特性に特にきいてくるものである。一方、 V_B は水面からの蒸気離脱速度であって、これが大きいことは、水面下のボイド率が低下して水位降下速度が大きくなることを意味している。各破断位置の特性に対しそれぞれ以下のように説明することができる。

(a) 上部破断の場合；ボイド率をあわせるためには左下り、すなわち V_B が大きい時 C_{D2} を大きくしなければならない。これは、 V_B が大きくなると水面下のボイド率が下るため、 C_{D2} を大きくして激しいブローダウンが生じているとしないことと実験値とあわないことを意味している。

また、圧力をあわせるためには、 V_B が大きくなると C_{D2} を若干小さくしなければならない。これは、 V_B が大きくなると水位降下が早くなるので、ブローダウンを長びかせる意味で C_{D2} を小さくするのである。しかし、上部破断の場合、大部分蒸気の単相流流出であるため、図4-7、図4-8に示すほど圧力をあわせるための範囲がごく限られたものとはならず、これより大きく離れても比較的实验値からのずれは小さい。

(b) 下部破断の場合；水位降下を合わせるためには V_B 大の時、 C_{D2} を小さくする必要がある。これは V_B が大きくなるとボイド率が下り水面が早く降下するからで、ブローダウン時間を長くするために C_{D2} を小さくする必要がある。同様に圧力をあわせるためにも、 V_B が大の時 C_{D2} を小さくする必要がある。

ボイド率については、上部破断の場合に説明したことと同様に、 V_B が大きくなるとボイド率が下るため C_{D2} を大きくとってブローダウンをはげしい方向にもっていかなければならない。しかし、一般に下部破断の場合、ボイド率が小さいので、正しく計算と比較するには大分困難な点がある。

(c) 中部破断の場合；上部破断と下部破断の中間的な性質であって、圧力とボイド率と水位降下の3つを同時に満足するパラメータの組合わせが必要となる。すなわち、水位が破断口に達する以前は、下部破断と同様に、主として圧力と水位降下速度が問題となり、水位が破断口に達して以後は上部破断と同様に圧力とボイド率を主としてあわせる必要がある。なお、この3つを同時に満足しない時は気泡勾配モデルが不適当となるわけである。実際図4-7の中央の図はその例であるが、実験値の精度等考えると、これでよい近似となっていると考えられる。

4.5 可変パラメータモデルの検討

これまで、流量係数 C_D 及び気泡離脱速度 V_B に関し、実験データの整理などからいくつかの考え方が提案されている。これらの考え方は、破断口径が小さく出口乾き度が小さい程大きな C_D (単相流流出にも2相流流出にも同じ係数を用いている。) を与えるということ及び V_B に関しては Wilson et al の式を用いていることなどが特徴である。

4.5.1 流量係数 C_D について

米国 Battelle Memorial Institute で行われた Containment System Experiment の実験結果より、流量係数 C_D として Alleman⁴⁾ は以下の実験式を与えた。

$$C_{DCSE} = 0.287 \left(\frac{\text{破断口面積}}{\text{容器断面積}} \right)^{-0.165}$$

これは、容器面積が同じ場合、破断口面積が大きいほど C_D が小さくなるということで、本報告による結果と一致している。この関係式による一体型炉ブローダウン実験装置の C_D と破断口径の関係を図4-9に示す。これによるとオリフィス口径 25.4mm の時 $C_D=0.635$ 、12.7mm の時 $C_D=0.8$ 、[6.4mm の時

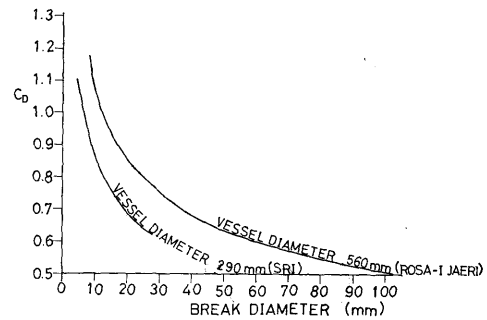


図4-9 CSE実験の実験式による破断口径と C_D の関係

$C_D=1.0$ となることがわかる。図4-9には参考として原研のROSA-1の容器直径560mmの場合についても示してある。

原研の傍島⁹⁾は、ROSA-1による実験データを RELAP 3 の計算値と比較検討することにより、流出流体が低乾き度の場合に相間不平衡のため C_D が大きくなるとし、平均の流出流体乾き度 x と C_D との間に次の関係を与えた。

$$C_D = 0.57 + 0.002/x$$

これも、流出流体乾き度が小さい時に、 C_D が大きくなるということで本報告の結果と定性的には一致している。

一方、1972年10月の AEC Regulatory Staff の Supplemental Testimony においては、いろいろな意見が記されており、ANCのSensitivity Studyの結果として、次のような値を C_D に考えている。(X_i を流出流体の乾き度とする。)

$$0 \leq X_i \leq 0.02 \quad C_D = 2.0$$

$$0.02 \leq X_i \leq 0.03 \quad C_D = 4.8 - 140X_i$$

$$0.03 \leq X_i \quad C_D = 0.6$$

これも、 X_i が小さいほど大きな C_D を与えるという点で本実験の結果と一致している。

4.5.2 気泡離脱速度 V_B について

気泡離脱速度については、Wilson et al⁶⁾ による蒸気泡の上昇に対する実験式が、唯一のものとして用いられることが多いが、これがブローダウン時に適用できるか、完全には実証されたものとはいいがたい。彼等の式は以下のようにボイド率と速度 V_B との関係が2領域に分けられるとするものである。

$$\left(\frac{v_l}{v_g - v_l} \right)^{0.32} \left(\frac{d_B}{d_V} \right)^{0.19} < 2.7 \text{ の時}$$

$$\alpha = 0.136 \left(\frac{v_l}{v_g - v_l} \right)^{0.32} \left(\frac{d_B}{d_V} \right)^{0.19} \left[\frac{V_B}{(g d_B)^{0.5}} \right]^{1.78}$$

$\frac{\alpha}{\left(\frac{v_l}{v_g - v_l} \right)^{0.32} \left(\frac{d_B}{d_V} \right)^{0.19}} \geq 2.7$ の時

$$\alpha = 0.75 \left(\frac{v_l}{v_g - v_l} \right)^{0.32} \left(\frac{d_B}{d_V} \right)^{0.19} \left[\frac{V_B}{(g d_B)^{0.5}} \right]^{0.78}$$

とするものである。いずれの範囲でも、ボイド率 α の大きい程、 V_B は大きくなっている。なお、

$$d_B = \left(\frac{\sigma}{1/v_l - 1/v_g} \right)^{0.5}$$

σ は表面張力 (kg/m) であり、 v_l, v_g は水と蒸気の比容積 (m³/kg)、 d_V は圧力容器の直径 (m)、 g は重力加速度 (9.8m/s²) である。

これを、本実験の 50kg/cm² の初期圧力の場合に適用してみると

$$\alpha < 0.38 \text{ の時 } \alpha = 0.44 V_B^{1.78}$$

$$\alpha \geq 0.38 \text{ の時 } \alpha = 0.42 V_B^{0.78}$$

となる。これを図として示したのが図 4-10 であって、平均ボイド率の大きい程 V_B が大きくなっている。このことは、定性的には、図 4-7 に示す V_B に

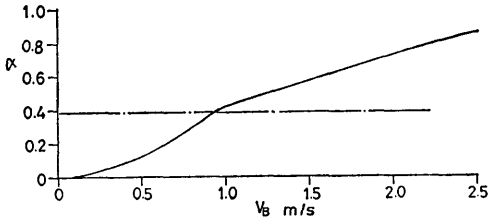


図 4-10 Wilson et al の実験式による α と V_B の関係 (50kg/cm² の場合)

対する関係と一致するものであって、中部破断及び下部破断では破断口径の小さいほど小さな V_B となっている。このことは、破断口径の小さい程、ブローダウンの過渡特性がおだやかでボイド率が小さく、従って V_B が小さいことを示している。上部破断の場合は、破断口径の大きい方が、液を同伴する割合が大きいこともあり、はっきりした特性はでていない。なお、図 4-7 では上部、中部、下部破断とも $V_B=0.5 \sim 1.8$ m/s の範囲に入っているが、これはブローダウン全過程に対し単一の V_B をとっていることもあり、Wilson の式の妥当性をこれ以上ははっきりさせることはできない。

4.5.3 可変パラメータモデルによる比較

本実験結果と、可変パラメータモデルによる計算値の比較を行った。すなわち、BLODAC-1 V コード

(328)

に原研の傍島らの C_D に対する式を用いたものを、BLODAC-1 V J とし、ANC の C_D を用いたものを BLODAC-1 V U とした。BLODAC-1 V J は、leak junction quality を X_i として、

$$C_{D1} = 0.6$$

$$C_{D2} = 0.57 + 0.002/x_i$$

と、おいたもので、 x_i が小さく Moody の臨界流量にこの C_{D2} を掛けて求めた流量 G が、水の単相流出より大きい場合、水が単相流で流れるとしたものである。(その際、水に対する流量係数を 0.6 とした。) また、 V_B については、Wilson の式をそのまま用いた。

一方、BLODAC-1 V U は、 C_{D2} して 4.5.1 項に記したものを、 $C_{D1}=0.6$ とした。また、 V_B としては Wilson による式を用いた。

以上のようにして、圧力及びボイド率について計算値と実験値の比較を行ったものが、図 4-11~図 4-24 である。図には、図 4-7 及び図 4-8 で与えた固定パラメータによる C_{D2} と V_B の適当な範囲の値をえらんで計算したものを、BLODAC-1 V として同時に示してある。広い範囲にわたり、BLODAC-1 V J も BLODAC-1 V U も比較的良好に実験値とあっ

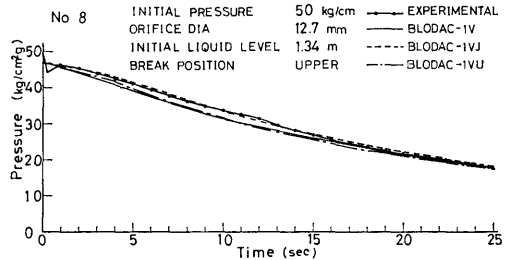


図 4-11(a) 上部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

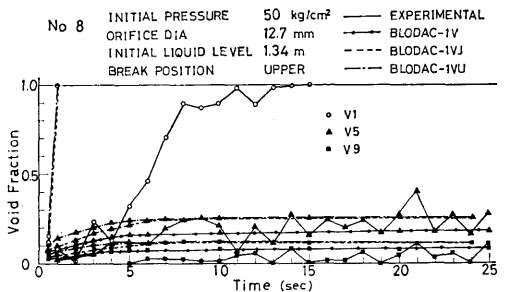


図 4-11(b) 上部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

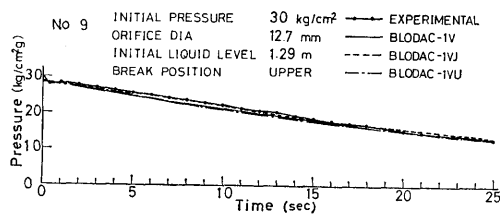


図 4-12(a) 上部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

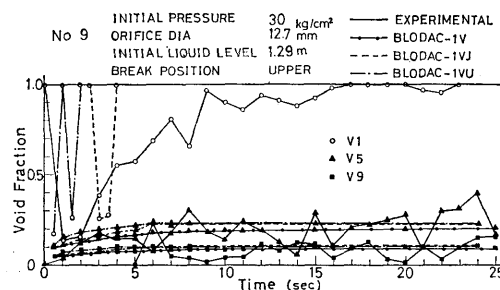


図 4-12(b) 上部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

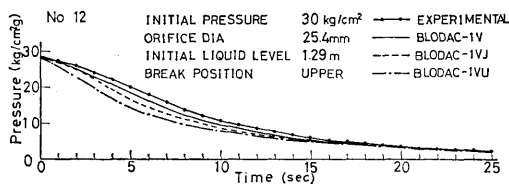


図 4-13(a) 上部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

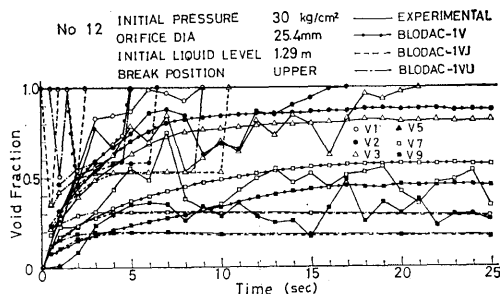


図 4-13(b) 上部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

ているといふことができる。これは、いずれの場合も流出流体が低乾き度の時大きな CD_2 の値をとったことによると考えられる。

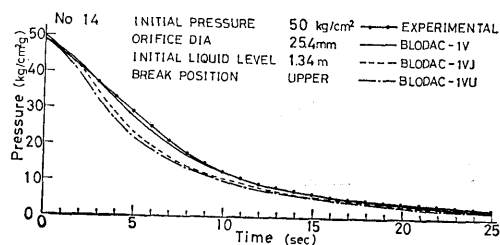


図 4-14(a) 上部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

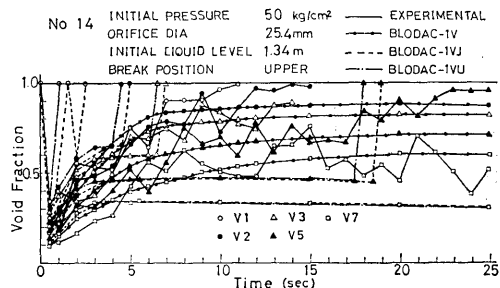


図 4-14(b) 上部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

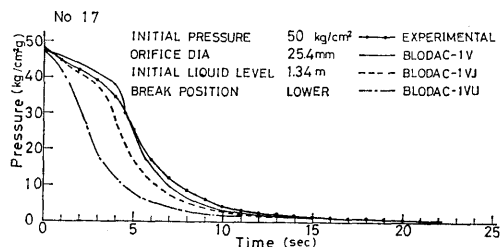


図 4-15(a) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

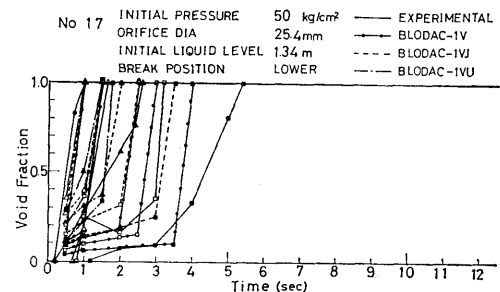


図 4-15(b) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

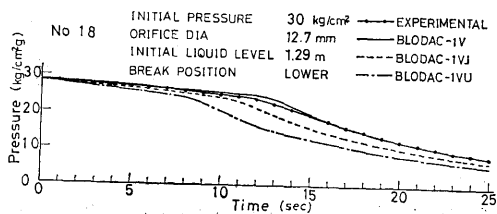


図 4-16(a) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

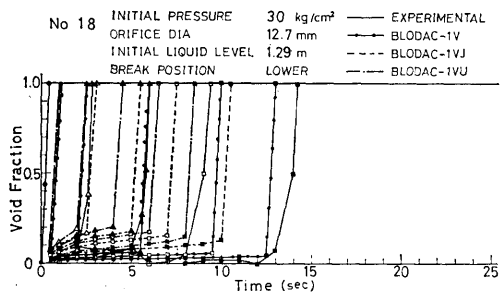


図 4-16(b) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

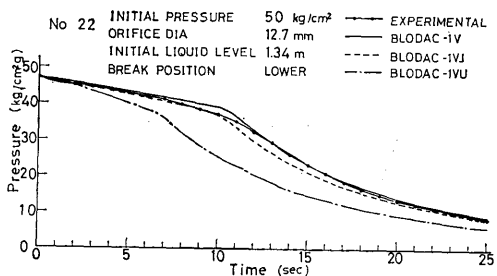


図 4-17(a) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

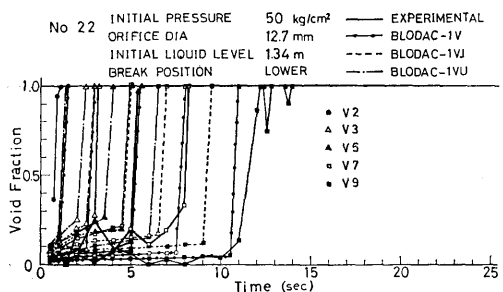


図 4-17(b) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

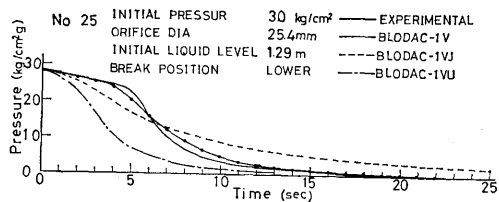


図 4-18(a) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

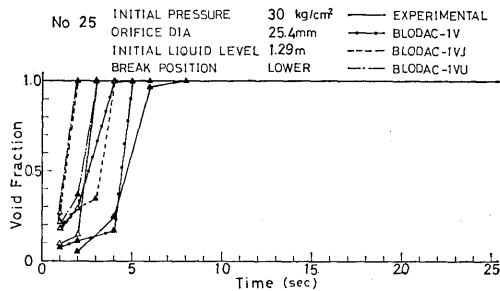


図 4-18(b) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

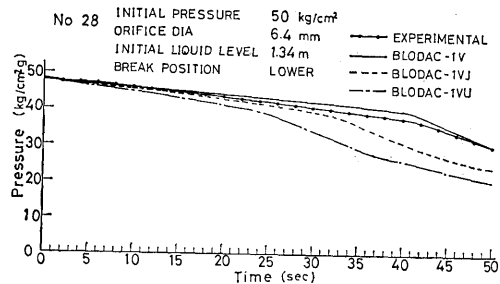


図 4-19(a) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

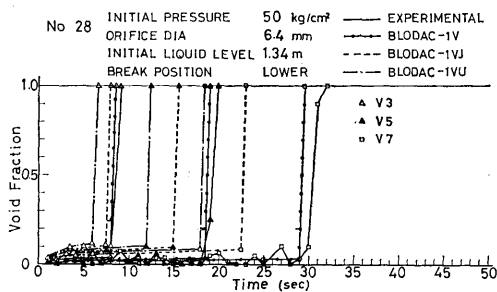


図 4-19(b) 下部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

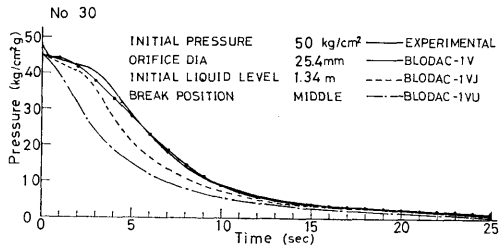


図 4-20(a) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

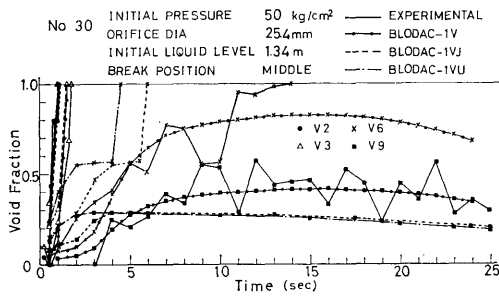


図 4-20(b) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

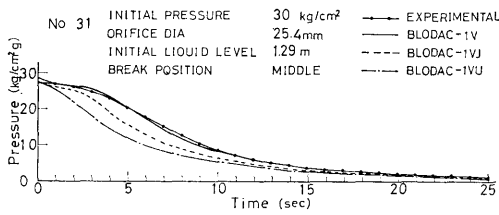


図 4-21(a) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

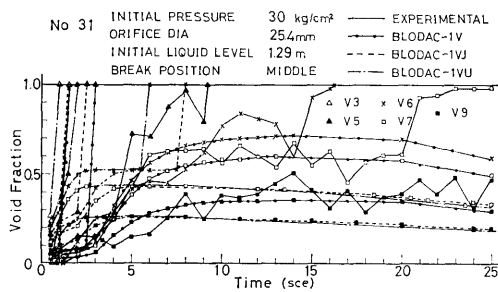


図 4-21(b) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

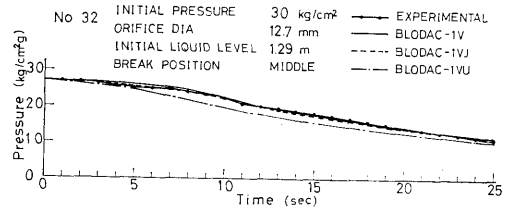


図 4-22(a) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

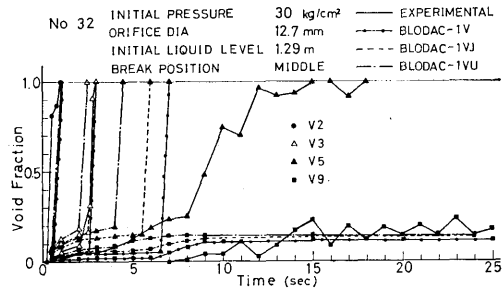


図 4-22(b) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

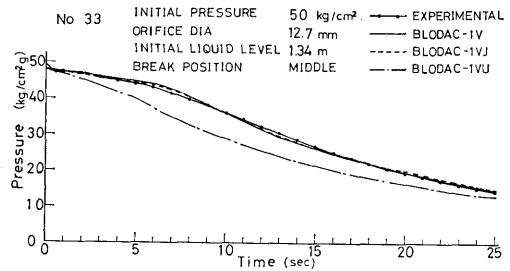


図 4-23(a) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

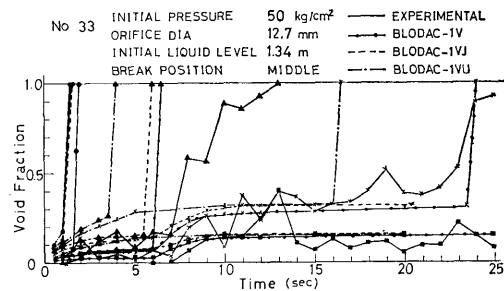


図 4-23(b) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

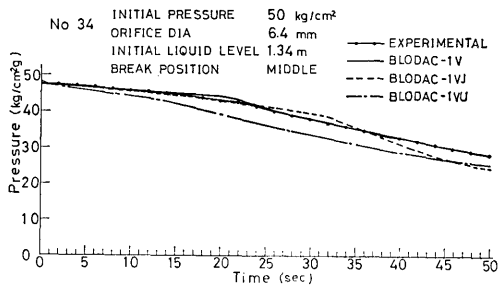


図 4-24(a) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (圧力)

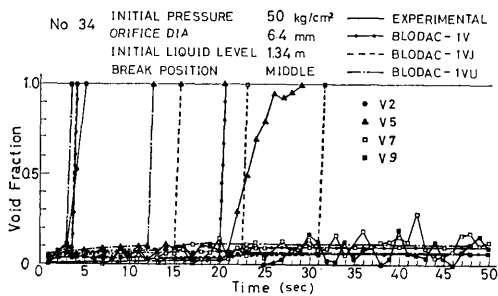


図 4-24(b) 中部破断実験値と各モデル計算の比較 (ボイド率)

5. まとめ

一体型炉ブローダウン実験装置により34回のブローダウン実験を行い、さらに解析との比較検討を行うことによってブローダウン時の圧力容器内流体の熱流力の特性に関するいくつかの知見を得ることができた。すなわち、

- (1) 1 ボリューム破断実験の結果、圧力特性は、上部破断実験の場合ブローダウン直後のアンダーシュートを伴う比較的急な降下を示すのに対し、下部破断の場合、気液2相流出の比較的ゆるやかな降下と破断口位置へ水面が降下して蒸気流出へ変って後の比較的早い降下の2段階に分れる。ボイド率特性は、上部破断の場合の大きなボイド率特性に対し、下部破断の場合、きわめて小さな値となった。また、ボイド率は圧力容器内の上部ほど大きな値を示した。
- (2) 初期流体条件が同一で破断口の大きさを変えた場合の比較を、破断口断面積と時間の積が同一になるように時間軸を変えて比較し、破断口径の大きい方が相対的にゆっくりしたブローダウン特性を示すことがわかり、圧力特性およびボイド率特性の両面か

(332)

ら考察を行った。

- (3) 水面下ボイド率の測定により、上部破断の場合、気泡分布パラメータ $C_x=0.8$ に近い分布となるが、下部破断の場合、気泡勾配モデルの分布の勾配より大きくなった。
- (4) 1 ボリュームブローダウン解析コード BLODAC-1Vを作成した。これに含まれる入力パラメータとしての蒸気単相流流量係数 C_{D1} 、気液2相の流量係数 C_{D2} 、気泡分布パラメータ C_x 、蒸気離脱速度 V_B について検討し、特に C_{D2} 、 V_B をいろいろ変えることによって圧力、ボイド率、水面降下速度の実験値を満足する値の範囲を求め、ボイド率の実験データにもとづき考察した。
- (5) C_{D2} と V_B の可変モデルによる本実験との比較を行ったが、流出流体の乾き度が小さい時 C_{D2} を1以上にとるモデルではかなりよく実験結果と一致することがわかった。

以上、いくつかの有益な知見が得られたが、本実験結果には、検討次第でさらに多くの情報が含まれていると考えられる。今後、それらの検討および、国内外の実験を本研究成果により解釈する作業などをすすめる予定である。

6. 引用文献

- 1) Retting, W. H. et al, "RELAP 3...A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis", IN-1321, Idaho Nuclear Corporation, June 1970.
- 2) Moore, K. V. & W. H. Retting, "RELAP 4...A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis", ANCR-1127, Aerojet Nuclear Company, Dec. 1973.
- 3) Moody, F. J., "Maximum Flow Rate of a Single Component Two-Phase Mixture", J. Heat Transfer—Trans. ASME, Vol. 87, Feb. 1965, p. 134.
- 4) Allemann, R. T. et al, "Experimental High Enthalpy Water Blowdown from a Simple Vessel through a Bottom Outlet", BNWL-1411, June. 1970.
- 5) 島宗弘治他, "軽水炉冷却材喪失事故時の一次冷却系内の熱水力的挙動 (ROSA-1による模擬実験結果)", JAERI-M 6318, 1975年12月.
- 6) Wilson, J. F. et al, "The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two-Phase Mixture", Trans. Am. Nucl. Soc. Vol. 5, 1962, p. 151.

7. あ と が き

本報告は、昭和48年度の原子力試験研究費で製作した「一体型炉ブローダウン実験装置」による実験および検討結果である。ブローダウン中の圧力容器内の流体の挙動を測定するという困難な作業のため実験が軌道にのったのは49年度後半であり、その後1年半の実験および検討、さらにデータの整理と考察に予想以上の月日を費し、ついに昭和52年に入ってしまった。しかし、特に1ボリュームのブローダウン時の現象について、新しい貴重な多くの資料が得られたことは幸であり、この中からは、さらに今後も検討すべきデータも沢山ある。だが、あまり時間がかかりすぎることもあり、とりあえずここにデータ及び、これまでに行った検討結果をまとめておくことにした。

本研究は、高圧高温条件での実験、ぼう大なデータの読取りと整理、解析コードの開発、計算と実験との比較検討など多くの作業を必要とした。そこで、実験の実施面において、三井造船株式会社と共同研究という形をとって、多大の援助をしていただいた。

そのほか、本研究を行うにあたり、多くの人々の御助力をいただいた。計画当初には、予算面で船研横村武宣氏、実験装置製作面で、三井造船小関守史氏などであり、また研究を始めてからは、実験面で小林道幸氏、その他多くの面で三井造船河合保彦氏のお世話をいただいた。さらに、この研究期間を通して、膨大な実験データをビジュグラフの記録より読み取り、圧力特性やボイド率特性のグラフとして書いて下さった上坂（現青柳）季子、光畑敬子、篠原みどりの諸嬢に対しては、特に深く感謝する次第である。