

JAERI - M
83-185

1次系ブローダウン流量とベント管内蒸気流速の評価
(Tests 0002,0003,0004,1101,2101,3101,3102)
—格納容器圧力抑制系信頼性実証試験データ評価レポート・1—

1983年10月

生田目 健*・久木田 豊・竹下 功

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1983

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷(株)

1次系ブローダウン流量とベント管内蒸気流速の評価
(Tests 0002, 0003, 0004, 1101, 2101, 3101, 3102)
— 格納容器圧力抑制系信頼性実証試験データ評価レポート・1 —

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

生田目 健*・久木田 豊・竹下 功

(1983年10月11日受理)

格納容器圧力抑制系信頼性実証試験装置を用いて行った試験のうちの7ランについて、1次系からの放出流量とベント管内の蒸気流速の評価を行った。本評価は、ブローダウン時の格納容器内熱水力挙動に支配的な影響をおよぼすこれらのパラメータの時間変化を評価することにより、試験データの解析に資することを目的としている。

1次系放出流量の計算にはRELAP4/Mod5コードを用い、圧力容器内の圧力、ボイド率分布、混合水位などに関して、計算結果が試験結果と良好に一致するように、RELAP4/Mod5の入力パラメータである流路の損失係数、圧力容器液相部の気泡離脱速度・気泡分布係数、および放出ノズルにおける流出係数を調節した。

ベント管内の蒸気流速は、1次系から流出した流体がドライウェル内で断熱かつ均質混合、熱平衡下で状態変化すると仮定して計算した。

この報告書は、電源開発促進対策特別会計法に基づく、科学技術庁からの受託研究：昭和54、55年度「格納容器圧力抑制系信頼性実証試験」のうち、Test 0002からTest 3102までの7ランの試験のデータの評価結果をまとめたものである。

* (財)原子力工学試験センター原子力安全解析所

Evaluation of Primary Blowdown Flow Rate and Vent Pipe Steam
Mass Flux (Tests 0002, 0003, 0004, 1101, 2101, 3101 and 3102)
- Full-Scale Mark II CRT Program Test Evaluation Report 1 -

Ken NAMATAME^{*}, Yutaka KUKITA and Isao TAKESHITA

Department of Nuclear Safety Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received October 11, 1983)

This report presents calculations of primary blowdown flow rate and vent pipe steam mass flux for seven blowdown tests (Tests 0002, 0003, 0004, 1101, 2101, 3101 and 3102) conducted on the Full-Scale Mark II Containment Response Test (CRT) Facility. These calculations were conducted to aid analysis of the test data by evaluating these quantities which dictate the containment thermal-hydraulic response during a blowdown.

The blowdown flow rate was calculated using the RELAP4/Mod5 computer code. Some of the RELAP4 input parameters were adjusted so that good agreement between calculation and measurement was obtained as to primary pressure, vessel void distribution, and vessel mixture level. Such input parameters included flow loss coefficients, bubble-rise velocity and bubble-distribution coefficient for the vessel water phase, and nozzle discharge coefficient used with the homogeneous equilibrium critical flow model.

The vent pipe steam mass flux was calculated by a simplified model assuming that the discharged primary fluid expanded adiabatically in the drywell and formed a homogeneous mixture of water and steam in thermal equilibrium.

Keywords : BWR, LOCA, Pressure Suppression System, Mark II Containment,
Blowdown, RELAP4/Mod5, Vent Pipe, Reactor Safety

This work was conducted under the contract with the Atomic Energy Bureau of Science and Technology Agency of Japan.

* Institute of Nuclear Safety, Japan.

目 次

1. まえがき	1
2. 試験装置と試験条件	2
2.1 試験装置	2
2.2 試験条件	3
3. 1次冷却水ブローダウンの評価	11
3.1 計算コード	11
3.2 ノーディング	11
3.3 形状損失係数 ζ_{BM} , ζ_{PB}	12
3.4 気泡分布係数 C_D	13
3.5 気泡離脱速度 V_B	14
3.6 流出係数 C_d	14
3.7 計算結果	14
4. ベント管内の蒸気流速の評価	32
4.1 計算モデル	32
4.2 計算結果	34
4.3 ベント管入口における液相のキャリオーバー	34
5. 結 論	44
文 献	44

CONTENTS

1. INTRODUCTION	1
2. TEST FACILITY AND TEST CONDITIONS	2
2.1 Test Facility	2
2.2 Test Conditions	3
3. ANALYSIS OF PRIMARY BLOWDOWN	11
3.1 Computer Code	11
3.2 RELAP4 Nodalization	11
3.3 Junction Flow Loss Coefficients	12
3.4 Bubble-Rise Velocity	13
3.5 Bubble-Distribution Coefficient	14
3.6 Nozzle Discharge Coefficient	14
3.7 Analytical Results	14
4. ANALYSIS OF VENT FLOW	32
4.1 Model	32
4.2 Analytical Results	34
4.3 Liquid Carryover at Vent Inlet	34
5. CONCLUSIONS	44
REFERENCES	44

List of Tables and Figures

- Table 2.1 Characteristics of test facility and reference BWR.
- Table 2.2 Test conditions.
- Table 3.1 Junction specifications.
- Table 3.2 Volume specifications.
- Table 3.3 Heat slab specifications.
- Table 3.4 Initial conditions and RELAP4 input parameteres for blowdown calculation.
- Table 4.1 Mass distribution after blowdown.
-
- Fig. 2.1 Outline of BWR Mark II containment.
- Fig. 2.2 Schematic flow diagram of test facility.
- Fig. 2.3 Outline of test containment and pressure vessel.
- Fig. 2.4 Pressure vessel free volume vs elevation.
- Fig. 2.5 Outline of blowdown nozzle.
- Fig. 3.1 Schematic of coolant flow behavior during blowdown.
- Fig. 3.2 RELAP4 nodalization of primary system.
- Fig. 3.3 Locations of instrumentation for pressure vessel.
- Fig. 3.4 Locations of instrumentation for blowdown piping.
- Fig. 3.5 Pressure vessel pressure and differential pressures, Test 2101.
- Fig. 3.6 Void fraction distribution in vessel water, Test 2101.
- Fig. 3.7 Void fraction distribution in vessel water, Test 0004.
- Fig. 3.8 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 0004.
- Fig. 3.9 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 1101.
- Fig. 3.10 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 3102.
- Fig. 3.11 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 0002.
- Fig. 3.12 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 0003.
- Fig. 3.13 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 2101.
- Fig. 3.14 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 3101.

- Fig. 4.1 Mass and energy balance in drywell during blowdown.
- Fig. 4.2 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 0004.
- Fig. 4.3 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 1101.
- Fig. 4.4 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 3102.
- Fig. 4.5 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 0002.
- Fig. 4.6 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 0003.
- Fig. 4.7 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 2101.
- Fig. 4.8 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 3101.

1. ま え が き

本報告書は、格納容器圧力抑制系信頼性実証試験における、ブローダウン時のベント管内の蒸気流速を、計算コード RELAP 4 / MOD 5 を用いて評価した結果をまとめたものである。

原子炉格納容器は原子炉の工学的安全施設の一つであり、原子炉内の放射性核分裂生成物が原子炉周辺地域に放散することを防ぐ最終バリアであって、その健全な機能は、原子炉の安全確保上重要である。現在、沸騰水型炉（BWR）の大半には、圧力抑制型格納容器が採用されているが、この型の格納容器は、冷却材喪失事故（loss of coolant accident, LOCA）時に1次系から放出される熱エネルギーを、格納容器内の冷却水（圧力抑制プールによって吸収し、格納容器内の圧力・温度上昇を抑制することを特徴としている。圧力抑制型格納容器では、LOCA 時には、圧力抑制プール内に格納容器内の非凝縮性気体や、1次系から放出された蒸気が流入し、これに伴って、種々の過渡的な水力的動荷重が格納容器およびその内部構造物に加わる。格納容器圧力抑制系信頼性実証試験は、これらの動荷重の実験的評価を行うことによって、圧力抑制型格納容器の機能が LOCA 時に健全に保たれることの立証に資することを目的とするものである。

LOCA 時に格納容器に加わる水力的動荷重の主要なものの一つに、1次系から放出された蒸気が圧力抑制プール内で凝縮する際にプール内に発生する圧力振動によるものがある。このような圧力振動の振幅や波形は、種々の熱水力的パラメータの影響を受けるが、特に影響の大きいパラメータは①ベント管内の蒸気流速、②蒸気中の非凝縮性気体の割合、③プールの温度、であることが従来の種々の規模での試験によって明らかになっている。

一方、本試験では種々の制約から上記の①と②とを直接計測していないため、実験データに含まれる種々のパラメータの影響を個別に評価し、実炉の LOCA 時における荷重の大きさを現実的に予測するためには、実測されていないパラメータを何らかの方法によって間接的に評価する必要がある。

本報告では、計算コード RELAP 4 / MOD 5 を用いて1次系からの放出流量と放出流体の比エントルピを求め、これに基づいてベント管内の蒸気流量の計算を行った結果について報告する。

本報告で解析の対象とする試験は、試験計画の比較的初期に実施した7回の試験であり、破断条件はいずれも実炉の再循環配管破断事故を大まかに模擬したものである。

2. 試験装置と試験条件

2.1 試験装置

本実証試験は、わが国の最新のBWRに用いられているMark II格納容器におけるLOCA時の水力的動荷重を試験対象としている。

Mark II型格納容器の概略をFig. 2.1に示す。我が国で用いられているMark II型格納容器は自立型鋼鉄製の容器である。(欧米ではプレストレストコンクリート製のものも用いられている。)格納容器は図のように円錐形のドライウエルと円筒形のウエットウエルから成る。ドライウエルとウエットウエルはダイアフラムフロアで仕切られ、両者は多数のベント管で結ばれている。原子炉圧力容器をはじめとする1次冷却系はドライウエル内に格納されており、ウエットウエルには冷却材喪失事故時に1次冷却系より放出されるエネルギーを吸収し格納容器内の圧力上昇を抑制することを目的とする圧力抑制プールがある。

試験装置の構成をFig. 2.2に、装置主要部をFig. 2.3に示す。試験格納容器のウエットウエル部は、1100 MWe級Mark II格納容器のウエットウエル(円筒形)の中心角 20° 相当部分を実物大で模擬したものであり、内部には7本のベント管が実炉と同一の配列で設置されている。試験格納容器のドライウエルはウエットウエルと同一の体積比(1/18)を有するが、実炉の形状は模擬していない。

圧力容器を中心とする1次冷却系は原子炉1次冷却系の水および蒸気部分の容積と冷却水の温度・圧力条件のみを模擬したもので、1次系の流路や圧力容器内の構造物等は模擬していない。1次冷却系はFig. 2.3に示すように圧力容器、放出系および循環系から成る。圧力容器は壱型円筒容器で、その自由空間容積は実炉の約1/18に相当する。圧力容器の容積を高さの関数としてFig. 2.4に示す。圧力容器内部には、サイフォン管、加熱ヒーターおよび高さ方向に4段の作業用架台がある。サイフォン管は内径283.7 mmで下端はベルマウス状で7分割できるが、本報告書で評価するすべてのブローダウンは全7本を装着して行ったものである。また、作業用架台のフレームは試験中も圧力容器内に設置されたままであるが、ブローダウン時の熱水力現象への影響は少いと考えられる。

放出は、Fig. 2.3に示す放出配管(内径238.7 mm)を通じて行う。放出配管終端のラプチャディスクを破壊することによって放出を開始し、主放出弁を閉じることによって放出を終了する。種々の破断断面積について実験を行うため、放出配管の途中にはFig. 2.5に示すノズルを設置する。ノズルのスロート部は350 mmを比較的長いが、これはスロート部で平衡二相臨界流を形成し、均質平衡臨界流モデルによる放出流量の予測を容易とするためである。

本試験装置の主要諸元と実炉の諸元と比較したものをTable 2.1に示す。なお、試験装置および計測系の詳細は、文献(1)にまとめられている。

2.2 試験条件

Table 2.2に、本報告で解析の対象とする7回の試験の試験条件の要約を示す。

これらの試験では、いずれも圧力容器内のサイフォン管長さを最大とし、かつ圧力容器内の初期水位をサイフォン管入口より充分高くとっているため、放出の初期には水単相流ないし低クオリティの二相流が放出され、時間が経過してサイフォン管入口が蒸気相に露出すると、放出流体のクオリティが増加するという経過をたどった。放出クオリティの同様な時間変化は、実炉の再循環配管破断事故の際にも予想され、このような放出の形態を（蒸気相からの放出と対比して）水放出と呼ぶ。

使用したノズルの口径は74, 100, 200 mmの3種類であり、この時の破断断面積は、実炉の再循環配管両端破断事故時に想定される臨界断面積の総和に本試験装置の体積比1/18を乗じたもののそれぞれ20%, 37%, 149%に相当する。

7回の試験のうち、TEST 3101, TEST 3102ではプリパージと呼ばれる操作を行っている。これは、放出開始に先立って、ドライウエル内に小流量の蒸気を注入することによって、ドライウエル内の空気をウェットウエルに押し出し、蒸気によって置換することであり、LOCA発生後若干時間が経過した状態を試験の初期条件として設定することができる。このような操作を行った場合、実験中の現象の履歴は、現実のLOCAの場合とは異ったものとなるが、LOCA後期の蒸気凝縮現象を長時間にわたって実現することができ、データを蓄積する上で有利である。

Table 2.2 Test conditions

Test Number	BREAK CONDITIONS		VESSEL INITIAL CONDITIONS		Date of Perform- ance	Reference JAERI-M
	Nozzle Diam (mm)	Drywell* Prepurge (%)	Pressure (kPa)	Water Level (m)		
0002	100	0	7015	6.28	2/21/79	8598
0003	100	0	6976	7.35	2/23	8761
0004	200	0	7005	6.89	2/28	8762
1101	200	0	7020	7.17	3/30	8763
2101	74	0	6966	7.99	4/27	8764
3101	74	23	6887	7.79	5/25	8665
3102	200	98	6966	7.73	6/29	8765

* : Drywell air replaced with steam before initiation of blowdown.

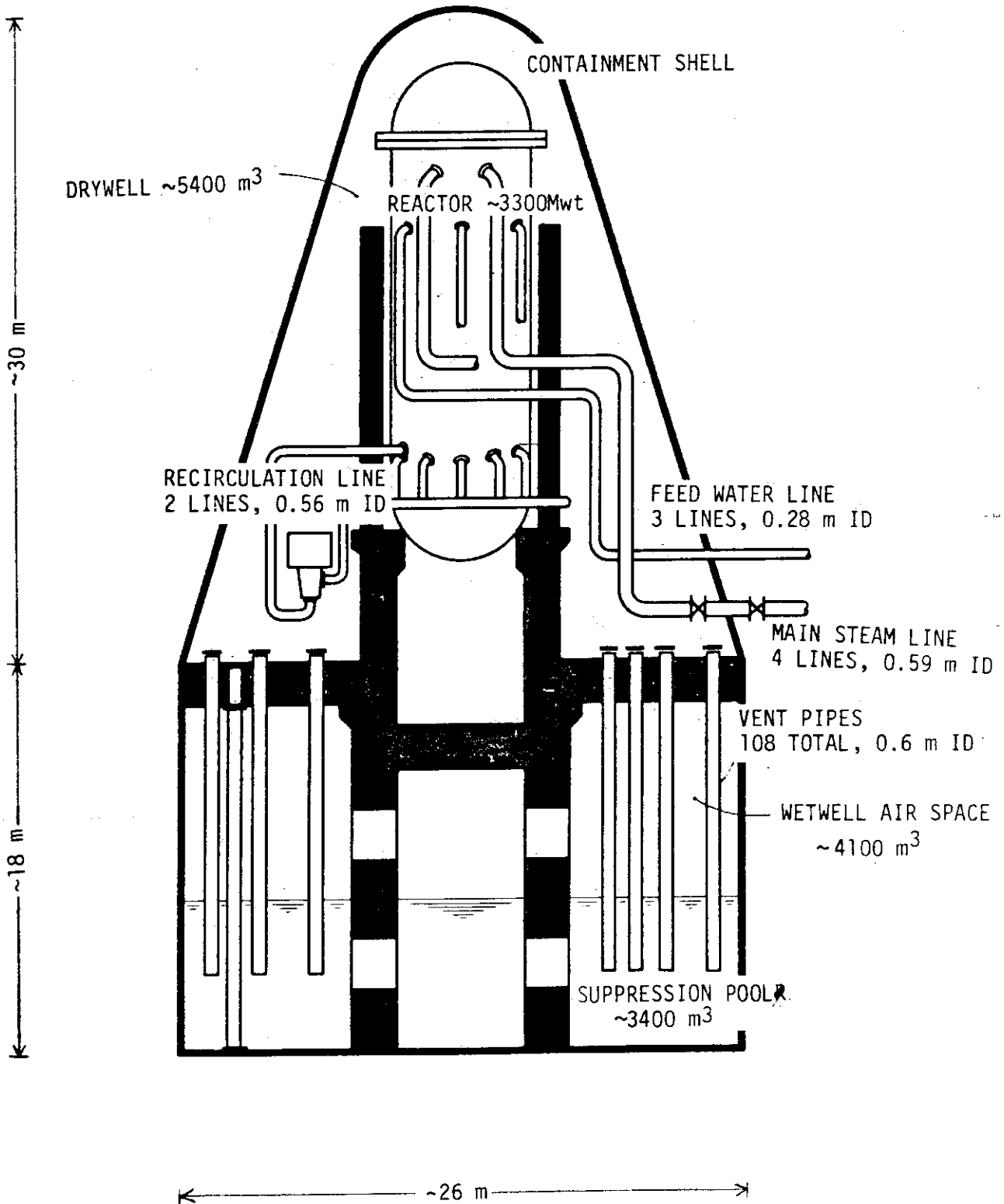


Fig. 2.1 Outline of BWR Mark II containment.

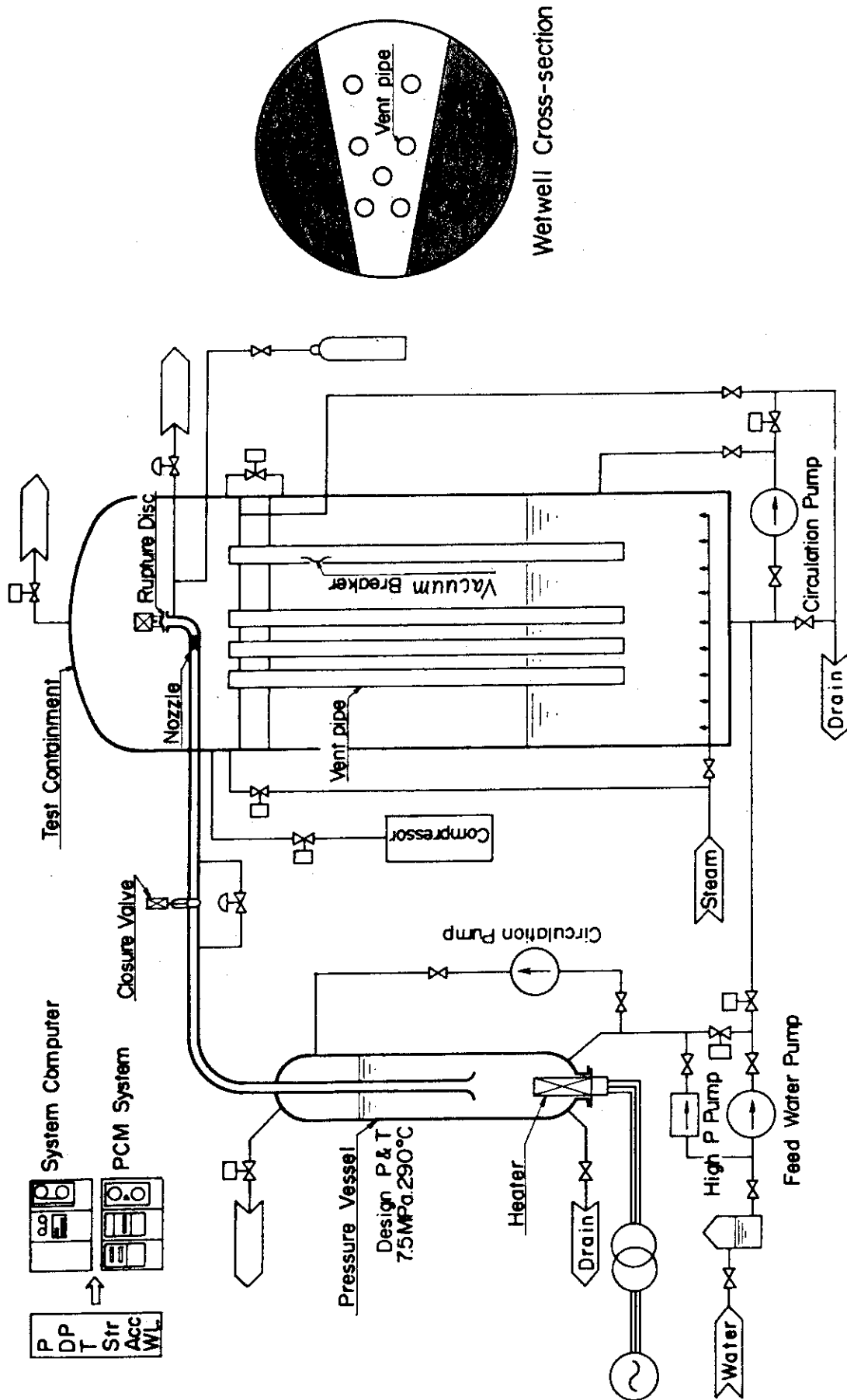


Fig. 2.2 Schematic flow diagram of test facility.

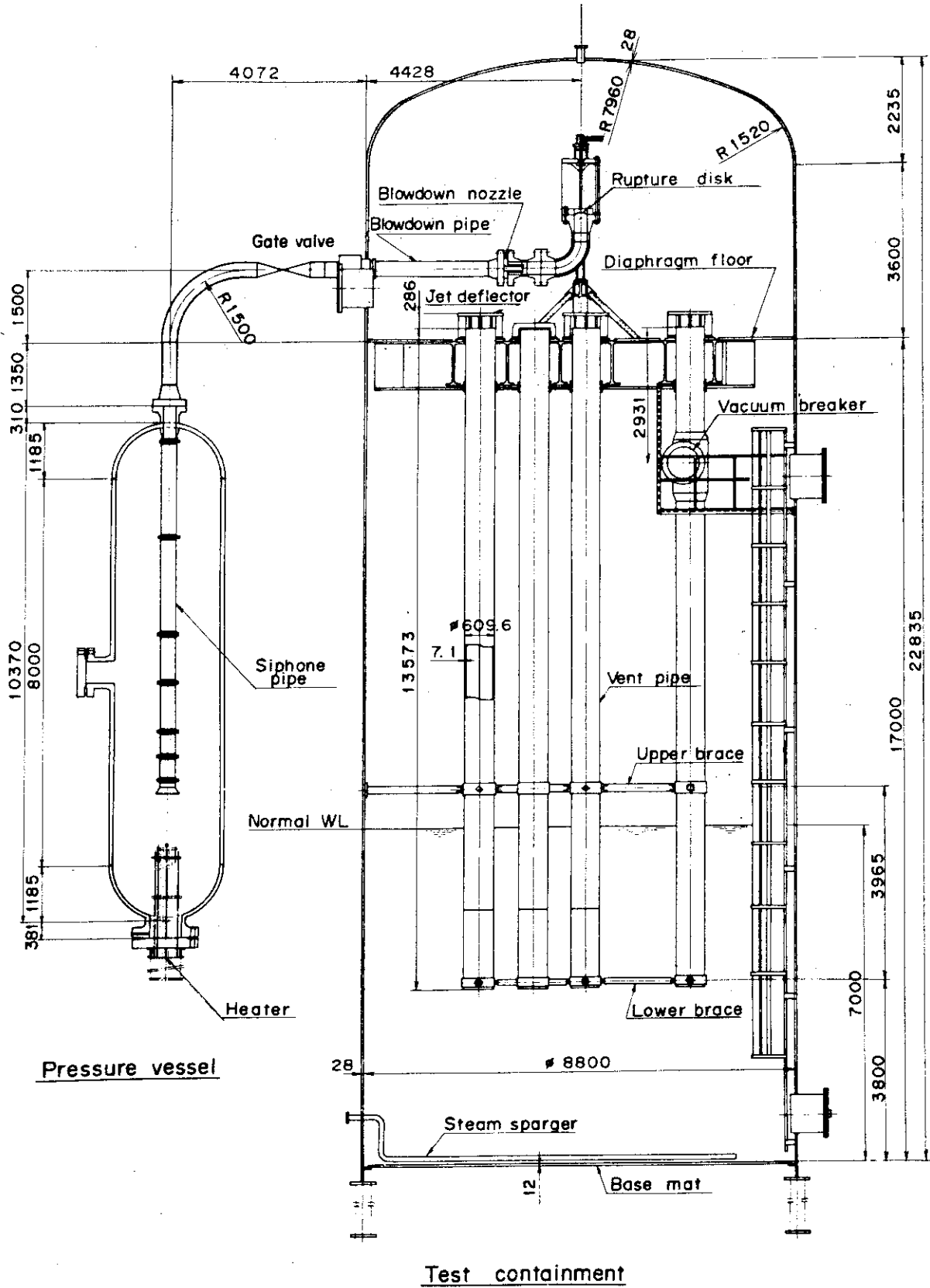
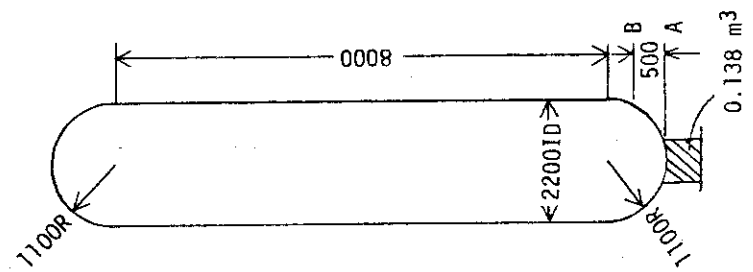
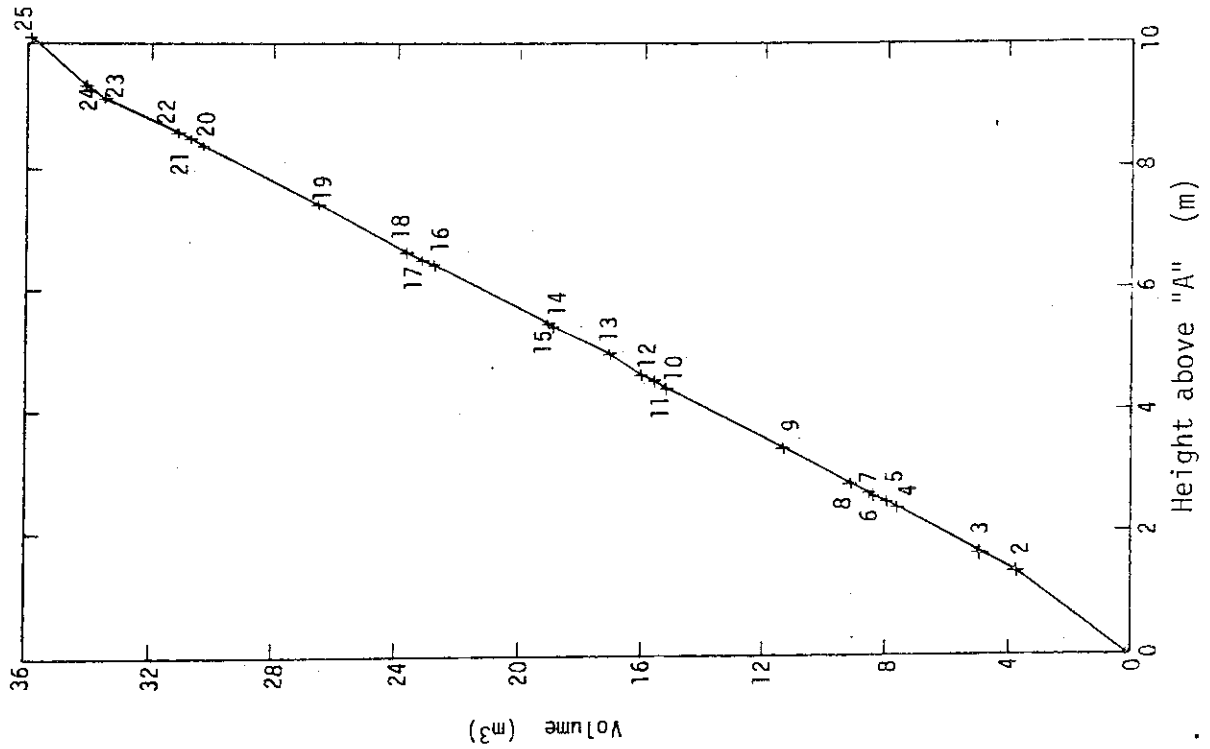


Fig. 2.3 Outline of test containment and pressure vessel.

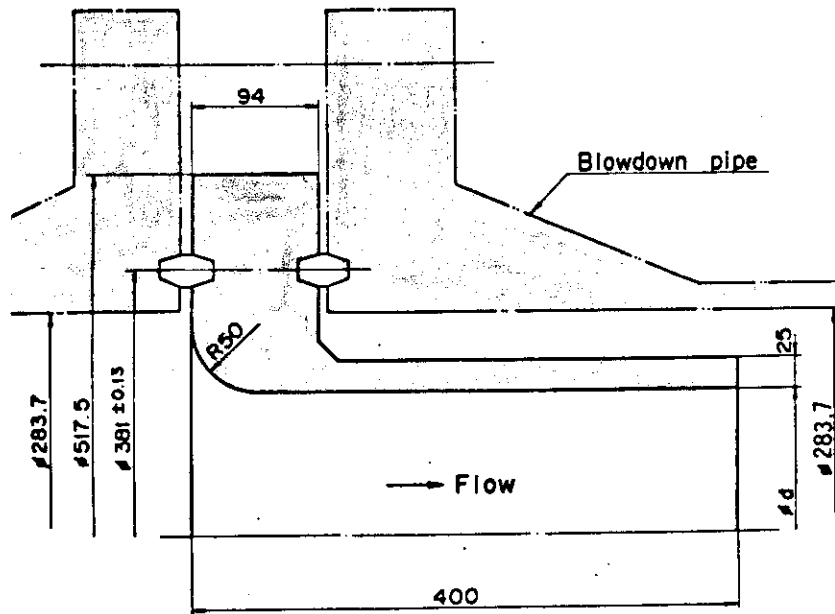


NO.	Height (m)	Volume (m³)
0		0.138
1	1.334	3.7678
2	1.639	4.9219
3	2.35	7.6237
4	2.45	7.9995
5	2.575	8.4617
6	2.605	8.5755
7	2.75	9.1225
8	3.35	11.3861
9	4.35	15.1649
10	4.45	15.5387
11	4.575	16.0064
12	4.8722	17.0977
13	5.3278	18.9177
14	5.35	19.0017
15	6.35	22.7806
16	6.45	23.1545
17	6.575	23.6222
18	7.35	26.5461
19	8.35	30.3249
20	8.45	30.6987
21	8.575	31.1666
22	9.1	33.1480
23	9.35	34.9916
24	10.2	35.9284

A = PV Volume zero height

B = Measurement location zero height

Fig. 2.4 Pressure vessel free volume vs elevation.



NO.	dφ
1	50
2	55
3	61
4	67
5	74
6	82
7	91
8	100
9	110
10	122
11	135
12	149
13	164
14	181
15	200
16	220
17	240

Fig. 2.5 Outline of blowdown nozzle.

3. 1次冷却水ブローダウンの評価

ブローダウン過程における格納容器内の熱水力挙動は、1次系からドライウエルに放出される高温・高圧の冷却水によって駆動される。1次系、格納容器内の流体挙動の模式図を Fig. 3.1 に示す。

1次系放出流量の評価は、格納容器内の種々の現象を評価・解析する上で重要である。しかし本試験では、試験データのみからは十分な精度をもって放出流量の評価を行うことができなかったため、計算コードを介して評価するという手段をとった。以下にその方法と結果を示す。

3.1 計算コード

1次系からの放出流量および放出流体の比エンタルピを計算するため、計算コード RELAP 4 / MOD 5⁽²⁾を用いた。本コードは、配管および容器により構成される体系をジャンクションとボリュームに分割して表わし、各ボリューム内では熱力学的平衡および均質二相流を仮定する。

RELAP 4 / MOD 5 コードは、多様な形状の流路における多様な条件下での熱水力現象を解析できるように考慮されているものの一定の限界があり、より広い適用性をもたせるため、いくつかの入力パラメータはユーザーの判断に委ねられている。本報告では、後に述べるように、試験結果と解析結果との対比によってこれらの入力パラメータの値を決定し、放出流量ならびに放出流体の比エンタルピの計算を行った。

3.2 ノーディング

ここで解析する7回の試験は、Figs. 2.2, 2.4に示す流路構成で行われた。これに従い、試験装置の一次系を、Fig. 3.2に示すように4ジャンクション(J1~J4)、4ボリューム(V1~V4)により表わした。各ジャンクションとボリュームの仕様を Table 3.1, 3.2に示す。ジャンクションJ1, J3, J4の高さは試験装置のベルマウス入口高さと同様に放出管の水平位置に一致させ、J3はほぼ圧力容器頂部の位置とした。またJ1, J2, J3の流路断面積はサイフォン管と放出管(いずれも内径283.7 mm)の断面積に等しくとり、J4はブローダウンノズル口径に応じて Table 3.1に示す値とした。

J4での流出流量は均質二相臨界流モデル(Homogeneous Equilibrium Model: HEM)⁽³⁾を用いた。本モデルは、広範囲のクオリティにおける飽和二相臨界流の流量を現実的に予測することが知られている。また、後に述べるように臨界流量に対するマルチプライヤ(流出係数, Cd)を入力パラメータとして変化させ、試験結果との対比により最適値を求めた。

放出配管内の摩擦損失は、計算コードに組み込まれている値で評価した。

放出配管入口(J1)と、ベンド部(J3)では形状損失係数を考慮した。前者は入口損失、後者は曲げと放出弁による損失を考慮したものであり、後述のように試験結果との対比により最

適値を定めた。

V1の断面積は圧力容器の値と等しくし、容積はサイフォン管の容積を除いた値とした。またV1底面は、圧力容器の半球形鏡板部分の容積が等しくなるような円筒形鏡板で模擬しており、このとき圧力容器のデータ計測零基準面 (Fig. 2.4 参照) はV1底面から160 mmの高さとなる。V2, V3, V4はサイフォン管と放出管を表わし、これらの断面積、容積、および管路長は試験装置のそれぞれの値に一致させた。また計算の安定上、ジャンクションで接続ボリュームの高さを重複し設定した。

V1では、Table 3.2に示すように気水分離を考慮しているためここでの気泡離脱速度 (bubble velocity, V_B) と水中の気泡分布係数 (bubble-gradient parameter, C_0) を入力パラメータとして与えた。

各ボリュームの圧力バウンダリへの伝熱はFig. 3.2に示すようにヒートスラブS1~S4で考慮し、各ヒートスラブの伝熱面積は試験装置の寸法から求め、また熱伝導率と熱容量は炭素鋼の物性値を用いた (Table 3.3 参照)。

以上述べたように、本解析では、以下のパラメータを計算上の入力データとして与えた。

(a) サイフォン管入口のベルマウスと仕切弁上流の90度曲り管の形状損失係数

ζ_{BM} (at J1), ζ_{PB} (at J3)

(b) 放出ノズルの臨界流流出係数, C_d (at J4)

(c) 圧力容器内 (V1) の飽和水中の気泡離脱速度 V_B と気泡分布係数 C_0

これらのパラメータの値を決定するため、圧力容器内および放出配管内で計測された試験データを用いた。参照した計測点は以下の通りである。

(i) 圧力容器内および放出管内の1次冷却水の圧力 PVPS-001, BPPS-001, BPPS-002

と温度 PVTS-001 ~ -006, BPTS-001 ~ -003

(ii) 圧力容器内の水位 PVLS-001 ~ -006 と差圧 PVDS-001 ~ -006

これらの計測点の位置を Figs. 3.3, 3.4 に示す。

以下に各々のパラメータについて決定の手法を示す。

3.3 形状損失係数 ζ_{BM} , ζ_{PB}

RELAP 4/MOD 5による計算では、ジャンクションにおける形状損失係数は、入力で与えることができるが、コード内では、管摩擦係数のような流れの時間変化を考慮した取扱いはされておらず、全ブローダウン期間を通して一定値 (入力データ、あるいは、コード内でボリューム、ジャンクションデータから計算する値) である。したがって本解析では、ジャンクションでの形状変化の大きいJ1, J3の ζ_{BM} , ζ_{PB} については、試験データとの比較から全ブローダウン期間の平均的な2相流形状損失係数を求め、これを入力データとすることとした。

すなわち、試験では圧力 PVPS-001, BPPS-001 および BPPS-002 を計測しているが、RELAP 4による計算で、V1, V2, V3の圧力がこれらの実測値と一致するような損失係数 ζ_{BM} , ζ_{PB} の値を見出した。

大口径試験の場合の方が、放出配管内の圧力損失が大きく、損失係数の値が精度良く求まると

考え、TEST 0004（破断口径 200 mm）について検討し、 $\zeta_{BM} = 0.7$ 、 $\zeta_{PB} = 1.0$ の値を得た。

Fig. 3.8 に、 $\zeta_{BM} = 0.7$ 、 $\zeta_{PB} = 1.0$ を入力した場合の Test 0004 における V-1, V-3, V-4 の圧力変化計算値と、PVPS-001, BPPS-001 および BPPS-002 による試験データを示す。同じ ζ_{BM} 、 ζ_{PB} を入力した場合の他の 200 mm 口径破断試験（TEST 1101, TEST 3102）における圧力変化の計算値と試験データも、Figs. 3.9～3.10 に示すように良く一致した。

3.4 気泡分布係数 Co

気泡分布係数 Co は液相中の蒸気泡が浮力で上昇する結果高さ方向に生ずるボイド率 α の分布の勾配を表す無次元量で、RELAP 4/MOD 5 では次式のように定義されている（文献(2) Vol. 1, Subsection 3.6.6 の (128), (131), (132) 式より誘導）。

$$\alpha_{z/z_m} = \alpha_{\frac{z}{z_m}=0.5} \cdot \left[2Co \left(\frac{z}{z_m} \right) + (1 - Co) \right]$$

Co の値としては 0.8～1.0 が推奨されている。

上式より明らかのように、試験中の蒸気ボイド率 α の液相中の分布が水面の高さ z_m による無次元高さ (z/z_m) の関数として判れば Co を決めることができる。

本試験では、Fig. 3.3 に示すように圧力容器の高さ方向の差圧を測定しており、このデータにより水放出のかなりの期間についてそれぞれの差圧計測区間の平均ボイド率が算出でき、さらに平均ボイド率を高さの異なるいくつかの区間について算出することによりボイド率の高さ方向の分布を求めることができる。

差圧データの一例を Test 2101 の場合について圧力のデータ（PVPS-002）と共に Fig. 3.5 に示す。

各差圧変換器の上下レグ間での平均ボイド率を求め、これを上下レグの中間点の値と見なして、水面下の高さ方向のボイド率分布をブローダウン開始後の時刻をパラメータとして示したものを Fig. 3.6 に示す。本図に示すように、ブローダウン開始後、初め一様に蒸気泡が発生し、その後の時間の経過と共に、浮力のために蒸気泡が上昇することによりボイド率分布が生じる。更に、大口径破断の場合について Fig. 3.7 に示す。本図に示すように大口径破断の場合は、急激な減圧によりボイド率が高目である。Figs. 3.6, 3.7 より明らかのように蒸気泡によるボイド率分布は時間と共に変化するため、気泡分布係数 Co は、本来時間の関数とみるべきである。一方、RELAP 4/MOD 5 では Co は一定値として定義されている。ここでは当面、試験によって得た時間とともに変化する気泡分布係数の平均値を近似的に用いることとした。 Co の値を各試験について求めたものを、他の入力パラメータと共に Table 3.4 に示す。本表に示すように、 Co の値は、大口径破断に比べ小口径破断の方が大きくなっており、これは小口径破断の方が水放出時間が長いから、蒸気泡の上昇による気水分離が促進されたためと思われる。

3.5 気泡離脱速度 V_B

気泡離脱速度 V_B は主に圧力容器内（計算モデルの V1）の水部分の平均クオリティに影響する。

すでに 3.4 節で述べたように、差圧データにより水部分の高さ方向のボイド率分布が算出されているので、各差圧計測区間の長さを考慮した平均値を求めることにより、水部分の平均クオリティが決まる。このようにして試験データから求めた平均クオリティの時間変化と計算結果との良好な一致が得られるような Co の値を試行錯誤により求めた。結果は Table 3.4 に示す通りであり、気泡離脱速度は破断口径が大きい場合程大きな値をとり、1.7 ~ 1.3 ft/s の範囲であった。この値は、文献(2)による推奨値 0.5 ~ 3.0 ft/s の範囲に入っている。

3.6 流出係数 Cd

すでに述べたように、ノズルにおける臨界流の計算には、均質平衡臨界流モデルを用いた。従来の研究によれば、本モデルは飽和二相臨界流に関して、試験結果と比較的良好な一致を示すが、上流側の熱水力条件、または流路の形状によって、試験結果と計算結果の一致の度合は変化する。

ここでは、圧力容器内の質量、圧力、混合水位に関して、計算結果と試験データの良好な一致が得られるような放出係数 Cd の値を求めた。

これらのうち、圧力容器内の質量の時間変化は、Fig. 3.5 に示すような圧力容器内の差圧の計測結果から求めることができ、質量の時間微分によって流出流量を計算することができる。しかし、差圧から質量を計算する際には、差圧計レグ内の流体の密度の変化、差圧計出力に対する系圧力の影響、その他の原因による差圧計のドリフトが誤差の原因となる。また破断の直後には、差圧の計測値には流体の垂直方向の加速の影響が含まれる。

これらの点を考慮し、 Cd の決定にあたっては、差圧から求められる圧力容器内の質量の実測値のみでなく、圧力容器内の圧力および水位計によって計測された混合水位をも参照し、これらすべての量に関して計算結果と試験結果との良好な一致が得られるような Cd の値を求めた。

Table 3.4 に求められた Cd の値を示す。 Cd は 1.05 ~ 1.35 の値をとり、破断口径の大きい場合の方が小さい（1.0 に近い）値をとる傾向を示した。この傾向は、従来の研究の結果⁽⁴⁾と一致している。なお、本試験は、BWR を模擬した圧力・温度における放出試験としては、従来行われた試験の中でも特に規模の大きい部類に属し、特に放出口径 200 mm の場合について均質平衡臨界流モデルに対する放出係数が評価できたことは、本モデルの適用性を考慮する上で重要な成果である。

3.7 計算結果

Figs. 3.8 ~ 3.14 に、Table 3.4 に示すパラメータの値を用いた圧力容器内の圧力、液相の平均クオリティ、混合水位および流出流量に関する計算結果と試験結果の比較を示す。流出流量の試験結果は、差圧から圧力容器内の質量を計算し、これを数値微分し平滑化したものである。

放出配管入口が圧力容器内の蒸気相に露出して後は、系の減圧により差圧計レグ内の流体密度が変化すること、および差圧の値が小さくなることなどにより、差圧による流出流量の評価の誤差が急増すると考えられたため、放出流量については、水放出の期間についてのみ計算結果と試験結果の比較を示した。

これらの図に示すように、圧力容器液相中の平均クオリティ、混合水位、系圧力および水放出期間中の放出流量について、計算結果と試験結果のほぼ良好な一致が得られた。

Table 3.1 Junction specifications

Junction	Height* (m)	Area (m ²)	Flow loss coefficient
J1	2.265	0.0632	$\zeta_{BM} = 0.7$
J2	9.350	0.0632	$\zeta = 0$
J3	13.150	0.0632	$\zeta_{PB} = 1.0$
J4	13.150	0.00430	ϕ 74mm Tests 2101,3101
		0.00785	ϕ 100mm Tests 0002,0003
		0.03142	ϕ 200mm Tests 0004,1101, 3102

* Height above bottom of V1.

Table 3.2 Volume specifications

Volume No.	Bottom level* (m)	Length (m)	Flow area (m ²)	Volume (m ³)	Fluid
V1	0	9.330	3.80	35.44	phase separation and steam void distribution in water
V2	2.115	7.385	0.0632	0.467	homogeneous thermal equilibrium steam-water mixture
V3	9.200	4.100		0.259	
V4	13.01	5.692		0.360	

* Height above bottom of V1.

Table 3.3 Heat slab specifications

Slab No.	Heat transfer area (m ²)	Volume (m ³)	Thermal conductivity (W/m.K)	Heat capacity (kJ/m ³ K)
S1	64.5	5.5	Carbon steel 46.5	Carbon steel 3.616×10 ³
S2	6.6	0.11		
S3	3.7	0.06		
S4	5.1	0.09		

Table 3.4 Initial conditions and RELAP4 input parameters for blowdown calculation

Test No.	Initial condition			RELAP4 input data			
	Pressure MPa	Temperature °C V1, V2 saturated V3 V4	Water level in V1, m	Nozzle area m ²	Discharge coeff. Cd	Bubble velocity V _B , m/s	Bubb.-gradient Param. Co
0004	7.005	V1, V2 saturated V3 281.9 V4 276.2	7.02		1.05		0.30
1101	7.020	V1, V2 saturated V3 281.3 V4 275.8	7.32	φ200 mm 0.0314	1.05	0.52	0.32
3102	6.966	V1, V2 saturated V3 284.5 V4 281.0	7.89		1.10		0.32
0002	7.015	V1, V2 saturated V3 276.6 V4 255.7	6.44	φ100 mm 0.00785	1.10	0.46	0.55
0003	6.976	V1, V2 saturated V3 273.9 V4 258.4	7.51		1.10		0.56
2101	6.966	V1, V2 saturated V3 282.4 V4 275.6	8.15	φ 74 mm 0.00430	1.30	0.40	0.67
3101	6.887	V1, V2 saturated V3 285.6 V4 284.9	7.95				0.63

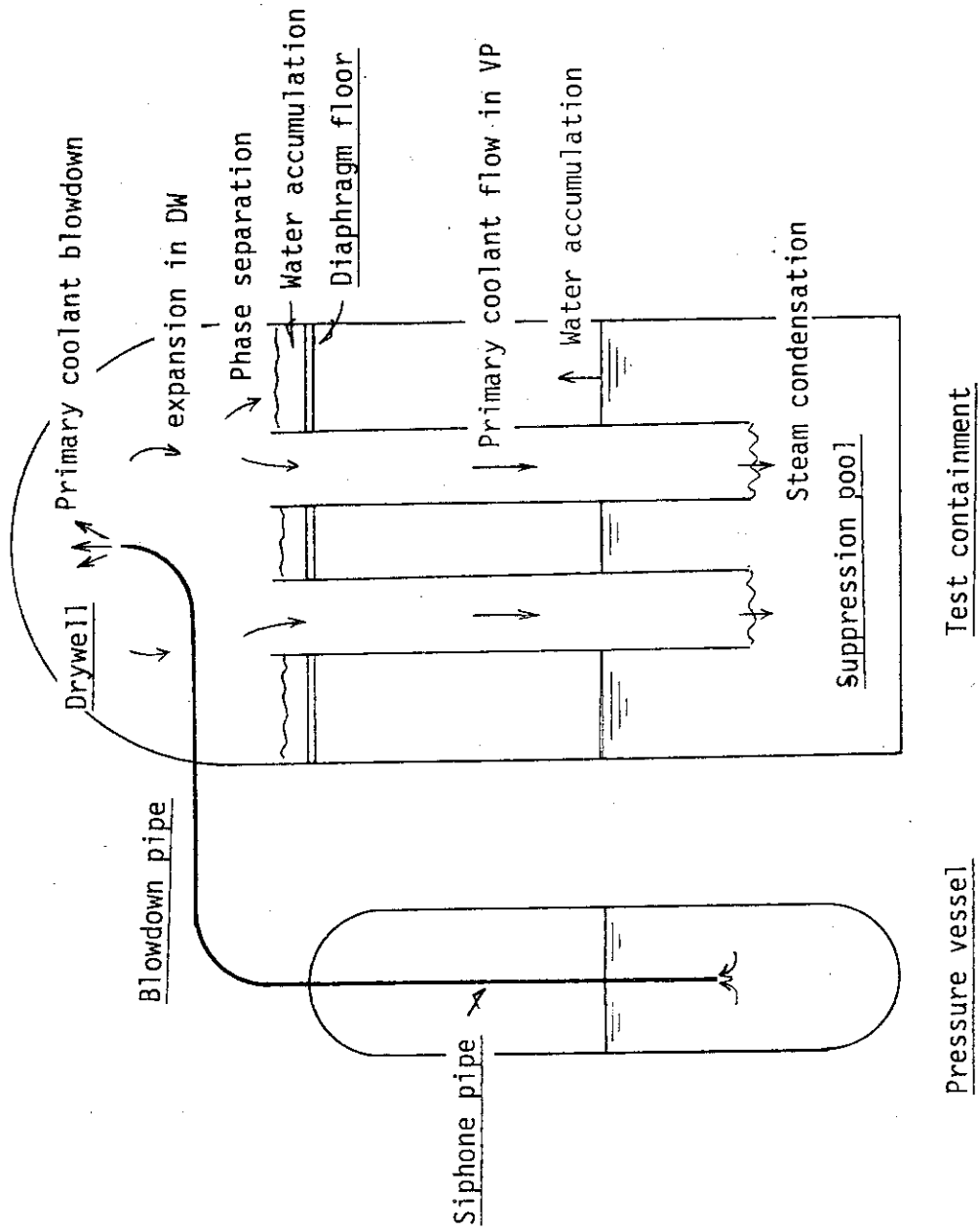


Fig. 3.1 Schematic of coolant flow behavior during blowdown.

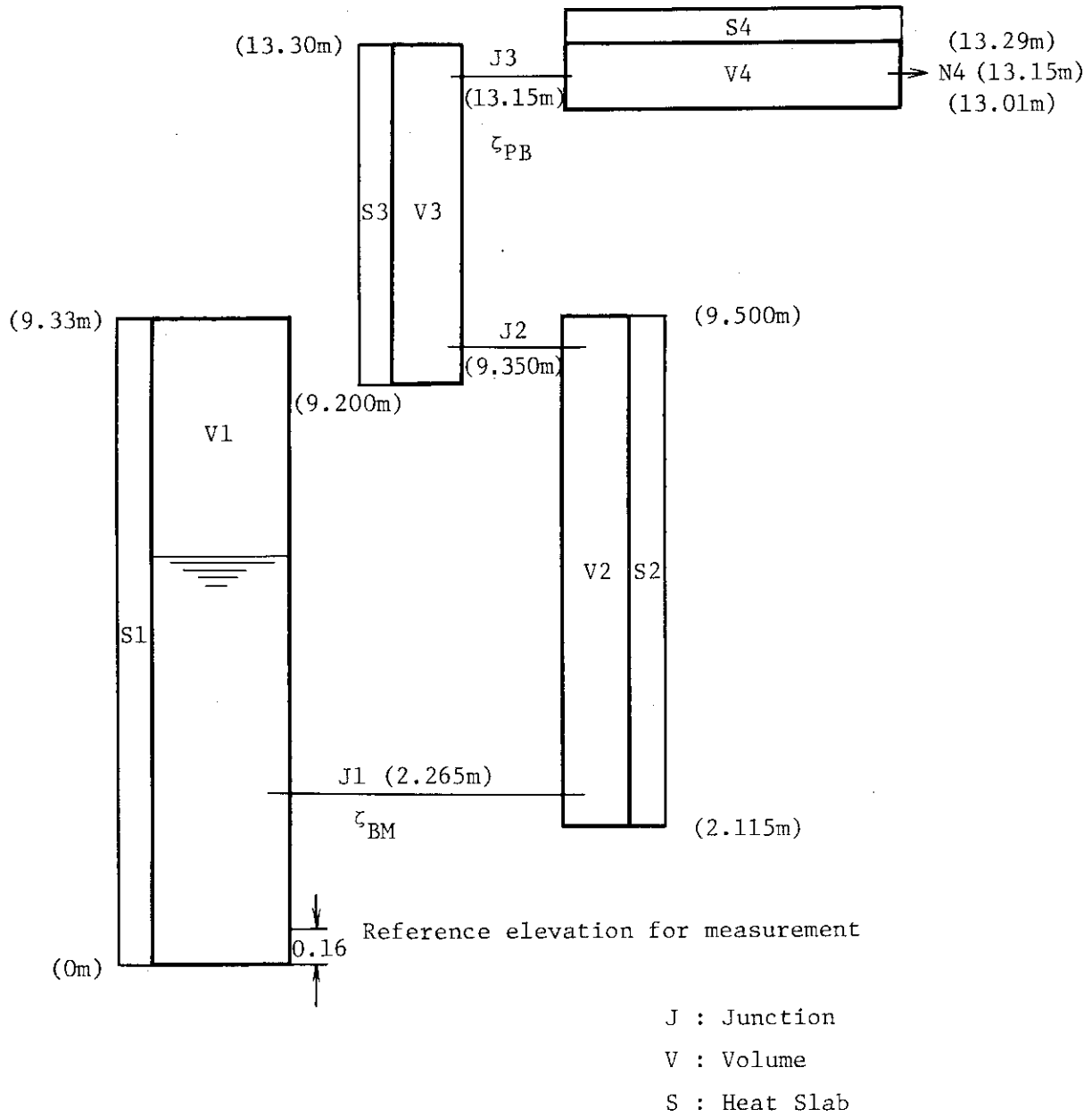


Fig. 3.2 RELAP4 nodalization of primary system.

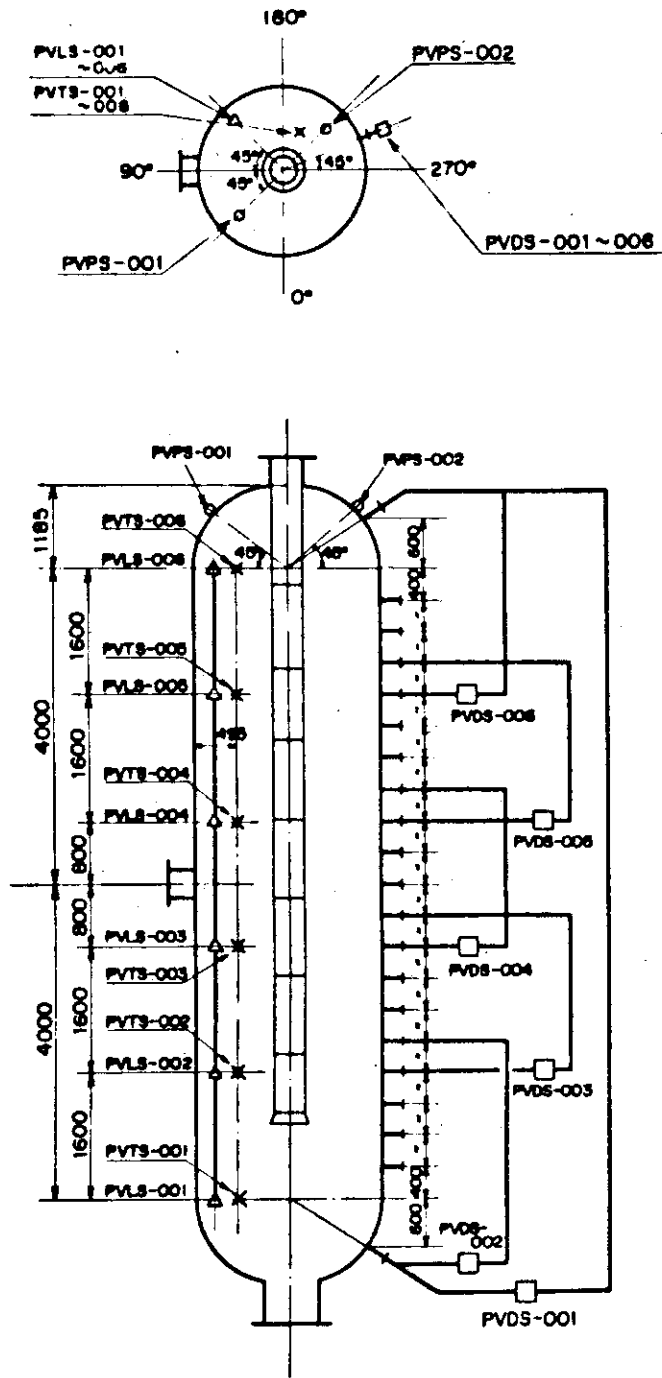


Fig. 3.3 Locations of instrumentation for pressure vessel.

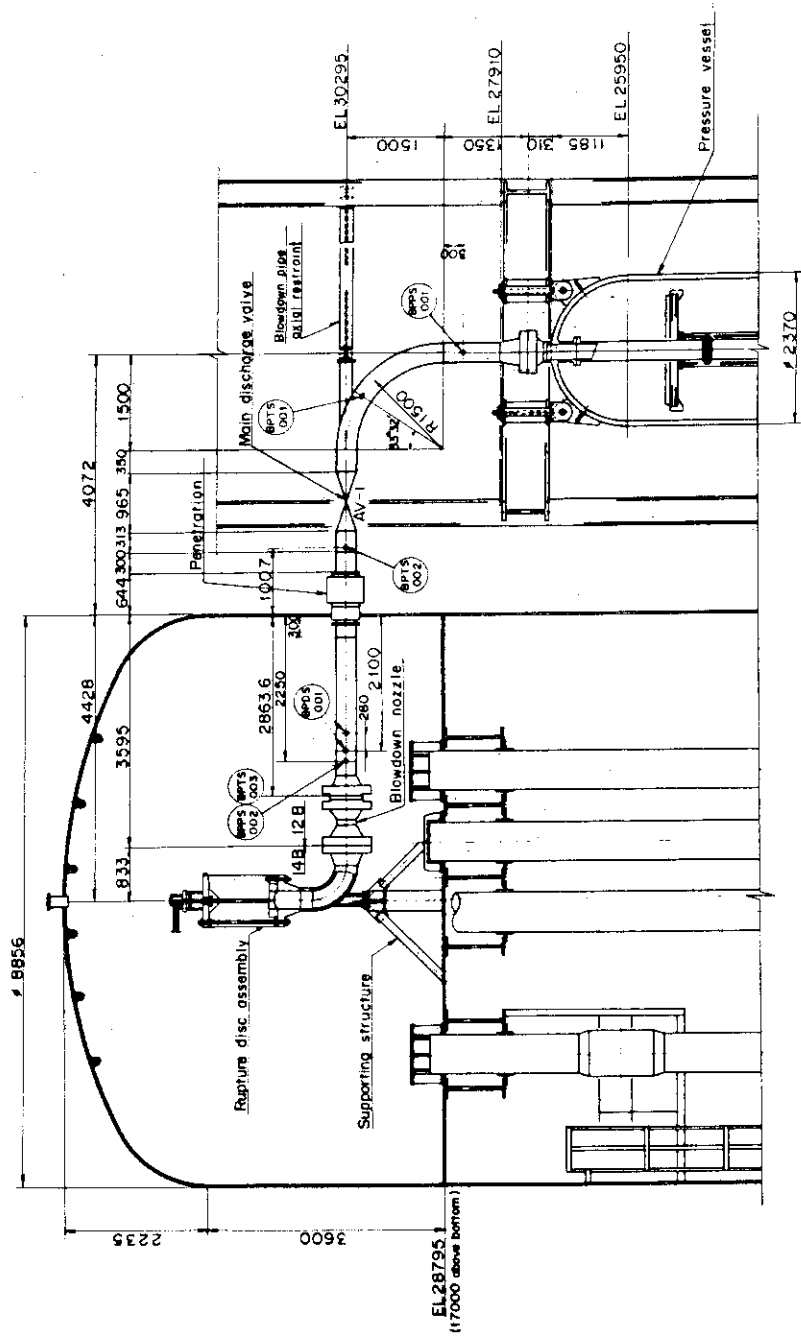


Fig. 3.4 Locations of instrumentation for blowdown piping.

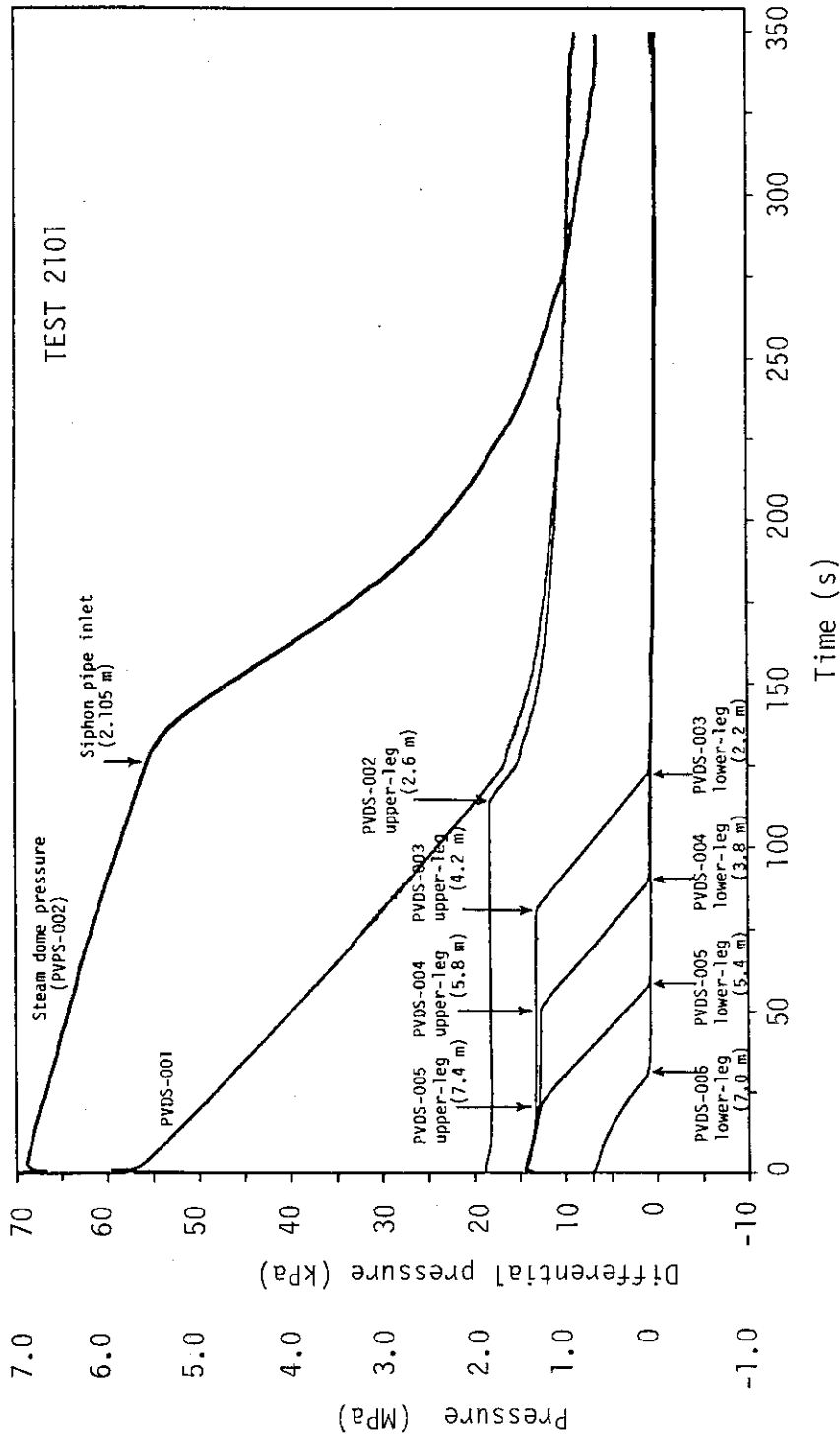


Fig. 3.5 Pressure vessel pressure and differential pressures, Test 2101.
(Indicates estimated mixture level elevations)

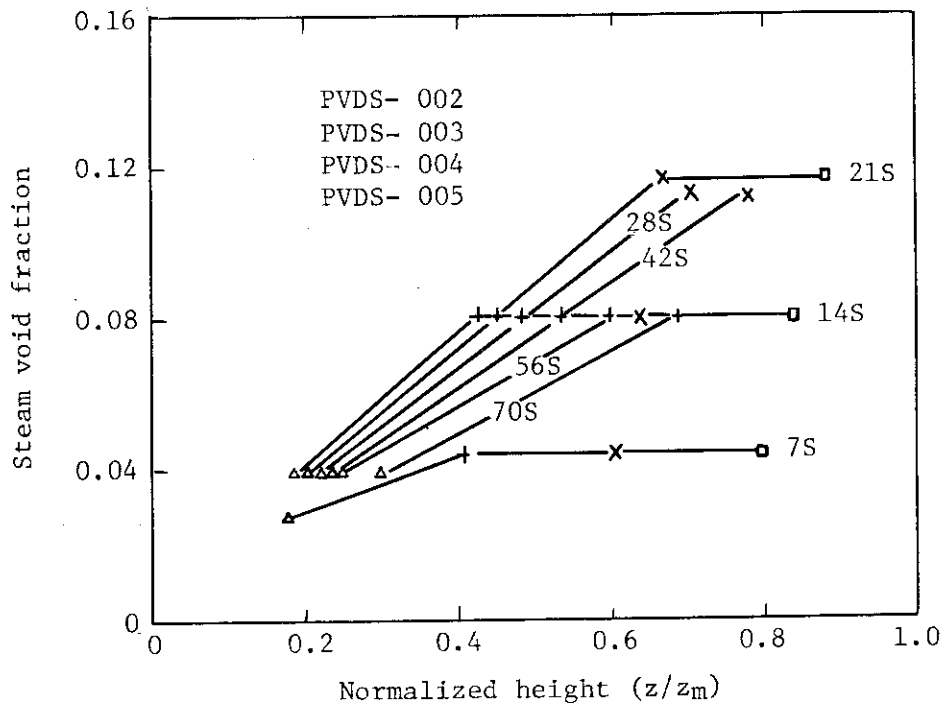


Fig. 3.6 Void fraction distribution in vessel water, Test 2101.

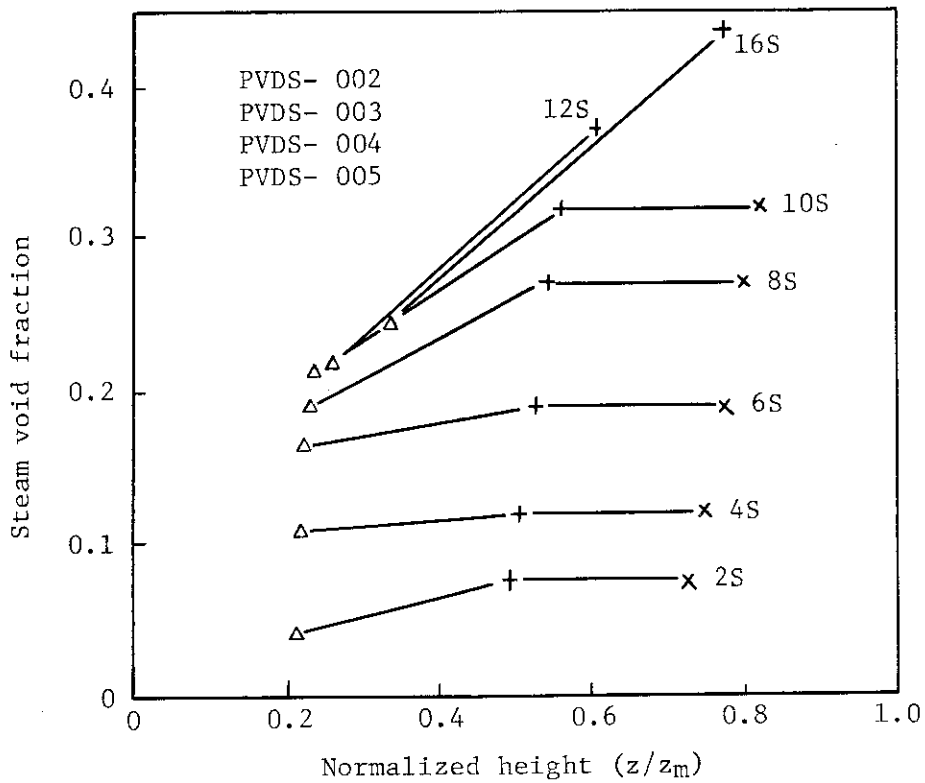


Fig. 3.7 Void fraction distribution in vessel water, Test 0004.

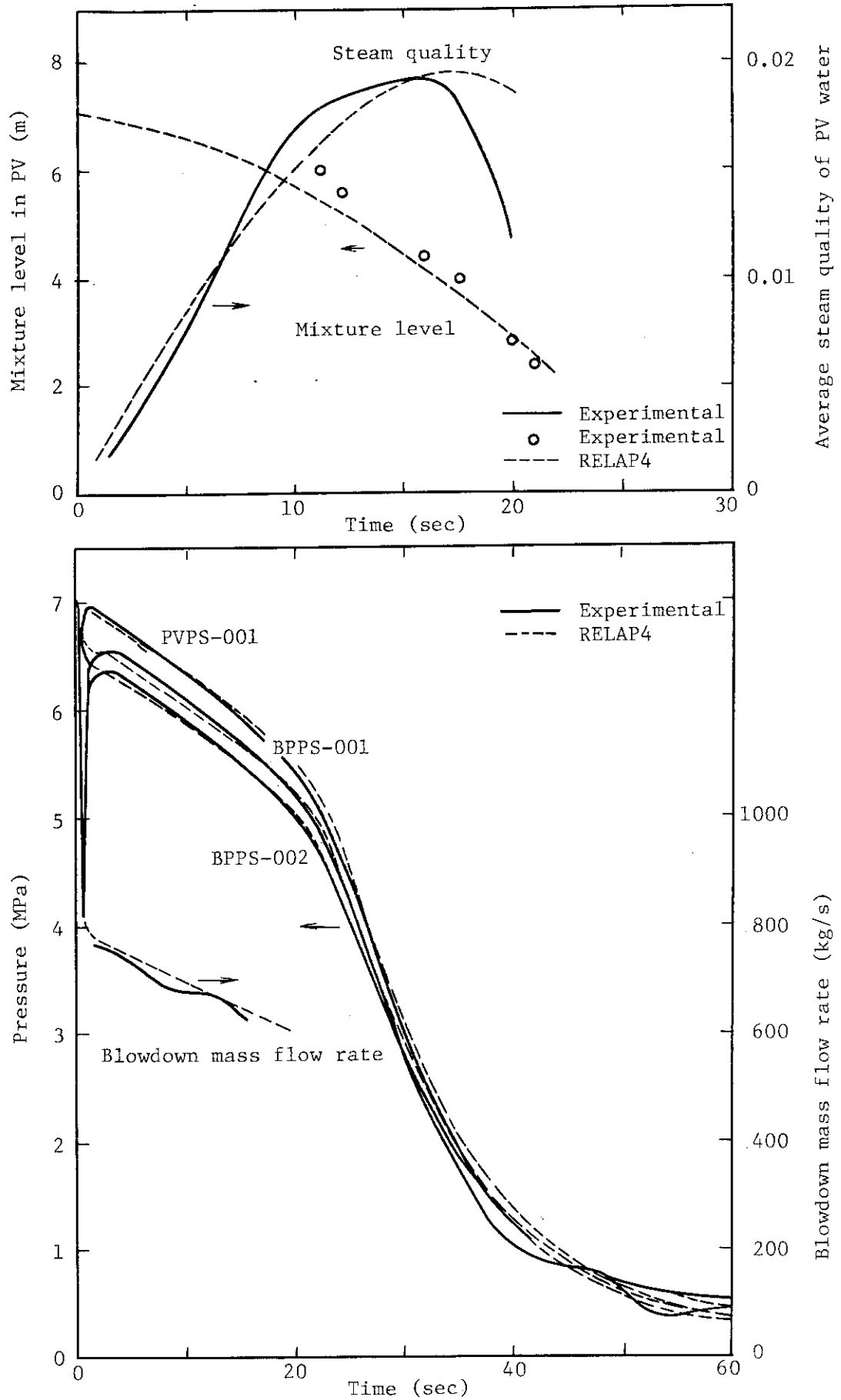


Fig. 3.8 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 0004.

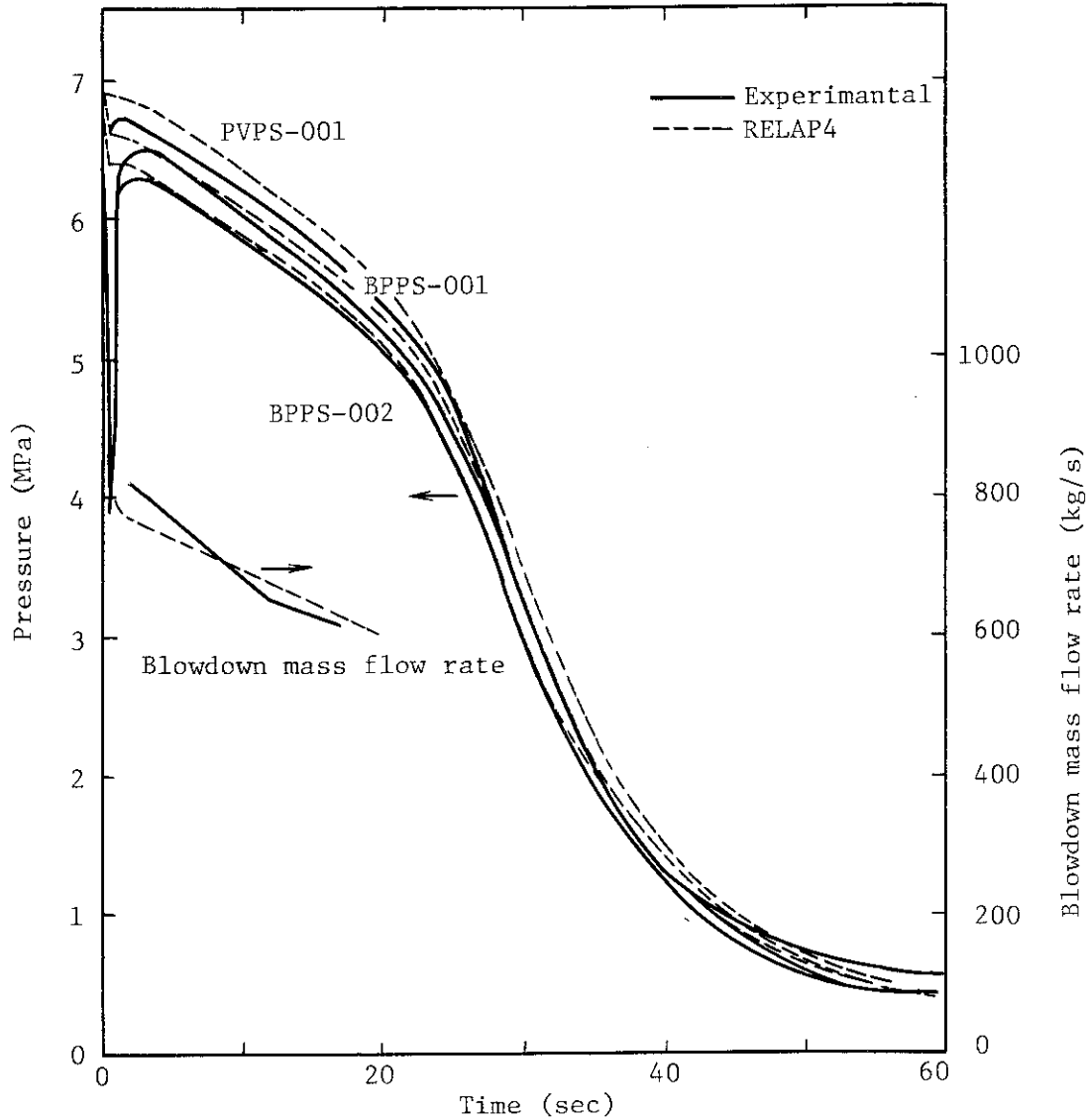
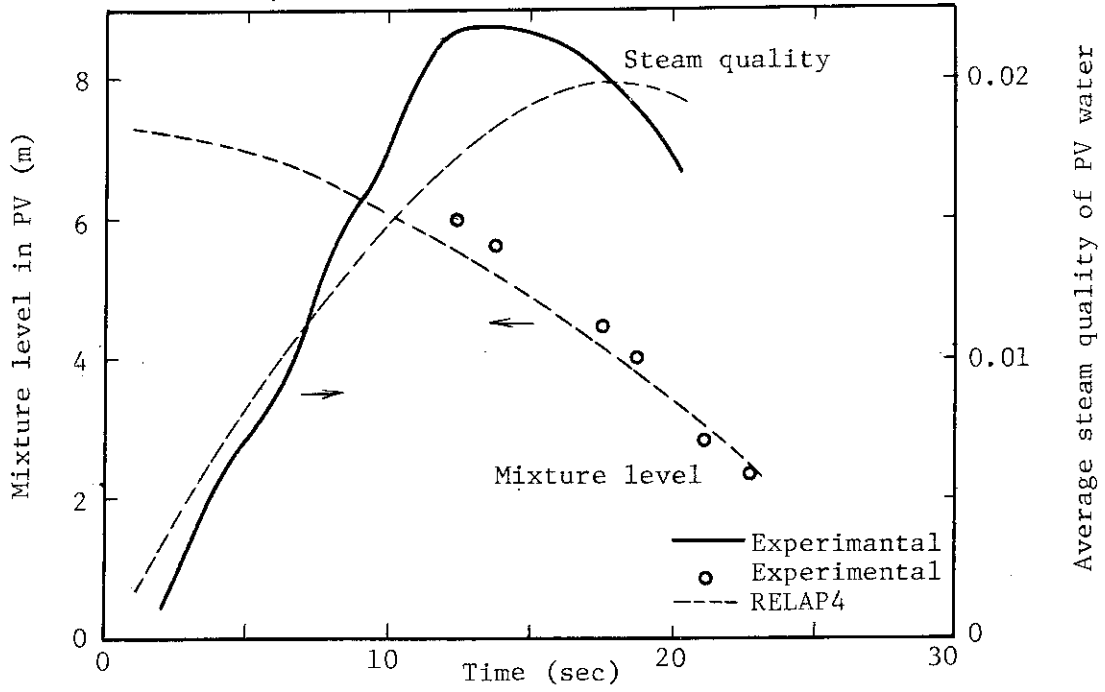


Fig. 3.9 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 1101.

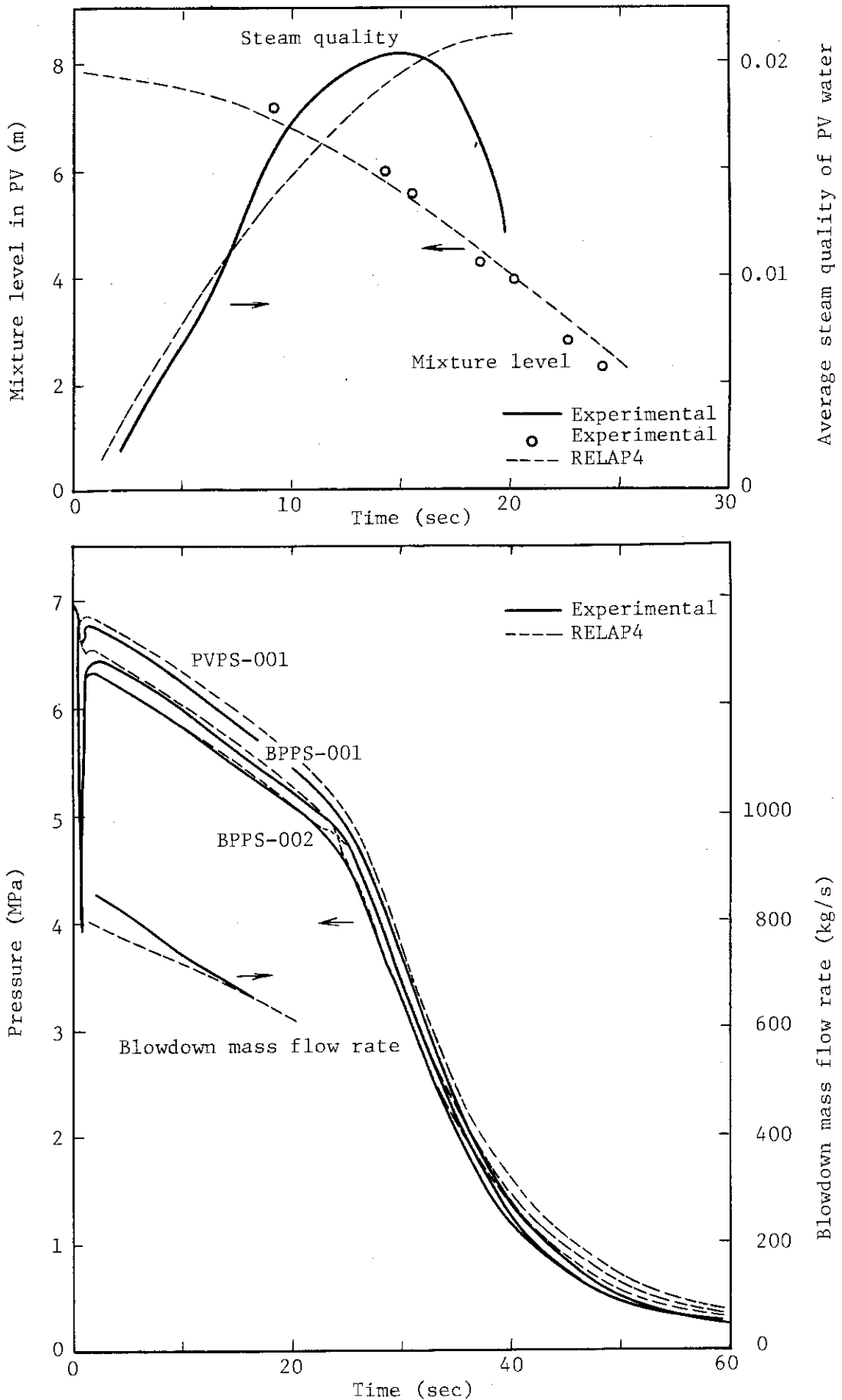


Fig. 3.10 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 3102.

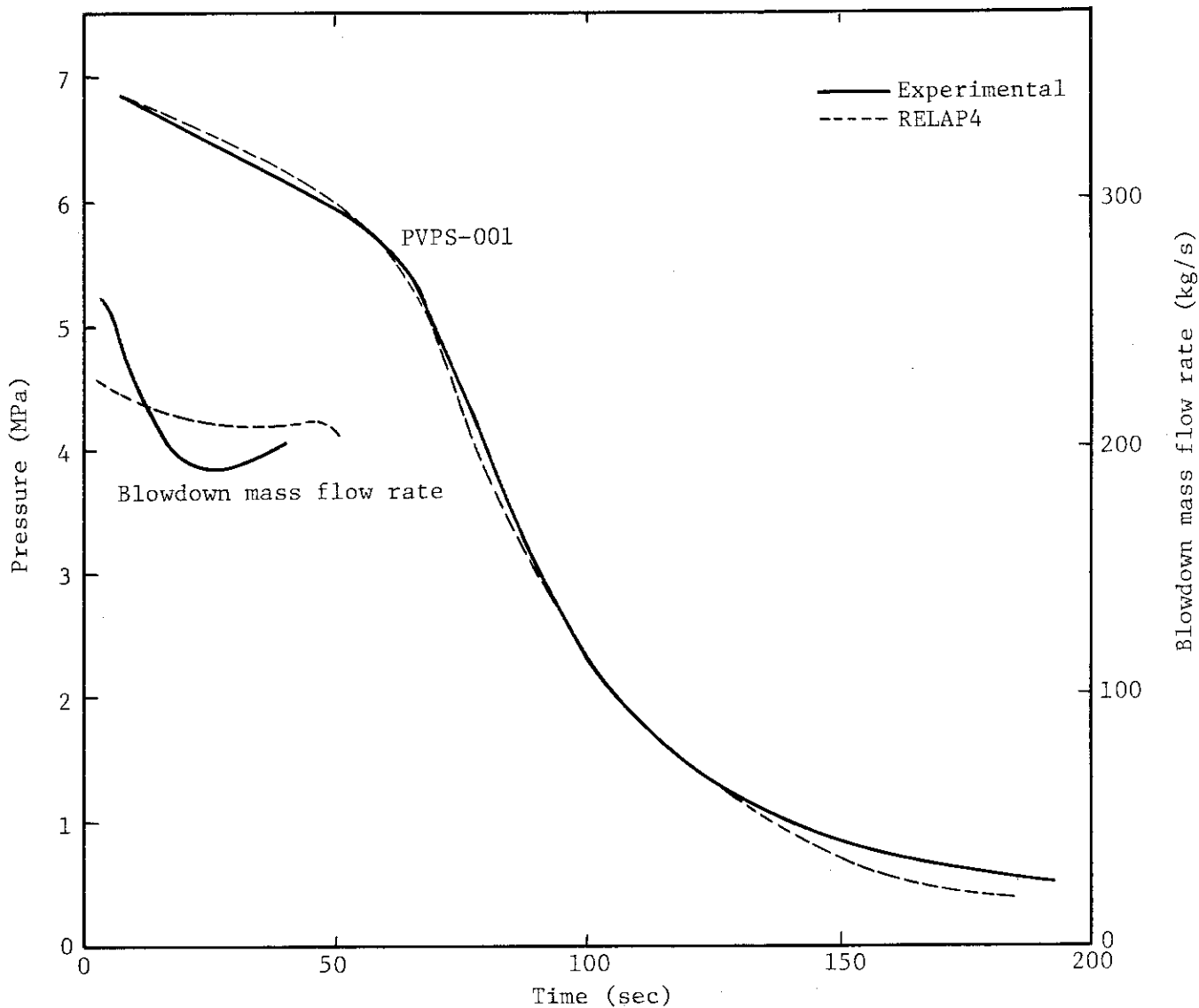
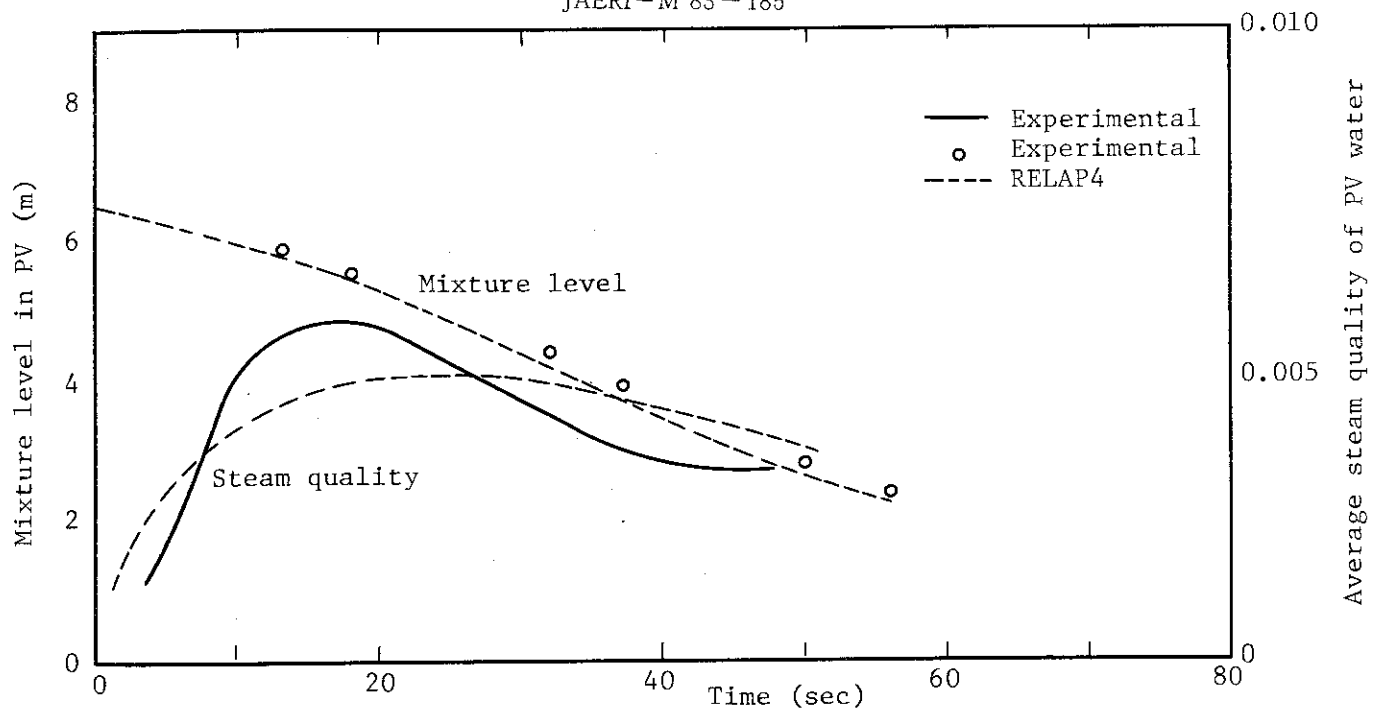


Fig. 3.11 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 0002.

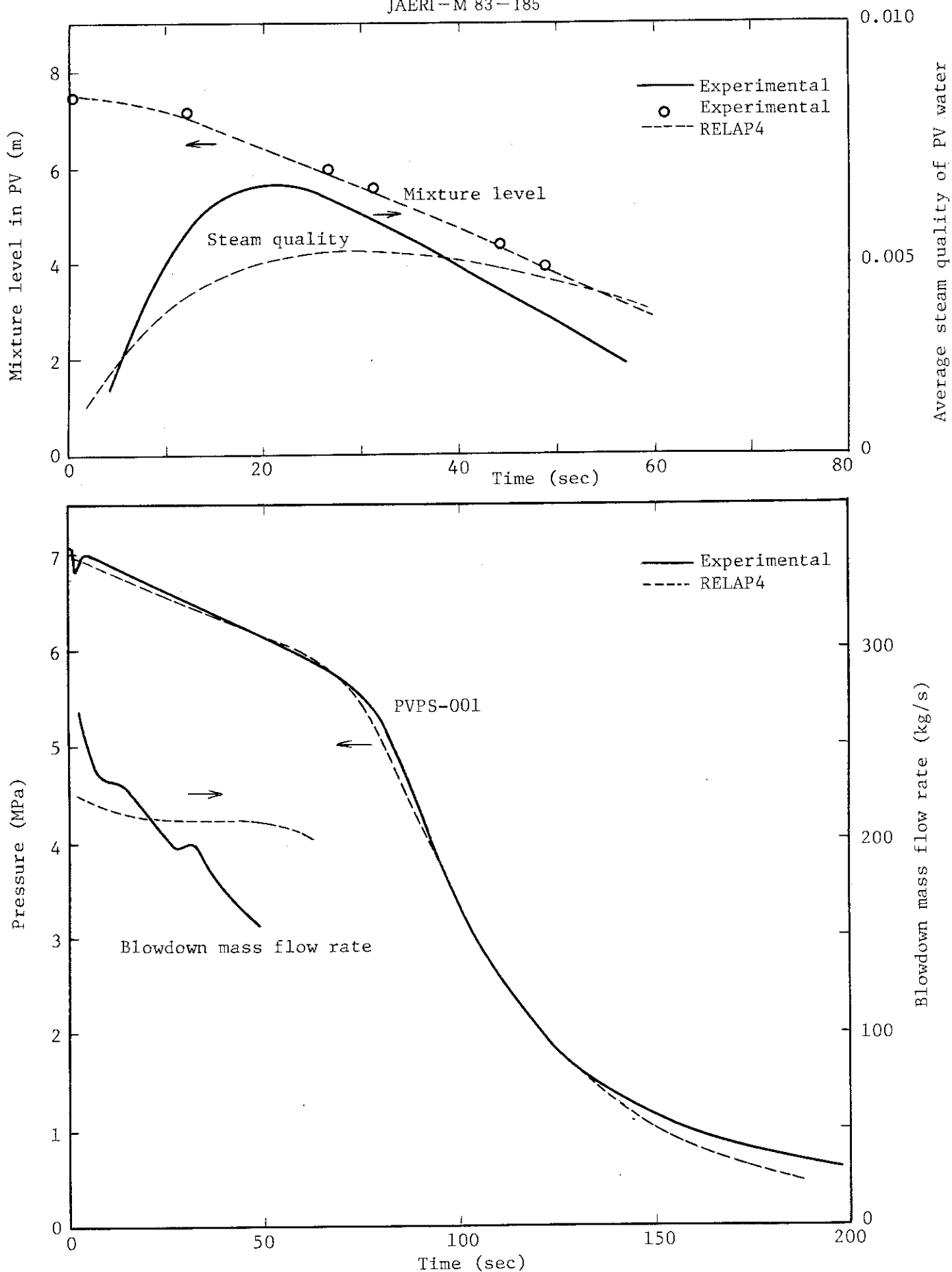


Fig. 3.12 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 0003.

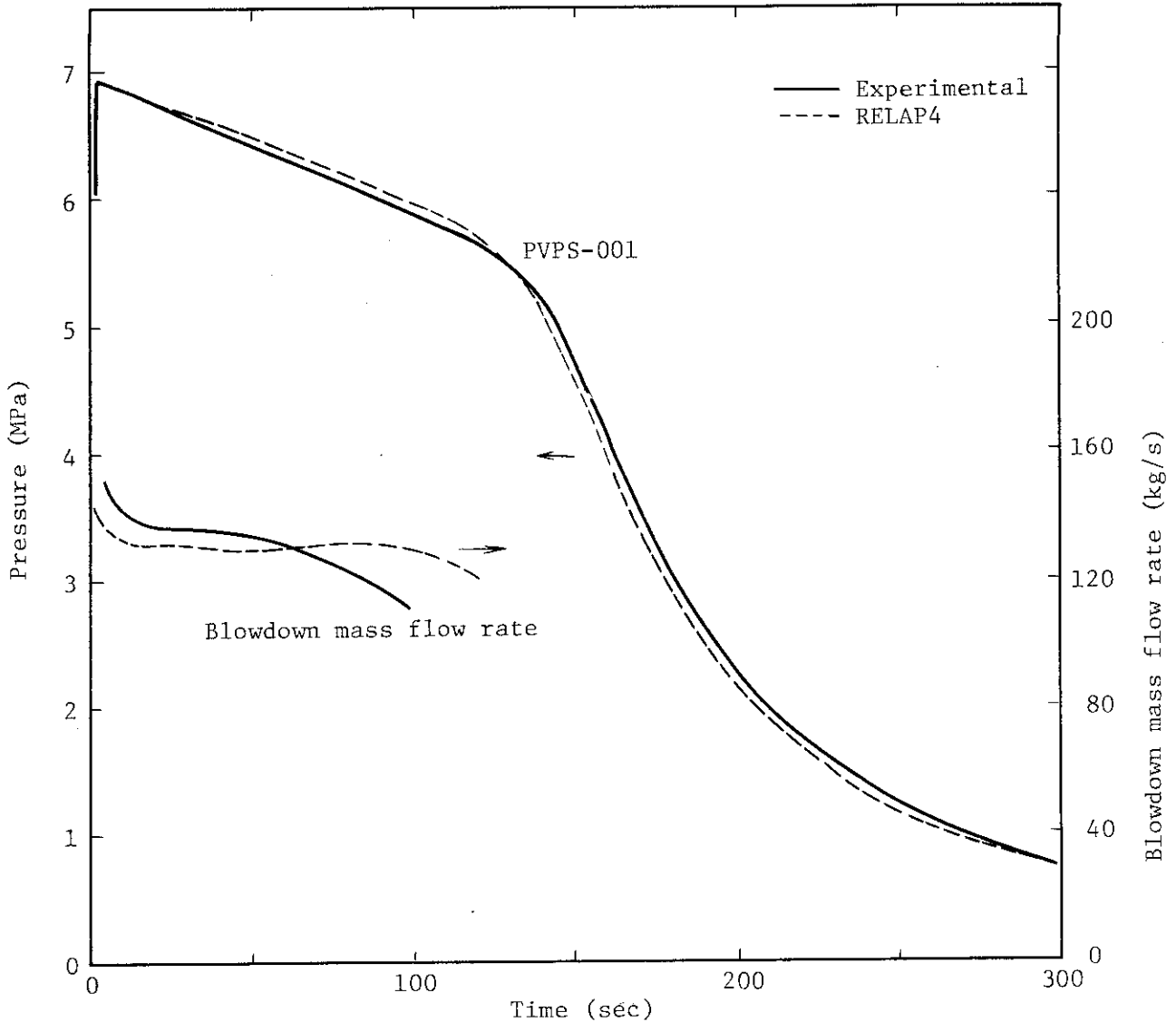
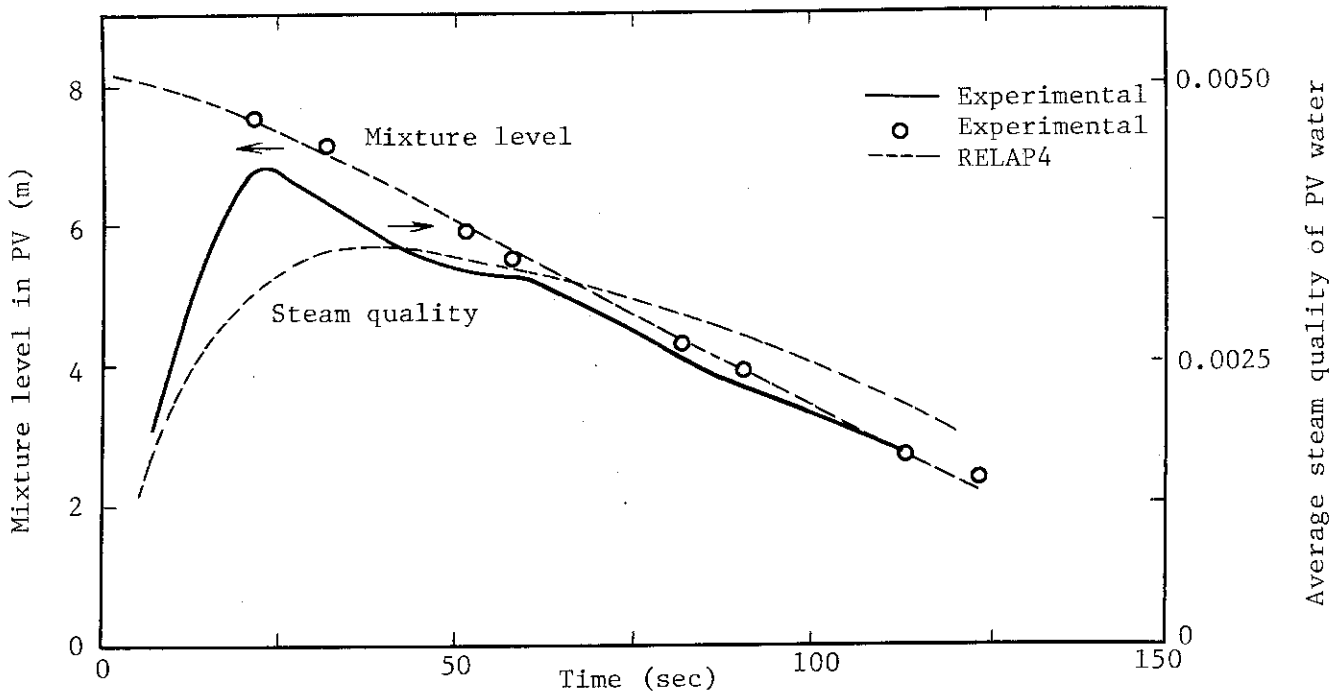


Fig. 3.13 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 2101.

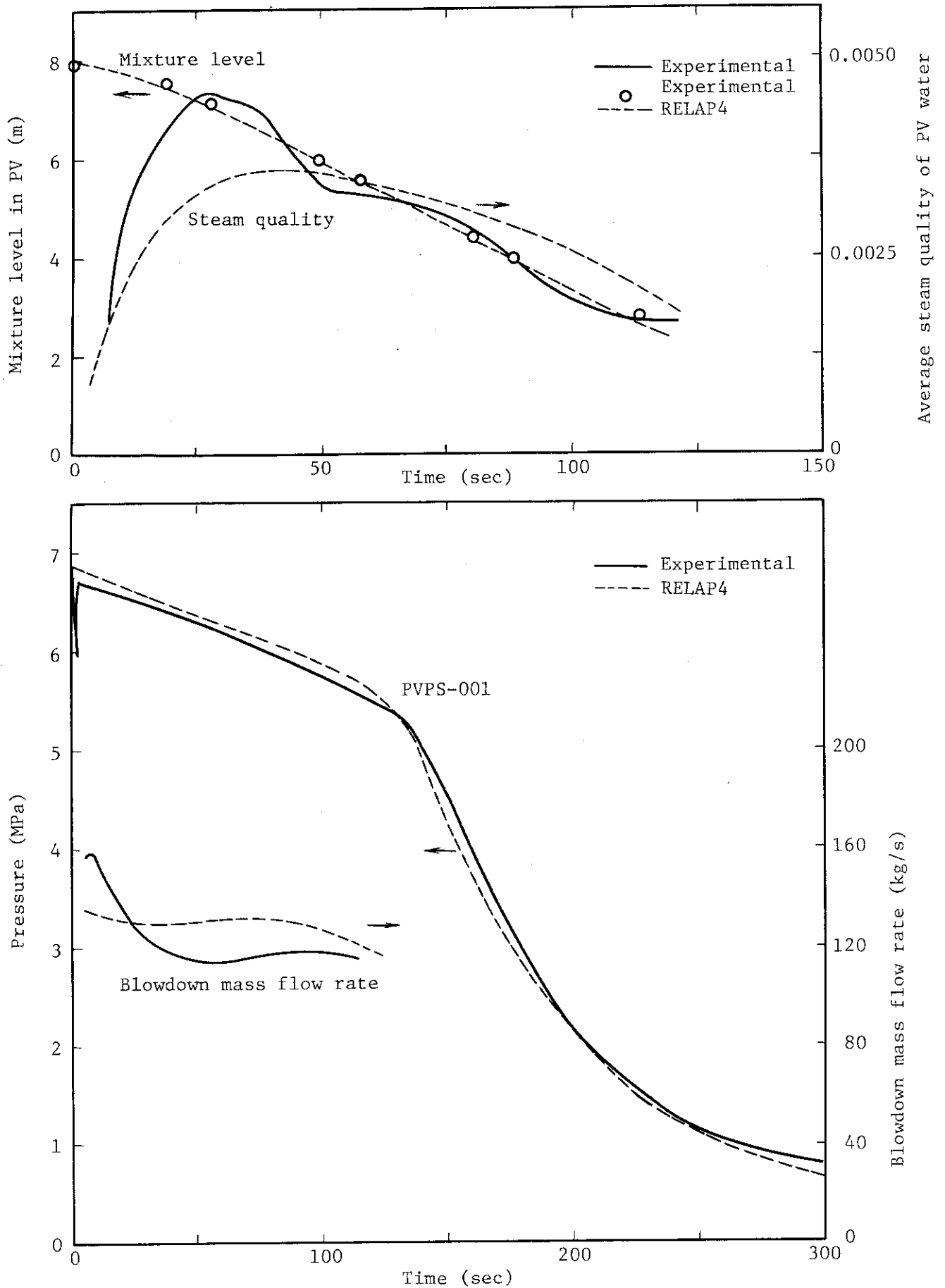


Fig. 3.14 RELAP4 blowdown calculation compared with test data, Test 3101.

4. ベント管内の蒸気流速の評価

すでに述べたように、ベント管内の蒸気流速は、蒸気の凝縮に伴う圧力抑制プール内の圧力変動現象に重大な影響をおよぼすパラメータであるが、本試験では直接計測を行っていない。そこで、従来本試験では以下の2つの方法によりベント管内蒸気流速の間接的な評価を試みてきた。

(1) 放出流量、放出流体比エンタルピにもとづく評価

何らかの方法で放出流量と流体比エンタルピを評価し、放出流体のドライウエル内での状態変化を解析して、ベント管内の蒸気流速を求める。

(2) 圧力抑制プールの水位、温度変化にもとづく方法

試験中のプール水位上昇と温度上昇からプールの質量、エネルギーの増加割合を求める。蒸気流速を求めるためには、一定の期間にわたりベント流のクオリティを一定と仮定する必要がある。

従来の経験によれば、(2)の方法はプール平均温度を評価する上での誤差、試験データを数値微分することに伴う誤差等を生じがちで、良好な結果が得られない場合が多かった。このため本報では(1)の方法による結果のみを示す。また放出流量、放出比エンタルピの値は前章で述べた PELAP 4 / MOD 5 による解析結果を用いることとする。

4.1 計算モデル

(1)の方法によってベント管内の蒸気流速を求めるためには、放出流体のドライウエル内での状態変化に関する考察が必要である。以下にこれを示す。

放出開始後若干の時間が経過し、ドライウエル内の空気がほとんどウェットウエルに排除された後の状態を考える。

放出された1次冷却材は、ドライウエル内で膨張し、しかる後にベント管に流入する。水放出の場合、Fig. 4.1 a に示すように放出流体はフラッシングして気相と液相に分離し、液相の一部はドライウエルの床面に蓄積する。また格納容器表面における伝熱のために、放出初期には蒸気が構造材表面上で凝縮する。

ここでは、以下の仮定を導入し、単純化したモデルによる解析を行う。

まず、ドライウエル内で液相が占める割合は小さい(高々4%)ため、

① ドライウエルの圧力は気相の質量および内部エネルギーのみによって決まる。

ドライウエル内の空気がウェットウエルに排除された後は、ドライウエル圧力はほぼ一定に保たれ、時間変化はゆるやかであるため、

② ドライウエル気相の質量、内部エネルギーの時間変化は少い(準定常)。

また、この状態(ドライウエル内の空気が排除された状態)では、すでに格納容器構造材表面の温度が上昇しており、またドライウエル床面上のサンプル表面の温度も気相部の温度に近づいていると考えられることから、

③ 壁面およびサンプ表面での伝熱がドライウエル気相のエネルギーバランスにおよぼす影響は少ない。

上記①～③の仮定のもとに、ドライウエル気相部の質量・エネルギーバランスを計算する。ここで気相部への流入は1次系からの放出流によるもので、流出はベント管へ流入する蒸気、およびドライウエル内での相変化によって生じた液相によるものである（後者はベント管に流入するものと、ドライウエル気相中に液滴として散在するもの、ドライウエル床面に蓄積するものの総和）。すなわち、Fig. 4.1 bのようにモデル化され、1次系流体の等エンタルピー変化を仮定してベント管に流入する蒸気の流量を評価することができる。

以上の方法にはいくつかの問題点がある。すなわち、

(i) ドライウエル内の残存空気の影響

ドライウエル内に空気が残存している状態では、ドライウエル圧力は空気の質量、温度にも依存し、上記の仮定①が成立しない。

(ii) ドライウエル壁面における伝熱の影響

ドライウエル壁面における伝熱の気相のエネルギーバランスに影響する。すなわちドライウエル気相部の内部エネルギーをU、エンタルピーの出入りをHin、Hout、伝熱量をQとすれば、

$$\frac{dU}{dt} = H_{in} - H_{out} - Q$$

Qの評価のためには壁面温度および熱伝達率を必要であるが本試験においては計測されていないため不明である。

(iii) 液相のキャリーオーバー係数

ドライウエル内での相変化によって生じた液相のうちベント管に流入する割合が不明である。

本報告での計算は、ブローダウン後期に発生する圧力抑制プール内の圧力振動におよぼすベント管内蒸気流速の影響の評価を可能ならしめることを主要な目的としている。圧力振動の振幅は、一般にドライウエル内の蒸気中の空気の割合が少いほど大きくなり、特に圧力振動の振幅が大きいことで知られるチャギング現象は、蒸気中の空気分率が約1%（質量）以下で発生する。従って、これらの大振幅の圧力振動が発生する条件のみに着目すれば、上記の(i)は問題とならない。また、このような時期には、(ii)の影響は比較的少ない。また、後に示すように、液相のキャリーオーバーの程度によらずベント管内のクオリティは約0.3以上であり、体積割合としては蒸気が大半を占めるため、蒸気凝縮現象に対する液相の影響は少ないと考えられ、液相の速度を評価することの必要性は低い。従来の研究においても、蒸気のクオリティが蒸気凝縮現象におよぼす影響が指摘された例はみあたらない。また、蒸気相と液相とがいずれも飽和温度であれば、液相のキャリーオーバーの大小によりベント管内の蒸気流速が変化することはない。

従って、ここでは(i)と(ii)の影響を無視し、(iii)についても液相が完全にキャリーオーバーされる、すなわち、ベント流の組成がドライウエル内の均質混合を仮定した場合と等しいと仮定し、計算を行った。なお、実際のキャリーオーバー割合については、4.3において検討を加える。

4.2 計算結果

Figs. 4.2～4.8に1次系からの流出流量とベント管内蒸気流速の計算結果を示す。

本報告で解析した試験はいずれも水放出試験であり、従って放出初期の放出ノズル上流におけるクオリティは低く、放出流体の比エンタルピは飽和水の値に近い。この時期におけるベント管内のクオリティは、(4.1で述べたように100%の液相キャリアーオーバを仮定した場合)0.3～0.35の値をとり、均質流を仮定するとボイド率は0.99程度である。

放出開始後、時間が経過すると、放出配管の入口が圧力容器の蒸気相中に露出し、放出流量が減少する一方、放出流体の比エンタルピは増加する。これに従ってベント管内のクオリティは増加し、また蒸気流速は低下する。

4.1で述べたように、本報告の解析では、ドライウエル中の空気の影響、およびドライウエルにおける壁面およびサンプ表面への熱損失の影響を無視しており、放出初期のベント管内蒸気流速の計算結果には問題がある。Fig. 4.2～4.8中には、ドライウエル内の圧力・温度の計測結果に基づいて上記の近似が成立すると考えられる時間帯を示す。

4.3 ベント管入口における液相のキャリアーオーバ

本解析では、ベント流の組成は、ドライウエル内の均質混合を仮定した組成に等しい、すなわち、ドライウエル内での重力による相分離はないと仮定した。この点についてより現実的な評価を行うため、ドライウエル内の蓄積水量を試験データに基づいて検討した。

Table 4.1は、実験中の質量の移動に関する評価結果を示す。1次系から放出された流体はフラッシングして蒸気と水とになり、蒸気は圧力抑制プール中に流入し、水は一部がドライウエル内にとどまり、他は蒸気と共に圧力抑制プール中に流入する。Table 4.1において、1次系からの放出量は、圧力容器の圧力、温度、差圧によって評価した値であり、圧力抑制プールの質量増加は、水位の変化によって評価した値である。また、ドライウエル内の蓄積水量は、実験後格納容器を大気圧に減圧した後に計測したものであり、この際の減圧沸騰による減少分、あるいはドライウエル気相部の蒸気の凝縮による増加分等に対する補正は行っていない。また、Test 3101, 3102において、ドライウエルとウェットウエル内の質量の変化が1次系からの放出量より多いのは、ドライウエル内の蓄積水量に、ブローダウン開始前に行ったプリパージの際の蒸気の凝縮分が含まれるためである。

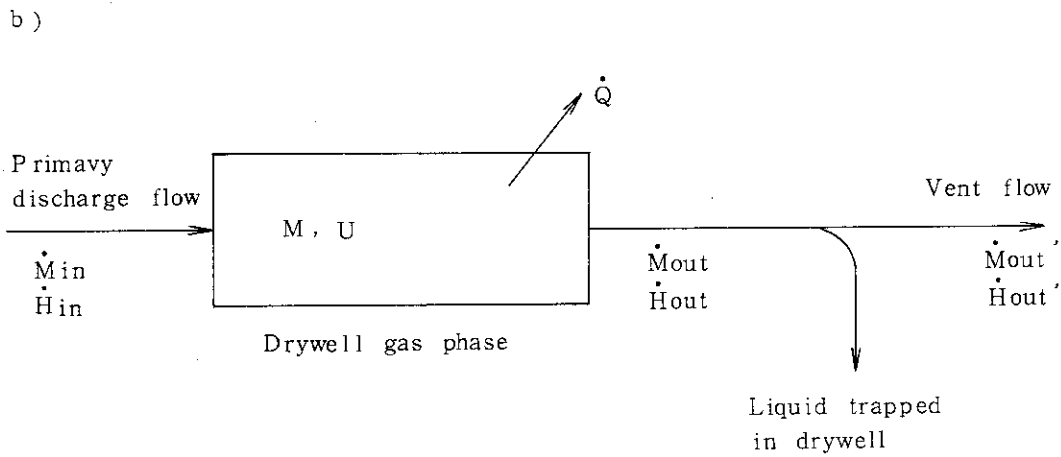
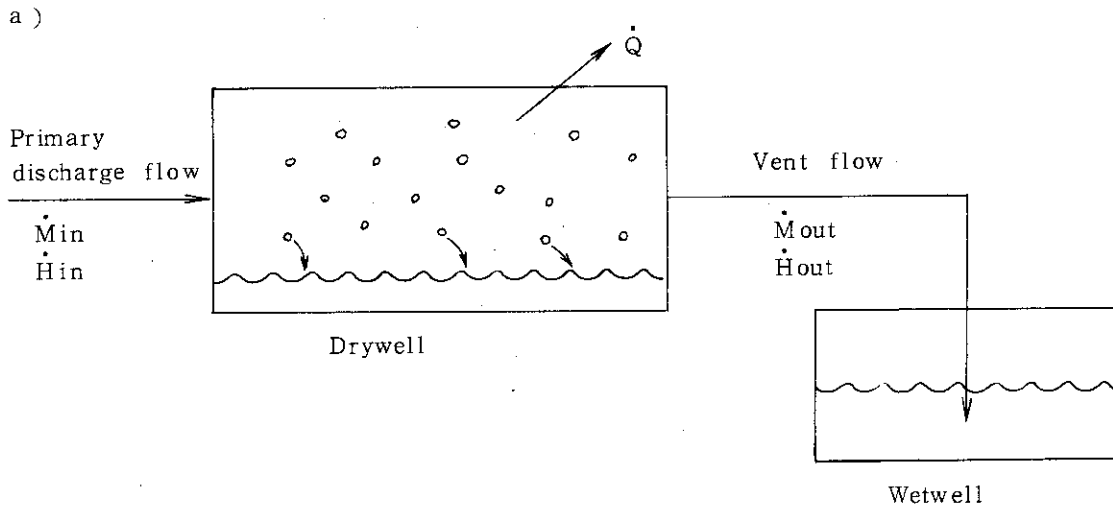
Table 4.1に示す評価結果は、大口径放出の場合程、ドライウエル内の蓄積水量が全放出量に占める割合が多く、ベント管へキャリアーオーバされた割合が多かったことがわかる。これは、大口径放出の場合程ドライウエル内およびベント管入口における流速が高く、重力による気液分離が生じにくいためである。従って、本報告で解析した7ランの試験のうち、放出口径200mmの試験(Test 0004, 1101, 3102の3ラン)に関しては、ベント管内の水の流速ないしクオリティはFigs. 4.2～4.4に示す結果に比較的近かったが、それ以外の試験においては、水の流速はFigs. 4.5～4.8に示す値よりも小さく、クオリティは高かったものと考えられる。

Table 4.1 Mass distribution after blowdown

Test No.	Break diam. (mm)	Prepurge (%) (1)	a. Discharged mass, total (kg) (2)	b. Discharged mass, liquid (kg) (4)	c. Liquid remained in drywell (kg) (5)	d. Mass increase in pool (kg) (7)	c/b (%)
0004	200	0	17.8×10^3	12.6×10^3	1.2×10^3	16.6×10^3	10
1101	200	0	18.6×10^3 (19.4×10^3) (3)	13.6×10^3	2.4×10^3	17.0×10^3	18
3102	200	98	20.1×10^3 (23.1×10^3) (3)	14.3×10^3	1.7×10^3	21.4×10^3	12
0002	100	0	14.8×10^3	9.5×10^3	6.6×10^3 (6)	8.2×10^3	69
0003	100	0	17.5×10^3	11.3×10^3	7.2×10^3 (6)	10.3×10^3	64
2101	74	0	18.9×10^3 (18.9×10^3) (3)	11.9×10^3	8.3×10^3	10.6×10^3	70
3101	74	23	18.3×10^3 (20.0×10^3) (3)	11.6×10^3	8.2×10^3	11.8×10^3	71

Notes:

- (1) Percent of drywell air replaced with steam before initiation of blowdown.
- (2) Calculated from vessel differential pressures.
- (3) (c + d)
- (4) At typical drywell pressure.
- (5) Measured under atmospheric pressure.
- (6) (a - d)
- (7) Calculated from pool level increase.



Assumptions.

- Drywell pressure \cong const.
 - Saturated steam
 - Negligible air content
 - Liquid phase volume $\ll V_{D.w.}$
 - Negligible heat transfer at wall and sump surface ($\dot{Q} \cong 0$)
- $\left. \begin{array}{l} \text{• Drywell pressure } \cong \text{ const.} \\ \text{• Saturated steam} \\ \text{• Negligible air content} \end{array} \right\} \begin{array}{l} U \cong \text{const} \\ M \cong \text{const} \end{array}$
- $\left. \begin{array}{l} U \cong \text{const} \\ M \cong \text{const} \end{array} \right\} \begin{array}{l} \dot{M}_{in} \cong \dot{M}_{out} \\ \dot{H}_{in} \cong \dot{H}_{out} \end{array}$

where, M : mass
 H : enthalpy
 U : internal energy

Fig. 4.1 Modeling of mass and energy balance in drywell.

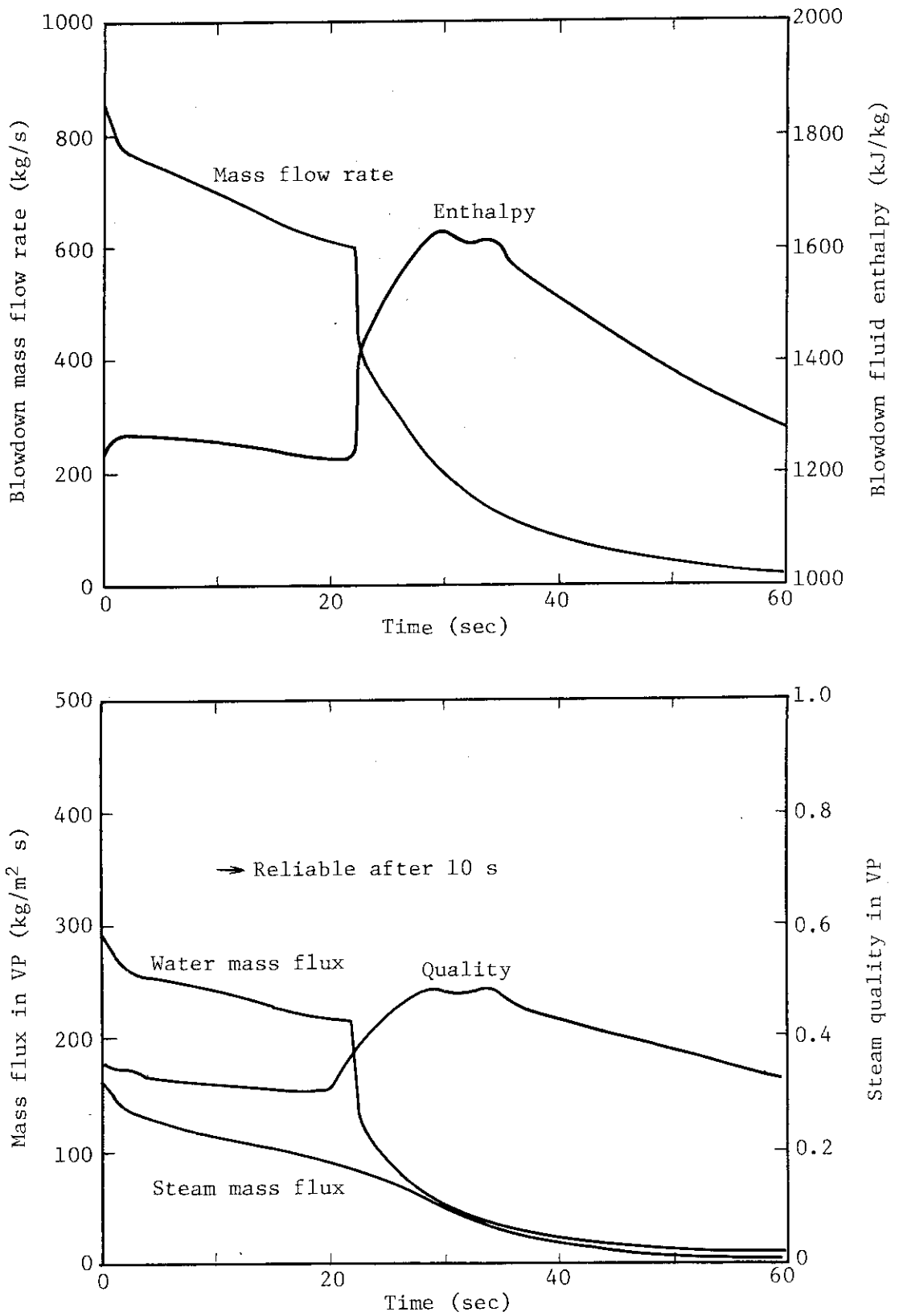


Fig. 4.2 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 0004.

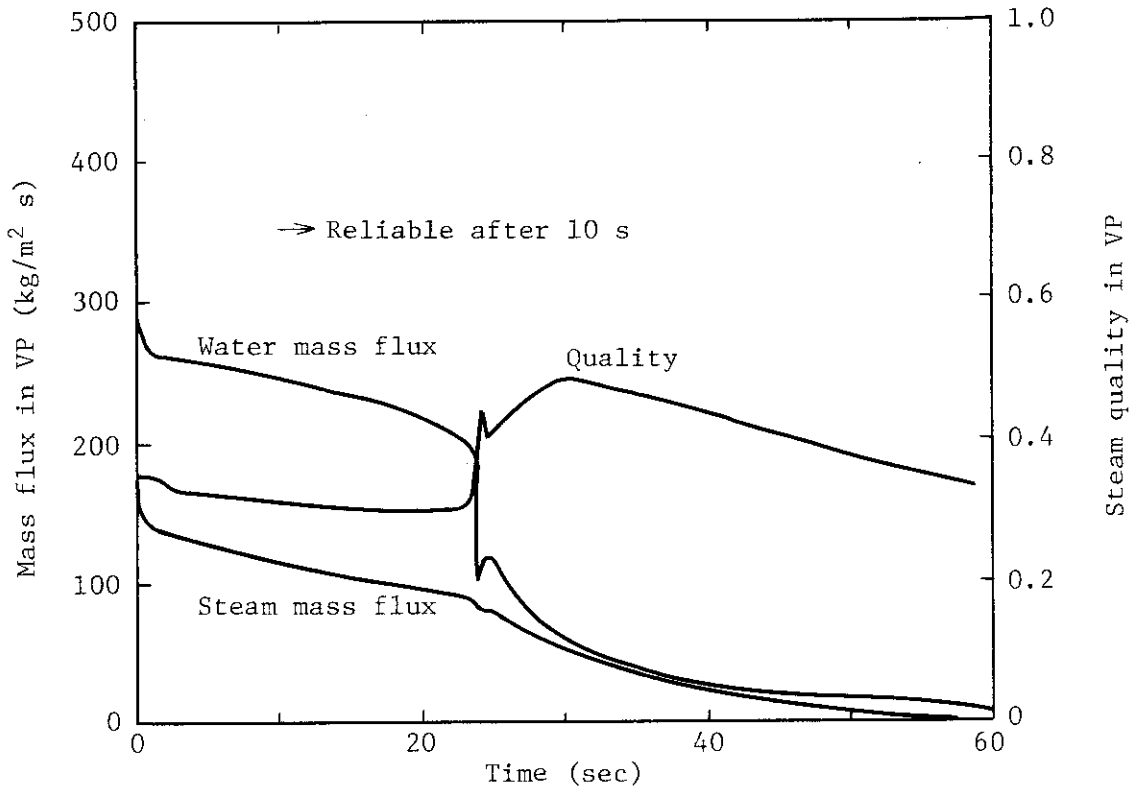
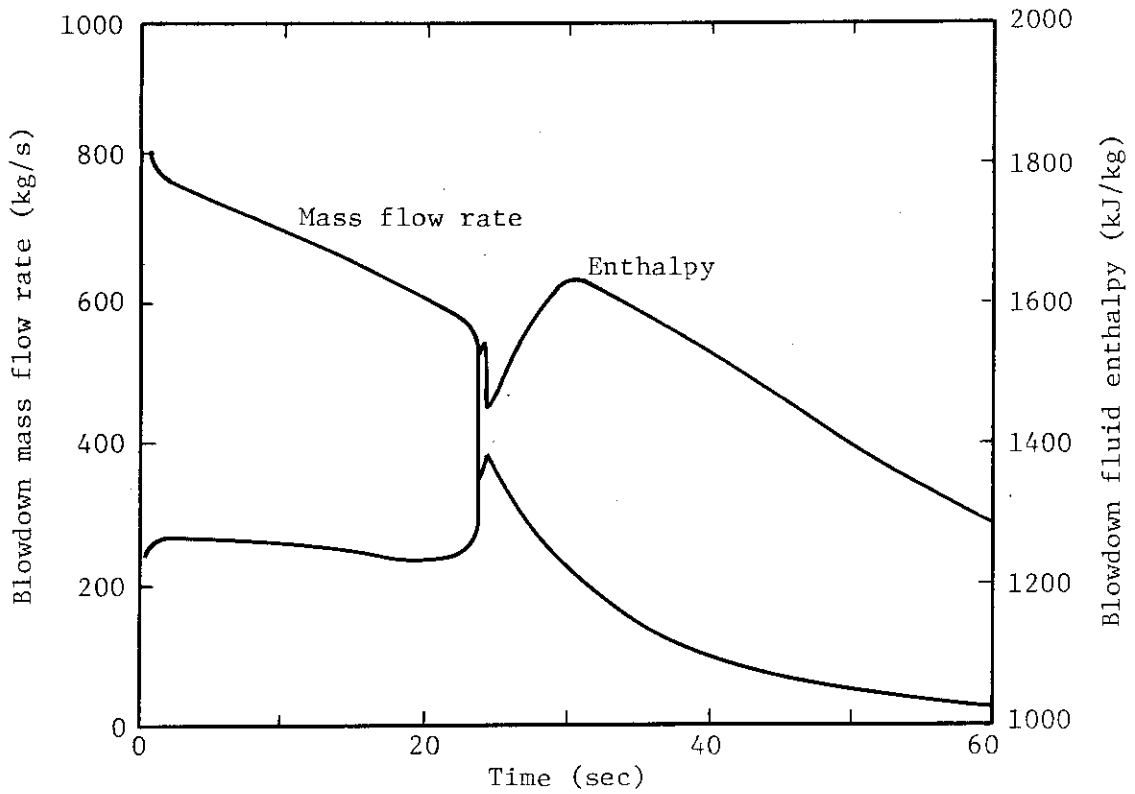


Fig. 4.3 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 1101.

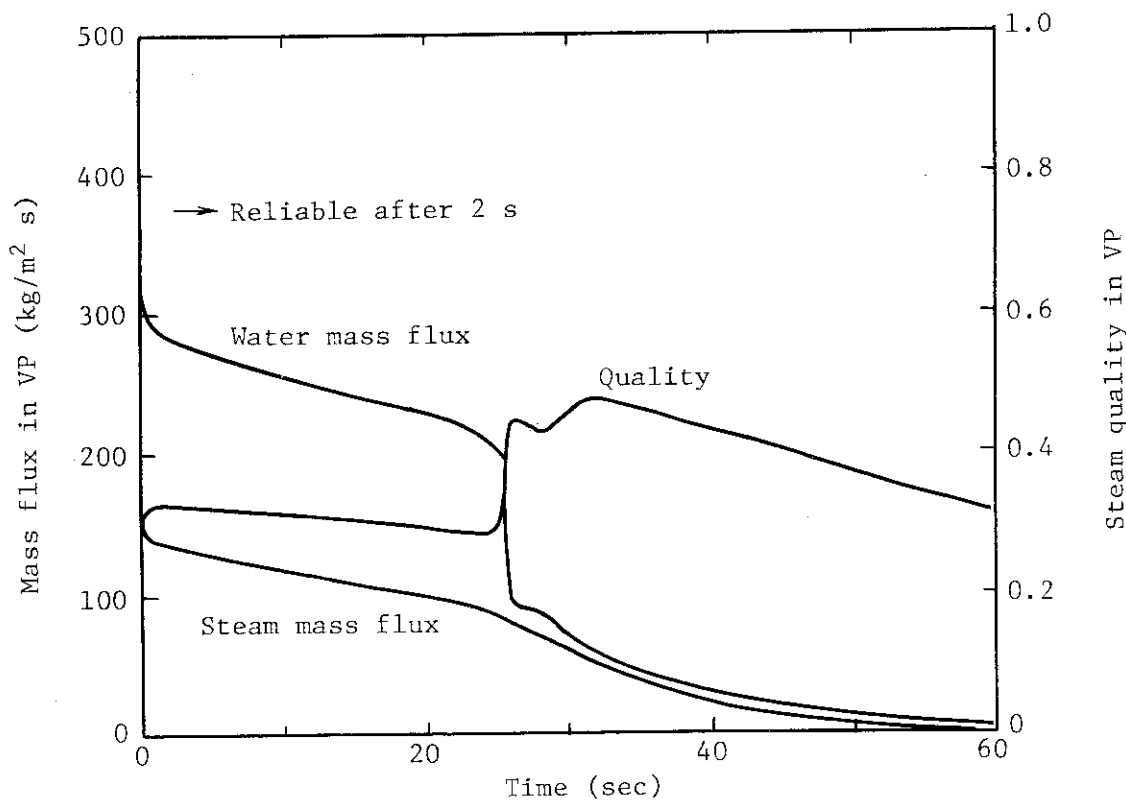
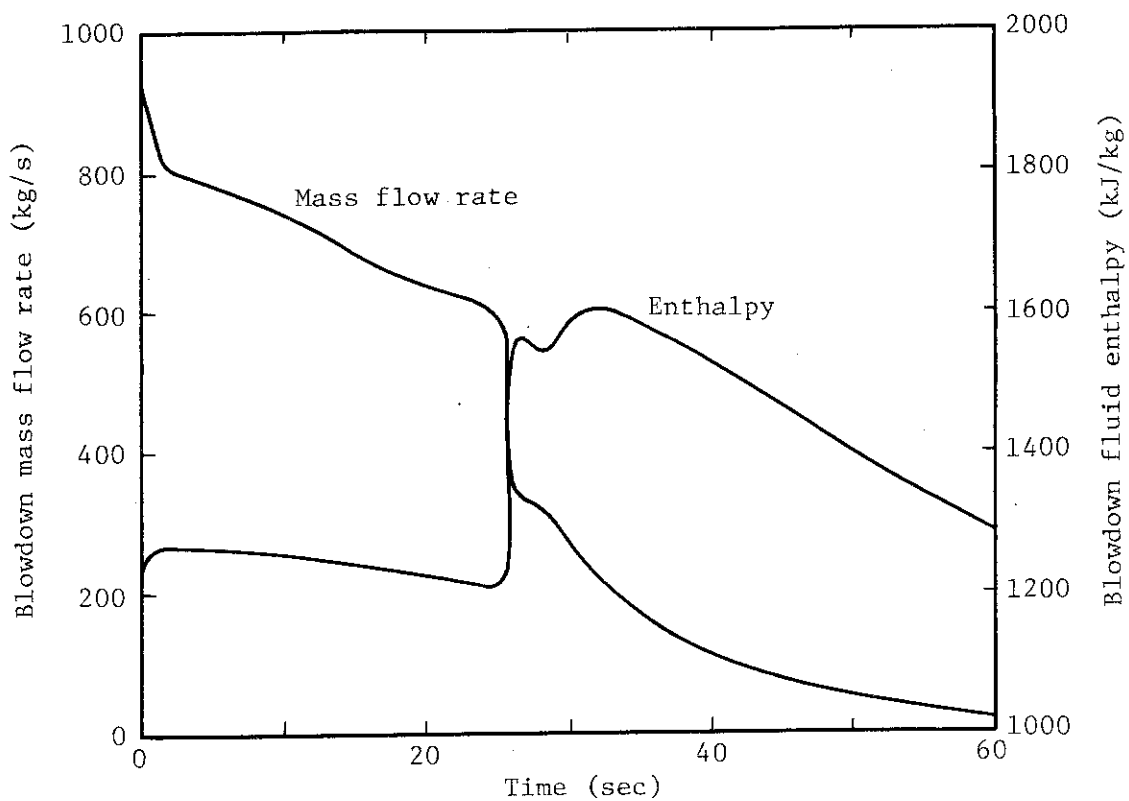


Fig. 4.4 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 3102.

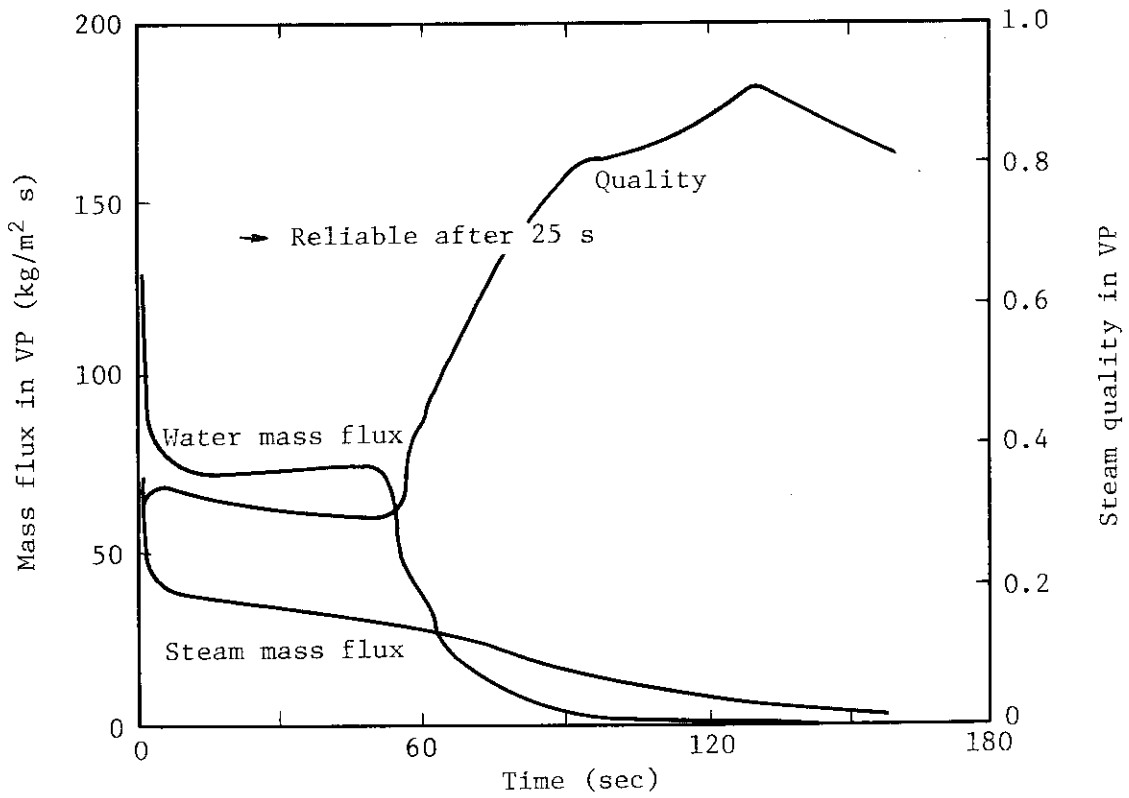
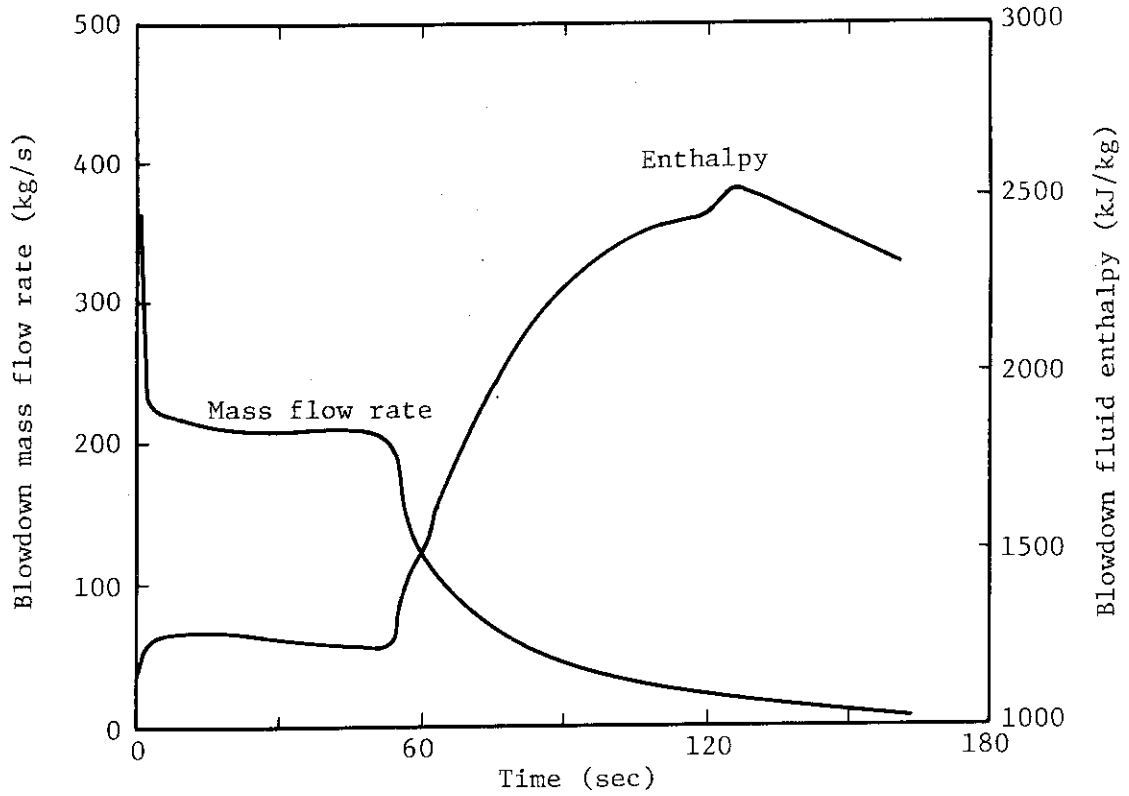


Fig. 4.5 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 0002.

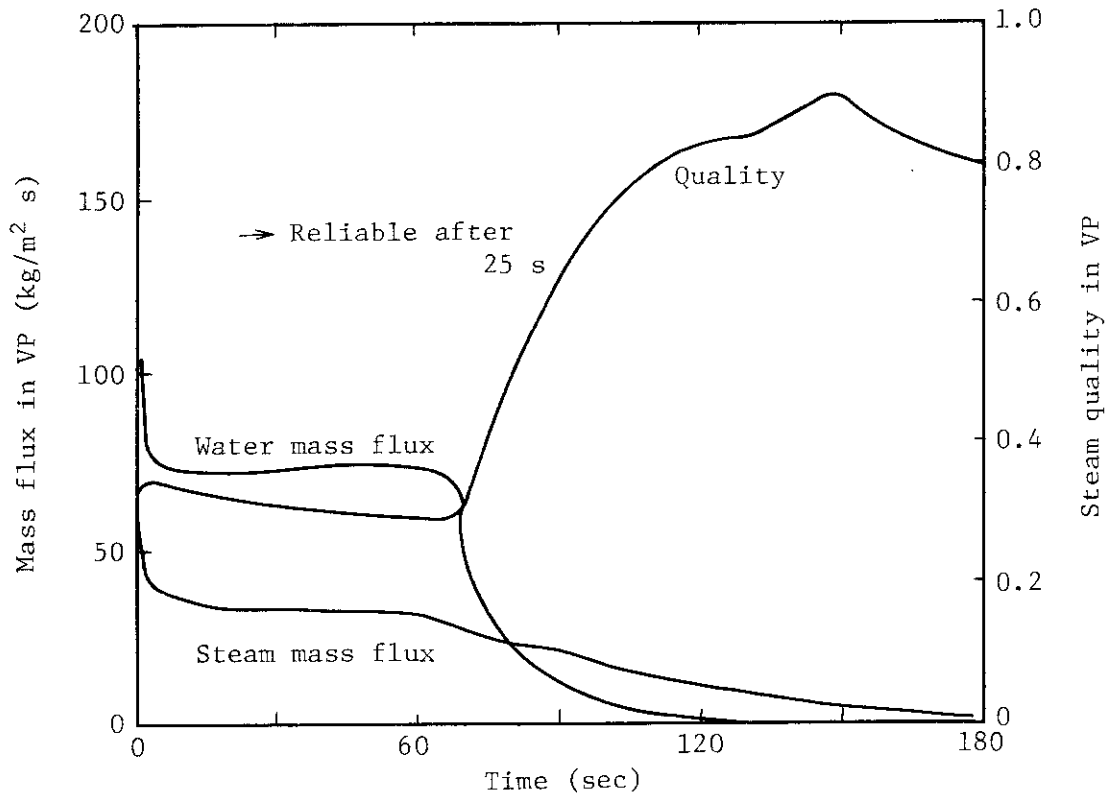
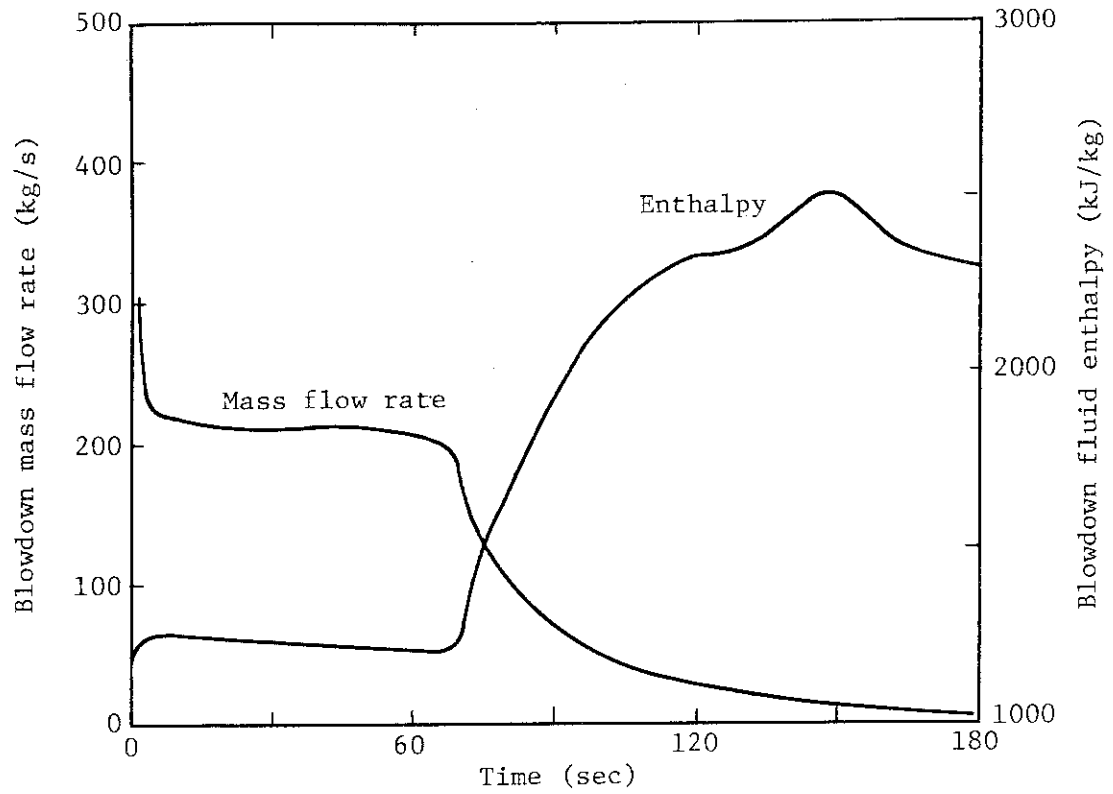


Fig. 4.6 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 0003.

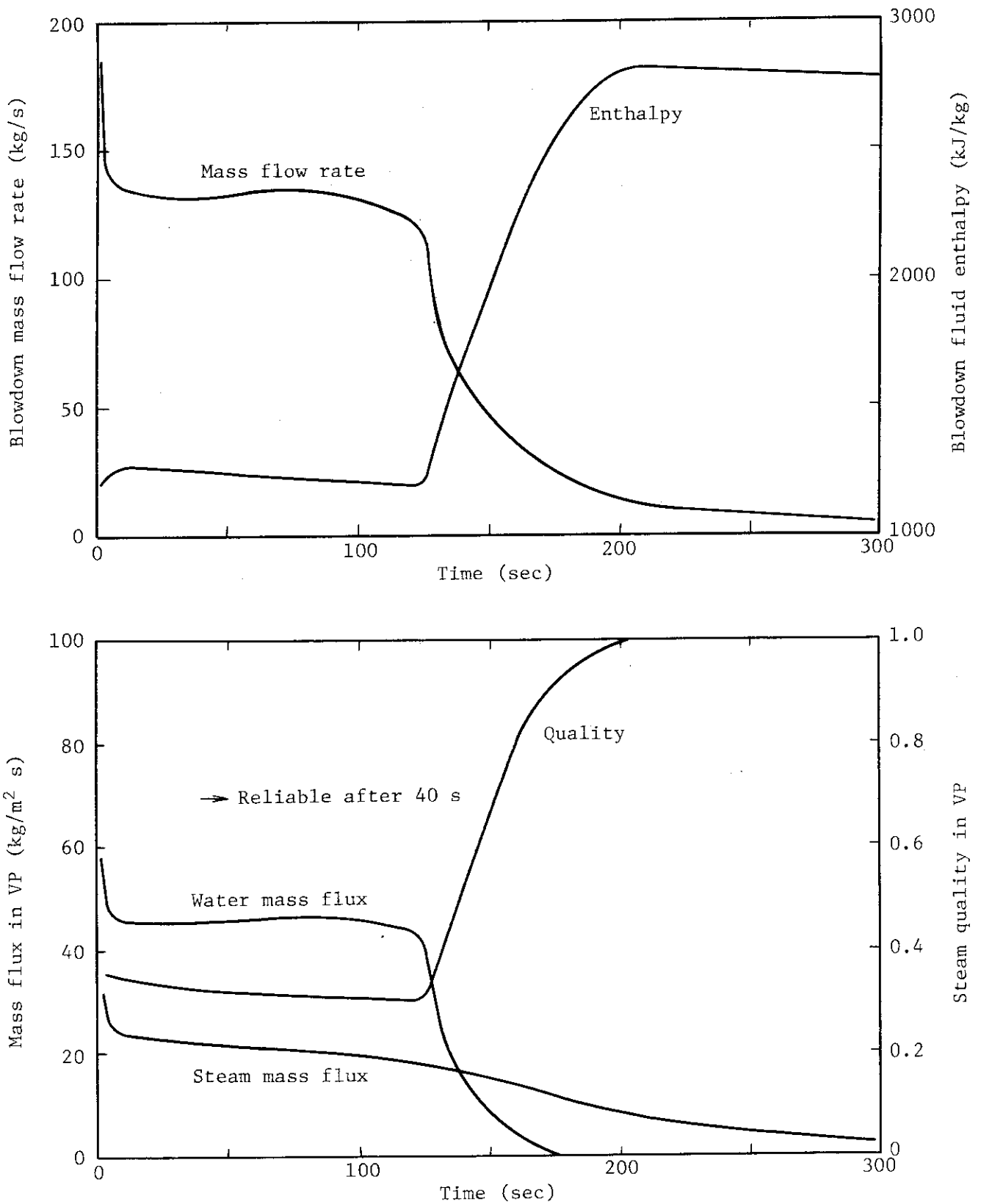


Fig. 4.7 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 2101.

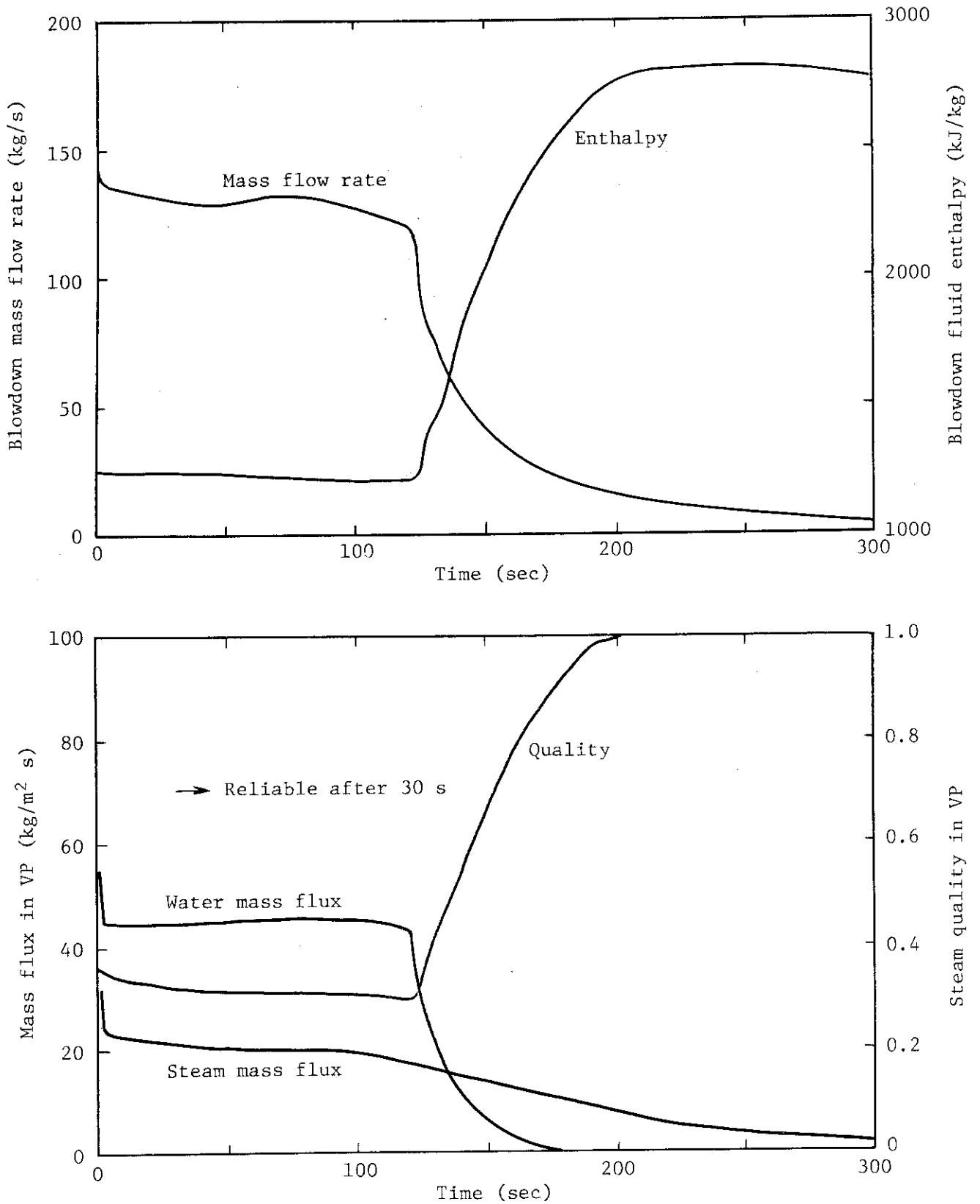


Fig. 4.8 Calculated blowdown flow rate and vent pipe steam/water mass fluxes, Test 3101.

5. 結 論

格納容器圧力抑制系信頼性実証試験装置を用いて実施した7回の水放出試験における1次系放出流量ならびにベント管内蒸気流速を計算した。

計算は2段階に分かれ、まず計算コード RELAP 4 / MOD 5 により1次系放出流量と放出流体の比エンタルピを計算し、次にドライウエル内に放出された流体が等エンタルピ変化しベント管に流入するものと仮定して、ベント管内蒸気流速を計算した。

RELAP 4 / MOD 5 による解析では、破断条件に応じて入力パラメータを以下のように設定することによって、1次系圧力および圧力容器内のボイド率分布に関して、計算結果と試験結果の良好な一致が得られた。

$$\text{気泡分布定数} \quad C_o = 0.30 \sim 0.67$$

$$\text{気泡離脱速度} \quad V_B = 0.40 \sim 0.52 \text{ m/s}$$

$$\text{流出係数} \quad C_d = 1.05 \sim 1.30 \text{ (均質平衡二相臨界流モデルに対して)}$$

これらの値は、従来の同様な解析において得られている値と同程度である。また、放出係数 C_d は、放出口径が大きい場合程小さくなり 1.0 に近付くという、従来の試験結果と一致する傾向を示した。

試験結果に基づき、ドライウエルからベント管への液相のキャリーオーバーについて検討を行った。この結果、放出口径が大きい場合程、液相のキャリーオーバーの割合が大きいことがわかった。

文 献

- (1) 生田目他, “格納容器圧力抑制系信頼性実証試験の試験装置” JAERI - M 8780 (1980)
- (2) "RELAP4/Mod5, A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems", ANCR-NUREG-1335 (Sep. 1976)
- (3) Moody, F.J., "Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessels", NEDO-21052 (1975)
- (4) たとえば、長坂他, “BWR の冷却材喪失事故解析における均質臨界流モデルの適用性”, 東芝レビュー 33 - 7 (1978)

5. 結 論

格納容器圧力抑制系信頼性実証試験装置を用いて実施した7回の水放出試験における1次系放出流量ならびにベント管内蒸気流速を計算した。

計算は2段階に分かれ、まず計算コード RELAP 4 / MOD 5 により1次系放出流量と放出流体の比エンタルピを計算し、次にドライウエル内に放出された流体が等エンタルピ変化しベント管に流入するものと仮定して、ベント管内蒸気流速を計算した。

RELAP 4 / MOD 5 による解析では、破断条件に応じて入力パラメータを以下のように設定することによって、1次系圧力および圧力容器内のボイド率分布に関して、計算結果と試験結果の良好な一致が得られた。

$$\text{気泡分布定数} \quad C_o = 0.30 \sim 0.67$$

$$\text{気泡離脱速度} \quad V_B = 0.40 \sim 0.52 \text{ m/s}$$

$$\text{流出係数} \quad C_d = 1.05 \sim 1.30 \text{ (均質平衡二相臨界流モデルに対して)}$$

これらの値は、従来の同様な解析において得られている値と同程度である。また、放出係数 C_d は、放出口径が大きい場合程小さくなり 1.0 に近付くという、従来の試験結果と一致する傾向を示した。

試験結果に基づき、ドライウエルからベント管への液相のキャリーオーバーについて検討を行った。この結果、放出口径が大きい場合程、液相のキャリーオーバーの割合が大きいことがわかった。

文 献

- (1) 生田目他, “格納容器圧力抑制系信頼性実証試験の試験装置” JAERI-M 8780 (1980)
- (2) "RELAP4/Mod5, A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems", ANCR-NUREG-1335 (Sep. 1976)
- (3) Moody, F.J., "Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessels", NEDO-21052 (1975)
- (4) たとえば、長坂他, “BWR の冷却材喪失事故解析における均質臨界流モデルの適用性”, 東芝レビュー 33-7 (1978)