

JAERI-M

7504

Mark II 格納容器における冷却材喪失事故
初期の圧力変化の解析

1978年1月

久木田 豊

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、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

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.

Mark II 格納容器における冷却材喪失事故
初期の圧力変化の解析

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

久木田 豊

(1978年1月6日受理)

従来、BWRのLOCA時に格納容器圧力抑制系に発生する熱水力現象の一つであるプール・スウェル現象の評価に際して、格納容器圧力変化評価モデルによる計算値にもとづく解析ないし実験が行われてきた。本報ではMark II格納容器におけるLOCA発生直後の格納容器圧力変化を解析し、破断配管の初期インベントリおよびプール・スウェル現象を考慮することにより、プール・スウェル期間中の格納容器圧力変化に関して、従来の評価モデルによる計算値より保守的な結果が得られることを示した。

Analysis of the Short-Term Pressure Response of
Mark II Containment to a Loss-of-Coolant Accident

Yutaka KUKITA

Division of Reactor Safety, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received January 6, 1978)

Pressure response of the Mark II pressure suppression containment during the very early stage of a loss-of-coolant accident was studied to obtain a firm basis for evaluation of the pressure suppression pool swell. Calculations were made by CONTEMPT-LT/022 and an extended version of CONTEMPT-LT which calculates the containment pressure response simultaneously with the pool swell. It has been proved that taking account of the initial inventory of the broken line and/or the pool swell leads to more conservative evaluation of the drywell pressure during the pool swell.

Keywords: BWR, LOCA, Pressure Suppression Containment,
Pressure Response, Pool Swell.

目 次

1. まえがき	1
2. プール・スウェル現象に関する従来の実験的・解析的 評価	2
2.1 プール・スウェル現象に関する実験的研究	2
2.2 Mark II 格納容器におけるプール・スウェル現象 の評価	3
3. 従来の方法による Mark II 格納容器圧力変化の解析	5
3.1 GE 社格納容器圧力変化評価モデルの概要	5
3.2 CONTEMPT-LT コードによる解析	6
3.3 破断配管インベントリを考慮した解析	7
4. プール・スウェル現象を考慮した Mark II 格納容器圧 力変化の解析	19
4.1 GE 社プール・スウェル現象評価モデルの概要	19
4.2 プール・スウェル現象を考慮した解析モデルによ る格納容器圧力変化の解析	20
5. 結論	30
参考文献	31

CONTENTS

1. INTRODUCTION
2. BACKGROUND - CURRENT POOL SWELL STUDIES
 - 2.1 Experimental Studies
 - 2.2 Evaluation Methods
3. ANALYSIS OF MARK II CONTAINMENT PRESSURE RESPONSE BY GE ANALYTICAL MODEL
 - 3.1 Description of GE Pressure Suppression Containment Analytical Model
 - 3.2 Analysis by CONTEMPT-LT Simulating GE Analytical Model
 - 3.3 Effect of initial inventory of the broken line
4. ANALYSIS OF MARK II CONTAINMENT PRESSURE RESPONSE TAKING ACCOUNT OF POOL SWELL
 - 4.1 Description of GE Pool Swell Model
 - 4.2 Analysis of Pressure Response
5. CONCLUSIONS

REFERENCES

LIST OF TABLES

- Table 2.1 BWR containment pressure suppression test programs
- Table 2.2 Relationships derived by Moody's scaling analysis of pool swell phenomena
- Table 3.1 Assumptions employed in GE analytical model and present calculations by CONTEMPT-LT/022
- Table 3.2 Containment parameters used in the present calculations
- Table 3.3 Discharge flow rate and fluid enthalpy : double-ended break of recirculation line
- Table 3.4 Discharge flow rate and fluid enthalpy : double-ended break of main steam line
- Table 3.5 Sensitivity of drywell pressurization rate to initial conditions
- Table 3.6 Discharge flow rate and fluid enthalpy tentatively taking account of pipe inventory effect, double ended break of recirculation line
- Table 3.7 Discharge flow rate and fluid enthalpy tentatively taking account of pipe inventory effect, double ended break of main steam line
- Table 4.1 Assumptions employed in GE pool swell model and present calculations
- Table 4.2 Input parameters used in the present calculations

LIST OF FIGURES

- Fig. 3.1 Composition of break area, double-ended break of recirculation line
- Fig. 3.2 Composition of break area, double-ended break of main steam line
- Fig. 3.3 Containment pressure and temperature responses.
Case 01, DEB of recirc. line
- Fig. 3.4 Containment pressure and temperature responses.
Case 02, DEB of main steam line
- Fig. 3.5 Containment pressure and temperature responses taking account of pipe inventory effect. Case 11, DEB of recirc. line
- Fig. 3.6 Containment pressure and temperature responses taking account of pipe inventory effect. Case 12, DEB of main steam line
- Fig. 3.7 Containment pressure responses to DEB of recirc. line, comparison of Case 11 and Case 01 results
- Fig. 3.8 Containment pressure responses to DEB of MSL, comparison of Case 12 and Case 02 results
- Fig. 4.1 Schematic representation of GE pool swell model
- Fig. 4.2 Containment pressure and temperature responses.
Case 21, DEB of recirc. line
- Fig. 4.3 Containment pressure and temperature responses.
Case 22, DEB of main steam line
- Fig. 4.4 Containment pressure and temperature responses taking account of pipe inventory effect. Case 31, DEB of recirc. line
- Fig. 4.5 Containment pressure and temperature responses taking account of pipe inventory effect. Case 32, DEB of main steam line
- Fig. 4.6 Containment pressure responses to DEB of recirc. line, comparison of Case 21 and Case 01 results
- Fig. 4.7 Containment pressure responses to DEB of MSL, comparison of Case 22 and Case 02 results
- Fig. 4.8 Containment pressure responses to DEB of recirc. line, comparison of Case 31 and Case 11 results
- Fig. 4.9 Containment pressure responses to DEB of MSL, comparison of Case 32 and Case 12 results

1. ま え が き

沸騰水型原子炉の冷却材喪失事故に際して、格納容器圧力抑制系内に種々の熱水力現象が発生し、これらによって格納容器にもたらされる荷重の評価が、事故時の格納容器健全性の評価において重要であることが認識されている。

冷却材喪失事故の発生後、一次系冷却材の流入によりドライウエル内の圧力が上昇し、ベント系内の水柱が圧力差によって排出（クリアリング）され、圧力抑制プール中にドライウエル内の流体が流入しはじめる。事故発生直後では流入流体の主成分はドライウエル内の空気であるために、プール内に非凝縮性の気泡を形成し、これによってプール容積の膨張、すなわち水面の上昇を生ずる。この現象はプール・スウェル現象とよばれ、上記のような観点から関心を集めている現象の一つであって、近年、米国、日本、西独等において多くの実験的、解析的研究が行われている。

プール・スウェル現象は、冷却材放出にともなう格納容器圧力上昇によって発生するものであり、プール・スウェル現象の予測のためには、格納容器内の圧力変化、ことに事故発生直後の圧力変化の予測が必要である。

従来、Mark I から Mark III にいたる GE 型格納容器を対象として、プール・スウェル現象に関する多くの実験的研究が行われ、また実炉の安全性評価を目的とする解析モデルの開発が行われているが、これらの研究の多くでは、実炉における事故時の圧力変化の想定値として、GE 社によって開発された格納容器圧力変化評価モデルによる計算値（各プラントの SAR に示されている値）を採用している場合が多い。しかしながら、この格納容器圧力評価モデルは、主として事故時の格納容器内最高圧力の保守的評価を目的として開発されたものであるために、事故発生直後の圧力変化の評価のためにはやや不十分な点がある。すなわち、現行の格納容器圧力変化評価モデルではプール・スウェル現象が圧力変化におよぼす影響が考慮されておらず、また、従来 Mark I ないし Mark II 格納容器に適用されてきた評価モデルにおいては、破断配管内の初期インベントリの影響が考慮されていないという 2 点が主要な問題点として指摘でき、このような問題点のために、上記のようなプール・スウェル現象の実験的・解析的予測に際して確実な根拠を欠く結果となっていると考えられる。

最近、原研においては、受託研究「BWR 格納容器 1/6 スケールの健全性に関する研究」¹⁾をはじめとして、Mark II 格納容器における冷却材喪失事故時の熱水力現象に関する研究をすすめており、プール・スウェル現象の評価のため、上記の問題を解決しておく必要を生じた。よって本報では、Mark II 格納容器におけるプール・スウェル現象の評価を目的として、冷却材喪失事故発生直後の格納容器圧力変化を再評価した結果を報告する。

2. プール・スウェル現象に関する従来の 実験的・解析的評価

ここでは、プール・スウェル現象に関する従来の実験的・解析的評価の考え方を簡単に紹介し、それらの問題点について述べる。

2.1 プール・スウェル現象に関する実験的研究

現在、米国およびわが国でGE型の圧力抑制型格納容器を対象とする多くの実験的研究が行われている。Table 2.1 にすでに終了したものおよび計画中のものを含めてこれらの実験的研究の概要を示す。

表中に示すように、これらの研究の多くでは縮小規模の試験格納容器が使用されている。これは、ダウンカマの本数、すなわち圧力抑制プールの相対的な広さが現象におよぼす影響（いわゆる3次元効果）が関心をもたれており、このために装置のリニアスケールは犠牲にせざるをえないという事情による。縮小規模の試験格納容器によってプール・スウェル現象を適切に模擬するため、これらの実験的研究の多くでは、現象の相似性に関する考察にもとづく試験方法がとられている。Table 2.2 は、GE社のF.J. Moodyによる考察の結果を示す。Moodyの考察は、プール・スウェル現象に関するやや巨視的な次元解析にもとづいて、実炉と縮小規模の試験部とにおける現象の相似性のために必要な関係を導いたものである。表中の式から明らかのように、ダウンカマの径ないし初期浸水深さを代表長とし、液相の速度を代表速度とした関係が導かれており、表中の式(1)~(3)は、作動流体が同一であるとき、通常用いられる水力学上の無次元数であるストロハル数 $S \equiv tU/L$ 、フルード数 $Fr \equiv U/\sqrt{gL}$ 、ローク数 $Q \equiv \rho U^2/P$ を実炉と試験部とで等しくとることと等価である。また、粘性、熱伝導、表面張力、ベント系内の気体の圧縮性等の影響は無視されている。式(4)は、ベント系を通じて圧力抑制プール中に流入する気体のエンタルピ流量に関するものであり、プール内の気泡の圧力（すなわちプール・スウェル現象の強制力）の模擬の上で重要な意味を持つ。ここで、体積流量ないし重量流量でなくエンタルピ流量が縮尺の対象とされているのは、気泡のエネルギー・バランスにおいて（前述のように）熱伝導の影響が無視されていることによる。

Table 2.1 に示した縮小規模の試験部による実験では、格納容器内への放出流体として現実の高温高圧2相流ではなく空気を使用している場合が多い。これは、Moodyの考察にもとづく試験条件の下で飽和水ないし蒸気を使用することには、技術的、物理的に問題があり、また空気放出による実験がプール・スウェル現象の評価においてより保守的であると考えられているためである。

実際の試験においては、まず格納容器初期圧力をTable 2.2 式(1)に従って設定することが必要である。放出開始後のベント系流量は式(4)に従うべきであるが、実炉の値が不明であり、かつ實際上エンタルピ流量の時間変化を制御することが困難であるために、実際には格納容器ド

ライウエルの圧力変化を式(1), (3)に従って模擬するという方法がとられる。ただし、このままでは空気の体積流量が式(2)を満足しないため、ベント系の流動抵抗を調節することにより、この関係が満たされるようにする。ドライウエル内の圧力変化の値としては、格納容器安全性評価を目的として行われる格納容器圧力変化評価コードによる計算結果が用いられている。

ここで、このような試験方法について以下のような問題点を指摘することができよう。

1) ドライウエル圧力変化の模擬の対象として格納容器圧力変化評価コードによる計算結果が用いられているが、3.1で述べるようにこの評価コードではプール・スウェル現象が格納容器圧力変化におよぼす影響が考慮されていない。よって、ベントクリアリング以後のドライウエル圧力変化について模擬の目標値とすることには問題がある。

2) 放出流体として空気を使用する場合、ドライウエル内の気体の比エンタルピが実炉の条件と一致しない。よって体積流量が式(2)を満たす場合でも式(4)は満たされない。

本報では、主として問題点1)についての検討を行う。

2.2 Mark II 格納容器におけるプール・スウェル現象の評価

Mark II 格納容器の圧力抑制系は構造が単純であり、比較的簡単なモデルによってプール・スウェル現象の評価を試みる事が可能である。GE社は、Mark II Containment Dynamic Forcing Functions Information Report³⁾(DFFIR)において、Mark II 格納容器におけるプール・スウェル現象の評価のためのモデルを示している。本モデルの内容については後に4.1において述べるが、計算のための入力データとしてドライウエル圧力変化を与えることが必要であり、この値としては格納容器圧力変化評価コードによる計算結果が使用されている。従って、前節で指摘した問題点1)が本評価モデルについても指摘できる。

Table 2.1 BWR containment pressure suppression test programs.

ORGANIZATION	CONTAINMENT	SCALE OF FACILITY		TEST PERIOD
GE	Mark I	1/12	2-D	75.12 -
GE	Mark I	1/4	2-D & 3-D	76.9 -
EPRI	Mark I	1/12	3-D	
NRC/LLL	Mark I	1/5	90° sector	77.3 -
HITACHI	Mark I	1/8	2-D & 3-D	77. -
TOSHIBA	Mark I	1/8	2-D & 3-D	77.4 -
GE	Mark II	1/1	2-D	75.10 -
EPRI/SRI	Mark II	1/13.3	90° sector	77.3 -
JAERI	Mark II	1/6	2-D & 3-D	77.1 -
JAERI	Mark II	1/1	20° sector	79.1 -
GE	Mark III	1/1	2-D	73. -
GE	Mark III	1/3	2-D	

Table 2.2 Relationships derived by Moody's scaling analysis of pool swell phenomena.

$$\frac{P_{\text{scaled}}}{P_{\text{full-scale}}} = R = \frac{L_{\text{scaled}}}{L_{\text{full-scale}}} \quad (1)$$

$$\frac{U_{\text{scaled}}}{U_{\text{full-scale}}} = R^{1/2} \quad (2)$$

$$\frac{t_{\text{scaled}}}{t_{\text{full-scale}}} = R^{1/2} \quad (3)$$

$$\frac{(\dot{m} h)_{\text{scaled}}}{(\dot{m} h)_{\text{full-scale}}} = R^{7/2} \quad (4)$$

where

- P : pressure
- L : length
- t : time
- U : water velocity
- \dot{m} : mass rate of air into the bubble
- h : stagnation enthalpy of the vent air flow

3. 従来の方法によるMark II 格納容器圧力変化の解析

ここでは、従来格納容器圧力変化の評価に使用されているものと同様な解析モデルを用いて、典型的なMark II 格納容器における事故時の圧力変化の解析を行う。

3.1 GE 社格納容器圧力変化評価モデルの概要

原子炉の安全性評価に際して、冷却材喪失事故時の格納容器内圧力・温度の解析が行われる。このために使用される評価モデルは、格納容器内の最高圧力、温度、あるいはダイアフラムフロアへの下向き差圧等に関して十分な保守性をもって評価することを目的としてGE社により開発されたものである。

Table 3.1 にMark II 格納容器に適用される評価モデルの解析上の主要な仮定を示す。評価モデルは、圧力容器ブローダウン・モデル、ドライウェル・モデル、ベントクリアリング・モデル、ベント流モデル、ウェットウェル・モデルから構成され、おのおのについて保守的な仮定を導入することにより、計算結果の総合的保守性を高める努力が行われている。ここではモデルの詳細およびTable 3.1 で明らかな点は省略し、本報が対象とする冷却材喪失事故発生直後の現象に関係する部分についてのみ説明を補足する。

圧力容器ブローダウン・モデル

放出流量は破断口面積と Moody の式による臨界流量の積として求められる。破断口面積は、流路の最小断面積の和として評価され、再循環配管の両端破断については、Fig. 3.1 に示すように圧力容器側配管断面積と、ジェットポンプ・ノズル断面積、クリーンアップ・ラインの断面積の和として求められ、主蒸気管の両端破断についてはFig. 3.2 に示すように圧力容器側の配管断面積と流量制限器断面積の和として求められる。

ドライウェル・モデル

格納容器圧力の保守的評価のため均一混合状態が想定される。また格納容器構造材への熱吸収を無視しているため圧力・温度に関する保守的評価が期待できる。

ベントクリアリング・モデル

摩擦の影響は無視されるが、計算結果への影響は小さい。

ベント流モデル

評価モデルにおいては、ベントクリアリングが終了するとただちにベント流の計算に移行し、プール・スウェル現象は考慮されない。よってベント流の圧力損失は、ベント系内の流動抵抗によるものとダウンカマ浸水深さに相当する静水圧差のみが考慮される。ベント系は1次元流路によって近似され、圧縮性、断熱、摩擦ありの流れとしてベント流量が計算される。

ウェットウェル・モデル

プール・スウェル現象は考慮されない。格納容器構造材への熱吸収を無視している点はドライウェルの場合と同様である。

3.2 CONTEMPT-LTコードによる解析

前節で述べたGE社による評価モデルにもとづく計算コードは公開されていないため、同様な機能を有する計算コードを使用して、典型的な実炉に関する計算を試みた。原研においてはBWR格納容器用解析コードとしてCONTEMPT-LT/022コードが使用可能である。CONTEMPTコードには多数のバリエーションがあり、LT/022はLTコードの最終バージョン⁸⁾ではなくやや未完成な点があるが、GE社の評価モデルと多くの点で一致するものである。⁹⁾

3.2.1 CONTEMPT-LTとGE評価モデルの比較

Table 3.1に、CONTEMPT-LT/022とGE評価モデルの主要な仮定の比較を示す。以下は、その補足である。

圧力容器ブローダウン・モデル

CONTEMPTにはブローダウン・モデルは含まれないため、カード入力により放出流量、比エンタルピの時間変化を与える。

ドライウェル・モデル

オプションの選択により評価モデルと一致させることができる。

ベントクリアリング・モデル

モデルには若干の相違があるが計算結果への影響は少い。

ベント流モデル

CONTEMPT-LTにおいては、ベント系を構成要素に分割し、各要素ごとに熱力学的平衡を仮定して圧力損失および状態変化を計算する。本報の計算では評価モデルと最も近いと考えられるオプション#2を使用してベント流量の計算を行った。

プール・スウェル現象が考慮されない点はGE評価モデルの場合と同様である。

ウェットウェル・モデル

プール・スウェル現象は考慮されない。CONTEMPTのウェットウェル気相部モデルはやや物理的なイメージが不明瞭であるが、放出開始直後については圧力・温度変化への影響は少く、評価モデルと等価とみなせる。

3.2.2 計算条件

CONTEMPT-LT/022による計算に使用した格納容器諸元および初期状態をTable 3.2¹⁰⁾に示す。格納容器諸元については1100MWe級Mark II格納容器に関する典型的な値、初期状態³⁾についてはMark II DFFIR Rev.2のTable 4.1を参考とした。

計算は再循環配管および主蒸気管の両端破断について行った。これらの場合について想定した放出流量をTable 3.3, Table 3.4に示す。これらの値に関して、格納容器諸元に対応する実炉(BWR/5)のデータは公開されていないため、BWR/6の放出流量を参考として、計算¹¹⁾により求めた。ただし、BWR/6では主蒸気管破断の場合、事故発生後約1秒で圧力容器内の水位が主蒸気管ノズル高さに達すると評価されているが、ここで対象としているBWR/5では2秒間蒸気放出が持続すると仮定した。

ベント系の流動抵抗については、入口部の圧力損失係数は、GE評価モデルに⁶⁾引用されているものと同じの文献にもとづいて⁷⁾0.9と評価し、ダウンコマ内面粗さは0.1 mmと仮定した。

3.2.3 計算結果

格納容器内圧力・温度変化の計算結果をFig. 3.3, Fig. 3.4に示す。Table 3.5に示すように、主蒸気管破断時のドライウェル圧力上昇率は、再循環配管破断時の値をやや上回るという結果が得られた。

3.2.4 格納容器初期状態の影響

Table 3.2に示した格納容器初期条件は、Mark II DFFIRに示された典型的な値を参考として定めたものである。これらの値が格納容器圧力変化におよぼす影響を調べるため、再循環配管、主蒸気管破断について若干の感度解析を行った。Table 3.5に示すように初期条件の影響が認められ、ことに初期温度の影響は無視できない。これらの計算結果では、初期温度を高くするとドライウェル圧力上昇率が低下するという傾向がみられこれはやや直感に反するが、これは計算においてドライウェル内の均一混合状態が仮定され熱損失が無視されていることが原因であると考えられる。

3.3 破断配管インベントリを考慮した解析

前節ではCONTEMPT-LT/022コードによってGE社による格納容器圧力変化評価モデルを近似し、再循環配管、主蒸気配管の両端破断時におけるMark II格納容器内圧力変化を評価した。

ここで、最新のBWRシステムであるBWR/6との組合わせで使用されるMark III格納容器の格納容器圧力変化評価モデルを検討すると、3.1で述べたMark II格納容器評価モデルとは若干の相違がみられる。特に本報が対象としている事故発生直後の圧力変化に影響が大きいものとして、破断配管内のインベントリを考慮している点があげられる。すなわち、Mark II格納容器評価モデルでは、破断断面積をFig. 3.1, Fig. 3.2のように配管最小断面積の和として評価しているのに対して、Mark III格納容器評価モデルでは、再循環配管破断についてはポンプ側配管内、主蒸気管破断についてはタービン側配管のインベントリを考慮し、これらのインベントリが放出された後にはじめてMark II格納容器評価モデルで想定されている状態に移行するというモデルが用いられており、これにより事故発生直後の放出流量はより大きく見積られる。このようなモデルの変更は、Mark III格納容器では事故発生直後の圧力変化の予測が重要であるために行われたものと推測されるが、Mark II格納容器に適用しても格納容器圧力変化あるいはプール・スウェル現象をさらに保守的に評価することになる。そこで、このようなモデルが格納容器圧力変化におよぼす影響を定量的に調べるため、前節と同様にCONTEMPT-LT/022による計算を行った。

3.3.1 計算条件

Mark III格納容器評価モデルでは、破断の直後に配管内に発生する減圧を考慮し、保守的な評価として配管インベントリ放出期間の有効破断口面積を、再循環配管破断については配管断面積の1.5倍、主蒸気管破断については同じく1.75倍と評価している。BWR/5の一次系配管容積に関するデータが入手できなかったため、配管インベントリの放出所要時間については¹²⁾BWR/6の値と同一であると仮定して放出流量の時間変化を計算した。CONTEMPT-LTによる計算に用いた数値をTables 3.6, 3.7に示す。格納容器諸元、初期状態としてはTable 3.2に示す値を用いた。

3.3.2 計算結果

再循環配管、主蒸気管の両端破断に関する計算結果をFigs. 3.5, 3.6に示す。また配管インベントリを考慮しない場合との比較をFigs. 3.7, 3.8に示す。配管インベントリを考慮することにより、再循環配管破断の場合ドライウエル圧力上昇率が約21%増加し、主蒸気管破断の場合同じく約10%増加するという結果が得られた。

Table 3.1 Assumptions employed in GE Analytical Model and present calculations by CONEMPT-LT/022.

MODEL	GENERAL ELECTRIC ANALYTICAL MODEL	PRESENT CALCULATIONS BY CONEMPT-LT/022
Vessel Blowdown Model	<ol style="list-style-type: none"> 1) Moody critical flow model. 2) Effective break area is sum of throat areas. 3) Conservative assumptions for leak quality and reactor operating conditions. 	No blowdown model is available. Flow rate and specific enthalpy of discharged fluid must be given as input data.
Drywell Model	<ol style="list-style-type: none"> 1) Liquid and gases are homogeneously mixed. 2) Thermodynamic equilibrium. 3) No heat losses from contained fluids. 	<ol style="list-style-type: none"> 1) Same as GE Analytical Model. 2) Same as GE Analytical Model. 3) Same as GE Analytical Model. (See Note 1)
Vent Clearing Model	<ol style="list-style-type: none"> 1) Friction losses are neglected. 2) Added mass is evaluated conservatively. 	<ol style="list-style-type: none"> 1) Friction losses are considered. 2) Added mass is evaluated based on energy eq.
Vent Flow Model	<ol style="list-style-type: none"> 1) Steady, adiabatic, homogeneous, one dimensional flow. 2) Inlet flow composition is same as that of drywell atmosphere. 3) Flow composition is frozen. Steam phase is approximated to be an ideal gas. Liquid phase is considered only in density terms. 	<ol style="list-style-type: none"> 1) Same as GE Analytical Model. 2) Same as GE Analytical Model. (See Note 2) 3) Thermodynamic equilibrium. (See Note 3)
Wetwell Model	<ol style="list-style-type: none"> 1) All vented liquid and vapor remains in pool. 2) Airspace temperature is equal to pool temperature. 3) Airspace is saturated with water vapor. 4) No heat losses from contained fluids. 	<ol style="list-style-type: none"> 1) Same as GE Analytical Model. 2) Temperature of air entering airspace is equal to pool temperature. 3) No evaporation of water from pool. 4) Same as GE Analytical Model. (See Note 1)

- Notes :
1. Number of heat conducting structures was given to be zero.
 2. Water and air carry-over coefficients were given to be unity.
 3. Vent flow losses were calculated by option 2 of CONEMPT-LT.

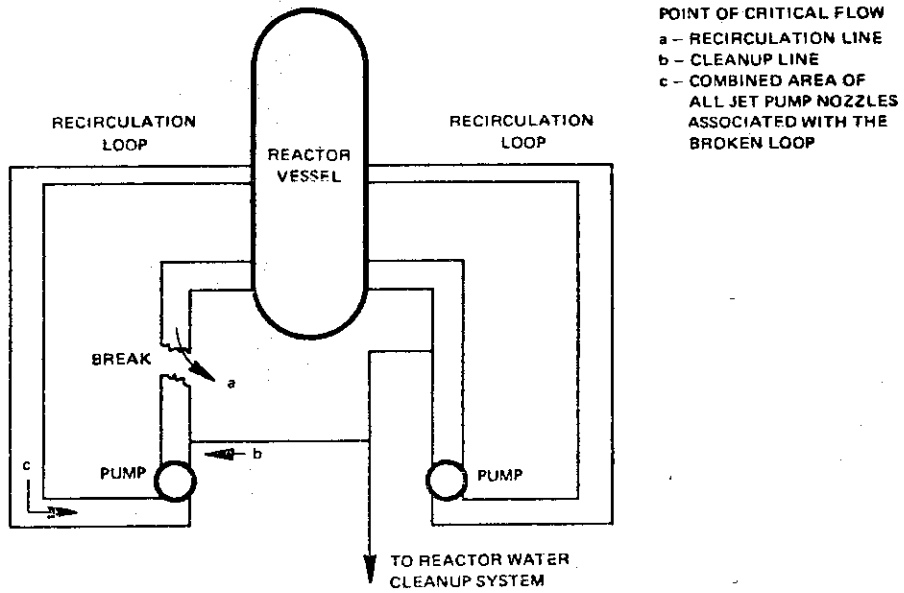


Fig. 3.1 Composition of break area, double-ended break of recirculation line.¹²⁾

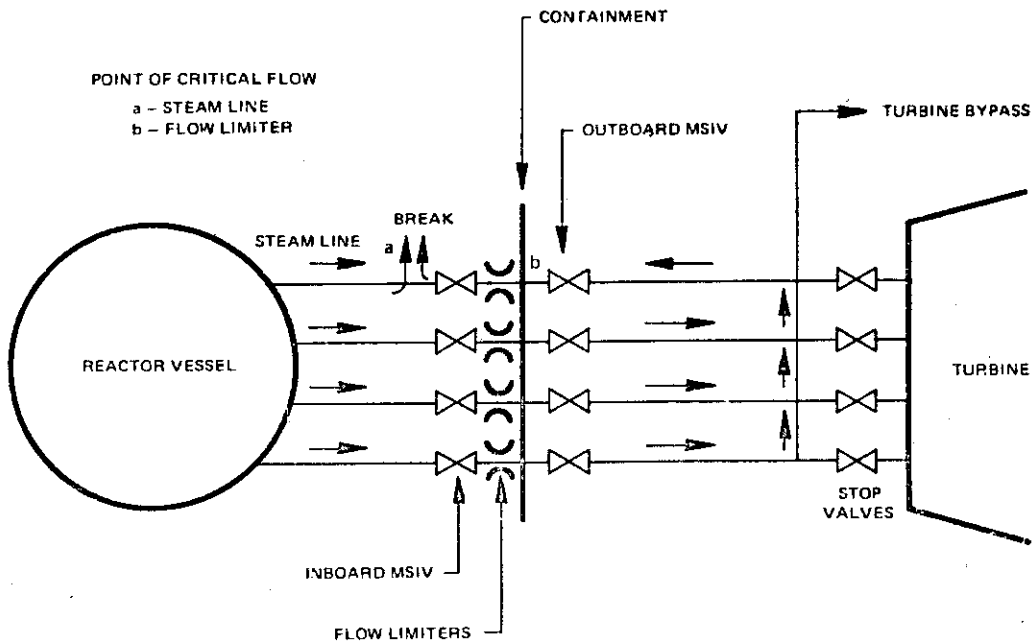


Fig. 3.2 Composition of break area, double ended break of main steam line.¹²⁾

Table 3.2 Containment parameters used in the present calculations.

<u>DRYWELL</u>		
Free air volume	5700 m ³	(201300 ft ³)
Initial temperature	54.4 °C	(130 °F)
Initial pressure	106.5 kPa	(0.75 psig)
Relative humidity	100 %	
<u>WETWELL</u>		
Free air volume	3980 m ³	(140500 ft ³)
Water volume	3380 m ³	(119500 ft ³)
Initial temperature	32.2 °C	(90 °F)
Initial pressure	106.5 kPa	(0.75 psig)
Relative humidity	100 %	
<u>BREAK AREA</u>		
Recirculation line I.D.	0.56 m	(1.837 ft)
Main steam line I.D.	0.59 m	(1.936 ft)
<u>MAIN VENT</u>		
Submergence	3.35 m	(10.98 ft)
Inside diameter	0.59 m	(1.936 ft)
Number of vents	108	

Table 3.3 Discharge flow rate and fluid enthalpy :
double-ended break of recirculation line.

Effective Break Area = 0.2988 m ² (3.216 ft ²)		
<u>Time (sec)</u>	<u>Flow rate (kg/sec)</u>	<u>Fluid Enthalpy (J/kg)</u>
0	11700	1.283 x 10 ⁶
1.9	12000	1.297 x 10 ⁶
3.0	12000	1.305 x 10 ⁶

Table 3.4 Discharge flow rate and fluid enthalpy :
double-ended break of main steam line.

Effective Break Area = 0.3640 m ² (3.92 ft ²)		
<u>Time (sec)</u>	<u>Flow Rate (kg/sec)</u>	<u>Fluid Enthalpy (J/kg)</u>
0	4040	2.767 x 10 ⁶
2.0	3900	2.770 x 10 ⁶

RECIRC. LINE DEB

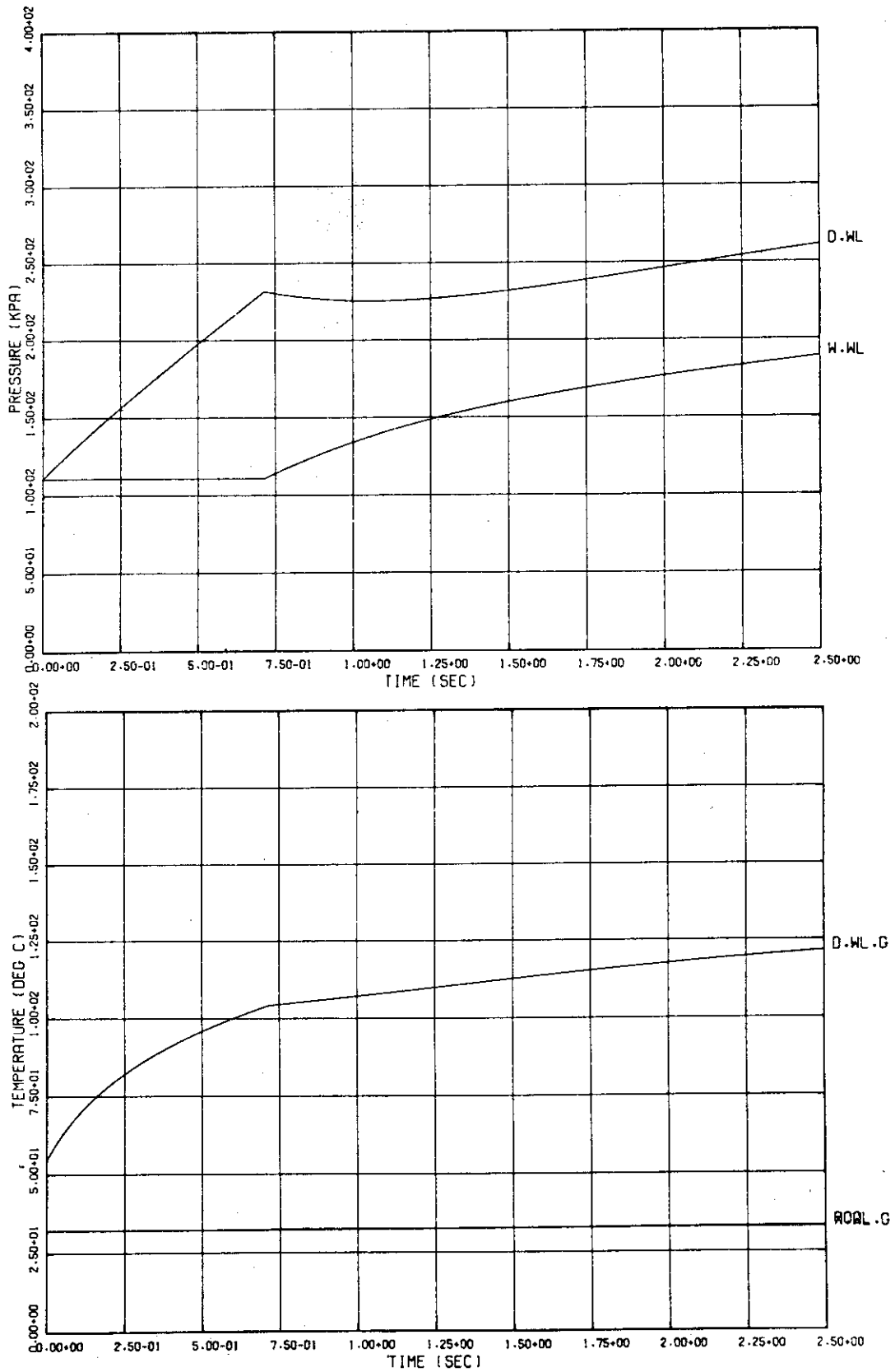


Fig. 3.3 Containment pressure and temperature responses.
Case 01, DEB of recirc. line.

MSL DEB

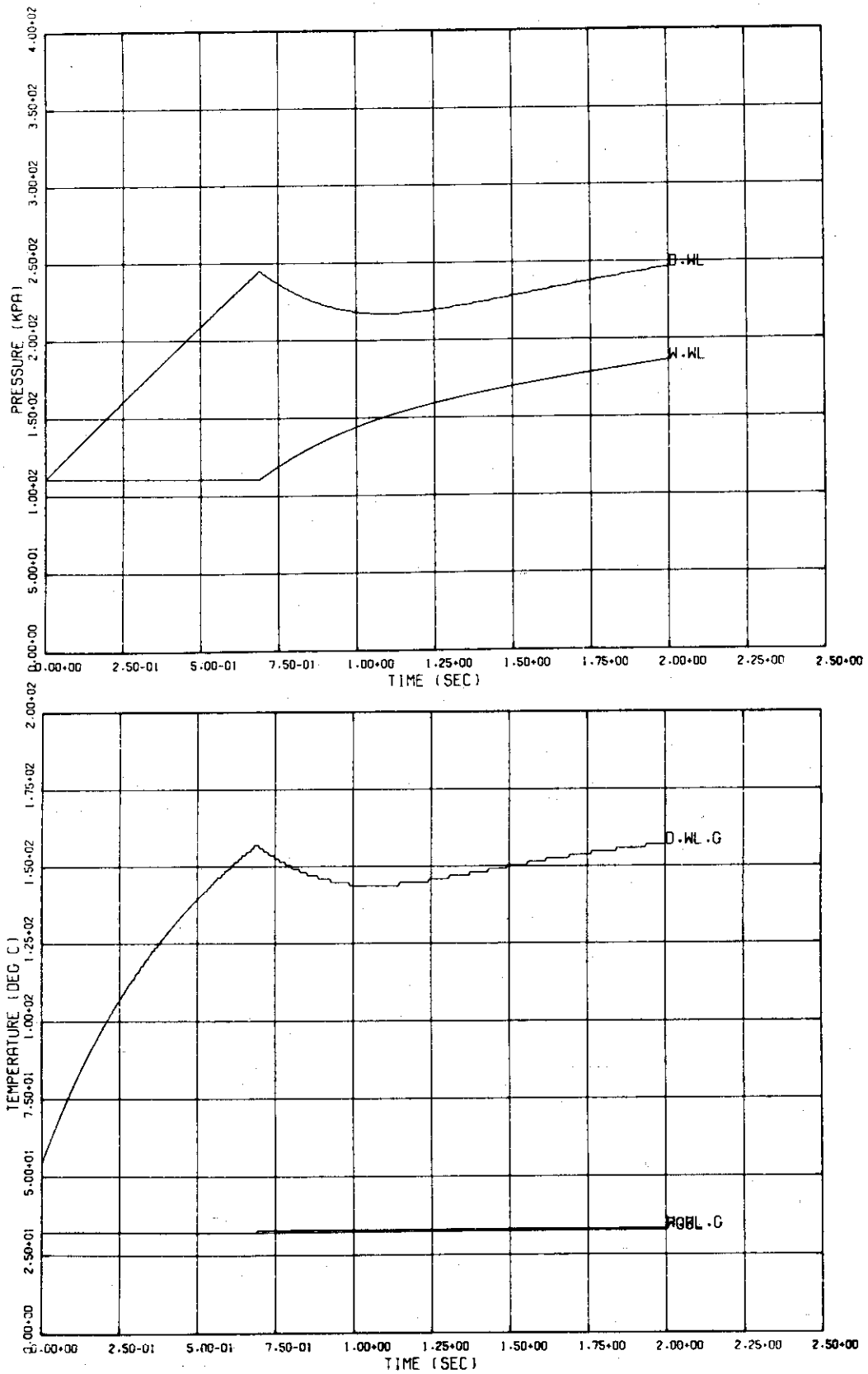


Fig. 3.4 Containment pressure and temperature responses.
Case 02, DEB of main steam line.

Table 3.5 Sensitivity of drywell pressurization rate to initial conditions.

CASE NO.	DRYWELL INITIAL CONDITIONS		DISCHARGE CONDITIONS	AVERAGED DRYWELL PRESSURIZATION RATE FOR 0 - 0.6 sec (kPa/sec)
	Press. (kPa)	Temp. (°c) Humidity (%)		
01	106.5	54.4 100	Recirc. line DEB (See Table 3.3)	163.6
01a	106.5	54.4 50		163.3
01b	106.5	20.0 100		180.3
01c	101.3	20.0 100		178.6
02	106.5	54.4 100	MSL DEB (See Table 3.4)	187.8
02a	106.5	54.4 50		188.8
02b	106.5	20.0 100		191.1
02c	101.3	20.0 100		190.9

Table 3.6 Discharge flow rates and fluid enthalpy tentatively taking account of pipe inventory effect, double-ended break of recirculation line.

Time (sec)	Effective Break Area (m ²)	Flow Rate (kg/sec)	Fluid Enthalpy (J/kg)
0	0.3698 ^{**}	14470	1.283 x 10 ⁶
1.89 [*]	0.3698	14690	1.297 x 10 ⁶
1.90 [*]	0.2988	11870	1.297 x 10 ⁶
3.0	0.2988	11980	1.305 x 10 ⁶

* Tentatively determined values.

** 1.5 x pipe cross sectional area.

Table 3.7 Discharge flow rates and fluid enthalpy tentatively taking account of pipe inventory effect, double ended break of main steam line.

Time (sec)	Effective Break Area (m ²)	Flow Rate (kg/sec)	Fluid Enthalpy (J/kg)
0	0.4785 ^{**}	5307	2.767 x 10 ⁶
0.182 [*]	0.4785	5230	2.768 x 10 ⁶
0.186 [*]	0.3641	4140	2.768 x 10 ⁶
2.0	0.3641	4040	2.770 x 10 ⁶

* Tentatively determined values.

** 1.75 x pipe cross sectional area.

RECIRC. LINE DEB (INCL. INVENTORY EFFECT)

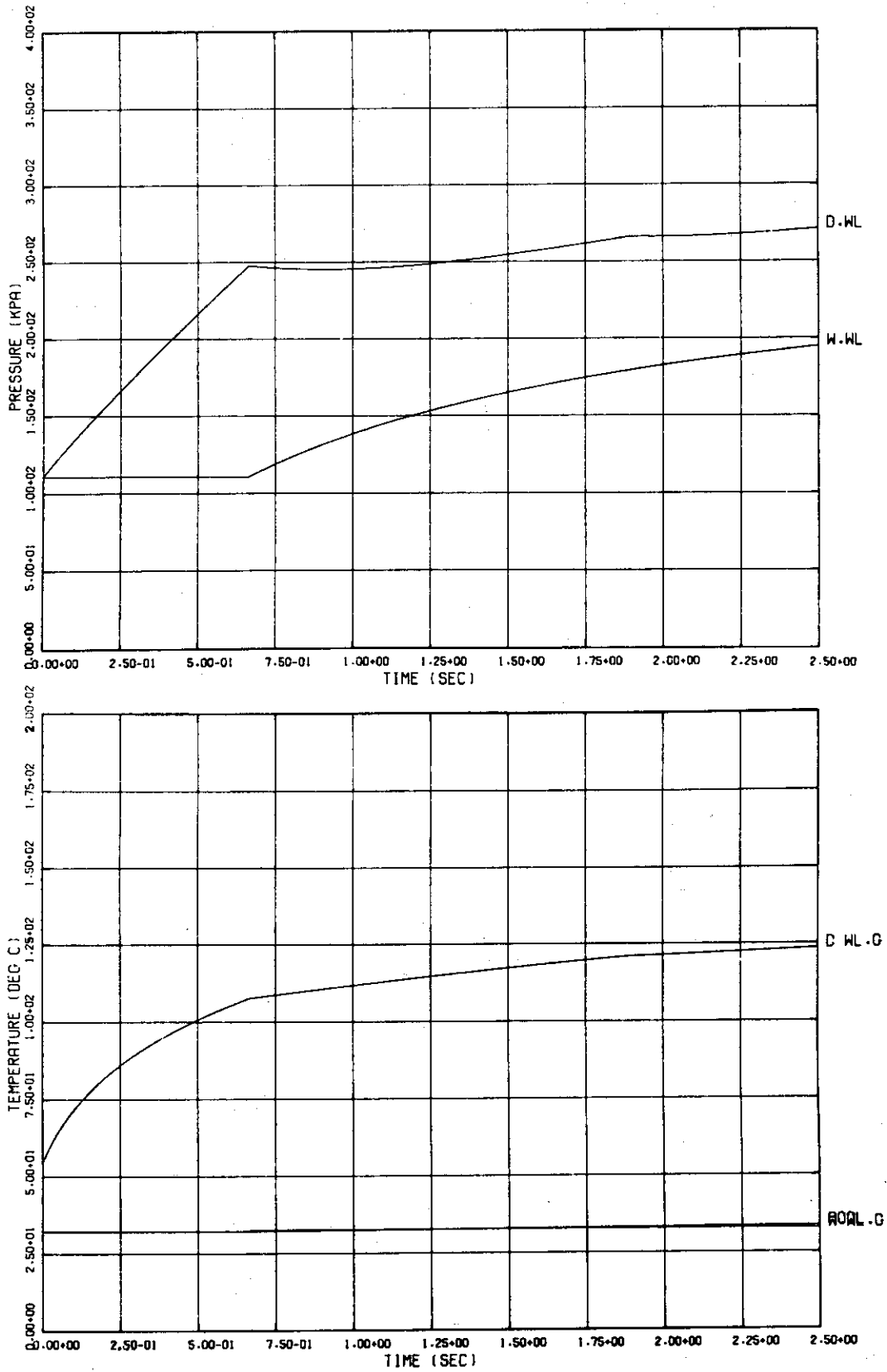


Fig. 3.5 Containment pressure and temperature responses taking account of pipe inventory effect. Case 11, DEB of recirc. line.

MSL DEB (INCL. INVENTORY EFFECT)

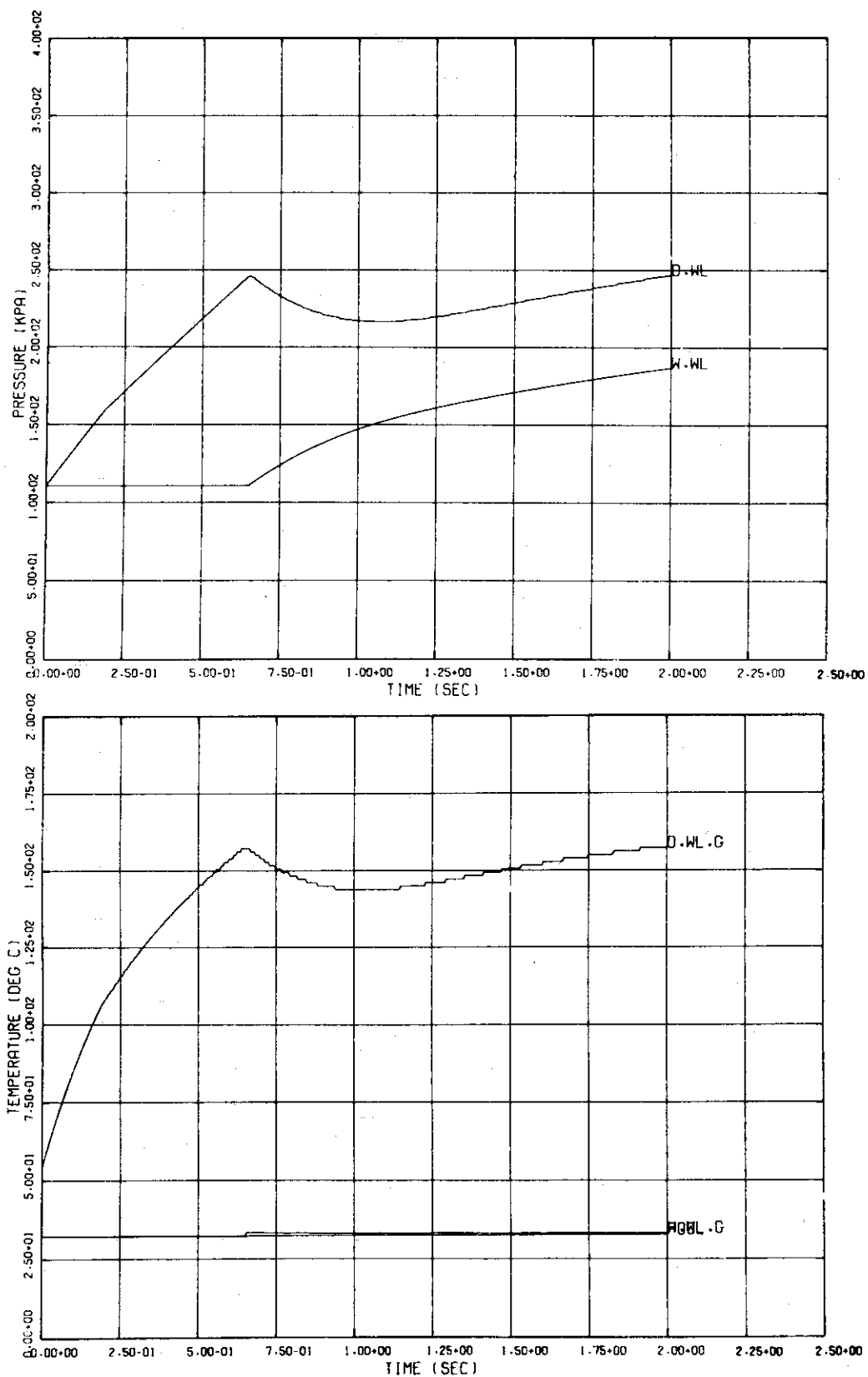


Fig. 3.6 Containment pressure and temperature responses taking account of pipe inventory effect. Case 12, DEB of main steam line.

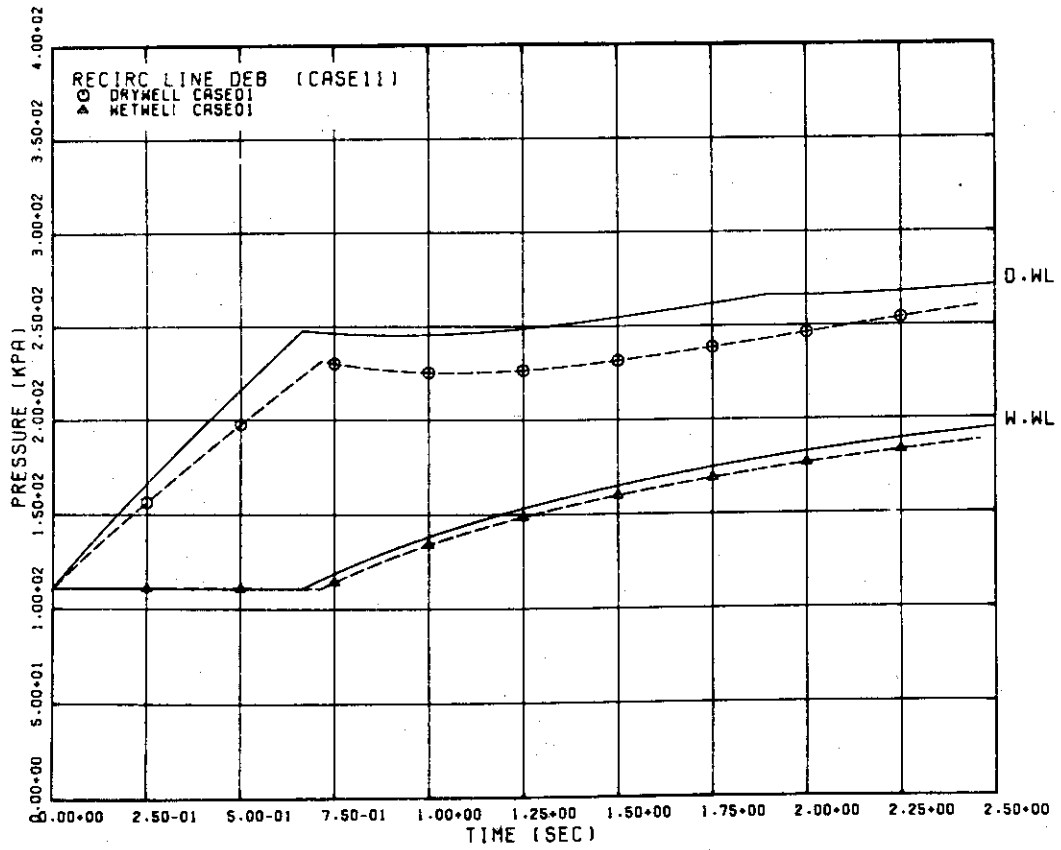


Fig. 3.7 Containment pressure responses to DEB of recirc. line, comparison of Case 11 and Case 01 results.

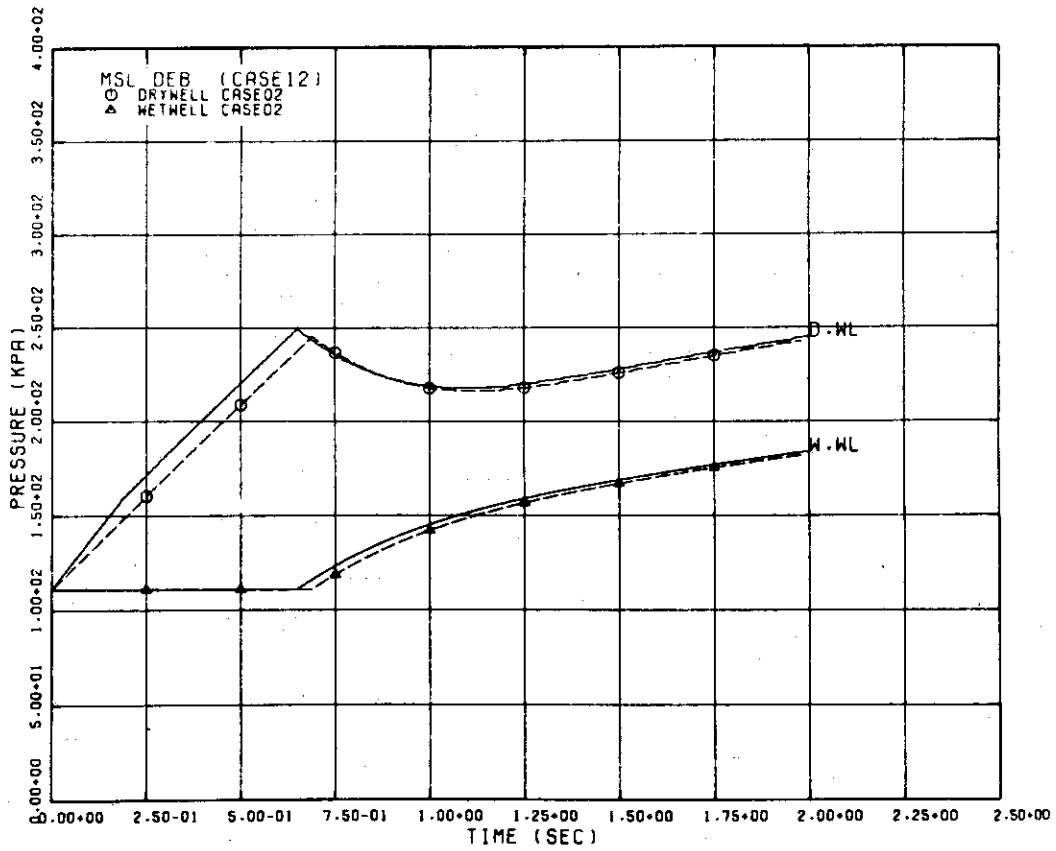


Fig. 3.8 Containment pressure responses to DEB of MSL, comparison of Case 12 and Case 02 results.

4. プール・スウェル現象を考慮した Mark II 格納容器圧力変化の解析

すでに述べたように、従来プール・スウェル現象の評価において、格納容器圧力変化評価モデルによる計算値が根拠とされてきた。本章の目的は、Mark II 格納容器の圧力変化をプール・スウェル現象を考慮した解析モデルにより再評価し、従来の評価の結果と比較することである。

4.1 GE社プール・スウェル現象評価モデルの概要

Fig. 4.1 は、Mark II 格納容器におけるプール・スウェル現象の評価モデルとして GE 社の Mark II DFFIR³⁾ 中に示されているものである。Mark II 格納容器の圧力抑制系はほぼ 1 次元的な形状であるため、このような単純なモデルによるアプローチが可能である。評価モデルでは、圧力抑制プール中の気泡および気泡の上方にあるプール水をそれぞれ 1 次元のスラグにより近似し、気泡圧力とウェットウェル気相部の圧力のバランスによりプール水の運動、すなわちプール・スウェル現象を計算するものである。評価モデルの主要な仮定を Table 4.1 に示し、以下に補足的な説明を述べる。

ドライウェル・モデル

すでに述べたように、圧力変化評価モデルによるドライウェル圧力変化の計算結果を入力データとして使用する。

ドライウェル内の空気は、水-蒸気とは独立に等エントロピ変化すると仮定され、3.1 で引用した圧力変化評価モデルとはこの点異なる。

ベントクリアリング・モデル

ベントクリアリング所要時間、およびクリアリング時のプール水位上昇速度を圧力変化評価モデルにより計算し、これを入力データとして使用する。

ベント流モデル

プール・スウェル現象のより保守的な評価のため空気のみがベント系に流入すると仮定する。

ウェットウェル・モデル

Fig. 4.1 に示すモデルを用いる。気泡温度はドライウェル内の空気の温度と等しいと仮定されており、この点やや物理的なイメージが不明瞭であるが、2.1 で引用した Moody の考察と同様に、気泡とプール水との間の熱伝達を無視したモデルであるものと考えられる。ベント系の有効流路断面積が実際の断面積の 1.5 倍と仮定されているのは、気泡とプール水のすべりによって液相スラグの厚さが Fig. 4.1 に示す状態より小さくなり、これによって液相スラグの加速が促進される効果を補償するためである。

プール・スウェルの計算と並行して Table 4.1 中の式により気泡上昇速度を計算し、水面と気泡上端の距離が 2 ft 以下になった時点で水面のブレイク・スルーが発生するものとし、その後の水面上昇はわずかであると仮定している。

4.2 プール・スウェル現象を考慮した解析モデルによる格納容器圧力変化の解析

4.2.1 解析モデルの概要

GEによるプール・スウェル現象評価モデルは、圧力変化評価モデルとは独立に使用されているものであるが、これら2つの評価モデルを組み合わせ、格納容器圧力変化とプール・スウェル現象を連立させて解くことによりプール・スウェル現象が圧力変化におよぼす影響を明らかにしようと試みた。このために3.2で述べたCONTEMPT-LT/022コードと、GEによるプール・スウェル現象評価モデルを結合して解析モデルを作成した。解析モデルの主要な仮定をTable 4.1に示し、以下に補足的な説明を述べる。

ドライウェル・モデル

CONTEMPT-LT/022と同様に、均一混合状態を仮定し、1次系からの放出流とベント流による状態変化を計算する。

ベントクリアリング・モデル

CONTEMPT-LT/022とほぼ同様であるが、クリアリング期間中の水面上昇によるウェットウェル気相部の圧力上昇を考慮した。

ベント流モデル

GE評価モデルと同様。

ただし、今回の計算では水面のブレイク・スルーを考慮しなかったため、現象の末期では気泡圧力がドライウェル圧力を上まわる場合があるが、本モデルでは正流のみを計算し、逆流は考慮しなかった。

また、プール水面の上昇による容積減少の結果ウェットウェル気相部圧力がダウンカム内静圧を上まわる場合についても、バキューム・ブレーカーの動作による影響は考慮しなかった。

ウェットウェル・モデル

プール・スウェルの計算についてはGE評価モデルと同様である。ただし、有効流路断面積はダウンカム断面積と等しくとった。これは、ここではドライウェル圧力の保守的評価を目的としているためである。ウェットウェル気相部については、構造材等への熱損失により断熱変化からのずれが予想されるが、ドライウェル圧力の保守的評価のためGE評価モデルと同様に断熱変化を仮定した。

今回の計算では、水面のブレイク・スルーは考慮しなかった。これは、Table 4.1中の式によれば、プール内径 D_0 の増加に対して気泡上昇速度の増加、すなわちプール・スウェル持続時間の減少が予測されるが、現在までのところ、実炉規模でこの式が適用できるという実験的根拠が得られていないと考えたためである。

4.2.2 計算条件

計算に用いたパラメータをTable 4.2に示す。格納容器諸元、初期状態はCONTEMPT-LT/022による計算に使用したものと同一であり、再循環配管破断、主蒸気管破断について、それぞれ破断配管インベントリを考慮しない場合および考慮した場合について計算を行った。

4.2.3 計算結果

格納容器圧力・温度変化の計算結果を Figs. 4.2 - 4.5 に示す。また、プール・スウェル現象を考慮しないモデルによる計算結果との比較を Figs. 4.6 - 4.9 に示す。プール・スウェル現象を考慮することによりプール・スウェル期間中のドライウエル圧力がより保守的に評価されることが明らかであり、再循環配管破断の場合、現行評価モデルを模擬した計算結果（ケース・01）とプール・スウェル現象ならびに配管インベントリを考慮した計算結果（ケース・31）とでは、プール・スウェル期間中のドライウエル圧力にして最大 49 kPa の差を生じ、同様に主蒸気管破断の場合（ケース・02 および ケース・32）最大 54 kPa の差を生じた。当然ながら、本章の解析モデルによるプール・スウェル現象の計算結果は、現行の圧力変化評価モデルによる計算値を入力として計算された結果より保守的である。

Table 4.1 Assumptions employed in GE Pool Swell Model and present calculations.

MODEL	GE POOL SWELL MODEL	PRESENT CALCULATIONS
<p>DRYWELL MODEL</p>	<p>Drywell pressure transient and vent clearing is calculated by distinct GE Analytical Model described in NEDO-10320.</p> <ul style="list-style-type: none"> • Air in drywell is isentropically compressed due to pressure transient. 	<p>Calculation of drywell pressure and temperature is carried out simultaneously with pool swell calculation.</p> <ul style="list-style-type: none"> • Homogeneous, equilibrium air-water-vapor mixture.
<p>VENT CLEARING MODEL</p>		<ul style="list-style-type: none"> • Same as CONTEMPT-LT vent clearing model.
<p>VENT FLOW MODEL</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Only air flows into vent. • 1-D adiabatic flow with friction. • Effective flow area = 1.5 x actual vent area 	<ul style="list-style-type: none"> • Same as GE Pool Swell Model. • Same as GE Pool Swell Model. • Effective flow area = Actual vent area
<p>WETWELL MODEL</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Air bubbles are approximated by 1-D slug. • Bubble temperature = Drywell air temperature. • Water above bubbles is approximated by 1-D slug of constant thickness. • Viscous and frictional forces are neglected. • Airspace is compressed isentropically due to upward movement of pool surface. • Pool surface breakthrough is predicted by empirical correlation; $v_B = 1.15 v_S + 0.345 \sqrt{gD_0}$ where v_B: Bubble vel., v_S: Surface vel., D_0: Pool inside diameter. 	<ul style="list-style-type: none"> • Same as GE Pool Swell Model. • Same as GE Pool Swell Model. • Same as GE Pool Swell Model. • Same as GE Pool Swell Model. • Same as GE Pool Swell Model. • Same as GE Pool Swell Model. • Same as GE Pool Swell Model. • No breakthrough model is employed.

Table 4.2 Input parameters used in the present pool swell calculations.

<u>DISCHARGE FLOW RATE AND FLUID ENTHALPY</u>	
Recirc. line break	See Table 3.3 or Table 3.6
Main steam line break	See Table 3.4 or Table 3.7
<u>DRYWELL</u>	
Free volume	5700 m ³
Initial temperature	54.4 °C
Initial pressure	106.5 kPa
Relative humidity	100 %
<u>NETWELL</u>	
Free air volume	3980 m ³
Water volume	3380 m ³
Initial temperature	32.2 °C
Initial pressure	106.5 kPa
Relative humidity	100 %
Pool surface area	406 m ²
Inside diameter of pool	25.3 m
<u>MAIN VENT</u>	
Submergence	3.35 m
Inside diameter	0.59 m
Number of vents	108
Overall loss coefficient	2.5

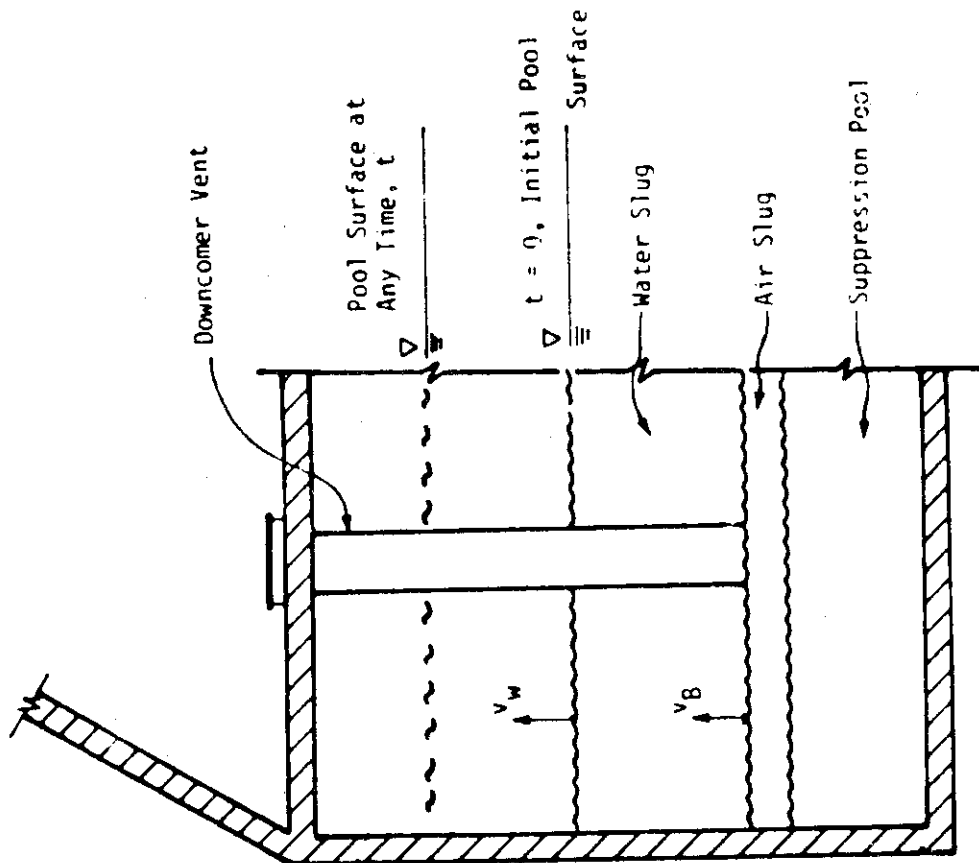


Fig. 4.1

Schematic representation of GE Pool Swell Model. 3)

RECIRC. LINE DEB

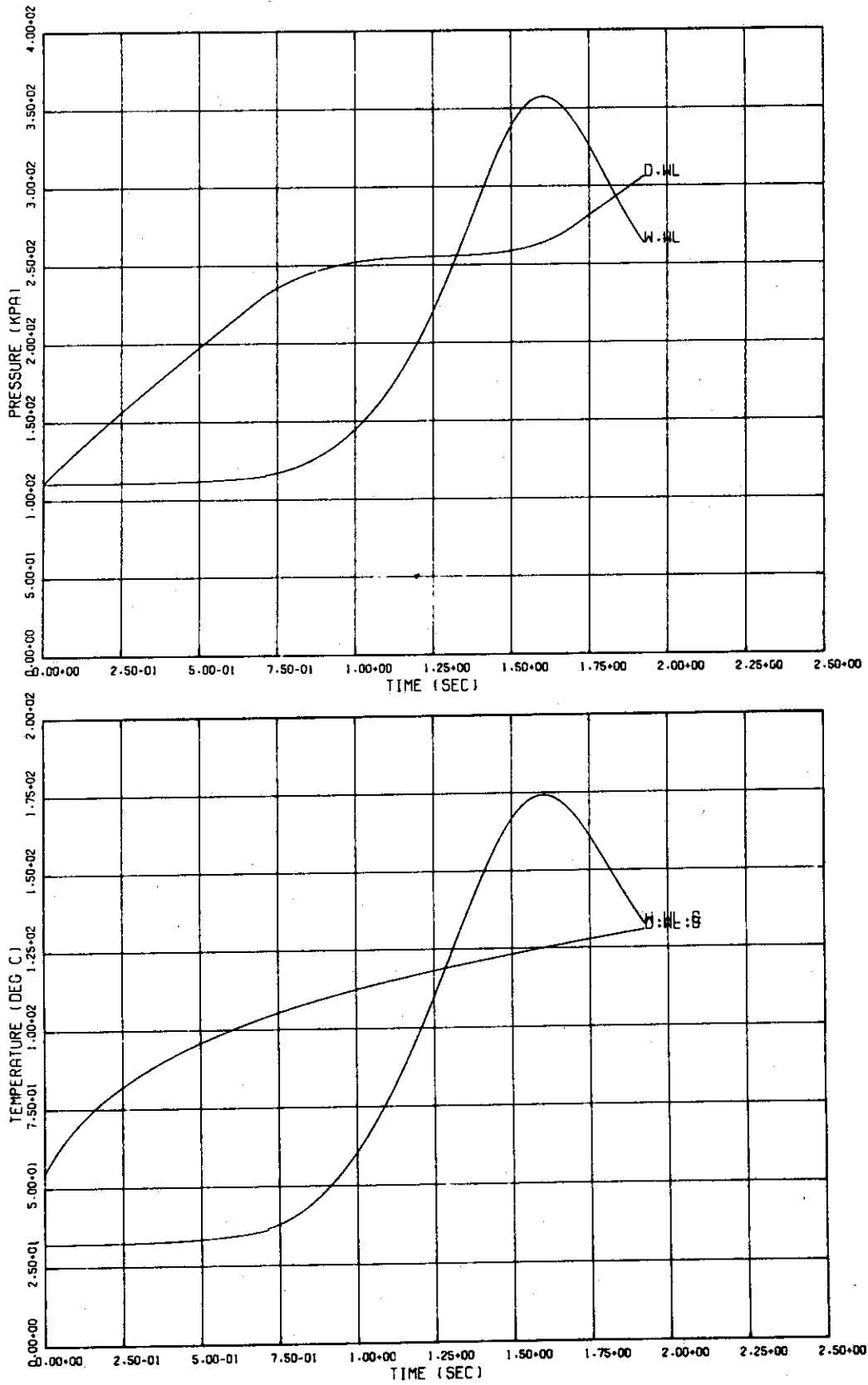


Fig. 4.2 Containment pressure and temperature responses, Case 21, DEB of recirc. line.

MSL DEB

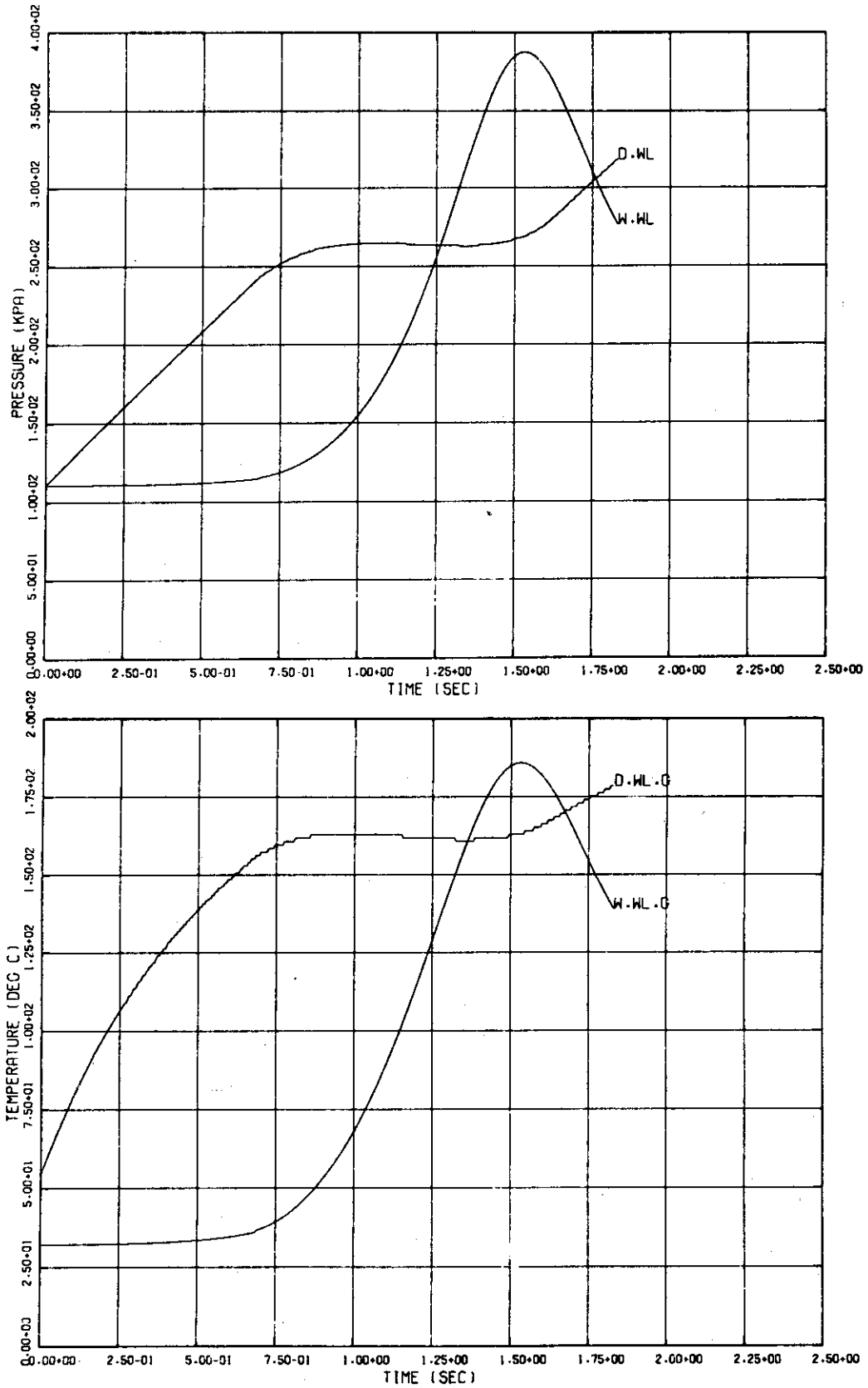


Fig. 4.3 Containment pressure and temperature responses, Case 22, DEB of main steam line.

RECIRC. LINE DEB (INCL. INVENTORY EFFECT)

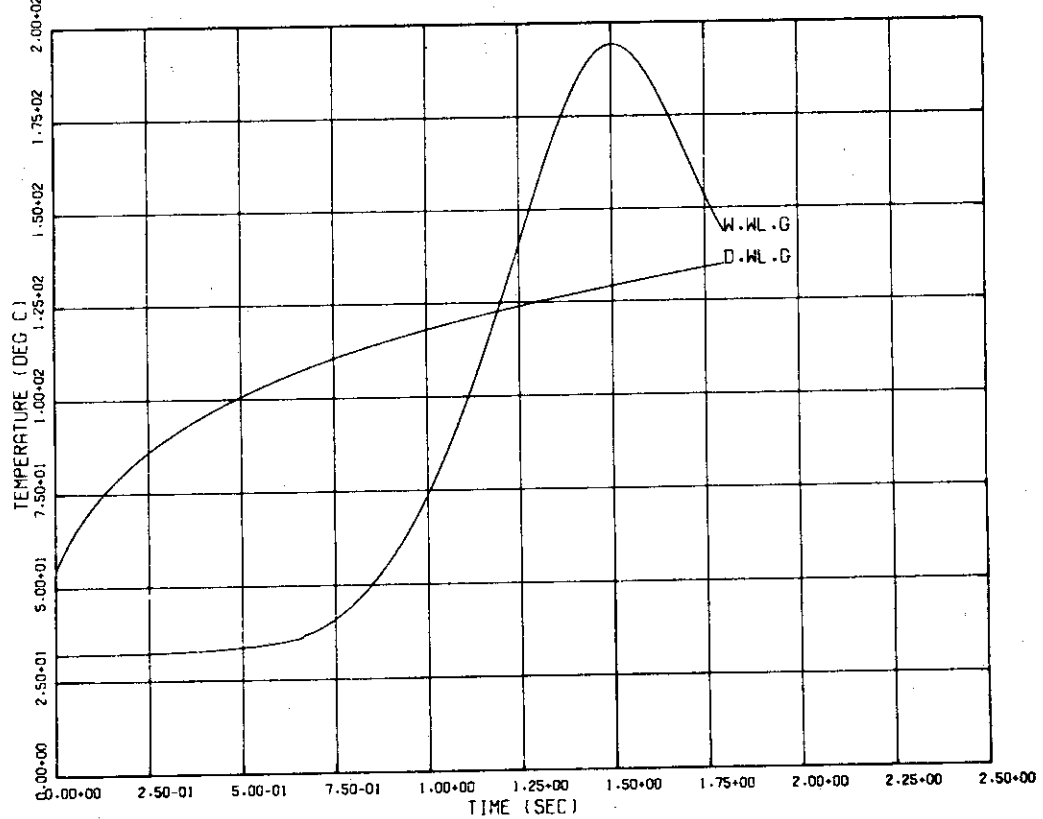
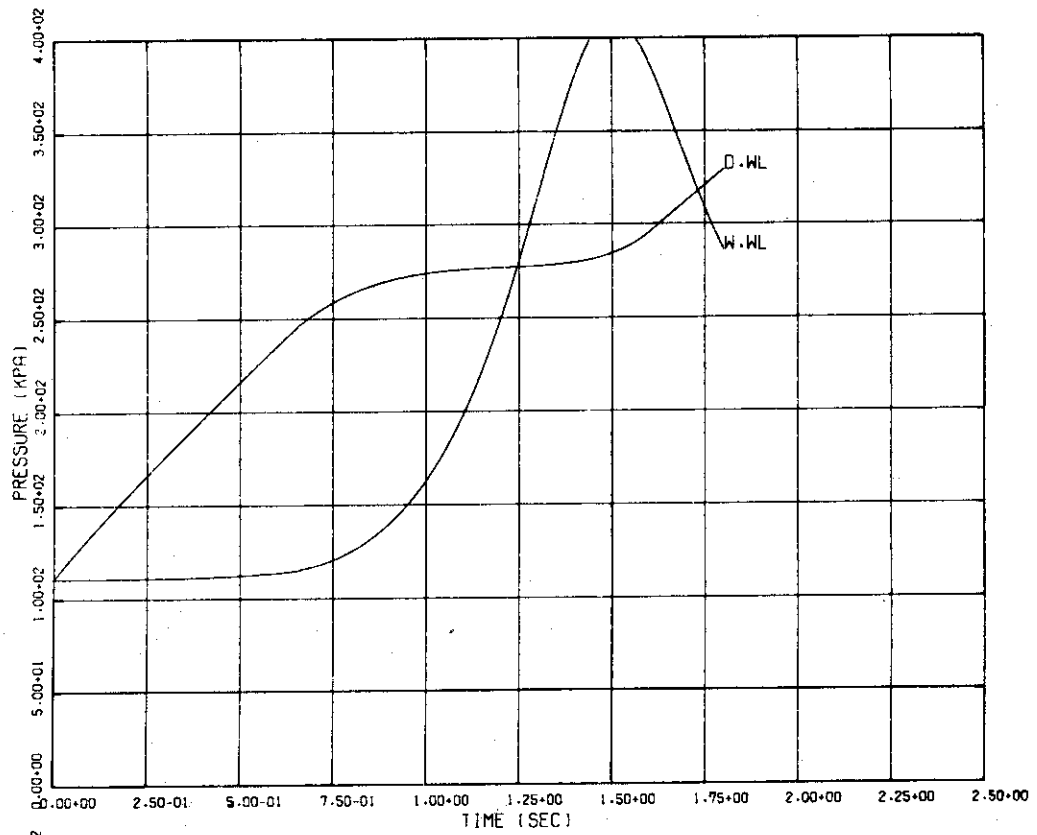


Fig. 4.4 Containment pressure and temperature responses taking account of pipe inventory effect. Case 31, DEB of recirc. line.

MSL DEB (INCL. INVENTORY EFFECT)

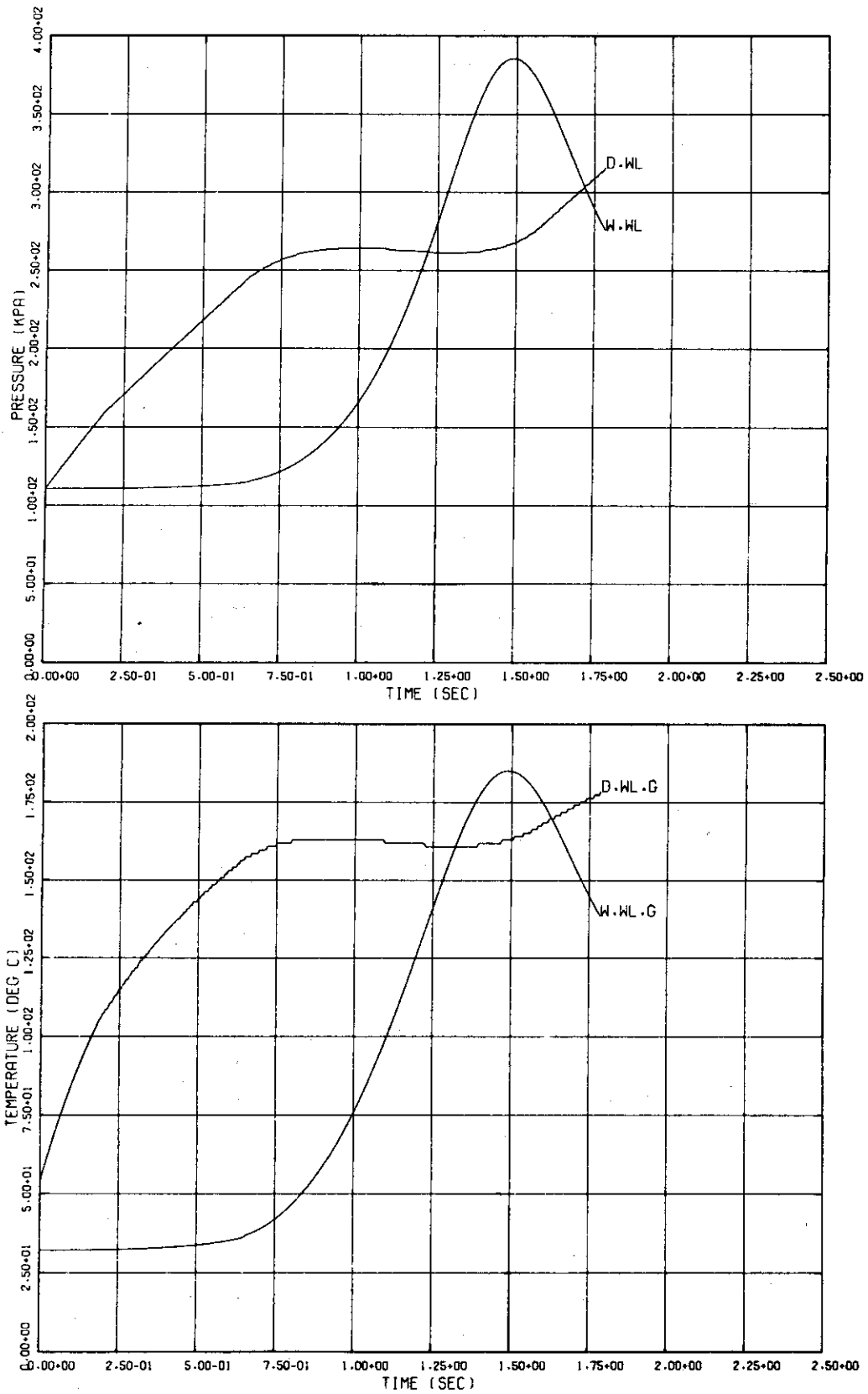


Fig. 4.5 Containment pressure and temperature responses taking account of pipe inventory effect. Case 32, DEB of main steam line.

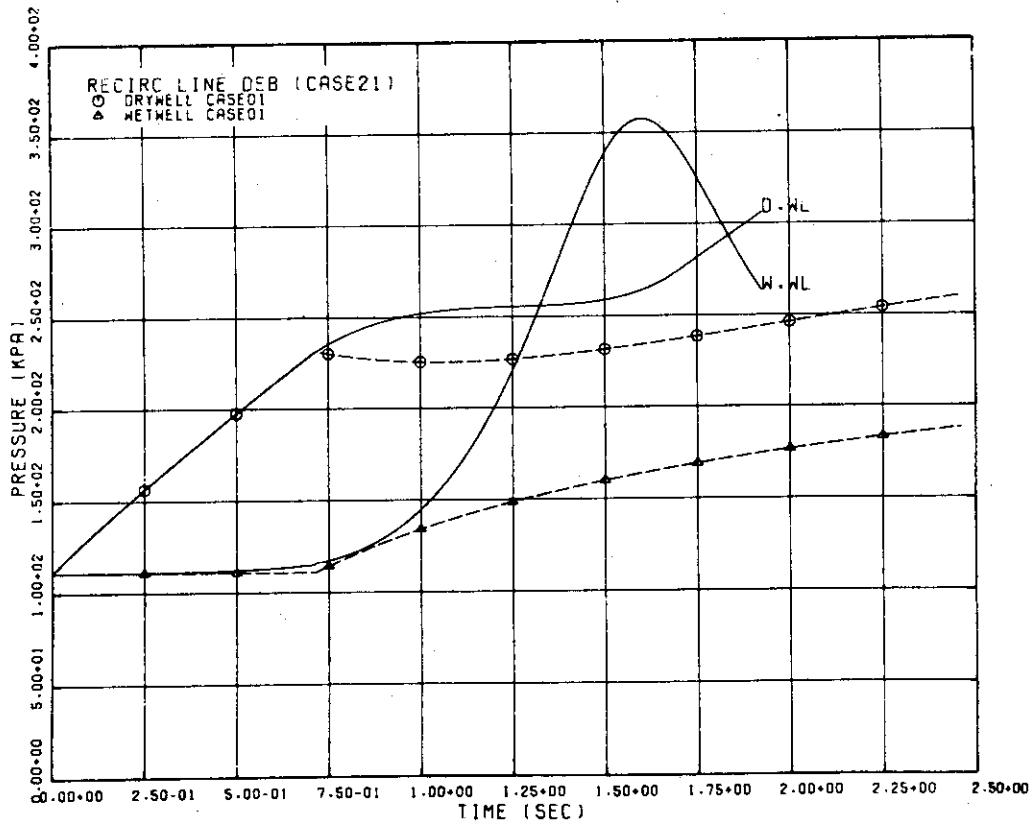


Fig. 4.6 Containment pressure responses to DEB of recirc. line, comparison of Case 21 and Case 01.

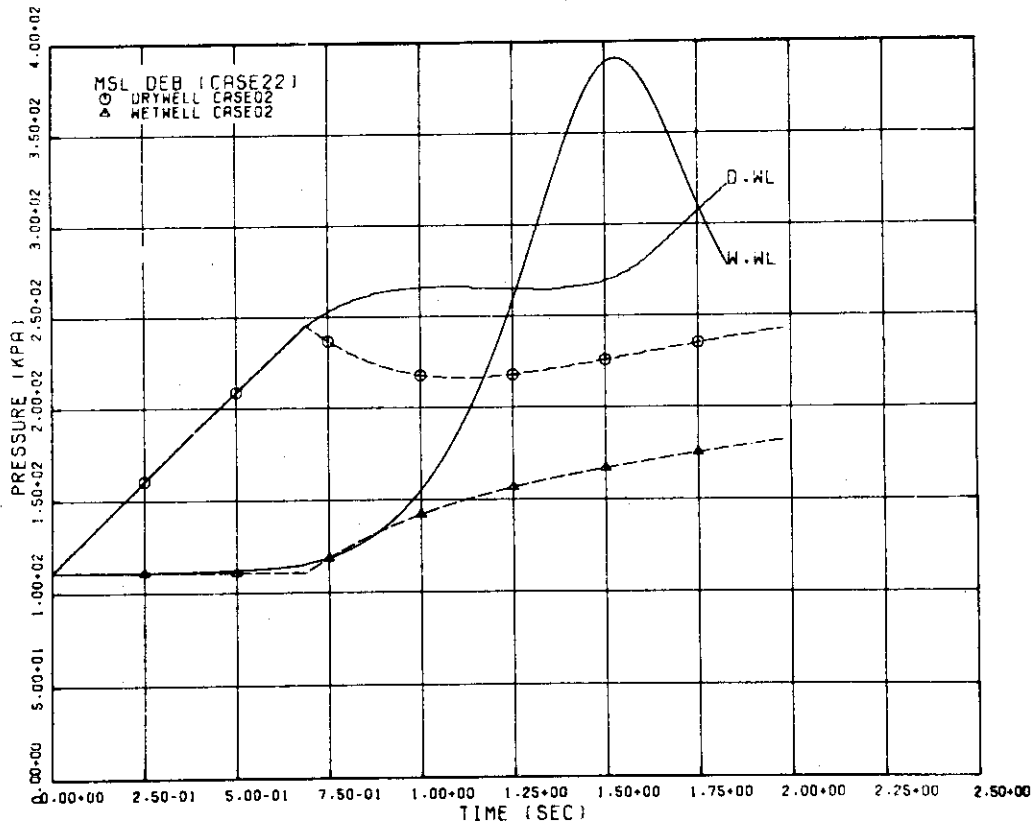


Fig. 4.7 Containment pressure responses to DEB of MSL, comparison of Case 22 and Case 02.

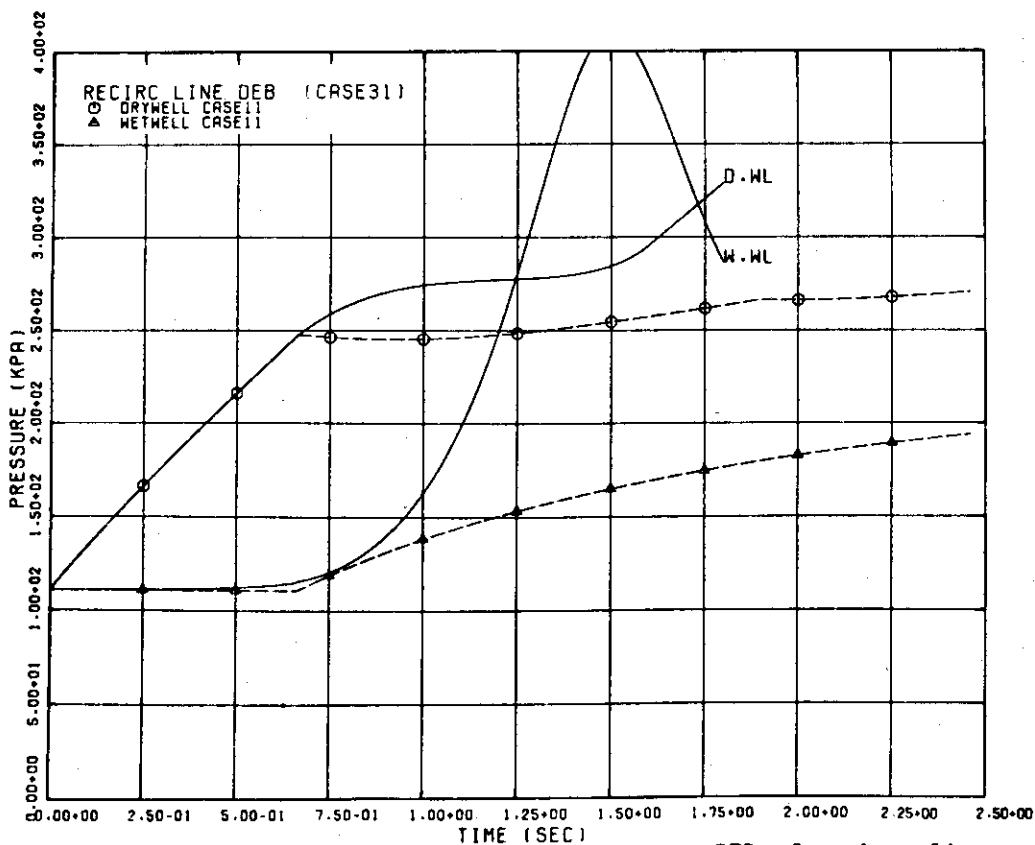


Fig. 4.8 Containment pressure responses to DEB of recirc. line, comparison of Case 31 and Case 11.

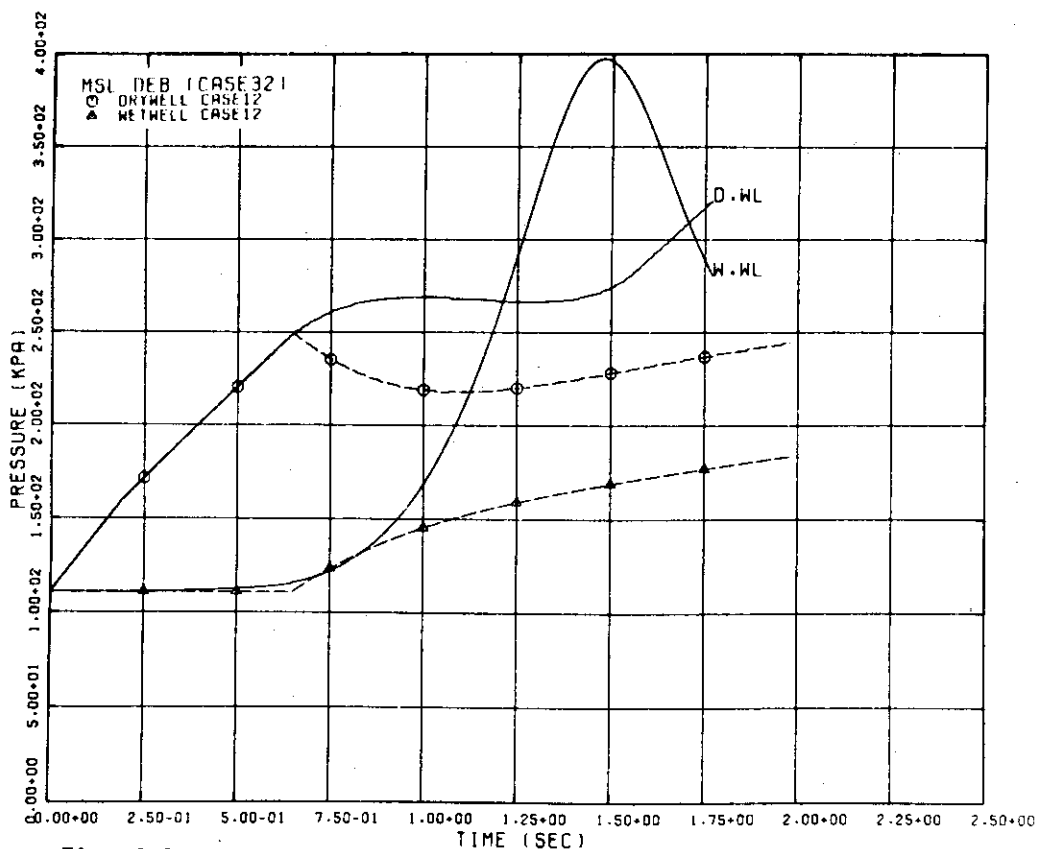


Fig. 4.9 Containment pressure responses to DEB of MSL, comparison of Case 32 and Case 12.

5. 結 論

BWR用Mark II格納容器を対象として、冷却材喪失事故時のプール・スウェル現象の評価の前提となる格納容器圧力変化の計算を行った。

まず、CONTEMP-LT/022コードによって現行の格納容器圧力変化評価モデルを近似して計算を行い、次に、Mark III格納容器の安全性評価において導入されている破断配管インベントリを考慮したモデルによる計算を行った。最後に、プール・スウェル現象を考慮したモデルによる計算を行った。得られた結果は以下のように要約される。

- (1) 現行の評価モデルを模擬した計算の結果によれば、事故発生直後のドライウエル内圧力上昇率は、主蒸気管両端破断の場合の方が再循環配管両端破断の場合より大きい。
- (2) 事故発生直後のドライウエル圧力上昇率は、事故発生時のドライウエル雰囲気の影響を受け、初期温度を高くみつものことにより圧力上昇率は低く評価される。
- (3) 配管インベントリを考慮することによる効果は再循環配管の破断の場合に顕著であり、ドライウエル圧力上昇率にして約20%の上昇をもたらす。
- (4) いずれの場合についても、プール・スウェル現象の影響を考慮することにより、プール・スウェル期間中のドライウエル圧力変化はより保守的に見積られる。

これらの結果から、プール・スウェル現象の評価のためには、現行の圧力変化評価モデルによる計算結果より、本報の4で試みたプール・スウェル現象を考慮した解析モデルによる計算結果を用いる方がより保守的でありかつ論理的一貫性があると考えられる。また、破断配管内の初期インベントリを考慮することも重要である。ただし、現行の評価モデルも多くの保守的な仮定の積み重ねによって構成されており、格納容器圧力変化に関して十分な保守性を有するものであると主張されている。従って現状において必要なことは、事故発生直後の格納容器圧力変化について評価モデルの保守性を確立し、これによってプール・スウェル現象の評価の信頼性をさらに高めることであると考えられる。

謝 辞

本報の計算において使用したプール・スウェル現象計算用のサブルーチンは、北口秀美氏（東芝）の協力のもとに作成したものであり、ここに謝意を表す。

REFERENCES

- 1) Kukita, Y., Okazaki, M., Namatame, K. and Shiba, M., " Analysis of Mark II 1/6-Scale Pressure Suppression Test Data," Preprint of 1977 JAES Fall Meeting, A20, Oct. 1977.
- 2) Torbeck, J. E. et al., "Mark I 1/12-Scale Pressure Suppression Pool Swell Tests," NEDO-13456, 1976.
- 3) Bilanin, W. J. et al., "Mark II Containment Dynamic Forcing Functions Information Report," NEDO-21061 Rev. 2, Sep. 1976.
- 4) James, A. J., " The General Electric Pressure Suppression Containment Analytical Model," NEDO-10320, Apr. 1971.
- 5) James, A. J., NEDO-10320 Suppl. 1, May 1971.
- 6) James, A. J. and Libkind, M. A., "Calculation of the Flow Loss Coefficient for the Vent System of a Torus/Lightbulb Containment," NEDO-10320 Suppl. 2, June 1973.
- 7) Idel'chik, I. E., "Handbook of Hydraulic Resistance," AEC-Tr 6630, 1966.
- 8) Wagner, R. J. and Wheat, L. L., "CONTEMPT-LT Users Manual," ANC Interim Report I-214-74-12.1, Aug. 1973.
- 9) Wheat, L. L. and Wagner, R. J., "CONTEMPT-LT: A Computer Program for Predicting Containment Pressure-Temperature Response to a Loss of Coolant Accident," ANCR-1219, June 1975.
- 10) Izumi, F. and Harayama, Y., "Design and Safety Data of Commercial Nuclear Power Plants in Japan," JAERI-M 7261, Sep. 1977.
- 11) "General Electric Standards Safety Analysis Report, BWR/6," DOCKET-STN-50447-48, 1975.
- 12) Bilanin, W. J., "General Electric Mark III Pressure Suppression Containment Analytical Model," NEDO-20533, June 1974.
- 13) Wallis, G. B., One-Dimensional Two-Phase Flow, McGraw-Hill, N.Y., 1969.