

MELT-II 試験装置を用いた再臨界排除可視化基礎試験（2）  
－冷却材ボイド拡大挙動に対する冷却材流路の上部圧力損失  
及び融体エンタルピー投入速度の影響－

(研究報告)

2003年3月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:  
Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184,  
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2003

MELT-II 試験装置を用いた再臨界排除可視化基礎試験（2）  
— 冷却材ボイド拡大挙動に対する冷却材流路の上部圧力損失  
及び融体エンタルピー投入速度の影響 —  
(研究報告)

松場賢一※、今堀真司※、磯崎三喜男※

## 要旨

高速炉の炉心損傷事故において有意な機械的エネルギー放出を伴う再臨界が発生する可能性(再臨界問題)を排除するためには、炉心損傷過程の早期に溶融燃料が炉心外へ速やかに排出されることを示すことが有効である。本試験研究では、炉心外への燃料排出挙動に関連する個別現象を解明することを目的として、模擬燃料融体(Wood's Metal: 密度～8500kg/m<sup>3</sup>、融点 78.8°C)を、排出経路(御棒案内管など)を模擬した冷却材(水)流路へその側面から放出させる試験を実施している。

第一報では、融体放出部近傍の冷却材のサブクール度が十分に減少して初めて、燃料排出を促進する効果をもつボイド拡大が開始されること、及び実機条件では早期にボイド拡大が開始される可能性が高いことを明らかにした。本報では、実機条件と関連するパラメータに対するボイド拡大挙動の依存性を試験データから分析した。

試験結果は以下に示すとおりである。

- (1) 冷却材流路の上部に大きな圧力損失が生じる条件の下では、ボイドの拡大が下方向へ導かれ、流路下部プレナムまで達することを確認した。この結果は、排出経路上部に大きな圧力損失を設ける設計条件が燃料排出を促進にする上で有利であることを示している。
- (2) ボイド拡大が開始されるまでに必要な融体エンタルピー投入量は、その投入速度あるいは融体と冷却材の混合時間に依らずほぼ一定となる傾向が見られ、その一方で冷却材のサブクール度に強く依存する。この傾向は、ボイド拡大の開始が融体と冷却材との熱バランスに支配されることを示唆する。
- (3) ボイド拡大は継続的な蒸気圧形成により維持される。この蒸気圧は融体エンタルピー投入速度とともに増加する。
- (4) 融体エンタルピー投入速度の増加に伴い、下部プレナムへの継続的な融体移行を不安定化する効果をもつFCI(Fuel-Coolant Interaction: 溶融燃料-冷却材熱的相互作用)事象がボイド境界で発生する可能性が高くなる。

これらの結果から、実機条件では排出経路全域にわたるボイド拡大が速やかに実現する可能性が高いことを確認した。その一方で、速やかな燃料排出を示すためには、ボイド境界でのFCI挙動及びそれらが燃料移行挙動に及ぼす影響を解明することも重要と認識された。

---

\*大洗工学センター 要素技術開発部 リスク評価研究グループ

## Basic experimental study with visual observation on elimination of the re-criticality issue using the MELT-II facility (2)

- Effects of upper pressure drop in a coolant channel  
and melt enthalpy injection rate upon void development behavior -

Ken-ichi MATSUBA\*, Shinji IMAHORI\*, Mikio ISOZAKI\*

### Abstract

It is effective to demonstrate a rapid and massive relocation of molten fuel from the reactor core at an early stage of the core disruptive accident (CDA) in fast breeder reactors for elimination of the re-criticality issue in which meaningful mechanical energy release is concerned. The purpose of the present study is to clarify individual phenomena related to a fuel discharge behavior from the reactor core. In the present study, a series of experiments with simulant materials has been carried out. In the experiments, simulant of molten fuel (Wood's Metal: density $\sim$ 8500kg/m<sup>3</sup>, melting point 78.8°C) is injected into a coolant channel (water-filled) simulating the discharge path (e.g. control rod guide tube) from its side wall.

In the previous report, it has been clarified that void development leading to enhanced fuel relocation is initiated by a sufficient reduction of coolant subcooling in the vicinity of the melt injection site, and that an early initiation of void development is highly probable under the reactor condition (MOX fuel/sodium coolant). In this report, dependency of void development behavior on related parameters to the reactor condition is analyzed from the experimental data.

The following results have been obtained through the present experiments.

1. It was confirmed under a condition with high pressure loss at the upper part of a coolant channel that coolant void is forced to develop downward up to the lower plenum located under the coolant channel. The experimental fact indicates advantage of a reactor design with large pressure loss in the upper part of a fuel discharge path for enhanced fuel relocation.
2. The injection amount of melt enthalpy necessary to initiate void development tends to be constant, irrespective of its injection rate or melt/coolant mixing time. On the other hand, the injection amount of melt enthalpy strongly depends on coolant subcooling. This tendency suggests that initiation of void development is dominated by heat balance between melt and coolant.
3. Void development is supported by continuous formation of vapor pressure which increases with melt enthalpy injection rate into the coolant channel.
4. Larger melt enthalpy injection rate leads to a higher possibility of FCI (Fuel-Coolant Interaction) events at void boundaries which have potential to disturb continuous melt relocation into the lower plenum.

From the above results, it has been confirmed that rapid establishment of void development over the fuel discharge path is highly probable under the reactor condition. However, it has been recognized that another important subject is clarification of FCIs at void boundaries and their influence on fuel relocation for demonstration of a rapid fuel discharge during a CDA.

---

\*Nuclear System Safety Research Group, Advanced Technology Division, O-arai Engineering Center, JNC

## 目 次

要旨 .....	i
Abstract .....	ii
目次 .....	iii
図表リスト .....	v
記号リスト .....	vi
1. 緒言 .....	1
2. 試験装置及び試験方法 .....	3
3. 試験条件 .....	3
4. 結果及び考察 .....	4
4-1 冷却材流路上部に大きな圧力損失が生じる条件でのボイド拡大挙動 .....	4
4-2 ボイド拡大開始までの融体と冷却材の混合時間 .....	5
4-3 ボイド拡大挙動に対するパラメータの影響 .....	6
4-4 ボイド拡大過程での蒸気圧 .....	7
4-5 ボイド拡大過程での融体移行挙動 .....	8
4-5-1 冷却材流路内の融体分布 .....	8
4-5-2 ボイド境界での FCI の影響 .....	9
5. まとめ .....	10
謝辞 .....	11
参考文献 .....	11

付録 1	冷却材流路の圧力損失条件	23
付録 2	試験データ集	25
付録 3	融体放出量及びデブリ粒子径分布	41

## 図表リスト

表 3-1 模擬物質と実物質の主な物性値の比較 .....	12
表 3-2 試験条件の一覧 .....	12
図 1-1 燃料排出挙動に関する個別現象 .....	13
図 2-1 試験装置 .....	13
図 2-2 冷却材流路の熱電対の取付け位置 .....	14
図 4-1 高解像度型ビデオカメラで撮影した冷却材流路の連続写真 (MER2-10-11A) .....	14
図 4-2 冷却材流路への融体放出速度と冷却材圧力の履歴 (MER2-10-11A) .....	15
図 4-3 融体放出口近傍の冷却材温度と冷却材ボイド境界の履歴 (MER2-10-11A) .....	15
図 4-4 冷却材温度の履歴 (MER2-10-11A) .....	16
図 4-5 冷却材ボイド拡大開始までの融体と冷却材の混合時間 .....	16
図 4-6 冷却材ボイド拡大挙動に対する融体エンタルピー投入速度の影響 .....	17
図 4-7 冷却材ボイド拡大挙動に対する冷却材サブクール度の影響 .....	17
図 4-8 冷却材ボイド拡大挙動に対する冷却材圧力の影響 .....	18
図 4-9 冷却材ボイド拡大速度 .....	18
図 4-10 ボイド拡大過程での蒸気圧の評価値と実測値の比較例 .....	19
図 4-11 ボイド拡大過程での蒸気圧の評価値 .....	19
図 4-12 冷却材流路への融体放出速度と冷却材流路の液位の履歴 (MER2-10-14A) .....	20
図 4-13 冷却材流路の温度分布 1 (MER2-10-14A) .....	20
図 4-14 冷却材流路の温度分布 2 (MER2-10-14A) .....	21
図 4-15 冷却材流路の温度分布 3 (MER2-10-14A) .....	21
図 4-16 冷却材流路への融体放出速度と冷却材流路の液位の履歴 (MER2-10-13A) .....	22
図 4-17 冷却材流路の圧力履歴 (MER2-10-13A) .....	22

## 記号リスト

$dQ/dt$	融体エンタルピー投入速度	[J]
$dM_m/dt$	単位時間当りの融体放出量（質量流速）	[kg/s]
$C_m$	融体の定圧比熱	[J/(kg·°C)]
$T_m$	融体の初期温度	[°C]
$T_{m.p.}$	融体の融点	[°C]
$\Delta H_m$	融体の溶融潜熱	[J/kg]
$T_c$	冷却材の初期温度	[°C]
$T_{sat}$	冷却材の飽和温度	[°C]
$\delta$	熱拡散層（温度境界層）の厚さ	[m]
$a$	熱拡散率	[m <sup>2</sup> /s]
$t$	熱拡散時間	[s]
$\Delta P_v$	蒸気圧	[Pa]
$\rho_c$	冷却材の液体密度	[kg/m <sup>3</sup> ]
$u$	オリフィスを通じての流速	[m/s]
$Q$	オリフィスを通じての流量	[m <sup>3</sup> /s]
$A$	オリフィスの面積	[m <sup>2</sup> ]
$S$	冷却材流路の断面積	[m <sup>2</sup> ]
$dh_l/dt$	冷却材流路の液位の上昇速度	[m/s]

## 1. 緒言

高速炉の炉心損傷事故（CDA: Core Disruptive Accident）時に炉容器健全性の観点から有意な機械的エネルギー放出を伴う再臨界が発生する可能性（再臨界問題）を排除するためには、炉心損傷の進展過程の早期に溶融燃料が制御棒案内管や燃料集合体内部ダクト（設計オプションの一つ）などを排出経路として炉心外へ速やかに排出されること（早期燃料排出）、あるいはそれを容易にする設計条件を示すことが有効である。これまでの実験的知見<sup>[1]</sup>及び安全解析コードによる評価<sup>[2]</sup>に基づけば、炉心損傷の早期に溶融燃料が炉心外へ流出し、厳しい再臨界は回避されるマイルドな事象推移が現実的であると考えられる。しかし、これらの評価は現象の不確かさを含んでいため、事象推移評価及び評価手法の信頼性を向上させる観点から、実証性の高い実燃料物質を用いた炉内外総合試験による燃料排出原理の確認及び基礎的な試験による個別現象の解明が重要である。

MELT-II 試験装置を用いて実施する再臨界排除可視化基礎試験は、燃料排出原理による再臨界問題排除の見通しを得るための試験研究の一環であり、燃料排出挙動に関連する個別現象を実験的に解明することを目的とする。燃料排出挙動に関連する個別現象を図 1-1 に示す。溶融燃料を速やかに排出させる上では、排出経路内の冷却材が早期にボイド化し、そのボイド化領域を通じて溶融燃料が排出されることが重要と考えられる。本試験研究では、冷却材が充満する排出経路内のボイド化挙動を解明するため、溶融燃料（二酸化ウラン）とナトリウム冷却材の模擬物質としてそれぞれ溶融した低融点金属（Wood's Metal: 密度～8500kg/m<sup>3</sup>、融点～78.8°C、これ以降は融体と呼ぶ。）と水を用い、排出経路を模擬した冷却材流路（断面 50 mm×50 mm、高さ 1,000 mm の水槽）の側面から融体を放出させる試験を実施している。前報<sup>[3]</sup>では、冷却材ボイドの拡大挙動は融体と冷却材の混合により冷却材が加熱される「冷却材サブクール度の減少過程」とボイドが拡大する「ボイド拡大過程」から成り、融体エンタルピーの増加にともない前者の過程の時間が短縮され、ボイド拡大の開始が早期化することを明らかにした。また、融体と冷却材の物性値及び冷却材流路の形状を考慮して試験結果を整理することにより、実炉条件（二酸化ウラン燃料/ナトリウム冷却材）での早期ボイド拡大の見通しを得た。

一方、実機 CDA 条件では、燃料排出過程の初期におけるボイド拡大のために重要な燃料エンタルピー投入速度（排出経路内の冷却材に対する）は、溶融燃料プールと燃料排出先（炉心下部プレナム）との圧力差に基づく燃料放出速度（流速）に支配されると考えられるが、この圧力差は事故進展に依存した不確定要素となる可能性がある。このため、ボイド拡大挙動に対する融体エンタルピー投入速度の影響を把握しておくことが重要と考えられる。さらに、燃料排出を容易に

することをねらいとして、制御棒案内管などの排出経路の上部に大きな圧力損失を設ける設計条件も検討されており、その効果の確認が課題となっている。これらの背景を踏まえて、本報では、冷却材流路上部の圧力損失及び融体エンタルピー投入速度に対するボイド拡大挙動の依存性を試験結果に基づき分析する。

## 2. 試験装置及び試験方法

本試験では、排出経路の壁が破損した後の燃料排出挙動を模擬するため、図 2-1 に示す試験装置を用いた。MELT-II 試験装置（溶融落下挙動大型試験装置）の溶融加熱部（図 2-1、⑧）を利用して所定温度の融体を生成し、排出経路を模擬した「冷却材流路」（図 2-1、②）の側面から内径 1 インチ（25.4 mm）のパイプ（図 2-1、⑦）を通じてその融体を放出させる。冷却材流路の側面の融体放出口（図 2-1、③）の直径は 10 mm である。冷却材流路の断面形状は 50 mm × 50 mm の正方形であり、流路上部にオリフィス板が設置されている。可視映像を撮影するため流路壁面のうち一対向面は透明のポリカーボネート板、残り一対向面はステンレス（SUS304）で構成される。融体と冷却材の初期圧力差は溶融加熱部のカバーガスの圧力の設定により決まる。

本試験での重要な計測データは融体放出速度（流速）、冷却材の温度及び圧力である。これらはそれぞれ電磁流量計（図 2-1、⑥、記録速度 10kHz）、熱電対（図 2-1、TC、記録速度 1kHz）及び圧力センサー（図 2-1、PT、ピエゾ型、記録速度 10kHz）により測定される。冷却材流路の熱電対の取付け位置は図 2-2 に示すとおりである。圧力の測定箇所は融体放出口を高さ中心 0 mm として、±87 mm、±261 mm、±435 mm である。これらの他、冷却材流路の液位を測定するためのレベル計（超音波式、記録速度 10kHz）、可視映像を撮影するための高速度ビデオカメラ（コダック社製、撮影速度 1000frames/sec）及び高解像度カメラ（コダック社製、撮影速度 30frames/sec）を用いた。試験装置と試験方法の詳細については前報<sup>[3]</sup>を参照されたい。

## 3. 試験条件

溶融 MOX 燃料及びナトリウム冷却材の模擬物質として低融点金属 Wood's Metal（成分 60%Bi+20%Sn+20%In、融点 78.8°C）及び水を用いた。模擬物質と実物質の主な物性値の比較及び試験条件の一覧をそれぞれ表 3-1 及び表 3-2 に示す。これらの模擬物質は実物質の高エンタルピー条件及び燃料/冷却材の熱伝導率比を模擬することはできない。また、実物質条件では燃料と冷却材の瞬時接触界面温度が冷却材の自発核生成温度を下回ると推定されているが<sup>[4]</sup>、模擬融体温度 400°C～550°C、水のサブクール度 20°C～65°C の温度条件では、模擬融体と水との瞬時接触界面温度が水の自発核生成温度（302°C）付近から臨界温度（374°C）を超える領域まで及んでいる。このような不一致はあるが、前報<sup>[3]</sup>で明らかにしたとおり、ボイド拡大は主に融体と冷却材との熱容量比に支配される見通しを得ている。主な試験パラメータは冷却材流路への融体放出速度（流速）である。また、冷却材流路上部の圧力損失及び冷却材サブクール度の影響を把握するための試験条件も組み込んでいる。冷却材流路の圧力損失条件の設定に関する検討は付録 1 に記述した。

## 4. 結果及び考察

### 4-1 冷却材流路上部に大きな圧力損失が生じる条件でのボイド拡大挙動

融体/冷却材の温度を 400°C/60°C、融体/冷却材のカバーガスの圧力（絶対圧）を 0.3MPa/0.1MPa とする初期条件（MER2-10-11A）の試験結果を一例として、冷却材流路上部に大きな圧力損失が生じる条件でのボイド拡大挙動について述べる。高解像度型ビデオカメラで撮影した冷却材流路の連続写真を図 4-1、冷却材流路への融体放出速度と冷却材圧力の履歴を図 4-2、融体放出口近傍の冷却材温度と冷却材ボイド境界の履歴を図 4-3、冷却材温度の履歴を図 4-4 に示す。ボイド拡大挙動を把握する上では、冷却材流路の温度応答を分析することが有効である。すなわち、冷却材流路上部の液位の上昇高さ（例えば、付録図 F-1 参照）と冷却材流路の温度が冷却材の飽和温度（100°C）に達した位置までの高さはほぼ同じタイミングで一致するため、飽和温度に達した領域はボイド化したと評価できる。

冷却材温度の履歴（図 4-3、図 4-4）から、ボイド拡大に至る挙動は以下に示す過程から成ることがわかる。

過程 1 (0.50sec～0.96sec) : 小規模な FCI（溶融燃料-冷却材熱的相互作用）を伴う融体と冷却材の混合により冷却材が加熱され、融体放出口近傍のサブクール度が減少する。

過程 2 (0.96sec～1.40sec) : サブクール度の減少と蒸発潜熱の補償に伴い、蒸気泡が形成される。

過程 3 (1.40sec～) : 冷却材ボイドが流路上下方向へ急速に拡大する。

冷却材流路の連続写真（図 4-1）は、過程 1 及び過程 2 で融体が冷却材と混合され、過程 3 でボイド化した領域を通じて融体が落下する様子を示している。融体放出速度と冷却材圧力の履歴（図 4-2）は上記の過程の妥当性を裏付けるものである。すなわち、過程 1 では冷却材流路へ放出された融体が少量ずつクエンチ（融体が微粒子となって固化）される FCI 挙動<sup>[4]</sup>による多数の圧力パルスのため、融体の放出速度に大きな変動が生じている。過程 2 では、融体放出口近傍の冷却材温度が膜沸騰温度条件（安定蒸気膜の形成が可能な温度）<sup>[4]</sup>の領域に達しているため、圧力変動が比較的穏やかになり、融体の放出速度は安定する。これらの過程から成るボイド拡大挙動は、前報<sup>[3]</sup>（冷却材流路上部を開放した条件）で明らかにした「冷却材サブクール度の減少過程」と「安定な冷却材ボイドの形成と拡大過程」から成るボイド拡大挙動と整合している。なお、流路上部にオリフィスを設けていない条件（前報<sup>[3]</sup>及び本報の図 4-8 中 MER2-10-10A 参照）では、その他の境界条件に係らず流路上方へのボイド拡大に止まっている。すなわち、以上に示した結果は

冷却材流路の上部に大きな圧力損失を設けることによりボイドの拡大を下方向へ導けることを示している。

#### 4-2 ボイド拡大開始までの融体と冷却材の混合時間

本節では、ボイド拡大が開始される前の融体と冷却材の混合過程に対する融体エンタルピー投入速度の影響を検討する。冷却材ボイド拡大開始までの融体と冷却材の混合時間を図4-5に示す。融体と冷却材の混合時間（すなわち、「冷却材サブクール度の減少過程」の時間）は前節で述べた過程1と過程2の合計時間を意味しており、融体の放出開始時点から融体放出速度が安定し始めた時点までの時間として求められる。この評価方法は前節で述べた結果から妥当と考えられる。なお、混合時間の評価に際しては、冷却材流路の液位の変化及び冷却材流路の熱電対の応答も参考にしている。一方、混合過程では冷却材流路内にサブクール度を有する冷却材が十分に存在すると考えられるため、平衡点を冷却材の初期温度として、融体エンタルピー投入速度を次式のように定義した。

$$\frac{dQ}{dt} = \left\{ C_m (T_m - T_c) + \Delta H_m \right\} \left( \frac{dM_m}{dt} \right), \quad T_c < T_{m.p.} \quad (4-1)$$

ここで、単位時間当たりの融体放出量（質量流速）は過程1から過程2までの平均値であり、これは電磁流量計の応答から求められる。

図4-5から、融体温度400°C、冷却材サブクール度～40°Cの条件では、ボイド拡大が開始されるまでに投入された融体エンタルピーの総量（融体エンタルピー投入速度×ボイド拡大開始までの混合時間）が、冷却材流路上部のオリフィスの有無と無関係にほぼ一定範囲内の値（171～192kJ）をとることがわかる。これは、融体と冷却材の混合時間に係わらず、ある一定量のエンタルピーの投入によりボイド拡大が実現することを意味する。それに対して、冷却材のサブクール度が増加すると、ボイド拡大開始までに投入されたエンタルピー量が大幅に増加する（サブクール度55°C及び65°Cの条件でそれぞれ312kJ及び459kJ）ことがわかる。これらの傾向から、ボイド拡大が可能となるために必要な融体エンタルピー投入量は、その投入速度あるいは融体と冷却材の混合時間には依存せず、冷却材のサブクール度に強く依存することがわかる。このための理由は以下のように推定される。すなわち、流速の大きい融体ジェットが冷却材流路へ放出されると、融体の分散により融体と冷却材の接触面積が増加するとともに、ある一定高さの範囲内の冷却材が攪拌される（便宜上、「混合領域」と呼ぶ。）と考えられる。このような攪拌作用は融体から冷却材への伝熱を促進する効果をもつ。ここで、「混合領域」の代表長さを冷却材流路の断面の等価直径

(0.05m) と定義すると、「混合領域」内のサブクール度の増加を補償するために必要なエンタルピーは  $0.05\text{m} \times 0.05\text{m} \times 0.05\text{m} \times 1000\text{kg/m}^3 \times 4.2\text{kJ/kg/K} = 0.53\text{kJ/K}$  と概算できる。一方、熱伝導による熱拡散層（温度境界層）の厚さのオーダーは熱伝導方程式の次元解析から次式のように表される。

$$\delta \propto \sqrt{at} \quad (4-2)$$

ここで、MER2-10-6A と MER2-10-14A を比較すると（図 4-5）、ボイド拡大が開始されるまでの混合時間に約1秒間の差が生じている。この時間差による熱拡散層の厚さは、(4-2) 式から  $0.37\text{ mm}$ （水の熱拡散率  $\sim 0.14\text{ mm}^2/\text{s}$ ）と見積もられる。この熱拡散層が冷却材流路の断面 ( $0.05\text{m} \times 0.05\text{m}$ ) の軸方向上下に発達すると考えると、「混合領域」からの熱拡散量は  $0.05\text{m} \times 0.05\text{m} \times 0.00037\text{m} \times 1000\text{kg/m}^3 \times 4.2\text{kJ/kg/K} \times 2 = 7.8 \times 10^{-3}\text{kJ/K}$  となる。この値は「混合領域」内の冷却材のサブクール度の増加によるエンタルピー補償量の約 1.5%である。すなわち、融体と冷却材の混合時間の増加に伴う「混合領域」からの熱拡散の影響は有意ではなく、ボイド拡大が可能となるために必要なエンタルピー投入量は冷却材のサブクール度に支配されると考えられる。

以上の結果から、ボイド拡大可能条件を融体と冷却材との熱容量バランスにより合理的に評価できる可能性がある。このことは、前報<sup>[3]</sup>において燃料/ナトリウムの熱容量バランスに基づいて評価した実炉条件での早期ボイド拡大の実現の妥当性を示唆する。なお、冷却材の圧力を  $0.05\text{MPa}$  まで減少させた条件では、サブクール度が実質  $20^\circ\text{C}$  程度であるにもかかわらず、ボイド拡大までの混合時間はサブクール度  $40^\circ\text{C}$  の場合よりも若干長くなっている。融体温度  $400^\circ\text{C}$ 、冷却材のサブクール度  $20^\circ\text{C}$ 、圧力  $0.05\text{MPa}$  の条件は膜沸騰領域に近い温度領域<sup>[4]</sup>にあり、かつ飽和蒸気密度は大気圧下の値の約半分 ( $\sim 0.3\text{kg/m}^3$ ) である。したがって、安定な蒸気膜の形成による融体から冷却材への伝熱の悪化がこの結果を説明し得る。

#### 4-3 ボイド拡大挙動に対するパラメータの影響

ボイド拡大挙動のうち融体と冷却材の混合過程（冷却材サブクール度の減少過程）に対するパラメータの影響は前節 4-2 で述べたとおりである。本節では、それに続くボイド拡大過程に対するパラメータの影響を述べる。

冷却材ボイド拡大挙動に対する融体エンタルピー投入速度の影響、冷却材サブクール度の影響及び冷却材圧力の影響をそれぞれ図 4-6、図 4-7 及び図 4-8 に示す。また、冷却材ボイド拡大速度（ボイド拡大開始後の平均値）を図 4-9 に示す。図 4-6、図 4-7 及び図 4-8 のグラフの横軸は融体放出開始からの経過時間、縦軸はボイド化領域と未ボイド化領域（液体領域）との境界の軸

方向位置を示している。ポイド境界の位置は冷却材温度の応答より求められる。ポイド拡大過程ではポイド化領域と未ポイド化領域との境界領域の冷却材はすでにサブクール度を消失していると考えられるため、平衡点を冷却材の飽和温度と仮定して、融体エンタルピー投入速度を次式のように定義した。

$$\frac{dQ}{dt} = C_m (T_m - T_{sat}) \left( \frac{dM_m}{dt} \right), \quad T_{sat} > T_{m.p.} \quad (4-3)$$

さらに、ポイドが縮小せずに維持されるためには追加の融体エンタルピー投入が必要と考えられることから、単位時間当たりの融体放出量（質量流速）として、ポイド形成に伴い融体放出速度が安定した後（すなわち、4-1 節で述べた過程 3）の値を用いた。

### (1) 融体エンタルピー投入速度の影響

図 4-6 及び図 4-9 から、融体エンタルピー投入速度の増加に伴い、冷却材ポイドの拡大速度が増加する傾向が表れていることがわかる。なお、今回の試験では融体放出の持続時間はせいぜい 6 秒以下であり、この条件の範囲においては流路上下端（上部オリフィス及び下部の流路面積の拡大部）を越えるポイド拡大は観察されず、融体放出の停止後はいずれのケースにおいてもポイドが縮小した。

### (2) 冷却材サブクール度の影響

図 4-7 及び図 4-9 から、冷却材サブクール度が高い MER2-10-12A のケースでは、融体エンタルピー投入速度が MER2-10-11A のケースよりも若干大きいにも拘らず、ポイド拡大速度が低下していることがわかる。流路壁面での蒸気の凝縮量が増加するため、ポイド拡大速度が減少すると推定される。また、密度の非常に小さい蒸気が密度の大きい冷却材スラグを加速する場合のポイド界面は必ずしも安定ではない（いわゆる、Rayleigh-Taylor 不安定）ため、ポイド化領域内へサブクール状態の冷却材が取り込まれ、その結果として凝縮量が増加する可能性も考えられる。

### (3) 冷却材圧力の影響

図 4-8 及び図 4-9 から、エンタルピー投入速度がほぼ等しい条件であっても、冷却材圧力を減少させるとポイド拡大速度が大幅に増加することがわかる。これは、冷却材圧力の減少に伴い蒸気密度が減少した効果、すなわち蒸発に伴う体積変化量が増加した効果によるものと考えられる。

## 4-4 ポイド拡大過程での蒸気圧

ポイド拡大過程での流路内の蒸気圧は以下に示す方法により概算される。すなわち、冷却材流路上部のオリフィスの前後において蒸気圧に相当する圧力差が生じると仮定すると、次式が成り

立つ。

$$\Delta P_v = \frac{\rho_c u^2}{2} \quad (4-4)$$

$$Q = Au \quad (4-5)$$

オリフィスを通じての流量は、冷却材流路上部の液位の上昇速度を用いて次式のように表される。

$$Q = S \left( \frac{dh_l}{dt} \right) \quad (4-6)$$

(4-4)式、(4-5)式及び(4-6)式から、ボイド拡大過程での蒸気圧は次式のように表される。

$$\Delta P_v = \frac{\rho_c}{2} \left\{ \frac{S}{A} \left( \frac{dh_l}{dt} \right) \right\}^2 \quad (4-7)$$

ここで、ボイド拡大過程での蒸気圧の評価値と実測値の比較例を図4-10に示す。蒸気圧の評価値は実測値（測定高さは上部オリフィス直前）をほぼ代表している。すなわち、ボイドの拡大は、融体と冷却材の混合過程での多数の圧力パルスに依らず、その後のベース時間幅の長い圧力上昇により駆動されることがわかる。

(4-7)式から概算したボイド拡大過程での冷却材の蒸気圧の評価値を図4-11に示す。融体温度が同一の条件（400°C）であっても、融体エンタルピー投入速度の増加に伴い蒸気圧が増加することがわかる。この傾向は、ボイド境界での融体と冷却材の接触面積が事実上増加し、冷却材への時間当たりの伝熱量が増加することに起因するものと考えられる。その一方で、冷却材サブクール度が増加（MER2-10-12A）すると蒸気発生速度が減少する傾向が表れている。この理由は前節4-3の(2)で述べたとおりである。

以上の結果から、冷却材流路への融体エンタルピー投入速度の増加に伴い、ボイド拡大が早期に開始され、かつ流路全域にわたるボイド拡大が速やかに実現することを確認できた。また、ボイドが維持される（縮小せずに拡大する）ためには、継続的な蒸気圧形成が重要な役割を果たしていることがわかった。

#### 4-5 ボイド拡大過程での融体移行挙動

##### 4-5-1 冷却材流路内の融体分布

燃料排出挙動を評価する上では、排出経路内のボイド拡大挙動の解明に加えて、炉心下部プレナムへの燃料移行挙動の解明が重要である。本節では、冷却材流路内での融体移行挙動をMER2-10-14A（融体温度400°C、冷却材温度60°C）の試験データに基づいて分析する。

冷却材流路への融体放出速度と冷却材流路の液位の履歴を図 4-12、冷却材流路の温度分布を図 4-13、図 4-14 及び図 4-15 に示す。冷却材流路の温度分布から、ボイド拡大過程においては、流路の軸方向高さ+150 mmより下方の壁面近傍の温度（壁面から 5 mmの深さでの温度）が流路断面中心近傍の温度（壁面から 20 mmの深さでの温度）よりも大幅に高くなっている。融体の初期温度 400°Cに迫る温度に達していることがわかる。他のケース（MER2-10-12A）においても同様の温度分布を得ている。すなわち、融体の流路上方への移行は目立つものではなく、流路壁面近傍に沿った流路下方への融体移行が継続的であったと推定される。また、高速度ビデオカメラの映像から、流路上方への融体移行のほとんどは、流路側面から放出された融体ジェットが対向壁面と衝突後に分散したことによるものと推定される。なお、今回の試験条件においては、融体移行挙動に対する上部オリフィスの影響を確認するには至らず、単位時間当たりの融体放出量は基本的に融体と冷却材との初期圧力差に依存する結果となった。参考データとして、融体放出量及びデブリ粒子径分布を付録 3 に示しておく。しかしながら、流路内での融体の体積割合がさら多い条件（融体放出口の面積が大きく、融体が流路断面を満たすような条件）では、流路上部のオリフィスによる圧力損失のため流路上方への融体移行が制限される可能性がある。

#### 4-5-2 ボイド境界での FCI の影響

前節で述べたとおり、ほとんどのケース（融体温度 400°C）では流路上方への融体移行は顕著ではなく、流路下部への融体移行が継続する挙動が観察された。これに対して、融体温度を 550°Cとしたケース（MER2-10-13A）では、ボイド境界あるいは下部プレナム（図 2-1、下部構造体）での FCI によるものと推定される影響が顕在化した。

冷却材流路への融体放出速度と冷却材流路の液位の履歴を図 4-16、冷却材流路の圧力履歴を図 4-17 に示す。このケースでは、 $t=1.0\text{s}$  の時点でボイド拡大が開始されたと評価できる。しかしながら、 $t=1.2\text{s}$  付近において冷却材流路の圧力が急速に上昇し（図 4-17）、これとほぼ同時に融体放出速度が大幅に減少している（図 4-16）。この時点で、ボイドは融体放出口より上方へ 50 mm、下方へ 100 mmまで拡大していたと評価される（図 4-7、MER2-10-13A）。したがって、ボイド境界近傍での FCI により流路内での急速な圧力上昇が生じたと推定される。さらに、 $t=2.2\text{s}$  の時点においても流路内での圧力上昇と融体放出速度の減少が生じている。この時点においては既に冷却材流路の全域がボイド化していたと評価されることから（図 4-7、MER2-10-13A）、この圧力上昇は下部プレナムでの FCI により引き起こされたと推定される。

以上に述べた結果は、融体エンタルピーの増加に伴い、融体移行挙動に対して有意な影響を及

ばし得る FCI 事象がボイド境界あるいは下部プレナムで発生する可能性が高くなることを示している。ただし、本試験で模擬した下部プレナムは冷却材流路との接続部の他には狭いバイパス流路（ $\phi 23\text{mm}$ ）を設けたのみであるため、圧力が開放され難い（すなわち、冷却材流路との圧力逆転を生じ易い）条件となっており、実機条件を必ずしも模擬していない。また、CDA 条件では下部プレナム内のナトリウム冷却材のサブクール度が非常に高いと推定されることから、蒸気凝縮による圧力緩和効果を期待できる可能性がある。したがって、本試験条件で顕在化したボイド境界あるいは下部プレナムでの FCI の影響を実機条件に適用するにあたっては、上記の効果を考慮して注意深く検討する必要がある。また、そのための実験的知見を得ることが今後の課題と考えられる。

## 5.まとめ

燃料排出経路を模擬した冷却材流路の側面から模擬融体を放出する試験を実施し、以下に示す試験結果を得た。

- (1) 冷却材流路の上部に大きな圧力損失が生じる条件においては、ボイドの拡大が下方向へ導かれ、流路下部プレナムまで達することを確認した。この結果は、冷却材流路の上部に大きな圧力損失を設ける設定条件が炉心下部プレナムへの燃料排出を促進する上で有利であることを示している。
- (3) ボイド拡大が開始されるまでに必要な融体エンタルピー投入量は、その投入速度（単位時間あたりのエネルギー投入量）あるいは融体と冷却材の混合時間に依らずほぼ一定となる傾向が見られ、その一方で冷却材のサブクール度に強く依存する。この傾向は、ボイド拡大の開始が融体と冷却材との熱バランスに支配されることを示唆する。
- (4) ボイド拡大は継続的な蒸気圧形成により維持される。この蒸気圧は融体エンタルピー投入速度とともに増加する。
- (5) 融体エンタルピー投入速度の増加に伴い、下部プレナムへの継続的な融体移行を不安定化する効果をもつ FCI 事象がボイド境界で発生する可能性が高くなる。

これらの結果から、実機条件では排出経路全域にわたるボイド拡大が速やかに実現する可能性が高いことを確認した。その一方で、速やかな燃料排出を示すためには、ボイド境界での FCI 挙動及びそれらが融体移行挙動に及ぼす影響を解明することも重要であることが認識された。

## 謝辞

試験実施及び試験データ処理は、東興機械工業（株）の牛木伸行氏、高羽高氏、千葉敏夫氏、原子力システム（株）の佐藤俊一氏の貢献によるものです。本試験にご関係の皆様へ御礼申し上げます。

## 参考文献

- [1] B.W. Spencer, R.J. Wilson, D.L. Vetter, E.G. Erickson and G. Dewey, "Results of Recent Reactor-Material Tests on Dispersal of Oxide Fuel from a Disrupted Core", Proc. International Topical Meeting on Fast Reactor Safety, vol.2, 877, Knoxville, Tennessee, April 21-25, 1985.
- [2] 山野秀将、守田幸路、飛田吉春, "SIMMER-Ⅲによる CAMEL C6,C7 試験解析", JNC TN 9400 98-002, November, (1998).
- [3] 松場賢一、今堀真司、磯崎三喜男, "MELT-II 試験装置を用いた再臨界排除可視化基礎試験 - 溶融燃料排出経路の冷却材ボイド化挙動の把握-", JNC TN9400 2001-076, July, (2001).
- [4] S. Kondo, K. Konishi, M. Isozaki, S. Imahori, A. Furutani and D.J. Brear, "Experimental study on simulated molten jet-coolant interactions", Nuclear Engineering and Design, 155, 73-84 (1995).

表 3-1 模擬物質と実物質の主な物性値の比較

	Material	Melting / Boiling point (°C)	Latent heat of fusion / vaporization (kJ/kg)	Liquid / Vapor Density (kg/m³)	Heat Capacity of liquid / vapor (kJ/kg/°C)	Thermal conductivity of liquid / vapor (W/m/°C)
Molten material	Wood's metal <sup>※1</sup>	78.8 / (-)	47.30 / (-)	8560 / (-)	0.19 / (-)	13 / (-)
	Fuel <sup>※2</sup>	2790 / (-)	277.2 / (-)	8750 / (-)	0.50 / (-)	2.8 / (-)
Coolant	Water	(-) / 100	(-) / 2257	958 / 0.60	4.2 / 2.0	0.68 / 0.024
	Sodium	(-) / 881	(-) / 3900	740 / 0.28	1.3 / 2.5	53 / (-)
Similarity	Poor	Good	Good	Good	Good	Poor

※1 Low-melting point alloy (Component: 60%Bi + 20%Sn + 20%In)

※2 Mixed oxide fuel (Component: 80%UO<sub>2</sub> + 20%PuO<sub>2</sub>)

表 3-2 試験条件の一覧

Experimental tag number	Experimental condition					
	Setting of an orifice plate in the upper part of the coolant channel	Initial temperature of melt / coolant [ °C ]	Pressure difference between melt and coolant at the injection point <sup>※1</sup> [ MPa ]	Melt pressure at the injection point [ MPa ]	Coolant pressure <sup>※2</sup> [ MPa ]	Melt-injector duration [ s ]
MER2-10-6A	Yes	400 / 61	0.1	0.2	0.1	3
MER2-10-7A	Yes	407 / 62	0.3	0.4	0.1	3
MER2-10-8A	Yes	400 / 64	0.2	0.3	0.1	3
MER2-10-9A	Yes	400 / 64	0.1	0.15	0.05	4
MER2-10-10A	No	400 / 54	0.1	0.15	0.05	4
MER2-10-11A	Yes	400 / 60	0.2	0.3	0.1	3
MER2-10-12A	Yes	400 / 45	0.2	0.3	0.1	3
MER2-10-13A	Yes	550 / 60	0.2	0.3	0.1	3
MER2-10-14A	Yes	400 / 60	0.2	0.3	0.1	6

※1 Intentional value

※2 Cover gas pressure (absolute value)

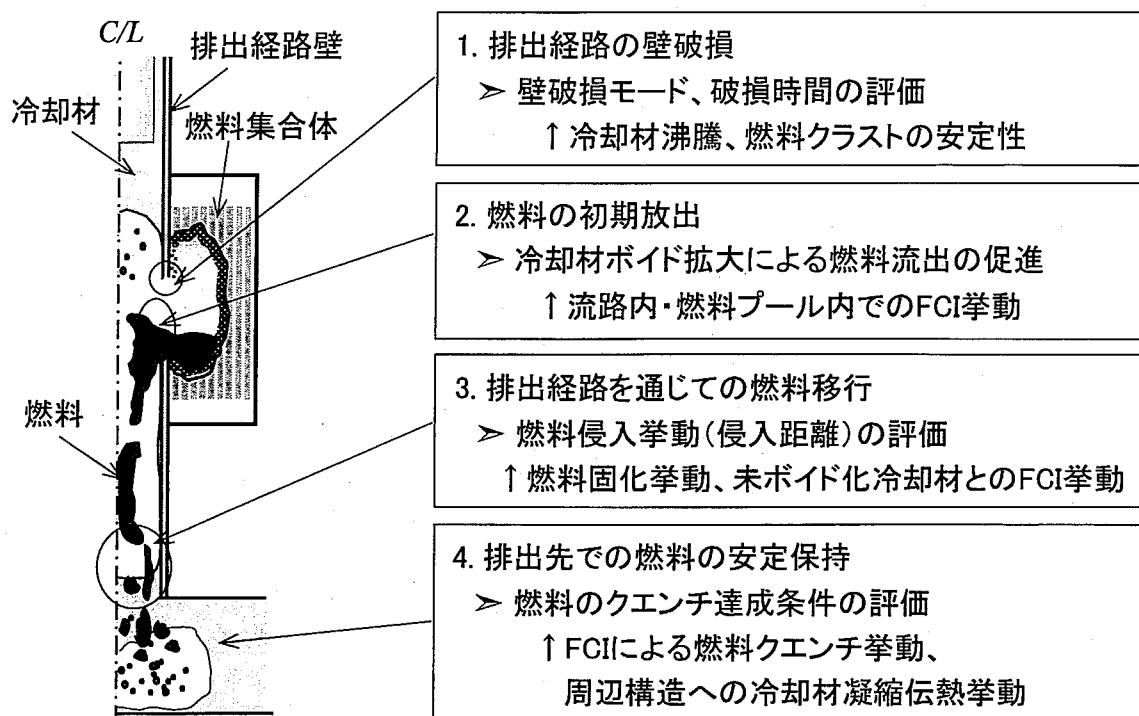


図 1-1 燃料排出挙動に関する個別現象

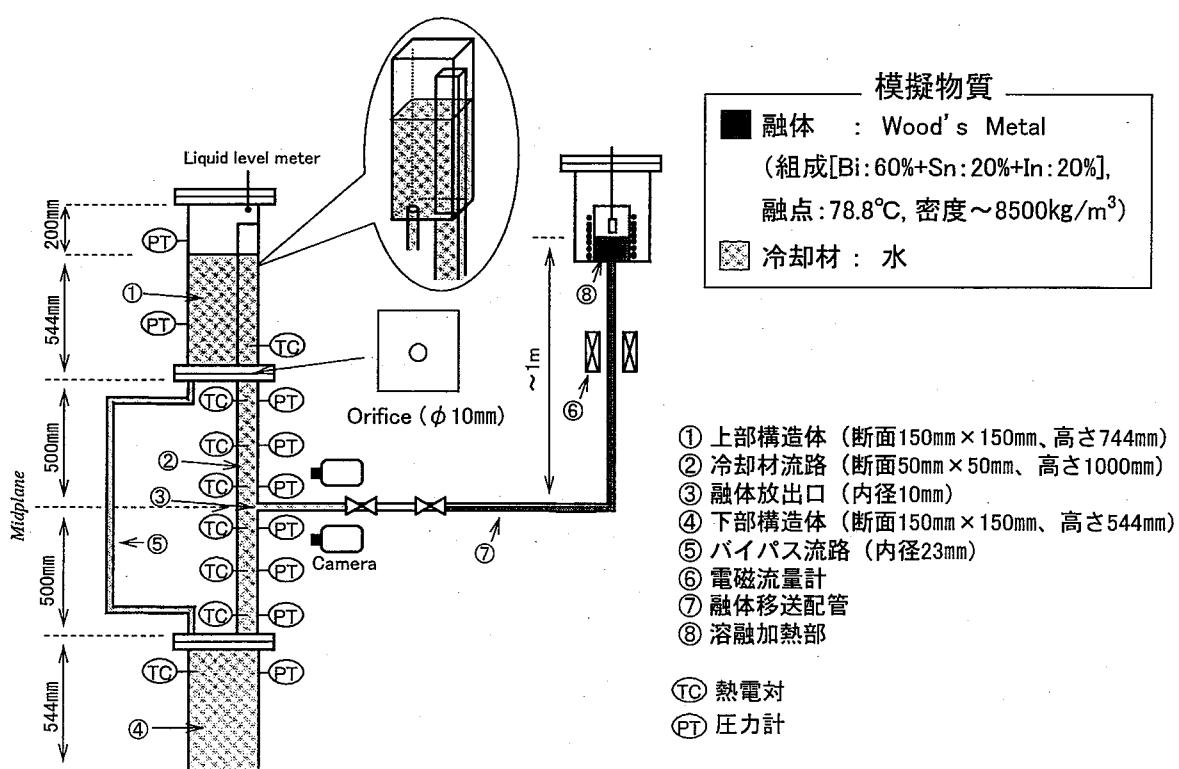


図 2-1 試験装置

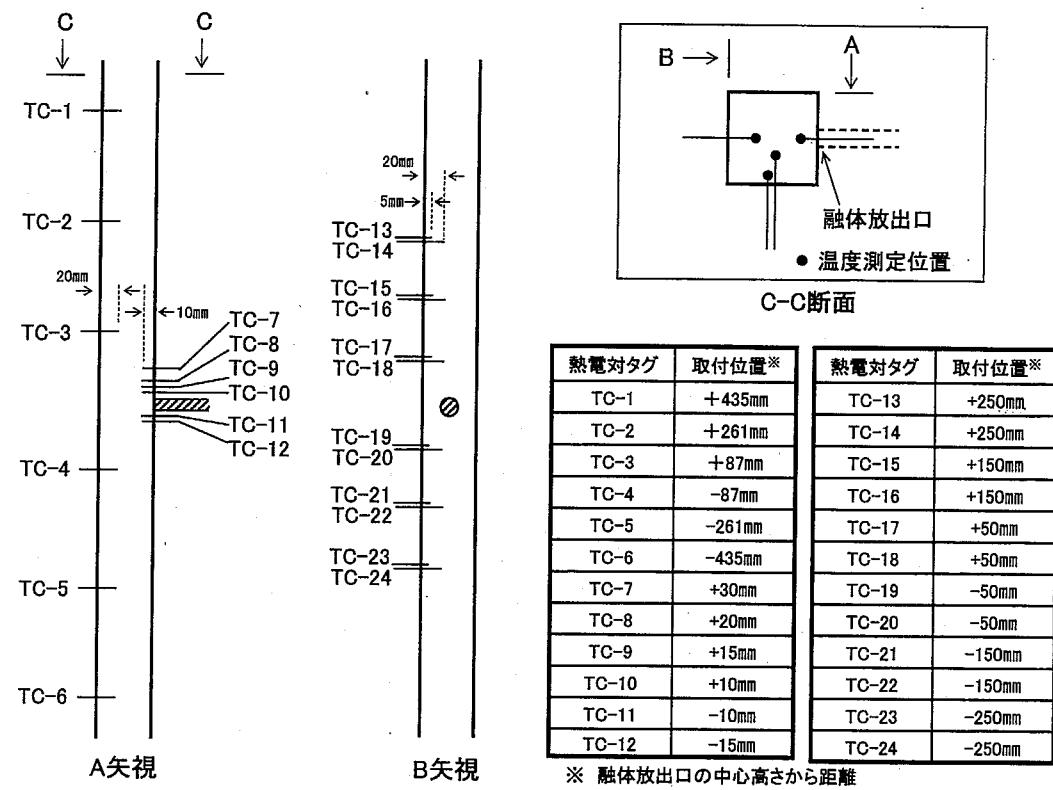
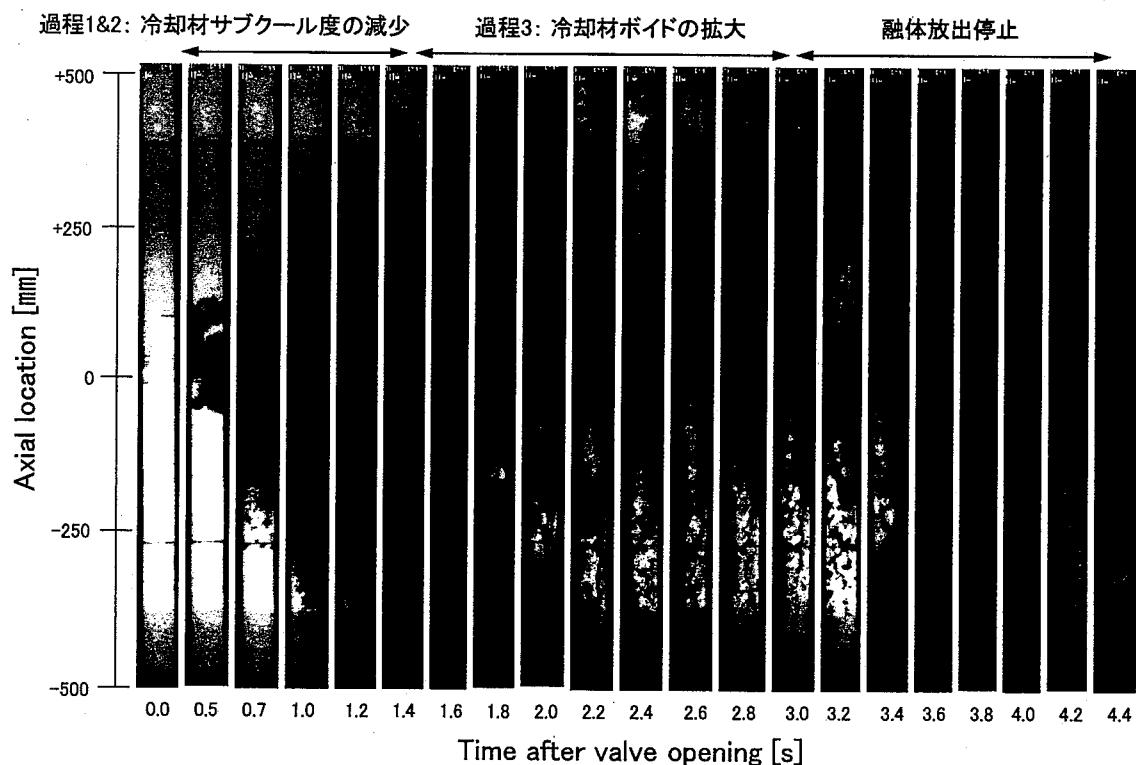


図 2-2 冷却材流路への熱電対の取付け位置

図 4-1 高解像度型ビデオカメラで撮影した冷却材流路の連続写真  
(MER2-10-11A)

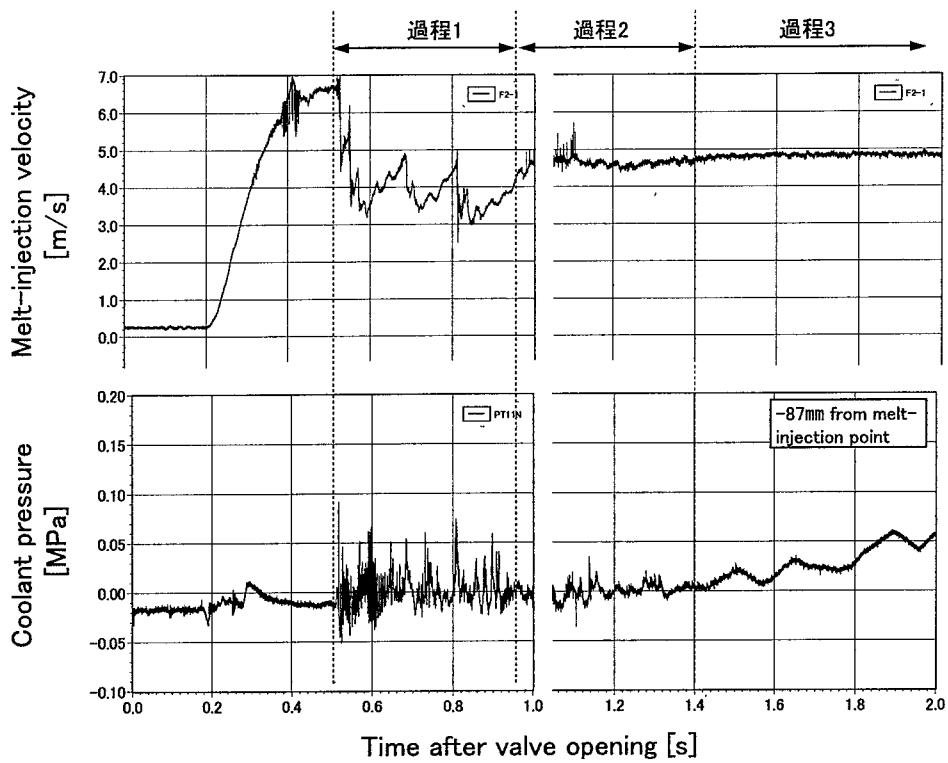


図 4-2 冷却材流路への融体放出速度と冷却材圧力の履歴  
(MER2-10-11A)

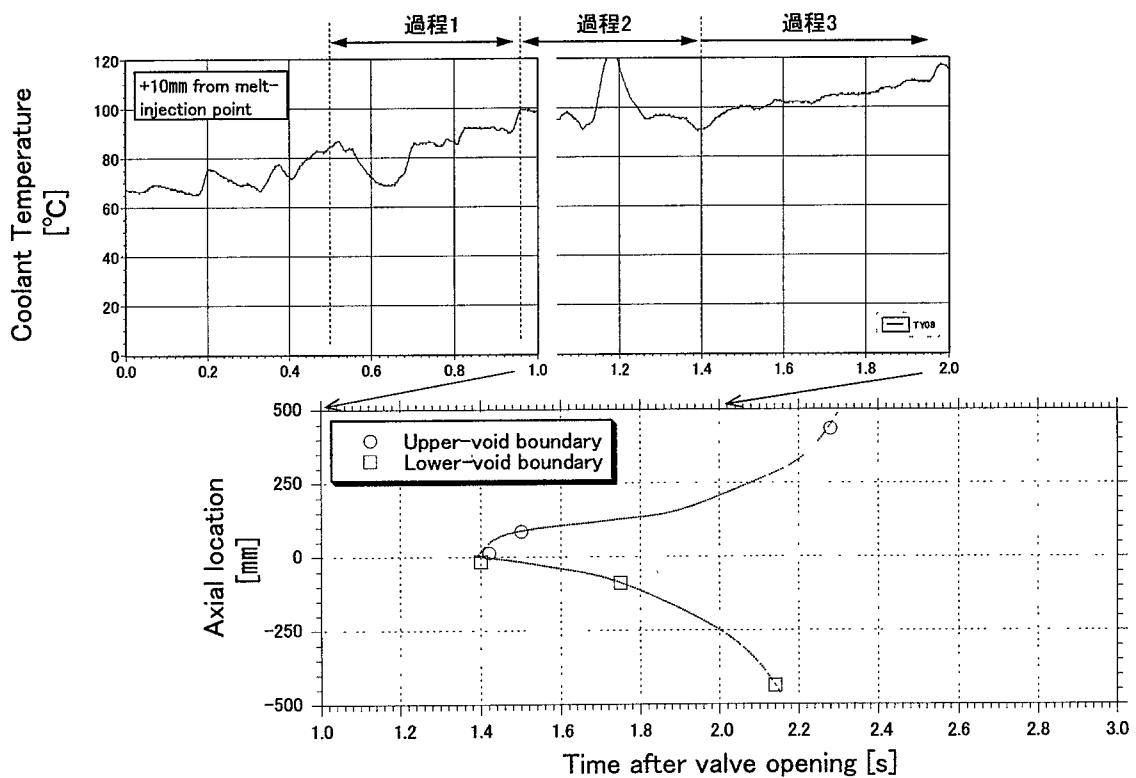


図 4-3 融体放出口近傍の冷却材温度と冷却材ボイド境界の履歴  
(MER2-10-11A)

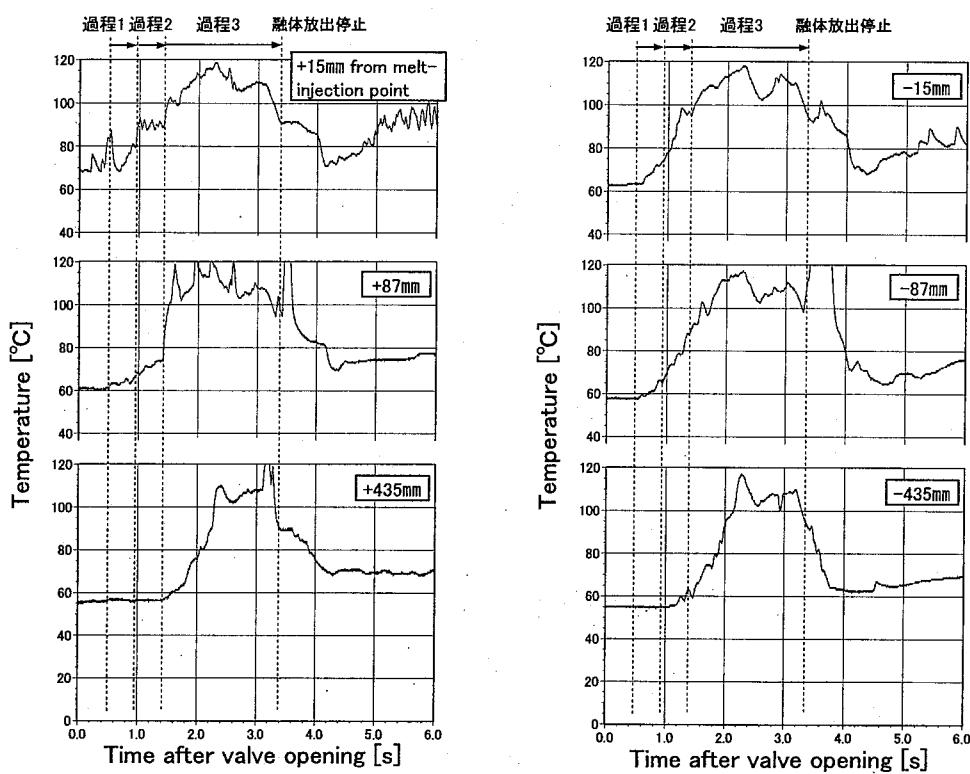


図 4-4 冷却材温度の履歴 (MER2-10-11A)

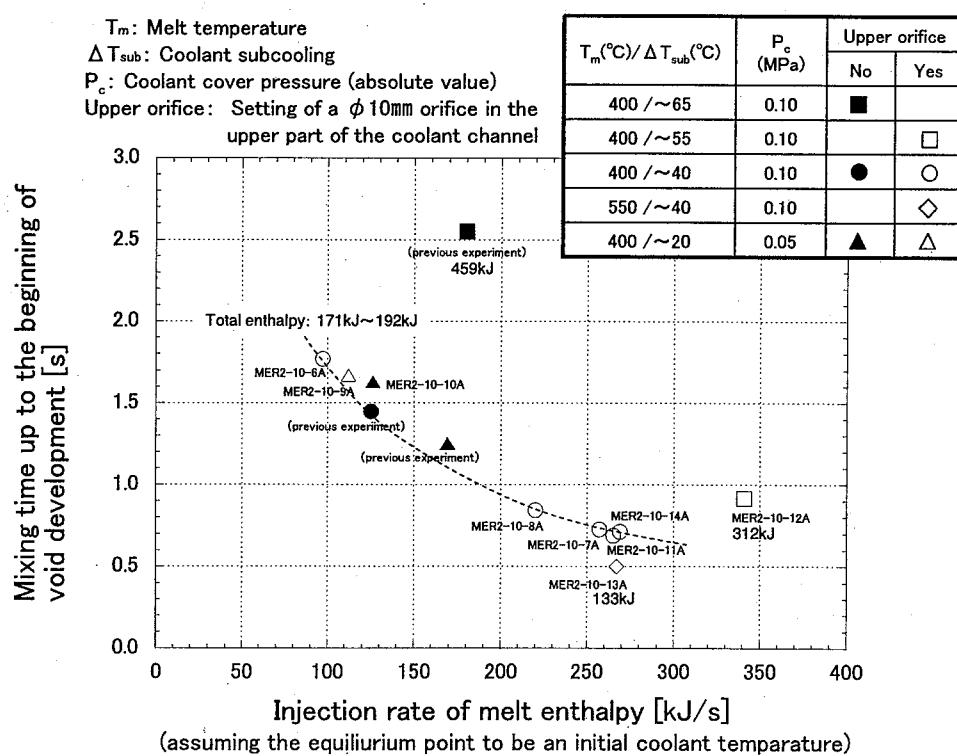


図 4-5 冷却材ボイド拡大開始までの融体と冷却材の混合時間

Tag (MER2-10-**)	6A	8A	7A	13A
$T_m [^{\circ}\text{C}] / \Delta T_{\text{sub}} [^{\circ}\text{C}]$	400 / ~40	400 / ~40	400 / ~40	550 / ~40
$dQ/dt [\text{kJ}/\text{s}]$	72	119	138	186
Upper orifice	Yes	Yes	Yes	Yes
Upper-void boundary	◇	□	△	○
Lower-void boundary	◆	■	▲	●

$T_m$ : Melt temperature  
 $\Delta T_{\text{sub}}$ : Coolant subcooling  
 $dQ/dt$ : Injection rate of melt enthalpy after the beginning of void development

Upper orifice: Setting of a  $\phi 10\text{mm}$  orifice in the upper part of the coolant channel

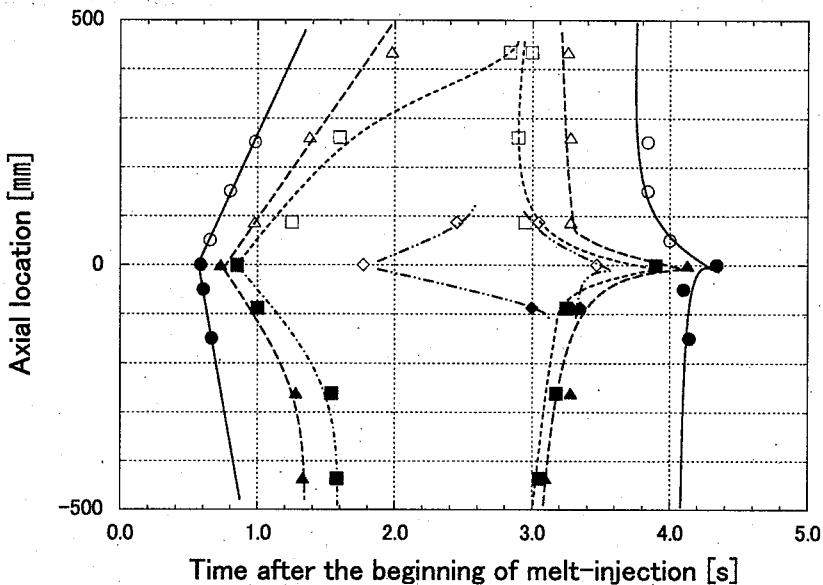


図 4-6 冷却材ボイド拡大挙動に対する融体エンタルピー投入速度の影響

Tag (MER2-10-**)	11A	12A
$T_m [^{\circ}\text{C}] / \Delta T_{\text{sub}} [^{\circ}\text{C}]$	400 / ~40	400 / ~55
$dQ/dt [\text{kJ}/\text{s}]$	144	151
Upper orifice	Yes	Yes
Upper-void boundary	○	□
Lower-void boundary	●	■

$T_m$ : Melt temperature  
 $\Delta T_{\text{sub}}$ : Coolant subcooling  
 $dQ/dt$ : Injection rate of melt enthalpy after the beginning of void development  
 Upper orifice: Setting of a  $\phi 10\text{mm}$  orifice in the upper part of the coolant channel

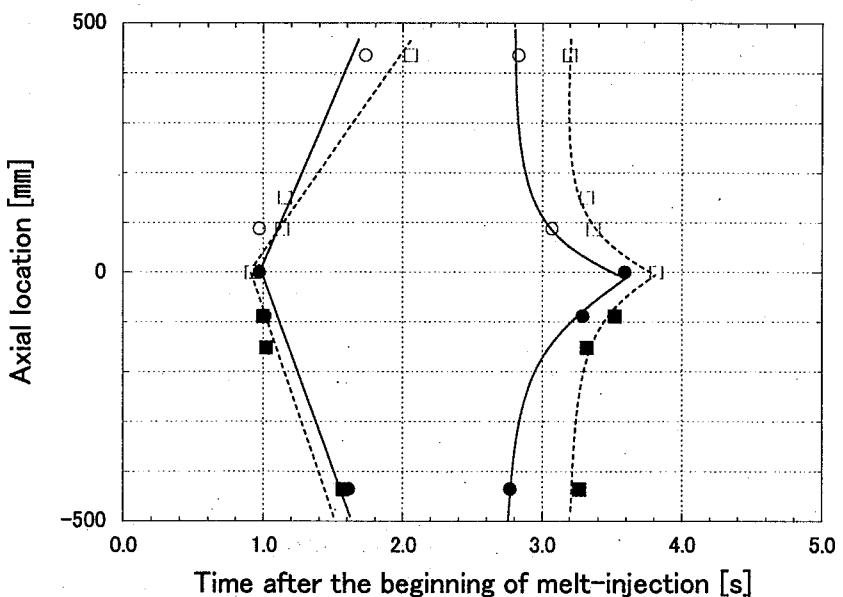


図 4-7 冷却材ボイド拡大挙動に対する冷却材サブクール度の影響

Tag (MER2-10-**)	9A	10A	6A
P <sub>c</sub> [MPa]	0.05	0.05	0.10
T <sub>m</sub> [°C] / ΔT <sub>sub</sub> [°C]	400 / ~20	400 / ~20	400 / ~40
dQ/dt [kJ/s]	70	81	72
Upper orifice	Yes	No	Yes
Upper-void boundary	○	△	□
Lower-void boundary	●	▲	■

P<sub>c</sub>: Coolant cover pressure (absolute value)T<sub>m</sub>: Melt temperatureΔT<sub>sub</sub>: Coolant subcoolingdQ/dt: Injection rate of melt enthalpy after the beginning of void development

Upper orifice: Setting of a φ10mm orifice in the upper part of the coolant channel

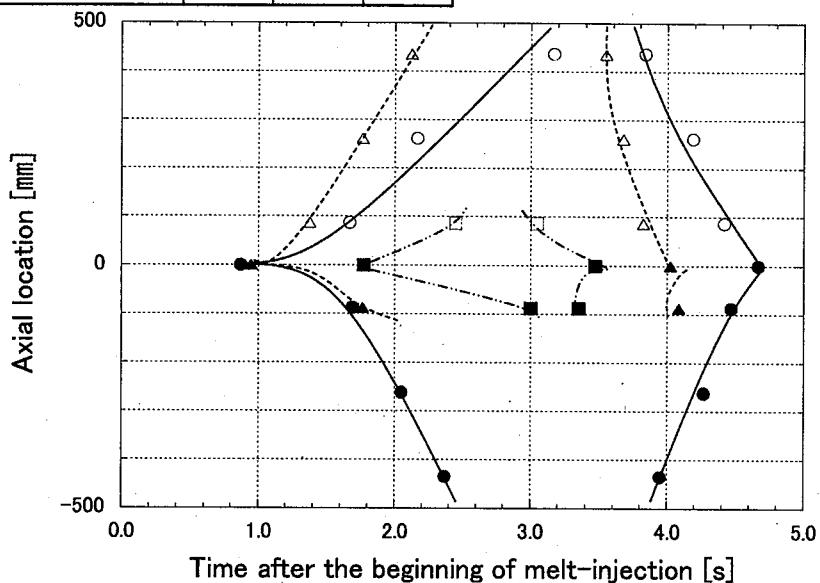


図 4-8 冷却材ボイド拡大挙動に対する冷却材圧力の影響

T <sub>m</sub> [°C] / ΔT <sub>sub</sub> [°C]	400 / ~40	400 / ~55	550 / ~40	400 / ~20	400 / ~20
P <sub>c</sub> [MPa]	0.10	0.10	0.10	0.05	0.05
Upper orifice	Yes	Yes	Yes	Yes	No
Symbol	●	▲	■	◆	◇

T<sub>m</sub>: Melt temperatureΔT<sub>sub</sub>: Coolant subcoolingP<sub>c</sub>: Coolant cover pressure (absolute value)

Upper orifice: Setting of a φ10mm orifice in the upper part of the coolant channel

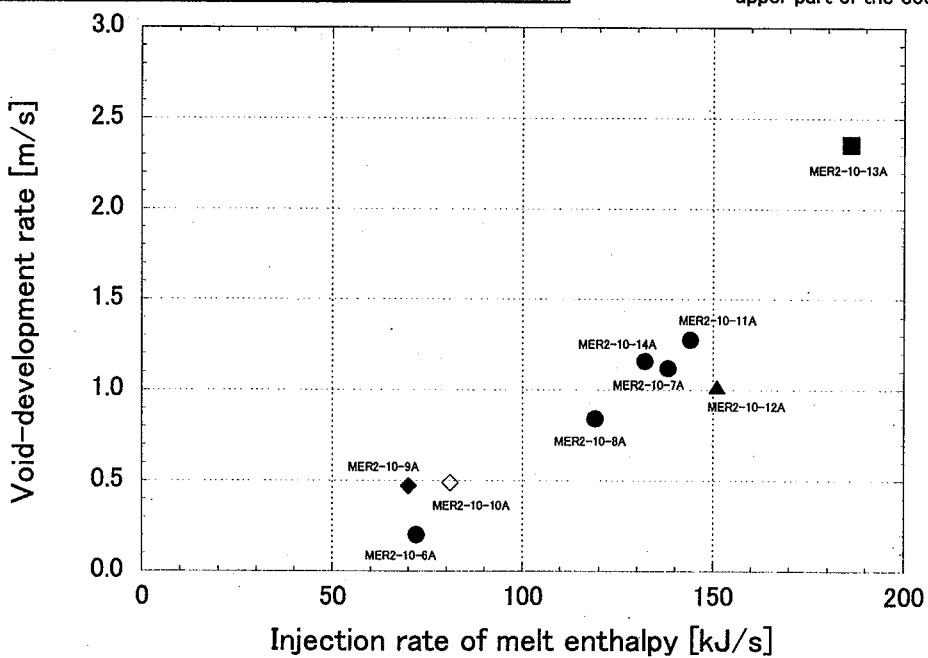


図 4-9 冷却材ボイド拡大速度

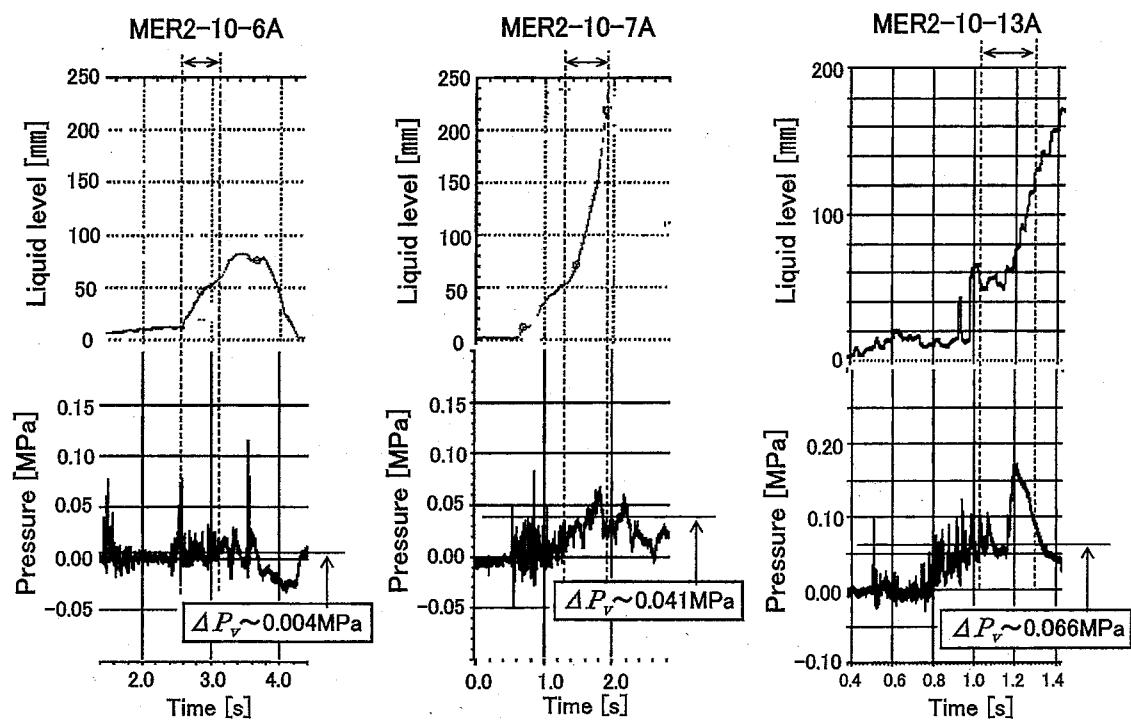


図 4-10 ボイド拡大過程での蒸気圧の評価値と実測値の比較例

$T_m$ [°C] / $\Delta T_{sub}$ [°C]	400 / ~40	400 / ~55	550 / ~40	400 / ~20
$P_c$ [MPa]	0.10	0.10	0.10	0.05
Upper orifice	Yes	Yes	Yes	Yes
Symbol	●	▲	■	◆

$T_m$ : Melt temperature  
 $\Delta T_{sub}$ : Coolant subcooling  
 $P_c$ : Coolant cover pressure (absolute value)  
Upper orifice: Setting of a  $\phi 10\text{ mm}$  orifice in the upper part of the coolant channel

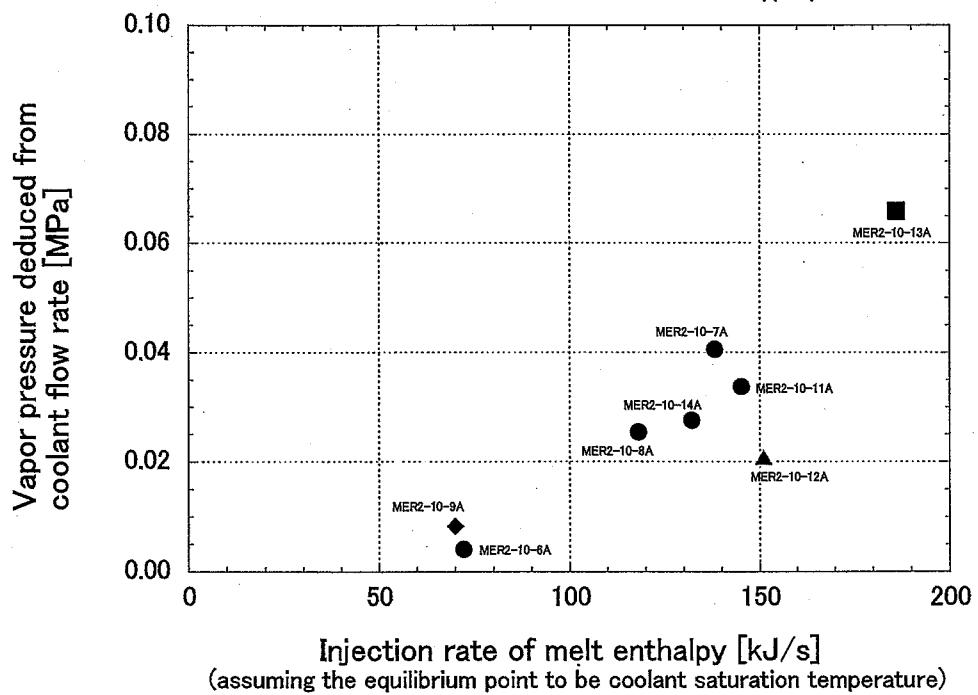


図 4-11 ボイド拡大過程での蒸気圧の評価値

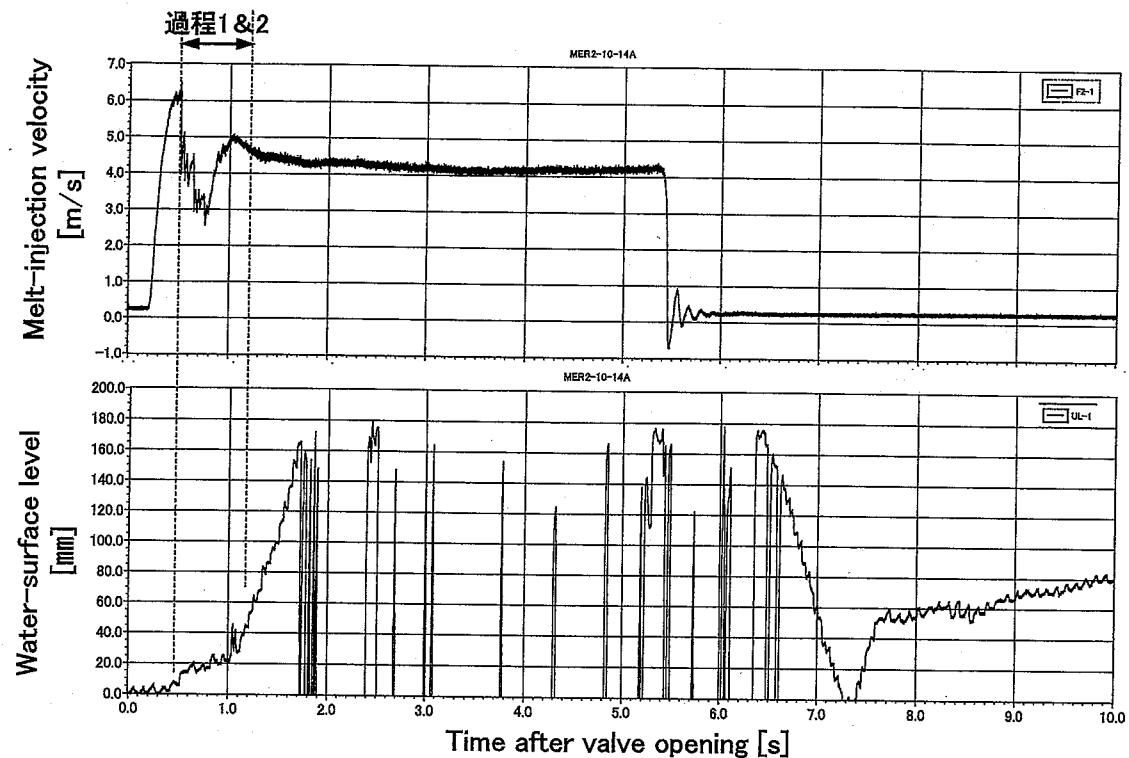


図 4-12 冷却材流路への融体放出速度と冷却材流路の液位の履歴  
(MER2-10-14A)

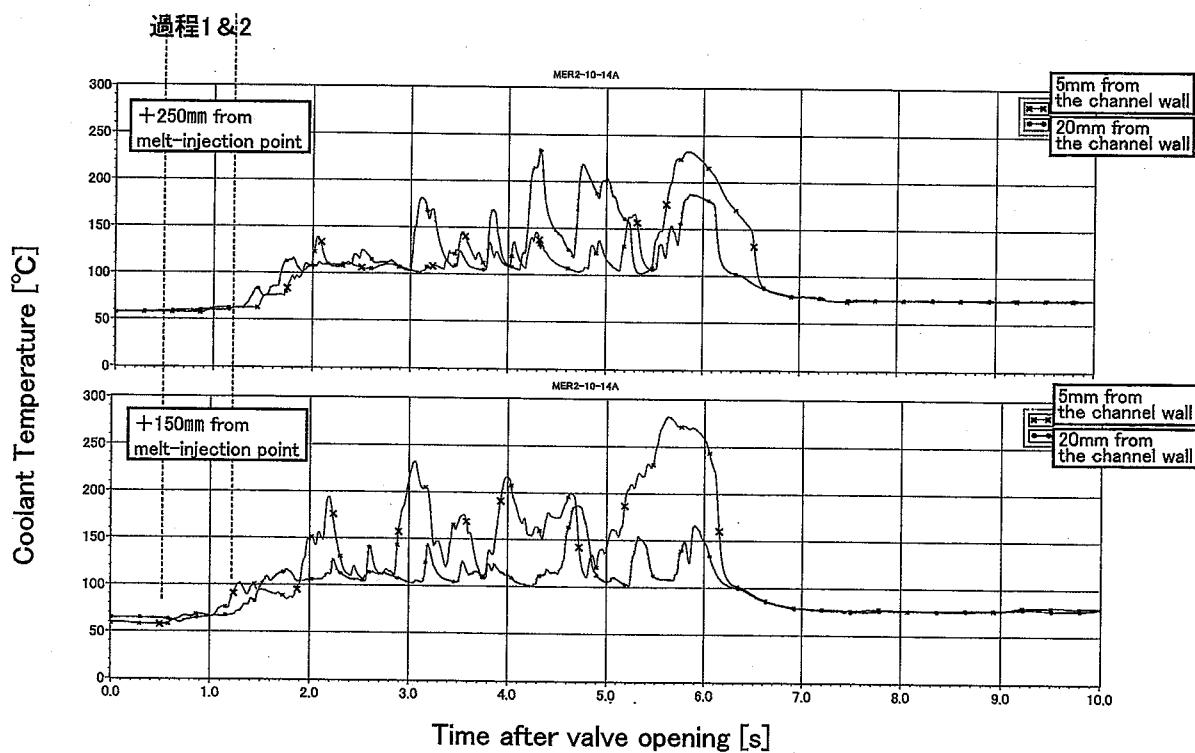


図 4-13 冷却材流路の温度分布 1 (MER2-10-14A)

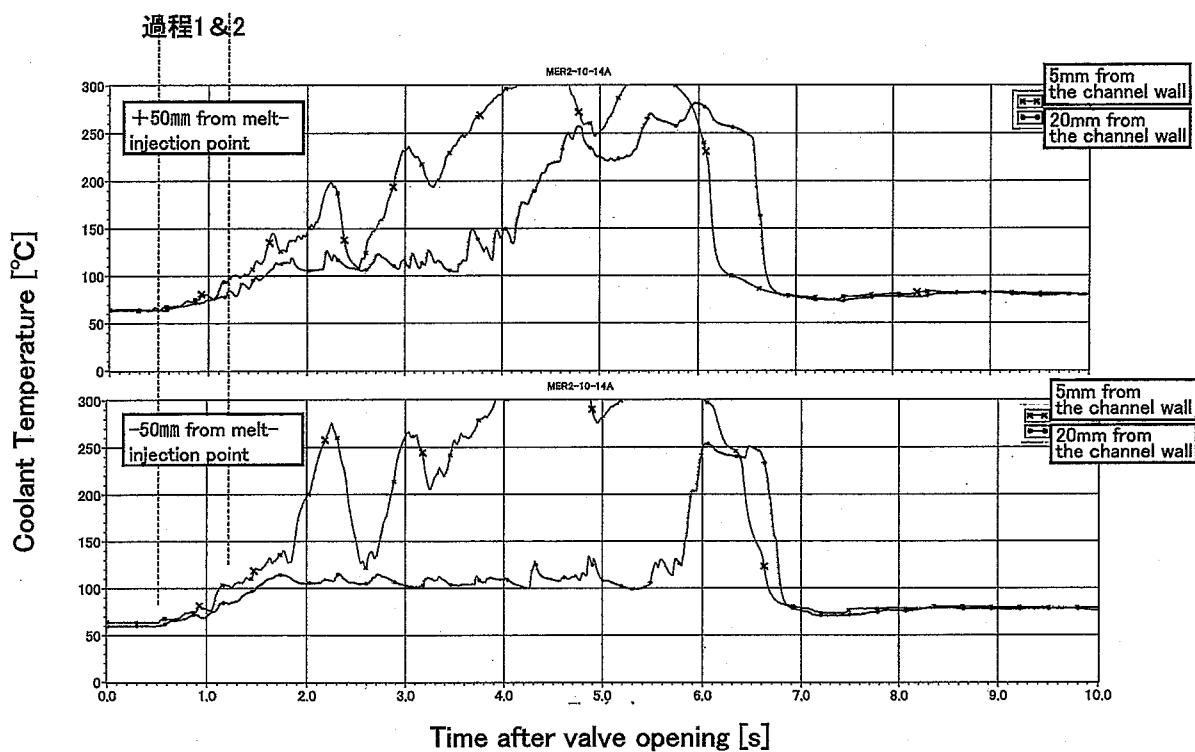


図 4-14 冷却材流路の温度分布 2 (MER2-10-14A)

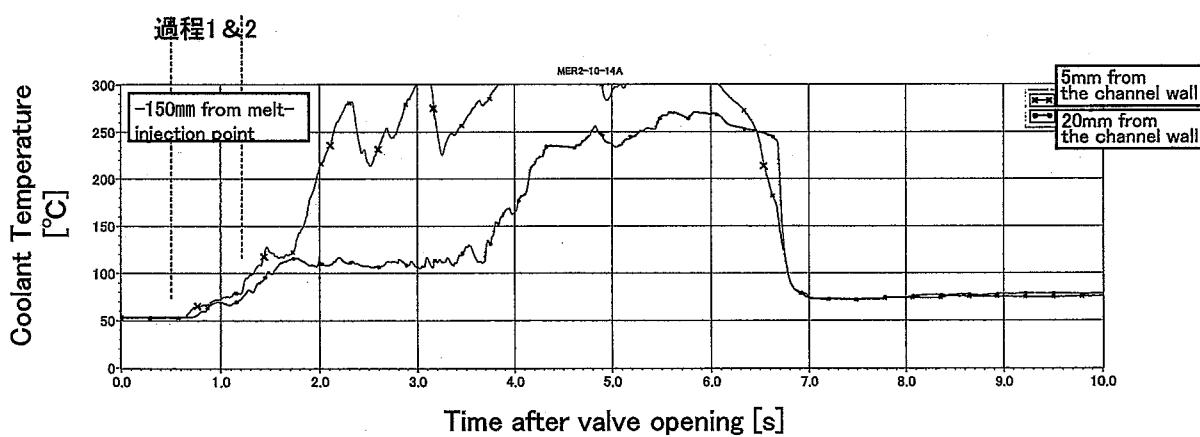


図 4-15 冷却材流路の温度分布 3 (MER2-10-14A)

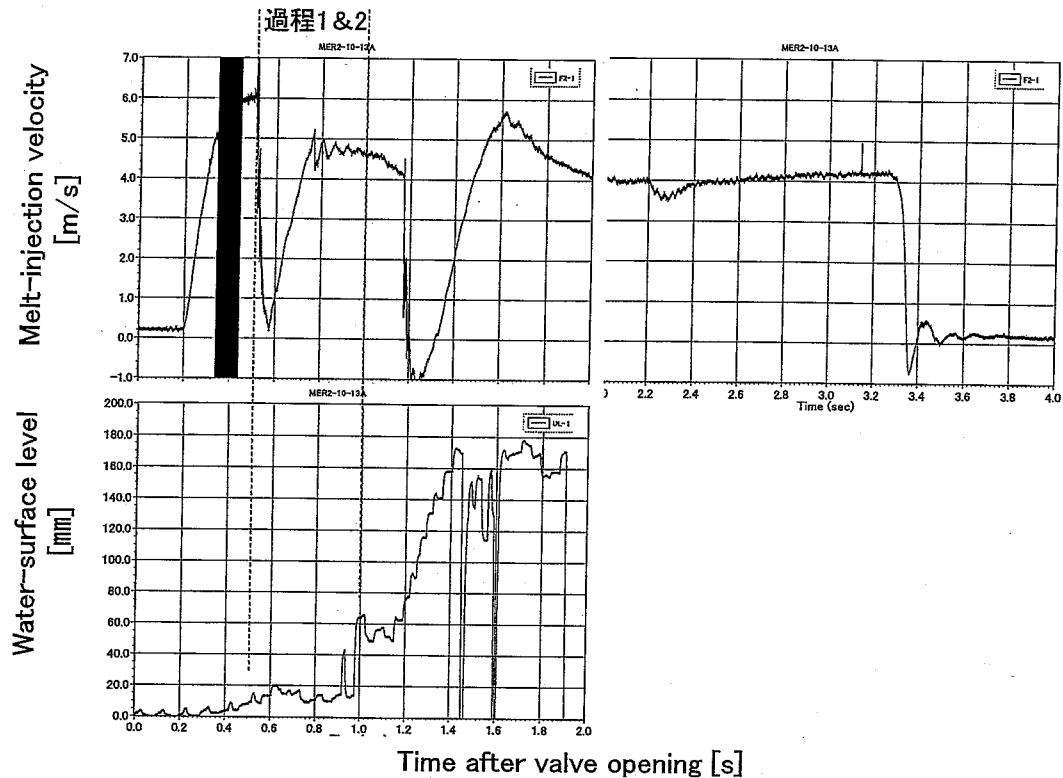


図 4-16 冷却材流路への融体放出速度と冷却材流路の液位の履歴  
(MER2-10-13A)

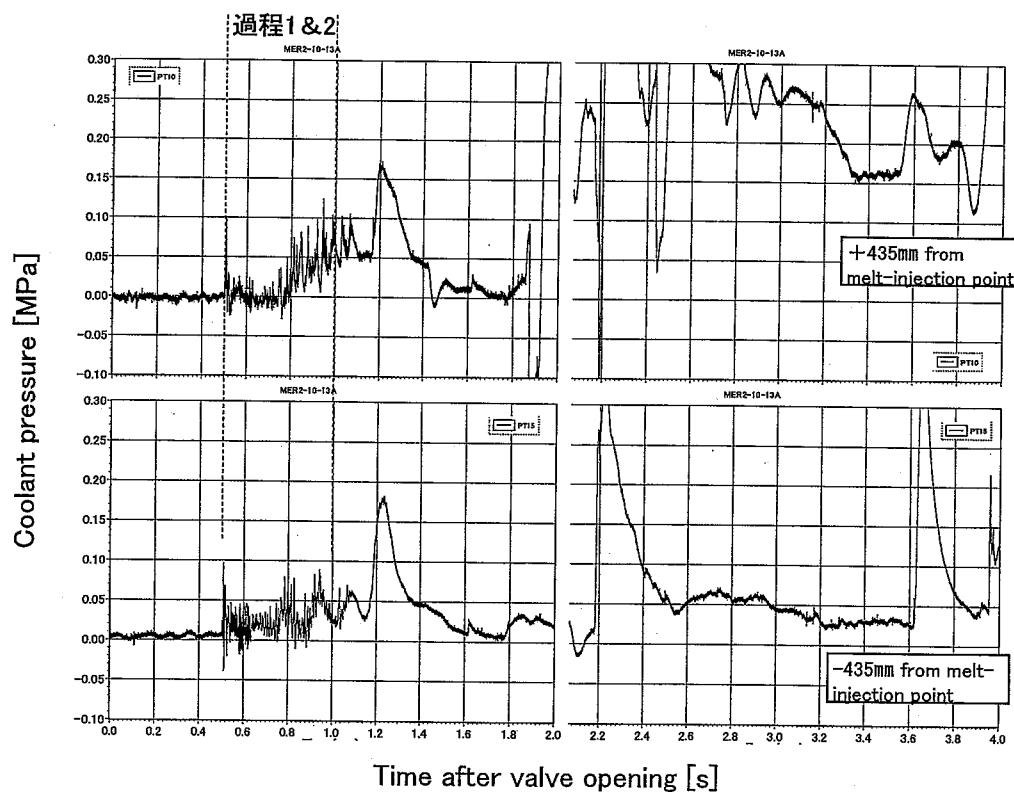


図 4-17 冷却材流路の圧力履歴 (MER2-10-13A)

## 付録 1 冷却材流路の圧力損失条件

燃料排出を容易にする観点では、排出経路（冷却材流路）の上部に大きな圧力損失を設けることにより、冷却材ボイドの拡大を排出経路の下部へ導くことが重要である。本試験では、流路上部の圧力損失をオリフィスにより模擬する。ここでは、流路上部にオリフィスによる圧力損失を設けない条件での流量<sup>※1</sup>を参考にして、ボイド拡大を流路下部に導くための目安となるオリフィスの直径を検討する。

始めに、圧力損失係数は次式により求められるものとする。

$$\Delta P = C \rho u^2$$

ここで、 $\Delta P$ [Pa]は流路の圧力損失、 $C$ [-]は圧力損失係数、 $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>]は流体密度、 $u$ [m/s]は流路内の平均流速である。

流路上部にオリフィスによる圧力損失を設けない条件では、ボイド拡大過程において流路下方向（バイパス流路  $\phi_{1,d}$  23 mm)  $\sim 0.2 \times 10^{-3}$  [m<sup>3</sup>/s] の流量（最大値）が生じている。この流量を流速に換算すると 0.48[m/s] となる。このときの流路内の圧力は 0.02[MPa] である。この圧力により流量  $0.2 \times 10^{-3}$  [m<sup>3</sup>/s] が生じたと考えると、(1)式より流路下部の圧力損失係数は  $C=87$  となる。この圧力損失係数をオリフィスで模擬できると仮定すると、断面 50 mm × 50 mm の流路に対してオリフィス絞り部の直径は約 20 mm となる<sup>※2</sup>。すなわち、流路上部に絞り径 20 mm のオリフィスを設置することで流路上下部の圧力損失係数が同等となり、流路上下方向に同じ流量を得られる可能性がある。本試験では、流路下部の圧力損失に対して流路上部の圧力損失を十分に大きく設定するため、上記の概算を踏まえて、絞り径 10 mm のオリフィスを流路上部に設置することとした。

---

※1 本文中の参考文献[3]

※2 例えば、「機械工学便覧 基礎編 A5 流体工学、日本機械学会編」

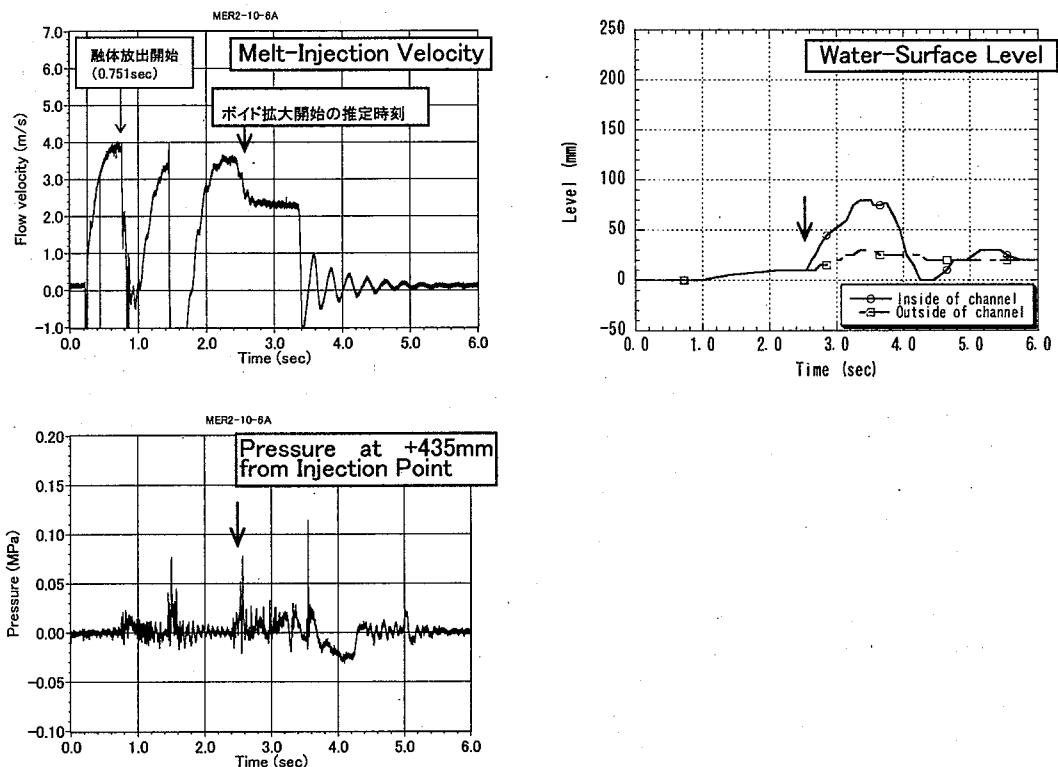


## 付録 2 試験データ集

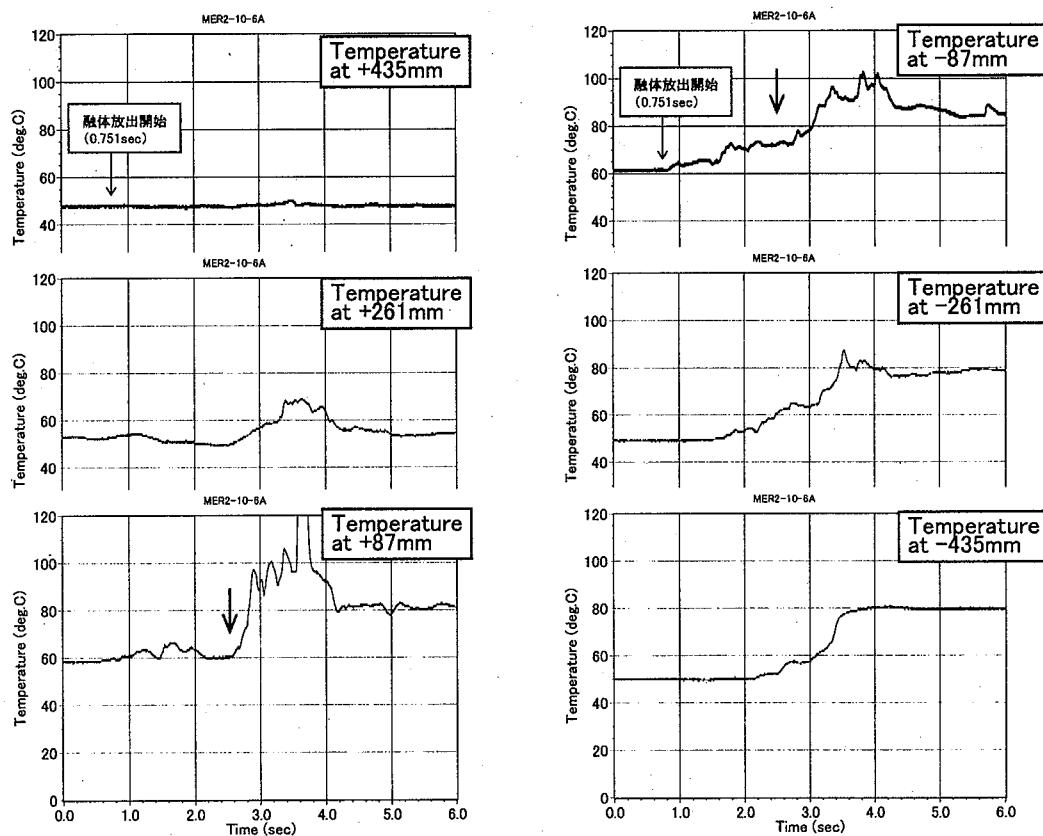
付録図 A-1	融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴 (MER2-10-6A) .....	27
付録図 A-2	冷却材温度の履歴 (MER2-10-6A) .....	27
付録図 B-1	融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴 (MER2-10-7A) .....	28
付録図 B-2	冷却材温度の履歴 (MER2-10-7A) .....	28
付録図 C-1	融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴 (MER2-10-8A) .....	29
付録図 C-2	冷却材温度の履歴 (MER2-10-8A) .....	29
付録図 D-1	融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴 (MER2-10-9A) .....	30
付録図 D-2	冷却材温度の履歴 (MER2-10-9A) .....	30
付録図 E-1	融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴 (MER2-10-10A) .....	31
付録図 E-2	冷却材温度の履歴 (MER2-10-10A) .....	31
付録図 F-1	融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴 (MER2-10-11A) .....	32
付録図 F-2	冷却材温度の履歴 (MER2-10-11A) .....	32
付録図 G-1	融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴 (MER2-10-12A) .....	33
付録図 G-2	融体放出速度及び流路液位の履歴 (MER2-10-12A, [0.0s~2.0s]) .....	33
付録図 G-3	冷却材圧力の履歴 1 (MER2-10-12A, [0.0s~2.0s]) .....	34
付録図 G-4	冷却材圧力の履歴 2 (MER2-10-12A, [0.0s~2.0s]) .....	34
付録図 G-5	冷却材温度の履歴 1 (MER2-10-12A) .....	35
付録図 G-6	冷却材温度の履歴 2 (MER2-10-12A, [0.0s~2.0s]) .....	35
付録図 G-7	冷却材温度の履歴 3 (MER2-10-12A, [0.0s~2.0s]) .....	36
付録図 G-8	冷却材温度の履歴 4 (MER2-10-12A, [0.0s~2.0s]) .....	36
付録図 H-1	冷却材圧力の履歴 (MER2-10-13A, [0.0s~4.0s]) .....	37
付録図 H-2	冷却材温度の履歴 1 (MER2-10-13A) .....	37
付録図 H-3	冷却材温度の履歴 2 (MER2-10-13A, [0.0s~4.0s]) .....	38
付録図 H-4	冷却材温度の履歴 3 (MER2-10-13A, [0.0s~4.0s]) .....	38
付録図 I-1	冷却材圧力の履歴 (MER2-10-14A, [0.0s~10.0s]) .....	39
付録図 I-2	冷却材温度の履歴 1 (MER2-10-14A, [0.0s~10.0s]) .....	39
付録図 I-3	冷却材温度の履歴 2 (MER2-10-14A, [0.0s~10.0s]) .....	40

※ 各図中の細線矢印及び太線矢印はそれぞれ融体放出開始時刻及びボイド拡大開始の推定時刻を示している。

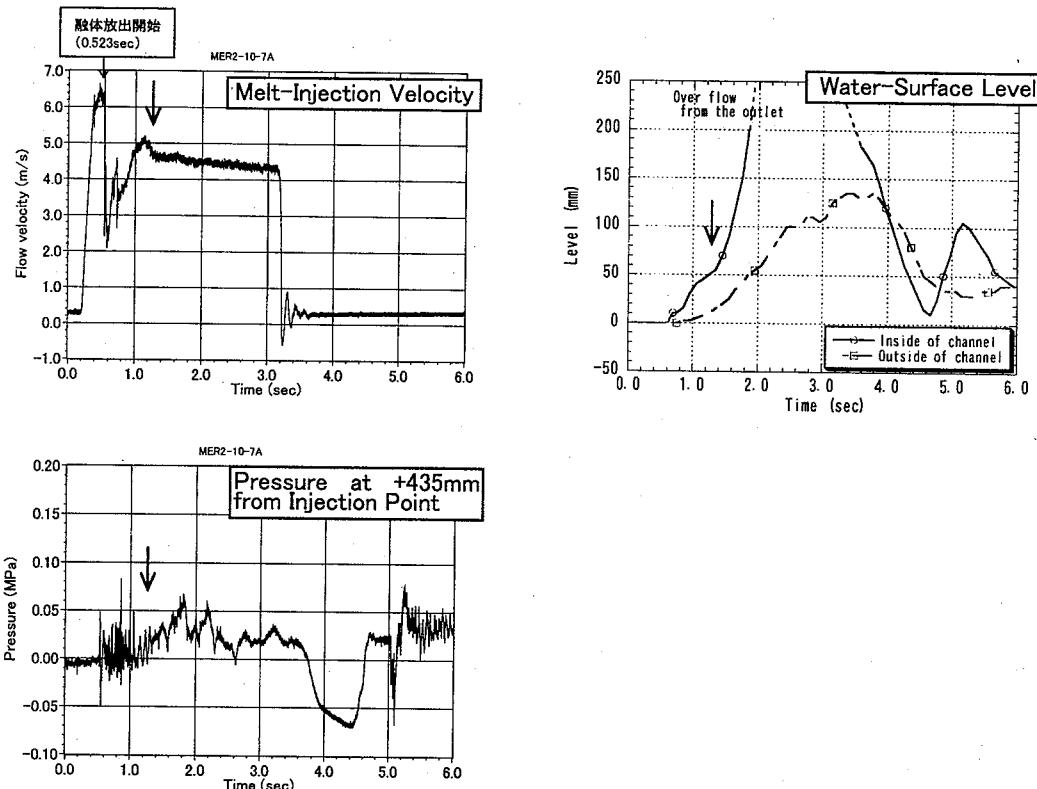




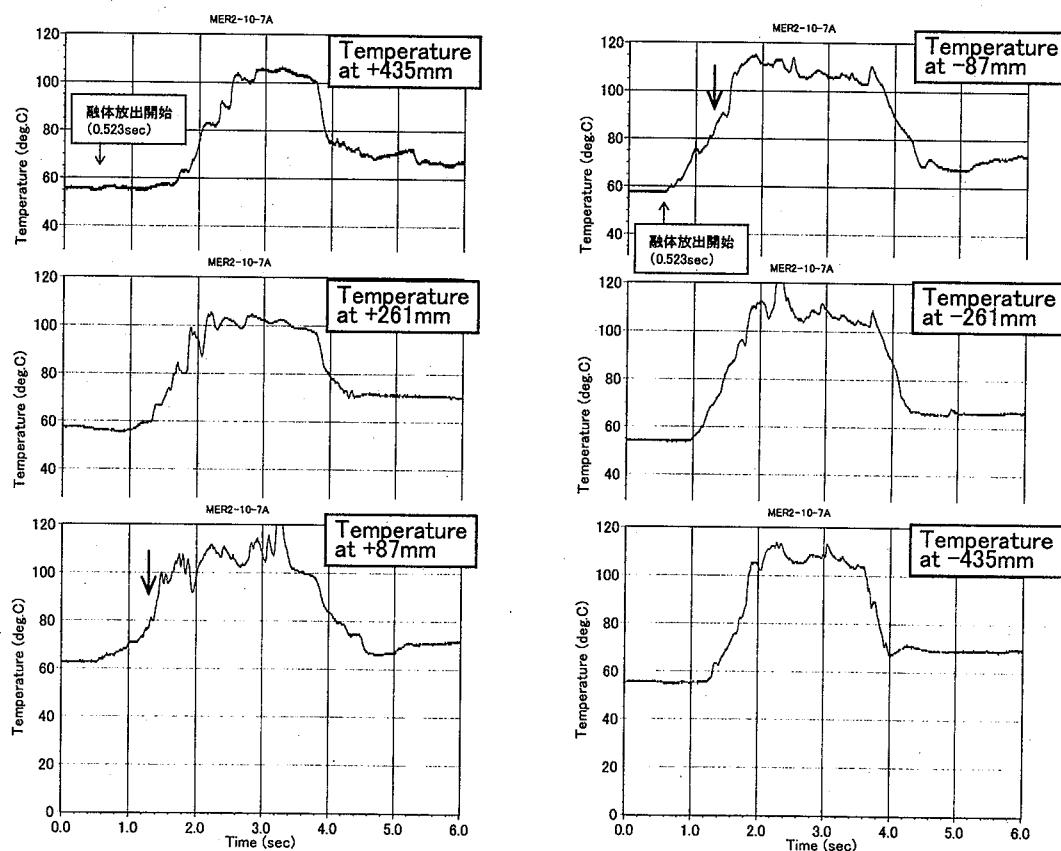
付録図 A-1 融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴  
(MER2-10-6A)



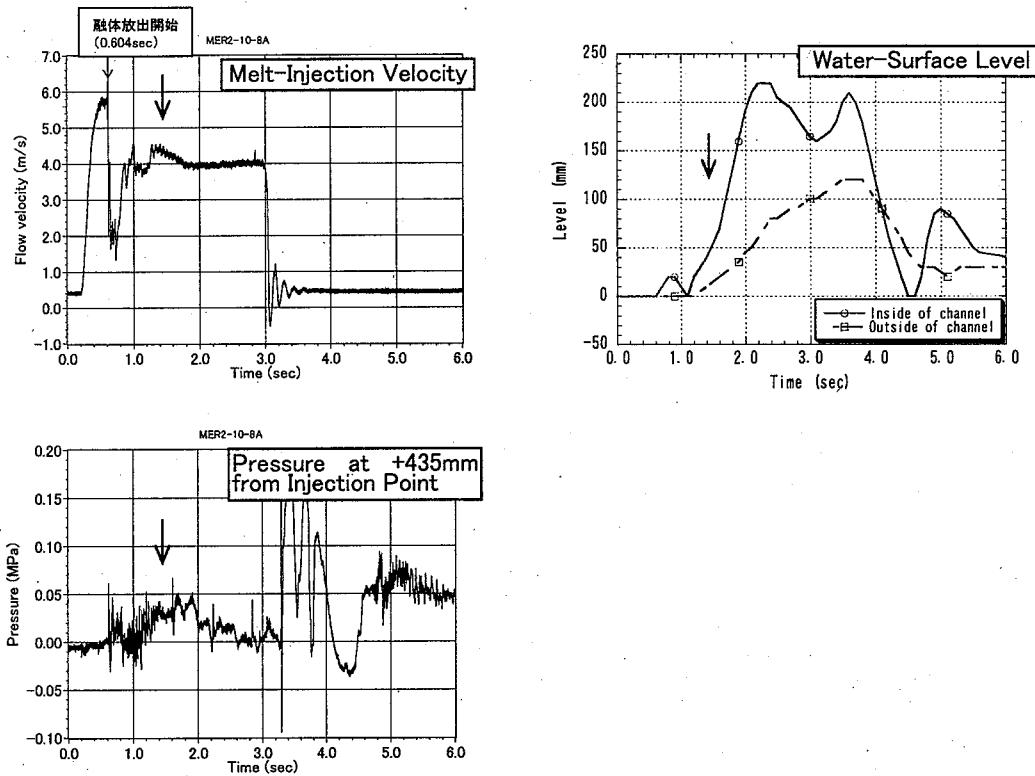
付録図 A-2 冷却材温度の履歴 (MER2-10-6A)



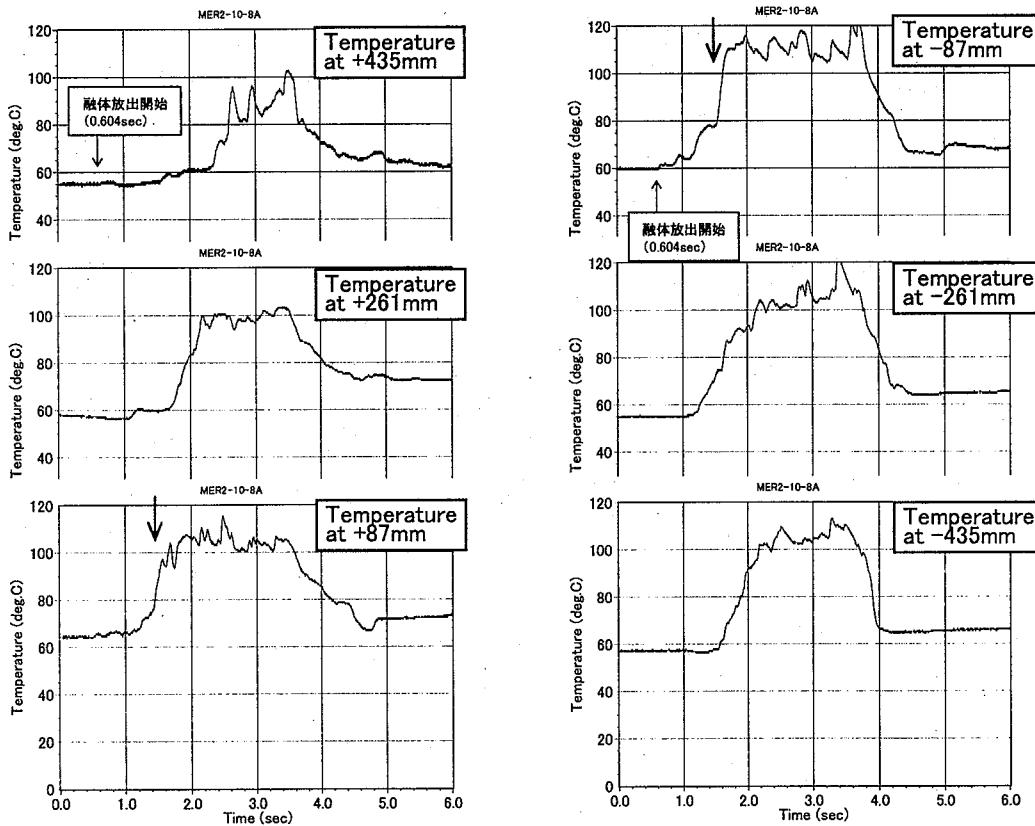
付録図 B-1 融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴  
(MER2-10-7A)



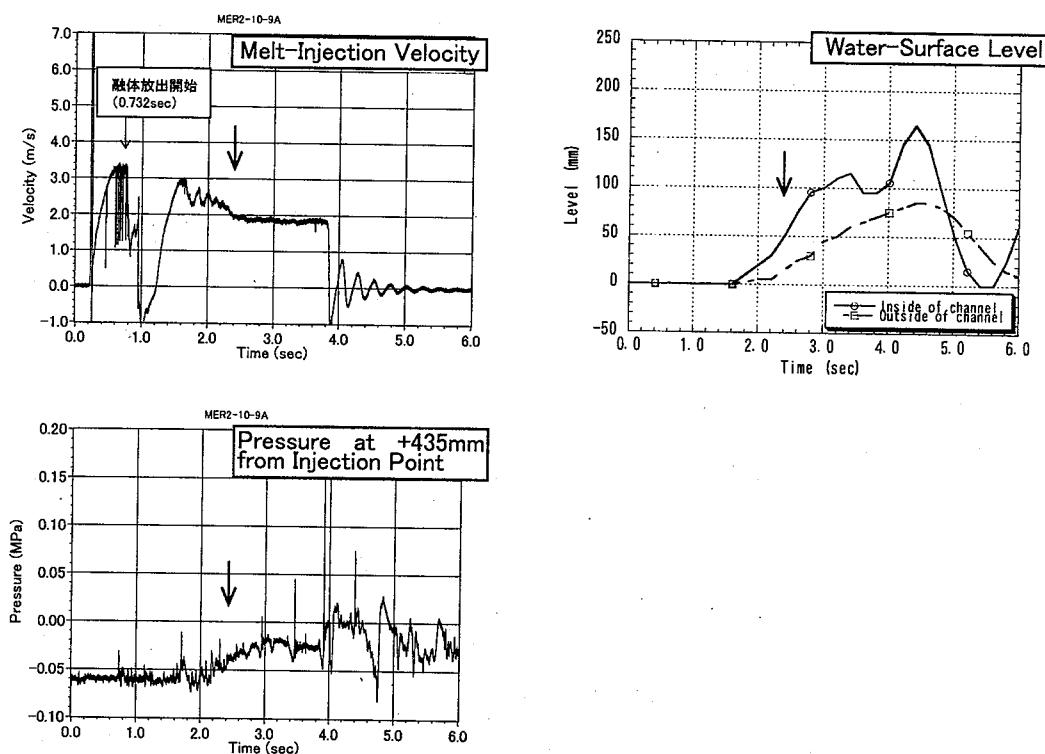
付録図 B-2 冷却材温度の履歴 (MER2-10-7A)



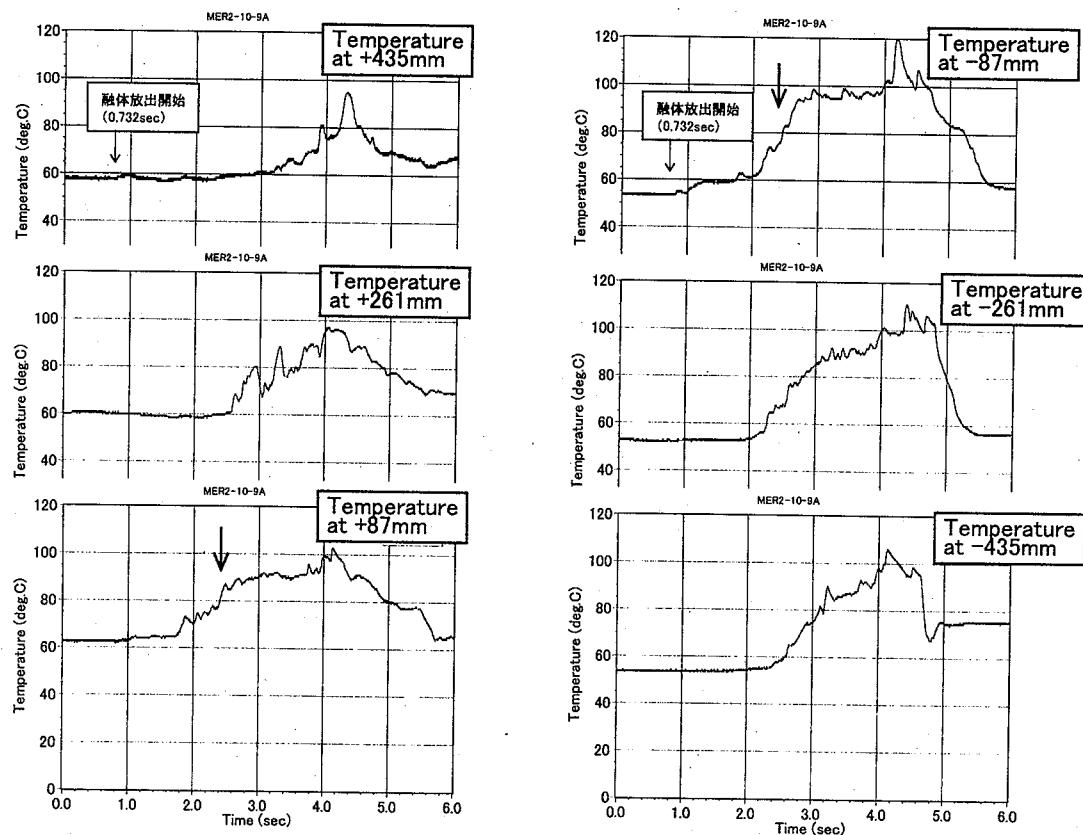
付録図 C-1 融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴  
(MER2-10-8A)



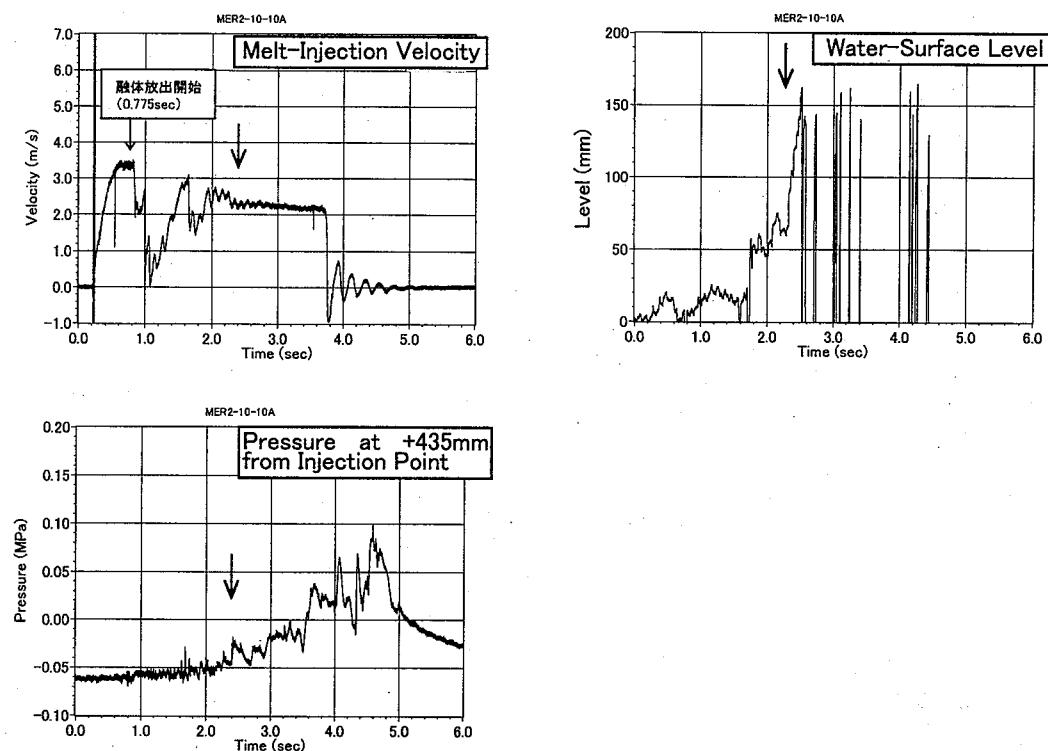
付録図 C-2 冷却材温度の履歴 (MER2-10-8A)



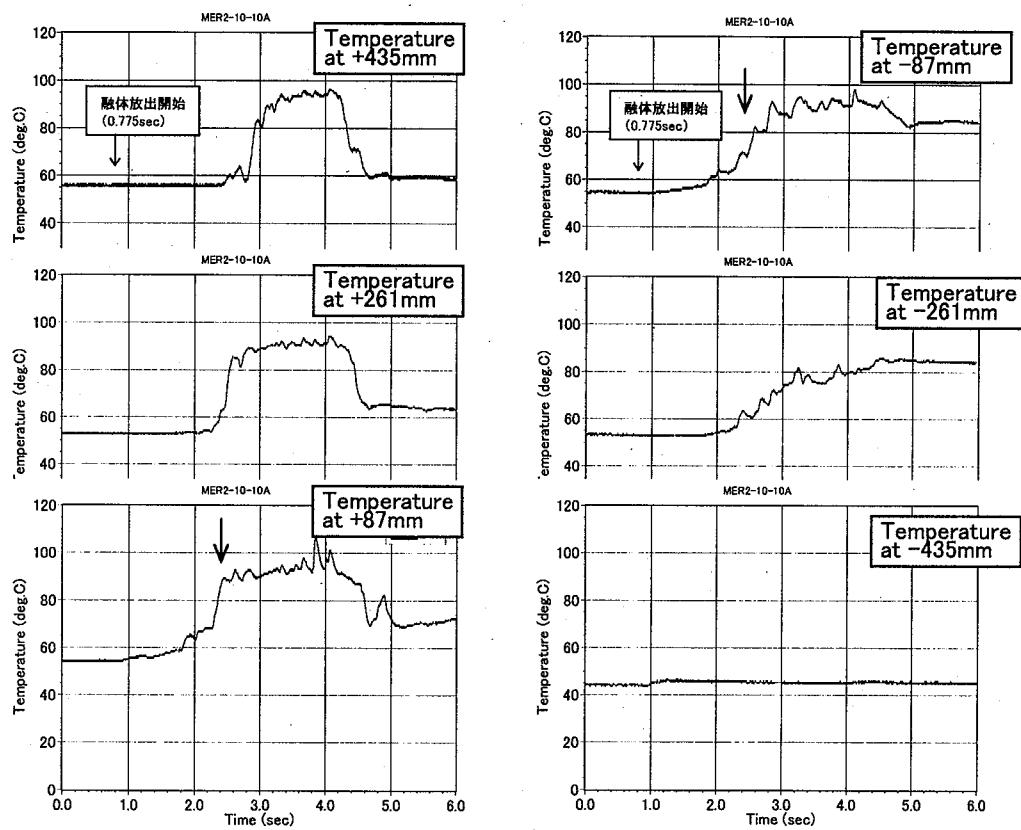
付録図 D-1 融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴  
(MER2-10-9A)



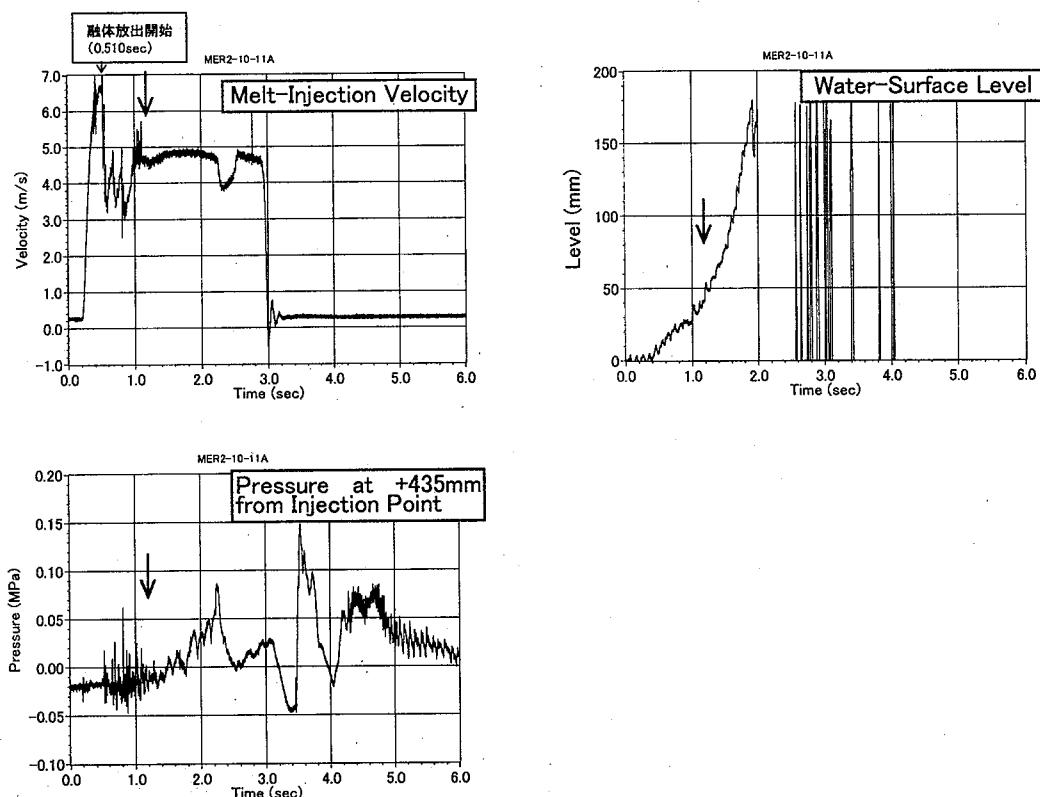
付録図 D-2 冷却材温度の履歴 (MER2-10-9A)



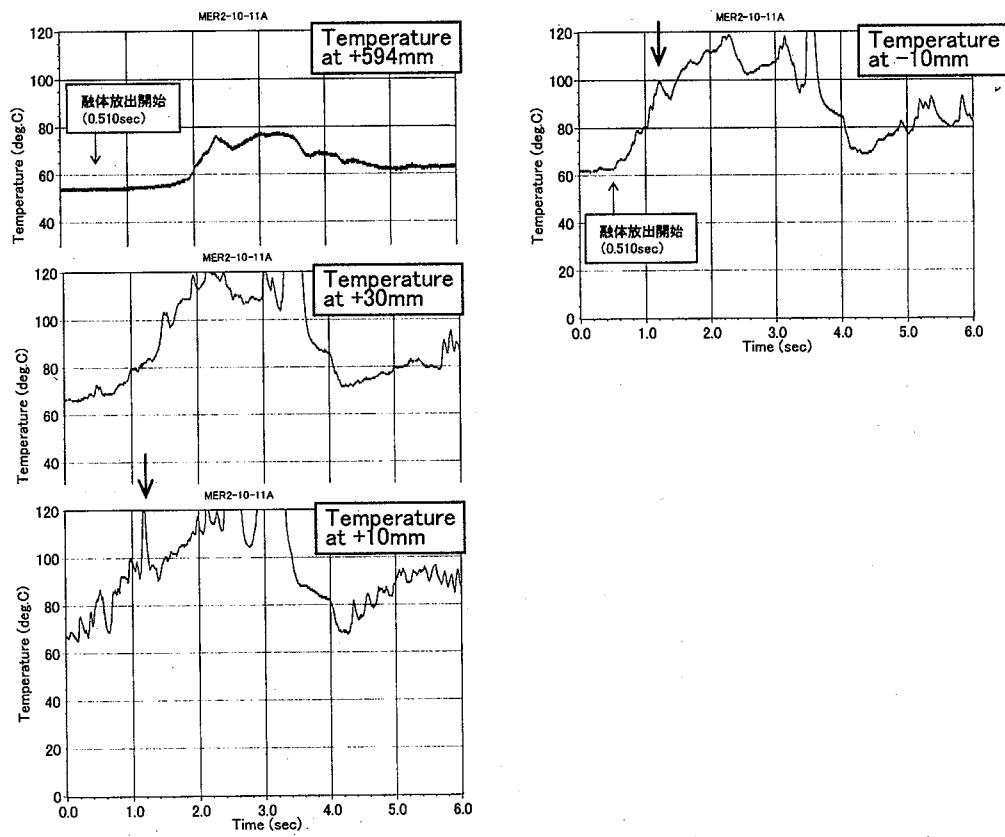
付録図 E-1 融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴  
(MER2-10-10A)



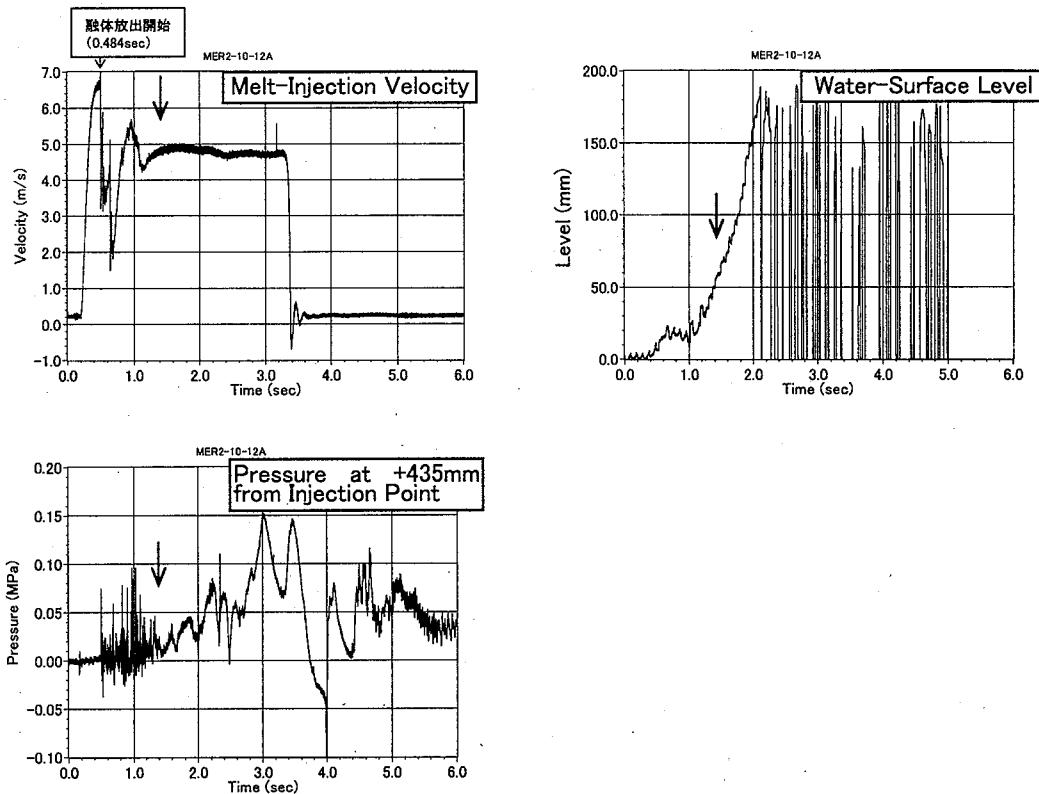
付録図 E-2 冷却材温度の履歴 (MER2-10-10A)



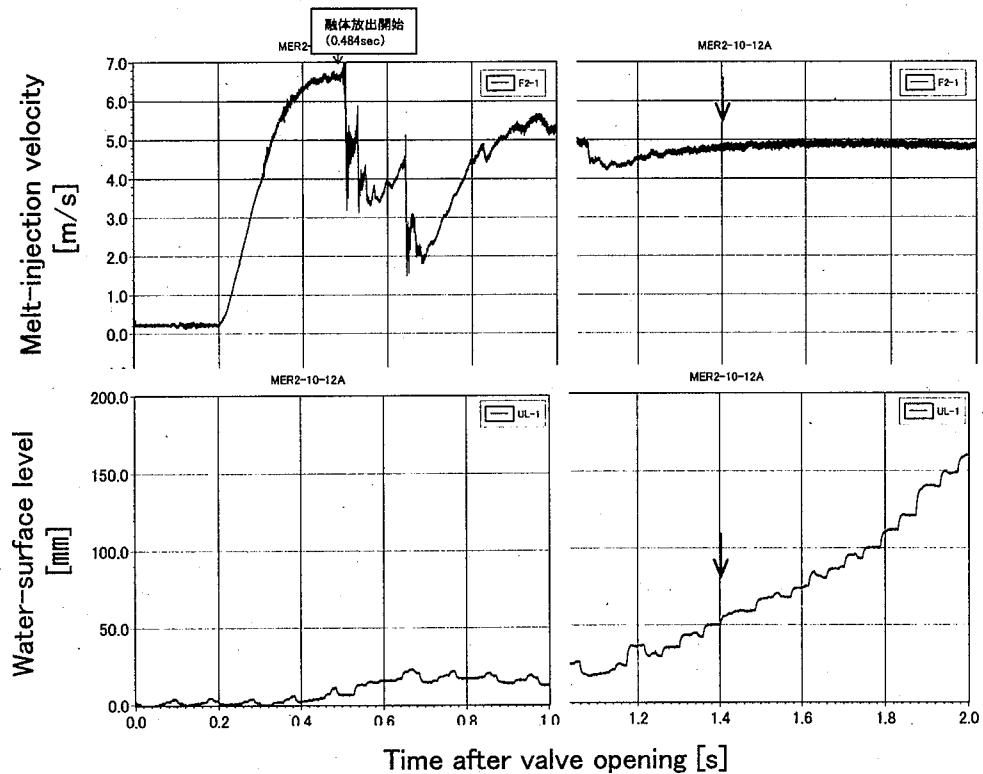
付録図 F-1 融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴  
(MER2-10-11A)



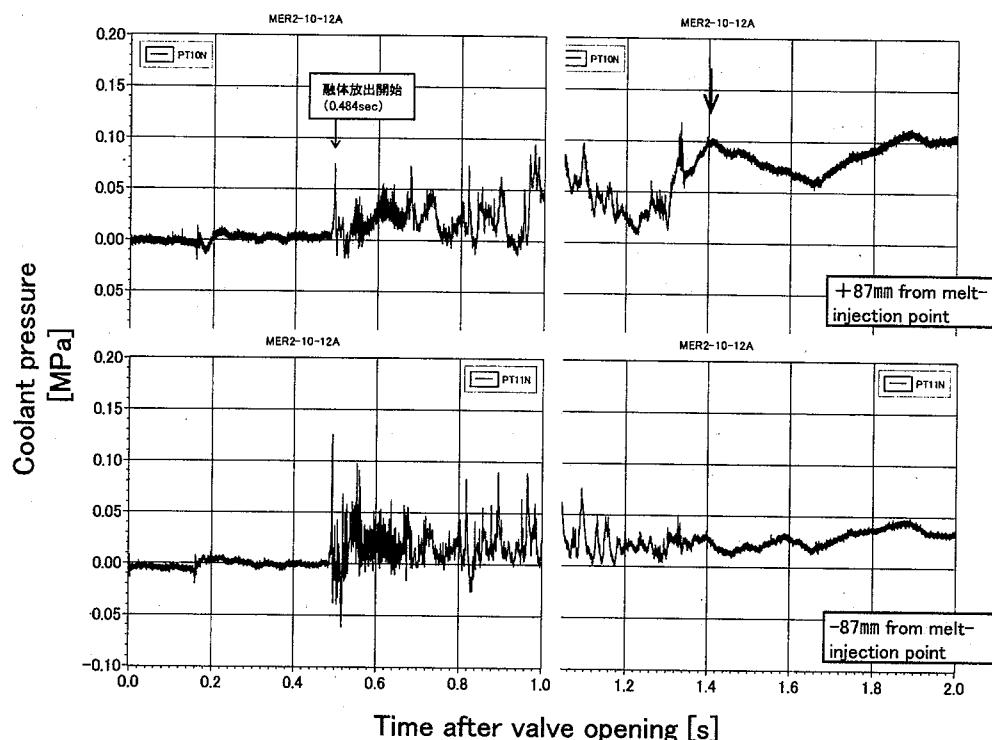
付録図 F-2 冷却材温度の履歴 (MER2-10-11A)



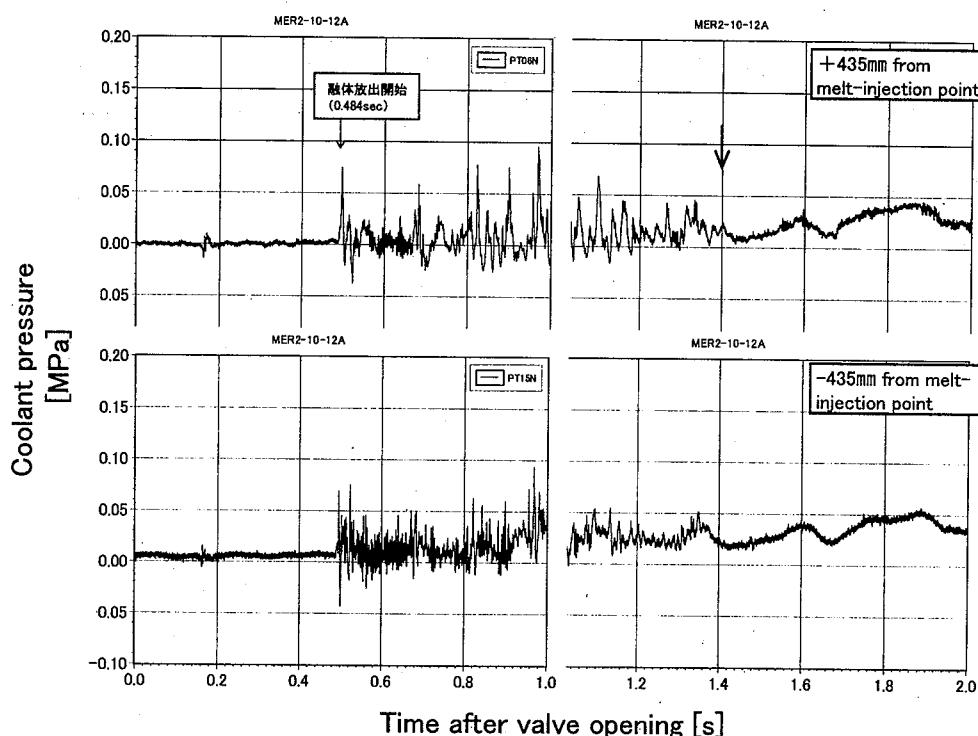
付録図 G-1 融体放出速度、冷却材圧力及び流路液位の履歴  
(MER2-10-12A)



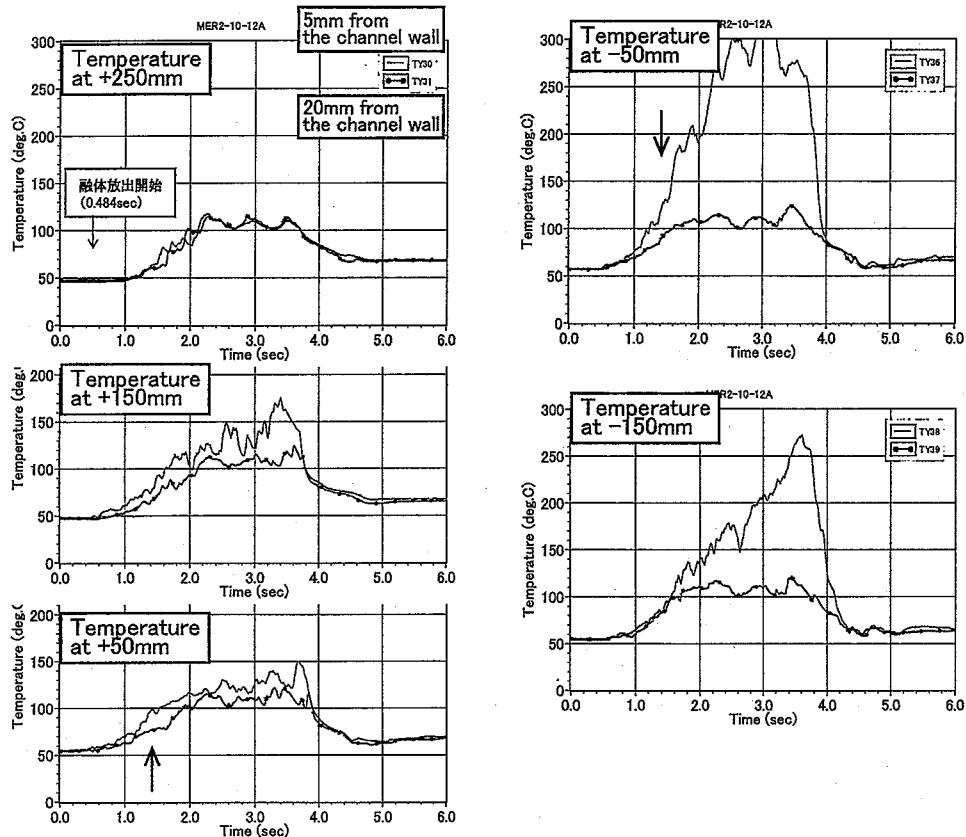
付録図 G-2 融体放出速度及び流路液位の履歴  
(MER2-10-12A, [0.0s~2.0s])



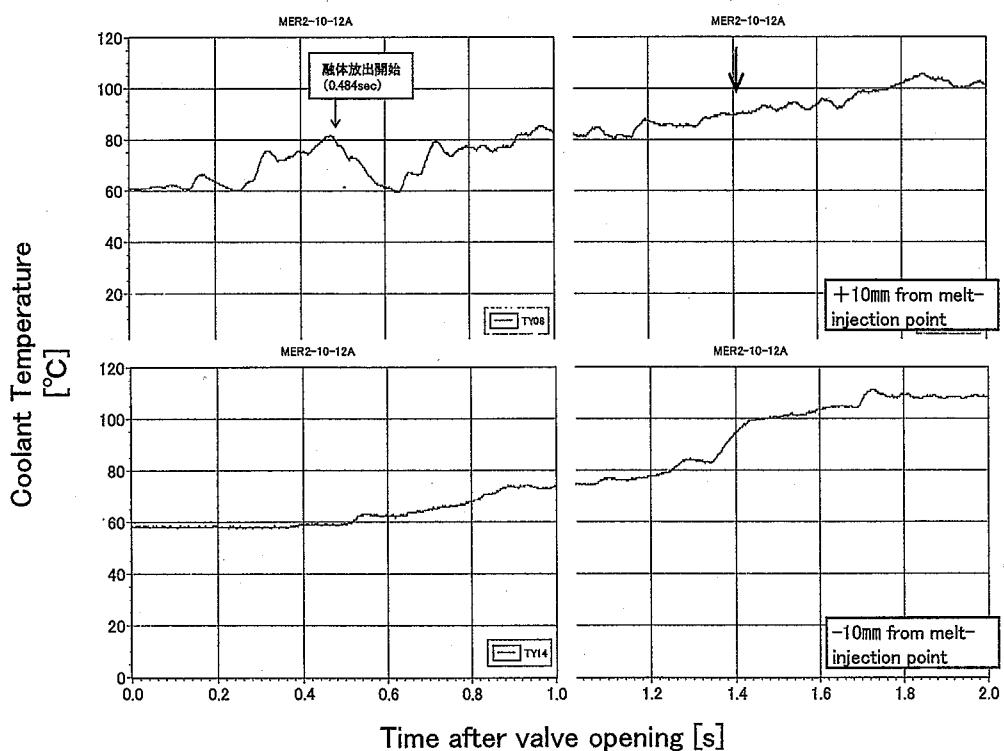
付録図 G-3 冷却材圧力の履歴 1 (MER2-10-12A, [0.0s~2.0s])



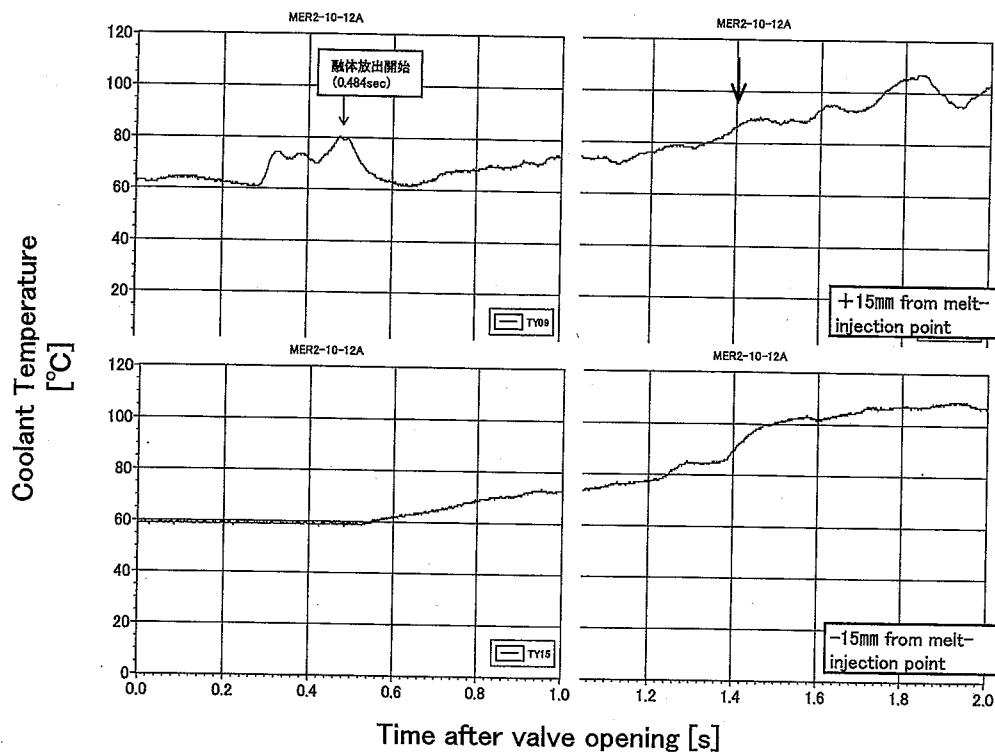
付録図 G-4 冷却材圧力の履歴 2 (MER2-10-12A, [0.0s~2.0s])



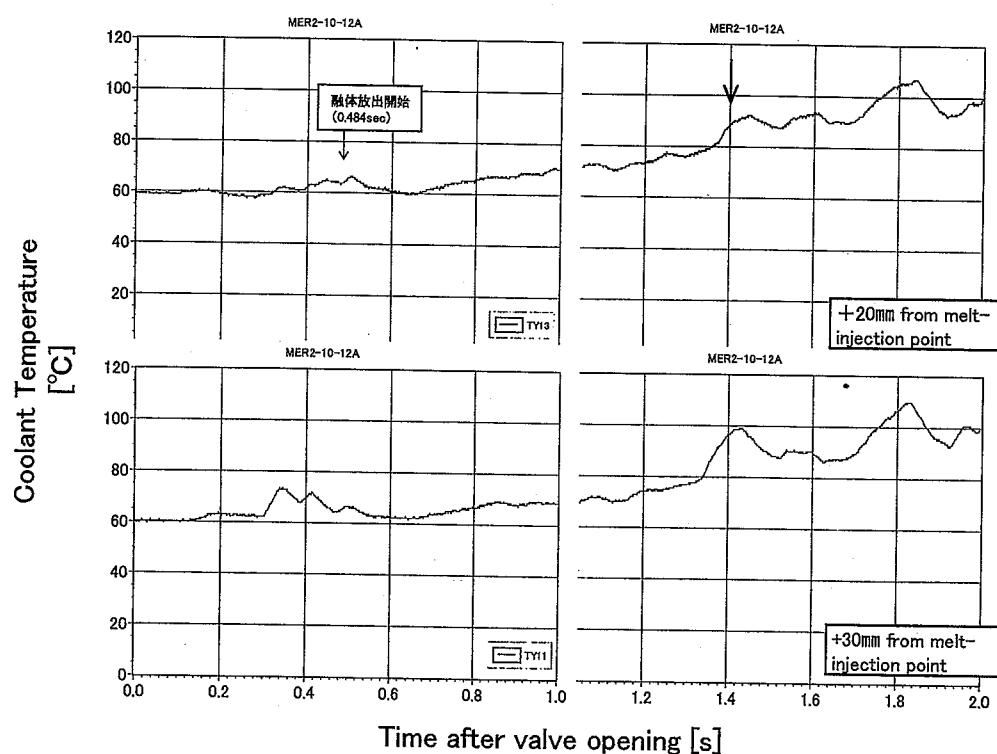
付録図 G-5 冷却材温度の履歴 1 (MER2-10-12A)



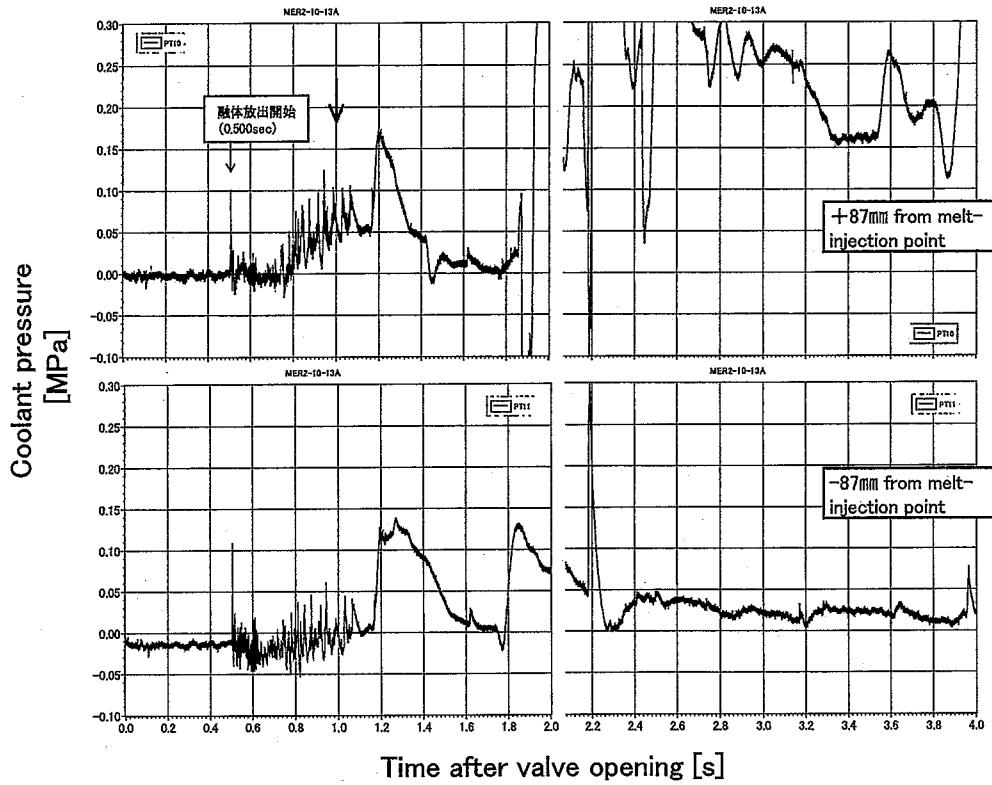
付録図 G-6 冷却材温度の履歴 2 (MER2-10-12A, [0.0s ~ 2.0s])



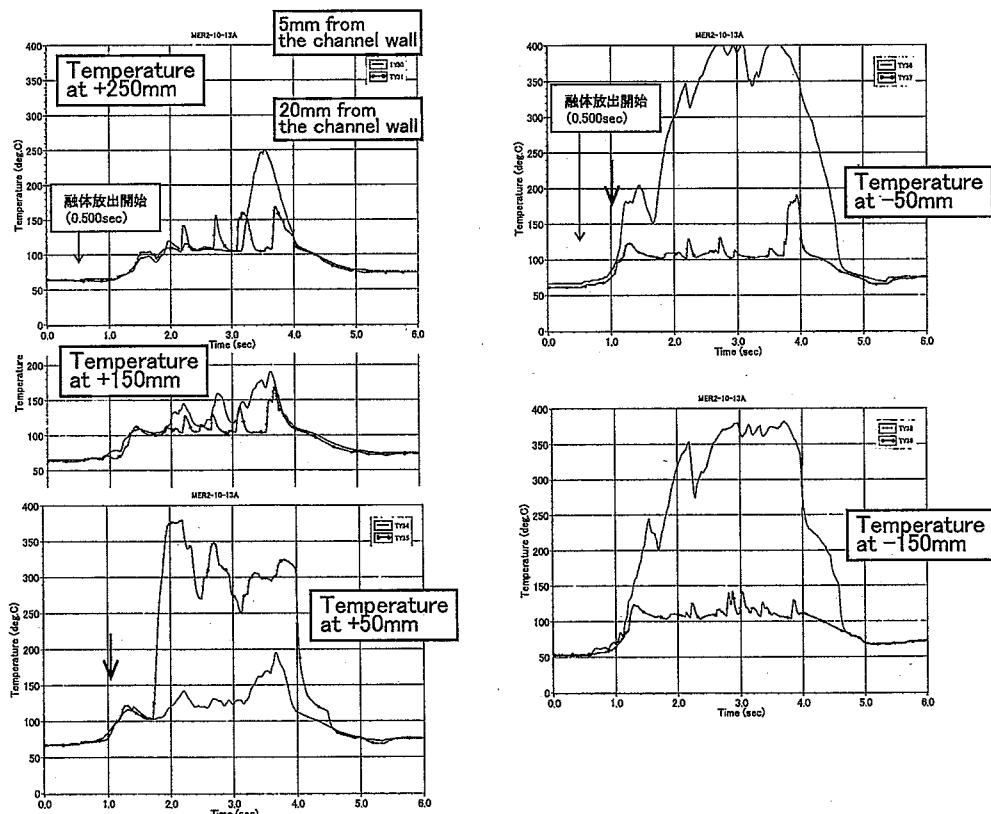
付録図 G-7 冷却材温度の履歴 3 (MER2-10-12A , [0.0s~2.0s])



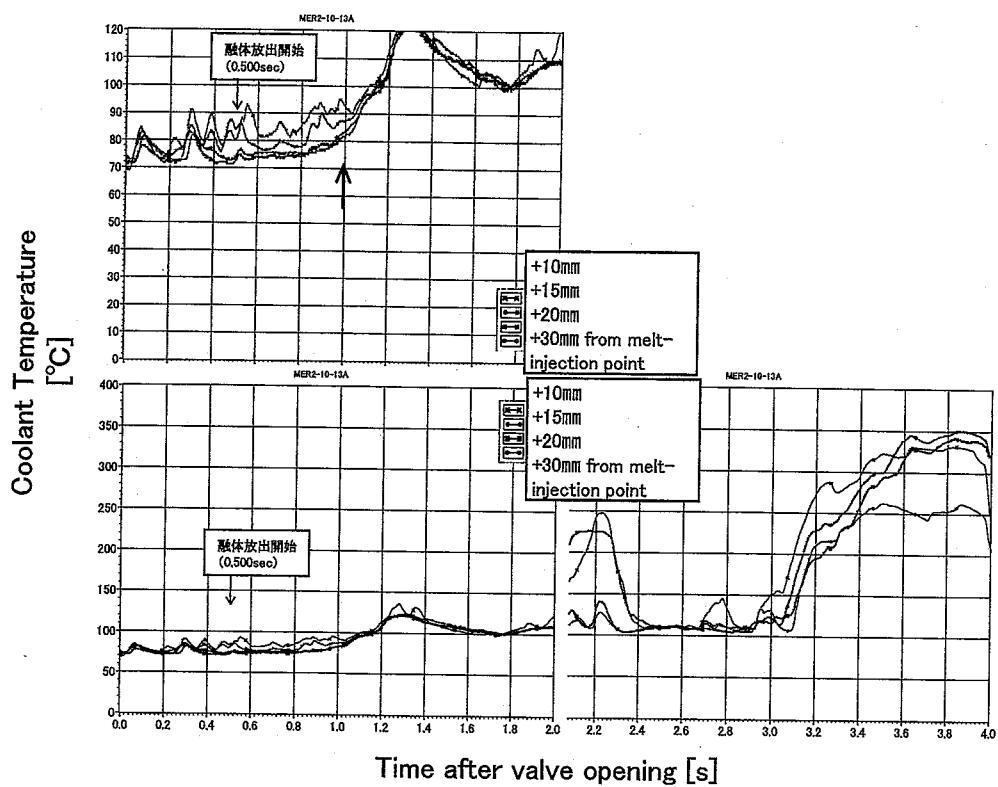
付録図 G-8 冷却材温度の履歴 4 (MER2-10-12A , [0.0s~2.0s])



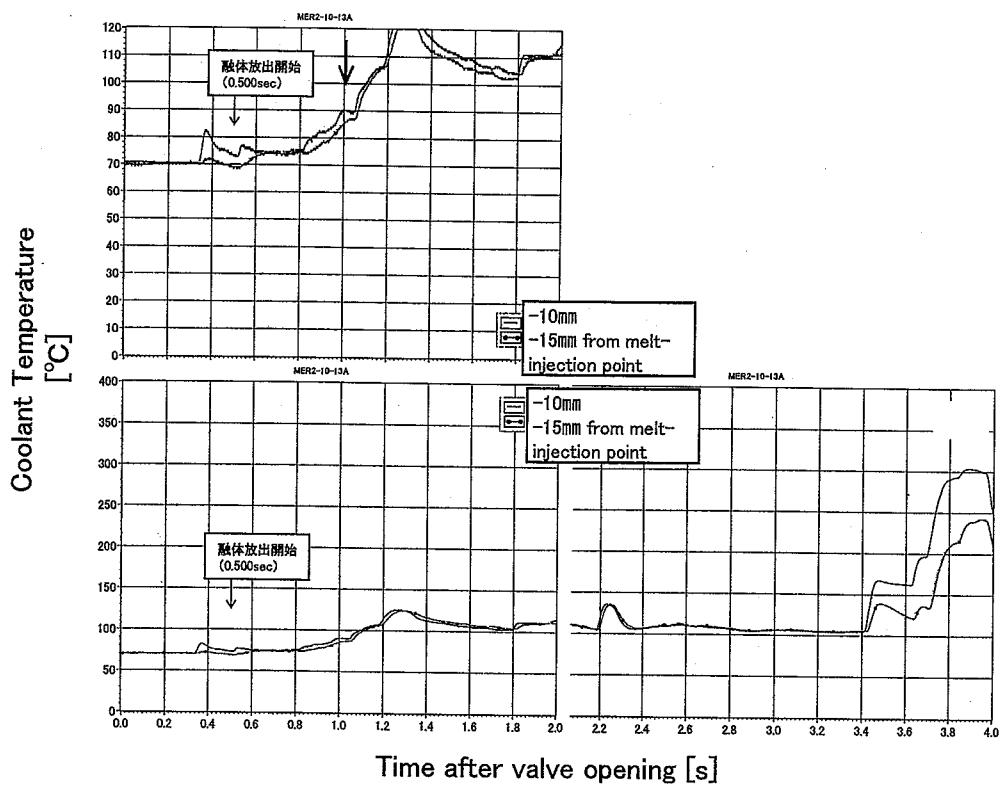
付録図 H-1 冷却材圧力の履歴 1 (MER2-10-13A, [0.0s~4.0s])



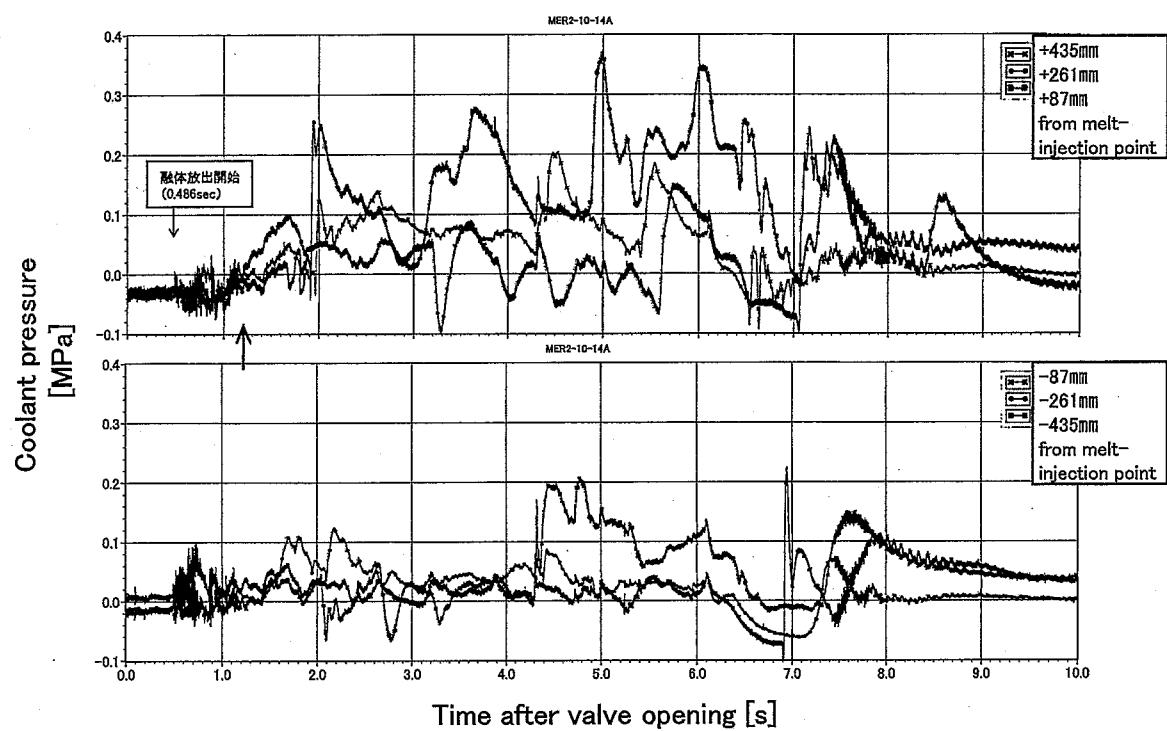
付録図 H-2 冷却材温度の履歴 1 (MER2-10-13A)



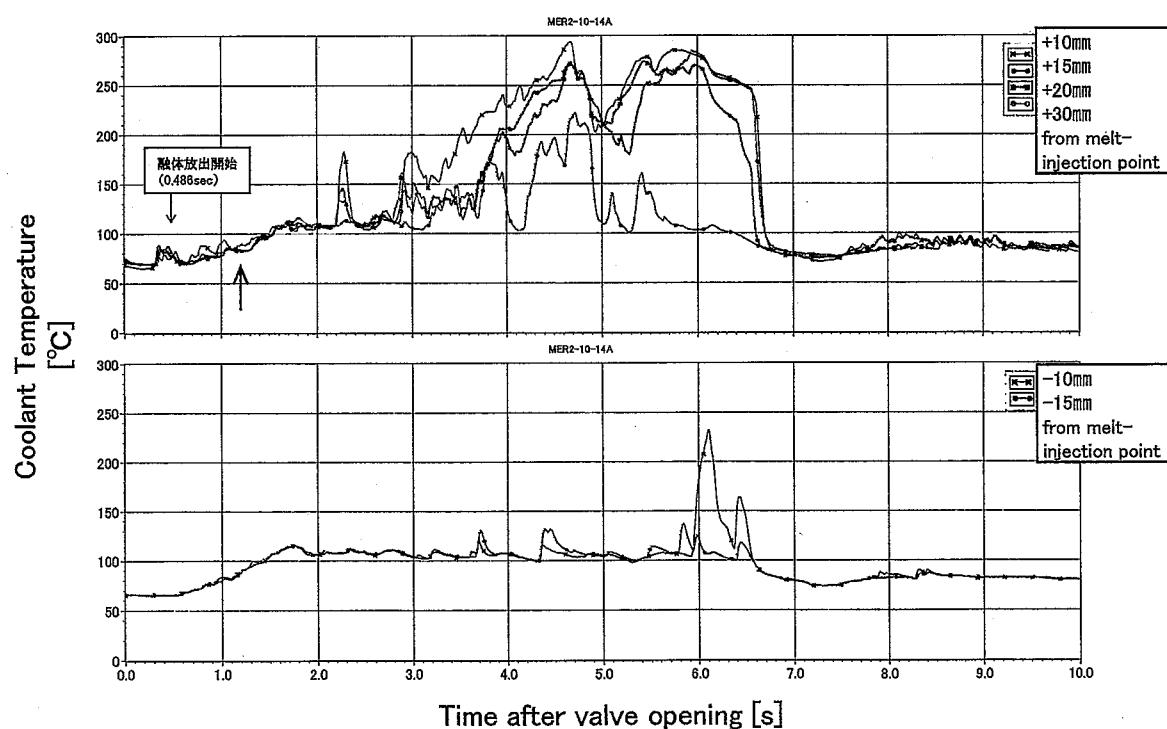
付録図 H-3 冷却材温度の履歴 2 (MER2-10-13A, [0.0s ~ 4.0s])



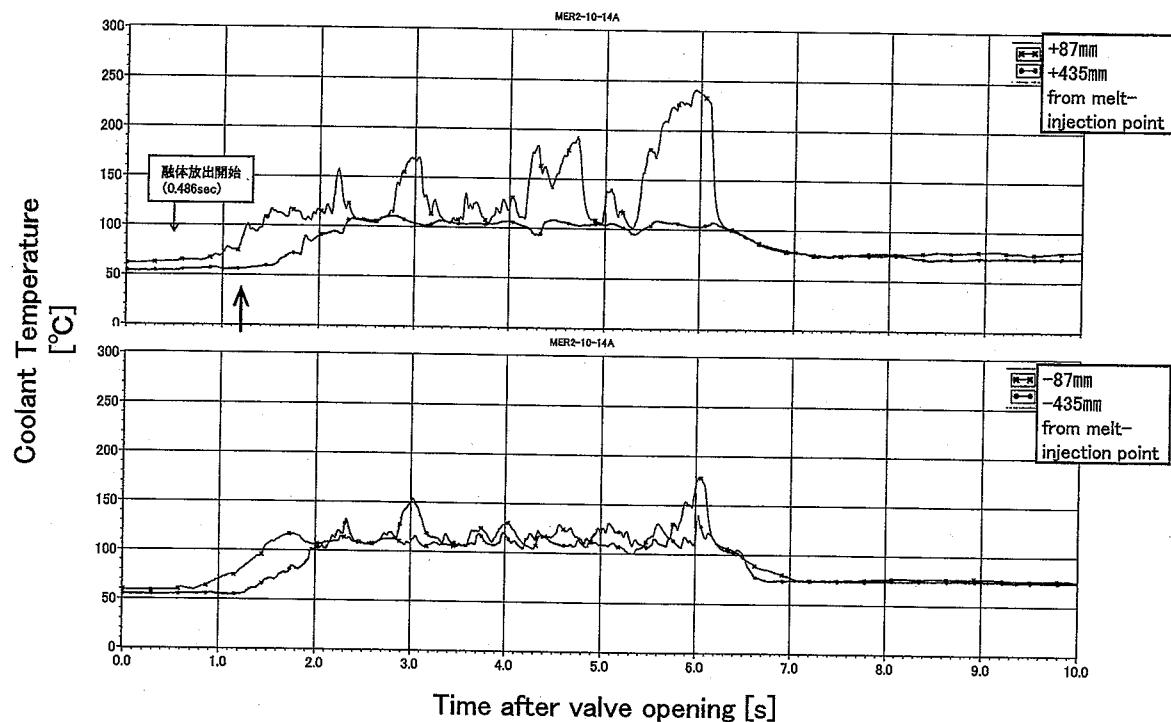
付録図 H-4 冷却材温度の履歴 3 (MER2-10-13A, [0.0s ~ 4.0s])



付録図I-1 冷却材圧力の履歴 (MER2-10-14A, [0.0s~10.0s])



付録図I-2 冷却材温度の履歴 1 (MER2-10-14A, [0.0s~10.0s])



付録図I-3 冷却材温度の履歴 2 (MER2-10-14A, [0.0s~10.0s])

### 付録 3 融体放出量及びデブリ粒子径分布

再臨界の発生の可能性を評価する上では、最終的に炉心下部プレナムへの燃料排出の時間スケールと排出された燃料の冷却材性が問題になる。その参考データとして、冷却材流路への融体放出量及びデブリ粒子径分布をそれぞれ付録表及び付録図 J-1 に示す。付録表から、単位時間あたりの融体放出量は基本的に融体と冷却材の圧力差（付録表中の値は計画値）に依存することがわかる。今回の試験条件の範囲内では、融体温度や冷却材サブクール度への依存性は明らかではない。また、付録図 J-1 から、MER2-10-6A ケース及び MER2-10-14A ケースを除けば、ほぼ同様のデブリ粒子径分布が得られていることがわかる。ボイド拡大の開始が遅れて、かつ流路全域にわたるボイド化が起きる以前に融体放出を停止させた MER2-10-6A ケースでは、冷却材流路内でのクエンチ※により生じる融体デブリの割合が多くなる。これとは逆に、ボイド拡大後の融体放出時間が長い MER2-10-14A ケースでは、下部プレナムでのクエンチによって生じる融体デブリの割合が多くなる。したがって、粒子径の大きいデブリの割合が相対的に多いことを示す MER2-10-14A ケースのデブリ粒子径分布から、冷却材流路内でのクエンチ挙動に対して下部プレナムでのクエンチ挙動が比較的穏やかなものであったことがわかる。融体がボイド化した流路内を移行する過程で冷却され、融体エンタルピーが減少することの影響が下部プレナムでのクエンチ挙動に対して現れたと考えられる。

---

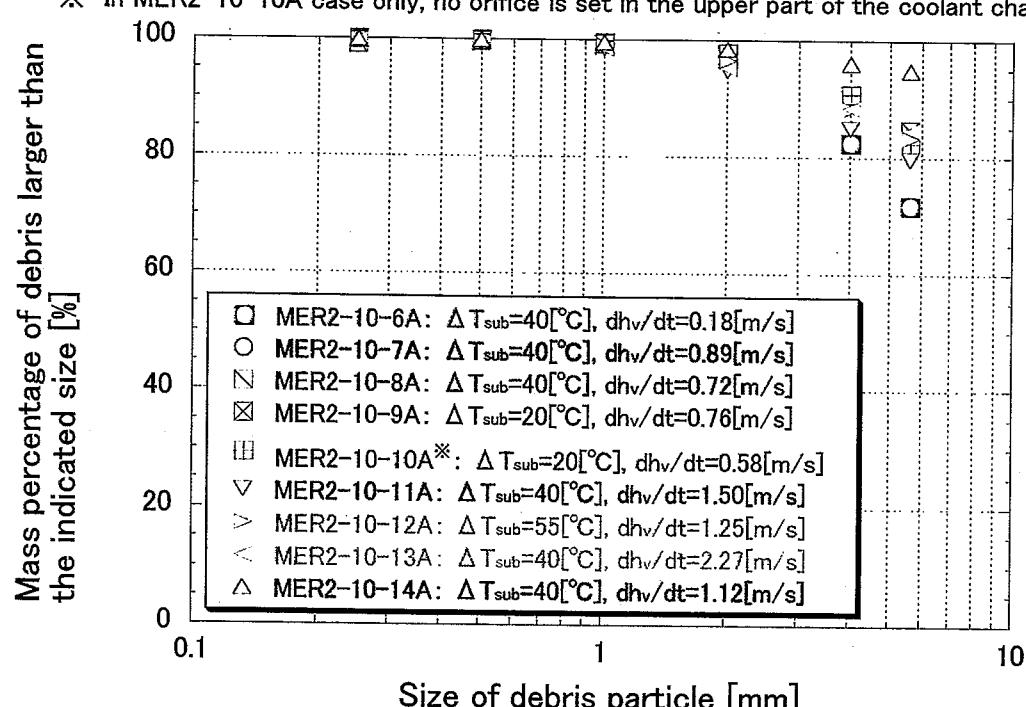
※ 高温融体が冷却材によって冷却され固化すること。境界条件（例えば、融体エンタルピー）によっては、圧力発生を伴いながら融体が分散あるいは微粒子化される FCI 現象に発展する。一般的に、クエンチ挙動が激しい（圧力発生が顕著）ほど、粒子径の細かい融体デブリが形成されると考えられる。

## 付録表 冷却材流路への融体放出量

Experimental tag number	Experimental condition (Injection diameter $\phi 10\text{mm}$ )					Result		
	Upper orifice	$T_m/T_c [\text{ }^\circ\text{C}]$	$\Delta P [\text{MPa}]$	$P_c [\text{MPa}]$	$\Delta t [\text{s}]$	$M_{\text{mix}}/\Delta t_{\text{mix}} [\text{kg}/\text{s}]$	$M_{\text{total}} [\text{kg}]$	$dM/dt [\text{kg}/\text{s}] (=M_{\text{total}}/\Delta t)$
MER2-10-6A	Yes	400 / 61	0.1	0.1	3.07	1.61 / 1.77	2.63	0.86
MER2-10-7A	Yes	407 / 62	0.3	0.1	3.14	1.76 / 0.73	8.90	2.83
MER2-10-8A	Yes	400 / 64	0.2	0.1	3.07	1.76 / 0.85	6.60	2.15
MER2-10-9A	Yes	400 / 64	0.1	0.05	3.97	1.77 / 1.67	3.40	0.86
MER2-10-10A	No	400 / 54	0.1	0.05	3.47	1.91 / 1.63	3.85	1.11
MER2-10-11A	Yes	400 / 60	0.2	0.1	2.88	1.72 / 0.69	6.90	2.40
MER2-10-12A	Yes	400 / 45	0.2	0.1	3.13	2.86 / 0.92	9.74	3.11
MER2-10-13A	Yes	550 / 60	0.2	0.1	3.12	1.04 / 0.50	8.80	2.82
MER2-10-14A	Yes	400 / 60	0.2	0.1	5.28	1.80 / 0.71	15.60	2.95

Upper orifice: Setting of a  $\phi 10\text{mm}$  orifice in the upper part of the coolant channel $T_m/T_c$ : Initial temperature of melt/coolant $\Delta P$ : Pressure difference between melt and coolant at the melt-injection point (intentional value) $P_c$ : Initial pressure of coolant cover gas (absolute value) $\Delta t$ : Melt-injection duration (estimated from HSV images) $\Delta t_{\text{mix}}$ : Melt-coolant mixing time up to the beginning of void development $M_{\text{mix}}$ : Mass of melt mixed with coolant during  $\Delta t_{\text{mix}}$  (estimated from melt flow rate) $M_{\text{total}}$ : The amount of melt injected into the coolant channel (estimated from debris) $dM/dt$ : Average melt injection rate $\Delta T_{\text{sub}}$ : Coolant subcooling $dh_v/dt$ : Void development rate

※ In MER2-10-10A case only, no orifice is set in the upper part of the coolant channel.



付録図 J-1 デブリ粒子径分布