

JAERI-M

6 3 1 8

軽水炉冷却材喪失事故時の一次冷却系内  
の熱水力学的挙動  
(ROSA-Iによる模擬試験結果)

1975年12月

島宗弘治・斯波正誼・安達公道・生田目健・鈴木紀男・大久保薫  
千葉辰夫・伊藤秀雄・傍島 真・山本信夫・戸田三朗\*

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.

軽水炉冷却材喪失事故の一次冷却系内の熱水力学的挙動  
(ROSA-Iによる模擬試験結果)

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

島宗 弘治・斯波 正誼・安達 公道・生田目 健  
鈴木 紀男・大久保 薫・千葉 辰夫・伊藤 秀雄  
傍島 真・山本 信夫・戸田 三朗\*

(1974年3月受理)

ROSA-I (Rig of Safety Assessment-I) では、試験条件(模擬炉型): BWR, PWR(同炉心):なし, 非発熱, 発熱(放出位置):圧力容器上部ノズル, 下部ノズル, (放出圧力)40, 70, 100 kg/cm<sup>2</sup>G, (破断口径): 25, 50, 70, 100, 125 mmφのもとで61回の放出試験を実施し, ブローダウン中の圧力容器内の熱流動現象, すなわち圧力容器内圧力, 冷却材温度, 流出流量, 模擬燃料棒表面温度, 衝撃波等に関するデータを集積した。また, 米国NRTSの解析コードRELAP-2, RELAP-3による解析を行ない, そこで使用されているモデルの検討を行なった。さらに, 衝撃波解析コードDEPCOを開発し, 実験と照合した。本報告は実験装置および実験データを詳細に紹介するとともに, 解析について述べた。

\* 東北大学

Thermohydraulic Behavior in a Primary Cooling System during  
a Loss-of-Coolant Accident of a Light-Water Reactor  
(Results of the Mock-up Test with ROSA-I)

Hiroji SHIMAMUNE, Masayoshi SHIBA, Hiromichi ADACHI,  
Norio SUZUKI, Kaoru OKUBO, Tatsuo CHIBA, Hideo ITO,  
Makoto SOBAJIMA, Nobuo YAMAMOTO and Saburo TODA\*

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

(Received March, 1974)

With ROSA-I (Rig of Safety Assessment - I), 61 runs of the LWR blowdown experiment have been carried out under the conditions: model reactor type, BWR and PWR; reactor core, none, no-heating and heating; rupture position, upper and lower pressure vessel nozzle; initial discharge pressure, 40, 70 and 100 kg/cm<sup>2</sup>G; and rupture diameter, 25, 50, 70, 100 and 125 mm. The purpose was to obtain the data of thermal and hydrodynamic behavior in the reactor pressure vessel during a blowdown, including in-vessel pressure, coolant temperature, discharge flow rate, model fuel rod surface temperature and shock wave. Analysis was also made with the codes RELAP-2 and -3 developed by NRTS of the United States, to verify the calculation model used. In addition, the results of calculation with the shock-wave analysis code DEPCO developed in JAERI were compared with those by experiment. The experimental facility ROSA-I and the results obtained with it and also the analyses made in this connection, are described in detail.

---

\* Tohoku University

## 目 次

|                    |     |
|--------------------|-----|
| 1. まえがき            | 1   |
| 2. 試験装置            | 4   |
| 2.1 試験装置本体         | 4   |
| 2.2 燃料要素           | 9   |
| 2.3 データ集録装置        | 11  |
| 2.4 試験手順           | 13  |
| 3. 試験データの検討        | 40  |
| 3.1 試験条件           | 40  |
| 3.2 鮫和減圧           | 40  |
| 3.3 未鮫和減圧          | 45  |
| 3.4 燃料温度上昇試験       | 47  |
| 4. 解析              | 71  |
| 4.1 鮫和減圧の解析        | 71  |
| 4.2 高速二相流と二相臨界流の理論 | 84  |
| 4.3 破断口からの流出流量の解析  | 91  |
| 4.4 未鮫和減圧の解析       | 98  |
| 4.5 燃料温度挙動の解析      | 103 |
| 4.6 急速凝縮器の検討       | 107 |
| 5. 結言              | 154 |
| 6. あとがき            | 155 |
| 参考文献               | 156 |

|           |                                                                                |    |
|-----------|--------------------------------------------------------------------------------|----|
| Fig. 1.1  | Loss-of-Coolant Accident Sequence in LWR .....                                 | 3  |
| Fig. 2.1  | Flow Sheet of ROSA-I Facility .....                                            | 21 |
| Fig. 2.2  | Pressure Vessel and Inner Structures .....                                     | 22 |
| Fig. 2.3  | Core Barrel .....                                                              | 23 |
| Fig. 2.4  | Support Grid .....                                                             | 23 |
| Fig. 2.5  | Sealing Plate .....                                                            | 23 |
| Fig. 2.6  | Blowdown Pipe Arrangement .....                                                | 24 |
| Fig. 2.7  | Orifice Plate .....                                                            | 24 |
| Fig. 2.8  | Pressure Controlling Systems between Rupture<br>Discs .....                    | 25 |
| Fig. 2.9  | Rapid Condenser .....                                                          | 26 |
| Fig. 2.10 | Forced Circulation System .....                                                | 27 |
| Fig. 2.11 | Pressurizer .....                                                              | 26 |
| Fig. 2.12 | Fuel Assembly "Type A" .....                                                   | 28 |
| Fig. 2.13 | Fuel Assembly Arrangement in Pressure Vessel...                                | 29 |
| Fig. 2.14 | Fuel Rod Arrangement in Type A Fuel Assembly...                                | 29 |
| Fig. 2.15 | Fuel Rod "Type I" .....                                                        | 30 |
| Fig. 2.16 | Diagram of the Data Acquisition System .....                                   | 31 |
| Fig. 2.17 | The Instrumentation Locations .....                                            | 32 |
| Fig. 2.18 | The Instrumentation Port for Thermocouple ...                                  | 33 |
| Fig. 2.19 | Three Types of the Instrumentation Port<br>for Pressure Transducers .....      | 33 |
| Fig. 2.20 | Pressure Taps at the Orifice .....                                             | 34 |
| Fig. 2.21 | Differential Pressure Transducer Connection<br>to the Vessel .....             | 35 |
| Fig. 2.22 | Differential Pressure Transducer Connection<br>to the Cooling Water Tank ..... | 35 |
| Fig. 2.23 | Processing of the Experimental Data .....                                      | 35 |

|           |                                                                                                                                       |    |
|-----------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Fig. 3.1  | Pressure Transient for the Bottom Blowdown<br>Simulating BWR-LOCA .....                                                               | 53 |
| Fig. 3.2  | Temperature Transients at the Top and the<br>Bottom of the Vessel .....                                                               | 53 |
| Fig. 3.3  | Pressure Transients for the Blowdown Tests<br>Simulating PWR- and BWR-LOCA .....                                                      | 54 |
| Fig. 3.4  | Pressure Transients for the Blowdown Tests<br>from the Top and the Bottom .....                                                       | 55 |
| Fig. 3.5  | Transients of Differential Pressure between the<br>Top and the Bottom for the Top and the Bottom<br>Blowdown .....                    | 55 |
| Fig. 3.6  | Effect of the Initial Pressure on Pressure<br>Transient for the Bottom Blowdown .....                                                 | 56 |
| Fig. 3.7  | Effect of the Initial Pressure on Pressure<br>Transient for the Top Blowdown .....                                                    | 56 |
| Fig. 3.8  | Effect of the Initial Pressure on the<br>Differential Pressure Transient between the Top<br>and the Bottom for the Top Blowdown ..... | 57 |
| Fig. 3.9  | Effect of the Break Size on Pressure Transient<br>for the Bottom Blowdown .....                                                       | 57 |
| Fig. 3.10 | Effect of the Break Size on the Differential<br>Pressure Transient for the Bottom Blowdown ...                                        | 58 |
| Fig. 3.11 | Effect of the Break Size on Pressure Transient<br>for the Top Blowdown .....                                                          | 58 |
| Fig. 3.12 | Effect of the Break Size on the Differential<br>Pressure Transient for the Top Blowdown .....                                         | 59 |
| Fig. 3.13 | Pressure Transients with Different Orifices<br>at the Break .....                                                                     | 59 |

|                                                                                                                          |    |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Fig. 3.14 The Differential Pressure Transients with Different Orifices at the Break .....                                | 60 |
| Fig. 3.15 Effect of the Initial Water Level on the Pressure Transient .....                                              | 60 |
| Fig. 3.16 Effect of the Initial Water Level on the Differential Pressure Transient .....                                 | 61 |
| Fig. 3.17 Pressure Transients with and without the Core in the Vessel .....                                              | 61 |
| Fig. 3.18 The Differential Pressure Transients with and without the Core in the Vessel .....                             | 62 |
| Fig. 3.19 Pressure Transients for the Bottom Blowdown with and without the Circulation Loop .....                        | 62 |
| Fig. 3.20 Pressure Transients for the Top Blowdown with and without the Circulation Loop .....                           | 63 |
| Fig. 3.21 Pressure Transient for the Bottom Blowdown Simulating PWR-LOCA .....                                           | 63 |
| Fig. 3.22 The Instrumentation Locations for Measuring Rapid Pressure Transients in Subcooled Decompression Process ..... | 64 |
| Fig. 3.23 Subcooled Decompression Data (Test#1000) ....                                                                  | 65 |
| Fig. 3.24 Subcooled Decompression Data (Test#1001) ....                                                                  | 65 |
| Fig. 3.25 Subcooled Decompression Data (Test#1002) ....                                                                  | 65 |
| Fig. 3.26 Subcooled Decompression Data (Test#1003) ....                                                                  | 65 |
| Fig. 3.27 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#601) .....                          | 66 |
| Fig. 3.28 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#602) .....                          | 66 |
| Fig. 3.29 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#903) .....                          | 67 |

|                                                                                                                                 |     |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Fig. 3.30 Surface Temperature Transients of Unheated Model Fuel Rod (Test#903) .....                                            | 67  |
| Fig. 3.31 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#1020) .....                                | 68  |
| Fig. 3.32 Surface Temperature Transients of Unheated Fuel Rod (Test#1020) .....                                                 | 68  |
| Fig. 3.33 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#1022) .....                                | 69  |
| Fig. 3.34 Surface Temperature Transients of Unheated Fuel Rod (Test#1022) .....                                                 | 69  |
| Fig. 4.1 Nodal Arrangement in RELAP-2 Calculation (BWR) ....                                                                    | 113 |
| Fig. 4.2 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test with the Core .....                                   | 114 |
| Fig. 4.3 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test without the Core .....                                | 114 |
| Fig. 4.4 Comparisons between the Measured and the Calculated Saturated Pressure Transients to Confirm Saturated Condition ..... | 115 |
| Fig. 4.5 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test With the Lower Initial Pressure ....                  | 115 |
| Fig. 4.6 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test with the Smaller Break Size.                          | 116 |
| Fig. 4.7 Nodal Sensitivety Study Result for the Top Blowdown .....                                                              | 116 |
| Fig. 4.8 Result of Sensitivety Study with the Varied Bubble Rise Velocity .....                                                 | 117 |
| Fig. 4.9 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Bottom Blowdown .....                                      | 117 |

|                                                                                                                                                    |     |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Fig. 4.10 Comparison between the Measured and the Calculated Saturated Pressure Transients to Confirm Saturated Condition .....                    | 118 |
| Fig. 4.11 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test with Similar Initial Conditions to Currently Operating BWR Plants ..... | 118 |
| Fig. 4.12 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Larger Break Size .....                                                      | 119 |
| Fig. 4.13 Result of Sensitivety Study of Various Paremeters Involved in RELAP-3 Calculation with a Single Volume Model .....                       | 119 |
| Fig. 4.14 Result of Sensitivity Study of Various Parameters Involved in RELAP-3 Calculation with Two Volume Model .....                            | 120 |
| Fig. 4.15 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Top Blowdown .....                                                           | 120 |
| Fig. 4.16 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Bottom Blowdown .....                                | 121 |
| Fig. 4.17 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Bottom Blowdown with the Smaller Bresk Size .....    | 121 |
| Fig. 4.18 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Top Blowdown (Single Volume Case) .....              | 122 |
| Fig. 4.19 The Calculated and the Measured Trandients of Water Incentory in the Vessel for the Top Blowdown (Two Volume Case) .....                 | 122 |

|                                                                                                                                                    |     |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Fig. 4.20 The Calculated Transients of Two-Phase Mixture Level, Discharge Flow Rate, and Quality at the Break .....                                | 123 |
| Fig. 4.21 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Top Blowdown with the Larger Break .....             | 123 |
| Fig. 4.22 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Bottom Blowdown with the Core and the Circulation Loop (4 Volume Model) .... | 124 |
| Fig. 4.23 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Top Blowdown with the Core and the Circulation Loop (4 Volume Model) .....   | 124 |
| Fig. 4.24 The Calculated and the Measured Pressure Transients for Hitachi Test with the Same Break Size as Used in the ROSA-I Tests .....          | 125 |
| Fig. 4.25 Relation between the Discharge Coefficient in the Calculations and the Break Diameter for the Various Experiments .....                  | 125 |
| Fig. 4.26 The Calculated Transients of Discharge Quality for the Bottom Blowdown with Various Break Size (#1).126                                  |     |
| Fig. 4.27 The Calculated Transients of Discharge Flow Rate for the Bottom Blowdown With Various Break Size .....                                   | 126 |
| Fig. 4.28 The Calculated Transients of Discharge Quality for the Bottom Blowdown with Various Break Size (#2).127                                  |     |
| Fig. 4.29 Discharge Coefficient vs. Discharge Quality Relation.127                                                                                 |     |
| Fig. 4.30 Effect of the Shape of the Orifice on Pressure Transient for the Top Blowdown .....                                                      | 128 |
| Fig. 4.31 Effect of the Shape of the Orifice on Transient of Water Inventory for the Top Blowdown .....                                            | 128 |

|                                                                                                                        |     |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Fig. 4.32 The Calculated and the Measured Transient Water Inventory for the Top Blowdown .....                         | 129 |
| Fig. 4.33 Relation between the Critical Flow Time and the Break Diameter for Various Elevation of the Break .....      | 129 |
| Fig. 4.34 Relation between Pressure and Mass Velocity for Liquid, Gas and Two-Phase Mixture .....                      | 130 |
| Fig. 4.35 Modelling of Two-Phase Flow in a Pipe Based on Flowing Weight of Fluid and on Existing Weight of Fluid ..... | 130 |
| Fig. 4.36 Discharge Nozzles Considered .....                                                                           | 131 |
| Fig. 4.37 Relations between Pressure and Vapor, Liquid and Total Weight Velocities along Flow Axis .....               | 131 |
| Fig. 4.38 Relation between Pressure and Quality, Void Fraction and Slip Ratio along Flow Axis .....                    | 132 |
| Fig. 4.39 Relation between Pressure and Weight Velocity With Quality as a Parameter .....                              | 132 |
| Fig. 4.40 Relation between Quality of Reservoir and Critical Weight Velocity With Pressure as a Parameter .....        | 133 |
| Fig. 4.41 Relation between Critical Pressure and Critical Weight Velocity .....                                        | 133 |
| Fig. 4.42 An Example of Transients of the Parameters X, B, M for the Bottom Break .....                                | 134 |
| Fig. 4.43 An Example of Transients of the Parameters X, B, M for the Top Break .....                                   | 134 |
| Fig. 4.44 The Measured Values of the Discharge Coefficient for the Diameter of 25 mm .....                             | 135 |
| Fig. 4.45 The Measured Values of the Discharge Coefficient for the Diameter of 70 mm .....                             | 135 |

|                                                                                                                           |     |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Fig. 4.46 Two-Phase Discharge Coefficient for a Sharp-Edged Orifice .....                                                 | 136 |
| Fig. 4.47 Two-Phase Discharge Coefficient for a Round-Edged Orifice .....                                                 | 136 |
| Fig. 4.48 The Measured Values of the Discharge Coefficient for the Converging-Diverging Nozzle .....                      | 137 |
| Fig. 4.49 Relation between Pressure and Fluid Temperature in the Converging-Diverging Nozzle .....                        | 137 |
| Fig. 4.50 Thermodynamic Non-Equilibrium Phenomenon Seen in ROSA-I Blowdown Test .....                                     | 138 |
| Fig. 4.51 Relation between Pressure of Reservoir and the Discharge Coefficient $C_{DO}$ for Single-phase Water Flow ..... | 138 |
| Fig. 4.52 Finite Difference Method of 1st Order .....                                                                     | 139 |
| Fig. 4.53 Discontinuity of Pressure at the Break .....                                                                    | 139 |
| Fig. 4.54 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1000, PQ-4) .....     | 140 |
| Fig. 4.55 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1000, PQ-3) .....     | 140 |
| Fig. 4.56 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1000, PQ-1) .....     | 141 |
| Fig. 4.57 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1001, PQ-4) .....     | 141 |

|                                                                                                                         |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Fig. 4.58 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1001, PQ-3) .....   | 142 |
| Fig. 4.59 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1001, PQ-1) .....   | 142 |
| Fig. 4.60 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1002, PQ-4) .....   | 143 |
| Fig. 4.61 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1002, PQ-3) .....   | 143 |
| Fig. 4.62 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1002, PQ-1) .....   | 144 |
| Fig. 4.63 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1003, PQ-4) .....   | 144 |
| Fig. 4.64 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1003, PQ-3) .....   | 145 |
| Fig. 4.65 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1003, PQ-1) .....   | 145 |
| Fig. 4.66 Transient of Water Inventory in the Vessel (Test #903) .....                                                  | 146 |
| Fig. 4.67 Pressure Transients with the Point the Saturation Condition Is Reached at the Lower Plenum (Test #1002) ..... | 146 |

|                                                                                                        |     |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Fig. 4.68 Assumptions Made in BWR LOCA Analysis on Heat Transfer Coefficient Variation with Time ..... | 147 |
| Fig. 4.69 Flow Sheet of Test Apparatus to Test Rapid Condensation of Flushing Flow .....               | 147 |
| Fig. 4.70 Detail of the Test Condenser .....                                                           | 148 |
| Fig. 4.71 An Example of Fluid Temperature Distributuin along the Axis of the Condenser .....           | 149 |
| Fig. 4.72 Fluid Temperature after Completion of Condensation .....                                     | 149 |
| Fig. 4.73 Distance Required for Completion of Condensation vs. Steam Velocity (Nozzle I) .....         | 150 |
| Fig. 4.74 Distance Required for Completion of Condensation vs. Steam Velocity (Nozzle II) .....        | 150 |
| Fig. 4.75 Pressure Oscillation Data in Condenser .....                                                 | 151 |
| Fig. 4.76 Pressure Oscillation Data in Condenser .....                                                 | 151 |
| Fig. 4.77 Test Data of Rapid Condenser .....                                                           | 151 |
| Fig. 4.78 Bend Flow Meter Test Data .....                                                              | 152 |
| <br>Table 2.1 Nozzle List for the ROSA-I Pressure Vessel .....                                         | 18  |
| Table 2.2 Instrumentation for ROSA-I Operation .....                                                   | 19  |
| Table 2.3 Part List for the Model Fuel Assembly .....                                                  | 18  |
| Table 2.4 Measurement List for ROSA-I Experiment .....                                                 | 20  |
| Table 2.5 Operating Pressure in the Pressure Balancing Chambers ..                                     | 20  |
| Table 3.1 Major Conditions for Each Tests .....                                                        | 50  |
| Table 3.2 Test Conditions for the Subcooled Decompression Tests ..                                     | 51  |
| Table 3.3 Test Conditions for the Core Heating-up Tests .....                                          | 52  |
| Table 4.1 Discharge Coefficient for the ROSA-I Data Used in RELAP-2 Code .....                         | 111 |
| Table 4.2 Discharge Coefficient for the ROSA-I Data Used in RELAP-3 Code .....                         | 112 |

|            |                                                                     |     |
|------------|---------------------------------------------------------------------|-----|
| Photo. 2.1 | Data Acquisition System                                             | 36  |
| Photo. 2.2 | Process Control Panel                                               | 36  |
| Photo. 2.3 | Major Portion of the Test Facility                                  | 37  |
| Photo. 2.4 | Model Fuel Assembly                                                 | 37  |
| Photo. 2.5 | Fuel Assembly Inserted into the Vessel                              | 38  |
| Photo. 2.6 | Rupture Disc Assembly                                               | 38  |
| Photo. 2.7 | Broken Rupture Disc                                                 | 39  |
| Photo. 2.8 | ROSA-I in Test                                                      | 39  |
| Photo. 3.1 | Broken Fuel Rod (Test #602)                                         | 70  |
| Photo. 3.2 | Broken Spacer (Test #602)                                           | 70  |
| Photo. 4.1 | Photo of Fluid in a Small Scale Rapid Condenser<br>for Visual Study | 153 |

## 1. まえがき

軽水炉の安全解析において、その対象とする最大想定事故としては一般に一次配管がなんらかの原因により破断するという仮定を設け、事故現象とその波及の経過を解析する方法がとられている。

Fig.1.1 は軽水炉の一次配管破断につづく事故現象の経過をブロックダイヤグラムで示したものである。図の実線は事故現象ないし事故状態の因果関係を示し、とくに太実線は細実線に比して相対的に発生確率が高く、かつそれ以後の事故発展の可能性が強いものと予想される過程である。安全系諸設備の効果については、期待される効果のフィードバック経路を点線で示しただけで実際的効果は無視しているので、矢印の方向は事故現象が展開していく可能性の方向を表わしているだけで、必ずそうなることを意味しているものではない。この図を要約すれば、事故現象の経過は一次系配管破断に続いて、(1)冷却材の流出、圧力低下、(2)熱除去能力の低下、炉心温度上昇、燃料要素の溶融または破損、(3)F.P. 放出、大気放散となる。事故の波及を防止するために、すべての原子力プラントは各種の工学的安全施設を備えている。

一次系配管破断にはじまる想定事故に対する安全評価の信頼性を増すためには、事故現象および工学的安全施設に関する実証データ、解析コード等に関する研究の積み重ねが必要である。ROSA-I(Rig of Safety Assessment-I) 計画は、この軽水炉冷却材喪失事故に関する実験研究の一環として始められたもので、SAFEプロジェクトの後を受けてスタートした。昭和38年、日本原子力産業会議安全特別研究会にSAFEプロジェクト小委員会が設けられ、軽水炉冷却材喪失事故の安全解析に関する多角的な実験研究が行なわれ、数々の有益な知見を得て昭和41年6月にその成果報告書が刊行された。

この報告書の結論の中で、SAFEプロジェクトの目的を達成するために今後さらに研究を必要とするものとして

- (1) 実規模に近い装置による冷却材喪失事故時の炉心過渡現象を解明するための実験
- (2) 工学的安全施設の効果を含めた冷却材喪失事故を解析する計算コードの開発

が挙げられた。この要請を受けて、原研が第2期の実験研究を行なうことになり、原研内に軽水炉安全防護装置開発研究委員会が発足した。

ROSA-I による実験内容を作成するためにあたっては限られた人数の担当グループの陣容で、できるだけSAFEプロジェクトの要望にそい、かつ安全解析上重要でありながらまだ充分な知見が集積されていないものに重点をしほるということを念頭において、次の3項目に決定した。

- (1) 破断口からの流出流量
- (2) ブローダウン過程における燃料棒表面温度挙動
- (3) 減圧過程における圧力振動

(1)は安全解析のもっとも基本的問題でありながら、いまだ定着した結論がない。とくに、破断口を実験室的規模からいちじるしく大きくした場合に対して種々のパラメータが流出流量に及ぼす影響を調べようとするものである。SAFEプロジェクトの結果によると、破断口の単位面積あたりの流出流量は破断口の口径が大きくなると少なくなる傾向を示しているが、その詳細についてさらに検討を加えることが目標である。これと併行して、一次系内の圧力、冷却材温度、流出クオリティ等も究明することになった。(2)は冷却材の喪失過程における炉心からの熱伝達について知見を得ることである。従来の解析では、燃料棒表面の温度上昇を引き起す要因として水面からの露出しか考えていなかったのに対し、たとえ水面下であってもブローダウン中においては熱伝達を阻害することは有り得ないかを実証的に検討するの

が狙いである。最後の(3)は、高温高圧水が流出する減圧過程、とくに未飽和減圧過程において、激しい圧力振動が一次系内に発生することはすでに実験的に知られているが、さらにその現象を詳細に把握し、炉内構造物に加わる衝撃力を推定できるような実用性ある解析コードを作成することを目的としている。

次に実験装置の規模および構成であるが、これは対象としている事故現象の範囲によって決る。たとえば、実炉の場合にそのまま適用できるようなデータを得ることを目的として、冷却材喪失事故の全過程について総合的にかつ高精度で把握しようとすれば、圧力容器以外に配管系、ポンプ、弁等の熱流動現象に影響を与える機器、格納容器、各種の工学的安全施設等を設ける必要があり、さらに形状、寸法、配置など事故現象を模擬するための方法が極めて厄介なものとなる。装置が複雑になればなるほど現象に関与する因子の数は増大し、それらの相互関連性も一層複雑となり、総合的データを得たとしても個々の因子が現象にどの程度影響を及ぼしているのかを評価するのが困難となる。いきなりこのような総合実験をやっても、一般性ある結論を導きだすことはおそらく不可能であろう。この困難を避けるためには、既得の知識の上にたって単純なものから複雑なものへと段階を踏まざるを得ない。

ROSA-I 計画では、前述の三つの研究目標を遂行するにあたり、着目する現象の範囲を圧力容器の内部に限定し、その代りに装置を従来の実験よりはできるだけ大型とし、かつ実炉を模擬した燃料要素を考慮することによって、ROSA-I 計画に課せられた“従来の実験より前進した実験条件”とした。

ROSA-I 試験は昭和 45 年 12 月に開始し、昭和 48 年 3 月に終了した。この間に 61 回の放出試験を行なったが、主な試験条件は次のとおりである。

|      |                                    |
|------|------------------------------------|
| 模擬炉型 | : BWR, PWR                         |
| 模擬炉心 | : なし、非発熱、発熱                        |
| 放出位置 | : 圧力容器上部ノズル、下部ノズル                  |
| 放出圧力 | : 40, 70, 100 kg/cm <sup>2</sup> G |
| 破断口径 | : 25, 50, 70, 100, 125 mm φ        |

以上の試験条件のもとで、ブローダウン中の圧力容器内の熱流動現象、すなわち圧力容器内圧力、冷却材温度、流出流量、模擬燃料棒表面温度、衝撃波等に関するデータを集積した。また、米国NRTSより導入された解析コード RELAP-2, RELAP-3 による解析を行ない、そこで使用されているモデルの検討を行なった。さらに衝撃波解析コード DEPCO を開発し、実験との照合を行なった。

ROSA-I は従来のこの種の実験装置に較べればかなり大型で、実炉の模擬も一部において考慮しているが、主として圧力容器を対象としたもので一次系配管もなく非常炉心冷却装置（ECCS）も備えていない。したがって、ここで行なわれた実験は軽水炉冷却材喪失事故のほんの一部分の現象に関して追求したにすぎない。しかしその内容は、後につづく事故現象の波及経過に大きな影響を持つものであり、安全解析上きわめて重要な位置づけにある。原研では現在、ROSA-I 計画の終了に引きつづいて、ECCS 効果も含めたさらに広い範囲の事故現象を究明するために ROSA-II 計画を実施中である。

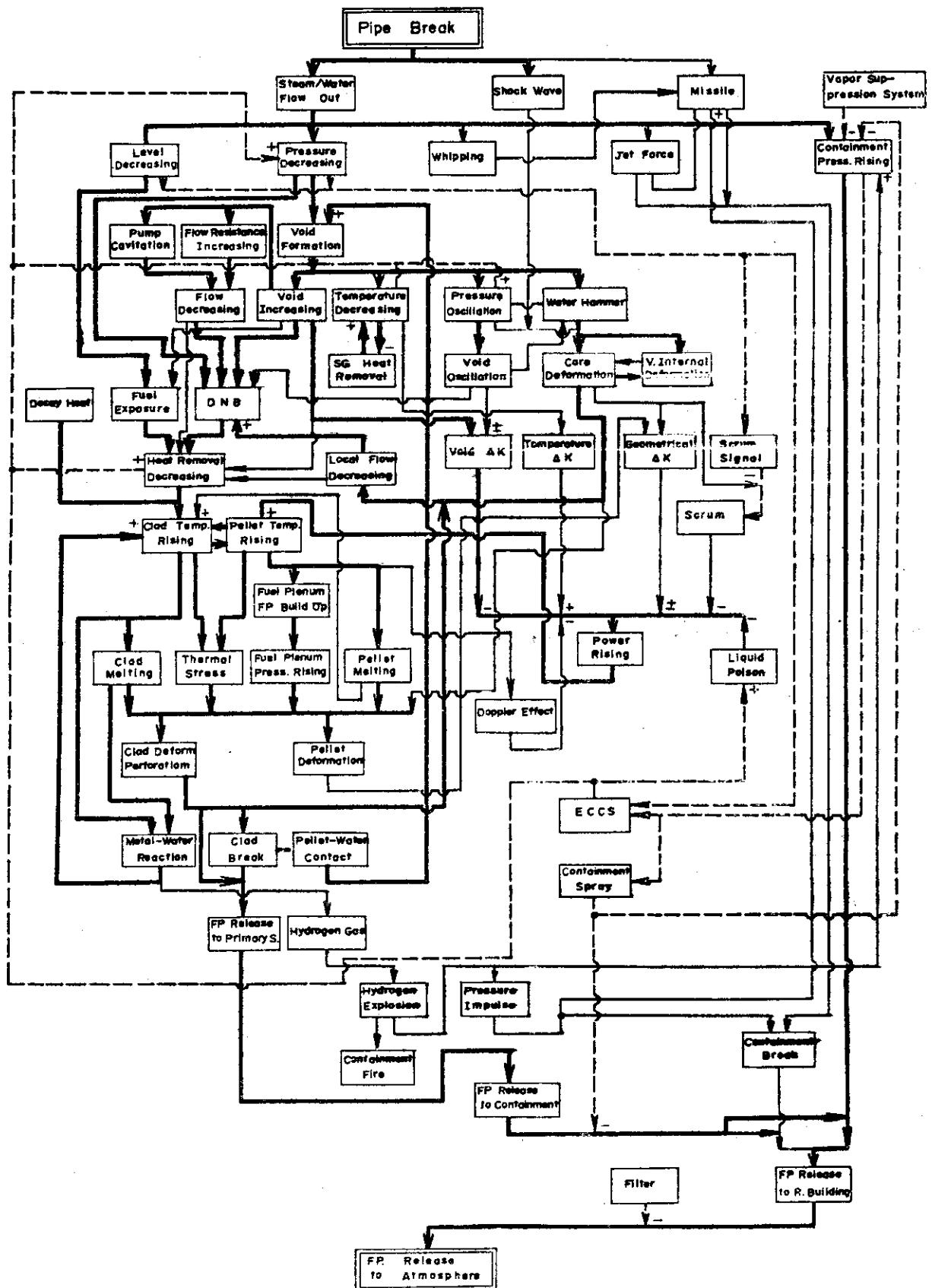


Fig. 1.1 Loss-of-Coolant Accident Sequence in LWR

## 2. 試験装置

ROSA-I 試験装置は、急速破断機構のついた放出系を設けた模擬圧力容器を中心とする試験装置本体、同様に燃料要素を模擬した電力加熱の模擬燃料要素を中心とする模擬炉心、および試験データの検出と集録をするデータ集録装置等で構成されている。

圧力容器は最高使用圧力  $100 \text{ kg/cm}^2 \cdot G$ 、最高使用温度  $310^\circ\text{C}$  で内径  $560 \text{ mm} \phi$ 、内面軸長  $7,080 \text{ mm}$  の堅型円筒容器でこれに急速破断機構を含む放出配管および冷却水の予熱回路等が接続している。炉心は  $3 \times 3$  正方格子配列の 9 体の燃料要素で構成され中心の 1 体を総計  $2,400 \text{ KVA}$  で電力加熱できる。模擬燃料棒はタイロッドを含め 1 燃料要素につき  $7 \text{ 本} \times 7 \text{ 本}$  の正方格子配列である。加熱燃料棒は薄肉ステンレス管による直接通電方式でその内の 1 本の表面に熱電対を設け軸方向の 5ヶ所で温度計測をした。試験データは 1 次冷却系内の温度、圧力、差圧等を計測しそれらを適宜増巾しディジタルデータレコーダおよびアナログデータレコーダに集録した。ディジタルデータレコーダに集録した試験データは電子計算機で処理した。

ここでは、これら ROSA-I 試験装置を構成する各部の詳細についてその運転方法と共に述べる。

### 2.1 試験装置本体

ROSA-I 試験装置で試験装置本体と呼ばれる部分は Fig. 2.1 に示すように圧力容器を中心に、炉心を支持する炉内構造物、1 次冷却水の純化と供給をする給水系、供給された冷却水を所定値まで昇温・昇圧する予熱回路、1 次冷却水の模擬破断と放出冷却水を導く放出配管、冷却系に初期流速を与える強制循環回路、加圧水型炉の破断事故を模擬するための加圧器、この図以外には装置の運転に必要な制御系および燃料要素を加熱する電力供給回路から構成される。

#### 2.1.1 圧力容器

Fig. 2.2 に示す圧力容器は最高使用圧力  $100 \text{ kg/cm}^2 \cdot G$ 、最高使用温度  $310^\circ\text{C}$  までの高温高圧水を保有できる堅型円筒容器で、上・下端は半球形をしており内容積  $1.7 \text{ m}^3$ 、内面軸長  $7,080 \text{ mm}$ 、内径  $560 \text{ mm} \phi$ 、肉厚  $44 \sim 65 \text{ mm}$  で約  $14 \text{ ton}$  の自重を有する。圧力容器内部にはコアバレルを介して 9 体の燃料要素を挿入する。放出配管接続ノズルは圧力容器上・下端からそれぞれ  $680 \text{ mm}$  の位置にあり、放出配管を移動することによって上部および下部破断の両方の放出試験ができる。この他に予熱回路と接続する循環水出入口ノズル、蒸気放出弁接続ノズル、ドレン弁接続ノズル、窒素ガス封入ノズルや試験データ計測のため熱電対取付けノズル、圧力測定座がある。また燃料要素の電力供給のための電流導入ノズルおよび燃料棒温度計測用熱電対線貫通ノズルがある (Table 2.1)。また圧力容器胴部は下端から  $4,865 \text{ mm}$  の位置に中間フランジがあり圧力容器を上下に分割できる。これをを利用して燃料要素、炉内構造物等の取付け、取りはずしを行なう。圧力容器主要部の鏡板および胴部は SUS 304、中間フランジは SF 50 の内面に SUS 304 を肉盛後機械加工したもので、200 回の放出試験に耐えるよう設計製作されている。

#### 2.1.2 炉内構造物

圧力容器内に燃料要素を固定すると共に冷却水流路を形成するための一連の構造物でそれらは、炉心を圧力容器内の所定の位置に固定するコアバレル (Fig. 2.3)、9 体の燃料要素の半径方向の固定と同時に冷却水流路を形成するグリッドプレート (Fig. 2.4) や燃料要素の軸方向の固定する燃料要素抑えがある。さらにコアバレルと圧力容器内面間の流路を遮断するシールプレート (Fig. 2.5) は、コアバレル下

端に装置するスカートおよび放出位置との組合せによって放出経路を3通りに変えることができこれによってそれぞれ冷却水の炉心入口側破断、出口側破断および主蒸気管破断を模擬することができる。これら炉内構造物は圧力容器内壁の8ヶ所のブラケットに固定する。

### 2.1.3 給水系

給水系は純水製造装置(IECH)、純水タンク(PWT)、純水再生装置(POL)および給水ポンプ(P2)より成る。純水製造装置はオルガノ社製モノベッド型でこれは一つの塔の中で陰陽両イオン交換樹脂を混合して使用する形式で、漏過水に対し純度 $1 \times 10^6 \Omega \cdot \text{cm}$ で処理能力 $600 \ell/\text{hr}$ を有する。このようにして処理された純水は純水タンクに貯える。純水タンクは内面にゴムライニングを施した堅型円筒容器で $9.4 \text{ m}^3$ の内容積を有し常温・常圧下で用いる。またもし貯蔵中の純水が純度の低下を来した時は付属の循環ポンプ(P3)と純水再生装置により再純化する。その性能は純水製造装置とほぼ同じである。純水は給水ポンプで冷却系に給水する。給水ポンプは片吸込渦巻ポンプで口径 $80\text{A} \times 80\text{A}$ 揚程 $20\text{m}$ 、吐出量 $0.8 \text{ m}^3/\text{min}$ で $7.5 \text{ KW}$ 三相誘導電動機で駆動する。

### 2.1.4 予熱回路

冷却系内の冷却水は予熱器(HE)であらかじめ設定した値まで昇温・昇圧する。予熱器は内径 $180 \text{ mm} \phi$ 、軸長 $2700 \text{ mm}$ 、肉厚 $20 \text{ mm}$ の円筒の内部にステンレス薄肉管ヒータ12本を組み込んだもので三相交流電源により最高 $400 \text{ KW}$ で予熱できる。予熱器の上、下にあるノズルは圧力容器の循環水入口ノズルとループ状に配管で接続し、昇温・昇圧は自然循環で行なう。配管途中にベンチマリ式流量計を挿入し循環流量を記録する。またそれぞれの配管には遠隔操作の締切弁(RCV 2,3-100A)があり、放出試験直前にとじることにより、予熱器を圧力容器から切離す。この締切弁は空気作動の高温高圧型で弁、弁座は温度、圧力の急変にも耐えるようステライト盛を施してある。

### 2.1.5 放出系

放出系は、圧力容器の放出ノズルにオリフィス(ORF)、破裂板(RD)、膨脹部、伸縮継手(EXP)、急速凝縮器(QCN)、ベンド管、直管の順序に接続したもので、その様子はFig.2.6に示す。放出系は破断位置により、全体を上部または下部放出ノズルに組替える。オリフィスと破裂板を一体にして急速破断機構と呼び、オリフィスはJIS規格に基づく薄刃オリフィスおよび丸形オリフィスで薄刃オリフィスは $25 \text{ } \phi \pm 0.05 \text{ mm} \sim 125 \text{ } \phi \pm 0.05 \text{ mm}$ まで5通りの口径であり丸形オリフィスは $50 \text{ } \phi \pm 0.05$ である。Fig.2.7にみるようにオリフィスには前後の圧力を測定するための測定孔がある。破裂板は米国のBS&B社製でステンレス製の薄板を皿形に成形したもので、3枚の破裂板で急速破断機構を構成する。試験圧力( $40, 70, 100 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$ )によって、破裂板の組み合せが決まる。3枚の破裂板の間の2つの空間は圧力容器に近い方から、高圧バランス室、低圧バランス室と呼ぶ。圧力容器の圧力が上昇していくと、それぞれのバランス室に窒素ガスを封入し、各破裂板の両側には規定以上の差圧が生じないようにする。これをFig.2.8によって説明すると、圧力容器と高圧バランス室、高圧バランス室と低圧バランス室間に生ずる差圧を常時検出(PdT 1.2)し、設定した差圧と差が生じると、圧力調節弁(RCV 1-2-1-5)が作動し、バランス室の窒素ガスの吸入、排気を制御し、修正する。試験条件に達すると、急速放出弁(RCV 1-1-1またはRCV 1-1-2)が開いて窒素ガスタンク内の高圧の窒素ガスまたは圧力容器内の一一部の冷却水を低圧バランス室に入れ、低圧側の破裂板を破ると、残る2枚の破裂板も圧力バランスがくずれ、ほとんど同時に破れ、圧力容器内の冷却水が放出する。放出した冷却水はそれが減圧沸騰して体積膨脹するための膨脹部と昇温過程で熱膨脹する伸びを吸収する伸縮継手を通り急速凝縮器に至る。伸縮継手はベローズ型で補強のため外筒付きで、 $25 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$ の

圧力に耐える。主寸法はフランジ内径 362.4 mm  $\phi$  面間距離 1,492 mm で可動式バネ架台上に固定し、架台共に下流側に移動することで、急速破断機構の交換が容易にできる。流量を測定するため放出した冷却水を凝縮する急速凝縮器は横型直接混合式と呼ぶ原研独自のもので、Fig. 2.9 のように圧力容器からの高温の放出量と、冷却水タンク (CWT) からの常温の冷却水が凝縮器内で直接混合して完全に凝縮する。冷却水タンクは堅型円筒容器で内容積 21.6 m<sup>3</sup>、最高使用圧力 10 kg/cm<sup>2</sup>・G で冷却水出口ノズル (350  $\phi$  - 2ヶ)、温度測定ノズル、水位測定ノズル、マンホール等がついている。常温の水を約半分程充填し、空気または窒素ガスで最高 10 kg/cm<sup>2</sup>・G まで加圧できる。また流量調節用バタフライ弁の角度を変えることで広範囲の流量調節ができる。凝縮した冷却水はベンド管に設けた差圧式流量計で流量測定し、屋外の凝縮プールに放出する。

#### 2.1.6 強制循環回路

強制循環回路は燃料棒のまわりを流れる冷却水流速を高めることによってバーンアウト熱流束を上げ、燃料棒を高い熱流束で発熱できるようにし、より実炉に近い条件で実験できるようになると同時に、燃料棒表面温度の測定精度を上げることを目的に昭和46年10月から昭和47年1月にかけて新設した回路である。

これはFig. 2.10 に示すように、強制循環ポンプ、逆止弁、ベンチュリ式流量計とこれらを接続する配管から成る。圧力容器の下部放出ノズルに接続した膨脹管の中央部から取出した配管は、流量計を通り強制循環ポンプに入る。ポンプから吐出された冷却水は逆止弁を通り大部分は圧力容器下端の冷却水入口ノズル (4B) から炉心下部に達した後、燃料棒の周囲を最大 2 m/sec の流速で上昇し炉心上部から圧力容器とコアパレルとの間隙を降下し膨脹部にもどる。残りは水循環系配管に入り予熱器を通り炉心上部に達する。吐出、吸込側配管共に熱膨脹による伸び、放出試験時に発生する力を吸収するため大きなU字型管を用いた。強制循環ポンプは片吸込渦巻型、吸込圧力 80 kg/cm<sup>2</sup>・G、揚程 25m、最大吐出流量 260 m<sup>3</sup>/h で接液部は 14Cr を使用している。駆動用としては直流電動機の励磁方式分巻容量 30 KW で流量制御を行うためサイリスターレオナード式の電磁制御盤で回転数制御し、任意の温度、圧力からの始動が可能である。

#### 2.1.7 加圧器 (PR)

加圧水型炉模擬放出を行うため昭和46年に設置した。加圧器はFig. 2.11 に示すような円筒容器で内容積 0.1 m<sup>3</sup> のものを 2 基並列に接続したもので、圧力容器の安全接続ノズル (1B) を使用して加圧器と接続し、圧力制御のため窒素ガス赴入弁 (RCV-8)、蒸気放出弁 (RCV-6) を加圧器に移設した。また加圧器内の実水位を計測するために直視式液面計を設け、テレビカメラで制御室で監視、記録した。さらにデータとして圧力と温度の測定ができる。なお加圧器は最高使用圧力 110 kg/cm<sup>2</sup>・G で窒素ガスを用いて加圧する。

#### 2.1.8 その他の機器

##### (1) 高揚程ポンプ (P1)

高揚程ポンプは試験を行う前の耐圧テストと、試験過程で圧力容器内の水位が低下した時、純水を補給するために使用するもので、水位計と連動して自動給水も可能である。高揚ポンプは 3 連式フランジポンプで、揚程 1,100 m、吐出流量 0 ~ 90 l/mn、でサイリスタで流量制御をしており、接液部はSUS 27を使用している。

##### (2) 窒素ガス供給系

窒素ガス供給系は、汎用の窒素ガスボンベを多数まとめたボンベ集合体、窒素ガスタンク (NT)、減

弁，制御室での指示計，圧力調節弁（RCV 1-2～1-5），急速放出弁（RCV 1-1-1）とその制御機器および配管などで構成する。配管系は2系統あり，1つは圧力容器または加圧器の加圧用と破裂板のバランス室の圧力制御および窒素ガスタンクに充填した高圧の窒素ガスを急速放出弁を開いて，低圧バランス室に導き低圧側破裂板を破のに用い，他の一つは減圧弁により減圧し冷却水タンクの加圧に用いる。

### (3) 空気供給系

空気供給系は，コンプレッサー（7.5 KW），空気タンク（AT），脱湿器，制御室での指示計と配管などから成り，各遠隔操作弁（RCV）の作動源と冷却水タンクの加圧に使用する。空気タンクは内容積 $1.3\text{ m}^3$ で最高使用圧力 $10\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$ の堅型円筒容器である。空気タンクの圧力低下は特に遠隔操作弁の作動を円滑にできなくなるので，制御室でも圧力を監視すると共に設定値以下で警報発する。

#### 2.1.9 安全施設，安全装置

試験装置は圧力 $100\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$  温度 $310^\circ\text{C}$ の高温高圧のため装置の主要部分は地下に設けたドライピット内に配置し，また運転，データの収録など行う制御室は $500\text{ mm}$ 厚さのコンクリート壁で隔離し，装置自体もほとんど全部が遠隔操作できるようになっている。このほか運転中および放出時にピット周辺の無人化を図るため，装置の様子は工業用テレビカメラによって制御室で監視する。また関係者以外の立入を禁止すると共に，構内放送で放送時間を知らせている。安全装置は建家だけではなく，装置にも工夫をこらしており，急速凝縮器の上流側に $10\text{ mm}$ 厚さのアクリル板を取りつけてある。これは何らかの原因で冷却水タンクから冷却水が放出したときの逆流防止蓋で放出配管の上流側に流れ込むのを防止する。さらに急速凝縮器の中央部には $16\text{ B}$ の圧力逃し管を設け，この配管の途中に破裂圧 $12\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$ の破裂板1枚をはさみ込み，もし凝縮が完全でなく，急速凝縮器内の圧力が異常に上がっても，この破裂板が破れることにより圧力を下げ他の機器に危害のおよばないようにしてある。また放出系には切り離し機構がある。これは誤操作あるいは何らかの原因で高温水のみが放出したり，凝縮が十分に行われず予想以上の力が生じた時に，圧力容器をはじめ装置，架構，建家などえの損傷を防ぐもので，急速凝縮器とベンド管を切断棒で接続し， $60\text{ ton}$ 以上の力が働くと切断棒が切れてベンド管から下流側の配管が切り離される。切り離されたベンド管は凝縮プール底にある回転機構により回転し，緩衝用ゴムおよび架構を介して最終的にはプールのコンクリート壁で支えられる。また垂直方向のはね上がり力は，凝縮プール底により最大 $200\text{ ton}$ 程度まで吸収できる。この他各種のインターロック，警報器が安全装置として設けられている。

#### 2.1.10 制御系

制御系は各種の状況を検出する検出器と，それを電気的信号に変える増巾器，その結果を指示，記録し，必要に応じ機器を操作する操作監視盤がある。さらに検出した情報で作動する操作端には遠隔操作弁，ポンプ駆動用電動機等がある。またこれらを作動させる電源，電磁制御盤などがある。検出器，変換器，操作端はドライピット内に，操作監視盤は制御室，電源盤は大実験室に配置してある。制御は検出情報を得て自動操作するもの，運転員が，指示，記録計から判断し遠隔手動操作するものとに分けられるが，大部分のものは切替スイッチでいずれの操作もできる。また機器の損傷を伴う恐れのあるものにはインターロック回路を用い，それほどでないものは警報ランプ，ベルなどで知らせる。制御に必要な電源として，主回路用にAC $3\phi, 200\text{ V}, 50\text{ Hz}$ ，制御回路用にAC $1\phi, 200\text{ V}, 50\text{ Hz}$ ，ITV，インタホン回路用にAC $1\phi, 200\text{ V}, 50\text{ Hz}$ ，電磁弁回路用にAC $1\phi, 200\text{ V}, 50\text{ Hz}$ 計装計器回路用にAC $1\phi, 100\text{ V}, 50\text{ Hz}$ がある。この電源により操作する制御系の検出器，変換器，指示計，記

録計等についての詳細は表 2.2 に示し、電導度、水位、温度、差圧、流量が制御対象である。圧力容器の水位制御は、水位検出器 (LACIR - 1) により、高揚程ポンプ (負偏差のみ) 給水、ドレン弁 (RCV 7, 正偏差のみ) 排水することにより一定水位を保持する。水位制御は切替スイッチで手動一自動のいずれもできる。圧力は圧力容器の中央よりやや上部に取付けた圧力検出器 (PACIR - 1) で検出した値で、蒸気放出弁 (RCV, 正偏差のみ) または燃料棒の出力を手動操作することにより制御する。またドラム使用のプログラム制御を行う場合は、初めから設定値にあわせるのではなく、時間の経過と共にあげていく。圧力容器の圧力上昇により生ずる破裂板バランス室との差圧は、圧力容器と高圧バランス室間差圧 (PDACIR - 1), 高圧バランス室と低圧バランス室間差圧 (PDACIR - 2) で検出し、圧力調節弁 (RCV 1-2~1-5) を自動操作し、一定差圧に保持する。破裂板の破り方は 2 通りあり、1 つは冷却水注入弁 (RCV 5-1, 2) と運動するものでタイマーを挿入することで、注入タイミングは任意できる。他はインタロックとは無関係に破裂板を強制的に破る回路である。この他には原水供給弁 (RCV 10) が純水製造装置出口電導度 (CACIR - 3), 再生装置出口電導度 (CACIR - 2), 純水タンク電導度 (CACIR - 1) のいずれかの電導度が低下するか、純水タンクの水位 (LACI 4) が設定値以上になると自動閉となる。

### 2.1.1.1 電力供給回路

燃料棒と予熱器に電力供給するため専用の電源設備を昭和 44 年に設置した。この電力供給回路は A - II 型燃料棒 12 本 (2.2.2 参照) と予熱器に供給する 3 相交流電力系と、A - I 型燃料棒 1 本を加熱する直流電力供給系から成る。交流電力供給系は高圧受電盤、誘導電圧調整器、変圧器、切換器から成り直流電力供給系は高圧受電盤、変圧器、シリコン整流器、直流高速遮断器で構成し両供給系に共通の監視操作盤がある。

中央変電所からの高圧線は地下ケーブルで、高圧受電盤交流系側に入り、同じ盤内で直流系側に分岐する。2 台の誘導電圧調整器ヘダクトを通り、屋内の 2 台の変圧器へは地下コンジットパイプを通り、それぞれキャブタイヤケーブルで接続する。交流系は変圧器からバスバーでドライピット内の切換器に接続し、ここで圧力容器内の A - II 型燃料棒と予熱器に分岐する。直流系はシリコン整流器で整流し、高速遮断器を通り A - I 型燃料棒にバスバーで接続する。これらの機器の配置は高圧受電盤、誘導電圧調整器は屋外。交流系の変圧器、直流系の変圧器、シリコン整流器、直流高速遮断器は屋内大実験室。交流系の切換器はドライピット内の防護壁に取付けた。また監視操作盤は交流系、直流系とも制御室内に設置した。

#### (1) 交流電力供給系

3 相、3300V, 50 Hz を受電し、AC 10~150V で燃料棒 (最大 1800KVA) と予熱器 (最大 400 KVA) へ送電する。

誘導電圧調整器は屋外形で、相数 3 相、周波数 50 Hz, 1 次電圧 3300V, 調整電圧 ±2.490V, 2 次電流 187A, 出力容量 1,870 KVA, 自己容量 805 KVA, 定格連続、冷却方式油入自冷、操作方式手動一自動 (3 相ブレーキモータ、200V, 50 Hz) 両用形である。

変圧器は Y-△ 結線の屋内用油入自冷方式の変圧器で、定格連続、容量 1,870 KVA、周波数 50 Hz、相数 3 相、定格電圧 1 次 5,785V, 2 次 1,56V、定格電流 2 次 6,940A、効率 98.4%、電圧変動率 1.9%，総重量 8,750 kg、である。なお 2 次側は接地していない。

切換器は予熱器と燃料棒への電力を切替えるもので、接触子は空気圧力で作動し、圧空は電磁弁で制御する。接触子は予熱器か燃料棒のいずれかに接触し、その中間にとどまることはない。また操作源の

圧縮空気または制御電力が停止しても機械的にロックするもので、接触子がはずれることはない。

交流操作盤は高圧受電盤から負荷までの操作をするもので、特長は運転、停止が押しボタン式であること、気中しゃ断器（ACB）引きはずし外部信号 10 チャンネルのうち 1 チャンネルに 0.1~5 秒まで任意セットできるデレータイマーをつけたこと、誘導電圧調整器最低起動に解除スイッチを付けたこと、負荷が 2 つあるために切換器がついていることなどである。

## (2) 直流電力供給系

3 相、3,300V、50 Hz を受電し DC 10~100V、600 KVA の電力供給系で誘導電圧調整器は屋外形の 3 相、周波数 50 Hz、1 次電圧 3,300V、調整電圧土 2,680V、2 次電流 69A、出力容量 713 KVA、容量 320 KVA、定格連続、冷却方式油入自冷式、操作方式手動一自動（3 相ブレーキモータ、3φ、200V、50 Hz）、両用形である。

変圧器は整流用相間リクトル付 2 重星形結線で、屋内用油入自冷、定格連続、容量平均 840 VA (1 次 710 KVA、2 次 970 KVA)、周波数 50 Hz、相数 1 次 3 相、2 次 6 相（相間リクト付）、定格電圧 1 次 5970V、2 次 161V、定格電流 1740A×2、効率 98.2% (840 KVA 基準)、電圧変動率 1.5% (840 KVA 基準) である。

シリコン整流器は出力容量最大 100V、600A であり 2 次側は接地していない。高速遮断器は過電流保護用 BJF-7607 型（東芝製）で、トリガー電流により遮断できる。定格電圧 850V、電流 6000A、遮断時間 2.9~34.8m sec、操作方式スラスター、操作電圧 AC 220/200、保持電圧 DC 100V である。

直流操作盤は高圧受電盤から負荷までの操作を行うもので、出力側の電圧計は 1.5 級である。また外付けに 0.5 級のものがあり、通常はこれを利用する。電力遮断のトリガ回路は 10 チャンネルあり、そのうち 1 チャンネルは 0.1~5 秒までのデレータイム付きである。

## 2.2 燃料要素

軽水炉冷却材喪失事故模擬試験装置の模擬炉心は、圧力容器のほぼ中心に位置する。ここに燃料要素を装荷し軽水型原子炉を模擬した熱原および冷却の流動状態を作り出し、定常（流体は放出せず昇温昇圧だけの運転状態）非定常時（流体の放出を伴った急激な圧力、温度、流量変化のある運転状態）の炉心温度変化のようを計測する。

圧力容器内への炉心と燃料要素の装荷の様子を Fig. 2.2 によって説明する。圧力容器内壁に設けたプラケットヘコアバレルを取りつけさらに下部グリッドへ燃料要素を挿入しさらに上部グリッド、燃料棒抑えによって燃料要素を固定する。加熱電流導入部および熱電対は燃料要素上部より電流導入ノズル、熱電対貫通ノズルをとおしてとり出す。

定常運転状態では、圧力容器内の冷却水の流れは矢印の如くなる。即ち入口ノズルから圧力容器内に入った冷却水は下部プレナムから炉心へ達し炉心通過後ダウンカマーを経て出口ノズルに達する。

圧力、温度およびその他の条件が設定値となった時、放出口（上、下部）から冷却水を放出させこの時の燃料棒表面温度挙動を調べる。

### 2.2.1 燃料要素

燃料要素は軽水冷却型原子炉の燃料要素を模擬するもので Fig. 2.1.2 に示すように、その構造はステンレス製中空管を発熱体としその両端に銅棒を溶接した燃料棒および発熱はせず形状のみ模擬した中実棒を束ねし、燃料棒間隔をタイプレートおよびスペーサで保持したものに流管をかぶせ、その上端に集

合体取扱用の具、ベース下端に冷却材導入用の入口孔を設け燃料棒とベースとをネジで固定したものである。燃料棒にはその移動を防止する目的でスプリング、表面温度測定のための熱電対が設けられている。燃料棒は $7 \times 7$ 本の正方格子状配列でその直径およびピッチはそれぞれ $12.5\text{ mm}$ φ、 $16.5\text{ mm}$ である。また流管断面は $123\text{ mm}$ 口で燃料要素全長は約 $3\text{ m}$ である。材質はSUS 304および銅合金からなる。また燃料要素の使用条件は初期圧力が大気圧から $105\text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$ 、温度は最高 $314^\circ\text{C}$ で放出にともなう急激な熱応力に十分耐えられる。

燃料要素はA、B型の2種類があり、各々の機能や特徴は次のようにになる。

燃料要素A型は49本の燃料棒の中2本が表面温度測定用で内1本を含め13本の燃料棒を発熱させることができる。

燃料要素B型は形状および寸法のみ模擬するもので測定および発熱は行わない。

2種類の燃料要素はいずれも燃料棒、流管、タイプレート、スペーサ、ベース、つり具から構成される。燃料棒はI、II、III、IV、Vの5つの型に大別されA型は5種類全部によりB型はV型のみにより構成され、流管はA、Bとも共通である。またA型に用いるタイプレート、スペーザ、ベースは後述するように14本の燃料棒と電気絶縁してある。

この他にA型については加熱用電流を導くためのリービ線が必要である。以上をまとめたのがTable 2.3である。

燃料要素A型およびB型9体の圧力容器内の配列はFig. 2.13に示すとおり、中央1体がA型燃料要素、周囲8体がB型燃料要素である。

燃料要素A型における燃料棒の配列はFig. 2.14に示すように中心がI型燃料棒で近接する周辺にはII型燃料棒(12本)、III型燃料棒(1本)およびIV型燃料棒がある。その他は全てV型棒(4本はタイロッド)となる。

A型燃料要素内での各種燃料棒の支持は、電気絶縁、熱膨脹、流動による燃料棒の振動等に対して考慮を払った。Fig. 2.12によって説明すると、I、II、III型燃料棒は上、下でタイプレート、ベースに設けた穴に插入し軸方向の支持を行うが、その際タイプレート、ベースの穴に円滑状のアルミナ絶縁物を挿入して電気絶縁する。熱膨脹に対しては燃料棒上、下にスプリングを置き燃料棒が熱膨脹してもスプリングが縮み燃料棒が挫屈変形を起こさないようにしてある。横方向の支持はこのタイプレート、ベースの他に電気絶縁、流動による燃料棒の振動を考慮したペーサ4ヶ(601番以前の試験では6ヶ)で行っている。

A型燃料要素のスペーザはFig. 2.12、B-B断面図に示すように、アルミナ碍子製の円筒に細孔をあけ、ここに金属ワイヤーを2方向からとおし位置決めする。このアルミナ碍子を格子状に設け間に燃料棒を挿入する。挿入された燃料棒は四方のアルミナ碍子により支えられるため絶縁される。金属ワイヤー端は溶接するので、碍子の位置は定まるが最終的には49本の燃料棒を挿入して決まる。

## 2.2.2 燃料棒

燃料棒I型は冷却材喪失時における燃料棒からの熱伝達に関する測定値を得るために発熱を行い、表面温度の測定が可能でその構造をFig. 2.15に示してある。発熱長、最大発熱量はそれぞれ $2660\text{ mm}$ および $300\text{ KW}$ (熱流束 $2.5 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h}$ )である。表面温度は燃料棒の表面にろうずけしたシーズ熱電対による。シーズ熱電対はろうずけした管に直接加熱用電流を流すので電気的ノイズをさけるため非接地型を用いた。

燃料棒II型は発熱のみで1本の発熱量 $100\text{ KW}$ (熱流束 $8.24 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr}$ )である。

燃料棒Ⅲ型はⅠ型の下部電極として用いる通電用棒、燃料棒Ⅳ型は発熱せず表面温度のみ測定、燃料棒Ⅴ型は発熱せず形状のみ模擬したものである。

加熱は燃料棒Ⅰ、Ⅱ型とも軸方向に一様である。

炉心温度の計装は燃料棒Ⅰ型表面に熱電対を取り付け表面温度を電気信号に変え、データ集録装置へ送り記録する。熱電対の取り付け方は燃料棒内側（中空管のため内側を熱電対数本通すことが可）から外表面に貫通孔および外表面に細溝を設け、ここに熱電対先端を内側から導き固定し表面を銀ロー付けした。発熱長2660mmの間に5ヶ所設けその位置は発熱部下端から100mmの距離のものをT<sub>1</sub>としその後615mm間隔でT<sub>5</sub>までとする。熱電対は5本とも燃料棒上端から取り出し、ここで気密を行いさらに熱電対取り出しノズルを経てデータ集録装置に繋がれる。

燃料棒Ⅱ型12本の電力結線は、2本並列に継ぎそれを直列に継いだもの3組をデルタ結線したもので、上部は網線で接続し、下端は金具で接ぐ。一方Ⅰ型およびⅢ型燃料棒上部へ網線を接ぎ両者の下部は金具で継がれる。Ⅰ型燃料棒、Ⅱ型燃料棒およびⅢ型燃料棒とも炉心上方の電流導入ノズルを経て電力供給系につながる。

### 2.3 データ集録装置

データ集録装置は冷却水放出開始後の圧力容器内および放出管内の冷却水の温度、圧力および水位と計装燃料棒表面温度の経時変化を検出しデータレコーダに記録する一連の装置で定常データ、例えば初期温度や初期圧力等は制御系で表示される値を用いるのでここには示さない。

データ集録装置はFig.2.1.6に示すように温度、圧力等を検出し電気信号に変換し、その信号を増幅する検出変換増幅部、このようにして検出した電気信号を監視しデータレコーダへ送るための調整をする信号操作部およびデータを記録するデータレコーダで構成される。データ集録装置は検出変換器以外は総べて制御室内に配置しPhoto 2.1に見るよう写真左側より増幅器類を収納した収納盤、信号操作盤、ディジタルデータレコーダおよびアナログデータレコーダの順に置かれている。

#### 2.3.1 信号検出変換増幅部

Table 2.4に試験データ計測項目、検出変換器および増幅器類の一覧表を、またFig.2.1.7に各検出変換器の装置本体への取付け位置を示す。Table 2.4でT-1～T-5の燃料表面温度は燃料棒表面の温度変化を計るため燃料棒表面にシース外径1.0mmφの非接地型クロメル・アルメル熱電対を設けたものでその取付け方法、位置等については「2.2 燃料要素」に述べてある。T-6、T-7、T-8は夫々圧力容器上部、下部プレナム内および放出管内の温度変化を検出するものでシース外径1.6mmφの非接地型クロメル・アルメル熱電対をFig.2.1.8にみるように装置本体からは電気的に絶縁しさらに保護管で感温部がプレナム中央に位置するようになっている。このようにして検出した熱起電力は直流差動増幅器（H,P, 社製 Model 8875A）で増幅し操作盤を中継してディジタルデータレコーダに集録する。

PE-3～PE-5のエンジン指圧計は冷却水圧力と放出オリフィス上、下流側における比較的ゆっくりした(DC～100Hz)圧力変化を検出するもので抵抗線歪計変換器で計測容量100kg/cm<sup>2</sup>・G(共和電業PE-100KJ)のものを主として使用した。抵抗線動歪測定器は共和電業DM-6Jを使用したがこの最大出力が3Vとディジタルデータレコーダの入力最大値10Vに比べかなり低いので集録精度を確保するため操作盤組込みの中間増幅器(直流増幅器、岩通WDA-2)を用いた。動歪測定器DM-6Jは最高6チャネル迄使用可能で後述の差圧変換器からの出力増幅もこれで行った。PT-1, PT-2は半導体圧力変換器(トヨタ工機PM-7M-100H)により圧力検出をした。これは半導体を圧縮す

るとき電気抵抗が変化する原理に基づき後述の水晶圧力変換器の圧力検出原理と抵抗線歪計の電気回路原理を組み合せたもので検出圧力に対する応答の速さと変換信号の電気的安定性がある。半導体圧力変換器の出力は直流増巾器（トヨタ工機 TH-2A）で増巾しディジタルデータレコーダに集録した。PQ-1～PQ-4は未飽和放出時の冷却水中の圧力波振動を検出するためのピエゾ圧力変換器で応答周波数が非常に高く100Hzに達する。しかし取り扱いがむずかしく特に湿気による絶縁抵抗の低下によるトラブルが多かった。ピエゾ圧力変換器はKistler社 Model 649、増巾器は専用チャージ増巾器504Aを用いた。ピエゾ圧力変換器で検出した圧力振動はアナログデータレコーダに集録した。以上三種の圧力変換器はいずれも高温冷却水に触れるため水冷型であり、また装置本体からのノイズを防ぐためFig.2.19に示すように総べて装置本体から電気的に絶縁されている。またオリフィス板上流測および下流側へはFig.2.20に示すようにエンジン指圧計を設けた。

圧力差PD-2, PD-3はそれぞれ圧力容器内の水位と急速凝縮器に注入する冷却水流量を計るために冷却水タンクに設けたものでその取付けはFig.2.21, Fig.2.22に示す。PD-2は圧力容器上部と下部に設けた取出しノズルより1/2配管で結ばれており放出前にこの配管内に水を満たしておき放出と共に圧力容器内の水位が低下すると圧力差が変化する。またPD-3は同様に冷却水タンク上・下端から導いた導圧管に接続しており冷却水の放出に伴う水位低下による差圧変化を検出している。差圧変換器は抵抗線歪計型で共和電業社PD-2KS（計測容量2kg/cm<sup>2</sup>）、PD-500GA（計測容量0.5kg/cm<sup>2</sup>）のものも用いた。

表2.6のラップチャデスク破断信号は破裂板表面にエナメル導線を張りこの破断と共に切断することによりON/OFFの電気信号を発生する回路でこの信号とタイマーによって種々の連動作動を行うことができる。

### 2.3.2 信号操作部

信号操作部は検出部からの電気信号の監視、増巾器等の調整およびデータレコーダの調整を行うため設けたもので信号操作盤を中心に直流電圧発生器（横河 Type 2853）、波形発生器（YHP, 3300A）、ディジタル電圧計（横河 Type 2802）、シンクロスコープ（岩通, SS-5055）等で構成される。

### 2.3.3 データレコーダ

データレコーダはアナログデータレコーダとディジタルデータレコーダ各一台を使用した。アナログデータレコーダはAMPEX社 FR-1800Lでこれは主として未飽和減圧過程における圧力振動に関するデータの集録を目的としFM変調方式で最大14チャンネル、集録速度最高120ips(DC～40kHz)までのデータ集録が可能である。アナログデータレコーダに集録したデータの再生は主として電磁オシログラフ（横河 Type 2915）で行うが後述のディジタルデータレコーダに転送し電子計算機による再生も可能である。

ディジタルデータレコーダ（岩通DATAC-2000）は±10.20Vのデータ信号を0.4V毎に量子化し磁気テープに記録する。磁気テープに集録したデータは電子計算機で処理するが実験後直ちにデータの定性的傾向だけでも見たいときは内装のD/A変換器により任意チャンネルのデータを電磁オシログラフあるいは卓上形記録計（横河, Type 3047）に再生できる。データ信号の記録形式はあらかじめ設定したチャンネルをマルチプレクサで順次サンプリングする。サンプリング速度は500～20,000回/秒の間で6段階に変えることができる。磁気テープは7トラック、556BPI, 2400キャラクタ/ブロックで1語（1データ）は2キャラクタで構成されるので1200データ/ブロックとなる。Fig.2.23に試験データを集録した磁気テープの処理過程を示す。ここでまずデータテープを小型電

子計算機 FACOM 230-35 で Tape to Tape 変換する。この処理は DATAC-2000 で得られる磁気テープが 7 トラック記録方式のためここで 9 トラック記録形式に変換する。これはデータ解析する電子計算機 FACOM 230-60 が 9 トラック磁気テープによって稼動しているという電子計算機システム上の要求からである。したがって同一実験データを記録した磁気テープが二巻保管され万一の場合のテープトラブル等の防止に役立っている。このようにして得られた 9 トラック記録形式の磁気テープは目的のデータ解析のための計算コードと共に電子計算機 FACOM 230-60 で解析され、その結果はプリントアウトあるいはプロッタ (CALCOMP) による作図結果として得られる。

## 2.4 試験手順

試験は BWR 模擬、および PWR 模擬の 2 つについて行い、破断位置も圧力容器 (PV) 上部放出ノズルと下部放出ノズルの 2 ケ所を随時使い分けながら合計 61 回の放出試験を行った。この項では Fig. 2.1 に示す試験装置フローシートに従って装置の運転手順を説明する。

屋外給水管からの漏過水は、純水製造装置で純化され、純水タンク (PWT) に貯わえた後、給水ポンプによって圧力容器 (PV) および予熱器 (HE) に給水する。充填完了後、純水供給締切弁 (RCV 4) を閉じ、予熱器によって昇温、昇圧を行なう。

BWR 模擬の場合は、蒸気放出弁 (RCA 6.) を開いて蒸気の一部を放出させ圧力容器内の圧力の制御と脱気を行う。また昇温するに従い圧力容器内の水は設定量より膨脹し増加した分について随時ドレン弁 (RCV 7) を開いて放出し、水位制御を行う。

PWR 模擬は圧力容器上部に加圧器 (PR) を接続し、冷却水は圧力容器を満水とし、さらに加圧器の中間まで充填し予熱器によって昇温、昇圧を行う。昇温過程では常に圧力容器内の飽和圧力より圧力を高く保つよう窒素ガスを加圧する。圧力容器内の圧力、温度、水位などが設定値に達したならば水循環系締切弁 (RCV 2, 3) を閉じ予熱器を圧力容器より切離すと同時に圧力容器内の燃料要素に電掘を切換え圧力容器内の圧力、温度、水位などを設定値に調整し、急速放出弁 (RCV 1-1) を開くことによって破裂板を破り、冷却材喪失事故を現出する。流出水は圧力容器放出ノズルよりオリフィス (ORF)、破裂板、伸縮継手 (EXP) を経て急速凝縮器 (QCN) に入るが、この間に減圧沸騰し蒸気、水の二相混合流となる。蒸気は急速凝縮器で凝縮する。凝縮器への冷却水は冷却水タンク (CWT) に貯え 5~10 kg/cm<sup>2</sup>·G の窒素ガス、または圧縮空気により送水する。さらに凝縮水は屋外プールに流れる。

### 2.4.1 急速破断機構

急速破断機構は破裂板を窒素ガス圧力で強制的に破断させ、一次系破断を再現させるための機構で、これは Fig. 2.8 のように試験設定圧力より破断圧力の小さい破裂板 3 枚を組合せて一組とし、ボルトでセッタする。破裂板の組合せは試験設定圧力により決まる。即ち試験設定圧力が 100 kg/cm<sup>2</sup>·G の時は圧力容器側より順に破断圧力が 900 psi (63.3 kg/cm<sup>2</sup>)、400 psi (28 kg/cm<sup>2</sup>)、900 psi (63.3 kg/cm<sup>2</sup>) とし、70 kg/cm<sup>2</sup> G の時は 800 psi (56.2 kg/cm<sup>2</sup>)、300 psi (21 kg/cm<sup>2</sup>)、800 psi (56.2 kg/cm<sup>2</sup>)、また 40 kg/cm<sup>2</sup>·G の時は 400 psi (28 kg/cm<sup>2</sup>)、300 psi (21 kg/cm<sup>2</sup>)、400 psi (28 kg/cm<sup>2</sup>) の各破裂板を使用する。昇上過程では各バランス室の差圧が Table 2.5 に示す値に達するまでは手動調節とし設定差圧を保ちつつ試験圧力まで昇圧する。

またラブチーデスク表面に 0.3 mm φ のホルマン銅線を破断信号線として貼付けデーター収録装置に接続する。

破断口径を決めるオリフィスは Fig. 2.7 に示すように JIS 型薄刃オリフィスでステンレス材でできて

いる。オリフィス口径は  $25\text{ mm}\phi$ ,  $50\text{ mm}\phi$ ,  $70\text{ mm}\phi$ ,  $100\text{ mm}\phi$ ,  $125\text{ mm}\phi$ , の 5 種類あり試験条件により任意の 1 つを使用する。またオリフィス前後の圧力測定をする測定孔および配管が取付けられている。オリフィスは圧力容器放出口と破裂板ユニット間に取付けられ M 6.4 のボルトで締付ける。

#### 2.4.2 純水製造

屋外給水管から漏過水は純水製造装置を通し、比抵抗  $10^6\Omega/\text{cm}$  以上の純度に純化する。純化能力は最高  $600\ell/\text{h}$  あり、水は一旦純水タンク（内容積  $9.4\text{ m}^3$ ）に貯えられる。純水タンクに貯えられた水は、圧力容器に充填されるが純水タンク内に貯えている間に純度が低下した場合は再製装置により再純化し圧力容器に充填する。圧力容器の内容積は  $1.7\text{ m}^3$  あり、その他加熱器、循環器などを含めると一回の充填量は約  $2\text{ m}^3$  程度である。

#### 2.4.3 圧力容器の解体と組立

圧力容器は Fig. 2.2 に示すように堅型円筒容器で上下端は半球形をしており、内面軸長  $7080\text{ mm}$ 、内径  $560\text{ mm}\phi$  で放出ノズル（内径  $350\text{ mm}\phi$ ）が上部、下部に各 1 個ずつあり、また循環系出入口ノズル、純水供給ノズル、窒素ガス封入ノズル、圧力、温度測定ノズル等が取付けてある。圧力容器は燃料要素を挿入、あるいは取出しを可能とするため、下端より  $4840\text{ mm}$  の位置で分割する構造になっている。また、水循環系配管、安全弁、窒素封入弁、蒸気放出弁、ビレン弁、プロセス用およびデータ収録用として測温抵抗体、熱電対、エンジン指圧計、半導体等の計測端や配管接続をする。解体は蒸気放出試験後、燃料要素の点検や交換のために圧力容器を中間フランジより 2 分割する。この諸作業は天井クレーンを使用し搬出、組立を行う。

#### 2.4.4 絶縁抵抗値の確認

燃料要素、加熱器の各電流導入部の電気絶縁度を試験前に測定しその値を確認する。圧力容器電流導入部は 2 ヶ所あり最高出力 AC  $1800\text{ KVA}$ , DC  $600\text{ KVA}$  または加熱器  $400\text{ KVA}$  用であり安全な絶縁値を確認する。これらの導入部に使用されている絶縁物はアルミナ磁器および絶縁テープ（ポリイミドフィルム）を使用するが試験数回に 1 回の割合で絶縁物の交換をするが、絶縁抵抗値は  $30\Omega$  から  $50\Omega$  となる。この劣化した絶縁物を交換すると再び  $M\Omega$  オーダーの抵抗になる。これを装置に組立ると  $2000\Omega$  ぐらいで、純水を充填すると  $300\Omega$  から  $500\Omega$  の絶縁抵抗値となる。測定方法は電圧降下法で行い、 $R = \frac{E}{I}$  の関係式で絶縁抵抗値を算出した。

#### 2.4.5 遠隔操作弁内圧縮空気系

遠隔操作弁は装置に大小 15 台あり、これらの操作用圧縮空気は  $7.5\text{ KW}$  のコンプレッサーより一旦空気タンク (AT)（内容積  $1\text{ m}^3$ ）に圧力  $8\text{ kg}/\text{cm}^2$  まで充填された後、各遠隔操作弁作動用として供給する。作動圧力は各ポジショナーで一次側圧力  $6.5\text{ kg}/\text{cm}^2$ 、二次側圧力  $2.5\text{ kg}/\text{cm}^2$  に設定する。

#### 2.4.6 冷却水タンク (CWT) 水と凝縮プール (POOL) 水の充填

冷却水タンクは圧力容器から放出された蒸気を凝縮させるための水を保有するタンクで内径  $2500\text{ mm}$ 、胴部の長さ  $3500\text{ mm}$ 、内容積  $21.6\text{ m}^3$  の堅型円筒形で SS 材でき、最高使用圧力は  $11\text{ kg}/\text{cm}^2 \cdot \text{G}$  である。これに漏過水を中間まで充填し、残りの部分に窒素ガスを充填して設定圧力まで加圧する。

凝縮プールは屋外にあり縦  $8000\text{ mm}$ 、横  $2500\text{ mm}$ 、深さ  $8500\text{ mm}$  のプールでこれに水深約  $1500\text{ mm}$  まで漏過水を充填する。圧力容器より放出された蒸気、または二相流を凝縮させることを目的とする。

### 2.4.7 耐圧テスト

前項までの一連の準備が完了すると試験装置の耐圧テストを行う。まず純水タンクに貯わえられている純水を給水ポンプによって圧力容器内に試験条件で設定された規定水位まで充填する。その後、純水供給締切弁 (RCV 4) を閉じ圧力容器内に窒素ガスを圧入し、除々に圧力を加え試験設定圧力まで加圧する。そして試験装置の圧力洩れのないことを確認する。さらに加圧状態で 15~30 分間放置し圧力低下のないことを確認後、蒸気放出弁 (RCV 6) を開き装置内の窒素を放出して耐圧テストを終了する。

### 2.4.8 昇温、昇圧手順

#### (1) BWR 模擬試験

耐圧テスト後、設定水位を調整し、窒素ガス封入弁を開き  $15 \text{ kg/cm}^2$  付近まで加圧する。次に圧力容器および予熱器 (HE) 電流導入部の絶縁テストを行い安全を確認後予熱器によって、昇温、昇圧を開始する。予熱器の最高使用電力は 400 KW であるが、通常は 280 KW ぐらいで行った。冷却水の循環は自然対流による場合と、強制循環ポンプを使用する場合があり、強制循環ポンプを使用する場合は系内の温度均一化と燃料棒表面温度の冷却効果を計るため電源投入と同時に循環ポンプを運転する。このとき冷却水は強制循環ポンプによって予熱器系と圧力容器の下部に同時に送られる。すなわち一方は加熱器系を流れ、他は燃料集合体を下から上へと流れダウソルバーを経て放出口ノズル側へ流れ強制循環ポンプにもどる。(Fig. 2.1 参照)

昇温に従い水位が圧力容器内の設定水位をこえた場合は適時ドレン弁 (RCV 7) により水位制御を行う。冷却水温度が約  $200^\circ\text{C}$  付近になると圧力上昇が早くなる。この時蒸気放出弁 (RCV 6) を開き窒素ガスを放出後、さらに破断機構のラプチャーデスクバランス制御設定圧力に達したならば順時、高圧バランス、低圧バランスの順で手動制御から自動制御に切換える。圧力容器内温度、圧力、水位が試験設定値近くに達したならば、予熱器の電源を遮断し、予熱器遮断弁 (RCV 2, 3) を閉じ予熱器を切離すと同時に電源を圧力容器内の燃料要素に切換え温度、圧力、水位を試験設定値に制御する。BWR 模擬試験の燃料最高投入電力は非計装用 188 KW、計装用 90 KW が最高であった。

#### (2) PWR 模擬試験

PWR 模擬試験はBWR 模擬試験に加圧器 (PR) を附して行う。加圧器は圧力容器最上部より高い位置に設置され、これに蒸気放出弁 (RCV 6)、窒素封入弁 (RCV 8)、安全弁などが接続してある。加圧器の内容積は  $0.2 \text{ m}^3$  である。純水充填までは BWR 模擬試験の手順と同じであるが PWR 模擬試験時の純水充填量は圧力容器を満水とし、さらに加圧器中間まで充填する。その後加圧器に窒素ガスを圧入し、 $15 \text{ kg/cm}^2$  付近まで加圧する。予熱器 (HE) に電源を投入、昇温・昇圧を開始するとともに循環ポンプの運転を開始する。昇温過程では窒素ガス圧入することにより常にサブクール度を保ちつつ昇温、昇圧を行う。昇温中の水位監視は差圧方式によるものと、直視式液面計をテレビカメラによって監視する 2 つおりがある。基準水位より増加した時はドレン弁を開き排水し水位制御を行う。

圧力容器内の圧力が破断機構のラプチャーデスクバランス制御の切換え圧力に達したならば、順時高圧バランス、低圧バランスの順で手動制御から自動制御に切換える。切換えと同時にラプチャーデスクバランス室に設定差圧を保持するため窒素ガスを RCV 1-3.4 弁を経て充填し、また充填過剰の場合は RCV -2.5 弁を経て大気へ排出し設定差圧を保つ。冷却水の温度、圧力、水位が設定値近くに達したならば、予熱器の電源を遮断し、予熱器遮断弁 (RCV 2.3) を閉じ、予熱器と圧力容器を切離すと同時に電源を燃料要素に切換え温度、圧力、水位を試験設定値になるよう制御する。PWR 模擬試験時の燃料最高投入電力は非計装用 186 KW 計装用 121.2 KW が最高である。

### 2.4.9 放出手順

冷却水の温度、圧力、水位が試験設定値になると急速放出弁 (RCV 1-1) を開き窒素タンク(NT)内の窒素をラプチャーデスク低圧バランス室に導き、低圧側のラプチャーデスクの破裂圧力以上とし、これを破断させると他の 2 枚も続いて破断する。破断と同時に、または任意に設定しち時間おくれで循環ポンプが停止する。放出水は圧力容器より放出系配管のオリフィス (ORF), ラプチャーデスク (RD), 膨脹管 (joint pipe), 伸縮継手 (EXP) を経て凝縮器 (QCN) に至る。この間で減圧沸騰により蒸気水の二相流となる。この蒸気流は急速凝縮器によって瞬間に凝縮する。凝縮器の冷却水は冷却水タンクにより供給し凝縮した水は凝縮プールに流れ込む。

圧力容器には 350 mm $\phi$  の放出ノズルが上下にあり、下部放出ノズル中心位置は圧力容器下端より 680 mm, 上部放出口ノズルは 6400 mm の位置にある。試験条件により下部放出ノズルを使用する場合と、上部放出ノズルを使用する場合がある。下部放出試験から上部放出試験に変更する場合には放出系 (オリフィス, ラブチャーデスク, 膨脹管, 伸縮継手, 凝縮器, ベンド管) を上部放出ノズルに接続組換える。

### 2.4.10 ROSA - I 試験装置写真説明

以上のROSA - I 試験装置の主要部分を写真によって説明する。

Photo. 2.2 はROSA - I 試験装置制御室パネル盤で 5 面より左側 3 面は昇温・昇圧制御用、右側 2 面は燃料用交流、直流および加熱器電源制御盤である。左側 3 面には圧力容器内圧力計および圧力記録計、上部、下部液温計、水位計、加熱器内圧力計および記録計、液温計、圧力容器間の循環流量記録計、ラプチャーデスク高圧側、低圧側のバランス設定器および記録計、ラプチャーデスク破断用スイッチおよび流量指示計、冷却水タンク、純水タンク、凝縮プール水位記録計、純水の純度記録計、窒素ガスタンク内圧力計、圧縮空気タンク内圧力計、各遠隔操作弁スイッチ、自動運転コントローラードラム、各アラーム、強制循環ポンプ制御運転スイッチ等が組込まれ右側 2 面は燃料用電源交流、直流通操作スイッチおよび切換スイッチ、電源遮断タイマー、加熱器操作スイッチ、電流計、電圧計等がある。

Photo. 2.3 は試験装置の主要部を示す。圧力容器 (PV) は写真左側後方にあり蒸気放出系のオリフィス (ORF), ラブチャーデスク (RD), 膨脹管 (joint pipe), 伸縮継手 (EXP), 凝縮器 (QCN) が上部放出ノズルに接続されている。凝縮器は伸縮器は伸縮継手の下流側に接続され、写真には示していない。左下方には加熱器 (HE), 圧力容器と予熱器間遮断弁 (RCV 2.3) が上下にあり、純水供給配管は純水供給弁 (RCV 4) を経て圧力容器に接続されている。写真中間はラブチャーデスク (RD) 高圧、低圧バランス制御用弁 (RCV 1-2, 3), ラブチャーデスク破断用弁 (RCV 1-1), 窒素タンク (NT) などで、純水タンク (RWT), 冷却水タンク (CWT), 空気タンク (AT), 強制循環ポンプ, 給水ポンプ、純水製造装置などがあり、これらの機器は地下 6000 mm のピット内に設置し、地上部分は厚さ 500 mm のコンクリート製防護壁内に設けてある。

Photo. 2.4 の燃料要素は A, B 型の 2 種類あり全部で 9 体圧力容器内に装荷される。いずれも燃料要素は燃料棒、流管、タイプレート、スペーサー、ベース等から成り A 型は表面温度測定が行われ、B 型は形状のみを模擬する。

Photo. 2.5 圧力容器内に装荷された燃料要素は中央に A 型燃料要素 1 体、他の 8 体は B 型燃料素である。これらは圧力容器内に設けたサポートに炉内構造物のコアバレル、アッパーグリッドを固定後、9 体の燃料要素を挿入し燃料押えの 8 本のボルトで締付ける。燃料棒交流電源は写真左側の電極棒に接続し、直流水は右側の電極棒に接続する。なお中央より左下方に見えるのは計測用熱電対である。

Photo.2.6 は圧力容器放出ノズルに接続したラプチャーデスク破断機構ユニットである。左側フランジより1オリフィス、2と3の間に高圧側ラプチャーデスク、3と4の間に中圧側ラプチャーデスク、4と5の間に低圧側ラプチャーデスクを固定する。2,3,4に接続した3本の配管はラプチャーデスクバランス室の差圧制御用で左側より圧力容器と高圧バランス室、高圧バランス室と低圧バランス室の各圧力を差圧電送器に導き、ラプチャーデスクバランス室の差圧を制御する。2,3,5に見える小さな孔は破断信号線取付用でこの個所に破断検出器ジグを取り付ける。

Photo.2.7 は破断板である。破断機構ユニットに3枚1組で使用されたものである。写真右より圧力容器側より順に高圧側、中圧側、低圧側にセットしたものである。

Photo.2.8 は試験時の蒸気放出の状態である。圧力容器より放出した放出水は膨脹管で減圧沸騰し、蒸気となり、さらに凝縮器内で冷却水により凝縮されて屋外の凝縮プールに流れ込んでいる状態である。

Table 2.1 Nozzle List for the ROSA-I Pressure Vessel

| ノズル番号 | 個 数 | ノズル口径     | 名 称        |
|-------|-----|-----------|------------|
| N 1   | 1   | 350 φ     | 上部放出ノズル    |
| 2     | 1   | 350 φ     | 下部放出ノズル    |
| 3     | 1   | 3 B       | 循環水出口ノズル   |
| 4     | 1   | 3 B       | 循環水入口ノズル   |
| 5     | 4   | 1 1/2 B   | 循環水出口ノズル   |
| 6     | 1   | 3/4 B     | 蒸気放出弁接続ノズル |
| 7     | 1   | 1/2 B     | ドレン弁接続ノズル  |
| 8     | 1   | 1/2 B     | 窒素ガス赴入ノズル  |
| 9     | 1   | 4 B       | 冷却水入口ノズル   |
| 10    | 1   | 3 B       | 給水ノズル      |
| 11    | 1   | 1 B       | 安全弁接続ノズル   |
| 12    | 2   | 1/2 B     | 水位計取付ノズル   |
| 13    | 4   | 1/2 B     | 圧力測定用ノズル   |
| 14    | 6   | 1 B       | 熱電対取付ノズル   |
| 15    | 2   | 4 B       | 電流導入ノズル    |
| 16    | 4   | 1/2 B     | 熱電対線貫通ノズル  |
| 17    | 2   | 1 B       | 温度測定座      |
| P 1   | 3   | M 14×1.25 | 圧力測定座      |

Table 2.3 Part List for the Model Fuel Assembly

| 要素<br>部品  | A  | B  | 摘 要       |
|-----------|----|----|-----------|
| I         | 1  |    | 発熱計装・直流加熱 |
| II        | 12 |    | 発熱・交流加熱   |
| III       | 1  |    | I型燃料棒用通電  |
| IV        | 1  |    | 非発熱計装     |
| V         | 34 | 49 | 形状模擬      |
| 流 管       | 1  | 1  |           |
| タ イ プ レ ト | 1  | 1  |           |
| スペー サー    | 4  | 4  |           |
| ベ ー ス     | 1  | 1  |           |
| つ り 具     | 1  | 1  |           |

Table 2.2 Instrumentation for ROSA-I Operation

| フローシート<br>記号 | 名 称                                                  | 目 感                       | 検出器<br>記号 | 形 式                  | 伝 送 器<br>記号        | 形 式                             | 記 号   | 形 式              | 指示計・記録計・調節計<br>記 号 | 形 式                                                       | 備 考                                  |
|--------------|------------------------------------------------------|---------------------------|-----------|----------------------|--------------------|---------------------------------|-------|------------------|--------------------|-----------------------------------------------------------|--------------------------------------|
| CARI         | 純水タンク電導度                                             | 0~10 $\mu$ mho/cm         | CE 1      | 伸 入 形                |                    |                                 | CAH 1 | RCV - 10k        | CR - 1             | ERB3 - ML 3                                               |                                      |
| CACIR 2      | ボリシャー出口電導度                                           | 0~10 $\mu$ mho/cm         | CE 2      | サブアーリング形<br>SAL - 31 |                    |                                 | CAH 2 | RCV - 10k        |                    |                                                           | リレ-箱 PY - 143 A                      |
| CACIR 3      | 純水装置出口電導度                                            | 0~10 $\mu$ mho/cm         | CE 3      | サブアーリング形<br>SAL - 31 |                    |                                 | CAH 3 | RCV - 10k        |                    |                                                           |                                      |
| LACIR 1      | 横盤圧力容器水位                                             | 0~7 m                     |           |                      | LT 1               | DP セル                           |       | HE PV 切<br>(下限)  | LAH 1              | ERE 6 - 10k                                               | RCV - 8 調節                           |
| LAIR 2       | 冷却水貯槽水位                                              | 0~3 m                     |           |                      | LT 2               | 信号0~10mV<br>送受アーリング<br>DP セル    |       | RCV1 - 開<br>(下限) | LAH 2              | ERB3 - MLD 62                                             |                                      |
| LAIR 3       | 凝縮プローラ水位                                             | 0~3 m                     |           |                      | LT 3               | 信号0~10mV<br>送受アーリング<br>DP セル    |       | RCV1 - 開<br>(下限) | LAH 3              |                                                           | リレ-箱 PY - 143 A                      |
| LACI 4       | 純水貯槽水位                                               | 0~3 m                     |           |                      | LT 4               | 6341-2220<br>DP セル<br>6341-2220 |       | RCV10 開<br>(上限)  | LAH 4              |                                                           |                                      |
| TAR 1        | 機械工具容器上部温度                                           | 0~400 °C                  | TE 1      | 測温抵抗体                |                    |                                 |       |                  | TAH 1              | ERB6 - 90 ML 62                                           |                                      |
| TAR 2        | " " 下部温度                                             | 0~400 °C                  | TE 2      | 測温抵抗体                |                    |                                 |       |                  | TAH 2              |                                                           | リレ-箱 PY - 146 A                      |
| TAR 3        | 加熱器出口温度                                              | 0~400 °C                  | TE 3      | 測温抵抗体                |                    |                                 |       |                  | TAH 3              |                                                           |                                      |
| TAR 4        | 冷却水温度                                                | 0~100 °C                  | TE 4      | 測温抵抗体                |                    |                                 |       |                  | TAH 4              |                                                           |                                      |
| TAR 5        | 凝縮プローラ温度                                             | 0~100 °C                  | TE 5      | 測温抵抗体                |                    |                                 |       |                  | TAH 5              |                                                           |                                      |
| PdACIR 1     | 機械工具容器高圧側<br>ラジンス空気室<br>高圧側バルブノス室<br>低圧側バルブノス室<br>差圧 | 0~60kg/cm <sup>2</sup>    |           |                      | PT 1               | DP セル<br>6336-0820              |       | PdAHL1           |                    | 4232-1350                                                 | RCV - 2, 3 調節<br>指示調節計               |
| PdACIR 2     | " "                                                  | 0~60kg/cm <sup>2</sup>    |           |                      | PT 2               | DP セル<br>6336-0820              |       | PdAHL2           |                    | FCE - H65 T (2台) RCV - 5, 4 調節<br>F13プログラム設定器 PGE-13 重数調節 |                                      |
| PACIR 1      | 横盤圧力容器圧力                                             | 0~120kg/cm <sup>2</sup> G |           |                      | PT 1               | DP セル<br>信号0~10mV               |       | PAHL 1           |                    | PR - 1                                                    | FRC 6 - 10k カスタード箱 PC P1ボンブ回         |
| PAI 2        | 弁作動用空気室圧力                                            | 0~20kg/cm <sup>2</sup> G  |           |                      | PT 2               | ブルドン管<br>6230-5130              |       | PAHL 2           |                    | PI - 2                                                    | 13プログラム設定器 PGE-13 HL                 |
| PAI 3        | 冷却水貯槽圧力                                              | 0~20kg/cm <sup>2</sup> G  |           |                      | PT 3               | ブルドン管<br>6230-5130              |       | PAHL 3           |                    | PI - 3                                                    | 2101警報設定器 FKY - 32 HL                |
| PAI 4        | N <sub>2</sub> ガス貯槽圧力                                | 0~200kg/cm <sup>2</sup> G |           |                      | PT 4               | ブルドン管<br>6230-5230              |       | PAH 4            |                    | PI - 4                                                    | 2101警報設定器 FKY - 32 HL                |
| PI 5         | 加熱器出口圧力                                              | 0~200kg/cm <sup>2</sup> G |           |                      | PT 5               | ブルドン管<br>6230-5230              |       |                  |                    | PI - 5                                                    | 2101                                 |
| PI 6         | P 2ポンプ出口圧力                                           | 0~10kg/cm <sup>2</sup> G  |           |                      |                    |                                 |       |                  |                    |                                                           |                                      |
| PI 7         | P 3ポンプ出口圧力                                           | 0~10kg/cm <sup>2</sup> G  | FE 1      | ベンチアリ-管              | DP セル<br>6341-2220 |                                 |       |                  |                    |                                                           |                                      |
| FIR 1        | 水循環系流量                                               | 0~35 ton/he               |           |                      |                    |                                 |       |                  |                    |                                                           | ERB1-40 開演FSQ -II 信号交換器<br>温度補正演算FCM |
| VC - 1       | RCV - 6 手動操作器                                        | 0~100 %                   |           |                      |                    |                                 |       |                  |                    | VC - 1                                                    | FML - 11                             |
| VC - 2       | RCV - 8 手動操作器                                        | 0~100 %                   |           |                      |                    |                                 |       |                  |                    | VC - 2                                                    | FML - 11                             |
| VC - 3       | RCV - 9 手動操作器                                        | 100~0 %                   |           |                      |                    |                                 |       |                  |                    | VC - 3                                                    | FML - 11                             |

計器形番／横河電機（株）標準計器形番ヲボス

Table 2.4 Measurement List for ROSA-I Experiment

| 記号   | 名称(測定場所)      | 検出変換器     | 検出器変換器仕様          | 増巾器                                                                 |
|------|---------------|-----------|-------------------|---------------------------------------------------------------------|
| T-1  | 燃料表面温度        | シース熱電対    | クロメル・アルメル<br>非接地型 | Differential<br>Amplifier<br>Model 8875 A<br>(Hewlett<br>packard社製) |
| T-2  | 燃料表面温度        |           | シース外径 1.0φ        |                                                                     |
| T-3  | 燃料表面温度        |           |                   |                                                                     |
| T-4  | 燃料表面温度        |           |                   |                                                                     |
| T-5  | 燃料表面温度        |           |                   |                                                                     |
| T-6  | 圧力容器下部プレナム内温度 | シース熱電対    | クロメル・アルメル<br>非接地型 | Model 8875 A<br>(Hewlett<br>packard 社製)                             |
| T-7  | 圧力容器上部プレナム内温度 |           | シース外径 1.6φ        |                                                                     |
| T-8  | 放出管内温度        |           | (助川電気社製)          |                                                                     |
| PE-3 | 圧力容器下部プレナム内圧力 | 抵抗線圧力変換器  | エンジン指圧計           | 抵抗線動的歪測定器<br>DM-6 T<br>(共和電業社製)                                     |
| PE-4 | オリフィス直上流側圧力   |           | PE-100 KJ         |                                                                     |
| PE-5 | オリフィス下流側圧力    |           | (共和電業社製)          |                                                                     |
| PT-1 | 圧力容器上部プレナム内圧力 | 半導体圧力変換器  | PMS-7M-100H       | 直流増巾器TH-2A<br>(豊田工機社製)                                              |
| PT-2 | 圧力容器中間部圧力     |           | (豊田工機社製)          |                                                                     |
| PD-2 | 圧力容器上下プレナム圧力差 | 抵抗線差圧変換器  | PD-2 KS, PD-500GA | 抵抗線動的歪測定器<br>DM-6 J<br>(共和電業社製)                                     |
| TD-3 | CWT 水位        |           | (共和電業社製)          |                                                                     |
| RUP  | ラプチャーデスク破断信号  | 金属線の切断    |                   |                                                                     |
| PQ-1 | 圧力容器上部プレナム内圧力 | Model 649 |                   |                                                                     |
| PQ-2 | 圧力容器中間部圧力     |           | (Kistler 社製)      | charge<br>Amplifier<br>(Kistler 社製)<br>Model 504A                   |
| PQ-3 | 圧力容器下部プレナム内圧力 |           |                   |                                                                     |
| PQ-4 | オリフィス直上流側圧力   |           |                   |                                                                     |

Table 2.5 Operating Pressure in the Pressure Balancing Chambers

| 試験設定圧力                 | 高圧バランス室               | 低圧バランス室                 |
|------------------------|-----------------------|-------------------------|
| 100 kg/cm <sup>2</sup> | 17 kg/cm <sup>2</sup> | 37 kg/cm <sup>2</sup>   |
| 70 kg/cm <sup>2</sup>  | 24 kg/cm <sup>2</sup> | 10 kg/cm <sup>2</sup>   |
| 40 kg/cm <sup>2</sup>  | 8 kg/cm <sup>2</sup>  | 14.5 kg/cm <sup>2</sup> |

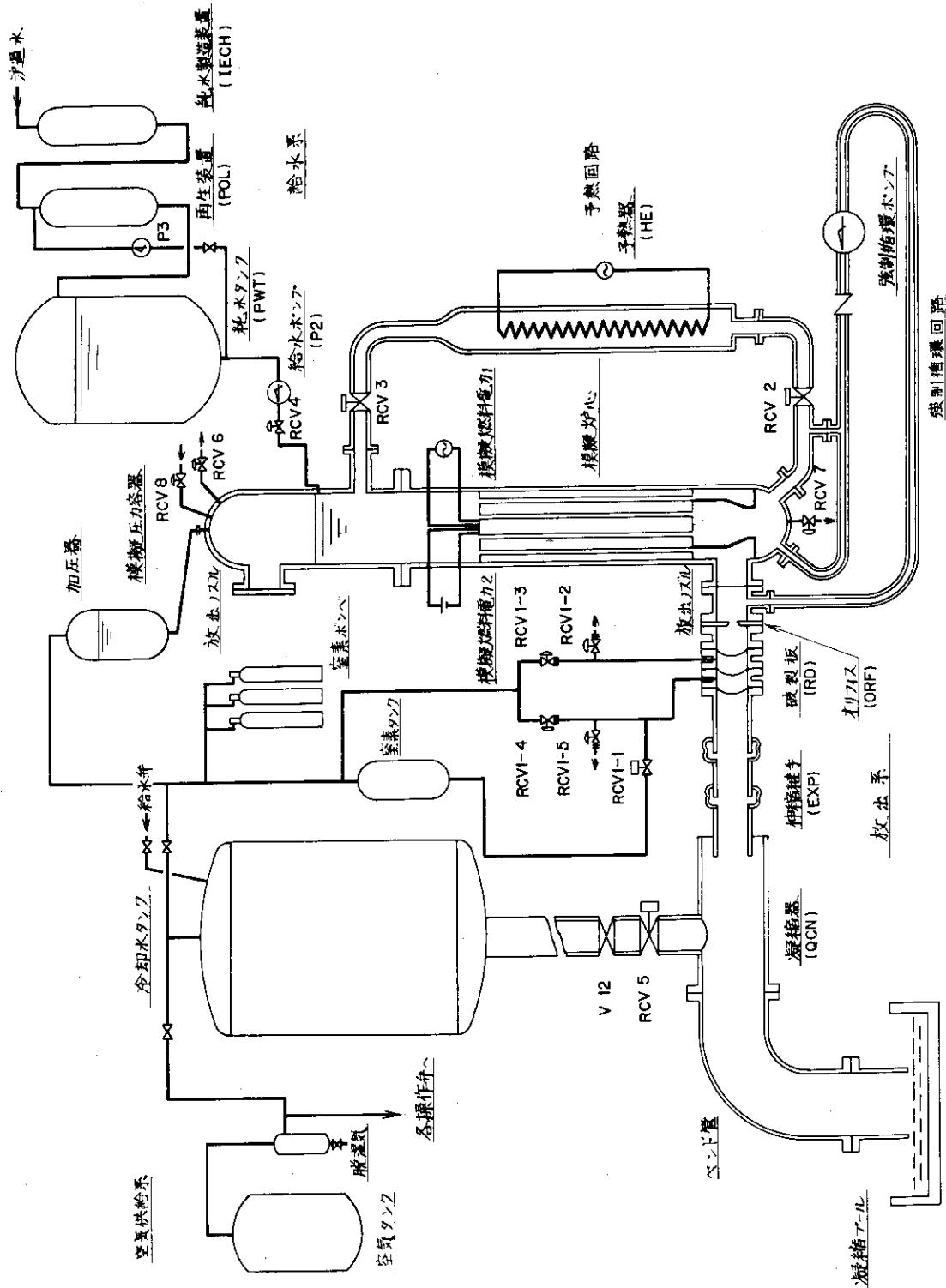


Fig. 2.1 Flow Sheet of ROSSA-I Facility

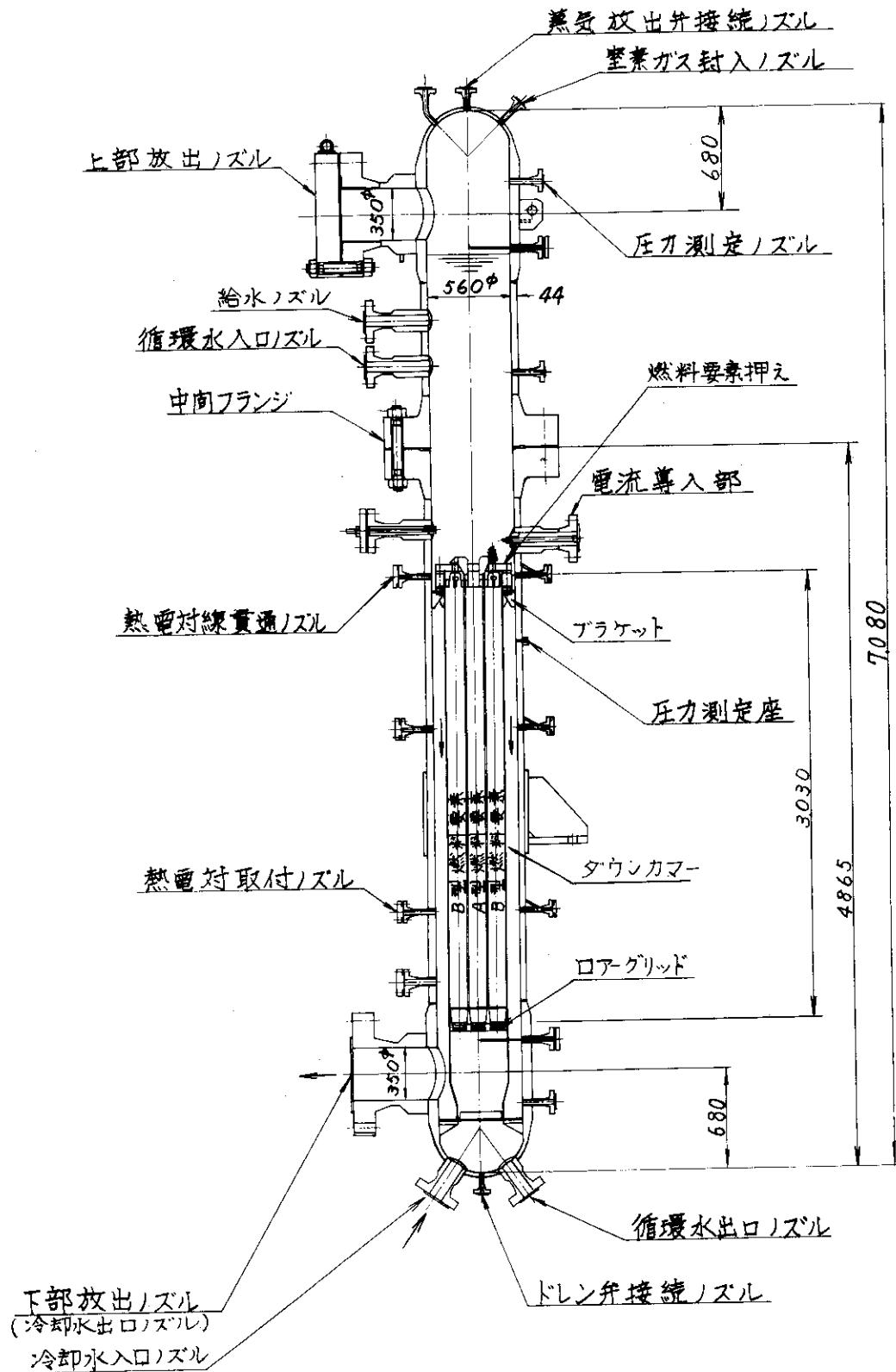
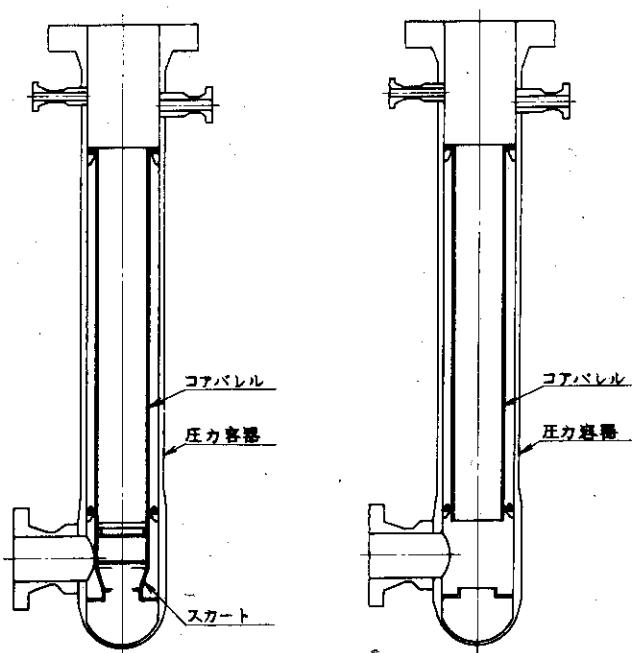


Fig. 2.2 Pressure Vessel and Inner Structures



スカートのない場合

Fig. 2.3 Core Barrel

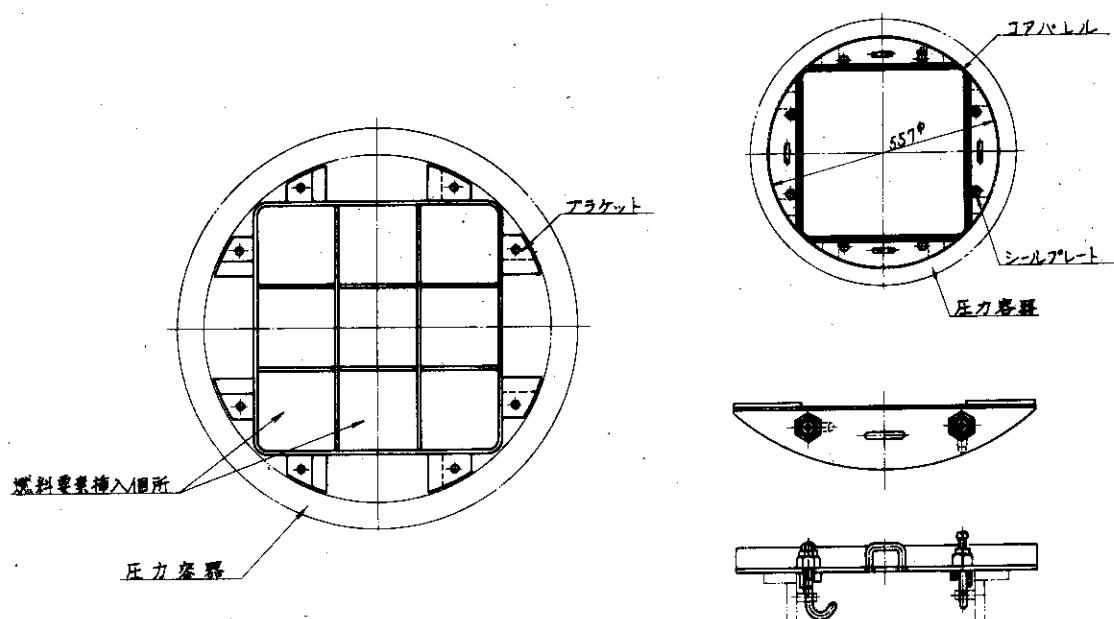


Fig. 2.4 Support Grid

Fig. 2.5 Sealing Plate

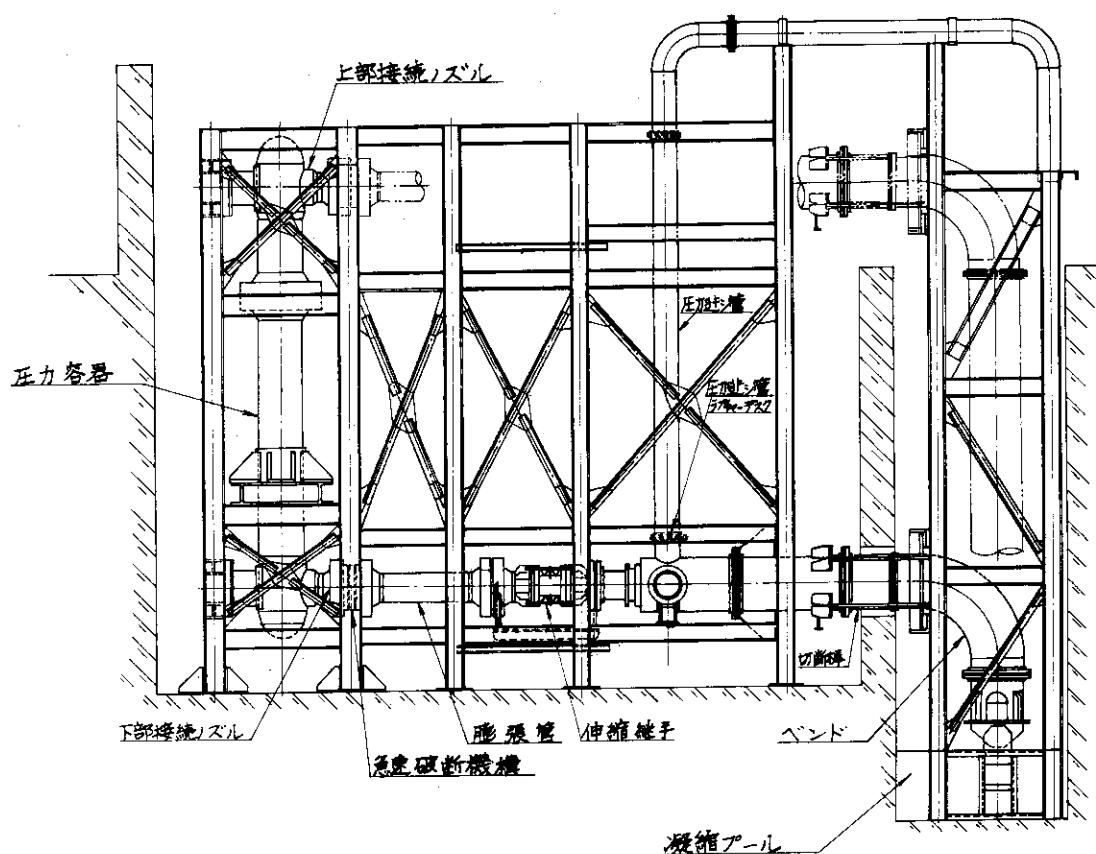


Fig. 2.6 Blowdown Pipe Arrangement

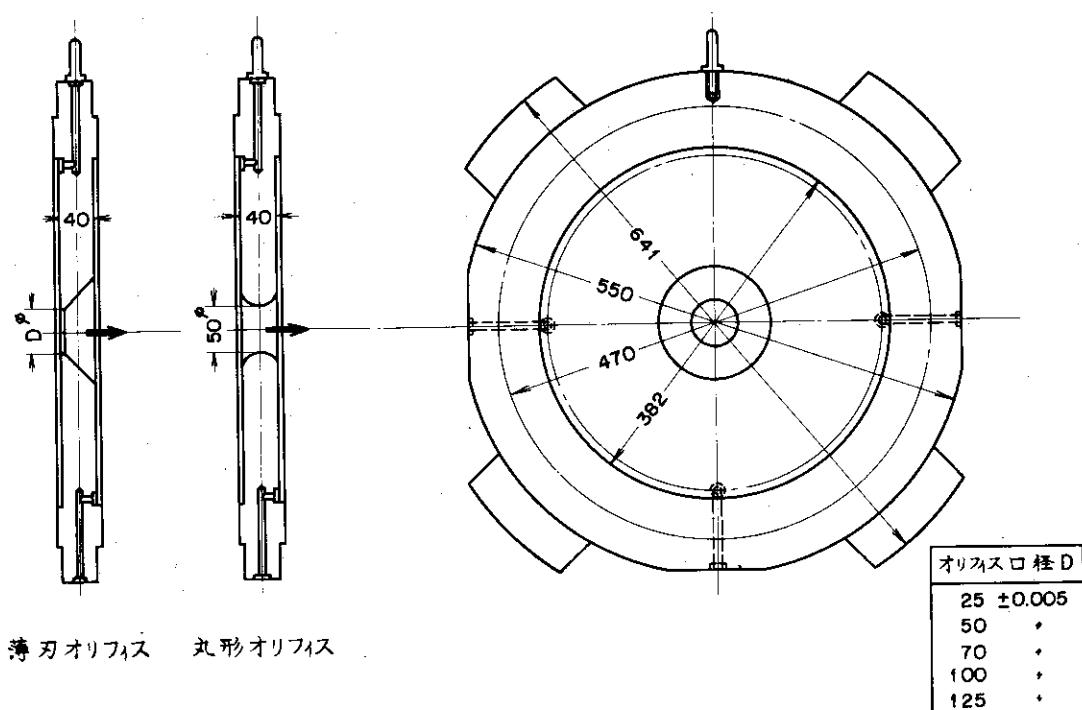


Fig. 2.7 Orifice Plate

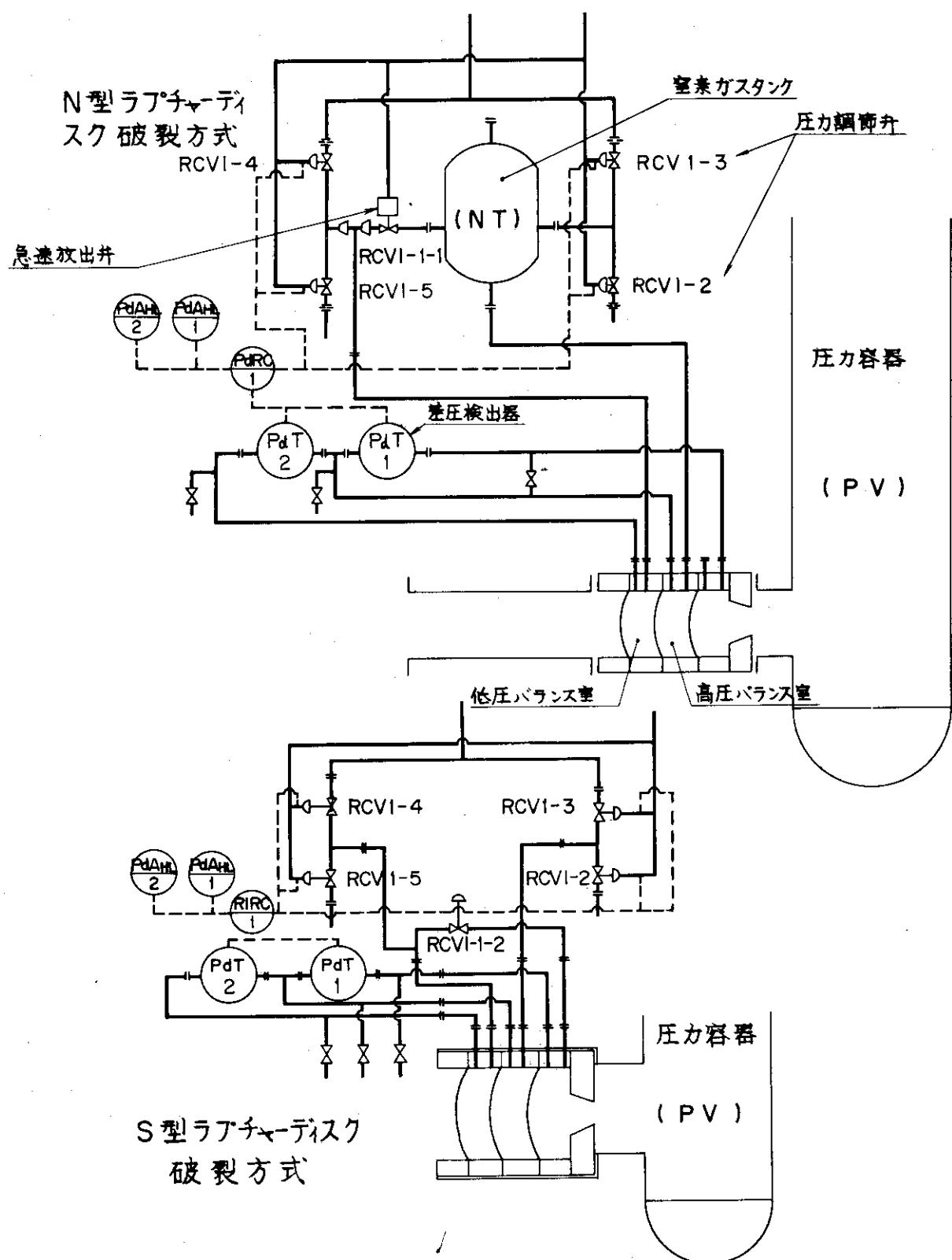


Fig. 2.8 Pressure Controlling Systems between Rupture Discs

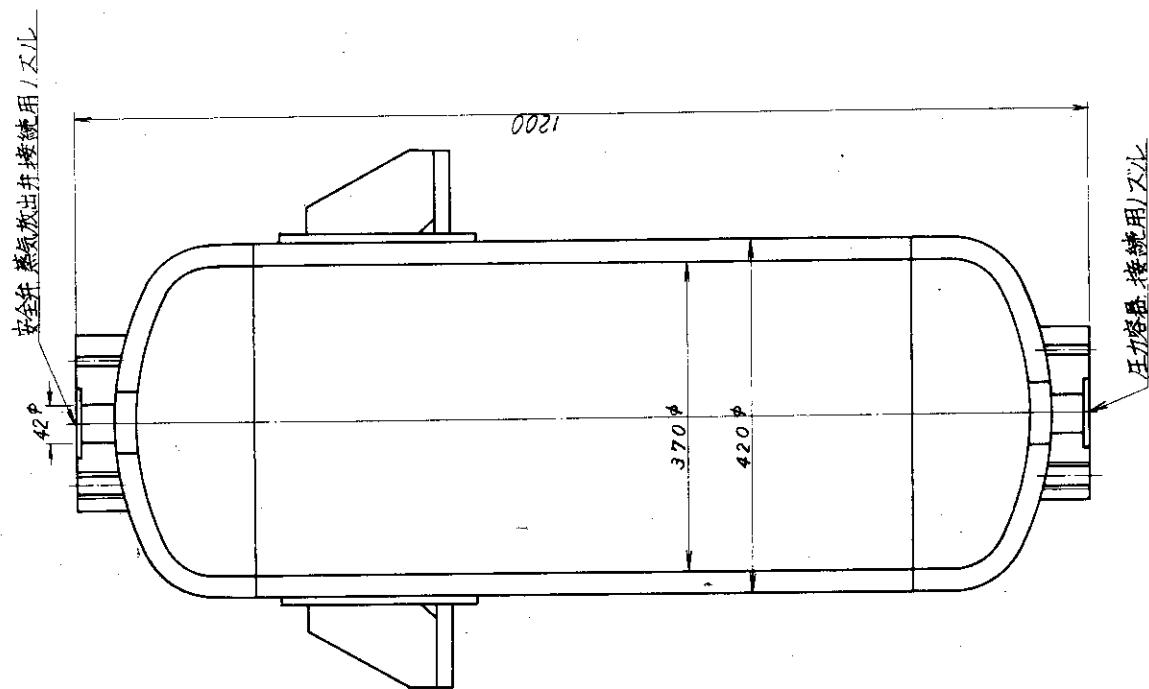


Fig. 2.11 Pressurizer

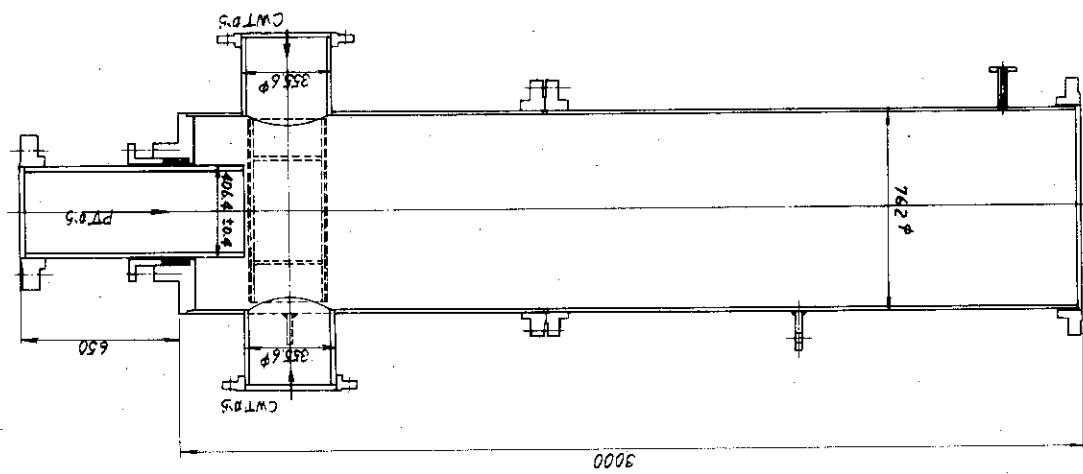


Fig. 2.9 Rapid Condenser

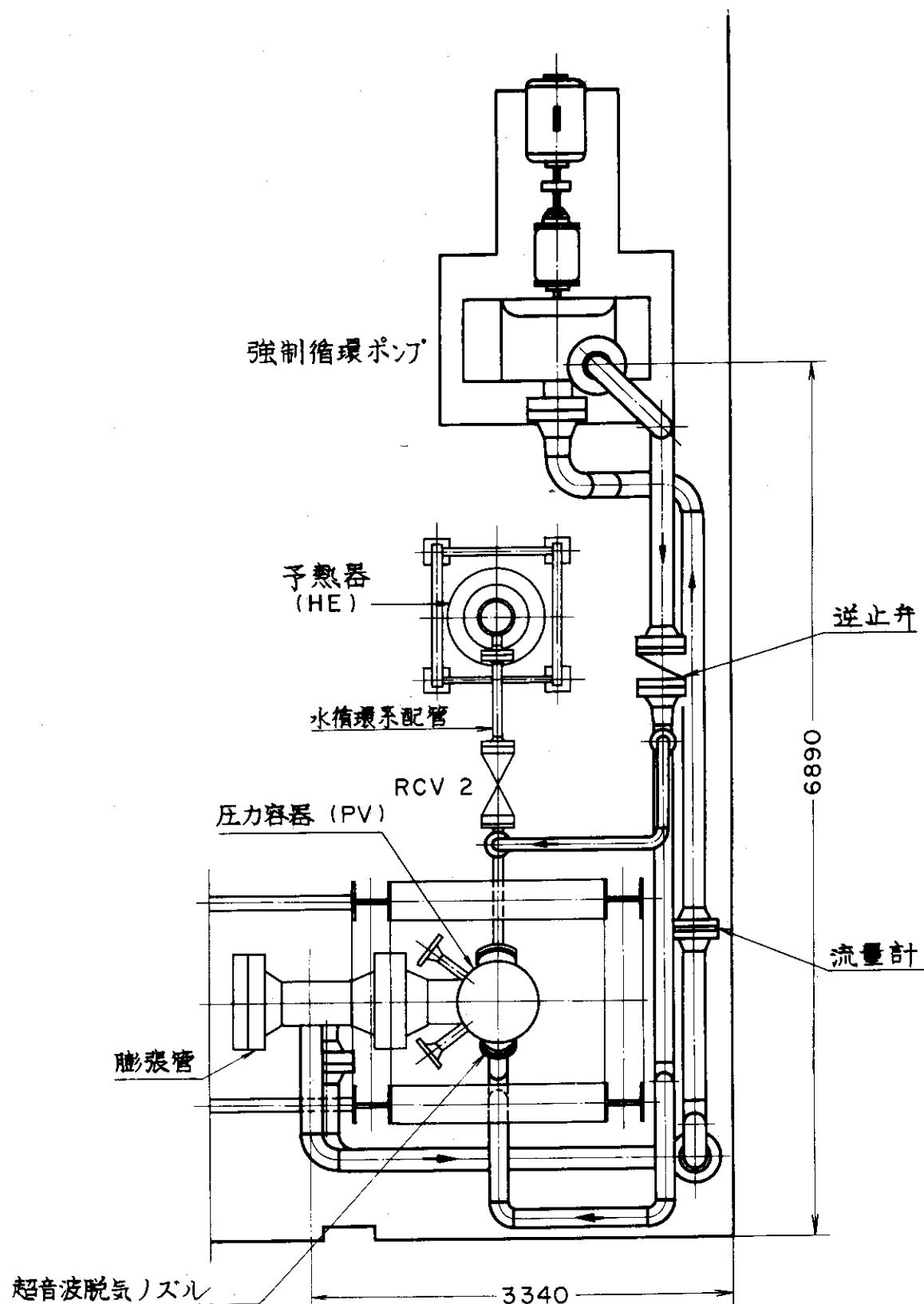


Fig. 2.10 Forced Circulation System

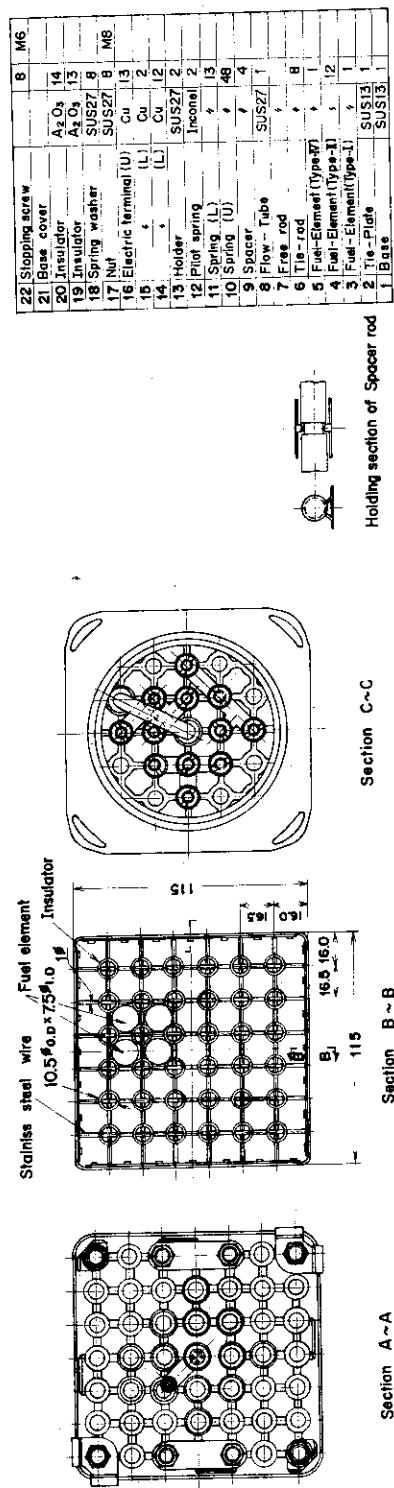
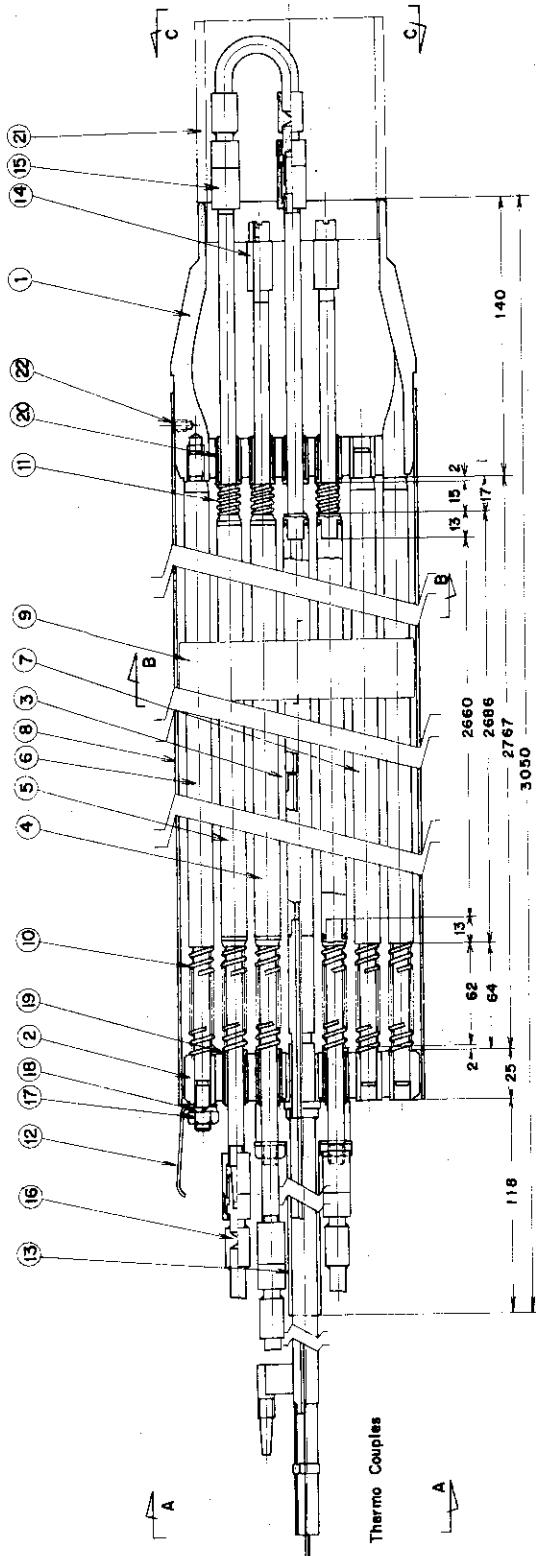


Fig. 2.12 Fuel Assembly "Type A"

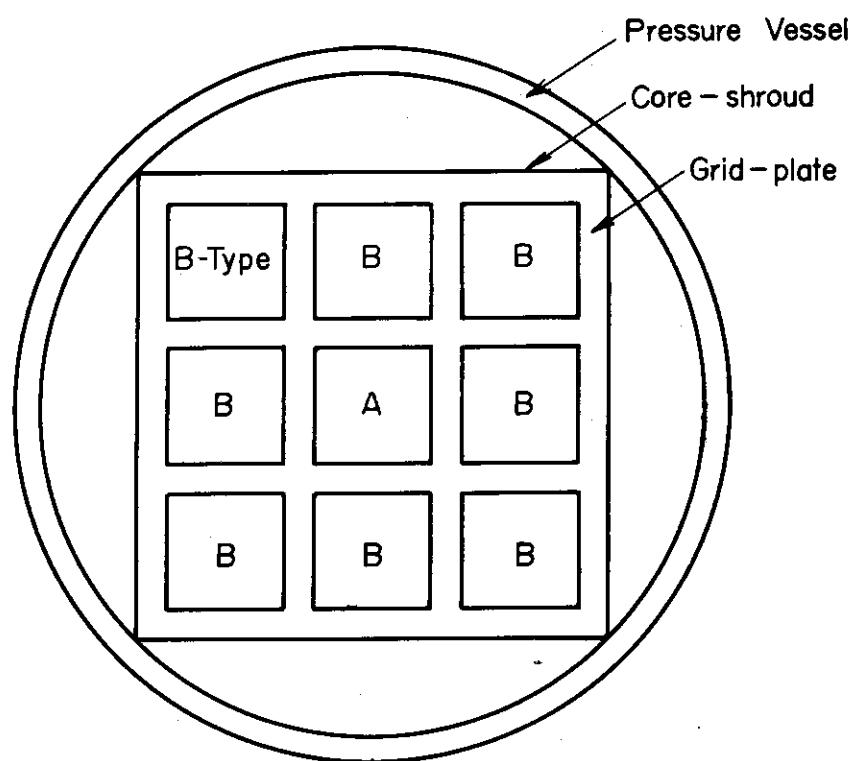


Fig. 2.13 Fuel Assembly Arrangement  
in Pressure Vessel

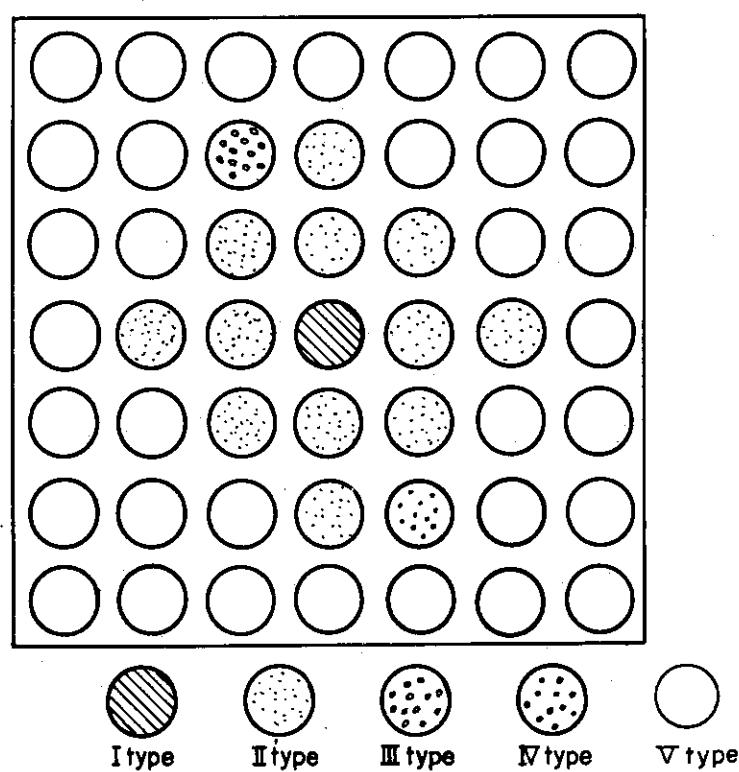


Fig. 2.14 Fuel Rod Arrangement in Type A  
Fuel Assembly

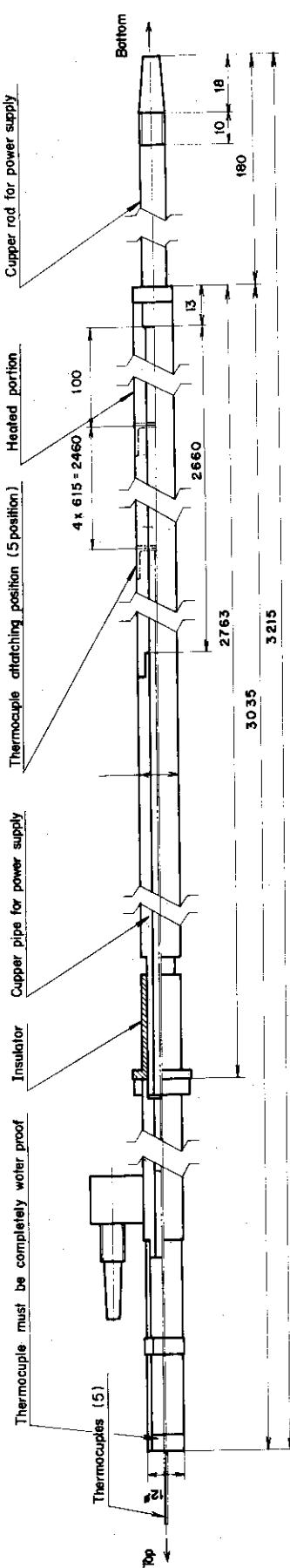


Fig. 2.15 Fuel Rod "Type II"

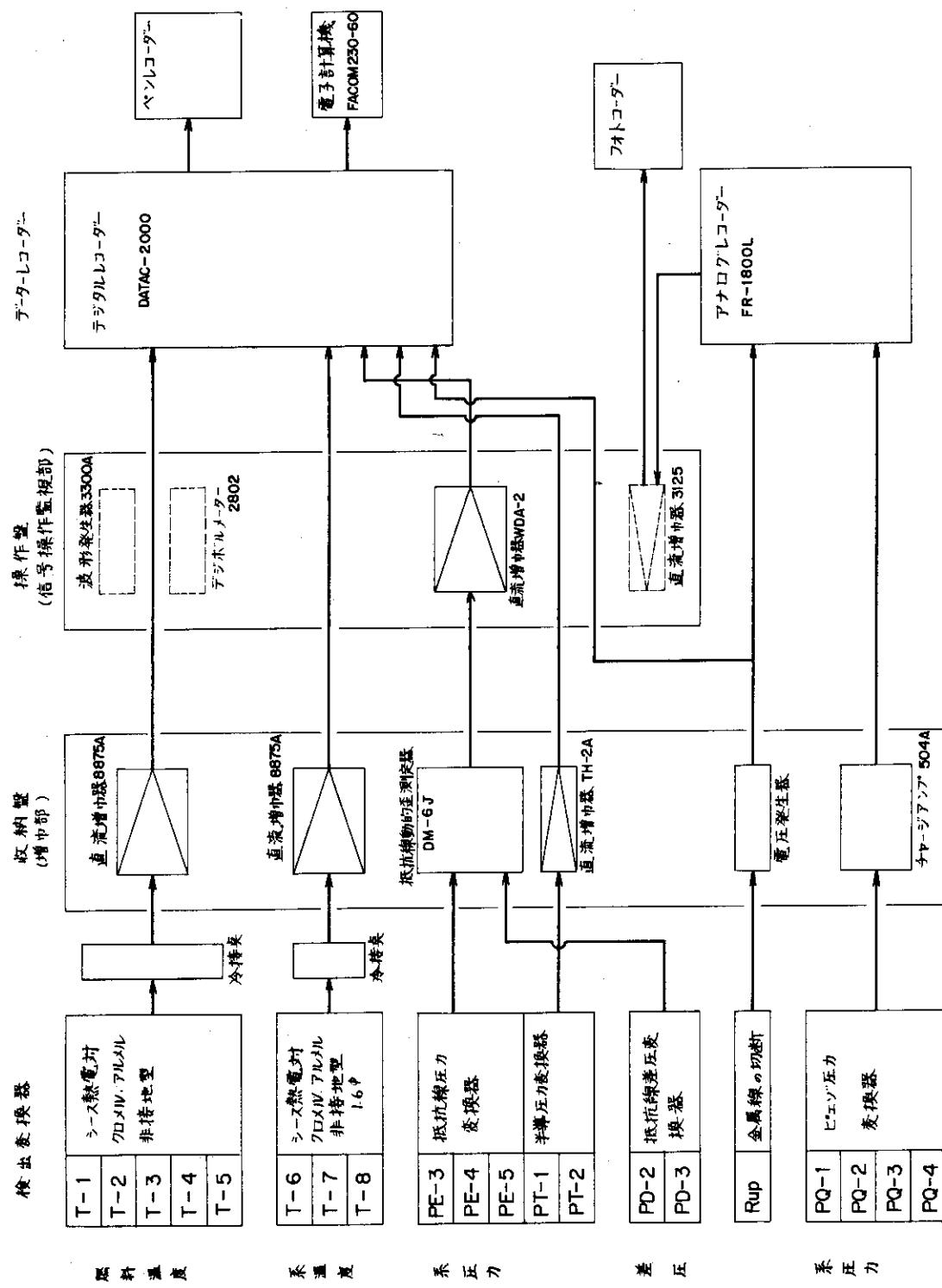


Fig. 2.16 Diagram of the Data Acquisition System

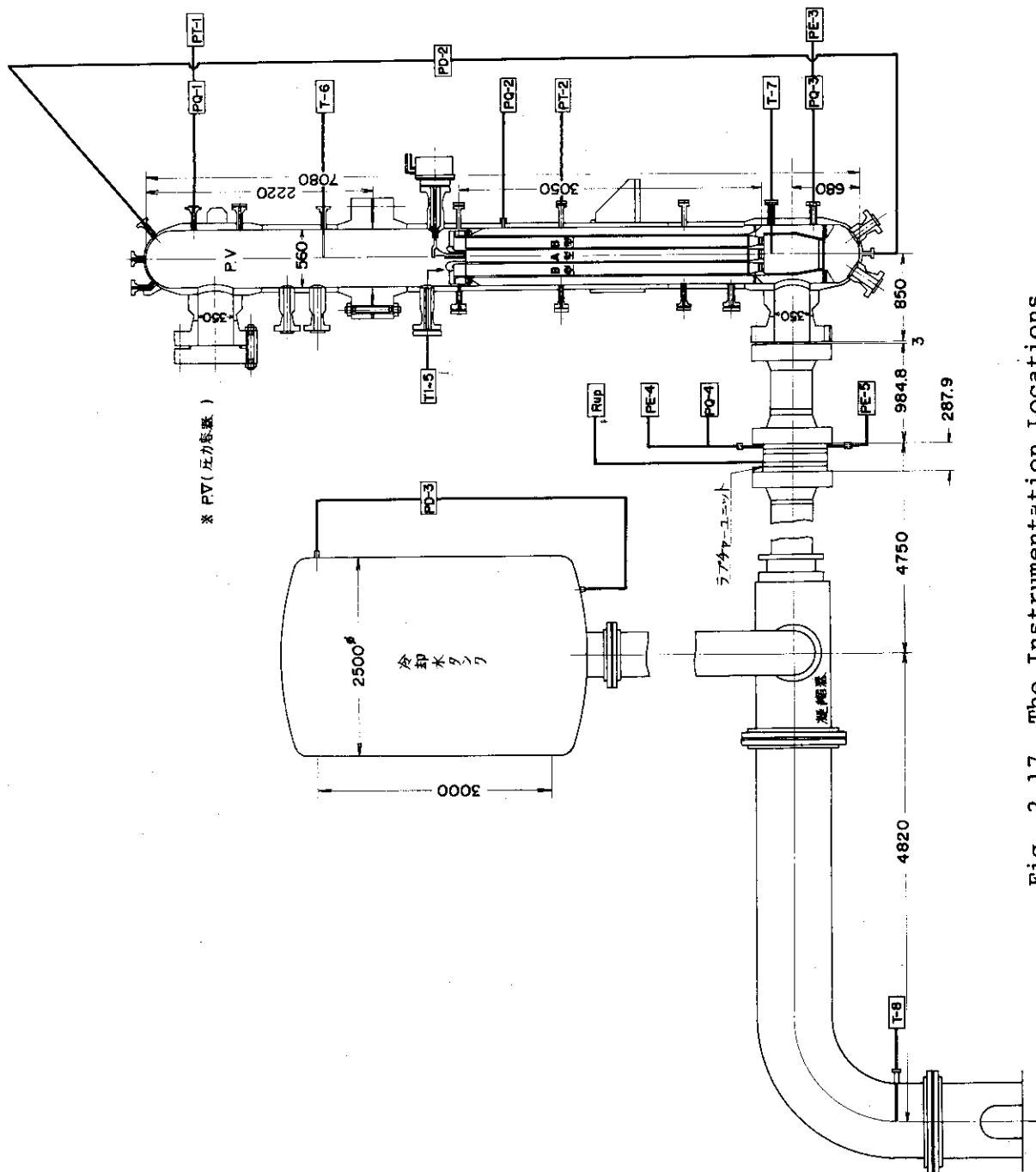


Fig. 2.17 The Instrumentation Locations

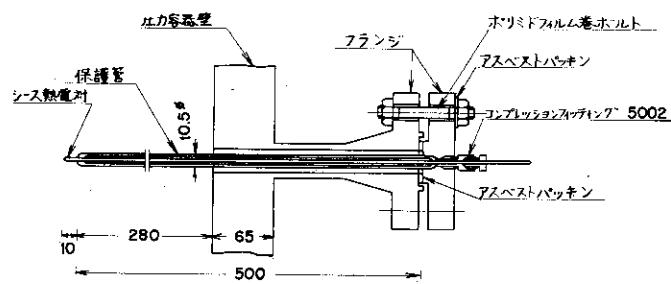


Fig. 2.18 The Instrumentation Port for Thermocouple

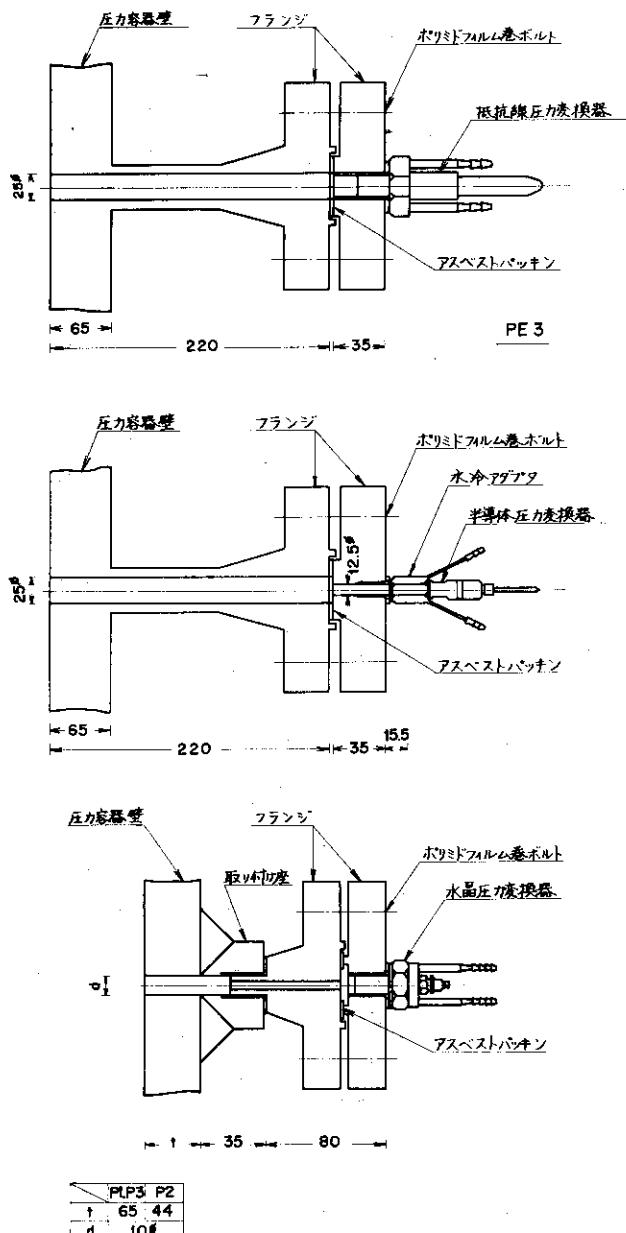


Fig. 2.19 Three Types of the Instrumentation Port for Pressure Transducers

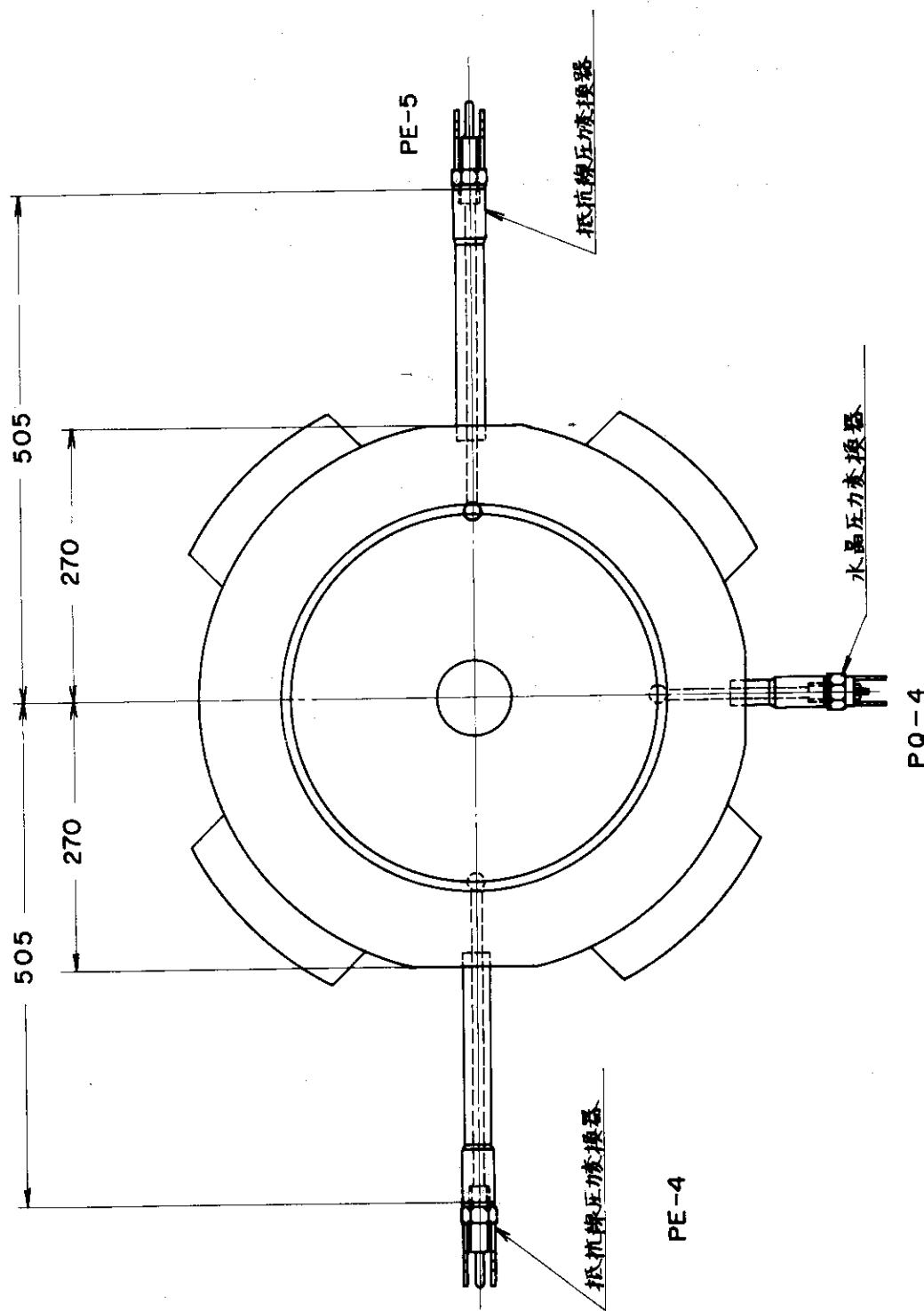


Fig. 2.20 Pressure Taps at the Orifice

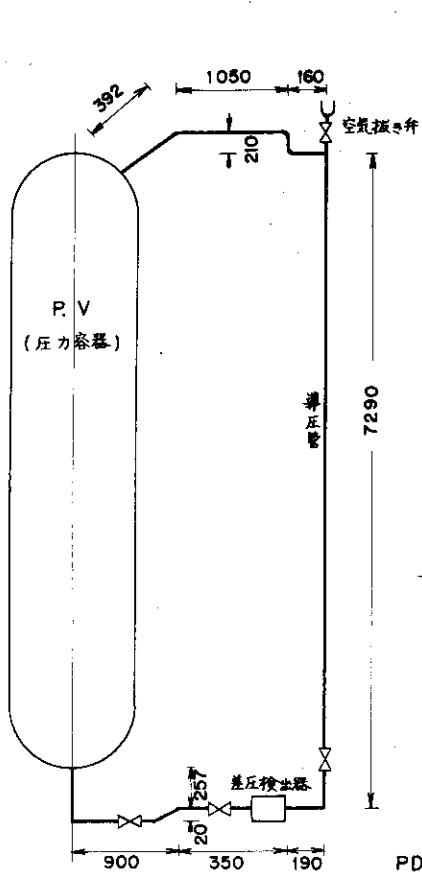


Fig. 2.21

Differential Pressure Transducer Connection to the Vessel

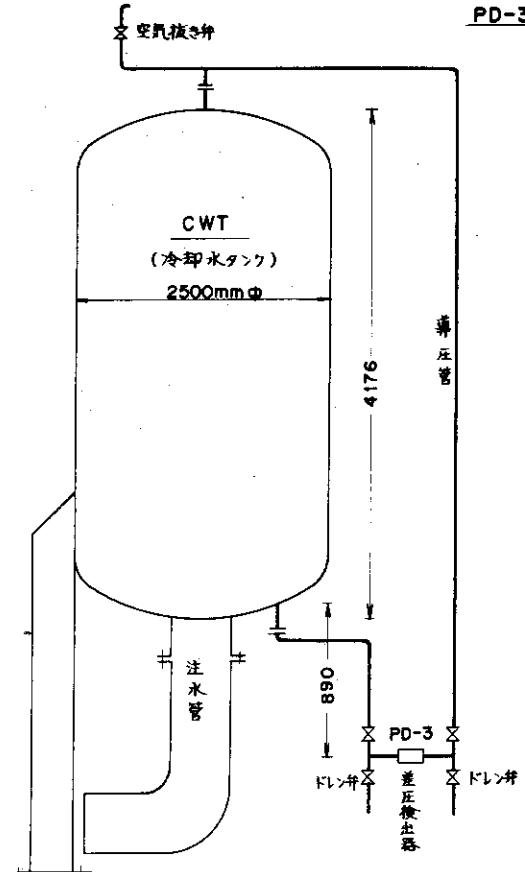


Fig. 2.22

Differential Pressure Transducer Connection to the Cooling Water Tank

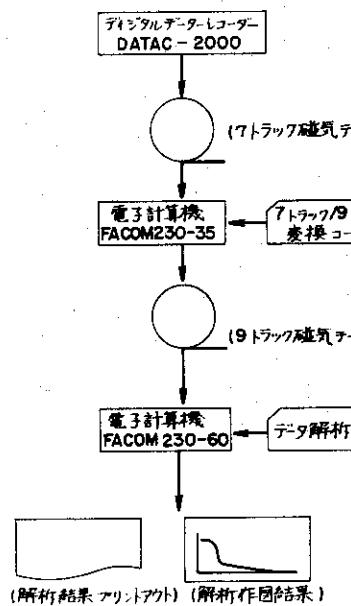


Fig. 2.23 Processing of the Experimental Data

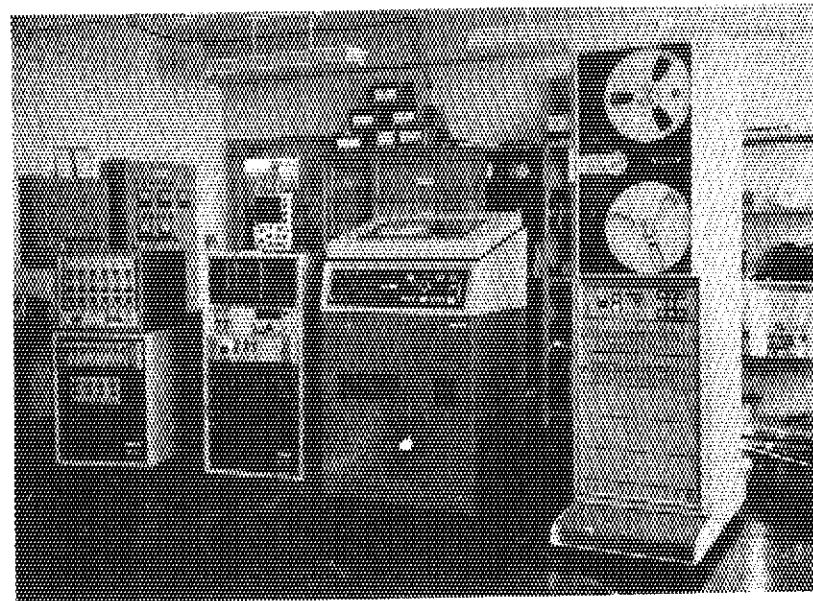


Photo. 2.1 Data Acquisition System

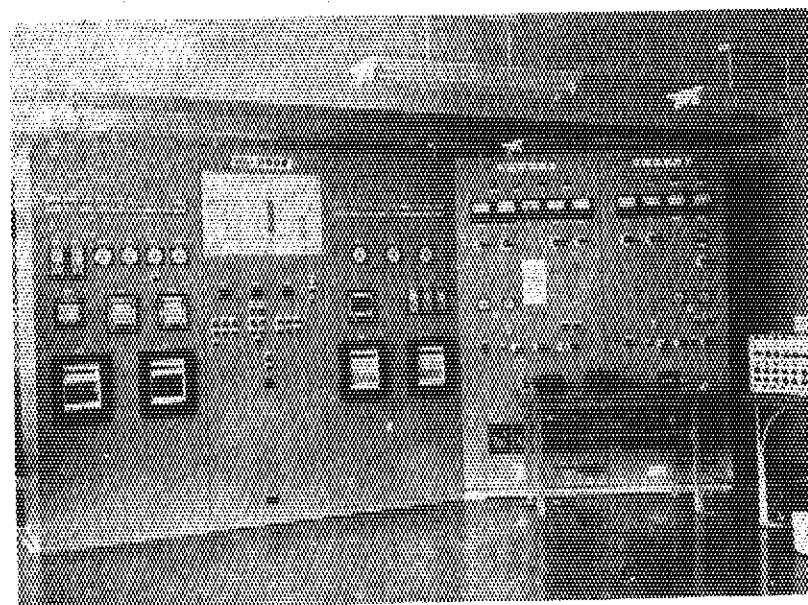


Photo. 2.2 Process Control Panel

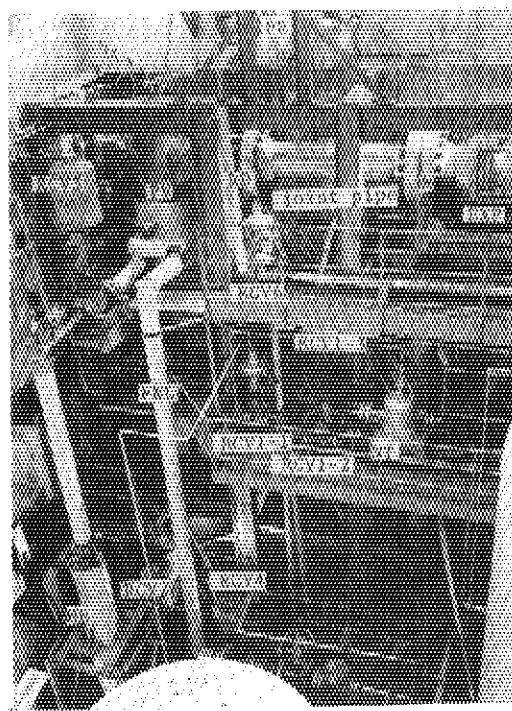


Photo. 2.3 Major Portion of the Test Facility

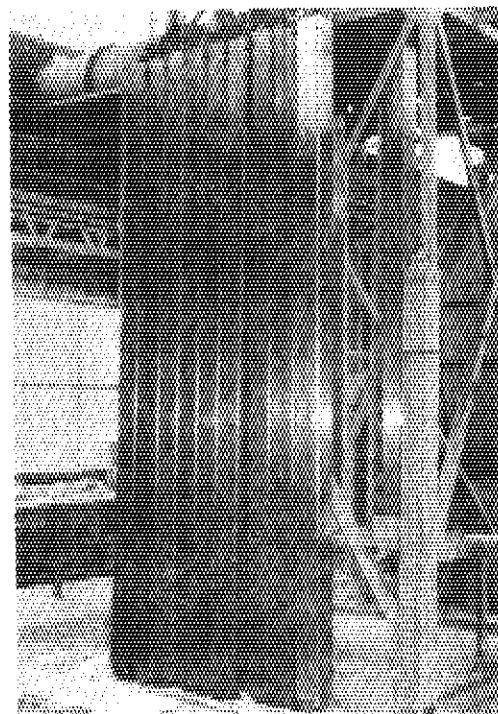


Photo. 2.4 Model Fuel Assembly

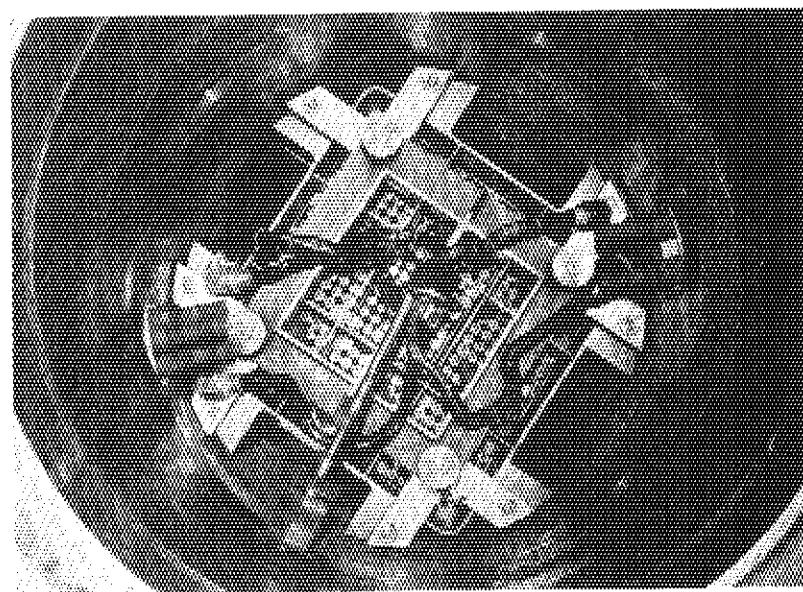


Photo. 2.5 Fuel Assembly Inserted into the Vessel

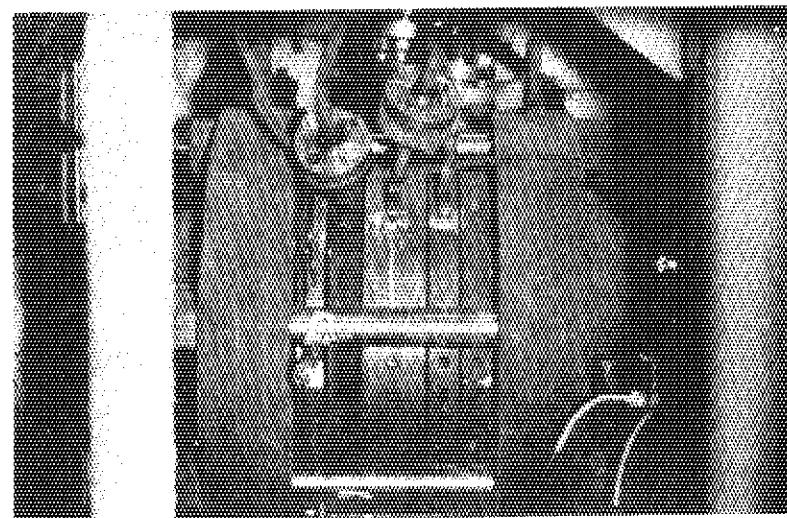


Photo. 2.6 Rupture Disc Assembly

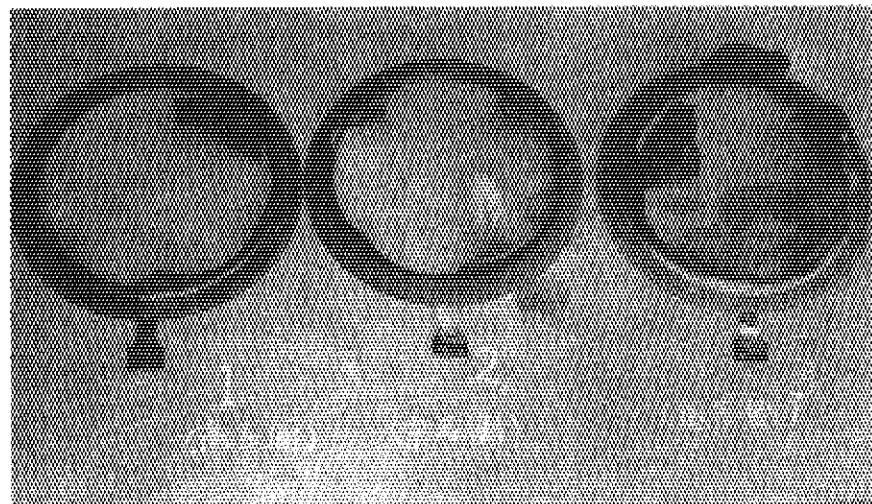


Photo. 2.7 Broken Rupture Disc

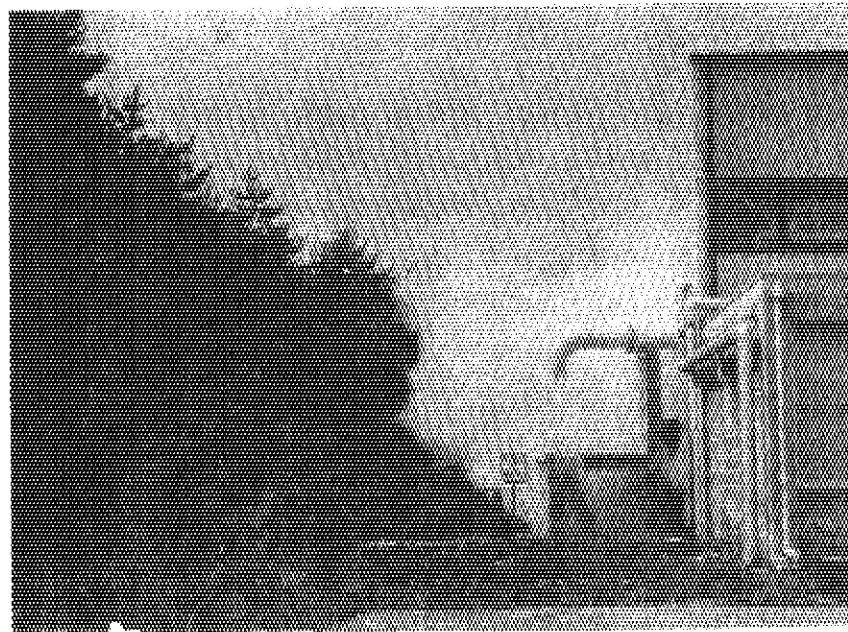


Photo. 2.8 ROSA-I in Test

### 3. 試験データの検討

#### 3.1 試験条件

ROSA-I 計画では昭 45.1.2～昭 48.3までの間に総計61回の放出試験を実施した。このうち 6 回の試験では装置の動作不良でデータ集録できなかった。Table 3.1 は各試験についての条件を示したものである。試験 201～225 の 16 回は装置の検査試験を兼ねて装置製作の受注者である住友重機械工業によって行われた。強制循環回路は試験 601 以降に、また加圧器は試験 1000 以降に設置し使用した。試験は冷却水を飽和条件より放出する沸騰水型炉を模擬 (BWR 模擬) した場合と未飽和度を有する加圧水型炉を模擬 (PWR 模擬) した場合について、上部あるいは下部放出ノズルから冷却水を放出することによっておこなった。試験の大部分は BWR 模擬で、PWR 模擬試験は 6 回であった。放出初期圧力は 40, 70, 100 kg/cm<sup>2</sup>G の 3 通りについて破断孔オリフィス口径 25, 50, 70, 100, 125 mm<sup>φ</sup> の 5 種類について試験した。放出管の内径は 350 mm<sup>φ</sup> であるので試験では 0.51%～12.8% 破断について試験データを得たことになる。初期温度は圧力容器上部と下部に設けた測温抵抗体で求めたもので Table 3.1 には上部の値を示す。圧力容器下部の温度は上部より 3～4°C 低い値を示した。また測温抵抗体と試験データ計測用熱電対の初期温度指示値は良く一致した。BWR 模擬放出試験で初期圧力と温度が飽和関係を満足していないがこれを Table 3.1 に於ける初期圧力が公称値を示しているためである。模擬炉心を挿入した試験は 15 回実施し、その内 6 回は燃料要素に電力投入しない非発熱試験であった。燃料要素に電力投入したいわゆる発熱試験は主として強制循環回路を設置してから行った。

以下試験データについて飽和条件下の減圧過程、未飽和条件での減圧過程および燃料要素を加熱した場合の放出過程における燃料棒温度の挙動について検討した結果を述べる。

#### 3.2 飽和減圧

圧力容器内の高温高圧水を放出させた時、容器内の水が初め飽和温度にあれば、圧力と水温は飽和関係に沿っているものと考えられている。これは単純な形状の容器においては既に各所で実験的に確かめられていることである。しかし容器内の形状が複雑であったり、その内容積が極端に大きかったりすると、局所的には流動による混合が遅れて圧力と温度の飽和関係が一時的にずれるようなことが起こり得るのは容易に想像される。これは圧力の伝播する速度に比べて、対流による熱移動や相変化といった現象がやや遅いことから生じてくる。プロウダウン現象においては、発熱体がなければ、圧力は下がる一方で局所的あるいは一時的に水が過飽和状態になっても気泡の発生によってまもなく飽和水と飽和蒸気になり過飽和状態はなくなる。気泡の発生は初めに気泡核の少ないときには起こりにくく、比較的長い時間にわたって飽和状態からのずれが回復しない場合がある。従って放出開始前に水が飽和状態にあっても、気泡発生の遅れがあると圧力は放出直後に飽和圧力以下に落ち込んで、数秒経ってから気泡が発生し、飽和値に回復する。回復してからは容器内が単純な形状であれば気泡の生成により減圧中の飽和関係は維持される。Fig.3.1 に示す例では放出の開始時の圧力のアンダーシュートが回復するのに約 3 秒かかっているのが分る。この気泡発生による圧力の回復過程は遷移領域と呼ばれ、その後は飽和減圧領域と呼ばれる。回復に要する遷移時間は、主として破断口径により、他の条件が同じなら口径が大きくて減圧速度の速い方が短くなる。これは遷移時間中も放出による減圧は続くため、回復すべき圧力の値がそれだけ低くなっているためである。本節ではこの圧力回復後の飽和減圧過程について試験条件別にデータを比較検討した。

### 3.2.1 飽和減圧過程の試験条件

ROSA 試験における飽和減圧過程の測定は、系内の圧力、温度および圧力容器上下端の差圧の時間変化について行われた。試験条件として変化させたのは、

- (1) 試験形式。BWR 模擬と PWR (加圧器付き) 模擬。
- (2) 放出位置。上部ノズルと下部ノズル。
- (3) 初期圧力。公称値で 40, 70, 100 kg/cm<sup>2</sup>・G。
- (4) 破断口径。25, 50, 70, 100, 125 mm $\phi$ 。
- (5) 破断口形状。薄刃オリフィスと丸形オリフィス。
- (6) 初期水位。5.45 m ~ 6.8 m。
- (7) 模擬炉心の有無。
- (8) 強制循環回路の有無。

である。

Table 3.1 で示した様に上記の試験条件のうち主として変化させたのは、初期圧力と破断口径および放出位置である。模擬炉心の組入れは最終的には燃料棒の発熱によって炉心温度変化を測定することを目的としていたが、循環ループを取付ける迄の間は、炉心の組入れと発熱の経験を積み重ねるために行われたもので、それを組入れない場合と比較するために行ったものではない。しかしながら圧力容器内の形状や保有水量がそれによって変わるために、後に示すように、圧力その他の測定結果に多少の違いが現われた。

破断口形状を丸形オリフィスにして行った試験は、ROSA-I 試験計画の打ち切りのため、結果的には一回しか行われなかった。試験番号 1006 番がそれである。同じ理由から初期水位を低くした試験（1010 番）も一回であるが、基準水位 6.0 m より高い初期水位の試験は、225 番以前に行われている。これ以前の試験は初期水位を厳密に基準水位に設定しなかった結果として高い水位になったものである。それに圧力の測定も 220 番以前については行われていない。

なお初期水温は BWR 模擬試験においてはすべて飽和温度となっているが、既に述べた昇温昇圧の運転方法において空間部の窒素を脱気させた後も、溶存空気の遊離や脱気の不完全さは多少残るため、初期圧力はその気体の分圧の分だけ飽和圧力より高くなっているものがある。また公称初期圧力として 40, 70, 100 kg/cm<sup>2</sup>・G の 3 通り行ったが、放出直前の圧力値を正確にこれらの値に合わせることは運転上極めて困難で、結果として温度値も正確に公称圧力の飽和値とはなっていない。さらに圧力容器内全体を一様温度にすることも不可能で、下部においては幾分未飽和水となっている。未飽和度も昇温昇圧過程の速さの違いのため一定とはならないが、測定結果から数度ないし 20°C 程度に収まっている。初期圧力がこれらの理由で飽和値より高い場合は破断時にやや過大な圧力曲線の落ち込みが測定されることがある。

さらに試験条件に関して付記すべきことは、通常の試験では昇温昇圧の停止後ただちに予熱器と通ずる循環ループの弁 (RCV - 2, 3) を上下両端で閉じてから破断を行うが、試験番号 405 まではこの弁の締切りが機能上完全でなかったため、予熱器内の水量の影響を多少受けているものと考えられる。予熱器内の水量は約 66 ℥で圧力容器内水量約 1700 ℥の約 4% である。

### 3.2.2 飽和減圧過程の測定結果

各試験において測定した圧力・温度・差圧の時間変化のデータは巻末に掲げられている。飽和減圧曲線の圧力容器上部で測定した値は PT-1, 中部で測定した値は PT-2, 下部は PE-3 で示され、放出口

のオリフィス上流側はPE-4、下流側はPE-5で示されている(Fig.2.17)。これらは各測定個所における圧力値の小さな差を求めるほど精度よく測定されていない。たとえば計器の測定誤差のほか、中間回路や再生処理過程で総合された誤差は、圧力容器上下間に実際に測定した圧力差を上回る。また圧力容器下部とオリフィス上流側の差圧も測定誤差以下しか生じてないことが実験の積重ねで明らかになってからは主にPE-4によるデータを圧力値として用いている。また、エンジン指圧計のほかに半導体圧力計も使用しているが、どちらが精度的にすぐれているかは確認していない。しかし未飽和減圧過程、あるいは未飽和度のない場合でもボイド発生の遅れにもとづく圧力の落ち込みの過程の測定に対しては、半導体圧力計の方が応答性においてはるかに優れていることが明らかにされている。

オリフィス下流側に置かれたPE-5は、破裂板よりは上流なので、破断前は当然高圧系内の圧力と同じであるが、放出直後には臨界流の下流側に当るため急速に大気圧近くまで落ち込む。これにより、測定データの破断時刻が万一破断信号の不調により記録されなくとも分る役目を果している。

温度データのうちT-6は圧力容器上部、T-7は下部である。T-6は定常初期水位においては飽和蒸気中にあるが、T-7は先に述べた通り未飽和水中にあって計器や記録機を厳密に調整した時は、下部の未飽和度を示すが、調整誤差のために数度Cの測定誤差が記録されることがある。T-6測定値が下にずれ、T-7測定値が上にずれた場合、実際の未飽和度が小さい場合は、初期値が僅かに逆転して記録されたデータもある。また放出がほとんど終了した時点からは、蒸気雲団気中にあるT-6は、まだ温度の高い圧力容器壁面からの熱放射を受けて再び上昇する場合があり、蒸気流による冷却の効果を受けにくい下部破断の場合によく見られる。飽和減圧過程のうち両者の温度値が離れるデータがあるが調整誤差等の影響を明らかに受けているものを除くと、圧力容器上部と下部で温度変化のかなり異なるデータは下部破断に限られており、T-6あるいはT-7の値の高い方へのふらつきに基づく差異となっている(Fig.3.2)。またPWR模擬の試験では、温度降下中にT-6がT-7を下回って不規則に変動することがある。これは圧力容器上部ノズルの加圧器と接続された所から、加圧器内の温度の低い水が流入して、やはり端子を冷却するためと考えられ、この水は恐らく圧力容器上部の蒸気をも幾分凝縮させているものと思われる。加圧器内の温度測定は一点であるため、内部の初期温度分布が正確に分らないので、PWR模擬の試験での飽和減圧過程のデータはその点で意義がやや薄れているが、この試験の目的は主として未飽和減圧の過程の測定にあることは次節で述べられる通りである。この過程においては加圧器内の初期温度が圧力容器内より低くても悪影響は無いものと考えられる。その理由は両者を接続する配管が十分細長く、未飽和減圧時の短い時間では、互いに独立した容器のように扱い得るからである。

次に圧力容器上下の差圧について述べると、これは炉心のない場合には流動抵抗が加わらないのでそのまま水頭を表すことになる。これは破断前には水の平均温度における比重で割れば水面の高さに換算されるが、破断後の減圧沸騰中には気泡発生分だけ水面が持上がる所以実水面を表わす訳ではないのは言うまでもない。炉心を挿入し循環ポンプで水を対流させた場合は、破断前でも炉心部の流動抵抗がわずかながら差圧として加わるので、水頭のみを表わさない。減圧中も炉心における二相流の流動抵抗が加わるので本来の水頭でなく、総合された圧力差として測定される。

先に述べた試験条件の変化により、圧力その他の飽和減圧過程のデータがそれぞれどのように異なるかを以下に比較してみよう。

### (1) BWRとPWR

Fig.3.3に示すようにROSA装置による2種の試験形式における圧力曲線の相違は極立っている。先に

述べたようにBWR模擬の場合の初期減圧は、残存気体の分圧がなければ圧力容器下部のわずかな未飽和度（サブクール）に相当した落込みと、気泡発生の遅れによる落込み分しかないのに対して、PWR模擬の場合には未飽和度を大きくしているので、相当する圧力の落込みも大きくなっている。さらに飽和減圧が始まってから圧力降下が急に速くなる肩の時点までの曲線はBWRではやや上に凸であるのに対し、図のPWRの例ではやや下に凸になっている。しかし常にそうであるとは限らない。圧力降下の速度は主として破断口における臨界流の体積流量に依存しており、いい換えれば流出水のクオリティに依存する。普通は单一容器の下部から流出する場合、水面が破断口の高さにまで下がると急に流出の蒸気量が相対的に増え、クオリティは高くなるので減圧は速まる。これが曲線の肩の部分である。この時点までは普通クオリティは徐々に増加するが、PWR模擬の場合加圧器と繋がれており、構造的に複雑な上、各部の初期の温度分布も一様でないため、BWR模擬と違った減圧曲線になってくる。

### (2) 上部破断と下部破断

BWR模擬の場合の上部破断と下部破断の圧力曲線を比較するとかなり特徴が異っているのが分る(Fig.3.4)。同じ破断口径で比較すると、初期減圧の速さは流出クオリティの高い上部破断の方が速く、下部破断で二相流の流出から蒸気流に変わる時点からは、下部破断の方が速くなる。そして常圧附近まで下がるもの下部破断では比較的速いが、上部破断のデータでは非常に長く尾を引いている。これは容器内にかなりの水が残存するため、保有エンタルピはかなり大きく、それが圧力を維持するからである。BWRの配管破断には再循環系と蒸気系の破断が考えられているが、配管の高さと初期水面の高さの関係が、圧力降下の速度に影響してくることが分かる。圧力容器内に残存している水量の時間変化の目やすとして、水頭を示す容器上下端間の差圧のデータを見る事ができる。Fig.3.5では上部破断と下部破断の差圧のデータを比較した。下部破断では圧力曲線で肩の出た時点において、差圧はほぼ平らになる。それはその時点で破断口高さより水面が下がってほとんど蒸気のみの流出に変わったことを示している。ところが上部破断では、初めから蒸気流出で、一時的には減圧沸騰による水面の持上がりのために水面が上部破断口以上になることがあったにしても、クオリティの高い二相流であり、破断口以下のときは減圧沸騰によって発生した蒸気量だけが流出するに過ぎないから、多量の水が残存する。

### (3) 初期圧力の相違

下部破断と上部破断のそれぞれの場合において、圧力容器内の初期圧力が約40, 70, 100 kg/cm<sup>2</sup>Gのときに各減圧曲線を比較してみると次のことが分る。Fig.3.6の例では、当然予想されることながら、二相流の減圧過程では初期圧力の高いほど減圧速度が大である。臨界流量は容器圧力に比例して大であるから、初期圧力が高い方が流出量が多く、下部破断では圧力曲線の肩もそれだけ早く現われる。またその時点以後の減圧速度についても同じことが言える。この例では約13秒で三者の圧力がほぼ同じになっていて、それ以後の減圧速度もやはり初期圧力の高い方が速いが、その理由として同じ時刻における下部破断口下にある残存水量のわずかな違いが考えられる。同じ時刻では初期圧力の高い方が残存水量、あるいは残存エンタルピが少なくなっているので、減圧沸騰による蒸気発生量も少なく、減圧の回復作用が小さいためであると考えられよう。このことは上部破断における減圧速度の比較を見ると一層明らかになる(Fig.3.7)。約30 kg/cm<sup>2</sup>以後の減圧速度の違いがこれを示している。つまり同じ時刻ではほぼ同じ圧力になるときにおける残存水量の相違例として、Fig.3.7から70および100 kg/cm<sup>2</sup>の初期圧力の2データで12秒附近の差圧データを比較すると、100 kg/cm<sup>2</sup>の場合の方が残存水量が少なくなっているのが分る。(Fig.3.8)。

#### (4) 破断口径の相違

同一の初期圧力からの破断の場合、減圧速度は当然破断口径の大きいほど速くなるが、減圧曲線を見ると肩の折れ曲がりもその場合目立たなくなり、なだらかに蒸気流出の減圧部分と継がる。(Fig.3.9)。このことは流出のクオリティの点から言えば、二相流出から蒸気流出へ変わるとときにさほど急変しないということになり、二相流時のクオリティが破断口径の大きいほど高いことを意味する。減圧速度の速いときは減圧沸騰が激しくなるから、水中の気泡量は多く、破断口に巻き込まれる蒸気量が増えることになる。従って水は相対的に減りにくくなり、水面が破断口以下になる時点の圧力の値も相対的に低くなるわけで、肩の現われる時点の圧力の値が破断口径の大きいほど低くなっていることが図から読み取れる。また図からは初期減圧の落込みの深さと回復時間が、破断口径の小さいほど浅くかつ長くなっているのが分るが、その理由は既に述べたように、過飽和による気泡発生の度合とその持続時間および回復すべき圧力幅の大きさに依存している(Fig.3.10)。

上部破断の場合は破断口径の影響は残存水量に顕著に現われる(Fig.3.11, Fig.3.12)。これも減圧沸騰が激しいほど実水面は持上がり、破断口以上にある時間が長くなるだけでなく、破断口以下にあっても水滴として流出する量が多くなるため、残存する水量は破断口径に反比例して少なくなっている。

#### (5) 破断口形状の相違

試験に使った破断口用オリフィスは1006番を除いてすべて薄刃オリフィスであるが、従来から単相流については薄刃オリフィスにおける縮流効果が認められており、二相臨界流についてもそれが十分考えられる。そこで丸形オリフィスを用いて、破断口の形状による流出量への影響があるかどうかを実験的に調べた結果、Fig.3.13, 3.14のような違いが明らかになった。圧力の減少速度は、縮流効果の少ない丸形オリフィスの方が流出流量も多いため大きくなった。残存水量も丸形オリフィスの方が少なくていて、結局オリフィス形状を変えることは、破断口径を変えることと等価的な意味を持つことになる。つまり縮流の少ない丸形オリフィスを基準と考えるなら、薄刃オリフィスでは縮流の影響分だけ破断口径を小さくしたことと同様の意味をもつことになる。実際の原子炉配管での破断ではいわゆるギロチン破断(全口径破断)のほか、場所により種々の破断形状が考えられ、それぞれ特異な流出流量を示すとすれば、破断の取扱いはかなり複雑になろう。これに関する解析モデルの取扱いについては後に述べる。

#### (6) 初期水位の相違

初期水位の影響は、上部破断についてのみ調べた。その理由は初期水位が少なければ、初期保有エネルギーも少ないので減圧速度が速まることは予想し得るが、それが残存水量にも影響を及ぼすかどうかが問題となるからである。実験の結果基準水位より約10%少なくした場合、減圧速度はかなり速くなってしまっており、初期において著しい。残存水量は時間とともに差は縮まる傾向にあるが、初期に少なかった方が最終的にもわずかに少ない(Fig.3.15, Fig.3.16)。

破断口径の相違による残存水量の比較のデータでも明らかなように、残存水量はほとんど減圧時間の始めの方で決まってしまい、後は僅かしか減少しないが、この初期水位の違いにおける比較でもそれは言える。この現象は減圧沸騰による水面の持上がりの度合と破断口高さの関係で決まり、水面が破断口以上に持上がって水の流出が続くと、やがて水面が下がり、蒸気放出に再び戻るため、水量の減少は急に弱まる。しかし圧力がわずかでもある限り減圧沸騰による蒸気放出は続き、水量は減り続ける。

#### (7) 模擬炉心の有無

ROSA装置の圧力容器内の模擬炉心の体積の占める割合は約10%あり、模擬炉心を挿入した場合の

初期保有水量はそれだけ減ることになる。従ってその点からは減圧速度は速まることが予想されるが、炉心部の流動抵抗を考えると一概には言えない。残存水量についても炉心の影響がどの様に現れるか予想し難い。実験の結果圧力曲線については、炉心のない場合より幾分減圧は速くなり、初期水位を約10%少なくした場合とほぼ変らない減圧曲線となった(Fig.3.17)。つまり減圧曲線については初期水量の影響のみ現れて、炉心部の流動抵抗等の影響ははっきり現れていない。そこで残存水量のデータを見ると明らかに炉心のない場合より少なくなっている。炉心のある場合は断面積が一様でなくなるため水頭による差圧の値と残存水量は直接的には比例せず、水面下の炉心構造物の体積分だけ水量は少ない。従って実際の残存水量に換算した場合、差圧で比較した以上の差があることになる。実水面の時間変化が明らかでないため、この換算はできないが、差圧の比較で見るとこの差はかなりあるのが分る。(Fig.3.18)。また上方へ流れれば炉心の圧力損失が更に加わるはずであり、それを差し引けば一層残存水量が少ないとなるが流量的にみてそれは現れていないと思われる。炉心のある場合に残存水量が少なくなっている理由については、恐らく同じ水量に対して炉心構造物の体積分だけ水面は高くなっているため、水面の持上がりが破断口高さ以上になり易く、それだけ流出し易いためと考えられる。

#### (8) 強制循環回路の有無

循環回路の容積は、圧力容器の約30%あり、それだけ初期水量が増えるほか、構造的には圧力容器単独の場合より複雑な流動を生じさせることになる。

下部破断の場合について比較してみると、Fig.3.19に示すように減圧終了時間が、循環回路のない場合よりかなり延びるほか、減圧速度自体もかなり緩やかになっている。二相流出の部分の持続時間はほぼ等しいが、その勾配は小さくなっていて、蒸気流出に変わってからの勾配は一層循環ループのないときより小さくなっている。これは圧力容器部分の水がなくなてもその後配管部から圧力容器内へ水が流れ込むからである。配管の大部分とポンプは圧力容器より低い位置にあって、しかも配置的にかなり離れた所まで伸びているため、そのような結果になり易いことは首肯できる。

上部破断の場合は圧力容器内の水が一旦なくなることはないので、圧力曲線への影響をもつのは初期水量の違いのみで、これは減圧速度を全体的に緩やかにする(Fig.3.20)。配管部からの圧力容器への水の流れ込みも、圧力容器内の水がなくなるので少ないものと想像されるが、減圧沸騰で配管内に発生した気泡が、圧力容器に抜けずに蒸気溜りができると、これが加圧作用をなして水を押し出すことも考えられる。上部破断、下部破断とともに循環ループの接続などにより構造が複雑になった場合の流動への影響は重要で、今後の計画において流量その他の詳細な測定によって明らかにされよう。

### 3.3 未飽和減圧

加圧水型原子炉の一次冷却系破断事故時に起る未飽和条件下での一次冷却水の減圧過程に関するデータを得るために5回の放出試験(1000, 1001, 1002, 1003, 1020, 1022)を行った。放出はオリフィス口径50, 70, 100 mm $\phi$ の三種で初期圧力は70あるいは100 kg/cm<sup>2</sup>・Gで行った。初期温度は初期圧力と飽和圧力の差がおおむね30~50 kg/cm<sup>2</sup>となるように選んだ(詳細はTable 3.1)。未飽和減圧過程を含む冷却水の減圧現象は放出初期条件が飽和状態である飽和減圧の場合とはその様子を著しく異なる。例えばFig.3.21にみるように圧力は初期圧力から冷却水の初期温度に相当する飽和圧力まで極めて短時間に下降する。そして一旦飽和圧に達すると“3.2”で述べたような過程に従うゆっくりした圧力下降となる。この未飽和減圧に要する時間は主として系の大きさとオリフィス口径に依り変化し本試験範囲では50~100 m sec程度であった。さらに未飽和減圧から飽和減圧に

移行する間に圧力が一時的に飽和圧より低くなるいわゆる圧力のアンダーシュート現象が観測され、その最大のアンダーシュート巾は  $10 \text{ kg/cm}^2$  にも達した。

次に未飽和放出試験に用いた試験装置の構成とデータ計測点の配置、データ計測系と計測手順および試験データの検討結果について述べる。

### 3.3.1 試験装置の構成とデータ計測

Fig.3.22 に未飽和放出試験の際の試験装置構成の要点を示す。図は炉心のない下部放出の場合を示す。図にみるように装置の構成は圧力容器上部に 1 / 2 インチ配管を通して加圧器が設置される他は飽和放出試験の場合と同じである。また放出初期条件までの昇温昇圧は、まず飽和条件を保ちつつ初期温度まで加熱し次に加圧器にチッソガス圧を加えることにより初期圧力まで昇圧した。予熱器系は放出に先出って遮断弁 (RCV - 2, - 3) により遮断した。

未飽和放出試験データとして圧力と温度をそれぞれ PQ - 1, PQ - 3, PQ - 4 および T - 6, T - 7 の位置で検出した (Fig.3.22)。圧力変換器は Kistler 社ピエゾ圧力変換器, Model 649 を用いた。この圧力変換器は最高  $\sim 100 \text{ KHz}$  の応答周波数を有し本試験には充分な性能を有している。飽和圧力を求めるため T - 6, T - 7 で初期温度の計測を行った。したがって未飽和放出試験では温度の動的データは必要としない。またエンジン指圧計による飽和放出過程のデータは上記の温度計によるデータと共にピエゾ圧力変換器で計測したデータとの相互確認のため用いた。

ピエゾ圧力変換器で検出した圧力振動は Kistler 社チャーチ増巾器 Model 504A を経てアナログテープレコーダ AMPEX 社 FR - 1800L に収録した。集録データの再生は、振巾と送り時間巾を解析結果と照合しやすいように選び電磁オシログラフで行った。

### 3.3.2 試験データ

Fig.3.23 ~ 3.26 に試験データの電磁オシログラフで再生した結果を示す。各図は Fig.3.22 における PQ - 1, PQ - 3, PQ - 4 の圧力変化を初期圧力  $P_0$ , 飽和圧力  $P_{sat}$ , アンダーシュート最低圧力  $P_{und}$ , 時間軸と圧力軸の長さおよび破断口径と共に示した。試験データの一部には高周波ノイズの乗ったものもあったが、これらについてはその中心を通る線を引くことにより試験データとした。

装置の安全管理上オリフィス口径  $125 \text{ mm } \phi$  以上の場合の未飽和減圧に関する試験データは得られなかつたが、Fig.3.25 と Fig.3.26 の  $70 \text{ mm } \phi$ ,  $100 \text{ mm } \phi$  の二種のオリフィスによる試験データからだけでも未飽和減圧時間がオリフィス口径に強く影響される事実がうかがわれる。

図の未飽和減圧曲線はいずれの場合も階段状に降下し一旦最低圧力  $P_{und}$  を経て飽和圧力  $P_{sat}$  に回復する。この回復速度は比較的ゆっくりしており数十~数百  $\text{m sec}$  位を要する。また圧力降下曲線がかなり丸みのある形になっているが、これはオリフィス口径が小さいため降下時間がかかり、各種の損失等に依るものと思われる。

Table 3.2 は初期圧力、飽和圧力およびアンダーシュート時の圧力を初期温度およびエンジン指圧計指示から求めた飽和圧力と共にまとめたものである。表にみられるように PQ - 1, PQ - 3, PQ - 4 の測定値は計測系の総合精度を考慮すると良く一致している。同様にエンジン指圧計にみる測定値もピエゾ圧力変換器の測定値に良く一致していると言える。しかし初期温度 T - 6, T - 7 より求めた飽和圧力で一部一致の悪いものもあるがこれは圧力容器軸長が 7 m と非常に長いため冷却水温度を均一にすることが困難で温度分布が生じたためである。

以上を総合すると ROSA - I の試験で得られた未飽和減圧に関する試験データは非常に信頼性の高いものと結論できよう。

### 3.4 燃料温度の挙動

ブローダウン時の燃料温度の挙動を、比較的高熱負荷の条件で実測するため、ROSA-I 試験装置に強制循環回路を取付け、9回の予備的放出試験の後、Table 3.3 に記した6回の本試験を行った。このうち、1004番は熱電対の断線等のために、信頼できるデータが得られなかった。また601番はブローダウン過程の初期に加熱電力の供給を止めたために、また1020番は放出の最中に加熱電流のリード線が熔断してしまったために、通電中の燃料温度の急上昇は観察されなかった。残りの3回の試験では、何らかの形で燃料温度の急上昇が検出された。

#### 3.4.1 試験装置の構成

ROSA-I 試験装置のフローシートおよび圧力容器内部構造物の組立状態は、それぞれFig.2.1 および Fig.2.2 に示す通りである。昇温・昇圧時には、強制循環ポンプを出た循環水の大部分は、圧力容器下部プレナムから、模擬炉心を通って上部プレナムに到り、残りは加熱器を通って同じく上部プレナムに到り、両者が合さって、圧力容器胴とコア・バレルに囲まれたダウン・カマ一部を下り、放出ノズルから分岐した配管を通って、再び強制循環ポンプにもどる。しかし、放出に先立って、加熱器系統の締切り弁 RCV-2, 3 を閉じ、かつ放出と同時に強制循環回路の逆止弁が閉じるから、ブローダウン過程では強制循環回路は完全に切り離されていることになる。

圧力容器内の模擬炉心その他の装着状態は、Fig.2.2 に示す通りであるが、改良形のスカートを使用した1020番 1022番の2例を除いて、ダウン・カマーと下部プレナムとを仕切るシール・リング部の水封は不完全であった。

模擬炉心は、BWR 形  $7 \times 7$  模擬燃料要素 9 体が、 $3 \times 3$  に配置されて居り、中央燃料要素の中央ピッソングが直流加熱の計装燃料棒で、これを囲んで 12 本の交流加熱の非計装燃料棒があり、残りはすべて非発熱燃料棒である。ただし、発熱方式はすべて直接通電法を採用している。なお、903番以後は、非発熱燃料棒の 1 本を計装用として使用した。中央燃料要素内の各種燃料棒の配置は Fig.2.14 に示す通りである。

燃料棒の寸法は、Fig.2.15 に示すように、外径  $12.4 \text{ mm} \phi$ 、軸長  $3215 \text{ mm}$  で、有効発熱長は  $2660 \text{ mm}$  である。発熱・計装燃料棒では、 $615 \text{ mm}$  おきに 5 本のシース外径  $0.65 \text{ mm} \phi$  の非接地型 CA 熱電対が装着されて居り、両端の熱電対の装着位置は、有効発熱部の端から  $100 \text{ mm}$  である。なお、非発熱・計装燃料棒の熱電対装着位置は、発熱・計装燃料棒のそれと同レベルである。また、熱電対の番号は、最下端が T-1 で、最上端が T-5 である。

熱電対の装着方法は、Fig.2.15 に示すように、熱電対の先端を燃料棒の内側から外側へ貫通させ、あらかじめ燃料棒の外表面に設けておいた細溝にそわせてこれを固定し、外面から銀ろう付けした。したがって、熱電対の感温部の中心は、燃料棒の表面から少なくともシース外径の  $1/2$  だけは内側に位置していることになり、このため真の燃料表面温度より高めの温度を検出する結果となった。また、この熱電対の装着深さの差にもとづく、温度測定値の系統的誤差を生じた。

#### 3.4.2 試験データ

##### (1) 601番

Fig.3.27 に 601 番の発熱・計装燃料棒の温度変化の測定結果を示す。ただし本例は、 $70 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$  からの下部放出の例であって、オリフィス口径は  $70 \text{ mm} \phi$ 、放出前の圧力容器内の状態は飽和である。発熱・計装燃料棒の保護のために、放出開始後  $5 \text{ sec}$  までしか加熱しなかったが、その熱負荷は  $6.70 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$  である。

本例では、放出開始直後に燃料温度の急激な低下が見られるが、その後は温度低下がゆるやかになり、放出開始後5～6 secで、加熱の停止の影響を受けてやや温度降下がすみやかになる。放出開始後15 secごろから、上端のT-5から次々と温度が上昇はじめ、30 secごろには、最下端のT-1も上昇はじめめる。しかし、この温度上昇は、燃料が加熱されていないためきわめて緩やかである。放出開始後15～25 secでは不規則な温度振動が見られるが、その後は比較的静かに現象が進行する。

### (2) 602番

Fig.3.28に、602番の発熱・計装燃料棒の温度変化の測定結果を示す。ただし、本例では温度の測定値にきわめて大きい電気的ノイズが重なってしまったので、本図は概略の変化を示しているに過ぎない。602番は70 kg/cm<sup>2</sup>・Gからの下部放出の例があって、オリフィス口径は70 mmφ、放出前の圧力容器内の状態は飽和である。発熱・計装燃料棒が、放出開始後約27.4 secまで加熱されている点が601番と異なっているが、熱負荷はほとんど変わらず $6.67 \times 10^5$  kcal/m<sup>2</sup>hである。

本例では、放出開始後、徐々に燃料温度が低下するが、20.5 secにまずT-5が上昇はじめ、その後、順次下の測定点で温度急上昇が見られた。ただしT-1のみは順序通りではなく、T-3が温度上昇する以前に上昇はじめ、その後も他の測定点とは若干違った温度挙動を示した。T-5, 4, 3の各測定点では、燃料温度が600～700°Cに達してからは、非常に激しい温度振動を示したが、電気的ノイズと区別するのが困難だったので、本図には示さなかった。放出開始後27.4 sec前後に、すべての測定点で突然温度の急降下が見られ、以後きわめて低い一定温度に固定されてしまう現象が観察されたが、これは、次に述べる使用後の燃料棒の観察結果から、燃料棒の熔断に伴う熱電対の断線によるものと判断し、図には示さなかった。

本例では、燃料棒の熔断によって加熱電流が遮断された。使用後の燃料棒を観察してみると、Photo.3.1に示すように、有効発熱部の上端で完全に熔断した他、その下約10 cmの所で熱電対を除いて熔断し、隣接燃料棒と接触したためと思われるひどい焼損の痕が見られた。同様の焼損痕はこの他にも多数観察され、そのうちの数個所はスペーサ部に見出された。また、燃料棒全体にわたって、過熱による紫褐色の変色が見られた。

Photo.3.2に、6段のスペーサのうち、上3段の使用後の破損状態を示す。これによれば、スペーサの絶縁碍子が破損し、燃料棒がスペーサ金属部に直接々触し、加熱電流がスペーサを通ってアースに短絡されたことがわかる。

以上2つの写真により、熱膨脹のために、熔断前に燃料棒がはげしく変形したことが明らかになった。

### (3) 903番

Fig.3.29に、903番の発熱・計装燃料棒の温度変化の測定結果を示す。ただし本例は、70 kg/cm<sup>2</sup>・Gからの上部放出の例であって、オリフィス口径は50 mmφ、放出前の圧力容器内の状態は飽和である。発熱・計装燃料棒は、放出開始後約31 secまで加熱されており、その熱負荷は $7.47 \times 10^5$  kcal/m<sup>2</sup>hである。

本例では、放出開始後、徐々に燃料温度が低下するが、26 secにまずT-4がつづいてT-5が急激な温度上昇をおこしている。最高到達温度は、T-4が520°C、T-5が788°Cで、温度上昇速度はT-5の方が大きい。ただしT-1, 2, 3はそのままゆっくりと下りつづける。放出開始後31 secに加熱電流を遮断したため、各測定点ともやや急激に温度が下降するが、その後45 secにT-4が、65 secにT-5が、きわめて急激な温度降下を見せて、T-1, 2, 3とほぼ同温度になる。なお、55 sec以後、T-5の記録には激しい電気的ノイズが重なっているため、本図は概略を示した

にすぎない。75 sec 以後は、Fig.3.27 の 601 番の例と同様に、T-5 から順次ゆっくりした温度上昇を示すが、温度上昇が始まる時刻が 601 番よりずっと遅い点が違っている。

Fig.3.30 は、非発熱燃料棒の温度変化であって、前図と同様、放出開始後 67 sec 頃から、T-5 から順次ゆっくりした温度上昇が認められる。

#### (4) 1020 番

Fig.3.31 に、1020 番の発熱・計装燃料棒の温度変化の測定結果を示す。ただし、本例では T-1, 5, 4 の熱電対が故障したため、T-2, 5 のみ示す。本図の試験は  $70 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$  からの上部放出であって、オリフィス口径は  $50 \text{ mm}\phi$ 、放出前の圧力容器内の状態は未飽和である。したがって、放出前には自由表面は加圧器内にあって、圧力容器は満水になっている。発熱・計装燃料棒は、放出開始後約 11 sec まで加熱されており、その熱負荷は  $1.01 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$  である。

本例は、放出開始時と、加熱電流遮断時とに急激な温度降下が見られるのが特徴的であるが、601 番と基本的には変りがない。非発熱燃料棒の温度挙動も、Fig.3.32 に見られるように、903 番のそれと定性的には大差はない。ただし、T-5 から順次ゆるやかな温度上昇が始まる時刻が 903 番よりさらに遅く、放出開始後 190 sec 頃であることが違っている。

#### (5) 1022 番

Fig.3.33 に、1022 番の発熱・計装燃料棒の温度変化の測定結果を示す。ただし、本例では、T-3 の熱電対が異常となったため、図には示していない。本図の試験は、 $70 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$  からの上部放出であって、オリフィス口径は  $50 \text{ mm}\phi$ 、放出前の圧力容器内の状態は未飽和である。発熱・計装燃料棒は、放出開始後 114 sec まで加熱されており、その熱負荷は  $8.15 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$  である。

本例では、T-1 の測定点で、放出開始後 8.5 sec から急激な温度上昇が認められ、12.7 sec には  $552^\circ\text{C}$  に達している。ただし、この温度上昇速度は、602 番や、903 番のそれと比較すると遅い。その後は 20 sec 頃までは急激に、その後はゆるやかに温度が下降するが、他の温度測定点より、温度下降速度が若干はやく、80 sec 前後には T-4, 5 を下まわり、100 sec では T-2 よりも下まわってしまう。なお、放出開始後 71 sec 頃にも小さい温度ピークが見られる。また、87 sec 以後では、複雑な温度振動が認められる。

T-4, 5 の 2 点は、放出開始直後の急激な温度降下の後は、きわめてゆるやかな温度下降を見せ、加熱電流が遮断された 114 sec 以後は急激に下降する。ただし、T-5 では、49.5 sec 前後および 60.5 sec 前後に小さい温度ピークが認められる。

T-2 は、放出開始後 70 sec 頃までは、T-4, 5 と平行的に挙動するが、それ以後は T-1 と平行的に挙動するようになり、96 sec 以後では複雑な温度振動が加わり、若干温度が上昇する。

Fig.3.34 は非発熱燃料棒の温度挙動を示すが、その特性は、1020 番の非発熱燃料棒のそれと大差がない。

Table 3.1 Major Conditions for Each Tests

| 実験データ番号 | 実験形式 | 放出管位置 | 公称初期圧力(kg/cm <sup>2</sup> G) | 破口断径(mm <sup>2</sup> ) | 圧力容器上部温度(°C) | 初期水位(m)     | 燃料電力(非計装)(kw/sec) | 燃料電力(計装)(kw/sec) | 循環ポンプ流量(ton/h) | 収録データ番号 | 炉心 | 圧力液 |
|---------|------|-------|------------------------------|------------------------|--------------|-------------|-------------------|------------------|----------------|---------|----|-----|
| 201     | BWR  | 下部    | 40                           | 70                     | 250          | (5.25)      |                   |                  |                | 2-1     |    |     |
| 202     | BWR  | 下部    | 40                           | 70                     | 256          | (5.46)      |                   |                  |                | 2-1     |    |     |
| 203     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 279          | (5.32)      |                   |                  |                | 2-1     |    |     |
| 205     | BWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 302          | (5.17)      |                   |                  |                | 2-1     |    |     |
| 207     | BWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 309          | (5.10)      |                   |                  |                | 2-1     |    |     |
| 209     | BWR  | 下部    | 40                           | 100                    | 248          | (5.43)      |                   |                  |                | 2-1     |    |     |
| 211     | BWR  | 下部    | 70                           | 100                    | 285          | (5.18)      |                   |                  |                | 2-2     |    |     |
| 214     | BWR  | 下部    | 100                          | 100                    | 312          | (4.76)      |                   |                  |                | 2-2     |    |     |
| 216     | BWR  | 下部    | 100                          | 125                    | 303          | (4.96)      |                   |                  |                | 2-2     |    |     |
| 218     | BWR  | 下部    | 100                          | 100                    | 303          | (4.93)      |                   |                  |                | 2-2     |    |     |
| 219     | BWR  | 下部    | 100                          | 100                    | 312          | (4.78)      |                   |                  |                | 2-2     |    |     |
| 220     | BWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 316          | (4.90)      | 60/0              | 40/0.3           |                | 2-3     |    |     |
| 222     | BWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 314          | (4.77)      |                   |                  |                | 2-3     |    |     |
| 223     | BWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 303          | (4.98)      |                   |                  |                | 2-3     |    |     |
| 224     | BWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 313          | (4.93)      |                   |                  |                | 2-3     |    |     |
| 225     | BWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 310          | (5.12)      |                   |                  |                | 3-1     |    |     |
| 301     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 271          | (4.8) 6.12  |                   |                  |                | 3-1     |    |     |
| 302     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 277          | (4.9) 6.16  |                   |                  |                | 3-1     |    |     |
| 303     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 278          | (4.9) 6.22  |                   |                  |                | 3-1     |    |     |
| 304     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 279          | (4.88) 6.10 |                   |                  |                | 3-1     |    |     |
| 305     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 283          | (4.9) 6.22  |                   |                  |                | 3-1     |    |     |
| 306     | BWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 308          | (4.7) 6.23  |                   |                  |                | 3-1     |    |     |
| 307     | BWR  | 下部    | 70                           | 50                     | 277          | (4.9) 6.22  |                   |                  |                | 3-1     |    |     |
| 401     | BWR  | 下部    | 40                           | 70                     | 250          | (5.05) 5.96 |                   |                  |                | 4-1     |    |     |
| 402     | BWR  | 下部    | 70                           | 100                    | 280          | (4.88) 6.24 |                   |                  |                | 4-1     |    |     |
| 403     | BWR  | 上部    | 27                           | 25                     | 224          | (5.4) 6.17  |                   |                  |                | 4-1     |    |     |
| 404     | BWR  | 上部    | 40                           | 25                     | 247          | (5.2) 6.14  |                   |                  |                | 4-1     |    |     |
| 405     | BWR  | 上部    | 70                           | 25                     | 279          | (4.75) 6.07 |                   |                  |                | 4-1     |    |     |
| 408     | BWR  | 上部    | 40                           | 70                     | 253          | (5.15) 6.08 |                   |                  |                | 4-1     |    |     |
| 409     | BWR  | 上部    | 70                           | 70                     | 282          | (4.76) 6.07 |                   |                  |                | 4-1     |    |     |
| 410     | BWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 280          | (4.83) 6.17 |                   |                  |                | 4-1     |    |     |
| 502     | BWR  | 上部    | 40                           | 25                     | 252          | (5.12) 6.05 | 37/1.0            | 53.7/2.0         |                | 5-1     |    |     |
| 503     | BWR  | 上部    | 40                           | 50                     | 252          | (5.01) 5.90 | 56.5/1.0          | 64.8/3.0         |                | 5-1     |    |     |
| 504     | BWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 282          | (4.85) 6.20 |                   |                  |                | 5-2     |    |     |
| 506     | BWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 282          | (4.71) 6.00 |                   |                  |                | 5-2     |    |     |
| 507     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 286          | (4.97) 6.30 |                   |                  |                | 5-2     |    |     |
| 601     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 288          | 6.0         | 177/20            | 80.7/5.0         | 220            | 6-1     |    |     |
| 602     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 288          | 6.05        | 188/30            | 80.3/27.5        | 200            | 6-1     |    |     |
| 701     | BWR  | 下部    | 70                           | 25                     | 286          | (4.81) 6.14 |                   |                  |                | 7-1     |    |     |
| 702     | BWR  | 下部    | 70                           | 125                    | 287          | 6.0         |                   |                  |                | 7-1     |    |     |
| 703     | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 287          | 5.98        |                   |                  |                | 8-1     |    |     |
| 800     | BWR  | 上部    | 70                           | 25                     | 286          | (4.81) 6.15 |                   |                  |                | 8-1     |    |     |
| 801     | BWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 287          | 6.10        |                   |                  |                | 8-1     |    |     |
| 802     | BWR  | 上部    | 100                          | 50                     | 314          | 5.99        |                   |                  |                | 8-1     |    |     |
| 903     | BWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 287          | 6.0         | 180/38            | 90/31.0          | 265            | 9-1     |    |     |
| 904     | BWR  | 上部    | 100                          | 70                     | 313          | 6.0         |                   |                  |                | 9-2     |    |     |
| 1000    | PWR  | 下部    | 70                           | 50                     | 232          | (4.90)      |                   |                  |                | 10-1    |    |     |
| 1001    | PWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 232          | (4.90)      |                   |                  |                | 11-1    |    |     |
| 1002    | PWR  | 下部    | 100                          | 70                     | 263          | (4.98)      |                   |                  |                | 11-1    |    |     |
| 1003    | PWR  | 下部    | 100                          | 100                    | 260          | (4.90)      |                   |                  |                | 11-1    |    |     |
| 1004    | BWR  | 下部    | 70                           | 70                     | 285          | (4.95)      | 186/18.8          | 90/31.0          | 240            | 11-2    |    |     |
| 1006    | BWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 284          | 6.03        |                   |                  |                | 11-1    |    |     |
| 1010    | BWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 280          | 5.45        |                   |                  |                | 12-1    |    |     |
| 1020    | PWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 248          | (4.95)      | 61.2/234          | 121.2/2.0        | 272            | 12-1    |    |     |
| 1022    | PWR  | 上部    | 70                           | 50                     | 245          | (4.92)      | 156/129           | 98.1/114         | 270            | 12-2    |    |     |

注 初期水位( )内は工業計器指示水頭  
 ( )外は実水位  
 kw/sec の sec はラプチャーデスク破断後の通電時間

Table 3.2 Test Conditions for the Subcooled Decompression Tests

| TEST NO., | MEASURING POINTS                                                                         | P <sub>o</sub> kg/cm <sup>2</sup> .abs | P sat kg/cm <sup>2</sup> .abs | P und kg/cm <sup>2</sup> .abs |
|-----------|------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|
| 1000      | P Q - 1                                                                                  | 7 2.5                                  | 3 5.5                         | 3 2.5                         |
|           | P Q - 3                                                                                  | 7 2.5                                  | 3 8.5                         | 3 5.5                         |
|           | P Q - 4                                                                                  | 7 2.5                                  | 3 5.5                         | 3 3.0                         |
|           | SATURATION PRESSURE CORRESPONDING<br>TO INITIAL TEMPERATURE T <sub>6/T<sub>7</sub></sub> | 30.7/30.7                              |                               |                               |
|           | SATURATION PRESSURE FROM STRAIN<br>TYPE PRESSURE TRANSDUCER                              | 3 5.1                                  |                               |                               |
| 1001      | P Q - 1                                                                                  | 7 1.4                                  | 3 0.4                         | 2 2.4                         |
|           | P Q - 3                                                                                  | 7 1.4                                  | 3 3.4                         | 2 6.4                         |
|           | P Q - 4                                                                                  | 7 1.4                                  | 3 1.4                         | 2 4.4                         |
|           | SATURATION PRESSURE CORRESPONDING<br>TO INITIAL TEMPERATURE T <sub>6/T<sub>7</sub></sub> | 29.0/29.0                              |                               |                               |
|           | SATURATION PRESSURE FROM STRAIN<br>TYPE PRESSURE TRANSDUCER                              | 2 9.7                                  |                               |                               |
| 1002      | P Q - 1                                                                                  | 1 0 2.0                                | 5 0.0                         | 4 1.0                         |
|           | P Q - 3                                                                                  | 1 0 2.0                                | 5 1.0                         | 4 2.0                         |
|           | P Q - 4                                                                                  | 1 0 2.0                                | 4 9.0                         | 4 0.0                         |
|           | SATURATION PRESSURE CORRESPONDING<br>TO INITIAL TEMPERATURE T <sub>6/T<sub>7</sub></sub> | 47.9/42.7                              |                               |                               |
|           | SATURATION PRESSURE FROM STRAIN<br>TYPE PRESSURE TRANSDUCER                              | 4 9.5                                  |                               |                               |
| 1003      | P Q - 1                                                                                  | 1 0 3.0                                | 4 6.0                         | 3 6.0                         |
|           | P Q - 3                                                                                  | 1 0 3.0                                | 4 8.0                         | 3 5.0                         |
|           | P Q - 4                                                                                  | 1 0 3.0                                | 4 6.0                         | 3 3.0                         |
|           | SATURATION PRESSURE CORRESPONDING<br>TO INITIAL TEMPERATURE T <sub>6/T<sub>7</sub></sub> | 46.3/44.1                              |                               |                               |
|           | SATURATION PRESSURE FROM STRAIN<br>TYPE PRESSURE TRANSDUCER                              | 4 7.0                                  |                               |                               |

Table 3.3 Test Conditions for the Core Heating-up Tests

| 実験<br>デ-タ<br>番<br>号 | 圧力容器<br>初期<br>状<br>態 | 放出管<br>位置 | 初期正力<br>(公称)<br>kg/cm <sup>2</sup> G | 破断<br>口径<br>mmφ | 流体温度       |            | 初期<br>水位<br>m | 加熱電力<br>kcal/m <sup>2</sup> h | 計装<br>熱流束<br>kW      | 発熱燃料<br>加熱時間<br>sec | 非計装<br>熱流束<br>kcal/m <sup>2</sup> h | 加熱時間<br>sec          | 循環ボンブ<br>流量<br>ton/h |     |
|---------------------|----------------------|-----------|--------------------------------------|-----------------|------------|------------|---------------|-------------------------------|----------------------|---------------------|-------------------------------------|----------------------|----------------------|-----|
|                     |                      |           |                                      |                 | PV上部<br>°C | PV下部<br>°C |               |                               |                      |                     |                                     |                      |                      |     |
| 601                 | 飽和                   | 下部        | 70                                   | 70              | 288        | 283        | 6.0           | 8.07                          | 6.70×10 <sup>6</sup> | 5.0                 | 177                                 | 1.22×10 <sup>6</sup> | (20)                 | 220 |
| 602                 | 飽和                   | 下部        | 70                                   | 70              | 288        | 267        | 6.05          | 8.03                          | 6.67×10 <sup>6</sup> | 27.5                | 188                                 | 1.30×10 <sup>5</sup> | (30)                 | 200 |
| 903                 | 飽和                   | 上部        | 70                                   | 50              | 287        | 280        | 6.0           | 9.00                          | 7.47×10 <sup>6</sup> | 31.0                | 180                                 | 1.25×10 <sup>5</sup> | (38)                 | 265 |
| 1004                | 飽和                   | 下部        | 70                                   | 70              | 285        | 277        | (4.95)        | 99.8                          | 8.29×10 <sup>6</sup> | 15.0                | 186                                 | 1.29×10 <sup>5</sup> | 18.8                 | 240 |
| 1020                | 未飽和                  | 上部        | 70                                   | 50              | 248        | 242        | —             | 121.2                         | 1.01×10 <sup>5</sup> | 12.0                | 61.2                                | 4.23×10 <sup>6</sup> | 2.34                 | 272 |
| 1022                | 未飽和                  | 上部        | 70                                   | 50              | 245        | 240        | —             | 98.1                          | 8.15×10 <sup>5</sup> | 11.4                | 156                                 | 1.08×10 <sup>5</sup> | 12.9                 | 270 |

(注1) 初期水位：( ) 内は工業計器による常温換算値

他は、レベルゲージによる実水位

(注2) 加熱時間：ラプチャーディスク破断後の通電時間

( ) 内は概略値

(注3) 循環ボンブ流量：放出前の値

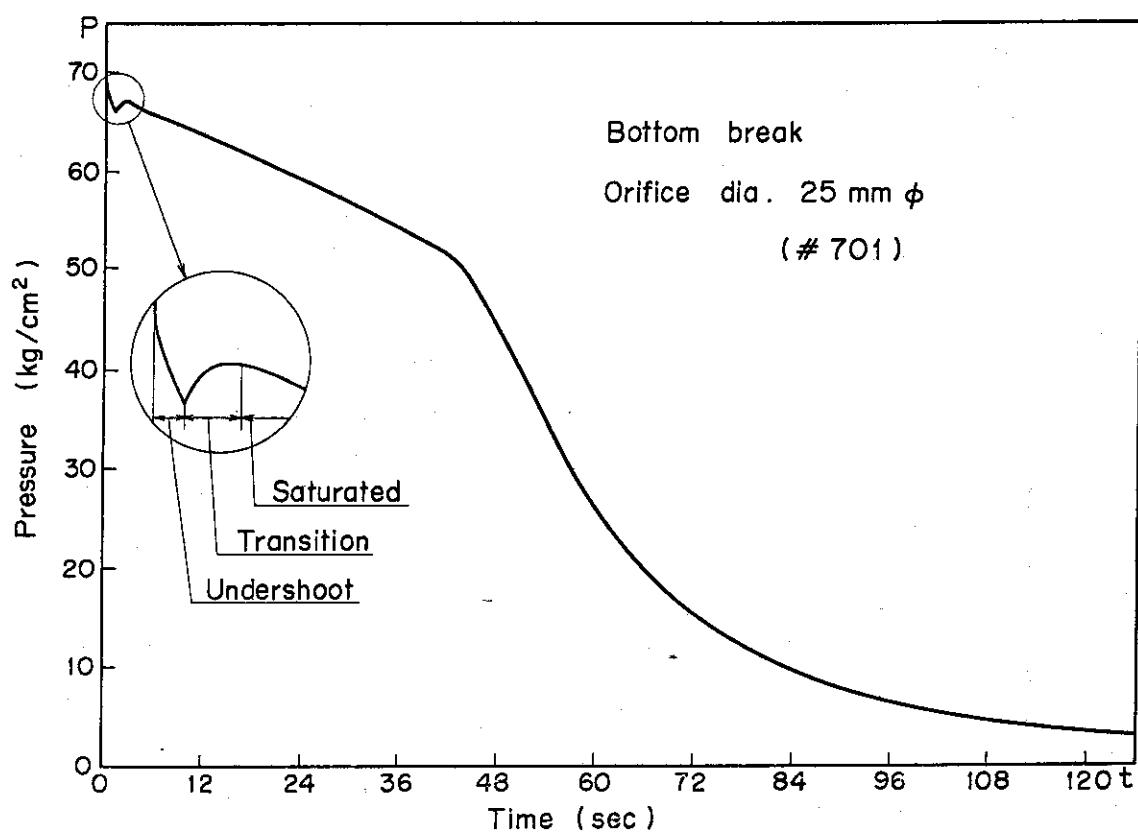


Fig. 3.1 Pressure Transient for the Bottom Blowdown Simulating BWR-LOCA

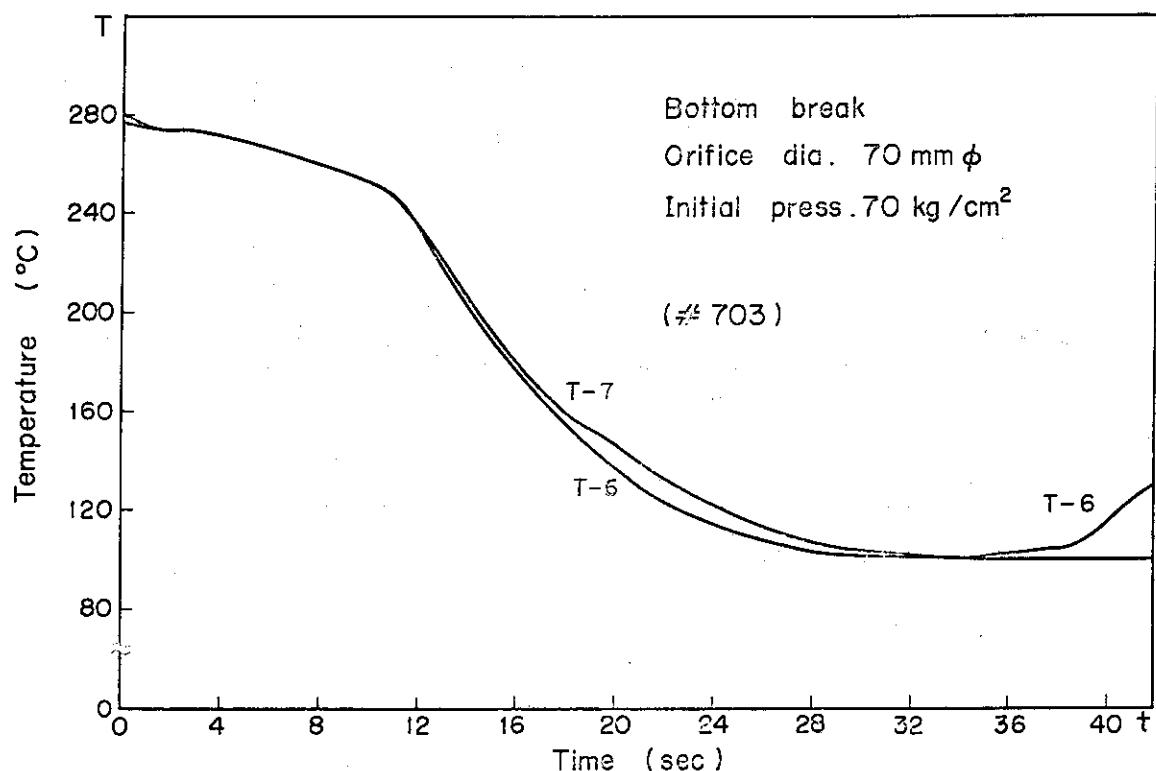


Fig. 3.2 Temperature Transients at the Top and the Bottom of the Vessel

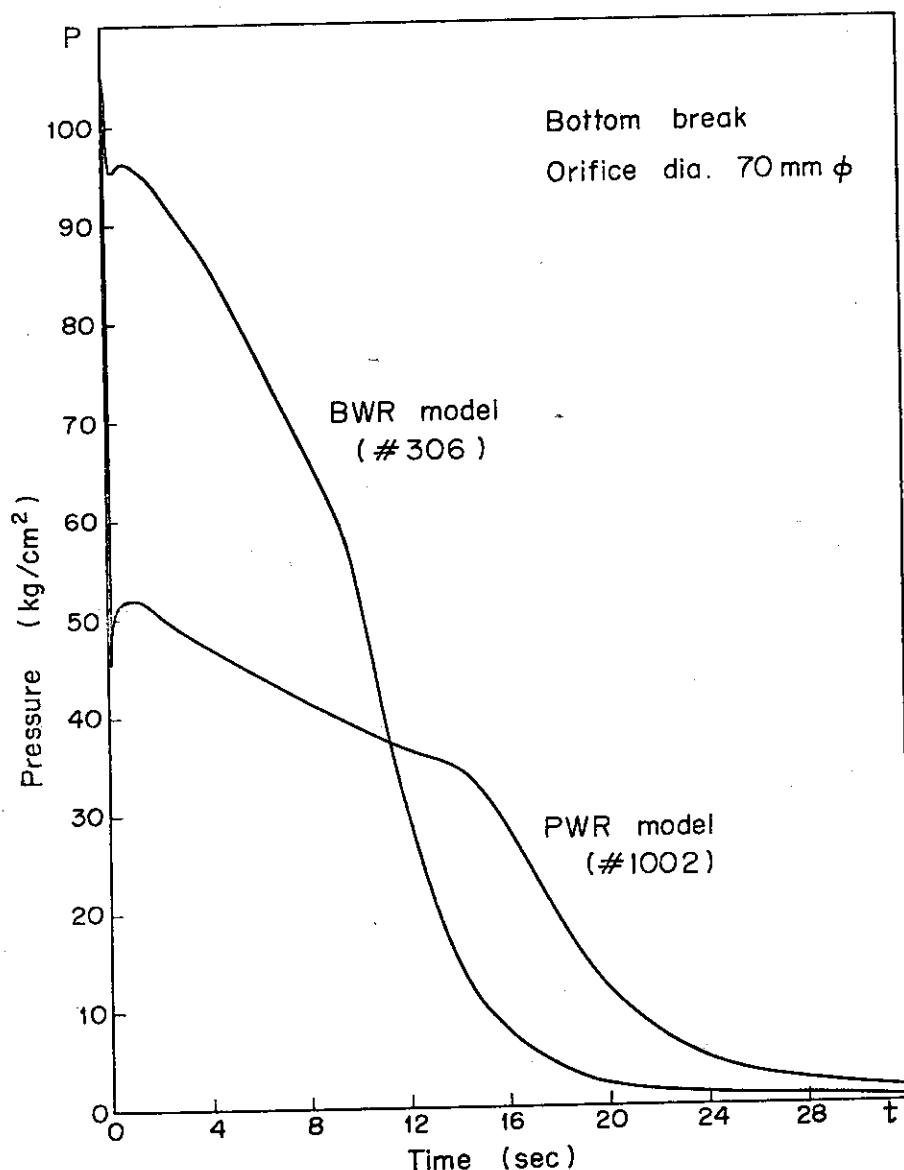


Fig. 3.3 Pressure Transients for the Blowdown Tests  
Simulating PWR- and BWR-LOCA

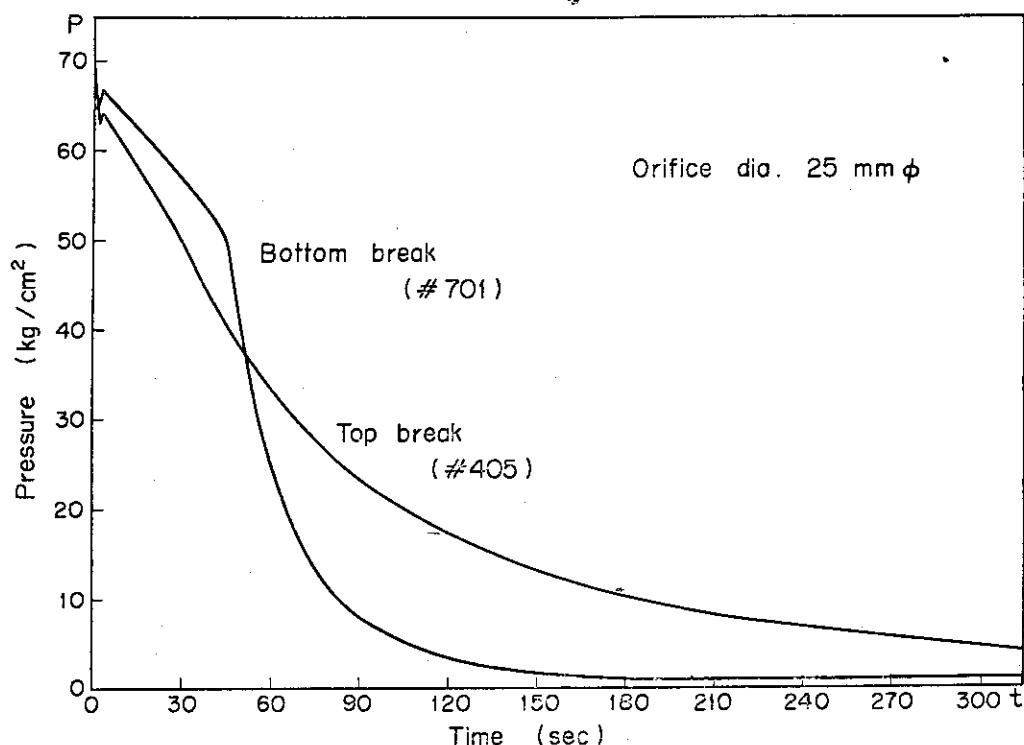


Fig. 3.4 Pressure Transients for the Blowdown Tests from the Top and the Bottom

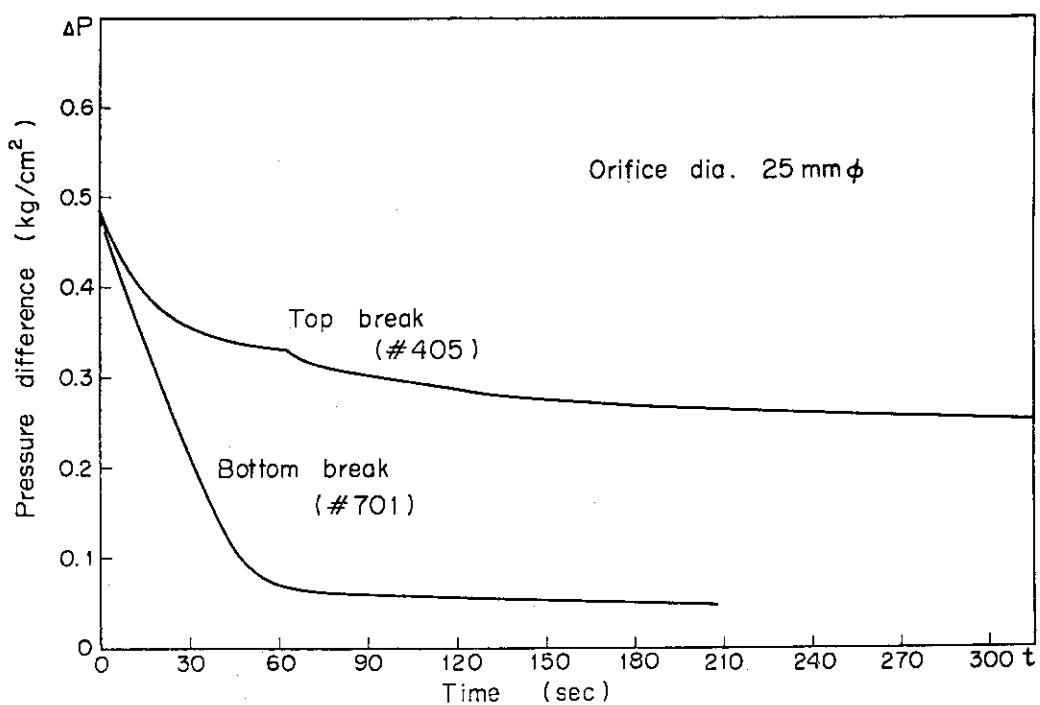


Fig. 3.5 Transients of Differential Pressure between the Top and the Bottom for the Top and the Bottom Blowdown

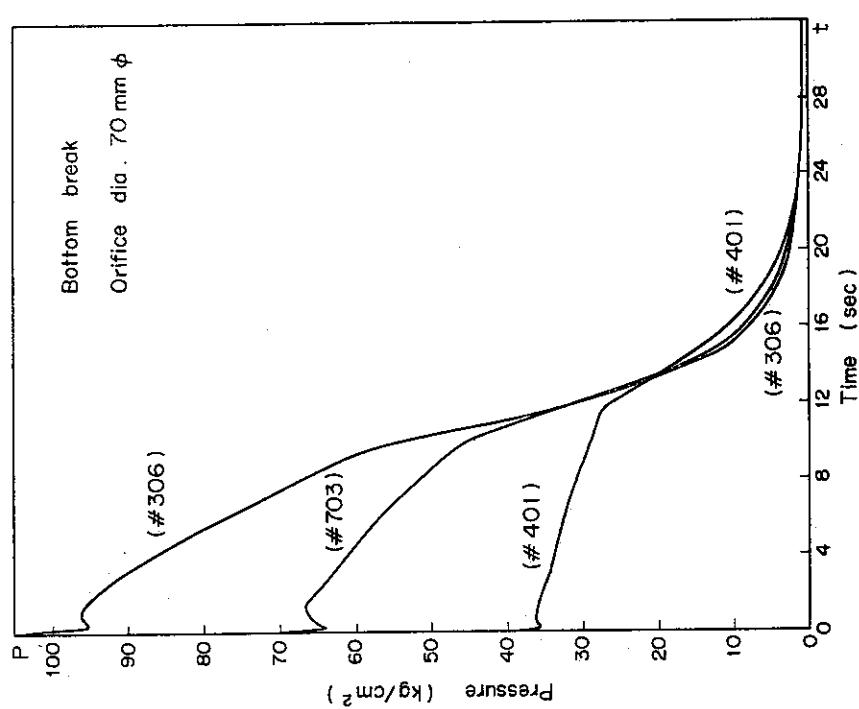


Fig. 3.6 Effect of the Initial Pressure on Pressure Transient for the Bottom Blowdown

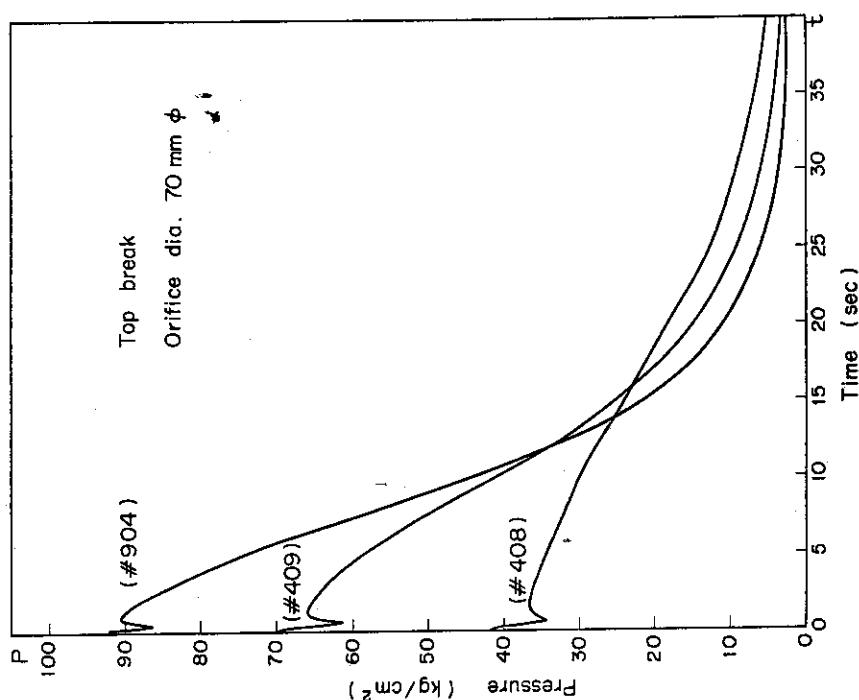


Fig. 3.7 Effect of the Initial Pressure on Pressure Transient for the Top Blowdown

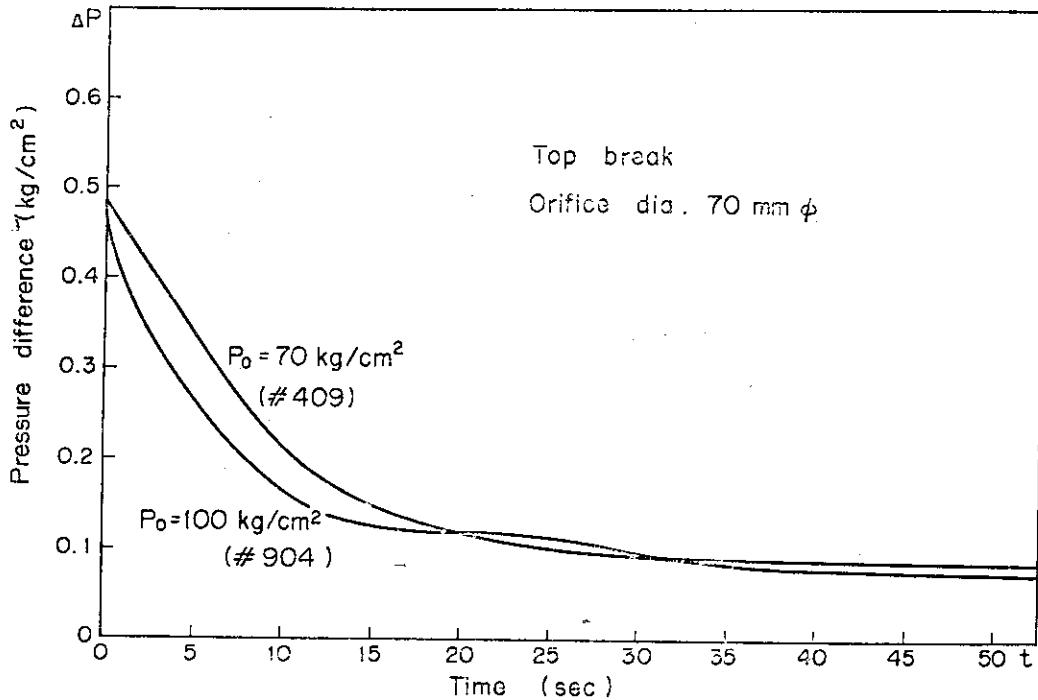


Fig. 3.8 Effect of the Initial Pressure on the Differential Pressure Transient between the Top and the Bottom for the Top Blowdown

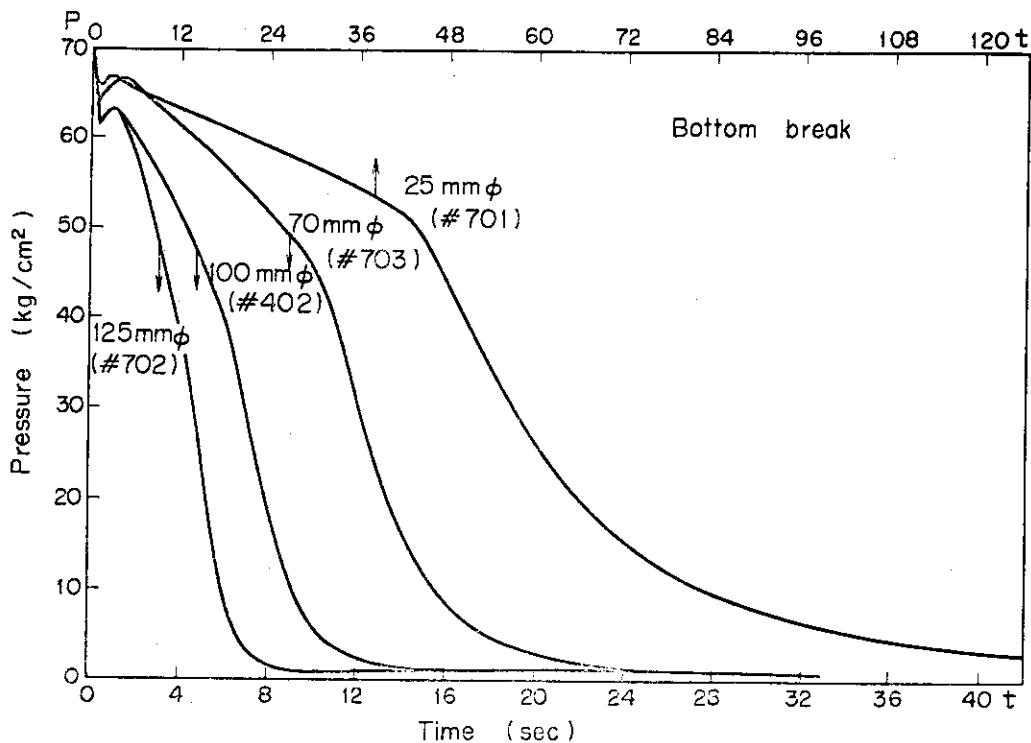


Fig. 3.9 Effect of the Break Size on Pressure Transient for the Bottom Blowdown

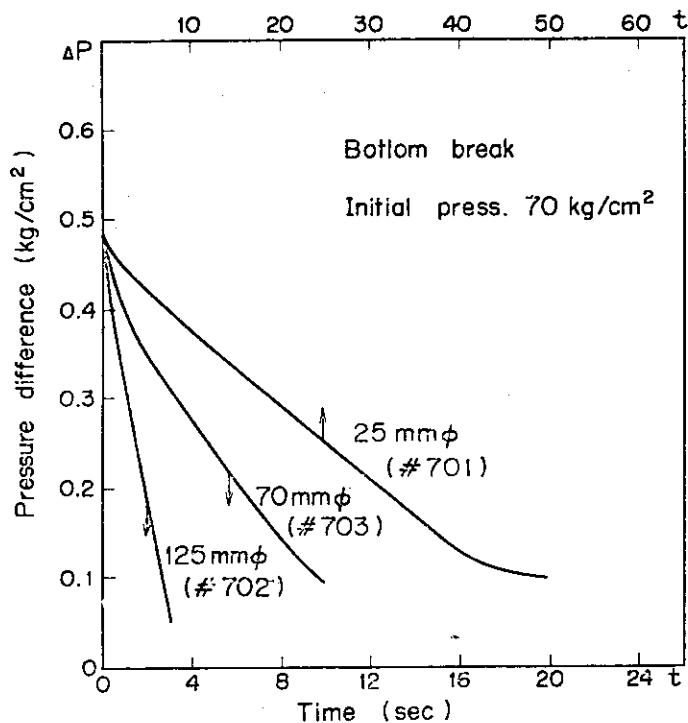


Fig. 3.10 Effect of the Break Size on the Differential Pressure Transient for the Bottom Blowdown

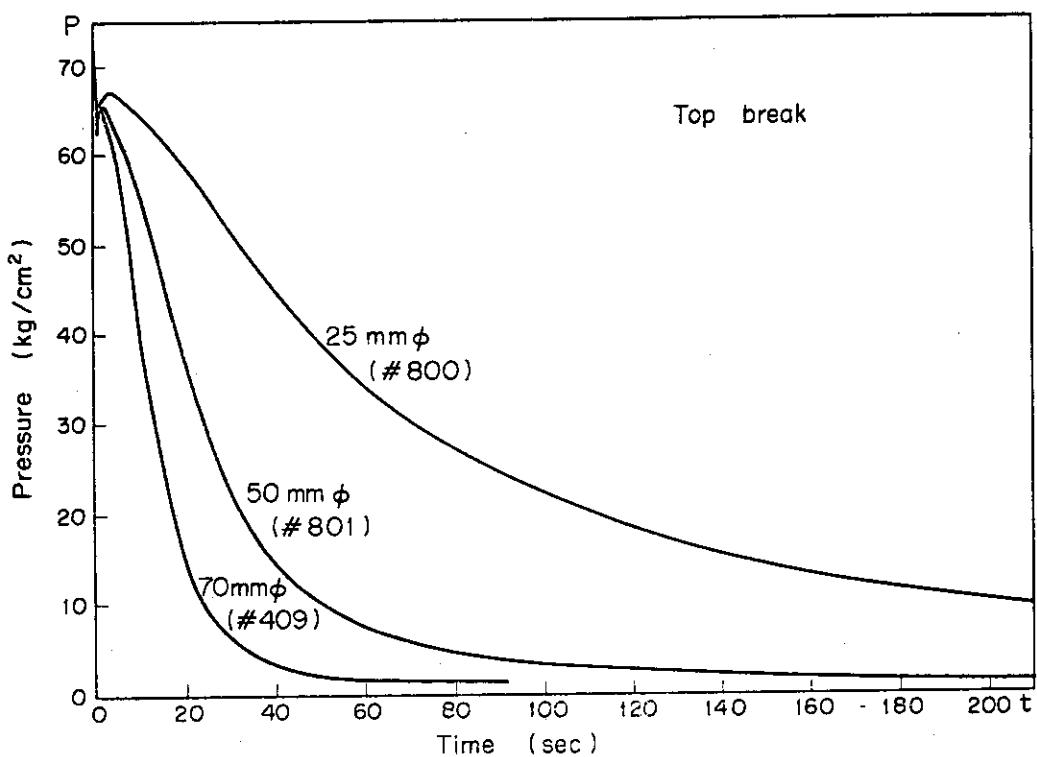


Fig. 3.11 Effect of the Break Size on Pressure Transient for the Top Blowdown

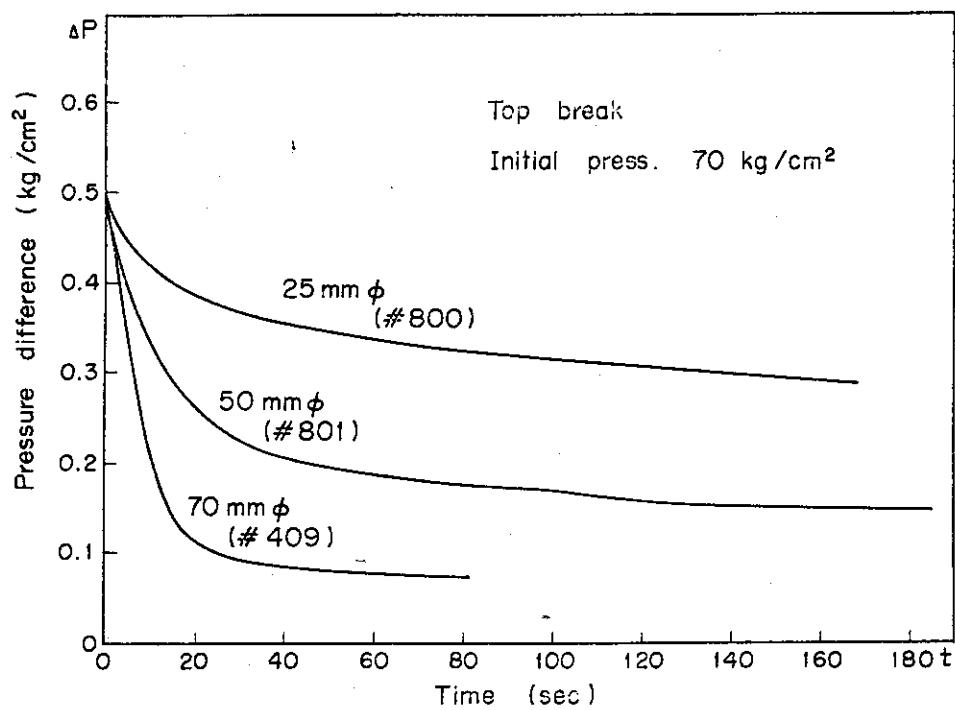


Fig. 3.12 Effect of the Break Size on the Differential Pressure Transient for the Top Blowdown

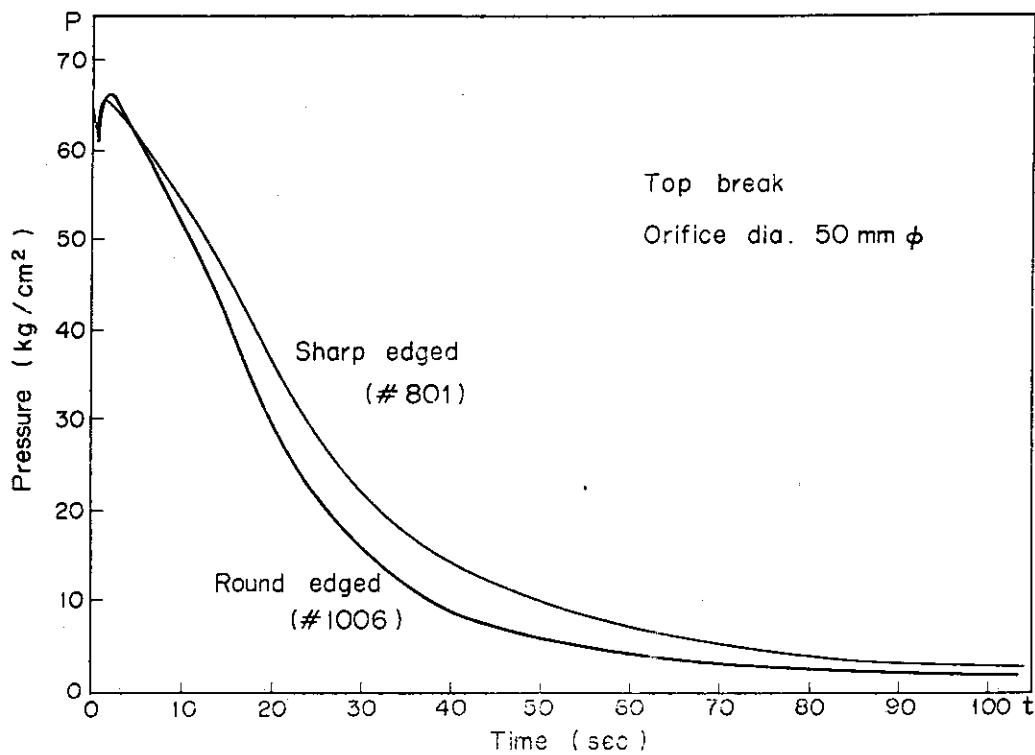


Fig. 3.13 Pressure Transients with Different Orifices at the Break

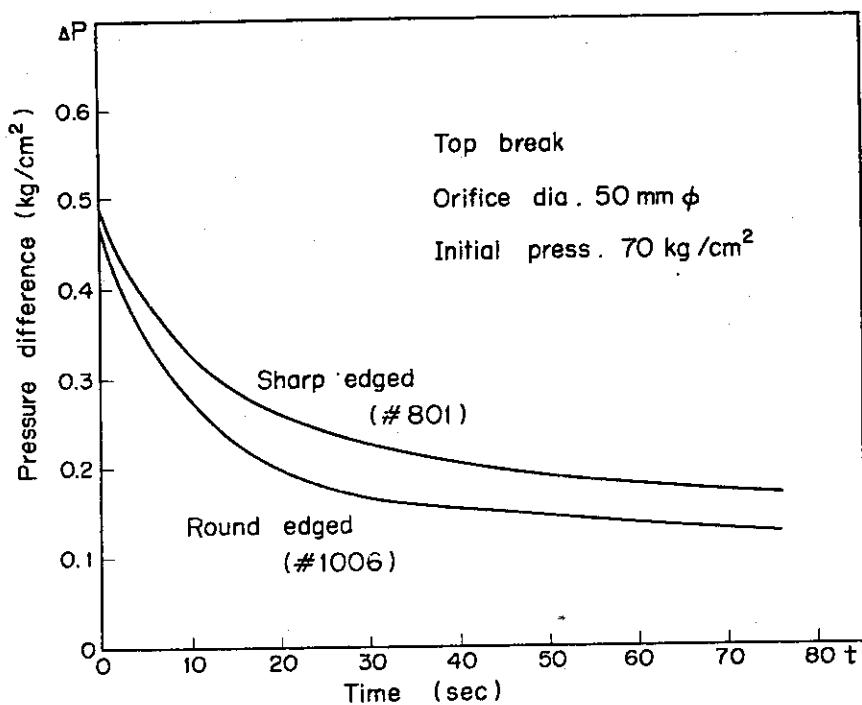


Fig. 3.14 The Differential Pressure Transients with Different Orifices at the Break

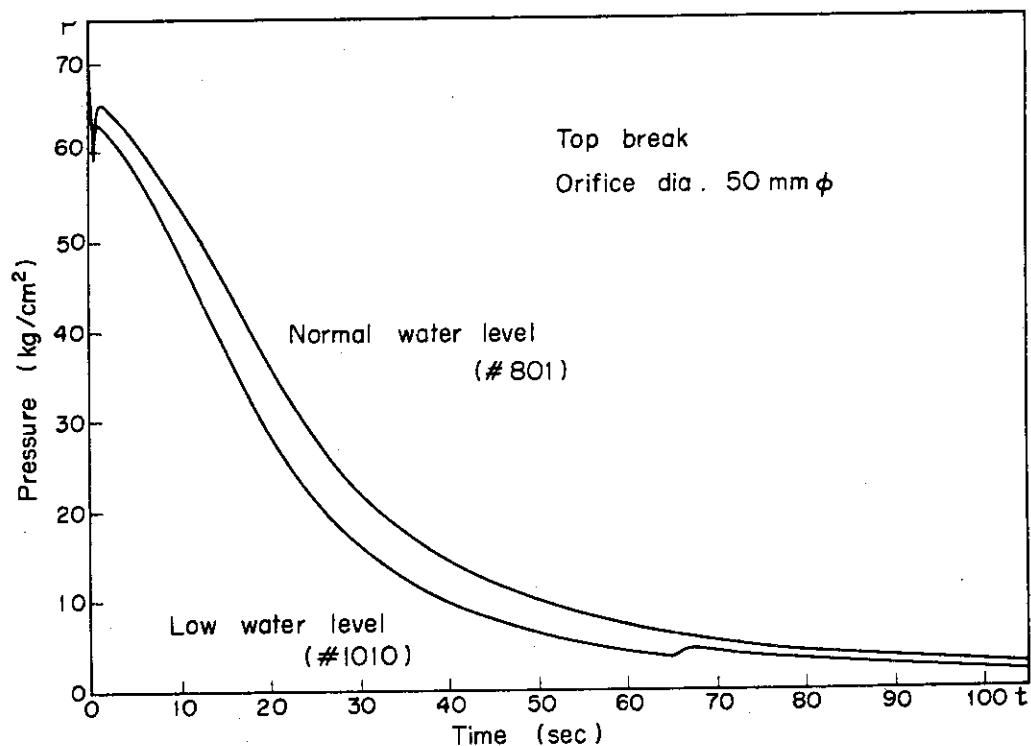


Fig. 3.15 Effect of the Initial Water Level on the Pressure Transient

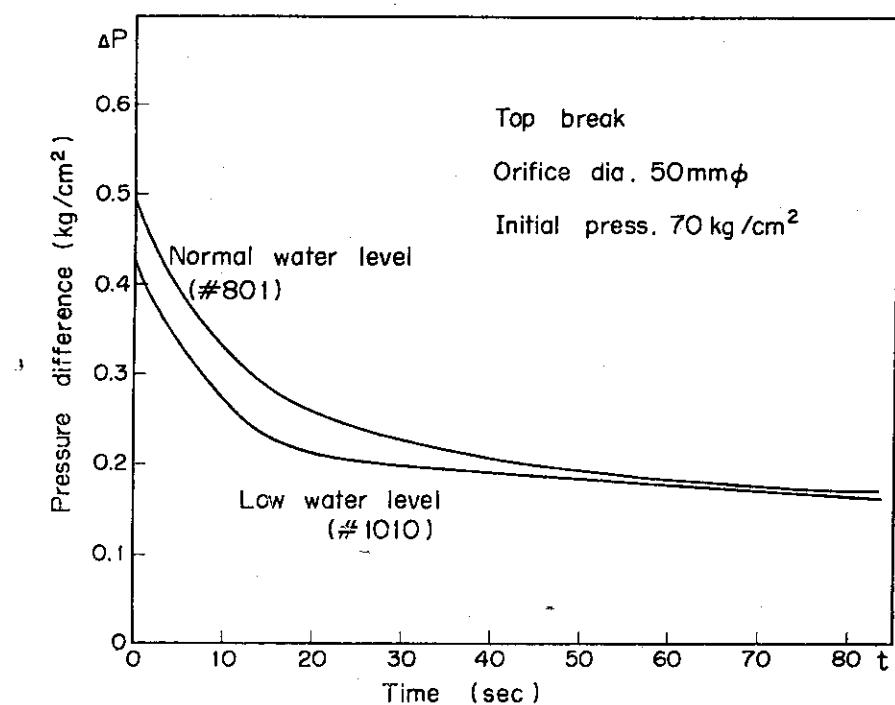


Fig. 3.16 Effect of the Initial Water Level on the Differential Pressure Transient

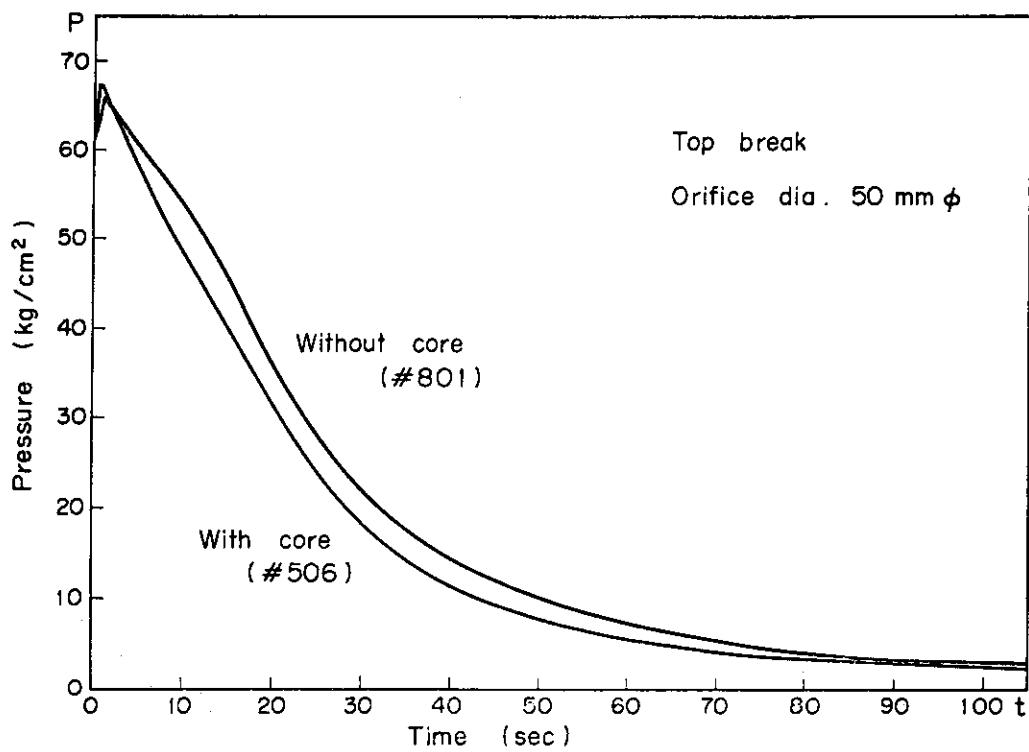


Fig. 3.17 Pressure Transients with and without the Core in the Vessel

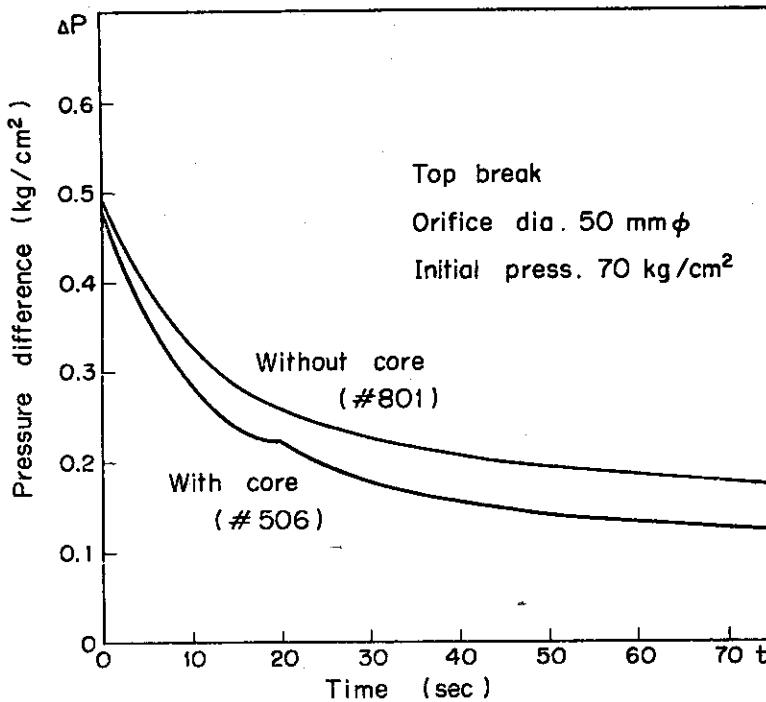


Fig. 3.18 The Differential Pressure Transients with and without the Core in the Vessel

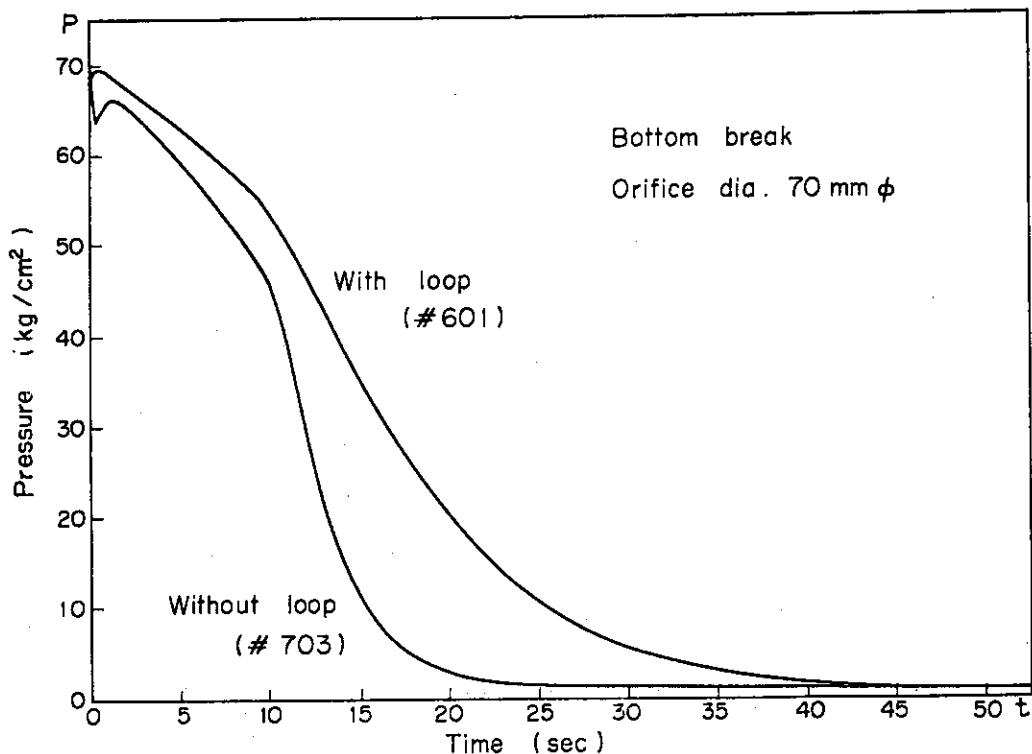


Fig. 3.19 Pressure Transients for the Bottom Blowdown with and without the Circulation Loop

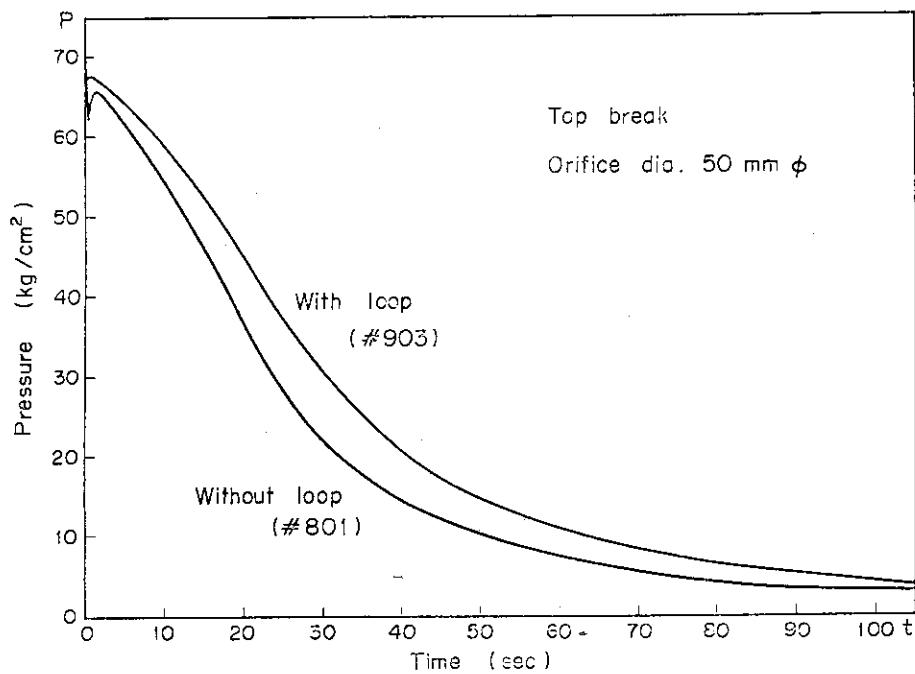


Fig. 3.20 Pressure Transients for the Top Blowdown with and without the Circulation Loop

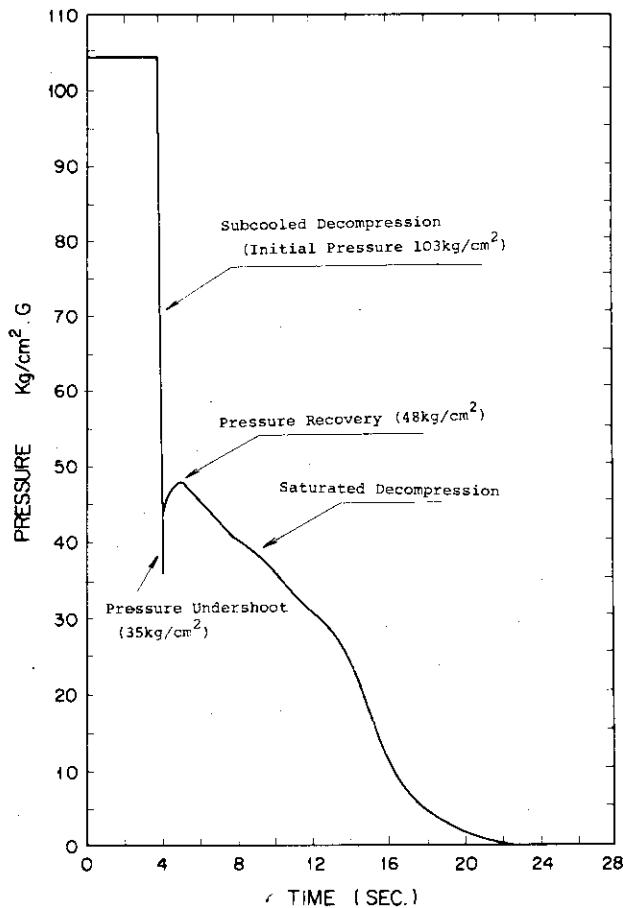


Fig. 3.21 Pressure Transient for the Bottom Blowdown Simulating PWR-LOCA

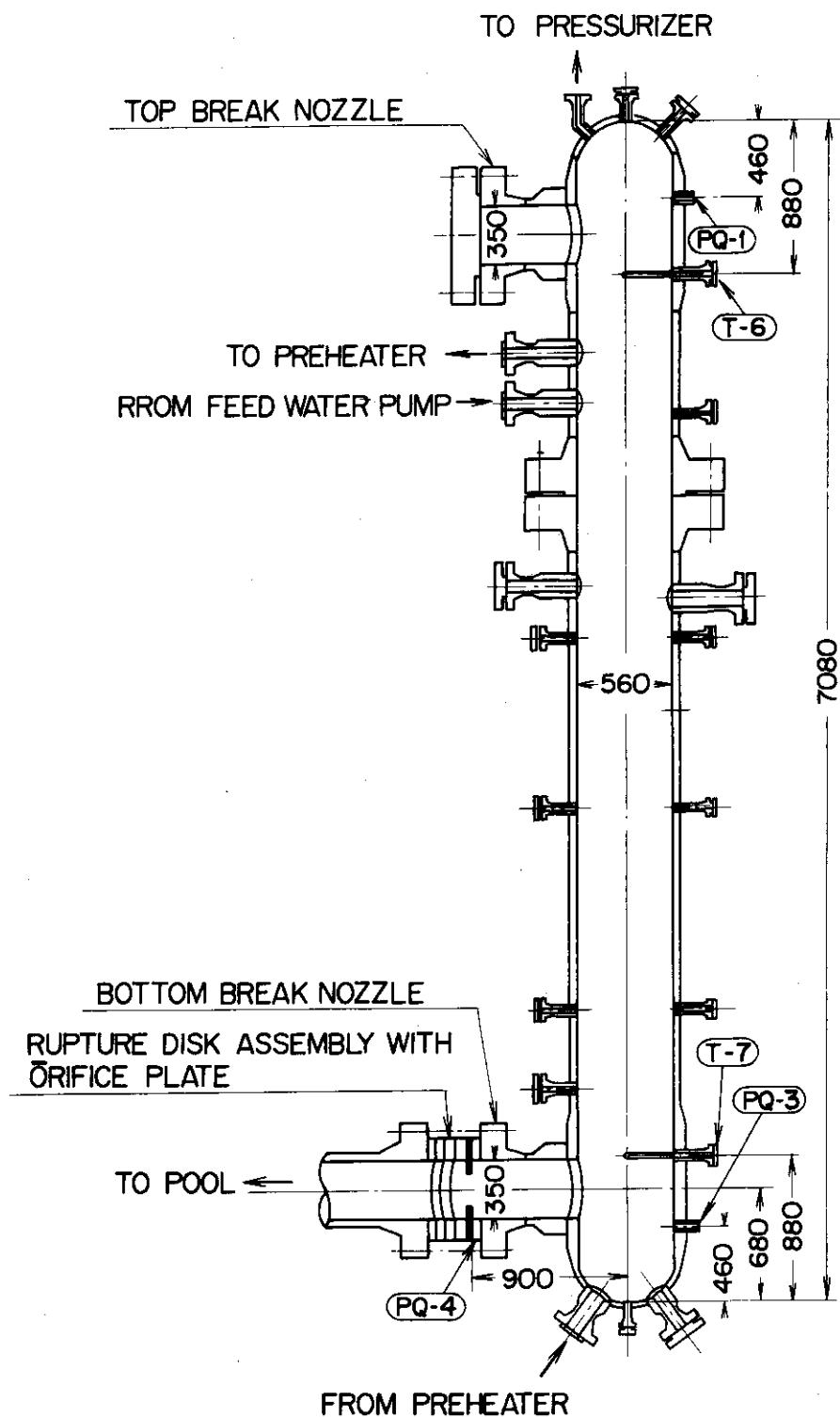


Fig. 3.22 The Instrumentation Locations for Measuring  
Rapid Pressure Transients in Subcooled  
Decompression Process

ROSA-I Subcooled Decompression Test 1000  
ORIFICE DIA. 50° (2.0% BREAK)

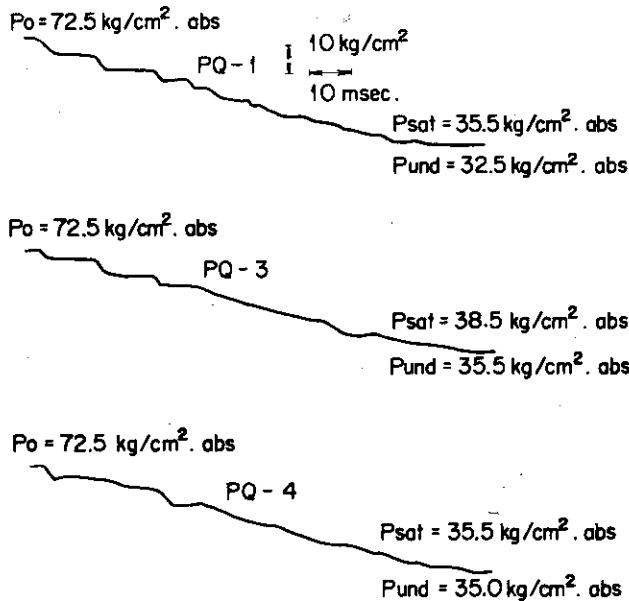


Fig. 3.23 Subcooled Decompression Data (Test#1000)

ROSA-I Subcooled Decompression Test 1001  
ORIFICE DIA. 70° (4.0% BREAK)

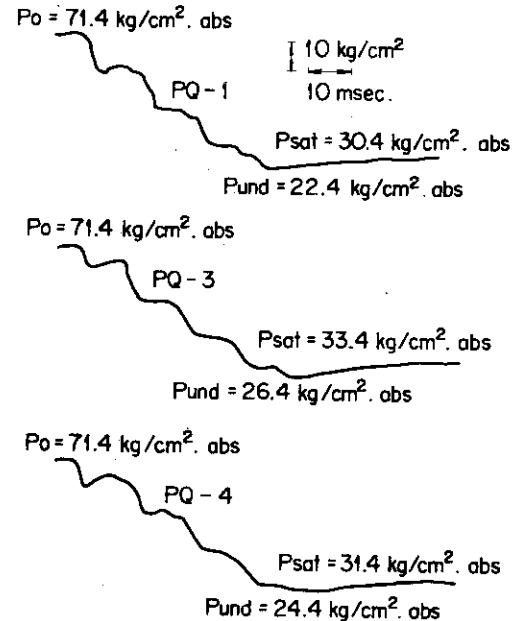


Fig. 3.24 Subcooled Decompression Data (Test#1001)

ROSA-I Subcooled Decompression Test 1002  
ORIFICE DIA 70° (4.0% BREAK)

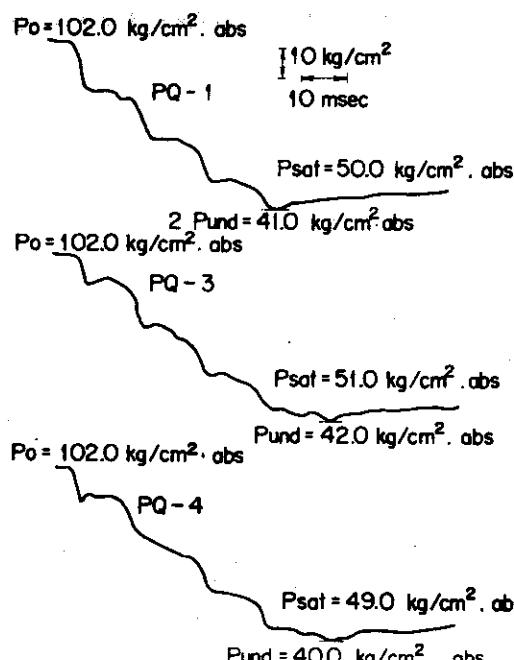


Fig. 3.25 Subcooled Decompression Data (Test#1002)

ROSA-I Subcooled Decompression Test 1003  
ORIFICE DIA 100° (8.2% BREAK)

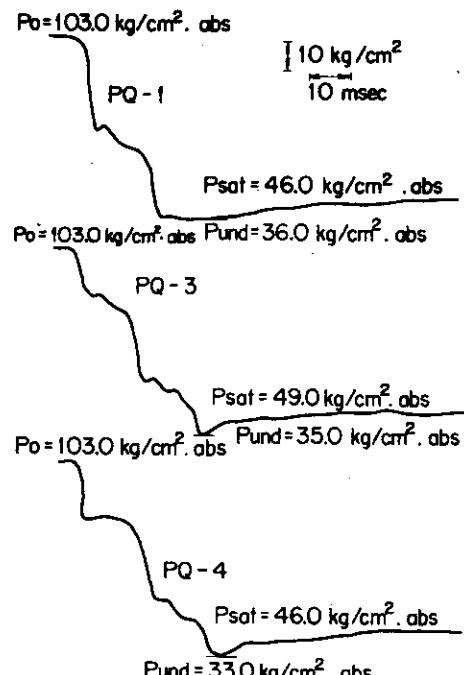


Fig. 3.26 Subcooled Decompression Data (Test#1003)

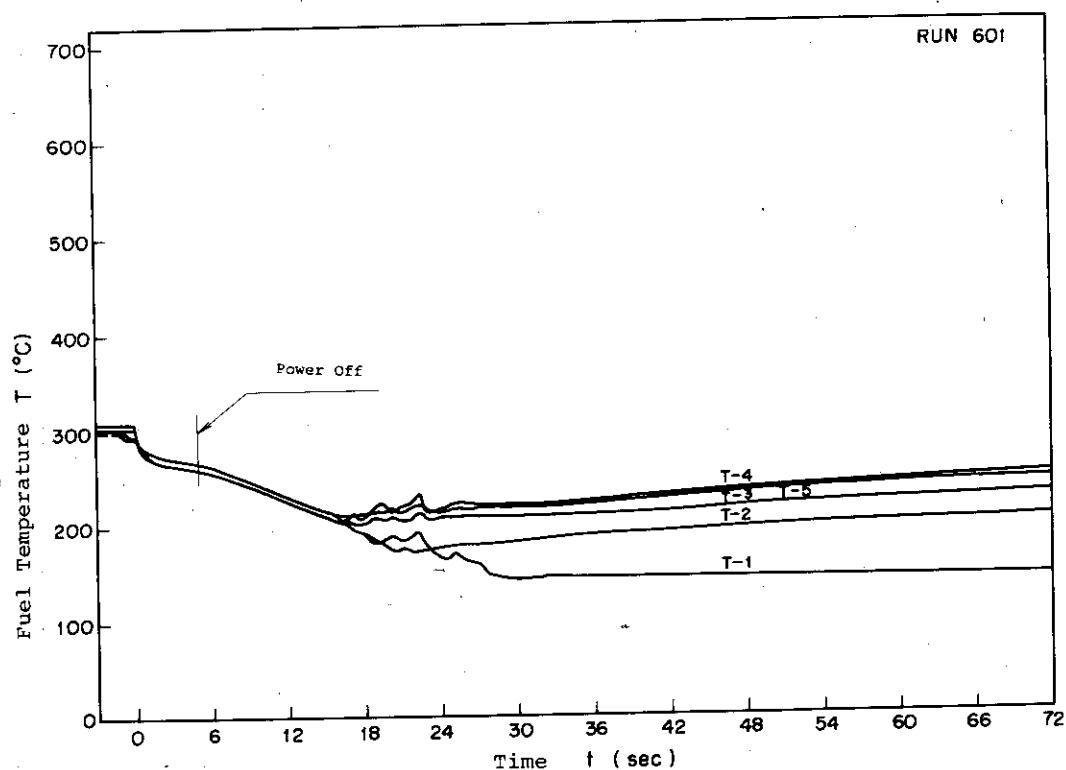


Fig. 3.27 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#601)

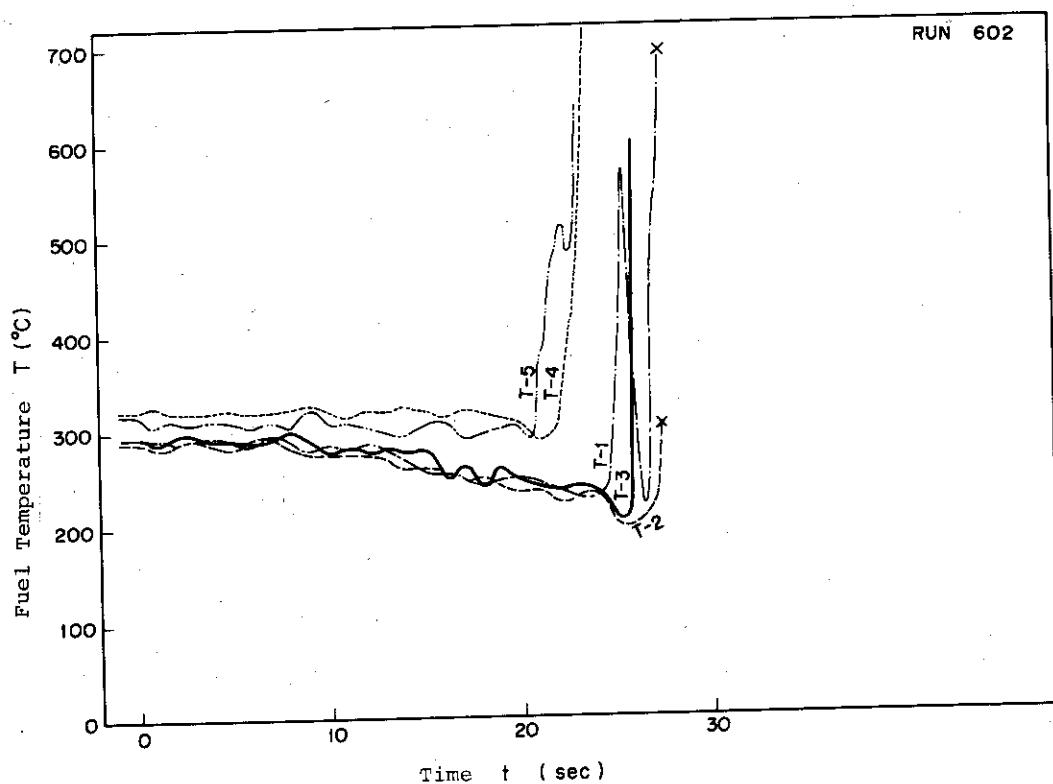


Fig. 3.28 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#602)

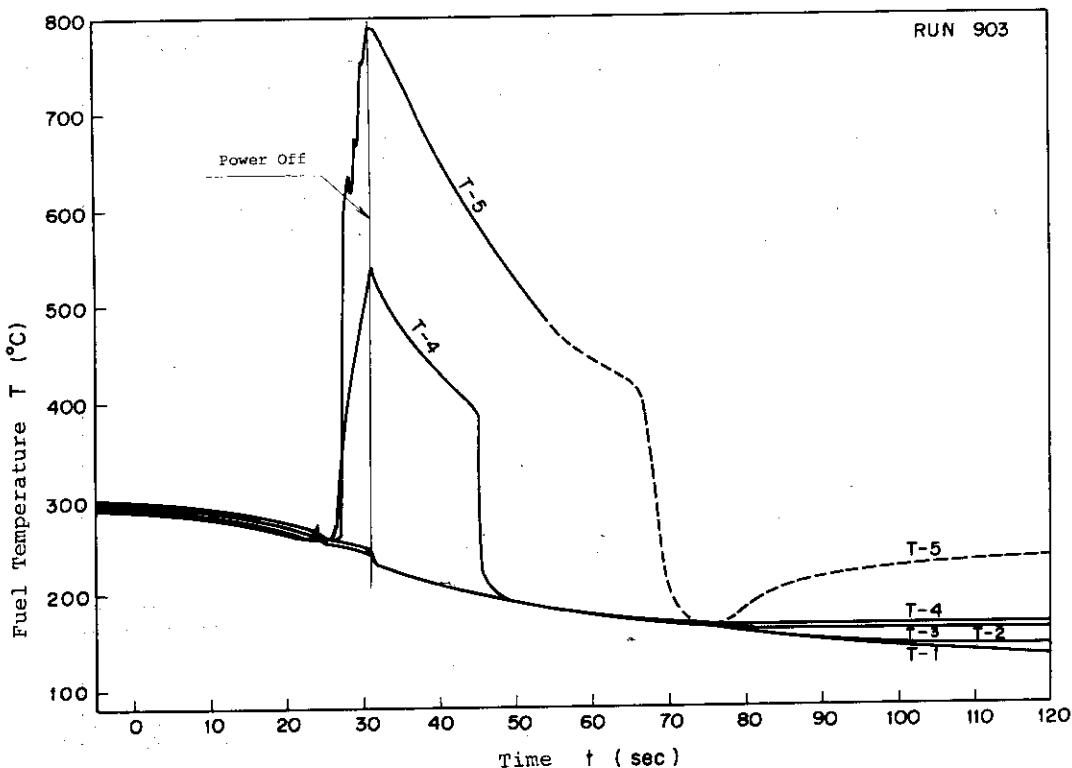


Fig. 3.29 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#903)

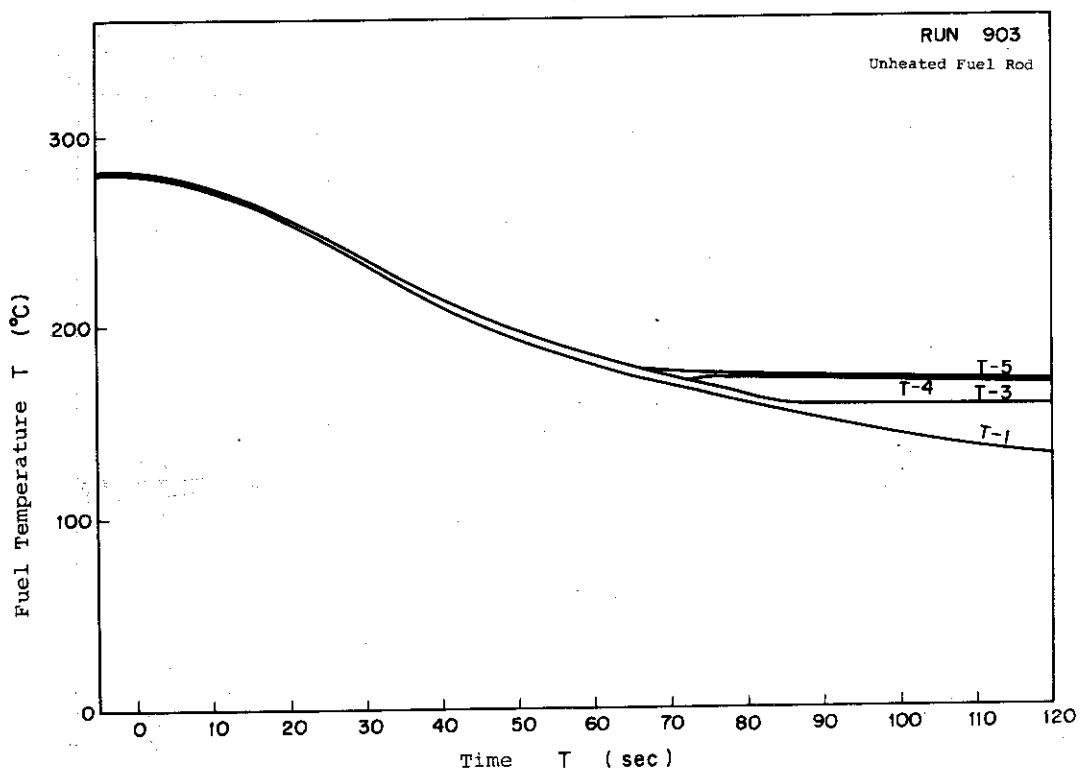


Fig. 3.30 Surface Temperature Transients of Unheated Model Fuel Rod (Test#903)

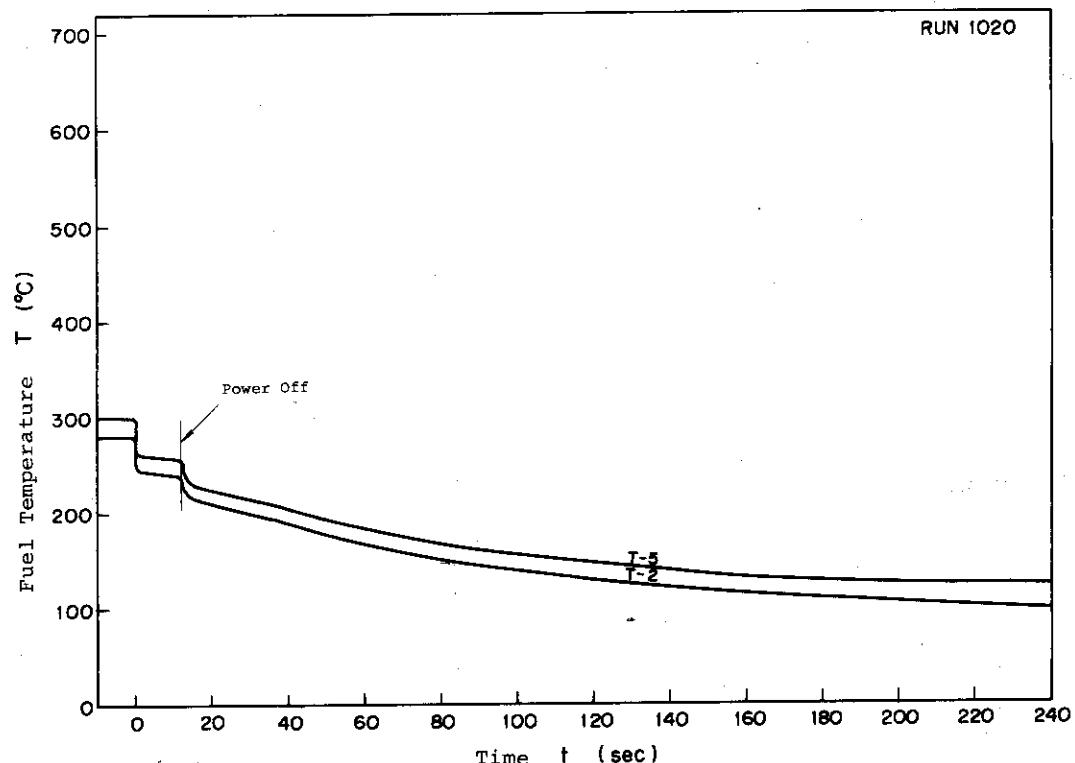


Fig. 3.31 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#1020)

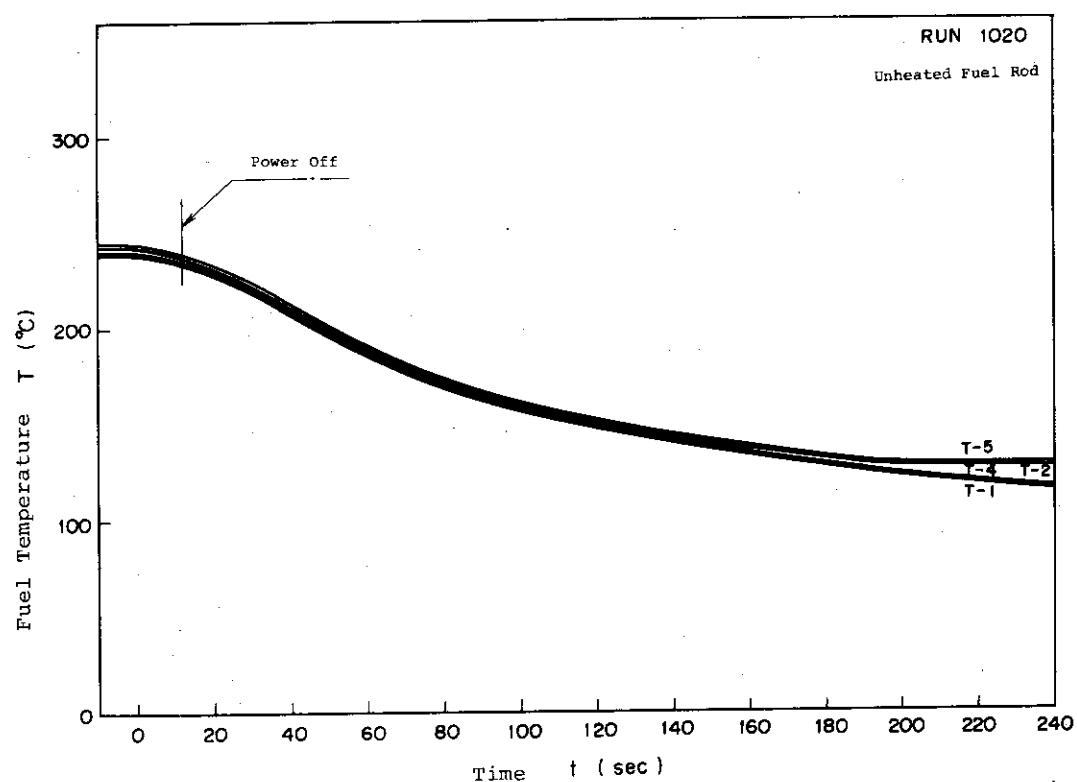


Fig. 3.32 Surface Temperature Transients of Unheated Fuel Rod (Test#1020)

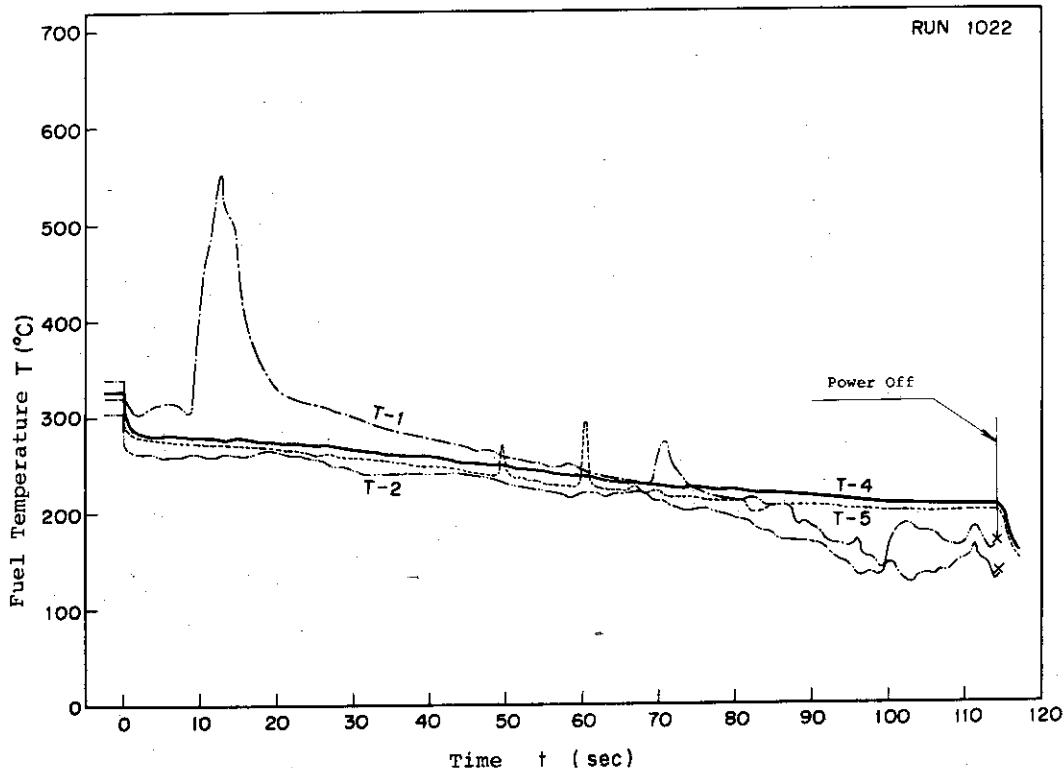


Fig. 3.33 Surface Temperature Transients of Electrically Heated Model Fuel Rod (Test#1022)

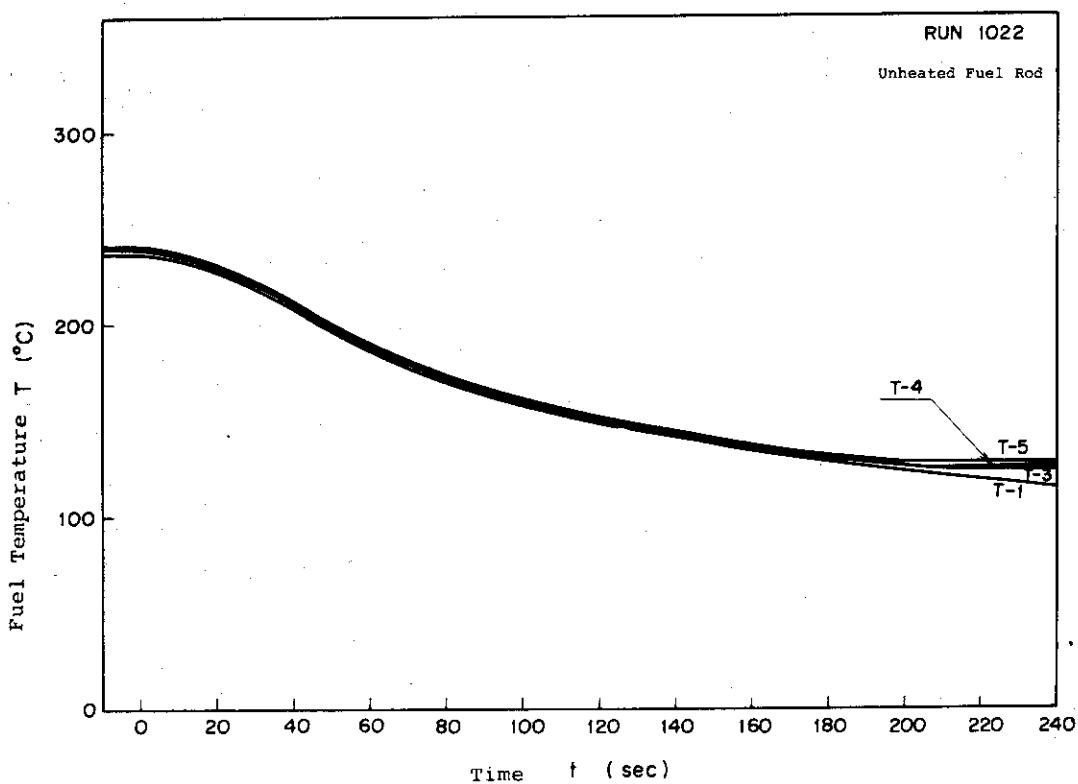


Fig. 3.34 Surface Temperature Transients of Unheated Fuel Rod (Test#1022)

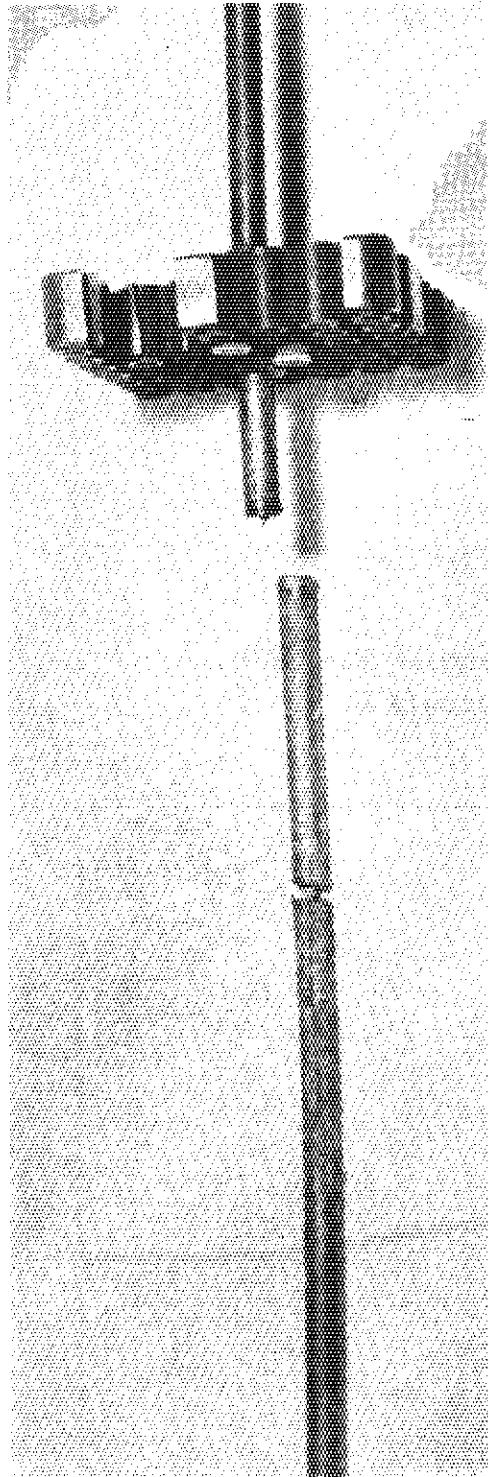


Photo. 3.1 Broken Fuel Rod (Test #602)

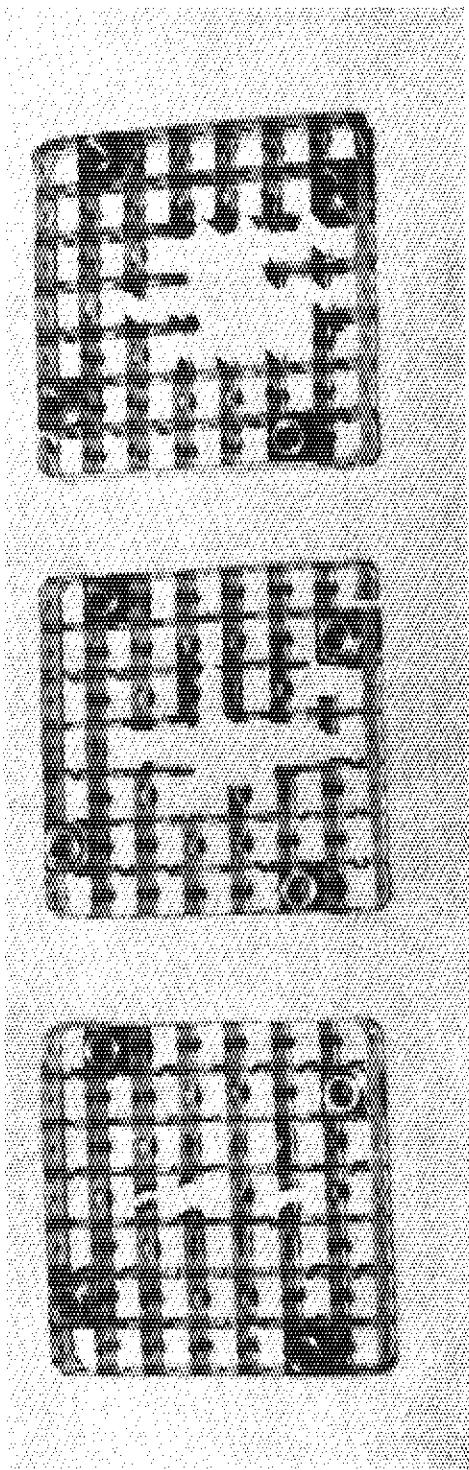


Photo. 3.2 Broken Spacer (Test #602)

## 4. 解 析

### 4.1 飽和減圧の解析

ROSA - I 試験において測定された軽水炉模擬の冷却材喪失事故過程のデータは、圧力容器内の現象がどの様な過程をたどるかを表わしているが、模擬試験装置における現象が実用規模の原子炉にそのまま当てはまるとは言えない。模擬装置では寸法や構造において縮少、単純化が計られており、実際に模擬しているのは複雑な原子炉系の構成の一部であることが普通である。そこで模擬実験によって得られたデータをもとに、実際の原子炉の事故防護装置の設計や機器の最適化に適用するためには、実験における現象の一般化が行なわれなければならない。この一般化のためには計算コードが用いられる。一般に計算コードのモデルの中には、十分明らかにされていない現象についてはいくつかの仮定が含まれているので、モデルの構成自体とそれらの仮定が妥当かどうかを判断するために、計算結果が実験データとよく一致するかどうかを確認する必要がある。個々のモデルや仮定が複雑な体系の一部分を独立した形で表わしている場合、その妥当性を評価する実験も現象の一部分を模擬した形で行なうことができれば望ましい。こうした比較評価を総合することによりモデルの全体的な評価が明らかになる。モデルに不十分な点が明らかになったときは、その点を改良しなければならないが、よりよいモデルに直すために実験データが役立つ。このように模擬実験により得られたデータは、計算コードの開発や評価、改良に極めて重要な役割を果す。

本節では飽和減圧過程について ROSA 試験で得られたデータを用いて、軽水炉の冷却材喪失事故の飽和減圧過程を解析するために作られた計算コードの評価を行なう。一般にプロウダウン解析コードと呼ばれるこの目的のコードは、各研究機関や原子炉メーカーにおいて個別に開発されるものがいくつもある、それぞれ部分的に独自のモデルを含んでいるが、大筋において考え方は似通っている<sup>(2)</sup>。すなわち、多領域モデルを用いていること、臨界流モデルを探り入れていること等においてはいずれも共通している。本節で取り上げる RELAP - 2<sup>(6)</sup>、および RELAP - 3<sup>(7)</sup>という二つのコードもその点では同様である。これらはアメリカの LOFT 計画の中で開発が進められたプロウダウン解析コードであるが、源は RELAPSE - 1 から FLASH に遡り、これを順に改良したものである。RELAP - 3 は RELAP - 2 を主に次の点で改良している。

- ① ボリュームの数を 20 以内でいくつでも取れるようにした。
- ② 炉心伝熱の式を詳細にした。
- ③ 計算処理上の扱い方をより合理的にした。

これらの点では RELAP - 3 は RELAP - 2 より優れており、ボリューム数の可変によって模擬実験装置の解析が行ないやすくなっている。これらは言い換えれば模擬実験による評価を行ないやすくしたことになり、今後の改良のためにも便利な形になっている。RELAP - 2 は 3 領域に限定されていると、扱い方が実用炉向きであるため、実用炉の事故解析には便利にできている長所を持つ<sup>(8)</sup>。ここでは RELAP - 2 については、実用炉向きのモデルを実験装置用に単純化する扱い上の工夫と、それによる解析結果と実験値との照合を述べ、コードの基本的な部分について問題点をいくつか指摘した。また RELAP - 3 についてはそれとは違った観点からモデルの評価を行ない、改良すべき点について方向を示した。

#### 4.1.1 RELAP-2による解析

##### (1) 解析のモデル

RELAP-2のBWRの解析では圧力容器内を、蒸気ドーム、上部プレナム、下部プレナムの3ボリュームに分割して質量、エネルギーの収支を計算し、また各ノードで運動量の変化を計算する(Fig. 4.1)。このコードを用いて模擬実験装置における解析を行なう場合、実用炉とは構造上一致しない点がいくつもあるが、ROSA装置による実験について挙げると次の点がある。

- ① 強制循環系を接続しない単純圧力容器からの放出実験を解析の対象としている。
- ② 主として炉内構造物を除いた放出実験を解析の対象とすることになり、それを挿入した実験を対象とする場合も実用炉のような気水分離器とプレナムの構造は備わっていない。3つの各ボリュームの容積比率も実用炉の比率とは異なる。
- ③ 炉心発熱を除外した放出実験を対象としている。

このように試験装置では、複雑な系を単純化しており、そこから得られたデータでコードの有効性を検証するときは、そのコードの最も基本となる部分のモデルおよび計算方式について評価を与えること以外ならない。それらの基本的な因子としては、系から流出する水の流量、そのボリュームにおける圧力・温度等の時間的変化である。従って、それらが正しい値を与えてのみ次の段階で計算される各ノードにおける流量や炉心除熱に関する計算値が、妥当な値であるかどうかが決まる。それ故試験装置が実用炉に比べて単純化されたものであっても、むしろそこから得られる基本的な量のデータは、コード解析のためには重要な意義をもつ。

このような観点から、先に述べた試験装置と実用炉との構造上の違いは、そのまま計算コードのモデルにおいて、与えるインプットの上で単純化あるいは極限化すればよいことになる。すなわち、

- ① 強制循環系はその流動抵抗が極限的に大きくなったものと考え、流れない状態を仮想する。
- ② ボリュームの分割は炉心の上端から水面附近までの高さを気水分離（上部）プレナムと仮定し、その下は下部プレナム、その上は蒸気ドームとして全体を三分割する。炉内構造物のない場合の分割点もこれに準じて便宜的に同じ位置に取る。その際各ボリュームは円筒形に切るのが単純で、計算上望まれる。
- ③ 炉心出力を破断前後共0と置いた場合を計算する。

これらの整理した条件で解析した結果を実験値と比較することにより、一般的な場合についての考察が可能になる。

##### (2) パラメータ値の決定

RELAP-2のモデルは、他の多くのプロウダウン・コードと同様、破断個所から流出する二相流のエンタルピと流量を決めるのに、いくつかのパラメータを導入している。その第1はMoody<sup>(12)</sup>の臨界質量速度に対して破断口の大きさとともに乗じる係数がある。これは放出係数と呼ばれており、 $C_D$ で表わすことにする。第2は流出口のクオリティを決める効果を持つ、水面下の気泡分布係数 $C_X$ がある。これは気泡量の分布の直線で近似した勾配係数で、一様分布とする時は0とおく。第3は気泡発生による水面の持上がりの度合いを決定する。水面からの気泡離脱速度 $V_B$ (ft/sec)がある。これは水面が破断口の高さに近付いたとき、その流出クオリティの変化を決める上で重要な意味をもつ。これらのパラメータはいずれも正数で、 $C_X$ は通常の意味では1以下である。

実験解析の上ではまずこれら三つの主なパラメータにどんな値を入れれば実験値と計算値とをよく合わせることになるかを、試行錯誤により求めることが第1に行なわれねばならない。そして種々の実験

条件の変化範囲において、各パラメータに一貫性あるいは法則性を見出し得るかを検討する必要がある。

ROSAによる試験データ(225番)についてまず三つのパラメータ値を種々変えて計算した結果を比較した例は、Fig. 4.2のようになる。この実験は模擬炉心を入れ、非発熱で、ほぼ満水の初期水位で行なった下部破断の一例である。この例では  $C_D = 0.65$  がかなり実験値とよい一致をみるが、その場合  $C_X$  と  $V_B$  を変えてみると曲線がやや変化する。RELAP-2では上部(気水分離)プレナムのボリュームに対しては  $C_X = 0$ ,  $V_B = 0$  に固定されており、また蒸気ドームのボリュームでは  $C_X = 1$  に固定されている。従ってインプットで変化させるのは、下部プレナムの  $C_X$  と  $V_B$  および蒸気ドームの  $V_B$  である。

これと同じ初期圧力、破断口径で、炉心を取り去り、初期水位を6mとした試験データ(306番)について、各パラメータ値を個別に変えた例が Fig. 4.3 である。これによって明らかとなることは、まず  $C_D$  が大きいと流出流量が増えるため、圧力降下は速くなる。また  $V_B = 0$  とおいて気泡の離脱をなくし、各ボリュームの水面降下をなくすと、実験値で顕著な曲線の肩の部分が、計算ではなだらかになる。この肩は実験曲線では、水面が破断口附近まで下がったときに現れるが、この計算例では気泡の離脱をなくしたため、水面が存在しなくなり、破断口における水面通過が現れないからである。また  $C_X = 0.8$  とすると、破断口がそのボリュームの低い位置にある場合は、始め気泡の少ない水が流出するので、圧降下はゆるくなるが、水がなくなる時間もそれだけ早くなるので、肩の部分が早く出る傾向となる。これらの実験データはいずれも圧力容器の下部における測定値であるが、初期水温に 5~10 °C のサブクールが下部にあるため、圧力データにもサブクール減圧およびその回復現象が現れる。これに対して計算は飽和圧から開始させるので、始めからサブクール度に相当する圧力差を見込んで初期圧力を低く与える。計算では初期圧力は 225 番の落ち込んだ圧力と同じにしたため 306 番の実験値に比べると幾分低い。

圧力の実験データから過渡変化中の水の飽和温度を蒸気表から求め、実測された温度変化のデータと比較すると非常に近いことが分る (Fig. 4.4)。さらにその上に先の計算例から示された温度をプロットすると、これも実験値によく一致する。このことは計算上の温度の値が常に圧力に対する飽和値におかれていることによる。言い換えれば、温度の計算を飽和値でおくことの妥当性を裏付けたものと言える。

次に初期圧力の異なる試験データについて計算値と比較した例が、Fig. 4.5 である。この場合口径が同じなら 100 kg/cm<sup>2</sup> と 70 kg/cm<sup>2</sup> では同じ  $C_D$  値でよく実験と一致している。しかし破断口径を変えると放出係数  $C_D$  は変えなければよい一致をみない。この関係は小さな破断口径ほど大きな係数となる傾向があり、25 mm $\phi$  の場合では 1 を越えた係数となっている。(Fig. 4.6)。

ROSA 装置には破断用ノズルが上下二ヶ所あるが、上部破断の場合は、破断口は初期水面より上となり、BWR の主蒸気系配管破断を模擬することになる。蒸気系破断の特色はクオリティの高い流体が流出するので、その質量流量に対して減圧速度は速いが、減水量は比較的小さいことである。また減圧の速さに比例して激しく減圧沸騰が起こるため、水滴の輸送(エントレイメント)が増え、また水面が持上がり破断口に達して流出水のクオリティが一時的に下がることも考えられる。従って流出パターンが下部破断と異なるので、用いるべきパラメータの値が必ずしも同じにならない。結果的に  $C_D$  については小さな値となり、 $C_X$  については破断口が水面上にあると水面下の気泡分布を変えても流出量に影響せず、 $V_B$  については水面の上昇の度合が気泡の離脱速度の影響を強く受けるということが言える。

上部破断に対して下部破断の場合と同じボリューム区分で解析した例を、Fig. 4.7 にしめす。図の

下段のようなボリューム分けをすると下部プレナムの圧力は実験曲線に比して始めの部分が下がりにくい。それは破断口のある蒸気ドームのボリュームの割合が小さく取られているため、そのボリュームの減圧が激しく、その下位にあるボリュームとの差圧が異常に大きくなり、激しく流体が持上がり、すぐに水面が破断口より高くなって、流出クオリティが下がることによる。このモデルの欠点を補正するには、図の上段のボリューム分けのように破断口のある蒸気ドームボリュームの割合を大きく取ればよい。それでも上述の傾向は多少残るが、計算結果は実験値に近くなる。結果的には $25\text{ mm}\phi$  の口径の破断では、 $C_D = 0.75$  となり、下部破断と異なる値を取る。口径 $70\text{ mm}\phi$  の場合もやはり違った $C_D$  値になり、いずれも下部破断より小さな値となっていて、やはり口径に対しては逆比例的である。この例では速い減圧沸騰による急速な気泡離脱を仮定した結果と比較してみた。速い離脱速度で水面の持上がりを抑えた方が、流出のクオリティは高くなり、減圧は速い (Fig. 4.8)。

### (3) 放出係数についての考察

$40\text{ kg/cm}^2$  を含む三種の初期圧力からの放出試験で、RELAP-2 の解析において各破断口径ごとに最適な放出係数を一覧表にまとめたものが Table 4.1 である。破断口径の欄には放出管の断面積に対するオリフィス断面積の割合が付記されている。仮にこの破断面積と放出係数との間に簡単な相関関係を見出せれば、そのまま整理式になるが、これは一覧表における $40\text{ kg/cm}^2$  の $C_D$  値が特異であることを除外しても困難であり、ボリューム区分の仕方の影響を受けることを考えると、その影響を受けないモデルに直した上で試るべきであろう。

RELAP-2 コードと同じ系統から出た FLASH-2 コード<sup>(9)</sup>を用いてのアメリカの Battelle Memorial Institute で行なわれた Containment System Experiment の解析結果<sup>(10)</sup>では、放出係数を次式で整理している。

$$C_{\text{CSEM}} = 0.287 R^{-0.165} \quad R = \frac{\text{破断面積}}{\text{容器断面積}} \quad (4-1)$$

しかし ROSA 装置の場合は例えば $70\text{ mm}\phi$  の下部破断の場合、この式で計算すると、 $C_D = 0.574$  となり、RELAP-2 の解析で得た $C_D = 0.70$  とは一致しない。これは口径比 $R$ による一般化が必ずしも妥当でないことを示している。しかしながら、両実験装置で同じ破断口径について比較するところ同じ $C_D$  値を取っていることが分る。すなわち BMI の装置についてこの式に $70\text{ mm}$  の口径を適用すると $C_D = 0.72$  となる。このことは放出係数がオリフィス口径だけで決まり、系の容積や断面積の大きさには依存しない可能性を示している。BMI の装置は容積において ROSA 装置の約 3.5 倍、断面積において約 4 倍である。また日立製作所における実験<sup>(11)</sup>は ROSA 装置の容積の約半分であるが、RELAP-2 の解析で $50\text{ mm}$  以上の同じ口径に対してやはり同じ $C_D$  でよく一致することが認められた点からみて、それはかなりの容積範囲において裏付けられたことになる。但し $50\text{ mm}$  以下の口径については十分明らかでない。

Moody の実験に基く臨界流質量速度の数値表を放出係数 $C_D$  で修正して用いる考え方については、結果として次の結論が導かれる。すなわち、より小口径のときの質量速度に対しては、より大きな係数を掛けるのがよく、ある口径では係数が 1.0 となる。これは ROSA 装置の下部破断に対しては口径 $25\text{ mm}$  と $50\text{ mm}$  の間に有って、この間に直線関係を仮定するなら約 $35\text{ mm}$  であることになる。また係数 1.0 を越える場合を考慮すると、従来言われているオリフィスにおける縮流係数という解析のみでは無理があり、エンタルピ評価法の不正確さや相不平衡等の流出流量への影響を考慮する必要がある。

ると言える。

RELAP-2の特徴は実用炉の解析に都合良く組まれている点にあり、やや巨視的な扱いに向いた構成になっていることもあるので、部分の詳細な評価計算はむしろRELAP-3によって行なうのが最適であると考えられる。その場合不必要的要素はできるだけ除外し、単純化したモデルによって各パラメータのもつ意義に検討評価を加えることができよう。

#### (4) 結論

本文の中でこれまで述べたことがらをまとめると、次のようなになる。

- ① 圧力容器に三分割のノードを取る際は、破断口のあるボリュームをあまり小さくすると、圧力計算に誤差を生ずる。
- ② Moodyの臨界流量は破断口のオリフィスの大きさに応じて修正する適當な係数を掛けなければならぬ。この数値は破断口位置、言い換えれば蒸気系および水循環系の破断で異ってくる。また初期圧力によっても違いがある。この数値には口径に対して逆比例のゆるい法則性が認められるほか、50 mm以上の口径に対しては、 $C_D$ が口径だけで決まり、容積によらないことが、ROSA装置の圧力容器容積( $1.9 \text{ m}^3$ )の約0.5~3.5倍について確かめられた。
- ③ 破断口位置での気泡分布係数 $C_x$ は概して大きな影響はもたず、一様分布で計算すればほぼ実験値に近い値となる。
- ④ 気泡の離脱速度 $V_B$ は、破断口の位置が高い場合に大きな影響をもち、破断口位置が低い場合は、圧力曲線の肩の部分の現れる時間を決定し、これは3 ft/secとすれば圧力曲線には全般によい結果を与えている。

始めに述べた解析コードの評価・改良に関しては、以上の結果を基に次のことが言えよう。まず実験データとして測定した圧力・温度を対象とする限りでは、すべてのパラメータの最適値を決定するには不十分ではあるが、放出係数については、それが破断面積の影響を受けることが明らかとなった。この点では実用炉の解析を行なうためには、どのような係数を与えるかについて判断できるほどの広い容積範囲の実験と解析の照合が行なわれなければならない。あるいは破断面積・形状の影響を受けない解析モデルに改良することも検討されねばならない。同様なことが気泡分布係数や気泡離脱速度のモデルについても言え、それぞれ完全に独立した意味をもった係数として取り扱われる必要がある。

#### 4.1.2 RELAP-3による解析

##### (1) コードの特徴と解析のねらい

RELAP-3コードの主なる特長ないし改良点は、

- ① ボリューム数(<20)、およびジャンクション数(<50)を任意に構成することができる。それによって炉心領域を区分することも可能である。
- ② 熱伝達の式を水の流動状態や沸騰状態のモードに分けて用い、臨界熱流束は圧力と流量の領域別に詳細に分けて用いる。
- ③ 物性値表、蒸気表の範囲を広く与えてエラーの可能性を少なくしている。
- ④ その他計算の入出力を合理的に整理し、プロッタの使用を可能にし、合わせてテープによる継続計算を可能にしている。

破断事故の模擬実験の解析には、その装置の構成に応じてボリューム数を任意に取ってモデルを作ることができる点で特に好都合になっていると言える。すなわち実験装置の構造が単純であれ複雑であれ、それに応じた最適なモデルを作ることが可能で、見方を変えれば、コード自体の有効性を実験データと

の照合によって評価することが行ないやすくなっていると言ふことでもある。また実験条件の各因子の影響を個別に詳しく検討するのにも向いていると言ふことで、たとえば ROSA - I 試験のように主としてプロウダウン過程を調べたデータを用いて、解析コードのプロウダウン挙動のモデルを詳細に評価することができる。

このような観点から RELAP - 3 による解析では、比較的単純な条件で行なわれた炉内構造物なしの実験を、できるだけ単純化したモデルで解析して比較できるよう 1 つのボリュームで扱い、炉心を入れた場合は、自然な区切りとしてその炉心の上下端をジャンクションとした 4 つのボリュームで扱った。また実験データとして圧力・温度のほか、水頭の差圧から求めた残存水量の時間変化がある。これは特に 1 ボリュームのような単純なモデルによる解析結果を検討するのに有効なデータであるから、RELAP - 3 では残存水量の比較評価も行なった。この点でも RELAP - 2 のように強制的にボリューム分けしてしまうモデルでは、ボリューム毎に独立に残存水が計算されるようになり、実験データとの比較以前の問題を含んでいたのに比べて、適切な比較評価が行ない得る。

RELAP - 3 コードのモデルで、RELAP - 2 と異なる点については先に述べたが、一方では基本的に同じモデルが採用されているものもある。それらは臨界流モデル、気泡離脱モデル、気泡分布モデル等であり、いずれもパラメータを含む点は全く同じである。具体的には解析と実験データとの比較によって、これらのパラメータの最適値や法則性を見出すことがまず重要で、この点に関しても、より深く個別のパラメータについて評価し、問題点についてはある程度改良の方向を示せるように検討を行なった。

#### (2) 初期圧力、破断口径、破断位置の各パラメータ値への影響

実験で得た圧力変化のデータを基に、上部破断、下部破断の破断位置別に最適となる放出係数  $C_D$  の値を、各初期圧力、各破断口径毎に調べてみることがまず必要である。その際まず下部破断においては他のパラメータ  $C_X$ 、 $V_B$  は一般的な値に固定しておき、 $C_D$  の最適値が決まった所でそれを固定し、 $C_X$ 、 $V_B$  の値をそれぞれ動かしてその影響を見るという方法を取る。その理由は圧力変化に大きな影響をもたらすパラメータから順に決めて行けるからである。上部破断の場合も同様で、いずれも  $C_D$  の影響度に比べて  $C_X$ 、 $V_B$  の影響は少ないと見られる。再び最適な  $C_X$ 、 $V_B$  に固定した上で  $C_D$  を動かす必要がない。解析の結果ではいずれの破断位置の場合でも、 $C_X$ 、 $V_B$  の圧力曲線への影響は非常に小さいことが、図の例から分かる。（Fig. 4.9, 4.11, 4.13, 4.15）このようにして各破断位置につき、初期圧力と破断口径の違いによる最適な  $C_D$  値を求めた結果、次のこと事が明らかになった。1つは破断位置によって  $C_D$  は異なり、下部破断の方が大きな  $C_D$  値となること。2つは破断口径によっても  $C_D$  値は一定ではなく、小口径ほど大きな  $C_D$  値となること。3つには初期圧力 70 と 100 kg/cm<sup>2</sup> とは他の条件が同じなら同じ  $C_D$  値でよいが、40 kg/cm<sup>2</sup> の場合はそれよりやや大きな  $C_D$  値となることである。これらはいずれも RELAP - 2 で得た結果と同じである。また上部破断の場合は一般に実験曲線との一致がやや悪く、他のパラメータを色々に動かしてみても、曲線の前半か後半のいずれかで実験曲線から離れてしまうという事実もある。

$C_X$  を動かした場合の影響は下部破断に多少現われ、この値を大きくすると底部附近の気泡量を少なく与えることになるので、流出する二相流のクオリティが下がり、減圧速度が小さくなる。ただし下部破断の圧力曲線の折れまがる肩のあたりからは、二相流から蒸気流に変わり、圧力が高めにあるため逆に減圧速度は速くなっている。（Fig. 4.9, 4.11）。全般に気泡分布勾配を与えた場合より、一様分布  $C_X = 0$  とした方が実験曲線との一致はやや良好である。また上部破断における  $C_X$  の影響は微小で

ある。一方  $V_B$  の影響は下部破断においては口径の小さい減圧の緩かな場合に多少現われ、 $V_B$  を大きく与えると水中の気泡量が減ることになり、やはり二相流のクオリティが下がる結果となるため、減圧速度が緩かになる (Fig. 4.13)。また  $V_B$  の影響は液面の高さを支配し、下部の破断口までその液面が下がると二相流から蒸気流に変わるため、減圧速度が速まり、曲線の肩が現われる。 $V_B$  の値はこの時点を決定する効果を持つ。全般に  $V_B = 3 \text{ ft/sec}$  程度を与えると実験との一致は良くなる。しかしながら上部破断に対しては、 $V_B$  は更に別の効果を持つ。それは初期水面が破断口より低ければ、破断後まもなく減圧沸騰による気泡発生のため水面が上昇してやがて破断口に達するので、流出のクオリティが激しく変わる。この時点を  $V_B$  が決定づけることになる。

上部破断での圧力曲線の一致の悪さは、この  $V_B$  の値を動かしても殆んど良くならないのは、いかなる  $V_B$  値においても前述の水面の破断口に対する時間変化が適当でない可能性があり、それをみるために圧力のデータのはかに残存水量の時間変化のデータとも照合する必要がある。また一方で解析のモデルの取り方の適当でない可能性について調べる必要があろう。その一つとして、温度分布の影響が考えられる。実験では圧力容器下部に  $5^\circ\text{C}$  前後のサブクールがあるが、これは1ボリュームのモデルでは模疑されない。その理由は、1つのボリューム内では1つの温度値が与えられるだけで、温度分布はないことになるからである。実験ではサブクール度によって初期のサブクール減圧があり、その後飽和減圧になるが、サブクールを与えない1ボリュームのモデルでは、この飽和減圧から開始させるため、初期条件から圧力をその分だけ低く与えてやることになる。しかしその場合は水面附近の水も同じサブクール度の初期温度を与えたことになる。この点を修正するために、温度分布で二領域に分けた2ボリュームのモデルを取り、解析をしてみる。上のボリュームを飽和水とし、下のボリュームはサブクール水としたモデルは、圧力の実験値との一致は極めて良好となった (Fig. 4.15)。この理由についても残存水量の変化を含めた詳細な解析によらねばならない。なお試みに下部破断でも同様に2ボリュームで解析した結果は、ほとんど1ボリュームの場合と差異を生じず、実験とよく一致した (Fig. 4.14)

### (3) 残存水量の検討

残存水量の時間変化は、炉心の露出する時間と結びつく点で非常に重要であり、この解析結果の良否が解析コードの評価の一つの決め手になる。まず大切なことは、解析の結果において実験とよく一致するパラメータの値が、圧力と残存水量で共通でなければならないことである。圧力の一致と残存水量の一致が違ったパラメータの値で独立に決まったのでは、意味が薄いからである。この考えのもとに、まずこれまでの圧力の実験値との照合のための計算のとき同時に計算された残存水量の時間変化を、実験データと比較してみる。実験データの求め方は、圧力容器の上下端において測られた差圧の時間変化からそのまま水の質量に直したもので、炉心構造のない均一な水平断面積の容器に限ってこの質量に換算し得る。下部破断における実験との一致はかなり良く、各パラメータの最適値は圧力の照合のときのままでよい。やはり  $C_D$  の変化による残存水量への影響は大きいが、 $C_X$ 、 $V_B$  の影響の度合は比較的少なく、残存水量に与える結果も、圧力に与えた流出クオリティの変化に基づく結果と同じになっている (Fig. 4.16, Fig. 4.17)。

上部破断に対しては圧力の照合で求めた  $C_D$  値において  $V_B$  の値を変化させてみた結果、圧力はさほど変化しないのに残存水量は大きく変化する。しかも1ボリュームのモデルでは残存水量の実験データと一致する  $V_B$  値がないのに対し、2ボリュームのモデルでは  $V_B = 10 \text{ ft/sec}$  で最適となり、下部破断での最適値  $V_B = 3 \text{ ft/sec}$  では解析値の方が少なめになった (Fig. 4.18, Fig. 4.19)。結局1ボリュームでは圧力がほぼ実験と近くなるパラメータを選ぶことができても、残存水量を同時に

一致させることはできない訳で、2ボリュームならこれができることが明らかになったが、こうした違いが生じる理由として考えられることは2つある。1つは2ボリュームのモデルでは上下2領域間に温度分布を設けたことによる影響で、もう1つはボリューム数あるいはジャンクション数が変わったこと自体の影響である。前者の影響について調べるために、2ボリュームのまま温度分布をなくし、上下ともサブクールにして、1ボリュームの場合と同じように初期圧力も飽和値まで下げて、飽和減圧から開始した場合の結果は、圧力、残存水量ともに温度分布を与えた場合と殆んど差異を生じなかった。その結果から1ボリュームと2ボリュームの計算結果の違いは、温度分布を与えたことによる影響ではなくて、モデルそのものの違いによるものであると言うことができよう。この点に関して更に詳しくみるために、それぞれのモデルにおける計算結果の違いを種々の量について比較してみると、その理由が分かる(Fig. 4.20)。2ボリュームモデルで最適となったパラメータ値における計算例を、1ボリュームモデルで残存水量の初期変化のみ実験データと一致した計算例と比較してみると、まず18秒付近まではほとんど各量とも差異がないが、その後液面の位置が変わる。2ボリュームでは液面が破断口より下がり、その結果流出クオリティが上がり、流出量は次第に少くなるのに対し、1ボリュームでは液面が下がらない。従ってクオリティは低く保たれ、流出量も比較的多くなっている。この結果の違いが残存水量の実験曲線との違いを生じさせている。液面を早めに破断口より低くさせようと大きな $V_B$ 値を与えると、今度は初期の頃から液面が破断口すれすれに保たれ、その後まもなく下がる結果、流出クオリティは全般に高く、流出量が少なくなって、残存水量としては多くなる。RELAP-3の流出クオリティの計算モデルでは、破断口付近に水面があるとき、その位置関係によってクオリティが急変しないように円滑化を計っているが、 $V_B$ が小さいと水面がいつまでも高く保たれて残存水量を少くし $V_B$ を大きくした場合、初期の頃の液面が十分流出クオリティを低くする所まで上がりきらないことが、残存水量を多くしている。これに対し2ボリュームのモデルでは、 $V_B$ を大きく与えても、下のボリュームから上のボリュームへの水の流入という新しい要素が加わって、初期液面を十分持上げて破断口まで達しさせ、クオリティをしばらくの間下げる効果をもたらしている。一定値で与える $V_B$ を、もし時間的に変化させることができれば、流出クオリティの円滑化の計算法をそのままにしても、ある程度1ボリュームで実験値と合わせることは可能であろう。実際の現象を考慮すれば、液面からの気泡の離脱速度に当る量は水中のボイド率等の影響を受けて時間的に変わるであろう。それゆえ一定の $V_B$ を与えるモデルでは、上部破断のような液面変化の影響を直接受けるような条件に対しては、十分この影響を折り込めないことは容易に想像される。2ボリュームの場合はむしろボリューム間の流動という要素が加わったために首尾よく計算が行なわれたと見なすべきであろう。ちなみに前の例で得たのと同じ $V_B$ 値で破断口径の大きな場合について計算し、残存水量を実験と比較すると、計算の方が高くなり、 $V_B$ 値はもっと小さな方がよいことを示している(Fig. 4.21)。この場合も $C_D$ 値として圧力データから求めた最適値を使っている点は同じである。

#### (4) 炉心構造と体積区分の影響

これまでの解析は炉心構造のない圧力容器のみの実験を対象にしたものであったが、炉心構造物を組込んで行なった実験に対しては、断面積の変わる所または流動抵抗の生じる所で体積を区分したモデルをとる。それには炉心の上下端でそれぞれ区分点を設け、炉心とダウンカマは別にすると4ボリュームになる。この体積区分で、水力学的に計算される流動抵抗を各ジャンクションに与える。ダウンカマと下部プレナムは構造上はシールされているが、漏れがあることを考慮して抵抗の大きなジャンクションとする。このようなモデルで、二種類の $C_X$ 、 $V_B$ の配分を考える。まず下部破断で4つのボリューム

に同じ気泡分布勾配  $C_X$  と離脱速度  $V_B$  を与えた場合と、初期水面のある上部プレナムにのみ  $C_X$  と  $V_B$  の一般的な値を与える、それ以下のボリュームになるほど気泡離脱をなくし、一様分布を与えた場合とで計算結果を比較してみる。その結果前者のモデルでは実験曲線とかなりくい違うのに対し、後者の領域別パラメータのモデルでは実験とよく合う結果になった。その理由として考えられるのは、前者では各ボリューム毎に気泡界面が独立に生じ、実際の現象は上のボリュームから順に水がなくなるはずであるのとは違った状態を生じさせるのに対し、後者のモデルではそれが修正され、実際の現象に近い計算結果になるためであろう。この場合の  $C_D$  の最適値は、炉心なしの同じ条件について 1 ボリュームで解析した場合よりやや小さくなつたが、実際曲線自体も炉心なしの場合とかなり異っており、初期水量の違いや流動抵抗の付加など条件が違つてゐるために  $C_D$  値が多少変わることは、不自然ではない。

次に上部破断について同じく領域別パラメータのモデルを取つて解析した例では、圧力はやはり実験とよく合い、2 ボリュームで解析して求めた  $C_D$  の最適値と同じになつた。上部破断、下部破断を通じて、ボリューム区分をした場合も、各ボリュームのパラメータを適当に取れば、 $C_D$  の最適値はほとんど変えなくてよいと言うことができる (Fig. 4.22, Fig. 4.23)。

#### (5) 放出係数 $C_D$ と流出クオリティの相関性

これまで主として実験の各条件に対して最適なモデルまたは最適なパラメータを求めるを行なってきたが、そのうちで影響の最も大きいパラメータである  $C_D$  値の圧力曲線の一致から得た結果を一覧表にすることができる (Table 4.2)。これから分ることは、 $C_D$  値はいずれの場合でも口径が大きくなると小さくなる関係にあり、下部破断で特に値の範囲が広がつてゐる。特に 1.0 以上になる例がある点で、従来考えられているオリフィスにおける縮流係数という意味以外の要素を、 $C_D$  の変化について考える必要のあることは明らかである。またこの  $C_D$  値が ROSA 装置に対する固有のものであるか否かをも検討しなければならない。そこで他所で行なわれた実験に対して解析してみると、日立製作所において行なわれた ROSA 試験と同じ初期圧力、破断口径の実験例<sup>(1)</sup>に対して各パラメータの最適値は全く同じでよいことが明らかになつた (Fig. 4.24)。この点については、4.1.1 RELAP-2 による解析で述べた結果と同じである。ここではその点に関して更に詳しく調べるために下部破断における口径変化に対して最適な  $C_D$  値をグラフにプロットし、その上にやはり Battelle Memorial Institute の実験<sup>(10)</sup>を FLASH-2 コード<sup>(9)</sup> (臨界流モデルは全く同じ) で解析したときの最適な  $C_D$  値をプロットすると、三者はほぼ一つの曲線に乗ることが分かる (Fig. 4.25)。つまり圧力容器の容積によらず、破断口径の大きさだけで  $C_D$  値が決まることを示している。但しそれぞれの容積は日立が約  $0.8 \text{ m}^3$ 、BMI が約  $7 \text{ m}^3$  で、その範囲は約 10 倍であることに限定して考えるべきであろう。

この様に  $C_D$  は容器容積以外のもので決まり、しかも破断口径の小さい場合は臨界流の質量速度を  $C_D$  の大きな値で修正しなければならなくなつた理由について調べるために、各口径での流出クオリティの時間変化がどのようになつてゐるかを計算結果で見て、グラフに示した (Fig. 4.26, Fig. 4.28)。それによると、破断口径により、蒸気流出に変わる前の二相流出のときのクオリティは大きく異つてゐることが分かる。それぞれの曲線は  $C_X = 0$  とした場合に一つの極大値を持つ形となる。その理由は、初期には気泡の全くない水中に減圧沸騰による気泡が発生し、気泡量は増加するので流出口に巻き込まれる気泡量もそれにつれて多くなるが、次第に圧力が下がると、蒸発に要する潜熱が大きくなるのに比し、圧力差に対する水のエンタルピ差 ( $\Delta h/\Delta p$ ) は余り変わらないため、発生気泡量は次第に少なくなるからであると考えられる。これは気泡分布を一様とした場合であるが、 $C_X = 0.8$  とした場合は変わつてくる。なぜなら気泡分布を下に少なく上方に多くするのであるから、初期には

破断口に巻き込まれる気泡量は少なく、それだけ減圧速度も緩かになる。また水面が破断口付近まで下がったときには、破断口高さの気泡分布量は逆に多くなり、流出のクオリティは上がる効果を持ってくるといった具合に、流出クオリティが容器内の気泡量の外に気泡分布の影響も受けることになり挙動はやや複雑である。 $C_x = 0$  の場合の各口径における最適の  $C_D$  値での流出流量の変化をみると、二相流出時のクオリティが常に低い小口径破断では、流出流量も余り変化しないが、クオリティが次第に高くなる大口径破断では、それに応じて流出流量も次第に少なくなるのが分かる（Fig. 4.27）。なお二相流出から蒸気流出に変わるとときの流量振動は、水面が破断口より下に離れようとするときのクオリティ変動に基づくものであり、実際の現象を表わしているものとは思われない。

破断口径による流出クオリティの大幅な違いを  $C_D$  との関連で見るために、各口径のクオリティ変化の曲線から極大値の  $1/2$  を平均的なクオリティと定義して横軸に取り、その口径の  $C_D$  の最適値を縦軸にプロットすると、双曲線状になる（Fig. 4.29）。この曲線は  $C_x = 0$  と  $C_x = 0.8$  の場合とで多少異なるが、その訳はクオリティ変化の挙動が両者で異なるためで、両曲線の形からみると極大値の  $1/2$  を平均クオリティとする定義は、 $C_x = 0$  の場合についてのみ考えるのが適當であろう。そこでこの場合の平均クオリティと  $C_D$  の相関をとると、ほぼ次式で整理される。

$$C_D = \frac{0.002}{Xav} + 0.57 \quad (4.2)$$

また日立における実験を RELAP-3 で解析した結果をこのグラフにプロットすると、ほぼこの曲線に乗る。以上のことから非常に低クオリティのときの臨界流量は Moody<sup>(12)</sup> の与える流量より大幅に増えることが実験データの解析で認められた訳である。Moody の臨界流量はクオリティが  $0.01$  以下についてはよく認められておらず、このように低クオリティで臨界流量が著しく増大するのは、Moody のノズルにおける平衡流のモデルとは異った流動状態になっているためと考えることができる。すなわち低クオリティのため気液界面の面積が小さいと十分蒸発できず、高速で臨界流の点を通過する時間にくらべて気泡成長に要する時間が長いために不balanceのまま通過することになる。こうした流れは水単相流にやや近いと言え、もし水の温度に十分サブクールがあれば、全く発泡はないから水単相流の流量で流れることは明らかでそれは臨界流量よりはるかに大きい。（4.2）式は流出過程の平均クオリティの値と最適な  $C_D$  の解析上得られた値をプロットして得た関係で  $C_D$  も時間平均値である。それに一つの口径の実験から一つの  $C_D$  と平均クオリティの対応点が得られ、それらを結んだものであるから口径そのものの影響も時間平均した形で含んでいる。従って口径別に  $C_D$  の時間関数値を実験データから求めたものとは多少意義が異なる。その点についての議論は 4.3 節で述べる。

ところで上記のような理由による過大流量の議論は、このような計算手法でみる限りは圧力容器側の減圧沸騰による気泡量の少ない小口径破断の場合に限られるが、圧力容器の大きさに対して破断口径がどの位までが小口径破断としてこうした問題を生じるか一般的には言えない。実用炉で圧力容器の近い所で破断が生じた場合、それがわずかな減圧沸騰しか生じない程度の破断である場合は、この過大流量が生じると考えるべきであろう。しかし配管の比較的細い所の破断である場合は、同じ破断口径であってもその付近の領域の気泡量が容器部よりも多くなって過大流量が生じない可能性もある。他方、大口径の上部破断のように流出クオリティの高い場合は、流量は Moody の臨界流量よりも低く、その  $C_D$  の値が一般に知られるオリフィスにおける単相流の縮流係数の値に近いことから、縮流効果が働いているが相平衡による流量増大の効果は現れていないと一応見なすことができる。

## (6) 破断口形状による流量への影響

オリフィスにおける縮流効果について調べる目的で、形状の違ったオリフィスを用いて実験を行なった。相不平衡による流量増大の影響を含まない条件で実験するためには、常時流出クォリティの高い上部破断とし、薄刃オリフィスの代りに口径の同じ丸形オリフィスを用いた。実験計画の都合で1回しか行ない得なかったが、その結果は減圧速度は速く、残存水量は少なくなることが明らかになった。水単相流でも薄刃オリフィスより丸形オリフィスの方が縮流効果は小さく、流量は大きいことが知られているが、二相臨界流でも同じ結果となり、この解析では  $C_D$  を大きくしなければならないことが分かる（Fig. 4.30, Fig. 4.31）。70 kg/cm<sup>2</sup> G の初期圧力 50 mm の口径に対しては  $C_D$  は約 1.5 % 大となり、流量または破断面積がそれだけ大きくなつたことと等価的である。すなわち口径に直せば 54 mm の薄刃オリフィスに相当する。この様に破断口径が同じ 50 mm でも、その形状による縮流効果の度合と、破断位置による相不平衡の効果も含めて  $C_D$  は変える必要がある。

## (7) 初期水位の残存水量への影響

初期水位の違いによる上部破断での残存水量への影響を見るために、標準初期水位（6.0 m）より約 10 % 低くして実験を行なった。これ以下の初期水位では、装置の予熱ループ用ノズルの高さとの関係で実験できない。容器の断面積は一様であるから水位の 10 % 低下は、水量でも 10 % 減少になる。実験の結果は初期の水量の減少速度はほぼ標準水位の場合と変わらず、次第に減少速度は弱まって、最終的な残存水量はほとんど同じとなった。初期水位を低くした解析の結果は、標準水位の場合と同じパラメータ値でこの実験曲線とよく一致した（Fig. 4.32）。これらの事実から流出状態は初めに減圧沸騰で水面が破断口以上に持上っているときの流出流量は両者で変わらず、その後再び水面が破断口下に下がる速さ（言い換れば流出クォリティの変化速度）は、低初期水位の場合の方が速いと言える。また結果的には最終的な残存水量はこの破断口高さだけで決まり、初期水位にはよらないとも言えるが、極端に初期水位を低くしてもそれが成立つかどうかは明らかでない。実用炉の解析に関連して言えば、初期水位の違いということが問題になるのではなく、定常初期水位に対する破断口高さの比率や、その比率をもった実験装置との相似関係の問題になってくる。これについては後で述べる。

## (8) 結論と提案

以上述べた解析結果から RELAP - 3 の評価について結論を述べると次のようになる。

まずパラメータとして与える形で残されているモデルは、いずれも現象として未知のものを含んでいる。臨界流量に対する  $C_D$ 、気泡分布に対する  $C_X$ 、それに気水分離モデルに対する  $V_B$  等いずれも未知の現象に対して修正を施す形で用いられる定数である。従ってよりよいモデルに改良するには基本的には現象の究明によらねばならない。しかし解析コードの確立も急がれている原子力界の現状において、よりよいコードへ改良する試みとして、このような解析結果の実験データとの照合による評価からモデルの改良に着手する道も要求されよう。そこでその指針となるべきことについて本解析で得た結果から、いくつか提案を行なうと以下のことがある。

- ① 放出係数  $C_D$  は低クォリティ流出のときの相不平衡による流量増大を折り込むために、クォリティの関数として関数として与える。ROSA において得られた関数は

$$C_D = \frac{0.002}{Xav} + 0.57$$

であった。これは平均クォリティから求めた関係であるが、クォリティの瞬時値に適用することを試る。

②  $C_D$  にはまた縮流係数としての意味も含まれているから縮流係数の意味を独立させ、破断形状によって値を与えるようにする。例えば右辺第1項を不变と仮定し第2項の定数を入力で与える。そうすればクオリティの高い場合もそのまま使える。

③ 気水分離モデルは破断位置によって異なった  $V_B$  値になること、および上部破断の1ボリュームの解析に対しては不十分なモデルであることが明らかになったので直すことが必要である。その試みとして、過去の実験例を集めてボイド率や水面の面積の離脱速度への影響を整理し、離脱速度  $V_B$  の関数としたものを用いてみることが考えられる。

④ 気泡離脱量そのものがうまく模擬されていない現段階では、水中の気泡分布のモデルの当否についてはっきりしたことは言えず、この解析でおおむね一様分布でよいという結果を得たことについての判断は、上記の問題点の解決後になされるべきであろう。

⑤ 破断口と水面の位置関係によって流出クオリティを急変しないように決める円滑化の技法も検討の余地がある。もし水面を破断口以上に上昇し得るようにした場合は、水面付近のボイド率をかなり大きく見積もれる気泡分布モデルを用いることも必要である。

なお附言するならば、上述のような短期的な狙いをもったモデルの改良と別にわが国においても安全解析コードの独自な考えに基づく自主的な開発を行なうことが必要で、合わせて計画的な実験を行ない、その評価と改良に努めることが長期的な視野からは不可欠であると思われる。

#### 4.1.3 減圧時間と破断口の口径および高さの関連

模擬実験装置における実験の現象と実用炉において予測される現象が、同じであるかあるいは相似関係にあるかどうかを考える場合に、実験で模擬した対象が何であるかによって相似関係を表わす代表的な量が選ばれる。ROSA 試験のようにプロウダウン現象の時間変化を対象にした場合、実用炉との幾可学的寸法の相似関係を流体力学的に仮定しているが、流体力学現象以外に熱の授受などを含むような複雑な現象を対象にする場合、なお相似関係が仮定できるための条件を考えなければならない。1例としてプロウダウン以後の炉心加熱と非常炉心冷却の現象を考えた場合、炉心の材料の比熱や熱伝導率により、加熱速度は変わる。従ってその過程をも含めた実験研究をするような場合、現象の進行速度も実用炉において予測されるのと同じに模擬しておく必要がある。すなわち変化量のほかに変化速度も模擬しておくことにより、得られる実験結果を扱いやすくすることになる。こうした考えから現象の経過時間を模擬する必要性が生まれてくる。

この観点からプロウダウン現象を対象にした ROSA - 1 試験において、プロウダウンの経過に要した時間を各試験条件により整理し、その結果から更に大きな実験装置や実用炉のプロウダウンに要する時間を推測する試みは重要である。プロウダウンに要する時間に影響を与える量として考えられるのは、単純な圧力容器に限れば、圧力容器の容積、初期水量あるいは水体積、初期水温  $T_0$ 、それに破断口径  $D$ 、また破断口高さの圧力容器高さとの割合  $H/H_v$  等である。このうち ROSA - 1 試験で変数とした量は  $T_0$ 、 $D$ 、 $H/H_v$  である。これらの変化による現象の過渡時間への影響を、得られた実験データからグラフにする場合、プロウダウンに要した時間を定義する必要がある。プロウダウンの終了とは厳密には圧力容器からの水の流出が無くなる時であるが、現実には圧力容器の熱量による沸騰の持続などがあり、流出は長時間止まらない。従って内部の圧力も大気圧より若干高く維持されるはずで厳密にはなかなか大気圧にならない。一方圧力の測定では、検出器から記録器までに誤差があるので、微小な圧力のデータは信頼のあるものではなく、大気圧よりやや高い値までが有効なデータとなる。一般にプロウダウンの実験では圧力のデータは容易に測定されるが、総合的な精度として期待できるのは  $0.5 \text{ kg}/$

$\text{cm}^2\text{G}$ 以上であろう。またプロウダウンの関連量の多くは圧力の従属変数であるものが多いので、圧力値をプロウダウンに要する時間の定義に用いるのは好都合であると思われる。そこで、格納容器内に流出させる場合も含めて、圧力の基準として、臨界流が終了して普通の慣性流に変わる時点の圧力を取ることにする。このような時点では、単純な圧力容器なら二相流ではなく、ほとんどクオリティの1に近い蒸気の単相流になっているので、臨界流の $\cdot$ と $\cdot$ の圧力と容器内圧力との比である臨界圧力比は一定である。外気圧が $\cdot$ と $\cdot$ の圧力と等しくなったときが臨界流の終了で、そのときの容器内圧力は外気圧力の $1/0.55$ となることが知られている。減圧開始からこの圧力まで容器圧力が降下する時点までを臨界流時間（Critical flow time） $T_{cf}$ と名付け、プロウダウンに要する時間の一つの区切りとして定義する。見方をえれば、臨界流時間までは臨界流の特性として内部の現象が、外気の圧力の影響を受けずに同一に進行しうる時間でもある。

ROSA - I 試験では外気圧はすべて大気圧に等しく、臨界流時間を決める圧力は先の臨界圧力比から $1.82 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ であるから、実験データからこの圧力となる時間を読み取って臨界流時間とすればよい。これを縦軸に取り、破断口径を横軸に両対数でプロットすると、下部破断、上部破断のそれぞれが直線の上にのり、それぞれの勾配が異なることが分る（Fig. 4.3.3）。この場合初期温度 $T_0$ の影響はほとんどないことが読める。破断口高さの比 $H/H_v$ は0から1まで変わり得るが、それぞれ勾配を外挿すると $-1.7$ から $-2.4$ まで変わり得ることになり、必ずしも $D$ の2乗に反比例していないことが分かる。すなわち臨界流時間は破断面積に正確に反比例する訳ではない。その理由は、破断口高さによって流出状態が全く異なるからで、流出クオリティまたは流出流量の変化の様子の違いは、前節で考察した通りである。そこで述べた小口径の下部破断における相不均衡にもとづいた過大流量の現象も流出の様子の違いの一つである。このように流出状態がやや複雑に変化するとき、臨界流時間に影響を与える量が直感的に予想される指数の値通りには影響を与えていない。それ故、先に上げたうちで本実験で変数としなかった諸量が、どんな指数値で効くかも一般的には明らかでない。それを明らかにするには、個別に各変数を実験条件としてえた結果によらねばならない。破断口径の影響に関しては、本実験の結果からは破断口高さが $H/H_v = 0.4$ の場合にちょうど2乗に反比例して臨界流時間に影響を与えることになる。ただしこれは、 $H/H_v$ が $D$ の指數に一次関係にあると仮定したときの結果であり、一般式で書くと

$$T_{cf} = (aD)^{-1.7 \sim -0.7} H/H_v \quad a : \text{定数} \quad (4.3)$$

となる。

このように単純な圧力容器におけるプロウダウン現象に影響を与える量もその影響の仕方は単純でなく、圧力容器内外の構造が複雑になった場合に關係してくる諸量の影響の程度は、今後実験的に明らかにして行くべき課題となるであろう。

## 4.2 高速二相流と二相臨界流の理論

二相臨界流については、これまでにいくつかの理論<sup>(12)～(18)</sup>が報告されているが、亜臨界流から超臨界流に到る流れの変化を解く一般的な方法が確立されていないため、いずれも、1～2ヶの臨界条件式を未証明のまま導入するという手法を採用している。このため、管摩擦や熱力学的不平衡現象を含む現実の流れに適用しようとすると、多くの困難が生ずる。

本報では、

- (1) 1次元二相流
- (2) 定常二相流
- (3) 断熱二相流
- (4) 水平二相流（重力の影響を無視）
- (5) 热力学的平衡

の5つの基本仮定にもとづいた、高速二相流の一般的解法と、それを用いた数値計算結果について述べる。なお、本報では熱力学的平衡を前提しているが、本報で述べる解法自体は一般性のあるものなので、二相間の熱および物質移動の特性がわかりさえすれば、熱力学的に不平衡な二相流にも適用できるものである。

### 4.2.1 基礎式

圧縮性単相流においては、ベルヌーイ形エネルギー式

$$\frac{1}{2g} u^2 + \int_{P_0} P \frac{d\gamma}{\gamma} = 0 \quad (4.4)$$

および状態変化の式（等エントロピ変化と仮定）、

$$\frac{dp}{p} - \kappa \frac{d\gamma}{\gamma} = 0 \quad (4.5)$$

を与えれば、流路にそう圧力Pの変化と、重量速度Gの変化との間の関係を、一般的に求めることができます。ここに、uは流速、γは比重量、κは比熱比、P<sub>0</sub>は高圧貯槽の圧力を表す。

この関係は、Fig. 4.3.4の曲線<sup>(2)</sup>に示すように、高圧貯槽圧力のほぼ0.5のところに極大点を持つ、山形特性を示し、極大点が臨界流を与える。極大点より左側の領域は超臨界流に対応し、縮小拡大管の拡大部においてのみ実現可能である。

流れの変化を流路軸上の位置と対応づけるためには、連続の式

$$AG = \text{Const} \quad (4.6)$$

を用いればよい。ここでAは流路断面積である。

単相流においては、上記の3ヶの基礎式によって亜臨界流から超臨界流までの流れの変化を決定することができる訳であるが、二相流の場合は、自由度が2倍であるから、6ヶの基礎式が必要になる。以下では圧縮性二相流に関する基礎式を、単相流の場合にならって導く。

#### (1) 流量基準ベルヌーイ形エネルギー式

Fig. 4.3.5(a)に示すように、dZだけ離れた2断面①および②を流れる、単位重量の二相流体中の蒸気相および液相について、それぞれ運動の式を立てれば、

$$\frac{x}{g} u_g \frac{du_g}{dz} + \frac{1}{2g} (u_g - u_\ell) u_g \frac{dx}{dX} + \frac{x}{r_g} \frac{dp}{dZ} - \frac{x}{r_g} F = -\frac{x}{r_g} F_{GL} - \frac{x}{r_g} F_{GW} = 0 \quad (4.7)$$

$$\begin{aligned} & \frac{1-x}{g} u_\ell \frac{du_\ell}{dZ} + \frac{1}{2g} (u_\ell - u_g) u_\ell \frac{d(1-x)}{dZ} + \frac{1-x}{r_\ell} \frac{dp}{dZ} \\ & - \frac{1-x}{r_\ell} F_{LG} - \frac{1-x}{r_\ell} F_{LW} = 0 \end{aligned} \quad (4.8)$$

ここに、 $x$  はクオリティ、 $F$  は流体単位体積に動く摩擦力、添字の  $g$  は蒸気相、 $\ell$  は液相、 $GL$  は蒸気相が液相から受ける、 $GW$  は蒸気相が管壁から受ける、 $LG$  は液相が蒸気相から受ける、 $LW$  は液相が管壁から受けることを示す。その他の記号は単相流の場合と同様である。

(4.7) (4.8) 式の両辺に  $dZ$  を乗じ、辺々加え合せれば、

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2g} d \{ xu_g^2 + (1-x) u_\ell^2 \} + \left( \frac{x}{r_g} + \frac{1-x}{r_\ell} \right) dp \\ & - \left( \frac{x}{r_g} F_{GL} + \frac{1-x}{r_\ell} F_{LG} \right) dZ - \left( \frac{x}{r_g} F_{GW} + \frac{1-x}{r_\ell} F_{LW} \right) dZ = 0 \end{aligned} \quad (4.9)$$

(4.9) 式左辺の第3、第4項は、流体摩擦の影響を表し、いわゆる摩擦圧力損失に対応している。流体摩擦による圧力損失の、全圧力降下に対する割合を  $\xi_T$  とすれば、(4.9) 式は、次のように表せる。

$$\frac{1}{2g} d \{ xu_g^2 + ((1-x) u_\ell^2) \} + (1-\xi_T) \left( \frac{x}{r_g} + \frac{1-x}{r_\ell} \right) dP = 0 \quad (4.10)$$

これを積分すれば、

$$\frac{1}{2g} \{ xu_g^2 + ((1-x) u_\ell^2) \} + \int_{P_0} P \left( 1 - \xi_T \right) \left( \frac{x}{r_g} + \frac{1-x}{r_\ell} \right) dP = 0 \quad (4.11)$$

ここに、 $P_0$  は高圧貯槽 ( $u_g = u_\ell = 0$  であるような無限に大きい圧力容器) における圧力である。

(4.11) 式が、流量基準のベルヌーイ形エネルギー式であり、単相流の場合の(4.4) 式に相当する。流量基準のエネルギー式の、もう1つの表現をつぎに示す。(4.9) 式左辺の第3、第4項は、非可逆消散項で、エントロピーの増大に寄与するが、冒頭の基本仮定(3)によって、流れは断熱的であるから、この他にはエントロピーが増大する原因がない。したがって、(4.9) 式は、

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2g} d \{ xu_g^2 + ((1-x) u_\ell^2) \} + \left( \frac{x}{r_g} + \frac{1-x}{r_\ell} \right) dP \\ & + JT_{sat} d \{ xS_g + ((1-x) S_\ell) \} = 0 \end{aligned} \quad (4.12)$$

と書ける。ここに  $T$  は絶対温度,  $S$  は単位重量あたりのエントロピ,  $J$  は熱の仕事当量である。また、添字の  $\text{sat}$  は飽和を表す。

かかるに、熱力学の一般関係により、

$$\left( \frac{x}{r_g} + \frac{1-x}{r_\ell} \right) dP + JT_{\text{sat}} d\{xS_g + (1-x)S_\ell\} = Jd\{xh_g + (1-x)h_\ell\} \quad (4.13)$$

が成り立つ。ここに、 $h$  は単位重量あたりのエンタルピである。 $(4.12)$ ,  $(4.13)$  式より、

$$\frac{1}{2_g} d\{xu_g^2 + (1-x)u_\ell^2\} + Jd\{xh_g + (1-x)h_\ell\} = 0 \quad (4.14)$$

これを積分すれば、

$$\frac{1}{2_g} \{xu_g^2 + (1-x)u_\ell^2\} + J\{xh_g + (1-x)h_\ell\} = J\{x_0 h_{g0} + (1-x_0)h_{\ell0}\} \quad (4.15)$$

ここに、 $x_0$ ,  $h_{g0}$ ,  $h_{\ell0}$  は、高圧貯槽におけるクオリティ、蒸気相エンタルピ、液相エンタルピをそれぞれ示す。

$(4.15)$  式は、運動エネルギーとエンタルピの和が保存されることを表し、流量基準のベルヌーイ形エネルギー式が、エネルギー保存則に結びつけられることが証明された訳である。

## (2) 存在量基準ベルヌーイ形エネルギー式

単相流の場合の $(4.4)$  式に対応する、もう一つのベルヌーイ形エネルギー式として、存在量基準の式を導く。Fig. 4.3.5(b) に示すように、 $dZ$  だけ離れた 2 断面①, ②間に存在する、単位重量の二相流体中の蒸気相および液相について、それぞれ運動の式を立てれば、

$$\frac{\beta}{g} u_g \frac{du_g}{dZ} + \frac{1}{2_g} (u_g - u_\ell) u_g \frac{d\beta}{dZ} + \frac{\beta}{r_g} \frac{dp}{dZ} - \frac{\beta}{r_g} F_{GL} - \frac{\beta}{r_g} F_{GW} = 0 \quad (4.16)$$

$$\begin{aligned} \frac{1-\beta}{g} u_\ell \frac{du_\ell}{dZ} + \frac{1}{2_g} (u_\ell - u_g) u_\ell \frac{d(1-\beta)}{dZ} + \frac{1-\beta}{r_\ell} \frac{dp}{dZ} \\ - \frac{1-\beta}{r_\ell} F_{LG} - \frac{1-\beta}{r_\ell} F_{LW} = 0 \end{aligned} \quad (4.17)$$

ここに、 $\beta$  は蒸気重量存在割合で、ボイド率  $\alpha$  およびクオリティ  $x$  との関係は、

$$\beta = \frac{\alpha r_g}{\alpha r_g + (1-\alpha) r_\ell} = \frac{x}{x + (1-x) R} \quad (4.18)$$

で表される。ここに、すべり比  $R$  は、

$$R = \frac{u_g}{u_\ell} \quad (4.19)$$

(4.16), (4.17) 式に  $dZ$  を乗じて、辺々加え合せ、さらに、作用=反作用の法則

$$\alpha F_{GL} + (1 - \alpha) F_{LG} = 0 \quad (4.20)$$

および、壁摩擦力の定義式

$$F_W = \alpha F_{GW} + (1 - \alpha) F_{LW} \quad (4.21)$$

および、(4.18) 式を用いて整理すれば、

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2g} d \{ \beta u_g^2 + (1 - \beta) u_\ell^2 \} + \left( \frac{\beta}{r_g} + \frac{1 - \beta}{r_\ell} \right) dP \\ & - \left( \frac{\beta}{r_g} + \frac{1 - \beta}{r_\ell} \right) F_W dZ = 0 \end{aligned} \quad (4.22)$$

が得られる。(4.22) 式の左辺第3項は壁摩擦によるエネルギー消散を表す。壁摩擦による圧力損失の、全圧力降下に対する割合を  $\xi_W$  とすれば、(4.22) 式は次のように表せる。

$$\frac{1}{2g} d \{ \beta u_g^2 + (1 - \beta) u_\ell^2 \} + (1 - \xi_W) \left( \frac{\beta}{r_g} + \frac{1 - \beta}{r_\ell} \right) dP = 0 \quad (4.23)$$

これを積分すれば、

$$\frac{1}{2g} \{ \beta u_g^2 + (1 - \beta) u_\ell^2 \} + \int_{P_0} P (1 - \xi_W) \left( \frac{\beta}{r_g} + \frac{1 - \beta}{r_\ell} \right) dP = 0 \quad (4.24)$$

(4.24) 式が、存在量基準のベルヌーイ形エネルギー式である。

ところで、(4.22) 式は(4.9) 式と同様に、運動のエネルギーと圧力エネルギーとの和の収支関係を表してはいるが、存在量基準の式であるために、内部エネルギーも含めた全エネルギー保存の式に、ただちに変形することはできない。その理由を次に説明する。

二相流では、一般に、気液のすべりがあるために、Fig. 4.3-5(b)の検査断面①を同時に通過した蒸気と液とが、検査断面②を同時に通過することはない。このため、検査断面①、②を通過する間に、気液の入れ替わりがあり、それにともなって、エネルギーの出入りがあるから、存在量基準で議論するかぎり、検査面①、②間で流れは断熱的ではない。そのため、(4.9) 式から(4.12) 式を求めたときのように、(4.22) 式の左辺第3項を、そのままエントロピ増大量と結びつけることはできないのである。上記の、気液の入れ替わりにともなうエネルギーの出入りを考慮してやれば、(4.22) 式より、全エネルギー保存の式を導くことができるが、それが流量基準のエネルギー式(4.9) 式に他ならないのであって、これでは、存在量基準の式を別に立てた意味が失われてしまう。

### (3) 状態変化の式

たがいに独立な2ヶの状態変化の式は、冒頭の基本仮定(5)により、

$$T_g = T_{sat} \quad (4.25)$$

$$T_\ell = T_{sat} \quad (4.26)$$

である。これにより、圧力を与えれば、気液それぞれの物性値が、すべて一義的に定まることになる。

#### (4) クオリティ変化の式

流れの連続を表わす2つの式として、二相流全体としての重量流量保存の式と、気液間の質量輸送の程度を表すクオリティ変化の式とを取りあげる。後者については、全圧力降下  $dP$  を、 $\xi_T$  を用いて、等エントロピ圧力降下過程

$$(dP)_s = (1 - \xi_T) dP \quad (4.27)$$

と、等エンタルピ圧力降下過程

$$(dP)_h = \xi_T dP \quad (4.28)$$

とに分けて、それぞれの圧力降下に対応するクオリティ変化の和を求めれば、

$$\begin{aligned} dx &= -\frac{\{xdS_g + (1-x)dS_\ell\}}{S_g - S_\ell}(1 - \xi_T) \\ &\quad - \frac{\{xdh_g + (1-x)dh_\ell\}}{h_g - h_\ell}\xi_T \end{aligned} \quad (4.29)$$

これを積分すれば、

$$\begin{aligned} x &= x_0 - \int_{P_0} \frac{\{xdS_g + (1-x)dS_\ell\}}{S_g - S_\ell}(1 - \xi_T) \\ &\quad - \int_{P_0} \frac{\{xdh_g + (1-x)dh_\ell\}}{h_g - h_\ell}\xi_T \end{aligned} \quad (4.30)$$

#### (5) 全重量流量保存の式

もう1ヶの連続の式である、全重量流量に関する保存の式は、

$$AG = A_c G_c = \text{Const.} \quad (4.31)$$

で表される。ここに添字cは臨界流を示す。また重量速度Gは、

$$G = \alpha r_g u_g + (1 - \alpha) r_\ell u_\ell \quad (4.32)$$

### 4.2.2 計算式

上述の基礎方程式は、冒頭で述べた5つの基本仮定を満足する二相流について、厳密に成立つ関係式である。以下では、これらの基礎方程式を、Fig. 4.3.6に示すような無限に大きい高圧貯槽から、いろいろの形の流路を通って低圧空間に放出される二相流に適用する場合の、具体的な計算方法について述べる。

#### (1) 流れにそろ状態変化

高圧貯槽の圧力、クオリティ、気相流速、液相流速が、それぞれ

$$\left. \begin{array}{l} P = P_0 \\ x = x_0 \\ u_g = 0 \\ u_\ell = 0 \end{array} \right\} \quad (4.33)$$

に保たれているとする。

まず、 $\xi_T$  がわかっておれば、(4.30) 式により、微小圧力変化後のクオリティ x を求めることができる。もし  $\xi_T = 0$  ならば、(4.29) 式より変形された。

$$x = \frac{\{x_0 S_{g0} + (1 - x_0) S_{\ell0}\} - S_\ell}{S_g - S_\ell} \quad (4.34)$$

により、直接求めることもできる。

次に、微小圧力変化後のすべり比 R の値を仮定して、(4.15) 式を変形した。

$$u_g = \sqrt{\frac{2 g J R^2 \left[ \{x_0 h_{g0} + (1 - x_0) h_{\ell0}\} - \{x h_g + (1 - x) h_\ell\} \right]}{R^2 x + (1 - x)}} \quad (4.35)$$

により、 $u_g$  を求めることができる。また、

$$u_\ell = \frac{u_g}{R} \quad (4.36)$$

次に、(4.18) 式を用いて蒸気重量存在割合  $\beta$  を求め、(4.24) 式を変形して得られる。

$$R = - \frac{\frac{1}{2g} u_g^2 + \int_{P_0}^P (1 - \xi_w) \left( \frac{\beta}{r_g} + \frac{1-\beta}{r_\ell} \right) dP}{\frac{1}{2g} u_\ell^2 + \int_{P_0}^P (1 - \xi_w) \left( \frac{\beta}{r_g} + \frac{1-\beta}{r_\ell} \right) dP} \quad (4.37)$$

に代入して、新しい R を求める。ただし、 $\xi_w$  はわかっているものとする。この R が、先に仮定した R に一致するまで、(4.35) ~ (4.37) 式の計算をくりかえせば、微小圧力変化後の、x,  $u_g$ ,  $u_\ell$ , R を、すべて決定することができる。

次に、(4.18) 式から逆算された。

$$\alpha = \frac{x r_\ell}{x r_\ell + (1 - x) r_g R} \quad (4.38)$$

により、ボイド率  $\alpha$  を求め、(4.32) 式に代入すれば、微小圧力変化後の重量速度 G を決定することができる。

以上の計算方法を漸進的にくりかえし適用して行けば、境界条件 (4.33) 式を満足する高圧貯槽からの二相放出流の、流れにそろ各点の x,  $u_g$ ,  $u_\ell$ , R,  $\alpha$ , G 等を、その点の圧力 P の関数として決定することができる。

## (2) 絞りにおける二相臨界流

図4.3.6(a), (b)に示すような、流路断面積が軸方向に変化している流路では、流れの変化は主として断面積の変化によってひきおこされる。そこで、簡単のために

$$\xi_T = \xi_W = 0 \quad (4.3.9)$$

とおいて、(1)で述べた計算方法を用いると、与えられた境界条件(4.3.3)式に対して、重量速度Gと圧力Pとの関係は、一般にFig.4.3.4の(3)のような山形の曲線となる。Gが最大になる点が臨界流を表し、その点の重量速度が臨界重量速度 $G_c$ であり、またその点の圧力が臨界圧力 $P_c$ である。すなわち、

$$\frac{\partial G}{\partial P} = 0 \quad (4.4.0)$$

$$P_c, x_c$$

が、この場合の二相臨界流を与えることになる。

流路断面積の変化が与えられている時、流れの変化を流路軸上の位置と対応づけるためには、全重量流量の保存関係を表す(4.3.1)式を用いればよい。また、これにより、二相臨界流は流路断面積が最小になる位置で実現されることがわかる。

なお、Fig.4.3.4の曲線(3)において、Gの極大点より左側の部分は、超臨界流を表し、縮小拡大ノズルの拡大部のような場所でしか実現できない流れである。

#### 4.2.3 数値計算結果

Fig.4.3.7は、高圧貯槽圧力が $60.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs.}$ 、高圧貯槽クオリティが0.10の場合の、蒸気相速度、液相速度および重量速度を、流れにそなう各点の圧力に対して示したものである。また、Fig.4.3.8は、同じ計算例について、クオリティ、ボイド率およびすべり比を、同じく、圧力に対して示したものである。これらの図から明らかなように、この計算例では、圧力の低下とともに、蒸気相速度、液相速度、クオリティおよびすべり比は増大するが、重量速度には極大点があり、臨界流現象が存在することがわかる。また、ボイド率は、放出の初期の加速過程においては、クオリティの増大の影響よりすべり比の急増の影響の方が上まわるため、全体としては極小点のある谷形特性を見せてている。このような特性は、高圧貯槽圧力が $30 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs.}$ 以上で、かつ高圧貯槽クオリティがほとんど0に近い場合をのぞけば、あらゆる場合に認められる。

Fig.4.3.9は、高圧貯槽圧力が $60.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs.}$ で、高圧貯槽クオリティをいろいろ変えた場合の、流れにそなう各点の圧力と重量速度との関係を示す。高圧貯槽クオリティが増大すると、臨界圧力はやや低下し、臨界重量速度はいちぢるしく減少する。臨界圧力は、この例に見られるように、高圧貯槽圧力の0.5~0.8程度であって、気体単相流の0.5程度に較べて一般に高めであることができる。

Fig.4.4.0は、臨界重量速度を、高圧貯槽の圧力およびクオリティに対して示したものである。この結果は、Moody<sup>(12)</sup>のそれとよく一致している。また、Fig.4.4.1は、Fauske<sup>(19)</sup>, Faletti<sup>(20)</sup> Moy<sup>(21)</sup> Cruz<sup>(22)</sup> らの臨界重量速度の測定値と、本理論による計算値とを比較した結果であって、測定値と計算値とはきわめてよく一致していることが認められる。

#### 4.2.4 結 言

(1) 序言に示した5つの基本的仮定から出発して、二相流の流れにそなう変化を解き、その特別な場合として、絞り流路における重量速度が最大の流れ、すなわち二相臨界流を決定する、一般的な方法を示した。

この方法は、臨界流だけで成立つ特殊な閉そく条件（臨界条件）を導入しなくてよいばかりでなく、亜臨界流から超臨界流にいたる過程が明らかにされるので、従来の理論に較べて応用範囲がきわめて広いものと期待される。

- (2) 二相流の非可逆エネルギー消費の影響は、 $\xi_T$ ,  $\xi_W$  なる2ヶのファクタで表現しうるが、絞りにおいては、主として流路断面積の変化によって流れが変化するものと考えられるから、本報では、簡単のために、 $\xi_T = \xi_W = 0$  とおいて数値計算をした。
- (3) 臨界重量速度についての計算結果は、Fig. 4.4.0 に示す通りであって、Fig. 4.4.1 に示すように、過去に報告されている測定結果と、よく一致している。

#### 4.3 破断口からの流出流量の解析

軽水路冷却材喪失事故における破断口からの流出流量  $W$  は、飽和ブローダウン過程においては、

$$W = C_D A G_c \quad (4.4.1)$$

で表される。ここに、 $A$  は破断口面積、 $G_c$  は飽和二相臨界重量速度で、高圧貯槽（たとえば原子炉圧力容器）から破断口に到る配管の抵抗が無視できる場合には、高圧貯槽圧力  $P_o$  および高圧貯槽クオリティ  $x_o$  だけの関数である。すなわち、

$$G_o = f_{G_o}(P_o, x_o) \quad (4.4.2)$$

(4.4.2) 式の関数関係は、4.2 すでに明らかにされて居り、また Moody<sup>(12)</sup> の解析結果も、よく使用される。

次に、(4.4.1) 式の  $C_D$  は、流出係数と呼ばれる実験定数であって、破断口を二相流が通過する時の縮流や、摩擦、圧縮性、熱力学的不平衡などの影響を表すものと解釈される。 $C_D$  は、破断口およびその前後の流路の幾何学的形状、寸法の他、流出二相流の流動条件に支配されるものと予想されるが、破断口が高圧貯槽にじかについて居り、かつ下流側の流路直徑が、破断口径  $D$  に較べて十分に大きい場合には、与えられた破断口形状に対応する個別の関数関係、

$$C_D = f_{CD}(D, P_o, x_o) \quad (4.4.3)$$

が見出される筈である。

流出係数  $C_D$  については、米国 LOFT - Semiscale Test の実験解析<sup>(23)</sup>の結果、0.6 ~ 0.8 という値が推奨されて居り、本報告書でも別に検討された（4.1 参照）。これらの実験解析における  $C_D$  の求め方は、RELAP - 2 または RELAP - 3 等のブロウダウン解析コードを、実炉よりはるかに小さい模擬実験装置の系に適用して、圧力、温度、残存水量等の時間的变化を計算し、それらが実測値とよく合致するように、試行錯誤により  $C_D$  の値を決定したものである。このような方法では、時々刻々の  $P_o$ ,  $x_o$  に対応する  $C_D$  の瞬時値を得ることができず、したがって (4.4.3) 式の関数関係を決定することができない。その上、使用したブロウダウン解析コードの不完全性にもとづく、実験装置内各部の二相流動挙動の推定の不正確さに影響されて、十分な精度が確保されない可能性がある。また、一般に実験装置各部の形状、寸法、配置等の影響を受けるから、得られた結果を、そのまま実炉に適用してよいかどうか疑問が残る。

本節では、以下に示す、圧力降下速度法<sup>(24)</sup>と仮称する、高圧貯槽クオリティ  $x_o$  の間接測定法を用い

て、時々刻々の  $x_0$  の値を求め、4.2で述べた二相臨界流の理論を適用して、臨界重量速度  $G_c$  を算出し、これと差圧法による流出重量流量  $W$  とを比較することによって、直接(4.4.1)式にしたがって、大口径薄刃オリフィスの二相流出係数  $C_D$  を、実験的に求めた結果について紹介する。

#### 4.3.1 解析手法

本節で使用した解析手法のうち、差圧法および圧力降下速度法の2つについて、以下に詳しく説明する。

##### (1) 差圧法

本解析においては、残存蒸気重量  $w_s$ 、残存水重量  $w_w$ 、および流出重量流量  $W$  を、差圧法により測定した。すなわち、圧力容器の上下間の差圧の実測値を  $\Delta P_{pv}$  とすれば、蒸気発生による液面のもり上がりを無視した仮想的水位  $Z_w$  は、

$$Z_w = (\Delta P_{pv} - \frac{L}{v_s}) / \left( \frac{1}{v_w} - \frac{1}{v_s} \right) \quad (4.4.4)$$

で表される。ここに、 $L$  は圧力容器の軸長、 $v_s$ 、 $v_w$  はそれぞれ蒸気および水の比体積である。

なお、圧力容器内での流動による圧力損失は省略している。

圧力容器内の蒸気および水の重量  $w_s$ 、 $w_w$  はそれぞれ、

$$w_s = \frac{1}{v} (V - \int_0^{Z_w} A_{pv} dZ) \quad (4.4.5)$$

$$w_w = \frac{1}{v} \int_0^{Z_w} A_{pv} dZ \quad (4.4.6)$$

ただし、これらの式で、 $V$  および  $A_{pv}$  はそれぞれ圧力容器の容積および断面積を表す。

流出二相流の重量流量  $W$  は、上2式の和を時間  $t$  で微分することによって得られる。すなわち、

$$W = - \frac{d(w_s + w_w)}{dt} \quad (4.4.7)$$

この差圧法が正確に適用されるためには、

- a 圧力容器内での流動損失が小さい。
- b  $A_{pv}$  が軸方向に一定である。

という2つの条件が満足されていることが必要である。 $A_{pv}$  が一定であれば、(4.4.5)～(4.4.7)式の適用にあたって、自由表面下の気泡分布の影響を受けないですむ。本解析では、これら2つの条件が十分に満足されるように、模擬炉心等の内部構造物が装着されない試験例だけを採用することにした。なお、ROSA-I 試験装置では、圧力容器に多数のノズルがついているために、たとえ内部構造物が装着されていなくても、厳密には  $A_{pv}$  が軸方向に一定ではないが、それが  $w_s$ 、 $w_w$ 、 $W$  の算出における影響はごくわずかである。

##### (2) 圧力降下速度法

本解析では、圧力容器から放出ノズルへ向かう流出二相流の、静止状態換算のクオリティ  $x$  を、以下に述べる計算方法を用いて、圧力容器の圧力および上下端差圧の測定データから、間接的に算出した。

まず、基本的な仮定として、

- a 圧力容器内では熱的平衡が成立している。
- b 圧力容器壁面での熱の授受はない。
- c 圧力容器内の流体の運動エネルギーは無視する。
- d 放出ノズル位置での流体の運動エネルギーは無視する。

の4つをとる。ここにdは、放出ノズルの直径がテストオリフィスの口径に較べて十分に大きく、かつ放出ノズル位置ではまだほとんど減圧沸騰による加速が行なわれていないという判断にもとづくものである。圧力容器の直徑は、放出ノズルのそれに較べてさらに大きいから、dが成立すれば、当然cは成立するものと考えられる。

さて、圧力容器内の重量のバランスより、

$$\frac{dw_s}{dt} = -W_g + \frac{dw_{ws}}{dt} \quad (4.48)$$

$$\frac{dw_w}{dt} = -W_\ell - \frac{dw_{ws}}{dt} \quad (4.49)$$

ここに、wは残存流体重量、Wは流出重量流量、tは時間を表す。また、添字のs、w、wsは、それぞれ残存蒸気、残存水および残存水の蒸発を表す。また、g、ℓはそれぞれ流出蒸気および流出水を表す。

つぎに、体積のバランスより、

$$w_s \frac{dv_s}{dt} + w_w \frac{dv_w}{dt} + (v_s - v_w) \frac{dw_{ws}}{dt} = v_s W_g + v_w W_\ell \quad (4.50)$$

ここに、vは比体積を表す。

また、エネルギーのバランスの式は、仮定b～dを用いれば、

$$\frac{d(h_s w_s)}{dt} + \frac{d(h_w W_w)}{dt} = -h_s W_g - h_w W_\ell + \frac{1}{J} V \frac{dp_o}{dt} \quad (4.51)$$

ここに、hは単位重量あたりのエンタルピ、Vは圧力容器の容積、Poは圧力容器の代表圧力(=高圧貯槽圧力)、Jは熱の仕事当量である。なお、(4.51)式の右辺第3項は、残存流体の膨張の影響を表す。

高圧貯槽クオリティx<sub>o</sub>は、(4.48)～(4.51)式を用いて、

$$x_o = \frac{W_g}{W_g + W_\ell} = \frac{W_g}{W}$$

$$= \frac{v_w}{v_s - v_w} + \frac{1}{v_s - v_w} \left( w_s \frac{dv_s}{dp} + w_w \frac{dv_w}{dp} \right)$$

$$-\frac{1}{h_s - h_w} \left( w_s \frac{dh_s}{dp} + w_w \frac{dh_w}{dp} - \frac{1}{J} V \right) \frac{1}{W} \frac{dP_o}{dt} \quad (4.52)$$

(4.52) 式により、 $P_o$ ,  $dP_o/dt$ ,  $w_s$ ,  $w_w$ ,  $W$  の実測値があれば、高圧貯槽クオリティ  $x_o$  を算出することができる。ただし物性値は、仮定 a により、飽和値を用いる。なお、本解析では、 $dP_o/dt$  は  $P_o$  の実測値を時間で微分して求め、 $w_s$ ,  $w_w$ ,  $W$  は、前項で述べた差圧法により求めたから、結局、圧力容器の圧力  $P_o$  および上下端差圧  $\Delta P_{pv}$  の測定データのみから  $x_o$  が決定されることになる。

つぎに、減圧沸騰によって、圧力容器の中で単位時間に発生する蒸気の重量を、流出二相流の重量流量で割ってノルマライズしたものを  $B$  とすれば、(4.48) ~ (4.51) 式を用いて、

$$\begin{aligned} B &= \frac{dw_{ws}/dt}{W} \\ &= -\frac{1}{h_s - h_w} \left( w_s \frac{dh_s}{dP} + w_w \frac{dh_w}{dP} - \frac{1}{J} V \right) \frac{1}{W} \frac{dP}{dt} \end{aligned} \quad (4.53)$$

で表される。

さらに、圧力容器内の単位時間に残留される蒸気の重量を、流出二相流の重量流量で割ってノルマライズしたものを  $M$  とすれば、

$$\begin{aligned} M &\equiv \frac{dw_s/dt}{W} = B - x \\ &= \frac{v_w}{v_s - v_w} - \frac{1}{v_s - v_w} \left( w_s \frac{dv_s}{dP} + w_w \frac{dv_w}{dP} \right) \frac{1}{W} \frac{dP_o}{dt} \end{aligned} \quad (4.54)$$

さて、(4.52) ~ (4.54) 式を用いて、 $x_o$ ,  $B$ ,  $M$  を算出する圧力降下速度法は、 $x_o$  等に対する感度が非常によいので、使用するデータの精度さえ高ければ、きわめてよい方法である。下部放出実験において、自由表面から上の蒸気の溜り部分は、圧力容器の壁面から受ける熱によって過熱蒸気になりやすいが、このことが  $x_o$  等の算出におよぼす影響は一般にはごく小さい。ただ、本解析においては、 $W$  を差圧法で測定したため、 $W$  が小さい高クオリティ領域では、若干  $x_o$  の算出精度が低下した。

#### 4.3.2 ROSA - I データの解析

上述の差圧法および圧力降下速度法を精度よく適用するために、ROSA - I 試験データのうち、炉内構造物が装着されず、加圧器や強制循環ループが接続されない試験の中から、次に示す各試験例を取りあげて、実験解析を行なった。(Table. 3.1 参照)

408番, 409番, 410番, 701番, 702番, 703番, 800番, 801番,

802番, 904番, 1006番, 1010番

##### (1) 放出過程

Fig. 4.4.2 に、下部放出における  $x_o$ ,  $B$ ,  $M$  の時間変化の代表例を挙げる。ただし、本図は  $70 \text{ kg/cm}^2 G$  からの放出例で、オリフィス口径は  $70 \text{ mm}\phi$  である。放出開始後  $10 \text{ sec}$  過ぎまでは、減圧沸騰割合  $B$  は比較的小さく、その後、急激に増大する。高圧貯槽クオリティ  $x_o$  も、ほぼ同様に変化する。すなわち、本例では放出開始後  $10 \sim 11 \text{ sec}$  で、水を主とした放出から、蒸気を主とし

た放出に遷移している。この遷移は、圧力容器内の水位が、放出ノズル附近まで低下したために起ったのであって、一般に下部放出では、水放出過程と蒸気放出過程とが明確に分れるのが特徴である。

さて、水放出過程での $x_0$ の時間的变化を見ると、放出開始後1.5 secではほぼ0であったのが、時間とともに増加して、6.5 secでは約0.04となる。しかし、その後はかえって減少して、9.7 secで再びほぼ0となり、10.3 sec以後、急激に増大して、蒸気放出過程に遷移している。このように、水放出過程で高圧貯槽クオリティ $x_0$ が山形変化特性を見せるることは、4.1のRELAP-3による解析でも認められて居り、Fig. 4.26に示すように、本図の結果と、定量的にも大略よく合致している。この $x_0$ の山形変化特性の原因は、次のように考察される。すなわち、放出開始直後は、圧力容器内での減圧沸騰蒸気の蓄積効果と、放出前に比較的高温であった圧力容器上部の水が放出ノズル附近に流下してることによって、時間とともに高圧貯槽クオリティが増大するが、圧力低下による物性値の変化と、残存水量の減少による減圧沸騰割合Bの低下の影響が次第に優勢になって、ついに高圧貯槽クオリティが減少するようになるのである。

つぎに、蒸気残溜割合Mは、水放出過程では正の値であって、時間と共にゆっくりと減少するが、蒸気放出過程に遷移すると、すみやかに負の大きな値になる。すなわち、蒸気放出過程まで、減圧沸騰よりも、むしろ蒸気の体積膨張が主になって放出が維持されるのである。

Fig. 4.43は、上部放出における $x_0$ 、B、Mの時間変化の代表例である。ただし、本図は100 kg/cm<sup>2</sup>Gからの放出例で、オリフィス口径は50 mm $\phi$ である。この例でもわかるように、上部放出では、減圧沸騰割合Bおよび高圧貯槽クオリティ $x_0$ は、共に時間とともに単調に増大し、蒸気残溜割合Mは、正から負の値に、時間とともに単調に減少する。上部放出では、下部放出の場合のように、水放出過程と蒸気放出過程とが明確に分れる事はない。

#### (2) 薄刃オリフィスの二相流出係数

口径25 mm $\phi$ および70 mm $\phi$ の薄刃オリフィスの二相流出係数 $C_D$ を、時々刻々の高圧貯槽クオリティ $x_0$ に対してプロットした結果を、Fig. 4.44、Fig. 4.45に示す。また、Fig. 4.46は、いろいろの口径の薄刃オリフィスについての同様の結果を、1枚のグラフに整理したものである。これらの図から、次の結論が得られる。

a 流出係数 $C_D$ の値は、高圧貯槽クオリティ $x_0$ がごく0に近いところを除けば、 $x_0$ にはほとんど無関係に一定の値を示す。この値は、オリフィス口径Dが小さいほど大きく、高圧貯槽圧力 $P_0$ の影響は、5~100 kg/cm<sup>2</sup>Gの範囲内でほとんど認められない。

b 高圧貯槽クオリティ $x_0$ がごく0に近いところでは、 $x_0$ の減少とともに流出係数 $C_D$ の値が急激に増大して、口径25 mm $\phi$ のオリフィスでは、約1.5に達している。高圧貯槽圧力 $P_0$ の影響はごく小さいものと思われるが、 $P_0$ が下るほどバラツキの上限に近づく傾向が認められた。

#### 4.3.3 考 察

##### (1) $x_0 \neq 0$ の領域

上述のように、高圧貯槽クオリティ $x_0$ がごく0に近いところを除けば、流出係数 $C_D$ は、 $x_0$ に無関係にはほぼ一定となるが、口径25 mm $\phi$ のオリフィスでは、高クオリティの領域で若干 $C_D$ の値が減少している。これは、小口径オリフィスでは流体摩擦の影響が無視できなくなり、とくに高クオリティになるほど、その影響が顕著になるためと思われる。

ところで、 $C_D$ の値が1にならない理由として、まず、オリフィス直下流での縮流の影響が挙げられる。水単相流の場合は、よく知られているように、

$$W = CA \sqrt{2g r_w (P_o - P_b)} \quad (4.55)$$

で表した時、オリフィス係数Cは、薄刃オリフィスに対して0.61となる。ただし $r_w$ は水の比重、 $P_b$ は背圧、 $g$ は重力加速度である。したがって、もし二相流においても、水単相流と同じ程度の縮流があるなら、 $C_D \approx 0.61$ となる筈である。実際には、二相流体は非常に大きな圧縮性を持っているから、縮流の程度は単相流よりも小さい筈であり、この点からすれば、 $C_D > 0.61$ となるべきである。しかるに、実測された $C_D$ は、Fig. 4.4.6で明らかなように、口径25mm $\phi$ のオリフィスを除いて、 $C_D < 0.61$ となって居り、縮流以外の現象の介在を示唆している。

この点を明らかにするために、縮流がほとんど起らないと思われる、丸形オリフィスの例を、Fig. 4.4.7に示す。ただし、本図は7.0 kg/cm<sup>2</sup>Gからの放出例であって、オリフィス口径は50mm $\phi$ である。同口径の薄刃オリフィスの場合と比較して、 $C_D$ の値が若干大きく、かつ高圧貯槽クオリティが0.3～0.4のところで極小になるなどの違いはあるが、 $C_D < 1.0$ の事実は変わらない。しかも、薄刃オリフィスと丸形オリフィスとの $C_D$ の差が、わずかに0.1程度に過ぎない事から、縮流が $C_D$ 低下の主因でないことは明白である。

$C_D$ が1.0より低下する、縮流以外の原因として、流出二相流の熱力学的不平衡現象<sup>(25)</sup>が挙げられる。Fig. 4.4.8は、ROSA-Iの基礎実験として行なった、喉部直径10mm $\phi$ 、軸長200mmの、内面が滑らかに仕上げられた、緩勾配の縮小拡大ノズルの二相臨界流出における、二相流出係数 $C_D$ の実測結果である。ただし、参考のために、Brown<sup>(26)</sup>の縮小拡大ノズルのデータも併記してある。この図からわかるように、縮流が全く起らないと考えられる縮小拡大ノズルにおいても、極端な $C_D$ の低下が認められるのであるが、この時のノズル内各点の圧力Pと流体平均温度 $\theta$ との関係を調べてみると、Fig. 4.4.9に示す通りであった。すなわち、ノズル内各点の流体平均温度は、飽和温度に較べて約50°Cも低いことが明らかにされた。なお、この場合の流体平均温度は、ボイド率の値から判断すると蒸気相温度に近いものと推定されるが、きわめて速い減圧沸騰においては、蒸気相がきつい過冷却状態になるであろうことは、井上ら<sup>(27)</sup>によって理論的にも示されている。（なお、詳しく検討してみると、井上らの理論には疑問点があるが、ここではそれには触れない。）このような蒸気相のきつい過冷却現象が生ずると、蒸気潜熱の減少等のために、飽和関係が成立している場合に較べて蒸気発生が大きくなり、臨界流出流量が低下するものと考えられる。

Fig. 4.50は、ROSA-I試験におけるオリフィス直下流部の流体温度 $\theta_b$ の実測データの1例である。ただし、本例は、7.0 kg/cm<sup>2</sup>Gからの下部放出の場合で、オリフィス口径は70mm $\phi$ である。オリフィス下流測圧力 $P_b$ から求めた飽和温度 $\theta_{bs}$ と比較してみると、全放出過程にわたって過冷却状態になって居り、とくに圧力容器圧力 $P_o$ が急激に下りはじめる蒸気放出過程の初期には、50°C程度の大きな過冷却度が実現していることが認められる。したがって、このきつい過冷却現象にもとづく上述の臨界流量の減少が、 $C_D$ の低下の主因となった可能性はきわめて強い。

## (2) $x_o \approx 0$ の領域

Fig. 4.4.6で高圧貯槽クオリティ $x_o$ がごく0に近いところで、 $C_D$ が急激に大きくなっているのは、発泡の核となる気泡が不足するために、オリフィス通過にともなう非常に早い減圧に蒸気発生が追従できないで、水単相流に近い流出特性になるためと考えられる。Fig. 4.4.6の $C_D$ は、(4.4.1)式で明らかなように、飽和二相臨界重量速度 $G_c$ を基準にして算出されたものであるから、 $x_o = 0$ なる水単相流が、全く相変化を起すことなく流出する場合の $C_D$ は、(4.4.2)式の表現を用いて、次式

で与えられる筈である。すなわち、

$$C_{D0} = \frac{0.61\sqrt{2g\tau_w(Po - Pb)}}{f_{GC}(Po, 0)} \quad (4.5.6)$$

$Pb = 1 \text{ ata}$  として、高圧貯槽圧力  $Po$  と  $C_{D0}$  との関係を計算してみると、Fig. 4.5.1 が得られる。これによれば、ごく低圧を除いて  $C_{D0} > 1.0$  であり、蒸気発生遅れがある場合には、1.0以上の  $C_D$  が実現し得ることを示している。また、本図により、口径  $25 \text{ mm}\phi$  のオリフィスで  $C$  が約 1.5 に達した事の妥当性が認められる。

なお、本図は、 $x_0 = 0$  近傍における  $C_D$  の最大値を示すものであって、わずかでも蒸気が混入していれば、蒸気発生遅れが生じにくくなり、かえって前項で述べた蒸気相の過冷却現象を生ずるようになり、 $C_D$  の値は小さくなるものと考えられる。

Fig. 4.5.0 によれば、 $Po > 20 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$  では、 $C_{D0}$  は  $Po$  に対してわずかながら単調減少的になって居る。先に述べたように、 $Po$  が下るほど、 $C_D$  の測定値がバラツキの上限に近づく傾向が認められるが、その原因の1つに、この  $C_{D0}$  の単調減少特性があると考えられる。

### (3) RELAP-2, 3 コード解析結果との比較

4.1 で紹介したように、RELAP-2 および RELAP-3 コードによる実験解析の結果、薄刃オリフィスの二相流出係数  $C_D$  の推奨値として、Table. 4.1 および Table. 4.2 が得られている。これらの表の値と Fig. 4.4.6 のそれとは、以下に述べるように、物理的意味の上ではっきりした相異がある。すなわち、前者を「コードによる選定値」、後者を「実測値」と呼べば、

a コードによる選定値は、放出過程全体の時間平均値であるのに対して、実測値は、時々刻々の瞬時値である。たとえば、Fig. 4.2.9 と 4.4.6 とは、共にクオリティと流出係数との関係を表すが、前者は時間平均のクオリティと時間平均の流出係数との関係を表すのに対して、後者は瞬時値同志の比較を表す。  
 b コードによる選定値は、圧力容器の圧力、残存流体量、ボイド率分布等の時間変化の影響を直接に受けて居り、流出係数というよりは、むしろ、使用計算コードの、これらの量に対する総合的な修正係数の意味を持つのに対して、実測値は、あくまでも破断口自体の局所的な流動特性を表して居り、圧力容器側の状態は、単なる実験パラメータの意味しか持たない。

このように、コードによる選定値と実測値とでは、物理的意味がはっきりと異なるにもかかわらず、両者を比較してみると、きわめて興味深い。

まず、Table. 4.1, Table. 4.2 の中の下部放出に対する  $C$  の値は、主として水放出過程における圧力および流体温度の時間変化曲線に適合するように選定されたものであり、クオリティ範囲からみると、Fig. 4.4.6 の  $x_0 \approx 0$  の領域にはほぼ対応する。ところで、実際の放出過程では、Fig. 4.4.2 の例でもわかるように、時間とともに高圧貯槽クオリティ  $x_0$  が変化しているから、Table. 4.1, Table. 4.2 の数値は、Fig. 4.4.6 の  $x_0 \approx 0$  の領域の平均的  $C_D$  に相当する訳である。この事に留意して両者を比較検討すれば、数値的に大略一致するだけでなく、オリフィス口径が大きいほど  $C_D$  が小さくなる点でも、また  $25 \text{ mm}\phi$  オリフィスで  $C_D$  が 1.0 をこえた点でも、よく合致している。

圧力の影響については、Table. 4.1, Table. 4.2 は初期圧力に対して記してあり、Fig. 4.4.6 は時々刻々の高圧貯槽圧力に対応する値なので、直接に比較することはできないが、Table. 4.1, Table. 4.2 で初期圧力が  $40 \text{ kg/cm}^2 G$  の場合に大巾に  $C_D$  が増加している事実を、Fig. 4.5.1 の  $20 \text{ kg/cm}^2 G$  以上の圧力領域での単調減少特性だけでは、定量的に説明できない。一般に初期圧力が

低いほど、水放出過程における平均的クオリティが低い方にずれる傾向があるから、おそらくこれの影響で、 $40 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$ からの放出では、 $C_D$ の最適値が大きくなつたのであろう。

なお、下部放出でも、蒸気放出過程になれば、Fig. 4.4.6 からわかるように、 $C_D$ が小さくなるから、水放出過程での $C_D$ の最適値をそのまま使用すれば、圧力降下速度を過大に評価してしまうことになる。4.1で紹介した下部放出の各計算例を詳細に検討すれば、ほとんどの例についてこの傾向が確認できる。

つぎに、Table. 4.1, Table. 4.2 の上部放出の $C_D$ は、Fig. 4.4.6 の $x_0 \neq 0$  の領域にはほぼ対応するが、この場合も、数値的に両者が大略一致しているだけでなく、 $C_D$ がオリフィス口径だけで決まり、圧力の影響をほとんど受けないこと、オリフィス口径が大きいほど $C_D$ が小さくなることでも、よく合致している。ただ、Table. 4.2 では、圧力容器の領域分割数による気泡離脱モデルの違いにもとづく $C_D$ 選定値の不一致が目立つて居り、コードによる選定値が、一次系内熱、流動計算の総合的修正係数であることを示している。

なお、Fig. 4.4.6 でパラメータとして入っているオリフィス口径 $D$ が、Fig. 4.2.9 では入っていないが、実は Fig. 4.2.9 では、各プロット点毎に $D$ が違つてゐるのである、したがつて $D$ の影響が潜在的に含まれてゐることになる。これに対して Fig. 4.4.6 は、直接 (4.4.3) 式の形に表現されているため、 $D$ がパラメータとして顯在的に入つてゐるのである。

さて、以上述べて來たように、4.1で紹介した $C_D$ の値と、Fig. 4.4.6 のそれとは密接に対応しているとはいへ、物理的意味の明瞭さにおいては大きな差がある。たとえば、 $C_D$ が 1.0 にならない理由なども、Fig. 4.4.6 にもとづくならば、先に試みたように、ある程度の推定が可能であるが、4.1 の結果だけからでは詳しい推定が困難である。また、適用の一般性についても、4.1 の結果は、ROSA - I 試験装置固有の諸特性の影響を受けてゐるので、実用炉にそのまま適用できるかどうかは、圧力容器内の二相流動挙動が正しく計算されていることが確認されるまでは不明であり、たとえ ROSA - I 試験装置そのものについてであつても、たとえば上下 2 ケ所から同時に放出される場合に、相互に干渉が生じないかどうか疑問が残る。しかし、Fig. 4.4.6 の結果は、破断口が薄刃オリフィスと見なし得るかぎり、圧力容器側の形状、寸法、配置等に無関係に適用することが可能である。

以上の比較は、4.1で紹介した実験解析が、計算コードを使用した試行錯誤法を採用しているところから生じたものであり、LOFT<sup>(2)</sup>や BMI<sup>(10)</sup>の結果についても、全く同様のことといえる。とはいへ、Table. 4.1, Table. 4.2 と Fig. 4.4.6 とが、基本的には一一致したこととは、それらの算出根拠となつた圧力容器内の二相流動挙動の解析が、大筋において妥当であったことを裏書きするものであつて、ブローダウン時の一次系内の二相流動挙動の、解析コードによる妥当な推定の可能性を示唆しているものと考えることができる。

#### 4.4 未飽和減圧の解析

加圧水型原子炉の一次冷却系破断時には一次冷却水の圧力が急激に降下することが知られている。その降下の最大巾は実用炉の運転圧力約 $160 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$ とその運転時の冷却水の圧力容器入口温度に相当する飽和圧力約 $80 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$ までの約 $80 \text{ kg/cm}^2$ で、破断孔の大きさによって数十～数百 m sec の間に圧力振動を伴いつつ降下する。このような急激な圧力振動によつて一次冷却系を構成する機器や炉心、すなわち循環ポンプ、蒸気発生器、コアバレル、燃料要素等に大きな衝撃力が加わり、もしこれによってこれら各要素の健全性が損われるような場合は以後の飽和減圧過程や再冠水過程に重

大な影響をおよぼすことが考えられる。

このような一次冷却系破断事故時の未飽和減圧過程を解析するために BAM<sup>(29)</sup>, BURST<sup>(30)</sup>, WHAM<sup>(31)</sup>, BLODWN - 2<sup>(32)</sup>等の計算コードが開発された。これらの計算コードは種々の実験データとの比較, その多用途性, 使い易さ, 計算時間に関して検討している。BAM<sup>(29)</sup> ( Blowdown Approximation Method ) は微小圧力振動が管内を伝播する時の圧力振動の伝達, 反射法則によって断面積が急変する部分を含む単一管内の圧力変化を計算している。したがって BAM は圧力以外, すなわち流速, 圧力波伝播速度, 密度等の変化については計算できない。また単一管内についてしか適用できないのでこれによって実用炉の計算を行なうことは出来ない。BURST<sup>(30)</sup> ( Blowdown Under a Rapid Sonic Transient ) は連続, 運動, およびエネルギーの三基礎方程式を差分化して流体の圧力, 流速, 密度, 音速等を計算するもので二相流領域の計算も可能である。しかし単一管系にしか適用できない, 計算時間が長いことなどの欠点がある。WHAM<sup>(31)</sup> ( Water HAM mer ) は圧縮水の満たされた多岐管路中の圧力波伝播を計算する目的で開発された。流体に関する連続, 運動の二基礎方程式を The method of superposition で解いている。したがって流体の熱力学的考慮はしておらず高温・高圧水中の圧力波伝播解析には適当でない。しかし WHAM は閉鎖端, 開放端等の端末条件や弁, オリフィス急拡大, 縮小等の障害物について考慮しているので参考となる。BLODWN - 2<sup>(32)</sup>は連続, 運動, およびエネルギーの三基礎方程式を特性曲線法で解くことにより未飽和減圧時の流体の状態を計算する。BLODWN - 2 は未飽和減圧過程のみならず飽和減圧過程の計算もできる。しかしこれは Westinghouse 社で開発されたものでその詳細な情報は入手できない。

ここでは ROSA 計画の一つとして開発した未飽和減圧時の一次冷却系内の流体の圧力, 流速, 温度, 音速, 密度の変化過程を計算するコード DEPCO - SINGLE について述べる。

#### 4.4.1 基礎方程式

PWR 一次冷却系内の圧縮性高温高圧水の未飽和減圧の解析で下記の(1)～(6)に示す仮定をした。

- (1) 空間 1 次元座標系の採用。
- (2) 流体の流動損失および流体への熱の出入りは考慮しない。
- (3) 流路断面積が漸変化する部分はない。
- (4) 流路壁の弾性効果は無視する。
- (5) 流体は熱力学的に等エントロピ過程に従う。
- (6) 蒸気, 水の二相状態では均一分布モデルを採用する。

仮定(1)～(4)により高温高圧圧縮水に関する連続・運動・エネルギー保存方程式はそれぞれ (4.57), (4.58), (4.59) 式となる。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u)}{\partial x} = 0 \quad (4.57)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} = 0 \quad (4.58)$$

$$\frac{\partial (C_v \cdot \theta)}{\partial t} + u \frac{\partial (C_v \cdot \theta)}{\partial x} + \frac{p}{\rho} \cdot \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (4.59)$$

ここで連続およびエネルギーに関する方程式(4.57), (4.58)はいくつかの熱力学の基本関係式と共に(4.60)式となる。<sup>33)</sup>

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{\rho c^2} \left( \frac{\partial p}{\partial t} + u \frac{\partial p}{\partial x} \right) = 0 \quad (4.60)$$

したがって解くべき式は(4.58), (4.60)式となり, これは良く知られたように双曲型偏微分方程式でその解は特性曲線法により特性曲線の方程式(4.61)および特性方程式(4.62)となる。

$$\left( \frac{dx}{dt} \right)_{I \text{ II}} = u \pm c \quad (4.61)$$

$$\rho c (du)_{I \text{ II}} \pm (dp)_{I \text{ II}} = 0 \quad (4.62)$$

(4.61), (4.62)式で添字I, IIはそれぞれ正および負の特性方向を示す。

#### 4.4.2 物性値

特性方程式(4.62)によって流体圧力と流速を計算するため流体の密度と音速の値が必要となる。WHAMコードではこれらの値は一定としているがここでは仮定(5)に述べたように減圧過程が等エントロピ変化によるものとしてその値の変化を考慮した。すなわち圧縮水については未飽和減圧開始直前における流体の初期エントロピ  $S_0$  が一定に保たれつつ減圧が進行する, さらに蒸気-水の二相流混合状態では仮定(6)により均一分布モデルであるから(4.63)式により蒸気クオリティ  $x$  を求め(4.64)式により密度  $\rho_m$  を求める。

$$S = x \cdot S_s + (1-x) \cdot S_w \quad (4.63)$$

$$\rho = \alpha \cdot \rho_s + (1-\alpha) \cdot \rho_w \quad (4.64)$$

また蒸気-水の均一混合系中の音速  $C_m$  は A. Mallock の式<sup>34)</sup> (4.65), (4.66)によって求めた。

$$C_m^2 = \frac{K_m}{\rho_m} \quad (4.65)$$

$$\frac{1}{K_m} = \frac{1-\alpha}{K_w} + \frac{\alpha}{K_s}$$

$$\frac{x}{1-x} \frac{1-\alpha}{\alpha} \frac{\rho_w}{\rho_s} = 1 \quad (4.66)$$

(4.63)～(4.66)式で添字sは飽和蒸気状態を, wは飽和水状態を示し, Kは体積弾性率,  $\alpha$ はボイド率を示す。

#### 4.4.3 数値解法と境界条件

計算コード DEPCO-SINGLE は單一管内に於ける未飽和減圧過程の計算のため作成されたもので, 管の一端は閉鎖とし他端は薄刃オリフィスの付いた開放端とした。さらにこの両端の間の管断面積の変化も考慮し, その変化はステップ状に変化するものとする。

## (1) 差分方程式

特性曲線の方程式 (4.6.1) と特性方程式 (4.6.2) は、ある時刻  $t = T$  における  $p$ ,  $u$ ,  $\rho$ ,  $c$  が初期条件あるいはこれより先の計算で決められておりこのとき微小時刻後  $t = T + \Delta t$  における  $p$ ,  $u$ ,  $\rho$ ,  $c$  を求めることにある。Fig. 4.5.2 のように点 P を時刻  $t = T + \Delta t$  上の点、A, B, C を時刻  $t = T$  上の P 点に接近する三点とする P 点を通る特性曲線 I, II は ABC 上のそれ R, S 点で交わる。すなわち特性曲線の方向は近似的に (4.6.7) 式で与えられるので点 R, S の x 座標は (4.6.8) 式より求まる。

$$\left. \begin{aligned} C_B^I &= u_B + C_B \\ C_B^{II} &= u_B - C_B \end{aligned} \right\} \quad (4.6.7)$$

$$\left. \begin{aligned} t_p - t_R &= (x_p - x_R) / C_B^I \\ t_p - t_S &= (x_p - x_S) / C_B^{II} \end{aligned} \right\} \quad (4.6.8)$$

$u_R \cdot u_s \cdot p_R \cdot p_s$  は内そう式によって (4.6.9) 式のように求まるので求めるべき  $u_p \cdot p_p$  は特性方程式 (4.6.2) より (4.7.0) 式を解くことで得られる。ただし  $\beta^{I,II} = C_B^{I,II} (\Delta t / \Delta x)$

$$\left. \begin{aligned} u_R &= u_B (1 - \beta^I) + u_A^I \\ p_R &= p_B (1 - \beta^I) + p_A^I \\ u_S &= u_B (1 - \beta^{II}) + u_C^{II} \\ p_S &= p_B (1 - \beta^{II}) + p_C^{II} \end{aligned} \right\} \quad (4.6.9)$$

$$\left. \begin{aligned} (\rho c)_B (u_p - u_R) + (p_p - p_R) &= 0 \\ (\rho c)_B (u_p - u_S) - (p_p - p_S) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (4.7.0)$$

このようにして求めるべき  $p_p$  が決まると  $\rho_p$ ,  $c_p$  は「4.4.2」で述べたようにして求まる。

## (2) 異断面積管の接合点

P 点で管の断面積が急変するときは特性方程式にこの点における流体の連続条件を考慮することにより特性値が求まる。

$$\begin{aligned} (\rho c)_B (u_{PL} - u_R) + (p_p - p_R) &= 0 \\ (\rho c)_B (u_{PL} - u_S) + (p_p - p_S) &= 0 \end{aligned} \quad (4.7.1)$$

$$A_L \rho_L u_{PL} = A_R \rho_R u_{PR} \quad (4.7.2)$$

ここで  $u_{PL}$ ,  $u_{PR}$  と  $A_L$ ,  $A_R$  はそれぞれ P 点左右の流速と管断面積を示す。

## (3) 閉鎖端

閉鎖端では常に流速 0 であるので特性値は (4.7.3) 式によって計算される。

$$(\rho c)_B (u_p - u_R) + (p_p - p_R) = 0 \quad (4.73)$$

$$u_p = 0$$

## (4) 破断端

破断端での流体の圧力あるいは流速の適正な予測は未飽和減圧に関する計算結果に大きな影響を及ぼすにもかかわらずこれまでの計算コードでは充分な検討がなされていなかった。すなわちこれまでの計算コードでは単に破断端における圧力変化曲線を与えていた。DEPCO-SINGLEでは破断端についていくつかの計算モデルを検討した。<sup>69</sup>ここではその結果得られた最適モデルについて述べる。

オリフィスを通過する流体はここで Fig. 4.5.3 に示すように圧力降下を生ずる。したがってこのときオリフィス下流側の圧力を流体の飽和圧力  $P_{sat}$  と仮定するとオリフィス直上流の特性値である圧力と流速は特性方程式とオリフィスに於ける圧力降下を求める式より (4.74) 式のように求まる。

$$(\rho c) \{ u (1, T + \Delta T) - u_x \} - \{ P_{sat} + \Delta P - P_x \} = 0 \quad (4.74)$$

$$\Delta P = \zeta \frac{\rho}{2} u^2 (1, T + \Delta T)$$

(4.74) 式でオリフィスの損失係数  $\zeta$  は非定常の強い場合は定常の関係式  $\zeta_s = (\frac{1}{\lambda} - 1) (\frac{2.75}{\lambda} - 1.56)$

を適用できず J. W. Daily<sup>69</sup> らの非定常損失係数を用いる。すなわち Daily らによれば

$$\zeta = \zeta_s + (C_1 + C_2) \frac{2 a V}{u^2 A} \quad (4.75)$$

ここで  $c_1$  : Inertial Coefficient .  $c_2$  : Measure of deviations of boundary resistance and flux momentum due to unsteadiness .

$a$  : Acceleration of fluid .  $V$  : Liquid Volume within Control surface .

$A$  : Conduit Cross Sectional area .

$c_1 + c_2$  はオリフィス開口比  $\lambda$  により決まりここでは Daily の実験データの近似式

$$(c_1 + c_2) = 2.625 \lambda^2 + 9.2 \lambda - 6.986$$

## 4.4.3 試験データと計算結果の比較

ROSA-I 試験では「3.3 未飽和減圧」で述べたように 4 回の未飽和放出試験を行なった (Table. 3.1)。計算は圧力容器をメッシュ巾  $\Delta x = 2 \text{ cm}$  とし行ない, PQ-1, PQ-2, および PQ-3 の減圧経過を出力した。その試験データと比較したものを Fig. 4.5.4 ~ Fig. 4.6.5 に示す。図では破線が試験データを示す。

図にみるように試験データは計算値に比べ全体としてなめらかに圧力が降下しているがこれは計算が 1 次元であるため圧力容器上下端の半球部の影響を考慮できることおよび圧力損失に関して放出ノズルと圧力容器接合点の断面積変化部に対して、定常関係式で行なったためと考えられる。試験 1000, 1001 では初期圧力降下時に計算値の圧力の谷がみられるが、試験データではほとんど現われていないがこれは、圧力容器と放出ノズル部が実際はある大きさで、接合していることに関係あるものと思われる。しかし高圧・大口径の放出 1002, 1003 番ではこの圧力の谷が両者比較的良く一致している。特にオリフィスの大きい場合は試験 1002, 1003 にみるように圧力のアンダーシュートがみられ

るが、計算コードではこのアンダーシュートの影響を考慮していないため試験データと計算値のずれが大きい。したがって計算コードで(4.74)式における  $P = P_{sat}$  (一定) の代りに  $P = P(t)$  としてオリフィス下流圧力を与えればよいがこの圧力アンダーシュートの大きさとその時間に関係する因子が不明のため現状では計算上考慮することができない。

#### 4.5 燃料温度挙動の解析

ROSA - I 試験における燃料温度の挙動の測定結果については、3.4で詳しく述べた。しかし、そのデータ数は少なく、データの質についても必ずしも満足されるものではない。したがって、これらのデータから定量的な結論を得ることは困難であるが、定性的には、プローダウン中の炉心伝熱の諸相について、多くの知見をひき出すことができる。本節では、まず ROSA - I 試験で得られたデータの解釈を行ない、次にそれを実炉にあてはめて、若干の考察を試みる。

##### 4.5.1 ROSA - I 試験データの解釈

ROSA - I 試験では、3.4.1で述べたように、ダウンカマーと下部プレナムとがシール・リングで水封されて居り、かつ放出に先立って加熱器系統の締切り弁 RCV - 2, 3 を閉じ、さらに放出と同時に強制循環回路の逆上弁が閉じるから、プローダウン過程においては、下部プレナムおよび炉心部が溜りを形成する。したがって、試験条件としては、放出前の圧力容器内の流体の状態に飽和との区別があり、放出位置に上部放出と下部放出との区別があるが、これらは単に放出時の流体量や、減圧速度の違いを生ずるだけであって、炉心部の熱・流動的变化を本質的に考えるものではない。この点を了解した上で、Fig. 3.27～Fig. 3.34 の ROSA - I 試験データを分析してみると、以下に記すような、いくつかの典型的な熱・流動現象が発生したことが知られる。

###### (1) 燃料棒の自由表面からの露出

601番、903番（放出開始後 75 sec 以後）、1020番のデータでは、プローダウンの途中で模擬燃料棒の加熱を停止した結果、非発熱燃料棒の各データと同様に、自由表面からの露出による、きわめてゆっくりした温度上昇が見られた。この種の温度上昇は、ROSA - I 試験ばかりでなく、電総研の放出実験<sup>(3)</sup>や、米国の LOFT - Semiscale Test<sup>(4)</sup>の報告にも散見される。

露出による温度上昇は、それまで流体温度とほぼ一致して降下して来た各測定点の温度が、T - 5 から次々と流体温度の降下曲線をはなはじめ、一定またはきわめてゆるやかに上昇することで、他の温度上昇と区別することができる。またその原因としては、燃料棒が自由表面上に露出して、蒸気だけに接触するようになり、燃料棒内の半径方向温度分布が平緩化する事や、圧力容器や内部構造物からの輻射の影響、あるいはそれらに触れて高温となった蒸気が熱媒体として作用する効果などが考えられる。

露出による温度上昇が始まる時刻は、もちろんオリフィス口径が大きいほど早くなるが、また、上部放出よりも下部放出の方が早い。これは何れも、残存水量の減少速度が大きいため、露出が早まる事による。一方、未飽和状態からの放出の方が飽和状態からの放出よりも遅く温度上昇が始まるが、これは、放出前の保有水量が大きい事と、系圧力が低いために流出流量が小さい事とで、露出が遅れる事による。

601番のデータで、放出開始後 15～25 sec に不規則な温度振動が認められたのは、おそらく、下部プレナムおよび模擬炉心内の減圧沸騰蒸気により押し上げられた自由表面が、激しく乱れた事によると推定される。

###### (2) 露出による発熱燃料棒の温度急上昇

発熱中の燃料棒の温度が、自由表面からの露出によって急激に上昇する現象は、602番の各測定点

で認められた。601番のように、燃料棒が単に露出した場合と違って、露出後きわめて急激な温度上昇が起っているのが特徴である。

601番と602番とでは、燃料棒の発熱量以外の試験条件がほとんど同一であるにもかかわらず、詳細に比較検討してみると、T-1を除くすべての温度計測点において、602番の方が、露出による温度上昇が始まる時刻が遅いことがわかる。これは、露出が起る時点では、602番の方が、燃料要素当たりの発熱量がずっと大きいため、蒸気による自由表面の押し上げ効果が著しかったためと思われる。

次に、T-1の温度挙動であるが、大胆な推定を行なえば以下のように考えられる。すなわち、自由表面がT-3の近くまで低下して来て、T-1における位置水頭が非常に小さくなつた時に、T-1附近で発生した蒸気塊が、急激に生長して、その上部にあった水を自由表面より上に吹き上げてしまった。このため、T-1は大蒸気塊に覆われて温度が急上昇したが、一方、T-2、3は吹き上げられた二相流により強い冷却を受けて、かえって温度が低下した。次の瞬間に、T-1は、下部プレナムから押し上げられて来た二相流によって一時的に急冷されるが、一方、T-2、3では、二相流の一時的な吹き上げが終つて、本格的に蒸気に覆われて温度が急上昇する。以上は模擬燃料棒が自由表面上に露出する過程における一過的な現象であつて、その後は、下部プレナムからの二相流が、発熱燃料棒による発生蒸気に押しのけられて、非発熱燃料棒の流路領域を流れるようになり、流管の中で逆錐形の自由表面が形成される。その結果、T-1が自由表面上に露出して、再び温度の急上昇をひきおこす。これらの一連の現象は、あくまでも単なる仮説にすぎないが、いずれにせよ、T-1の温度挙動が、流管によって比較的せまい流路に限られているBWR型燃料集合体個別の流路形状に関して居ることは、おそらく確実であろう。

### (3) 蒸気の吹きぬけによる発熱燃料棒の温度急上昇

602番のT-1で起きたような現象は、条件さえととのえば、炉心上端附近でも発生する。この場合も、自由表面からの露出の1つの過程とみなすこともできるが、形態上からいえば、蒸気の吹きぬけといった方がよい。この典型的な例は、903番の放出開始後26～31secの間で見られる。すなわち、75sec以後の本来の自由表面からの露出が始まつて早い時期に、炉心部で発生した蒸気が自由表面上に吹きぬけることによつて、燃料棒の上端附近が蒸気中に露出し、温度の急上昇をひきおこしたものと解釈される。

本例で、蒸気流が自由表面上に吹きぬけたらしいことは、Fig. 4.6.6に示した、圧力容器の上下端差圧のデータからも推定できる。すなわち、下部プレナムおよび炉心部で発生した蒸気による自由表面の押し上げ効果を無視すれば、放出開始後9secには、T-5の位置まで自由表面が下つて来ている筈であり、実際に75secまでT-5が露出しないのは、押し上げ効果が著しいことを示すものではあるが、燃料棒の温度急上昇が生ずる26sec頃には、上部プレナムに存在する水の重量はごくわずかであったに違いないものと思われる。

このように、上部プレナムに存在する水の重量が十分に小さくなることは、蒸気の吹きぬけが起る必要条件ではあるが、必ずしも十分条件ではないことは、602番ではこのような吹きぬけが起らなかつたことからも想像できる。903番は、602番と違って上部放出であり、残存水量の減少が遅い割合に、減圧速度が速いことが、蒸気の吹きぬけを生じた理由の1つであろう。

Fig. 3.2.9で、T-5より幾分早くT-4が温度上昇を開始しているのは、602番で、T-2、3よりもT-1が先に温度上昇を起しているのと関連して興味深い。また、T-5よりT-4の方が温度上昇速度が遅いのは、下方から飛んで来るミストによる冷却が若干効いているものと思われる。

## (4) 流れの静止による発熱燃料棒の温度急上昇

1022番は、903番と違って、未飽和状態からの放出であるため、放出前には自由表面は加圧器内にあって、圧力容器は満水になっている。このような、初期保有水量が大きい場合の上部放出例では、炉心部が自由表面上に露出する時刻はずっと遅くなる。しかし、下部プレナムで減圧沸騰が始まるまでは、炉心部に流入する冷却水流量がゼロであるので、炉心部の熱的条件はきびしく、本例のT-1に見られるように、急激な温度上昇が生起することもあり得るものと考えられる。

この場合、下部プレナムからの冷却水の流入が始まらない限り、炉心下端部では水がなくなるまで蒸気発生が進行し得るが、炉心より上方の部分は、下方で発生した蒸気により押し上げられた二相流による冷却を受けるので、それほど過酷な状態にはならない。すなわち、このような流動状態の下では、炉心有効発熱部の下端附近が、もっとも危険になるものと考えられる。本例でT-1のみで温度の急上昇が認められたのは、そのためであろうと思われる。

本例と903番との本質的相違は、炉心（とくに下部）が蒸気で覆われる時点でも、上部プレナムにまだ大量の水が存在したことである。そのため、発生蒸気が自由表面上に吹きぬけることができなかったことである。また、903番では、初期保有水量が少ないため、減圧速度が速く、放出開始直後から下部プレナムでの減圧沸騰が起っているのに対して、本例では、初期保有水量が大きいため、約12.3 secも下部プレナムが非沸騰の状態におかれたことも違っている。なお、この12.3 secという数値については後に触れる。

このような、流れの静止による発熱燃料棒の温度急上昇が起る条件としては、BWR型燃料のように、流管によって比較的せまい流路に限られていること、流路単位容積あたりの出力密度および表面熱流束が高いこと等が挙げられる。また、このような流れの静止が起っても、必ずしも燃料棒が完全に断熱状態になる訳ではないことは、本例における温度上昇速度が、602番や903番におけるそれと比較して、かなり遅いことからも推定できる。これはおそらく、炉心下部附近でボイド率が100%には達せず、燃料棒表面にある程度のミストの飛び込みがあったためと考えられる。

系圧力が下って、下部プレナムで減圧沸騰が始まると、炉心に冷却水が流入するようになるので、燃料温度が降下する。Fig. 3.3.3の12.3 sec以後の温度降下がそれであると考えられるが、このことは、Fig. 4.6.7で、系圧力が下部プレナムの飽和圧力と一致する時刻が、Fig. 3.3.3のT-1が急降下しはじめる時刻とほぼ一致することからも容認することができる。

## (5) 上昇後の燃料温度の挙動

Fig. 3.2.9の、903番における31 sec以後のT-4、5の温度挙動を見ると、燃料温度が400°C近辺に達する以前は、比較的ゆるやかに温度が降下しているが、それ以後は、非常にすみやかに流体温度附近まで降下していることがわかる。これは、その時点に、燃料棒表面における沸騰熱伝達の状態が、膜沸騰から核沸騰に遷移したことを示すものである。

Fig. 3.3.3の1022番の例でも、T-1の温度降下曲線に、14.5 sec附近に変曲点が見出されるが、これも同様の原因にもとづくものと思われる。この時の燃料温度は500°C前後であって、903番の場合に較べて100°Cほど高いが、本例では、おそらく熱電対の装着深さにもとづく系統的誤差のために、温度がかなり高めに測定されているので、詳しいことはわからない。

## 4.5.2 ROSA-I試験データの実炉への適用

先に述べたように、ROSA-I試験では、放出開始と同時に、下部プレナムおよび炉心部が漏りとなるから、流路条件としては、BWR再循環系破断事故において、冷却材の水位がジェット・ポンプ吸

込口に達した以後の現象に近い状態が実現しているものと思われる。ただ、実際の BWR の場合は、破断発生後しばらくたってからはじめてそのような状態が実現すると想定されているのに対して、ROSA - I 試験では、放出開始と同時に、強制循環回路の逆止弁が作動して、上記の流路条件がととのってしまう点が違っている。

Fig. 4.6.8 に、実際の BWR の事故において、燃料被覆管の温度挙動を計算するために仮定している熱伝達率の時間的変化の例を示す。ROSA - I 試験において、放出開始後、燃料温度急上昇が発生するまでに有限の時間遅れが認められたことは、本図の曲線 A B が、破線に従って延長される可能性を示唆するものである。

ところで、ROSA - I 試験で、燃料温度急上昇発生までに有限の時間を要した理由としては、

- (1) 上部プレナムや炉心部の水が流出して自由表面が低下するのに時間がかかること。
- (2) 溜りの状態にある冷却水が、減圧および模擬燃料の発熱により蒸発し、あるいは発生した蒸気によって押しのけられてしまうのに時間がかかること。

の 2 つが挙げられる。発生蒸気による自由表面の押し上げ効果を考慮に入れると、(1)の役割はきわめて大きいが、1022番のように、自由表面下でも燃料温度の急上昇が起りうるすれば、(1)は一般的な効果として期待することができない。しかし、(2)は確実に期待しうるであろう。

ROSA - I 試験では、スクラム後の表面熱流束より高い熱負荷を加えているとはいえるが、燃料要素規模での水平方向および軸方向発熱分布は実炉を模擬していない。また、燃料棒の熱容量も模擬していない。したがって、上記(2)にもとづく燃料温度急上昇の時間遅れを、定量的に明らかにすることはできない。この点については、ROSA - II 計画、およびその支援研究である、プローダウン伝熱流動実験計画の中で、より詳しく解明されることを期待する。

## 4.6 急速凝縮器の検討<sup>(41)(42)</sup>

### 4.6.1 原理および目的

破断口から流出する二相流に冷却水を混合させることによって、流出二相流を完全凝縮させることができる。このとき、流出二相流自体の運動エネルギーによって冷却水を粉碎・混合する方法をとれば、二相流体と冷却水との接触面積が大きくなるので、小さな装置で大量の二相流体の凝縮が可能となる。Fig. 2.9はこのような原理による急速凝縮器の例であって、ROSA-I試験装置に設置されたものである。

いま、冷却水の流量およびエンタルピを  $W_{cw}$ ,  $h_{cw}$ 、凝縮完了後の流量およびエンタルピを  $W_T$ ,  $h_T$ 、圧力容器放出ノズル附近の蒸気および水のエンタルピを  $h_{s0}$ ,  $h_{w0}$  とし、圧力容器内二相流体、冷却水および凝縮水の運動エネルギーを無視すれば、流出流量  $W_o$  およびクオリティ  $x_o$  は、それぞれ下式で表わされる。

$$W_o = W_T - W_{cw} \quad (4.76)$$

$$x_o = \frac{h_T W_T - h_{cw} W_{cw} - h_{w0} W_o}{(h_{s0} - h_{w0}) W_o} \quad (4.77)$$

これらの式を用いれば、各時点における流出流量およびクオリティの瞬時値を実験的に求めることができる。

### 4.6.2 完全凝縮の条件

Fig. 2.9に示す急速凝縮器で凝縮が完全に行なわれるためには、以下に記す3つの条件が満足されなければならない。

#### (1) 热力学的条件

冷却水混合後の平均エンタルピが、急速凝縮器出口圧力（大気圧）における飽和水のエンタルピよりも低くなるように、十分な量の冷却水が供給されなければならない。

#### (2) 流体力学的条件

放出二相流を凝縮により減速するために必要な外力（管摩擦力または圧力上昇）が与えられなければならない。

#### (3) 伝熱的条件

二相流体から冷却水への伝熱（それぞれの相内の伝熱および凝縮伝熱）は有限の速度で行なわれるから、凝縮が完了するためには、十分な凝縮管長さがなければならない。

### 4.6.3 予備実験装置

前項のうち、とくに(3)伝熱的条件を明らかにするために、Fig. 4.6.9に示すような実験装置を用いて、予備実験を行なった。

あらかじめ流量を測定した蒸気および水は、混合器⑦で混合され、凝縮管⑧を通って凝縮水タンク⑨に排出される。混合器の構造はFig. 4.7.0に示す通りで、冷却水は、巾2mmの円周スリットから、蒸気流に直角に供給される。高速蒸気流の衝突によって、冷却水はミスト状に粉碎・混合され、混合器に直結された41.6 mmφ × 500 mm の凝縮管の中で完全凝縮される。蒸気流の衝突速度を変えるために、挿入物により混合器流路直径を24.0 mmφ, 35.0 mmφ, および41.6 mmφの3通りに変更

することができる。また、凝縮管は別に  $4.4.0 \text{ mm}\phi \times 500 \text{ mm}$  の透明な物も用意した。

測定量としては、

蒸 気：圧力、温度、流量、混合器直前の圧力振動

冷却水：圧力、温度、流量

凝縮水：温度（軸方向に 10 点）

を選んだ。圧力測定はブルドン管圧力計により、温度測定はシース外径  $0.8 \text{ mm}\phi$  の CA 热電対により、蒸気流量はオリフィス形流量計により、水流量はロータメータにより測定した。このうち温度は打点式温度記録計により記録した。蒸気の混合器直前の圧力振動、およびオリフィス形流量計の差圧は、ストレンジ式検出器を用いて検出し、ビジコーダで記録した。

#### 4.6.4 実験結果および考察

Fig. 4.7 1 に、混合器流路直径が  $4.1.6 \text{ mm}\phi$  の場合の、凝縮管内の軸方向温度分布の測定結果の一例を示す。本図は、冷却水流量が  $1.0 \text{ kg/s}$  の場合で、蒸気流量は  $170 \sim 460 \text{ kg/h}$  の間で変化している。図から明らかなように、混合器スリットノズル位置からしばらくの間は、凝縮管出口附近に較べて、一般にはやや温度が高く温度分布は複雑であり、かつ時間的にも変動が見られるが、それより下流に到ると、温度分布は一様になり、時間的にも変動がなくなる。ほぼ同じ流量条件における流動様式を Photo. 4.1 に示すが、これによれば温度分布が一様になった領域では、凝縮が完了していることがわかる。（写真で凝縮完了位置より下流側に見られる紺状ないし塊状の大気泡は、冷却水中の溶存空気が析出したものである。）

凝縮が完全に終了したと見なし得る、凝縮管出口における温度を、蒸気および冷却水流量に対してプロットしてみると、Fig. 4.7 2 が得られる。本図中の直線は、

$$h_T = \frac{W_s h_s + W_{cw} h_{cw}}{W_s + W_{cw}} \quad (4.78)$$

より計算で求めたものである。ここに、 $W_s$ 、 $h_s$  は蒸気の流量およびエンタルピ、 $W_{cw}$ 、 $h_{cw}$  は冷却水の流量およびエンタルピであり、 $h_T$  は凝縮完了後のエンタルピである。これによれば、主として蒸気流量の測定誤差のために、ややばらついているが、実測値と計算値とはよく一致している。

冷却水混合位置より、温度分布が一様になる点までの距離を、凝縮距離  $L_c$  と名づけ、冷却水混合直前の蒸気速度  $u_s$  との関係をプロットした一例を Fig. 4.7 3 および Fig. 4.7 4 に示す。これによれば凝縮距離  $L_c$  は、蒸気速度  $u_s$  の増加とともに、きわめて急激に減少することがわかる。この理由としては、蒸気速度が大になるほど冷却水が細かく粉碎・混合され、蒸気と冷却水との接触面積が増大する結果、凝縮時間がいちぢるしく短縮されることが考えられる。

いま高速蒸気の衝突により、冷却水が臨界ウェーバ数で表わされる直徑のミスト群に粉碎されるものと考え、臨界ウェーバ数の値として  $W_{ec} = 6.5$  をとれば<sup>(43)</sup>、ミスト直徑  $d$  は、

$$d = \frac{2 W_{ec} \sigma_\ell g}{r_s u_s^2} = \frac{13.0 \sigma_\ell g}{r_s u_s^2} \quad (4.79)$$

ここに、 $\sigma_\ell$  は冷却水の表面張力、 $r_s$  および  $u_s$  はそれぞれ蒸気の比重および衝突速度、また  $g$  は重力加速度を表わす。

つぎに、蒸気から冷却水への伝熱過程における熱抵抗の原因には、

## (1) ミスト表面における凝縮熱伝達による制限

## (2) ミスト内部における熱伝導による制限

の2つが考えられるが、簡単のために(1)を無視すれば、凝縮時間はミスト内の熱伝導時間と関係づけることができる。そこで、ミスト表面の温度が  $T_o$  から突然  $T_s$  に変化し、その後  $T_s$  に保持されたとき、ミストの中心の温度  $T(o, \tau)$  が、

$$\frac{T(o, \tau) - T_o}{T_s - T_o} = 0.9 \quad (4.80)$$

に達する時間  $\tau$  を (4.79) 式の  $d$  を用いて Schneider<sup>(44)</sup> のチャートより求めて、これを凝縮時間の目安にする。凝縮の過程を通じて、蒸気流は減速されて行くから、凝縮距離  $L_c^*$  の目安として、

$$L_c^* = u_s \tau \quad (4.81)$$

をとれば、

$$L_c \leq L_c^* \quad (4.82)$$

となる筈である。Fig. 4.73 および Fig. 4.74 には、 $L_c^*$  の値を実線で示してあるが、実験点は  $L_c^*$  にほぼ平行しており、かつ (4.82) 式の関係を満足していることがわかる。このことから、上述の冷却水粉碎および凝縮伝熱のモデルによって、本急速凝縮器の凝縮過程を基本的に説明できるものと考えられる。

最後に、冷却水混合直前の蒸気の圧力振動について述べる。Fig. 4.75 に一例を示すように、蒸気流速が十分に大きい場合には、振巾のごく小さい不規則な圧力振動しか検出されず、耳で聞いてもうるさくない。ただし、蒸気流速が  $1.5 \text{ m/s}$  よりも小さくなると、凝縮管内の流れが脈動的になり、Fig. 4.76 に一例を示すように振巾数  $\text{kg/cm}^2$ 、周波数  $H$  の規則的な圧力振動が観察される。これは恐らく蒸気の持つ運動エネルギーが小さいために、冷却水を細かくミスト状に粉碎することができず、また冷却水の一部が、周期的に上流に逆流すること等によるものと考えられる。

## 4.7.5 ROSA-I 放出試験

ROSA-I 装置に設置された急速凝縮器 (QCN-1) の構造および主要寸法は、Fig. 2.9 に示す通りである。そして急速凝縮器のすぐ下流側に、(4.76) 式の  $W_T$  を測定するためのベンド流量計が設置されている。なお (4.76) 式の  $W_{cw}$  は、冷却水タンク (CWT) の水位低下から求めた。

Fig. 4.77 に、ROSA-I 放出試験で得られた凝縮後の流体温度  $\theta$  と、ベンド式流量計の差圧  $A_P$  の測定結果の一例を示す。ただし、本例は放出初期圧力  $7.0 \text{ kg/cm}^2 G$ 、オリフィス口径  $7.0 \text{ mm}\phi$  の下部放出の場合である。流体温度  $\theta$  は、放出と同時に急上昇して、放出開始後  $2 \text{ sec}$  には  $108^\circ\text{C}$  に達するが、冷却水の注入により急激に下降して、 $4 \text{ sec}$  前後には  $33^\circ\text{C}$  位になり、その後  $10 \text{ sec}$  頃までは大略一定に保たれる。 $10 \text{ sec}$  以後は時間と共に下降して、約  $30 \text{ sec}$  で  $10^\circ\text{C}$  に達する。

これに対して、ベンド流量計の差圧は、放出開始直後は高速二相流の通過により  $0.45 \text{ kg/cm}^2$  まで上昇するが、冷却水の注入によって凝縮器下流側の二相流が減速されて、放出開始後  $2 \text{ sec}$  頃には逆圧になってしまふ。しかし、冷却水を混合された流れの到達により再び上昇して、 $3 \text{ sec}$  には約  $0.9 \text{ kg/cm}^2$  に達する。その後は  $4 \text{ sec}$  では約  $0.6 \text{ kg/cm}^2$ 、 $10 \text{ sec}$  では約  $0.2 \text{ kg/cm}^2$  と、徐々に下降し、 $10 \text{ sec}$  以後はやや下降速度が速くなつて、 $12.5 \text{ sec}$  では  $0$  になつてしまふ。

流体温度、ベンド流量計差圧とともに、放出開始後  $10 \text{ sec}$  頃を変曲点として、下降速度を増すのは、圧力容器内の水位が放出ノズル位置附近まで低下して、水放出過程から蒸気放出過程へと遷移するため

である。このことは、4.2で述べた圧力低下速度法によるクオリティの実測値が、10 sec 前後に急激に増大することで別に確かめてある。

さて、放出開始後4～10 sec の間、流体温度が33 °C 附近を上下するのは、あまりにも低すぎると思われる。すなわち、圧力低下速度法によるクオリティの値を用いて、凝縮終了後の流体温度を試算してみると、本例の場合70.8 °C となり、実測値の方が約38 °C も低い。

一方、常温水を用いたベンド流量計の較正結果はFig. 4.7.8に示す通りであって、圧力容器の残存水量の変化から算出した流出流量と冷却水流量との合計流量と、実測されたベンド流量計差圧との関係は、同図に併記したように、較正曲線から大巾にずれている。すなわち、ROSA-I 放出試験においては、同流量の常温水単相流に較べて、はるかに大きい差圧信号が検出された。

以上の2つを考え合せて、ROSA-I の急速凝縮器およびベンド流量計内の流れを、次のように判断した。すなわち、何らかの原因（おそらく4.7.2(2)で述べた流体力学的条件が満足されていないため）によって、急速凝縮器で凝縮が完全に行なわれず、高速の二相流状態でベンド流量計を通過したため、同流量の水単相流よりもはるかに大きい差圧信号が検出された。この高速二相流は、放出管を出たところで凝縮して大気圧の水となるが、放出管を出るまでは動圧分だけ大気圧よりも低圧（上述の例では約0.05 kg/cm<sup>2</sup> abs.）になって居り、流体温度はその圧力に対応する飽和温度（上例では33 °C）になるため、異常に低い流体温度が検出されたのである。

上述のように、ROSA-I 計画では、急速凝縮器を用いた完全凝縮法による流出流量およびクオリティの測定は失敗に終ったが、これは必ずしもこの方法が本質的に不可能であるということを意味しない。むしろ、急速凝縮器やそれより下流側の放出管の設計上の問題点が明らかになったことにより、今後の可能性が開けたといえよう。現在実施中のROSA-II 計画では、ROSA-I 計画での失敗の経験を生かして、是非ブローダウン過程における流出流量やクオリティの直接測定を成功させたいと考えている。

Table 4.1 Discharge Coefficient for the ROSA-I  
Data Used in RELAP-2 Code

| orifice<br>diam.<br>mm $\phi$<br>(% area) | Initial pressure kg/cm <sup>2</sup> |      |       |
|-------------------------------------------|-------------------------------------|------|-------|
|                                           | 4 0                                 | 7 0  | 1 0 0 |
| Bottom break                              |                                     |      |       |
| 2 5<br>(0.51)                             |                                     | 1.20 |       |
| 5 0<br>(2.04)                             |                                     | 0.80 |       |
| 7 0<br>(4.00)                             | 0.90                                | 0.70 | 0.70  |
| 1 0 0<br>(8.16)                           | 0.75                                | 0.65 | 0.65  |
| 1 2 5<br>(12.8)                           |                                     | 0.60 | 0.65  |
| Top break                                 |                                     |      |       |
| 2 5<br>(0.51)                             | 0.65                                | 0.75 |       |
| 5 0<br>(2.04)                             |                                     | 0.65 |       |
| 7 0<br>(4.00)                             | 0.60                                | 0.60 |       |

Table 4.2 Discharge Coefficient for the ROSA-I  
Data Used in RELAP-3 Code

| Orifice<br>diam.<br>mm $\phi$ | Initial pressure kg/cm <sup>2</sup>  |         |         |
|-------------------------------|--------------------------------------|---------|---------|
|                               | 4 0                                  | 7 0     | 1 0 0   |
|                               | Bottom break < 1 Vol. model >        |         |         |
| 2 5                           |                                      | 1.2 0   |         |
| 5 0                           |                                      | 0.8 0   |         |
| 7 0                           | 0.8 5                                | 0.7 3   | 0.7 3   |
| 1 0 0                         | 0.7 3                                | 0.6 3   | 0.6 3   |
| 1 2 5                         |                                      | 0.6 0   | 0.6 0   |
|                               | Top break < 1 Vol. model >           |         |         |
| 2 5                           | 0.6 0                                | 0.6 5   |         |
| 5 0                           |                                      | (0.6 0) | (0.6 0) |
| 7 0                           | (0.5 5)                              | (0.5 5) | (0.5 5) |
|                               | Top break < 2 Vol. model >           |         |         |
| 2 5                           | 0.7 5                                | 0.8 0   |         |
| 5 0                           |                                      | 0.6 5   | 0.6 5   |
| 7 0                           | 0.6 0                                | 0.6 0   | 0.6 0   |
|                               | Top break < 4 Vol. model with core > |         |         |
| 2 5                           | 0.8 0                                |         |         |
| 5 0                           | 0.6 5                                | 0.6 5   |         |

( ) indicates relatively large discrepancies with the experimental data

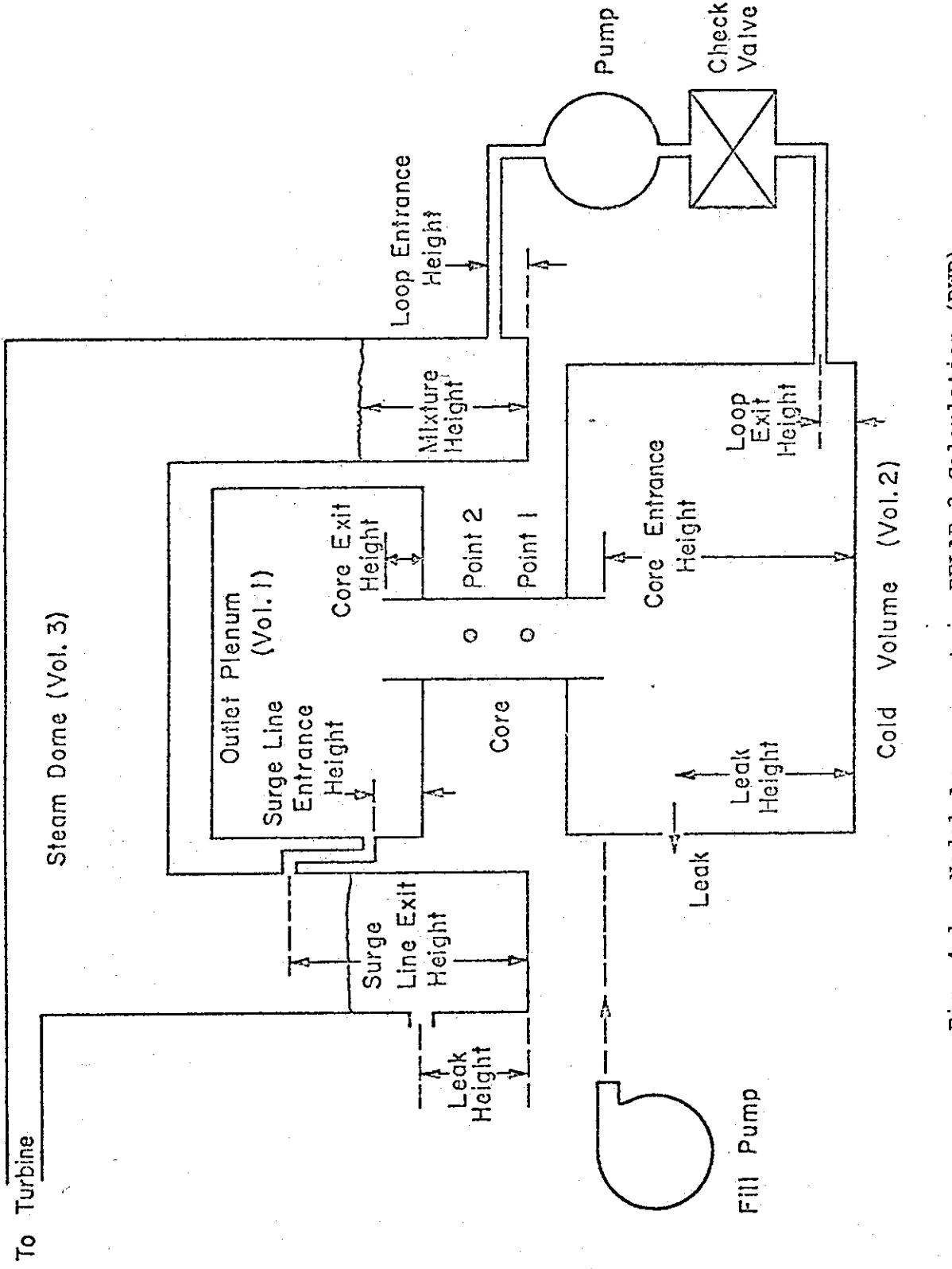


Fig. 4.1 Nodal Arrangement in RELAP-2 Calculation (BWR)

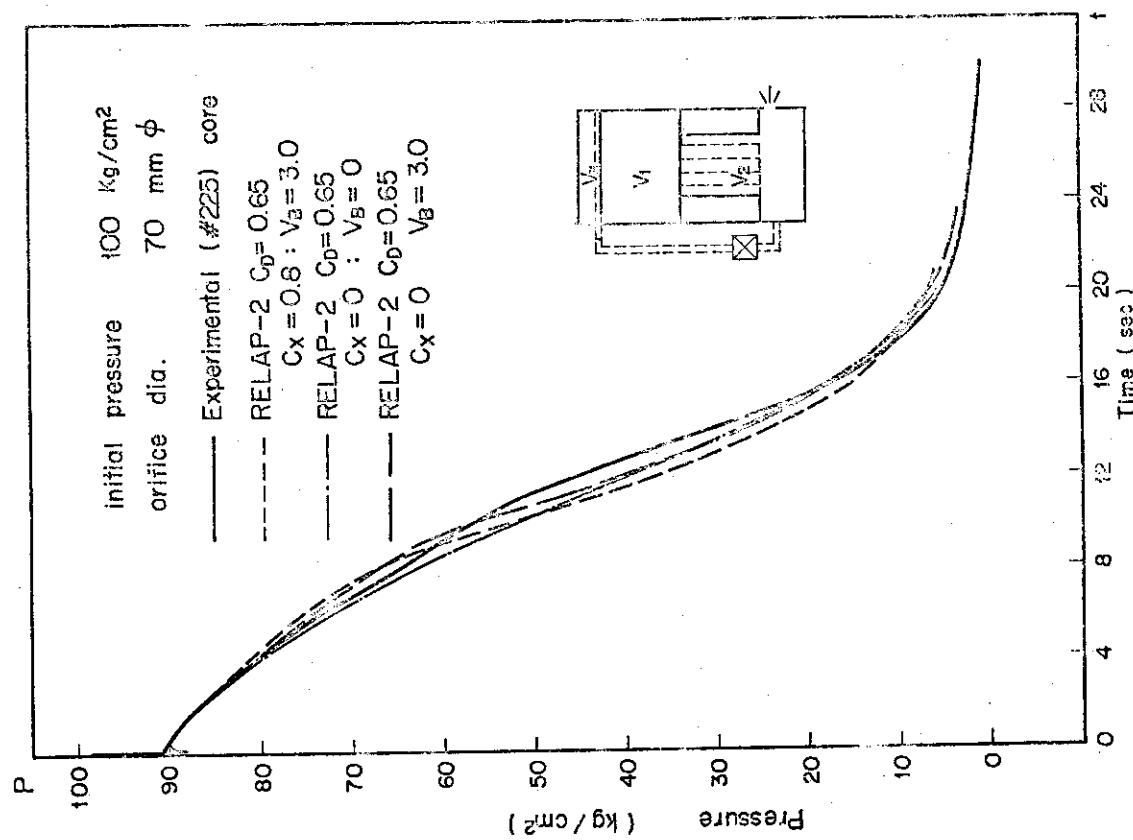
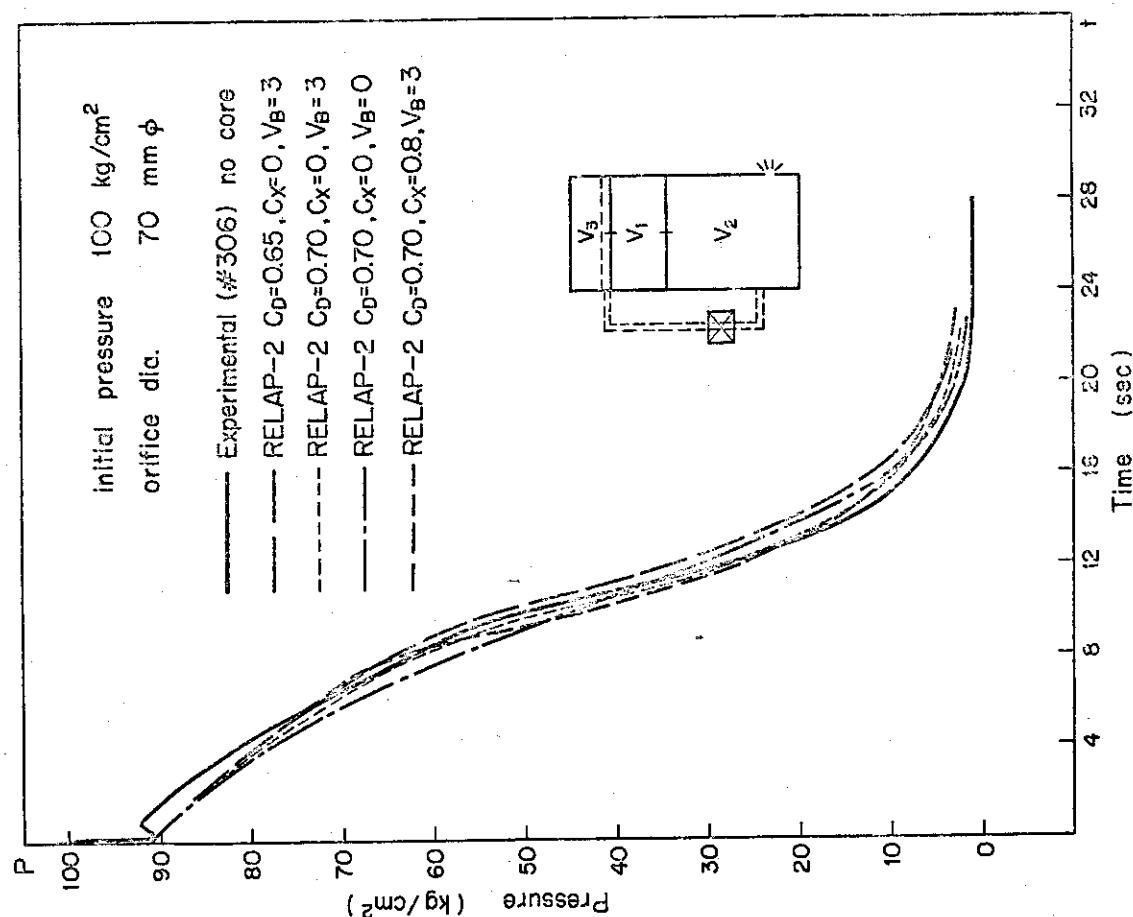


Fig. 4.2 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test with the Core

Fig. 4.3 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test without the Core

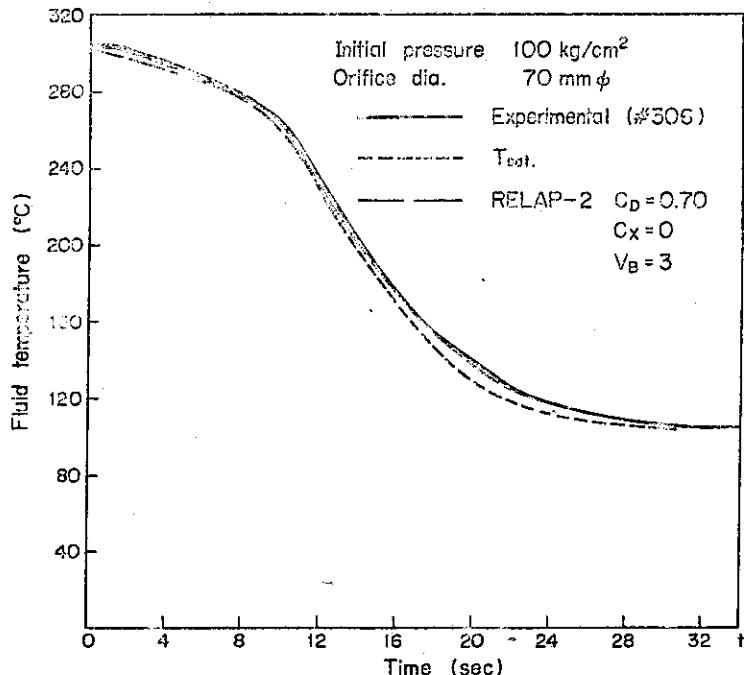


Fig. 4.4 Comparisons between the Measured and the Calculated Saturated Pressure Transients to Confirm Saturated Condition

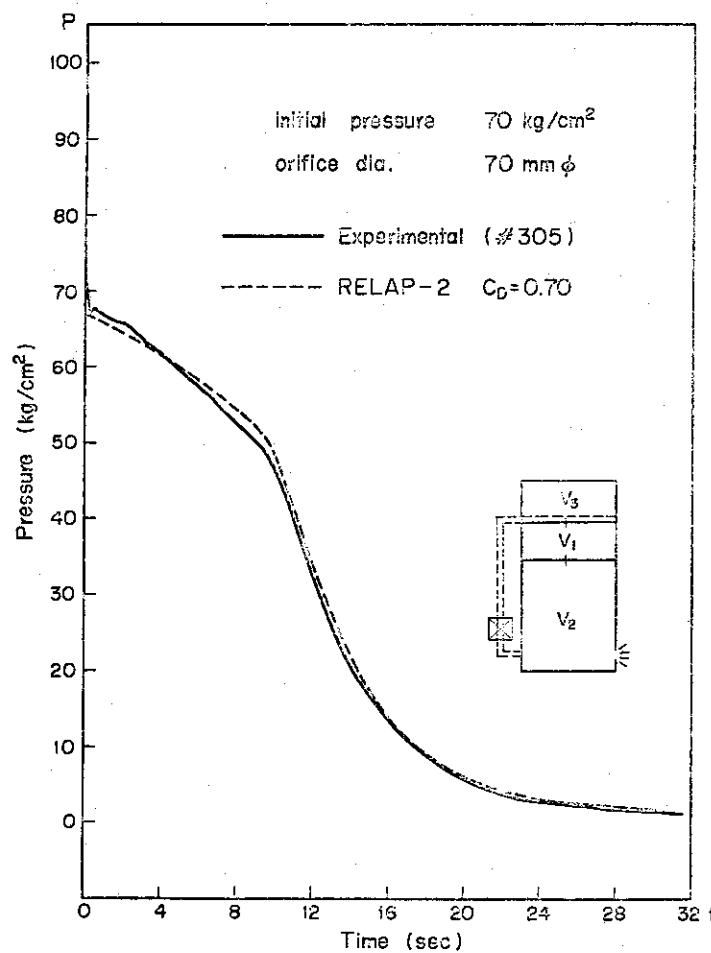


Fig. 4.5 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test With the Lower Initial Pressure

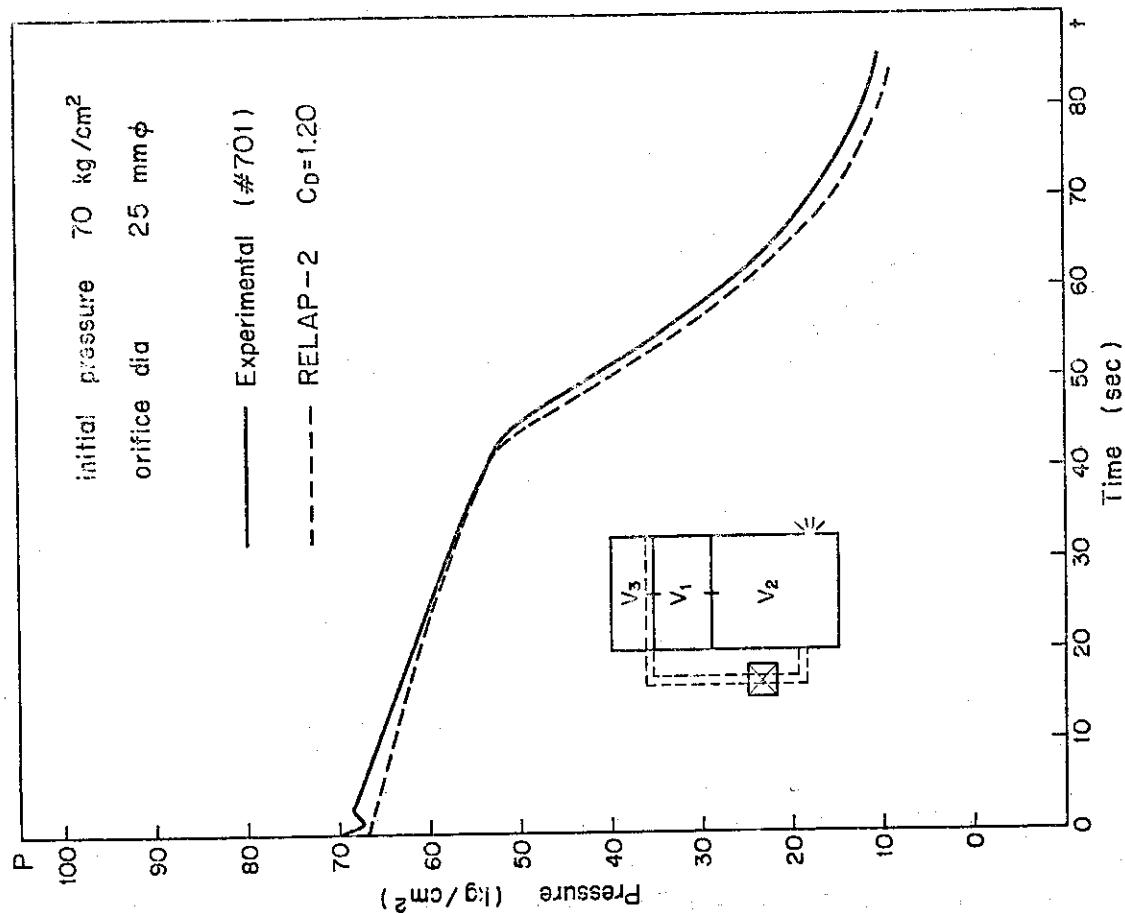
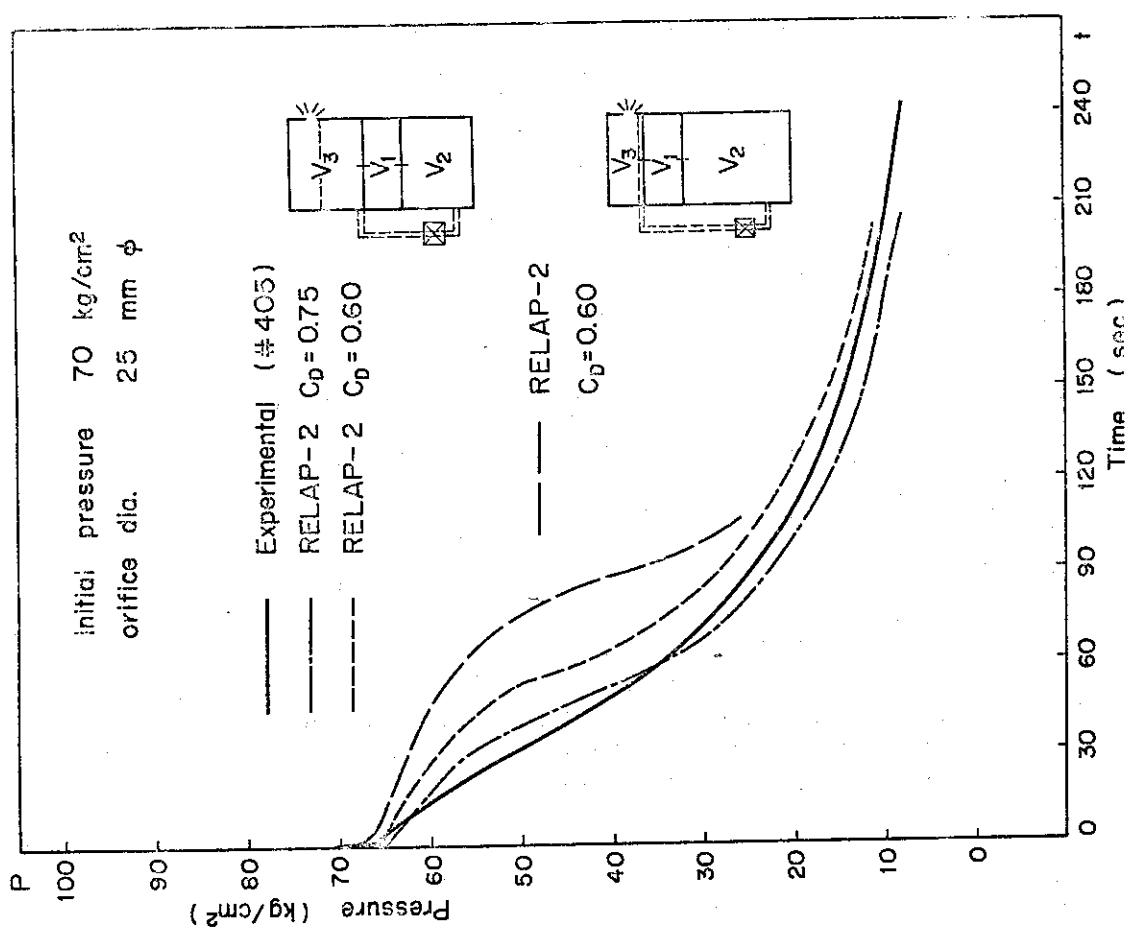


Fig. 4.6 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test with the Smaller Break Size.

Fig. 4.7 Nodal Sensitivity Study Result for the Top Blowdown

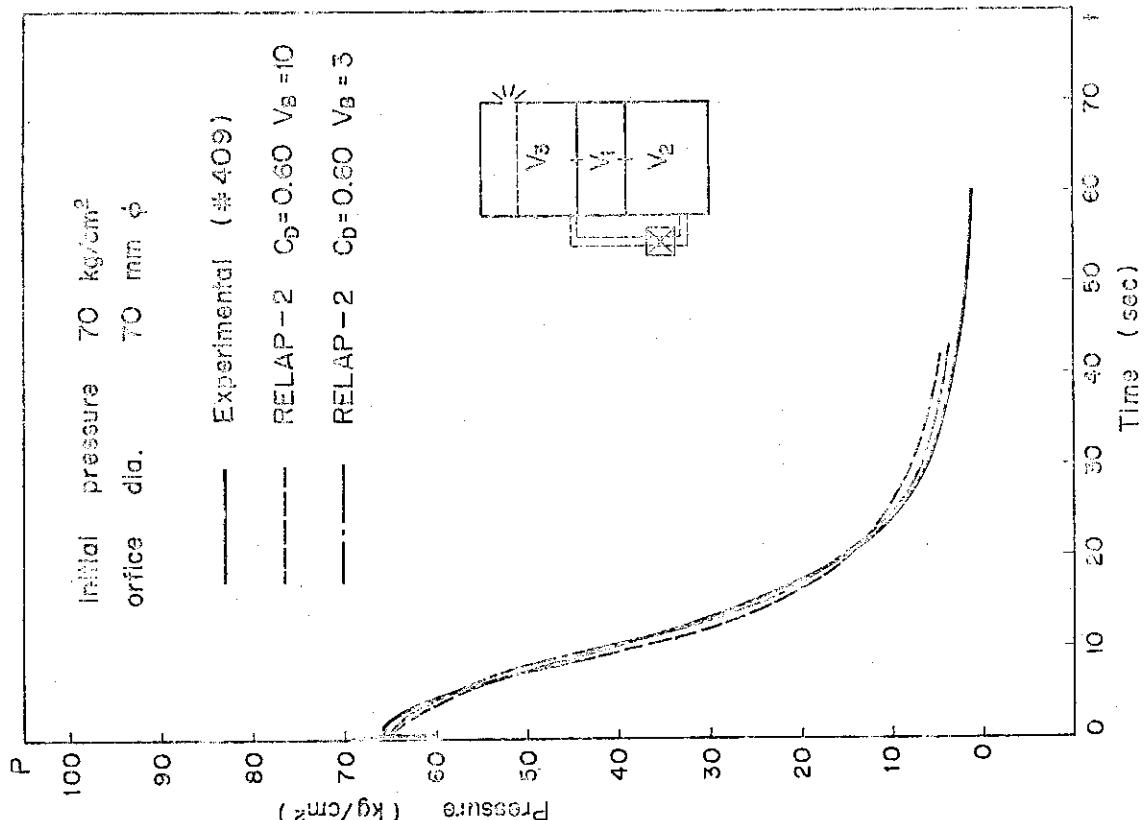
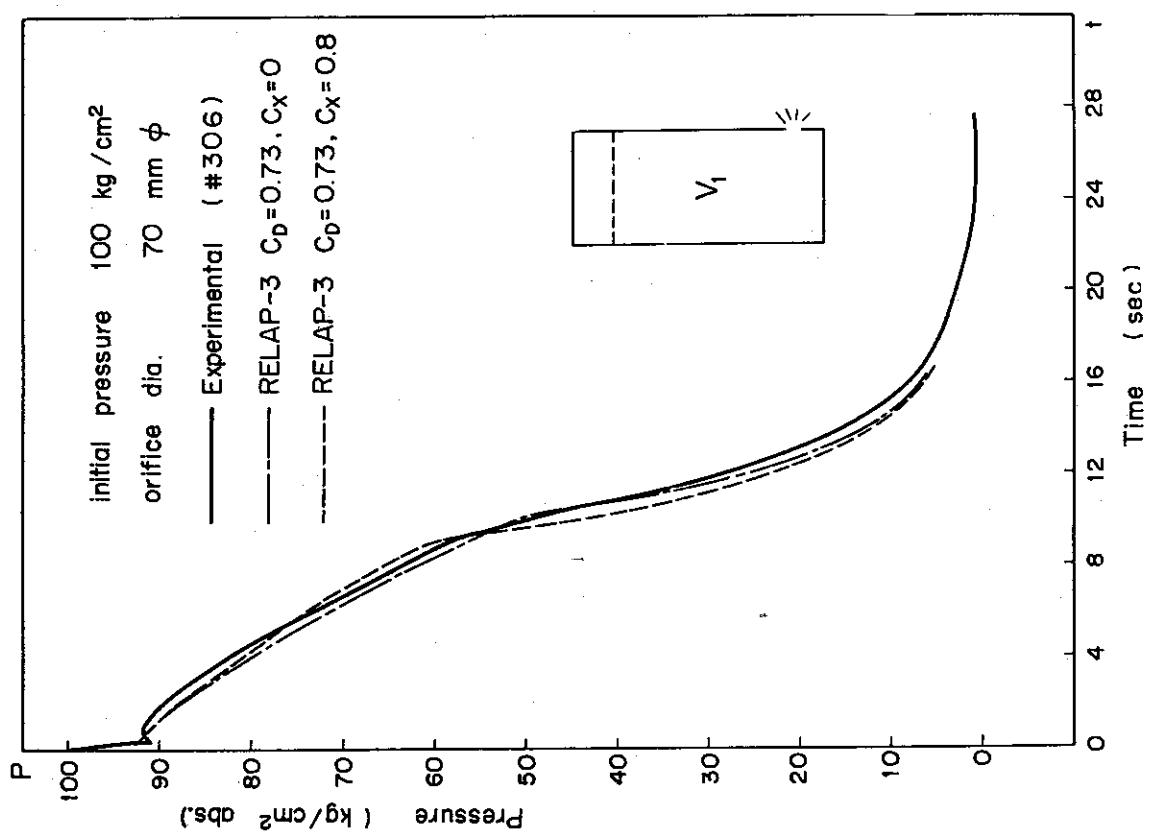


Fig. 4.8 Result of Sensitivity Study with the Varied Bubble Rise Velocity

Fig. 4.9 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Bottom Blowdown

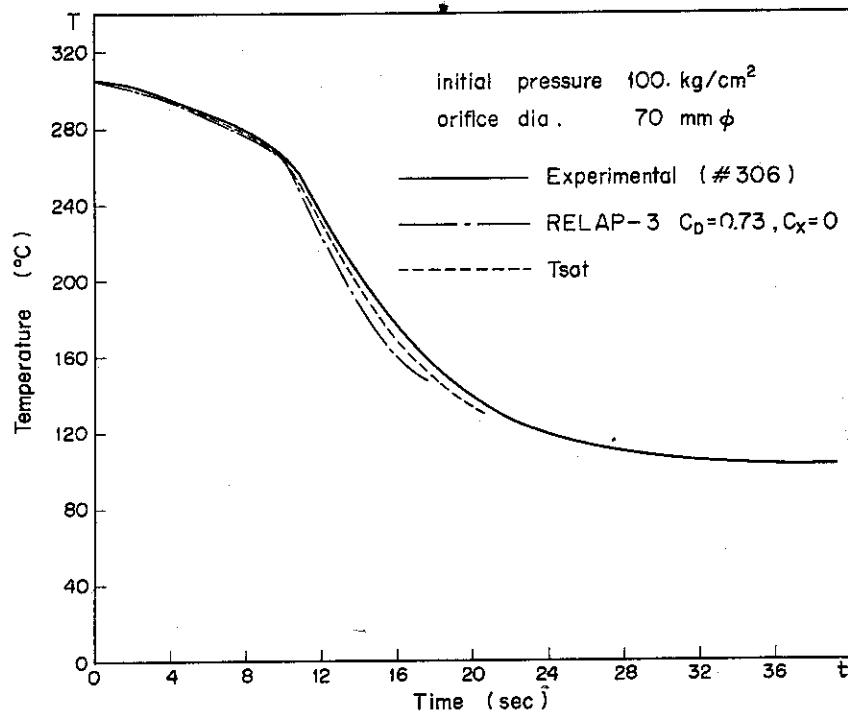


Fig. 4.10 Comparison between the Measured and the Calculated Saturated Pressure Transients to Confirm Saturated Condition

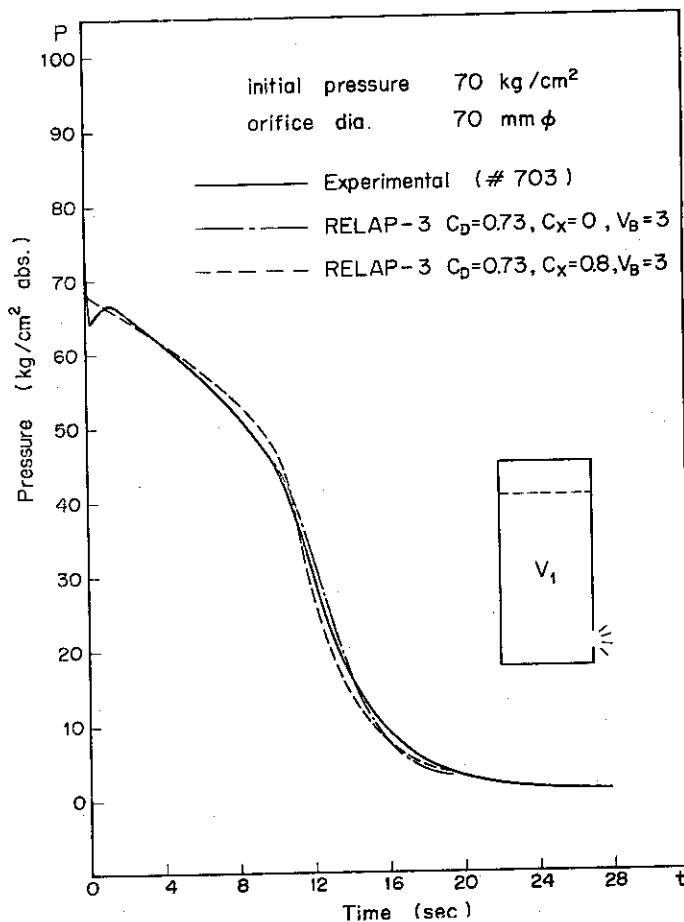


Fig. 4.11 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Test with Similar Initial Conditions to Currently Operating BWR Plants

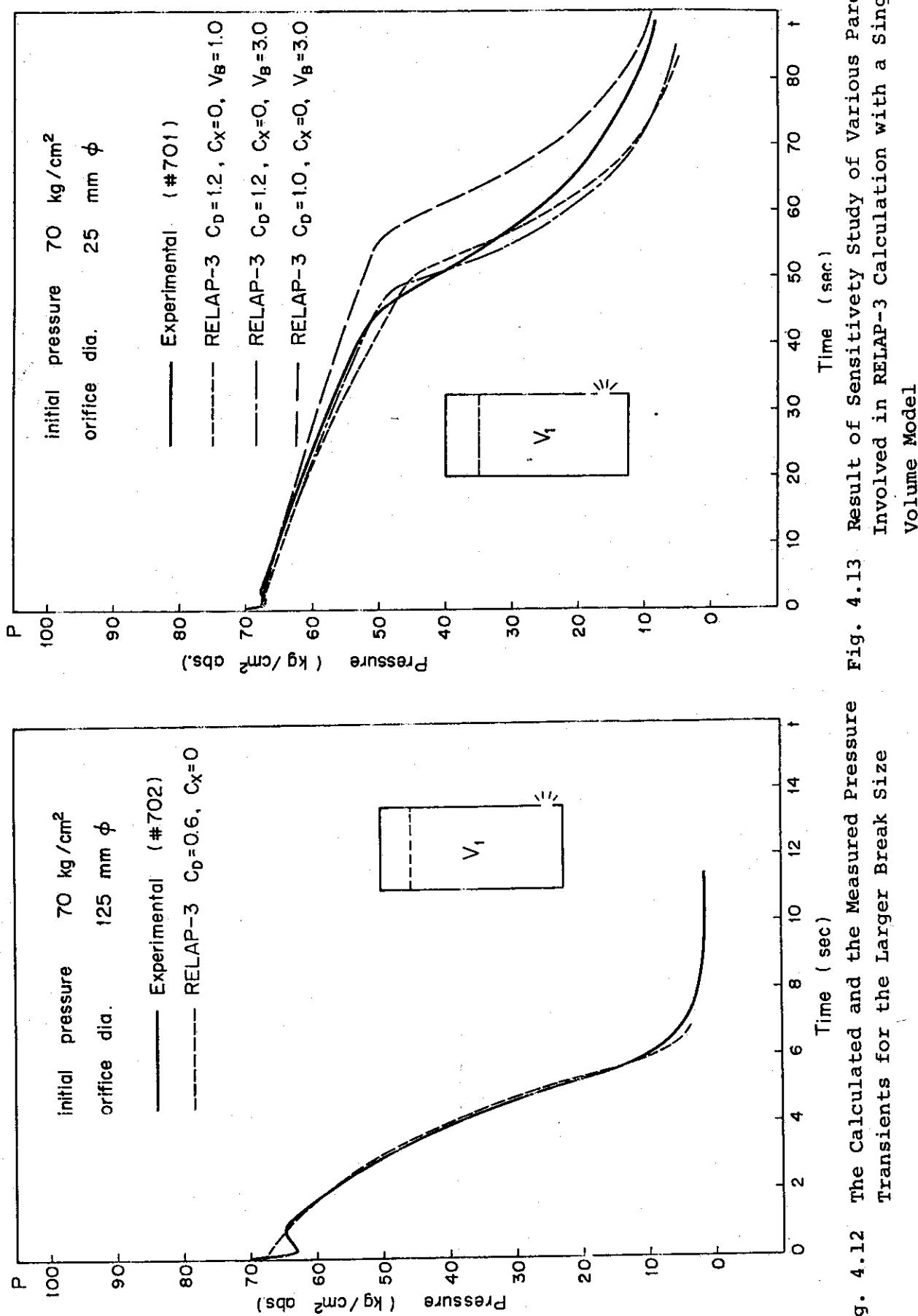


Fig. 4.12 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Larger Break Size

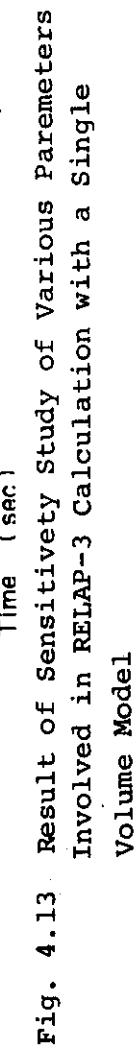


Fig. 4.13 Result of Sensitivity Study of Various Parameters Involved in RELAP-3 Calculation with a Single Volume Model

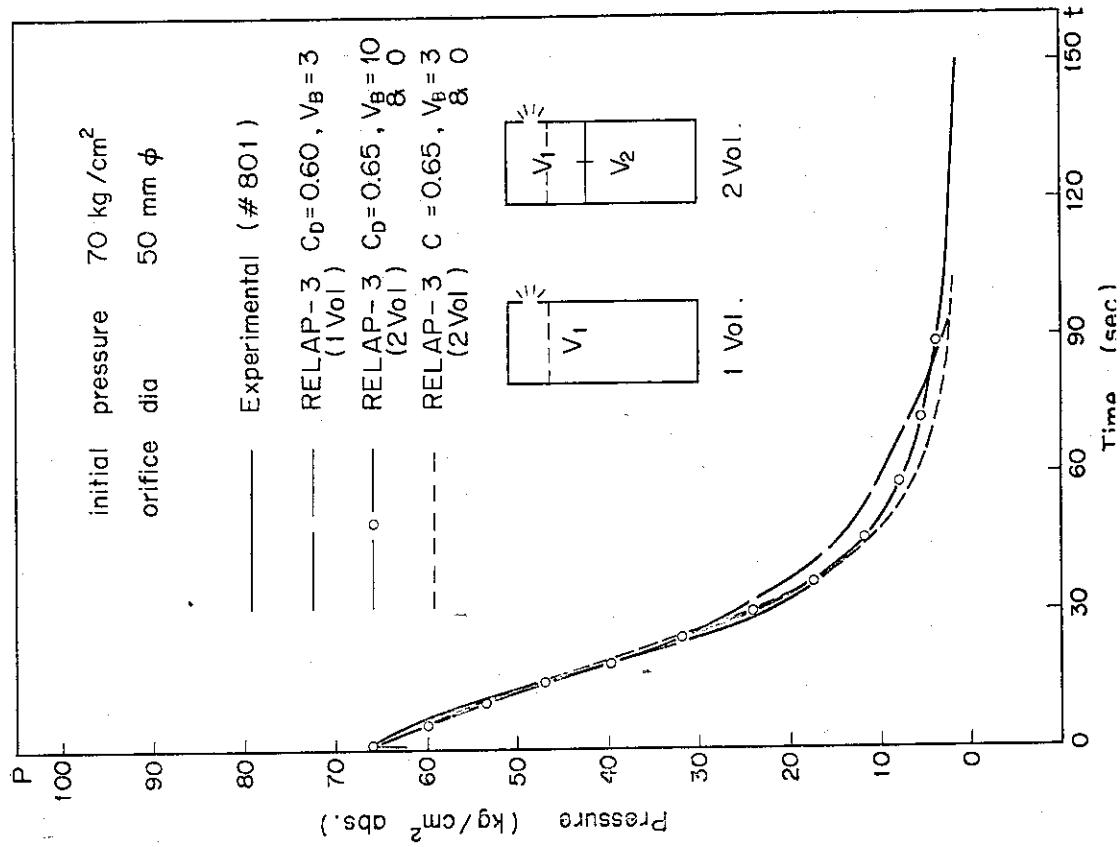


Fig. 4.15 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Top Blowdown

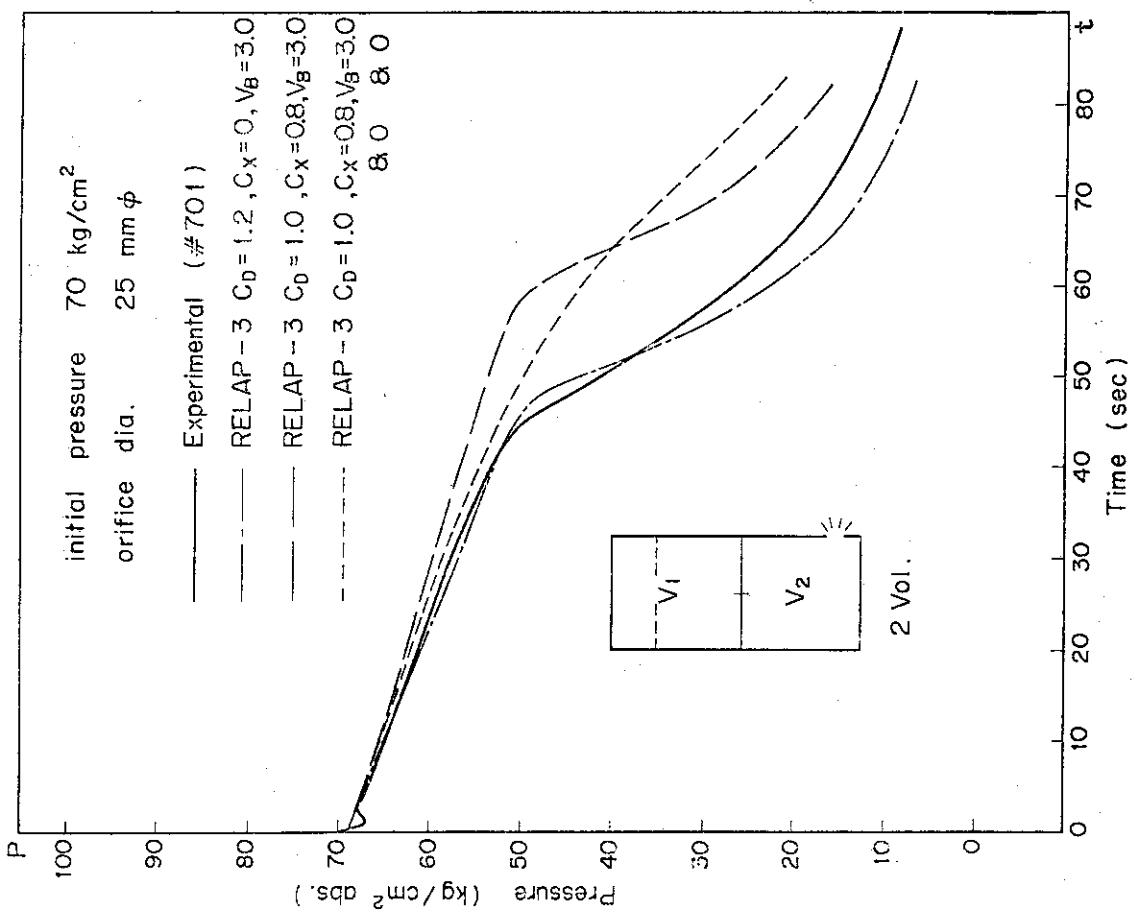


Fig. 4.14 Result of Sensitivity Study of Various Parameters Involved in RELAP-3 Calculation with Two Volume Model

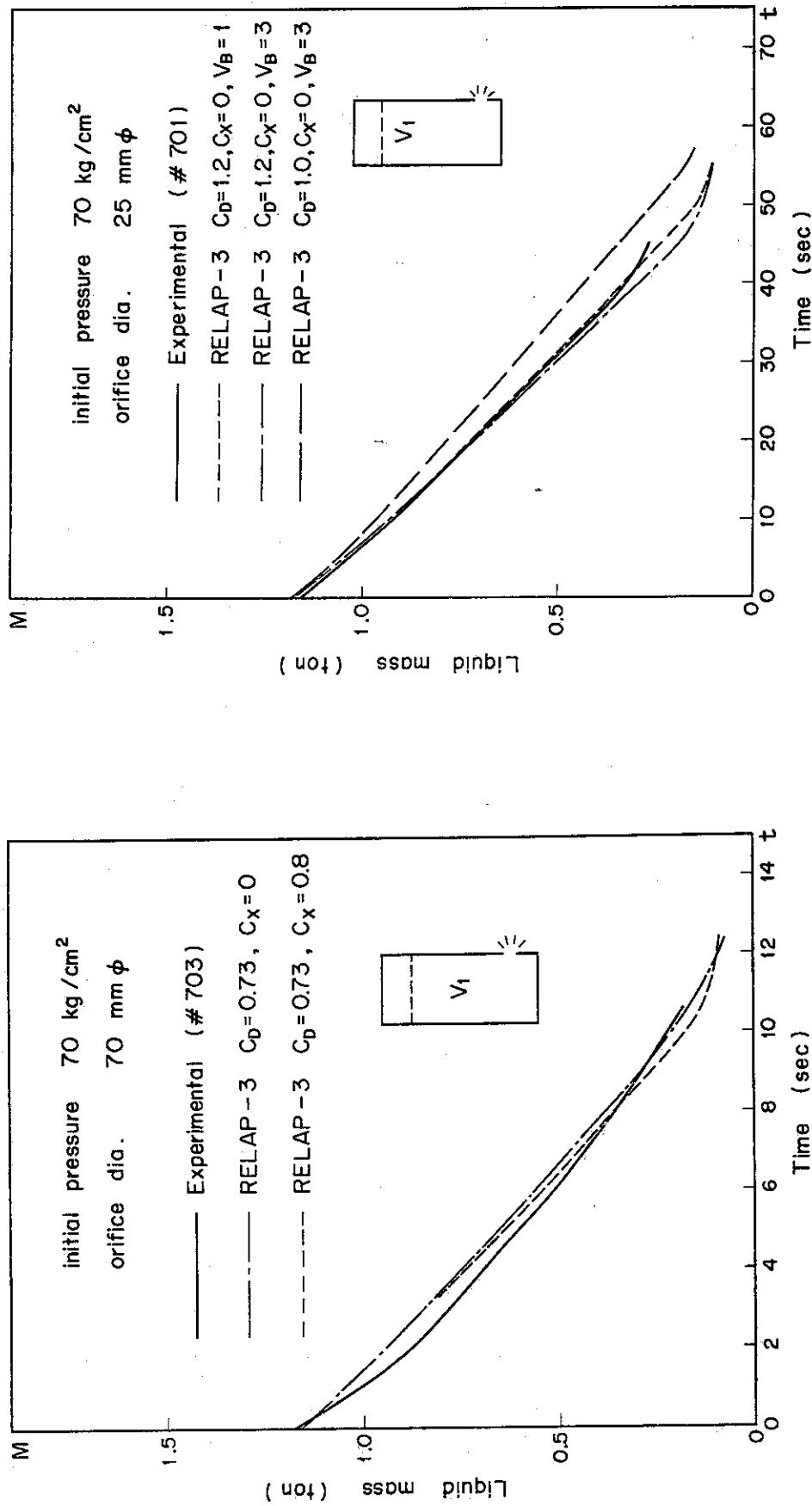


Fig. 4.16 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Bottom Blowdown

Fig. 4.17 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Bottom Blowdown with the Smaller Break Size

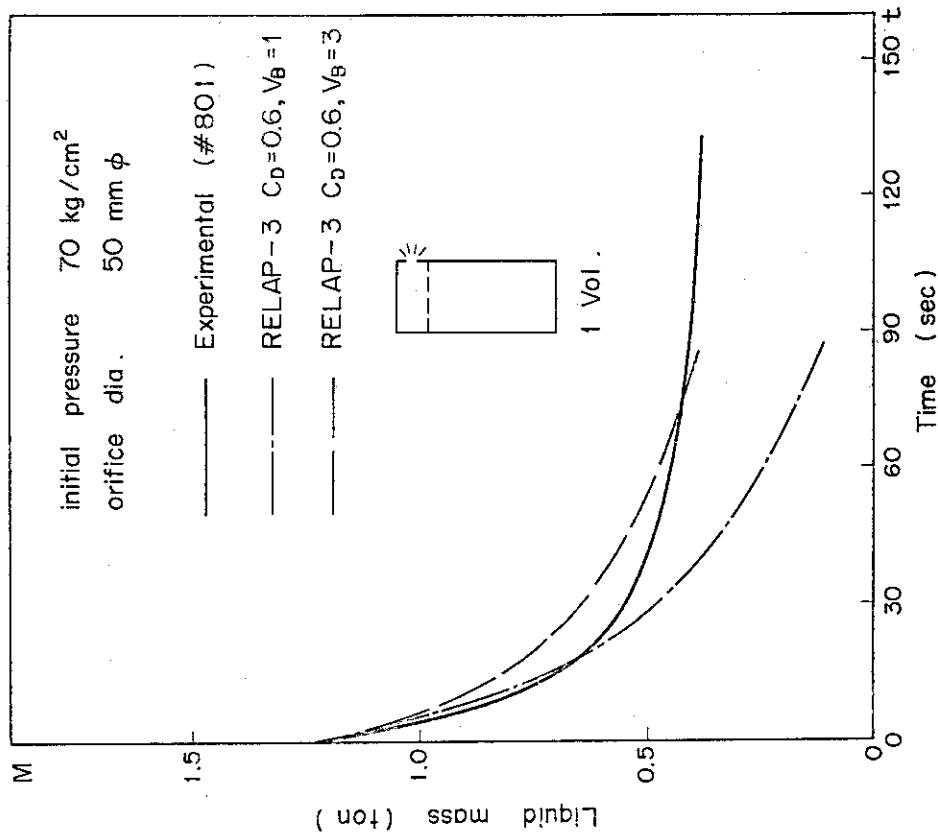


Fig. 4.18 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Top Blowdown (Single Volume Case)

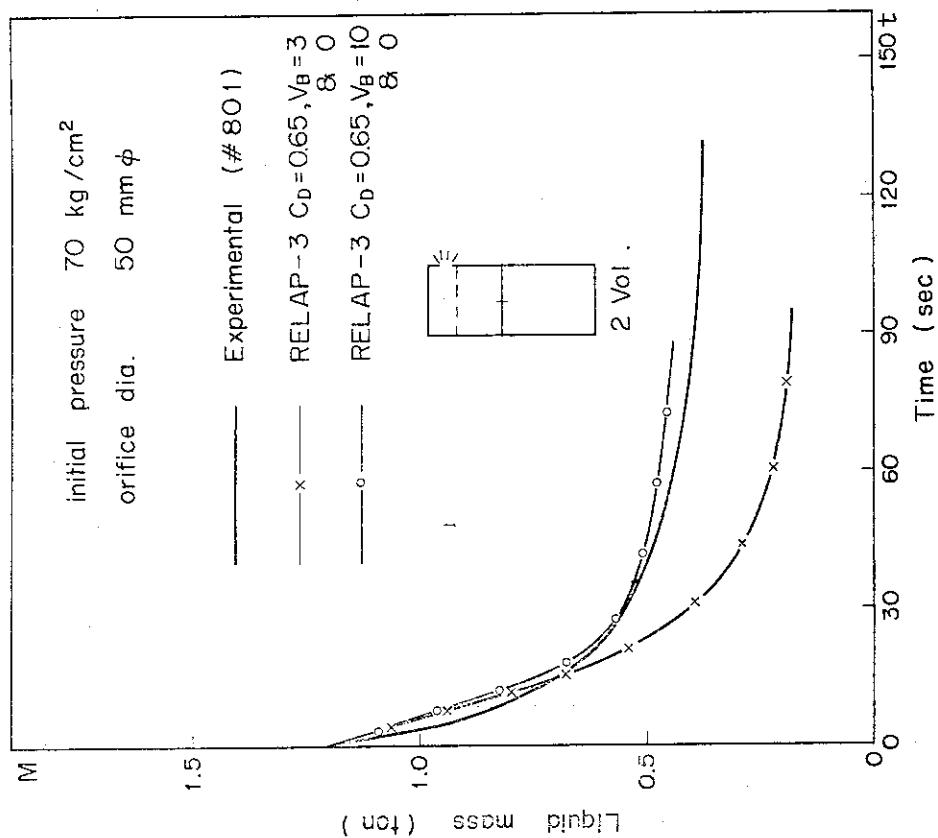


Fig. 4.19 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Top Blowdown (Two Volume Case)

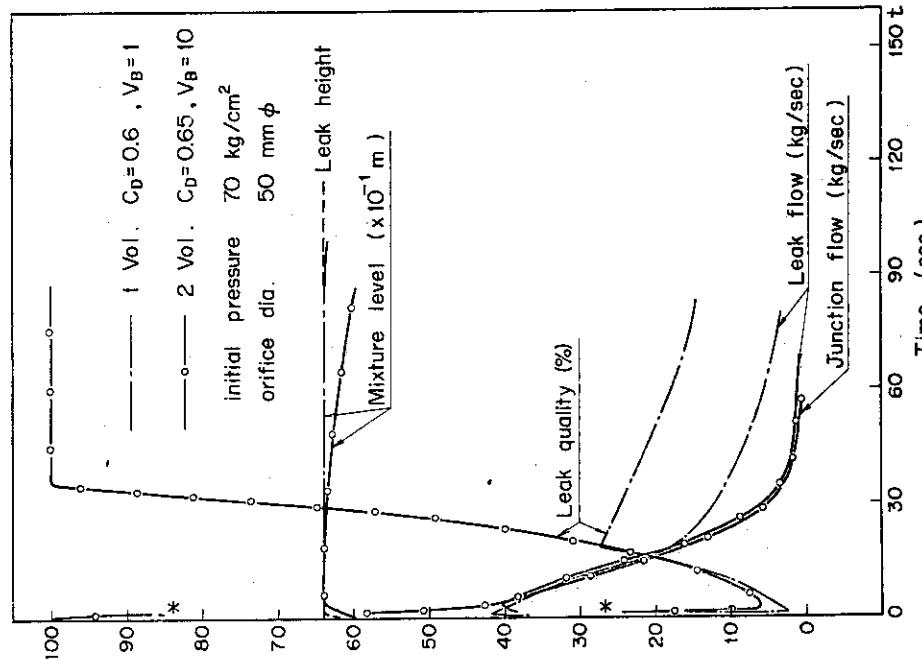


Fig. 4.20 The Calculated Transients of Two-Phase Mixture Level, Discharge Flow Rate, and Quality at the Break

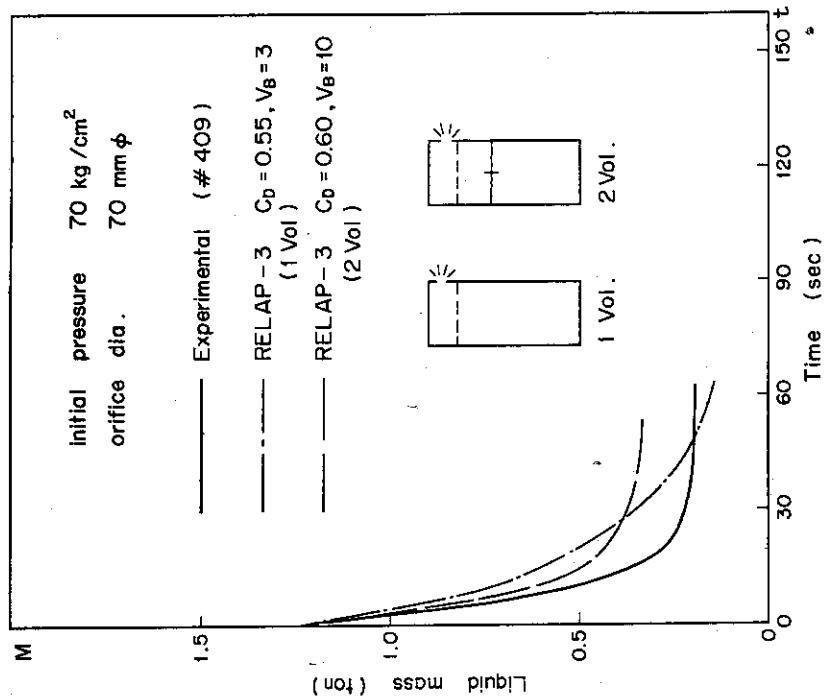


Fig. 4.21 The Calculated and the Measured Transients of Water Inventory in the Vessel for the Top Blowdown with the Larger Break

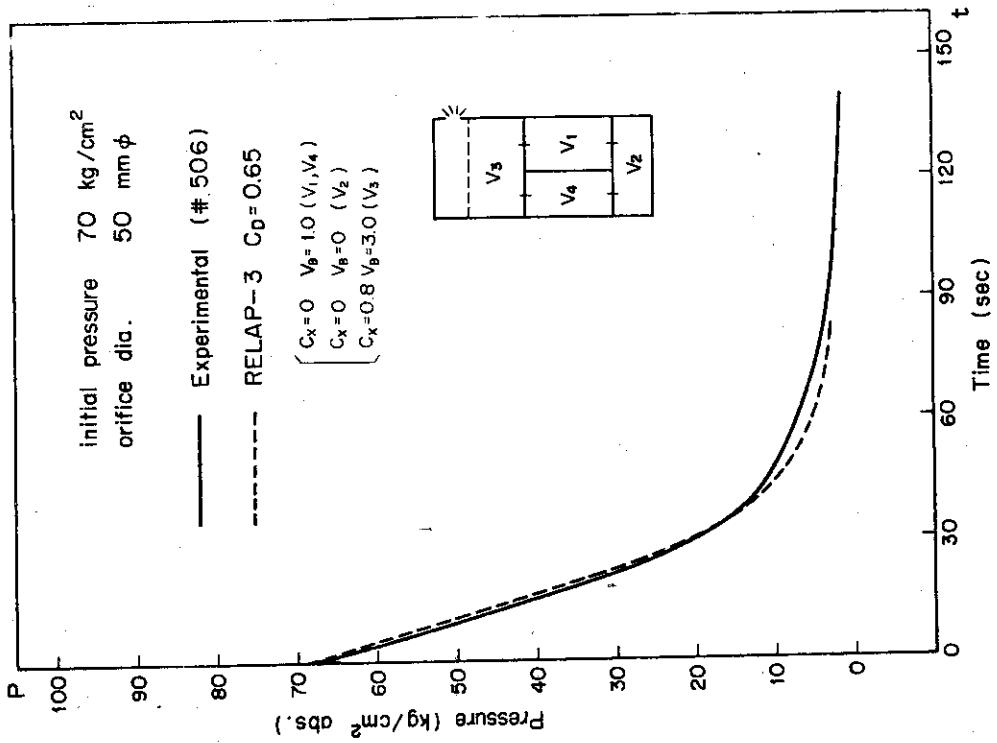


Fig. 4.22 The Calculated and the Measured Pressure Transients for the Bottom Blowdown with the Core and the Circulation Loop (4 Volume Model)

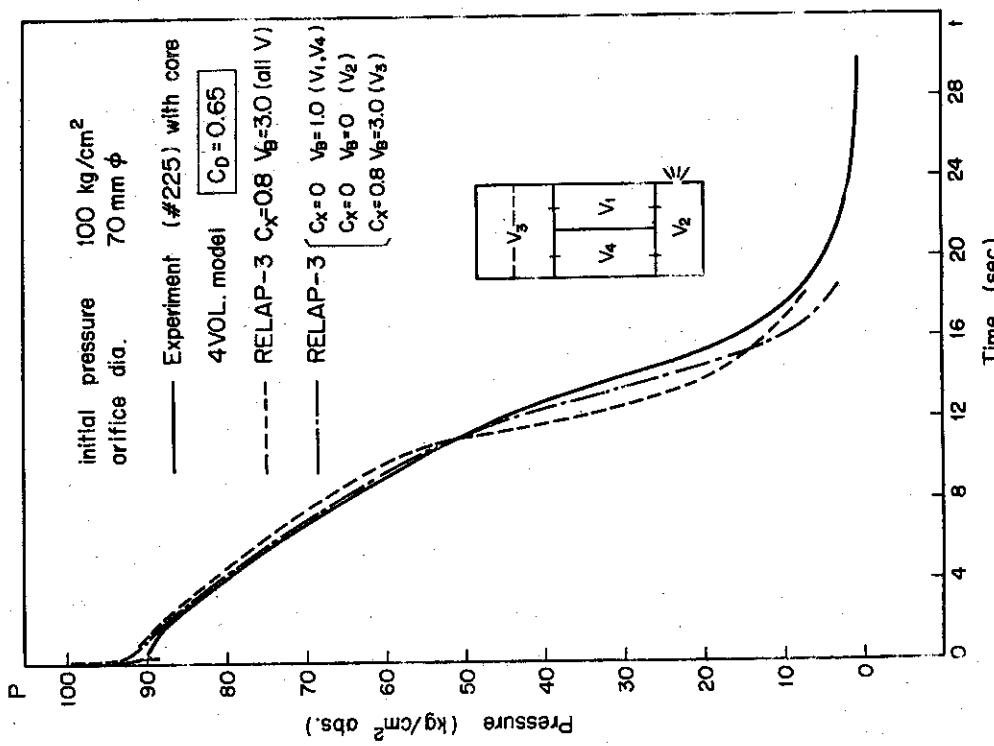


Fig. 4.23 The Calculated and the Measured Transients for the Top Blowdown with the Core and the Circulation Loop (4 Volume Model)

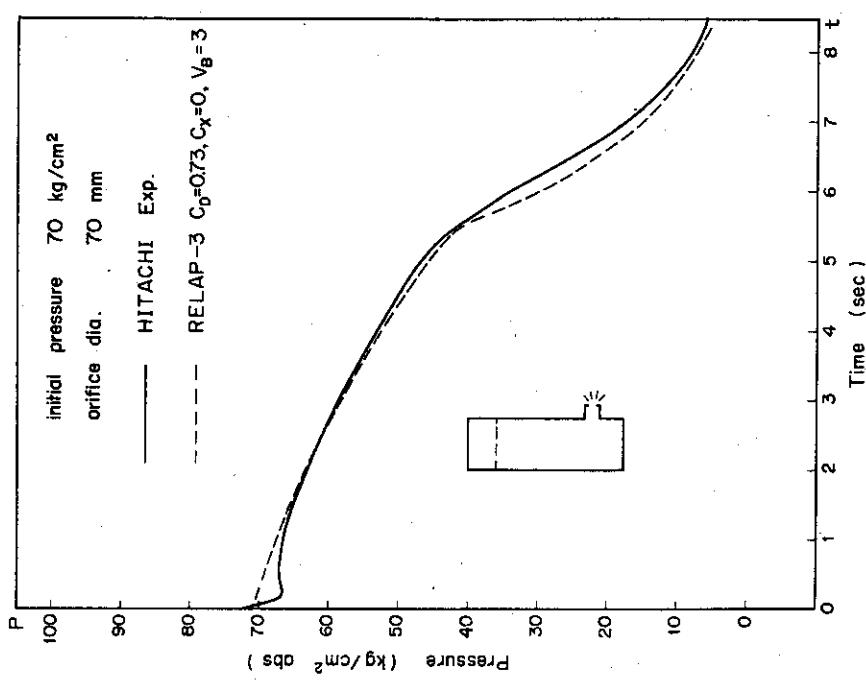


Fig. 4.24 The Calculated and the Measured Pressure Transients for Hitachi Test with the Same Break Size as Used in the ROSA-I Tests

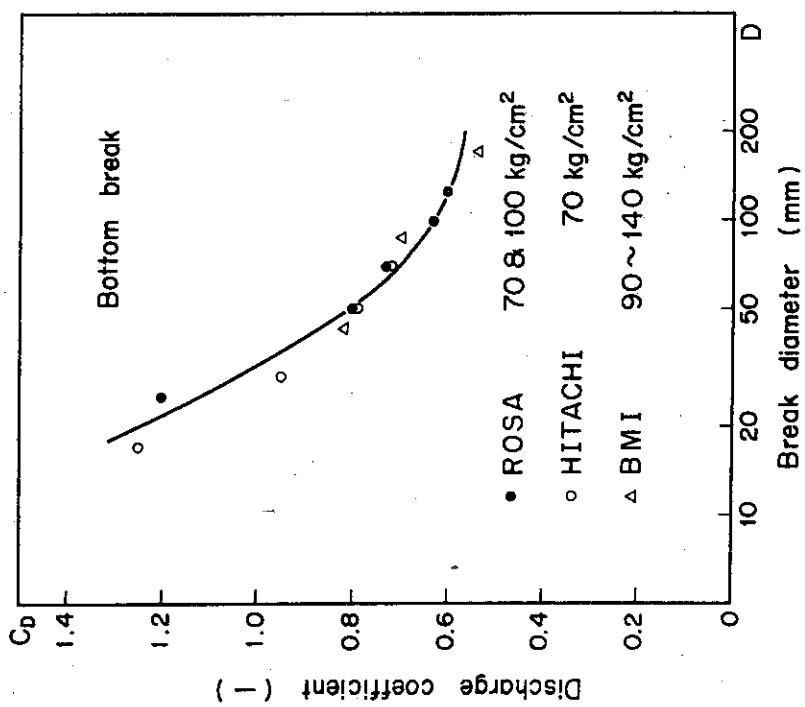


Fig. 4.25 Relation between the Discharge Coefficient in the Calculations and the Break Diameter for the Various Experiments

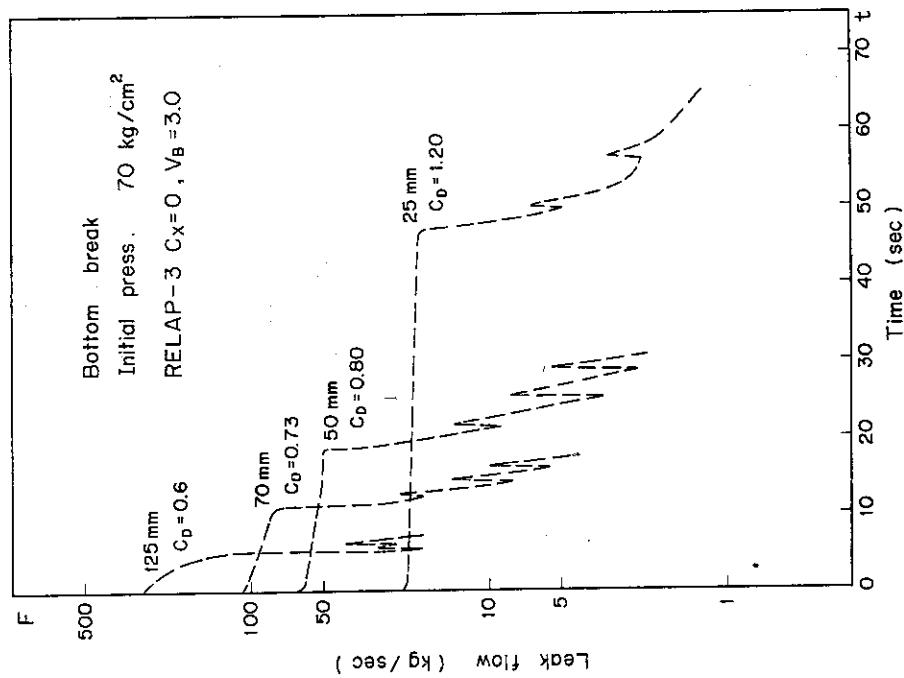


Fig. 4.27 The Calculated Transients of Bottom Discharge Flow Rate for the Bottom Blowdown With Various Break Size (#1).

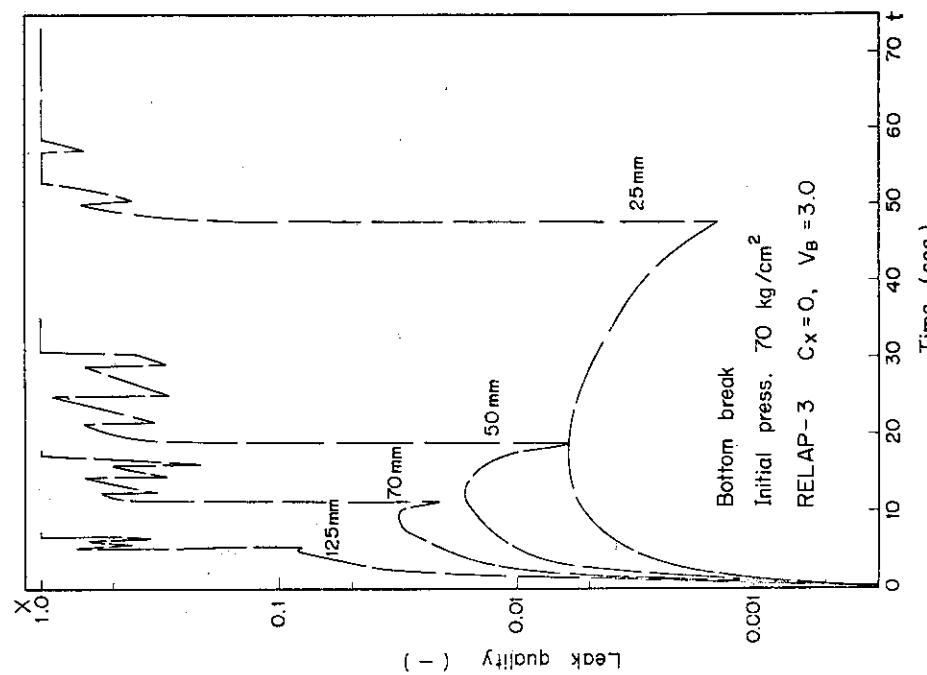


Fig. 4.26 The Calculated Transients of Discharge Quality for the Bottom Blowdown with Various Break Size (#1).

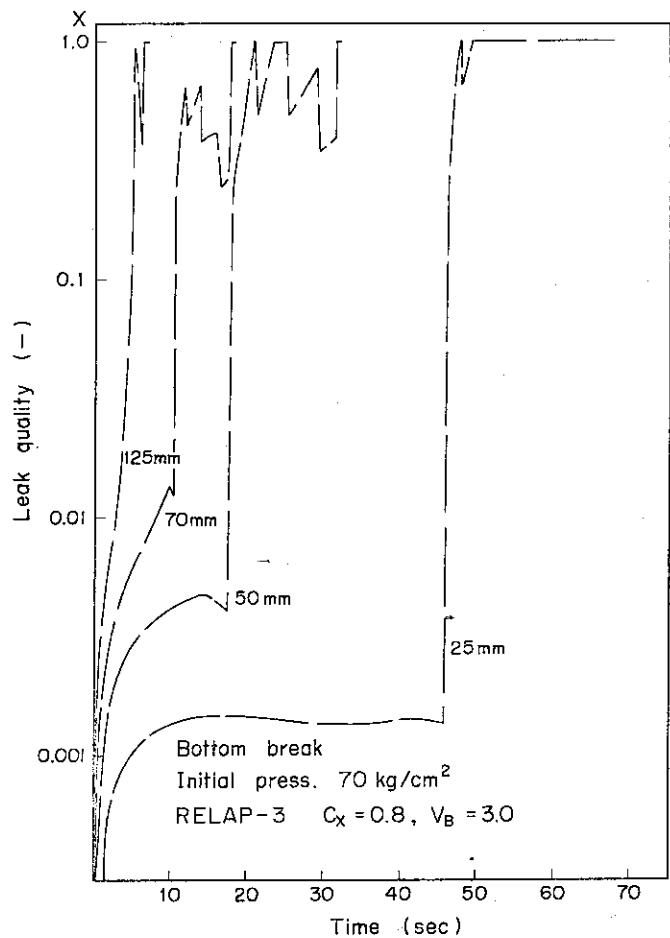


Fig. 4.28 The Calculated Transients of Discharge Quality for the Bottom Blowdown with Various Break Size (#2).

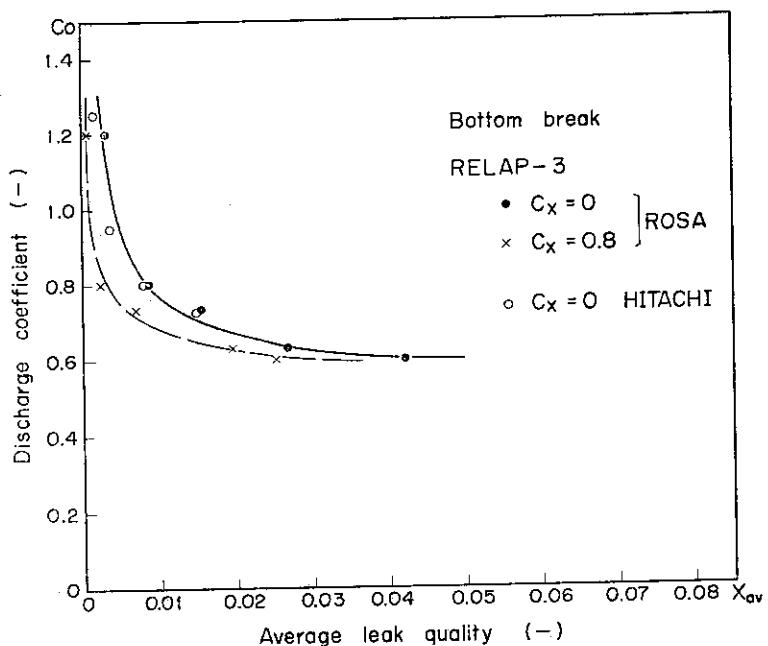


Fig. 4.29 Discharge Coefficient vs. Discharge Quality Relation.

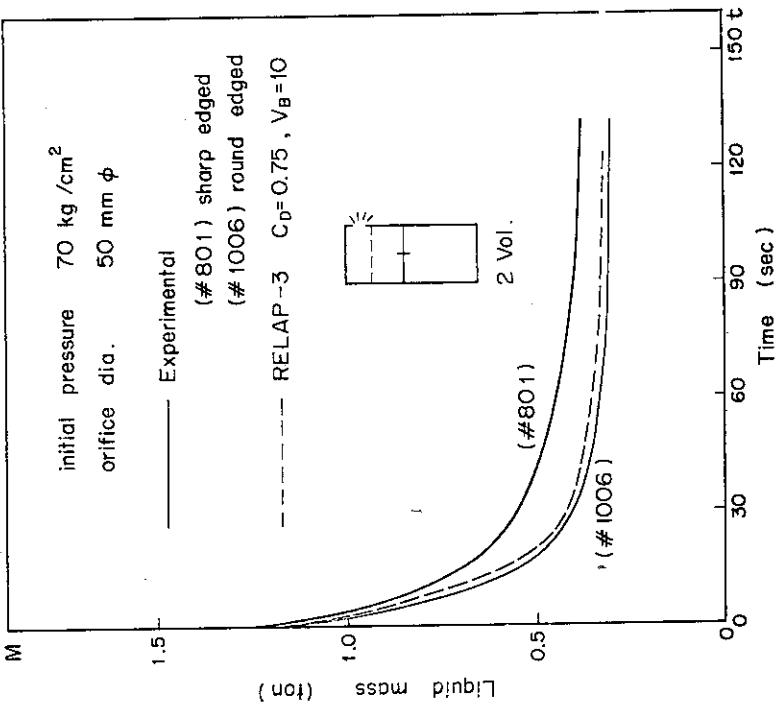


Fig. 4.31 Effect of the Shape of the Orifice on Transient of Water Inventory for the Top Blowdown . . . . .

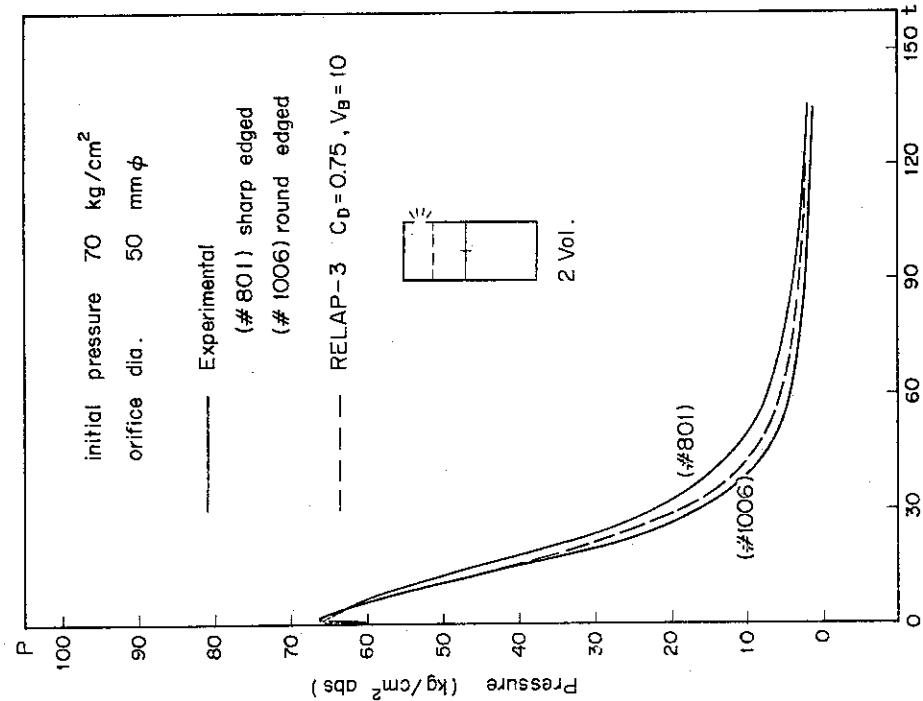


Fig. 4.30 Effect of the Shape of the Orifice on Pressure Transient for the Top Blowdown

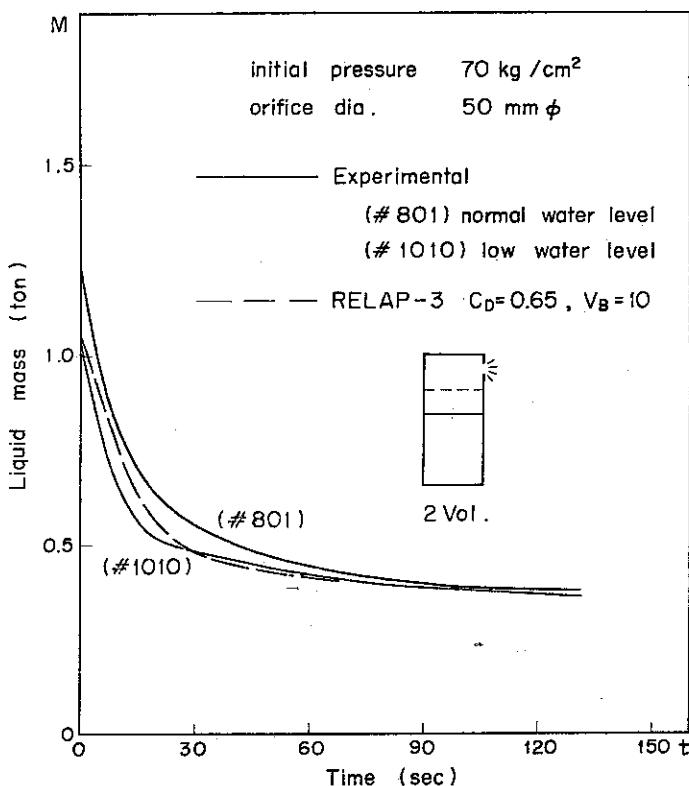


Fig. 4.32 The Calculated and the Measured Transient Water Inventory for the Top Blowdown

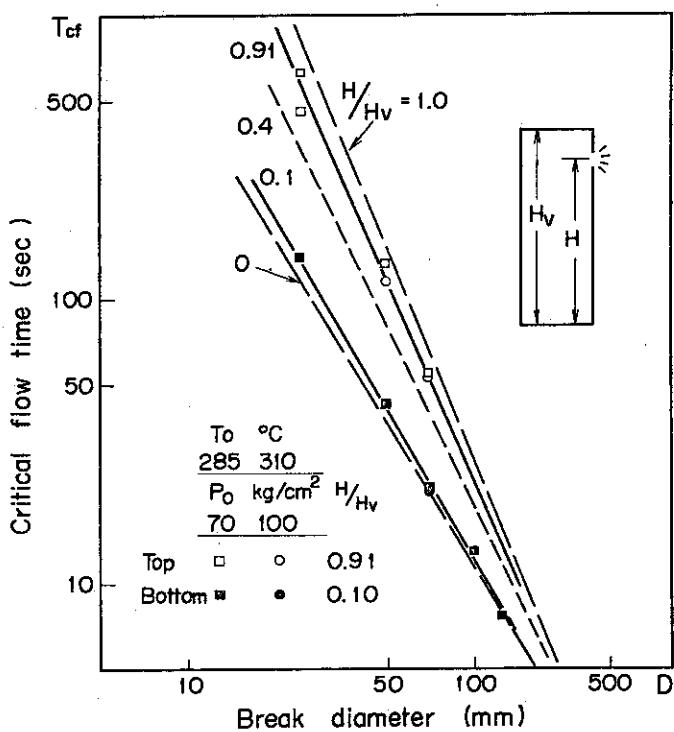


Fig. 4.33 Relation between the Critical Flow Time and the Break Diameter for Various Elevation of the Break

- (1) Non-Compressible Single-Phase Flow (Cold Water)  
 (2) Compressible Single-Phase Flow (Air)  
 (3) Two-Phase Flow (Steam-Water Mixture)

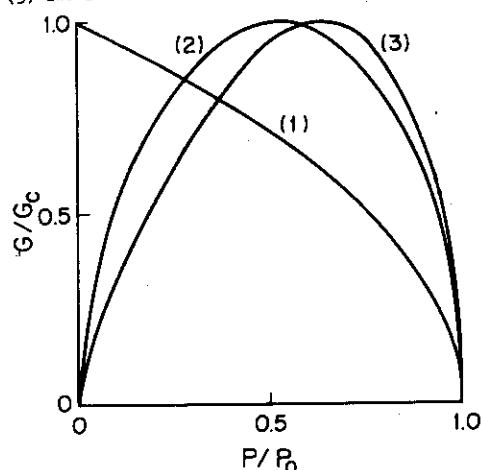


Fig. 4.34 Relation between Pressure and Mass Velocity for Liquid, Gas and Two-Phase Mixture

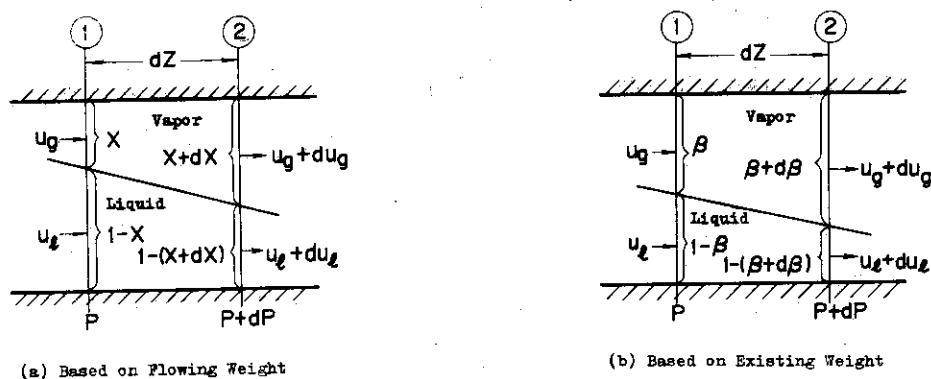


Fig. 4.35 Modelling of Two-Phase Flow in a Pipe Based on Flowing Weight of Fluid and on Existing Weight of Fluid

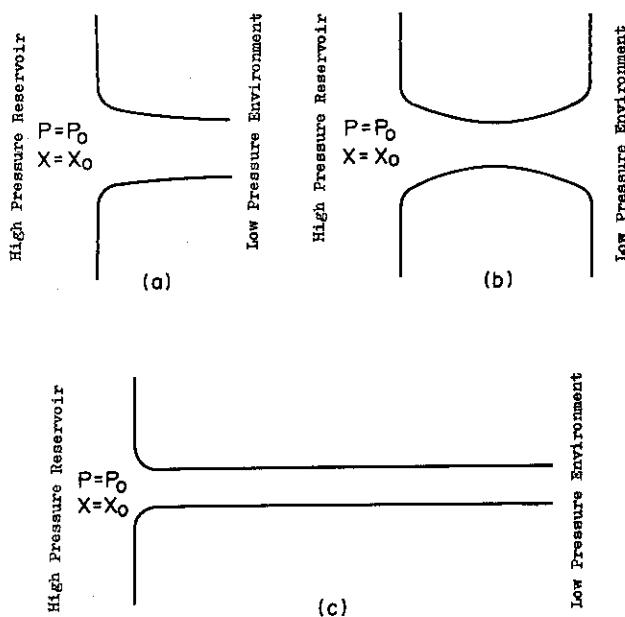


Fig. 4.36 Discharge Nozzles Considered

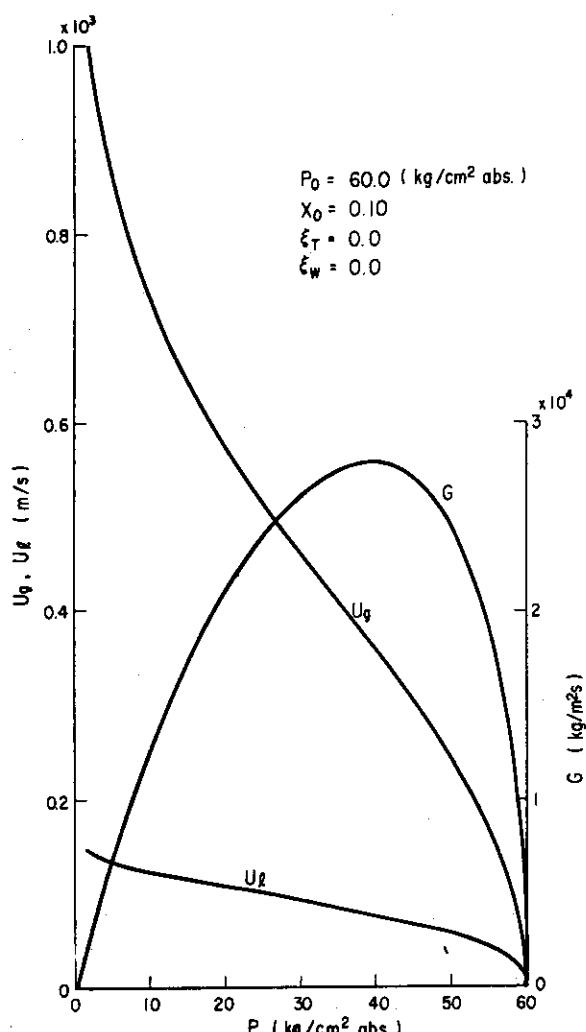


Fig. 4.37 Relations between Pressure and Vapor, Liquid and Total Weight Velocities along Flow Axis

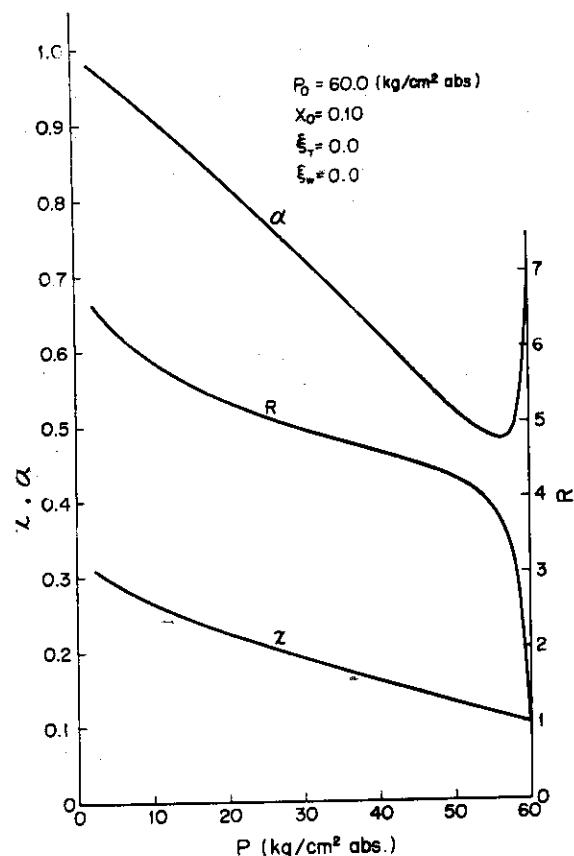


Fig. 4.38 Relation between Pressure and Quality, Void Fraction and Slip Ratio along Flow Axis

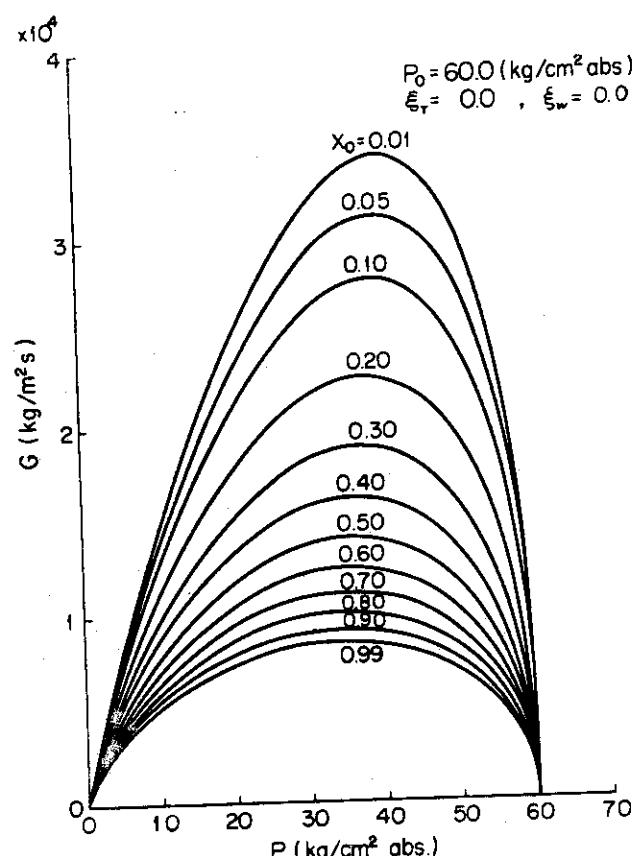


Fig. 4.39 Relation between Pressure and Weight Velocity with Quality as a Parameter

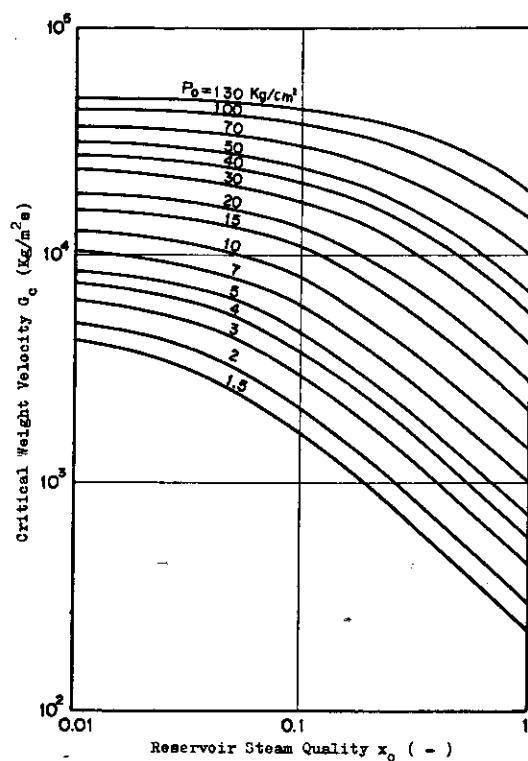


Fig. 4.40 Relation between Quality of Reservoir and Critical Weight Velocity With Pressure as a Parameter

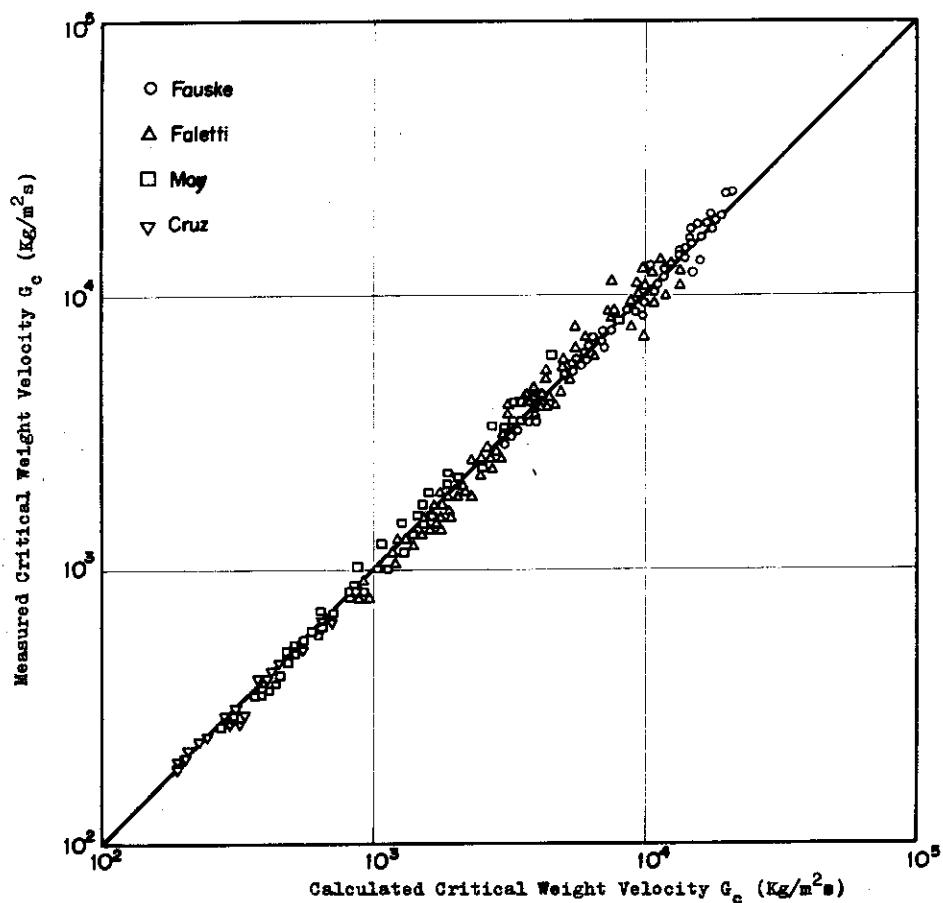


Fig. 4.41 Relation between Critical Pressure and Critical Weight Velocity

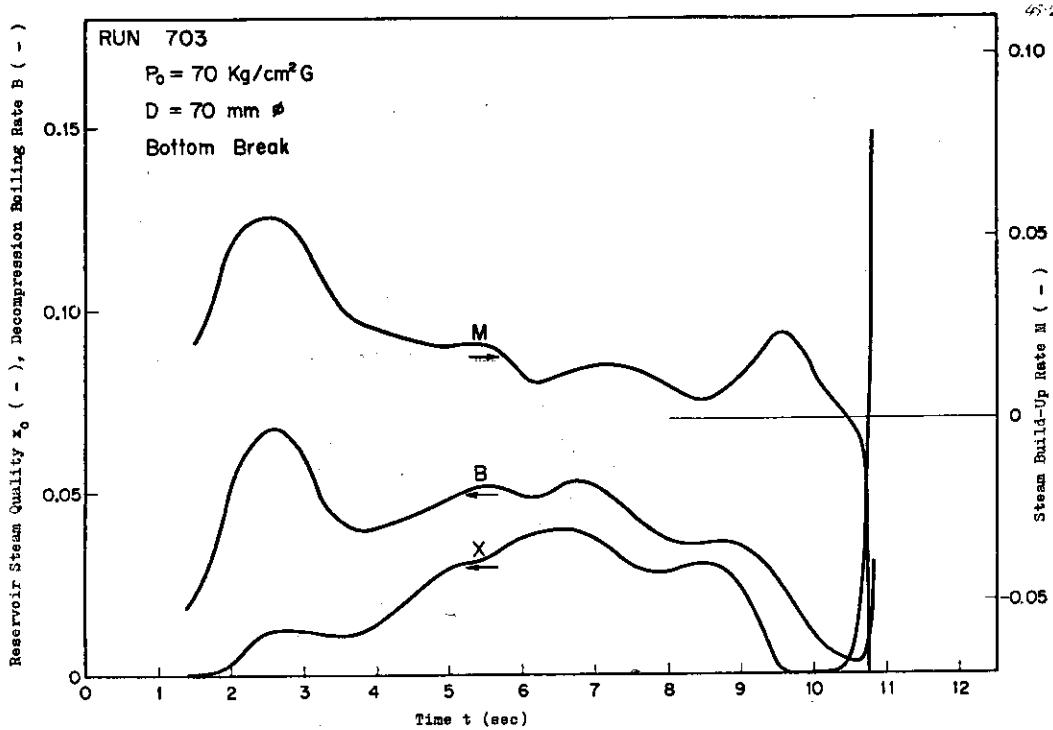


Fig. 4.42 An Example of Transients of the Parameters X, B, M for the Bottom Break

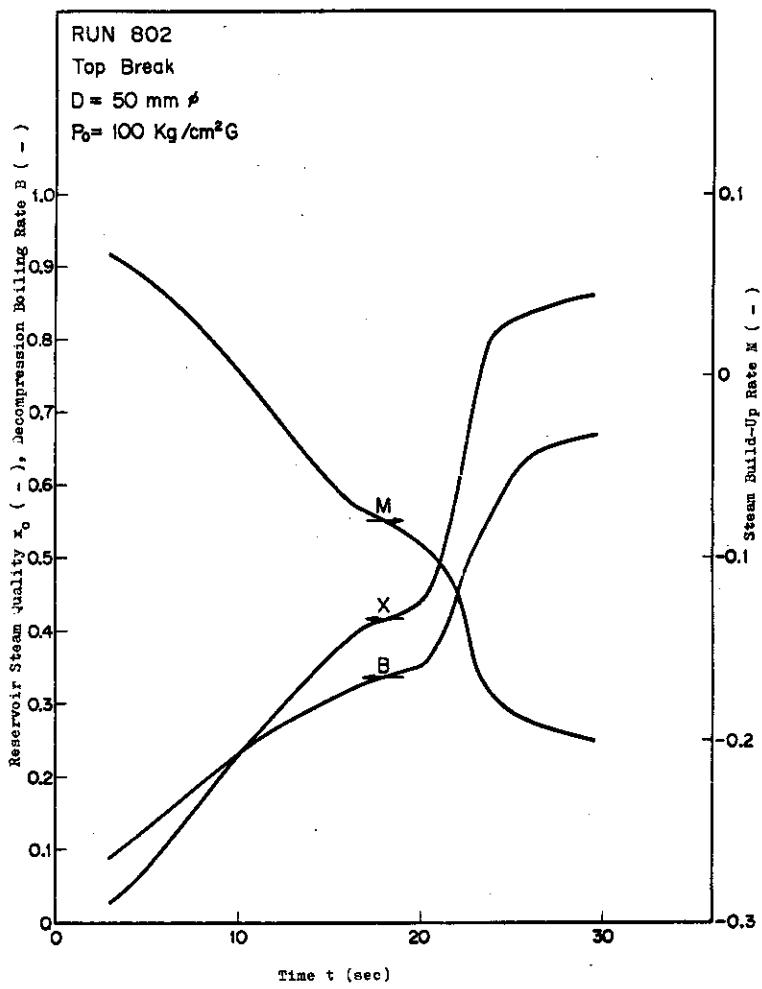


Fig. 4.43 An Example of Transients of the Parameters X, B, M for the Top Break

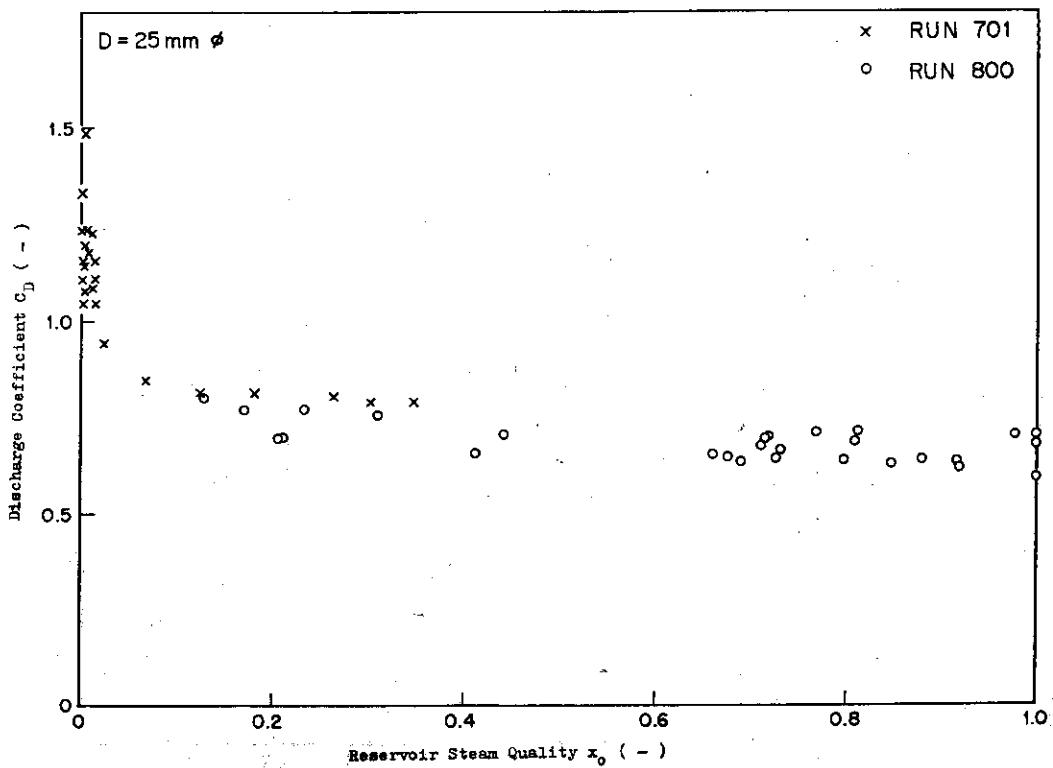


Fig. 4.44 The Measured Values of the Discharge Coefficient for the Diameter of 25 mm

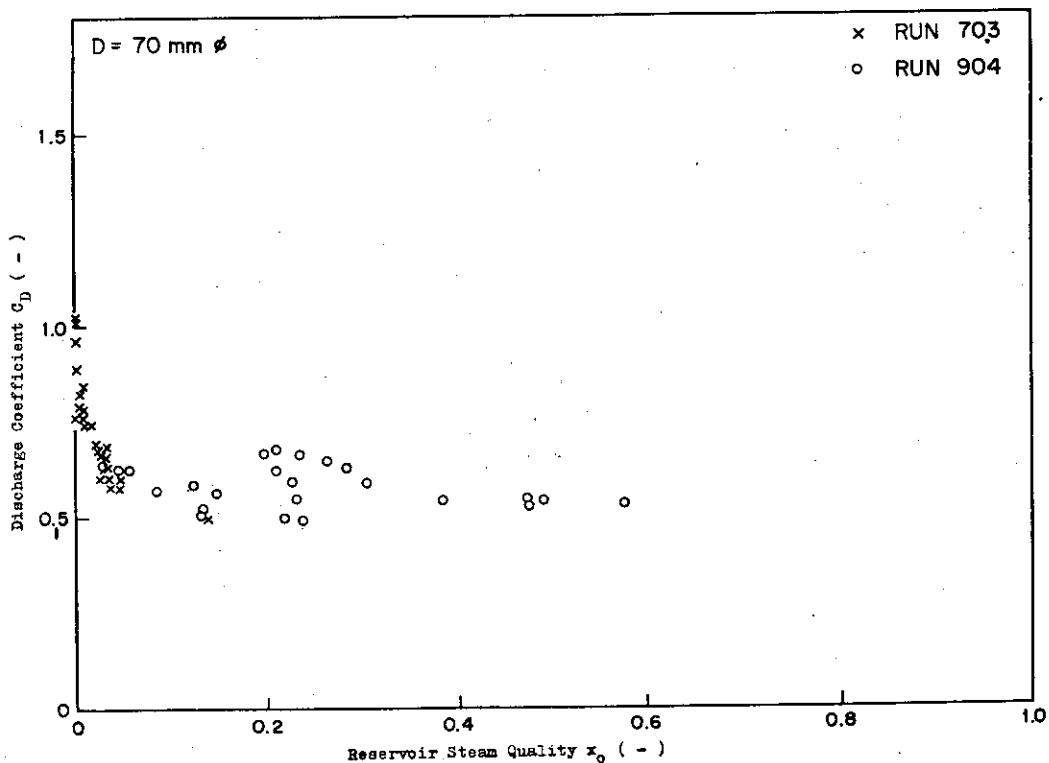


Fig. 4.45 The Measured Values of the Discharge Coefficient for the Diameter of 70 mm

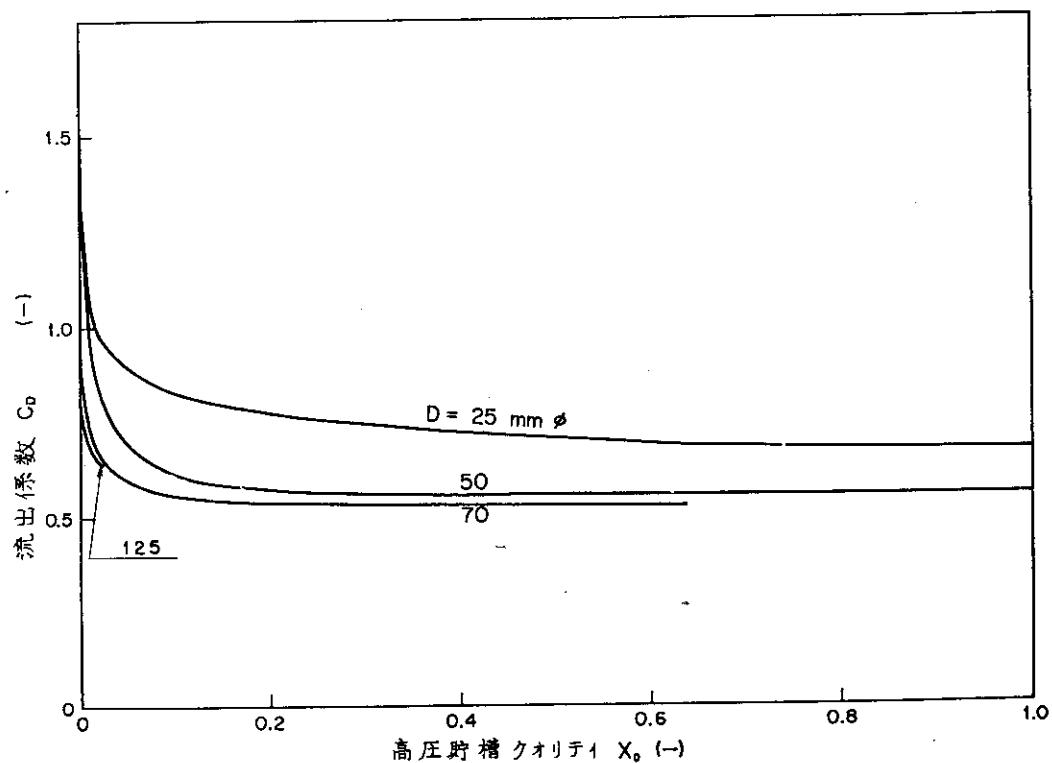


Fig. 4.46 Two-Phase Discharge Coefficient for a Sharp-Edged Orifice

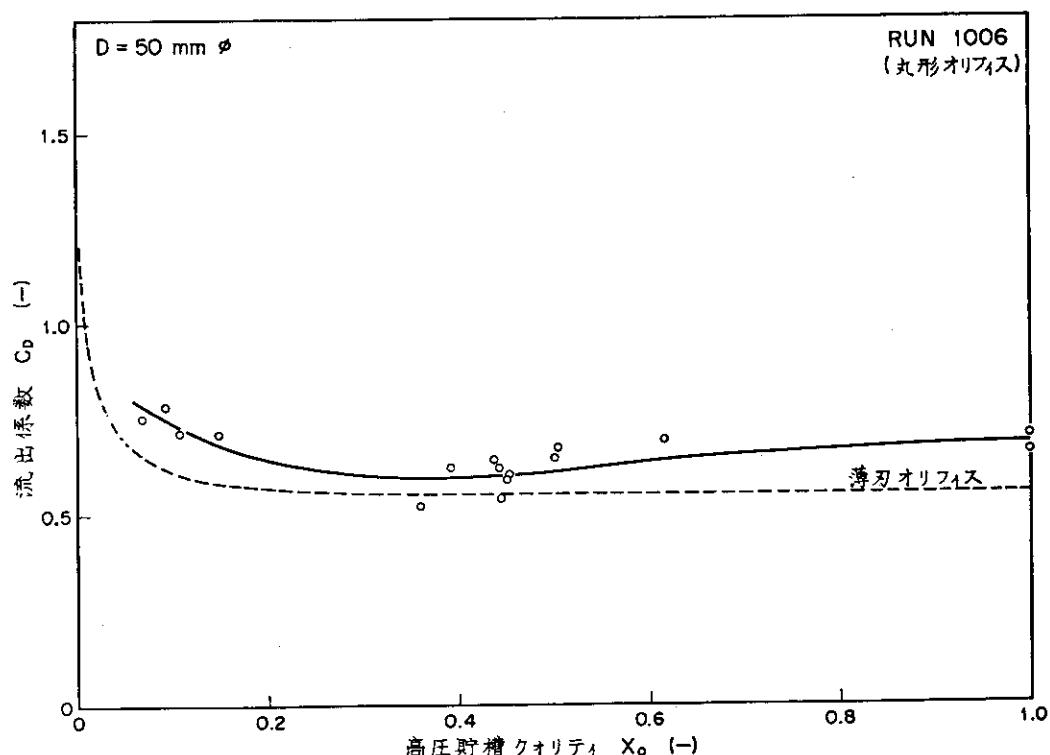


Fig. 4.47 Two-Phase Discharge Coefficient for a Round-Edged Orifice

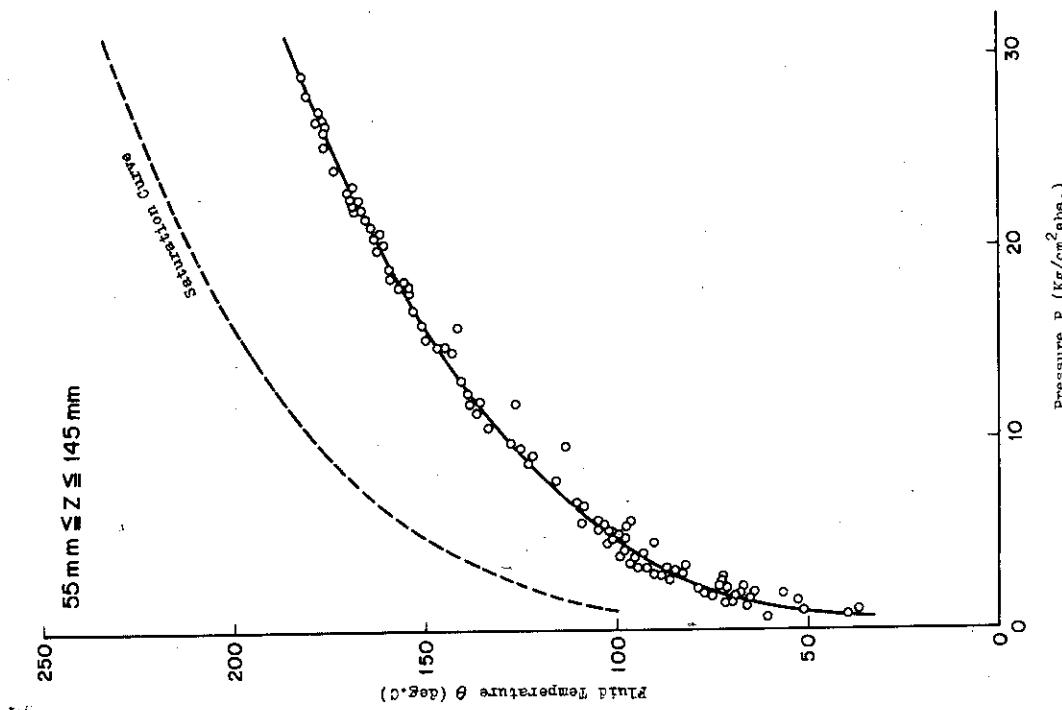


Fig. 4.49 The Measured Values of the Discharge Coefficient  
for the Converging-Diverging Nozzle

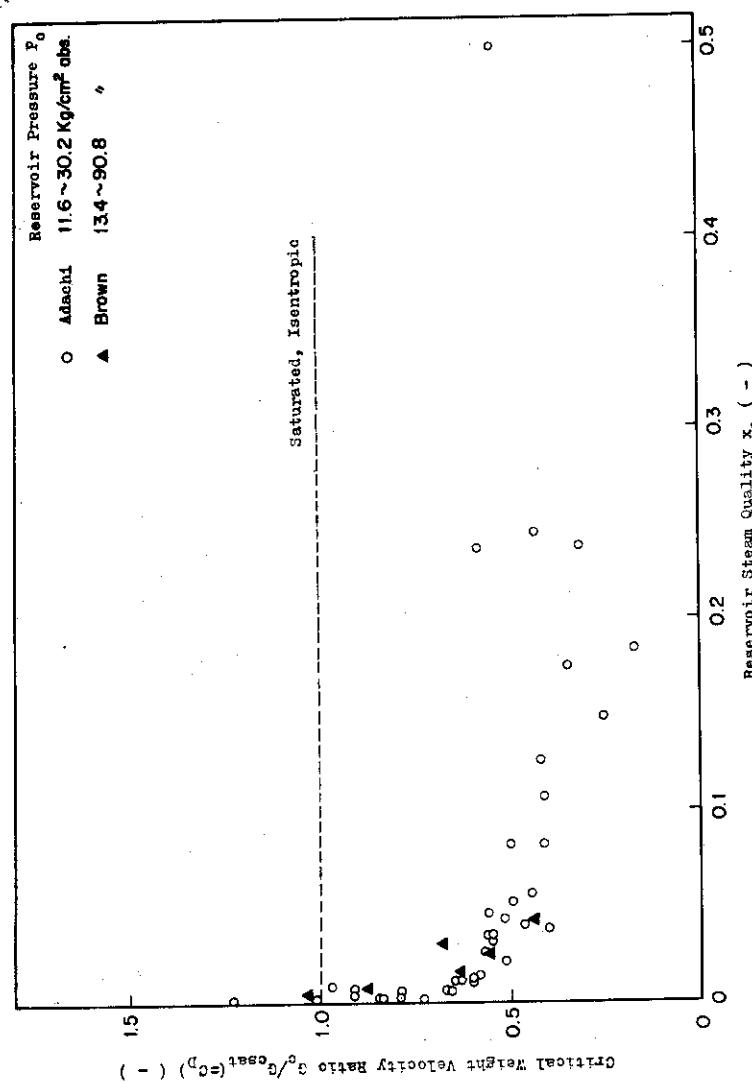


Fig. 4.49 Relation between Pressure and Fluid  
Temperature in the Converging-Diverging  
Nozzle

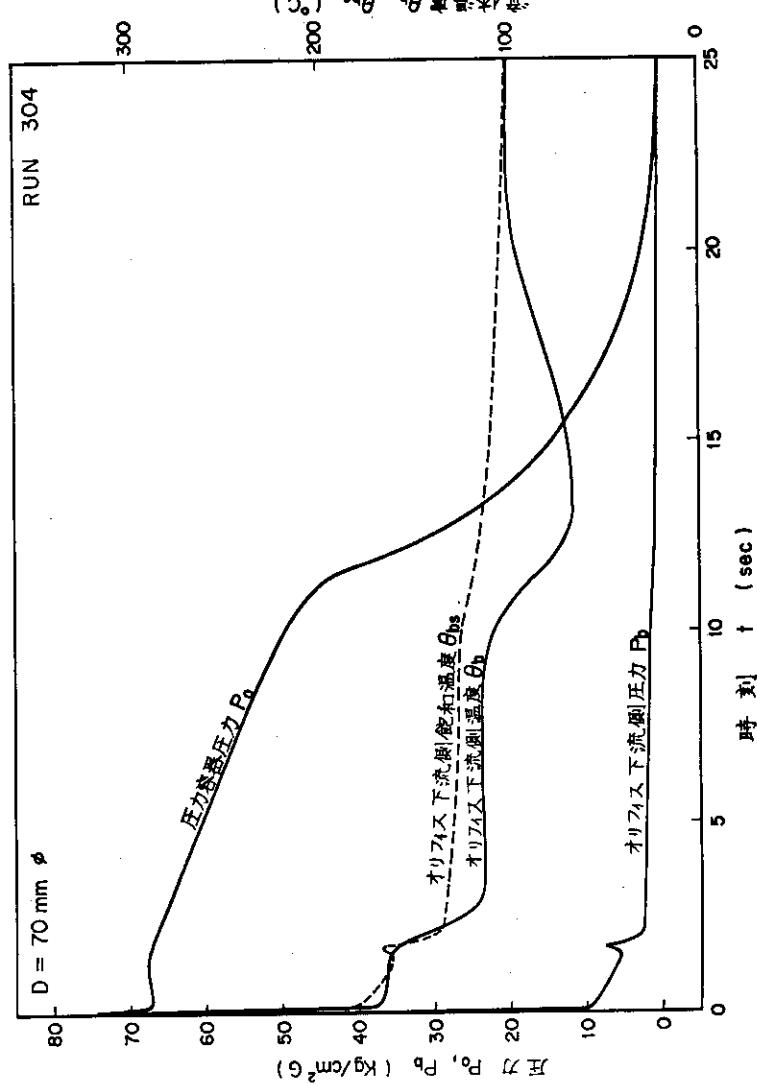
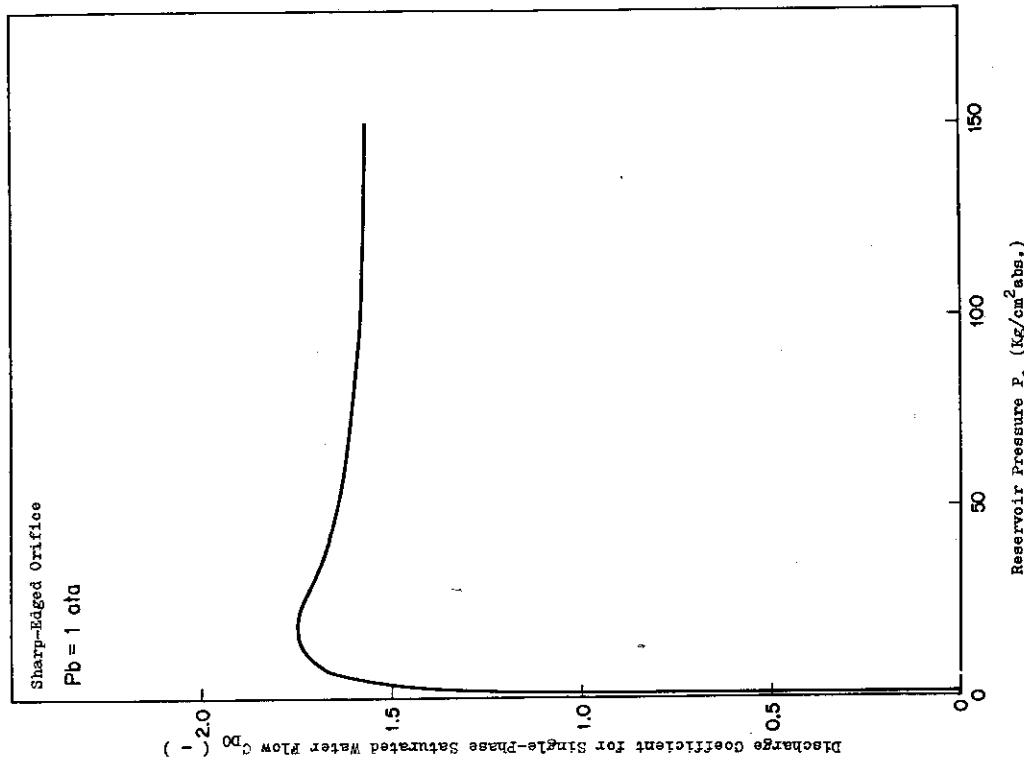


Fig. 4.50 Thermodynamic Non-Equilibrium Phenomenon Seen in ROSA-I Blowdown Test

Fig. 4.51 Relation between Pressure of Reservoir and the Discharge Coefficient  $C_{DO}$  for Single-phase Water Flow

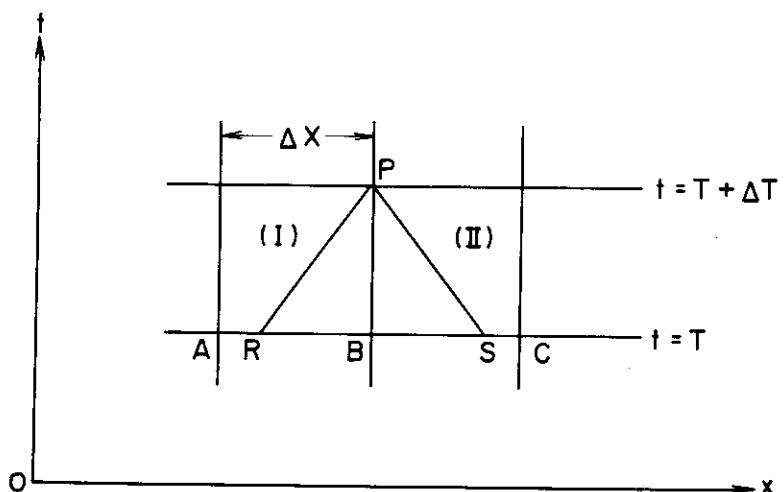


Fig. 4.52 Finite Difference Method of 1st Order

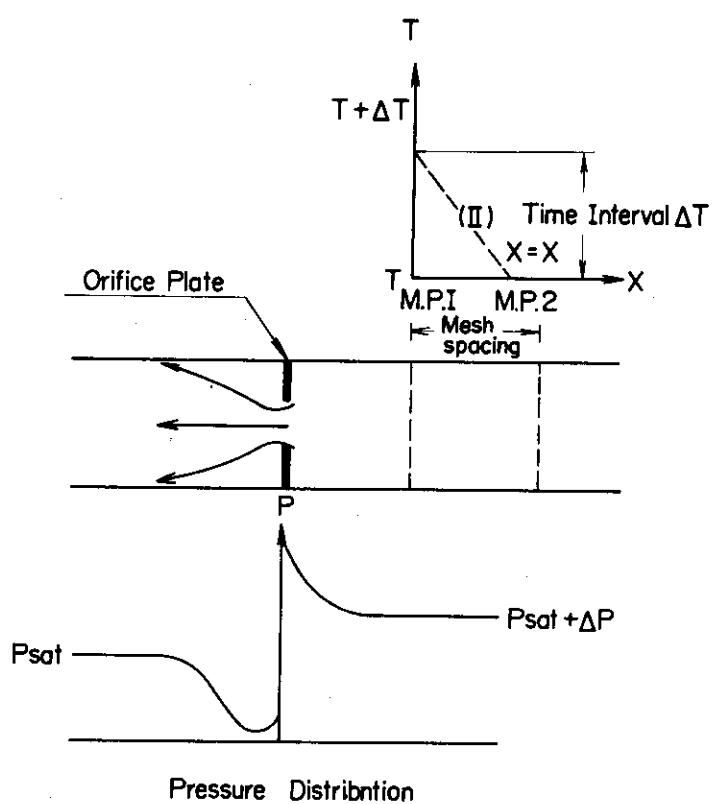


Fig. 4.53 Discontinuity of Pressure at the Break

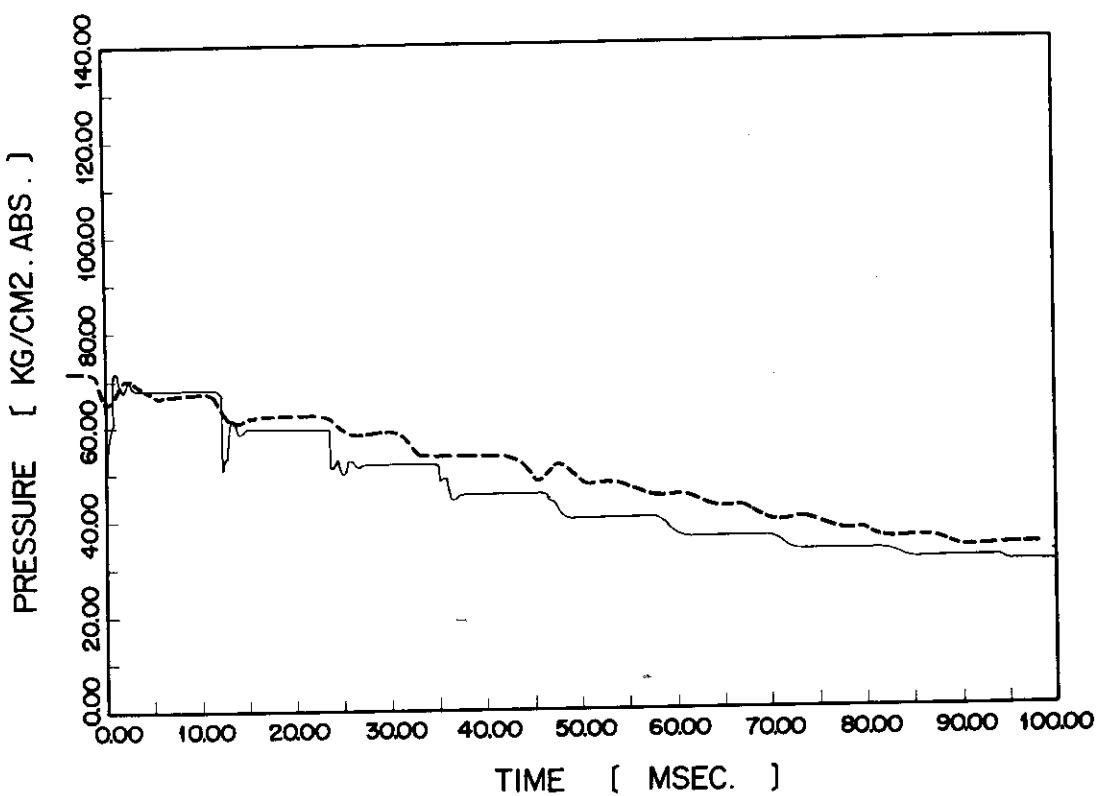


Fig. 4.54 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression  
(Test #1000, PQ-4)

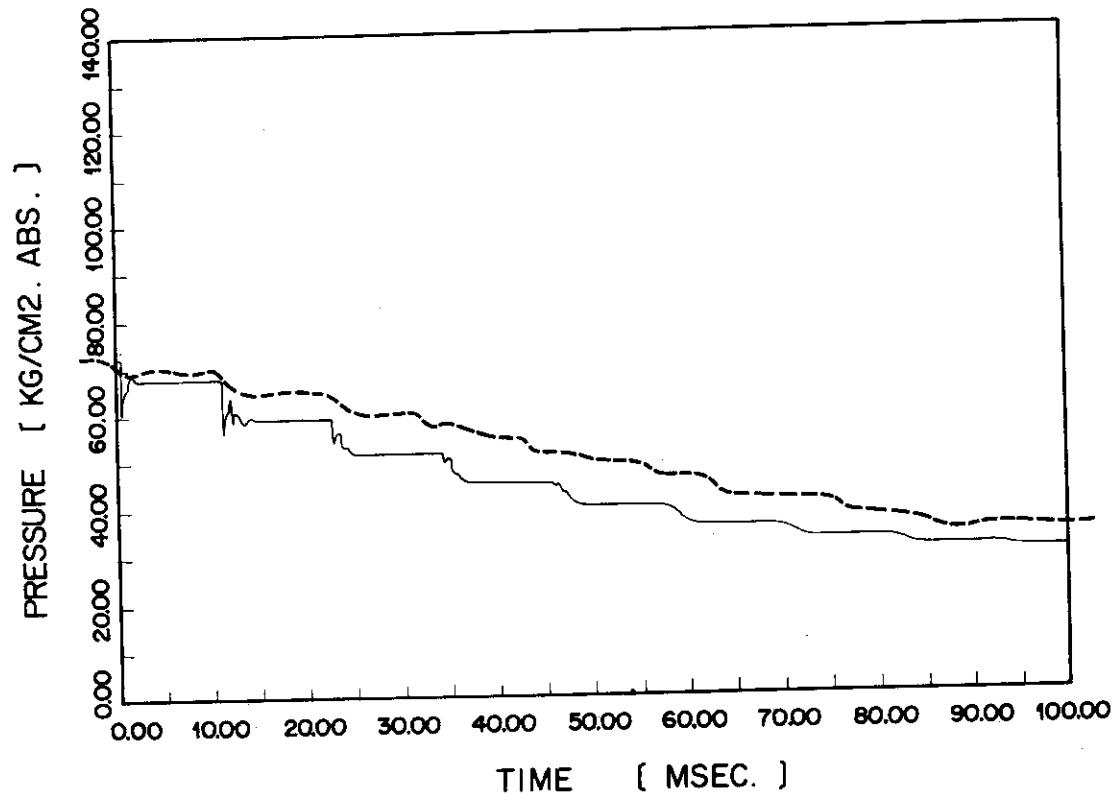


Fig. 4.55 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression  
(Test #1000, PQ-3)

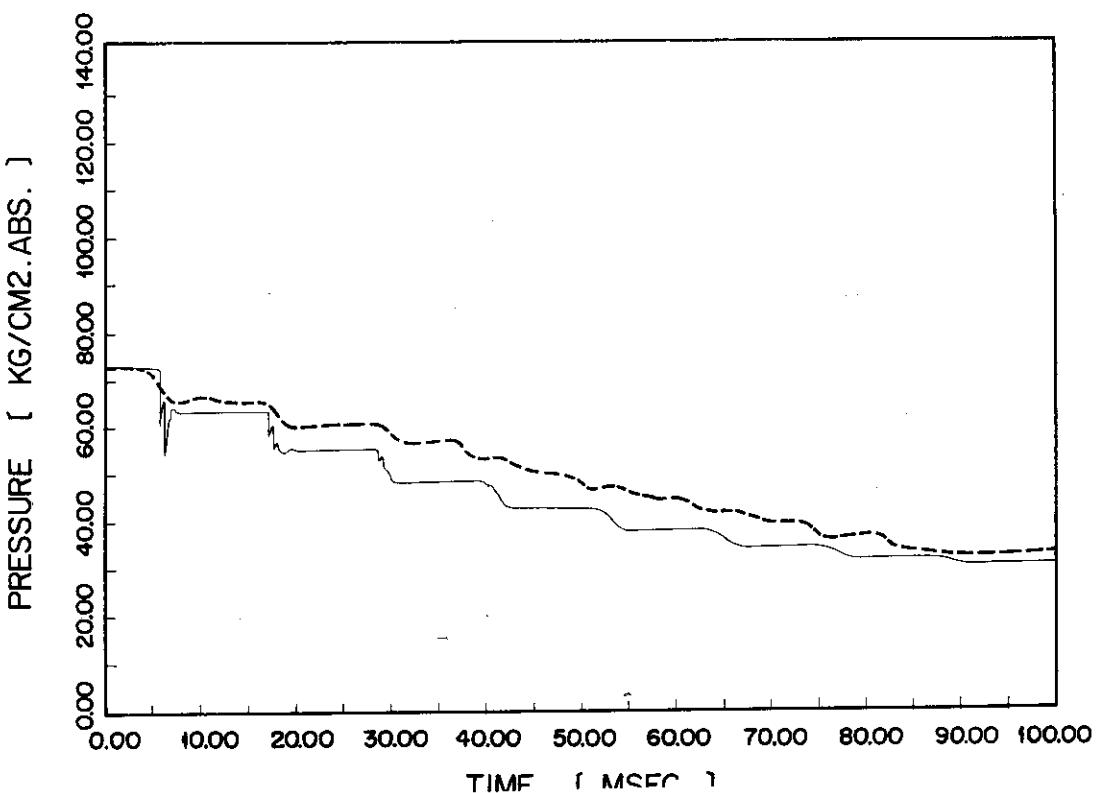


Fig. 4.56 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression  
(Test #1000, PQ-1)

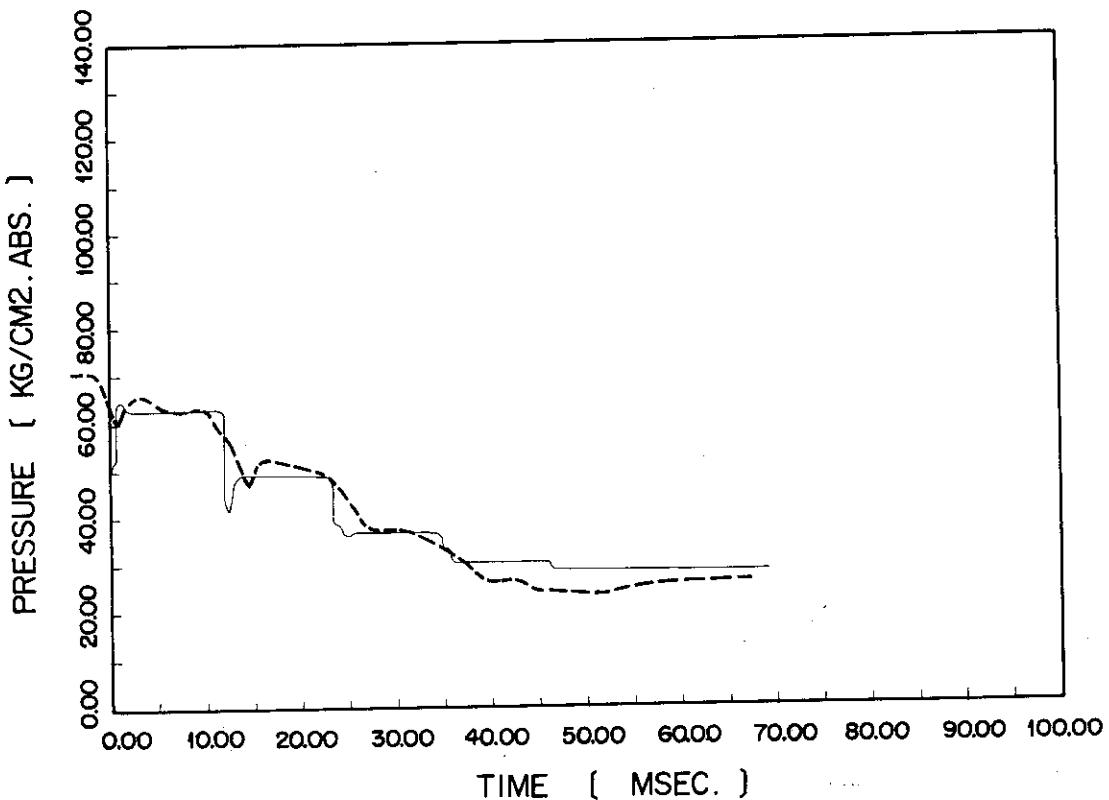


Fig. 4.57 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression  
(Test #1001, PQ-4)

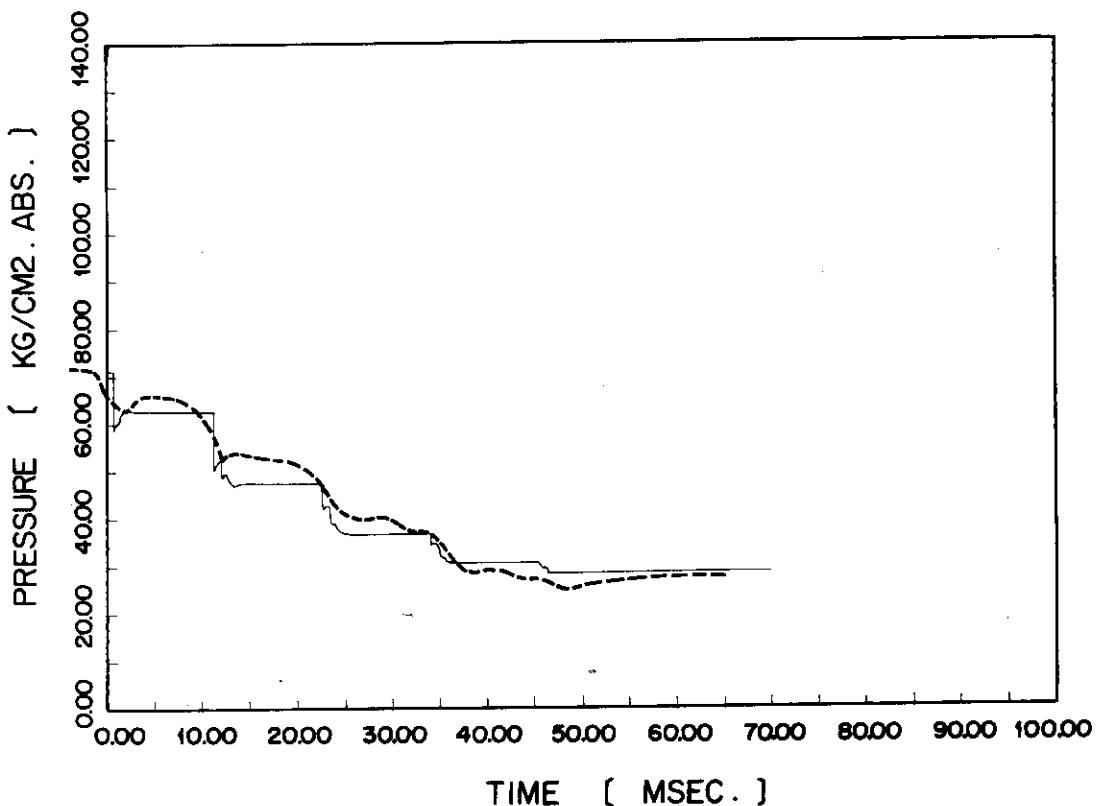


Fig. 4.58 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1001, PQ-3)

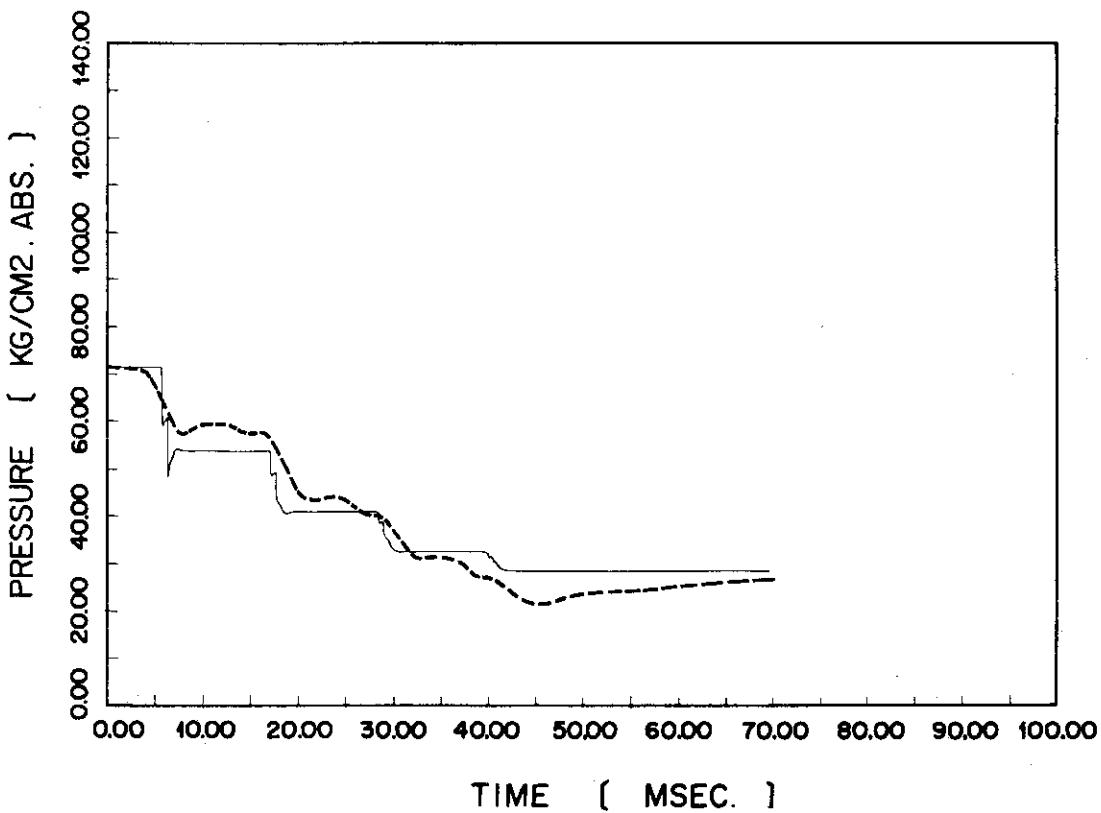


Fig. 4.59 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1001, PQ-1)

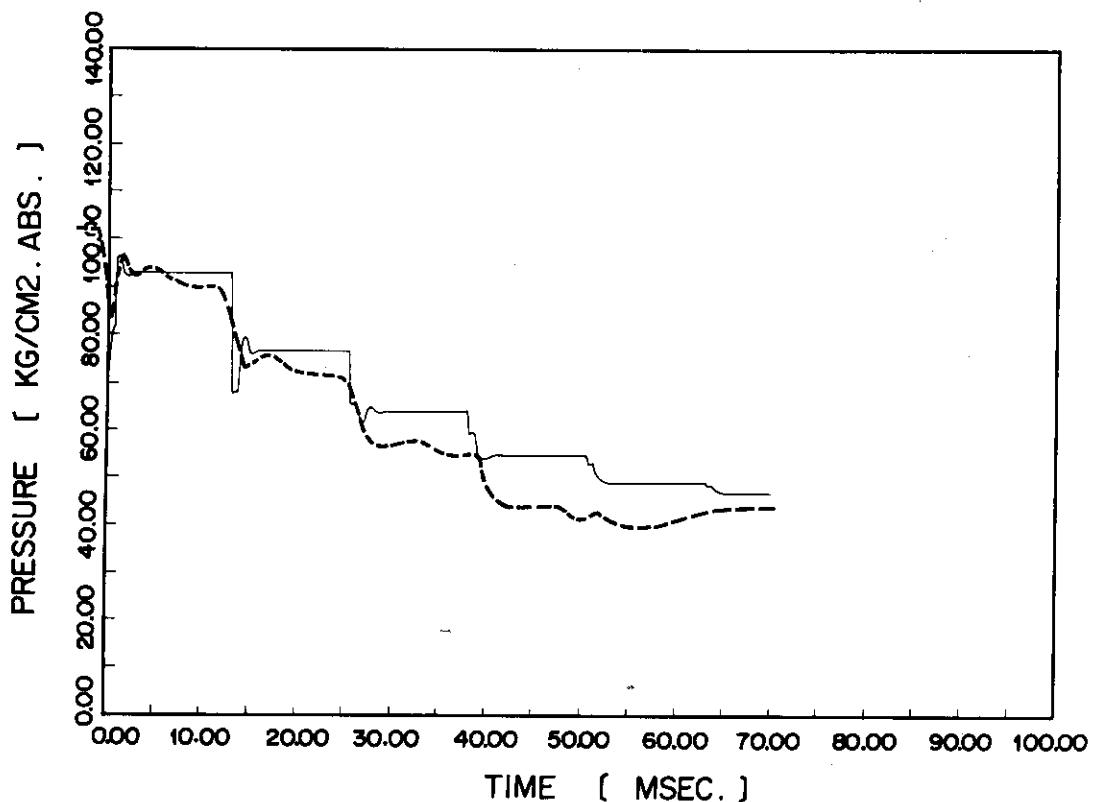


Fig. 4.60 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1002, PQ-4)

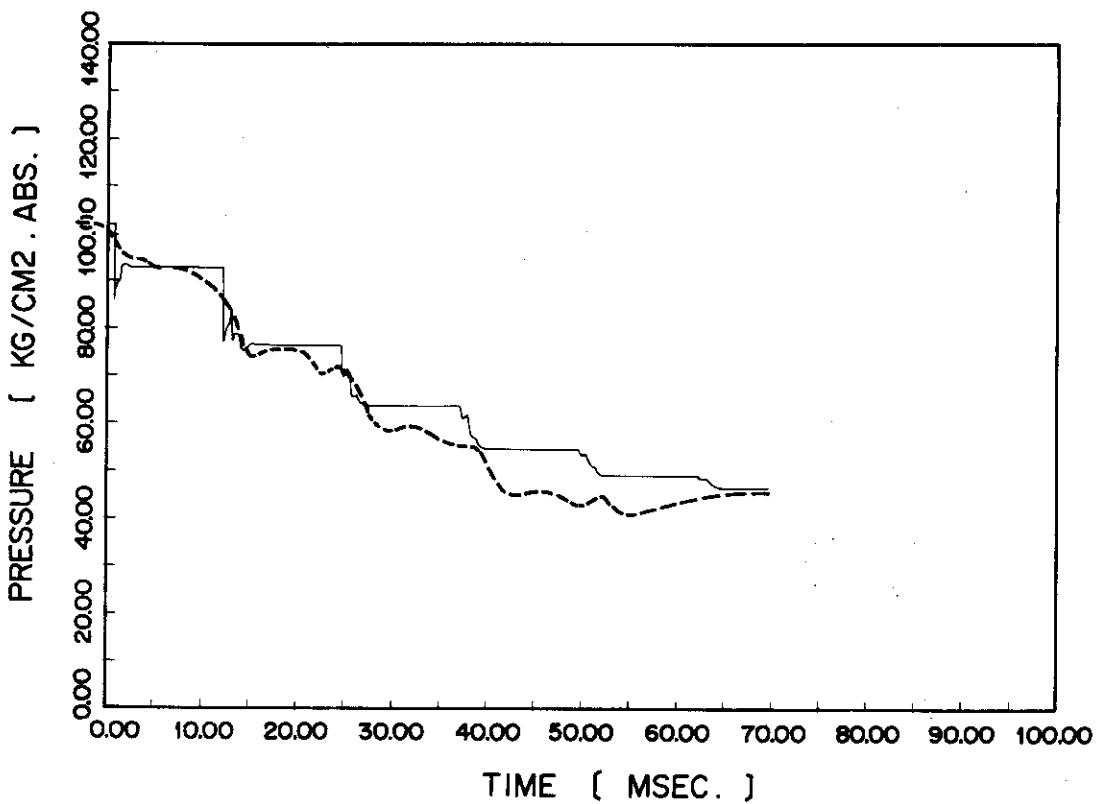


Fig. 4.61 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression (Test #1002, PQ-3)

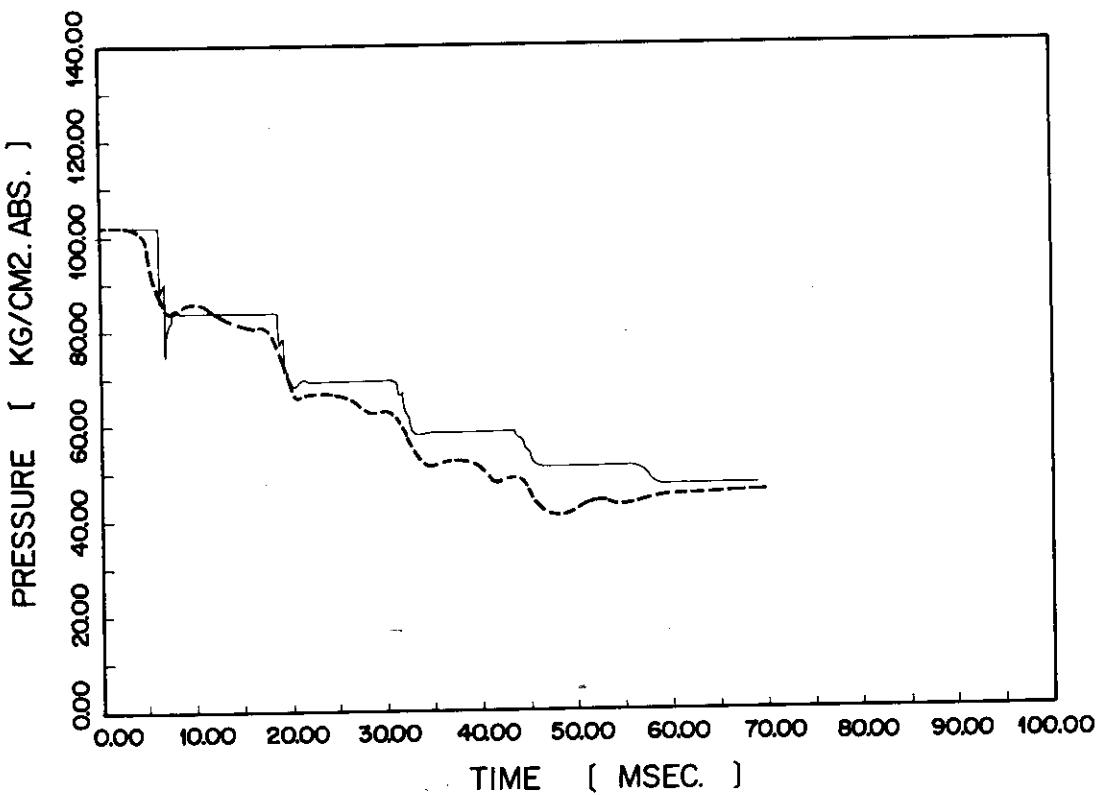


Fig. 4.62 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression  
(Test #1002, PQ-1)

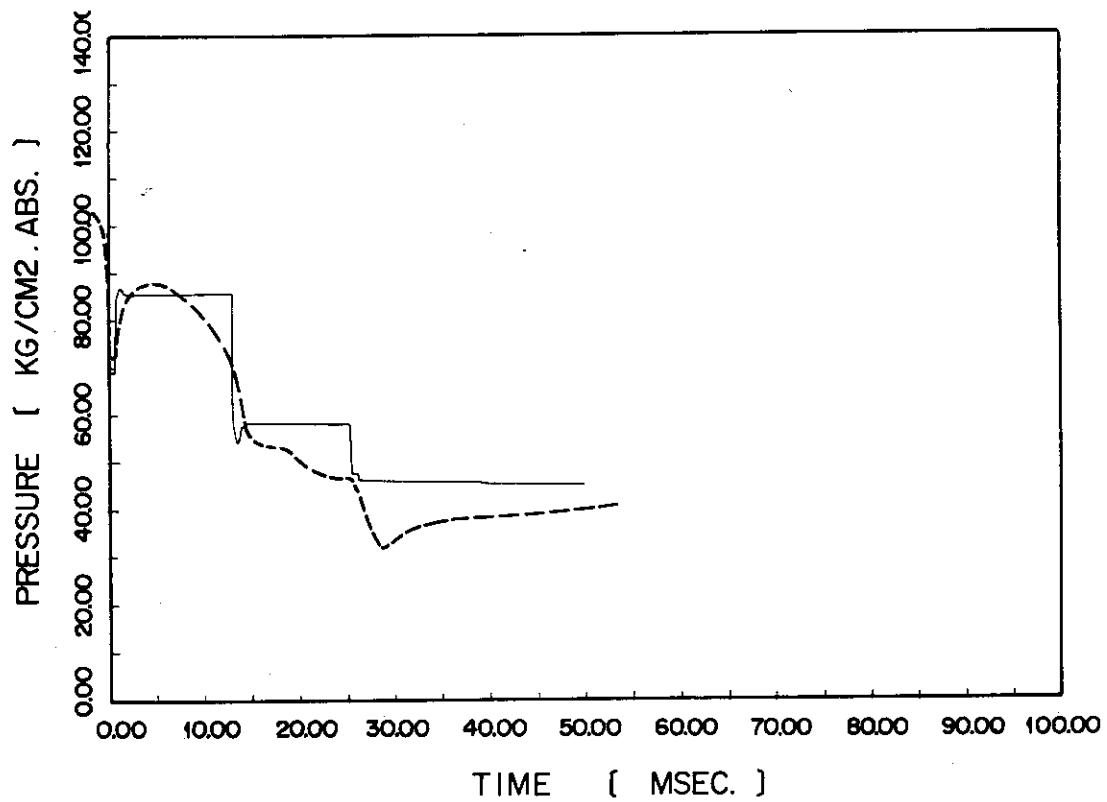


Fig. 4.63 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression  
(Test #1003, PQ-4)

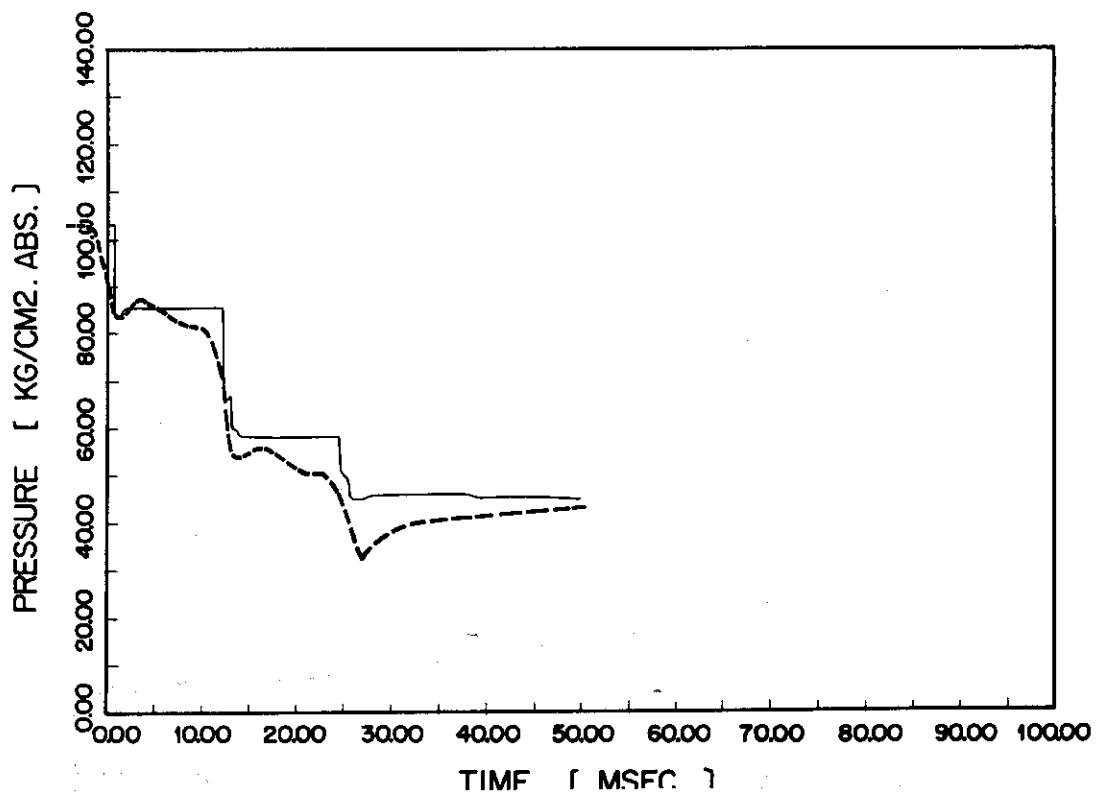


Fig. 4.64 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression  
(Test #1003, PQ-3)

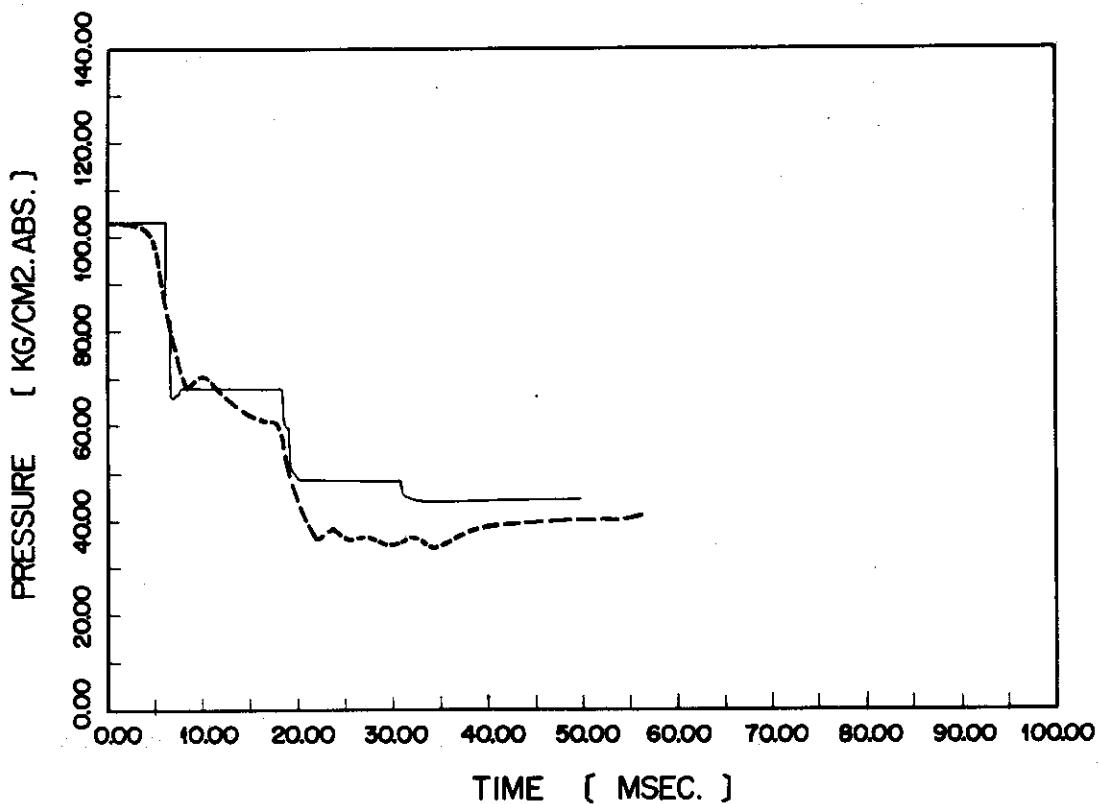


Fig. 4.65 The Calculated and the Measured Pressure Transients during Subcooled Decompression  
(Test #1003, PQ-1)

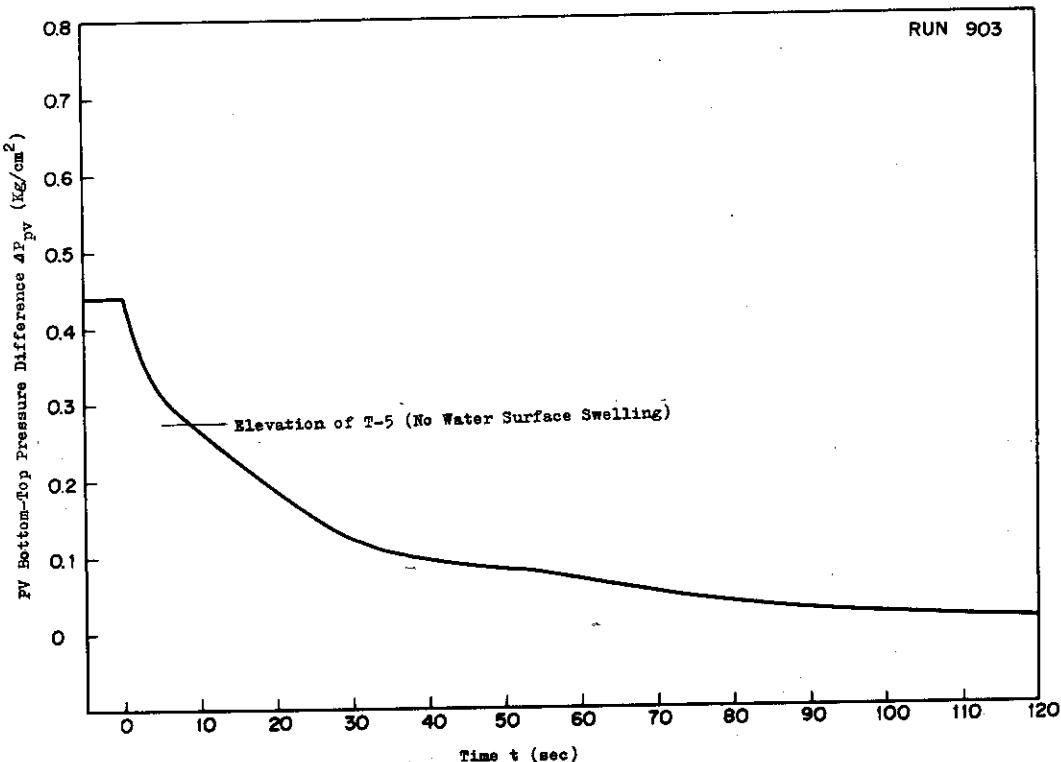


Fig. 4.66 Transient of Water Inventory in the Vessel (Test #903)

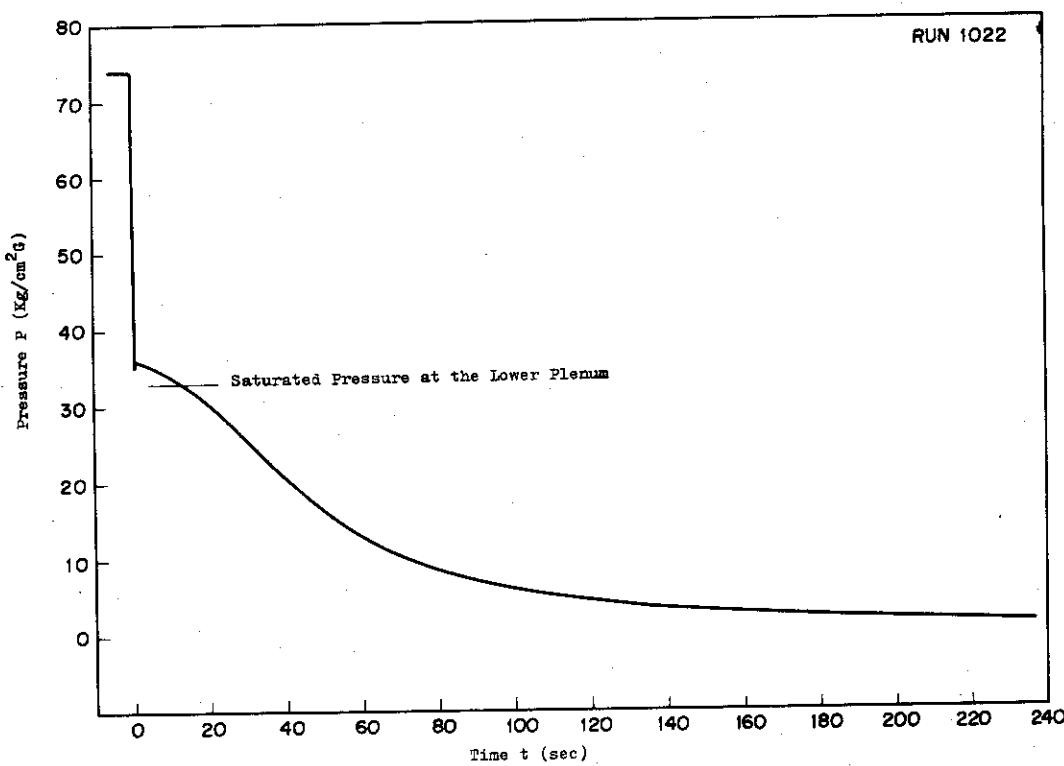


Fig. 4.67 Pressure Transients with the Point the Saturation Condition Is Reached at the Lower Plenum (Test #1002)

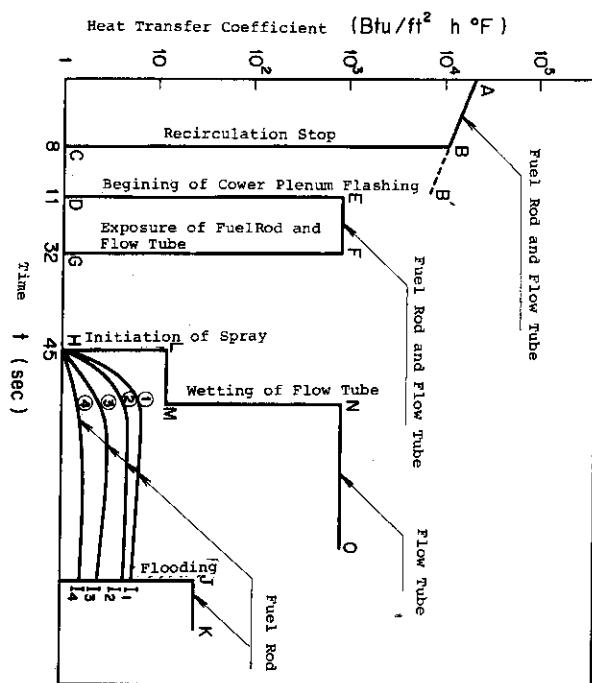


Fig. 4.68 Assumptions Made in BWR LOCA Analysis on Heat Transfer Coefficient Variation with Time

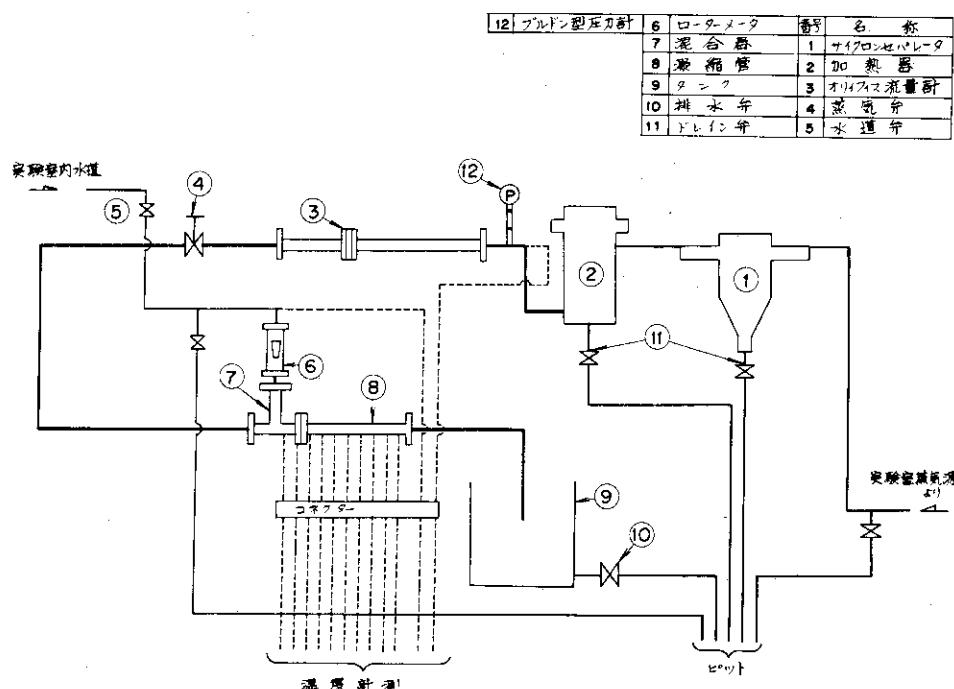


Fig. 4.69 Flow Sheet of Test Apparatus to Test Rapid Condensation of Flushing Flow

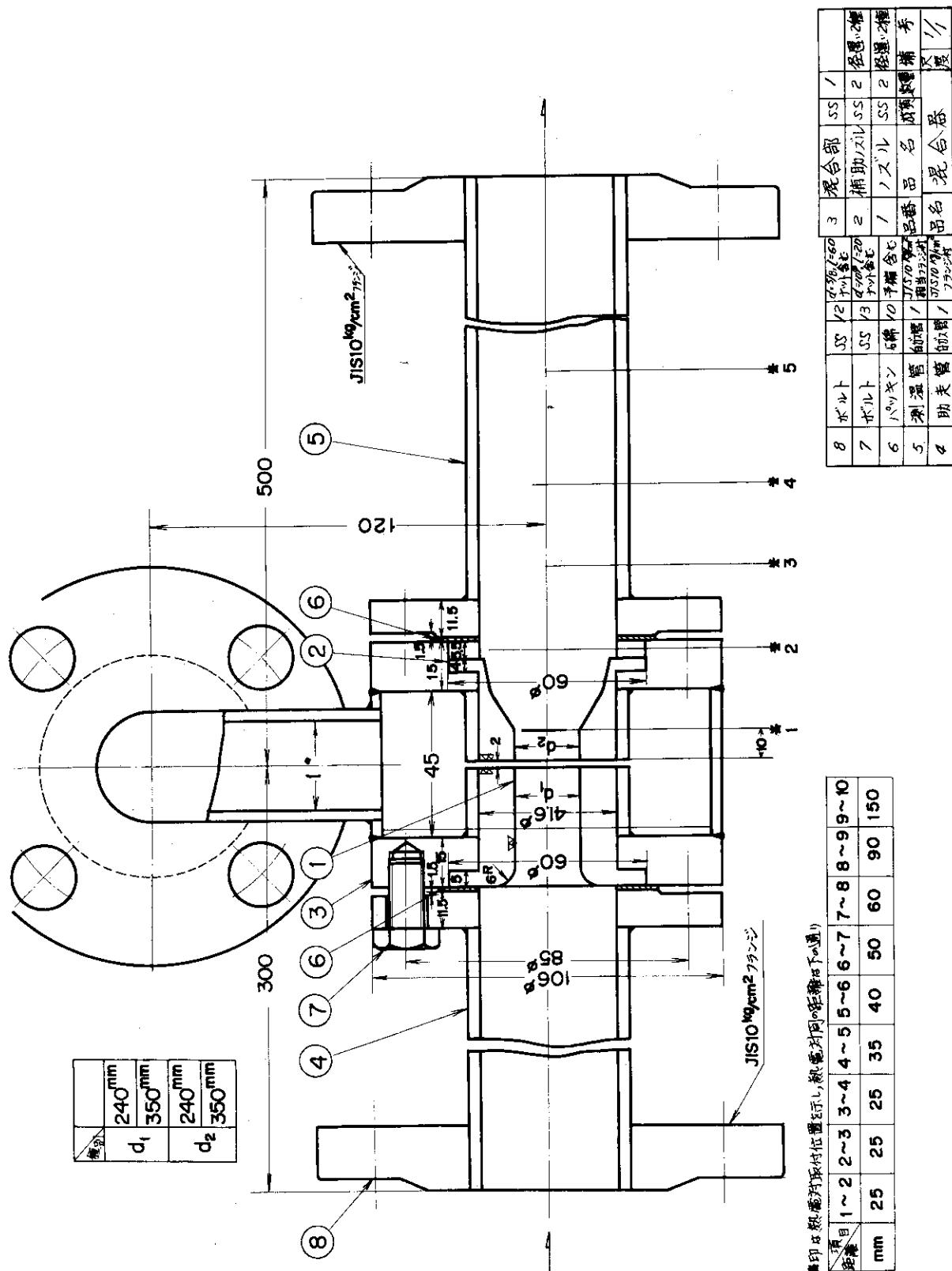


Fig. 4.70 Detail of the Test Condenser

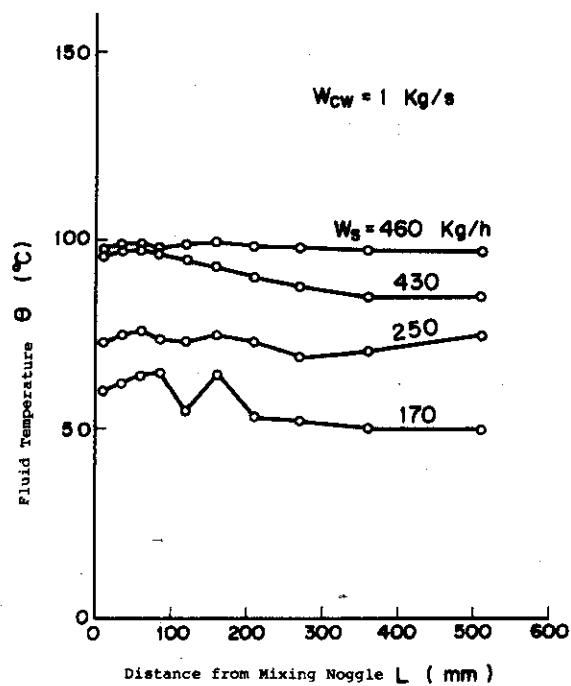


Fig. 4.71 An Example of Fluid Temperature Distributuin along the Axis of the Condenser

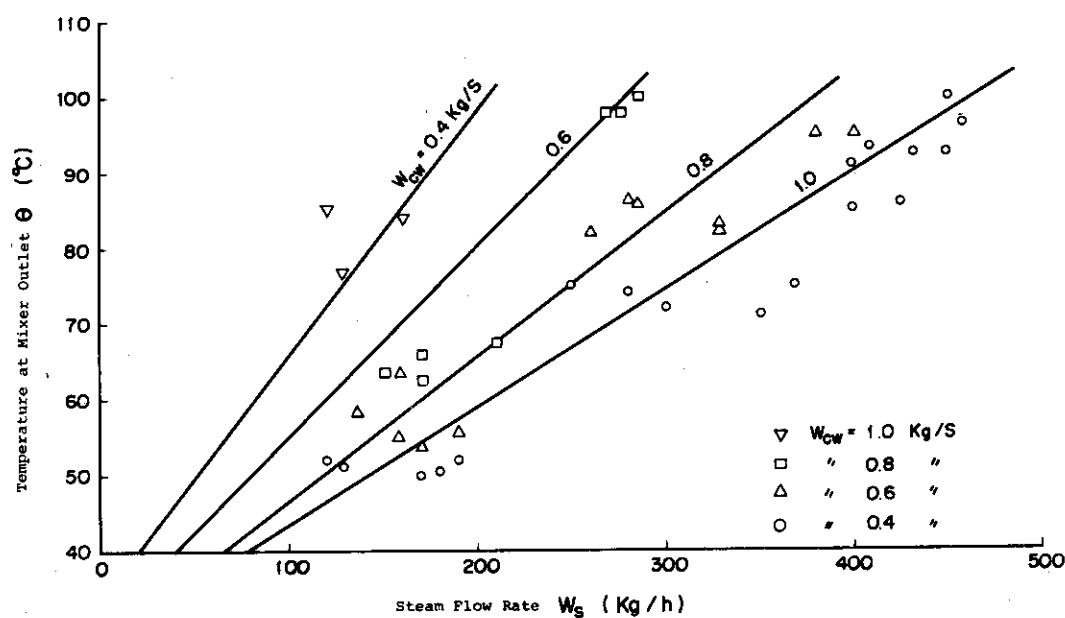


Fig. 4.72 Fluid Temperature after Completion of Condensation

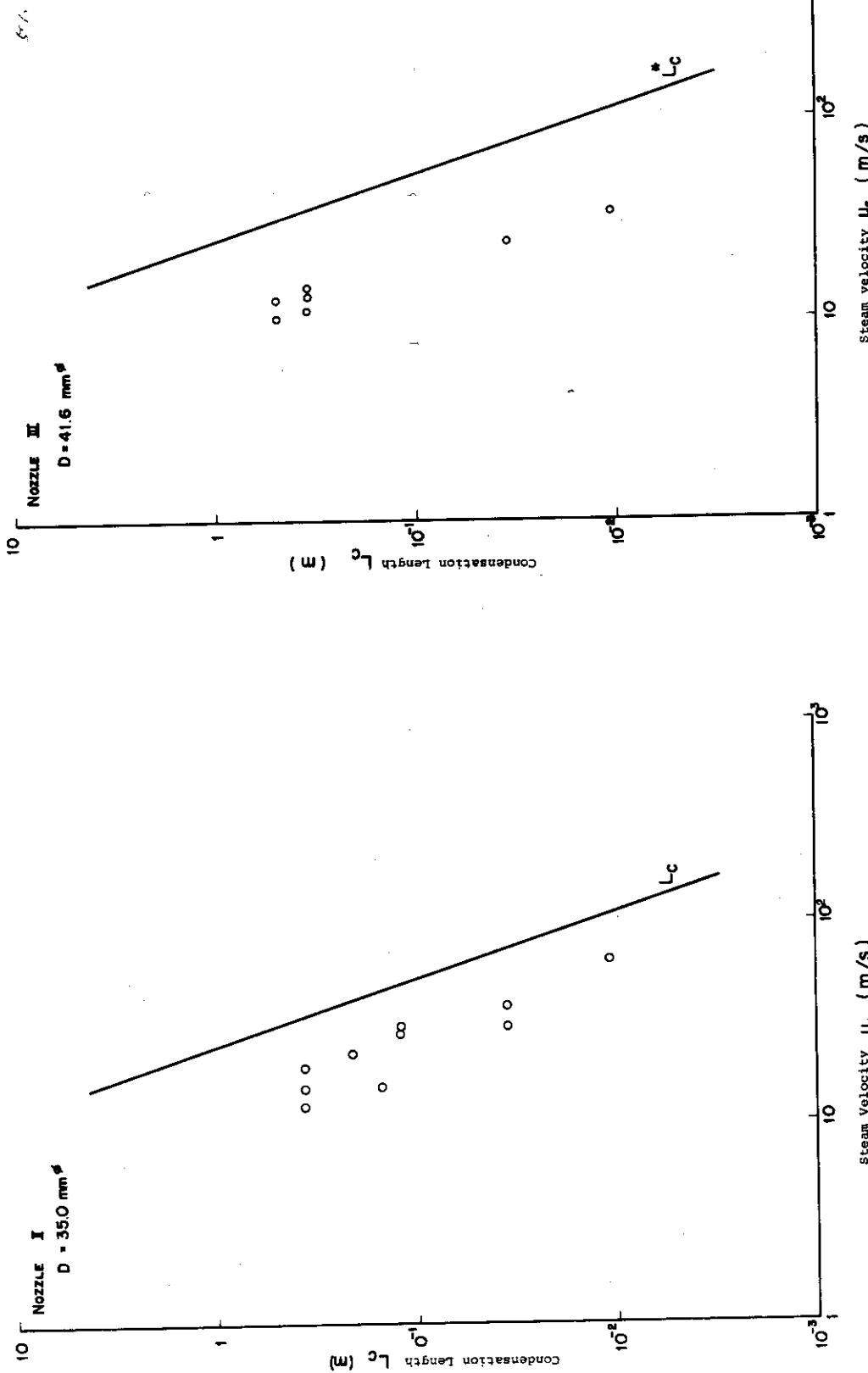


Fig. 4.73 Distance Required for Completion of Condensation vs. Steam Velocity (Nozzle I)

Fig. 4.74 Distance Required for Completion of Condensation vs. Steam Velocity (Nozzle II)

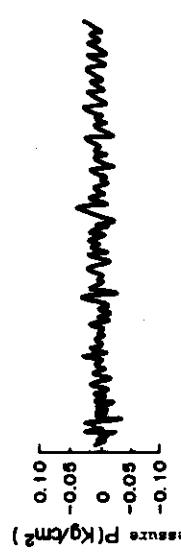


Fig. 4.75 Pressure Oscillation Data in  
Condenser

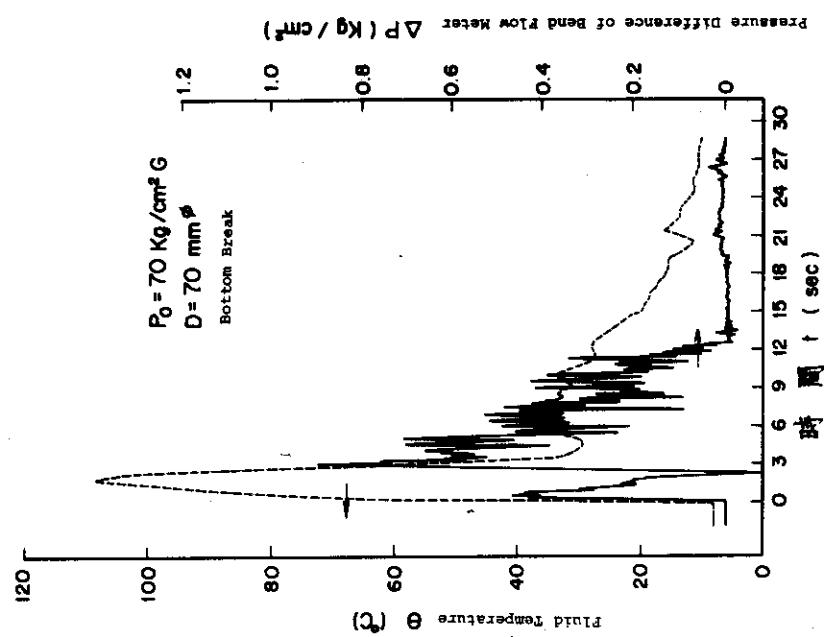


Fig. 4.76 Pressure Oscillation Data in  
Condenser

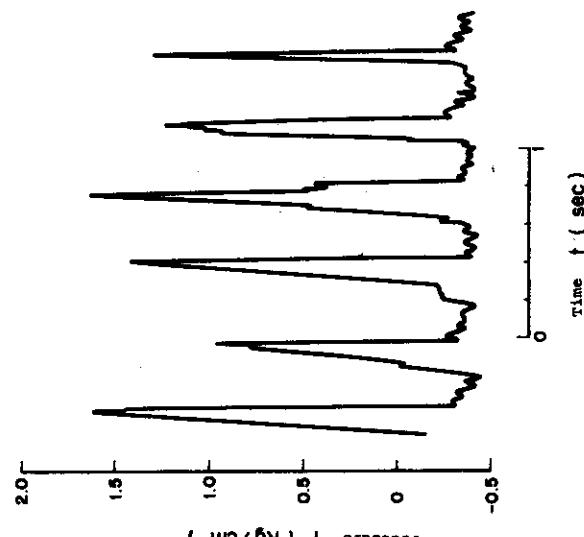


Fig. 4.77 Test Data of Rapid Condenser

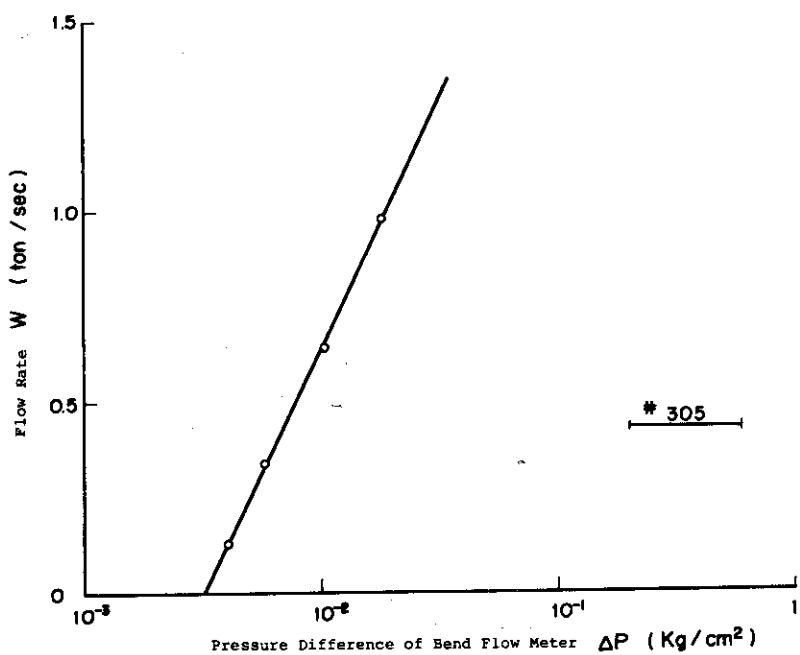


Fig. 4.78 Bend Flow Meter Test Data

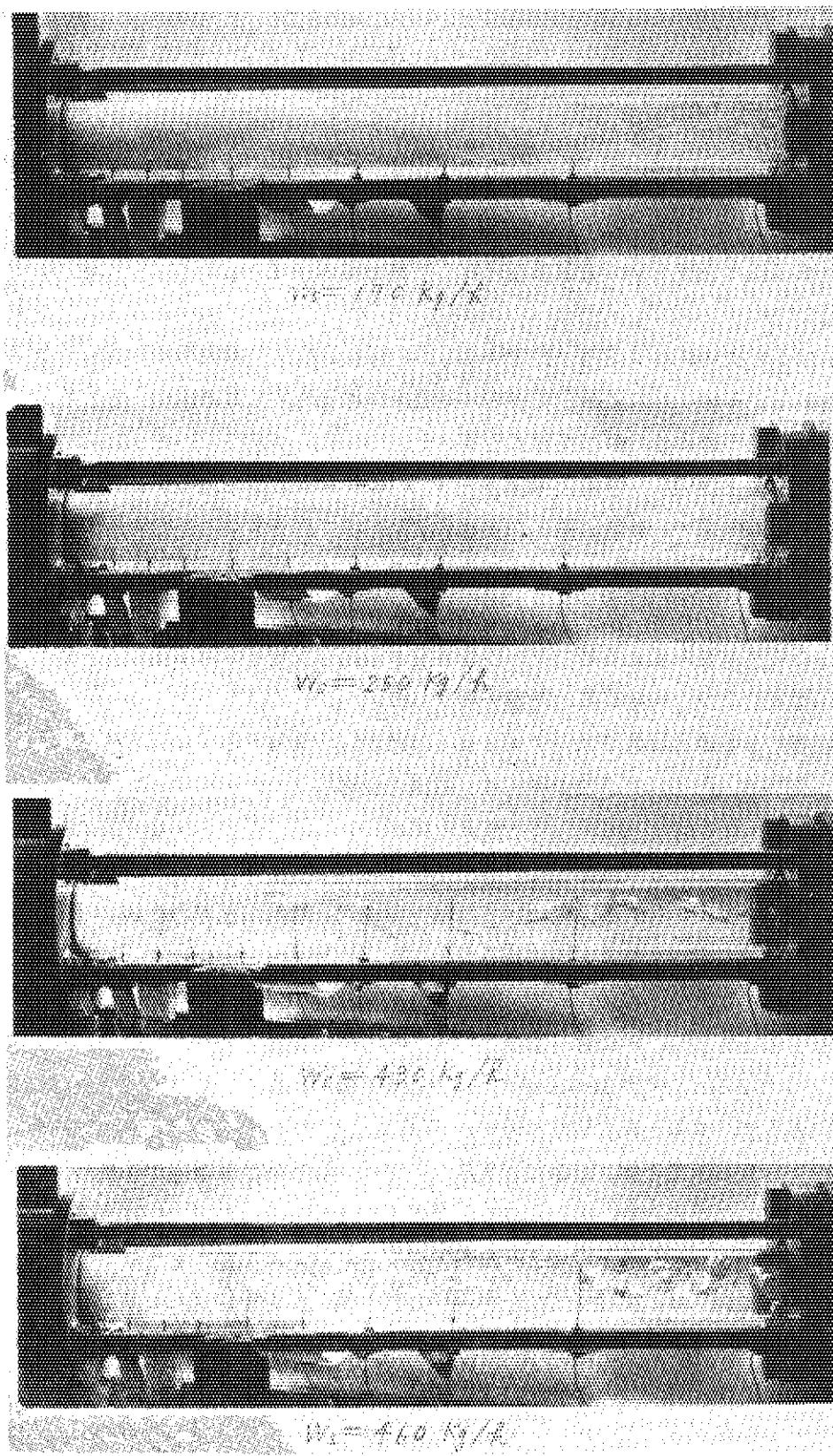


Photo. 4.1 Photo of Fluid in a Small Scale Rapid Condenser  
for Visual Study

## 5. 結 言

昭和45年12月より昭和48年3月まで実施された ROSA - I による研究成果をまとめると次のようになる。

1) ブローダウン中の流体圧力降下曲線、温度降下曲線および残存水重量（放出流量）に関して、ROSA - I 試験データと解析コード RELAP - 2, RELAP - 3 による計算との照合を行なった。その結果、初期圧力、初期温度、初期水位、破断位置、破断口径、内部構造物の有無、解析モデルに使用されているパラメータ（放出係数  $C_D$ 、気泡分布係数  $C_x$  気泡離脱速度  $V_B$ ）および体積区分との関係が明らかにされた。

2) 破断口における放出係数は（RELAPでは  $C_D$ ），軽水炉冷却材喪失事故の解析の中で最も重要なパラメータとされているが、これに関して幅広い実験条件に適合する最適値を決定するとともに、これにおよぼす影響因子を明確にし、かつ実験式を導いた。

3) 前項の試行錯誤法とは別に、理論と ROSA - I 実測データとから放出係数  $C_D$  を導き、 $C_D$  が放出圧力にはほとんど無関係で、破断口径とクオリティ  $x$  だけで決まることを明らかにした。とくに  $x$  が零に近いところでは発泡おくれのために  $C_D$  が急激に増大して 1 以上になること、また零から離れた所では熱力学的不平衡現象を示すことを明らかにした。

4) 破断口からの流出流量を求めるために、亜臨界流から超臨界流にいたる流れを一般的に取扱うことができる高速二相流および二相臨界流の理論を確立した。

5) 直接混合凝縮による流出流量およびクオリティの測定は、予備実験では極めて良好な結果をみたにもかかわらず、ROSA - I では不成功に終った。原因は凝縮のための必要条件である流体力学的条件が、ROSA - I では満たされていなかったと推定される。

6) 模擬燃料棒表面温度の挙動に関しては、燃料棒が水面以下にあると推定される場合でも温度異常上昇を示す実測データを得た。この原因については種々の検討と解釈がなされたが、明確に現象を理解することができず、解析モデルを確立するに至らなかった。

7) 未飽和減圧時の一次系内の流体の圧力、流速、温度、密度、音速の変化過程を求めるため、特性曲線法による解析手法を確立し、その第一段階として DEPCO - SINGLE を開発した。これによる計算結果は、ROSA - I および LOFT Semiscale の実験結果と極めて良く一致することが確認された。

以上のとおりであるが、本報告書の冒頭に述べた ROSA - I による予定された実験内容のうち(1)および(3)はほぼ達成することができた。しかし、(2)については、燃料棒温度挙動が事故解析で明らかにすべき最終目標であるにもかかわらず、確たる見通しを得ることができなかつたのはまことに残念であった。われわれは ROSA - I の経験を通じて、燃料棒温度の挙動があまりにも複雑であることを知った。とくに大型装置による試験では、実験技術から理論にわたり非常に困難性があることを痛感した。

燃料棒温度挙動の解明には、従来のようにブローダウンとヒートアップと分ける手法では真の解明を期しがたい。そのためには、炉心チャンネル内の冷却材の局所的挙動と加熱面における熱伝達とが相互関連のもとに明確にされなければならない。熱力学的非平衡も考慮しなければならない。このことは必然的に、新しい物理モデルと解析手法の確立を要求することになる。これらは今後、ROSA - II 計画の中で究明していく。

(3)については、これまで単純な体系からさらに複雑な炉心構造物および配管系を考慮に入れ、実炉の衝撃波の解析に適用できるコードへと発展させていく予定である。

## 6. あとがき

日本原子力研究所において、昭和45年末より昭和48年3月にかけて実施された、ROSA-Iによる試験結果のまとめを行なった。装置が大型であるために、データらしいデータが得られるまでには計測技術をはじめとして装置の運転保守の面でトラブルが続出して苦しめられた。ようやく実験が軌道に乗りだした頃、突然 ECCS 問題が起った。非常炉心冷却系が設計どおりに機能を発揮しないのではないかという疑問がでて、原子炉の安全問題は俄然クローズアップされた。本文で述べたとおり、我々の ROSA - I ではまだ ECCS を備えていない。もっとずっと手前の基礎データをとるのに苦労している時に、安全性問題の焦点は ECCS というずっと先の方まで突走ってしまった。我々は ROSA - I の実験を行ないつつ ECCS 研究計画（ROSA - II）を進めていった。

いうまでもなく、安全性研究においてはまず現象を正しく認識するための実験と、次にこれらの実験データに裏付けされた一般性ある解析コードをまとめることが必要である。これに対して、冷却材喪失事故はあまりにも現象が複雑で奥行きが深く、これを解明するには基礎から大型装置による試験まで巾広い研究を、有機的かつ計画的に進めなければならないであろう。ROSA - I はこうした研究の一端を担っているに過ぎないのでこれだけで冷却材喪失事故を解決できるものではない。それはまた一国だけでは無理で、おそらく国際協力によって初めて可能なほどの内容であると思われる。

本報告書を作成するにあたり、ROSA - I 計画の実施の上で絶えず貴重な御助言と御指導をいただいた軽水炉安全防護装置開発研究委員会の委員長内田秀雄東大教授をはじめ委員各位に心から感謝の意を表する。また、RELAP コードの整備をされ、ROSA - I 実験解析にあたって御討論いただいた日本原子力研究所安全工学部反応度安全開発室の大西信秋氏、電子技術総合研究所の清水定明氏および原子力コード委員会軽水炉安全性解析コード専門部会に厚く御礼を申し上げる。さらに、試験装置の完成のために御協力をいただいた日本原子力研究所技術部の皆さんに深く感謝する次第である。

## 参考文献

- 1 生田目健，“軽水炉冷却材喪失事故模擬試験装置：Part V（データ集録装置）”，JAERI-memo 4041 (1970.6)
- 2 生田目健，“原子炉の安全性研究における実施例”エレクトロニクスダイジェスト，11-156,37 (1971.1.1)
- 3 西脇一郎，清水定明他，“水冷却原子炉における一次冷却系破損事故の実験と解析（第3報）”，電総研報，第34巻，第7号 (1970)
- 4 T.E. Curry, "Semiscale Project Test Data Report—Test 851", ANCR-1065 (1972)
- 5 原子力コード委員会軽水炉安全性コード専門部会編“軽水炉についての安全解析コード・アプストラクトー1”JAERI-memo 3788 (1969)
- 6 K.V. Moore, W.H. Retting "RELAP2:A Digital Program for Reactor Blowdown and Power Excursion Analysis" IDO-17263 (1968)
- 7 W.H. Retting, et al "RELAP3:A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis" IN-1321 (1970)
- 8 大西信秋，清水定明他“RELAP 2によるブローダウン挙動の解析”JAERI-M 4937 (1972)
- 9 J.A. Redfield et al "FLASH 2:A FORTRAN IV Program for The Digital Simulation of a multinode Reactor Plant during Loss of Coolant" WAPD-TM-666 (1967)
- 10 R.T. Al Iemann et al. "Experimental High Enthalpy Blowdown from a Simple Vessel Through a Bottom Outlet" BNWL-1411 (1970)
- 11 日立製作所“科学技術庁研究成果報告書”(昭41.6)
- 12 F.J. Moody, "Maximum Flow Rate of a Simple Component, Two-Phase Mixture" J. Heat Transfer, 87.1, 134 (1965.2)
- 13 H.Fauske, ANL - 6633 (1961)
- 14 小笠原，機械学会論文集，31-225 (昭40-5), 751
- 15 小笠原，機械学会論文集，32-240 (昭41-8), 1239
- 16 小笠原，機械学会論文集，34-267 (昭43-11), 1985
- 17 甲藤，機械学会論文集，34-260 (昭43-4), 731
- 18 甲藤，機械学会論文集，35-271 (昭44-3), 572
- 19 H.F. Fauske, Dissertation, Univ. of Minn. (1961)
- 20 D.W. Faletti, Dissertation, Univ. of Washington (1959)
- 21 J.E. Moy et al., A.I.Ch.E. Journal, 13-1 (1957), 361
- 22 A.J.R.Cruz, Dissertation, Univ. of Minn. (1953)
- 23 C.E. Slater, "Comparison of Predictions from The Reactor Primary System Decompression Code (RELAP3) with Decompression Data from The Semiscale

- Blowdown and Emergency core Cooling (ECC) Project",
- 24 安達, "軽水炉冷却材喪失事故過程の予備計算," JAERI - memo 3264 (1968.10)
- 25 安達, 山本, "高速二相流に対する研究(第2報縮小拡大ノズルからの流出)", 原子力学会誌, Vol. 15, №11 (1973.11)
- 26 R.A. Brown, UCRL - 6665-T (1961)
- 27 井上, 他, "非定常減圧時の気泡の成長に関する研究" 第10回本伝熱シンポジウム前刷集, A204 (1973)
- 29 V.T. Berta, "Subcooled Pressure Gradient in PWR Systems Following Primary Coolant Loop Breaks," IDO-17243, Phillips Petroleum (1968)
- 30 R.P. Rose et al., "Hydrodynamics Describing Acoustic Phenomena During Reactor Coolant System Blowdown", IDO-17254 (1967)
- 31 S. Fabic, "Computer Program WHAM for Calculation of . . . . .", Kaiser Engineering Report No. 67-49-R (1967)
- 32 S. Fabic, "BLODWN-2 : Westinghouse Computer Program for . . . . .", Trans. ANS, 12, 358 (1969)
- 33 K. NAMATAME, K. KOBAYASHI, "DEPCO-SINGLE : A Computer Code for Subcooled Decompression Process during LOCA", JAERI - memo 5202 (1973)
- 34 A. Mallock, Proc. Roy. Soc., London, 84, p. 391
- 35 K. NAMATAME, K. KOBAYASHI, "Justification Studies of The Digital Computer Code DEPCO-SINGLE," JAERI - memo 5272 (1973)
- 36 J.W. Daily et al., "Resistance Coefficients for . . . . .", Trans. ASME (1965)
- 41 安達, 大久保, "急速凝縮器に関する予備検討(第1報)" JAERI - memo 3310
- 42 安達, 大久保, 久保田, "急速凝縮器に関する予備検討(第2報)" JAERI - memo 4273
- 43 N. Isshiki, "Theoretical and Experimental Study on Atomization of Liquid Drop in High Speed Gass Stream" Unyn Gijitsu Kenkyujo Report, No. 35
- 44 Dr. P. J. Schneider, "Temperature Response Chart", (1963) John Wiley and Sons.