

JAERI-M

5 3 3 9

格納容器温度圧力解析コード  
CONTEMPTの検討

1973年7月

石川迪夫, 佐藤一男, 青山 功, 小関守史\*,  
八田 洋\*, 秋元正幸, 安藤弘栄, 標 宣夫\*,  
鍋田隆章\*, 桂田藤夫\*, 久恵泰吉\*

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

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問合せは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

格納容器温度圧力解析コード CONTEMPT の検討

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

石川迪夫・佐藤一男・青山功  
小関守史\*・八田洋\*\*・秋元正幸  
安藤弘栄・標宜夫\*\*\*・鍋田隆章\*\*\*\*  
舛田藤夫\*\*\*\*\*久恵泰吉\*\*\*\*\*

(1973年6月29日受理)

米国 N R T S 研究所で開発された格納容器温度圧力挙動計算コード CONTEMPT を整備し、実験解析を通じて同コードの有用性、適応性について検討吟味した。その結果、構造物の持つ熱伝達率やブローダウンに伴なう流出蒸気等のインプットを適正に与えれば、CONTEMPT コードの計算結果は格納容器の圧力変化挙動をかなり正確に見積るものであることが明らかとなつた。検討に使用した実験は、米国 C V T R 実験、我が国の船用炉用圧力抑制格納方式に関する研究（日本造船研究協会）を使用した。なお、本作業は、原子力コード委員会、軽水炉安全性コード専門部会で行なわれたものである。

\* 三井造船株式会社

\*\* 電力中央研究所

\*\*\* 日立製作所原子力研究所

\*\*\*\* 日本原子力発電株式会社

\*\*\*\*\* 日本原子力事業株式会社

Satudy on the code CONTEMPT - an Analytical Model  
for the Containment Temperature and Pressure Behavior

Michio Ishikawa, Kazuo Sato, Takumi Aoyama  
Morifumi Koseki, Hiroshi Hatta, Masayuki Akimoto  
Hiroe Ando, Nobuo Shimeji, Takaaki Nabeta  
Fujio Masuda, Yasutoshi Kyue.

Light Water Safety Code Group, Nuclear Code Committee, JAERI

( Received June 29, 1973 )

The code CONTEMPT, developed in the National Reactor Testing Station, the United States, has been studied in the Nuclear Code Committee of JAERI. The purpose is to examine its feasibility in safety evaluation of the light-water reactor plants through the analysis of containment transient experiments, Carolina Virginia Tube Reactor containment experiment in the United States and semi-scale blow-down experiment in a ship reactor container. The code reproduces the experimental results accurately when some key inputs such as heat transfer coefficients of the structure surface, are given suitably.

- 
- \* Mitsui Shipbuilding & Engineering Co. Ltd.
  - \*\* Central Res. Inst. of Electric Power Ind.
  - \*\*\* Hitachi Ltd.
  - \*\*\*\* Japan Atomic Power Co. Ltd.
  - \*\*\*\*\* NAIG Ltd.

# 目 次

1. まえがき .....	1
2. C V T R 実験解析 .....	3
2.1 概 要 .....	3
2.2 自然放熱実験の解析 .....	3
3. 日本造船研究協会 N S R - 6 部会での実験解析 .....	9
4. 解析上の重要な因子 .....	21
4.1 構造物表面附近のメッシュ区分 .....	21
4.2 構造物表面熱伝達率 .....	28
4.3 格納容器の漏洩率 .....	32
5. J P D R 格納容器の圧力計算 .....	35
6. 結 論 .....	40

## 附録

App1 CONTEMPT コード概要 .....	42
App2 CONTEMPT コード入力形式 .....	49
App3 C V T R 実験概要 .....	57
App4 日本造船研究協会実験概要 .....	67
App5 RELAP-3 ICによる日本造船研究協会実験についての 流出流量計算 .....	75

## 1 まえがき

原子力コード委員会軽水炉安全性コード専門部会では、主として軽水炉の冷却材喪失事故時の現象を解析するためのコードの整備を行って来た。本専門部会内の1つのグループであるCONTEMPT グループでは、1次系破断事故に伴い、格納容器内に流出する高温の1次冷却水によって生ずる格納容器内の過液状態を解析するコード、CONTEMPT およびCONEMPT-PS の整備を担当している。本報告は、同グループにおけるCONTEMPT コード整備のための作業のうちから、主要な部分について述べるものである。

CONTEMPT コードは、米国のNRTS ( Nuclear Reactor Testing Station ) のL. C. Richardsonらによって、1967年に開発されたもので<sup>1)</sup>、NRTSのIdaho Nuclear Corporation の G.F.Brockett 氏らの好意により、本コード委員会に送付されたものである。

CONTEMPT コードは、非常に単純化されたモデルに基くものであるが、その有用性は、CVTR (Carolina Virginia Tube Reactor)における格納容器実験<sup>2)</sup>で証明され、安全解析上、信頼できるコードとして評価されている。本コード委員会では、このコードの妥当性を確かめ、併せて本コードの使用上の問題点を摘出し、このコードの特質を把握するためIC、実験結果と、本コードの解析結果を対比に主眼を置いて作業を進めて来た。すなわち、CDC-3600を使用して一応の整備を行った後、CVTR実験、日本造船研究協会NSR-6部会での実験<sup>3)</sup>について、本コードによる解析結果の検討を行った。また、実用の格納容器についての計算例として、必要なデータが比較的完備しているJPD-Rを取り上げて解析を行った。

CVTRおよび日本造船研究協会の実験例については、後に述べるように、解析結果と実験値とは概ね良い一致を示したが、事故初期のプローダウン中の構造物表面の熱伝達率の与え方によって、解析結果にかなりの差が生ずることが判明した。1次系の破断に伴って、高温高圧の蒸気・水が格納容器内に放出され、これによって、格納容器内雰囲気の温度は上昇する。格納容器内雰囲気に与えられた熱は、格納容器の各種構造物に伝えられるが、この構造物表面の熱伝達率は、プローダウン中は、その後の温度・圧力がかなり落ちついた時期のそれに比して数倍高い値を持つことが、実験および解析の結果から推定される。CVTR実験では、構造物内の温度分布の測定結果から、プローダウン中の熱伝達率を求め、これを解析に応用しているが、このデータも必ずしも一般的なものとは云えないであろう。この方面的研究が進めば、本コードの信頼性もまた一層増大すると考えられる。

この他に解析結果に大きな影響を持つものとして、メッシュ点とセグメントの選択、断熱材の効果、格納容器の漏洩率、スプレイ効果、プローダウン挙動などを上げることができよう。これらの因子についても、可能な限り実験値と対比して、その取扱い方を考察したが、実験値が入手できなかったものは、単に数値上の検討に終ったり、あるいは作業から除外せざるを得なかつたものもある。本報告では、熱伝達率メッシュ区分の影響および格納容器漏洩率の入力

データの与え方について取り上げることにした。

以上の作業を通じて、CONTEMPT コードの特徴は、かなり良く把握できたと考える。この経験を踏まえて、実用規模の格納容器についての解析を試みることにした。前にも述べた様に、実用格納容器の例としては J P D R を取り上げたが、J P D R の格納容器は、圧力非抑制型の格納容器としては、現在の商業炉のそれに比して、かなり小型のものである。しかしながら、解析に必要なデータは、他のプラントに比してより完備しており、また構造の詳細も十分に分っていると云う点から、これを取り上げることにしたのである。もち論、この場合には、解析結果と対比すべき実験値はないのであるが、解析の結果示される圧力の挙動などは、概ね妥当なものであると考えられる。

以上の整備作業では、J P D R の例を除いては、1次冷却水のプローダウンに伴う比較的短い時間での格納容器の温度、圧力の挙動の解析に終始し、格納容器にとって本来重要である長い時間にわたる温度、圧力の挙動については解析を行っていない。この点を含め、今後共実験値の入手に努力し、あるいは数値的な検討を行ってゆく方針である。

なお、本報告の末尾に、附録として、本コードの概要、入力形式、C V T R および日本造船研究協会の実験の概要ならびに後者の実験解析のために行なった R E L A P - 3 によるプローダウン計算を記載した。

## 2. C V T R 実験解析<sup>2)</sup>

### 2.1 概 要

C V T R (Carolina Virginia Tube Reactor) は、内壁鉄板張りの格納容器に納められた重水型動力炉である。運転の終了に伴い、格納容器の漏洩、圧力試験が、この炉の格納容器を用いて行なわれた。実験の概要は、末尾の App. 3 に示す通りであるが、ここでは、蒸気吹込みによる格納容器温度、圧力試験を取り上げ、解析結果と比較することにする。

この蒸気吹込の実験についても、CONTEmPT による解析の立場からは、

- i) 格納容器に蒸気を吹きこんだ後に、自然放熱を行った実験
- ii) 格納容器スプレイを加えた実験

に分類して解析できる。この章では、i) 自然放熱実験について、解析結果と問題点を示すことにする。

### 2.2 自然放熱実験の解析

Fig. 2.2.1 は、CONTEmPT による解析と実験値との比較を、格納容器圧力について行ったものである。後に述べるようく、解析の結果は、様々な因子、特に熱伝達率の定め方によって大きく影響を受けるのであるが、ここに示されている解析例では、圧力変化については、解析結果は、実験と極めて良い一致を示している。しかしながら、CONTEmPT では、格納容器内の温度を 1 点（飽和温度）としてしか取り扱えないのに対して、実際の格納容器はかなりの広さを有し、場所による温度の差も著しい。Fig. 2.2.2 に示す様に、格納容器内の高い位置では温度が高く、一方床面附近や地下室の中では温度が低く、その差は最大 100°F 以上になっている。解析から得られる温度は、Fig. 2.2.2 に示される様に、実験他の最高と最低の間にあり、また変化の挙動もほぼ類似しているので、これが実験における平均的な温度変化であると解釈できないこともないが、確かではない。

実験と観察された格納容器内の温度差は、解析に当って無視できないものである。なぜならば、格納容器内の気体温度と構造物温度との差が、気体から構造物への伝熱量を決定する要因の 1 つであり、この熱の移動によって格納容器内圧も支配されるからである。従って、格納容器内の温度を 1 点として取扱う CONTEmPT のモデルは、実用解析上、かなりの問題があると云わねばならない。この点について、正確を期するためには、格納容器をある程度分割して解析するモデルが必要になるのであるが、これはモデルを組み立てる場合に多くの困難な問題に遭遇する。たとえば、操作床面上の大きな空気体積をどの様に区分し、どの様な空気の流れを仮定するか、プローダウン中の比較的激しい気体の移動と、その後の比較的ゆるやかな流れをどの様に区別するか、室の入口、ハッチなどの開口部や、隙間の取り扱い方など、容易に説明できない点が多い。

CONTEmPT では、前述した様に 1 点モデルであるから、格納容器内に生ずる温度分布の問題を解決するには、格納容器内の気体と構造物の間の熱伝達率の見積り（入力データ）にし

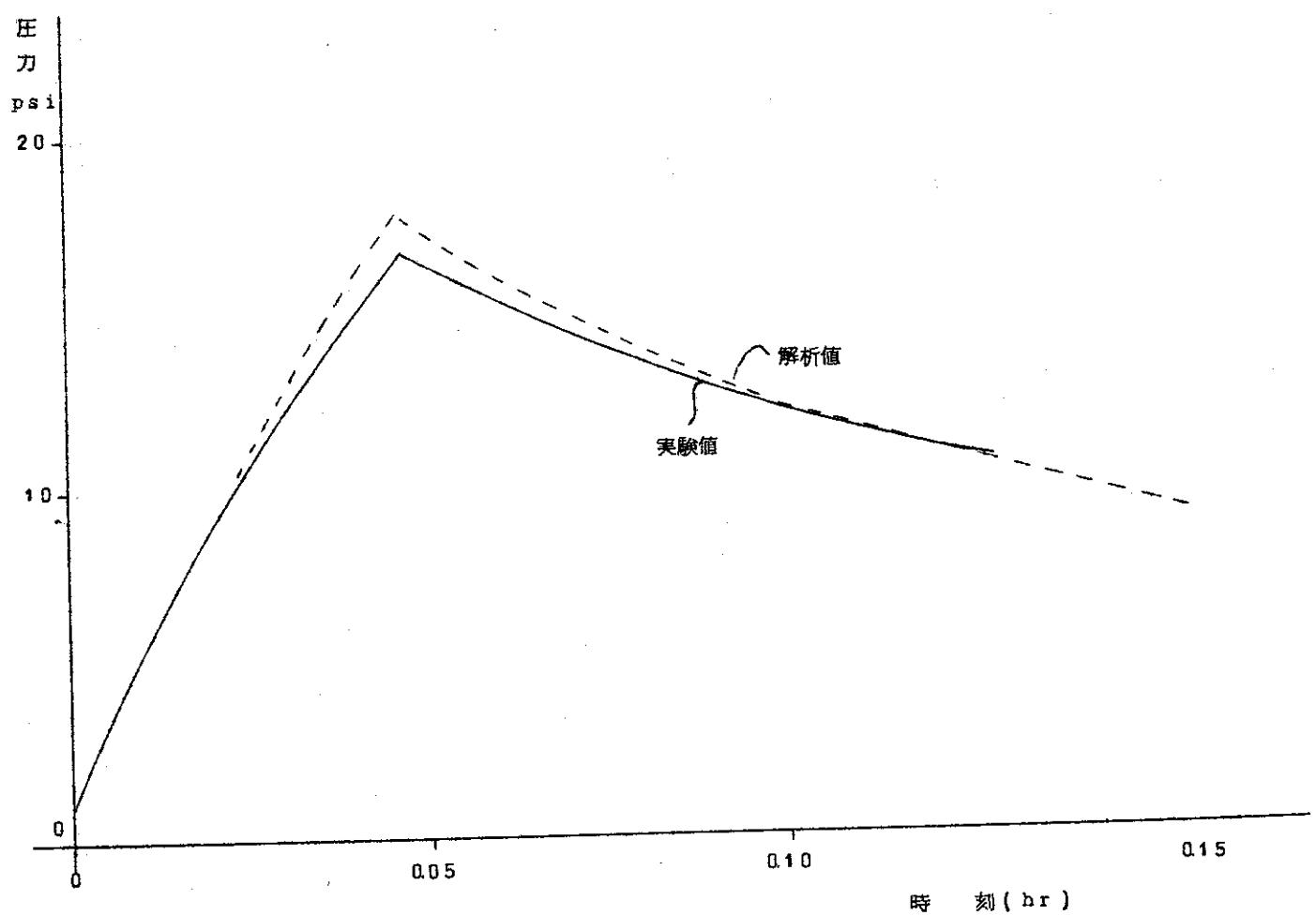


Fig. 2.2.1 CONTEMPTによるCVTR実験解析  
—格納容器圧力—

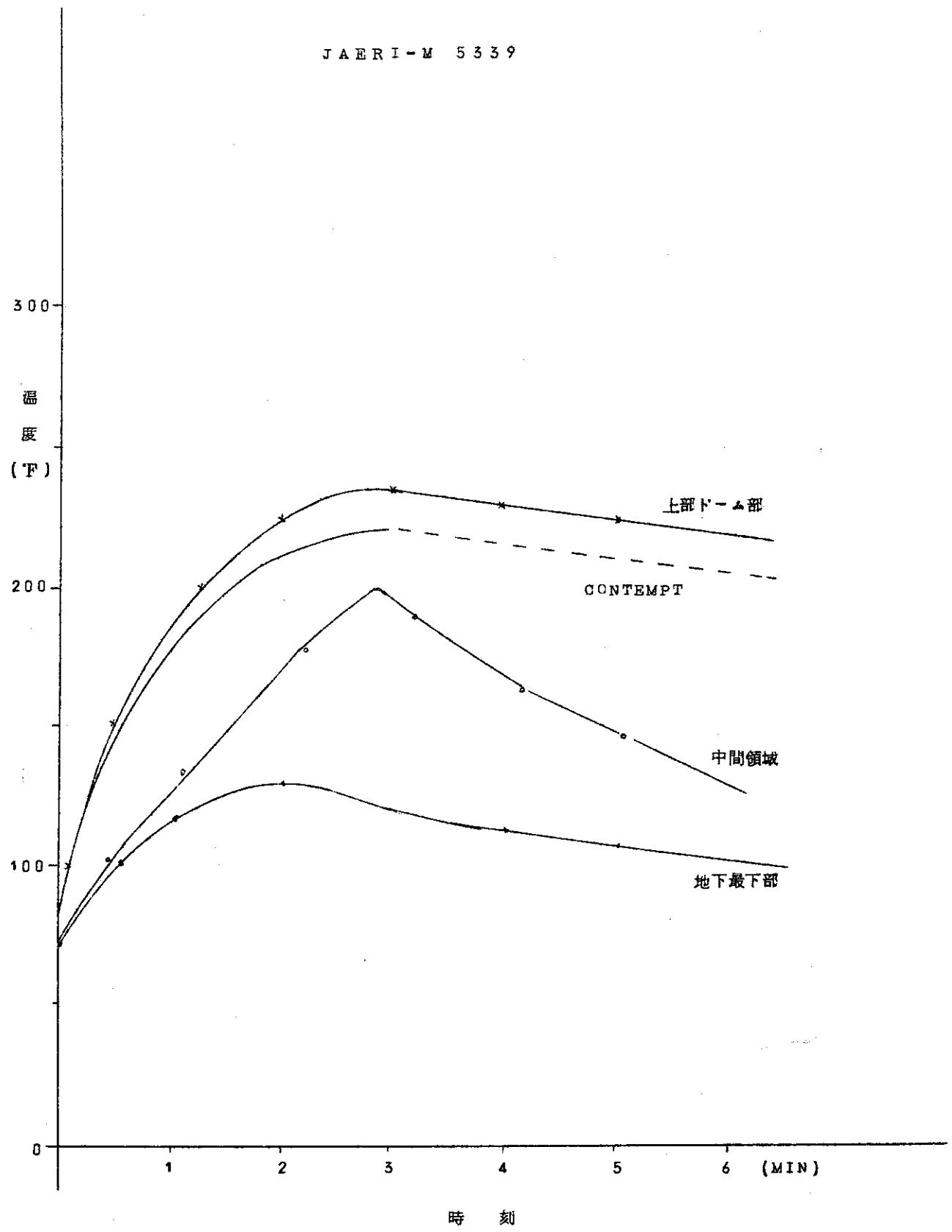
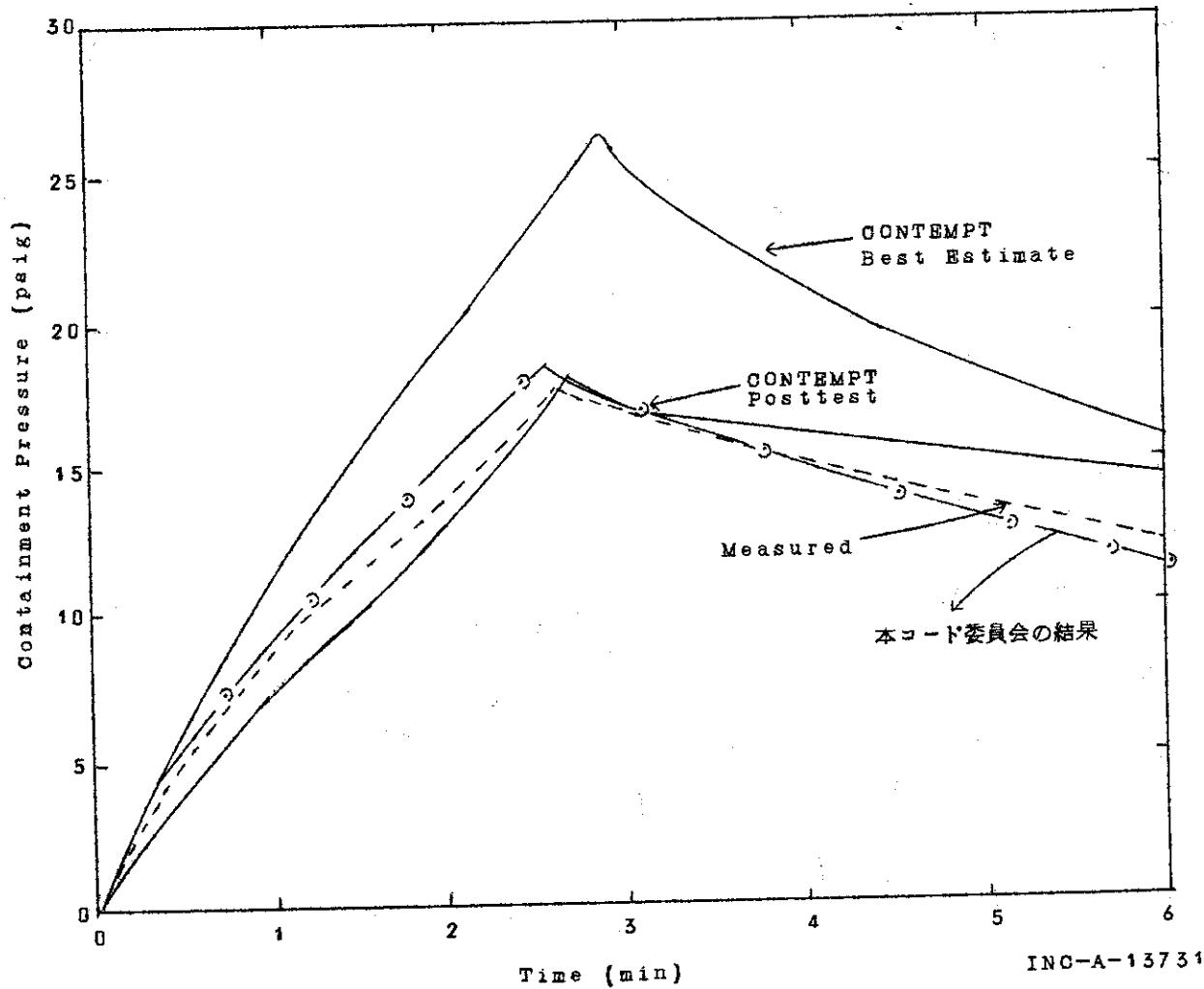
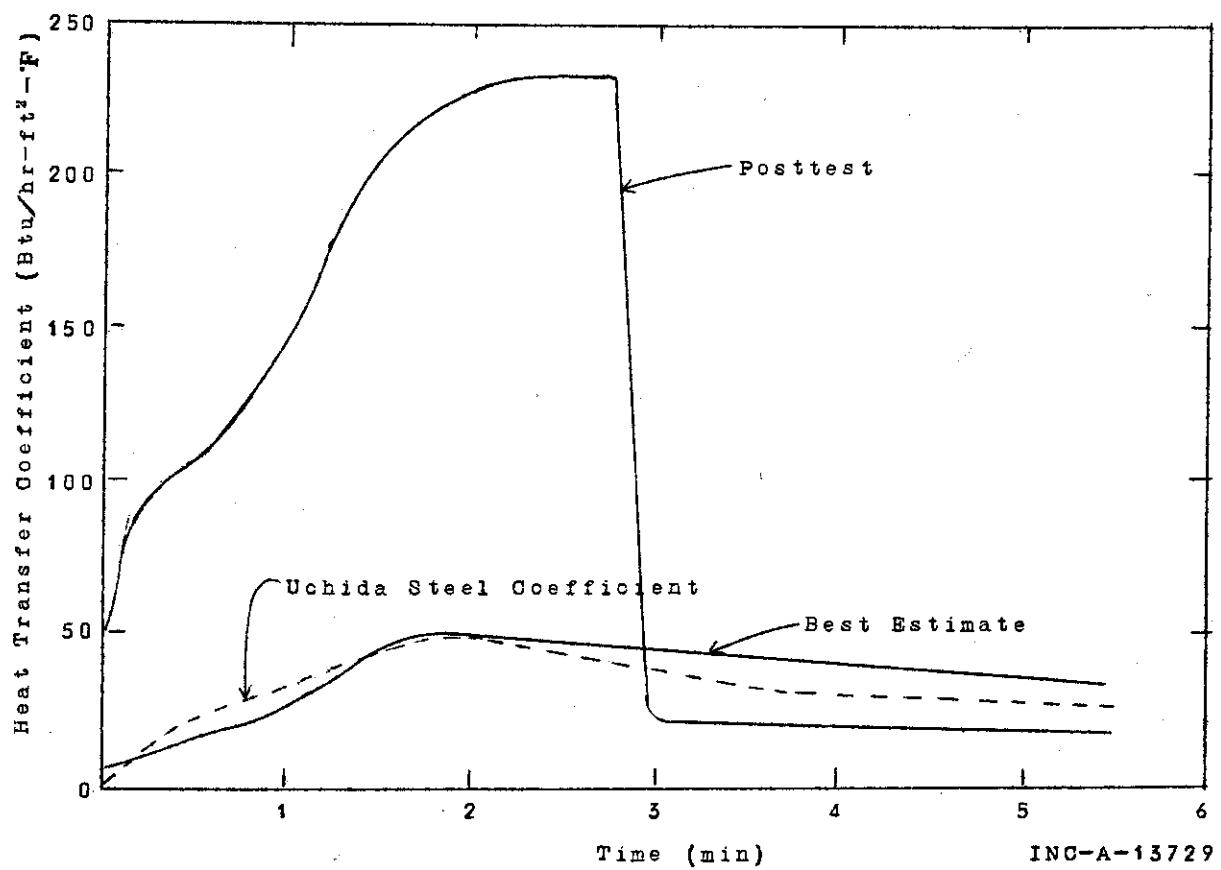


Fig. 2.2.2 CONTEMPTによるCVTR実験解析  
—格納容器温度—[文献(2)による]

Fig. 2.2.3 米国における CVTR 実験解析結果<sup>2)</sup> (CONTEmPT)



INC-A-13729

Fig. 2.2.4 C V T R 解析のための熱伝達率の比較  
〔文献(2)による〕

わよせする以外にない。すなわち、CONTEMPT の使用に当って、最も問題になるのが、この熱伝達率の取り方である。

この点を検討するために、Fig. 2.2.3 にて、米国で行なわれた C V T R 実験解析と、今回行なわれた解析とを比較して示して検討する。米国における解析<sup>2)</sup>では、Post-test と、Best Estimate の 2 つの熱伝達率が使用されている。Post-test とは、C V T R 実験で、格納容器壁に取りつけた壁内温度分布測定器の測定結果から求めた熱伝達率であり、また Best Estimate とは、我が国の S A F E プロジェクトで得られた、空気・蒸気混合物の与える熱伝達係数（内田の式<sup>2)</sup>と呼ばれ、CONTEMPT 内に Table の形で内蔵されている。）から演算されたものである。Fig. 2.2.4 にて示す様に、Post-test と Best Estimate との間には、蒸気吹き込み中（すなわち、実用炉の場合はプローダウン中）にて、特に大きな差が現われており、この差が Fig. 2.2.3 に見られるように、解析結果の差となって現れる。

前にも触れた様に、プローダウン中は、激しい気体の流動があり、これを考慮すると、通常の定常状態に比較して、熱伝達係数が大きくなることは十分予想されることである。加えて、プローダウン中の様な、事故の比較的初期では、格納容器壁面が復水で覆われている度合も少いであろうから、熱伝達係数はさらに増大する可能性があろう。Fig. 2.2.4 にて示されたように、Post-test の熱伝達率が、蒸気吹き込み中（プローダウン中）にて、大巾に増加しているのは、以上の様な理由によると思われる。この様な意味で、この時間帯で Best Estimate による結果が実験と合わないのは、むしろ当然と云えるかも知れない。蒸気吹き込み停止後（プローダウン終了後）、Post-test の結果が Best Estimate に接近しているのもまた当然であろうし、解析上も好都合である。実用炉解析では、プローダウン時間以後の熱伝達係数として、近似的に Best Estimate の結果を使用して差支えないであろうことが推測できる。

以上の考察から、CONTEMPT による解析では、プローダウン時間（C V T R では蒸気吹き込み時間）の熱伝達率を精度良く見積ることが極めて重要であることが判る。この熱伝達率は、定常状態から予想されるもの（たとえば Best Estimate）より、相当大きな値である。Fig. 2.2.3 にて見られる通り、Best Estimate の熱伝達率を用いた場合には、実験値と比較して、最大圧力を約 10 psi 大きく見つもり、また Post-test では、蒸気吹き込み停止後の圧力降下が実験よりも緩慢である。本コード委員会では、Post-test のデータが、格納容器壁—すなわち鉄板ライニング・コンクリートでの測定によるものであることに着目し、格納容器内壁と、鉄製構造物については Post-test のデータを、コンクリート部分、あるいは熱絶縁体で覆われていると考えられる構造体については Best Estimate のデータを与えて解析を行った。Fig. 2.2.1 および 2.2.3 にて示す今回の解析結果は、この様な熱伝達係数に基くものであり、実験と極めて良く一致している。

### 3. 日本造船研究協会 N S R - 6 部会<sup>3)</sup>での実験解析

本実験は、App 4 にその概要を述べる様に、船用格納容器の設計上の問題を解明するため、昭和 44 年度の科学技術庁委託研究として、日本造船研究協会 N S R - 6 部会 N S R - 6 部会で行なわれたものである。格納容器の容積が小さく、(約  $7.1 \text{ m}^3$ ) また格納容器内部に隔壁となる様な構造物が存在しないことなど、実験体系が CONTEMPT の解析モデルに類似している点が多い。今回の解析では、特にブローダウン中の格納容器内圧の解析に重点をおき、格納容器内面および内部構造物の表面の熱伝達率の影響について主として検討した。

解析に当って、格納容器および内部構造物を、Fig 3.1 に示すように 4 個のヒート・セグメントに分けて模擬した。すなわち、セグメント No.1 は格納容器上部鏡板で、半球殻の熱伝導体とし、胴部は No.2、また下部鏡板は、同体積の円筒で近似して No.3 とした。内部構造物は、全体をまとめて 1 つの平板状熱伝導体とし、これを No.4 とした。各ヒート・セグメントの厚さは 10 ~ 18 mm であり、これを 4 等分して空間メッシュ区分を定めた。

CONTEMPT コードでは、格納容器の圧力変化を解析するために、原子炉 1 次冷却系から格納容器内に放出される冷却材の流出流量、およびその内部エネルギーの変化を正確に与えてやらなければならない。しかしながら、ブローダウン中のこれらの量の測定は技術的に極めて困難であり、本実験においても、これらは直接には測定されていない。このため、App.5 に述べる様に、RELAP-3<sup>5)</sup> コードによってブローダウンの計算を行い、その結果を CONTEMPT の入力データとして使用した。Fig 3.2 に、RELAP-3 による流出流量<sup>9)</sup> と、比エンタルピの変化を示す。これらの解析結果は、実測値がないので、その妥当性を直接証明することはできないが、Fig 3.3 に示す様に、圧力容器の内圧の変化の実験値と解析値は良く一致していることなどから、十分信頼できるものと考えられる。なお、計算の内容については、App.5 を参照されたい。

しかしながら、RELAP-3 では、ブローダウンに伴う背圧（格納容器内圧）の上昇、および圧力容器の熱容量の影響が考慮されていない。このため、これらの影響が顕著になると思われるブローダウン終期では、解析結果の信頼性に若干疑問がある。そこで、CONTEMPT による格納容器圧力の解析は、圧力容器内圧と格納容器圧力がほぼ等しくなる時点（ブローダウン後 40 秒）までにとどめることにした。

CONTEMPT による解析では、格納容器内構造物の表面熱伝達率が重要であることは前章に述べた通りである。我が国の S A F E プロジェクトでの実験から得られた実験式として、内田の式<sup>2)</sup>、田上の式<sup>4)</sup>があり、前者は CONTEMPT コードに内蔵されており、後者は格納容器の設計にしばしば使用されている。Fig 3.4 は、構造物表面熱伝達率として、内田の式および田上の式を使用した場合の格納容器圧力の解析値と実測値を比較したものであり、Fig 3.5 にそれぞれの熱伝達率の時間的変化を示す。Fig 3.4 から明らかに、ブローダウン中の熱伝達率として、内田の式あるいは田上の式を用いた場合、解析結果は、最高圧力を実験値よりも高く見積る。このことは、ブローダウン中の熱伝達率は、内田の式あるいは田上の式で与え

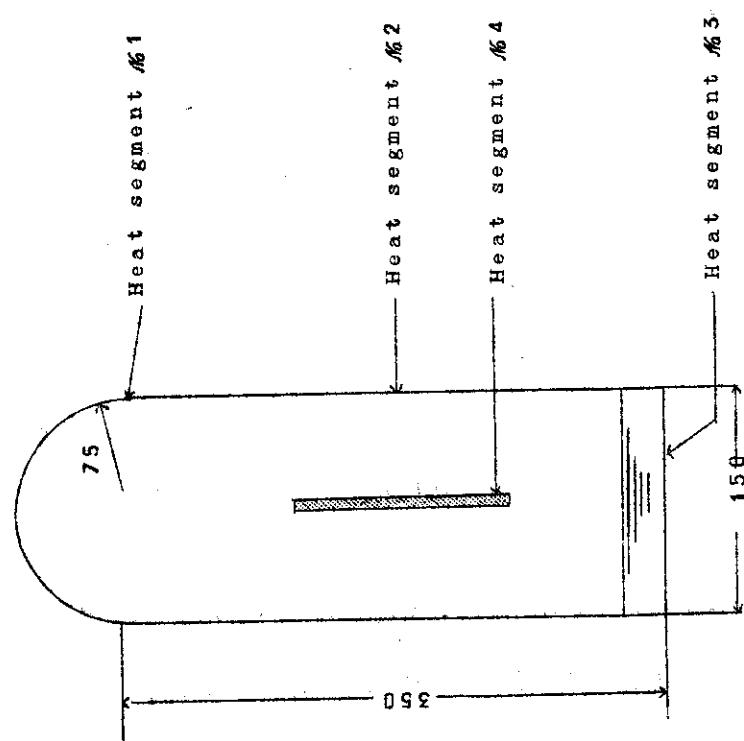


Fig. 3.1 日本造船研究協会実験の CONTEMPT  
による解析モデル

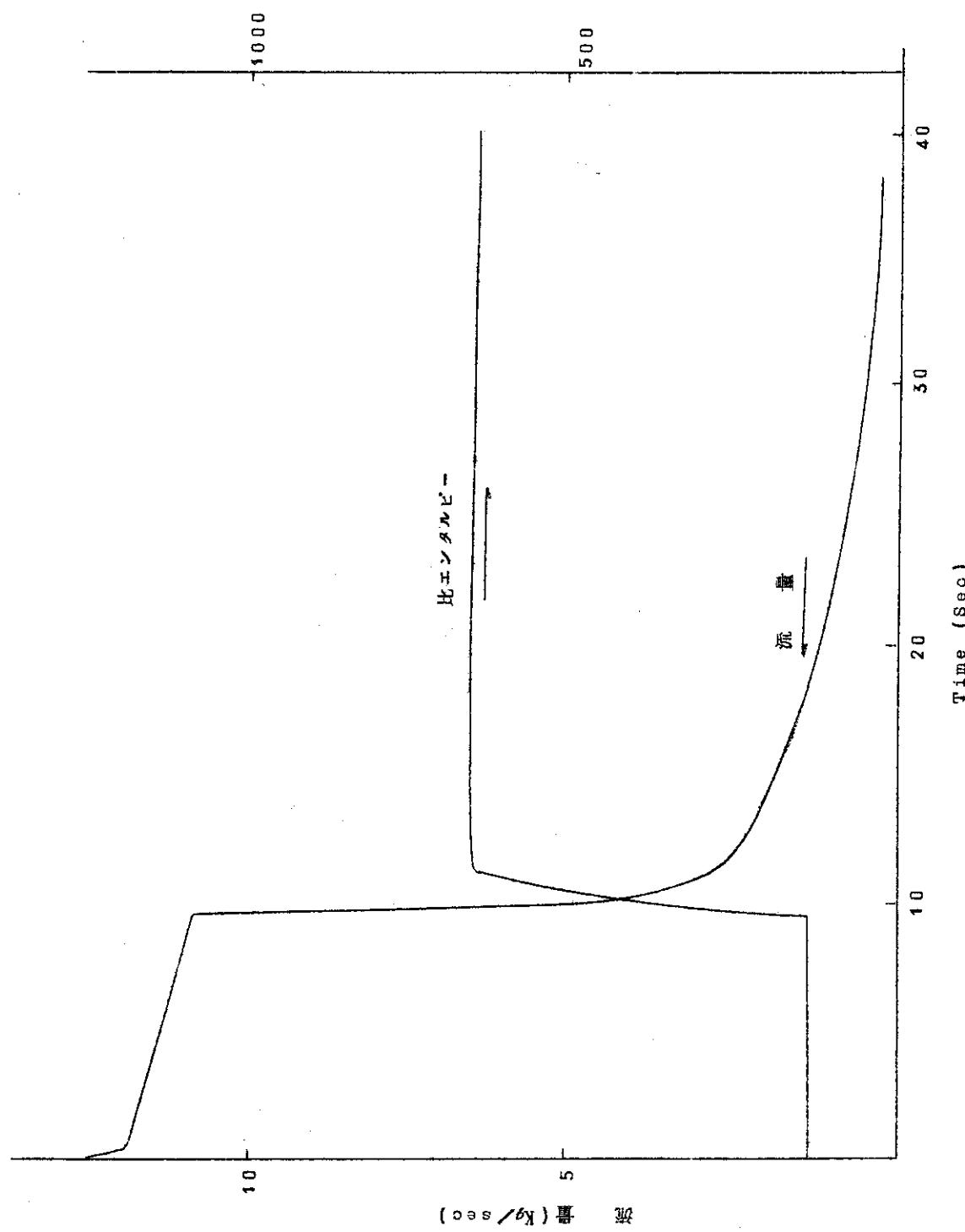


Fig. 3.2 格納容器内の冷却材の流出流量とその比エンタルピー  
( RELAP-III KC よる解析 )

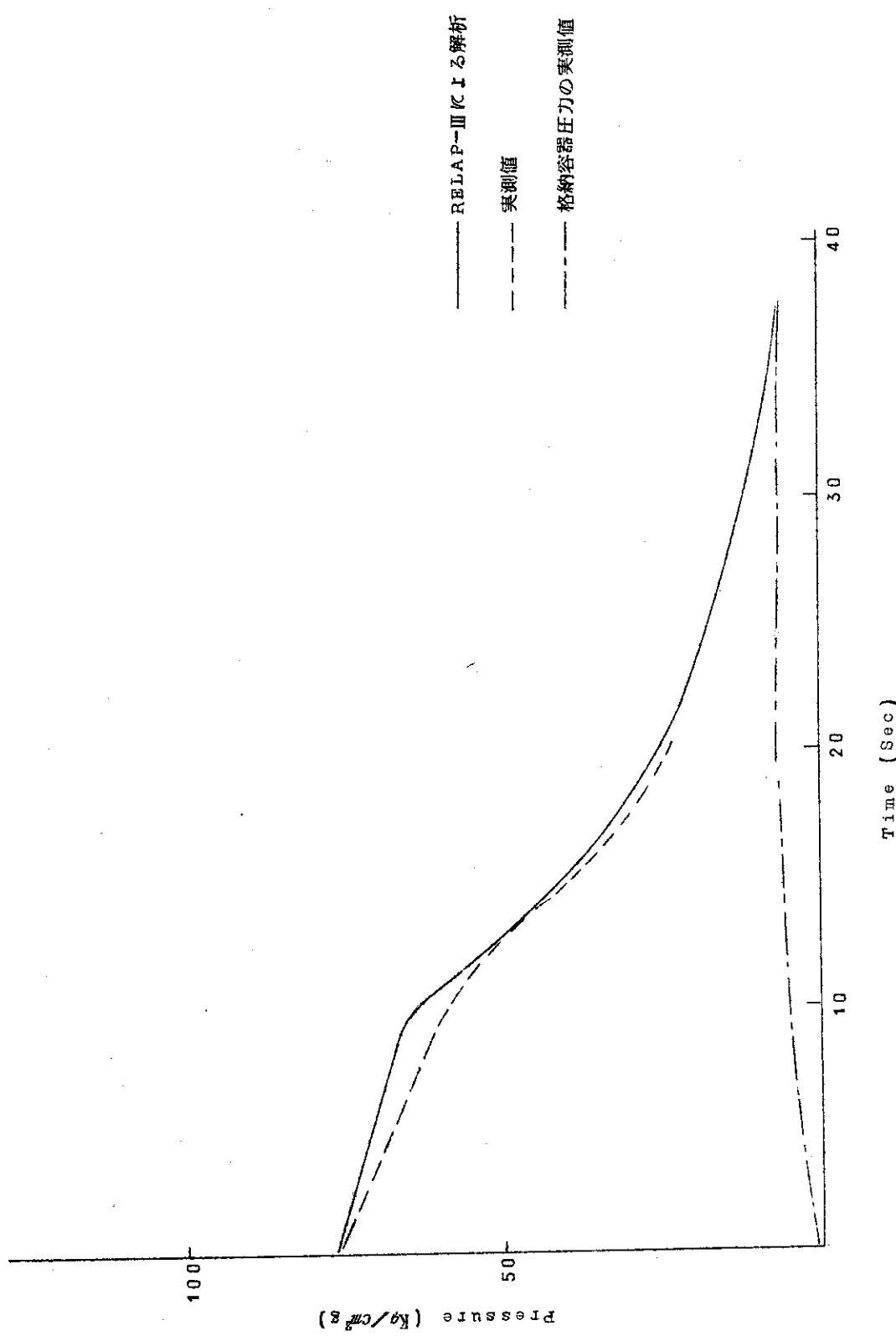


Fig. 3.3 壓力容器圧力の実測値と RELAP-III による解析値との比較

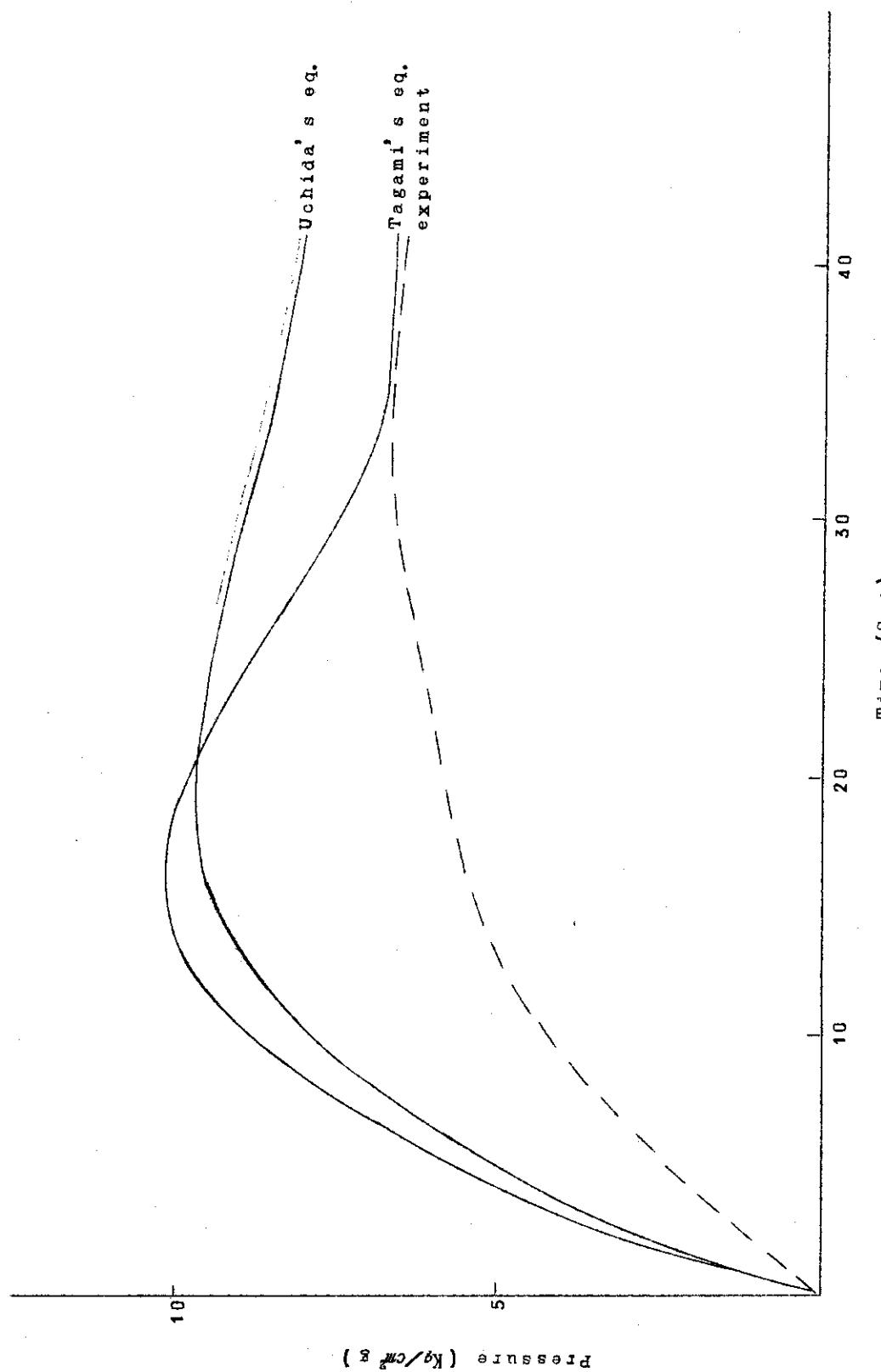


Fig. 3.4 格納容器圧力解析 (内田および田上の式による)

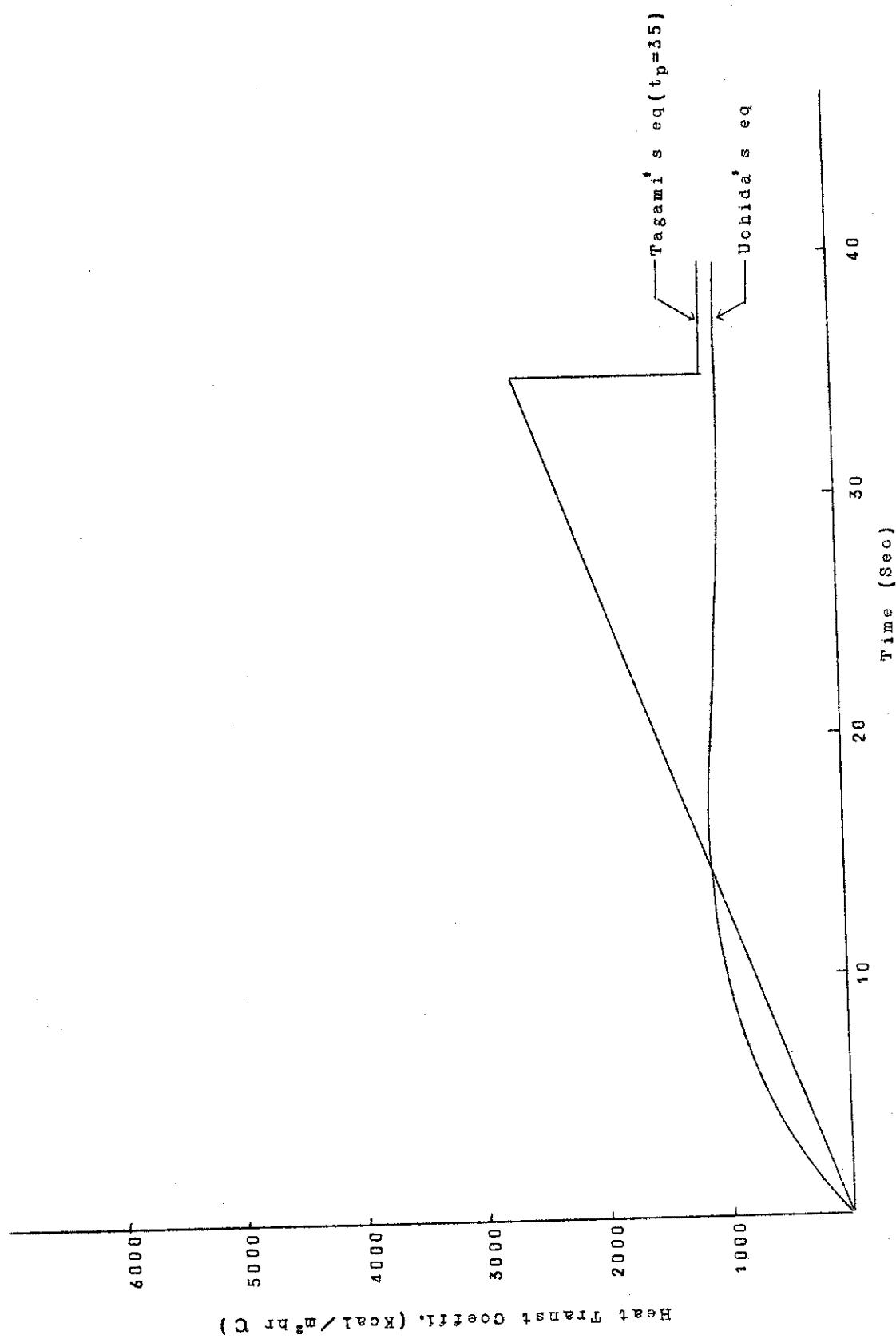


Fig. 3.5 内田および田上の式による熱伝達率の時間変化

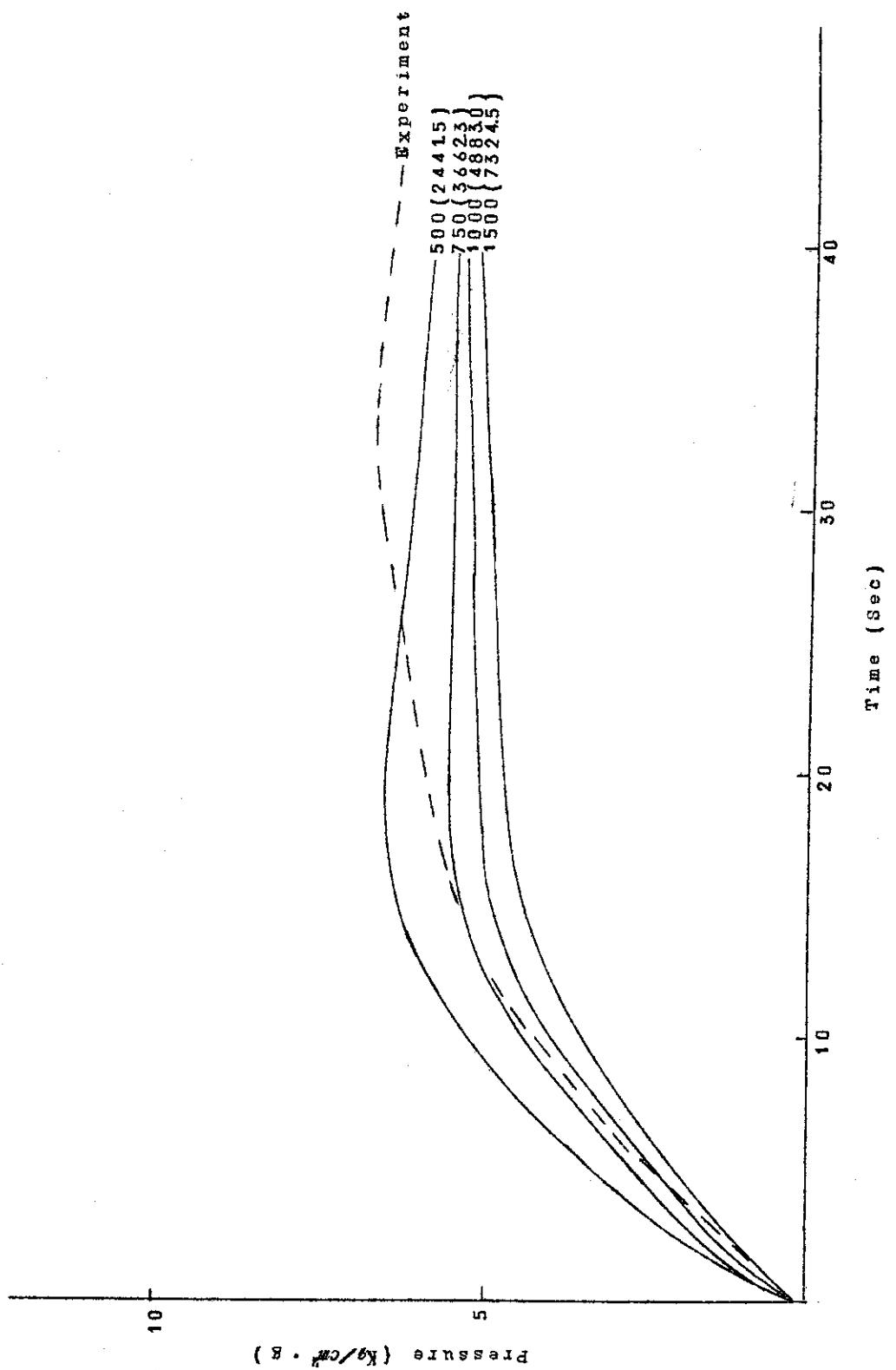


FIG. 3.6 格納容器圧力解析(熱伝達率を一定としてバーメーター計算)

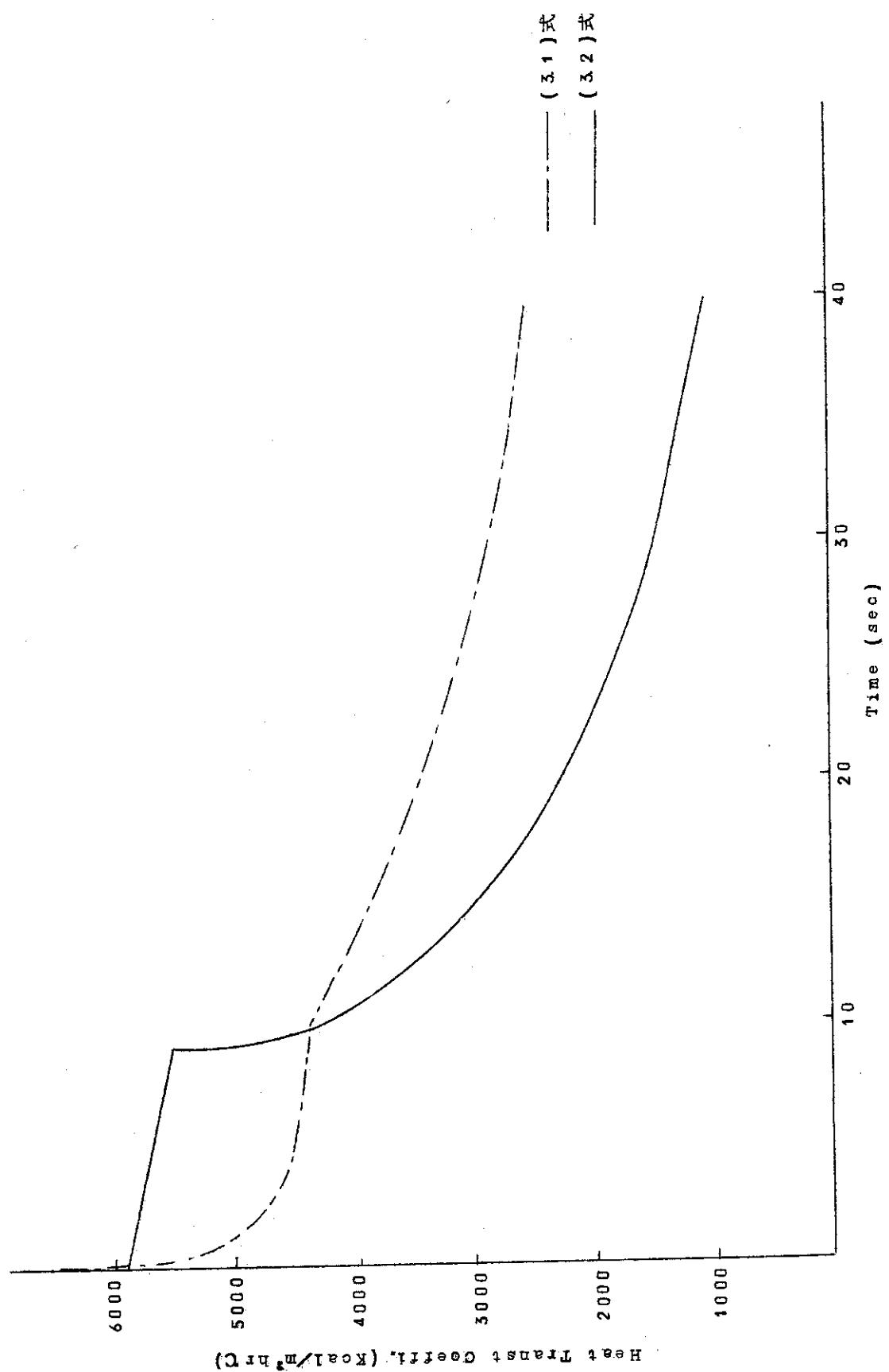


Fig. 3.7 (3.1) および (3.2) 式で与えられる熱伝達率

られる値よりも、かなり高い値であることを示していると思われる。

プローダウン中の熱伝達率を推定するために、熱伝達率が時間的に変化しないものとして、 $500 \sim 1500 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  の範囲でパラメトリックに変化させた計算結果を、Fig 3.6 に示す。図に示されるように、プローダウン開始直後は、解析値はいずれの場合も実測値を上回っており、プローダウン開始後約25秒以後は、実測値を下回っている。このことから、プローダウン開始直後の熱伝達率は  $1500 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  よりも恐らく大きく、その後減少して、プローダウン終了近くでは、 $500 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  以下であることを示していると考えられる。

この点を考慮して、熱伝達率の変化を

$$h(t) = 9.9.3 \left( \frac{\int_0^t Q(t) dt}{Vt} \right)^{0.62} \quad (3.1)$$

$$h(t) = 12.1.9 \left( \frac{Q(t)}{V} \right)^{0.62} \quad (3.2)$$

の2つの式で表はした場合について考えることにする。ここに

$h(t)$  ; 热伝達率 ( $\text{kcal}/\text{m}^2 \text{ hr }^\circ\text{C}$ )

$Q(t)$  ; エネルギ放出率 ( $\text{kcal}/\text{sec}$ )

$V$  ; 格納容器体積 ( $\text{m}^3$ )

(3.1)および(3.2)式で与えられる熱伝達率の時間的変化を Fig 3.7 に示す。(3.1)式は、後に示す田上の式の  $h_{max}$  を与える式に対応するもので、プローダウン開始直後は非常に大きいが、約3秒で  $4500 \text{ kcal}/\text{m}^2 \text{ hr }^\circ\text{C}$  となり、その後は徐々に減少し、40秒後には約  $2500 \text{ kcal}/\text{m}^2 \text{ hr }^\circ\text{C}$  となる。(3.2)式は、(3.1)式を、プローダウン終了時に内田の式の熱伝達率と一致する様に係数を改め、また放出エネルギー依存の部分も若干修正したものである。(3.2)式の場合プローダウン開始後9~10秒間は  $6000 \sim 5500 \text{ kcal}/\text{m}^2 \text{ hr }^\circ\text{C}$  でゆるやかに減少するが、それ以後はかなり急速に減少し、40秒後では内田の式で与えられる熱伝達率とほぼ等しくなる。この2つの熱伝達率を用いた場合の解析結果を Fig 3.8 に示す。図に示す様に、(3.1)式の熱伝達率を用いた場合には、プローダウン初期(約10秒)では、実験値と良い一致を示すが、それ以後は実験値よりも圧力を低く見積っている。一方、(3.2)式の場合には、プローダウン初期には圧力を若干低く見積るが、全体として、実験値と極めて良い一致を示していると云える。そこで、(3.2)式をさらに修正して、次の式で熱伝達率を与えた場合の計算結果を Fig 3.9 に示す。

$$h(t) = 9.2.2 \left( \frac{Q(t)}{V} \right)^{0.62} \quad (3.3)$$

$$h(t) = 19.2.6 \left( \frac{Q(t)}{V} \right)^{0.5} \quad (3.4)$$

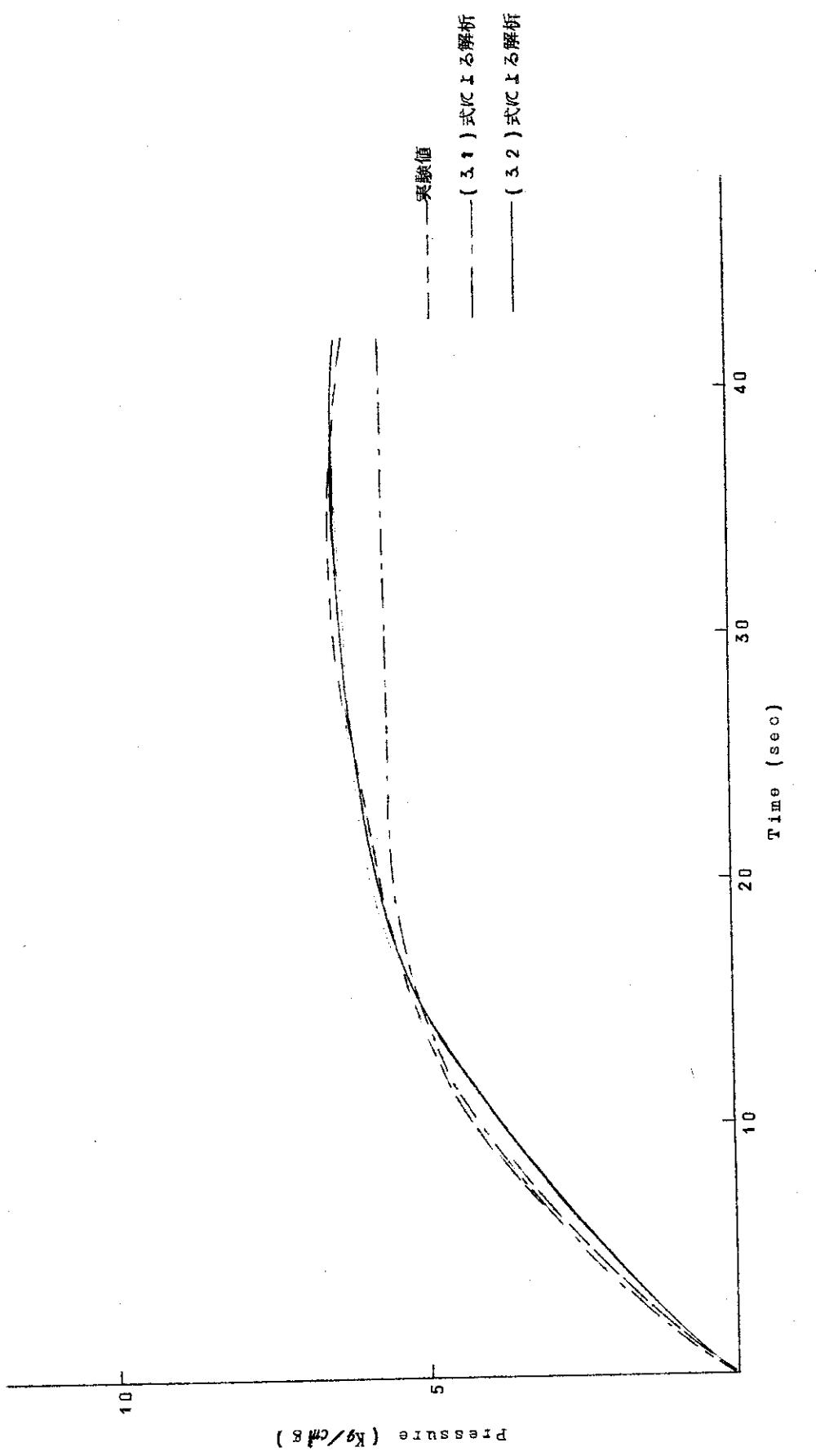


Fig. 3.8 格納容器圧力解析（(3.1)および(3.2)式で熱伝達率をえた場合）

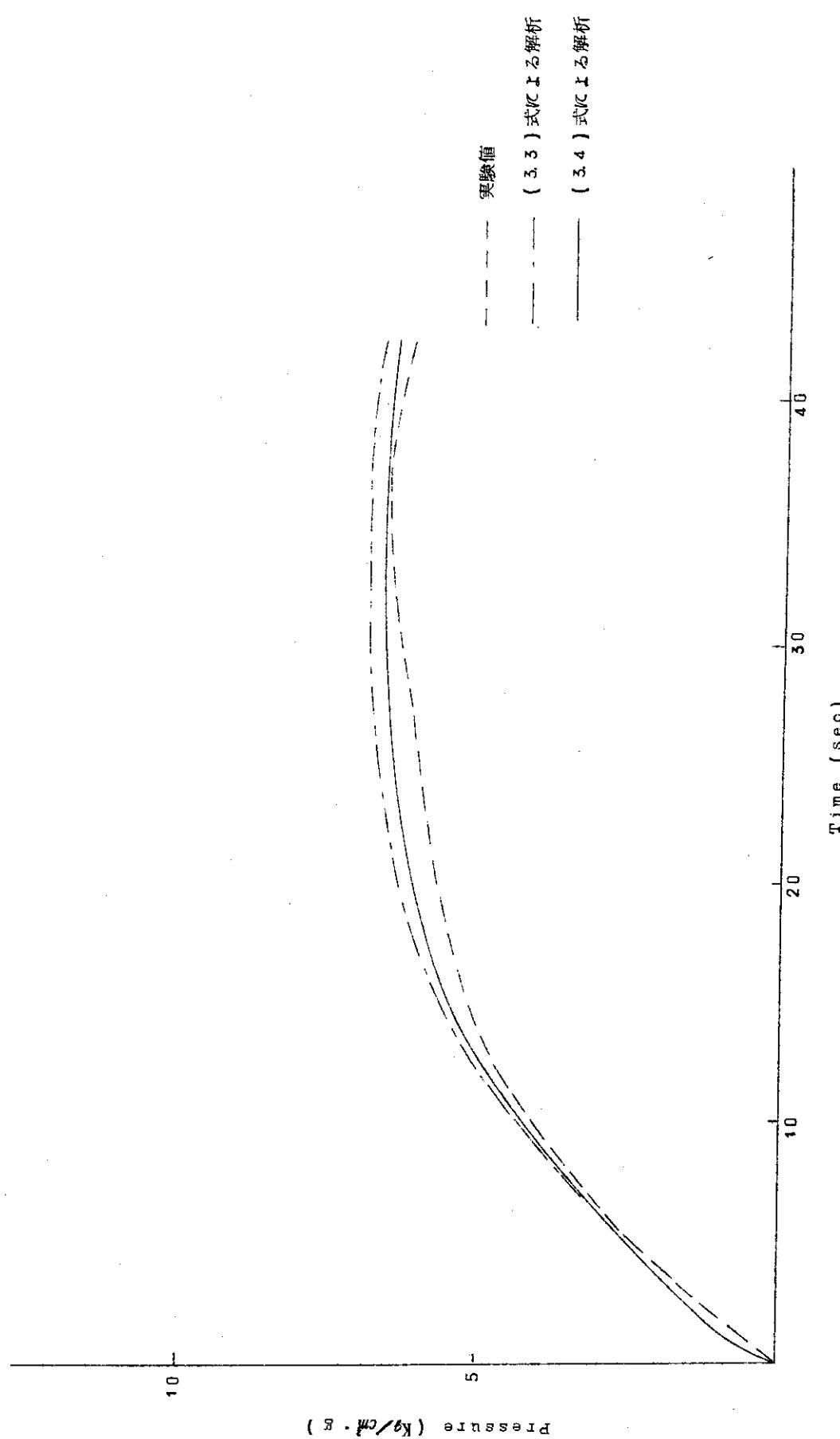


Fig. 3.9 格納容器圧力解析 ((3.3) および (3.4) 式で熱伝達率を与えた場合)

図に示す様に、(3.3)式は、プローダウン後15秒以後で圧力を多少高目に評価する。一方、(3.4)式の場合は、圧力の解析値は実験値を上回ってはいるが、全体として非常に良い一致を示していると云える。

以上のことから、本実験の解析について、次のことが結論されよう。すなわち、プローダウン中の格納容器圧力の解析は、構造物表面の熱伝達率によって大きな影響を受ける。この熱伝達率は、プローダウン終了後ある時間後には、内田の式によるものに恐らく一致すると思われるのであるが、プローダウン中は、内田の式、あるいは田上の式で与えられる熱伝達率よりもかなり大きな値を取ると考えられる。このことは、(3.2)～(3.4)式で与えられる熱伝達率が、実験と良く一致する解析結果を与えていていることから、最も端的にうかがえる。従って、プローダウン中の解析に、内田あるいは田上の式を用いると、圧力をかなり高く見積ることになる。本実験の場合には、(3.4)式による熱伝達率が、極めて良い結果を与えることが判った。しかしながら、プローダウン中の熱伝達率については、現在実験値も乏しく、一般的に信頼できるものが無いのが実状である。今後、この方面の実験、研究が望まれる。

## 4. 解析上の重要な因子

前2章で述べた様に、プローダウンによって生ずる格納容器内の圧力変化の解析は、格納容器内構造物が吸収する熱量によって大きな影響を受ける。さらにこの外に、解析結果に影響を与える因子としては、メッシュとセグメントの選択の方法、断熱材の効果の評価、格納容器の漏洩率、スプレイ効果、プローダウン挙動などを上げることができる。

本章では、これらの因子のうちから、メッシュ区分の影響と熱伝達係数について考察し、さらに格納容器漏洩率についての入力データの作り方について考えることにする。

### 4.1 構造物表附近のメッシュ区分

構成材料の熱吸収量を正確に見積るために、熱伝達率の評価が重要であることは概に述べた通りであるが、さらに、格納容器内の気体と構造物表面間の温度差が当然のことながら重要である。CONTEmPTにおいては格納容器の気体の温度、および構造物表面温度は、それぞれプログラムに内蔵されている熱平衡と熱伝導の式を解いて求められるのであるが、後者の場合には、入力データとして与えるメッシュ区分が、その精度を左右することになる。特に熱伝導度の低い材料の場合には、当然のことながら粗いメッシュで計算すれば、表面温度の計算精度は著しく悪くなることが予想される。

そこで、今回は、構造物を等間隔に区切った場合（粗いメッシュ、以下R-メッシュと呼ぶ）と、同じ条件で伝熱面に近い2～3の領域をさらに10分割した細いメッシュ区分の場合（細いメッシュ、S-メッシュ）の2つの場合について計算を行い、その結果を比較した。

Fig 4.1.1は、同一の計算条件での、SおよびRメッシュによる計算結果を、CVTRの実験結果と比較したものである。図より明らかのように、Rメッシュでは、格納容器圧力を最大約12%低く見積っている。Fig 4.1.2は、計算された復水量と格納容器温度について比較したものである。図に示す様に、R-メッシュでは、復水量を多く見積っており、これが圧力および温度を低く見積る原因になっていることを示唆している。復水量についてさらに検討すると、最大圧力に到達する時点までの復水量に特に差が生じていることが判る。

Fig 4.1.3～4.1.5は、いろいろの構造物について、時刻0.052 hr (187.2秒、最大圧力時点の近傍)と、時刻0.0102 hr (367.2秒)における、表面附近の温度分布を示したものである。

Fig 4.1.3のSeg 19は、鉄製のエビームについてのもので、図に示す様に、表面温度に3～6°Fの差はあるものの、メッシュ間隔を0.25 ft (R-メッシュ)にした場合と、0.025 ft (S-メッシュ)にした場合とで、温度分布については大きな差は生じていない。

Fig 4.1.4 (seg 1)は、約0.02 ft の鉄ライニングを持つコンクリート外壁についてのものである。この場合、鉄ライニング部分ではいずれの場合にも大差はないが、コンクリート部分では、メッシュ間隔を0.1 ft にした場合 (R-メッシュ)と、0.01 ft にした場合 (S-メッシュ)とでは、時刻0.052 hr で差を生じている。図に示される様に、粗いメッシュ

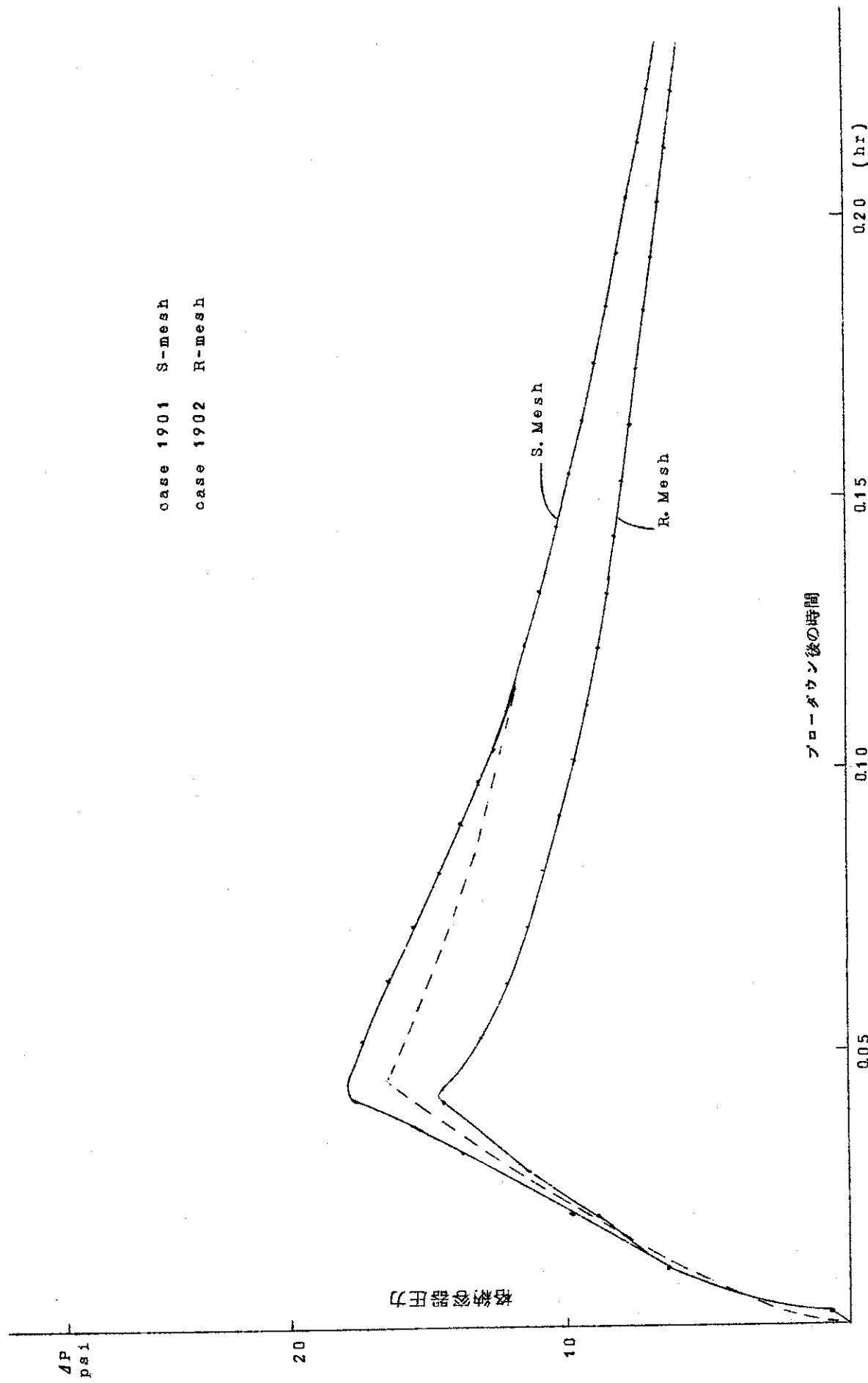


Fig. 4.1.1 メッシュ区分がもたらす計算誤差（格納容器圧力）

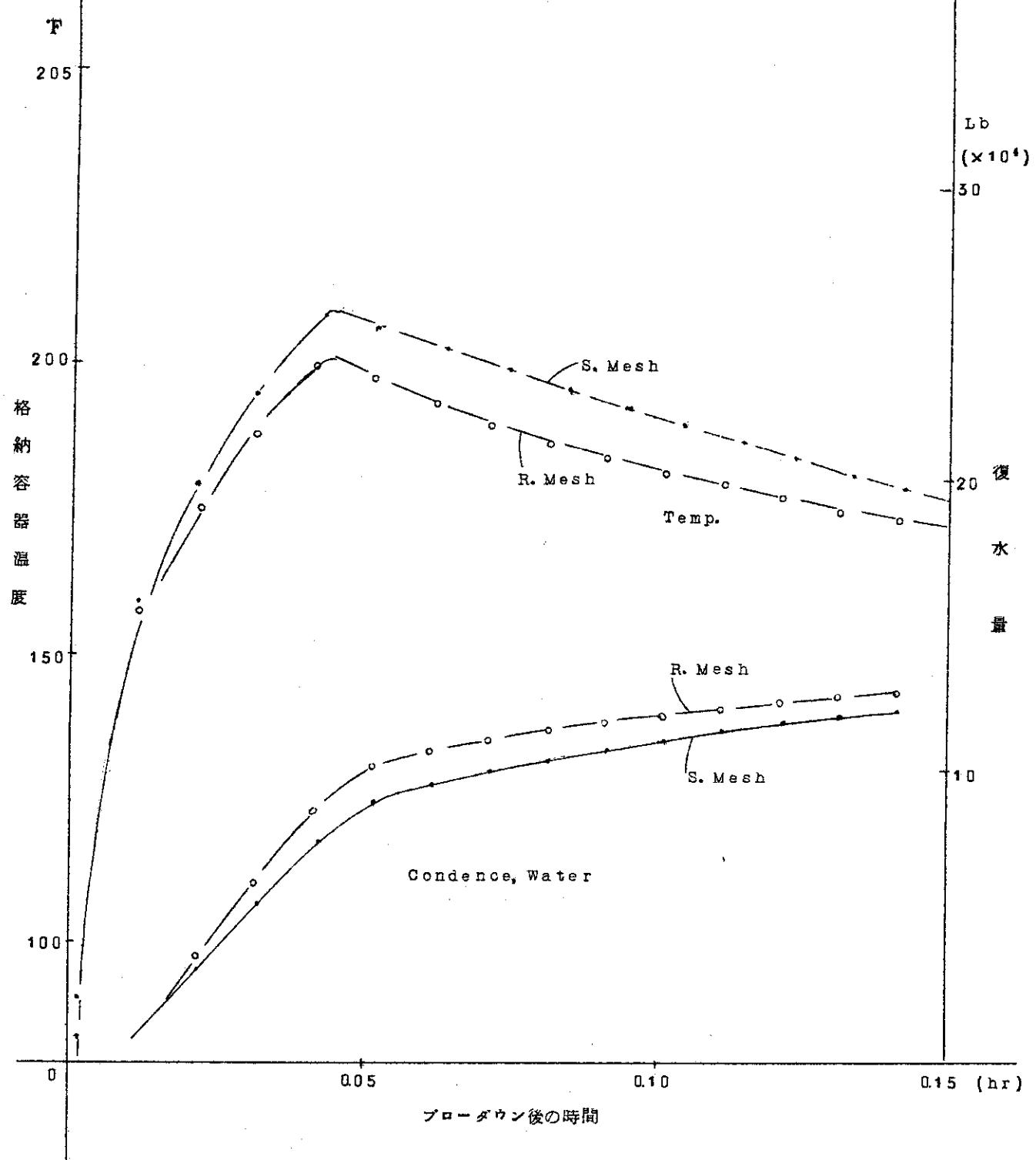


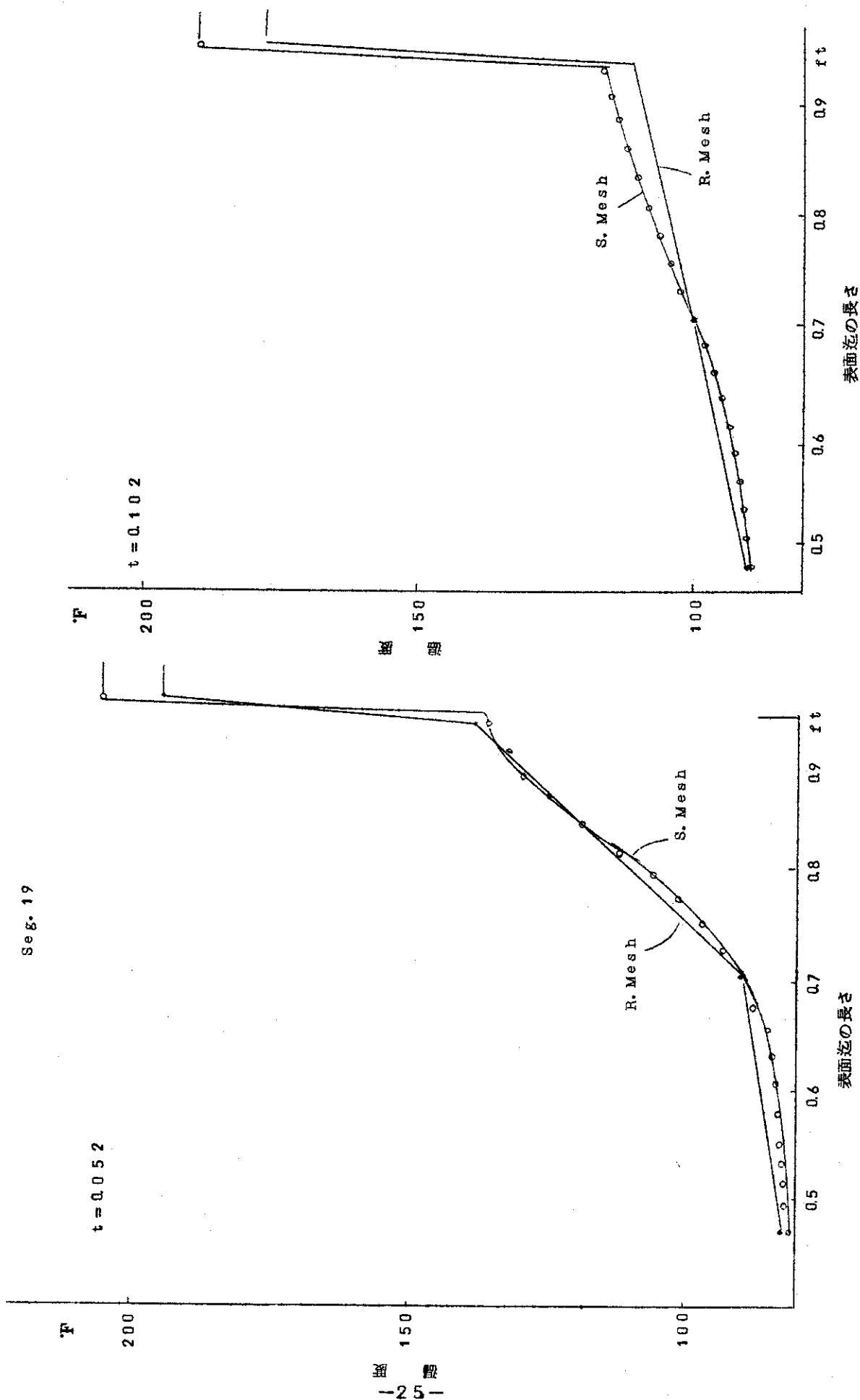
Fig. 4.1.2 メッシュ区分がもたらす計算誤差  
(復水量および温度)

の場合では、コンクリート部分により多くの熱量が伝えられるように計算され、これが格納容器温度、鉄板内壁温度を低下させる役割りを果している。しかし、時刻 0.102 hr 近くになると、R-メッシュとS-メッシュとの温度分布は、次第に接近して来る。

Fig 4.1.5は、コンクリート (seg 10) およびインシュレータで覆われた機器 (seg 13) についての温度分布を示したものである。両者共に、時刻 0.052 hr ではRおよびS-メッシュでの温度分布は一致せず、コンクリート表面では約30°F、インシュレータ表面では100°F近い誤差が生じている。特に、インシュレータの場合には、時刻 0.102 hr においても、2つのメッシュでの温度分布は接近していない。

この様な温度分布の差は、構造物が吸収する熱量の差となって、計算結果に影響を及ぼすことになる。Table 4.1.1は、メッシュの区分の方法によって、構造物が吸収する熱量がどのように相違するかを示したものである。これによつて吸収熱量の差を比較すると、時刻 0.052 hr では、RおよびS-メッシュの間に、鉄鋼材料については10~20%, コンクリート材料については20%強、インシュレータについては100%程度、いずれもR-メッシュの場合の方がより多くの熱量を吸収していることが判る。時刻 0.102 hr になると、鉄鋼材料では5~10%, コンクリート材料では10~15%程度の差になって来るが、インシュレータについては、最大25%にまで差が増大している。

このO V T Rについての計算例が示すように、粗いメッシュを選んだ場合には、熱伝導度の低い材料については、ブローダウン初期の熱吸収量を過大に見積り、その結果として格納容器の内圧を低く見積ることになる。従つて、CONTEmPTで解析する場合には、伝熱表面近くのメッシュ区分は、熱伝導度の低い材料ほど細かに選ぶ必要があると結論される。なお、2および3章の解析では、細いメッシュを採用した場合の結果によるものである。



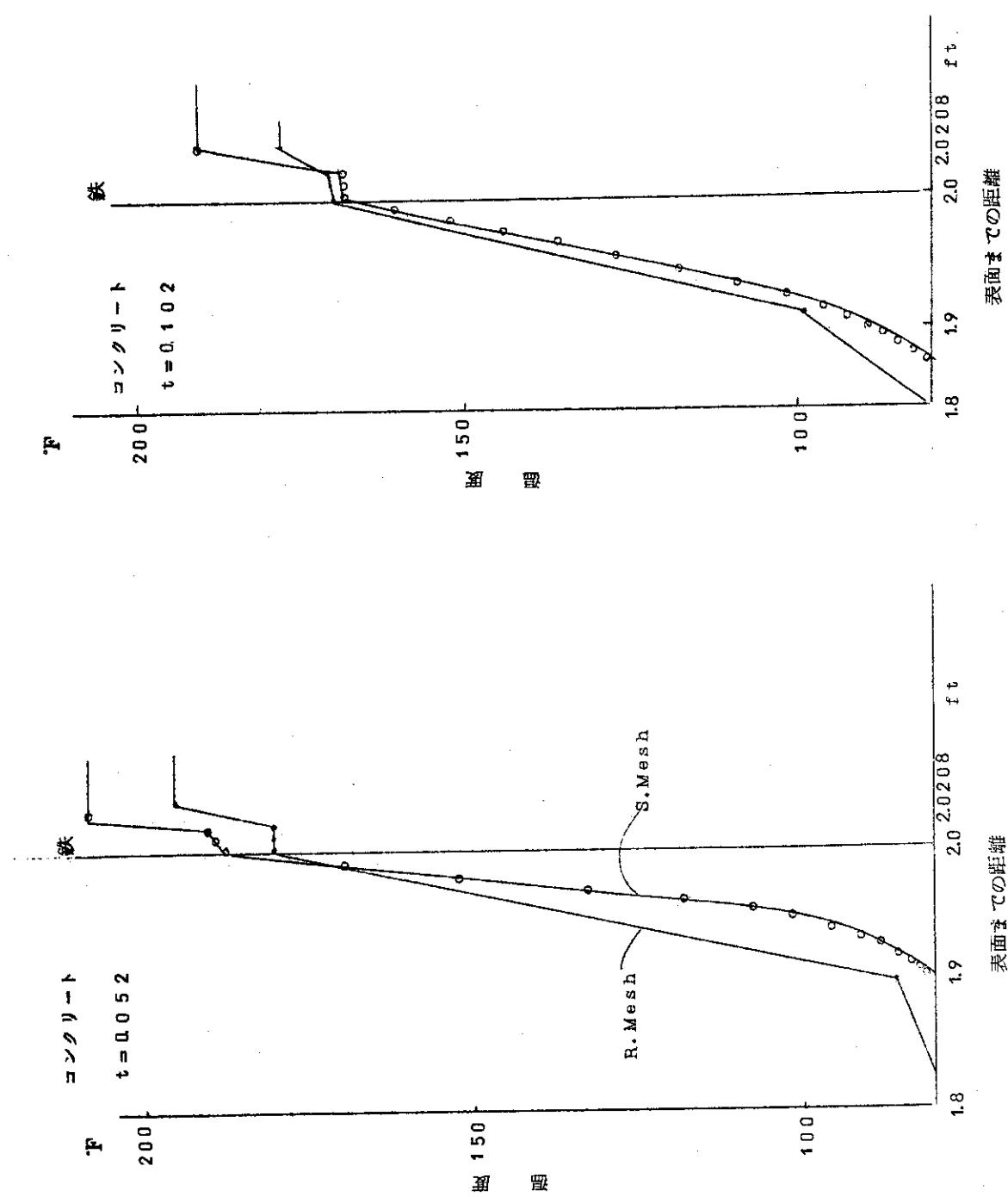
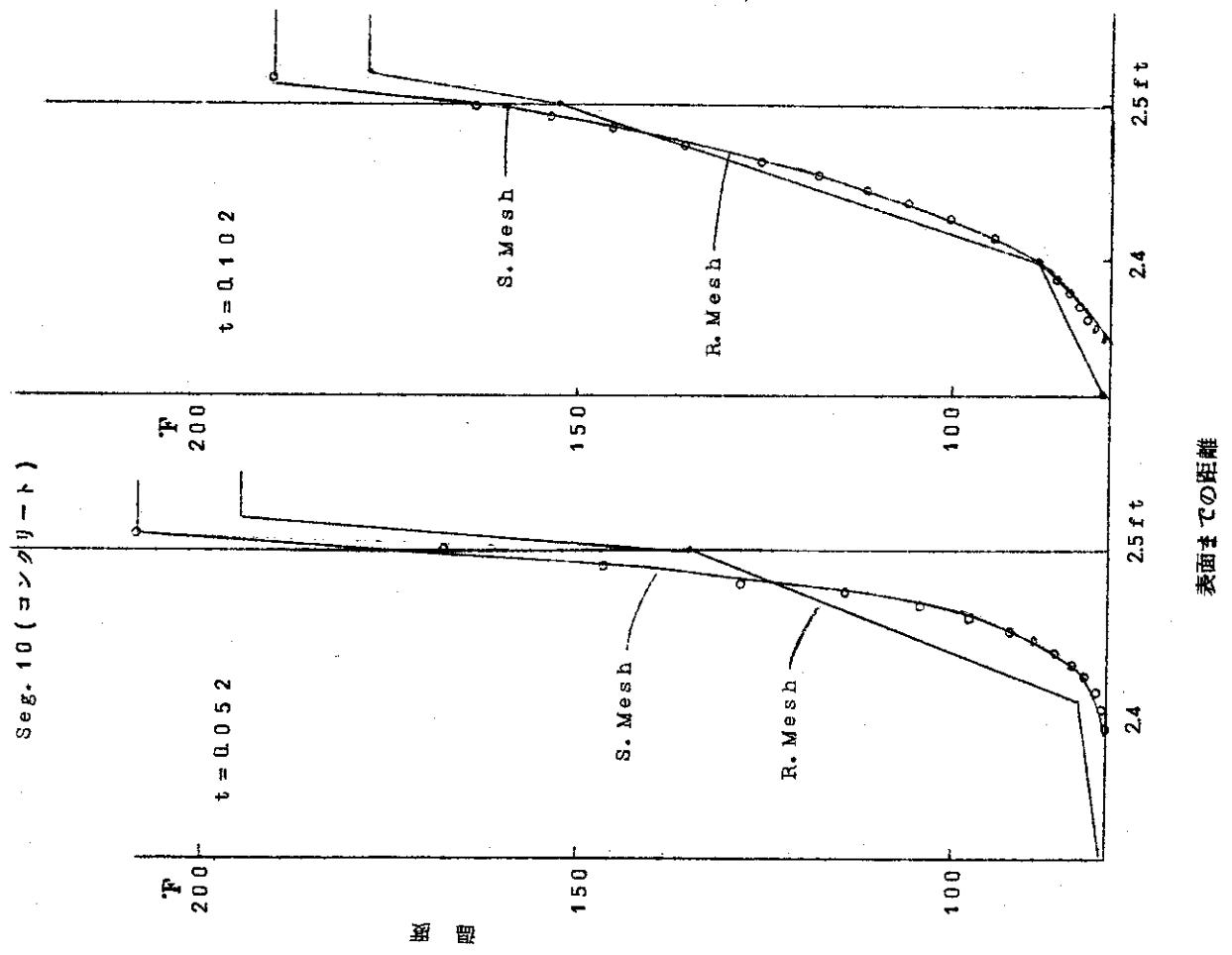


Fig. 4.1.4 メッシュ区分がもたらす計算誤差  
(鉄板ライニング, コンクリート温度分布)

Seg. 10 (コンクリート)

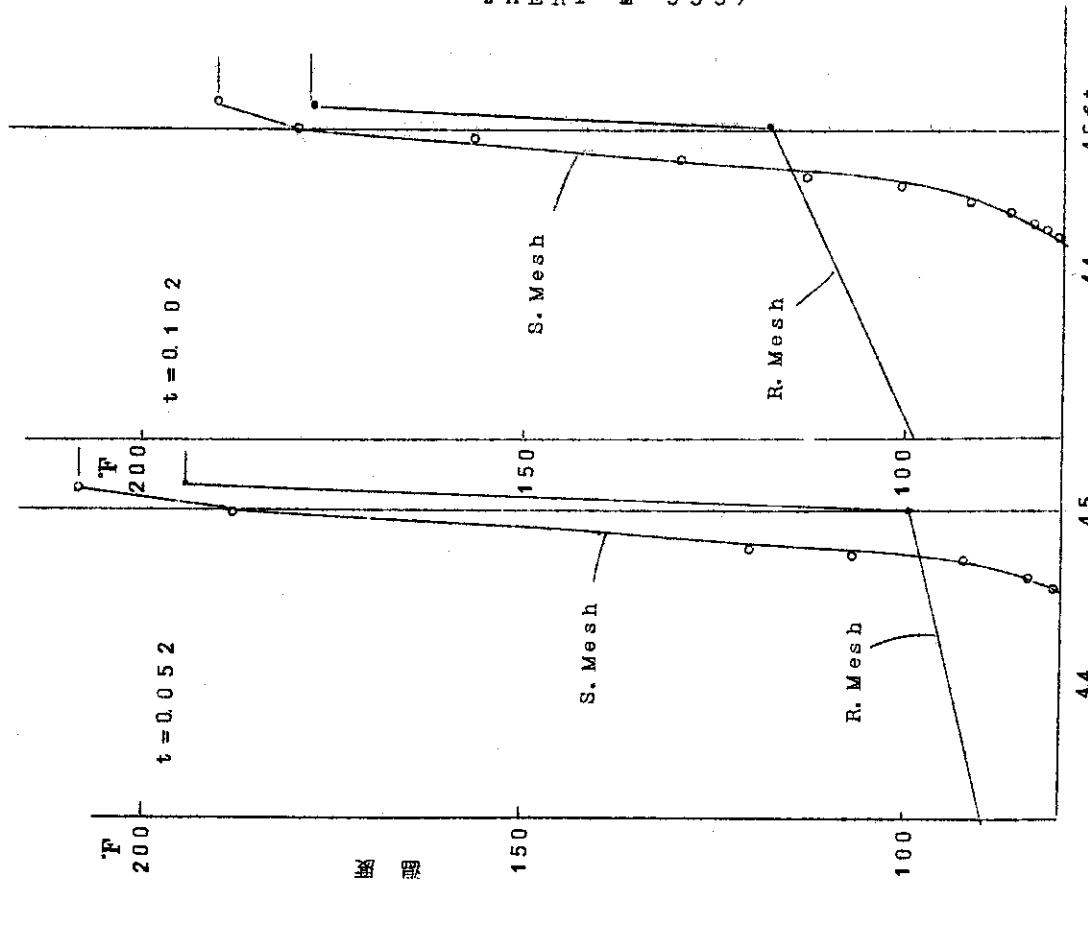
Seg. 13 (熱遮蔽材)



表面までの距離

Fig. 4.1.5 メッシュ区分がもたらす計算誤差

(コンクリートおよび熱遮蔽材の温度分布)



表面までの距離

Table 4.1.1 各セグメントに与えられた熱量の比較

	t=0.052 hr		t=0.102 hr		備 考
	S Mesh	R Mesh	S Mesh	R Mesh	
Seg. 1 (1, 0, 5, 2)	3.63 6)	4.46 6)	4.00 6)	4.63 6)	鉄-コンクリート
2 "	1.79	1.85	1.94	1.95	
Seg. 3 (8, 0, 3, 3)	4.53 3)	4.39 3)	1.03 3)	9.80 3)	コンクリート
Seg. 4 "	1.92 5)	2.31 5)	3.34 5)	3.63 5)	
5 "	1.01	1.21	1.76	1.91	
6 "	1.29	1.54	2.24	2.42	
7 "	1.24	1.49	2.15	2.34	
8 "	0.217	0.261	0.277	0.410	
9 "	0.111	0.133	0.193	0.209	
10 "	0.745	0.893	1.29	1.41	
11 "	0.310	0.372	0.539	0.586	
Seg. 12 (2, 2, 0, 0)	3.16 4)	6.19 4)	4.35 4)	11.1 4)	インシュレータ 11
13 (0, 0, 2, 2)	0.833	2.09	1.30	4.02	
14 "	1.07	2.37	1.67	3.96	
15 "	2.43	5.82	3.78	10.6	
16 "	1.29	2.40	2.09	3.39	鉄
17 "	0.303	0.411	0.484	0.524	
18 "	1.18	2.80	1.84	5.05	
Seg. 19 (5, 2, 5, 2)	0.246 6)	0.270 6)	0.284 6)	0.299 6)	鉄
20 "	1.111	1.32	1.28	1.45	

## 4.2 構造物表面熱伝達率

前にも述べた様に、CONTEmPTによる解析では、構造物表面の熱伝達率が最も重要な入力データの1つである。この熱伝達率は、プローダウン中と、プローダウン終了後とで、かなりの差があると思われることは、前にも述べた通りである。プローダウン中の熱伝達係数については、この様な状況下における格納容器雰囲気に見合った空気-水混合物の鉄板、コンクリート、絶縁物などさまざまな構造材表面の熱伝達率についての実験データは少い。

このため、CVTRでは、第2章に述べた様に、鉄板ライニング・コンクリート壁について、直接測定された熱伝達率(Posttest)が実験解析に用いられている。この実測された熱

伝達率は、蒸気吹込み中は 200 ~ 250 Btu/ft<sup>2</sup> hr F 程度に達するが、蒸気吹込み停止直後から急速に減少し、20 Btu/ft<sup>2</sup> hr F 程度まで低下する。しかしながら、実験におけるブローダウンの模擬状況、実験に現われた格納容器内の温度分布などから考えて、このデータをそのまま一般的に他の格納容器一たとえば船用炉の格納容器一に適用することは必ずしも妥当とは云えないであろう。

我国のSAFEプロジェクトでの実験から得られた内田の式は、CVTRの実験解析においても、系全体の熱伝達率の変化の傾向を最も良く代表する優れた式とされており、CONTEMPT コード中にも蒸気-空気混合比の関数テーブルとして内蔵されている。これを TABLE 4.2.1 に示しておく。第2章、および第3章にも指摘した様に、内田の式は、ブローダウン終了後では、極めて妥当な値を与えていると考えられるが、ブローダウン中は、熱伝達率をかなり低く見積ることになる。

同じく SAFE プロジェクトの実験から得られたものとして、田上の式をあげることができる。この式は、格納容器の圧力が最高に達する時刻  $t_p$  における熱伝達率  $h_{max}$  を

$$h_{max} = 99.3 \left( \frac{Q_p}{V t_p} \right)^{0.62} \quad (\text{kcal}/\text{m}^2 \text{hr}^\circ\text{C})$$

$Q_p$  :  $t_p$  までに格納容器内に放出される全エネルギー (kcal)

$V$  : 格納容器体積 (m<sup>3</sup>)

で与え、Fig. 3.5 に示す様に  $t=0$  では内田の式による熱伝達率を取り、これと、 $t_p$  における  $h_{max}$  の間を直線内挿し、 $t \geq t_p$  で再び内田の式にどると云うものである。この式は、多少修正して、TABLE 4.2.2 に示す様に、格納容器の設計および圧力解析に用いられることが多い。この式は、内田の式が、格納容器内の温度、圧力がある程度落ち着いた状況に対応しているのに対し、ブローダウン中の温度状態をある程度考慮したものと考えられなくもないが、Fig. 3.4 に示す様に、ブローダウン中の圧力変化をかなり高く見積る結果を与えており、従ってこの間の熱伝達率を低く見積っていると考えられる。

一方、解析的な面から熱伝達率を検討する努力も払われており、NRTS では、構造材内の熱移動の速さがあまり大きくないことから、鉄板ライニング・コンクリートの場合、表面熱伝達率が 500 Btu/ft<sup>2</sup> · hr F 以上になつても、ブローダウン中の構造物の吸熱量はあまり大きく変化せず、従って格納容器の温度、圧力挙動も大きくは変化しないとの見解が提出されている模様である。<sup>8)</sup>

第2および第3章の解析で示した様に、個々の実験例に対しては、ブローダウン中の構造物の表面熱伝達率について、ある程度妥当な値又は計算式を定めることができた。しかしながら、一般的に適用し得る熱伝達率については、未だ十分な結論を得ていない。現在までの本コード委員会における解析結果から考えると、ブローダウン終了後、およびブローダウン中も熱伝導度の低い材料（コンクリート、絶縁物等）については、内田の式が良い結果を与えている。しかし、前述した様に、ブローダウン中は、内田の式、田上の式ともに、低い熱伝達率を与えている。この点について、解析結果を、さらに詳細に検討することにする。

Table 4.2.1 内田の式による熱伝達率

重 量 比 (Kg.air/Kg.Steam)	熱 伝 達 率 (Kcal/m <sup>2</sup> hr°C)	重 量 比 (Kg.air/Kg.Steam)	熱 伝 達 率 (Kcal/m <sup>2</sup> hr°C)
≥ 5.0	9.8	3	141.6
2.0	39.1	2.3	180.7
1.8	43.9	1.8	224.6
1.4	48.8	1.3	307.6
1.0	68.4	0.8	478.5
7	83.0	0.5	683.6
5	102.5	≤ 0.1	1367.2
4	117.2		

Table - 4.2.2 格納容器設計に使用される蒸気凝縮の熱伝達率を与える関係式 [文献(4)ICよる]

		WESTINGHOUSE ELECTRIC CORPORATION		BABCOCK & WILCOX		COMBUSTION ENGINEERING	
Time	Covered by Correlation	Diablo Canyon 2	Indian Point 2	Davis-Besse	Rancho-Seco	Calvert Cliffs	
Steel	During Decompression	$h = h_{\max} (t/t_p)$	$h = 620 \text{ Btu/hr-ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$ decreasing linearly to $h = 40 \text{ Btu/hr-ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$	Published as using modified Tagami correlation similar to that of thereafter Westinghouse	$620 \text{ Btu/hr-ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$ until 110 Btu/hr-ft <sup>2</sup> has been transferred, 40 Btu/hr-ft <sup>2</sup> similar to $h_{\max}$ of Westinghouse; transitions to and from $h_{\max}$ expressed as $h = h_{\max} (t/t_p)$	Published as using modified Tagami correlation, similar to $h_{\max}$ of Westinghouse; transitions to and from $h_{\max}$ expressed as $h = h_{\max} (t/t_p)$	
	At end of Decompression	$h = h_{\max} = 75 (\frac{Q}{V_t})^{0.60}$	$h = 40 \text{ Btu/hr-ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$				
	After Decompression	$h = h_{\text{stag}} + (h_{\max} - h_{\text{stag}})Y$	$h = 40 \text{ Btu/hr-ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$	$h = f$ (air-to-steam ratio of Uchida)			
Concrete	Throughout Accident	40% of value calculated for steel	$h = 240 \text{ Btu/hr-ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$ decreasing to 40 Btu/hr-ft <sup>2</sup> at end of blowdown	Unpublished	$40 \text{ Btu/hr-ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$	$40 \text{ Btu/hr-ft}^2 \cdot ^\circ\text{F}$	

 $t$  = time after rupture of primary system $t_p$  = time when containment reaches peak pressure $Q$  = energy released to containment during decompression $Y = \exp^{-0.05}(t - t_p)$  $V$  = volume of containment $h_{\text{stag}}$  =  $2 + 50x$  $x$  = steam-to-air mass ratio

TABLE 4.1.1 に示される様に、CVTR 実験の場合では、最大圧力時刻附近 (0.052 hr) では、格納容器の全吸熱量の約 90% が、鉄鋼材料表面を有する構造物 (Seg 1, 2, 19 および 20) によって吸収されている。従って、これらの部分の表面熱伝達係数が、吸熱量、ひいては圧力変化に大きく影響する。Fig 2.2.4 に示す様に、Post test では、プローダウン中の熱伝達率が  $200 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  以上に達しているのに対し、Best Estimate では最大値でも約  $50 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  である。また、田上の式で計算した場合、最大値で約  $80 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  である。この様な熱伝達率の差が、Fig 2.2.3 に示す様な、最高圧力の差となって現われていることになる。プローダウン終了後は、いずれの場合も、約  $20 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  程度で大きな差はない。

第 3 章に述べた日本造船研究協会の実験は、船用炉を模擬しているために、構造物がすべて鉄製であること、格納容器体積に対して放出される蒸気量が多いことなどの特徴がある。この様を系に對しては、熱伝達率の差の影響は、さらに大きいと思われる。Fig 3.4 に示す様に、内田の式によれば、最高圧力を実験値に比して約 45% 大きく見積っている。この場合、Fig 3.5 に示す様に、内田の式による熱伝達率は最大約  $230 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  である。田上の式の場合には、最高圧力の差はさらに大きいが、プローダウン末期には、急速に実験値に収束している点は興味深い。これに対し、熱伝達率を  $500 \text{ Btu}/\text{ft}^2 \text{ hr F}$  の一定値に保った場合は、Fig 3.6 に示す様に、圧力の時間的な変化の様相は異なるが、最高圧力はほとんど実験値と一致している。また、同図で、熱伝達率を変化させた場合、圧力の時間的変化、最高圧力等が変化するのは当然であるが、プローダウンの終期になると、圧力は次第に収束して行く傾向が看取される。この点は、前に述べた NRTS の見解を裏づけるものと考えて良いであろう。

#### 4.3 格納容器漏洩率

CONTEmPT では、格納容器からのガスの漏洩について、2つの場合を想定している<sup>10)</sup>。一つは、クラック等の小さな隙間からの漏れであり、他の一つは、ノズルなどからのガスの流出のような、大きな漏れである。ここでは、前者、すなわち小さな漏れについて考察する。

CONTEmPT では、小さな漏れについては、

$$L_r = K_1 \cdot \rho_c (P_{tot} - P_{in}) \quad (4.3.1)$$

で計算している。ここに

$L_r$  : 漏洩量 ( $\text{lb}/\text{hr}$ )

$\rho_c$  : ガスの密度 ( $\text{lb}/\text{ft}^3$ )

$P_{tot}$  : 格納容器全圧力の瞬時値 (psi)

$P_{in}$  : 格納容器初期全圧力 (psi)

上式中の  $K_1$  は、漏洩定数で、圧力差 ( $P_{tot} - P_{in}$ ) に依存するものと考えている。この  $K_1$  は、圧力差をパラメータとして表として入力し、計算に当っては、圧力差によって、入力した表の値を内挿して  $K_1$  を定める。ここでは、表として入力する漏洩定数を、どの様に状定したら良いかを考察する。

通常、格納容器の漏洩率は、格納容器内に空気を吹き込んで適當な圧力まで内圧を上昇させてから、十分長い時間放置し、温度、湿度などの補正を行った圧力の変化から試験圧力における

る漏洩量を求め、さらに試験圧力を変化させて求めた漏洩量と、ガスの流れのモデル（たとえば laminar flow, turbulent flow smooth path 等）とから設計圧力、あるいは事故時の圧力における漏洩量を外挿して求めることによって決定される。この様にして決定された漏洩率は、通常 (% / day) 単位で表わされる。

この様にして実験的に求められた漏洩率は、元来空気の漏れを測定したものであるが、プローダウン時には、同じ圧力でも蒸気の占める割合が大きい。 $K_\ell$  は、CONTEmPT では圧力差のみに依存するとされているが本来温度、湿度などにも依存するものであろうから、ほぼ常温常湿の空気によって決定された漏洩率と、事故時に使用される  $K_\ell$  とが、どの様に対応するかは、大きな問題である。

仮に、以上の点を無視して、通常の空気による漏洩率が、そのまま事故時にも使用できるとしても、(% / day) 単位で示された漏洩率から、どの様にして  $K_\ell$  を決定すれば良いかが依然として残された問題になる。そこで、CVTRにおける漏洩試験を想定し、CVTR格納容器に時間のある関数として空気を吹きこみ、適当な圧力に達した所で空気吹き込みを停止し、いくつかの  $K_\ell$  を与えて、その後の漏洩率を 72 時間にわたって計算した。計算条件は下記の通りである。

圧力容器体積	$2.2692 \times 10^5 \text{ ft}^3$
温度	67°F
初期圧力	14.22 psia
湿度	10%
吹き込み空気温度	100°F

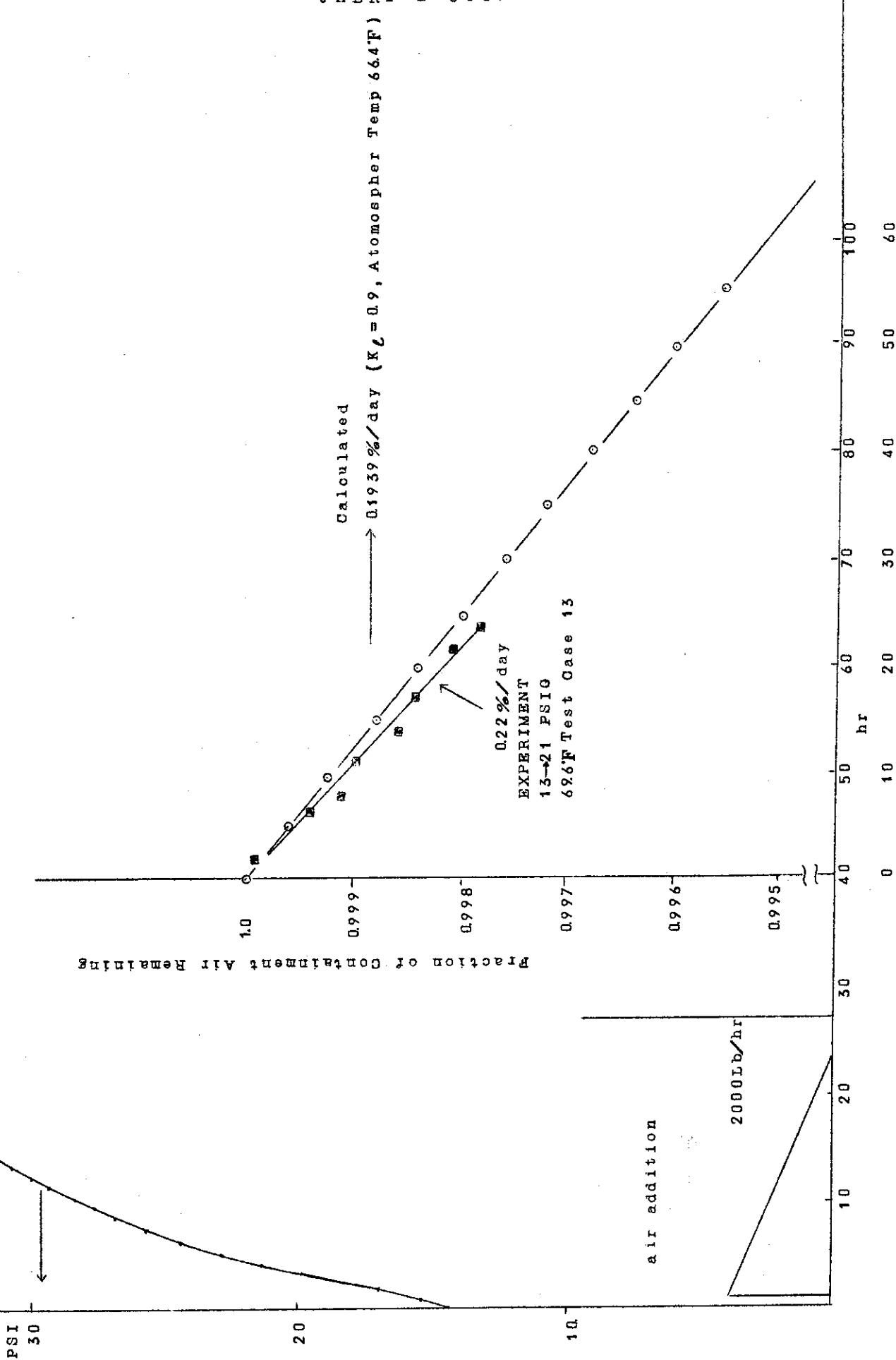
計算の結果を Table 4.3.1 に、また計算の一例を Fig. 4.3.1 に示す。図では、CVTR の漏洩実験結果の一例を、比較のために示してある。計算の結果では、密度、圧力が一定である限り、当然予想される様に、 $K_\ell$  と漏洩率はほぼ比例している。

Table 4.3.1  $K_\ell$  と漏洩率 (% / day) との関係

空気吹込 (Lb/hr)	密 度 (Lb/ft <sup>3</sup> )	圧 力 (psia)	$K_\ell$ (ft <sup>3</sup> · in <sup>2</sup> /hr · Lbf)				
			0.5	0.6	0.7	0.8	0.9
1300	0.141	27.6	%/day	%/day	%/day	%/day	%/day
2000	0.178	34.7	0.071	0.085	0.099	0.113	0.127
5000 (100°F)	0.335	65.4	0.108	0.130	0.152	0.173	0.195
容器体積 $2.2692 \times 10^5 \text{ ft}^3$							
温 度 67°F							
初期圧力 14.22 psia							
湿 度 0.1							

34.63

34.76

Fig. 4.3.1 C V T R 漏洩実験と  $K_1$  との関係

## 5. J P D R 格納容器の圧力計算

J P D Rは、熱出力90 MW, BWR型の動力試験炉プラントである。このプラントは、内部自由体積約 $1.35 \times 10^5 \text{ ft}^3$ の格納容器を有している。<sup>6)</sup> この格納容器は、最近のBWRプラントのそれの様な圧力抑制型のものでなく、CONTEmPTコードの解析の対象としている、いわゆるDry-Container型のものである。CONTEmPTコードの使用方法に習熟し、かつその解の特質を把握するため、このJ P D Rの格納容器について解析を試みた。

事故としては、J P D Rの再循環系配管の瞬時完全破断を想定した。再循環配管は、ダウカマ部より $12^{\text{B}}$ で出て、ポンプ吸込部で $14^{\text{B}}$ になり、ポンプ吐出側で再び $12^{\text{B}}$ になって下部プレナムに戻る。破断箇所は、ポンプ吸込部 $14^{\text{B}}$ とし、プローダウン計算ではポンプの抵抗を無視した。ポンプ吐出部には口径 $7\frac{1}{2}$ " のフローノズルがあるので、Fig. 5.1およびTABLE 5.1に示す様に、破断口径はダウカマ側 $14^{\text{B}}$ 、下部プレナム側 $7\frac{1}{2}^{\text{B}}$ となる。プローダウン計算は、RELAP-3コードにより、計算はFig. 5.1に示す様に、圧力容器を9ヶの領域に分けて行った。RELAP-3の計算では、プローダウン終了は破断後約13秒であった。破断口からの流出流量およびエンタルビの時間的変化を、TABLE 5.1に示す。

破断後30秒で、炉心スプレイ系が作動し、圧力容器内に $80^{\circ}\text{F}$ の水が $2.0 \times 10^5 \text{ lb/hr}$ の流量で注入される。さらに900秒後には、スプレイ水の一部( $1.325 \times 10^5 \text{ lb/hr}$ )がバイパスされて格納容器内に注水される。従って、プローダウン終了後も、破断口からは、炉心の崩壊熱を吸収したスプレイ水が流出することになる。本計算では、破断と同時に原子炉は停止され、崩壊熱はすべてスプレイ水に吸収されるものとした。その他の計算条件はTABLE 5.2~5.4に示す他、下記の通りである。

(1) 格納容器自由体積	$1.35 \times 10^5 \text{ ft}^3$
(2) 格納容器初期温度	$80^{\circ}\text{F}$
(3) 格納容器内初期圧力	14.2 psia
(4) " 初期湿度	20%
(5) 気相、液相間の熱伝達	無視
(6) 格納容器からの漏洩	(4.3.1)式により $K_e = 0.79 \text{ ft}^3 - \text{in}^2/\text{hr. lbf}$
(7) 格納容器内セグメント数	6
熱伝導	平板近似

Fig. 5.2および5.3に計算の結果を示す。この計算と対比すべき実験データは、JPDRが現に稼動中のプラントであるので存在しない。しかし、当初の設計・算などで予想されたものと、今回の解析結果とは、ほぼ一致した圧力変化を示していると云える。

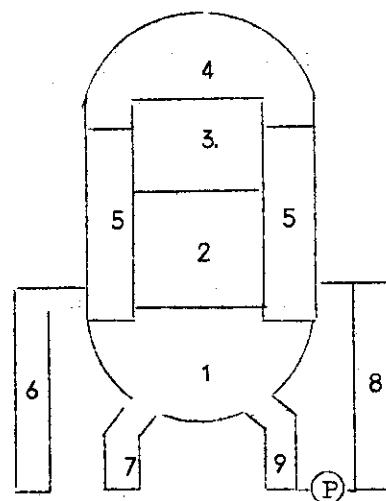


Fig 5.1 Relap 3によるブローダウン計算のノード区分

時間(sec)	流出流量 $7\frac{1}{2}''$	Lb/sec 14"	エンタルピー BTU/Lb	
			$7\frac{1}{2}''$	14"
0.5	2987.3	4227.1	510.8	509.5
1.0	2780.5	3570.2	510.3	509.0
2.0	2705.8	3097.5	504.1	507.6
3.0	2539.1	2649.0	495.5	504.6
3.5	2404.0	2419.3	491.4	501.8
4.0	2089.0	2257.5	522.6	495.8
5.0	980.0	803.5	569.4	648.6
6.0	497.7	406.6	554.1	751.1
7.0	464.0	227.8	453.9	778.4
8.0	305.3	130.7	400.0	720.0
9.0	191.0	80.6	331.0	609.9
10.0	105.5	34.4	336.0	815.2
13.0	0.	0.	0.0	0.

Table 5.1 破断口からの流出流量及びエンタルピー

Table 5.2 ブローダウンと非常用給水による破断口からの流出

時 間(hr)	Water oddion rate(Lb/hr)	Internal energy BtU/Lb
0.	0. $\times 10^7$	0.
2.778 $\times 10^{-6}$	2.724 $\times 10^7$	5.101 $\times 10^2$
1.389 $\times 10^{-4}$	2.597 $\times 10^7$	5.101 $\times 10^2$
2.778 $\times 10^{-4}$	2.286 $\times 10^7$	5.096 $\times 10^2$
5.556 $\times 10^{-4}$	2.089 $\times 10^7$	5.06 $\times 10^2$
8.333 $\times 10^{-4}$	1.866 $\times 10^7$	5.91 $\times 10^2$
9.722 $\times 10^{-4}$	1.736 $\times 10^7$	4.067 $\times 10^2$
1.113 $\times 10^{-3}$	1.562 $\times 10^7$	5.085 $\times 10^2$
1.389 $\times 10^{-3}$	6.421 $\times 10^6$	6.25 $\times 10^2$
1.667 $\times 10^{-3}$	3.255 $\times 10^6$	6.636 $\times 10^2$
1.944 $\times 10^{-3}$	2.49 $\times 10^6$	5.902 $\times 10^2$
2.222 $\times 10^{-3}$	1.57 $\times 10^6$	4.158 $\times 10^2$
2.5 $\times 10^{-3}$	9.778 $\times 10^5$	4.537 $\times 10^2$
2.778 $\times 10^{-3}$	5.036 $\times 10^5$	4.011 $\times 10^2$
3.611 $\times 10^{-3}$	0.0	0.0
8.332 $\times 10^{-3}$	0.0	0.0
8.333 $\times 10^{-3}$	2.0 $\times 10^5$	1.341 $\times 10^3$
2.499 $\times 10^{-2}$	2.0 $\times 10^5$	1.341 $\times 10^3$
2.5 $\times 10^{-2}$	6.836 $\times 10^4$	3.937 $\times 10^3$
5.0 $\times 10^{-2}$	6.836 $\times 10^4$	3.937 $\times 10^3$

Table 5.3 スプレーによる格納容器への水量

時 間(hr)	流量(Lb/hr)	温 度 (F)	効 率
0.	0.	0.	0.
0.2499	0.	0.	0.
0.25	1.325 $\times 10^5$	80.0	1.0
1.0	1.325 $\times 10^5$	80.0	1.0

Table 5.4 Heat Conducting structure

セグメント名	材 質	厚さ (ft)	表面積 (ft <sup>2</sup> )	境界条件
Dome of shell	Carbon steel(A201)	0.073	1.16 $\times 10^4$	1,1,5,2
Containment shell 1	Concrete & Steel	0.073, 2.547	2.56 $\times 10^3$	1,1,5,2
" 2	"	0.073, 2.227	9.867 $\times 10^3$	8,1,2,2
Reactor shielding	Concrete	5.9	3.615 $\times 10^3$	2,2,2,2
Concrete Floor	Concrete	2.6	4.923 $\times 10^3$	2,2,2,2
Reactor Compartiment	Concrete	3.9	2.114 $\times 10^3$	2,2,2,2

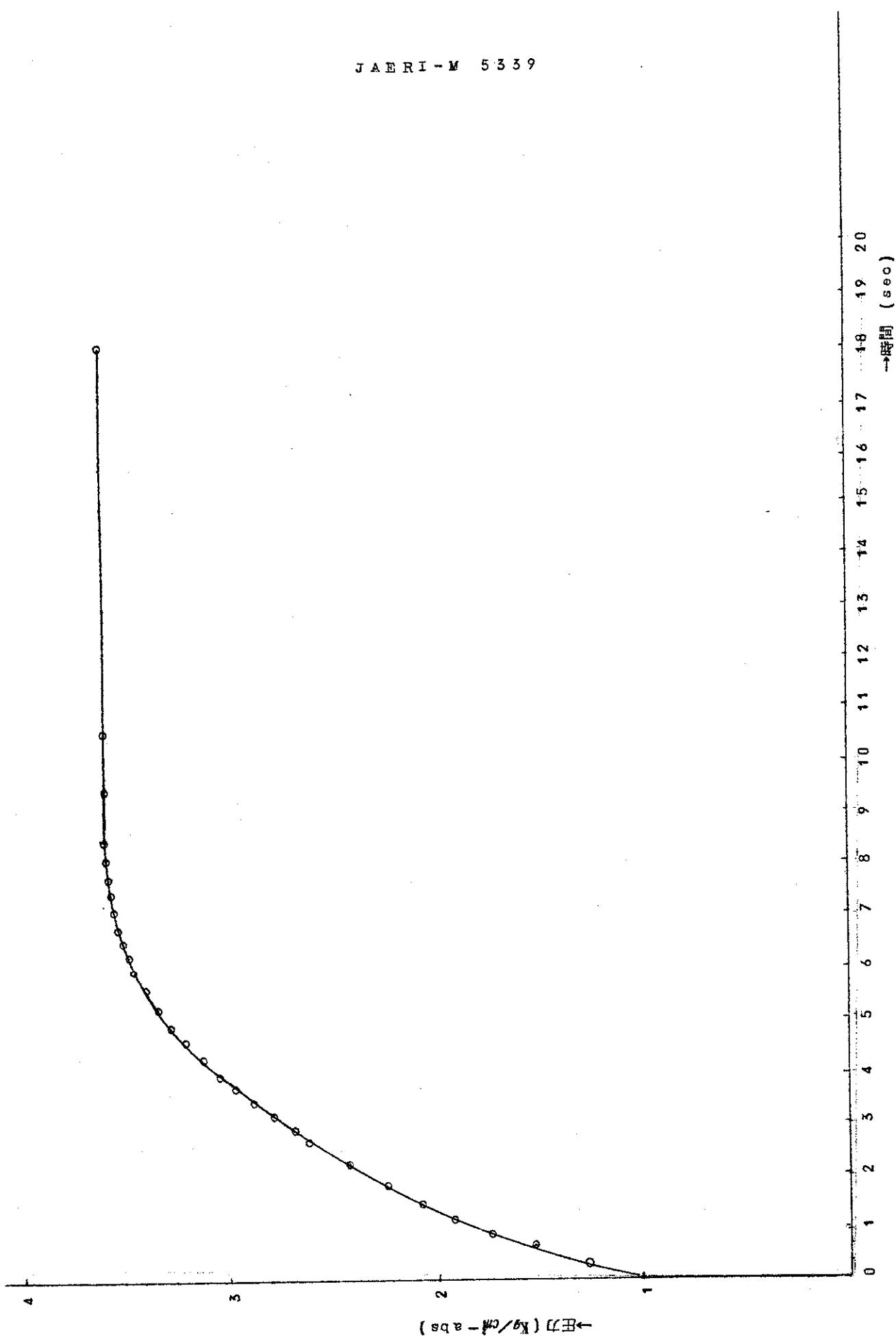


Fig. 5.2 Containment total Pressure

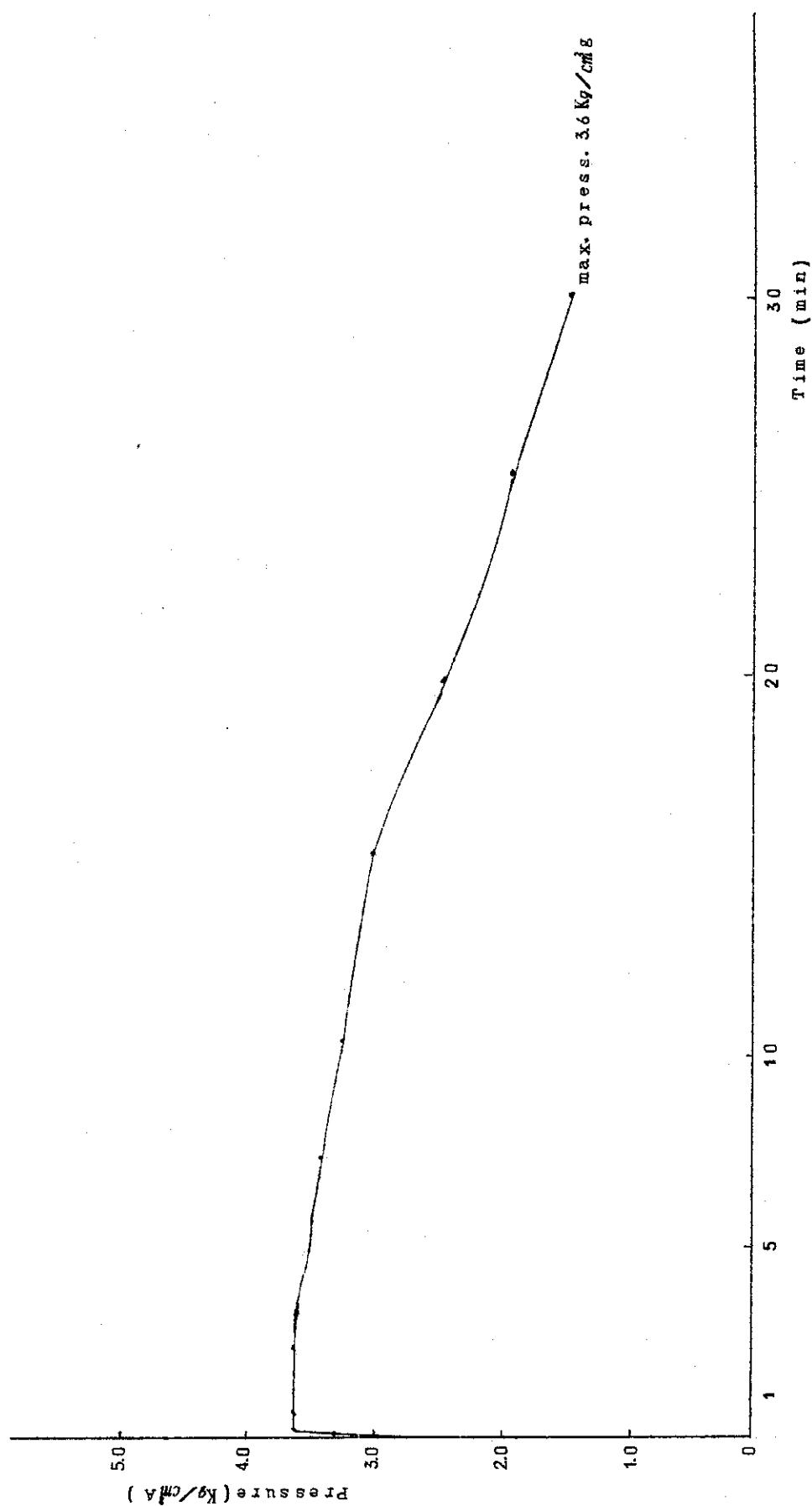


FIG. 5.3 Containment Pressure (JPDR-II)

## 6. 結論

以上述べて来た解析の結果から、次のことが結論されよう。

- (1) CONTEMPTコードは、単純なモデルに基いているが、プローダウン時の格納容器内圧の挙動を、かなり正確に与えることができる。
  - (2) 但し、上記の結論は、入力データが妥当に選ばれた場合である。これまで述べて来た様に、計算結果に重要な影響を与える入力データとしては、構造物の表面熱伝達率、同じく構造物のセグメントの取り方、メッシュ区分の方法、さらにプローダウン挙動などがある。
  - (3) 構造物の表面熱伝達率については、プローダウンが終了し、格納容器内の過渡状態がほぼ落ちついてから後は、内田の式、あるいは田上の式は実験と良く一致する解析結果を与えると思われるが、プローダウン中は両式ともに実際よりもかなり低い熱伝達率を与えると思われる。この結果、両式を解析に用いた場合には、最高圧力をかなり高く見積ることになる。今回、解析を行った実験例については、実験値と解析値とが極めて良く一致する様なプローダウン中の熱伝達率を定めることができた。しかし、これらの実験の解析に用いられた熱伝達率が、直ちに他の一般の場合に適用し得るものとは考えられない。今後、この点についての実験的研究が行なわれ、一般に適用し得る熱伝達率が与え得るようになることが切望される。
  - (4) 本報告に述べた解析では、CVTRの場合を除き、プローダウン時の1次冷却材の流出流量とそのエンタルピについては、RELAP-3による解析結果を入力データとして用いている。本報告中では、流出流量、エンタルピなどをパラメータとした解析は行っていないが、これらが解析に重大な影響を及ぼすことは、整備作業中にも実際に体験された所である。CONTEMPTコード使用に当っては、これらの入力データをできるだけ正確なものにする必要がある。
  - (5) 構造物の表面附近のメッシュ区分の方法も、計算結果にかなりの影響を与える。一般に、熱伝導度の低い物質となる構造物に対しては、表面附近のメッシュ巾をより細かにする必要がある。
  - (6) 前述した様に、CONTEMPTコードは、入力データが妥当なものである限り、格納容器の内圧の変化については、かなり正しい結果を与えると考えられる。しかし、このコードが、格納容器内の温度、圧力を1点モデルで解いていることから、止むを得ないことは云え、格納容器内の温度とその分布については、必ずしも実験結果と良く照合できない。これは、CONTEMPTコードの問題点の1つである。
- なお、この他に、解析上重要な因子として、格納容器スプレイの効果をあげることができる。スプレイ効果については、今回の整備作業では、実験と対比して検討することができなかった。スプレイ効果を含め、長時間にわたる格納容器内の状態の解析と評価は、今後に残された問題である。

## 参考文献

- 1) L. C. Richardson et.al. "CONTEMPT, A Computer program for Predicting the Containment Pressure-Temperature Response to a Loss-of-Coolant Accident" IDO-17220 (1967)
- 2) J. A. Norberg et.al. "Simulated Design Basis Accident Tests of The Carolina Virginia Tube Reactor Containment --- Preliminary Results" IN-1325. (Oct 1969)
- 3) 日本造船研究協会NSR-6部会"船用炉用圧力抑制格納方式に関する試験研究", (Mar, 1971)
- 4) D. C. Slaughter beck et.al. "Correlations to Predict Maximum PWR Containment Following a Loss-of-Coolant Accident", IDO..
- 5) W.H.Rettig et al "RELAP3, A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis" IN-1321 (1970)
- 6) APED JPDR Final Design Report Vol-I
- 7) 石川他: JAERI-memo 4693 (1972)
- 8) 私信
- 9) 大西信秋他; "Relap-3コードによるブローダウン挙動解析 - 第1報" 出版予定
- 10) G. E. Biugham et.al. "Preliminary Result and Test Experience of the Caroliuia Virgihiia Tube Reactor Containment Leakage Rate Tests" IN-1362, (Dec. 1969)

## App. 1. CONTEMPT コード概要

## A P 1.1 目 的

冷却材喪失事故時における格納内器内の温度、圧力および格納容器建屋、内部構造物の温度を計算する。

## A P 1.2 仮定およびモデル化

プローダウンおよびその後における、炉への加熱に関するデータ、および、格納容器に流入する、水およびエネルギーの量はインプットとして与えられる。

格納容器内は、底の水のたまっている領域（液相領域）と、水蒸気と空気の交った領域（気相領域）の2領域に分けられる。（Fig A P 1.1）各々の領域において温度、圧力とも一様であるとする。液相領域はプローダウン前ではなく、また液相領域からの沸騰は考慮するが、蒸発による熱および水蒸気の流出は考えない。気相領域の水蒸気は飽和蒸気あるいは過熱蒸気として考える。格納容氣建屋はドーム部、円筒部、床部等、数箇の部分に分け、各々の温度を、一次元多領域の熱伝導方程式によって解く。格納容器内の構造物は、平板、円筒形又球形の一次元の熱伝導体で模擬する。境界における熱伝達係数は、定数、時間関数、容器内の水蒸気と空気の比の関数のいずれかを選ぶことが可能である。

安全防護系は格納容器スプレイおよび強制循環空気冷却系の2つが取扱える。スプレイ系の水源は格納容器底部の水を使用するかまた外部の水源を使用するかを選択することができ、前者の場合、4種類の熱交換器の内1つを指定することができる。強制循環空気冷却系は energy removal rate を気相領域の温度の2次関数で評価している。

漏洩については、通常の漏洩以外にミサイル等による貫通孔等をも考えられ、この場合は音速、超音速、亜音速によるもれを考えている。

格納容器内への熱源としては、崩壊熱、金属-水反応水素の燃焼等が考えられる。これらの熱源は炉心内に残った水および緊急冷却系の冷却水の沸騰、炉心内の蒸気の過熱の他格納容器内での直接の熱源（ガンマ加熱、輻射熱）に分割される。

## A P. 1.3 方程式およびその解法

本コードの計算は2つの部分に分けられる。1つは初期状態（定常状態）を計算する部分（initialization phase）他は過渡状態を計算する部分（transient phase）である。

## A P. 1.3.1 初期値の計算

プローダウン前において炉は定常状態にあったとし、この仮定のもとに、空気と水蒸気の分圧、質量、内部エネルギー、さらに構造材の温度分布の初期値を計算する。

定常、非定常を問わず飽和状態における水および水蒸気の性質は、Keenan-Keyesの蒸気表から内挿して求める。圧力の範囲は、0.2～400 psiaである。しかし、直線内挿によつて求めた圧力、比容積が十分正確でない場合には、W.HのSHARE programによって求められる。さらに、過熱蒸気の物性値は次の仮定のもとに求める。過熱蒸気は飽和蒸気曲線の近くにあり、内部エネルギーは温度のみの関数であるとする。したがって内部エネルギーは同温の飽和蒸気と同じになる。比容積は、格納容器内の蒸気の重量を容器内の体積でわって求める。圧

力は蒸気が完全ガスであると仮定して求める。

構造材の温度分布は次の熱伝達方程式によって求める。ただし定常状態にあっては  $\frac{\partial}{\partial t}$  の項は零である。

$$\rho(X) \frac{\partial}{\partial t} [u(X, t)] = \nabla K(X) \nabla u(X, t) + S(X, t) \quad (1)$$

境界条件は一般には

$$A(u, t) \cdot u + B(u, t) \frac{\partial u}{\partial n} = D(u, t) \cdot C(t) \quad (2)$$

であるが CONTEMPT では  $A = D = H(u, t)$ ,  $B = K$ ,  $C = u_B(t)$  とおいた次の式を取扱う。

$$-K \frac{\partial u}{\partial n} = H(u, t) [u - u_B(t)] \quad (3)$$

ただし

$u$  : 温度

$X$  : 空間変数

$t$  : 時間

$\rho$  : 熱容量

$K$  : 熱伝導率

$S$  : 発熱量 ( 単位積当り )

$H(u, t)$  : 热伝達率

$u_B(t)$  : バルク温度

さらに発熱量については

$$S(X, t) = P_f \cdot P_t \lambda(t) Q(X) \quad (4)$$

とおく。

ここで  $P_f$  : パワーファクター

$P_t \lambda$  : 時間依存の項

$Q(X)$  : 場所依存の項

時間依存の項は次の 2つの部分に分けられる。

$$P_t = \begin{cases} 0 & t < t_d \\ 1 & t > t_d \end{cases} \quad (5)$$

ただし  $t_d$  は遅れ時間である。

(1)式は、一次元の平板、円筒および球に対し求める。

解法は一次元差分方程式による近似を用いる。メッシュのとりかたは Fig A.P. 1.2 に示す。メッシュ点は外部の境界および各領域の境界に来るようとり、各領域内部のメッシュ間隔は等

しくなるようになる。1つの伝熱体につき、101のメッシュ点、最高20の領域をとることができる。Fig AP. 1.3はその一例である。

(1)式を空間時間とも差分方程式で近似する。このとき、時間に関しては implicit 法を用いる。(1)式は次のように書き換えることができる。

$$a_n u_{n-1}^{m+1} + b_n u_n^{m+1} + c_n u_{n+1}^{m+1} = d_n \quad (6)$$

ただし

$$a_n = -\frac{r_{en} h_{en}^S \Delta t}{2}$$

$$b_n = \sigma a_n - a_n - c_n$$

$$c_n = -\frac{K_{fn} h_{fn}^S \Delta t}{2}$$

$$d_n = -\sigma a_n u_{n-1}^m + \sigma (d_n + a_n + c_n) u_n^m - \sigma c_n u_{n+1}^m$$

$$+ \Delta t P_t P_t \left( \frac{\lambda^{m+1} + \lambda^m}{2} \right) (Q_{en} h_{en}^V Q_{rn} h_{en}^V)$$

ここで

$\lambda$  : 熱伝導率

$$h_{en}^V = \begin{cases} h_{en} & \dots\dots \text{平板} \\ \frac{2}{2\pi} \frac{h_{en}}{2} \left( X_n - \frac{h_{en}}{4} \right) & \dots\dots \text{円筒} \\ \frac{4}{3} \pi \left( X_n^2 - \left( X_n - \frac{h_{en}}{2} \right)^2 \right) & \dots\dots \text{球} \end{cases}$$

$$h_{en}^S = \begin{cases} \frac{1}{h_{en}} & \dots\dots \text{平板} \\ \frac{2\pi}{h_{en}} \left( X_n - \frac{h_{en}}{2} \right) & \dots\dots \text{円筒} \\ \frac{4\pi}{h_{en}} \left( X_n - \frac{h_{en}}{2} \right)^2 & \dots\dots \text{球} \end{cases}$$

$$h_{rn}^V = \begin{cases} \frac{h_{en}}{2} & \dots \text{平板} \\ 2\pi \frac{h_{rn}}{2} (x_n + \frac{h_{rn}}{4}) & \dots \text{円筒} \\ \frac{4\pi}{3} \left( (x_n + \frac{h_{rn}}{2})^3 - x_n^3 \right) & \dots \text{球} \end{cases}$$

$$h_{en}^S = \begin{cases} 1 & \dots \text{平板} \\ \frac{h_{rn}}{h_{rn}} & \dots \text{円筒} \\ \frac{2\pi}{h_{rn}} (x_n + \frac{h_{rn}}{2})^2 & \dots \text{球} \end{cases}$$

$h$  : メッシュ間隔

$x_n$  : 距離

$\sigma$  : { 0 定常状態  
1 非 "

境界点では(1)(3)式より同様にして

$$X = X_0 \bar{c} \quad (\text{Fig A.P. 1.4 参照})$$

$$b_0 u_i^{m+1} + c_0 u_1^{m+1} = d_0 \quad (7)$$

ただし

$$c = - \frac{k_{ro} h_{ro}^S \Delta t}{2}$$

$$b = \sigma g_{ro} h_{ro}^V + \frac{K_{ro} a_0 h_0^r \Delta t}{2 D_0} - c_0$$

$$\begin{aligned} d_0 &= -\sigma c_0 u_1^m + \sigma (g_{ro} h_{ro}^V + c_0 - \frac{K_{ro} a_0 h_0^r \Delta t}{2 b_0}) u_0^m \\ &\quad + \frac{K_{ro} h_0^r d_0 \Delta t (c_0^{m+1} + \sigma c_0^m)}{2 b_0} + \Delta t P_f P_t \left( \frac{\lambda^{m+1} + \sigma \lambda^m}{2} \right) Q_{ro} h_{ro}^V \end{aligned}$$

$X = X_n$  に對し

$$a_n u_n^{m+1} + b_n u_n^{m+1} = d_n \quad (8)$$

ただし

$$a_n = -\frac{K_{en} h_{en}^r \Delta t}{2}$$

$$b_n = \sigma g_{en} h_{en}^V + \frac{K_{en} a_n h_n^V \Delta t}{2 b_n} - a_n$$

$$d_n = -\sigma a_n u_{n-1}^m + \sigma (g_{en} h_{en}^V - \frac{K_{en} a_n h_n^V \Delta t}{2 b_n} + a_n) u_n^m$$

$$+ \frac{K_{en} h_n^b d_n \Delta t (c_n^{m+1} + \sigma c_n^m)}{2 b_n} + \Delta t P_f P_t \left( \frac{\lambda^{m+1} + \lambda^m}{2} \right) Q_{en} h_{en}^V$$

以上(6)(7)(8)式を解いて時間  $m+1$  における温度を求める。

#### A.P. 1.3.2 過渡状態の計算

過渡状態の計算は次の順序に従って行う。

- (1) テーブルより格納容器に加えられる諸量を求める。このとき  $(t + \Delta t / 2)$  の値を  $t \rightarrow (t + \Delta t)$  の間の input rate としもとの量に加える。  
ここで加えられる量は次のものである。
  - a) プローダウンにより格納容器内に加えられるエネルギーおよび水の量
  - b) 崩壊熱および水-金属反応によって、格納容器内に加えられる炉心に残っている水の蒸発量および直接気相領域、液相領域に加えられる水およびエネルギーの量
  - c) その他格納容器に加えられる水およびエネルギーの量も可能である。
- (2) スプレイが作動しているときには、スプレイにより除去されるエネルギー、加えられる水の量を計算する。
- (3) 強制空気循環系が作動しているときには、それにより除去されるエネルギーの量を計算する。
- (4) 漏洩量は通常の漏洩およびミサイル等による漏洩を計算する。
- (5) 热伝達の計算を次のようにして行う。  
热伝達の方程式を前時間ステップにおける、境界条件を使用して解く。次にこの温度を基にして熱伝達によるエネルギーの移動量を求める。
- (6) エネルギー収支の計算は次の順序で行う。
  - (a) 液相領域内の沸騰による、水およびエネルギーの収支の計算
  - (b) 格納容器中の水、水蒸気の質量および気相領域の圧力、温度の計算
- (7) (5)および(6)の計算により求められた温度と、前時間ステップにおける温度の平均によりきまる境界条件を用いて、(5)(6)の計算を再度繰返し、新しい時間における温度、圧力等の量を計算する。

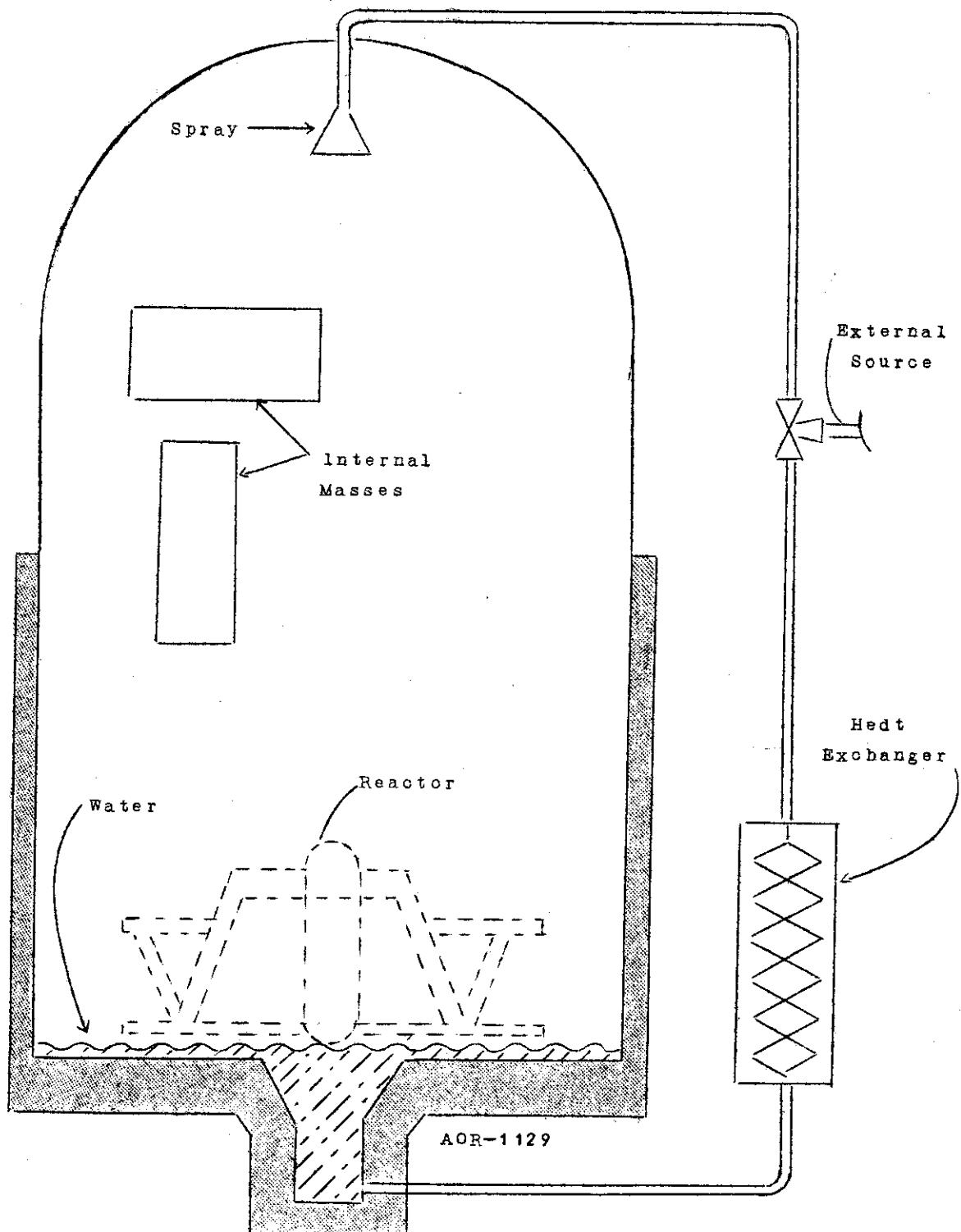


Fig. A P 1.1 CONTAINMENT MODEL SCHEMATIC

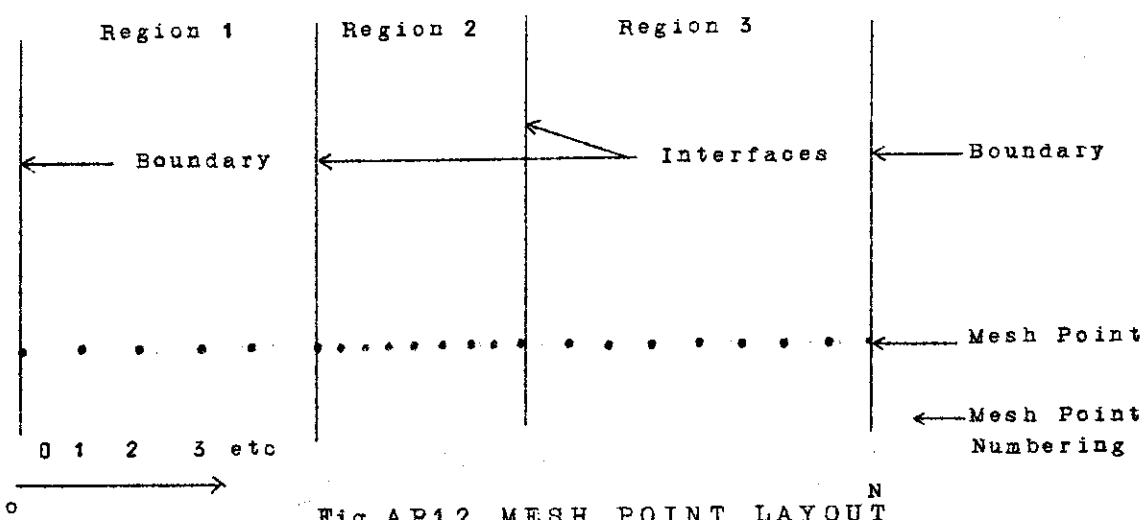


Fig. AP1.2 MESH POINT LAYOUT

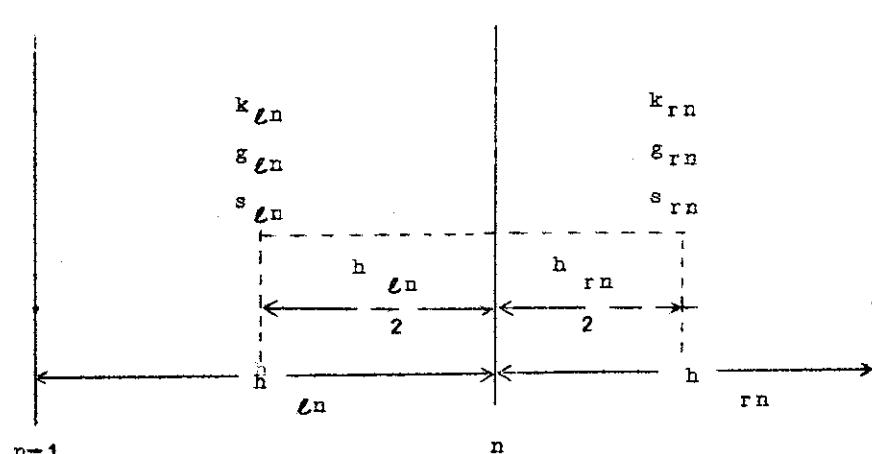


Fig. AP1.3 TYPICAL MESH POINTS

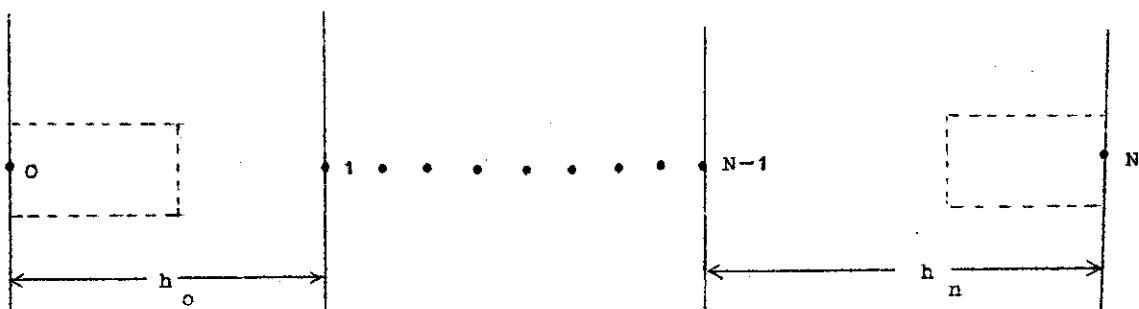


Fig. AP1.4 BOUNDARY MESH POINTS

## App.2. CONTEMPT コード入力形式

タイトルカード以外のすべての入力データは、フリーフォーマットで読まれる。入力カードの順番を示す数字を除いたデータは BCD として読まれ、整数、浮動小数点のデータに変換される。

フリーフォーマットの入力データの書き方を一例を上げて説明する。例えば次の様にパンチされた二枚のカードを考える。

1カラム	10カラム	20カラム	30カラム
105, +318, 105+2, -14, -25-4	*	THIS IS A COMMENT	
1025, 2.	1E-3	-1.4+5	245.65

CVI サブルーチンは BCD として読まれた 105, 318 をバイナリー整数へ変換する。  
105+2 は浮動小数点の数 10.5 に変換される。-14 は同様に負の整数 -14, -25-4 は浮動小数点の数 -0.000025 に変換される。\* は変換される BCD 情報の終りを示し、残ったカラムにパンチされたデータはコメントとして用いる。

二枚めのカードは 10 と 25 の整数及び浮動小数点の数 2.0, 0.0001, -140000., 245.65 に変換される。データの区切りは、カンマ又はブランクで示す。

## AP2.1 Preliminary Data

## 1.1 タイトルカード

第 1 カラムに、アスタリスク (\*) をパンチすること。残ったカラムには、アルファベット、数字、あるいは特殊な文字を書いてよい。このタイトルは、出力の各ページの最初にプリントされ、プロッター用のタイトルとしては第 2 カラムから 60 カラムまでの情報が用いられる。このタイトルカードのアスタリスク (\*) を読んで、計算を開始する。従って数ケースの問題を連続して実行する場合、ある問題の入力データに誤りがあっても、次の問題のタイトルカードのアスタリスク (\*) を読むまで、誤った入力データを読みとばし、次の問題を続行する。

## 1.2 カード 1

順番	フォートラン 変 数 名	内 容
1		1
2	T F N L(1)	過渡状態計算を打ち切る時間 (hr)
3	P A I R	プローダウンが開始する前の格納容器内圧力 (psia)
4	V O L	格納容器内体積、但し一次系又は二次系の体積は含まない (ft <sup>3</sup> )
5	T A I R	ゴローグウン開始前の格納容器内温度(F)
6	H U M	プローダウン開始前格納容器内相対湿度 (1.0 = 100%)
7	N S L	熱伝導を計算する構造材の数 (整数)、最大 20 もし 0 ならば、熱伝達計算を行わず、3, 4, 5, の入力データ は不要
8	T B O I L	プローダウン開始前の一次系冷却材の温度 (F)

## 1.3 カード2

1	2
2 MWATR	プローダウン開始時にステップ状に流入する水のボンド数
3 U TφT	上記の水がもっている全内部エネルギー ( $B_{tu}$ )
4 MLEFT	崩壊熱、水-金属反応熱、あるいは一次系要素にたくわえられている熱によって、蒸発するであろう1次系の水のボンド数
5 HAB	液体と蒸気領域の間の全熱伝達係数 (Btu/hr-°F)
6 TCφNT	バルク温度の一定値(F)
7 PHELP	プロットコントロール、この数値によって次の二つのグラフのうち一つを選択できる。時間の函数として格納容器内、圧力・温度を示すグラフで、第一のグラフは、計算開始から最大圧力に達する時間迄あるいは、プロットコントロールによって示される時間迄、を含む。第二のグラフは計算されるすべての時間を含む。 (1) < 0 プロットしない (2) = 0 第二のグラフ (3) + 0 最大圧力に到達する時間迄第一のグラフ次に第二のグラフ (4) > 0 この数値で示される時間迄第一のグラフ次に第二のグラフ

従って、プロットしない、あるいは第二のグラフのみ、第一、第二両方のグラフを選ぶことが出来る。グラフは Calcomp digital plotter で書かれる。

## 1.4 カード3

1	3
2 LK(1)	リーク計算のためのスロート面積 ( $ft^2$ ) (もし0ならこの型式のリーク計算は行わない)
3 LK(2)	リーク計算のためのスロート面積と出口面積の比
4 LK(3)	" " 入口 "
5 LK(4)	" 比例定数 (Cd)
6 LK(7)-	第二のリーク計算のための上記と同じ種類のデータ
LK(10)	

## 1.5 カード4

1	4
2 IHEX	熱交換器の型式、0: 热交換器がない。 型式は 1, 2, 3, 4, もし負の整数なら、熱交換器の結果がプリントされる。
3 HE(X(1)	熱交換器表面積 ( $ft^2$ )
4 HE(X(2)	熱交換器の全熱伝達係数 (Btu/hr- $ft^2$ -°F)

5	H E X(3)	熱交換器冷却材入口温度(°F)
6	H E X(4)	" 冷却材流量 (lb/hr)
1.6	カード 5	
1		5
2	C ϕ ϕ L(1)	ファンクーラーの式の係数 A
3	C ϕ ϕ L(2)	" B
4	C ϕ ϕ L(3)	" C
5	C ϕ ϕ L(4)	ファンクーラーの開始時間 $t_1$
6	C ϕ ϕ L(5)	" の停止" $t_2$

## AP2.2 テーブルカード

この節ではテーブル入力データについて説明する。テーブルデータは、水、エネルギー入力速度、崩壊熱放出割合、水-金属反応と放射線崩壊によるエネルギーとの比例定数、格納容器からのリーク等である。リークテーブルを除いて各々のテーブルはある時間に対する値を入力する。時間は必ず 0 から始めなければならない。テーブルの最後の時間は、計算される時間より大きくなければならない。これらの条件が満されていないと、エラーメッセージをプリントし計算を終了する。リークテーブルについては、もしリークがなければ、考えられる圧力範囲で、係数を 0 とするか、これら入力カードを省略してもよい。

## 2.1 Normal Building Leakage -- LCOEFF Array

- 1 XX            XX=11, 12, 13, etc.
- 2 圧力 (PSIO)
- 3 係数 ( $ft^3 - in^2 / hr - 1b_F$ )

この圧力、係数の組合せは、最大 25 組まで許される。一枚のカードにパンチできないときは XX = 12, として次のカードにパンチする。

## 2.2 Decay Power Cards---PϕP Arrary

- 1 1XX            XX=01, 02, 03, … 11, 12, etc
- 2 時間 (hr)
- 3 崩壊熱放出割合

パンチのしかたは 2.1 と同じで、最大 25 組まで許される。

## 2.3 Metal-Water Reaction Cards --- MWREAC Array

- 1 2XX            XX=01, 02, 03, etc.
- 2 時間 (hr)
- 3 金属-水反応によるエネルギー放出割合

パンチの仕方は 2.1 と同じ、最大 25 組まで許される。

## 2.5 Blowdown Rate Cards --- MADD Array

- 1 3XX            XX=01, 02, 03, etc.
- 2 時間 (hr)
- 3 水の流入速度 (lb/hr)
- 4 水の内部エネルギー (Btu/lb)

パンチのしかたは 2.1 と同じ、最大 20 組まで許される。

#### 2.5 Evaporation Steam Addition Cards - - BWSA Array

原子炉内に残っている水の全てが蒸発してしまった時にエネルギーと水の印加が停止する。

1 4 XX    XX = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 時間 (hr)

3 崩壊熱 エネルギーへの乗数

4 金属 - 水反応エネルギーの乗数

パンチのしかたは 2.1 と同じ最大 20 組まで許される。

#### 2.6 Atmosphere Direct Heat and Water Addition Cards - - - DHA Array

1 5 XX    XX = 0 1, 0 2, 0 3, ect

2 時間 (hr)

3 水印加速度 (1b/hr)

4 エネルギー (Btu/hr)

パンチのしかたは 2.1 と同じ最大 20 組まで許される。

#### 2.7 Liquid Region Direct Heat and Water Addition Cards - - - DHL Array

1 6 XX    XX = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 時間 (hr)

3 水印加速度 (1b/hr)

4 エネルギー"

パンチのしかたは 2.1 と同じ、最大 20 組まで許される。

#### 2.8 Decay power and Metal-Water Reaction Multipliers and Water Addition Rate - - - SHA Array

1 7 XX,    XX = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 時間 (hr)

3 崩壊熱エネルギー乗数

4 金属 - 水反応 "

5 水印加速度 (1b/hr)

パンチのしかたは 2.1 と同じ最大 20 組まで許される。

#### 2.9 Spray Water Addition Cards - - AWA Array

1 8 XX    XX = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 時間 (hr)

3 スプレー系から加えられる水の流量 (1b/hr)

4 水の温度(°F)もしこの数値が 0 でないならば、この入力で指定される温度のスプレー水が外部から加えられる。もしこの数値が 0 ならば、スプレー水は格納容器内の液体領域からとられる。

5 格納容器内へのスプレー効率

パンチのしかたは 2.1 と同じ、最大 20 組まで許される。

## 2.9 Spray Water Addition Cards -- AWA Array

1 8 XX XX = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 時間 (hr)

3 スプレー系から加えられる水の流量 (lb/hr)

4 水の温度 (F) もしこの数値が 0 でないならば、この入力で指定される温度のスプレー水が外部から加えられる。もしこの数値が 0 ならば、スプレー水は格納容器内の液体領域からとられる。

5 格納容器内へのスプレー効率

パンチのしかたは 2.1 と同じ、最大 20 組まで許される。

## 2.10 Air Addition Cards -- AAA Array

1 9 XX, XX = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 時間 (hr)

3 空気の印加速度 (lb/hr)

4 流入する空気の温度

パンチのしかたは 2.1 と同じ、最大 20 組まで許される。

## 2.11 Outside Air Condition Cards -- OAT Array

1 10 XX, XX = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 時間 (hr)

3 外気の温度

4 外気へ対する熱伝達係数 (Btu/ft<sup>2</sup> - hr F)

パンチのしかたは 2.1 と同じ、最大 25 組まで許される。このテーブルは 24 時間周期のテーブルである。24 時間を越えた時間については、周期 24 時間を考えて、内挿するので、最大 24 時間までの値を入力すればよい。

## 2.12 Time Step and Print Control Cards -- TX, IT Array

1 9 0 XX, XX = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 時間 (hr)

3 時間ステップ巾 (hr)

4 热伝導を考慮する領域のプリントを n ステップごとにする n は整数

5 質量、体積、エネルギーバランスのプリントを n ステップごとにする n は整数

パンチのしかたは 2.1 と同じ、最大 50 組まで許される。

## 2.13 End of Table Card

1 9 9 9 9

## AP 2.3 热伝導計算領域に関するデータ

この節で示される 3.1 から 3.7 までの入力データは、それぞれの热伝導計算領域について、準備されなければならない。もし热伝導計算領域が無い場合は、3 節及び 4 節のデータは不要である。この節でのデータカードの順番を示す。

YY という数値は、第 1 の热伝導領域については、01 第 2 については、02、というよう

にパンチしなければならない。以下の説明に現われる、Iは熱伝導計算領域の番号を意味し、Jはその熱伝導計算領域内のサブ領域の番号を意味する。

### 3.1 热伝導計算領域のタイトル

1カラム目に(1)をパンチしなければ、何をパンチしてもよい。

### 3.2 General Information Card

1 1 Y Y 0 0 1

2 N(I) 全メッシュ点数 この数はメッシュ間の数より大きくなければならない。<102

3 L(I) サブ領域の数<21

4 I G E φ M 形状についてのオプション  
0板状，1円筒状，2球状

5 X 0 左側境界の座標(ft)

6 F F(I) 出力係数 Pf

7 D E L A Y(I) 热源が発生するまでの時間遅れ(hr)

8 A R A(I) 伝熱面に対する乗数

### 3.3 Mesh Spacing Cards

1 1 Y Y 1 X X, XX=01, 02, 03, etc.

2 N S (J, I) Jサブ領域のメッシュ巾数

3 F S(J) J" の右側境界の座標(ft)

残っている領域については、2.1で述べたと同じようにパンチする。

### 3.4 Material Overlay Cards

1 1 Y Y 2 X X, XX=01, 02, 03, etc.

2 I T S(J, I) Jサブ領域の物質番号

3.3と同じ方法でパンチする。

### 3.5 Source Space Dependence Cards

1 1 Y Y 3 0 0

2 热源型式のオプション

=0 平坦分布

=1 サブ領域毎に平坦

=2 各メッシュ間毎に入力する。

3 Q S(J) 上のデータが0のときのみ、一定値を入力する。

### 3.6 Additional Space-Dependence Cards

1 1 Y Y 3 X X, XX=01, 02, 03, etc.

2 Q S(J) Jサブ領域又はメッシュ間の热源3.3と同じしかたでパンチする。

### 3.7 Boundary Condition Cards

1 1 Y Y 4 0 0

2 B T O (1, I) 左側境の热伝達係数選択のオプション

(1)0, 热伝達係数は0, つまり温度勾配がないか又は断熱状態を示

す。

- (2) 1, 热伝達係数は外側の空気状態を示す入力カードに従って、時間依存で入力する。
- (3) 2, 热伝達係数は、空気に對する、水蒸気の比に依存した、擬縮蒸気の値を用いる。
- (4) 3, 热伝達係数を 0.4 とする。この値は通常、液体領域に對する熱伝達として用いる。
- (5) 4, 热伝達係数を  $10^4$  とする。これは通常蒸気発生境界条件として用いられる。
- (6) 5, 热伝達係数は、時間対、熱伝達係数の表から内挿される。
- (7) 6, 热伝達係数は、温度対熱伝達係数の表から内挿される。
- (8) 7, 8, 又はそれより大きい数、熱伝達係数は array HTC (1), HTC(2), 等から求められる。

3 B T O (2, I) 左側境界のバルク温度、選択のオプション

- (1) 0, バルク温度一定で、カード 2 で入力される。
- (2) 1, バルク温度は時間依存で入力される。  
これは外側空気状態カードで指定される。  
(2.11 を参照せよ)
- (3) 2, バルク温度を格納容器蒸気温度と見なす。
- (4) 3, バルク温度を格納容器内液体温度と見なす。
- (5) 4, バルク温度を格納容器内全圧力に對する飽和温度とする。  
これは蒸気発生境界条件のとき用いられる。

4 B T N (1, I)

右側境界について、データ 2 と 3 と同じ意味を持つ。

5 B T N (2, I)

#### A P P 2.4 Data Table Common to All Heat-Conduction Structure

この節で述べる データテーブルは、すべての熱伝導計算領域に對する共通なものである。熱伝導率、定容比熱、及び終りを示すカードを除いて、この節で述べられるカード入力は、熱伝達係数等のオプションに従って入力される。もしそれらのデータで、時間あるいは温度依存で入力されるものがあるときは、計算される問題で予想される、最大の時間、温度を、含む様なテーブルにしなければならない。さもないとエラーとして、計算を中断する。

##### 4.1 热伝導率と定容比熱 T U C U H C Array

1 4 1 0 0 X X X X = 0 1, 0 2, 0 3, etc.

2 物質番号 1 の熱伝導率

3 " 1 の定容比熱

物質番号 2, 3, …のデータのパンチのしかたは、2.1と同じしかたです。最大 20 物質まで許される。

## 4.2 種々の熱伝達係数

HTC Array

1 4200XX XX=01, 02, 03, etc.

2 热伝達係数 型式7

3 " 型式8

型式9, 10, 等と, 最大20組まで入力できる。パンチのしかたは2.1と同じ。

## 4.3 時間依存熱伝達係数 --- HTCT Array

1 4300XX, X=01, 02, 03, etc.

2 時間

3 热伝達係数

パンチのしかたは2.1と同じ, 最大25組まで許される。

## 4.4 温度依存熱伝達係数 --- HTCTP Array

1 4400XX, XX=01, 02, 03, etc.

2 温度

3 热伝達係数

パンチのしかたは2.1と同じ, 最大25組まで許された。

## APP2.5 最終カード

プログラム入力の最後を示すカードである。1カラムから500000とパンチする。もし熱伝導計算領域がなければ, 2.13で示したカードが最終カードになる。

1 500000

### App.3. CVTR実験概要

#### A.P. 3.1 CVTR実験目的

CVTR (Carolina Vinginia Tube Reactor) の格納容器システムを使用して DBA (Design Base Accident) テストが行なわれた。この DBA テストはアメリカ原子力委員会の Water Reactor Safety Program のために, "In-Plant Testing Project" の一部として行なわれたものである。

DBA テストは次の 3 つの目的を持っている。

- (1) 格納容器内の状態を計算するためのコードの有効性を評価するために、圧力、温度に関する実験データを得る。
- (2) 安全防護系のスプレイの性能を決定する。
- (3) 格納容器に対する DBA 条件の影響を決定する。

#### A.P. 3.2 実験設備概要

CVTR の格納容器は、Fig A.P. 3.1 に示すように、丸屋根と平な底を持った、円筒状の鉄筋コンクリートの建物である。円筒の内径は 57 フィート 11  $\frac{1}{2}$  inch 床から、ドームの頂点までの高さ (容器の内部) は 114 ft 3 inch である。円筒部、床 (コンクリート基礎) より丸屋根の内側はステンレススチールのライナーがつけてある。格納容器への入口は、直径 13 ft の円形のハッチ、直径 7 ft のドアーより直径 2 ft 9 inch の非常用ハッチである。

格納容器内の構造物は、オペレーティングフロアによって 2 つの部分に分割される。結果として格納容器内は、上部 (operating floor より上)、中間 (intermediate)、底部 (basement) の 3 領域に分けられる。格納容器内の全空間 (free volume) は約 227,000 ft<sup>3</sup> である。

プローダウン事故の模擬の為に発電所からの蒸気を使用した。これは "Parr Steam Plant" といい、CVTR の近くにある。この Parr Steam Plant の header は 325,000 lb/hr (725°F, 400 psig) の蒸気を供給する。

炉内圧力減衰の為のスプレイシステムが DBA テストの為に CVTR に取付けられた。このスプレイの flow rate は 290 ~ 500 gpm であり、スプレイのノズルの数を変化させることにより変えられる。スプレイは、スティームの容器内注入が終ってから約 30 秒後に作動開始し、約 12 分間作動する。

#### A.P. 3.3 実験項目および測定機器

DBA テストの主な目的は速い蒸気注入に対する格納容器の応答の測定と、この実験結果を計算結果に関連づけることである。この為次の項目についての測定がなされた。

- (1) 格納容器内圧
- (2) 格納容器内温度
- (3) " 表面温度

- (4) 格納容器ライナーのストレス
- (5) 凝縮の速度と量
- (6) 格納容器ライナー表面の熱流束
- (7) 格納容器壁の温度分布
- (8) " 内の空気の動き
- (9) 注入された蒸気の量と質
- (10) スプレイシステムの流束と水温

(1) の圧力測定には 7 つの圧力計 (pressure transducer) が使用され、出力 (信号はオシログラフによって記録された。7 つの中 4 つは格納容器内の色々な位置に、1 つは格納容器に通ずるパイプの中に、他の 2 つは上部空間部分や refueling Conal の圧力が測定できる位置についてある。

(2) の格納容器内温度は主に早い応答速度をもった 3 4 この熱電対によって測定された。他に 1 5 の抵抗測温体を使用している。この内 1 0 この熱電対は格納容器ライナーの表面付近の温度分布を測定するのに使用されている。

記録はオシログラフおよびアナログデータ記録装置を使用した。

また、2 3 この熱電対が格納容器のライナーの表面およびコンクリートの構造物の表面に設置された。これらのデータは、オシログラフおよびアナログデータ記録装置によって記録された。

凝縮は壁面のいくつかの場所を選んで、凝縮量を収集し、補集びん内に集めて測定した。凝縮の速さは、補集びん内の水の重さをストレインゲージによって計ることによって時間の関数として求められる。

格納容器内のライナー表面の熱流束の測定には 4 つの bidirectional calorimeter-type の測定器を用いた。記録はアナログデータ記録装置を使用した。

格納容器壁内部の温度分布は、特別な熱電対を使った直径 1 0 インチ厚さ 1 インチの鋼材製の板からなる 2 つの伝熱測定装置によって測定した。これをコンクリート壁にあけた穴の内にうめこんで測定した。

記録は、アナログおよびデジタルの記録装置によって記録した。

格納容器のライナーのストレスは 8 3 ヶ所において、ストレインゲージによって測定する。記録はアナログおよびデジタルの記録装置を用いて行った。

格納容器内の空気の動きは、起音速風力計を用いて測定された。この内 2 つは伝熱測定装置の 1 つに近く約  $2\frac{3}{8}$  inch および  $\frac{7}{8}$  inch の距離に設置された。3 番目の風力計は、オペレイティングフロアと格納容器ライナーの間の同心円中に設置された。これらの装置により、空気の速度を測定した。

標準のプロセスタイプのセンサーや記録計が蒸気の流量、圧力、温度およびスパーヒート以下の水の流量、温度さらにスプレイによる冷却水の圧力、温度を測定するのに使用された。記録はすべて同時にオシログラフによってなされた。

## A.P. 3.4 実験結果

D B A テストでは次の4つの実験が行なわれた。

- a) システムのチェックアウトテスト—格納容器内が 7 psig に加圧され、スプレイシステムを約3分間動作させた場合
- b) D B A テスト 1—格納容器内を 18 psig に加圧、圧力は自然減 c) D B A テスト 2—テ  
スト 1 に似ているが 290 gpm の減圧の為のスプレイが動作する。これは圧力が最高に達する  
とすぐ動作し、12分間冷却する。d) D B A テスト 3—テスト 2 にほとんど同じであるがス  
プレイの流量は 500 gpm である。

## A.P. 3.4.1 圧力変化

Fig AP. 3.2 は上記3つの 18 psig の圧力テストの結果である。測定点はオペレイティン  
グフロアー近くであり、スプレイの効果を示している。

スプレイの効果は、スプレイが動作した結果の漏洩の減少によって得られる。漏洩は圧力に  
よってひきおこされ、以下にその定量的評価を示す。

C V T R の漏洩率試験によれば、漏洩率は次の式 (molecular flow equation) によっ  
て示される。

$$L_r = K_m (1 - \frac{1}{P_a})$$

ここで

$L_r$  : 単位時間当たりの漏洩率 (time<sup>-1</sup>)

$K_m$  : 比例定数

$P_a$  : 格納容器内圧力

この式は molecular flow path に対する式であるが、もしこの式が D B A のスプレイが動  
作している時でも有効だとすれば、漏洩の減少率 (パーセント) は次の式で示される。

$$\Delta L = (100) \frac{M_1 - M_2}{M_1}$$

$\Delta L$  ; 漏洩の減少量 %

$M_1$  ; 多量な漏洩率 ( $L_1$ ) における質量の損失

$M_2$  ; 少量 " ( $L_2$ ) " "

$M_1$ ,  $M_2$  は次のように計算される。

$$M_1 = \int_{t_1}^{t_2} L_1 dt = K_m \int_{t_1}^{t_2} \left(1 - \frac{1}{P_1}\right) dt$$

$$M_2 = \int_{t_1}^{t_2} L_2 dt = K_m \int_{t_1}^{t_2} \left(1 - \frac{1}{P_2}\right) dt.$$

$t_2 - t_1 = t$  と変換して

$$\Delta L = (100) \left[ \frac{\left( \int_0^t \frac{1}{P_2} dt - \int_0^t \frac{1}{P_1} dt \right)}{t - \int_0^t \frac{1}{P_1} dt} \right]$$

テーブル AP. 3.1 は Fig AP. 3.2 よりスプレイの効果を計算したものである。ただし  $t_1 = 5 \text{ min}$ ,  $t_2 = 15 \text{ min}$  である。このテーブルより、スプレイの効果はかなり大きいことがわかる。

Table AP3.1  
EFFECT OF PRESSURE REDUCTION SPRAY

Test	Area Under Curve (psig-min)	Normalized to Natural Decay Test	Area Reduction %	Molecular Flow Leakage Reduction- $\Delta L$ %
natural decay (no spray)	134	1.0	0	0
290 gpm spray	111	0.82	18	13
500 gpm spray	92	0.68	32	25

#### A.P. 3.4.2 温度の変化

Fig AP. 3.3 は natural decay (スプレイが働くないとき)における、格納容器内の3つの領域の温度変化を示したものである。3領域とは、オペレーティングフロアーより上の領域 (dome) オペレイティングフロアーより下の中間領域 (intermediate) そして底部 (basement) である。図は格納容器に大きな温度分布があることを示しているまたこの図には、オペレイティングフロアーより上部の1点におけるスティールライナーの温度を示している。これよりライナーの温度はその近くの格納容器内温度に近いことがわかる。これによって蒸気注入中において、この上部の領域では蒸気と空気の混合体から、格納容器構造物への熱伝達が早くおこることがわかる。

スプレイが働く時のデータは Fig AP. 3.4, と Fig AP. 3.5 に示す。natural decay の場合と同じように、スプレイが働く間は、格納容器内には大きな温度分布がある。しかしスプレイが働くと温度の低下の速度が速くなり、またあきらかに、容器内気体の混合がおこる。これは底部の温度が natural decay の場合より高い値に落着いていることからわかる。この効果は Fig AP. 3.5 (500 Gpm spray) の方が顕著である。

#### A.P.3.4.3 その他の測定値

その他の測定値としては、ライナーの歪み測定、および、格納容器の膨張、および漏洩率の

測定がある。ライナーの歪みは CVTR Testing Project 中の色々な条件のもとで測定された。この測定の主な目的はライナー又は格納容器の破損に対する基礎資料を得る為であったが、そのような破損はおこらなかった。しかし歪の大きさ等を決定するために現在解析中である。

格納容器の膨張は D B A テストの間、肉眼や写真で観測された。温度による膨張はコンクリート表面のクラッキングの主な原因である。この D B A テストの間にかなり大きなクラッキングがみとめられた。

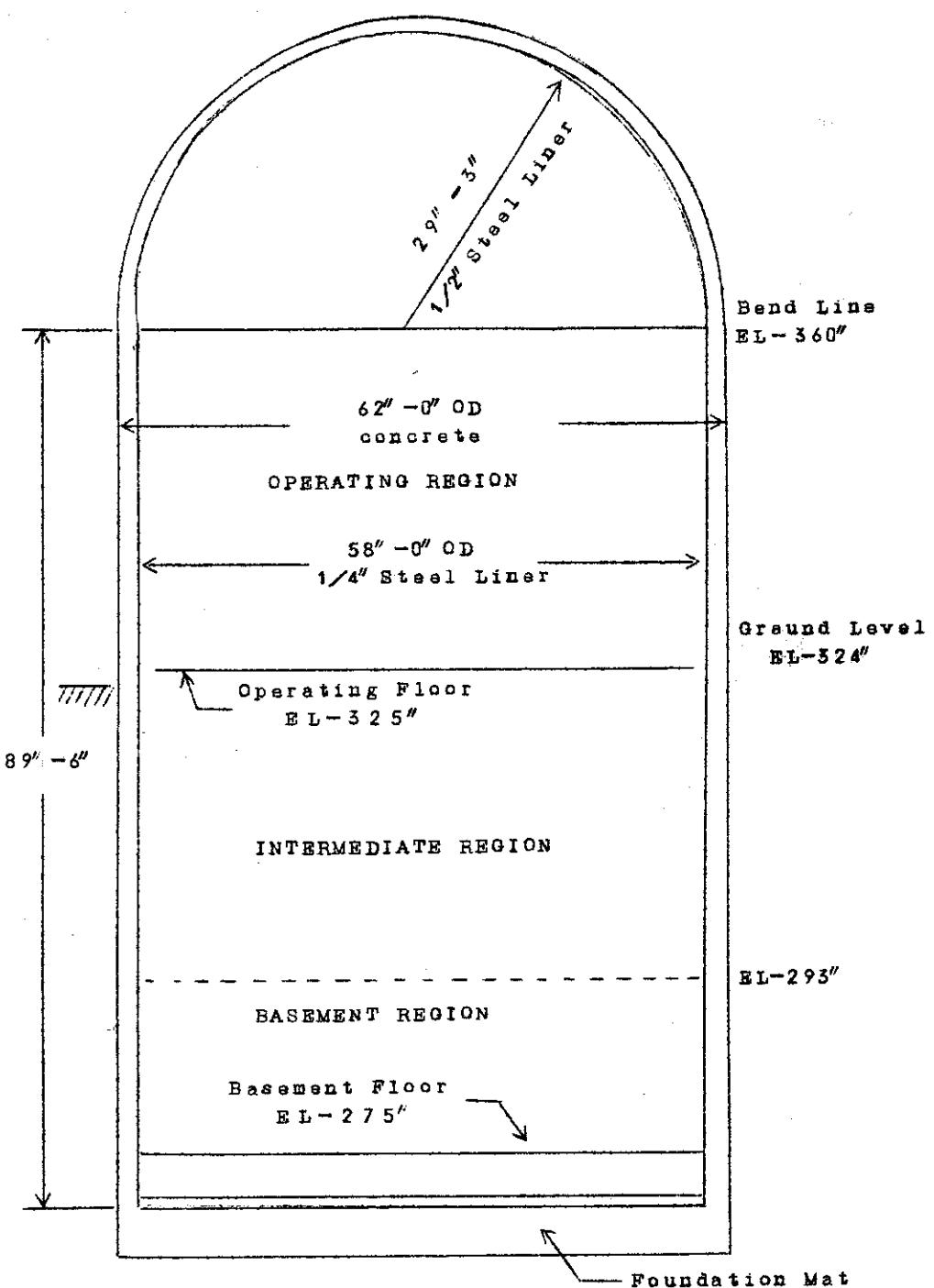
格納容器の漏洩率の測定が外気温度 21 psig の条件で D B A テストの後に行なわれた。この測定の主な目的は、 D B A テストの条件が格納容器の機密性に影響を与えるかどうかを決めるものである。この測定における漏洩率は 0.23% / day であり、 D B A テスト以前では同じ条件で 0.31% / day であった。

#### A.P. 3.5 結論

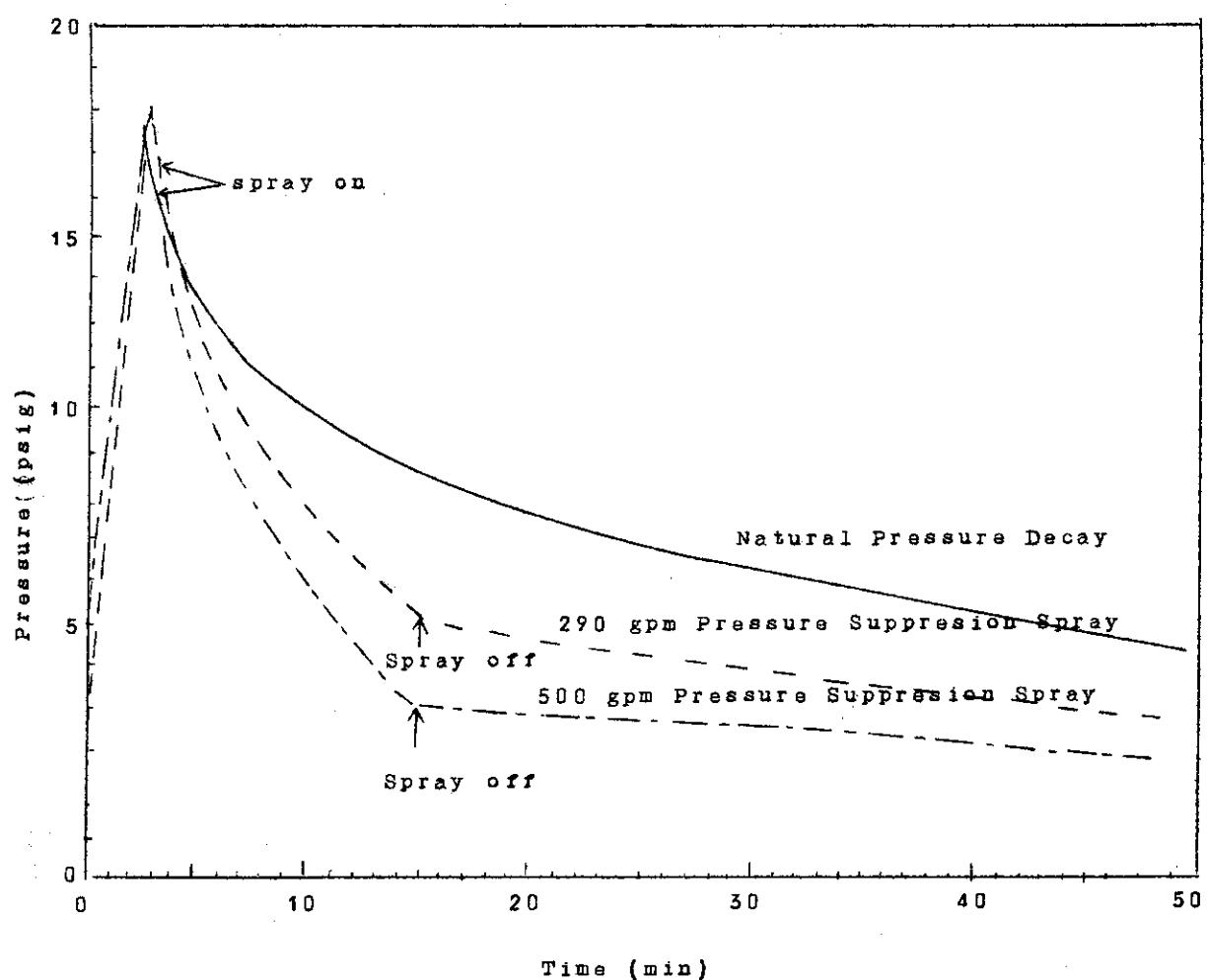
この D B A テストによって次のような結論が得られた。最も重要な結論は、格納容器中の蒸気・空気の混合気体から格納容器内の構造物への熱伝達はかなり速いということである。また蒸気の注入の結果格納容器内に温度の大きな層が認められた。もし D B A テストが他の原子炉の格納容器で行なわれても同じような結果になるのであろう。

スプレイの効果は格納容器内圧力を急速に減衰させるのに有効であり、 Table A.P. 4.1 によれば格納容器内の漏洩は圧力の関数であるから、スプレイは F. P. の容器からの減少させる方向にある。

最後に格納容器は D B A テストではそこなわれなかった。



AP3.1 CVTR CONTAINMENT STRUCTURE



APP3.2 PRESSURE RESPONSE OF FULL-  
SCALE CVTR STEAM TESTS

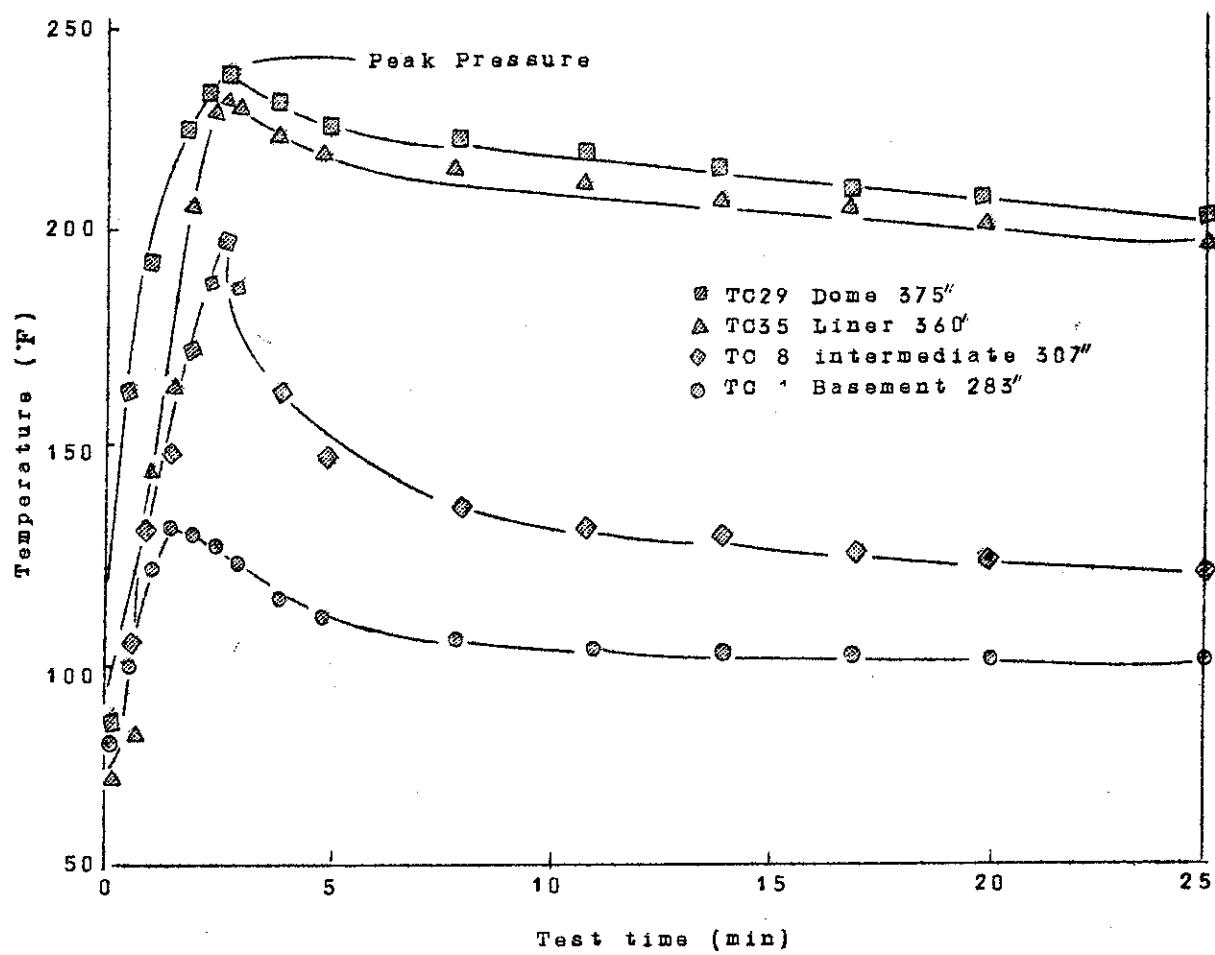


Fig. AP3.3 TEMPERATURE HISTORY FOR 18 PSIG  
NATURAL DECAY TEST

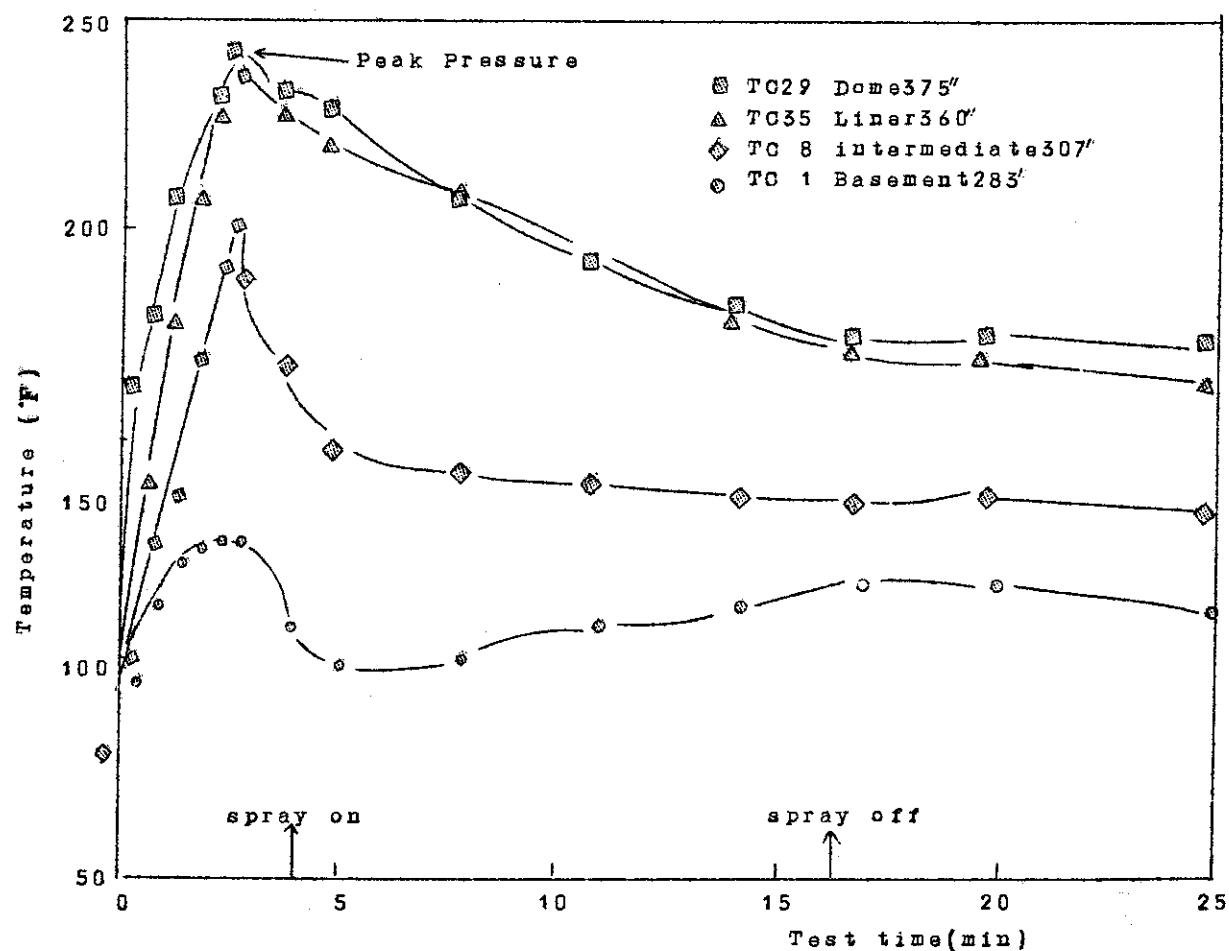


Fig. AP3.4 Temperature History for 18 psig 290 GPM spray Test

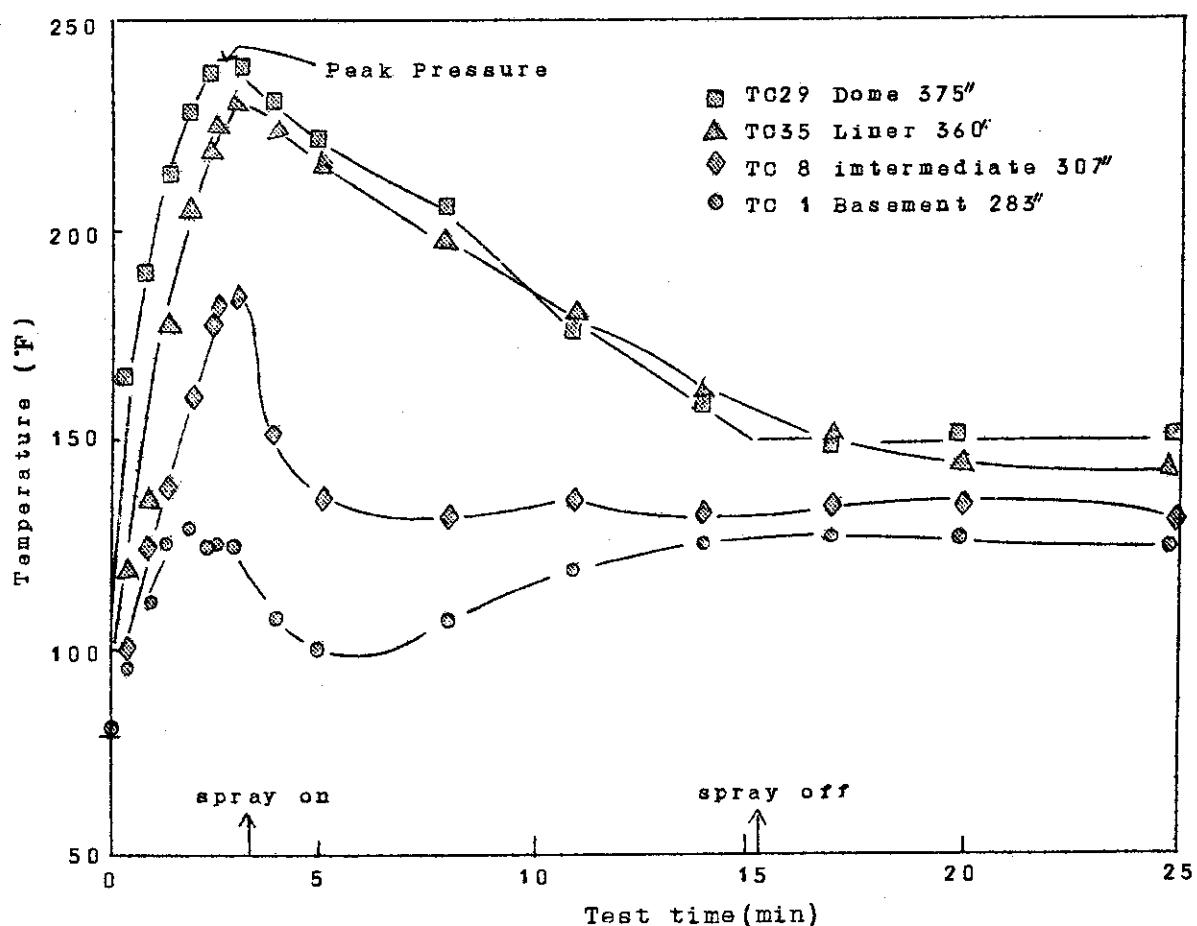


Fig. AP3.5 Temperature History for 18 psig 500 GPM spray Test

## App. 4 日本造船研究協会実験概要

### A p 4.1 まえがき

船用原子炉では小型軽量が最重要条件の一つであり、1次系破断事故時に格納容器内の圧力上昇を抑制し、さらに放射性ガスの外部への拡散を防止する圧力抑制格納容器の採用がこのために期待される。

陸上原子力発電所では圧力抑制格納容器が広く実用されており、その特性を評価する手法、データーも一応満足できる程度に整備されているものと考えられるが、本方式を船用に応用した場合に、小型軽量化や船体運動のために陸上ではあまり問題とならなかった点を新たにみをおしておく必要が生じる。

このような問題の一部として

- a 空気を含む蒸気の水中における凝縮過程
- b 船体姿勢が凝縮過程に与える影響
- c 密閉容器空気中への加圧水の流出時に周辺機器に与える衝撃圧力
- d 密閉容器水中への加圧水の流出時に周辺機器に与える衝撃圧力

を取り上げ、昭和44年度の科学技術庁委託研究として日本造船研究協会NSR-6部会で実験研究を行なった。

本実験研究の主目的ではないが、C項の実験研究は事実上密閉格納容器内への加圧飽和水のプローダウン実験であり、この結果とCONTEMPTコードによる解析結果を比較することができる。

ここではC項の研究をプローダウン実験として取扱かいその実験装置、実験方法および実験結果を求める。

### A p 4.2 実験装置

実験装置は圧力容器、格納容器およびラブチャーディスク系からなり、Fig. A 4.1にフローシートを示す。圧力容器は設計圧力  $100 \text{ Kg/cm}^2$  であり高さ  $1.3 \text{ m}$ 、内径  $0.75 \text{ m}$ 、実内容積  $0.443 \text{ m}^3$ 、重量は  $1878 \text{ Kg}$  であって詳細を Fig. A 4.2に示した。圧力容器外表面は保温されており  $25 \text{ KW}$  の電気ヒーターを内蔵している。

格納容器は設計圧力  $10 \text{ Kg/cm}^2$  であり高さ  $4.5 \text{ m}$ 、内径  $1.5 \text{ m}$ 、室内容積  $7.097 \text{ m}^3$ 、内部構造材を含めた重量は  $2328 \text{ Kg}$  であって詳細を Fig. A 5.3に示した。格納容器は保温されておらず屋外に屋根のみを設けて設置されている。

吹出しきは Fig. A 5.4に示した構造のもので、2枚のラブチャーディスクを有し、口径を  $1/2, 1, 1\frac{1}{2}$  インチとすることができます。

圧力容器と吹出しきとの間は長さ  $1.9 \text{ m}$  の保温された3インチ管で結ばれており途中に玉形弁が入っている。

計測には次の計器を用いており、これらの出力を動的歪測定器または直流増巾器を経由して

電磁オシログラフで記録している。

圧力容器内温度	C A 熱電対
" 壓力	抵抗線歪検出型圧力変換器 $-1 \sim 100 \text{ Kg/cm}^2$
" 水位	ダイアフラム平衡式電流変換型 差圧伝送器 $0 \sim 1.2 \text{ mH}_2\text{O}$
吹出し口部圧力	抵抗線歪検出型圧力変換器
格納容器内温度	C A 熱電対 6点
" 壓力	抵抗線歪検出型圧力変換器 $-1 \sim 30 \text{ Kg/cm}^2$

#### A p 4.3 実験方法

実験の範囲は次の通りである。

破断時圧力容器内基準圧力	$50, 70, 90 \text{ Kg/cm}^2$
破断時圧力容器内水量	$0.3 \text{ m}^3$
破断口口径	$1/2, 1, 1\frac{1}{2}$ インチ

破断前の格納容器内温度、圧力は常温、大気圧である。実験手順は、圧力容器頂部の空気抜き弁を開放した後、水を充填して既設重油だきボイラより蒸気を送り込んで加熱を行ない圧力  $30 \text{ Kg/cm}^2$  になった時点でその供給を停止し、頂部空気抜き弁を閉止、その後電気ヒーターにより圧力、温度を確認しながら所定の飽和水になるまで加熱を続けた。所定の飽和水になった後、圧力容器と格納容器を結ぶ配管のドレン弁を開放して水位を設定しあわせてこの部分を予熱してからヒーターを切り、格納容器内部を大気と遮断してラブチャーディスクの破断を行なわせ、飽和水を格納容器中に流出させた。そして各圧力記録値がほぼ定常になるまで測定をつづけた。実際には圧力容器と吹出し口間の流路のために吹出口からの流出は2相流となっていいる。

#### A p 4.4 実験結果

実験結果のうちの典型的な場合として、RUN-20を取上げる。

RUN-20の実験条件は、次の通りである。

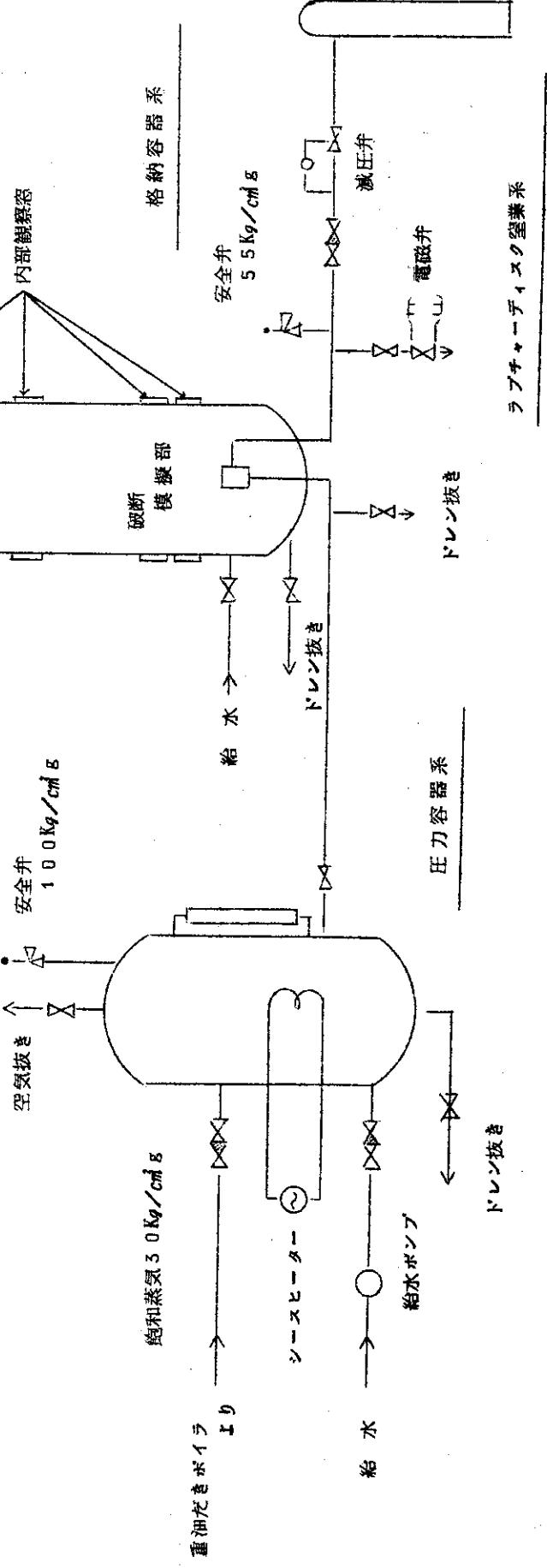
破断時圧力容器内圧力

破断口口径

実験結果を Fig. A 4.5 に示した。

Fig. A.4.1 実験装置フローシート

安全弁  
 $10 \text{ kg/cm}^2$



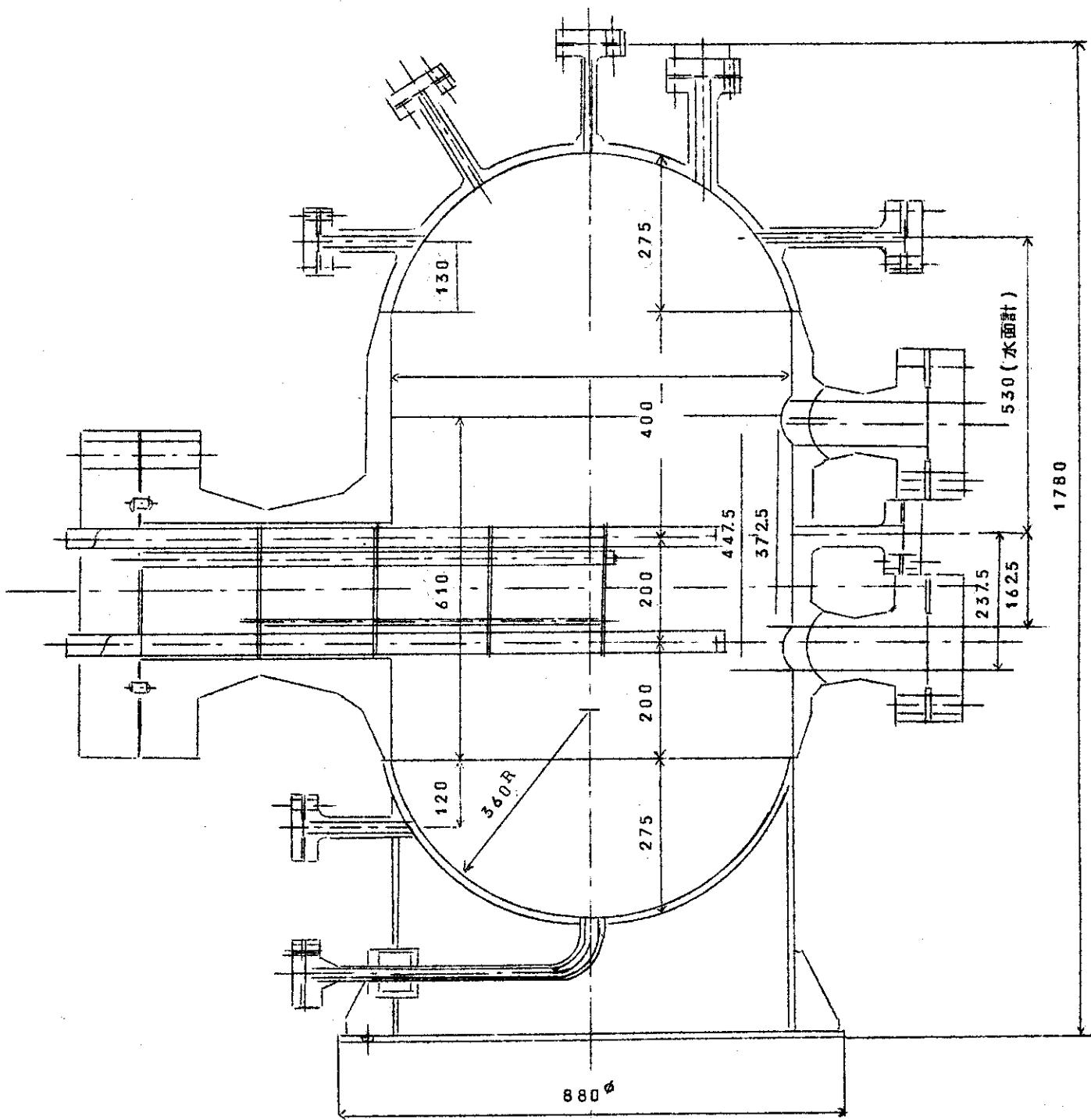


Fig. A 4.2 壓力容器

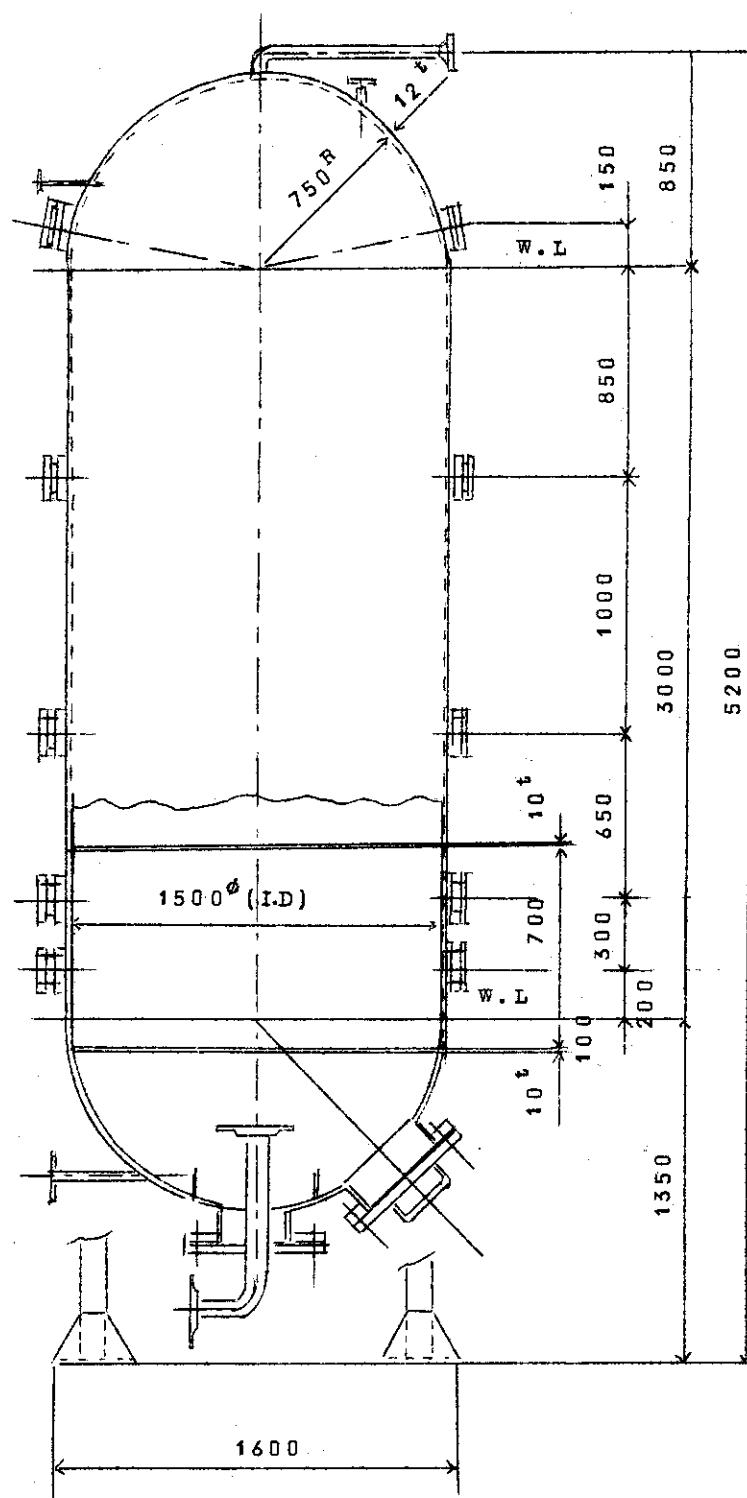


Fig. A 4.3 格納容器

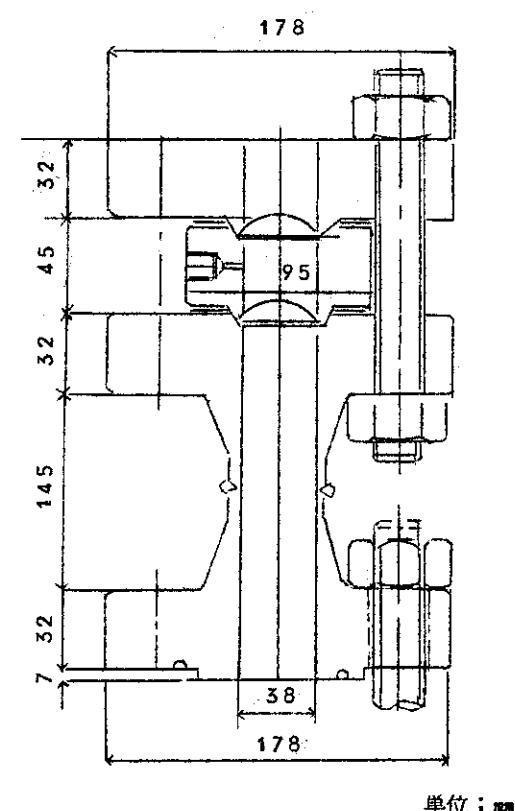


Fig. A 4.4 破断模擬部ノズル（口径 1.5 inch）

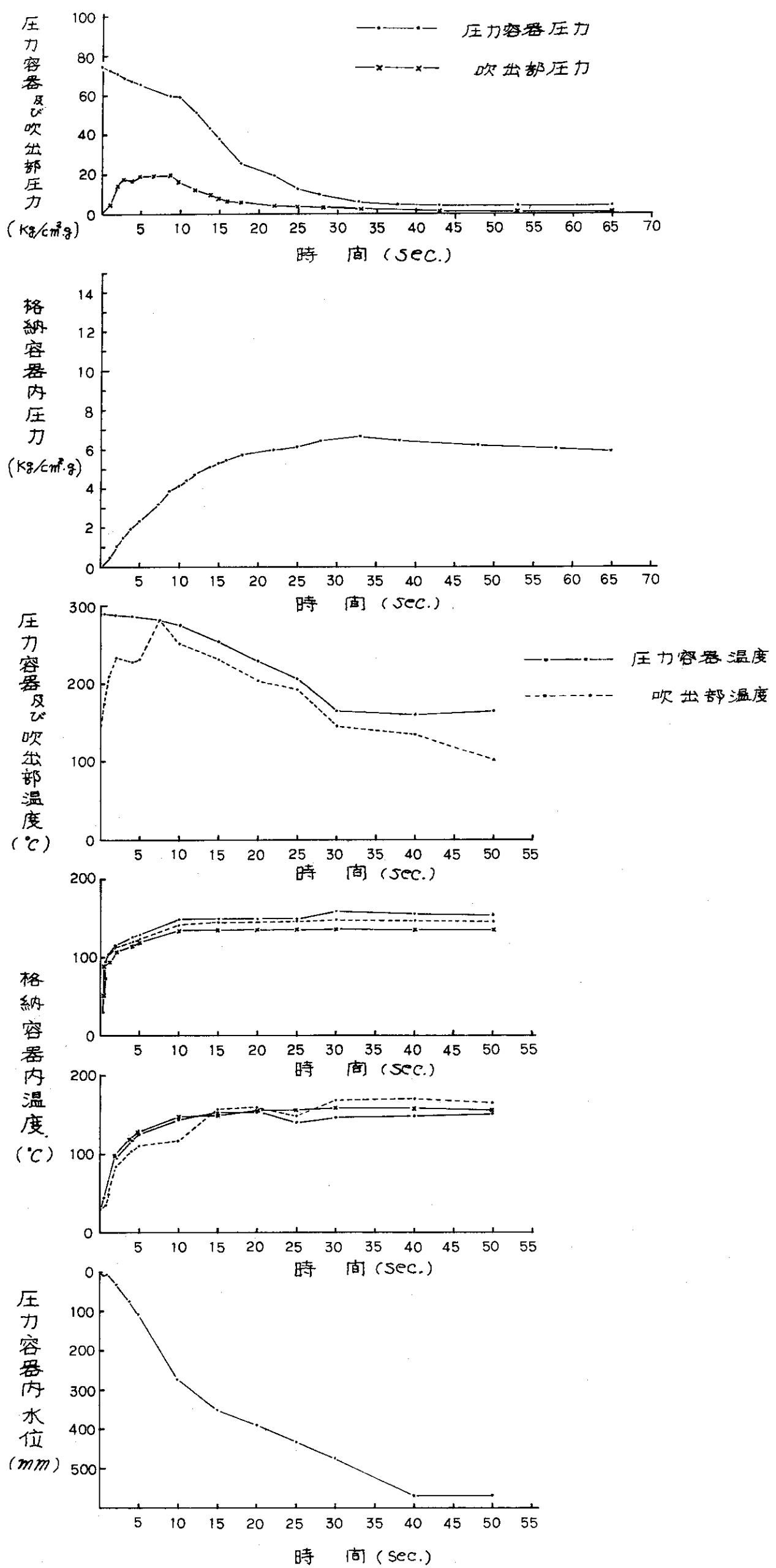


Fig A45 実験結果 (RUN)-20)

## App. 5 RELAP-3による日本造船研究協会実験 (RUN-20)についての流出流量計算

3. で述べた日本造船研究協会での実験解析に際して使用した冷却水流量には、プローダウン解析コードRELAP-3の計算結果を使用した。以下その計算結果について述べる。なお、RELAP-3は、米国NRTS研究所において開発された軽水動力炉についてのプローダウン現象解析コードで、LOFT-Semi Scale Blow Down実験(米国), SAFEプロジェクト(日本), ROSA計画(日本)等各種のプローダウン実験と良く照合されているものである。また、本計算に当っては、本軽水炉安全性解析コード専門部会RELAP-グループの大西信秋氏他の御協力を得たものである。

### App. 5.1 使用したインプットについて

本計算を行なうに当って、計算モデル上実験体系をFig A. 5.1に示すように2領域区分とした。Vol. 1は圧力容器に相等する体積で、上下の半球形体積は計算モデル上等体積の円筒形に置換えた。Vol. 2は破断部立上り配管の体積で、破断部と圧力容器を接続する水平配管の体積は計算時間の都合上無視し、抵抗係数の計算に当つてのみ考慮した。

本解析を行なうに際して最も問題となつたインプットは、Vol. 1及び2を接続する抵抗係数Kの値であった。圧力容器より接続配管に至る断面縮小抵抗、ストップ弁抵抗、接続配管の摩擦抵抗損失、破断部に至る配管との断面縮小抵抗をTable A. 6.1に示すようにそれぞれ考慮した結果、等価配管長さ $L = 80\text{ ft}$ を得た。この結果をRELAP-3で必要とする抵抗係数K(単位 $\text{Lb}_f \cdot \text{s}^2 / \text{Lb}_m \cdot \text{in}^2 \cdot \text{ft}^3$ )に換算すると、 $K = 1.4$ を得る。

すなわち、一般式として

$$\Delta P (\text{Lb}_f / \text{in}^2) = (\rho g) \cdot \lambda \cdot \frac{L}{D_e} \cdot \left( \frac{v^2}{2g} \right) \times (1/144) \quad \dots \quad (\text{A. 5.1})$$

ここで:  $\rho$  : 流体の密度 ( $\text{Lb}/\text{ft}^3$ )

$\lambda$  : 摩擦抵抗係数 0.03

$L$  : 等価配管長さ 100 ft

$D_e$  : 等価直径 0.25 ft

$v$  : 流速 ft/sec

$g$  : 重力の加速度 ft/sec<sup>2</sup>

RELAPで計算する場合の式

$$\Delta P (\text{Lb}_f / \text{in}^2) = \frac{w^2}{\rho} K \quad \dots \quad (\text{A. 5.2})$$

Table-A.5.1 抵抗係数計算のための等価配管長さの計算

圧力損失項目	等価配管長	$\xi^*$
1. 断面縮小(圧力容器→接続配管)	0.25 m	0.1
2. ストップ弁	1.5 m	~6
3. 摩擦抵抗	1.5 m	-
4. 曲り	2.7 m	1.1
5. 断面縮小(接続配管→吹出し管)	5 m	~2
計	24.5 m 8.1 ft	

\* : 3" 接続管径について求めた。

ここで  $W$  : 質量流量  $Lb_m/sec$

また  $K$  : 抵抗係数  $(Lb_f \cdot s^2 / Lb_m \cdot ft^3 \cdot in^2)$

$$W = \rho \cdot v \cdot \frac{\pi}{4} D_e^2 \quad (A.5.3)$$

を代入して

$$K = \frac{\lambda}{18\pi^2} \cdot \frac{L}{D_e^5} \quad (A.5.4)$$

(A.5.4) 式に各数値を代入すれば  $K = 13.65$  である。

なお、抵抗係数  $K$  については Fig. A.5.6 に示すように、  $K = 5$ 、および  $50$  の場合について計算を行なってみたが、この場合、プローダウンに伴なう圧力変化は実験結果と大巾に異なる結果を示している。

抵抗係数と共に問題となったインプットには、液面位置を左右する係数として気泡離脱速度  $C_v$ 、および液体中の気泡の分布勾配を示す係数  $C_x$  がある。これらについては、半実験的に求められ且つ LOFT 実験解析においても解析に使用されている値  $C_v = 3 ft/sec$ 、  $C_x = 0.8$  を使用した。なお、Fig. A.5.6 に示すように、  $C_v = 1.0 ft/s$ 、  $C_x = 0.0$  の場合についても計算してみたが大きな差は生じていない。

また、流出係数  $C_D$  については、LOFT 実験や ROSA 実験でも確認されている値  $C_D = 0.6$  を使用した。

### A p 5.2 計算結果について

Fig. A.5.2 は、プローダウンに伴なう圧力容器内の圧力変化について、実験結果と解析結果を比較して示した図である。図が示すように圧力変化の状況全般について実験値と解析値は良い一致を示している。プローダウン開始後約 10 秒後に現れる圧力変化の変曲点は、

Fig. A. 6.3 に示す液面高さの変化曲線からも理解できるように、圧力容器内の液面が接続配管のレベル近傍迄低下したことにより、蒸気の放出が始まるためである。

Fig. A. 5.3 は、圧力変化に伴う液面変化の実験値と解析値を比較した図である。実験値として示した値は差圧計の測定結果から液面位置を算出したものである。図に示すように、RELAP-3 の計算結果は、おむね実験値の範囲内にある。

Fig. A. 6.4 は、流出流量の時間的変化を示した図である。これまで述べた Fig. A. 5.2 および A. 5.3 の実験・計算値の一致からみて、ほぼ信頼して良いデータと思われる。なお、

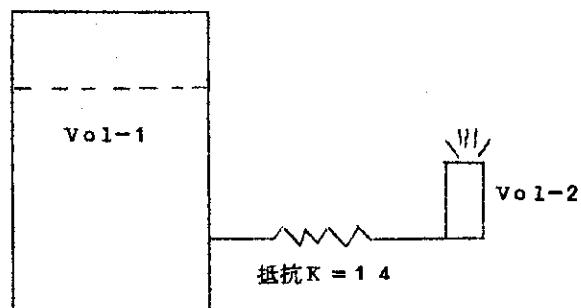
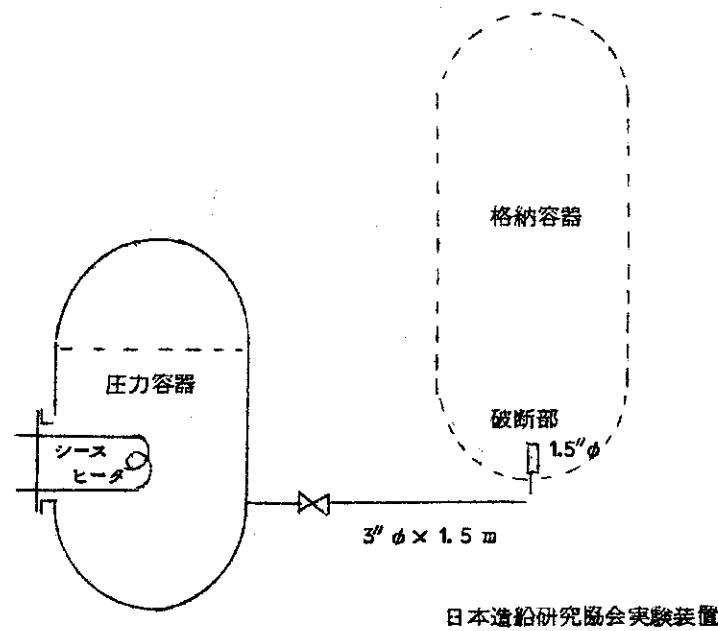
RELAP-3 計算では吹出し孔出口圧力（格納容器圧力）は一定として計算している。格納容器体積の大きさを陸上原子力発電プラントではこの仮定は正しいと思われるが、本実験解析のように格納容器体積が小さい場合には問題がある。

Fig. A-5.5 は流出水のエンタルピーおよび蒸気重量率の変化を示したものである。プロダウント初期の蒸気重量率は十数%とほぼ一定であるが、水位が接続配管レベルに達する前後から (Fig. A-3 参照)、急速に増加し、プローダウン開始後 1.1 秒以後は 1.0 となっている。

以下は CONTEMPT 計算に直接関係するものではないが、Fig. A-5.6 に抵抗係数  $K$  をパラメータとした場合の圧力変化の様子を、Fig. A. 5.7 および 8 に気泡速度  $C_v$ 、気泡分布  $C_x$  をパラメータとした場合の圧力変化および液面変化を示す。

Fig. A. 5.6 に示すように、抵抗係数  $K$  の値により解析されるプローダウン現象は大きく変化する。本計算の場合、体積区分 2 領域（接続点 1 点）であるため、 $K$  の見積り誤差は特に顕著に影響を及ぼしているものではあるが、プローダウン現象解析に際して抵抗係数を充分正確に見積る必要があることは強調できよう。

これに対して、気泡分離速度  $C_v$ 、気泡分布  $C_x$  の変化は、Fig. A. 5.7 に示すように液面変化に一また圧力変化にも一あまり影響を与えていない。気泡分離速度  $C_v$  が遅くなるに従い、また気泡分布係数  $C_x$  が均一になる ( $C_x = 0.0$ ) に従い、液面の変化状態、圧力の変化状態が極くわずかながらゆるやかとなる傾向にはあるが、大きな差はない。強いて述べるならば、プローダウン後期の現象に差を生じる程度である。この理由としては、本体系のような場合プローダウンに伴う自己沸騰現象が、観念的に考えられる気泡分離速度や分布状態を起えて激しいためと思われる。



RELAP-3 計算モデル

Fig. A 5.1 RELAP-3 計算のための体積区分

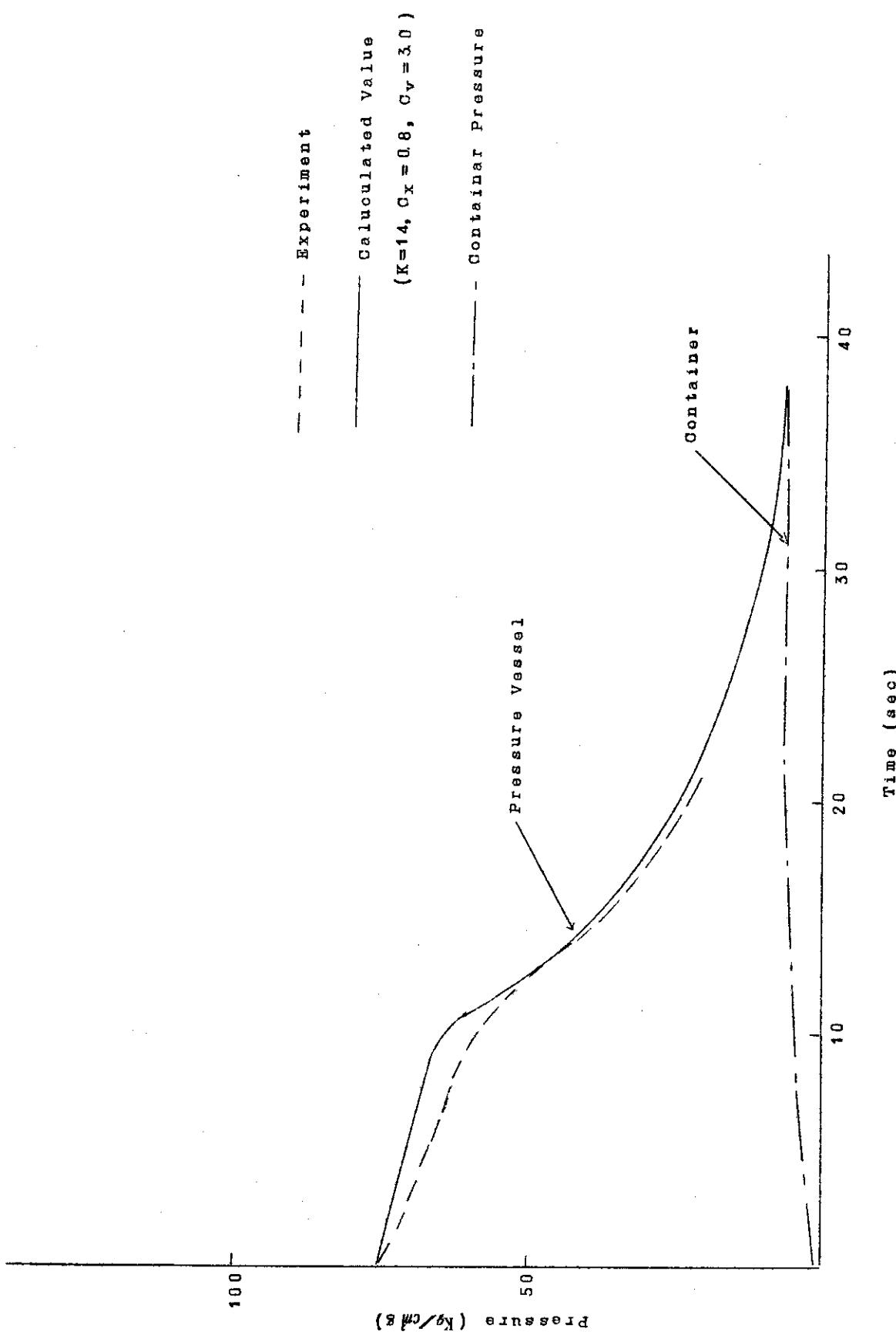


Fig. A 5.2 圧力についての実験値と計算値の比較

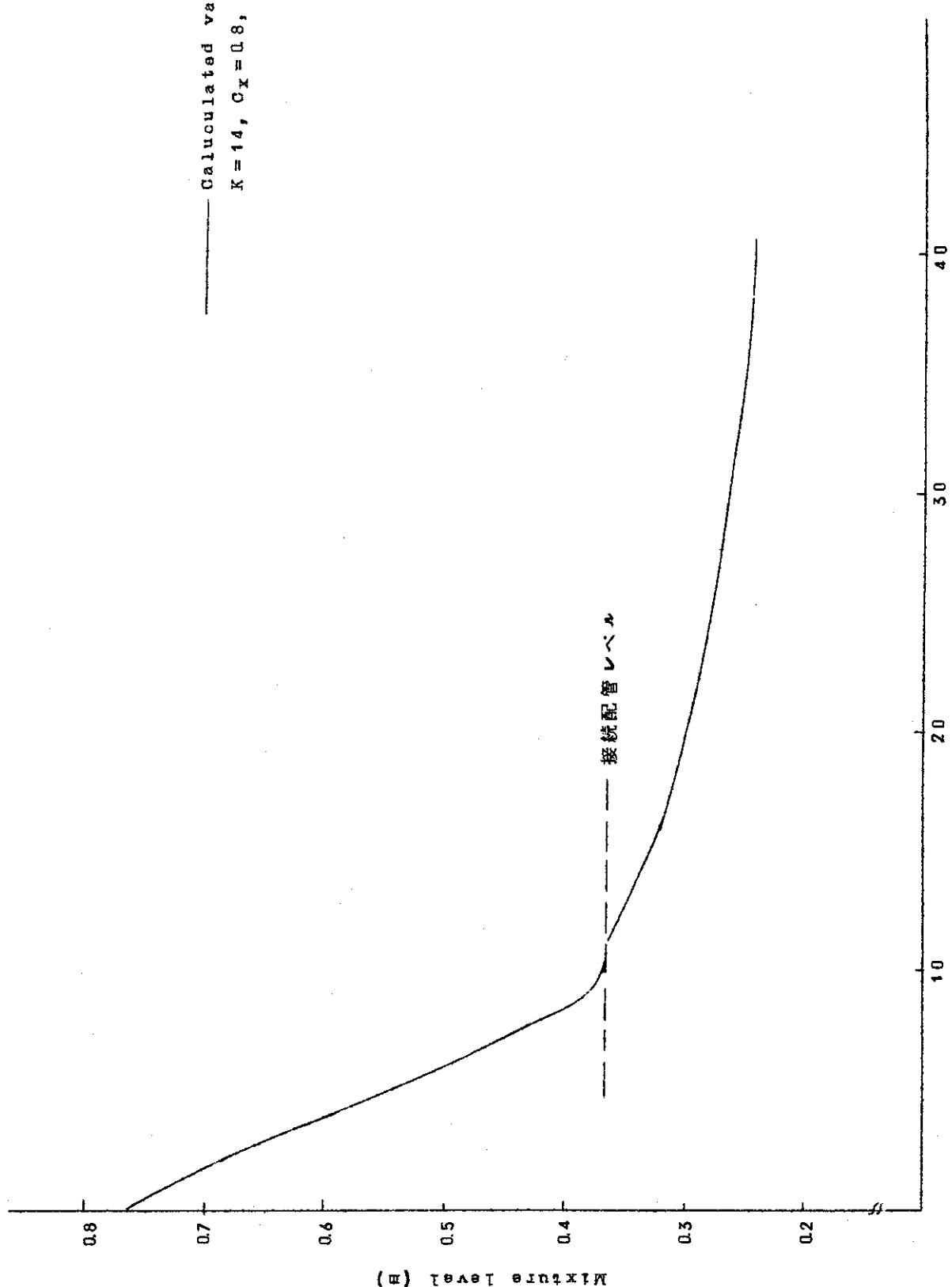


FIG. A 5.3 Mixture Levelの計算値

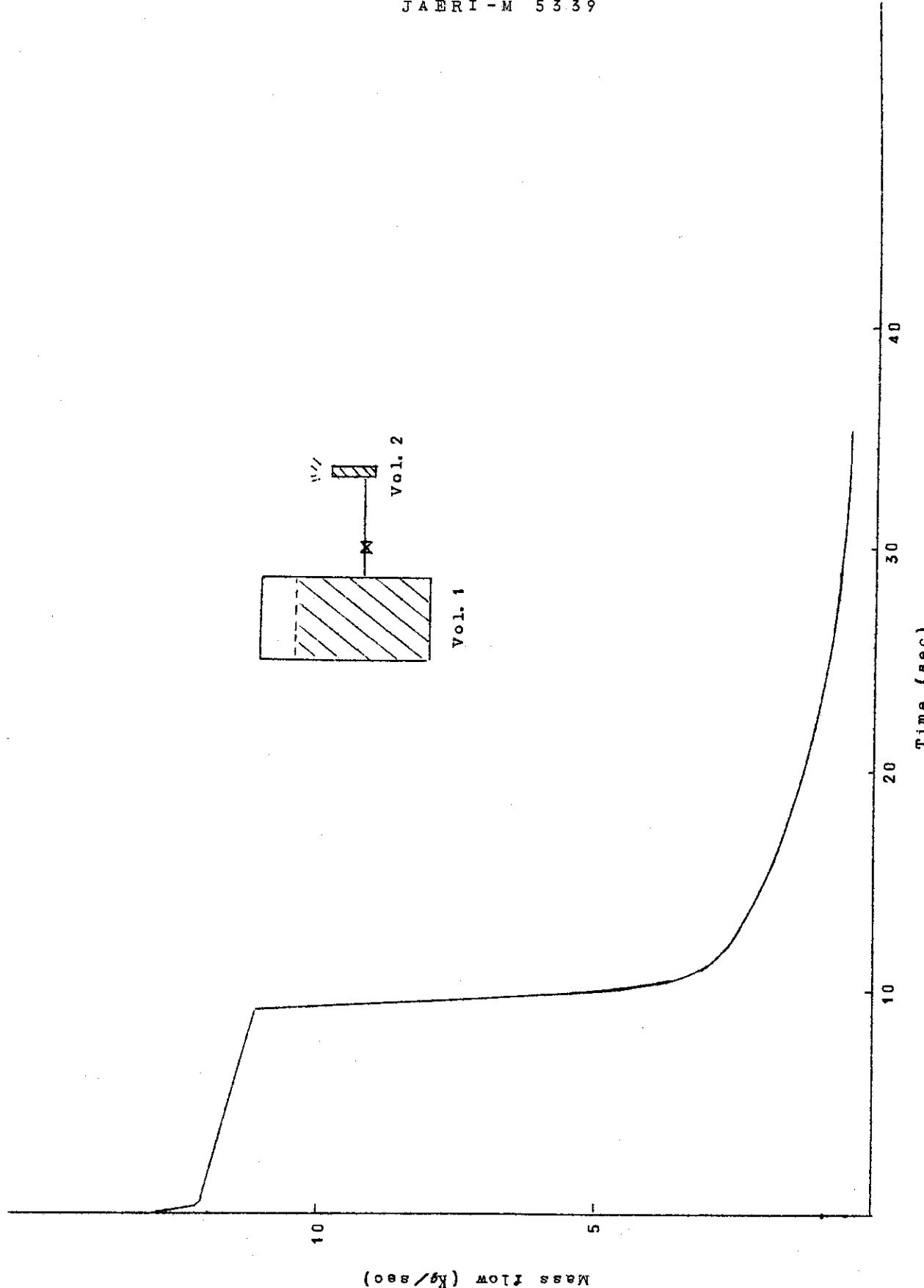


Fig. A 5.4 流出流量についての計算結果 ( $K=1.4$   $C_x=0.8$   $C_v=3.0$ )

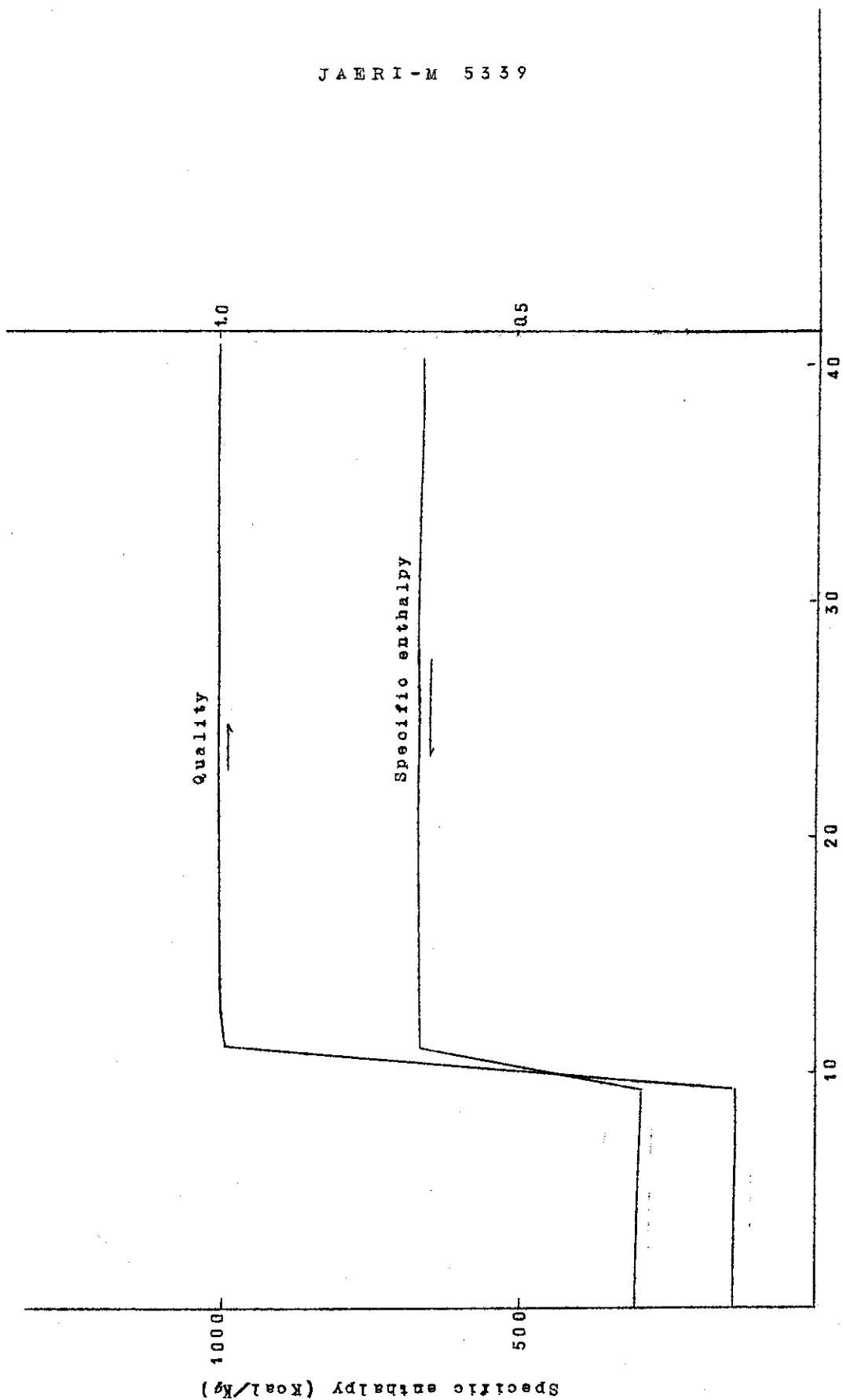


Fig. A5.5 流出水のエンタルピーおよび蒸気重量率の計算値

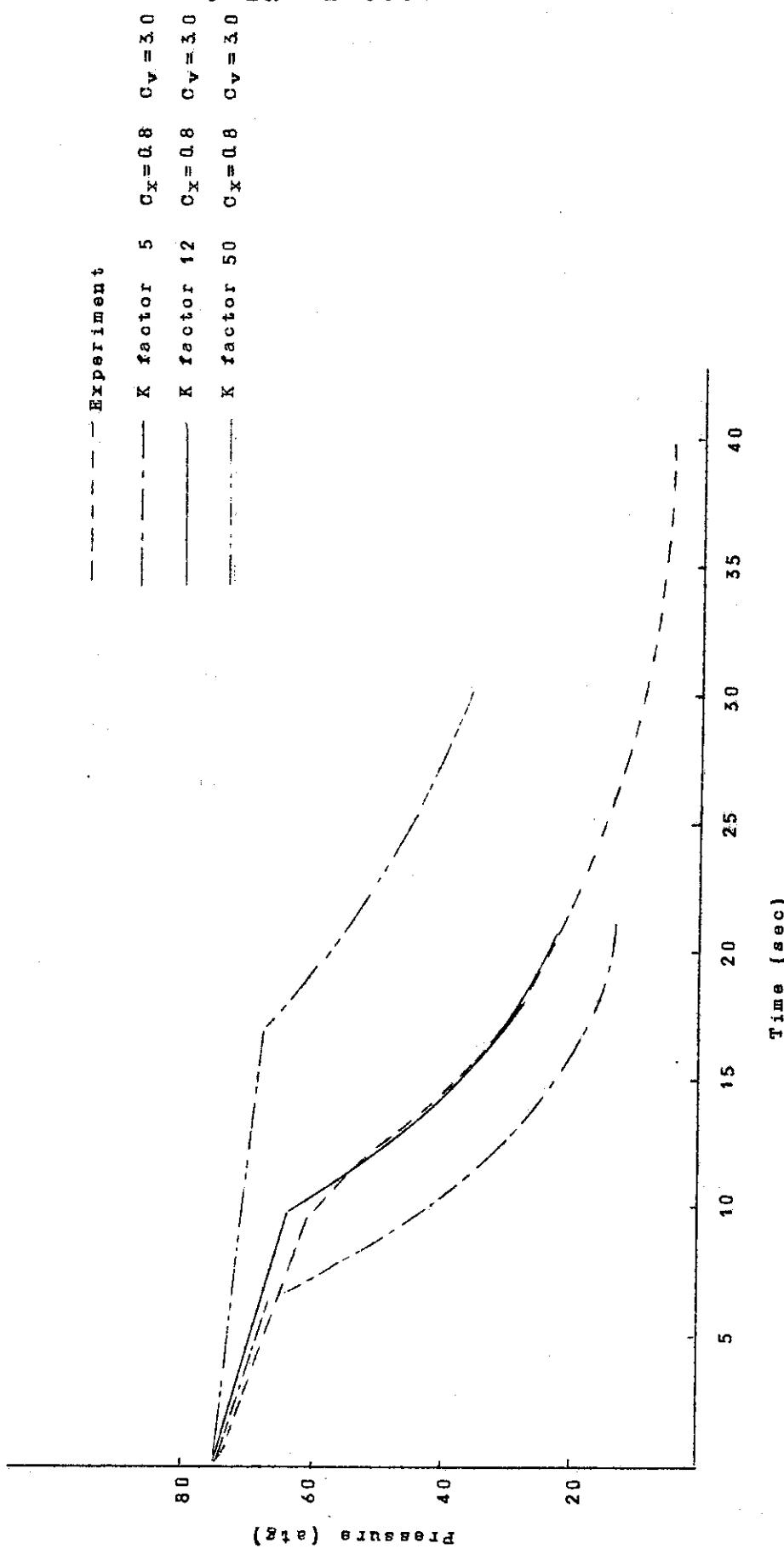


Fig. A 5, 6 流動低抗係数 ( $K$  factor) のパラメータ計算結果

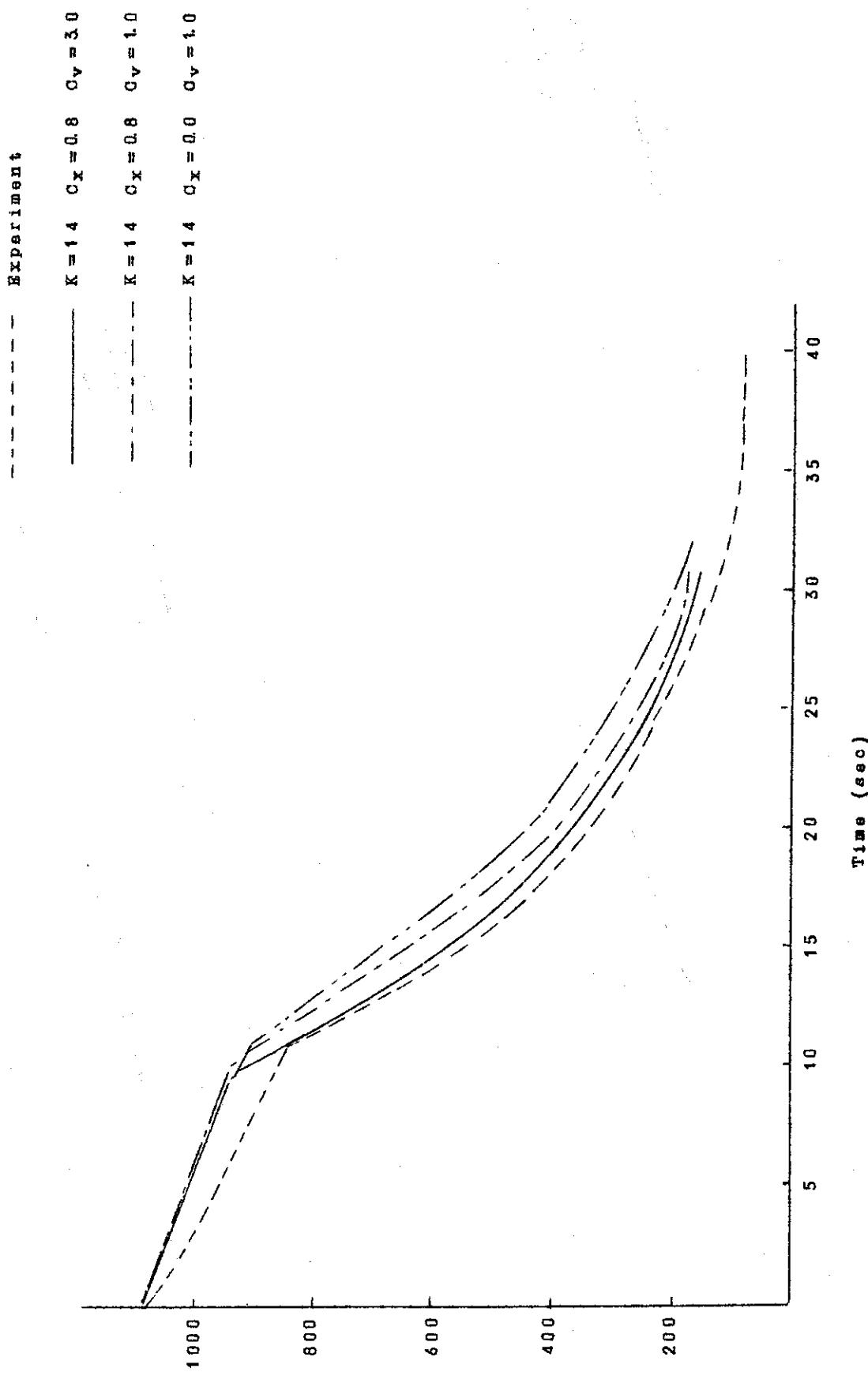
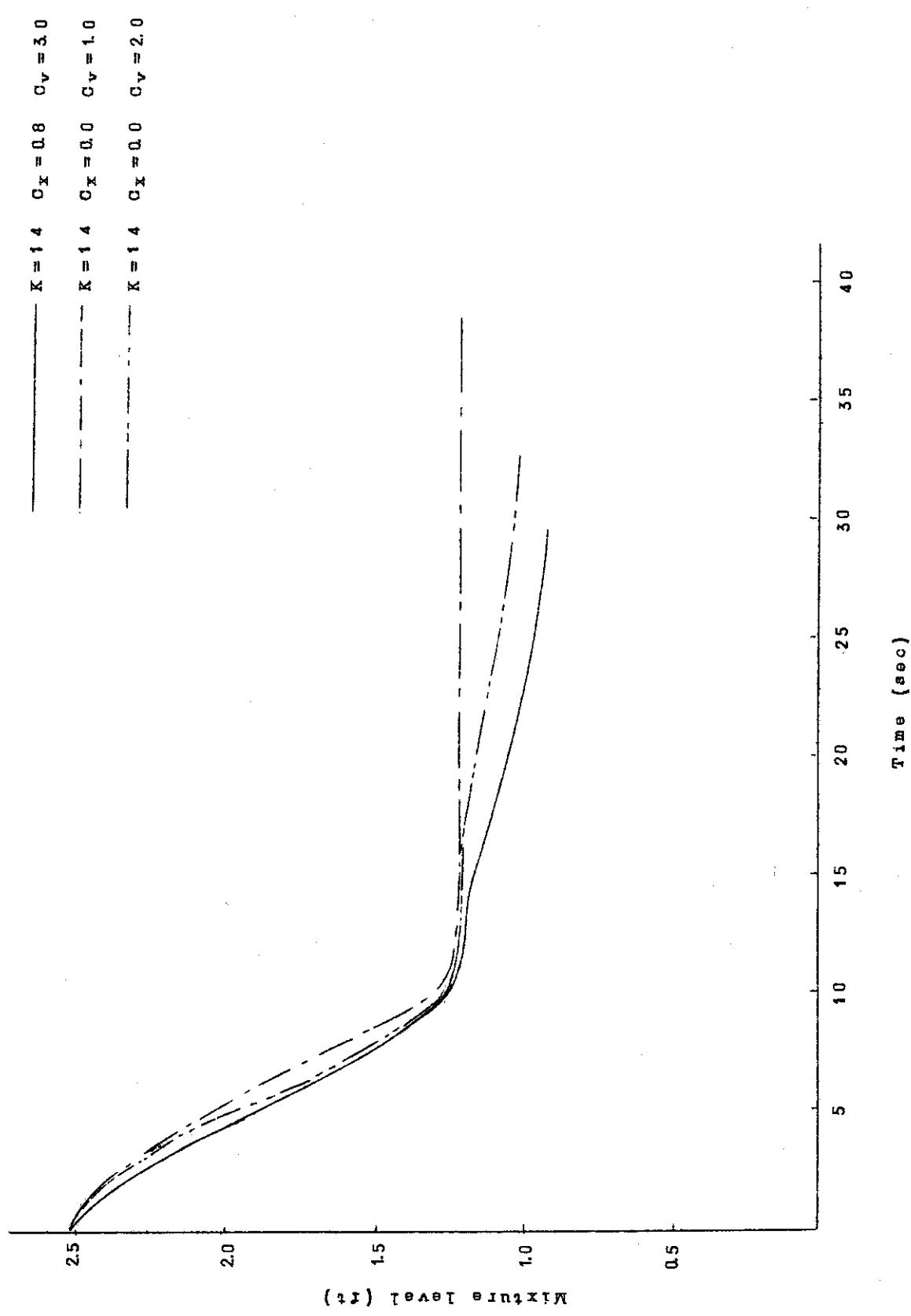


Fig. A 5.7 C<sub>x</sub> および C<sub>v</sub> のパラメータ計算による圧力の比較

Fig. A 5.8  $C_x$  および  $C_v$  のパラメータ計算による Mixture レベルの比較