

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

重大事故等対策の有効性評価に係る シビアアクシデント解析コードについて

(第1部 M-RELAP5)

第58回審査会合（平成25年12月17日）資料2-2-2 改訂2

目 次

－ 第1部 M-RELAP5 －

1. はじめに.....	1-3
2. 重要現象の特定.....	1-4
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	1-4
2.2 ランクの定義.....	1-8
2.3 物理現象に対するランク付け.....	1-9
3. 解析モデルについて.....	1-19
3.1 コード概要.....	1-19
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	1-20
3.3 解析モデル.....	1-21
3.4 ノード分割.....	1-39
3.5 入出力.....	1-44
4. 妥当性確認.....	1-46
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法.....	1-46
4.2 ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析.....	1-50
4.3 Marviken 臨界流試験解析.....	1-62
4.4 ROSA/LSTF 試験.....	1-73
4.5 PKL/F1.1 試験.....	1-97
4.6 LOFT 試験.....	1-109
4.7 実機での蒸気発生器伝熱管損傷（美浜2号機）.....	1-124
4.8 実機解析への適用性.....	1-131
5. 有効性評価への適用性.....	1-143
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）.....	1-143
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）.....	1-146
6. 参考文献.....	1-153
添付1 解析コードにおける解析条件.....	1-156
添付2 M-RELAP5 コードの ECCS 再循環機能喪失への適用性について.....	1-161

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、M-RELAP5コード^[1]について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・M-RELAP5コードの解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性評価
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

M-R E L A P 5 コードが適用される炉心損傷防止対策におけるシーケンスグループについて、具体的な重要事故シーケンス、及びその事象の推移と評価指標について記述する。

2.1.1 炉心損傷防止対策の事故シーケンスと評価指標

ここでは、出力運転中の原子炉を対象としたシーケンスについて、事象の推移と評価指標について記述する。

(1) 2次冷却系からの除熱機能喪失

本シナリオは、原子炉の出力運転中に過渡事象または小破断 LOCA が発生し、かつ、2次系からの除熱機能が喪失することから1次系は高い圧力で推移し、高圧注入系による注入が困難となり炉心損傷に至る事象を想定する。具体的な事故シナリオとして「主給水流量喪失+補助給水失敗（全給水喪失）」を想定する。給水喪失が生じることにより、2次系からの除熱機能が喪失することから1次系は高い圧力で推移し、高圧注入系による注入が困難となる。給水が喪失しているため蒸気発生器水位が低下することにより原子炉トリップが生じ、未臨界が確保される。1次系圧力が加圧器逃がし弁（あるいは安全弁）の設定値に到達すると断続的に弁からの蒸気放出がなされ、これにより1次系圧力の上昇は設定値近傍に維持される一方で1次系保有水が減少し続け、いずれは炉心露出、損傷に至る。

これを防止するために2次系がドライアウトして1次系の温度・圧力が上昇する前に、加圧器逃がし弁を強制開して1次系の圧力上昇を防止し、かつ高圧注入ポンプ等により1次系への注水を行う（フィードアンドブリード運転）。高圧注入系の投入により注水はなされるが、当初は1次系圧力が高いため、放出流量が注入流量を上回り、1次系保有水は減少を続ける。この期間に1次系の保有水量の減少による炉心露出と露出部のヒートアップが生ずる可能性がある。その後、放出流量が減少し、高圧注入流量を下回るようになる。これにより、1次系保有水の減少が回復に向かい、事象終息に向かうことになる。

従って、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、設計基準事象の LOCA と同様に、被覆管温度が評価指標である。

(2) 全交流動力電源喪失

本シナリオは、原子炉の出力運転中に外部電源が喪失するとともに非常用所内電源系統も機能喪失することにより、安全機能を有する構築物、系統及び機器への全ての交流電源が喪失する事象を想定する。具体的な事故シナリオとして「外部電源喪失+非常用所内電源喪失+補機冷却機能喪失+1次冷却材ポンプ（R C P）シール LOCA」あるいは「外部電源喪失+非常用所内電源喪失+補機冷却機能喪失+1次冷却材ポンプ（R C P）シールリーク」を想定する。

全交流電源喪失による原子炉補機冷却水系の機能喪失に伴い、1次冷却材ポンプシール部へのシール水注入機能及びサーマルバリアの冷却機能が喪失し、1次冷却材ポンプシール部から冷却材が喪失する。全交流動力電源が喪失することにより、長時間高圧注入による注水が期待できないため、いずれは炉心露出、損傷に至る。

これを防止するため、タービン動補助給水ポンプおよび主蒸気逃がし弁を用いた2次系強制冷却により1次系を冷却・減圧し、蓄圧タンクからのほう酸水注入を促進させることで事象初期の炉心冷却を確保する。代替交流電源が確立するまでは、自然循環・リフラックス冷却による炉心冷却維持に期待する。また、代替交流電源の確立後は、RWS T等を水源とした代替注入設備による1次冷却材の補給を維持することで、代替補機冷却系を確保できるまでの期間の炉心損傷を防止することができる。

従って、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、設計基準事象のLOCAと同様に、被覆管温度が評価指標である。

(3) 原子炉補機冷却機能喪失

本シナリオは、原子炉補機冷却機能喪失の発生後RCPシールLOCAの発生を想定する。この時冷却材の補給に必要な原子炉補機冷却機能の確保に失敗することによって、炉心の著しい損傷に至る事象を想定する。具体的な事故シナリオは全交流動力電源喪失と同様に「外部電源喪失+非常用所内電源喪失+補機冷却機能喪失+1次冷却材ポンプ(RCP)シールLOCA」を想定する。

従って、本事象では全交流動力電源喪失と同様に、被覆管温度が評価指標である。

(4) ECCS注水機能喪失

本シナリオは、LOCAの発生後、ECCS注水機能喪失によって、炉心の著しい損傷に至る事象を想定する。具体的な事故シナリオとして、「中小破断LOCA+高圧注入失敗」を仮定する。本シナリオでは、1次冷却材配管に破断が発生後、原子炉トリップにより未臨界が確保されるが、高圧注入が作動しないことにより、炉心露出時間が長期化し、炉心損傷に至る。

これを防ぐために、SG2次系強制冷却を実施し、1次系を冷却・減圧させることにより、蓄圧注入・低圧注入を促進させ、炉心を冠水させ、炉心冷却状態を維持する。

従って、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、設計基準事象のLOCAと同様に、被覆管温度が評価指標である。

なお、大破断LOCA+低圧注入失敗については、国内外の先進的な対策と同等のものを講じたとしても、炉心損傷防止対策が困難な事故シーケンスであることから、格納容器破損防止対策の対象として整理しており、有効性評価により格納容器破損が防止できることを確認している。

(5) 格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）

本シナリオは、原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリに接続される配管隔離弁の誤開または内部破損、及び原子炉圧力バウンダリ外の配管またはこれに付随する機器の破損により、1次系の冷却材が直接格納容器外に流出するとともに、炉心冷却能力が低下する事象である。具体的な事故シナリオとして「余熱除去系統からの1次冷却材の流出」を想定する。破断発生後、原子炉トリップにより未臨界が確保される。1次冷却材が直接格納容器外に流出するため、炉心冷却能力が低下し、炉心損傷に至るとともに、格納容器外の被ばく量も厳しくなる。

これを防ぐために、主蒸気逃がし弁の手動開操作によるSG2次系強制冷却により1次系を冷却・減圧させ、1次系からの系外への流出量を減少させる。また、加圧器逃がし弁手動開操作による1次系減圧により、漏洩量を減少させる。余熱除去系1系列が健全である場合、破損した余熱除去系を系統分離し、充てん注入系及び健全側余熱除去系による崩壊熱の除去により炉心冷却状態を維持する。余熱除去運転が不能の場合、充てん注入及び蒸気発生器による2次系冷却により炉心冷却状態を維持する。本事象は現場での弁閉止操作により破損した余熱除去系統を1次系から隔離し、漏洩停止となる。

従って、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、設計基準事象のLOCAと同様に、被覆管温度が評価指標であるとともに、格納容器外の被ばく量の観点から漏洩量が評価指標となってくる。

(6) 格納容器バイパス（蒸気発生器伝熱管破損）

本シナリオは、原子炉の出力運転中に、蒸気発生器の伝熱管が破損し、蒸気発生器を介して1次冷却材が格納容器外に放出される事象である。具体的な事故シナリオとして「蒸気発生器伝熱管破損＋主蒸気安全弁の開固着」を想定する。蒸気発生器伝熱管破損の発生後、原子炉トリップにより未臨界が確保されるとともに、高圧注入系による炉心への冷却材補給及び補助給水系と2次系弁による崩壊熱除去により炉心冷却を実施する。この際、破損側蒸気発生器の2次系弁の開固着のため、1次系の冷却材の漏洩が継続する。1次系の冷却材が直接格納容器外に流出するため、炉心冷却能力が低下し、炉心損傷に至るとともに、格納容器外の被ばく量も厳しくなる。

これを防ぐために、加圧器逃がし弁による1次系の減圧及び補助給水系と2次系弁による1次系の冷却、並びに余熱除去系による崩壊熱の除去を実施し、1次冷却系は減圧させる。原子炉圧力と破損側蒸気発生器の圧力が平衡となった時点で漏洩が停止する。

従って、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、設計基準事象のLOCAと同様に、被覆管温度が評価指標であるとともに、漏洩量が評価指標となってくる。

2.1.2 運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の事故シーケンスと評価指標

ここでは、運転停止中原子炉を対象としたシーケンスについて、事象の推移と評価指標について記述する。このシーケンスグループでは、ミッドループ運転中の原子炉を対象としたシーケンスであり、制御棒が挿入済みのため、ドップラー、減速材密度のフィードバックの影響は受けない。また、事象発生後、早期に1次冷却系ループでの循環流が無くなるため、1次冷却系の流量変化、圧力損失の影響は受けず、ミッドループ運転中は加圧器は空であるため、加圧器の物理現象の影響も受けない。さらに、蒸気発生器での冷却効果に期待しないため、蒸気発生器に係る物理現象の影響は受けない。

(1) 崩壊熱除去機能喪失（RHRによる停止時冷却機能喪失）

本シナリオは、原子炉の停止時に運転中のRHR又は原子炉補機冷却水系の故障によって、崩壊熱除去機能が喪失し、燃料損傷に至る事象を想定する。具体的な事故シナリオとして「ミッドループ運転時の余熱除去機能喪失」あるいは「ミッドループ運転時の全交流動力電源喪失+原子炉補機冷却機能喪失」を想定する。事象発生後、崩壊熱除去機能喪失することで、1次冷却系の温度が上昇し、冷却材が沸騰し蒸散することにより炉心水位が低下し、炉心損傷に至る。

これを防ぐために、運転操作により手動で蓄圧タンクからほう酸水を炉心に注水し、炉心水位を確保する。さらに、また、代替交流電源の確立後は、RWS T等を水源とした代替注入設備等による1次冷却材の補給を維持することで、炉心損傷を防止することができる。

従って、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるので燃料有効長頂部が冠水する必要があり、炉心水位が評価指標である。なお、有効性評価解析においては、炉心露出しているかどうかを、被覆管温度のヒートアップの有無により確認する。

(2) 全交流動力電源喪失

本シナリオは、原子炉の停止時に外部電源が喪失するとともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、このことによって、RHR等による崩壊熱除去機能が喪失し、燃料損傷に至る事象を想定する。具体的な事故シナリオとして、停止時の崩壊熱除去機能喪失（RHRによる停止時冷却機能喪失）と同様に、「ミッドループ運転時の余熱除去機能喪失」あるいは「ミッドループ運転時の全交流動力電源喪失+原子炉補機冷却機能喪失」を想定する。

従って、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるので燃料有効長頂部が冠水する必要があり、炉心水位が評価指標である。なお、有効性評価解析においては、炉心露出しているかどうかを、被覆管温度のヒートアップの有無により確認する。

(3) 原子炉冷却材の流出

本シナリオは、原子炉冷却材圧力バウンダリに接続された系統の操作の誤り等によって1次

系の冷却材が系外に流出し、燃料損傷に至る事象を想定する。具体的な事故シナリオとして、「ミッドループ運転時の原子炉冷却材の流出」を想定し、余熱除去ポンプ出口ラインからの冷却材の流出を仮定する。1次系の冷却材の流出により、余熱除去機能が喪失し、炉心損傷に至る。

これを防ぐために、充てん／高圧注入ポンプもしくは充てんポンプによるほう酸水の炉心注入を行い、炉心水位を維持する。

従って、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため燃料有効長頂部が冠水する必要があり、炉心水位が評価指標である。なお、有効性評価解析においては、炉心露出しているかどうかを、被覆管温度のヒートアップの有無により確認する。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2.1 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちM-R E L A P 5で評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2-1の定義に従って「H」、「M」、「L」、及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較や感度解析等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性評価は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証／妥当性評価は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2.1 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちM-RELAP5で評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、2.1節で述べた事象進展を踏まえ、2.2節のランクの定義に従い、評価指標及び運転操作への影響に応じて表 2-2及び表 2-3の通りランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

ランク付けにあたっては、被覆管温度は炉心冷却、炉心水位、被覆管のヒートアップから影響を受けるため、これらに関する物理現象も相対的に高いランクとしている。また、運転操作により2次系を強制的に減圧し、1次系の温度・圧力を低下させるシーケンスでは、1次系の減圧により蓄圧タンクからの注水、代替注入設備を含む強制注入系からの冷却水の注水による炉心冷却を期待するため、1次系の減圧に寄与する物理現象も相対的に高いランクとしている。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力[炉心（核特性）]

(2) フィードバック効果[炉心（核特性）]

(3) 制御棒効果[炉心（核特性）]

(4) 崩壊熱[炉心（核特性）]

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ので公開できません。

(5) 燃料棒内温度変化[炉心 (燃料特性)]



(6) 燃料棒表面熱伝達[炉心 (燃料特性)]



(7) 限界熱流束 (CHF) [炉心 (燃料特性)]



(8) 被覆管酸化[炉心 (燃料特性)]



(9) 被覆管変形[炉心 (燃料特性)]



枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

(10) 沸騰・ボイド率変化[炉心（熱流動特性）]

--

(11) 気液分離（水位変化）・対向流[炉心（熱流動特性）]

--

(12) 気液熱非平衡[炉心（熱流動特性）]

--

(13) 圧力損失[炉心（熱流動特性）]

--

(14) ほう素濃度変化[炉心（熱流動特性）]

--

(15) 冷却材流量変化（強制循環時）[1次冷却系]

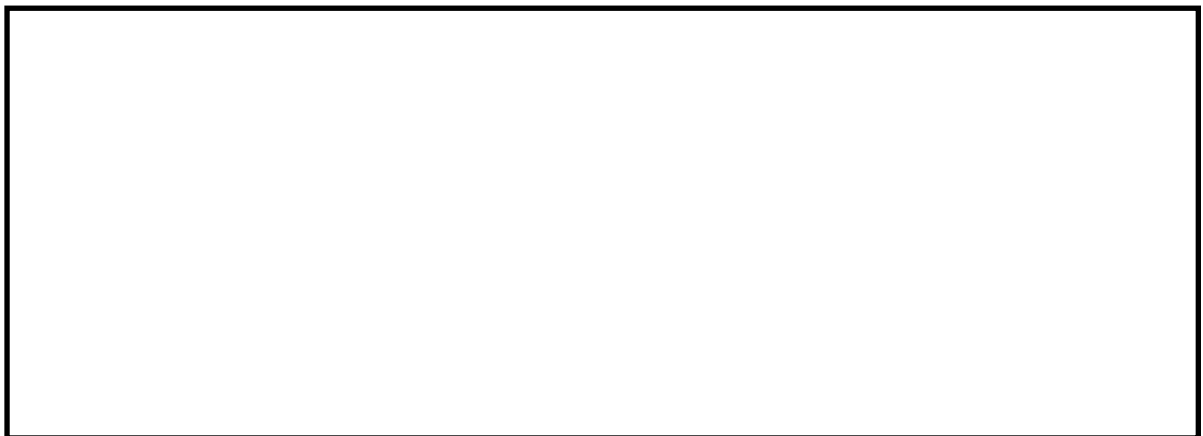
--

枠囲いの内容は、商業機密に属します ますので公開できません。

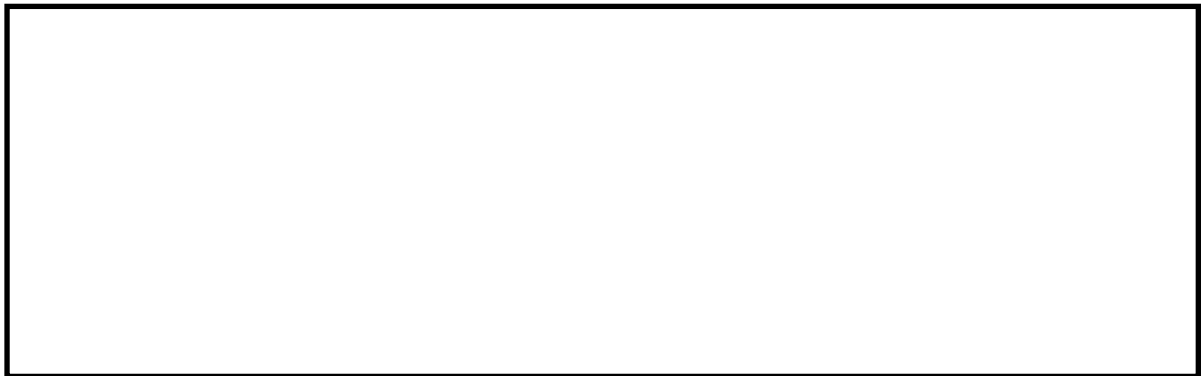
(16) 冷却材流量変化（自然循環時）[1次冷却系]



(17) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[1次冷却系]



(18) 沸騰・凝縮・ボイド率変化[1次冷却系]



枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

(19) 気液分離・対向流[1次冷却系]

(20) 気液熱非平衡[1次冷却系]

(21) 圧力損失[1次冷却系]

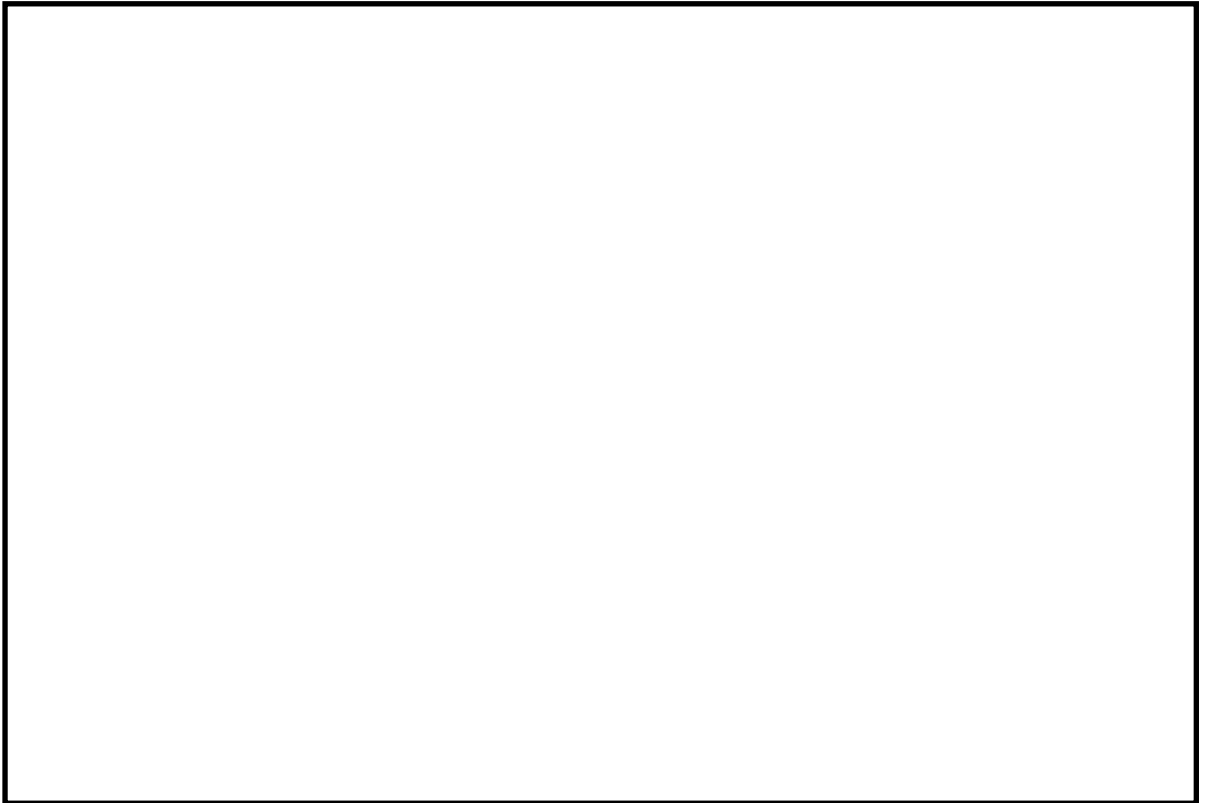
(22) 構造材との熱伝達[1次冷却系]

(23) ほう素濃度変化[1次冷却系]

(24) ECCS 強制注入（充てん系含む）[1次冷却系]

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

(25) ECCS 蓄圧タンク注入[1次冷却系]



(26) 気液熱非平衡[加圧器]



(27) 水位変化[加圧器]



枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

(28) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[加圧器]

(29) 1次側・2次側の熱伝達[蒸気発生器]

(30) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[蒸気発生器]

(31) 2次側水位変化・ドライアウト[蒸気発生器]

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

(32) 2次側給水（主給水・補助給水）[蒸気発生器]



枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類	物理現象		評価指標		2次冷却系からの除熱機能喪失	全交流動力電源喪失	原子炉補機冷却機能喪失	ECCS注水機能喪失	格納容器	バイパス
			燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度漏洩量	燃料被覆管温度漏洩量	インターフェイスシステム LOCA
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	L	L	L	L	L	L	L	L
	(2)	フィードバック効果	L	L	L	L	L	L	L	L
	(3)	制御棒効果	L	L	L	L	L	L	L	L
	(4)	崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
炉心 (燃料)	(5)	燃料棒内温度変化	L	L	L	L	L	L	L	L
	(6)	燃料棒表面熱伝達	M	M	M	<u>H</u>	M	M	M	
	(7)	限界熱流束 (CHF)	L	L	L	L	L	L	L	
	(8)	被覆管酸化	L	L	L	M	L	L	L	
	(9)	被覆管変形	L	L	L	L	L	L	L	
炉心 (熱流動)	(10)	沸騰・ボイド率変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
	(11)	気液分離 (水位変化)・対向流	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
	(12)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L	L	
	(13)	圧力損失	L	L	L	L	L	L	L	
	(14)	ほう素濃度変化	L	L	L	L	L	L	L	
1次冷却系	(15)	冷却材流量変化 (強制循環時)	L	L	L	L	L	L	L	
	(16)	冷却材流量変化 (自然循環時)	L	<u>H</u>	<u>H</u>	L	<u>H</u>	<u>H</u>		
	(17)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>		
	(18)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	M	M	M	M	L		
	(19)	気液分離・対向流	L	<u>H</u>	<u>H</u>	L	<u>H</u>	L		
	(20)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L	L		
	(21)	圧力損失	L	M	M	L	M	M		
	(22)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L	L		
	(23)	ほう素濃度変化	L	L	L	L	L	L		
	(24)	ECCS 強制注入 (充てん系含む)	<u>H</u>	M	M	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>		
	(25)	ECCS 蓄圧タンク注入	M	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	M	I		
加圧器	(26)	気液非平衡	<u>H</u>	I	I	I	L	L		
	(27)	水位変化	<u>H</u>	L	L	L	L	L		
	(28)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	<u>H</u>	I	I	I	<u>H</u>	<u>H</u>		
蒸気発生器	(29)	1次側・2次側の熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>		
	(30)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	L	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>		
	(31)	2次側水位変化・ドライアウト	<u>H</u>	I	I	I	I	I		
	(32)	2次側給水 (主給水・補助給水)	I	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>		

表 2-3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

		崩壊熱除去機能喪失 (RHR による停止時冷却機能喪失)	全交流動力電源喪失	原子炉冷却材の流出
分類	物理現象	炉心水位 (燃料被覆管温度)	炉心水位 (燃料被覆管温度)	炉心水位 (燃料被覆管温度)
炉心 (核)	(4) 崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
炉心 (燃料)	(5) 燃料棒内温度変化	L	L	L
	(6) 燃料棒表面熱伝達	M	M	M
	(7) 限界熱流束 (CHF)	L	L	L
	(8) 被覆管酸化	L	L	L
	(9) 被覆管変形	L	L	L
炉心 (熱流動)	(10) 沸騰・ボイド率変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(11) 気液分離 (水位変化)・対向流	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(12) 気液熱非平衡	L	L	L
	(14) ほう素濃度変化	L	L	L
1次冷却系	(17) 冷却材放出 (臨界流・差圧流)	I	I	<u>H</u>
	(22) 構造材との熱伝達	L	L	L
	(23) ほう素濃度変化	I	I	I
	(24) ECCS 強制注入 (充てん系含む)	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(25) ECCS 蓄圧タンク注入	<u>H</u>	<u>H</u>	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

M-R E L A P 5 コードは、制御系、熱水力、熱構造材、原子炉動特性等の計算機能を有し、原子炉の事故時の熱流動解析を行う汎用性の高い計算コードである。熱流動解析では、1次及び2次冷却系を複数のボリューム及びボリュームを接続するジャンクションで表し、気液各相の質量、運動量及びエネルギー保存式を独立に解き、各ボリュームの冷却材の圧力、温度、密度及びジャンクションの流量を各相について計算する。原子炉の解析においては、炉心出力変化、1次冷却材ポンプ、配管・機器からの冷却材の流出、原子炉トリップ、制御保護設備、非常用炉心冷却設備の状態等の諸量の模擬を行う。

また、同時に実行される燃料棒熱解析では、炉心部を大別して高温燃料棒、高温集合体領域及び平均集合体領域に区別し、各々の領域で燃料棒熱解析を行う。各領域では燃料ペレット及び燃料被覆管を半径方向及び軸方向に分割し、熱流動計算側から計算ステップ毎に得られる圧力・温度・気液割合・流量等のパラメータを用いて熱発生、熱伝導、及び壁面熱伝達を解き、判断基準と照合すべき燃料被覆管最高温度、ジルコニウム - 水反応量を評価する。

M-R E L A P 5 は米国エネルギー省 (DOE) 及びアイダホ国立研究所 (INL) により開発されたプラントシステム解析コード R E L A P 5 - 3 D を基に、PWR の中小破断 LOCA 解析に適用するため、10 CFR 50 Appendix K “ECCS Evaluation Models” (ECCS 性能評価指針に相当する) にて要求される保守的なモデルを付加したコードである。R E L A P 5 - 3 D からの修正点は以下のとおりである。また、追加したモデル等の妥当性確認については、2.3 章に記載の物理現象の妥当性確認と合わせて実施する。

- ・ **Moody** の臨界流モデルを適用
→ 冷却材放出 (臨界流・差圧流) に関するモデル
- ・ 燃料設計コード **FINE**^[2] で使用されている燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデルを適用
→ 燃料棒内温度変化に関するモデル
- ・ **Baker-Just** 金属-水反応モデル^[3] を適用
→ 被覆管酸化に関するモデル
- ・ ドライアウト熱伝達モデルとして修正 **Dougall-Rohsenow** モデルを適用
→ 燃料棒表面熱伝達に関するモデル
- ・ ブローダウン期間中のリウエット/核沸騰回帰の禁止を適用
→ 燃料棒表面熱伝達に関するモデルだが、有効性評価解析では使用されない
- ・ **ANS**(1971 年版) の崩壊熱モデル^[4] を適用
→ 崩壊熱に関するモデル有効性評価解析では **AESJ**^[5] を使用するため、ANS は未使用
- ・ 改良 **AECL-UO CHF** モデルを適用
→ 燃料棒表面熱伝達に関するモデル

- ・設計用被覆管高温バーストモデルを導入
→被覆管変形に関するモデル

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心	崩壊熱	崩壊熱モデル
	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル
	被覆管酸化	ジルコニウム - 水反応モデル
	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	ボイドモデル 流動様式
1次冷却系	冷却材流量変化（自然循環時）	壁面熱伝達モデル
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	破断流モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	2流体モデル 壁面熱伝達モデル
	気液分離・対向流	流動様式
	圧力損失	運動量保存則
	ECCS 強制注入（充てん系含む）	ポンプ特性モデル
	ECCS 蓄圧タンク注入	蓄圧タンクの非凝縮性ガス
加圧器	気液熱非平衡	2流体モデル
	水位変化	2流体モデル
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	壁面熱伝達モデル
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル
	1次側の凝縮	壁面熱伝達モデル
	2次側給水（主給水・補助給水）	ポンプ特性モデル

3.3 解析モデル

M-R E L A P 5 のモデルは 1 次冷却系並びに蒸気発生器 2 次側の熱流動解析を実施する 1 次冷却系モデルと燃料棒熱解析を実施する炉心燃料モデルに大別される。主要なモデルを表 3-2 に示す。

3.3.1 原子炉熱流動モデル

1 次系の冷却材の熱流動挙動は 1 次元の気液 2 流体モデルで模擬される。M-R E L A P 5 の基礎式は、気液の各相の質量、運動量およびエネルギーの各保存式からなり、後述する構成式と合わせて解くことで圧力、各相の内部エネルギー、ボイド率及び流速を求める。

保存式を補完する構成式は、気液相間の質量、運動量及びエネルギー交換を表すモデルであり、具体的には気液相間の界面積、界面摩擦、界面熱伝達を定義する。M-R E L A P 5 コードでは、原子炉の事故時に現れる様々な流動、例えば炉心燃料バンドル内の沸騰、水平配管内での層状流等を適切に模擬するため、流動状態に応じて適切な構成式が与えられる。

熱流動の解析に当たっては、原子炉の 1 次及び 2 次冷却系を多数のノードに分割して表す。これにより、流動状態に応じて適切な構成式を適用することができ、原子炉の各部で現れる流動状態を適切に模擬することができる。例えば、事故時に沸騰が生じる炉心では、軸方向にボイド率分布が生じることから相対的に詳細なノード分割がなされる。また、垂直配管と水平配管は異なるノードで模擬し、例えば、水平管内で層状流が現れるような場合にはこれに相当する構成式を適用する。また、蒸気発生器の 1 次側と 2 次側の熱授受は、1 次側と 2 次側の流体ノードの間に伝熱構造体モデルを配置することで模擬できる。

以上の保存式、構成式は、これまでに幅広く検証され、事故時の原子炉内の熱流動挙動を適切に予測できることが確認されている。

(1) 保存則

二相流は 2 流体モデルでモデル化し、気液各相の質量保存式、運動量保存式およびエネルギー保存式の 6 保存式を解くことにより、圧力、各相の内部エネルギー、ボイド率及び各相の流速を求める。

蒸気発生（または凝縮）は、バルク流体でのエネルギー交換によるものと壁面近傍の温度境界層での壁面とのエネルギー交換によるものに分けて扱う。これらの蒸気発生（または凝縮）は、気液界面におけるエネルギーバランスによって決まる。

バルク流体における界面伝熱は、気液界面の温度と気液各相の界面熱伝達とそれぞれの温度によって決まる。壁面の沸騰現象では蒸気は飽和であるとし、凝縮現象では液相は飽和であるとする。

(2) 流動様式

各流動様式に応じた気液界面積、界面熱伝達、界面摩擦を計算する。

①垂直流

垂直流に適用される流動様式を図 3-1に示す。垂直流の流動様式は、膜沸騰遷移前 (pre-CHF) の4領域、膜沸騰遷移後 (post-CHF) の4領域、垂直層状流の9領域とそれらの内挿領域から構成される。この流動様式は、水平線に対して60~90度の角度を有するコントロールボリュームの上昇流及び下降流に適用される。pre-CHFは、気泡流、スラグ流、環状噴霧流、pre-CHF噴霧流から成り、post-CHF領域は逆環状流、逆スラグ流、噴霧流、post-CHF噴霧流から成る。各流動様式の遷移は、ボイド率、流速、沸騰様式の関数として表される。

②水平流

水平流に適用される流動様式を図 3-2に示す。水平流の流動様式は気液の相対速度、質量流量及びボイド率の関数として表記される。この流動様式は、水平線に対して30度までの角度を有するコントロールボリュームに適用される。30~60度の角度を有するコントロールボリュームは、垂直流と水平流の内挿として評価される。水平流の流動様式は、post-CHF領域が考慮されないことを除き、垂直流のそれと類似しており、水平層状流が垂直層状流に置き換わる形となる。水平流の流動様式は、気泡流、スラグ流、環状噴霧流、pre-CHF噴霧流、水平層状流及びそれらの内挿領域から構成される。水平層状流を模擬できることにより、中小破断 LOCA 事象でとくに顕著である高温側配管での気液対向流を計算できる。

(3) 炉心ボイドモデル

炉心ボイドモデルはドリフトフラックスモデルに基づいて求める。ドリフトフラックスモデルとしてEPR I 相関式 (Chexal のモデル^{[6][7][8]}) を用いる。EPR I モデルは小破断 LOCA の温度圧力領域での炉心のボイド率分布・水位計算に適したモデルである。M-RELAP5 コードは2流体モデルを採用しているため、EPR I 相関式により計算されたドリフトフラックスモデルの係数を界面摩擦係数に変換して炉心のボイド率を計算する。参考文献[8]に記載されている、バンドル体系を対象としたモデルの確認範囲、モデルの誤差を表 3-3に示す。本モデルの不確かさは大きくないと言える。なお、平均誤差、標準偏差の計算方法は以下のとおりである。

$$\text{誤差:} \quad \varepsilon_i = \alpha_{i,meas} - \alpha_{i,calc}$$

$$\text{平均誤差:} \quad \hat{\varepsilon} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \varepsilon_i$$

$$\text{標準偏差：} \quad \sigma = \left[\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (\varepsilon_i - \hat{\varepsilon})^2 \right]^{0.5}$$

N= 試験グループの試験点数

(4) 壁面熱伝達

壁面熱伝達は、壁面と液相及び気相との伝熱の総和で表される。従って、壁面伝熱は、各相の壁面熱伝達係数で構成される。熱伝達モードの選択ロジックを図 3-3に示す。考慮される熱伝達モードは、液単相（対流）、凝縮、核沸騰、遷移沸騰、膜沸騰、蒸気単相（対流）の6つである。対象となるボリュームに蒸気が存在し、接する壁面より蒸気温度が高い場合には凝縮が考慮される。各伝熱モードに対して設定される壁面熱伝達モデルの一覧を表 3-4に纏める。ここに示した熱伝達モデルは1次冷却系の構造材の表面熱伝達、炉心燃料棒の表面熱伝達、及び蒸気発生器伝熱管の表面熱伝達に適用される。

M-RELAP5コードでは、RELAP5-3Dコードに組み込まれた膜沸騰熱伝達モデルである Dougall-Rohsenow モデルを修正 Dougall-Rohsenow モデルに置き換えている。

(5) 蓄圧タンクモデル

蓄圧タンクはPWRの非常用炉心冷却系設備を構成する受動的な安全設備の一つである。蓄圧タンク内には非常用冷却材となるほう酸水と非凝縮性ガスが封入され、LOCA時に1次冷却系の圧力が蓄圧タンクの保持圧力以下に低下すると逆止弁が自動的に開き、ほう酸水が炉心に注入される。液相の流出挙動は図 3-4に示される体系で模擬する。

蓄圧タンクモデルでは以下を仮定し、蓄圧タンク圧力、流出流量を評価している。

- ・気相部の気体は、比熱が一定の理想気体として扱う。
- ・気相部における蒸気割合は小さく、非凝縮性ガスへの影響は小さいため、蒸気の影響は無視する。
- ・液相は熱容量が大きく、質量も大きいため、等温として扱う。
- ・液相流れは慣性・壁面摩擦・形状圧損・重力の効果を考慮する。

(6) 破断流モデル／臨界流モデル

M-RELAP5が採用している臨界流モデルは、上流側ノードの圧力及びエンタルピーから流量が計算されるモデルである。臨界流量は上流配管のL/Dに依存せずに計算される。実際の流れでは、短管の場合は管入口部での急激な状態変化により生じる気液間の非平衡のため臨界流量は臨界流モデルで計算される値よりも大きくなる。長管の場合には熱非平衡の影響は無くなり、管が長くなるにつれて摩擦の影響により臨界流量は小さくなる。臨界流量の管長による変化について、図 3-5に示す⁹⁾。管長が短い方が管長が長い場合より管長の流量への依存が大きい。管長が長い場合は、管長が長くなるにつれて、摩擦圧損の増加のみ流量が低下するが、管長が短い

場合は熱非平衡の影響により、管長の増加により摩擦圧損の増加分より流量低下が大きい結果となる。従って、実際の臨界流量は、臨界流モデルとは異なり、熱非平衡の影響があるため、L/Dに依存する。破断臨界流モデルについては、Marvikenの試験解析で妥当性を確認している。

①破断口からの臨界流

破断口からの臨界流モデルとして、Henry-Fauskeモデル^[10]をサブクール条件に、Moodyモデル^[11]を二相条件に適用する。

M-RELAP5コードでは、破断口からの臨界流について、RELAP5-3Dコードに組み込まれたHenry-Fauskeモデルの二相部分をMoodyモデルに置き換えている。このモデルは軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針で使用を認められているものである。

②加圧器の弁からの臨界流

加圧器の弁からの臨界流については、蒸気単相、二相、サブクール条件すべてにおいてHenry-Fauskeのモデルを適用する。設計圧力にて設計流量が放出されるように入力にて調節する。加圧器の弁からの臨界流については、スペクトル解析のような不確かさの影響を包絡した解析は実施しないこと、及びMoodyの不確かさを考慮すると放出流量、減圧速度が大きくなり、フィードアンドブリード運転において非保守的な取り扱いとなってしまうため、最適モデルに近いHenry-Fauskeのモデルをすべての条件に適用する。

加圧器の弁は設計圧力にて設計流量が放出されるように入力で設定するため、加圧器弁の設計圧力に近い高圧での弁流量の不確かさは小さい。しかし、低圧では弁流量の不確かさが存在する可能性がある。

気相単相の臨界流現象は、相変化を伴わない現象であるため、下記のように表すことができる。

$$G^2 = \left(\frac{2\gamma}{\gamma-1} \frac{P_0}{V_0} \right) \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma}} \right\}$$

臨界状態では、背圧 P_b が低下しても流量が一定であることから、 $\delta G/\delta P_b=0$ より、

$$\frac{P_c}{P_0} = \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}$$

となり、臨界流量 G_c は以下となる^[12]。

$$G_c^2 = \left(\frac{\gamma P_0}{V_0} \right) \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}}$$

G_c : 臨界質量流束

P_0 : 上流側流体の圧力

P_b : 背圧

P_c : 臨界点の圧力

V_0 : 上流側流体の比体積 (密度の逆数)

γ : ポリトロープ指数

Henry-Fauske のモデルにおいても、蒸気単相の場合は上式が使用されている (Henry-Fauske のモデルのクオリティに 1 を代入すると上式となる)。図 3-6は、Henry-Fauske モデルでの圧力対臨界流量の計算結果を実験と比較した結果を示している (着目している気相単相領域を丸で囲っている)。図 3-6に示される通り、この式で計算された臨界流量は実験と良く一致しており、不確かさは小さい^[10]。従って、蒸気単相流の弁流量の不確かさは小さいと言える。

フィードアンドブリード運転においては、高圧注入系による注入が可能な圧力である約 10MPa 以下に減圧が成功した後は、安全注入は継続でき、炉心崩壊熱は十分除去できる。そのため、低圧での加圧器弁における蒸気単相臨界流の不確かさは高圧注入継続中の 1 次系の減圧速度には影響するが、有効性評価解析での炉心の安全性には影響しない。なお、二相、液単相放出の適用性については、LOFT 試験でその妥当性を確認している。

③主蒸気の弁からの臨界流

主蒸気の弁からの臨界流は、Ransom-Trapp のモデルを適用する。設計圧力にて設計流量が放出されるように入力にて調節する。有効性評価解析では、主蒸気の弁からの臨界流はすべて蒸気単相であるため、モデルの不確かさは大きくない。

3.3.2 炉心燃料モデル

原子炉の核分裂による熱発生、核分裂生成物及びアクチニドによる崩壊熱は、一点炉動特性モデルにより模擬される。これは、コードが適用される重要事故シーケンス (炉心損傷防止対策) の大部分が炉心出力分布の時間変化が顕著ではなく、評価結果に与える影響が小さいためである。なお、この出力分布の時間変化が評価結果に影響すると判断される事故シーケンスについては、空間依存動特性モデルを具備する SPARKLE-2 コード^[13]を適用する。

炉心燃料で発生した熱は、燃料棒を構成するペレット、ギャップ、被覆管の各々の熱物性を考慮し、径方向 1 次元の熱伝導方程式を解くことで、炉心を流れる冷却材に伝達される。炉心損傷の判断基準の一つとなる被覆管の温度に対しては、燃料棒表面の壁面熱伝達が重要となる。M-RELAP5 コードでは、冷却材の沸騰状態に応じた壁面熱伝達モデルが与えられる。特に、被覆管のヒートアップは膜沸騰熱伝達に大きく影響されるが、M-RELAP5 は現行の安全解析でも使用が認められている Bromley 及び修正 Dougall-Rohsenow による膜沸騰熱伝達モデルを用いることでヒートアップを大きく予測する。また、もう一つの炉心損傷の判断

基準となる酸化量の計算においても、現行の安全解析への使用が認められている金属-水反応モデルが用いられる。

重要事故シーケンス（炉心損傷防止対策）の評価に当たっては、炉心を平均出力領域と高温燃料集合体領域に分割し、各々の領域で熱流動と燃料熱計算を行う。具体的には、各領域で軸方向にノード分割された熱流動チャンネルにより流動が模擬され、その各ノードにおいて燃料被覆管からの熱伝達が考慮される。また、炉心損傷の判断のため、高温燃料棒が独立した燃料棒モデルにより模擬され、高温燃料集合体チャンネルの冷却材の状態に応じてその熱挙動が評価される。

(1) 燃料棒表面熱伝達モデル

燃料棒表面熱伝達については、前述の3.3.1(4)と同じモデルが適用される。熱伝達モードの選択ロジックを図 3-3に示し、各伝熱モードに対して設定される壁面熱伝達モデルの一覧を表 3-4に纏める。

M-R E L A P 5 コードでは、Appendix-K の要求に従い、遷移沸騰に遷移した場合に、ブローダウン期間中での核沸騰への回帰を禁止している。また、被覆管の過熱度が 300°F を超えた場合のブローダウン中期間中での遷移沸騰への回帰を禁止している。このモデルは有効性評価解析においては使用されない。

また、M-R E L A P 5 コードでは、R E L A P 5 - 3 D コードに組み込まれている AECL-UO Look-up Table を修正した改良 AECL-UO Look-up Table を炉心燃料棒の限界熱流束(CHF)の計算に使用する。AECL-UO Look-up Table は Atomic Energy of Canada Ltd. (AECL)が 1986 年に発表した CHF 関連式であり、様々な流況の範囲に及ぶ 15000 の限界熱流束のデータから、限界熱流束を圧力・クオリティ・流量の関数でテーブルデータとして作成している。

ROSA/LSTF SB-CL-18 の試験では、ループシール形成での炉心水位低下時において、高温側配管から炉心への不均一な落水によって、炉心内で一部の燃料棒ではヒートアップが生じ、一部の燃料棒ではヒートアップが生じないという挙動が見られた。その挙動を図 3-7に示すが、試験では落水が影響するロッドと影響しないロッドが混在する結果となっている。

ROSA/LSTF SB-CL-18 についてM-R E L A P 5 による試験解析を実施したところ（4.4.3 参照）、ループシール形成時に高温側配管からの落水の影響により、炉心露出部のボイド率が 0.99 を下回り、蒸気単相熱伝達モードに移行しない結果となった（図 3-3に示す通り、ボイド率が 0.99 を超えると蒸気単相熱伝達モードに移行する）。このような流況において、落水が無いロッドと同等のヒートアップを模擬するため、M-R E L A P 5 では改良 AECL-UO Look-up Table を導入した。改良 AECL-UO Look-up Table は沸騰遷移を決める CHF について、

限界熱流束を十分に低下させることにより炉心冷却に不均一性が存在した場合でもヒートア

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

ップ挙動を模擬できるモデルである。実機スケールでは、ROSA と比較し体系が大きいため、液相が高温側配管からの落水のみの状態では ROSA よりもボイド率が高くなり、改良 AECL-UO Look-up Table の効果は大きくなる。そのため、熱流束は十分に限界熱流束を上回り、炉心でのヒートアップを計算できるため、実機スケールにも適用できるモデルである。なお、実機の有効性評価における RCP シール LOCA 解析では、2 次系強制冷却の運転操作により、炉心で発生した蒸気が蒸気発生器で凝縮し炉心に戻るリフラックス冷却が発生する。有効性評価解析結果では、図 3-8 に示す通り、リフラックスによる戻り水により炉心水位は発熱長上端以上に維持されているため、不均一な落水による炉心冷却への影響は無い。炉心水位計算の妥当性は ORNL/THTF の試験解析で確認している。

(2) 崩壊熱モデル

炉心熱出力は、核分裂による発生熱と核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱の和であり、遅発中性子 6 群を含む一点炉近似動特性方程式と核分裂生成物及びアクチニドの崩壊モデル式を連立させて解くことにより得られる。

崩壊熱モデル式の各群の核種の生成確率と崩壊定数は、日本原子力学会の推奨値に基づいて三菱重工業（株）が作成した崩壊熱曲線^[5]を模擬するように設定されている。アクチニド崩壊熱は ORIGEN-2 コード、FP 崩壊熱は AESJ 推奨値により評価された崩壊熱曲線である。この崩壊熱曲線は、不確かさとしてアクチニド崩壊熱は 20%、FP 崩壊熱は $3\sigma_A$ を考慮し、実機運用による変動として燃料運用を考慮した燃料濃縮度（MOX 燃料は Pu 含有率等）や燃焼度が考慮されている。有効性評価解析では、崩壊熱が高い方が注目する被覆管温度を高く評価することになるため、このような取り扱いとする。

なお、M-RELAP5 コードでは、Appendix-K の要求に従い、ANS(1971 年版)^[4]のモデルを追加しているが、有効性評価解析では使用しない。

(3) ジルコニウム - 水反応モデル

被覆管のジルコニウム - 水反応速度は ORNL での実験に基づく式^[14]を使用し、この酸化量に応じて熱発生が計算される。ここで反応は蒸気の供給不足により制限されることはないと仮定する。また、被覆管の破裂が生じると計算された場合には、それ以降は反応は内面においても酸化が発生すると仮定する。この反応速度式は反応量を過大に推定するように、各酸化温度での 95%信頼区間の上限をカバーするように導出した式である。

ECCS 性能評価指針の基準において示されている燃料被覆管の化学量論的酸化量の値は Baker-Just の式で計算されたものであるため、この基準値との比較のための計算においては Baker-Just の式を使用する。M-RELAP5 コードでは、Appendix-K の要求に従い、Baker-Just の反応速度式を追加している。

(4) 被覆管の変形モデル

LOCA 時被覆管が高温状態となり、かつ1次冷却系の圧力が低下すると差圧により被覆管の変形（高温クリープ）が生じ、さらに場合によっては被覆管のバーストが生じる。またこのような被覆管の変形により、冷却材流路の形状も変化する。M-R E L A P 5コードでは、高温クリープ、被覆管のバースト、バーストによる被覆管のふくれ、ふくれによる炉心の流路閉塞を模擬している。

高温クリープのモデルは FRAP-T6 コードで使用しているモデル^[15]である。このモデルは、後述するバースト温度、バースト膨れ及び被覆管の温度からバースト前の膨れ量を計算するモデルである。

バースト温度、バーストによる被覆管の膨れ、膨れによる炉心の流路閉塞のモデルは、NUREG-0630^[16]の考え方に従う。実験に基づき得られたフープ応力とバースト温度のデータテーブル、フープ応力とバーストによる被覆管の膨れ量、及びフープ応力と膨れによる炉心の流路閉塞割合のテーブルを設定する。被覆管温度がバースト温度より高くなると、バーストが発生する。M-R E L A P 5では、バーストに関するモデルについて、試験データに基づくモデルを組み込んだ。

(5) 燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル

M-R E L A P 5では、Appendix-Kの要求に従い、燃料設計コードと同じ燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデルを使用するため、PWRの燃料設計コードである FINE^[2]で使用されているギャップ熱伝達モデルを適用している。

表 3-2 M-RELAP5 コードのモデル一覧

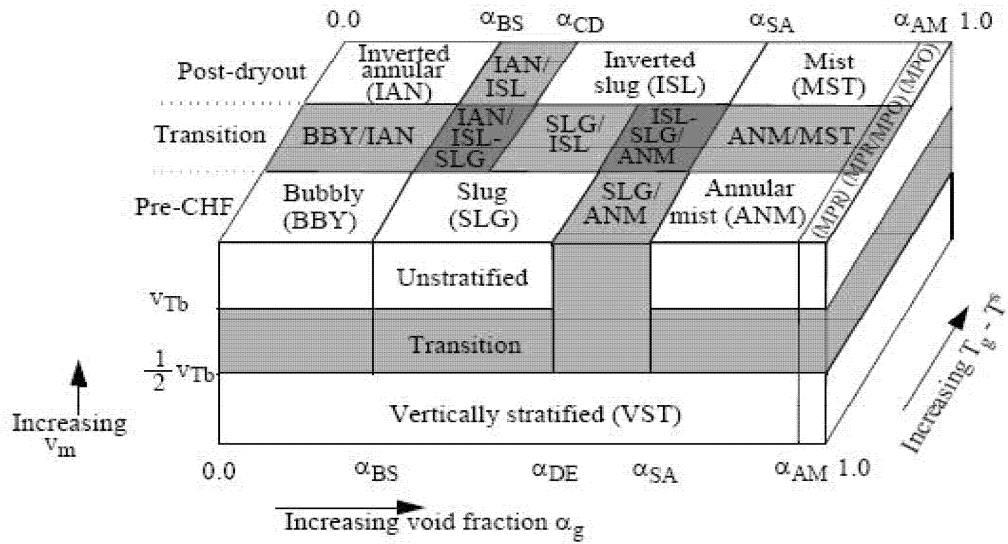
項 目		計算モデル
1 次冷却系モデル	1 次冷却系のモデリング	1 次冷却系を多数のノードに分割 (ボリュームジャンクション法)
	流動の基本式 (2 流体モデル)	非定常 2 流体 6 保存 気液各相に対し下記保存則を適用 ・質量保存則 ・エネルギー保存則 ・運動量保存則
	数値解法	半陰解法
	流動様式	水平方向・垂直方向で複数の流動様式を模擬 各流動様式に応じた気液界面積、界面熱伝達、 界面摩擦を計算
	ボイドモデル	流動様式に応じた構成式により模擬 (E P R I のモデル等)
	破断流モデル	サブクール臨界流：Henry-Fauske モデル 二相臨界流：Moody モデル (ECCS 性能評価指針に適合するモデル)
	1 次冷却材ポンプの挙動	流体との相互作用を考慮した動的モデル
	ECCS モデル	ポンプ特性モデル (Q-H カーブ)
	蓄圧タンクモデル	蓄圧タンクの液相、非凝縮性ガスを模擬し、蓄 圧タンク圧力・流量を評価
	蒸気発生器モデル	2 次側を多ノード非平衡 壁面熱伝達モデルにより、伝熱管熱伝達を模擬 ポンプ特性モデルにより、主給水・補助給水を 模擬 主蒸気逃がし弁・安全弁の蒸気放出の臨界流に Ransom-Trapp のモデルを使用
	加圧器モデル	水位を精緻に計算するため、軸方向に多数にノ ードを分割 加圧器逃がし弁・安全弁からの放出はサブク ール、二相臨界流共に Henry-Fauske のモデルを 適用
炉心燃料モデル	燃料棒表面熱伝達モデル	以下の熱伝達モードを考慮 ・液相流への強制対流熱伝達 ・核沸騰熱伝達 ・遷移沸騰熱伝達 ・膜沸騰熱伝達 ・蒸气流への強制対流熱伝達 ・限界熱流束 (CHF) モデル
	炉心出力変化	1 点炉動特性モデル。フィードバック計算によ る核分裂による熱発生と、崩壊熱モデルによる 核分裂生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮
	ジルコニウム - 水反応モ デル	ORNL での実験に基づく式を使用 ECCS 性能評価指針の基準値との比較のための 計算においては Baker-Just の式を使用

表 3-3 EPRI モデルの確認範囲及び誤差の大きさ

試験名	試験体系	等価直径 mm	長さ m	圧力 MPa	質量流束 kg/s-m ²	熱流束 kW/m ²	試験点数	EPRI モデル 平均誤差	EPRI モデル 標準偏差
Nylund	6&36 ロッドバンドル	13.4, 36.5, 47.7	4.3, 3.7	1.26 - 8.9	472 - 2160	187 - 980	765	0.002	0.031
Seedy-Muralidhoran	64 ロッドバンドル	13.4	3.8	1.34 - 5.45	12.5 - 22	27.5, 44	37	-0.041	0.038
Anklam	64 ロッドバンドル	10.7	3.7	3.86 - 8.07	3 - 29.1	10.8 - 74.8	53	-0.009	0.074
Hall-Ardron	19 ロッドバンドル	33	0.46	0.1 - 0.4	0.02 - 0.65	1.1 - 41.4	18	0.045	0.032
Wong-Hochreiter	117 ロッドバンドル	11	3.7	0.14 - 0.41	14	26	14	0.009	0.071
Jowitt	61 ロッドバンドル	9.1	3.6	0.2 - 4.0	0.5 - 12	1.4 - 18.5	117	-0.004	0.063

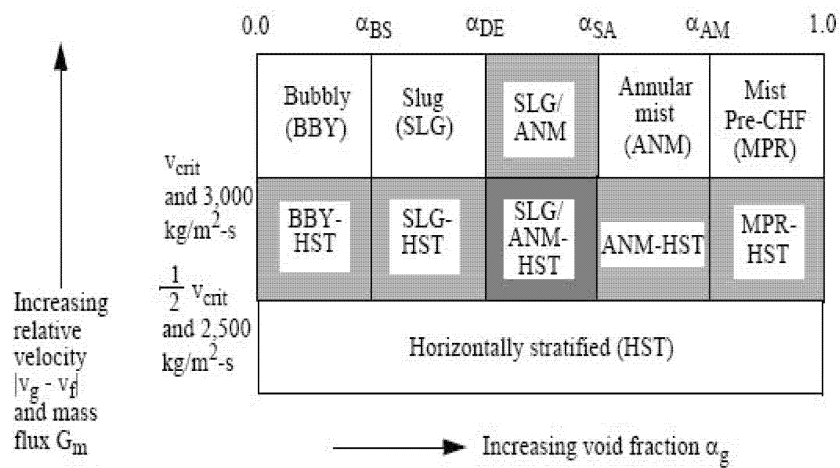
表 3-4 壁面熱伝達モデル

液単相又は蒸気単相	Sellars ^[17] (強制層流対流) Churchill-Chu ^[18] 又はMcAdams ^[19] (自然対流) Dittus-Boelter ^[20] (強制乱流対流)
凝縮	Nusselt ^[21] 又はChato ^[22] (層流) Shah ^{[23][24]} (乱流) Colburn-Hougen ^[25] (非凝縮性ガス存在時の拡散)
核沸騰	Chen ^[26]
遷移沸騰	Chen ^[27]
膜沸騰	Bromley ^[28] 修正Dougall-Rohsenow ^[29] (蒸気強制対流) Sun-Gonzalez-Tien ^[30] (輻射)
限界熱流束 (CHF)	AECL-UO Look-up Table ^[31]



- BBY : 気泡流
- SLG : スラグ流
- ANM : 環状噴霧流
- MPR : pre-CHF 噴霧流
- IAN : 逆環状流
- ISL : 逆スラグ流
- MST : 噴霧流
- MPO : post-CHF 噴霧流
- VST : 垂直層状流

図 3-1 垂直流の流動様式



B B Y : 気泡流

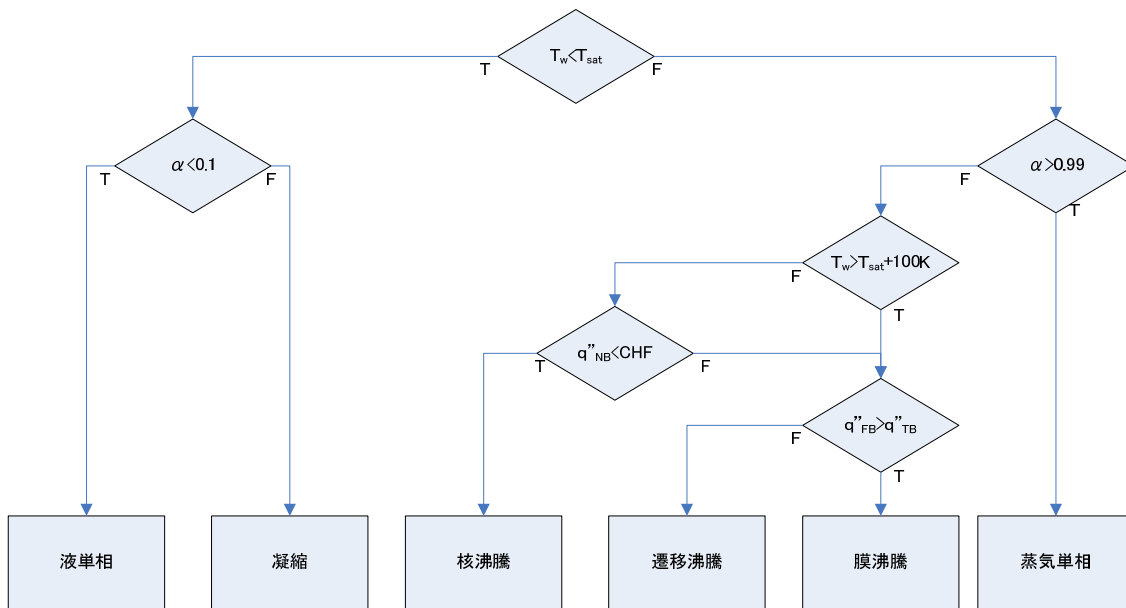
S L G : スラグ流

A N M : 環状噴霧流

M P R : pre-CHF 噴霧流

H S T : 水平層状流

図 3-2 水平流の流動様式



α : ボイド率

T_w : 壁面温度

T_{sat} : 飽和温度

CHF : 臨界熱流束 (Critical Heat Flux)

q''_{NB} : 核沸騰熱伝達での熱流束

q''_{TB} : 遷移沸騰熱伝達での熱流束

q''_{FB} : 膜沸騰熱伝達での熱流束

図 3-3 熱伝達モードの選択ロジック

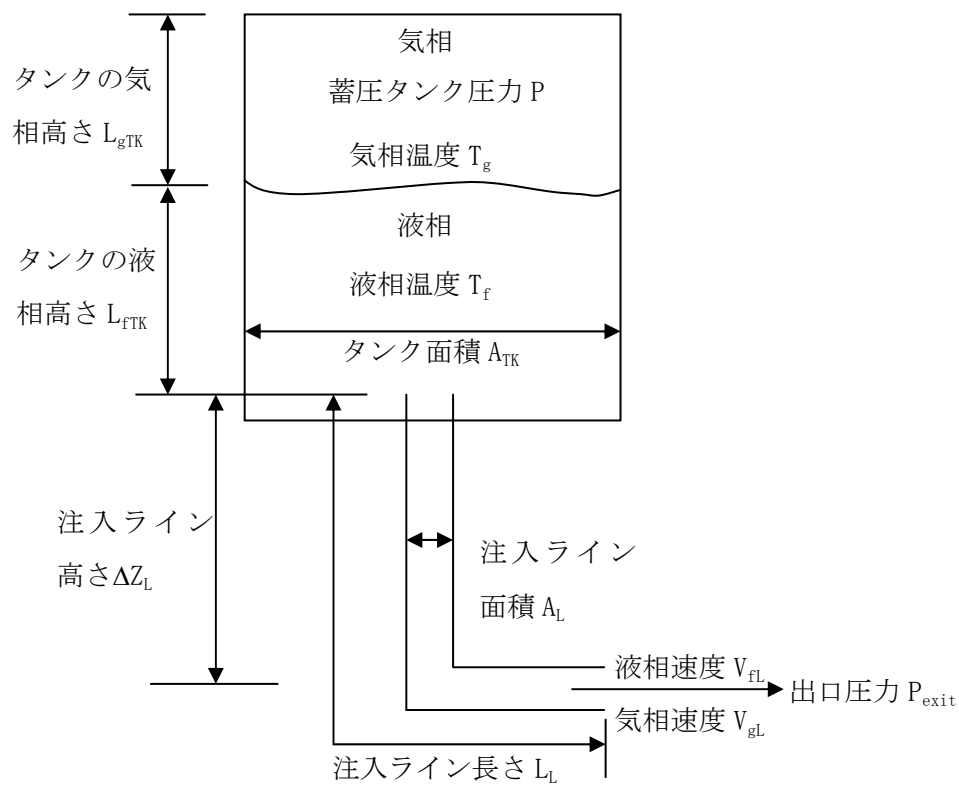


図 3-4 蓄圧タンクモデル

熱非平衡が臨界流量に影響する ← | → 管の摩擦のみが臨界流量に影響する

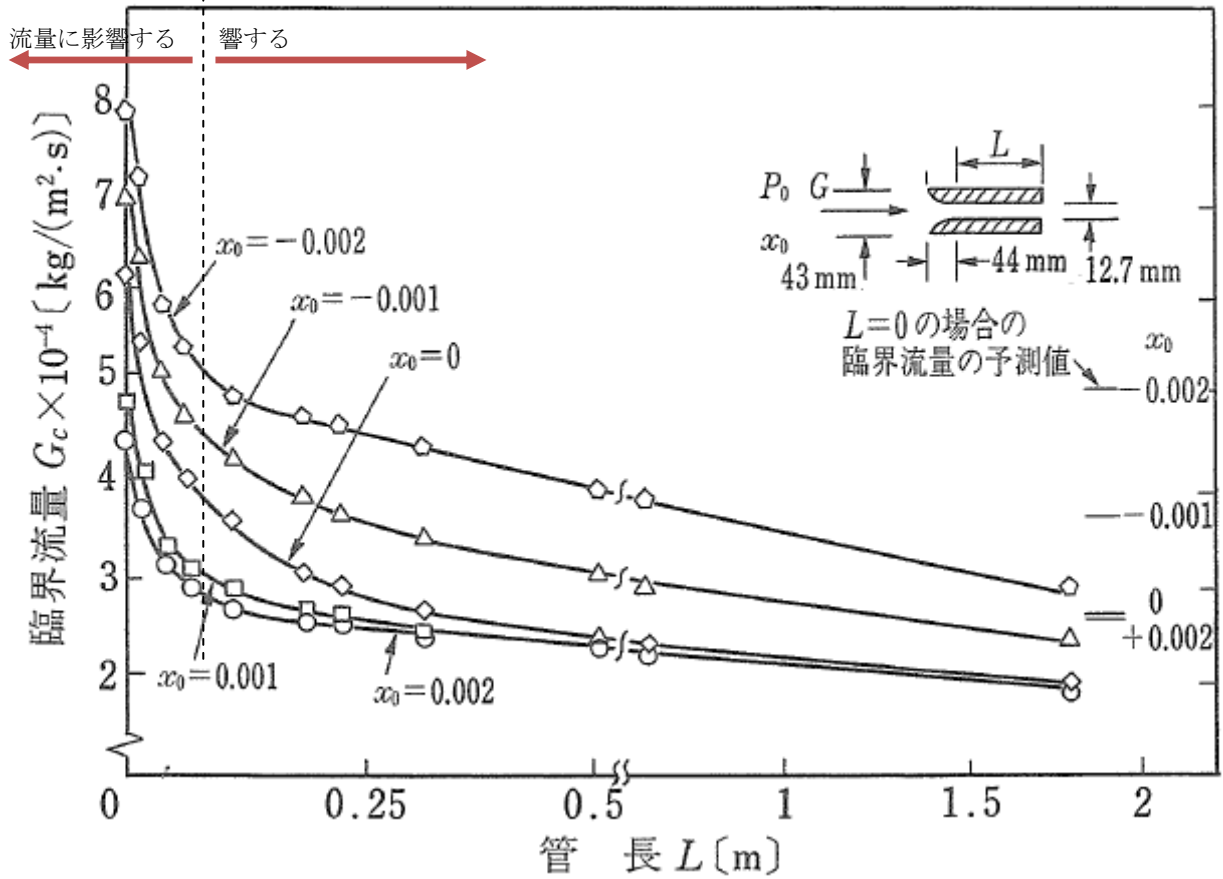


図 3-5 臨界流量の管長による変化

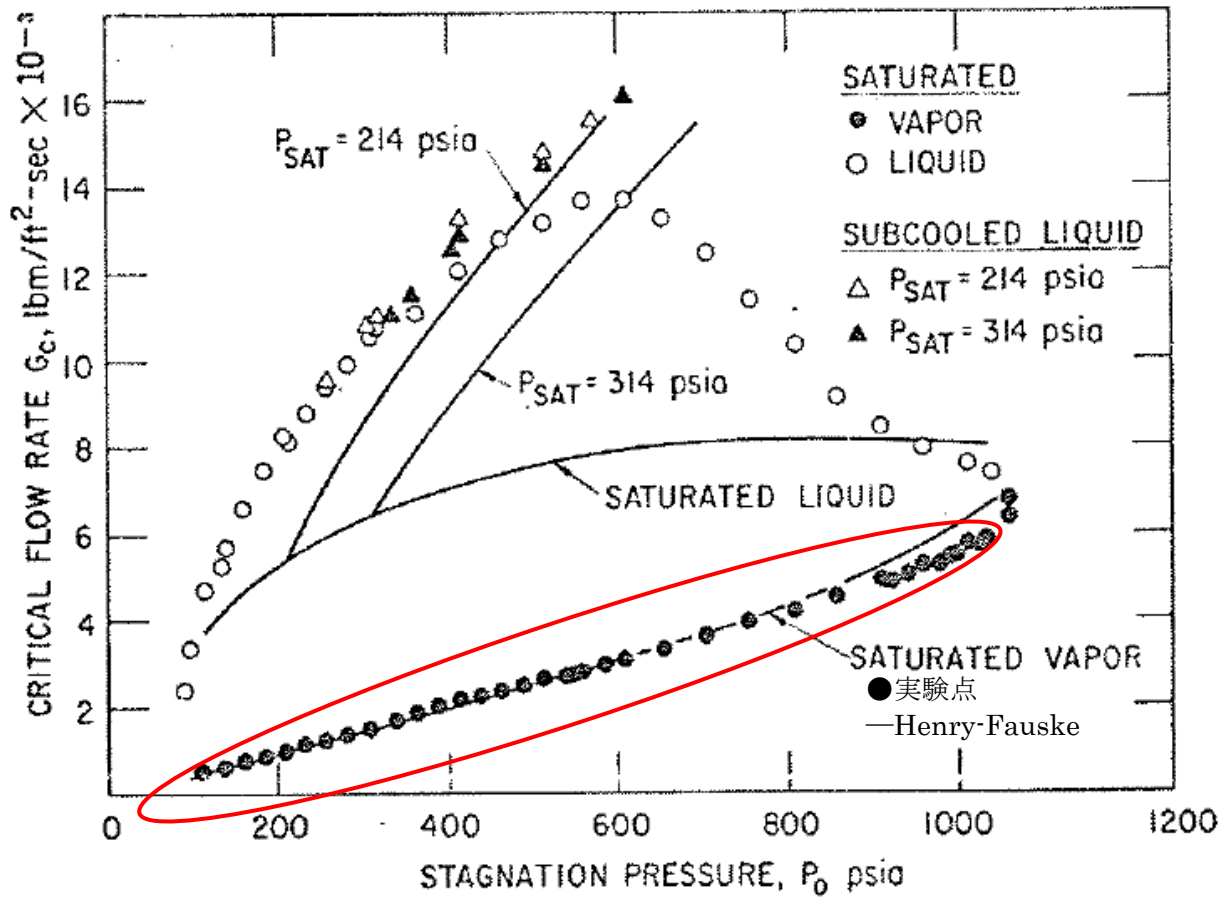


図 3-6 Henry-Fauske 臨界流量の不確かさ

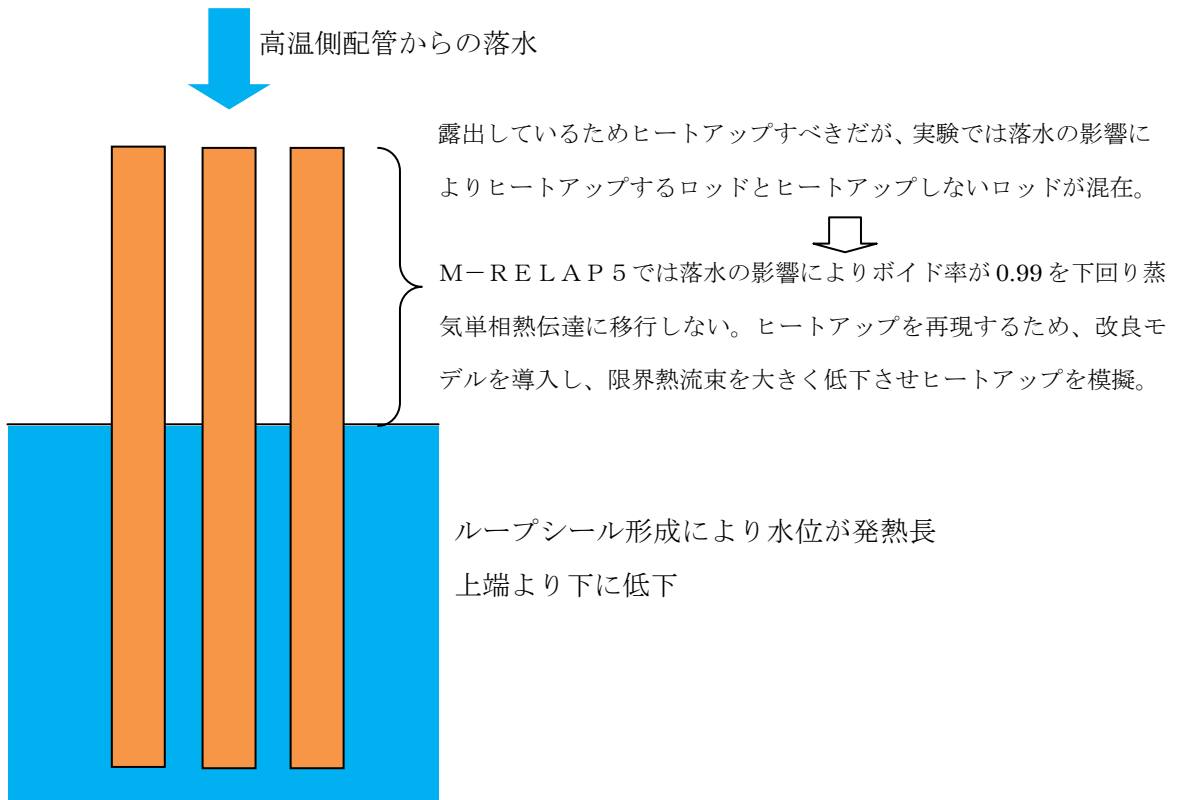


図 3-7 ROSA/LSTF SB-CL-18 試験のループシール時に見られた挙動

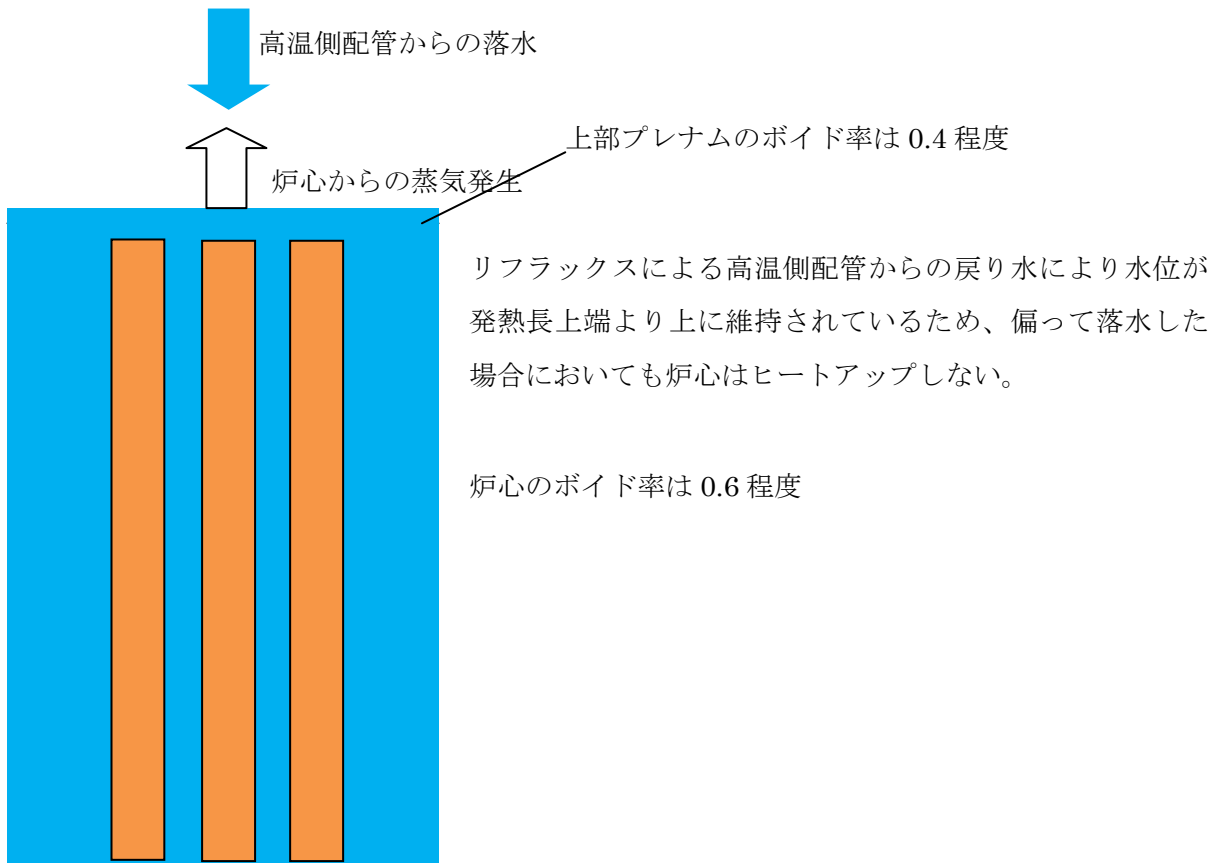


図 3-8 実機の RCP シール LOCA 解析でのリフラックス冷却時の炉心の流況

3.4 ノード分割

実機解析に用いるノーディングを図 3-9～図 3-11に示す。ノード分割の考え方を表 3-5に示す。

有効性評価解析が対象とするシーケンスでは、炉心露出による被覆管のヒートアップの可能性があるので、炉心に関して詳細なノード分割としている。また、有効性評価解析が対象とするシーケンスでは低温側配管の破断を想定する事象が多いため、低温側配管は詳細なノード分割を設定している。これらの分割数については、後述する実験解析にてその妥当性を確認する。

さらに、有効性評価解析が対象とするシーケンスでは、2次系強制冷却の運転操作時の1次系と2次系での熱伝達、及び2次系保有水が減少する過程での1次系と2次系での熱伝達を精緻に取り扱うために蒸気発生器伝熱管部のノード分割は詳細化する必要がある。また、1次冷却材の膨張による原子炉圧力変化を精緻に評価するためには、加圧器水位の上昇に伴う満水状態を適切に評価する必要があることから、加圧器も詳細に分割する必要がある。

ノード分割の考え方は、2／3／4ループプラントに共通して適用するものである。

表 3-5 M-RELAP5 コードのノード分割の考え方

	ノード分割の考え方
1次冷却材高温側、低温側配管部	
蒸気発生器	
加圧器、サージ管	
原子炉頂部	
上部、下部プレナム部	
ダウンカマー	
炉心、燃料部	
1次系の熱構造材	

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

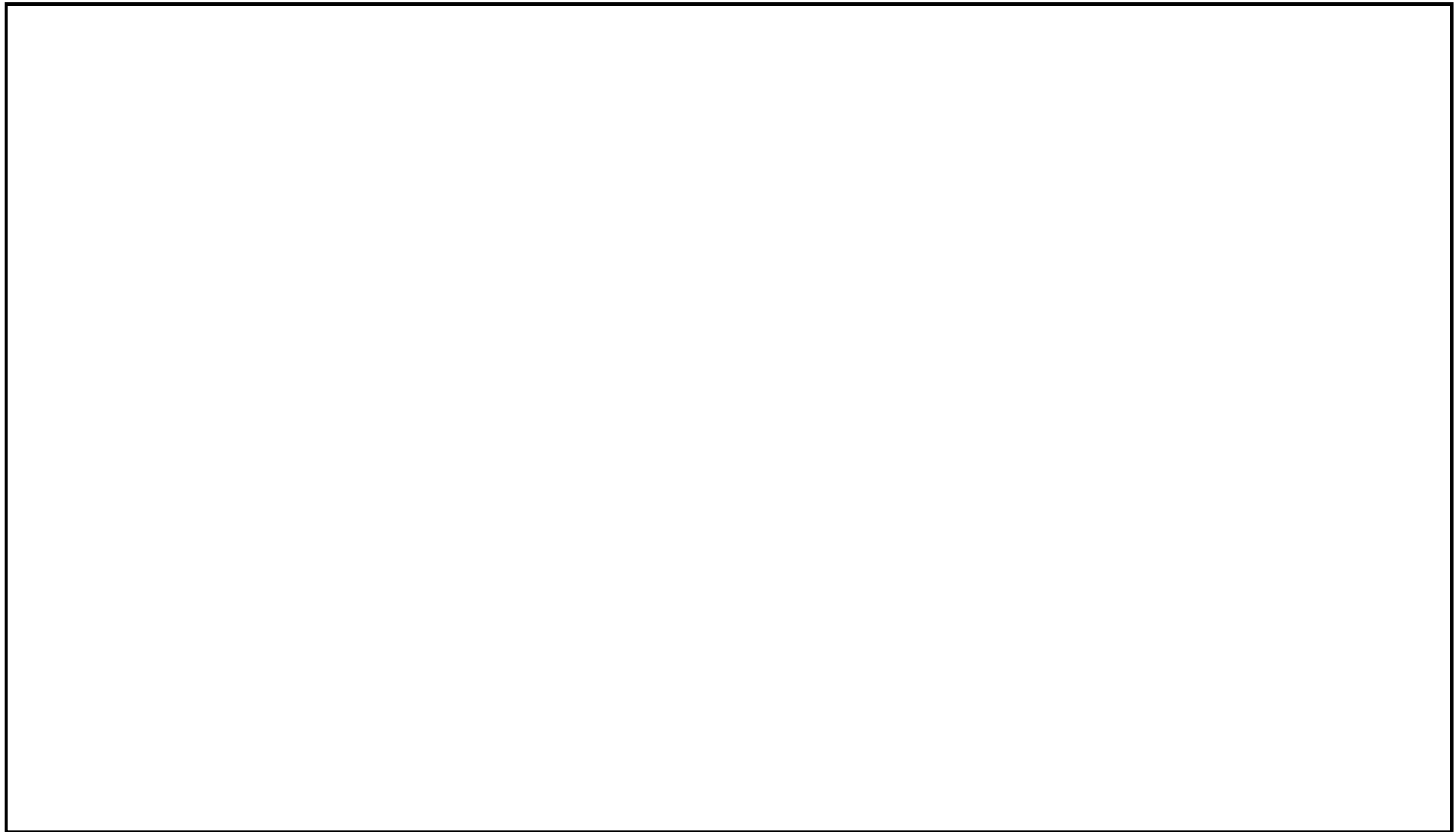


図 3-9 M-RELAP5 ノード分割図 (3 ループプラントの例) [A,B ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

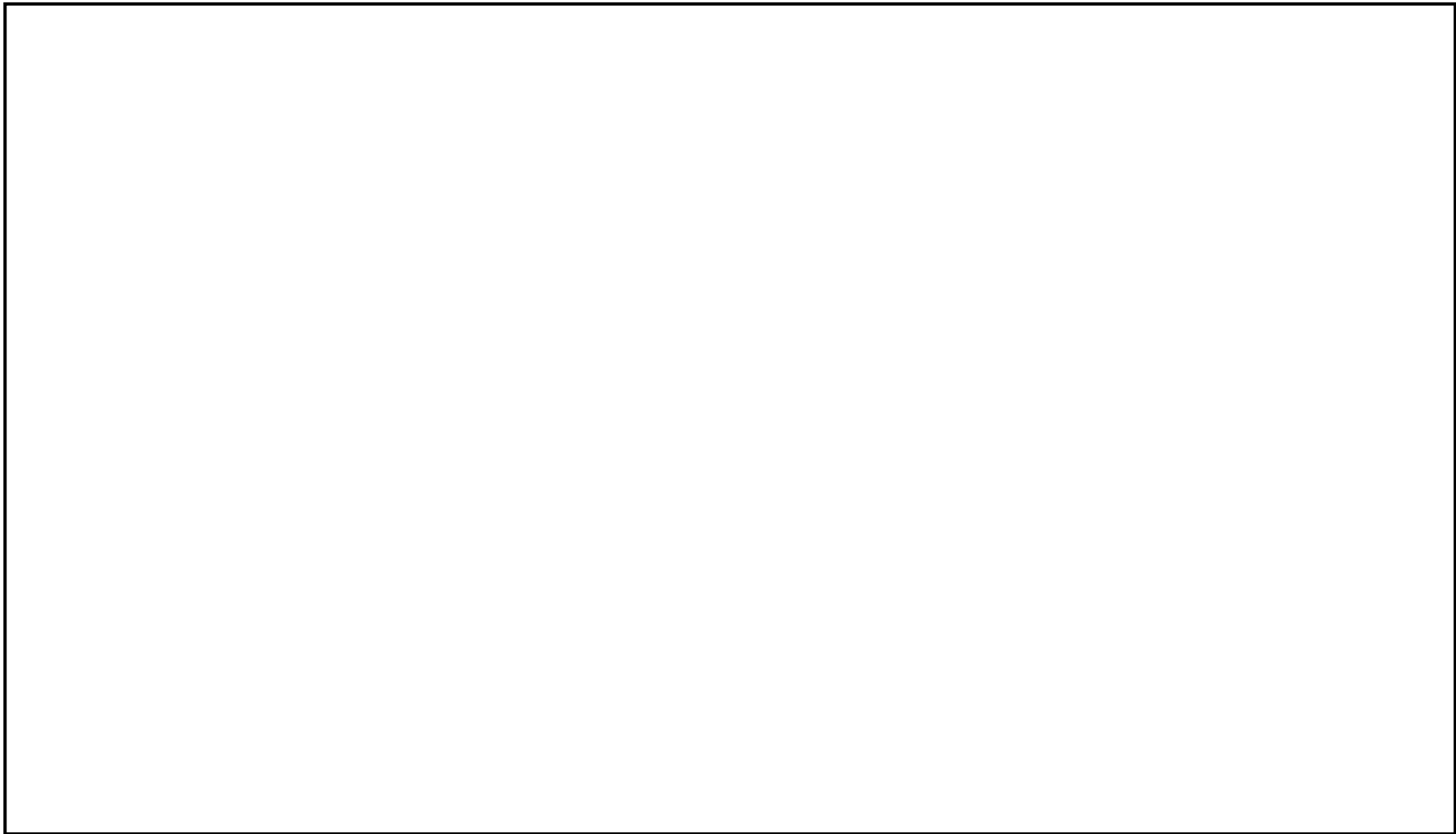


図 3-10 M-RELAP5 ノード分割図 (3 ループプラントの例) [C ループ]

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

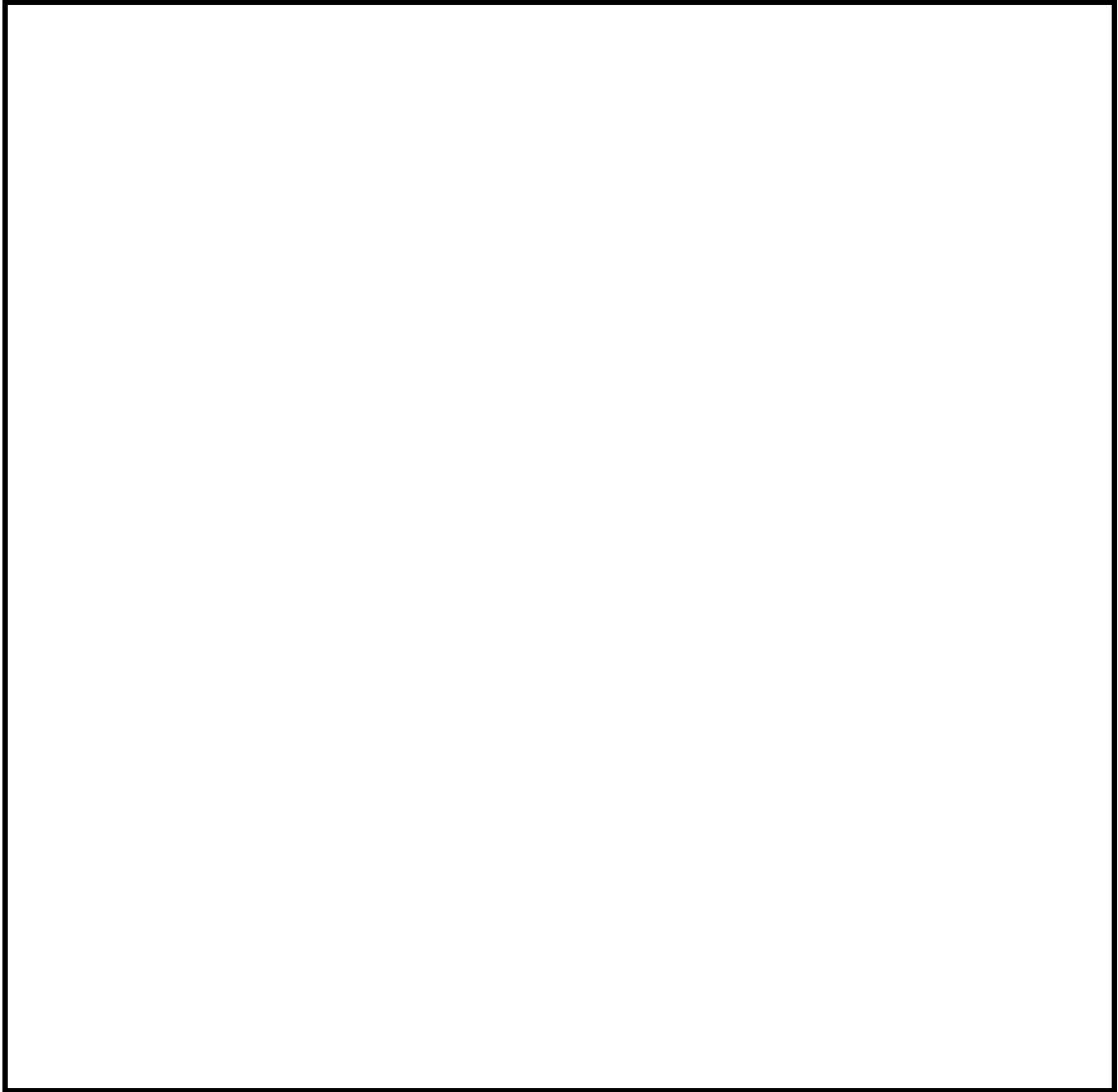


図 3-11 炉心ノード分割 (3 ループプラントの例)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

3.5 入出力

M-RELAP5コードの主要な入出力を図 3-12に示す。M-RELAP5コードのインプットデータは以下の通り構成される。M-RELAP5コードのインプットデータの元となる「プラントデータ」、「事故条件」、「事故収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を添付1に示す。

- ① 原子炉容器、1次冷却材配管、加圧器、1次冷却材ポンプ及び蒸気発生器の幾何形状
- ② 制御／保護系限界値
- ③ 初期条件（原子炉出力、原子炉冷却材温度及び原子炉冷却材圧力）
- ④ 炉心仕様（幾何形状、圧力損失係数、崩壊熱）
- ⑤ 燃料仕様（燃料棒出力、初期状態、形状・物性）
- ⑥ 外乱条件（破断条件等）

上記をインプットデータとして、プラント全体の過渡解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ① 原子炉出力及び原子炉圧力の過渡応答
- ② 燃料被覆管温度
- ③ ジルコニウム - 水反応量

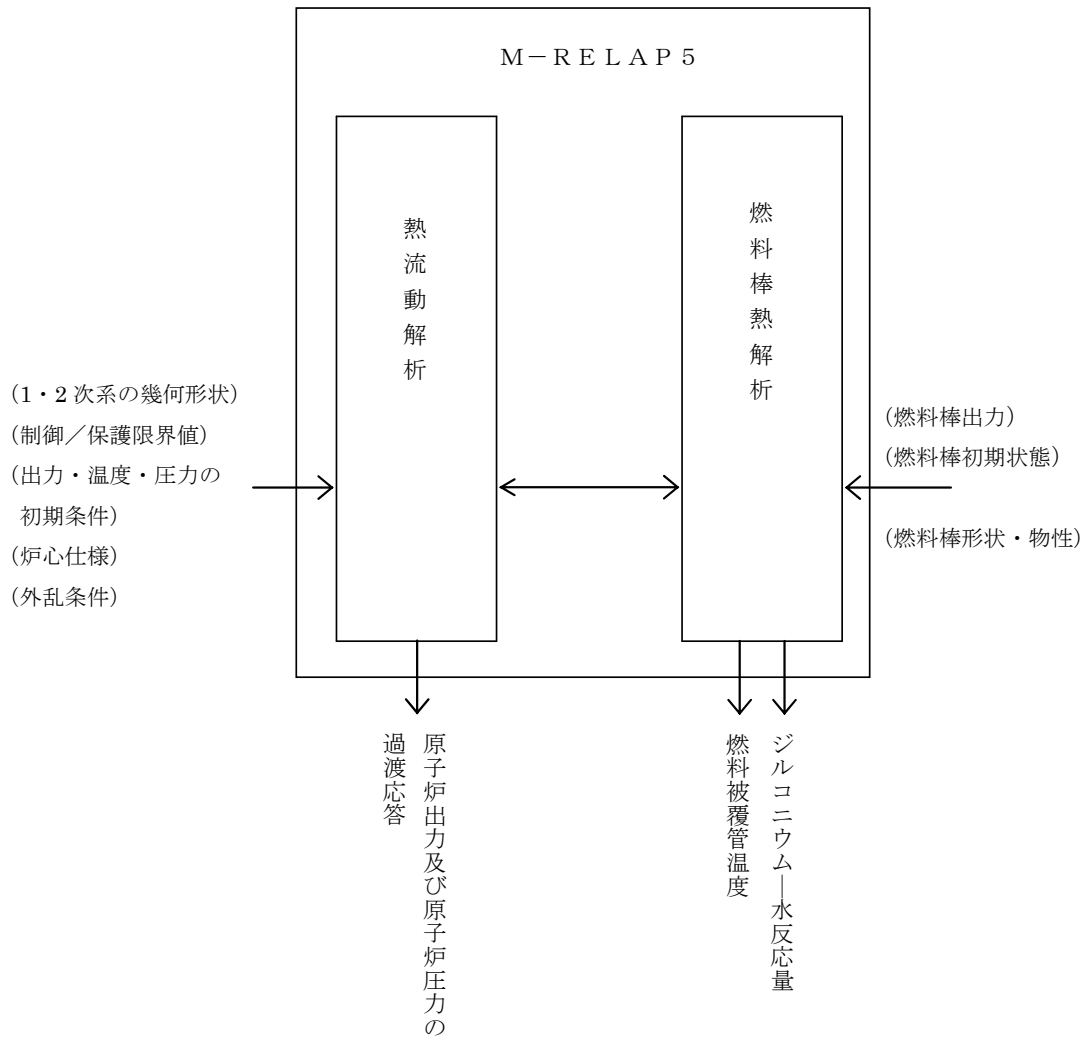


図 3-12 M-RELAP5 コードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

M-R E L A P 5 コードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は M-R E L A P 5 が評価する全事象を包絡するように、2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各試験解析・実機解析の内容について詳細を 4.2 以降に示すが、それらの要約を 4.1.1 から 4.1.8 に示す。総合効果試験として、重大事故を直接模擬したものは無いが、M-R E L A P 5 が対象とする重大事故では、原子炉の全体的な挙動として、中小破断 LOCA 時の減圧挙動、運転操作による 2 次系強制冷却による 1 次系の減温減圧とそれに伴う自然循環・リフラックス、1 次系の加圧時の挙動がある。これらを模擬した総合効果試験を対象とした試験解析を実施する。

崩壊熱は、解析では評価目的に応じた崩壊熱曲線を入力する。M-R E L A P 5 が対象とする有効性評価解析では、崩壊熱が高い方が注目する被覆管温度を高く評価することになるため、崩壊熱の不確かさ及び実機運用による変動を考慮した崩壊熱曲線を使用する。具体的には、3.3.2(2) に記載した通り、アクチノイド崩壊熱は ORIGEN-2 コード、FP 崩壊熱は AESJ 推奨値により評価された崩壊熱曲線を使用している。この崩壊熱曲線は、不確かさとしてアクチノイド崩壊熱は 20%、FP 崩壊熱は $3\sigma_A$ を考慮し、実機運用による変動として燃料運用を考慮した燃料濃縮度（MOX 燃料は Pu 含有率等）や燃焼度が考慮されている。このように、崩壊熱に関する不確かさや実機運用による変動の考慮がなされた崩壊熱曲線を使用しているため、M-R E L A P 5 コードにおける崩壊熱の妥当性評価は不要とした。

ECCS 強制注入及び 2 次側給水は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。有効性評価解析では、設計での不確かさを考慮し、目的に応じて最大流量・最小流量を使い分ける。このように、設備設計に基づく作動圧力や流量を境界条件として与えることから、M-R E L A P 5 コードにおいてはこれらに対する妥当性確認は不要とした。

蒸気発生器における冷却材放出（主蒸気逃がし弁/安全弁からの蒸気放出）は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力する。有効性評価解析では、主蒸気逃がし弁/安全弁の作動圧力は実機設定圧に基づく作動圧力を入力とし、流量については設計流量を用いている。このように、設備設計に基づく作動圧力や流量を境界条件として与えることから、M-R E L A P 5 コードにおいては蒸気発生器における冷却材放出に対する妥当性確認は不要とした。

沸騰・ボイド率変化、及び気液分離・対向流の 2 つの物理現象に関しては、有効性評価解析においては炉心が露出するシーケンスでの炉心水位を評価するうえで重要な物理現象として選定しており、炉心水位を確認することでその妥当性を確認できる。

1 次系の気液分離・対向流の物理現象に関しては、有効性評価解析において、2 次系強制冷却の運転操作において、リフラックス冷却として炉心冷却に寄与する物理現象であるため、2 次系強制冷却の効果である 1 次系圧力の低下でその妥当性を確認できる。

1 次側・2 次側の熱伝達の物理現象に関しては、有効性評価解析においては 1 次系が加圧するシーケンス、又は 2 次系強制冷却により 1 次系を減圧する事象において 2 次系の挙動による 1 次

系の温度・圧力の上昇又は下降に寄与するため、1次系の温度・圧力でその妥当性を確認できる。

被覆管酸化については、3.3.2(3)に記載した通り、反応量を過大に推定するように95%信頼区間の上限の酸化量をカバーするように導出した酸化反応速度式を採用している。そのため、M-RELAP5コードにおける被覆管酸化の妥当性評価は不要とした。

1次冷却系の圧力損失は自然循環流量を評価する上で重要な物理現象である。有効性評価解析においては、1次冷却系ポンプが定格回転時にループ内で熱設計流量が流れるように圧力損失を設定するため、実際よりも大きい圧力損失を設定する。自然循環流量が小さくなる設定となっており、M-RELAP5コードにおける1次系の圧力損失の妥当性評価は不要とした。

1次側の凝縮は2次系強制冷却時の1次側の凝縮量を評価する上で重要な物理現象である。2次系強制冷却の効果は1・2次系の熱伝達で確認できるため、1・2次系の熱伝達の妥当性確認で代用する。

4.1.1 ORNL/THTF 試験解析

ORNL/THTFの解析により、M-RELAP5が採用するEPR Iのボイドモデルにより、炉心の二相水位への適用性を確認する。また、M-RELAP5が採用する膜沸騰熱伝達モデル（修正 Dougall-Rohsenow、Bromley）の適用性を確認する。

4.1.2 Marviken 試験解析

LOCA時の破断流を模擬した試験解析を実施し、M-RELAP5の1次系からの冷却材放出への適用性を確認する。

4.1.3 ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析

実機4ループを模擬した中破断LOCAの総合効果試験の試験解析を実施し、M-RELAP5の炉心の二相水位、ヒートアップ挙動、蓄圧タンクからの注入挙動への適用性を確認する。また、有効性評価解析で対象とするシーケンスで緩和策として採用しているフィードアンドブリード運転での、加圧器からの冷却材放出における、高温側配管での二相流れの妥当性を確認する。

4.1.4 ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析

実機4ループを模擬した小破断LOCA及びその後の2次系強制冷却の運転操作を模擬した総合効果試験の試験解析を実施し、M-RELAP5の2次系強制冷却時の炉心二相水位、蓄圧タンクからの注入挙動、及び1・2次系の熱伝達への適用性を確認する。また、有効性評価解析で対象とするシーケンスで緩和策として採用しているフィードアンドブリード運転での、加圧器からの冷却材放出における、高温側配管での二相流れの妥当性を確認する。

4.1.5 PKL/F1.1 試験解析

実機 4 ループを模擬した小破断 LOCA 後の 2 次系強制冷却の運転操作を模擬した総合効果試験の試験解析により、M-R E L A P 5 の炉心の二相水位、ECCS の挙動、自然循環流量、リフラックス冷却挙動への適用性を確認する。

4.1.6 LOFT L6-1 試験解析

代表的な過熱／過圧事象である負荷の喪失を模擬した LOFT L6-1 試験解析により、1 次冷却系の過熱／過圧時における加圧器気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器 1 次側・2 次側の熱伝達の妥当性確認を行う。

4.1.7 LOFT L9-3 試験解析

主給水流量喪失+A T W S を模擬した LOFT L9-3 試験解析により、LOFT L6-1 試験解析と合わせて、加圧器気液熱非平衡及び水位変化、並びに蒸気発生器 1 次側・2 次側の熱伝達の妥当性確認を行う。

また、LOFT L9-3 試験解析では、蒸気発生器はドライアウトに至り熱除去能力が低下し、加圧器は満水に至り 1 次冷却材が液相として放出されるため、加圧器逃がし弁／安全弁からの冷却材放出、及び蒸気発生器における 2 次側水位変化・ドライアウトの妥当性、更にドライアウト時の 1 次側・2 次側の熱伝達の妥当性についても LOFT L9-3 試験解析により確認する。

4.1.8 実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析（美浜 2 号機）

実機（美浜 2 号機）での蒸気発生器伝熱管損傷の解析により、M-R E L A P 5 コードが 1 次系から 2 次系への冷却材放出へ適用できることを確認する。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	ORNL/THTF 試験解析	Marviken 試験解析	ROSALSTF SB-CL-18 試験解析	ROSALSTF SB-CL-39 試験解析	PKL/F1.1 試験解析	LOFT L6-1 試験解析	LOFT L9-3 試験解析	実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析 (美浜 2 号機)
炉心	崩壊熱*	崩壊熱モデル	—	—	—	—	—	—	—	—
	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル	☑ 4-8 ☑ 4-9	—	☑ 4-29 ☑ 4-30	—	—	—	—	—
	被覆管酸化*	ジルコニウム - 水反応モデル	—	—	—	—	—	—	—	—
	沸騰・ボイド率変化 気液分離 (水位変化)・対向流 →炉心水位で確認	ボイドモデル 流動様式	☑ 4-6 ☑ 4-7	—	☑ 4-20	☑ 4-34	☑ 4-45	—	—	—
1 次冷却系	冷却材流量変化 (自然循環時)	壁面熱伝達モデル	—	—	—	—	☑ 4-44	—	—	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	破断流モデル	—	☑ 4-16	—	—	—	—	—	☑ 4-69
	気液分離・対向流 →1 次系圧力の低下で確認	流動様式	—	—	—	☑ 4-33	☑ 4-46	—	—	—
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 →1 次系の温度・圧力で確認	2 流体モデル 壁面熱伝達モデル	—	—	—	☑ 4-33	☑ 4-46 ☑ 4-47	—	—	—
	圧力損失*	運動量保存則	—	—	—	—	—	—	—	—
	ECCS 強制注入 (充てん系含む) *	ポンプ特性モデル	—	—	—	—	☑ 4-48 ~ ☑ 4-51	—	—	—
	ECCS 蓄圧タンク注入	蓄圧タンクの非凝縮性ガス	—	—	☑ 4-27 ☑ 4-28	☑ 4-35 ☑ 4-36	—	—	—	—
加圧器	気液熱非平衡	2 流体モデル	—	—	—	—	—	☑ 4-56 ☑ 4-57	☑ 4-60 ☑ 4-61	—
	加圧器水位変化	2 流体モデル	—	—	—	—	—	☑ 4-57	☑ 4-61	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	臨界流モデル	—	—	☑ 4-32	☑ 4-39	—	—	☑ 4-62	—
蒸気発生器	1 次側・2 次側の熱伝達 →1 次系の温度・圧力で確認	壁面熱伝達モデル	—	—	—	☑ 4-33	☑ 4-46 ☑ 4-47	☑ 4-55 ☑ 4-56	☑ 4-59 ☑ 4-60	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流) *	臨界流モデル	—	—	—	—	—	—	—	—
	2 次側水位変化・ドライアウト	2 流体モデル	—	—	—	—	—	—	☑ 4-63	—
	2 次側給水 (主給水・補助給水) *	ポンプ特性モデル	—	—	—	—	—	—	—	—

*4.1に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

4.2 ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析

(1) ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験概要

ORNL/THTF 試験装置^[32]の外観を図 4-1に示す。管群部は 8×8 の配列で、燃料棒を模擬した模擬燃料棒 60 本、制御棒等を模擬した非発熱棒 4 本で構成される。ここでは、表 4-2に整理される Test3.09.10 シリーズを選択する。同シリーズはレベルスウェル試験として実施されておりボイド率分布が計測されている。Test3.09.10J～N 試験では、発熱管 (Fuel Rod Simulators, FRS) 及び蒸気温度も計測されており炉心露出試験として位置付けられている。

表 4-3に示す通り、ORNL/THTF 試験装置の管群はロッド径、ピッチ共に 17×17 の PWR 燃料と同じであり、発熱長は実機 PWR と同じであるため、形状は実機燃料集合体 1 体の 1/4 を模擬した体系となっている。また、圧力・流量・線出力の範囲については、線出力条件は実機 PWR のトリップ後約 10 秒から 10000 秒程度の崩壊熱を模擬している。また、圧力条件は実機条件全体は模擬していないが、炉心水位が低下し、炉心がヒートアップする圧力範囲を模擬している。

(2) ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析の解析条件

試験解析に用いたノーディング図を図 4-2に示す。試験の測定高さとのードを合わせるために、実機のノーディングより細かい。しかし、実機ノーディングも十分に細かいため、本ノーディングで得られた結論は実機ノーディングにも適用できる。

試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 炉心入口に流量境界条件、出口に圧力境界条件を設定する
- ・ 炉心出力は時間変化は無く、定常的な解析とする
- ・ 熱損失を模擬する

(3) ORNL/THTF 炉心露出熱伝達試験解析の解析結果

Test3.09.10J を例に、定常状態での軸方向ボイド率分布、FRS 温度分布、熱伝達係数分布を図 4-3から図 4-5に示す。ボイド率については試験結果と同等の解析結果が得られている。これは、M-R E L A P 5 コードは、炉心ボイド率分布に大きく影響する管群体系の相関摩擦に、広範なデータベースに基づく予測精度の高い E P R I の式によるモデルを採用しているためである。

(4) 炉心水位の不確かさ

コラプスト水位、二相水位の試験結果、M-R E L A P 5 コードの計算結果の比較図を図 4-6及び図 4-7に示す。横軸が試験結果であり、縦軸がM-R E L A P 5 コードの計算結果である。何れの試験ケースについても試験とコード計算の水位は同等である。なお、AA、CC、EE の 3 ケースについては、発熱部上端まで低ボイド率であり、二相水位は満水である。炉心水位の不確かさは 0~0.3m である。

(5) 燃料表面熱伝達の不確かさ

図 4-5に示される通り、熱伝達係数は試験結果より低い。その結果、図 4-4に示される通り、FRS 温度は露出部の上方では試験結果より高い結果が得られた。これは、M-RELAP5 コードが膜沸騰熱伝達について Bromley 及び修正 Dougall-Rohsenow モデルを採用していることにより炉心露出部の熱伝達モデルを小さく計算し、温度分布を高く計算するためである。

FRS 温度の比較を図 4-8に示す。Test3.09.10J 試験と同様、熱伝達が低いことにより、M-RELAP5 コードはFRS 温度を高めて予測する傾向である。ただし、温度の低い点（発熱バンドルの低い位置）については、高い位置と比較すると、相対的にその差異は小さい。本試験では発熱バンドルを格納するシュラウドから外部への熱損失が大きく、温度の高い上部からの熱損失の方が大きく、下部からの熱損失は小さい。しかし、M-RELAP5 コードによる解析では、軸方向に一樣に熱が系外に損失すると仮定しており、結果として発熱バンドルの低い位置での熱損失を大きく見積り、高い位置と比較すると相対的に温度を低く予測する傾向となっている。しかし、全体として、M-RELAP5 コードはFRS 温度を十分に高く予測しており、熱伝達モデルは被覆管温度を高く評価すると判断できる。

熱伝達係数の比較を図 4-9に示す。図 4-9に示される通り、熱伝達係数の不確かさは 0%～-40%である。

J、K、N の試験は蒸気温度が高くなる試験である。蒸気温度が高いため、試験では蒸気単相領域での熱損失が大きく、蒸気温度が低下しやすい。そのため、上部の熱伝達係数が相対的に大きくなる。一方、M-RELAP5 による解析では熱損失は高さ方向に均一であるため、上部での熱伝達係数は相対的に小さくなり、図 4-9プロットでは横這いの傾向となる。それらに対し、M の試験での蒸気温度は比較的低いいため、熱損失の影響は他の試験より小さい。そのため、M は他の試験と異なる傾向となる。

有効性評価解析で対象とするシーケンスで炉心露出が発生するのは ECCS 注水機能喪失のみであり、このシーケンスでのみ、この試験で見られた不確かさの影響が見られる。

表 4-2 ORNL/THTF 試験条件

試験	圧力 (MPa)	質量流束 (kg/s・m ²)	流入水温度 (サブクール度) (K)		線出力 (kW/m)	熱損失割合
J	4.20	12.93	480.3	(46.1)	1.07	0.052
K	4.01	2.22	466.5	(57.2)	0.32	0.176
M	6.96	13.38	474.4	(84.2)	1.02	0.042
N	7.08	4.33	473.1	(86.7)	0.47	0.162
AA	4.04	21.15	450.9	(73.2)	1.27	0.020
BB	3.86	9.44	458.2	(63.2)	0.64	0.034
CC	3.59	7.22	467.6	(49.6)	0.33	0.035
DD	8.09	19.82	453.4	(115.5)	1.29	0.030
EE	7.71	11.00	455.9	(109.7)	0.64	0.039
FF	7.53	4.83	451.4	(112.6)	0.32	0.092

表 4-3 ORNL/THTF と実機条件の比較

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

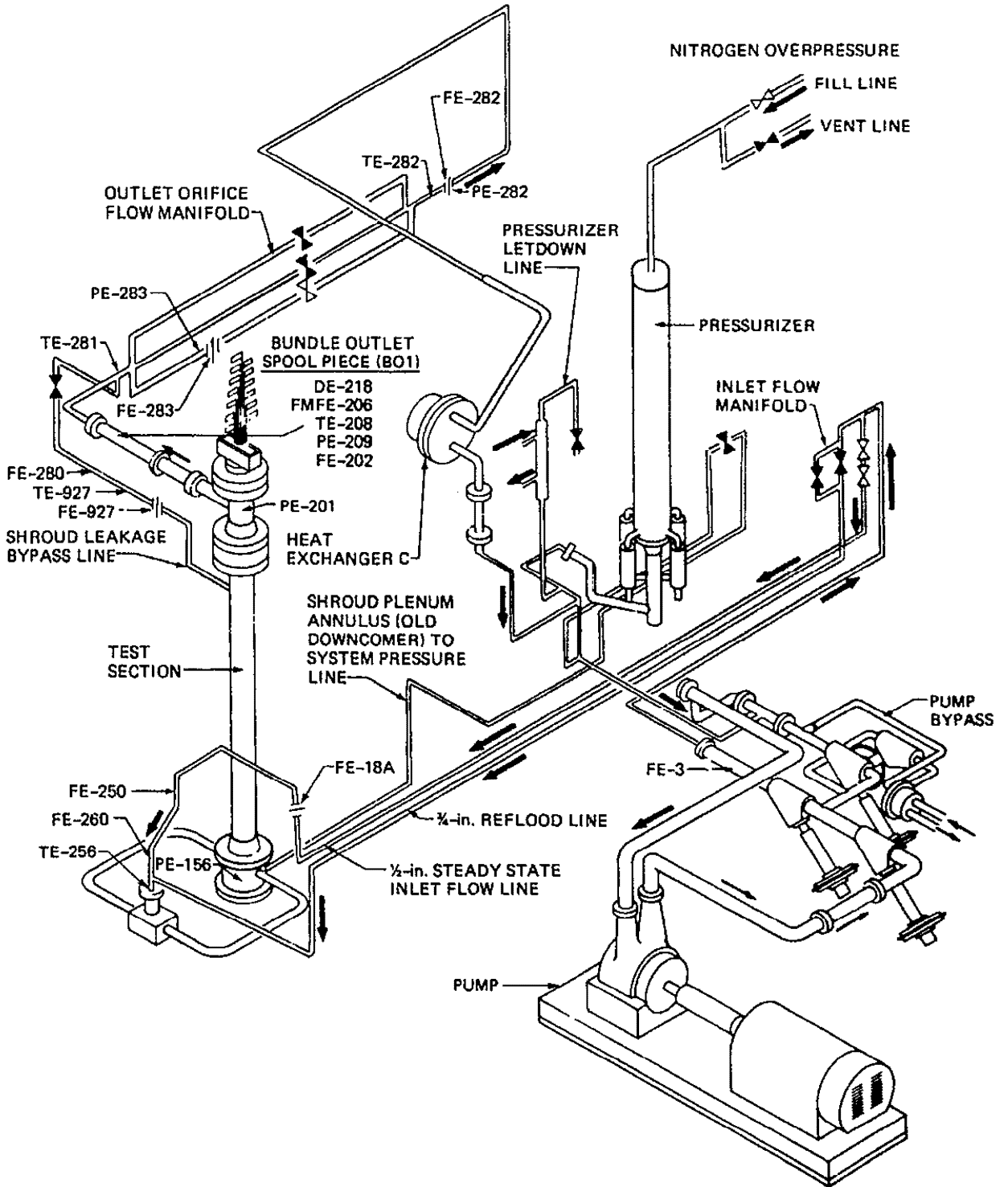


图 4-1 ORNL/THTF 試驗裝置

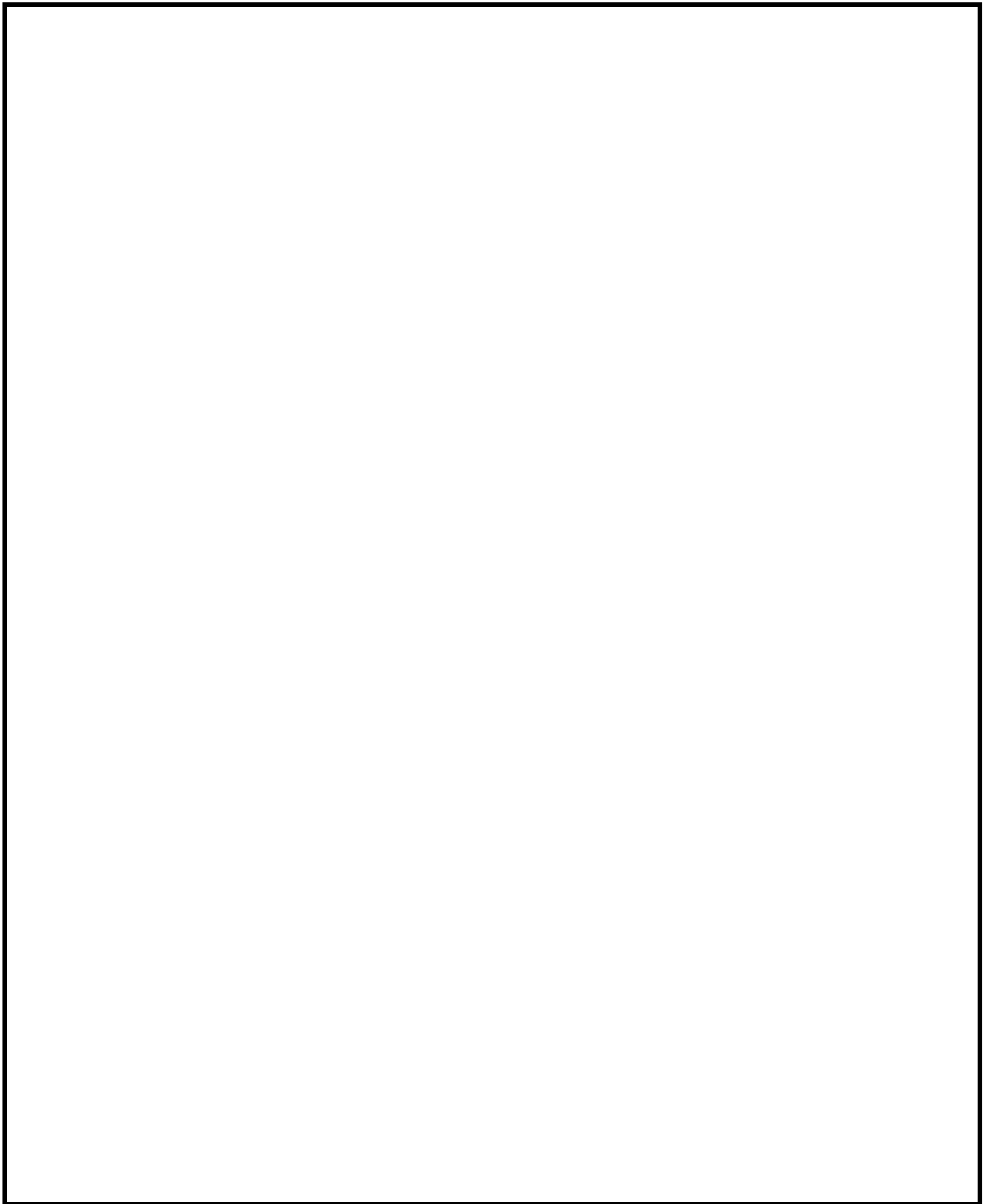


図 4-2 ORNL/THTF 試験解析のノーディング図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

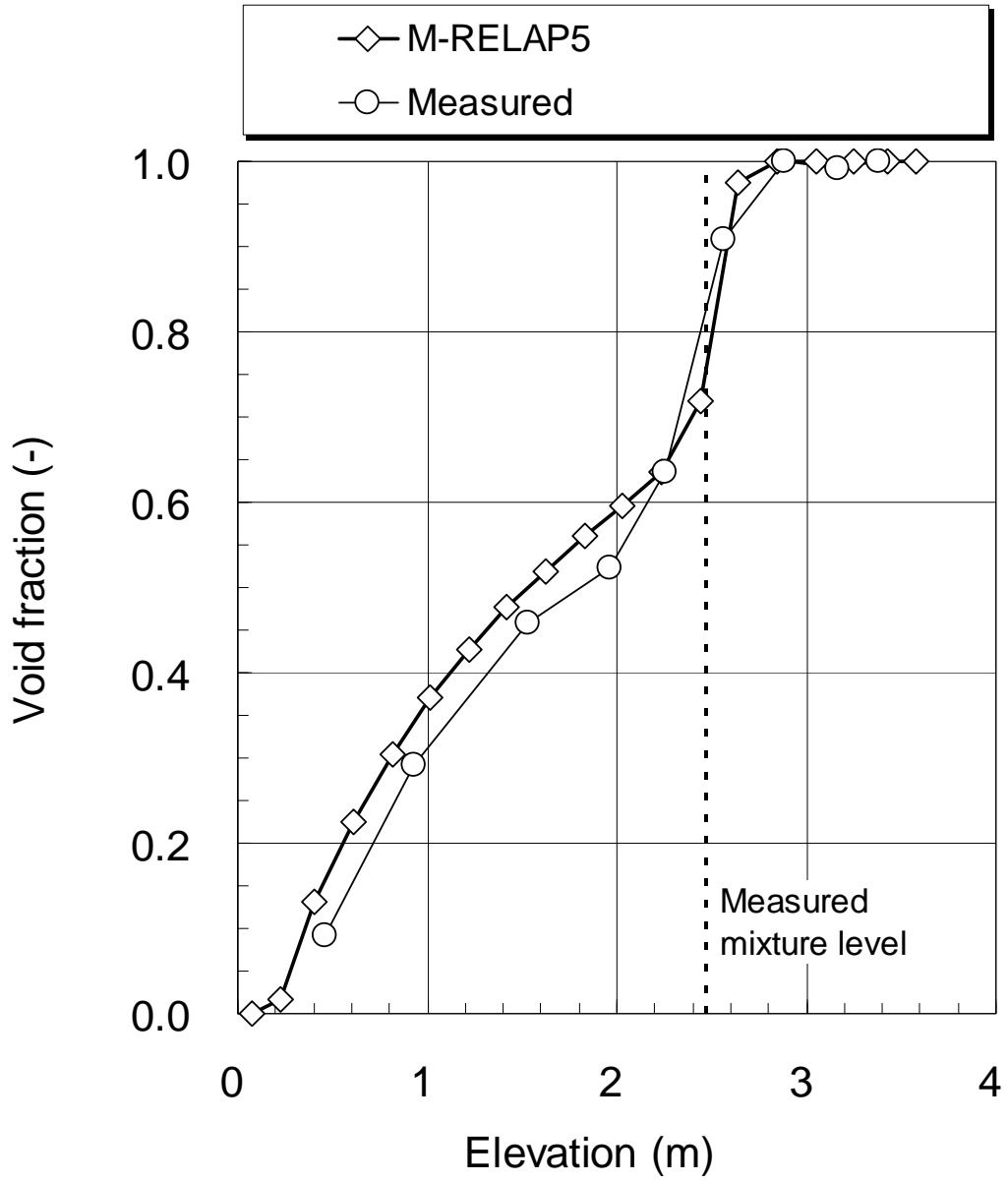


図 4-3 ボイド率比較図 (Test 3.09.10J)

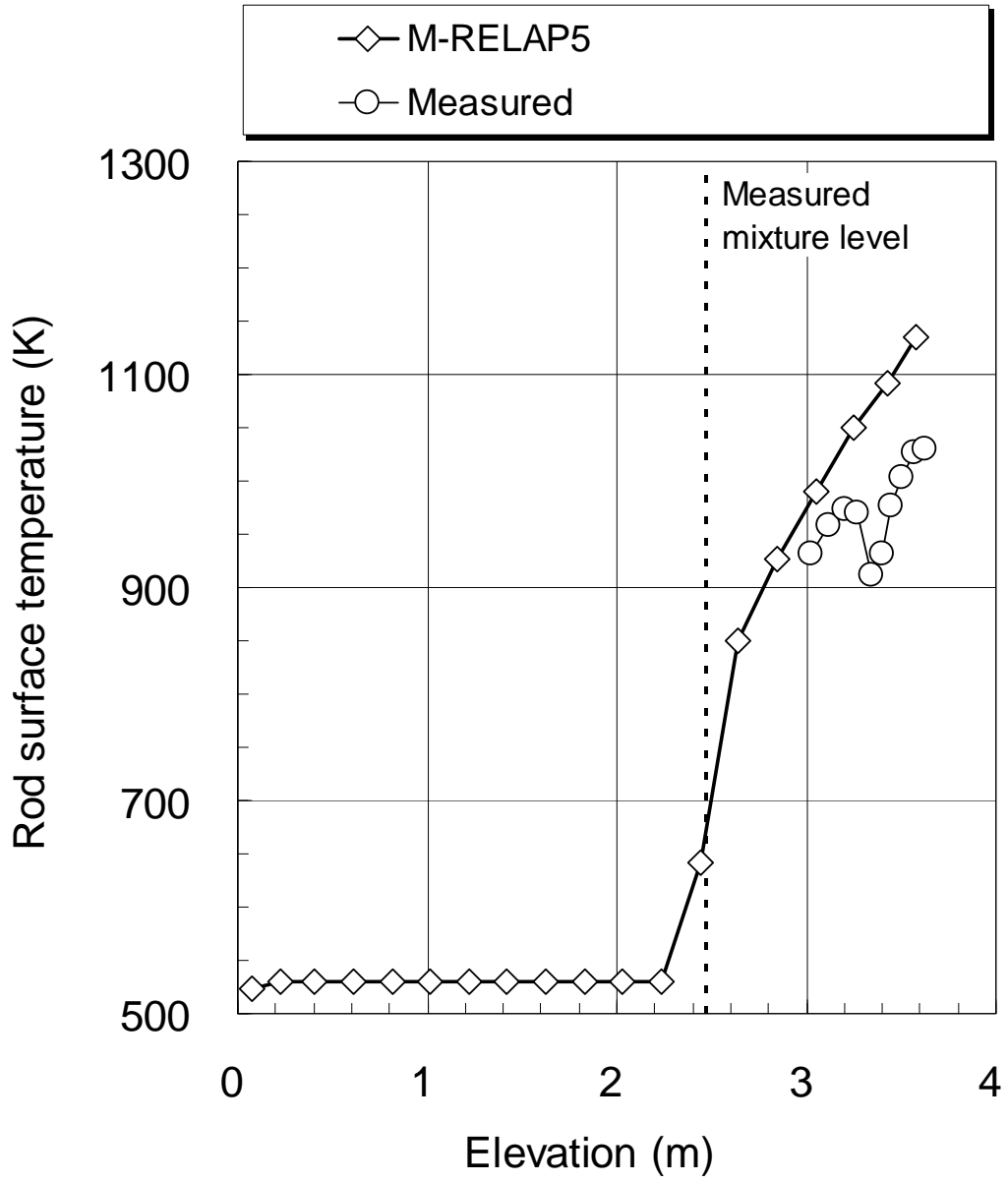


図 4-4 ヒーターロッド表面 (FRS) 温度比較図 (Test 3.09.10J)

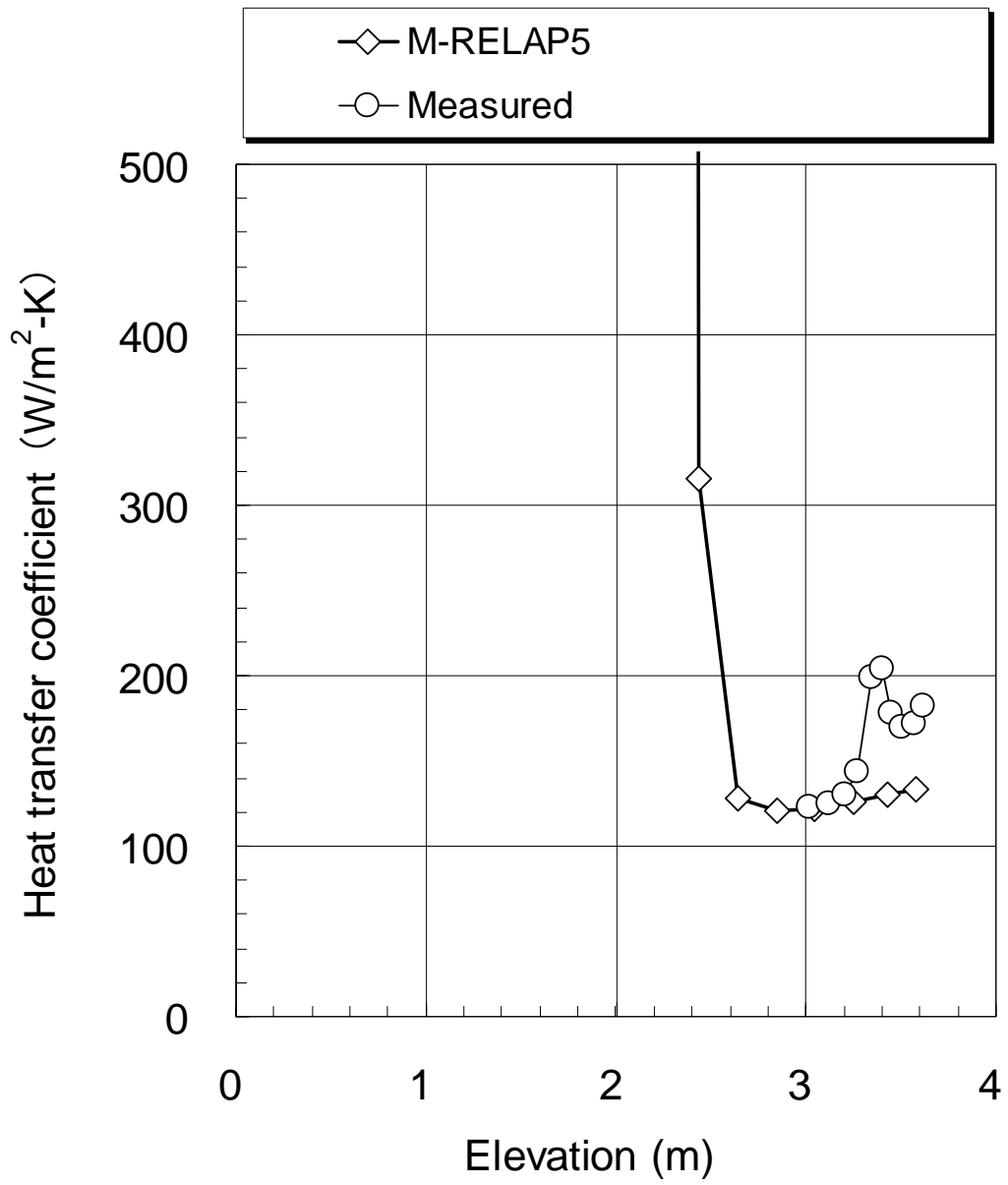


図 4-5 熱伝達係数比較図 (Test 3.09.10J)

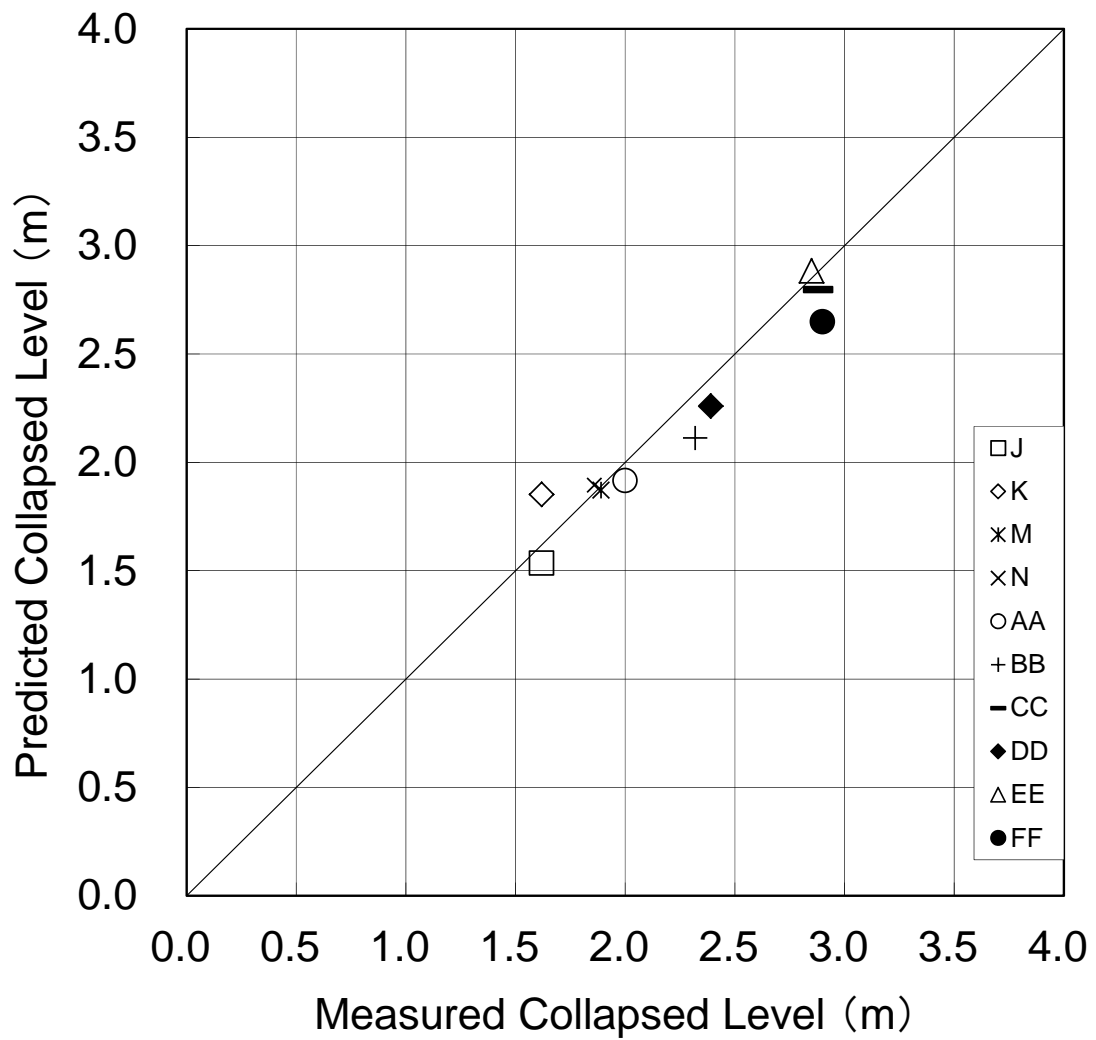


図 4-6 コラプスト水位比較

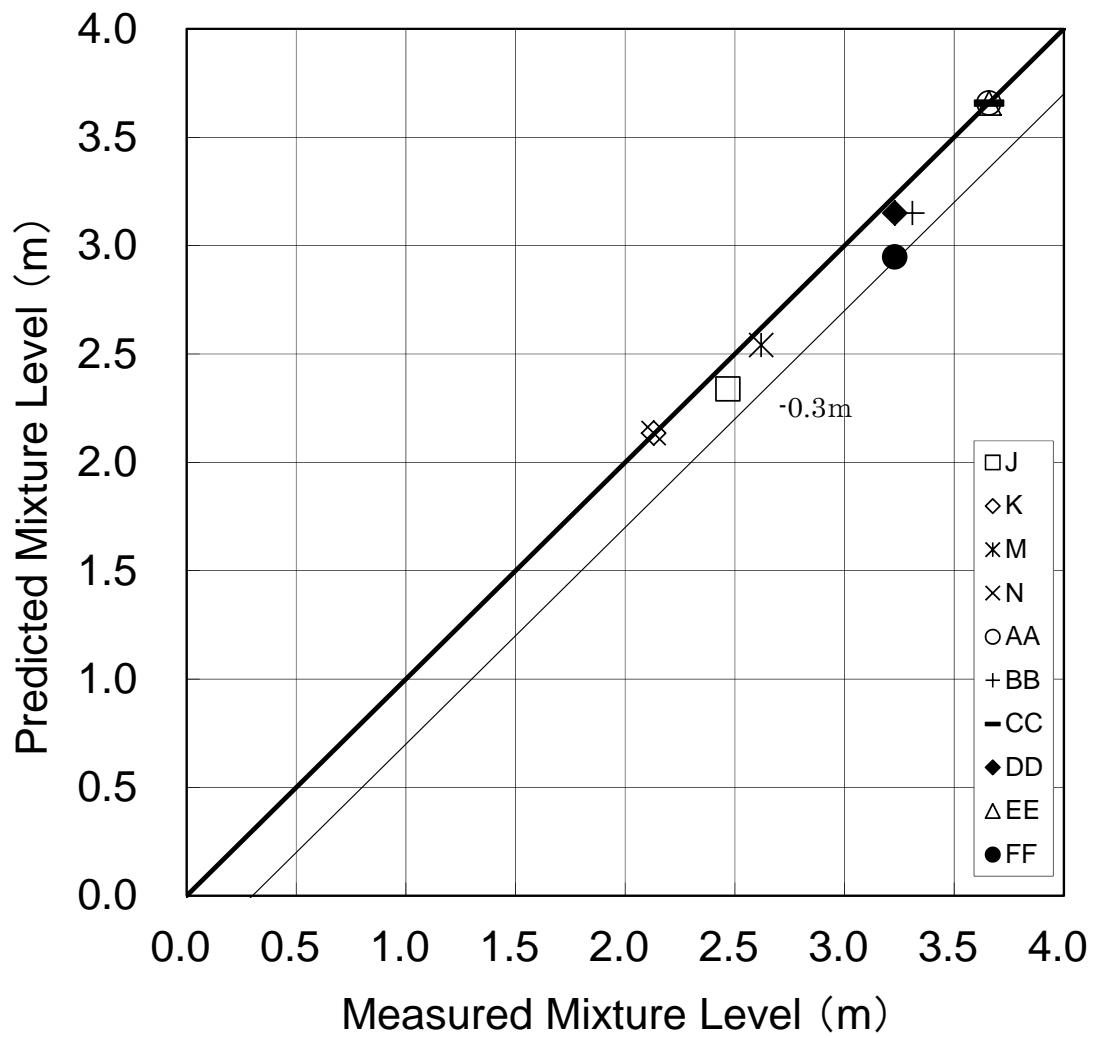


图 4-7 二相水位比较

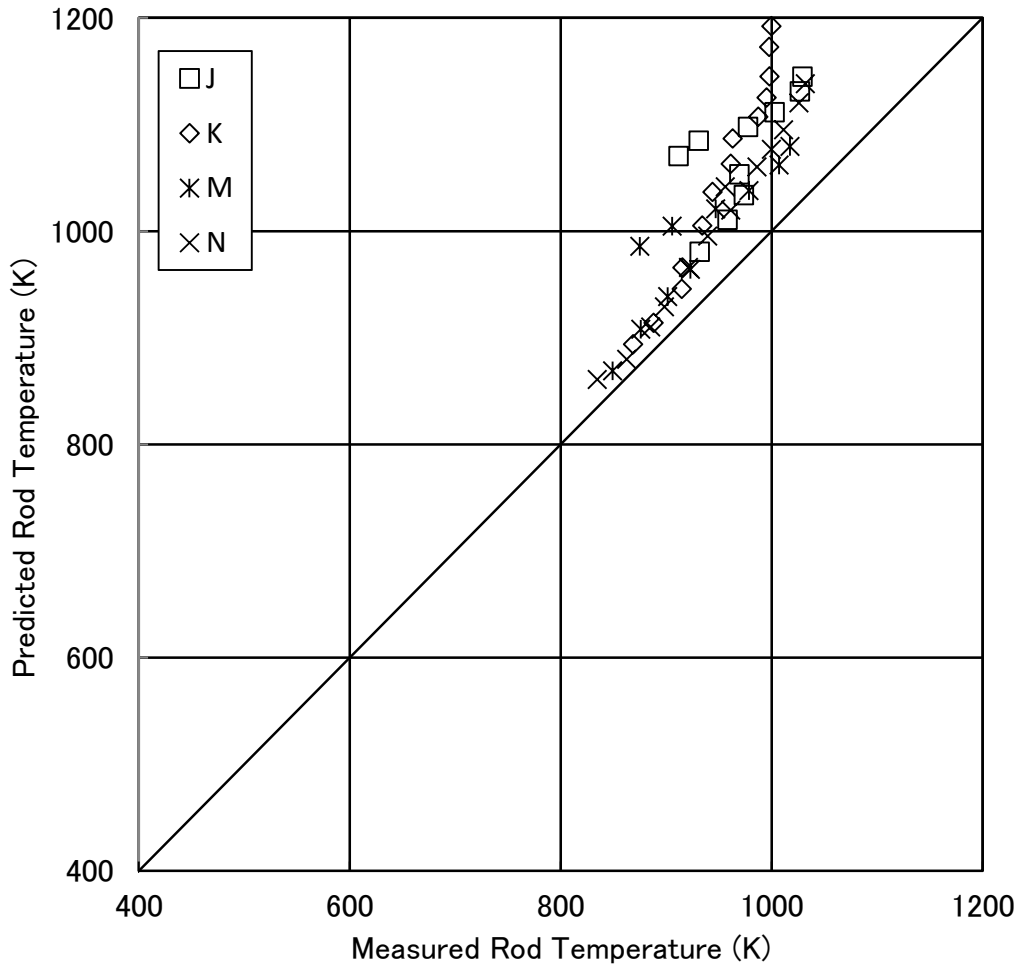


図 4-8 ヒータロッド表面 (FRS) 温度比較

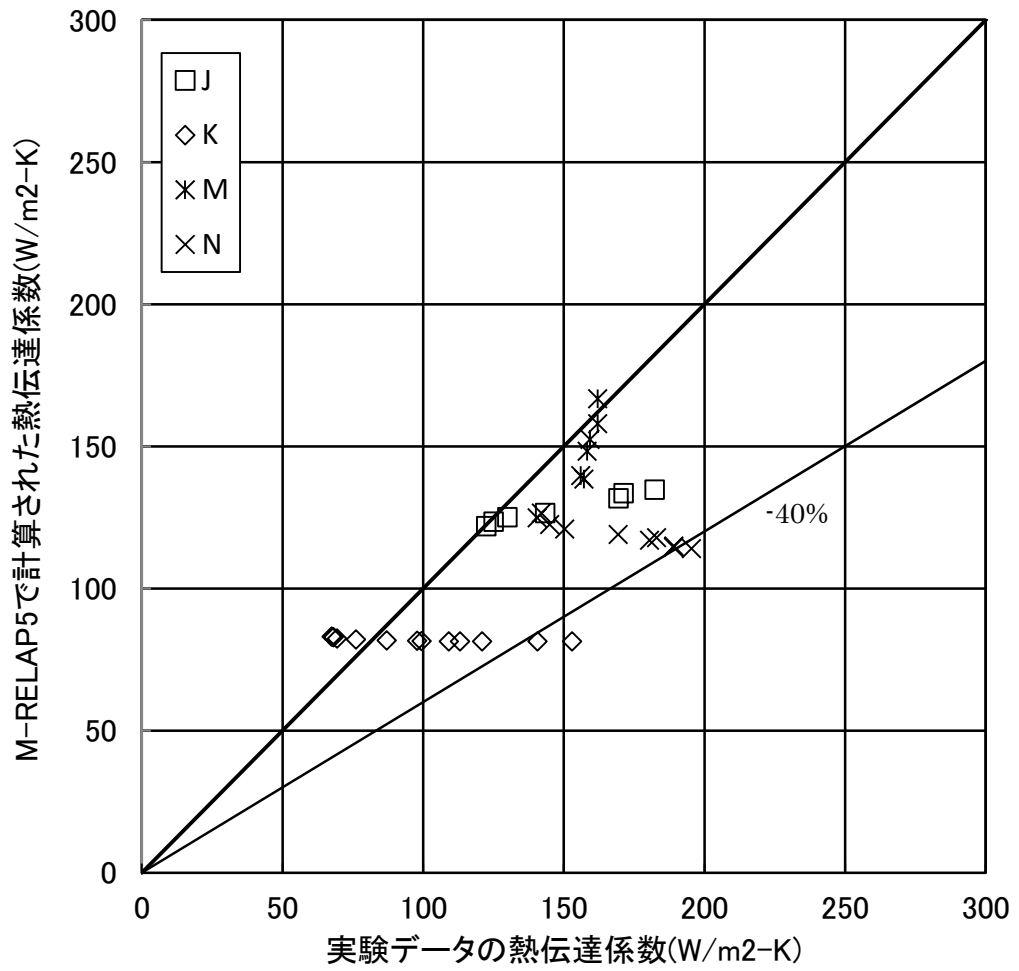


図 4-9 熱伝達係数比較

4.3 Marviken 臨界流試験解析

(1) Marviken 臨界流試験概要

Marviken 試験装置^{[33][34]}は、元はスウェーデンの沸騰水型重水炉として建設された発電プラントの圧力容器を改造することにより作製した試験装置である。臨界流試験の他にも格納容器応答試験、エアロゾル輸送試験などが実施されている。

臨界流試験における Marviken 試験装置の概観を図 4-10に示す。試験装置は圧力容器、放出管、テストノズル及びラプチャディスク装置から構成される。テストによってテストノズルのサイズ（長さ、径）を変更している。

圧力容器の底部には放出管が接続されている。放出管の詳細図を図 4-11に示す。放出管は、流線型の入口部、圧力容器底部に溶接された接続部、2つのパイプ部、2つの計装リング、ボール弁から構成される。2つの計装リングにはともにピトー静圧管が設置されている。ボール弁は試験を終了するときを使用される。

試験は、蒸気ドーム圧力は全試験で約 5MPa、圧力容器底部（放出管入口）のサブクール度は 2℃から 50℃の範囲内で行われる。また、試験によってノズルのサイズを変更する。試験条件、ノズルサイズを表 4-4に示す。

試験は、2枚のラプチャディスクの間を加圧することで下方のディスクを破損させ、それにより上方のディスクが破損することで開始する。圧力容器内の水が流出して、数十秒後に水位が放出管入口程度まで低下すると放出管のボール弁を閉じて試験を終了する。

(2) 解析ケースの選定

本解析では Marviken 臨界流試験の中から、テストノズルの内径、L/D 及び放出管入口でのサブクール度をパラメータに表 4-4に示される試験のうち、Test9、Test11、Test12、Test16、Test17、Test19、Test20、Test22、Test23、Test25、Test26、Test27 の 12 ケースを妥当性確認のデータベースとして選択した。Test13、14 はノズルの出口形状がテーパ状に広がっており、実機の破断にそぐわないため、対象外とした。Test15 は Test16 とほぼ同等の条件のため、対象外とした。Test18 は Test17 とほぼ同条件のため、対象外とした。Test21 は Test27 とほぼ同条件のため、対象外とした。Test24 については後述の検討により対象外とした。なお、表 4-4 に記載のないケースについて、Test1～8 はボイド率を測定された差圧から算出しており測定誤差が大きく、境界条件のボイド率の設定に難があるため対象外とした。Test10 は OECD のデータベースに試験データが無いため、対象外とした。

(3) 試験条件と実機 PWR の比較

実機 PWR 条件と Marviken の試験条件の比較を表 4-5に示す。破断口径は実機条件と Marviken の試験範囲で違いがあるが、破断流モデルの質量流束は破断面積に依存しないため、この条件で実機条件をカバーできる。

L/D の範囲は 0.3~3.7 と広範囲である。インターフェイスシステム LOCA では、RHR 配管の枝管に付随する弁等の破断を想定するため、L/D は試験条件に対し、十分大きい。L/D が 3 程度で流れは十分発達するため、本試験での L/D 条件はインターフェイスシステム LOCA に適用できる。2 次冷却系からの除熱機能喪失についても、加圧器逃がし弁・安全弁からの流出が期待されるが、L/D は十分大きく、本試験検証での L/D 条件は適用できる。全交流動力電源喪失では RCP のシール LOCA を想定するが、シール LOCA での漏洩量については、シールの構造を考慮し漏えい量評価を実施し決定しているため、L/D の影響は受けない。ECCS 注水機能喪失については、8 インチ程度までの小破断 LOCA を想定するが、配管厚さは約 3 インチ程度であり、L/D は 0.3 以上である。ただし、有効性評価解析の模擬では枝管ノードを設定せずに配管から直接破断ジャンクションを設定するため、L/D の影響を受けない。ECCS 注水機能喪失では、破断の形状としては、主配管に発生する亀裂、主配管に接続する枝管の破断の 2 種類が考えられる。主配管に発生する亀裂の場合は、上述の理由により、L/D の影響を受けない。枝管破断の場合、破断の L/D は十分大きく、本試験での L/D 条件は適用できる。解析上の模擬は枝管ノードを設定せずに配管から直接破断ジャンクションを設定するため、主配管に発生する亀裂の模擬に近い。しかし、ECCS 注水機能喪失の評価においては、破断面積のスペクトル解析を実施し破断面積・流量の不確かさの被覆管温度への影響について評価・考察しているため、破断形状の不確かさもそのスペクトル解析に包絡される。

圧力については、運転圧力である 15.5MPa の高圧条件は無い。しかし、「ECCS 注水機能喪失」では、破断面積のスペクトル解析を実施し破断流量の不確かさの影響を包絡している。「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」では、RCP のシール LOCA 又はシールリークを仮定するが、初期の破断流量が実機的设计破断流量となるように入力で調整するため、不確かさの影響は無い。「インターフェイスシステム LOCA」については、各プラントの実力評価と比較し、設定した破断面積では破断流量が大きくなることを確認しており、漏洩量を大きくする設定としている。また、2 次冷却系からの除熱機能喪失については、加圧器逃がし弁流量は設計値流量となるように入力において調整しているため、不確かさの影響は無い。そのため、破断流量の妥当性確認については、最大値で 5MPa の条件で十分である。また、停止中原子炉の大気圧条件は無いが、これらのシーケンスでは破断流はほぼ差圧流であるため不確かさは小さい。サブクール度についてはほぼ実機条件を網羅している。

(4) Marviken 臨界流試験解析の解析条件

試験解析に用いたノーディング図を図 4-12 に示す。ノズルについて、ノードの L/D が実機の低温側配管のノードの L/D と合致するように分割している。

試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 放出配管の測定部を入口境界として、温度・圧力・ボイド率境界条件を与える
- ・ テストノズルの出口部に圧力境界条件として、大気圧を設定する

(5) Marviken 臨界流試験解析の解析結果

Test11 と 21 について、試験データの破断流と M-R E L A P 5 コードによる破断流量の比較を図 4-13 と図 4-14 に示す。Test11 については約 15 秒以降、Test21 については約 25 秒以降が二相臨界流となり、試験値より概ね多めの臨界流量となる傾向である。

Test24 について、試験データの破断流と M-R E L A P 5 コードによる破断流量の比較を図 4-15 に示す。Test24 は Test11 及び 21 と違い、サブクール領域で臨界流量を過小評価している。Test24 の L/D は 0.3 と小さく、試験では熱的非平衡の影響が残った状態で相変化が十分ではなく、流量の高い状態で放出される可能性が高い。しかし、3.3.1(6)に記載している通り、M-R E L A P 5 で採用している臨界流モデルは流量の L/D への依存を考慮していないため、L/D が小さい体系での高流量を M-R E L A P 5 は過小評価する。有効性評価解析では、破断口の L/D の大小にかかわらず、枝管ノードを設定せずに主流配管に直接破断ジャンクションを設定する。従って、非平衡の影響による上記の過小評価が計算上再現されないモデル化とし、有効性評価での取り扱いを下記のようにしているため、Test24 の不確かさを評価に考慮しない。

有効性評価解析の取り扱いでは、主配管につながる枝管の下流側にある弁等からの流出を仮定するインターフェイスシステム LOCA では、枝管の形状圧損、摩擦圧損が模擬されず、破断流量を実際より多く予測することとなるが、評価指標である漏洩量を多く評価することとなる。「全交流動力電源喪失」、「原子炉補機冷却機能喪失」では、RCP のシール LOCA 又はシールリークを仮定するが、初期の破断流量が実機的设计破断流量となるように入力で調整するため、破断口の取り扱いの影響は無い。「ECCS 注水機能喪失」では、L/D が小さい破断形状となる場合があり、臨界流モデルの過小評価が現れてくる可能性がある。しかし、そのような不確かさを包絡するため、破断面積のスペクトル解析を実施し破断流量の不確かさの被覆管温度への影響について評価・考察している。

(6) 1 次系からの冷却材放出の不確かさ

12 ケースすべてについて、試験値の質量流束を横軸に、M-R E L A P 5 の質量流束の予測値を縦軸にプロットしたものを図 4-16 に示す。図 4-13 と図 4-14 から分かる通り、Marviken の試験条件範囲では、サブクール臨界流から二相臨界流への切り替えが約 25000~30000kg/m²s で起こる。そのことは、図 4-16 で約 25000~30000kg/m²s で関連の傾向が切り替わっていることから確認できる。図 4-16 中の 30000kg/m²s 以上の領域ではサブクール臨界流であるため、サブクール臨界流の不確かさは±10%程度である。30000kg/m²s 以下の領域をすべて二相臨界流領域とした場合、二相臨界流の不確かさは-10%~+50%程度である。

破断流量の不確かさは、トリップ信号・SI 信号のタイミング、1 次系の冷却材の減少速度、1 次系の減圧速度に影響する。1 次系の減圧速度が変わることにより、蓄圧タンクからの注入のタイミング、使用可能であれば低圧注入系からの注入のタイミングにも影響する。1 次系の低温

側・高温側の温度の飽和圧力はトリップ信号・SI 信号の設定圧より低いため、実機においてはサブクール臨界流の期間に信号が発信される。サブクール臨界流の不確かさは大きくないため、信号発信の不確かさは大きくない。

破断流が大きくなると、1次系の冷却材の減少が大きくなり、炉心露出が早くなり、被覆管温度の上昇が大きくなる影響がある。一方で、1次系の減圧も早くなり、蓄圧タンク・低圧注入系からの注入を早め、被覆管温度上昇を抑える影響がある。

逆に破断流が小さくなると、1次系の冷却材の減少が小さくなり、炉心露出が遅くなり、被覆管温度の上昇が小さくなる影響があるが、1次系の減圧も遅くなり、蓄圧タンク・低圧注入系からの注入が遅れ、被覆管温度上昇が継続する影響がある。

実機プラント解析では破断サイズについてスペクトル解析を実施し、破断サイズの不確かさの被覆管温度への影響について評価・考察している。

以上より、M-R E L A P 5は有効性評価解析における1次冷却材の系外への流出に関して妥当に評価できるものと考えられる。

表 4-4 Marviken 試験条件一覧

試験 番号	ノズル径 (mm)	ノズル長さ (mm)	L/D (ノズル長さと 径の比)	初期 温度 (°C)	初期サブクー ル度 (°C)	初期圧力 (MPa)
9	509	1589	3.1	243	2	5.02
11	509	1589	3.1	202	35	4.97
12	300	895	3.0	215	33	5
13	200	590	3.0	170	31	5.09
14	200	590	3.0	170	3	4.97
15	500	1809	3.6	177	31	5.04
16	500	1809	3.6	180	33	5
17	300	1116	3.7	174	31	4.94
18	300	1116	3.7	174	32	5.02
19	300	1116	3.7	167	4	5.06
20	500	730	1.5	187	7	4.99
21	500	730	1.5	184	33	4.94
22	500	730	1.5	168	52	4.93
23	500	166	0.3	19	3	4.96
24	500	166	0.3	27	33	4.96
25	300	511	1.7	189	6	4.92
26	300	511	1.7	135	34	4.91
27	500	730	1.5	167	33	4.91

表 4-5 Marviken と実機条件の比較

--

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

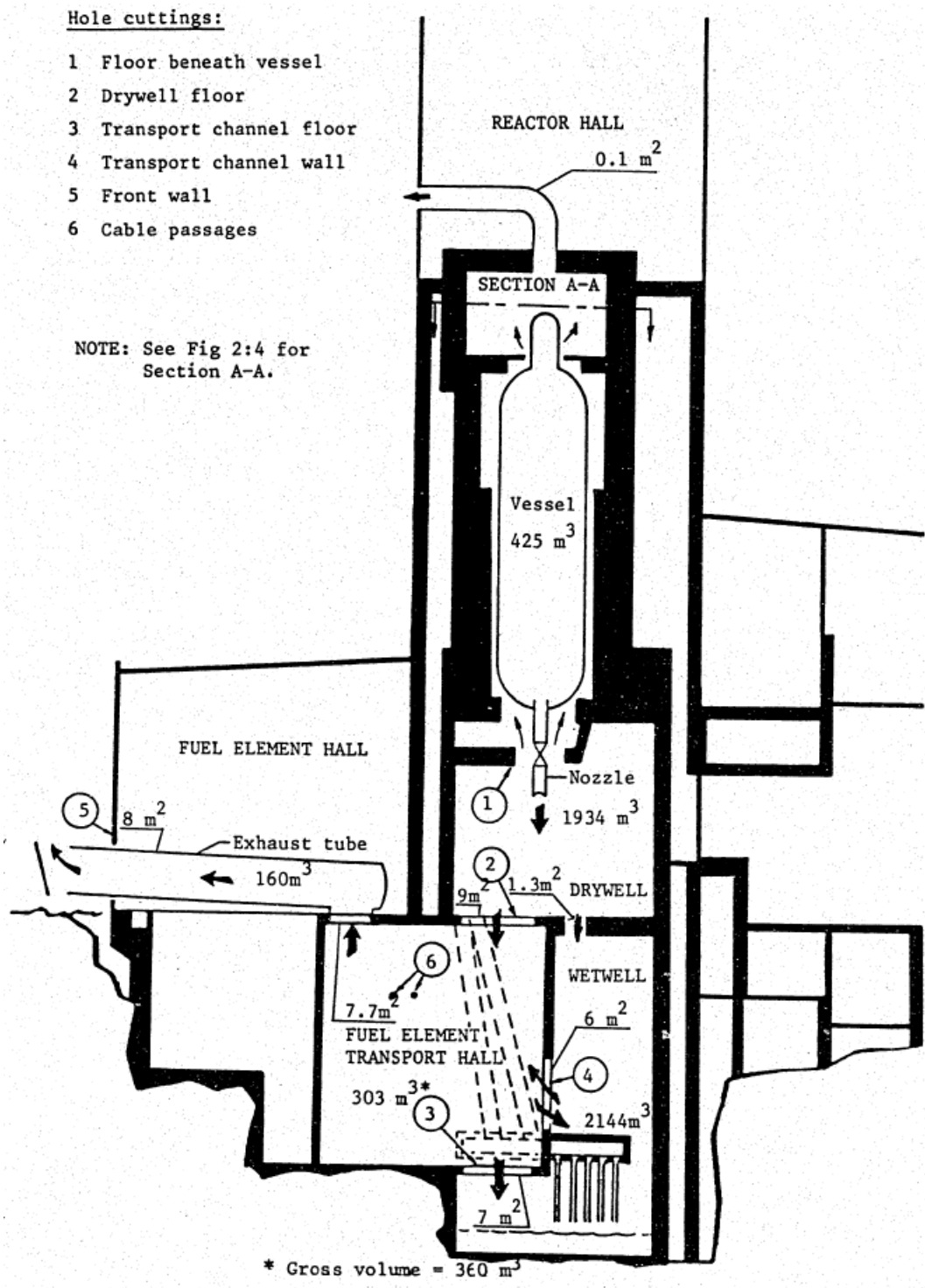


Fig 2:1 Outline diagram of the facility, including flow paths during the CFT

図 4-10 Marviken 臨界流試験装置概観

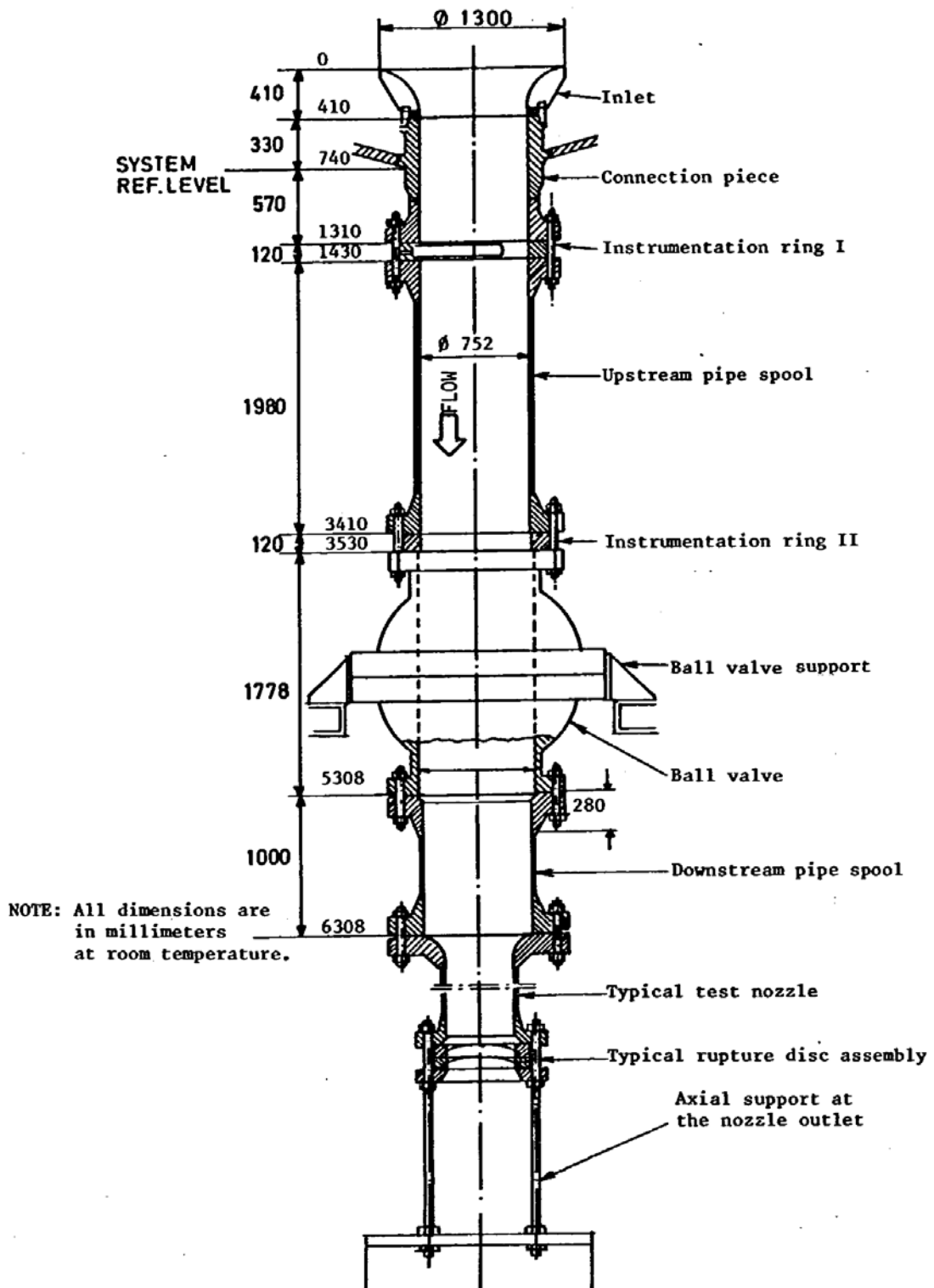


图 4-11 Marviken 放出管詳細図

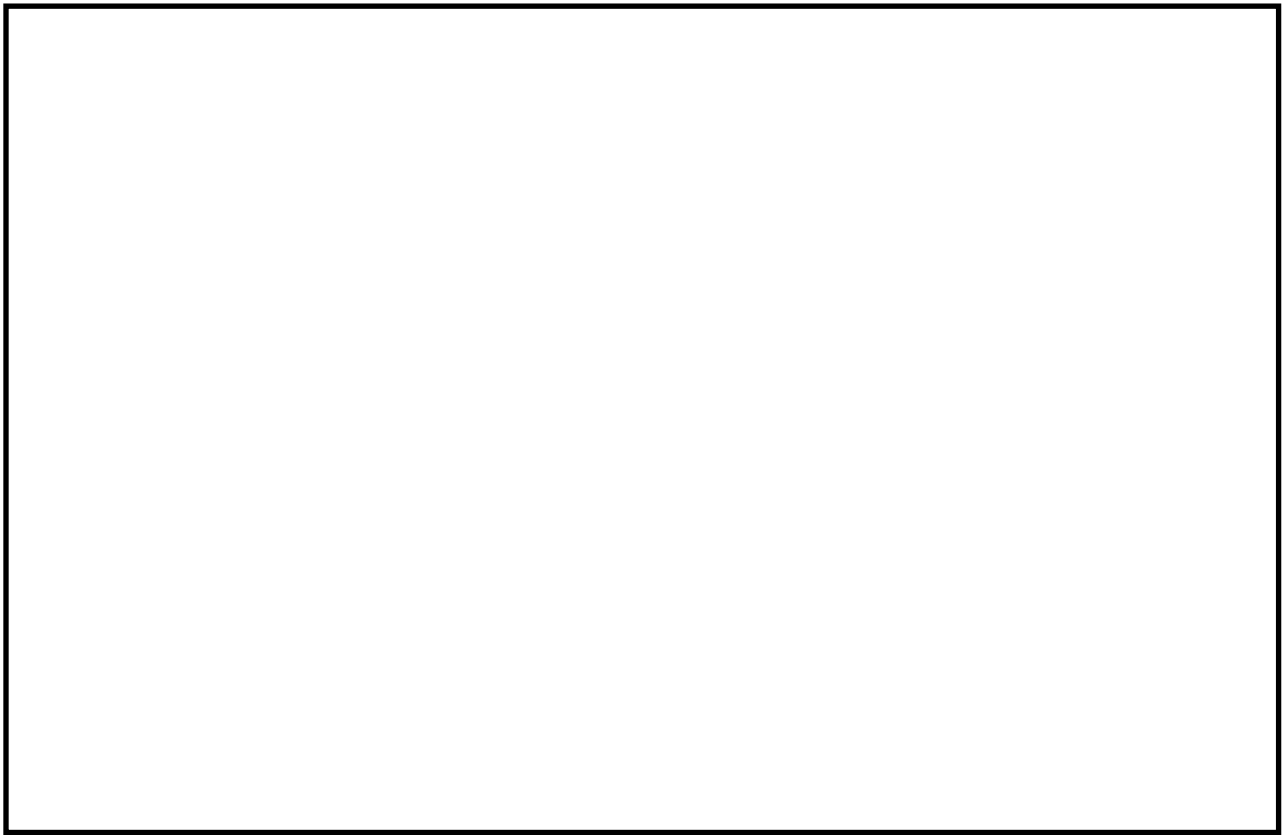


図 4-12 Marviken 試験解析のノーディング図

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

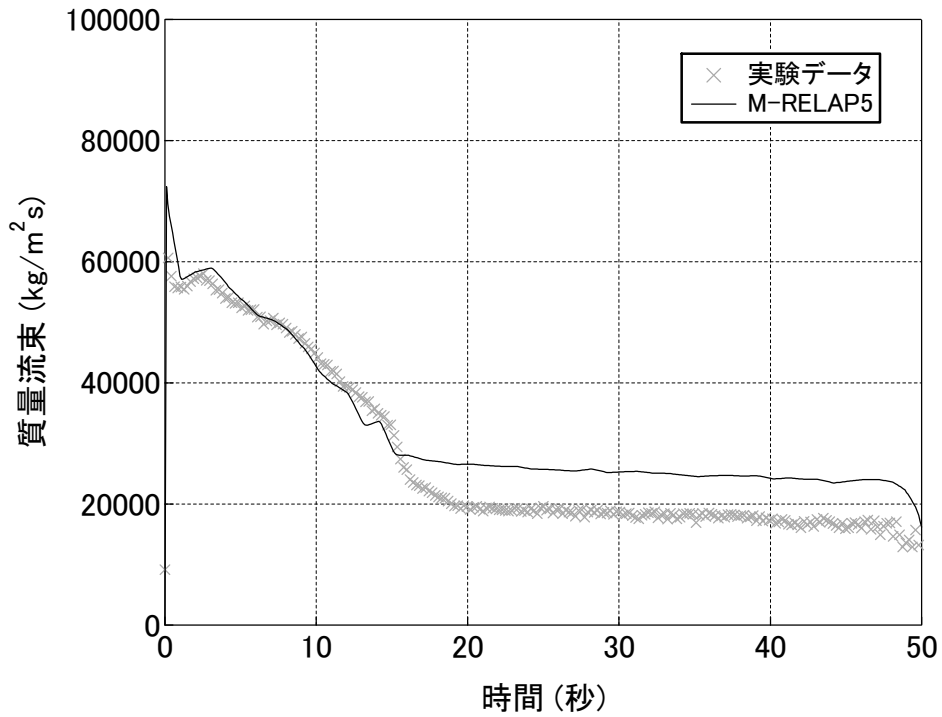


図 4-13 Marviken 破断流量の予測 (Test 11)

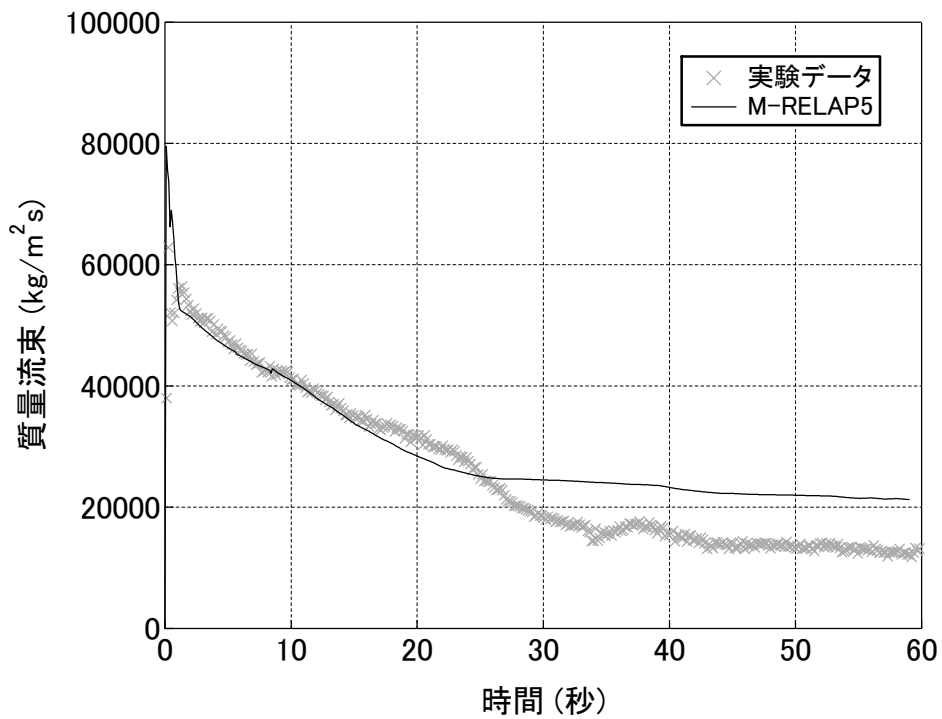


図 4-14 Marviken 破断流量の予測 (Test 21)

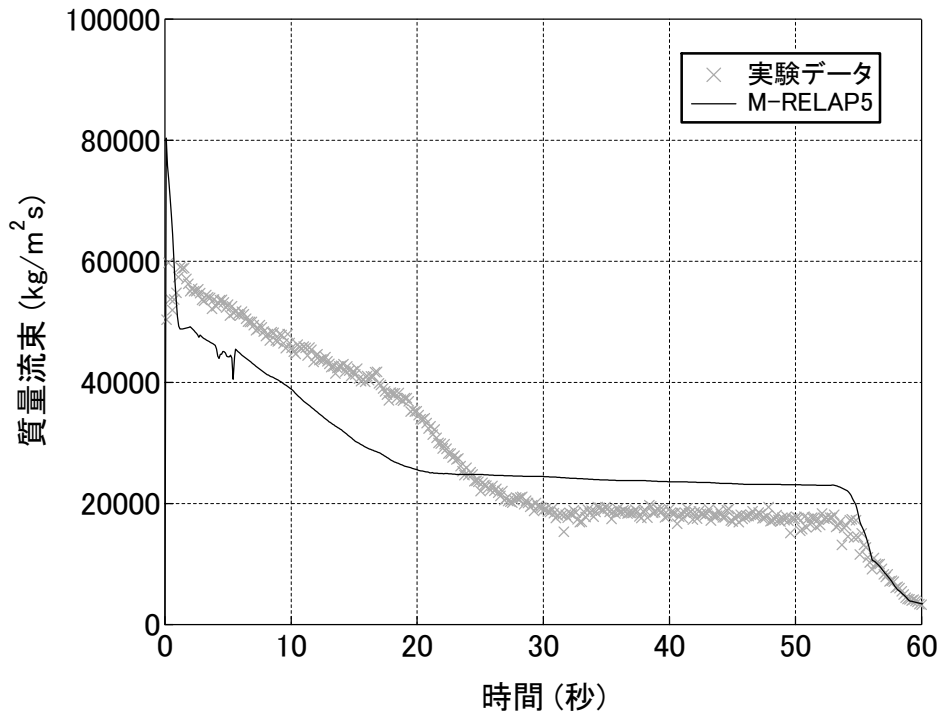


図 4-15 Marviken 破断流量の予測 (Test 24)

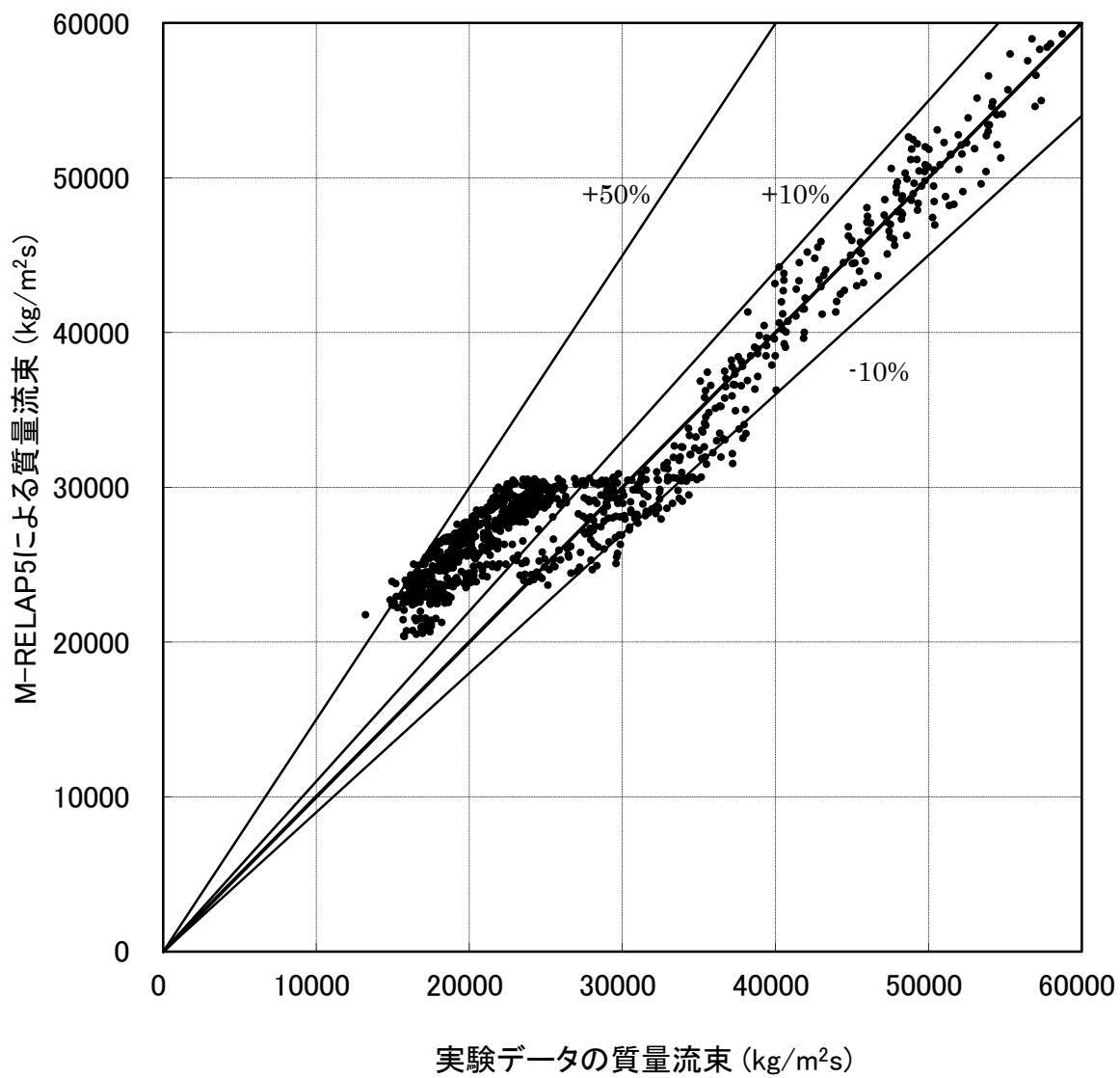


図 4-16 Marviken 破断流量の比較

4.4 ROSA/LSTF 試験

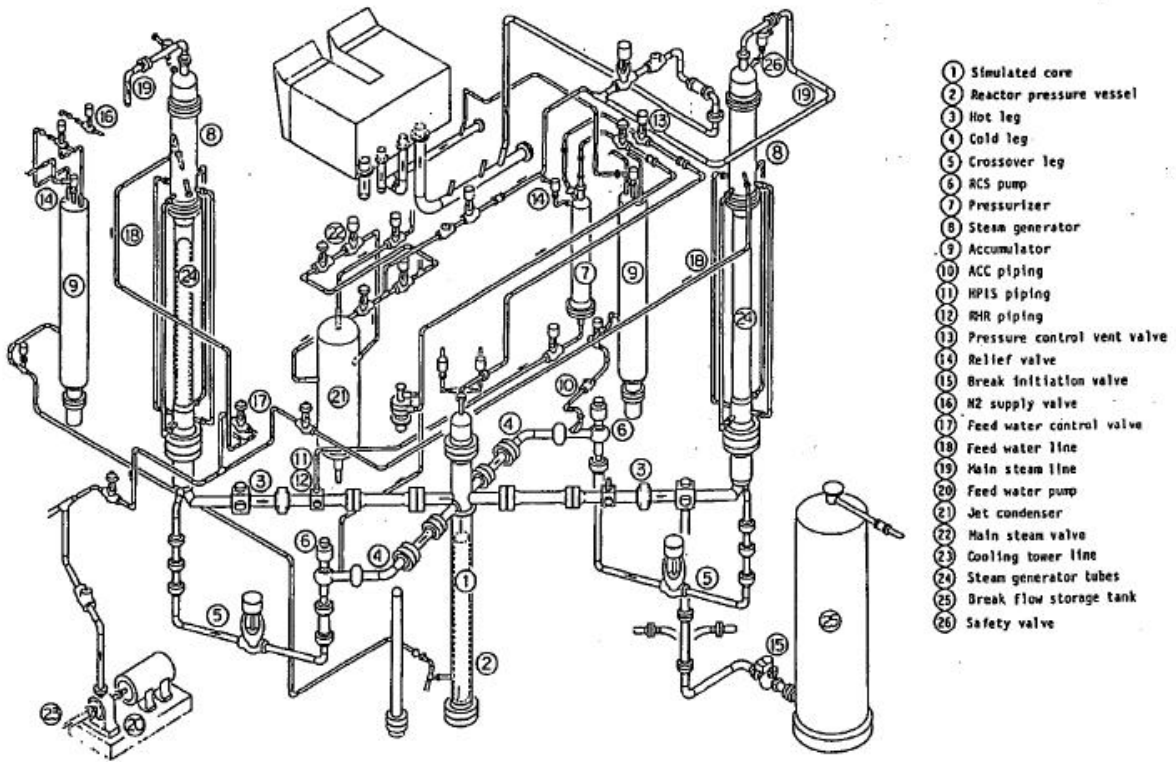
4.4.1 ROSA 試験概要

ROSA/LSTF^[35]は、熱出力 3423MW の 4 ループ PWR の 1/48 の体積スケールの試験装置である。垂直方向の高さは実炉と同スケールであり、大口径の配管（高温側配管及び低温側配管の内径が 207mm）が設置されている。表 4-6 に ROSA/LSTF と 4 ループ PWR の比較を示す。図 4-17 に LSTF 装置の鳥瞰を示す。4 ループ PWR を 2 つのループで模擬するが、長時間の過渡時の運転操作を模擬するために、LSTF では実機同様の機器制御が可能であり、更に、実機と同様の高温高圧での運転が可能である。高温側配管と低温側配管は体積のスケーリングと L/\sqrt{D} を保存するような形状となっており、実機 4 ループ PWR の流動挙動を再現可能である。

表 4-6 LSTF と PWR の比較

--

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。



- ① Simulated core
- ② Reactor pressure vessel
- ③ Hot leg
- ④ Cold leg
- ⑤ Crossover leg
- ⑥ RCS pump
- ⑦ Pressurizer
- ⑧ Steam generator
- ⑨ Accumulator
- ⑩ ACC piping
- ⑪ RPI piping
- ⑫ RHR piping
- ⑬ Pressure control vent valve
- ⑭ Relief valve
- ⑮ Break initiation valve
- ⑯ N₂ supply valve
- ⑰ Feed water control valve
- ⑱ Feed water line
- ⑲ Main steam line
- ⑳ Feed water pump
- ㉑ Jet condenser
- ㉒ Main steam valve
- ㉓ Cooling tower line
- ㉔ Steam generator tubes
- ㉕ Break flow storage tank
- ㉖ Safety valve

図 4-17 LSTF 鳥瞰図

(From JAERI-M 84-237)

4.4.2 ROSA 試験解析のノーディング

試験解析に用いたノーディング図を図 4-18に示す。蒸気発生器、炉心のノード分割は実機解析と同等の細かさである。ROSA/LSTF のクロスオーバーレグは実機に対し径が小さいが高さは同等であるため、 L/D が大きい。ノードの L/D を出来るだけ実機と合わせるため、及びループシールの形成解除を精緻に計算するために、クロスオーバーレグのノード分割は実機ノーディングより細かい。有効性評価解析で対象とするシーケンスで炉心での有意なヒートアップが見られるケースは ECCS 注水機能喪失である。このケースでは、高圧注入の不作動によりボイルオフ時に炉心水位が回復せず、ヒートアップが継続することが、被覆管温度上昇の主要因である。そのため、ループシールは被覆管温度に対して重要でないため、実機のノーディングは問題ない。低温側配管のノード分割は実機より粗いが、これらの配管での流れは急峻ではないため、本試験解析に対しては妥当である。

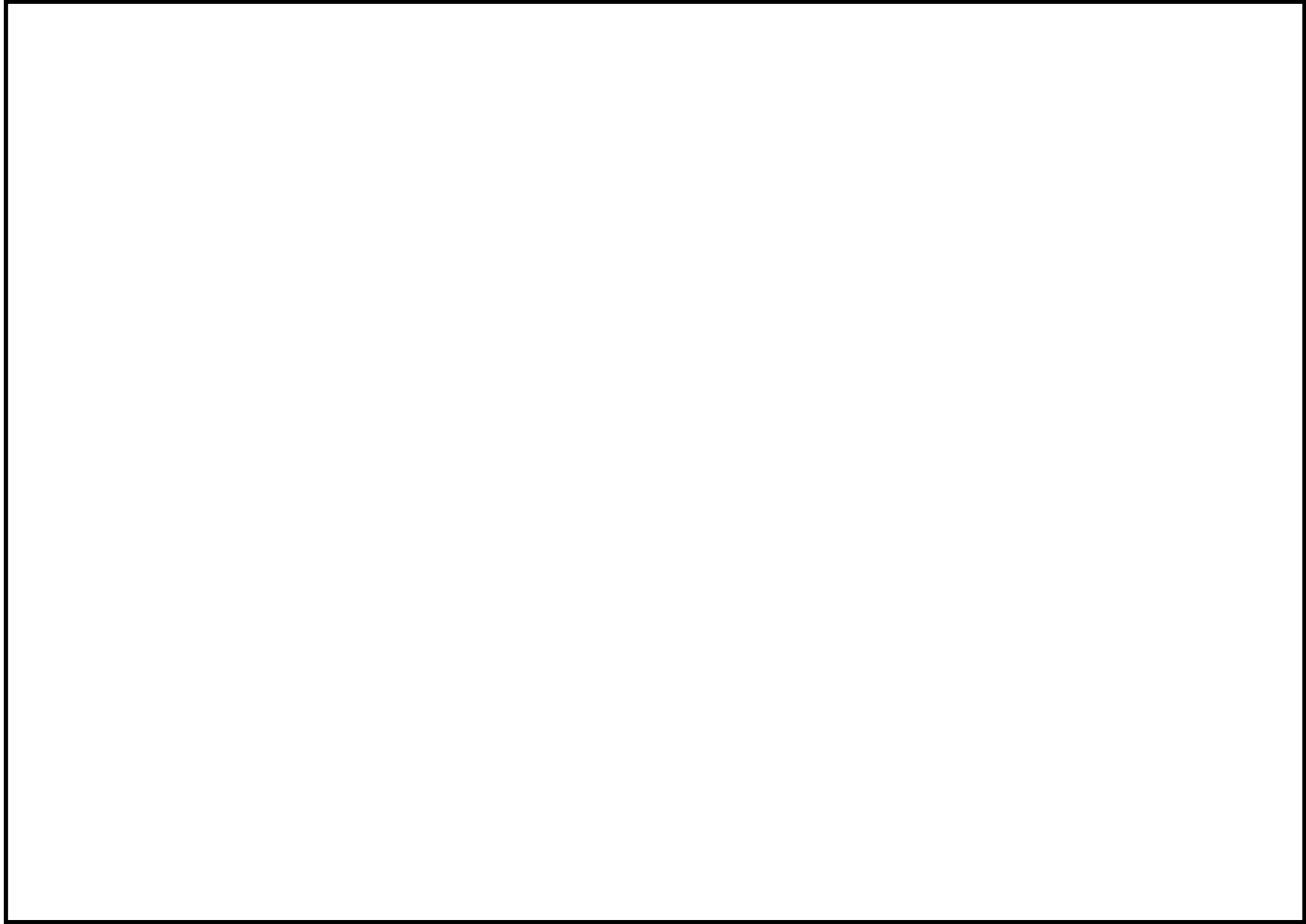


図 4-18 ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析 ノード分割図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.4.3 ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析

(1) ROSA/LSTF SB-CL-18 試験概要

SB-CL-18 試験^[36]では、時刻 0 秒で低温側配管に 5%の破断を仮定する。5%破断は実機 4 ループ PWR では 6 インチ破断相当である。また、同試験では、炉心ヒートアップ挙動を厳しく見積もるために高圧注水を不作動としている。ECCS 注水機能喪失の検証対象として適当と判断できるうえ、その他の事象に対しても Reference となる中小破断 LOCA の代表的な総合効果試験であることから選定した。なお、SB-CL-18 試験は International Standard Problem (ISP) No.26 として国際標準問題となっている

(2) ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析の解析条件

採用したノーディングは4.4.2に記載しており、図 4-18に示す通りである。試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 炉心出力カーブ、ポンプコーストダウンデータ、蒸気発生器 2 次側圧力を境界条件とした。
- ・ 破断流量については、1 次系のインベントリ、減圧を試験と合わせるため、試験データと同じ流量が流出するように境界条件とし、流速を設定した（破断流量の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）。
- ・ ループシールでの蒸気発生器での蓄水を模擬するため、CCFL 係数を蒸気発生器伝熱管の入口、蒸気発生器入口に設定した。蒸気発生器伝熱管入口の CCFL は、Wallis^[37]の考えに基づき、Wallis 型の切片が 0.88、傾きが 1.0 の係数を設定した。蒸気発生器入口の CCFL は、Tien^[38]の考えに基づき、Kutateladze 型の CCFL を採用し、切片が約 1.79、傾きが 0.65 の係数を設定した。（実機の高圧側配管の径は ROSA とは異なるため、実機と同等の大きさである UPTF の実験^[39]から蒸気発生器入口の係数を設定した。有効性評価解析においては、2 次系強制冷却の運転操作後に蒸気発生器での蓄水は見られないため、CCFL は重要ではない。）

(3) ROSA/LSTF SB-CL-18 試験解析の解析結果

解析結果を試験データとの比較として図 4-19から図 4-30に示す。破断開始と同時に減圧が進み、約 60～100 秒にかけて自然循環状態となり、一時的に 2 次系圧力近傍で 1 次系圧力が安定する（図 4-19）。その後、蒸気発生器出口配管にある冷却材シールと炉心崩壊熱による蒸発により、炉心水位が一時的に低下（ループシールによる炉心水位の低下）してヒートアップが生じる（図 4-20、図 4-30）。約 160 秒にループシールが解除して炉心水位は回復する（図 4-20）。その後、崩壊熱による冷却材の蒸発が継続することから炉心露出が進展する（ボイルオフによる炉心水位の低下、図 4-20、図 4-29）。本試験では意図的に高圧注水を不作動としていることから顕著なヒートアップが生じるが、圧力低下に伴い蓄圧タンクが作動し（図 4-27、図 4-28）、この蓄圧注水により約 470 秒でヒーターロッド温度がピークに達した後、炉心はクエンチする（図

4-29)。この期間中の蓄圧タンク流量をM-RELAP 5が正しく模擬できていることは図 4-27及び図 4-28より分かる。ROSA/LSTF 試験装置では、蓄圧タンクの流量はベンチュリ流量計で測定しており、測定幅は0-15 kg/sである。ベンチュリ流量計では、測定の最大値の10%までの流量の精度はかなり低いため、1.5kg/s以下の流量測定値の精度は良くない。図 4-28に見られる実験データの流量の振動は、低流量の測定に関する測定器の限界により生じるものであり、実際の流量が振動しているわけではない。

(4) ループシールの形成解除時の炉心水位、燃料表面熱伝達の不確かさ

M-RELAP 5コードによる原子炉圧力の予測と試験との比較を図 4-19に示す。約100~160秒のループシールによる炉心水位の低下及び回復は、コードにより正確に模擬される。蒸気発生器の上昇側の蓄水による水頭での炉心水位の押し下げがこの期間における重要な現象であるが、図 4-21及び図 4-22に示す通り、コードは、約100~160秒の期間の蒸気発生器入口での対向流制限現象(CCFL)による蒸気発生器上昇側での蓄水を試験と同程度、あるいは多めに模擬する。図 4-23、図 4-24に示す通り、クロスオーバーレグ下降側の水位低下に伴い、水頭バランスにより炉心水位も低下するが、その挙動をM-RELAP 5は模擬できている。クロスオーバーレグ下降側の水が無くなるとループシールが解除され、図 4-25、図 4-26に示す通り、クロスオーバーレグ上昇側の水位も瞬時に低下し、炉心水位は回復する。ヒーターロッド表面のヒートアップ(高出力バンドル)を図 4-29及び図 4-30に示す。

図 4-30に複数のロッド表面温度の試験データを示すが、ロッドによってヒートアップの有無、ヒートアップ量が異なる。ループシール期間に炉心水位が低下し炉心が露出するが、同時に高温側配管に存在する液相が炉心へ落水する。落水する液相が炉心全体を冷却するのに十分な流量では無いため、落水の影響を受けない、もしくは影響が小さいロッドがヒートアップする。逆に十分に落水の影響を受けるロッドはヒートアップが生じない結果となる。試験で温度を測定しているロッドについて、ヒートアップの有無を図 4-31に示す。また、図 4-30と図 4-31の対応については、ロッド①~③として示す。M-RELAP 5では、3.3.2(1)に記載した通り、リフラックスによる炉心冷却に不均一性が存在した場合でもヒートアップ挙動を模擬できるモデルである改良 AECL-UO Look-up Table を組み込んでいる。改良 AECL-UO Look-up Table は落水の流量に依存しないモデルであり、上部からの落水が存在し炉心水位が低下するような現象において、限界熱流束を十分に低下させヒートアップを計算し、図 4-30に示す通り、最もヒートアップしているロッド①より高い温度を計算する。

ROSA 試験装置の炉心そうの内径は0.5m、高温側配管から上部プレナムに逆流する液相の流速は数 m/s である。実機の炉心そうの内径は4m程度、液相流速は数 m/s である。従って、双方とも高温側配管の水が、炉心における高温側配管に近い部分に落水しないという傾向は同様であると考えられる。ただし、ROSA 試験においては、図 4-31に示される通り、ヒートアップしているロッドが右側に偏っている結果となっている。この理由としては、ROSA 試験装置が 2

ループであり落水部が限られているためと考えられる。実機においては、ループ数が増えるほど落水部が多くなることにより、ヒートアップするロッドの炉心その内での分布は改善されると考えられる。

上記のように実機体系と試験体系には差があると考えられるものの、改良 AECL-UO Look-up Table は落水量に依存しないモデルであり、このモデルを用いることで限界熱流束を十分に低下させることで、ヒートアップを計算できる。従って、ROSA 試験解析で妥当性を確認した炉心冷却の不均一による燃料被覆管のヒートアップに対する M-R E L A P 5 の予測については、実機解析に適用できると考える。

M-R E L A P 5 は炉心中心付近ではヒータロッド表面温度を高めにより予測しているが、ループシール期間中は高温側配管からの落水の影響もあり、炉心上部のヒートアップが抑えられている。この傾向は試験、解析の両者に見られるが、解析予測でより顕著となる。これは、試験では同一位置に複数の温度計装が設置され、上記の落水の影響のため、計測値にバラつきが見られるが、解析では高温出力バンドル平均の流動に基づいてヒートアップを計算するためと考える。

ループシール時については、炉心水位の低下挙動を良く模擬できており、炉心冷却に不均一性が存在してもヒートアップ挙動を高めにより予測している。有効性評価解析で対象とするシーケンスで炉心での有意なヒートアップが見られるケースは ECCS 注水機能喪失である。このケースでは、高圧注入の不作動によりボイロフ時に炉心水位が回復せず、ヒートアップが継続することが、被覆管温度上昇の主要因である。そのため、ループシールは被覆管温度に対して重要でない。

(5) ボイロフ時の炉心水位、燃料表面熱伝達の不確かさ

ループシール解除後は蒸気発生器上昇側から炉心への落水、蒸気発生器出口側配管・低温側配管にある冷却材の原子炉容器への流入、頂部ヘッドからダウンコマへのバイパス（スプレイノズルからの落水）により炉心水位が維持される。一方、M-R E L A P 5 コードは、図 4-20 に示されるように、約 300 秒から蓄圧注水開始となる約 450 秒までの期間、炉心水位を低く予測している。図 4-25、図 4-26 に示す通り、ループシール解除後において、蒸気発生器出口配管での気液界面摩擦が小さめに評価され、蒸気が摩擦による引っ張る液相の輸送量を小さめに予測するため、蒸気発生器出口側配管の残存水が多めに予測し、炉心に供給される冷却材を少なく予測するためである。M-R E L A P 5 はループシール解除に係るクロスオーバーレグの界面摩擦を小さく予測する。図 4-29 及び図 4-30 のヒーターロッド温度の比較では、コードは膜沸騰熱伝達モデルによる影響に加え、炉心水位を低めに予測し、炉心露出期間がより長いこと、炉心上部から炉心中央部に至るまで試験より高く評価する。

有効性評価解析で対象とするシーケンスで炉心での有意なヒートアップが見られるケースは ECCS 注水機能喪失である。このケースでは、高圧注入の不作動によりボイロフ時に炉心水位が回復せず、ヒートアップが継続することが、被覆管温度上昇の主要因である。ECCS 注水機能喪失では中小破断 LOCA を想定しており、ループシール形成解除後にボイロフが起こり、

炉心がヒートアップする可能性がある。その場合、本試験で見られる不確かさが影響する。本試験からは、ボイルオフでのヒートアップにおいて、炉心水位低下開始、ヒートアップ開始ともに M-RELAP5 では 100 秒程度早く予測している。本試験の破断サイズは 4 ループ PWR で 6 インチ破断相当である。2 インチ破断を想定した場合、破断面積は 9 分の 1 となり、事象は 9 倍遅くなる。そのため、破断サイズ違いを考慮した場合、6 インチ破断相当での 100 秒の不確かさは数百秒となる可能性がある。

(6) 蓄圧タンク注入特性への適用性

有効性評価解析において、蓄圧タンクについては、気相部で断熱膨張を仮定しているため、注入流量に対する蓄圧タンクのガス圧力の低下が最大となり、注入流量が小さくなる設定となっている。また、蓄圧タンク流量の不確かさは圧力損失に依存するが、有効性評価解析が対象とするシーケンスグループでは、緩やかな事象であり、蓄圧タンク圧力と 1 次系圧力はほぼ均圧するため、圧力損失の不確かさは影響しない。さらに、破断サイズの違う SB-CL-39 においても蓄圧タンク流量の妥当性を確認しており、破断サイズの違いによる流量の不確かさ影響も確認できている。

(7) 高温側配管の二相流の不確かさ

2 次冷却系からの除熱機能喪失では、炉心損傷防止対策としてフィードアンドブリード運転を実施する。フィードアンドブリード運転では加圧器逃がし弁を手動で開き、1 次系を減圧させるが、この時の高温側配管での気相と液相の相互作用が加圧器逃がし弁での放出のクオリティに影響する。SB-CL-18 試験では、破断に伴う 1 次系の減圧、自然循環流及びその停止、ループシールの形成解除の期間があり、高温側配管では気液の並行流・対向流の幅広い流動が見られる。M-RELAP5 の高温側配管での密度の模擬能力を確認する。

ROSA 試験では、高温側配管の同じ流路断面内で高さの違う 3 点の密度を 3 ビームガンマ線密度計で計測している。加圧器が接続している A ループの高温側配管の密度を図 4-32 に示す。配管内の高い位置を測定した密度計の測定値は約 40 秒で密度が低下しており、配管の高い位置は蒸気になっていると考えられる。100 秒までは中ほどの位置及び低い位置の密度は減圧に伴い低下しているため、蒸気割合が上昇していると考えられる。その後、自然循環が停止し、ループシール期間となるが、その期間においては炉心で発生した蒸気と蒸気発生器側からの凝縮水との対向流が生じる。

有効性評価解析では、約 7MPa まで低下すると加圧器からは蒸気単相放出となる。SB-CL-18 では約 160 秒でループシールが解除したのち減圧が加速し、図 4-19 に示される通り、約 200 秒で 7MPa まで低下するため、高温側配管の密度の確認は 200 秒までを対象とする。M-RELAP5 の密度は流路断面の平均である。試験データとの比較は、高中低すべての高さと比較する。約 100 秒までは、ループは強制循環、自然循環により循環している状態であり、気相と液相は並行

して流れている。M-RELAP5の結果は試験データの低い位置の密度と一致しているため、密度を大きめに評価し、ボイド率を低く予測しているが、低下挙動は良く模擬できている。

100秒以降、試験では自然循環が停止し、ループシール期間となる。この期間では、M-RELAP5は高温側配管はほとんど蒸気であるため、試験データの高い位置の結果と一致している。高温側配管では蒸気発生器からの落水と炉心で発生する蒸気との対向流となっているが、(5)に記載したクロスオーバーレグと同様に、気液界面摩擦が小さい影響により蒸気が摩擦による引っ張る液相の輸送量を小さめに予測し、高温側配管からの落水量を多めに予測するためと考えられる。

以上より、M-RELAP5は高温側配管での気液二相流動を概ね良好に予測するものの、並行流ではそのボイド率を若干低く予測し、対向流状態では、高温側配管での蓄水を過小評価する傾向がある。

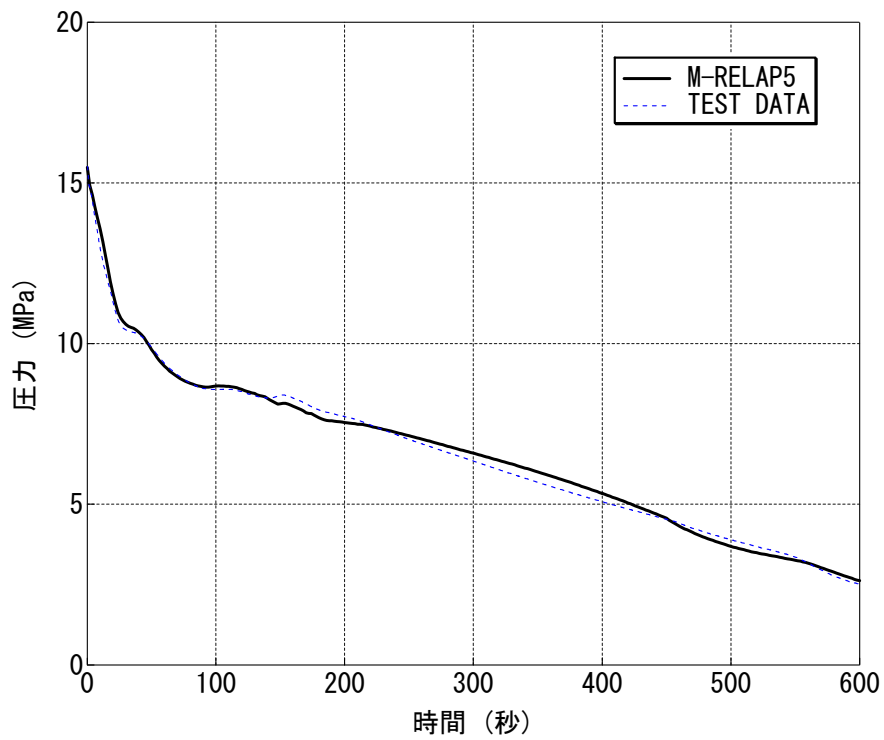


図 4-19 加压器压力

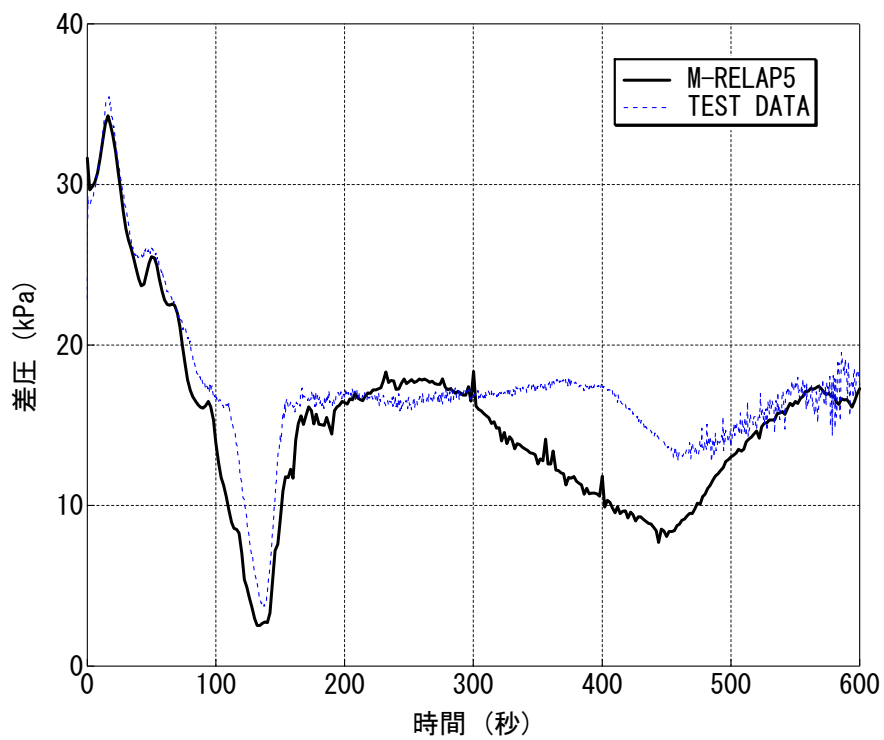


図 4-20 炉心差压

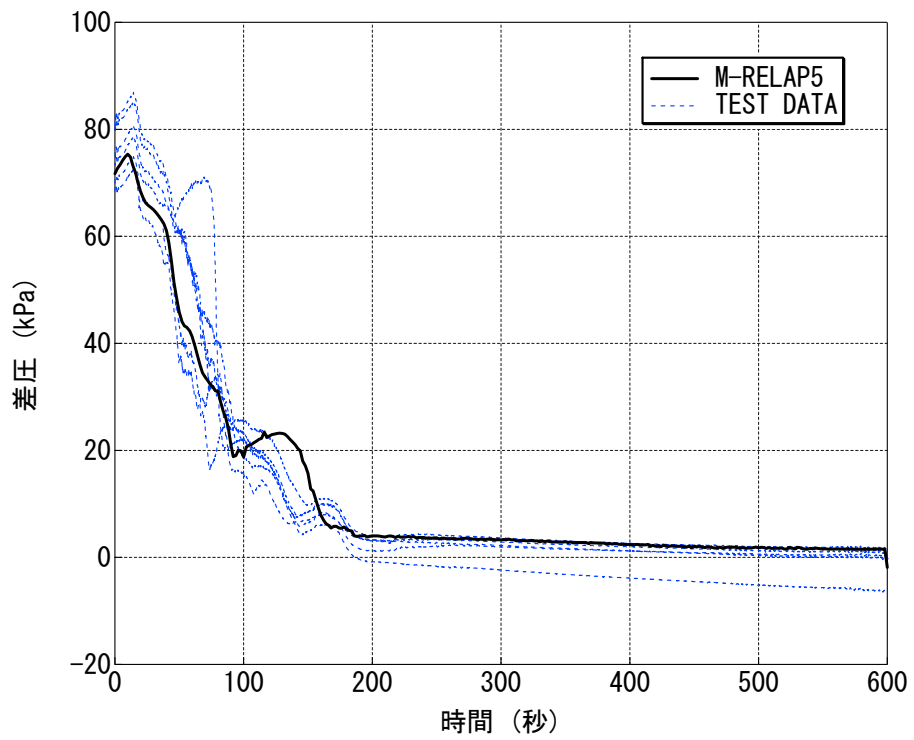


図 4-21 ループ A 蒸気発生器上昇側の差圧

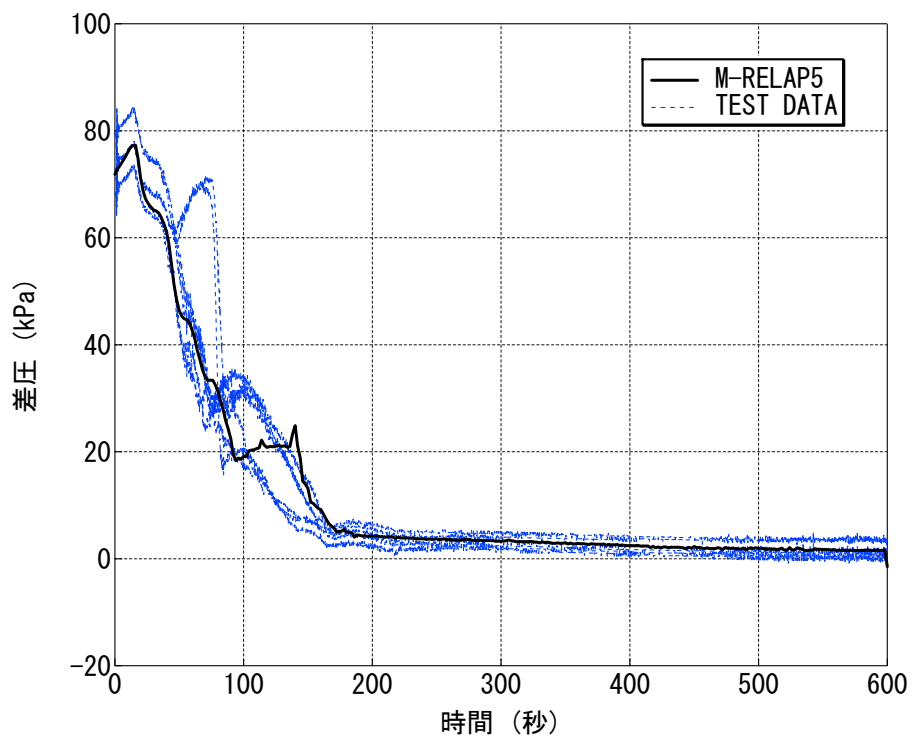


図 4-22 ループ B 蒸気発生器上昇側の差圧

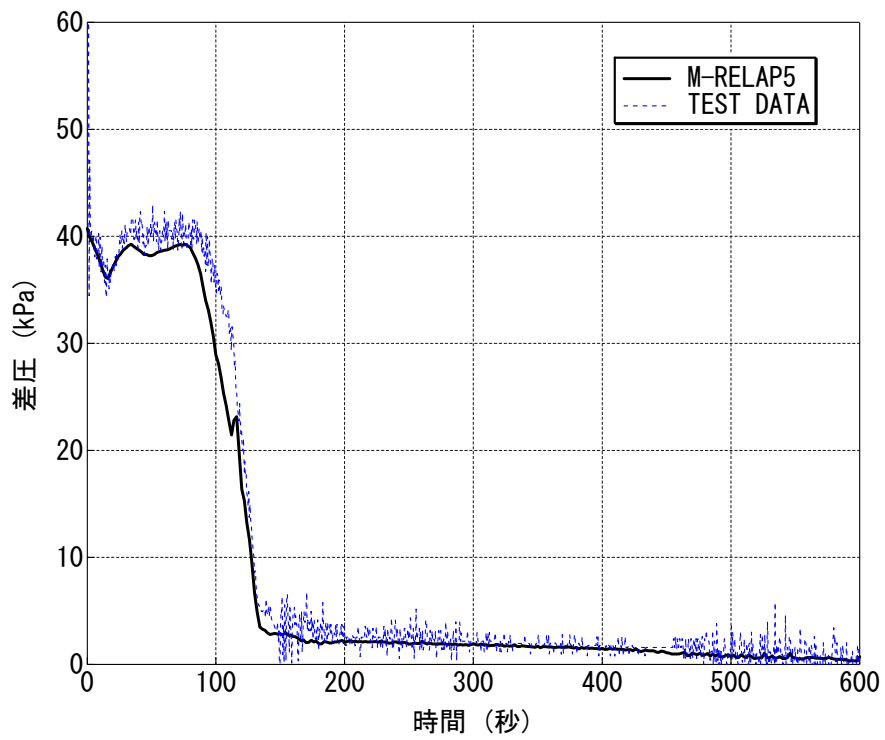


図 4-23 ループ A クロスオーバーレグ下降側の差圧

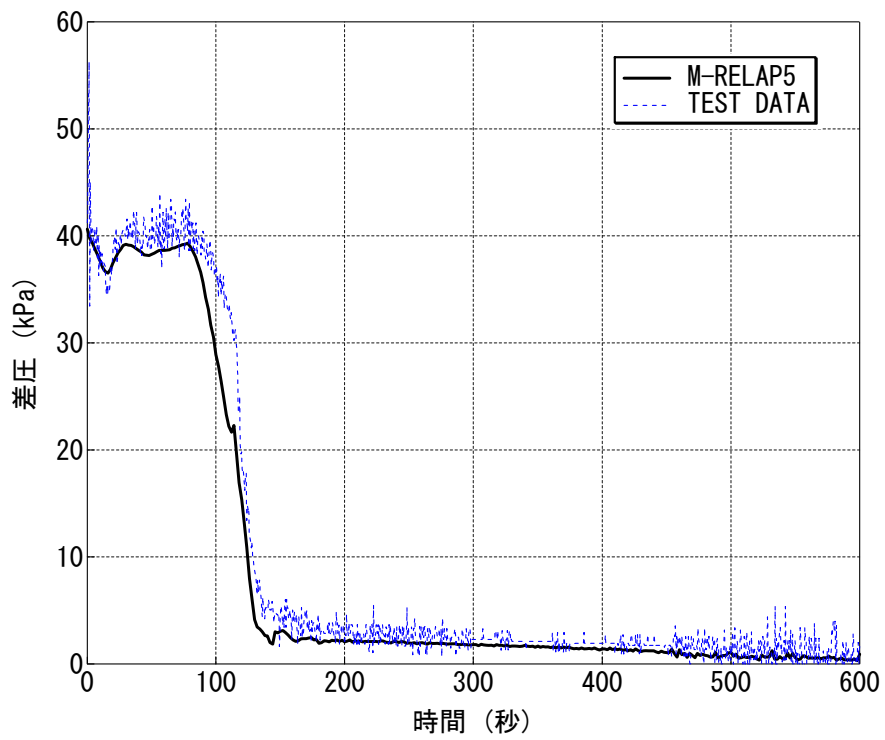


図 4-24 ループ B クロスオーバーレグ下降側の差圧

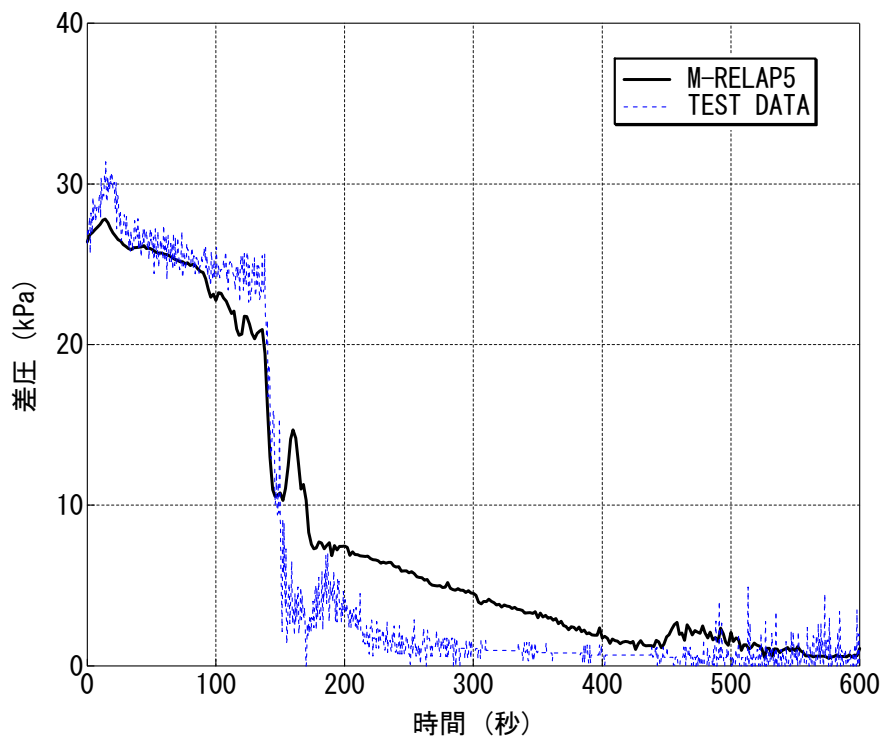


図 4-25 ループ A クロスオーバーレグ上昇側の差圧

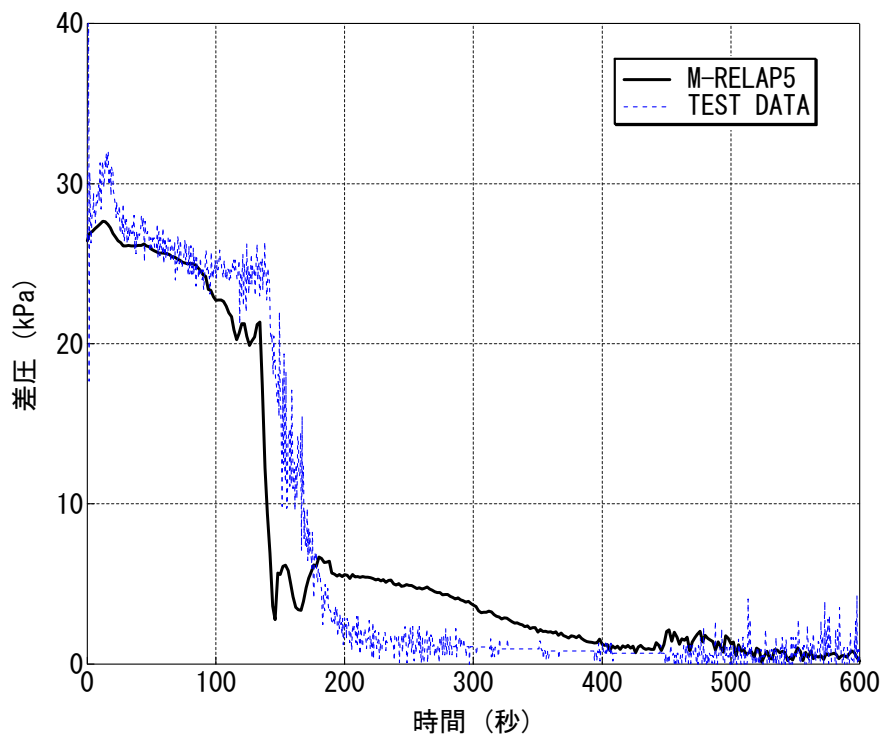


図 4-26 ループ B クロスオーバーレグ上昇側の差圧

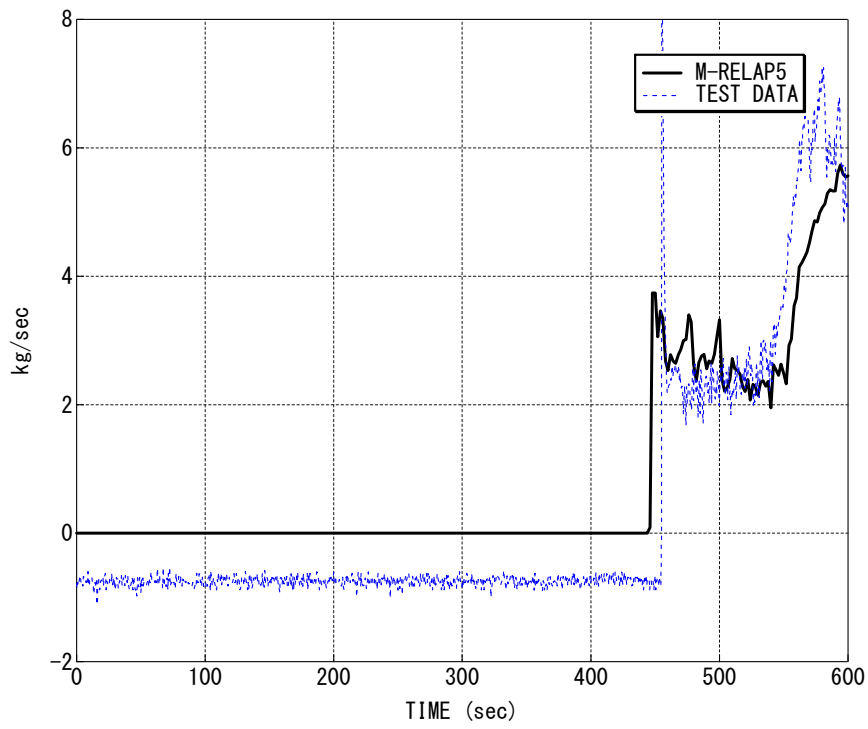


図 4-27 ループ A 蓄圧タンク流量

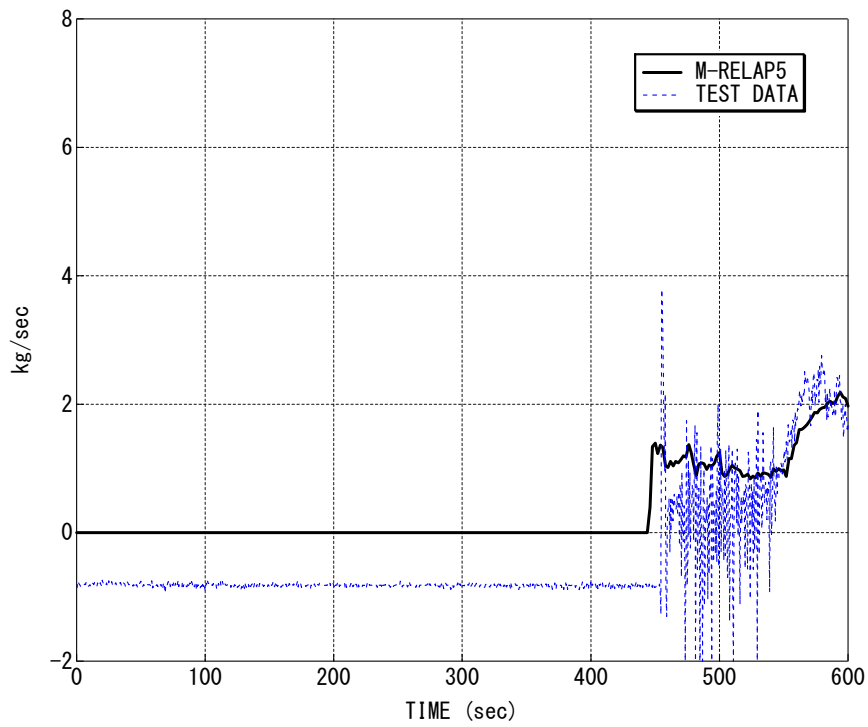


図 4-28 ループ B 蓄圧タンク流量

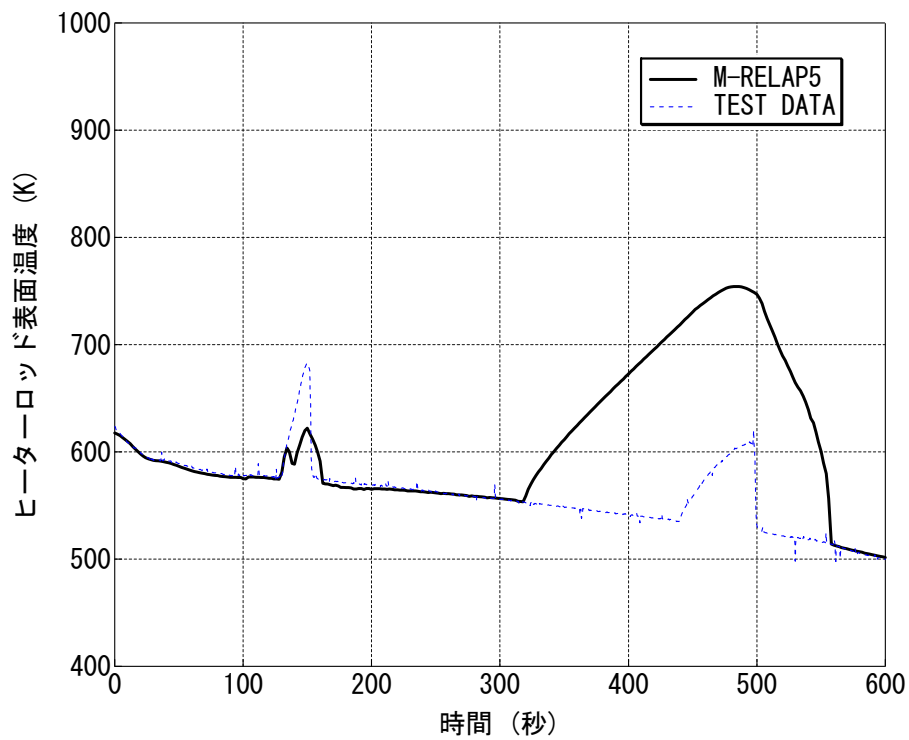


図 4-29 ヒーターロッド表面温度 3.05m (試験データ), 3.17m (M-RELAP5)
(炉心上部)

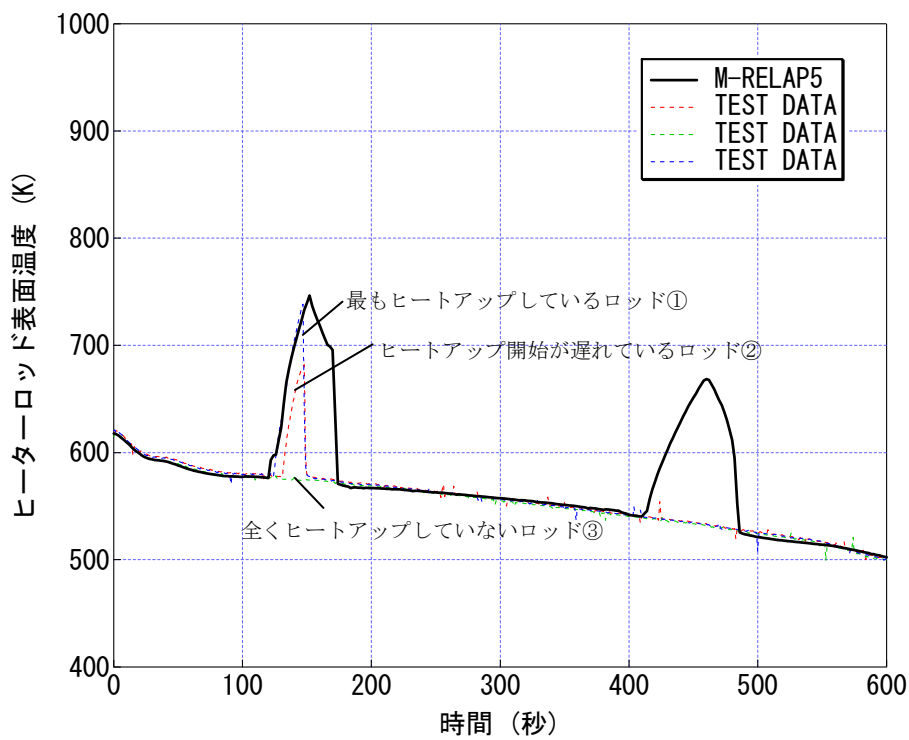


図 4-30 ヒーターロッド表面温度 1.83m (試験データ), 1.82m (M-RELAP5)
(炉心中心付近)

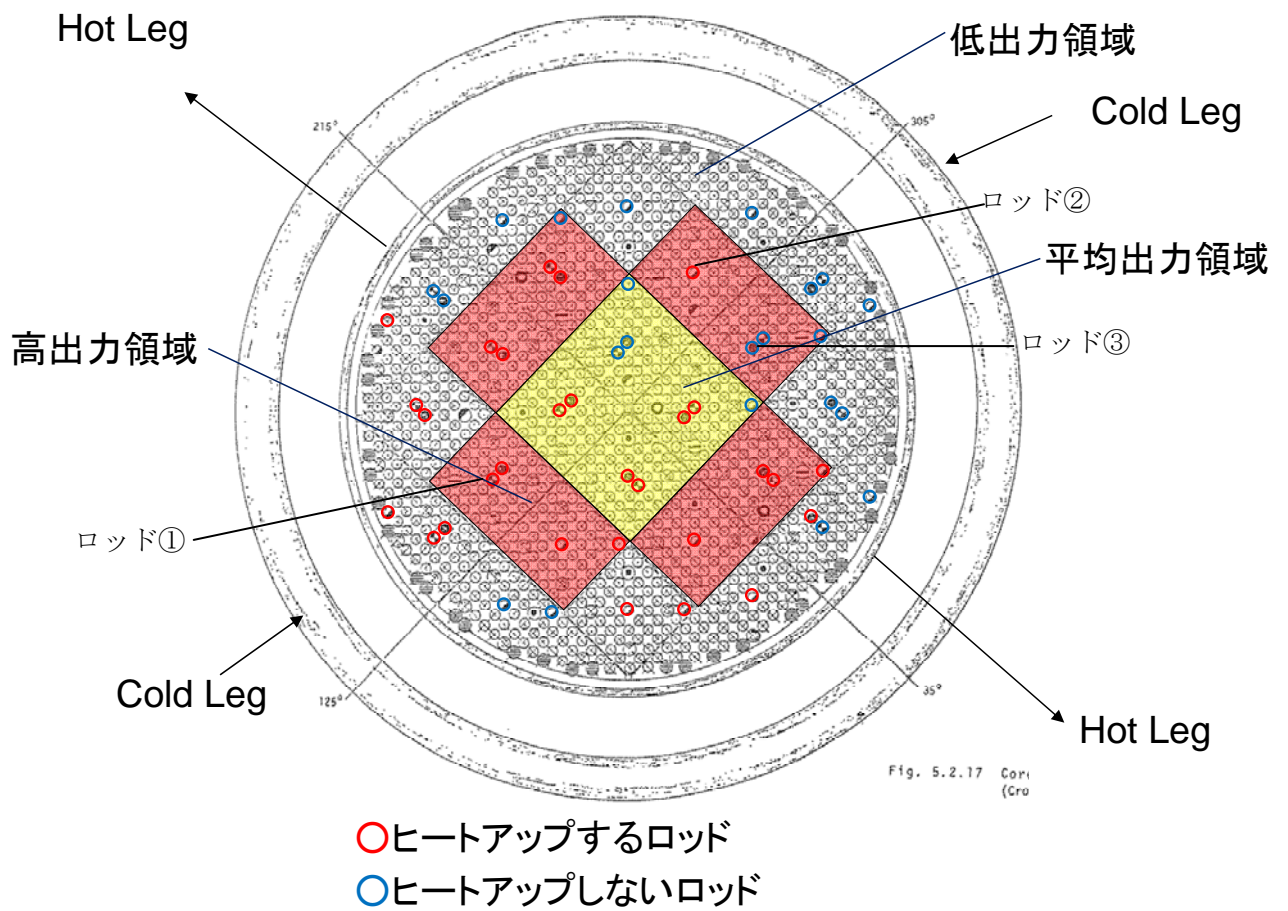


図 4-31 SB-CL-18 試験のループシール期間におけるヒートアップ位置

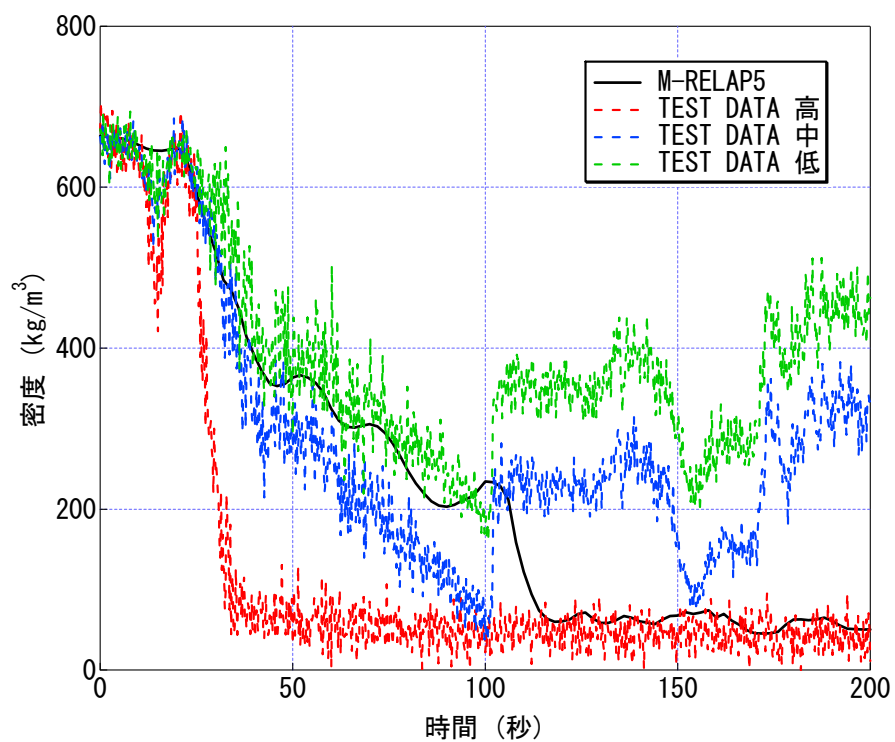


図 4-32 高温側配管密度

4.4.4 ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析

(1) ROSA/LSTF SB-CL-39 試験概要

SB-CL-39 試験^[40]は ROSA/LSTF 試験装置を用いた、0.5%小破断 LOCA 総合試験であり、事故後の蒸気発生器 2 次系強制冷却の運転操作を模擬している。試験での仮定は以下の通りである。また、試験中の事象推移を表 4-7 に示す。

- ・ 高圧注入系の全故障を仮定
- ・ トリップと同時に外電喪失を仮定
- ・ 0.5%の低温側配管破断を仮定。4 ループプラントでは 2 インチ破断相当
- ・ 1 次系圧力 12.27MPa の SI 信号発信の 10 分後から蒸気発生器 2 次系強制冷却の運転操作開始、同時に補助給水開始

SB-CL-39 では 2 次系強制冷却を実施しており、有効性評価で期待しているシーケンスと条件が同等である。試験データが公開されていることもあり、有効性評価解析の妥当性確認という観点で最も適切であるため、本試験を選定した。

(2) ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析の解析条件

試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 炉心出力カーブ、ポンプコーストダウンデータを境界条件とした
- ・ 2 次系強制冷却時の 1 次系の減圧効果を確認するため、蒸気発生器 2 次系圧力を境界条件とした（2 次系からの冷却材放出の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）
- ・ 破断流量については、1 次系のインベントリ、減圧を試験と合わせるため、試験データと同じ流量が流出するように境界条件とし、流速を設定した（破断流量の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）
- ・ 本実験ではループシールは顕著に見られないが、SB-CL-18 と同様に、CCFL 係数を蒸気発生器伝熱管の入口、蒸気発生器入口に設定した。蒸気発生器伝熱管入口の CCFL は、Wallis の考えに基づき、Wallis 型の切片が 0.88、傾きが 1.0 の係数を設定した。蒸気発生器入口の CCFL は、Tien の考えに基づき、Kutateladze 型の CCFL を採用し、切片が約 1.79、傾きが 0.65 の係数を設定した。

(3) ROSA/LSTF SB-CL-39 試験解析の解析結果

M-R E L A P 5 の解析結果を試験データとの比較として図 4-33～図 4-36 に示す。破断と同時に 1 次系圧力が低下するが、約 400 秒以降、2 次系圧力と釣り合う圧力で一定になる。その後、低温側配管は液相で満たされているため、液相の破断流が継続する。クロスオーバーレグの水位が低下するまで破断が継続すると、ループシールが形成されるが、本実験では、2 次系強制冷却の運転操作を実施するため、ループシールが形成される前に 1 次系圧力が十分低下し、蓄圧タンクからの注入が開始され、1 次系のインベントリが低下しないためループシールが見られな

い(図 4-33)。1次系圧力が低下し、蓄圧タンク保持圧力である 4.51MPa より低下することにより蓄圧タンクからの注入が約 1400 秒より開始する(図 4-35、図 4-36)。炉心水位は約 400 秒以降低下傾向にあるが、蓄圧タンクの注入により炉心水位が回復傾向となる(図 4-34)。試験で見られる上記の挙動について、M-RELAP5 コードは模擬することができており、M-RELAP5 は小破断 LOCA 及びその後の 2 次系強制減圧の運転操作のシーケンスにおいて、炉心水位、蓄圧タンクの注入挙動、及び 1 次系の圧力低下挙動、つまり運転操作時の 1・2 次系の熱伝達を正しく模擬できることを確認した。

(4) 1 次側・2 次側の熱伝達の不確かさ

本試験解析では、2 次側の温度・圧力を境界条件としている。そのため、2 次系強制冷却時の 1 次系圧力の M-RELAP5 と試験データの相違は M-RELAP5 の 1 次側、2 次側の熱伝達の不確かさに起因するものである。

表 4-7 に示す通り、2 次系の減圧操作は 754 秒で開始している。図 4-33 に示される通り、754 秒以降では、M-RELAP5、試験データ共に減圧が開始するが、M-RELAP5 では試験データと比較し、減圧が遅い結果となっている。約 1000 秒で両者の圧力差が約 0.5MPa となった後、圧力差は縮まっていく傾向となり、2500 秒では両者に差は無い。

また、図 4-37 は加圧器圧力の拡大図であるが、試験では高圧測定用と低圧測定用の 2 種類の圧力計を用いている。低圧用の圧力計の値と比較すると、M-RELAP5 との差は約 0.3MPa である。

M-RELAP5 では、蒸気発生器のボイラー部は 1 次元で模擬しているため、ボイラー部での管群での横流れは計算しないため、伝熱は試験と比較し悪い傾向である。蒸気発生器伝熱管についても 1 本の模擬で代表しているため、複数の伝熱管の不均一流れを計算しない。これらの効果により、2 次系強制減圧時の 1 次側と 2 次側の伝熱が試験と比較し、M-RELAP5 では悪くなっていると考えられる。

1 次系圧力の不確かさは最大で +0.5MPa である。1 次系温度は飽和温度であると考えられるため、不確かさは圧力で代表する。

(5) 蓄圧タンク注入の不確かさ

図 4-35、図 4-36 では、蓄圧タンク注入開始のタイミングについて試験データと解析結果に違いがある。解析結果の方が 100 秒ほど開始が遅い。その理由を以下に考察する。図 4-37 に示される通り、低圧用の圧力計の値と比較すると、M-RELAP5 の減圧は蓄圧タンク注入開始のタイミングでは約 80 秒の遅れとなっている。また、蓄圧タンクの設定圧力は 4.51MPa となっており、解析においても 4.51MPa を入力しているが、試験中に熱伝達の影響で蓄圧タンクの圧力が上昇しており、蓄圧タンク注入のタイミングでは約 0.03MPa 上昇している。この圧力差は減圧速度を考慮すると約 10 秒の違いとなっている。減圧速度の違い、及び蓄圧タンク圧力の上

昇の 2 つの理由により、M-R E L A P 5 では蓄圧タンク注入のタイミングが遅れている。

注入開始後の蓄圧タンク流量は振動を有するものの、試験と同等であるため、蓄圧タンクの不確かさは確認された。

(6) 高温側配管の二相流の不確かさ

4.4.3(7)に記載した SB-CL-18 と同様に、SB-CL-39 においても加圧器接続ループの高温側配管の二相状態を確認する。ROSA 試験では、高温側配管の同じ流路断面内で高さの違う 3 点の密度を 3 ビームガンマ線密度計で計測している。さらに、SB-CL-39 では試験データから高温側配管の水位を導出している。A ループの高温側配管の密度を図 4-38 に、水位を図 4-39 にそれぞれ示す。配管内の高い位置を測定した密度計の測定値、及び水位は約 200 秒で低下している。1000 秒まで水位は 0.15m 程度であり、水の割合が多い。また、密度、水位は低下傾向であるため、蒸気割合が上昇している。

図 4-33 に示される通り、SB-CL-39 では約 750 秒に減圧操作を開始し、1 次系圧力 7MPa 以下に低下するため、高温側配管の密度、水位の確認は 1000 秒までを対象とする。M-R E L A P 5 は密度、水位の低下傾向を良く模擬できている。SB-CL-39 での高温側配管では気液は並行流であった。

4.4.3(7)で述べた SB-CL-18 において、並行流での密度の予測はほぼ妥当であった。SB-CL-39 の結果と併せると並行流における高温側配管でのボイド率を M-R E L A P 5 は良く予測できるものと考えられる。

表 4-7 SB-CL-39 試験の事象推移

時間 (s)	イベント
0	破断バルブ開
95	原子炉トリップ信号(加圧器圧力=12.97MPa)
145	SI 信号(加圧器圧力=12.27MPa)
349	1次冷却材ポンプ停止
754	蒸気発生器2次系強制冷却開始、補助給水開始
約 1360	蓄圧タンク注入開始(1次系圧力=4.51MPa)
約 2560	蓄圧タンクからの非凝縮性ガス混入防止のため、蓄圧タンク注入ラインのゲートバルブ閉止

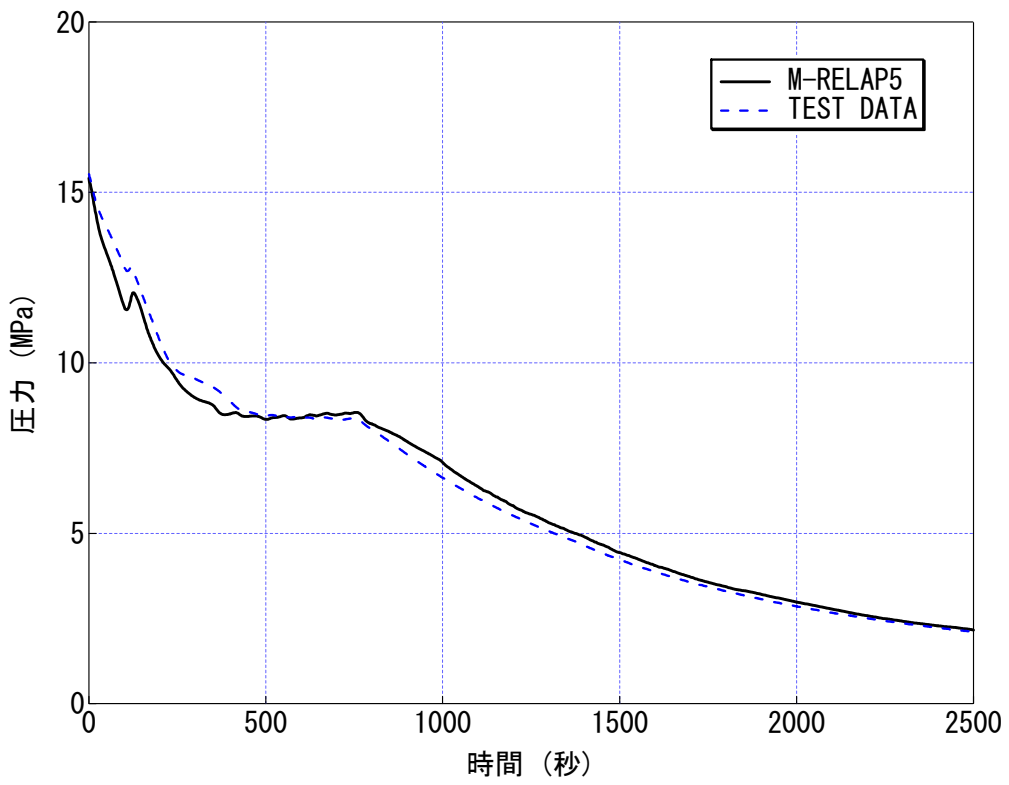


图 4-33 加压器压力

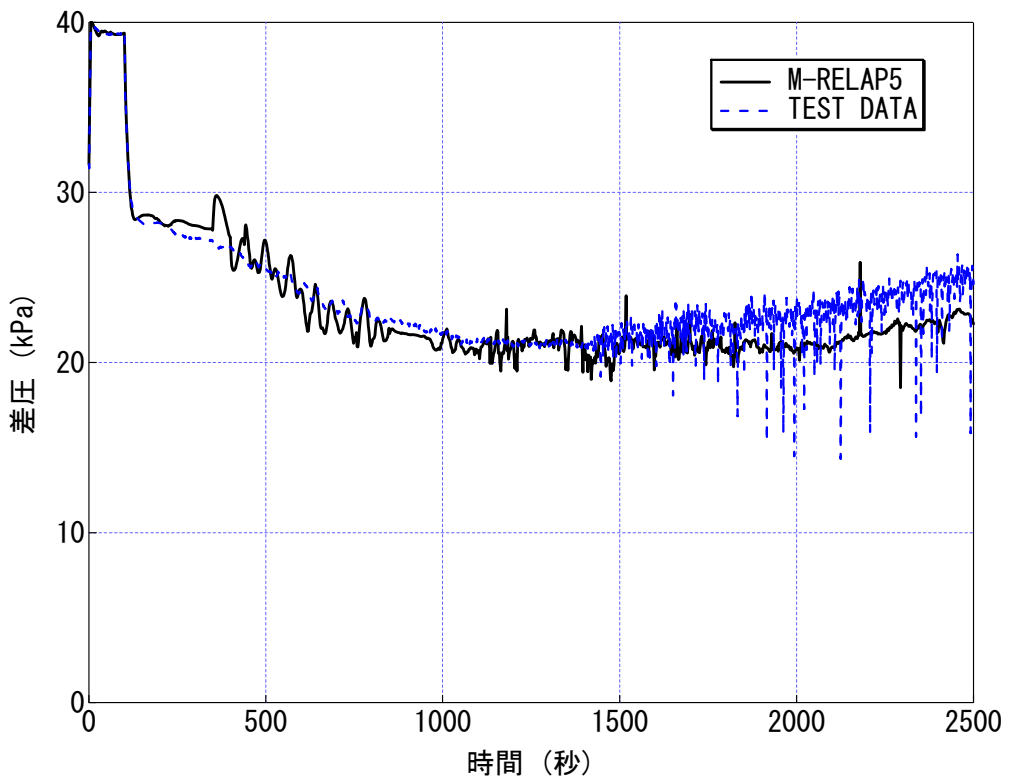


图 4-34 炉心差压

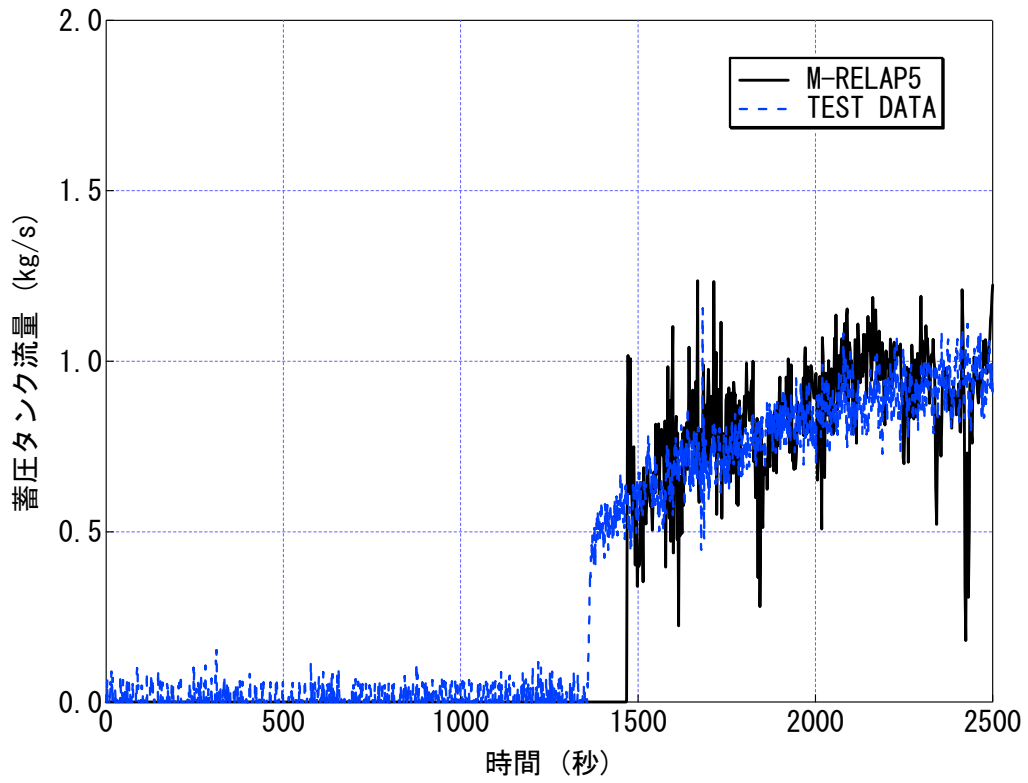


図 4-35 ループ A 蓄圧タンク流量

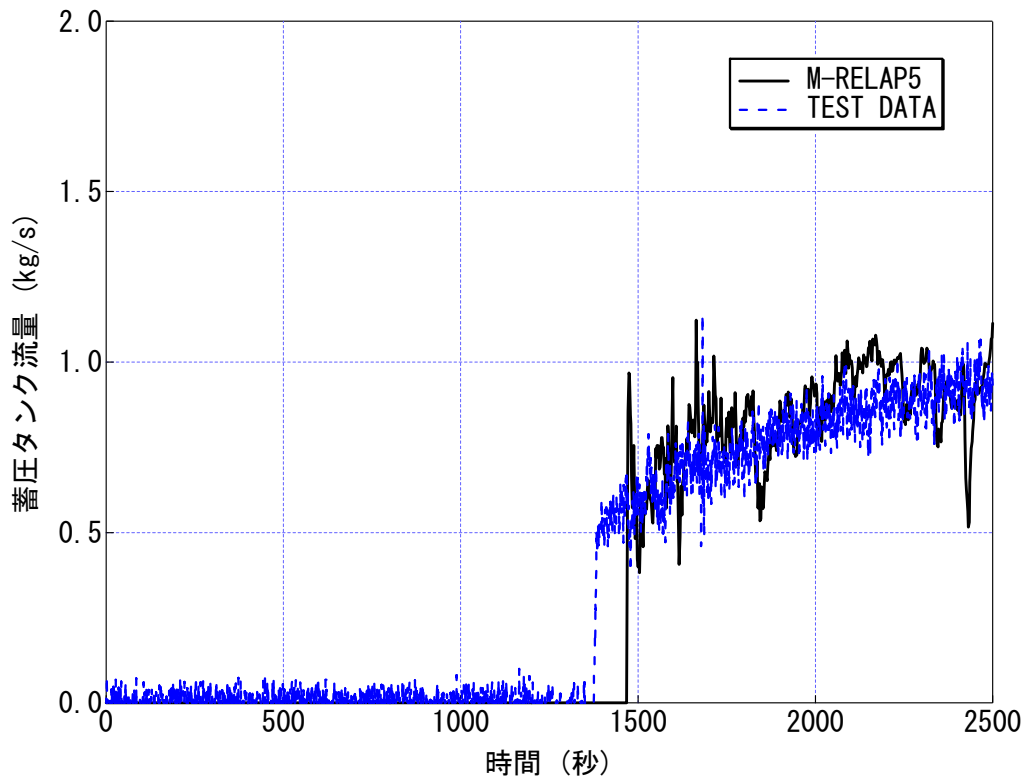


図 4-36 ループ B 蓄圧タンク流量

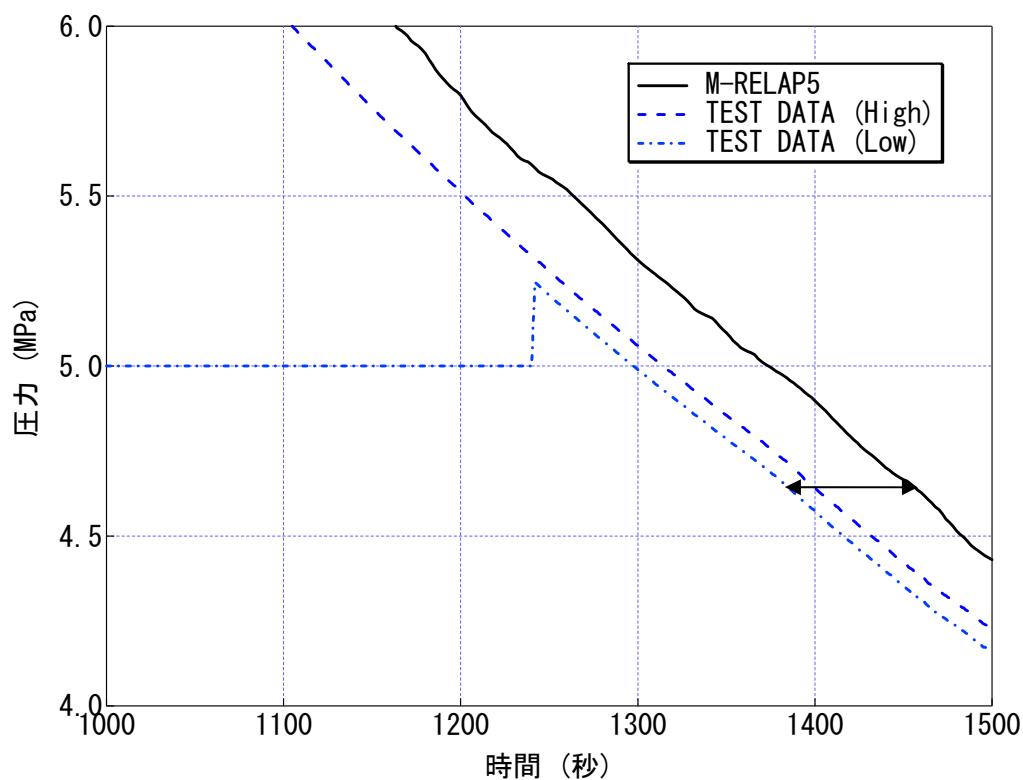


図 4-37 試験と解析の減圧速度の違い（加圧器圧力の比較）

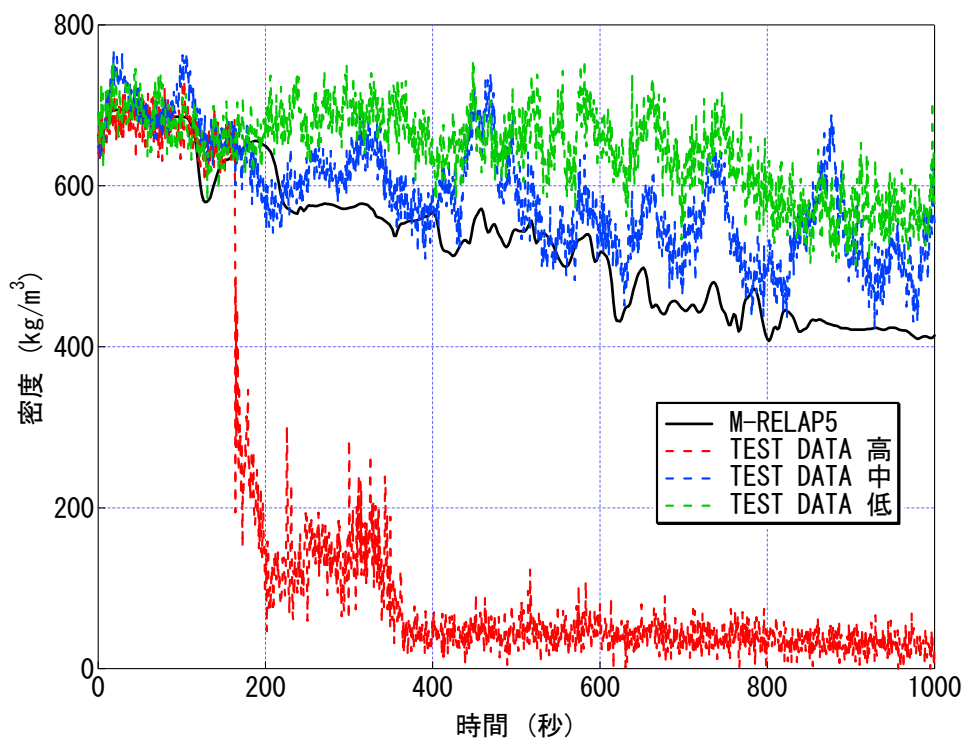


図 4-38 高温側配管密度

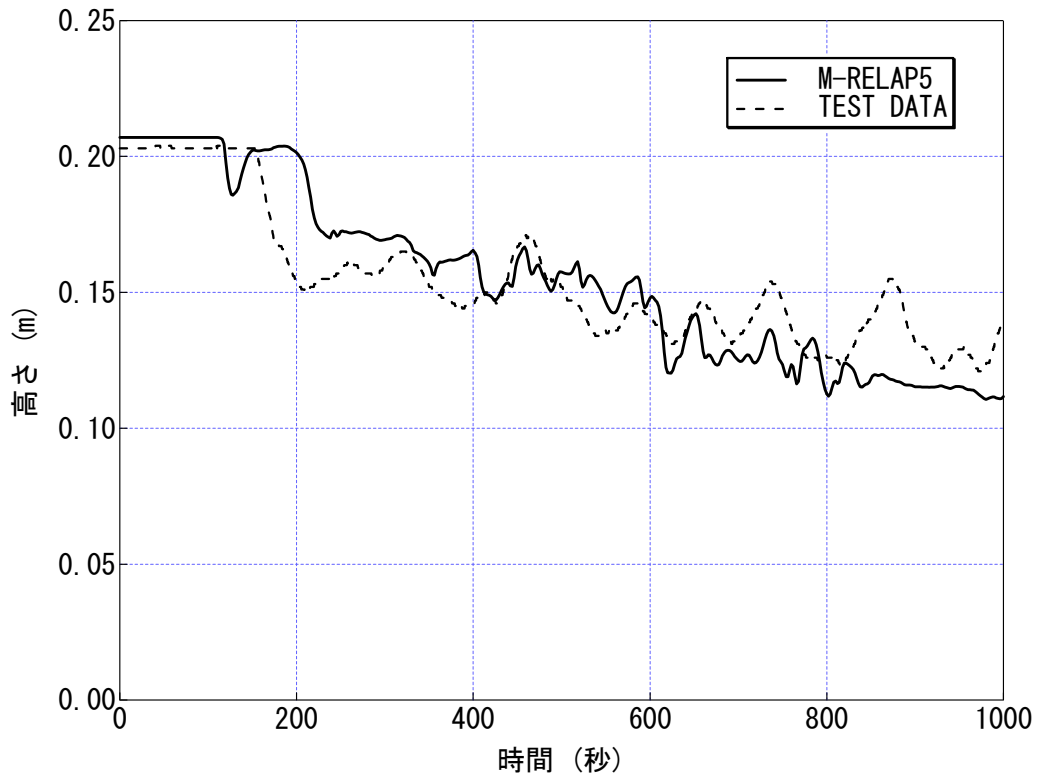


図 4-39 高温側配管水位

4.5 PKL/F1.1 試験

(1) PKL/F1.1 試験概要

PKL 試験装置^[41]の鳥瞰を図 4-40に示す。PKL 試験装置は、電気出力 1300MW となる 4 ループ PWR (Philippsburg 2 号機) の 1/145 の装置である。ROSA/LSTF 試験装置と同様、垂直方向の高さは実炉と同スケールであり、自然循環等の静水頭(重力)の影響が支配する流動挙動について実機と同等となる。

F1.1 試験^[42]は、小破断 LOCA とそれに伴う自然循環の停止とそれに伴う炉心のリフラックス冷却、更にその後実施する蒸気発生器 2 次系冷却の運転操作による 1 次系減圧とそれに伴う自然循環の回復を対象とした試験である。小破断 LOCA が発生し、1 次系インベントリが減少すると、炉心部で発生した蒸気が蒸気発生器 2 次系の冷却(減圧)により蒸気発生器伝熱管内で冷却され凝縮する、いわゆるリフラックス凝縮の状態が生じる。リフラックス凝縮により、蒸気発生器伝熱管の低温側で凝縮した冷却材が蒸気発生器出口側配管に蓄積する。1 次系が減圧して破断流が減少し、ECCS 注入量が破断流を上回ると 1 次系インベントリが増加し、やがて自然循環が回復する。試験条件を表 4-8 に示す。

(2) PKL/F1.1 試験条件と実機 PWR の比較

表 4-9に PKL と 4 ループ PWR の比較を示す。PKL 試験装置は使用圧力が 4.5MPa のため、PWR の運転圧力である約 15.5MPa からの破断は模擬できない。そのため、コンディショニングフェーズと呼ばれる 0 秒より前のフェーズにて実機での約 4.5MPa での状態(自然循環の停止、リフラックス冷却、蒸気発生器出口側配管の蓄水)を再現し、0 秒以降のテストフェーズにて約 4.5MPa 以降(以下)の状態(蒸気発生器 2 次系の強制冷却、ECCS 注水、自然循環の回復)を模擬する。-8,000 秒に低温側配管の破断による冷却材流出が開始し、暫くの間は自然循環状態が継続するが、約-6,000 秒には冷却材の減少のため自然循環が一旦終了し、リフラックス凝縮状態に遷移する。約 0 秒時点で蒸気発生器 2 次系の冷却を開始し、1 次系減圧による ECCS 注水の増加に伴い、原子炉水位が上昇を開始し、約 5,000 秒で自然循環が回復する。

(3) PKL/F1.1 試験解析の解析条件

試験解析に用いたノーディング図を図 4-41～図 4-43に示す。本試験は炉心のヒートアップに着目した試験では無いため、炉心のノード分割は実機解析のノーディングより粗い。試験測定と合わせるために、蒸気発生器伝熱管について 3 本分模擬しているが、有効性評価解析では蒸気発生器伝熱管での不均一な流れは重要ではないため、問題ない。また、試験装置の配管は細く、相対的に L/D が大きいため、配管の分割は細かくなっている。

試験解析の解析条件を以下に示す。

- ・ 炉心出力カーブを境界条件とした
- ・ 2 次系強制冷却時の 1 次系の減圧効果を確認するため、蒸気発生器 2 次側圧力を境界条件と

した（2次系からの冷却材放出の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）

- ・ 破断流量については、1次系のインベントリ、減圧を試験と合わせるため、試験データと同じ流量が流出するように境界条件とし、流速を設定した（破断流量の妥当性確認、不確かさ評価は本試験では実施しない）

(4) PKL/F1.1 試験解析の解析結果

M-RELAP5コードによる F1.1 試験を模擬した解析結果を図 4-44（ループ流量）及び図 4-45（原子炉水位）、図 4-46（1次系圧力）、図 4-47（上部プレナム水温）、図 4-48～図 4-51（SI 流量）に示す。図 4-44に示される通り、M-RELAP5は自然循環回復前のリフラックス冷却期間でのループ流量及び自然循環回復のタイミングを適切に模擬する。また、図 4-45に示される通り、自然循環回復前の炉心水位挙動、自然循環回復に伴う炉心水位上昇の挙動を妥当に模擬する。さらに図 4-46、図 4-47に示す通り、2次系の強制冷却による1次系の減圧挙動、減温挙動が模擬できている。これは、コードが破断に伴う減圧と、ECCSからの注水挙動、蒸気発生器2次系冷却の減圧に伴う1次系の温度・圧力の低下、そして、原子炉1次系内のインベントリ分布を適切に予測できるためである。図 4-48～図 4-51に示す通り、SI 流量についても良く模擬できている。

(5) 自然循環流量の不確かさ

自然循環流量の不確かさは図 4-44に示される通り、約 20%過大評価となる。M-RELAP5では流量が過大評価となっているため、炉心から発生する崩壊熱が同じ場合、M-RELAP5の評価結果と比較し実際の炉心出口温度が高いか又は炉心出口クオリティが高くなる。しかし、自然循環状態が維持できていれば、炉心は強制対流熱伝達状態、核沸騰状態により冷却できる、また、蒸気発生器伝熱管の伝熱面積は出力運転中の炉心発生熱量を除熱するのに十分であるため、自然循環での炉心から発生する崩壊熱（出力運転中の数%）は、蒸気発生器内の流体が単相・二相に関わらず、強制対流熱伝達、凝縮熱伝達により十分に除熱できる。そのため、実際の流量が小さく、入口温度が上昇したとしても、伝熱管内で十分に熱伝達し、伝熱管出口の水温は2次側のダウンカマ水温まで減温される。蒸気発生器で2次側の流体に与えられる熱量は変わらないため、1次系の流量の大小には大きく依存せず炉心の冷却は維持される。

(6) リフラックス冷却の適用性

M-RELAP5ではリフラックス及び自然循環について、1次系インベントリの減少による自然循環の停止、1次側から2次側への伝熱によるSG1次側での凝縮、及び凝縮水の炉心への落下を計算することにより、リフラックス冷却を適切に模擬することにより計算することができる。

実機スケールでのリフラックス冷却へのM-RELAP5の適用性について、以下に記述する。

1次系のインベントリ、及び原子炉容器内のインベントリによりリフラックス冷却の発生の有無がきまる。また、リフラックス流量は炉心で発生する蒸気量、及び蒸気発生器での除熱・凝縮が重要となる。

リフラックス冷却状態は炉心発生蒸気量と蒸気発生器での除熱量のバランスに依存するが、本試験解析により、2次系の強制冷却による1次系の減圧挙動、減温挙動が模擬できることを確認しているため、蒸気発生器での除熱量は妥当である。また、炉心で発生する蒸気量は崩壊熱に依存するが、実機解析では適切な崩壊熱モデルを設定する。

さらに、1次系のインベントリは1次系からの冷却材の放出と安全注入流量のバランスできまる。1次系からの冷却材の放出は試験解析にて妥当性を確認しており、実機解析での ECCS 注入流量については注入特性を適切に設定することにより模擬できる。

したがって、リフラックス冷却において重要となる現象については適切な入力設定をしているか、または試験解析にて妥当性を確認しているため、M-R E L A P 5 は実機 PWR のリフラックス冷却に適用できる。

リフラックス冷却での不均一な炉心冷却の効果は PKL のような小さな炉心では確認できない。4.4.3(4)に記載した通り、ROSA 試験では、ループシールでの高温側配管からの落水時に、炉心での不均一な冷却が見られる。3.3.2(1)に記載した通り、M-R E L A P 5 では改良 AECL-UO Look-up Table を採用することにより、不均一な炉心冷却が存在する場合でも、ヒートアップを模擬できる。

以上より、M-R E L A P 5 は小破断 LOCA 後の運転操作による2次系強制冷却において、炉心水位の回復挙動、及び自然循環の回復を模擬できることを確認した。

表 4-8 F1.1 試験コンディショニングフェーズ及びテストフェーズ開始時の条件

項目		コンディショニングフェーズ開始時 (t=-8730 秒)	テストフェーズ開始時 (t=0 秒)
1 次系	冷却材インベントリ	2370 kg (加圧器は含まない)	1280 kg = 57% [※] (うち、加圧器に約 30 kg)
	圧力	4.15MPa	3.9 MPa
	炉心出口冷却材温度	249 °C	249 °C
	炉心出口サブクール度	4 K	0 K
	加圧器冷却材温度	249 °C	249 °C
	加圧器水位	3.0 m	0.9 m
	流動条件	4 ループとも自然循環	4 ループとも循環なし
2 次系	主蒸気圧力	28.3 bar	37.3 bar
	主蒸気温度	231 °C	246 °C
	コラプスト水位	12.2 m	12.2 m
	給水温度	110~120 °C	110~120 °C

※ 100% = 2250kg

この質量は密度を 709kg/m³ (典型的な PWR 通常運転時の値) として PKL 装置の 1 次系を加圧器水位 7.5m まで満たす量である。

表 4-9 PKL と PWR の比較

--

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

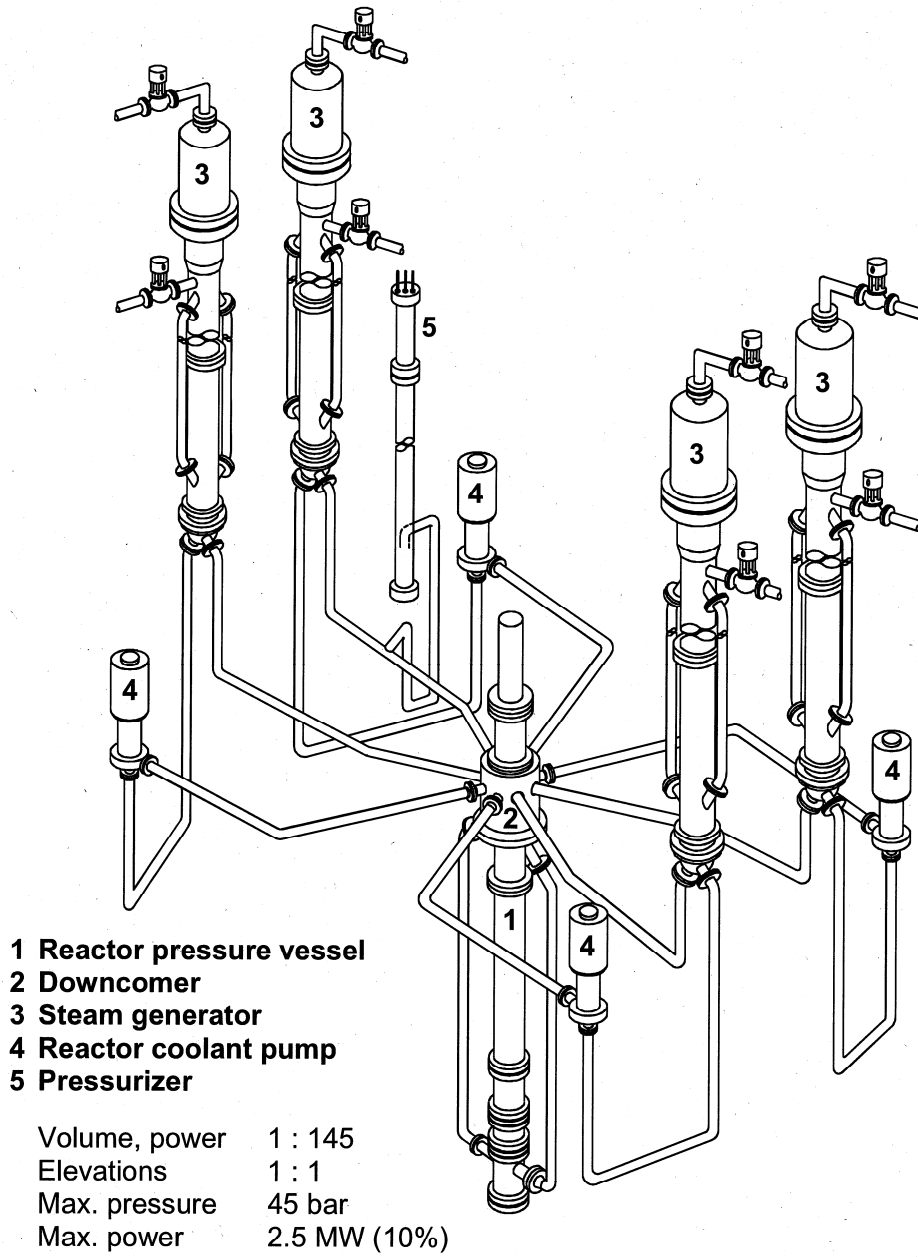


図 4-40 PKL 試験装置概観

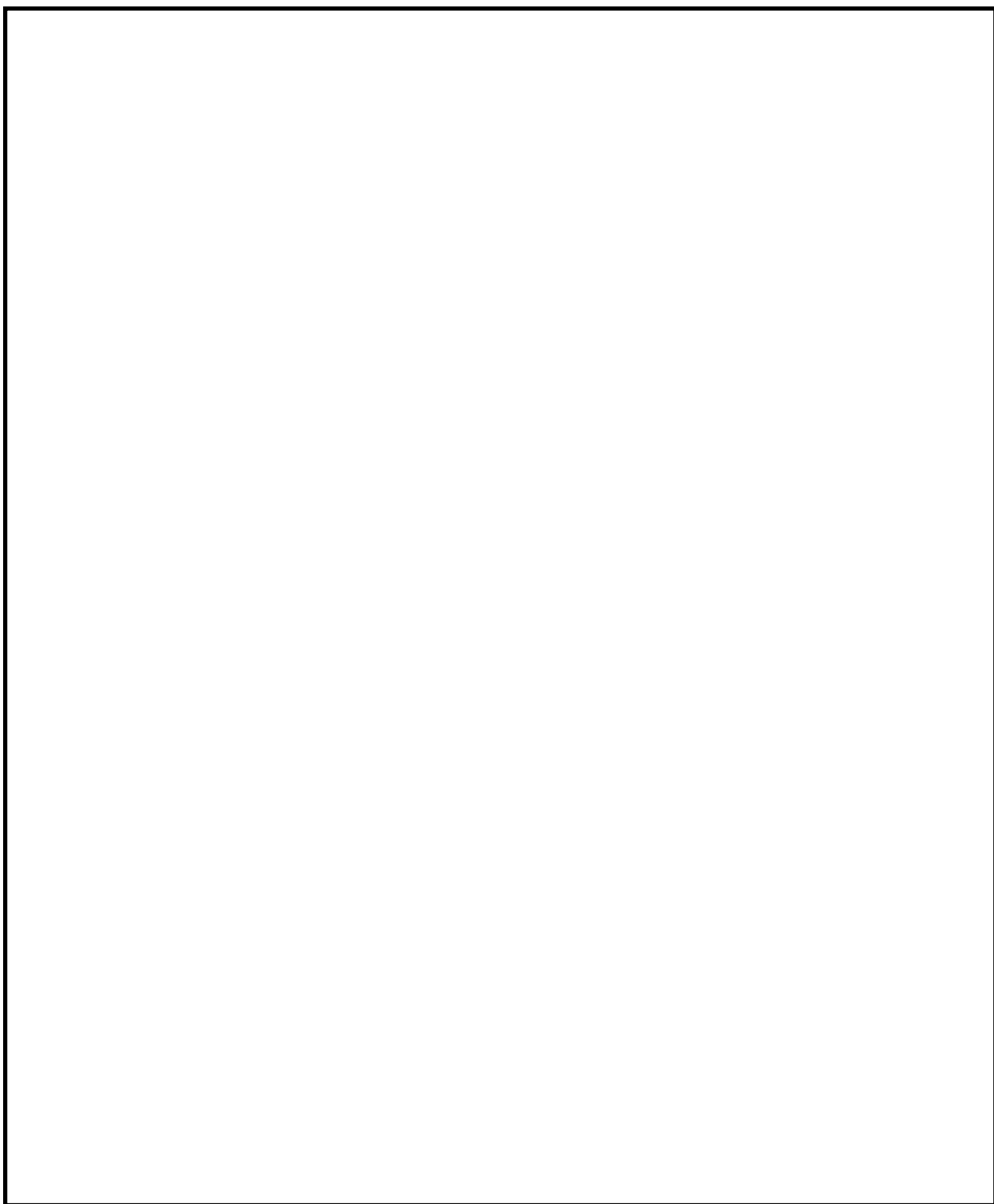


図 4-41 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図 (ベッセル部)

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

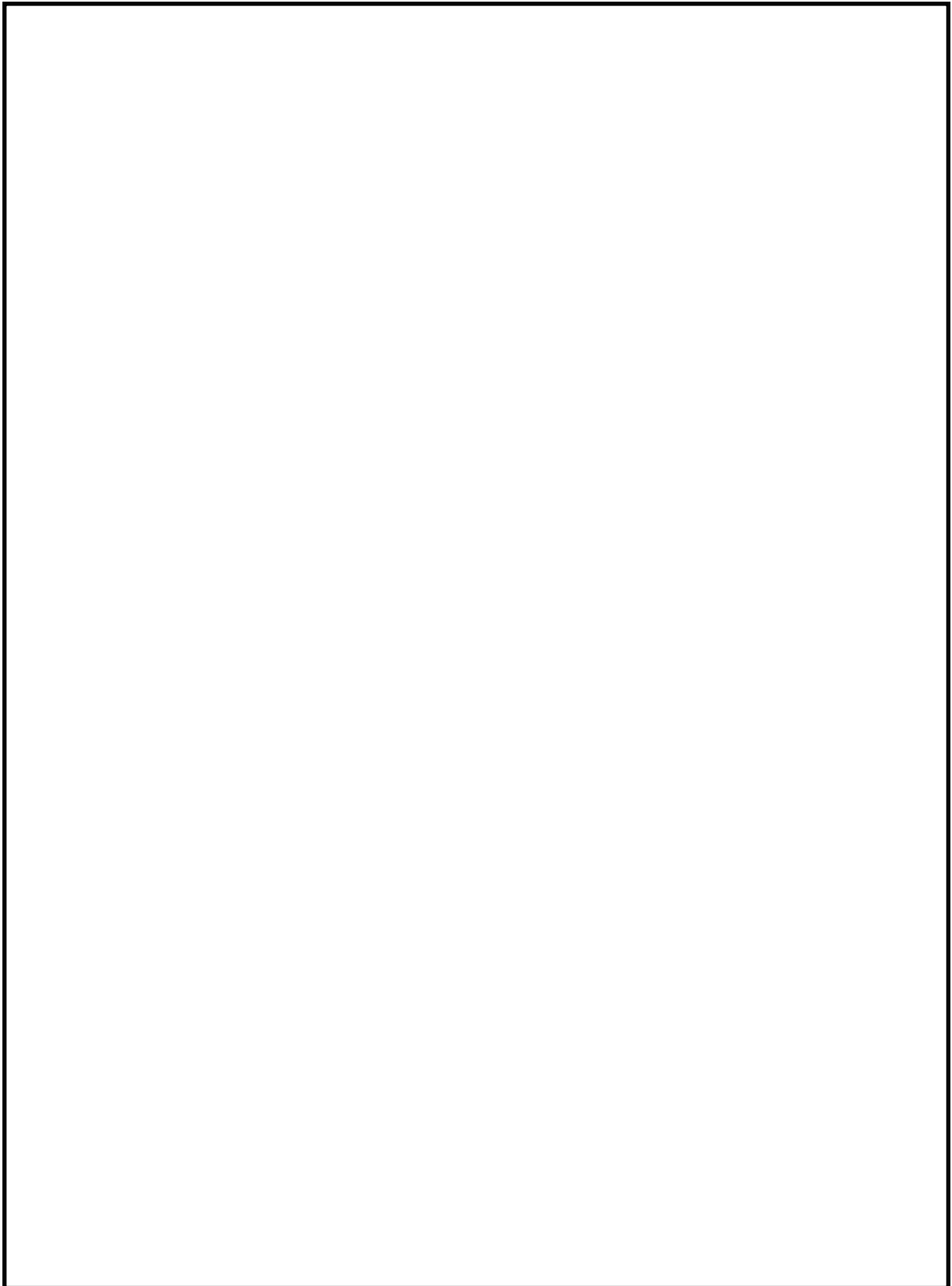


図 4-42 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図 (破断ループ)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

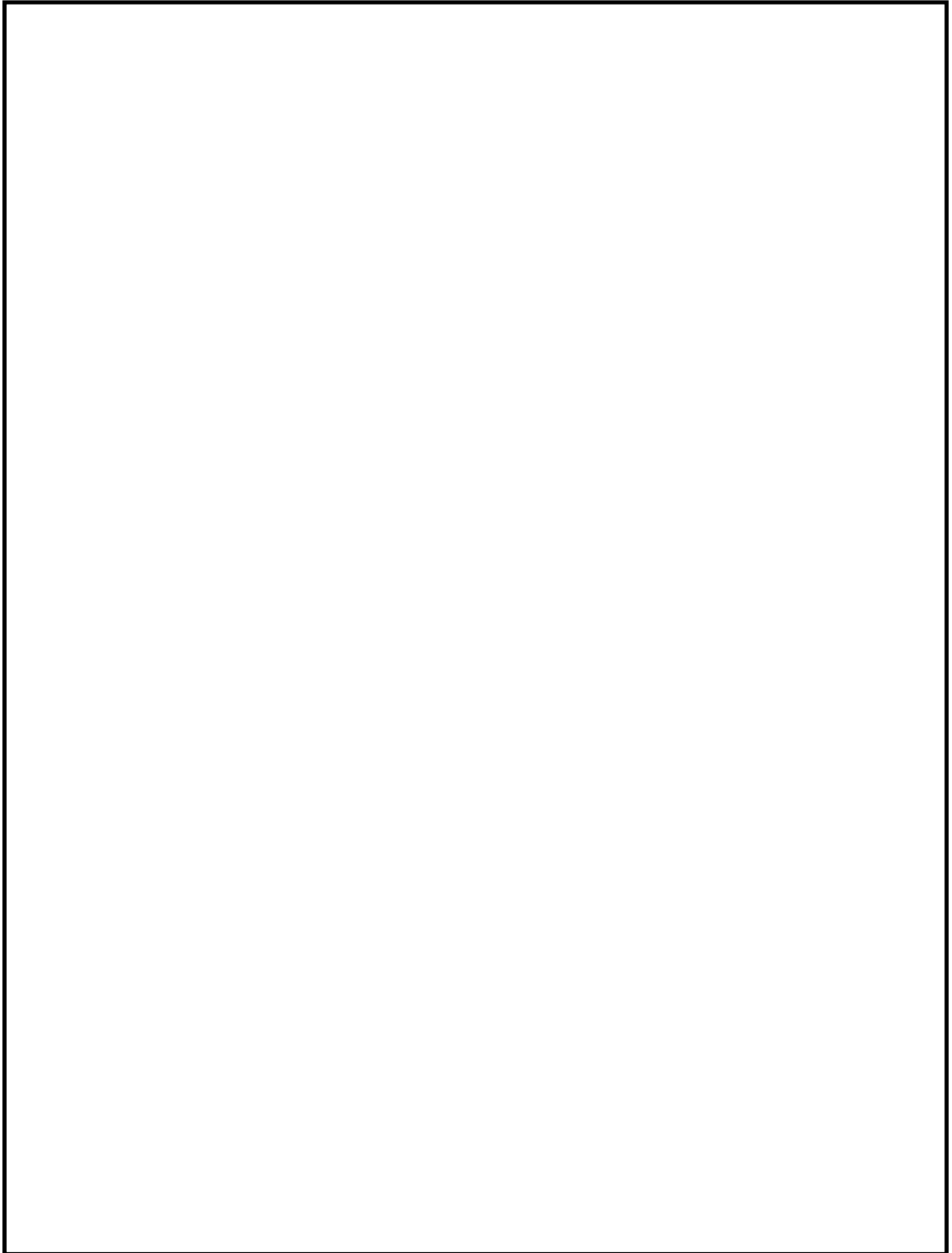


図 4-43 PKL/F1.1 試験解析のノーディング図 (健全ループ)

枠囲いの内容は、商業機密に属します
ますので公開できません。

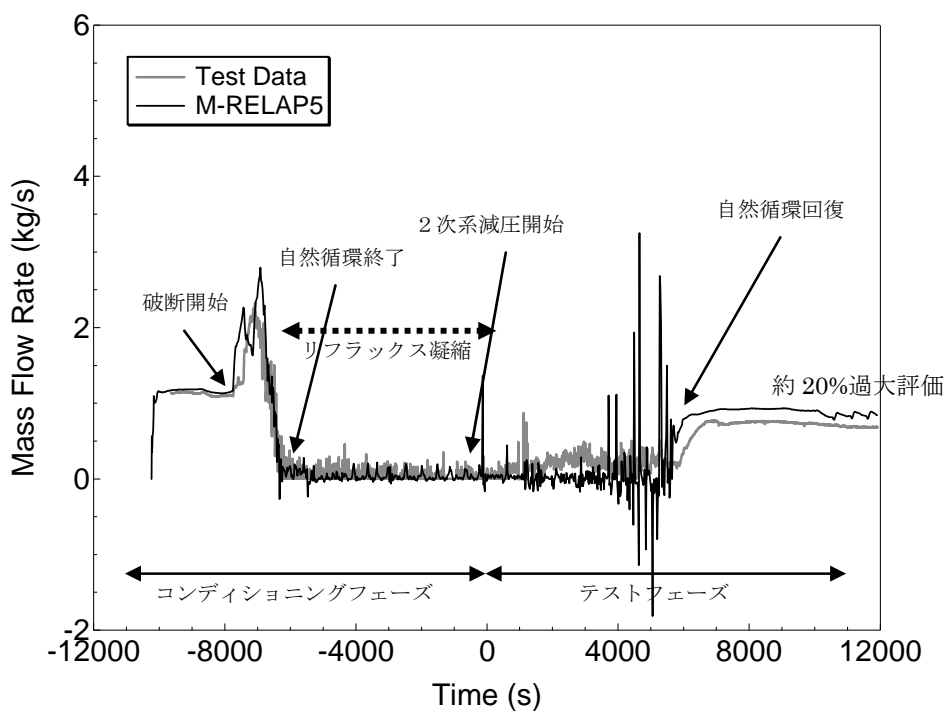


図 4-44 ループ流量

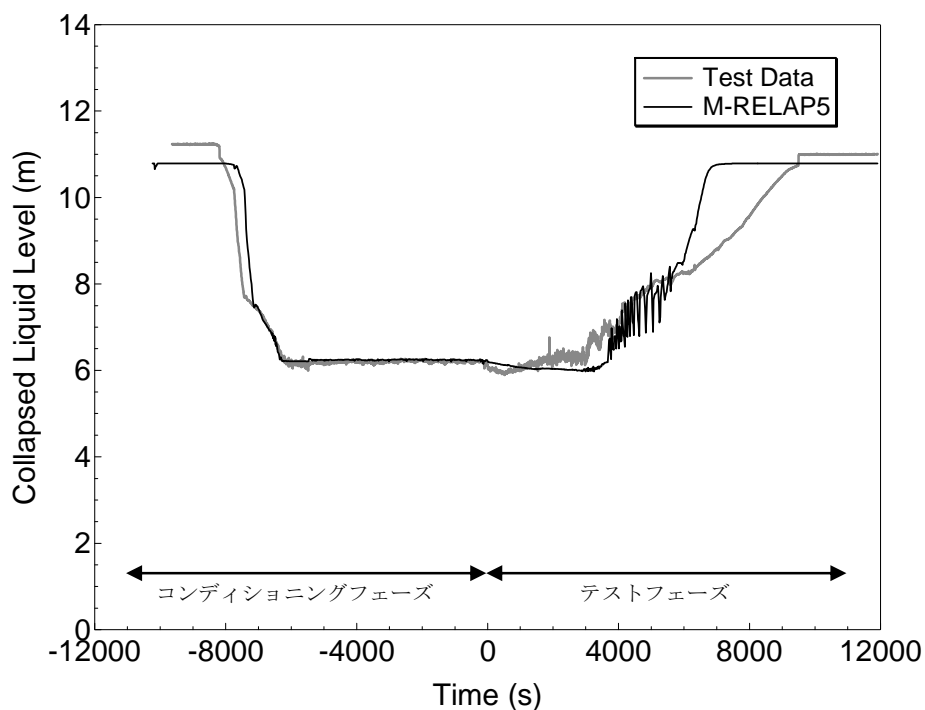


図 4-45 原子炉水位

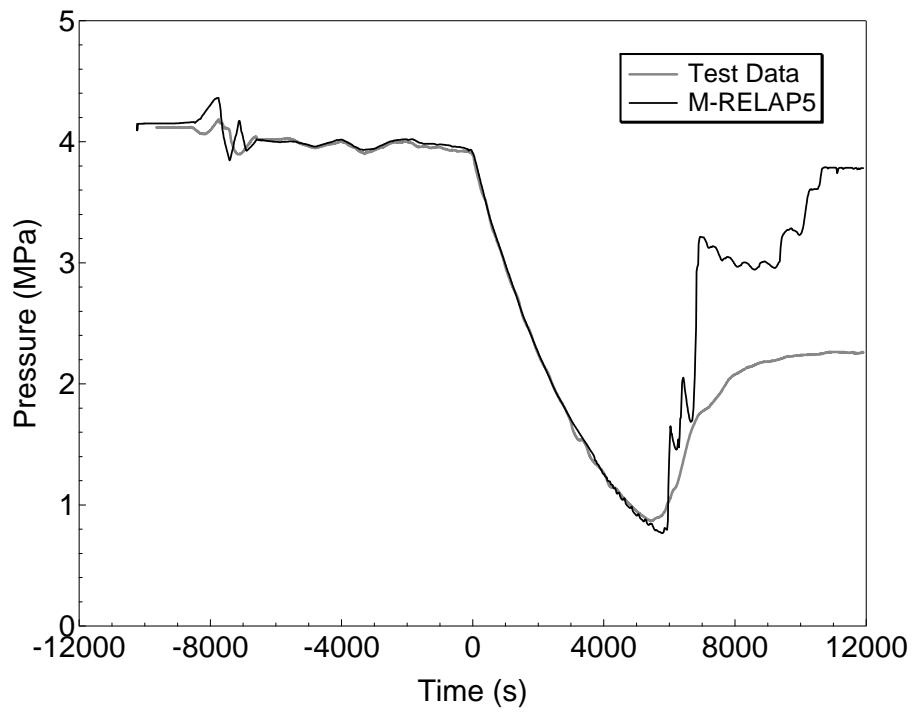


図 4-46 加圧器圧力

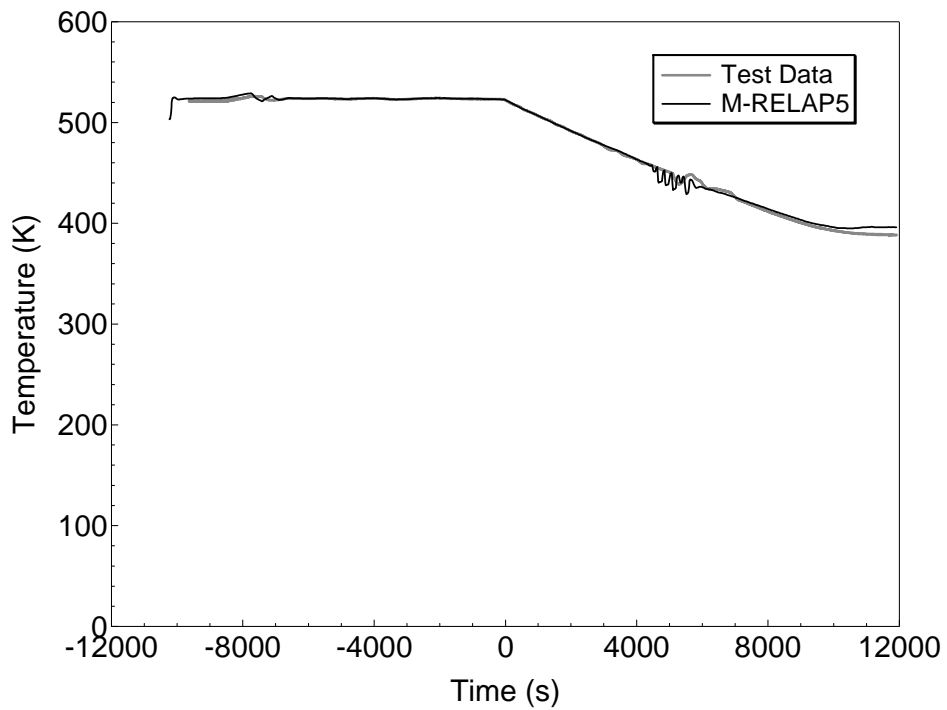


図 4-47 上部プレナム水温

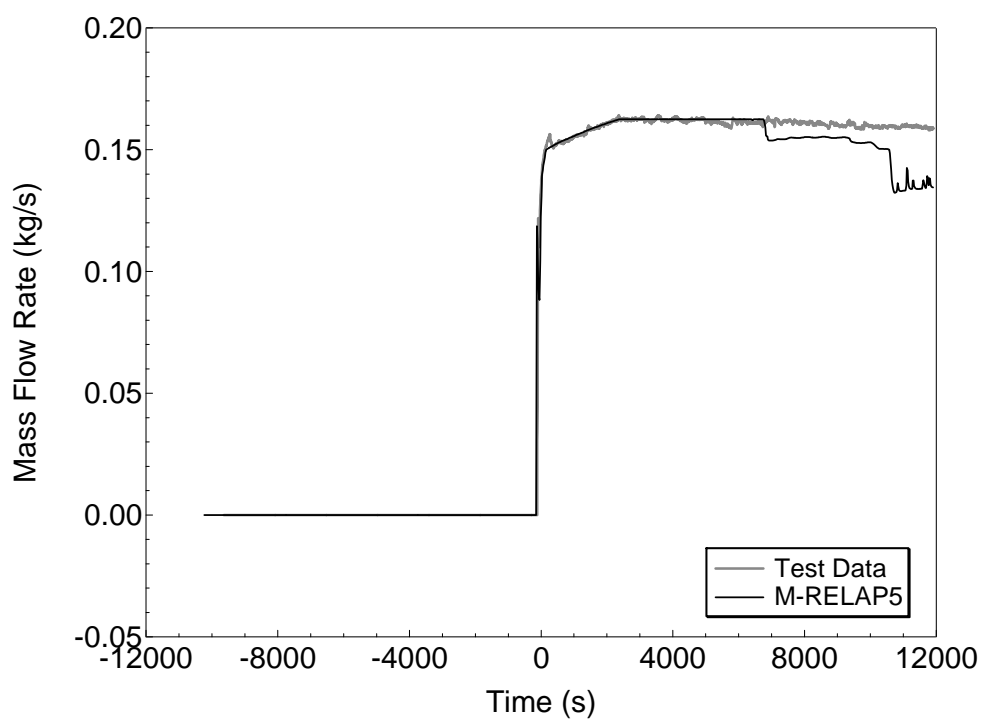


図 4-48 SI 流量 (ループ 1)

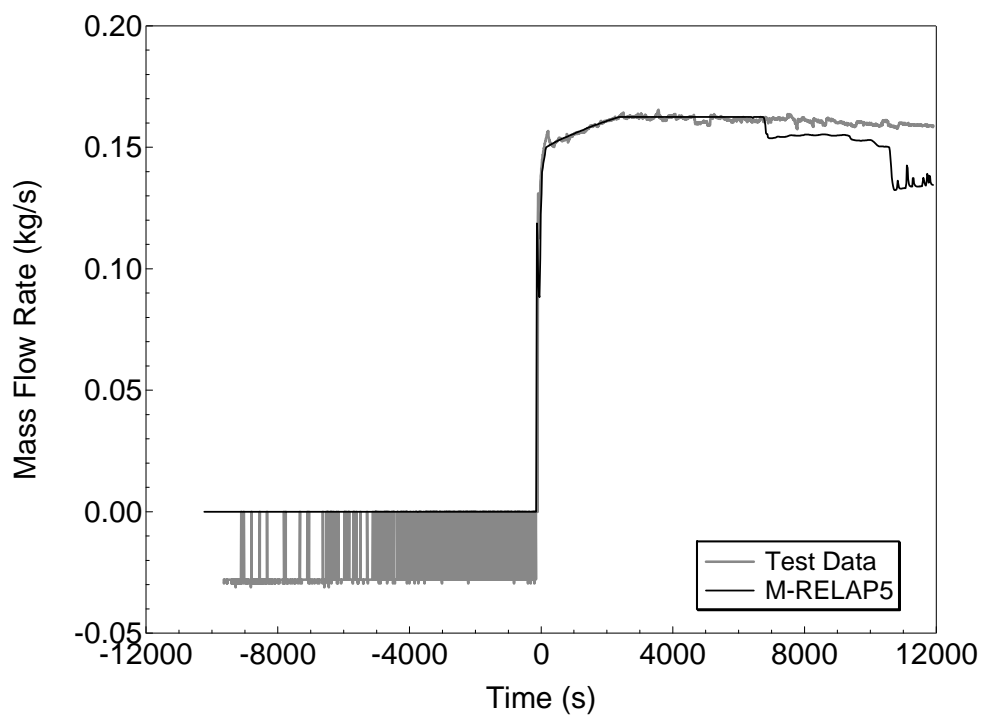


図 4-49 SI 流量 (ループ 2)

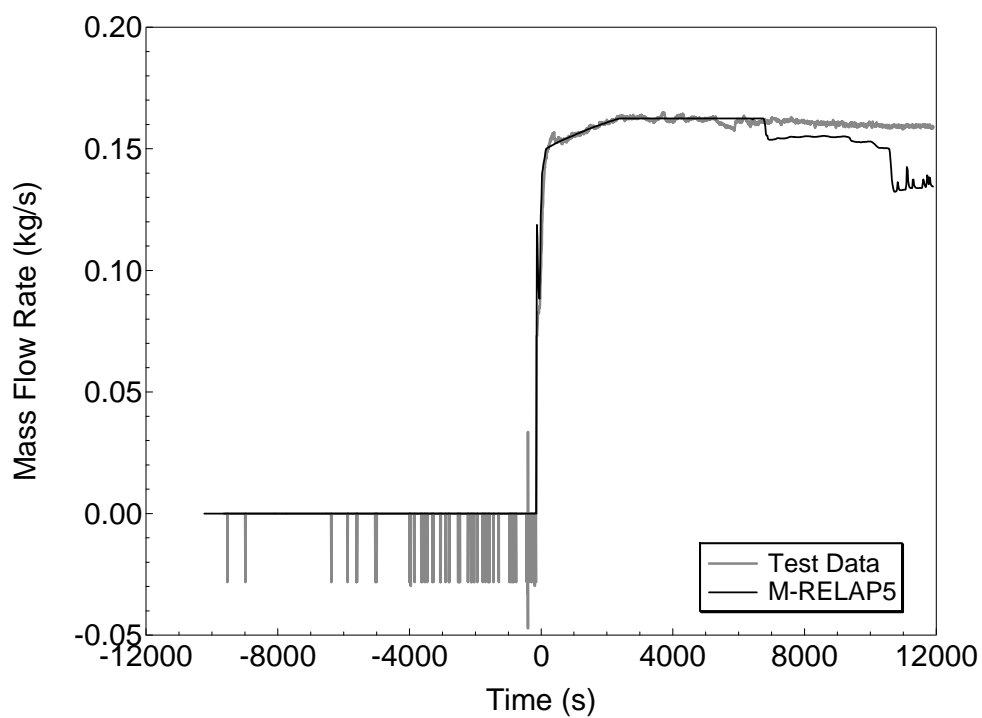


図 4-50 SI 流量 (ループ 3)

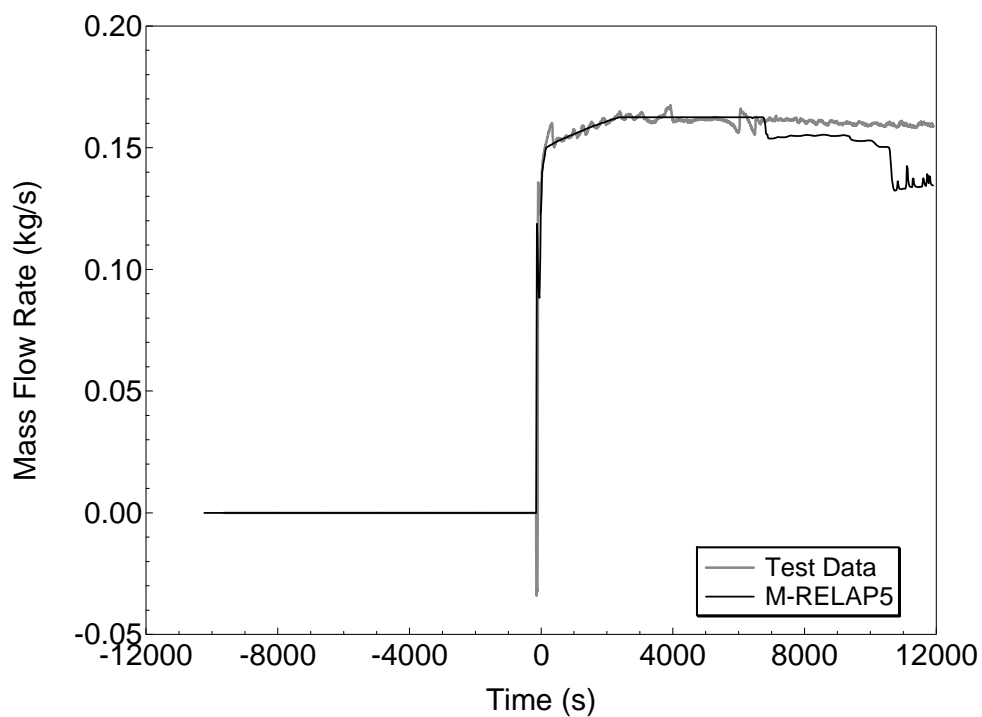


図 4-51 SI 流量 (ループ 4)

4.6 LOFT 試験

4.6.1 LOFT 試験概要

LOFT (Loss of Fluid Test) 試験装置^[43]は、商用 PWR における事故及び過渡時の主要機器及びシステム応答を模擬するために設計されており、核燃料装荷炉心を有する唯一の熱水力試験装置である。試験装置は、5つの主要なサブシステムから構成されており、それぞれ試験時のシステム変数の測定・記録が可能な計測機器が設置されている。サブシステムは、(a) 原子炉容器、(b) 1次冷却系健全ループ、(c) 1次冷却系破断ループ、(d) 破断口とブローダウンサブプレッション系、(e) 非常用炉心冷却系（低圧・高圧各2系統、蓄圧器2基）である。

LOFT 試験装置は、1976年から1985年の間、米国 INEL（現 INL）によって運営された。LOFT 試験装置は代表的な4ループ PWR を模擬したものであり、体積／出力比を保つようにしている。また、圧力及び温度等の試験条件は、実機 PWR 相当である。LOFT 試験装置を図 4-52 をに示す。

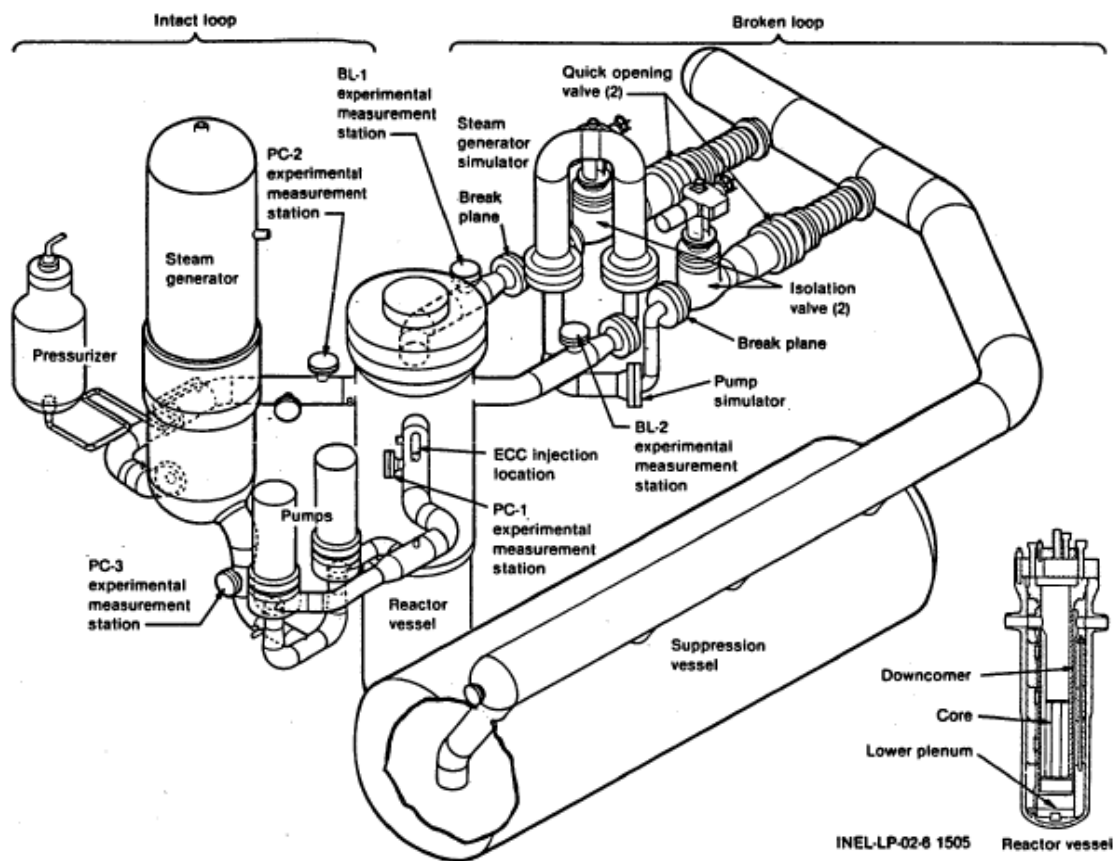


図 4-52 LOFT 試験装置図

4.6.2 LOFT 試験解析のノード分割

LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析のノード分割については、参考文献[44]に準じたものとしており、参考文献[44]のノード分割は、LOFT 試験装置の仕様書の各種データをもとに作成されており、多くの研究機関が LOFT 試験設備を用いた試験との比較解析のベースとしている。ただし、蒸気発生器及び加圧器については、蒸気発生器ドライアウト特性と1次冷却材の膨張による加圧器水位を精緻に取り扱うために、参考文献[44]よりも詳細に分割している。また、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、実機解析における取扱いと同じく、圧力境界条件として背圧を設定した1つのノードで模擬している。これは、加圧器逃がし弁／安全弁が作動するような状況においては、1次冷却材は臨界流として放出されるため、放出流量は背圧に依存しないためである。この取扱いの妥当性については、4.8.2節で考察する。

LOFT L6-1 試験解析及び LOFT L9-3 試験解析に用いたノード分割を図 4-53に示す。

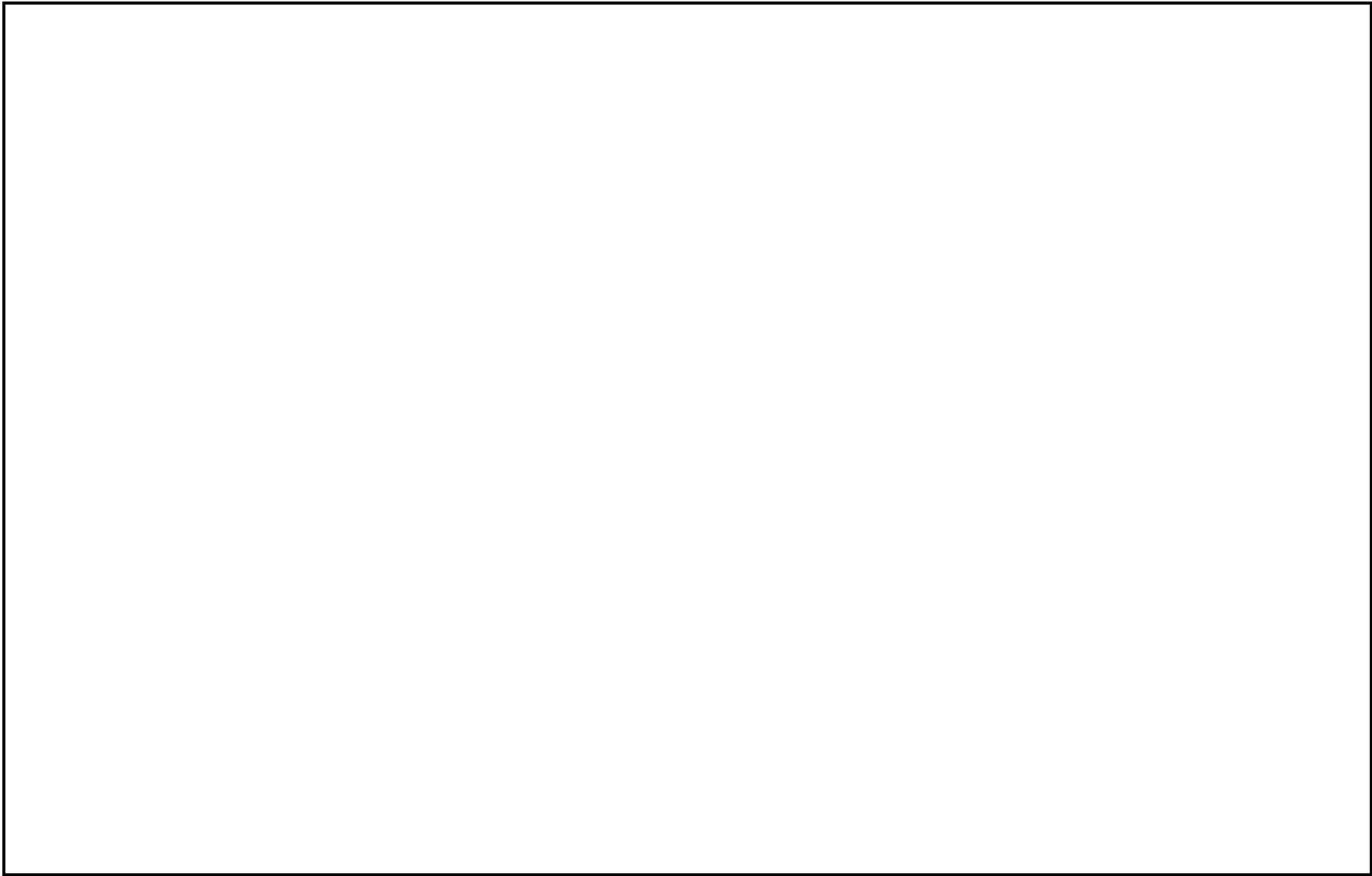


図 4-53 LOFT 試験装置ノード図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.6.3 LOFT L6-1 試験解析

(1) LOFT L6-1 試験概要

LOFT L6-1 試験は、主蒸気制御弁を閉止することにより負荷の喪失を実現する。負荷の喪失により原子炉圧力が上昇するものの、加圧器スプレイ作動と原子炉トリップにより、圧力上昇は抑制され、その後、安定した状態に移行する。LOFT L6-1 試験のタイムシーケンスを表 4-10 に示す。

(2) LOFT L6-1 試験解析の解析条件

採用したノーディングは4.6.2に記載しており、図 4-53に示す通りである。LOFT L6-1 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ 原子炉出力、原子炉圧力、2次系圧力、1次系温度等のプラント初期状態は、試験報告書の試験開始前のプラント状態とした。
- ・ 外乱条件については、試験報告書のタイムシーケンスに基づき模擬した。
- ・ 各種弁、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ等の設備容量及び自動作動する機器の設定値については LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。
- ・ 減速材密度係数、ドップラ係数等の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。

(3) LOFT L6-1 試験解析の解析結果

原子炉出力、1次冷却材高温側温度、加圧器圧力、加圧器水位及び2次側圧力の比較応答図を図 4-54～図 4-58に示す。

負荷の喪失に伴い熱除去能力が低下することにより1次冷却材温度が上昇し、1次冷却材の膨張による加圧器インサージにより、加圧器液相部への低温流体が流入し加圧器水位が上昇する。水位上昇に伴い気相部が圧縮されることにより加圧器圧力が上昇する。従って、加圧器水位及び加圧器圧力の応答を試験結果と比較することにより、重要現象である加圧器水位変化及び加圧器気液熱非平衡の模擬性能が確認できる。図 4-56及び図 4-57に示すように、加圧器圧力挙動及び加圧器水位挙動は、事象初期から試験結果と差が拡大することなく推移していることから、上記物理現象が模擬されているといえ、ノード分割や2流体モデルを含めた加圧器の解析モデルの妥当性が示されたといえる。

また、2次系では、蒸気の流れが遮断されるため、2次冷却材温度が上昇／膨張し蒸気発生器2次側圧力は上昇する。2次冷却材温度変化は1次冷却材温度と1次側・2次側の熱伝達により求まるため、1次冷却材温度と2次側圧力の応答を試験結果と比較することにより、重要現象である1次側・2次側の熱伝達の模擬性能が確認できる。図 4-55及び図 4-58に示すように、1次冷却材温度及び蒸気発生器2次側圧力挙動は、事象初期から試験結果と差が拡大することなく推移していることから、1次側・2次側の熱伝達挙動の模擬ができており、蒸気発生器の伝熱管熱

伝達モデルは妥当といえる。

(4) 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の不確かさ

LOFT L6-1 試験解析より、M-R E L A P 5 コードの1次冷却系の過熱/加圧時における、加圧器のノード分割及び2流体モデル、並びに蒸気発生器の伝熱管熱伝達モデルは妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを原子炉圧力評価へ適用することを鑑みて、これらのモデルの不確かさとしては、各物理現象を評価した結果である原子炉圧力、及び1次冷却材膨張量に直接影響する1次冷却材温度に対する不確かさとして整理する。

1次冷却材温度挙動及び加圧器圧力挙動は、図 4-55及び図 4-56に示すように、それぞれ概ね $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、 $\pm 0.2\text{MPa}$ 以内で試験結果と一致していることから、ここでは、この $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 及び $\pm 0.2\text{MPa}$ を1次冷却系の過熱/過圧時におけるM-R E L A P 5 コードの不確かさとする。なお、最終的に有効性評価解析に適用する不確かさは、4.6.4 節に示す LOFT L9-3 試験解析も踏まえて決定する。

表 4-10 LOFT L6-1 試験の主要タイムシーケンス

事象	時刻
主蒸気流量調節弁閉止開始	0 秒
加圧器後備ヒータ停止	約 6 秒
加圧器スプレイ作動	約 9 秒
主蒸気流量調節弁閉止	約 12 秒
原子炉トリップ	約 22 秒
ピーク原子炉圧力到達	約 22 秒
主蒸気流量調節弁開	約 27 秒
加圧器スプレイ停止	約 30 秒
加圧器後備ヒータ作動	約 33 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 41 秒
主蒸気流量調節弁開	約 91 秒
主蒸気流量調節弁閉	約 104 秒
解析終了	200 秒

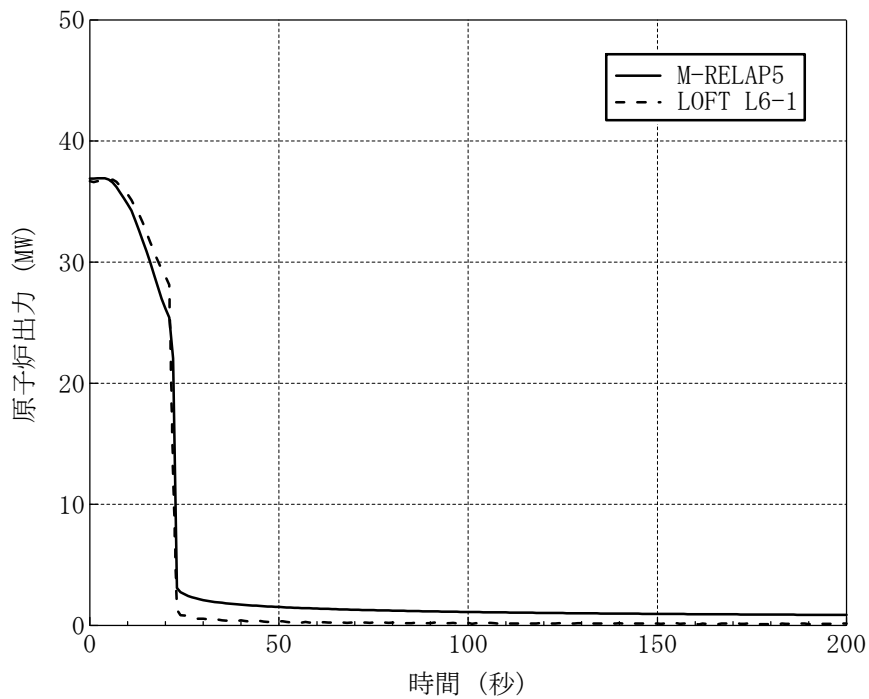


図 4-54 LOFT L6-1 試験における原子炉出力

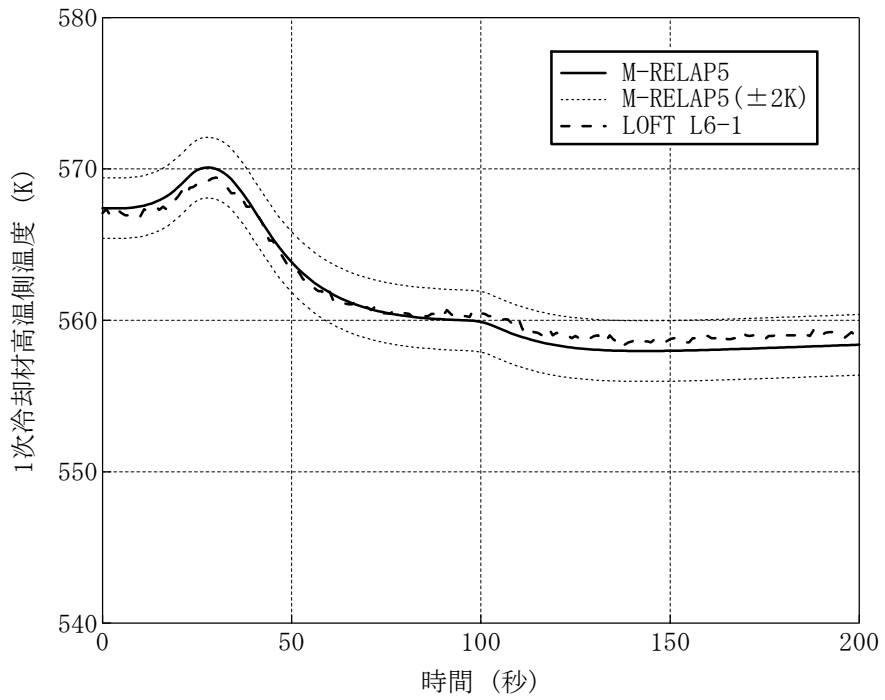


図 4-55 LOFT L6-1 試験における 1 次冷却材高温側温度¹

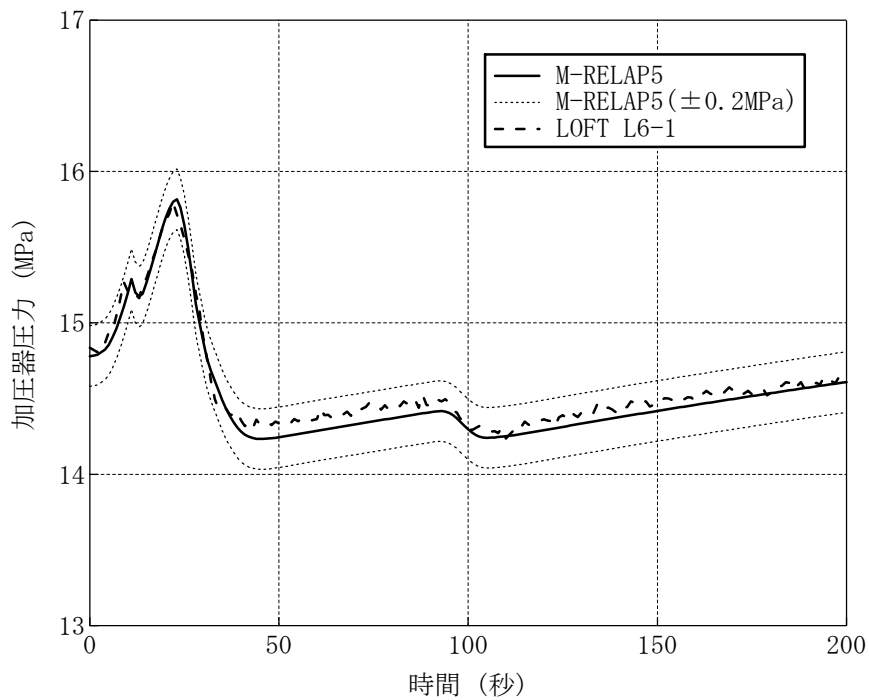


図 4-56 LOFT L6-1 試験における加圧器圧力

¹ LOFT 試験の 1 次冷却材温度の測定データは時間遅れが生じていることから、解析結果にも時間遅れを考慮している。

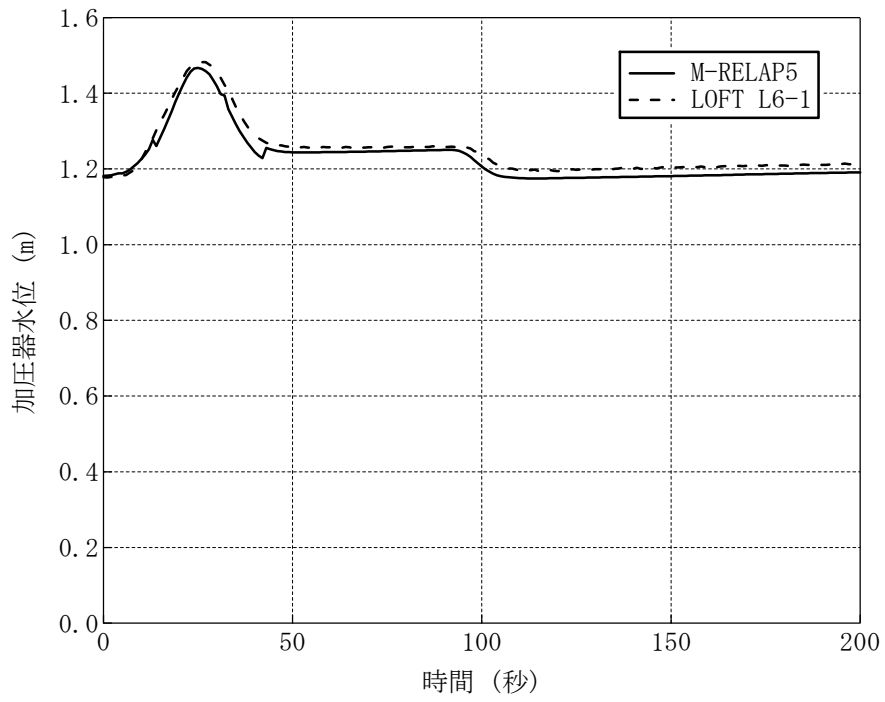


図 4-57 LOFT L6-1 試験における加压器水位

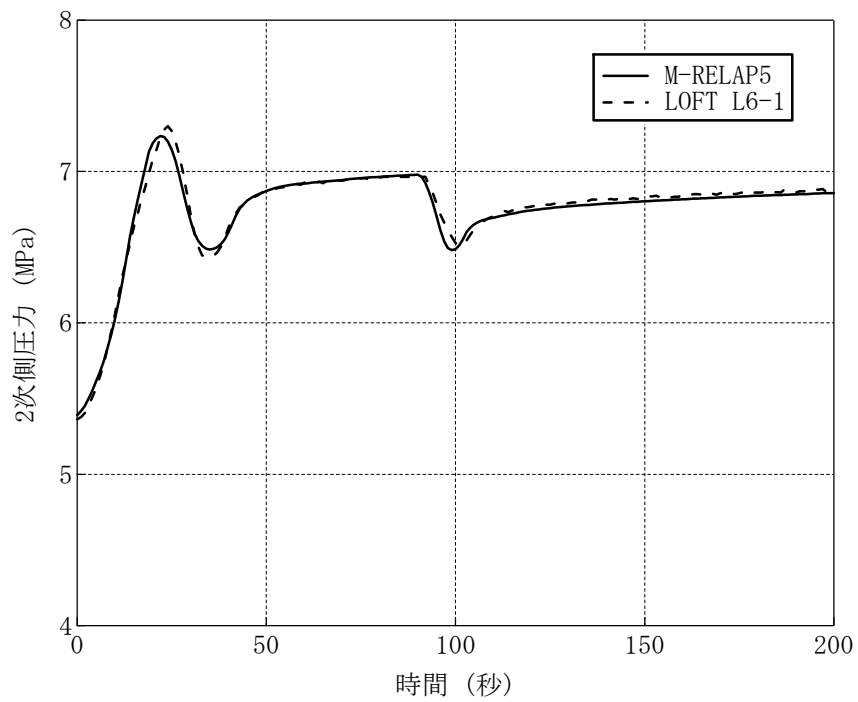


図 4-58 LOFT L6-1 試験における 2 次側圧力

4.6.4 LOFT L9-3 試験解析

(1) LOFT L9-3 試験概要

LOFT L9-3 試験^[45]は、主給水ポンプをトリップさせることにより主給水流量の喪失を実現する。主給水流量の喪失により、原子炉圧力が上昇するものの、原子炉トリップは不作動としており、1次冷却材温度の上昇に伴って、蒸気発生器の保有水が減少していく（補助給水も試験対象期間では不作動）。その後蒸気発生器がドライアウトに至るため、1次系は急激な圧力上昇に至るが、加圧器逃がし弁・安全弁が開くことで1次系の圧力上昇は抑制される。蒸気発生器ドライアウト近傍から、原子炉出力は減速材による反応度帰還効果により、崩壊熱レベルまで減少していき安定した状態に移行する。LOFT L9-3 試験のタイムシーケンスを表 4-11に示す。

(2) LOFT L9-3 試験解析の解析条件

LOFT L9-3 試験解析の解析条件について、以下に示す。

- ・ 原子炉出力、1次系圧力、2次系圧力、1次系温度等のプラント初期状態は、試験報告書の試験開始前のプラント状態とした。
- ・ 外乱条件については、試験報告書のタイムシーケンスに基づき模擬した。
- ・ 各種弁、加圧器スプレイ、加圧器ヒータ等の設備容量及び自動作動する機器の設定値については LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。
- ・ 加圧器逃がし弁及び安全弁の臨界流モデルには、Henry-Fauske モデルを使用し、弁の容量については、Henry-Fauske モデルを用いた場合の放出流量が気相放出時の設計容量となるように弁の開口面積を定め、作動条件に応じて開閉するように模擬した。
- ・ LOFT L9-3 試験結果を使用したM-R E L A P 5 コードの妥当性確認の目的は、蒸気発生器における2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達や、加圧器における気液熱非平衡、水位変化及び冷却材放出といった重要現象の妥当性を確認することを主目的としている。LOFT L9-3 試験解析においては、試験結果との比較によりこれら重要現象の妥当性を個々に確認するために、減速材密度係数をパラメータとして出力を調整することとした。なお、ドップラ係数等の減速材密度係数以外の核パラメータは、LOFT 試験装置の仕様書のデータに基づき模擬した。

(3) LOFT L9-3 試験解析の解析結果

解析結果と試験との比較を図 4-59～図 4-63に示す。

主給水流量の喪失に伴い熱除去能力が低下することにより1次冷却材温度が上昇し、加圧器インサージにより、加圧器液相部への低温流体が流入し加圧器水位が上昇する。水位上昇に伴い気相部が圧縮することにより加圧器圧力が上昇する。その後、蒸気発生器がドライアウトに至り急激に熱除去能力が低下するため、加圧器水位がさらに上昇し加圧器は満水となり1次冷却材が液相として放出される。

図 4-60及び図 4-61に示す加圧器圧力及び加圧器水位挙動から、加圧器インサージ時の気相部圧縮による加圧器圧力上昇が模擬できていることから、加圧器気液非平衡を模擬する2流体モデルは妥当といえる。

また、M-R E L A P 5コードを用いた LOFT L9-3 試験解析における加圧器からの冷却材放出は、加圧器逃がし弁及び安全弁の接続ノードに液相が到達するまでは気相臨界流で放出され、当該ノードに液相が到達した後は二相臨界流となり²、その後の加圧器満水後は液相臨界流として評価される。図 4-62に示すように、試験結果に対して加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出流量は若干少なく評価される傾向があるものの、この差が他の物理現象との重ね合わせである加圧器圧力へ与える影響は±0.2MPa程度と小さいものであり、また、種々の冷却材放出過程のいずれの期間においても加圧器水位(図 4-61)は事象初期から試験結果と差が拡大しておらず、加圧器満水状態での加圧器インサージによる圧力上昇(図 4-60)も模擬できている。従って、加圧器水位変化及び加圧器からの冷却材放出は加圧器圧力への影響が小さい範囲で模擬されており、ノード分割や2流体モデルを含めた加圧器の解析モデルの妥当性が確認できたといえる。なお、加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出流量に差が生じた要因としては、次のように考察している。図 4-62に示す加圧器逃がし弁・安全弁からの冷却材放出流量から、液相放出となり放出量が増加するタイミングは試験結果の方が数秒程度早くなっているが、加圧器圧力ピークの近傍における1次冷却材温度(図 4-59)は試験結果の方が高く、加圧器への1次冷却材流入量が多くなったため、液相放出のタイミングは試験結果の方が早いものと考えられ、また、同じ理由により加圧器圧力ピークも試験結果の方が高いため、冷却材放出量も試験結果の方が多いものと考えられる。

4.6.2節に示すとおり、LOFT 試験および実機プラントの有効性評価解析においては、加圧器逃がし弁及び安全弁の下流は、弁下流の背圧を境界として設定した1つのノードとして模擬しているが、以下にその妥当性について述べる。加圧器逃がし弁及び安全弁下流の配管は、圧力損失が十分低く、弁下流圧力は弁上流圧力の半分以下となるため、有効性評価解析の重要現象である加圧器からの冷却材放出は臨界流として放出され、弁下流の背圧の影響を受けない。具体的には、LOFT 試験設備の加圧器逃がし弁/安全弁の下流側は、配管径は臨界点である弁ののど部より大きく設計されており、また、配管を経由して十分な容量を有するサプレッションベッセルに接続されているため、背圧を低く維持できる。また実機プラントにおいても、加圧器逃がし弁/安全弁の下流側配管は、LOFT 試験設備と同様に弁ののど部より大きい配管径であり、配管接続先である加圧器逃がしタンクは、タンク圧力が一定以上高くなればラプチャーディスクが破損するため、背圧は低く維持できる。このことから、LOFT 試験および実機プラントにおける加圧器逃が

² M-R E L A P 5コードの加圧器逃がし弁/安全弁の接続ノードでは、ノード内の気相/液相を混合相として取り扱うため加圧器逃がし弁/安全弁の接続ノードに液相が流入後は二相放出となる。しかし、二相放出の期間は短期間であり、また、加圧器ノード分割の感度解析によりその影響は軽微であることを確認している。

し弁及び安全弁からの冷却材放出においては、弁下流圧力が十分低く臨界流として放出される³。したがって、LOFT 試験設備及び実機プラント共に、加圧器逃がし弁・安全弁が作動するような圧力状態では、弁下流の背圧の影響を受けることないため、弁下流の背圧を境界として設定した1つのノードとすることは妥当といえ、弁下流の影響も含め、加圧器満水時の加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出挙動を確認できているといえる。

また、3.3.1(6)②に記載の通り、加圧器逃がし弁及び安全弁は、LOFT L9-3 試験解析及び実機プラントともに臨界流モデルとして、サブクールから飽和・二相流体に対する臨界流量について理論的に立式され、各種実験データにおいてその適用性が確認されている Henry-Fauske モデルを用いており^[10]、弁の容量については、LOFT L9-3 試験解析及び実機解析ともに Henry-Fauske モデルを用いた場合の放出流量が気相放出時の設計容量と一致するように弁の開口面積を定め解析期間を通じて使用している。LOFT L9-3 試験では、加圧器逃がし弁／安全弁から放出される冷却材は、初期は加圧器気相部からの気相臨界流、加圧器満水後は液相臨界流と相変化するが、LOFT L9-3 試験解析における加圧器水位（図 4-61）及び加圧器逃がし弁・安全弁放出流量（図 4-62）は、これらの相変化に伴い試験結果と差が拡大する等の特異な傾向はないため、本解析モデルは、図 4-60に示すように加圧器圧力へ与える影響が小さい範囲(0.2MPa程度、図 4-60)で加圧器逃がし弁及び安全弁からの冷却材放出を模擬できている。

以上の LOFT L9-3 試験解析結果から、M-R E L A P 5 コードの2流体モデル、臨界流モデル及びノード分割といった加圧器モデルは妥当といえ、LOFT L9-3 試験解析で妥当性が確認された加圧器モデルは実機解析においても適用することができる。

2次側水位変化・ドライアウト及び1次側・2次側の熱伝達については、図 4-63に示すように、蒸気発生器保有水量が確保されている状態から、保有水量が減少しドライアウトに至る期間に亘り、蒸気発生器保有水量の減少に伴う伝熱量の低下傾向が模擬できているため、蒸気発生器における2流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当といえる。

(4) 加圧器及び蒸気発生器における重要現象の不確かさ

LOFT L9-3 試験解析より、M-R E L A P 5 コードの、加圧器におけるノード分割及び2流体モデル、並びに蒸気発生器における2流体モデル、伝熱管熱伝達モデル及びノード分割は妥当であり、各々個別の不確かさはそれ程大きくないと考えられる。そこで、これらのモデルの不確かさを原子炉圧力評価へ適用することを鑑みて、L6-1 試験解析同様にこれらのモデルの不確かさについて、各重要現象を評価した結果である原子炉圧力及び1次冷却材膨張量に直接影響する

³ このことを具体的に確認するため、実機プラントを対象に、加圧器逃がし弁／安全弁から加圧器逃がしタンクまでの配管を模擬し、弁上流の流体条件を実機の主給水流量喪失+ATWSの原子炉圧力ピーク近傍時の状態とし、加圧器逃がしタンクの圧力としてラプチャーディスク破損圧力を仮定し、更に弁下流の圧力損失係数を実際の配管形状に基づくものよりも大きめに仮定し、加圧器逃がし弁／安全弁からの冷却材放出時の弁下流の圧力をM-R E L A P 5 コードにより評価した。その結果、弁下流の圧力は上流側の圧力に比べ半分以下の6MPa程度までしか上昇しないため、加圧器逃がし弁／安全弁からの冷却材放出は、臨界流として放出されるといえる。

1次冷却材温度に対する不確かさとして整理する。

加圧器圧力挙動は、図 4-60に示すように概ね±0.2MPa 以内で試験結果と一致し、加圧器圧力のピーク値では約 0.1MPa の範囲で試験結果と一致している。LOFT L6-1 試験解析においても、加圧器圧力の不確かさとして±0.2MPa 程度であることを確認していることから、この±0.2MPa をM-R E L A P 5 コードの不確かさとする。

表 4-11 LOFT L9-3 試験のタイムシーケンス

事象	時刻
主給水ポンプトリップ	0 秒
加圧器スプレイ作動	約 30 秒
主蒸気流量調節弁閉止	約 67 秒
加圧器逃がし弁開	約 74 秒
加圧器水位計指示値レンジ以上	約 90 秒
蒸気発生器水位計指示値レンジ以下	約 95 秒
加圧器安全弁開	約 97 秒
加圧器安全弁閉	約 107 秒
加圧器逃がし弁閉	約 123 秒
解析終了	200 秒

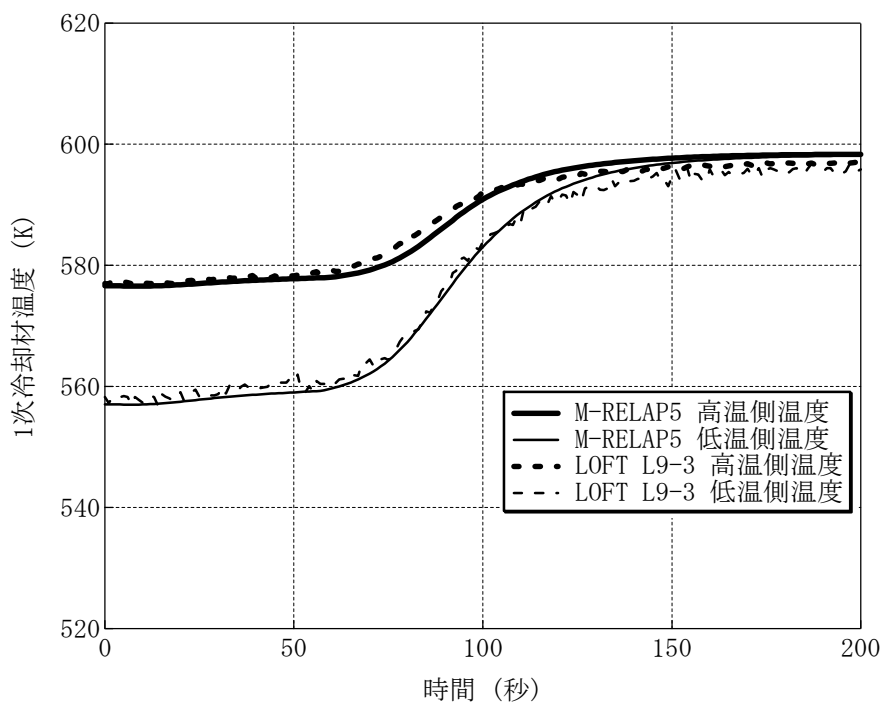


図 4-59 LOFT L9-3 試験における 1 次冷却材温度

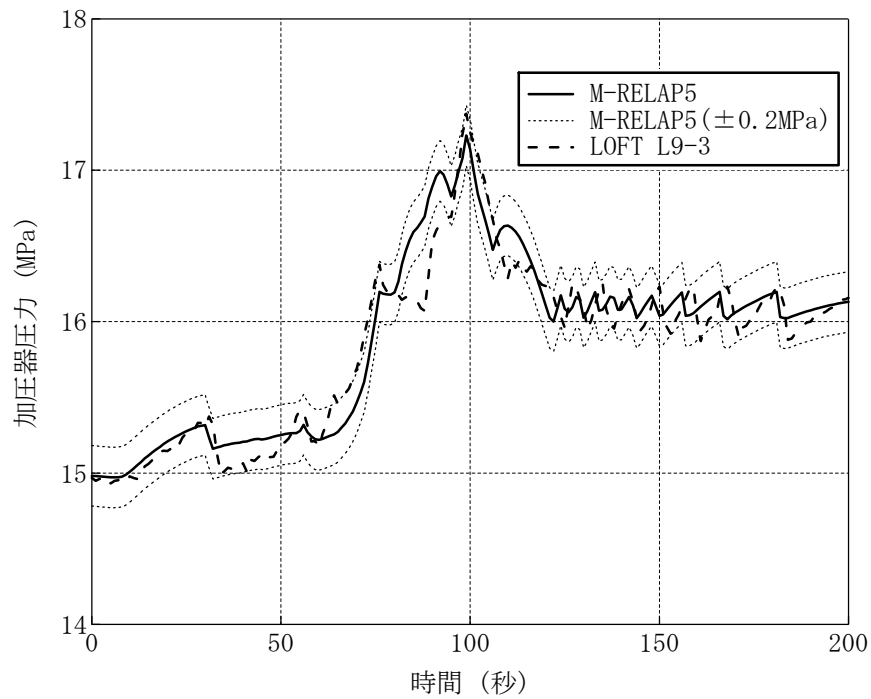


図 4-60 LOFT L9-3 試験における加圧器圧力

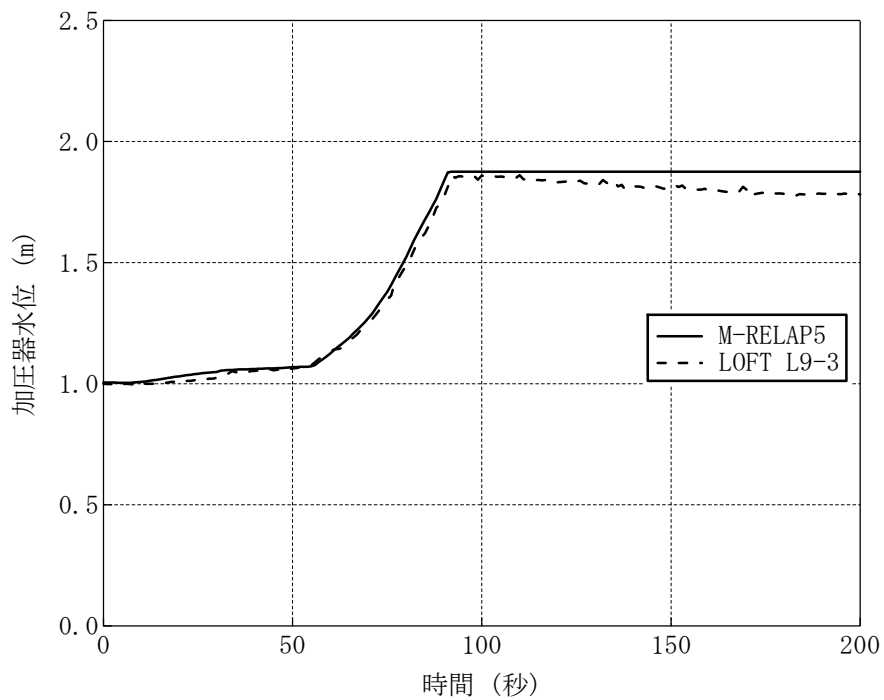


図 4-61 LOFT L9-3 試験における加圧器水位

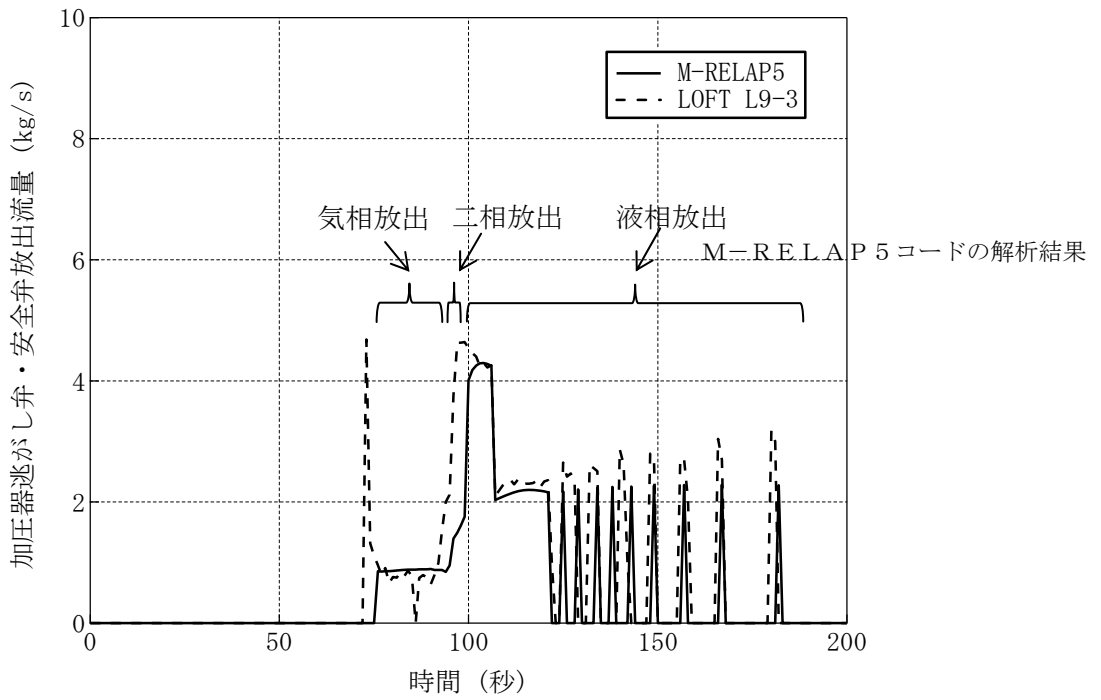


図 4-62 LOFT L9-3 試験における加压器逃がし弁・安全弁放出流量

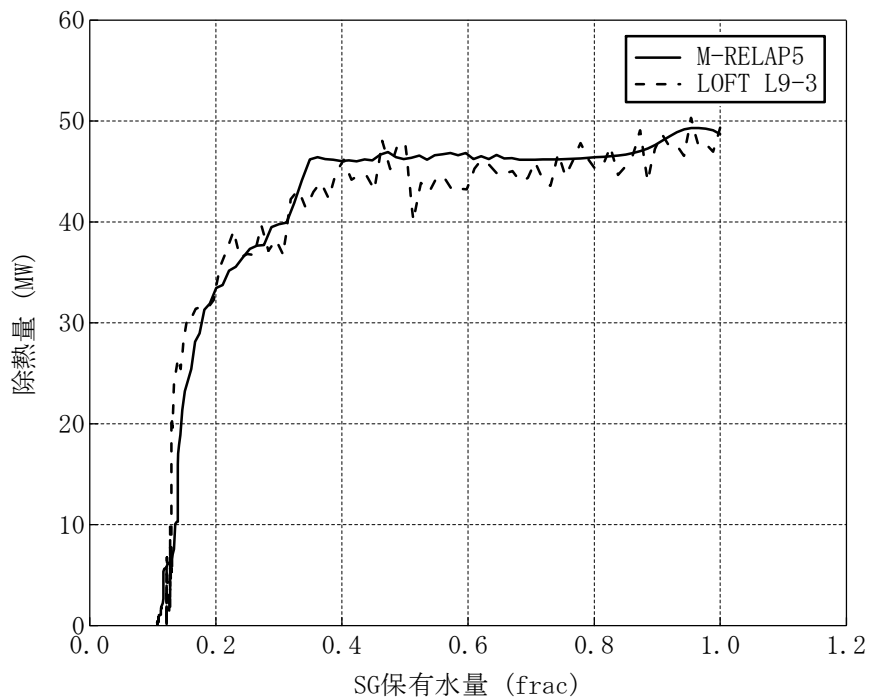


図 4-63 LOFT L9-3 試験における SG 保有水量 対 SG 除熱量
(SG 除熱量は、SG 1 次側出入口エンタルピと 1 次冷却材流量から算出)

4.7 実機での蒸気発生器伝熱管損傷（美浜2号機）

(1) 事故概要

本解析で対象とする事象は、1991年に関西電力美浜発電所2号機で発生した、蒸気発生器の伝熱管の1本が破断し、非常用炉心冷却装置（ECCS）が作動する事故である^[46]。

(2) 解析ノーディング及び解析条件

解析に用いたノーディング図を図4-64及び図4-65に示しており、各種設備容量及び自動作動する機器の設定値については設計値に基づき模擬した。炉心について、本解析では周方向に分割しており、実機の格納容器バイパス（蒸気発生器伝熱管破損）の解析においても同様に周方向に分割している（第2部 SPARKLE-2コードの図3-2及び図3-3と同じノード分割を採用）。

美浜2号機での蒸気発生器伝熱管損傷における破断位置は、図4-66に示すように「低温側第6管支持板上端部で円周に沿って破断し、分離していた。破断面は長手方向（以下、「管軸方向」という。）に対して、全体的にほぼ直角であるが、約4mmの高低差を伴っており、90度（「水質仕切板方向を0度とし、伝熱管を上から見て時計回り方向の円周直角座標での角度」、以下同じ）付近では、管支持板上端から約1mmないし2mm下方に位置していた。」と報告されており^[46]、破断面形状が厳密に直角かつ平坦でないことに伴う破断面付近における圧力損失が、破断流量へ与える影響は非常に軽微と考えられることから、M-RELAP5の検証解析では、1本の伝熱管の両端破断を仮定している。また、ここでは、蒸気発生器伝熱管からの破断流モデルの妥当性の確認、及びM-RELAP5コードの蒸気発生器伝熱管破損に対する実機適用性の確認を目的としていることから、破損側蒸気発生器の2次側圧力については、実機の計測データを境界条件とした。

(3) 解析結果及び重要現象への適用性

1次系及び2次系圧力と破損側蒸気発生器の水位について、M-RELAP5コードの解析結果と実機データの比較を図4-67及び図4-68に示す。1次系圧力応答、破損側及び健全側2次系圧力応答等の全体挙動は実機データとよく一致している。

図4-68に示す破損側蒸気発生器の水位は、原子炉トリップ及びタービントリップにより、蒸気発生器伝熱管部2次側のボイドがつぶれることから水位は一旦下がり、その後崩壊熱による蒸気発生器内のボイド生成により若干水位が増加した後、1次系からの漏えいにより水位が上昇する。ボイド生成により若干水位が上昇する期間においては、蒸気発生器水位の絶対値はM-RELAP5コードと実機データに差が生じており、これは、蒸気発生器ダウンカマー部は二相状態にある伝熱管部と水頭が釣り合った状態にあり水位が定まるが、伝熱管部のボイド量は圧力等の微少な差で大きく変動すると考えられること、水位計測スパンが約4m弱と狭く差が大きく表れることが原因と考えられる。その後の1次系からの漏えいにより水位が上昇している期間においては、破損側蒸気発生器の水位の上昇割合は良く一致している。原子炉トリップ及びタービント

リップ後の、給水が停止され蒸気発生器から蒸気がほとんど放出されていない状態においては、蒸気発生器内は気相と液相が明確に分離された状態であると考えられ、蒸気発生器水位上昇は幾何形状と破断流量により定まる。図 4-69に示す破断流量の推移から、1次系からの漏えいにより水位が上昇している期間は、差圧流により流出していることになるため、差圧流の破断流量は妥当と判断できる。

また、臨界流の破断流量については、図 4-69に示す破断流量の推移に応じた加圧器圧力の推移となっており（図 4-67）、加圧器圧力の推移は実機測定データと良く一致していることから、臨界流による破断流量についても適切な予測ができていたといえる。

従って、臨界流から差圧流に移行し、漏えい停止するまでの破断流挙動は、破断流量の推移に応じた破損側蒸気発生器水位の上昇挙動及び1次系圧力挙動が良好な一致を示していることから、M-R E L A P 5 コードは臨界流から差圧流に至る破断流に対して適切な予測ができていたといえ、重要事故シーケンスである格納容器バイパス（蒸気発生器伝熱管破損）においても、1本の伝熱管の両端破断時の破断挙動を模擬できるといえる。

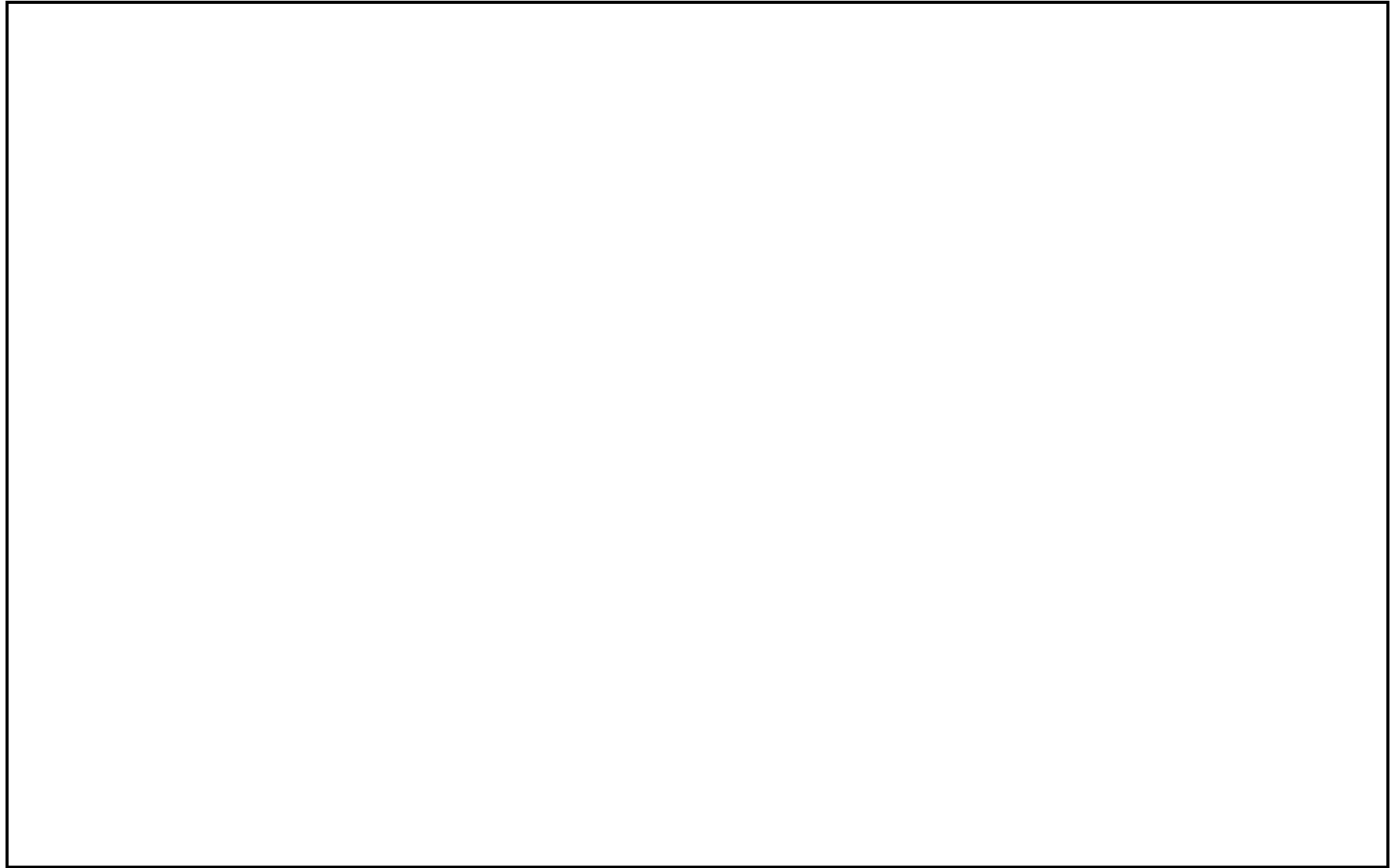


図 4-64 実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析のノーディング図

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

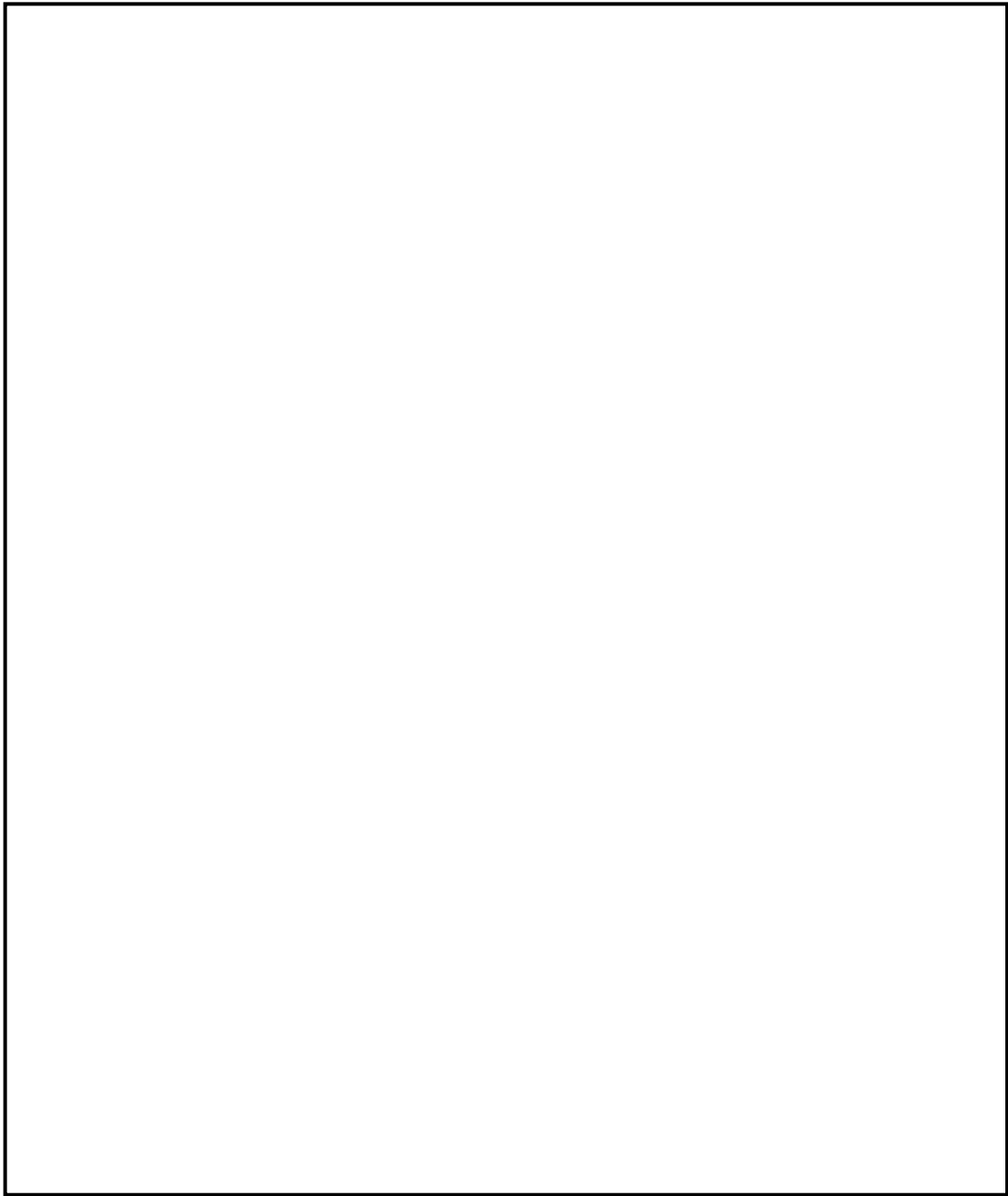


図 4-65 実機での蒸気発生器伝熱管損傷解析のノーディング図（損傷伝熱管の模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

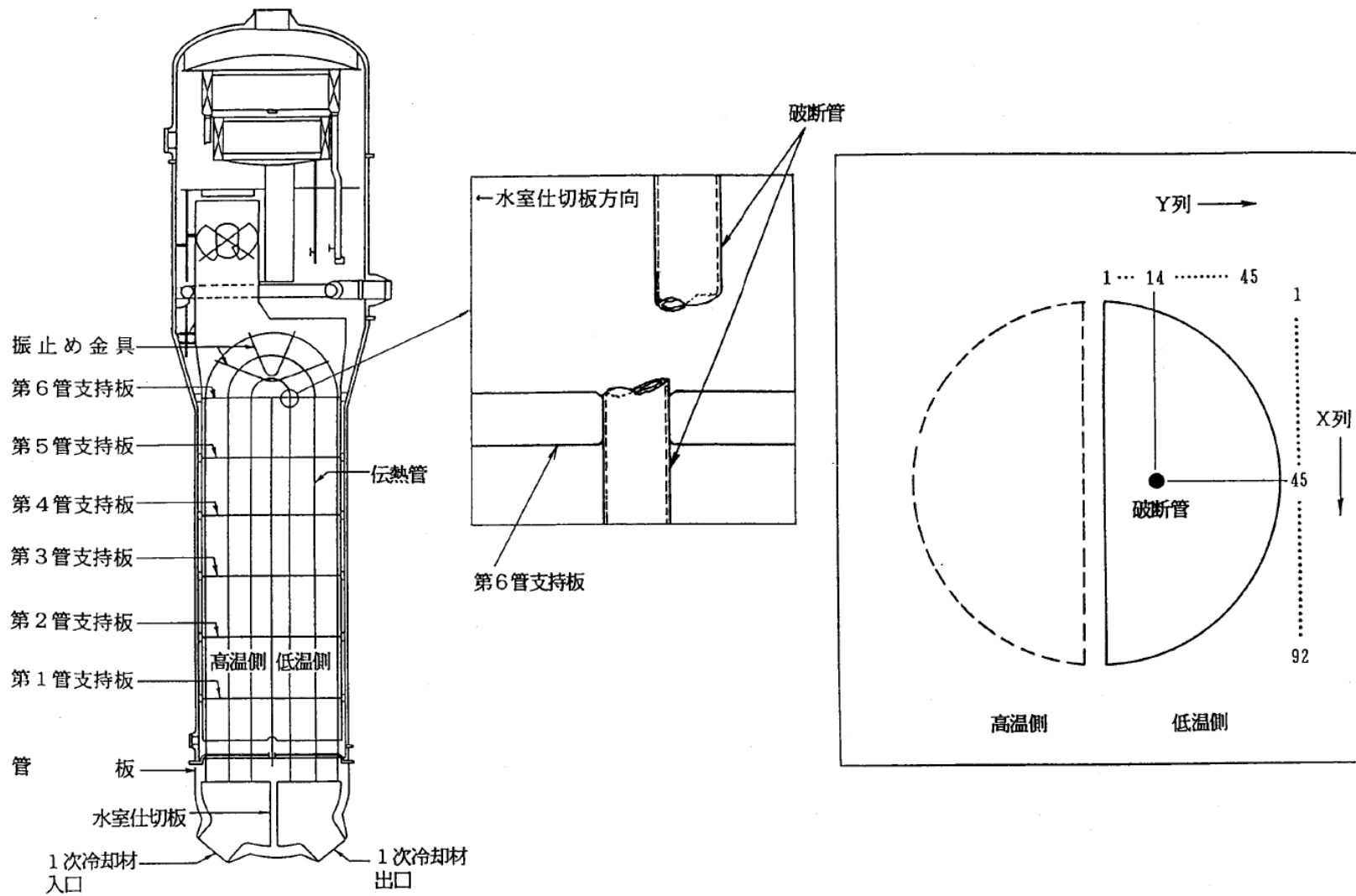


图 4-66 蒸汽发生器传热管破断位置^[46]

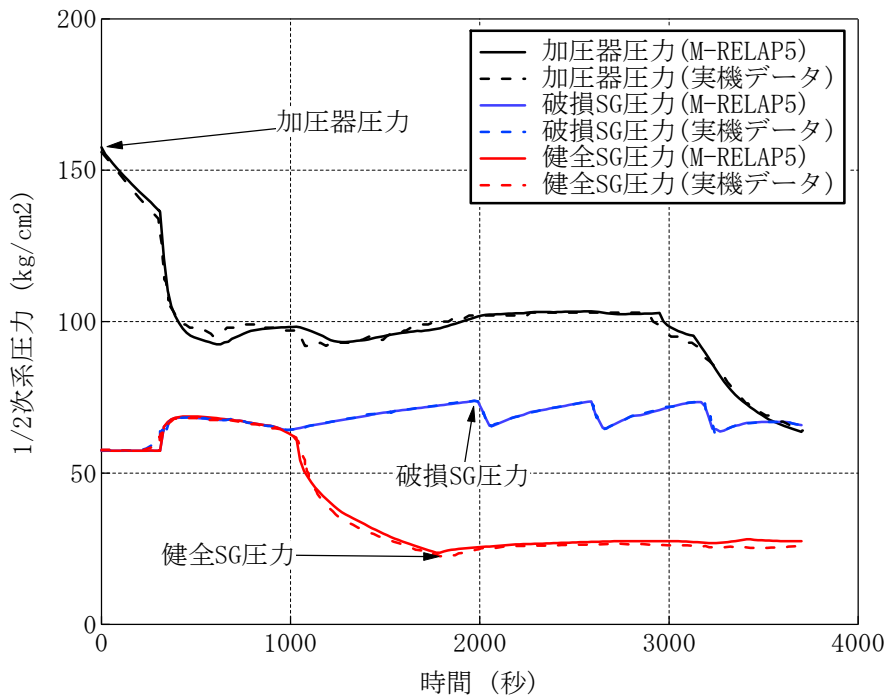


図 4-67 蒸気発生器伝熱管損傷における 1・2 次系圧力

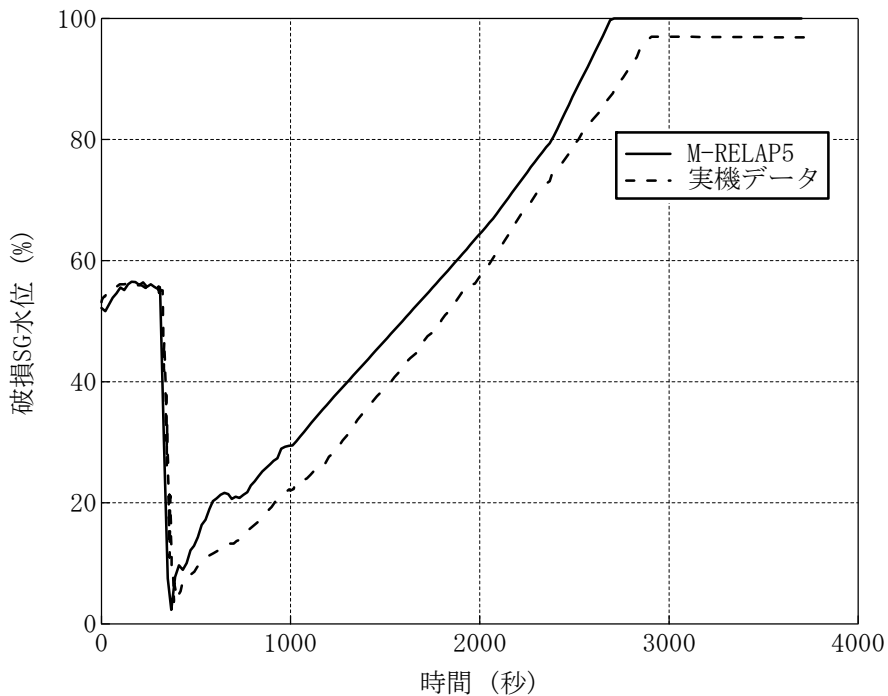


図 4-68 蒸気発生器伝熱管損傷における破損側蒸気発生器水位の応答

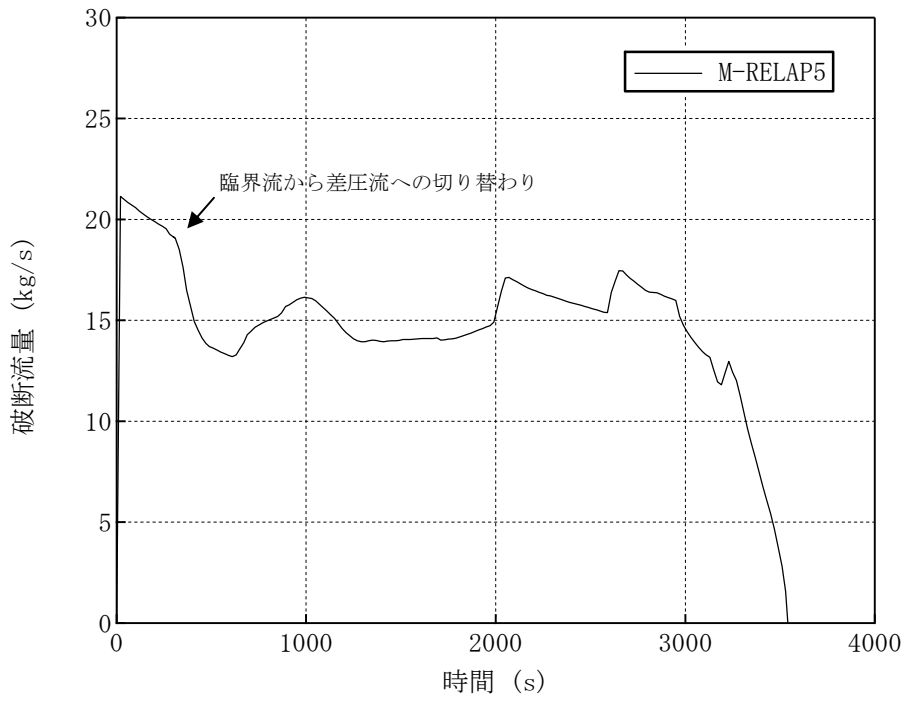


図 4-69 蒸気発生器伝熱管損傷における破断流量の応答

4.8 実機解析への適用性

4.8.1 重要現象への適用性

以下に、M-R E L A P 5 の重要現象への適用性の妥当性確認について記述する。

(1) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化、気液分離・対向流）

ORNL/THTF の試験解析により、M-R E L A P 5 が炉心の二相水位を精度よく予測することを確認した。試験の測定高さとのノードを合わせるために、ORNL/THTF の試験解析では細かいノーディングを採用している。しかし、実機ノーディングも十分に細かいため、本ノーディングで得られた結論は実機ノーディングにも適用できる。

また、ROSA/LSTF の試験解析により、M-R E L A P 5 が蒸気発生器出口配管での残存水を多く予測することにより、炉心水位を低めに予測することを確認した。この不確かさは有効性評価解析で対象とするシーケンスにおいて影響する可能性がある。具体的には、M-R E L A P 5 は ECCS 注水機能喪失において、ボイルオフによる炉心水位の低下開始を数百秒早く予測する可能性がある。

以上より、流動の不確かさにより、M-R E L A P 5 は炉心水位の低下開始を数百秒早く予測する可能性があるものの、炉心が露出した場合の炉心の二相水位を精度よく予測し、沸騰・ボイド率変化、及び気液分離・対向流に適用できる。

(2) 燃料棒表面熱伝達

膜沸騰熱伝達モデルについて、Bromley、修正 Dougall-Rohsenow の相関式を用いているため、炉心熱伝達についてM-R E L A P 5 が低く予測し、被覆管温度を高く予測していることをORNL/THTF の試験解析より確認した。また、ROSA/LSTF の試験解析のループシールのヒートアップ挙動より同等のものを確認している。

以上より、M-R E L A P 5 は被覆管温度を高く予測するため、燃料棒表面熱伝達に適用できる。

(3) 冷却材流量変化（自然循環時）

M-R E L A P 5 が2次系強制冷却の運転操作時の自然循環流量、炉心水位の回復挙動を良く模擬していることをPKL/F1.1の試験解析より確認した。PKLの試験装置は、自然循環特性に影響が大きいエレベーションについては実機と同程度であるため、PKLの試験解析で確認できたことは実機スケールにも適用できる。PKLは炉心のヒートアップに着目した試験では無いため、炉心のノード分割は実機解析のノーディングより粗い。試験測定と合わせるために、蒸気発生器伝熱管について3本分模擬しているが、有効性評価解析では蒸気発生器伝熱管での不均一な流れは重要ではないため、複数本の伝熱管を模擬する必要はない。また、試験装置の配管は細く、相対的にL/Dが大きいので、配管の分割は細くなっている。上記の通り、PKLのノード分割は実機のノード分割と違う部分があるが、自然循環の妥当性確認には影響が大きいわけではないため、

PKL の試験解析で得られた結論は有効性評価解析に適用できる。

以上より、M-RELAP5 は 2 次系強制冷却の運転操作時において、自然循環時の冷却材流量変化に適用できる。

(4) リフラックス冷却（1 次系の気液分離・対向流）

リフラックス冷却状態は炉心発生蒸気量と蒸気発生器での凝縮量のバランスに依存する。蒸気発生器での除熱については、本章の(8)に記載している。また、炉心で発生する蒸気量は崩壊熱に依存するが、実機解析では適切な崩壊熱モデルを設定する。2 次側強制冷却操作により、1 次側で発生した凝縮水について、炉心からの蒸気により落水が阻害される可能性があり、M-RELAP5 では、炉心で発生する蒸気流量、及び CCFL のモデルにより蒸気発生器での蓄水が模擬される。有効性評価解析においては、形状に応じた CCFL モデルを使用し、崩壊熱モデルにより適切に炉心での発生蒸気量を計算するため、蒸気発生器での蓄水の計算は妥当である。なお、有効性評価解析においては、蒸気発生器伝熱管の入口、蒸気発生器入口に CCFL を設定しており、蒸気発生器伝熱管入口の CCFL については、小さい径の管に適用できる Wallis^[37]の考えに基づいた係数を設定し、蒸気発生器入口の CCFL は、実機の高温側配管と同等の配管径を持つ UPTF の実験^[39]から得られた係数を設定している。さらに、実機スケールでは蒸気発生器伝熱管本数が多いため、多次元効果を考慮した場合、試験スケールよりも落水しやすい傾向にあるため、炉心水位回復・炉心冷却を阻害する影響は小さい。

また、3.3.2(1)に記載してある通り、リフラックス冷却での高温側配管からの落水時に炉心での不均一な冷却が存在した場合でも、M-RELAP5 は改良 AECL-UO Look-up Table を採用しているため、ROSA 試験及び実機スケールにおいて燃料被覆管のヒートアップを模擬できる。なお、実機解析においては、リフラックス冷却中に炉心水位が発熱長上端より低下することは無く、水位は上部プレナムの高い位置に維持されているため、リフラックスでの落水が不均一であったとしても、落水により水位が維持されることにより、不均一なヒートアップは発生しない。

以上より、M-RELAP5 は 2 次系強制冷却の運転操作時において、リフラックス時の物理挙動、炉心での不均一な冷却が存在する場合のヒートアップ挙動を模擬できる。

(5) 1 次系からの冷却材放出

LOCA のような 1 次系から大気圧雰囲気への冷却材の放出については、Marviken の試験解析より二相臨界流量について過大評価している。

また、蒸気発生器伝熱管損傷のような 1 次系から 2 次系への冷却材の放出について、実機美浜 2 号機の事故時解析により、破損 SG 水位の上昇速度が M-RELAP5 と実機データで同等であり、放出流量は精度よく計算できていることが分かる。

1 次系からの冷却材放出は不確かさが大きいですが、5.1 節に後述している通り、有効性評価解析

ではスペクトル解析を実施することで不確かさの被覆管温度への影響について評価・考察する、漏洩量に関して過大評価するように入力設定をする、または、漏洩量を大きく評価するように入力を設定するため、M-R E L A P 5は1次系からの冷却材放出に適用できる。

(6) 加圧器の気液熱非平衡、水位変化、加圧器からの冷却材放出

LOFTの試験解析より、加圧器圧力及び加圧器水位挙動から、加圧器インサージ時の気相部圧縮による加圧器圧力上昇が模擬できていることから、加圧器気液非平衡を模擬する2流体モデルは妥当といえる。また、加圧器からの冷却材放出は、初期は気相臨界流で放出され、その後二相臨界流、液相臨界流と推移する。このように、LOFT L9-3試験解析では種々の冷却材放出過程を経るが、何れの期間においても、加圧器水位は事象初期から試験結果と差が拡大しておらず、加圧器満水状態での加圧器インサージによる圧力上昇も模擬できていることから、加圧器水位変化及び加圧器からの冷却材放出が模擬できている。

2次冷却系からの除熱機能喪失では、炉心損傷防止対策としてフィードアンドブリード運転を実施する。フィードアンドブリード運転では加圧器逃がし弁を手動で開き、1次系を減圧させるが、この時の高温側配管での気相と液相の相互作用が加圧器逃がし弁での放出のクオリティに影響する。加圧器に向かう高温側配管での二相流の確認のため、7MPa以上の圧力での、ROSA試験解析における気液の並行流・対向流の幅広い流動において高温側配管での密度又は水位を確認した。7MPa以上の圧力では、有効性評価解析でのフィードアンドブリード運転において加圧器の弁からの二相放出の可能性がある。M-R E L A P 5は並行流では減圧に伴う高温側配管での密度又は水位の低下を精度よく計算できるため、ボイド率の上昇を模擬できている。しかし、対向流においては、気液界面摩擦を小さく計算することにより、原子炉容器への落水を多く計算し、密度を小さく計算し、ボイド率を大きく模擬する結果となった。有効性評価解析のフィードアンドブリード運転では、高温側配管の流れは並行流が主流であり、高温側配管のボイド率計算の不確かさは大きくない。

M-R E L A P 5による実機PWR解析における、フィードアンドブリード運転中の高温側配管・加圧器サージ管の挙動について説明する。加圧器逃がし弁を開放する前は高温側配管は水単相となっており、1次系の圧力は加圧器逃がし弁の設定圧である16MPa程度で推移している。加圧器逃がし弁を開放することで、1次系の圧力が急減し、約10MPa程度まで低下し、高温側配管は二相化し、ボイド率は約0.2となる。その後は加圧器逃がし弁からはほぼ液単相のみが流出し、炉心での蒸気発生による圧力上昇を逃がせないため1次系圧力は上昇に転じる。M-R E L A P 5では、高温側配管の液相が加圧器逃がし弁から流出し高温側配管の水位が低下した後、高温側配管から加圧器サージ管を通り加圧器逃がし弁から減圧するのに十分な蒸気量(炉心発生蒸気以上の蒸気量)が流出し始め、1次系圧力が低下に転じる。加圧器逃がし弁を開放し、高温側配管が二相化するまでの挙動については、M-R E L A P 5は実際に実機で発生する状況を良く模擬していると考えられる。高温側配管が二相化した後の、高温側配管及び加圧器サージ管で

の流況及びM-RELAP5でのモデルの取り扱いを図 4-70に示す。高温側配管では、原子炉容器側から加圧器サージ管に向けて、気液が並行流で流れているが、並行流状態での高温側配管のボイド率（気液割合）の不確かさは、ROSA 試験で確認した通り大きくない。M-RELAP5による実機解析では、高温側配管の主流方向は、水平流の流動様式が適用され、流体が十分低速でありボイド率が約 0.2 の状態で水平層状流となっている。水平層状流となっているため、高温側配管からサージラインへの流れについては、実際には蒸気による水の巻き込み（エントレイン）があったとしても、蒸気の方が多くサージ管側に流れ込む。M-RELAP5においても、エントレインを考慮した蒸気が優先して流れる主配管から枝管への流れを取り扱うことは可能である。しかし、有効性評価解析においてはそのような模擬とはせず、高温側配管とサージ管を接続するジャンクションでは、上流側ノードである高温側配管のボイド率を使用し流動を計算する。ジャンクションの流動の気液割合には高温側配管のボイド率である約 0.2 が使用される。つまり、高温側配管のボイド率状態の二相混合流体（気泡流）がサージ管に流れ込む模擬となっており、液相が多くサージ管方向に流出し、気相が流出しづらくなるため、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。

また、主配管から枝管への接続部は、M-RELAP5による計算では流路径が小さいこと及び垂直流の流動様式が適用され気泡流となることから界面摩擦が大きく、そのため、気相と液相の流速がほぼ同じであり、均質流に近い状態でサージ管に流れ込む模擬となっている。

これら2つの効果を考慮すると、実際には、M-RELAP5の結果よりも蒸気放出量が多くなり、減圧が早くなる。そのため、有効性評価解析でのフィードアンドブリード運転時には、不確かさの範囲内で最も蒸気が高温側配管からサージ管へ流れにくい模擬となっており、加圧器の弁からの蒸気放出が小さいため減圧しづらく、ECCS からの注入が遅れ、炉心が露出しやすい評価となる。

(7) 強制注入系特性、蓄圧タンク注入特性

M-RELAP5がECCS注入流量を正しく模擬できていることがPKL/F1.1試験解析より確認した。ただし、ECCS注入流量については、実機解析においては適切なポンプ特性（Q-Hカーブ）を設定し、注入先の圧力に応じて適切な流量が注入されるように入力するため、妥当性確認は不要である。

ROSA/LSTFの試験解析により、2次系強制減圧による1次系の減圧に不確かさがあり、蓄圧タンク注入開始に不確かさがあるものの、M-RELAP5が蓄圧タンク流量を正しく模擬できていることを確認した。有効性評価解析においては、入力にて蓄圧タンクの初期圧力・水量・水温の不確かさを考慮することにより、M-RELAP5は蓄圧タンク注入特性に適用できる。

(8) 1次側・2次側の熱伝達

ROSA/LSTF SB-CL-39では、減圧操作時の1次系の減圧時に、最大で0.5MPaの不確かさが

あり、M-RELAP5では試験と比較し減圧が遅い。これは、M-RELAP5では、蒸気発生器のボイラー部、伝熱管ともに1本の流路で模擬しているため、多次元効果を考慮できないためと考えられる。PKL/F1.1の試験解析では、試験体系が小さいこともあり、減圧操作時の1次系の減圧挙動を模擬できている。

LOFTの試験解析より、加圧事象での1次系温度・圧力をそれぞれ2℃、0.2MPaの不確かさで模擬できている。

(9) 2次側水位変化・ドライアウト

LOFT L9-3の試験解析において、図4-63に示されている通り、蒸気発生器保有水量に対する除熱量について、M-RELAP5は不確かさが小さい。つまり、M-RELAP5の計算では蒸気発生器保有水量の不確かさは小さいと言える。M-RELAP5は2次側水位変化に対するドライアウト特性に適用できる。

4.8.2 有効性評価解析のノーディングの妥当性

実機解析に用いるノード分割は、3.4節で述べた考え方にに基づき設定したものである。その妥当性について、以下に考察する。

破断口が存在する低温側配管のノード分割はMarvikenの試験解析で設定したノードサイズのL/Dに従って採用したため、1次系からの冷却材の放出の観点から妥当性が確認されたノード分割である。

ROSA/LSTFの試験解析で設定したノードサイズ蒸気発生器、炉心のノード分割は実機解析と同等の細かさである。ROSA/LSTFのクロスオーバーレグは実機に対し径が小さいが高さは同等であるため、L/Dが大きい。ノードのL/Dを実機と合わせるため、及びループシールの形成解除を精緻に計算するために、クロスオーバーレグのノード分割は実機ノーディングより細かい。有効性評価解析で対象とするシーケンスでは、ループシールは被覆管温度に対して重要でないため、有効性評価解析においては、3.4節のノードの細かさで十分である。

加圧器及び蒸気発生器のノード分割は、LOFT L6-1試験解析及びLOFT L9-3試験解析により、詳細に分割することにより重要現象が適切に評価できることを確認した。実機解析のノード分割を決定するにあたっては、LOFT L6-1試験及びLOFT L9-3試験で用いたノード分割を基に、より詳細にノードを分割した感度解析も実施し、十分な分割数であることを確認の上決定している。また、4.6.4節で考察したとおり、有効性評価解析における加圧器逃がし弁/安全弁からの冷却材放出は臨界流となることから、加圧器逃がし弁/安全弁の下流ノードは、LOFT L9-3試験解析と同様に背圧を境界として設定した1つのノードで模擬することで問題ない。

従って、ノード分割による不確かさについても、本章の妥当性確認により得られた不確かさに包含されているものと考えられる。

4.8.3 試験装置のスケーリング及び2,3,4ループプラントへの適用性

(1) 個別効果試験

M-R E L A P 5の妥当性確認として、個別効果試験であるORNL/THTF、Marviken、総合効果試験であるLOFT、ROSA/LSTF、PKLの試験装置を使った試験を選定した。ORNL/THTFはロッドピッチ、ロッド径、発熱長高さについて、実機と同等スケールの試験装置であるため、試験解析で得られた結論は2,3,4ループプラントへそのまま適用できる。Marvikenで確認している1次系からの冷却材の放出については、破断面積に係わらず質量流束は同じであるため、試験解析で得られた結論は2,3,4ループプラントへそのまま適用できる。総合効果試験の試験装置は、各試験解析の章で記載している通り、4ループPWRの過渡挙動を模擬するように設計されているため、試験解析にて得られた結論は4ループPWRへ適用できる。以下に、2,3ループプラントへの適用性について記述する。

(2) ループ数の影響

2,3,4ループの主な違いとしては、炉心出力、1次冷却材体積、加圧器気相部体積及びSG2次側保有水量の違いがあげられる。2,3,4ループプラントの原子炉出力と1次冷却材体積、加圧器気相部体積及びSG2次側保有水量の関係を、試験装置での値と合わせて、図4-71～図4-73に示す。ループ数によらず、原子炉出力と1次冷却材体積、加圧器気相部体積及びSG2次側保有水量の比は同等である。

炉心出力と加圧器気相部体積比、炉心出力とSG2次側保有水量比は、2,3,4ループで同等であることから、重要事故シーケンスにおけるプラント挙動において、主給水流量喪失に伴うSG2次側での除熱量の低下、それに伴う1次系の冷却材温度上昇、圧力上昇といった各パラメータの過渡変化の様相は同等となる。また、運転員によるSG2次側強制冷却操作についても、出力に対する除熱能力は2,3,4ループで同等である。

(3) LOFTの適用性

過渡事象やATWSの妥当性確認として実施しているLOFT試験は、4ループPWR相当（実際は2ループでSGを1:3体積比で模擬）であるが、SG2次側での除熱量の低下挙動について、出力に対する除熱能力は2,3,4ループ、及びLOFT試験装置で同等であるため、LOFTの試験解析で得られた結論は、2,3,4ループPWRすべてに適用できる。

(4) ROSAの適用性

小破断LOCA現象に対するコードの妥当性確認として実施しているROSA試験は、4ループPWR相当（2ループ試験装置で体積が4ループ相当）であるが、小破断LOCAで見られるループシール、ボイルオフといった現象はループ数に関係なく発生し、それらの現象について、M-R E L A P 5は炉心水位を最適又は低く計算し、炉心熱伝達については小さく計算することを確

認しているため、2,3,4 ループ PWR すべてに適用できる。

(5) PKL の適用性

小破断 LOCA 後に運転員による SG 2 次側強制冷却操作、及びそれにより生じるリフラックス凝縮現象のコードの妥当性確認として実施している PKL 試験は 4 ループ試験装置であるが、この試験解析で重要である SG での除熱については、出力に対する除熱能力は 2,3,4 ループで同等であるため、2,3,4 ループすべてに適用できる。

(6) ループ間のアンバランスの有無

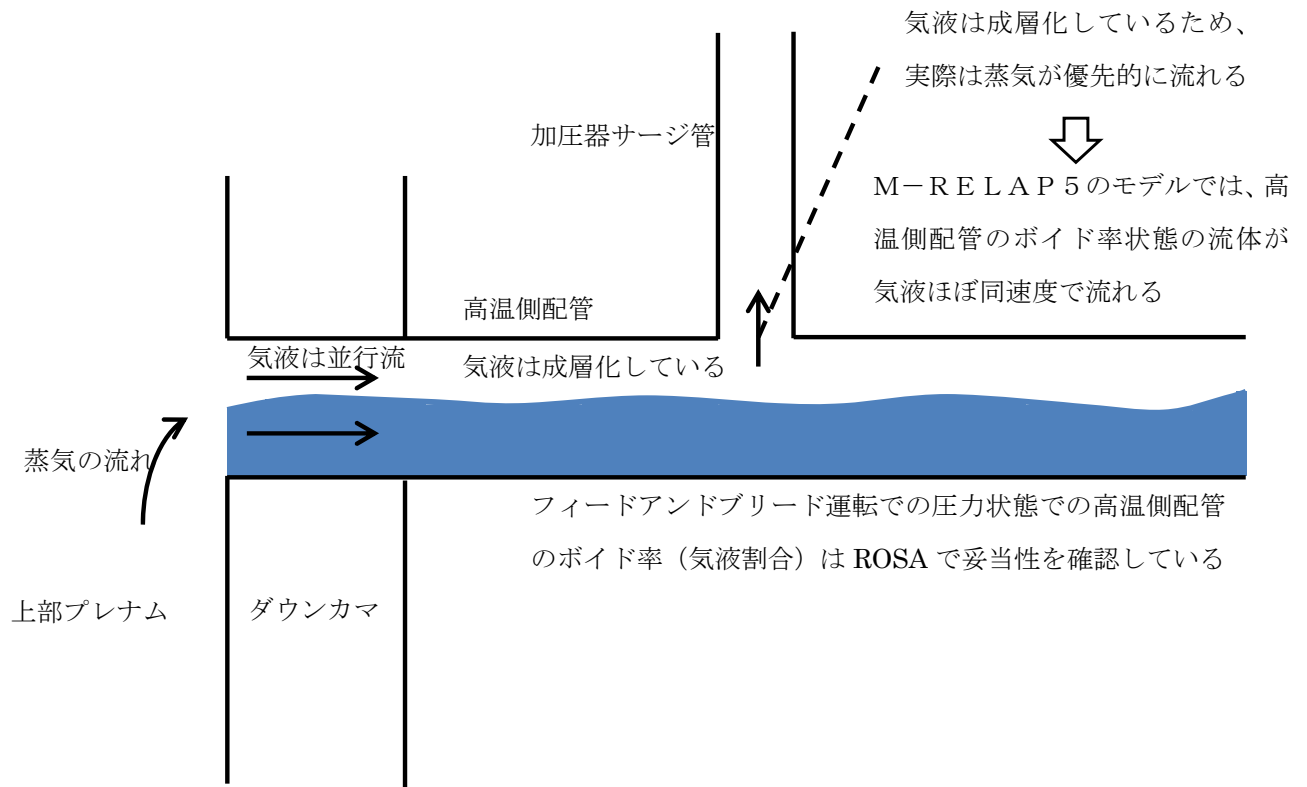
さらに、過渡事象（小破断 LOCA）時の各健全ループの差異を確認するため、PKL/F1.1 試験のループ 2～4（健全ループ）のループ流量、SG 水位（高温側・低温側）を図 4-74～図 4-76 に示す。いずれの図においてもループ間の差異はほとんど見られない。1 ループに外乱・破断等が発生した場合に、外乱の無いループについては同じような挙動を示すといえる。4 ループの試験装置で得られた結論を 3、2 ループに適用することは問題ないと言える。

4.8.4 まとめ

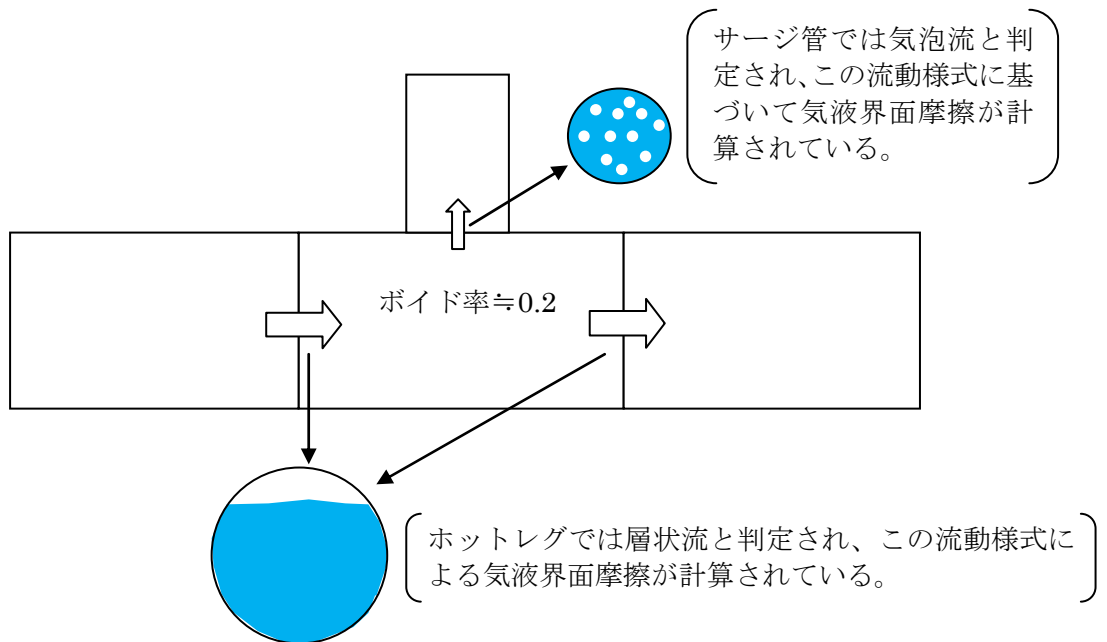
以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、2,3,4 ループ共通の妥当性確認として適用性を有するとともに、本章の妥当性確認より得られた不確かさについても、実機 PWR の有効性評価解析に適用できると言える。重要現象に対する M-R E L A P 5 コードの不確かさを表 4-12 に示し、実機解析における不確かさの取り扱いを 5 章にて述べる。なお、M-R E L A P 5 コードの ECCS 再循環機能喪失への適用性について、添付 2 に記載する。

表 4-12 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心	崩壊熱	崩壊熱モデル	不要	入力値に含まれる
	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル	ORNL/THTF ROSA SB-CL-18	0%~40%
	被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル	不要	95%信頼区間の上限
	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	ボイドモデル 流動様式	ORNL/THTF ROSA SB-CL-18	炉心水位：0m~0.3m コードでは、炉心水位低下が数 百秒早く評価する可能性あり
1次冷却系	冷却材流量変化（自然循環時） 圧力損失	壁面熱伝達モデル 運動量保存則	PKL/F1.1	約 20%過大評価
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	破断流モデル	Marviken 実機での蒸気発生器伝熱管 損傷（美浜2号機）	サブクール臨界流：±10% 二相臨界流：-10%~+50%
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	2流体モデル 壁面熱伝達モデル	ROSA/LSTF SB-CL-39 PKL/F1.1	原子炉圧力：0~+0.5MPa
	気液分離・対向流	流動様式	ROSA/LSTF SB-CL-39 PKL/F1.1	原子炉圧力：0~+0.5MPa (凝縮量または熱伝達の不確か さについて、1次系圧力で定量 化)
	ECCS 強制注入（充てん系含む）	ポンプ特性モデル	PKL/F1.1	入力値に含まれる
	ECCS 蓄圧タンク注入	蓄圧タンクの非凝縮性ガス	ROSA/LSTF SB-CL-18 ROSA/LSTF SB-CL-39	入力値に含まれる
加圧器	気液熱非平衡	2流体モデル	LOFT L6-1 LOFT L9-3	1次冷却材温度：±2℃ 原子炉圧力：±0.2MPa
	水位変化	2流体モデル	LOFT L6-1 LOFT L9-3	
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル	LOFT L9-3	
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	壁面熱伝達モデル	ROSA/LSTF SB-CL-39 PKL/F1.1 LOFT L6-1 LOFT L9-3	減圧時 原子炉圧力：0~+0.5MPa 加圧時 1次冷却材温度：±2℃ 原子炉圧力：±0.2MPa
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル	不要	入力値に含まれる
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル	LOFT L9-3	ドライアウト特性を適切に模擬 1次冷却材温度：±2℃ 原子炉圧力：±0.2MPa
	2次側給水（主給水・補助給水）	ポンプ特性モデル	不要	入力値に含まれる



(1) M-RELAP5 の結果から推測される実機での流況



(2) M-RELAP5 でのモデルの取り扱い

図 4-70 実機 PWR 解析におけるフィードアンドブリード運転中の高温側配管の流況

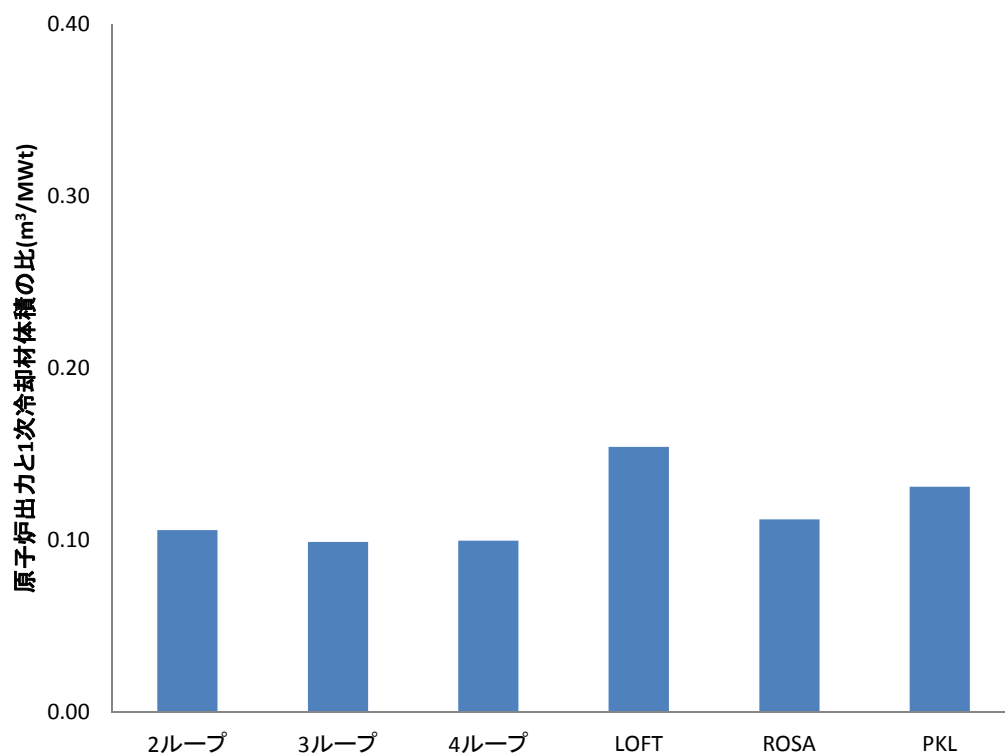


図 4-71 原子炉出力と1次冷却材体積の比

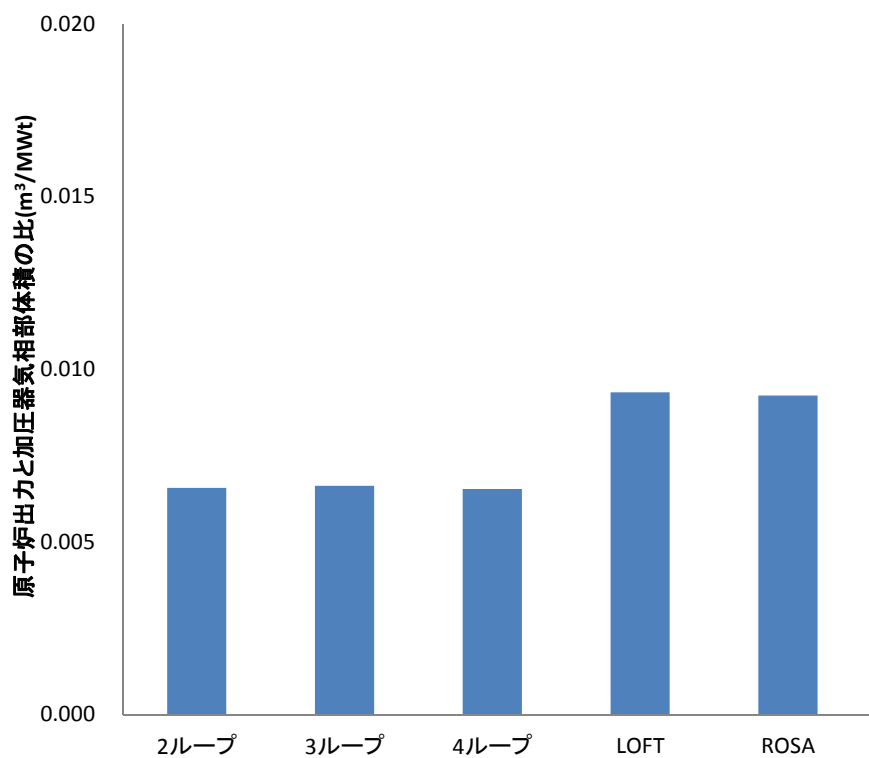


図 4-72 原子炉出力と加圧器気相部体積の比

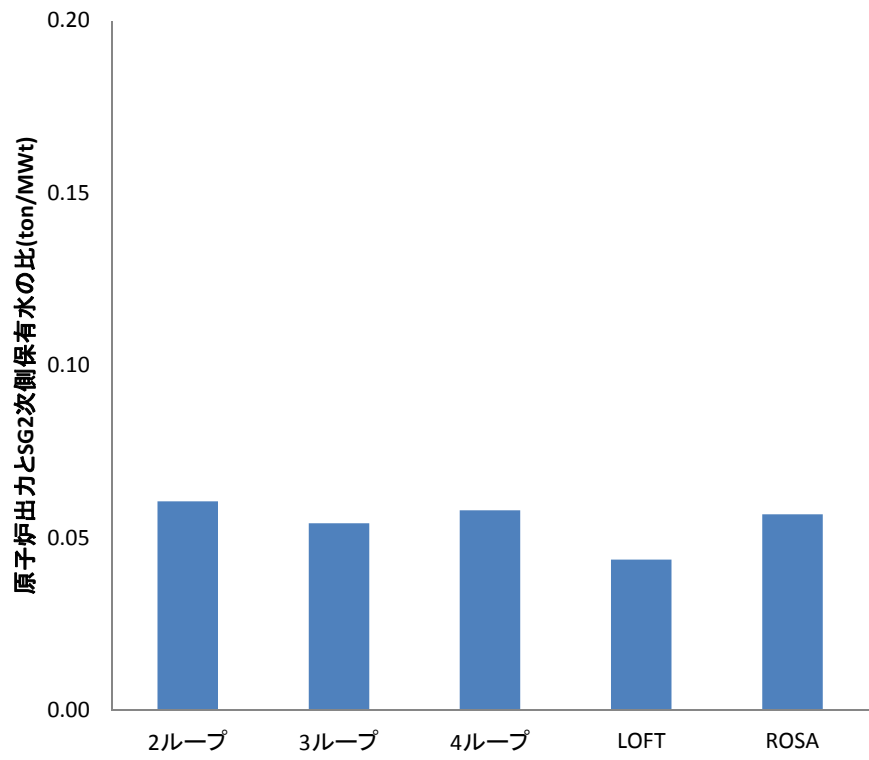


図 4-73 原子炉出力と SG 2 次側保有水量の比

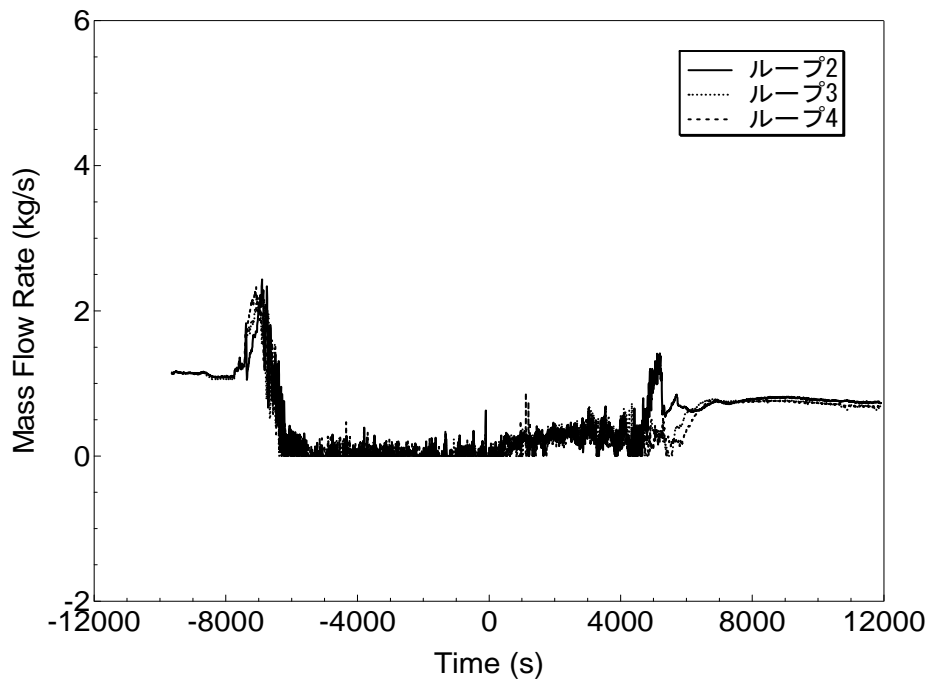


図 4-74 ループ流量

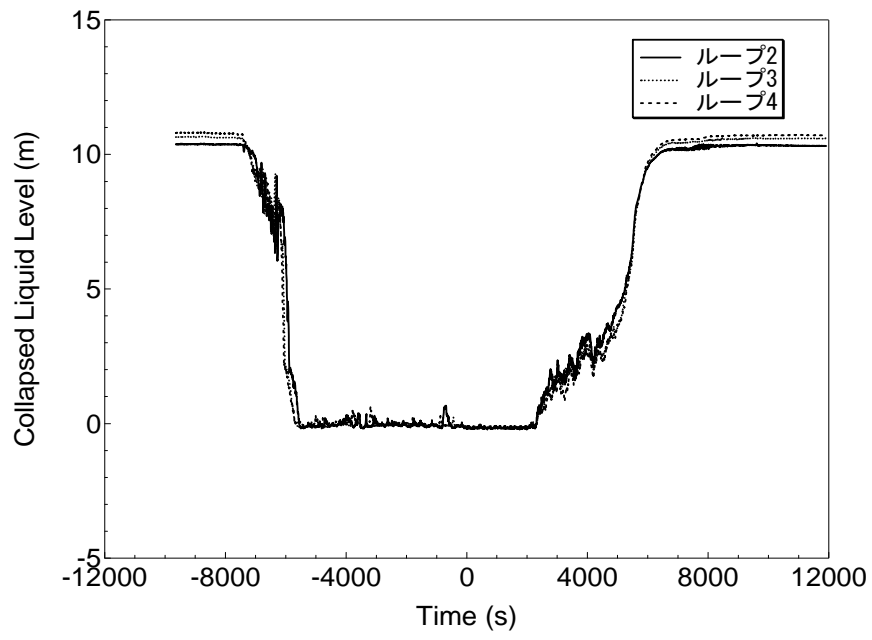


図 4-75 蒸気発生器高温側水位

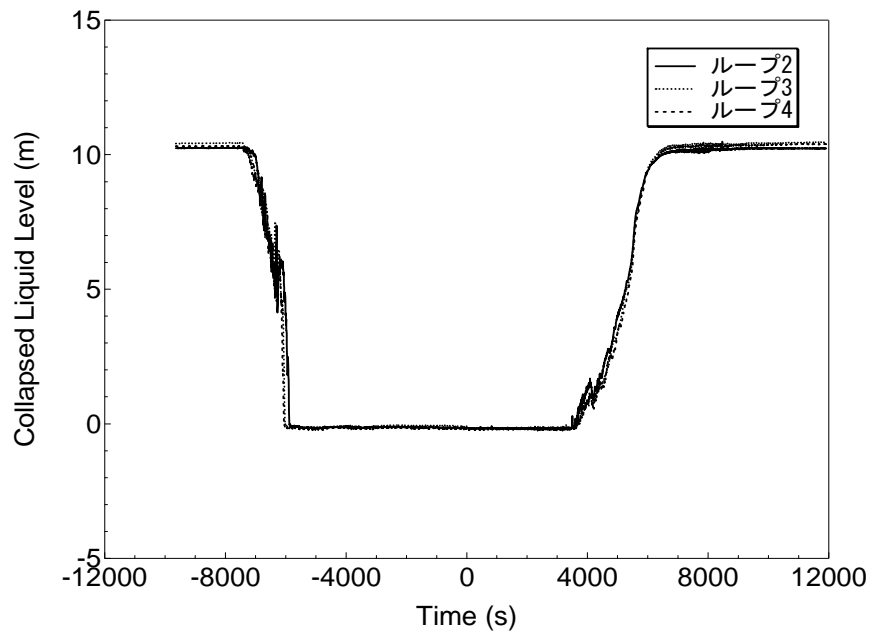


図 4-76 蒸気発生器低温側水位

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した試験解析をふまえ、重要現象についての不確かさ、及びその不確かさが評価指標の視点と運転操作の視点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1に纏めた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

M-R E L A P 5 で取り扱う評価指標は被覆管温度、漏洩量、炉心水位である。漏洩量については、1次冷却系からの冷却材放出の不確かさに依存する。炉心水位は炉心での沸騰・ボイド率変化、及び気液分離・対向流に依存する。主に被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は、評価目的に応じて不確かさを崩壊熱を大きくするように考慮しているため、有効性評価解析では被覆管温度は高めに評価される。

(2) 燃料棒表面熱伝達

Bromley 及び修正 Dougall-Rohsenow モデルを採用していることにより、燃料棒表面熱伝達は最大で40%程度低めに評価している可能性があることを ORNL/THTF の試験解析で確認しているため、有効性評価解析では被覆管温度は高めに評価される。ただし、表面熱伝達の不確かさは被覆管温度には大きく影響するが、炉心・1次系の流動への影響は大きくない。

(3) 被覆管酸化

被覆管酸化については、95%信頼区間の上限の不確かさを考慮し、酸化量・酸化反応熱を高めに評価するモデルを採用しているため、被覆管温度を高めに評価する。

(4) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化、気液分離・対向流）

ORNL/THTF の試験解析で0.3mの不確かさが見られ、被覆管温度への影響は考えられるが、炉心水位の0.3m程度の不確かさは1次系流動への影響は小さいため、有効性評価解析、運転操作の余裕への影響は小さい。有効性評価解析ではボイルオフでの水位低下開始を数百秒早く評価する可能性があり、低めに評価するため、被覆管温度を高めに評価する可能性がある。

(5) 自然循環（冷却材流量変化（自然循環時）、圧力損失）

M-R E L A P 5 は自然循環流量を、約20%過大評価することを PKL/F1.1 の試験解析から確認した。M-R E L A P 5 では流量が過大評価となっているため、炉心から発生する崩壊熱が同じ場合、M-R E L A P 5 の評価結果と比較し実際の炉心出口温度が高いか又は炉心出口クオ

リティが高くなる。しかし、自然循環状態が維持できていれば、炉心は強制対流熱伝達状態、核沸騰状態により冷却でき、蒸気発生器で2次側の流体に与えられる熱量は変わらないため、1次系の流量の大小には大きく依存せず炉心の冷却は維持される。

(6) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[1次冷却系]

Marviken の試験解析で確認した通り、破断流モデルは不確かさが大きい。破断流量の不確かさは、トリップ信号・SI 信号のタイミング、1次系の冷却材の減少速度、1次系の減圧速度に影響する。1次系の減圧速度が変わることにより、蓄圧タンクからの注入のタイミング、使用可能であれば低圧注入系からの注入のタイミングにも影響する。実機においてはサブクール臨界流の期間に信号が発信される。サブクール臨界流の不確かさは大きくないため、信号発信の不確かさは大きくない。

破断流が大きくなると、1次系の冷却材の減少が大きくなり、炉心露出が早くなり、被覆管温度の上昇が大きくなる影響がある。一方で、1次系の減圧も早くなり、蓄圧タンク・低圧注入系からの注入を早め、被覆管温度上昇を抑える影響がある。

逆に破断流が小さくなると、1次系の冷却材の減少が小さくなり、炉心露出が遅くなり、被覆管温度の上昇が小さくなる影響があるが、1次系の減圧も遅くなり、蓄圧タンク・低圧注入系からの注入が遅れ、被覆管温度上昇が継続する影響がある。

「ECCS 注水機能喪失」では、破断面積のスペクトル解析を実施し破断流量の不確かさの被覆管温度への影響をについて評価・考察している。

「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」では、RCP のシール LOCA 又はシールリークを仮定するが、初期の破断流量が実機の設計破断流量となるように入力で調整するため、事象初期の不確かさの影響は無いが、二相臨界流については試験データより多めに評価することから、実際の破断流量は小さくなり、1次系の減温、減圧が遅くなることで、1次系温度、圧力の低下が抑制される。

「蒸気発生器伝熱管損傷」の破断流量は適切に評価できていることを確認した。

「インターフェイスシステム LOCA」については、各プラントの実力評価と比較し、設定した破断面積では破断流量が大きくなることを確認しており、有効性評価では、漏洩量を大きく評価する。

(7) ECCS 強制注入（充てん系含む）

ECCS 強制注入については、評価目的に応じ、被覆管温度を高く評価する、または漏洩量を大きく評価するように設定する。

(8) ECCS 蓄圧タンク注入

ECCS 蓄圧タンク注入については、入力条件にて初期水量・温度・圧力の不確かさを考慮し、

流量が小さくなるように設定するため、被覆管温度は過大評価となる。

(9) 加圧器の重要現象

「2次冷却系からの除熱機能喪失」では、解析コードにおいては、1次系温度及び圧力は試験データと良く一致しているが、1次系温度に対して $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、1次系圧力に対して $\pm 0.2\text{MPa}$ の不確かさがあることを LOFT の試験解析より確認した。

過大評価する場合、1次系温度及び圧力に対する不確かさにより、実際の1次系圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。

過小評価する場合、1次系温度及び圧力に対する不確かさにより、実際の1次系圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高圧注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。

高温側配管と加圧器サージ管を接続するジャンクションで、実際にはエントレインを伴い、蒸気が優先して主配管から枝管へ流れると考えられる。有効性評価解析では、そのような模擬とせず、上流側ノードである高温側配管のボイド率を使用し流動を計算するため、気相が流出しづらくなり、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。実際には有効性評価解析よりも減圧が早くなるため、早期に安全注入系による炉心への注入が可能となり、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。

「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、加圧器逃がし弁からの放出は蒸気単相であり、不確かさは小さい。

(10) 1次側・2次側の熱伝達

「2次冷却系からの除熱機能喪失」については、蒸気発生器保有水量低下に伴う加圧時の不確かさは、加圧器の重要現象の不確かさと合わせ、1次系温度に対して $\pm 2^{\circ}\text{C}$ 、1次系圧力に対して $\pm 0.2\text{MPa}$ であることを LOFT の試験解析より確認した。よって、1次系温度及び圧力に対する不確かさの影響は以下の通りとなる。

温度圧力を過小評価している場合、実際の1次系圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高圧注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。

温度圧力を過大評価している場合、実際の1次系圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、1次系保有水量が多くなることで、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次

系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。

「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS 注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、2次系強制冷却の運転操作時について、有効性評価解析では蒸気発生器での1次側・2次側の熱伝達を小さく評価している可能性があり、1次系の減圧速度を遅く評価している可能性がある。2次系強制冷却には、1次系圧力に対し最大+0.5MPaの不確かさがあることを ROSA SB-CL-39 及び PKL/F1.1 の試験解析により確認した。蒸気発生器での1次側・2次側の熱伝達の不確かさは ECCS からの注入を遅くするため、M-R E L A P 5 は被覆管温度を高く、漏洩量を多く評価する。

(11) 2次側給水（主給水・補助給水）

補助給水流量については、有効性評価解析では2次系強制冷却の運転操作時の1次系の減圧速度を遅くするように入力で設定する。

(12) 2次側水位変化・ドライアウト

LOFT 試験解析にて、加圧事象を模擬できており、高めの崩壊熱を用いていることと合わせると、ドライアウト時間への余裕は増える方向であり、問題ない。さらに、2次側水量の不確かさは小さいことを LOFT 試験解析にて確認できている。

(13) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[蒸気発生器]

2次系からの冷却材放出は2次系強制冷却の運転操作での2次系の減圧に寄与し、1次系の減圧速度に影響するが、有効性評価解析では、設計圧力で設計流量が放出されるように入力で設定し、2次系からは蒸気単相のみが臨界流として放出されるため、不確かさの影響は無い。

以上より、重要現象の不確かさ、被覆管温度を過大評価、又は漏洩量を過大評価する方向に寄与し、有効性評価解析は評価指標の観点で厳しい評価となっている。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

M-R E L A P 5 で取り扱う運転操作は2次系強制冷却とフィードアンドブリードのみである。これらの運転操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

5.2.1 2次系強制冷却の運転操作

(1) 運転操作の起点への影響

「全交流動力電源喪失」、「原子炉補機冷却機能喪失」、「ECCS 注水機能喪失」、「インターフェイスシステム LOCA」、「蒸気発生器伝熱管破損」では、運転操作として2次系強制冷却の運転操作を実施する。この操作は1次系の温度圧力を低下させ、蓄圧タンク、及び低圧注入から炉

心への冷却水の注入を促進させるために実施する。この運転操作は SI 信号発信を起点に実施する。SI 信号は 1 次系圧力が低下することにより発信される。破断流量が大きいことにより、M-R E L A P 5 の評価は実際より早く運転操作を開始することになるが、SI 信号発信は破断発生後すぐに発信されるため、この影響はほとんどない。一方で、M-R E L A P 5 の破断流量が大きいことにより、実機 PWR では M-R E L A P 5 の評価よりも、インベントリが多い状態で運転操作を実施することになる。2 次系強制冷却の運転操作はインベントリが多い状態で実施することによる問題は無く、インベントリが多い状態で蓄圧タンク、低压注入からの炉心注入が期待できるため、破断流量の不確かさは問題無いと言える。

(2) 運転操作後の減圧への影響

M-R E L A P 5 は減圧操作後の 1 次系の圧力低下を遅く予測する可能性があり、そのため、蓄圧タンク注入開始を遅くする、強制注入系による注入開始を遅くする、注入量を小さく見積もる可能性がある。これらの効果は、運転操作の余裕を小さく評価する方向であり、実機運用の観点からは問題ない。また、M-R E L A P 5 の評価結果より実際の減圧速度が速くなるため、減圧後の運転操作が早くなってしまう可能性がある。具体的な操作は減圧後の蓄圧タンク隔離弁の閉止である。この操作は 2 次系強制冷却開始後十分時間が経過した後であり、解析コードの不確かさにより操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転操作の可否には影響しない。

「インターフェイスシステム LOCA」の有効性評価解析では漏えい量を多く見積もっているため実際は圧力が抜けにくい状態にあり、ECCS の注入流量が小さくなる傾向である。一方で 2 次系強制冷却に対しては解析コードでは伝熱を小さく見積もっているため実際は伝熱が大きくなり、1 次系の温度圧力が低くなる。従って実際においては M-R E L A P 5 よりも ECCS 注入流量が小さくなる不確かさ、及び大きくなる不確かさが混在することになる。サブクール条件及び加圧器水位を操作開始の起点とする「インターフェイスシステム LOCA」における加圧器逃がし弁の開閉操作、ECCS から充てん系への切替操作等に影響を与える。この操作についても、2 次系強制冷却開始後十分時間が経過した後であり、操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転操作の可否には影響しない。

(3) 運転操作後に発生する自然循環への影響

2 次系強制冷却の運転操作について、事故後早期の炉心崩壊熱が大きい状態で操作を実施すると、炉心発生蒸気量が多く、蒸気発生器で CCFL が発生し、蓄水しやすく、リフラックスを阻害する可能性がある。しかし、運転操作は事故後数十分で実施するため、崩壊熱は十分低下している。したがって、運転操作が前後しても、上記のリフラックスの阻害は発生しない。また、M-R E L A P 5 は自然循環流量を約 20% 過大評価する。しかし、自然循環状態（自然循環の回復挙動）は良く模擬できている。自然循環の発生は流量の大小に係わらず炉心で発生した崩壊熱

を蒸気発生器で除熱出来ていることを示しており、蒸気発生器で2次側の流体に与えられる熱量は実際と同じであるため、2次側から放出される蒸気のエンタルピは正しく評価できている。蒸気発生器の除熱量は、2次系の給水と蒸気放出量で計算できる。そのため、自然循環が発生している場合、M-R E L A P 5は2次側の状態を良く模擬できている。そのため、自然循環流量の不確かさが運転操作に与える影響は無いと考えられる。

5.2.2 フィードアンドブリードの運転操作

(1) 運転操作の起点への影響

「2次冷却系からの除熱機能喪失」では、運転操作は、加圧器逃がし弁の手動開、及び手動でのSI信号の発信である。この運転操作は蒸気発生器の広域水位0%を起点に実施する。つまり2次側の保有水量0を起点とする。LOFTのL9-3で確認した通り、M-R E L A P 5の蒸気発生器保有水量評価の不確かさは小さいため、この運転操作への影響も小さい。

さらに、原子炉の加圧については、LOFT L6-1、L9-3で確認した通り、圧力の不確かさは±0.2MPa程度である。有効性評価解析では、崩壊熱に関して不確かさを考慮し大きいものを用いているため、蒸気発生器水位を低めに計算している。このため、運転操作の開始が早くなるが、これは運転操作の余裕の観点では問題ない。実機PWRでは運転員は確保できているため、この不確かさの影響を考慮しても問題ない。

(2) 運転操作後の影響

高温側配管と加圧器サージ管を接続するジャンクションで、実際にはエントレインを伴い、蒸気が優先して主配管から枝管へ流れると考えられる。有効性評価解析では、そのような模擬とせず、上流側ノードである高温側配管のボイド率を使用し流動を計算するため、気相が流出しづらくなり、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。実際には有効性評価解析よりも減圧が早くなる。そのため、フィードアンドブリード後のRHR運転に移行が有効性評価解析よりも早まるが、この操作については2次系強制冷却の運転操作と同様に、十分時間が経過した後であり、操作が早くなったとしても運転員は十分操作を実施できるため、コードの不確かさは運転操作の可否には影響しない。

以上より、M-R E L A P 5の不確かさの運転操作への不確かさの影響を考慮すると、実機運用上は時間余裕が増える方向となるため、有効性評価解析で確認できた運転操作の妥当性については実機運転においても適用できる。

表 5-1 重要現象の不確かさ(1/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる	評価目的に応じた不確かさを大き目に考慮した崩壊熱曲線を採用するため、有効性評価解析では被覆管温度を高めに評価する。また、炉心の冷却水の蒸散を大きくするため、有効性評価解析では炉心水位を低く評価する。
	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル	0%~40%	燃料棒表面熱伝達は最大で40%程度低めに評価している可能性があるため、有効性評価解析では炉心露出部の被覆管温度を高く評価する。 炉心露出時の熱伝達係数の不確かさは被覆管温度への影響は大きい、炉心・1次系の流動（炉心水位）への影響は大きくない。
	被覆管酸化	ジルコニウム - 水反応モデル	95%信頼区間の上限	評価目的に応じた、不確かさの範囲で酸化量を大きく評価するジルコニウム - 水反応式を採用するため、酸化発熱を大きく評価し、有効性評価解析では被覆管温度を高めに評価する。被覆管酸化は炉心露出時に顕著となるため、炉心・1次系の流動（炉心水位）への影響は大きくない。
	沸騰・ボイド率変化 気液分離(水位変化)・対向流	ボイドモデル 流動様式	炉心水位： 0m~0.3m コードでは、炉心水位低下が数百秒早く評価する可能性あり	解析コードにおいては、炉心水位を最大0.3m低めに評価し、炉心水位低下を数百秒早く評価する可能性があることから、炉心露出を早めに評価することとなる。よって、炉心水位に対する不確かさにより、実際の炉心水位は高めとなることから、炉心露出に対する進展は遅くなり、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。
1次冷却系	冷却材流量変化（自然循環時） 圧力損失	壁面熱伝達モデル 運動量保存則	約20%過大評価	解析コードにおいては、自然循環流量を約20%過大に評価するが、自然循環の発生は流量の大小に係わらず炉心で発生した崩壊熱を蒸気発生器で除熱できていることを示していることから、炉心冷却に直接の影響はない。

表 5-1 重要現象の不確かさ(2/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
1 次冷却系	冷却材放出(臨界流・差圧流)	破断流モデル	サブクール臨界流： $\pm 10\%$ 二相臨界流： $-10\% \sim +50\%$	「ECCS 注水機能喪失」は、破断面積のスペクトル解析を実施し破断流量の不確かさの被覆管温度への影響をについて評価・考察している。 「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」では、RCP のシール LOCA 又はシールリークを仮定するが、初期の破断流量が実機的设计破断流量となるように入力で調整するため、事象初期においては、不確かさの影響は無いが、二相臨界流については試験データより多めに評価することから、実際の破断流量は小さくなり、1 次系の減温、減圧が遅くなることで、1 次系温度、圧力の低下が抑制される。 「蒸気発生器伝熱管損傷」の破断流量は適切に評価できていることを確認している。 「インターフェイスシステム LOCA」については、各プラントの実力評価と比較し、設定した破断面積では破断流量が大きくなることを確認しており、有効性評価では、漏洩量を大きく評価する。
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	2 流体モデル 壁面熱伝達モデル	原子炉圧力： $0 \sim +0.5\text{MPa}$	「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS 注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、減圧時に 1 次系圧力が高い領域では 1 次系圧力を最大 0.5MPa 高めに評価する。よって、1 次系圧力に対する不確かさにより、実際の 1 次系圧力は低めとなることから、漏えい量が少なくなることで炉心露出に対する進展は遅くなり、1 次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。
	気液分離・対向流	流動様式	原子炉圧力： $0 \sim +0.5\text{MPa}$ (凝縮量または熱伝達の不確かさについて、1 次系圧力で定量化)	「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS 注水機能喪失」「インターフェイスシステム LOCA」では、リフラックス冷却状態が発生する可能性がある。リフラックス冷却状態は崩壊熱、蒸気発生器での凝縮量、CCFL に依存する。崩壊熱、CCFL はそれぞれ適切なモデルを使用しているため、不確かさの影響は無い。そのため、リフラックス冷却の不確かさは蒸気発生器での凝縮量(除熱)に依存する。不確かさ及びその影響は蒸気発生器の 1 次側・2 次側の熱伝達で確認している。 リフラックス冷却時の炉心での不均一な冷却が生じた場合でもヒートアップを模擬できるモデルを使用するが、「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」においては炉心は冠水しており、このモデルの影響は受けない。

表 5-1 重要現象の不確かさ(3/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
1 次冷却系	ECCS 強制注入(充てん系含む)	ポンプ特性モデル	入力値に含まれる	強制注入系の流量特性は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力し、ポンプ流量の不確かさの範囲で被覆管温度を高め、漏洩量を大目に評価するように設定する。
	ECCS 蓄圧タンク注入	蓄圧タンクの非凝縮性ガス	入力値に含まれる	入力条件として、初期温度・圧力・水量の不確かさを考慮し、初期条件の不確かさの範囲で被覆管温度を高め、評価するように設定する。
加圧器	気液熱非平衡	2 流体モデル	1 次冷却材温度： ±2℃ 原子炉圧力： ±0.2MPa	<p>「2次冷却系からの除熱機能喪失」については、加圧器の重要現象の不確かさは、蒸気発生器での熱伝達の不確かさと合わせ、1次系温度及び圧力は試験データと良く一致しているが、不確かさは1次系温度に対して±2℃、1次系圧力に対して±0.2MPaである。よって、1次系温度及び圧力に対する不確かさの影響は以下の通りとなる。</p> <p>温度圧力を過大評価している場合、実際の1次系圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高圧注入系による炉心注水量が多くなるため、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。</p> <p>温度圧力を過小評価している場合、実際の1次系圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高圧注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。</p> <p>有効性評価解析では、高温側配管と加圧器サージ管を接続するジャンクションの模擬により、実際よりも気相が流出しづらくなり、結果的にフィードアンドブリードでの減圧が遅くなる。実際には有効性評価解析よりも減圧が早くなるため、早期に安全注入系による炉心への注入が可能となり、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。</p>
	水位変化	2 流体モデル		
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	臨界流モデル		
				<p>「2次冷却系からの除熱機能喪失」については上記の通りである。</p> <p>「インターフェイスシステム LOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、加圧器逃がし弁からの放出は蒸気単相であり、不確かさは小さい。</p>

表 5-1 重要現象の不確かさ(4/4)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
蒸気発生器	1次側・2次側の熱伝達	壁面熱伝達モデル	減圧時 原子炉圧力： 0~+0.5MPa 加圧時 1次冷却材温度： ±2℃ 原子炉圧力： ±0.2MPa	「2次冷却系からの除熱機能喪失」については、蒸気発生器保有水量低下に伴う加圧時の不確かさは、加圧器の重要現象の不確かさと合わせ、1次系温度に対して±2℃、1次系圧力に対して±0.2MPaである。よって、1次系温度及び圧力に対する不確かさの影響は以下の通りとなる。 温度圧力を過小評価している場合、実際の1次系圧力及び温度は高めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が多く、高压注入系による炉心注水量が少なくなるため、炉心露出に対する進展は早くなり、1次系保有水量の低下が促進され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は小さくなる。 温度圧力を過大評価している場合、実際の1次系圧力及び温度は低めとなることから、フィードアンドブリード時における加圧器逃がし弁からの放出量が少なく、高压注入系による炉心注水量が多くなるため、1次系保有水量が多くなることで、炉心露出に対する進展は遅くなり、1次系保有水量の低下が抑制され、燃料被覆管温度上昇に対する余裕は大きくなる。 「全交流動力電源喪失」「原子炉補機冷却機能喪失」「ECCS注水機能喪失」「インターフェイスシステムLOCA」「蒸気発生器伝熱管損傷」については、2次系強制冷却の運転操作時に1次系圧力が高い領域では原子炉圧力を最大0.5MPa高めに評価するため、ECCSからの注入を遅くし、被覆管温度を高めに、漏洩量を多めに評価する。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	臨界流モデル	入力値に含まれる	有効性評価解析では、設計圧力で設計流量が放出されるように入力で設定し、2次系からは蒸気単相のみが臨界流として放出されるため、不確かさの影響は無い。
	2次側水位変化・ドライアウト	2流体モデル	ドライアウト特性を適切に模擬 1次冷却材温度： ±2℃ 原子炉圧力： ±0.2MPa	LOFT試験解析にて、加圧事象を模擬できしており、高めの崩壊熱を用いていることと合わせると、運転操作の余裕は増える方向であり、問題ない。「2次冷却系からの除熱機能喪失」での運転操作は広域水位0%、つまり蒸気発生器2次側水量無しを起点としており、2次側水量の不確かさは小さいため、運転操作への影響も小さい。
	2次側給水(主給水・補助給水)	ポンプ特性モデル	入力値に含まれる	2次側給水の流量は、解析では評価目的に応じた作動圧力や流量を入力し、ポンプ流量の不確かさの範囲で被覆管温度を高めに評価するように設定する。

6. 参考文献

- [1] 三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの M-RELAP5 コードの適用性について, MHI-NES-1054 改 0, 三菱重工業, 平成 25 年
- [2] 三菱 PWR の燃料設計計算コードの概要, MAPI-1019 改 1, 三菱原子力工業, 昭和 63 年
- [3] Baker, L., and Just, L. C., "Studies of Metal Water Reactions at High Temperatures, III. Experimental and Theoretical Studies of Zirconium-Water Reaction," NL-6548, 1962.
- [4] AMERICAN NUCLEAR SOCIETY PROPOSED ANS STANDARD "Decay Energy Release Rates Following Shutdown of Uranium-Fueled Thermal Reactors." Approved by Subcommittee ANS-5, ANS Standards Committee, 1971
- [5] PWR の安全解析用崩壊熱について, MHI-NES-1010 改 4, 三菱重工業, 平成 25 年
- [6] B. Chexal and G. Lellouche, A Full-Range Drift-Flux Correlation for Vertical Flows (Revision 1), Electric Power Research Institute, EPRI NP-3989-SR, 1986.
- [7] B. Chexal et al., The Chexal-Lellouche Void Fraction Correlation for Generalized Applications, Electric Power Research Institute, NSAC-139, 1991.
- [8] B. Chexel et al., Void Fraction Technology for Design and Analysis, Electric Power Research Institute, TR-106326, 1997.
- [9] 日本機械学会 編, 改訂 気液二相流技術ハンドブック, コロナ社, 2006 年
- [10] R. E. Henry and H. K. Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes," J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.
- [11] F. J. Moody, "Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel," NEDO-21052, 1975.
- [12] 日本原子力学会 熱流動部会 編, 気液二相流の数値計算, 朝倉書店, 1993 年
- [13] 三菱 PWR 炉心損傷に係る重要事故シーケンスへの SPARKLE-2 コードの適用性について, MHI-NES-1055 改 0, 三菱重工業, 平成 25 年
- [14] ジルコニウム・水反応速度式, MAPI-1057, 改 1 三菱原子力工業, 昭和 56 年
- [15] Resch, S. C. et al., "FRAP-T6: The Transient Fuel Rod Behavior Code," NUREG/CR-2950, 1982.
- [16] D. A. Powers and R. O. Meyer, Cladding Swelling and Rupture Models for LOCA Analysis, NUREG-0630, U. S. Nuclear Regulatory Commission, 1980.
- [17] J. R. Sellars, M. Tribus, and J. S. Klein, "Heat Transfer to Laminar Flows in a Round Tube or Flat Conduit: The Graetz Problem Extended," Transactions of the ASME, 78, 1956, p. 441.
- [18] S. W. Churchill and H. H. S. Chu, "Correlating Equations for Laminar and Turbulent Free Convection from a Vertical Plate," International Journal of Heat and Mass Transfer, 18, 1975, pp. 1323-1329.

- [19] W. H. McAdams, "Heat Transmission," 3rd Edition, New York: McGraw-Hill, 1954.
- [20] F. W. Dittus and L. M. K. Boelter, "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type," Publications in Engineering, 2, University of California, Berkeley, 1930, pp. 443-461.
- [21] W. Nusselt, "Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes," Zeitschrift Ver. Deutsch. Ing., 60, 1916, pp. 541-546 and 569-575.
- [22] J. C. Chato, "Laminar Condensation Inside Horizontal and Inclined Tubes," American Society of Heating, Refrigeration, and Air Conditioning Journal, 4, 1962, pp. 52-60.
- [23] M. M. Shah, "A General Correlation for Heat Transfer during Film Condensation Inside Pipes," International Journal of Heat and Mass Transfer, 22, 1979, pp. 547-556.
- [24] M. M. Shah, "Heat Transfer and Fluid Flow Data Books," Genium Publishing, January 1992, Sec. 507.6, p. 8.
- [25] A. P. Colburn and O. A. Hougen, "Design of Cooler Condensers for Mixtures of Vapors with Noncondensing Gases," Industrial and Engineering Chemistry, 26, 1934, pp. 1178-1182.
- [26] J. C. Chen, "A Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow," Process Design and Development, 5, 1966, pp. 322-327.
- [27] J. C. Chen, R. K. Sundaram, and F. T. Ozkaynak, "A Phenomenological Correlation for Post-CHF Heat Transfer," NUREG-0237, June 1977.
- [28] L. A. Bromley, "Heat Transfer in Stable Film Boiling," Chemical Engineering Progress, 46, 1950, pp. 221-227.
- [29] M. S. Dougall and W. M. Rohsenow, Film Boiling on the Inside of Vertical Tubes with Upward Flow of a Fluid at Low Qualities, MIT-ME 9079-26, 1963.
- [30] K. H. Sun, J. M. Gonzalez-Santalo, and C. L. Tien, "Calculations of Combined Radiation and Convection Heat Transfer in Rod Bundles Under Emergency Cooling Conditions," Transactions of the ASME, Journal of Heat Transfer, 98, 1976, pp. 414-420.
- [31] D. C. Groeneveld, S. C. Cheng, and T. Doan, "1986 AECL-UO Critical Heat Flux Lookup Table," Heat Transfer Engineering, 7, 1-2, 1986, pp. 46-62.
- [32] T. M. Anklam, R. J. Miller, and M. D. White, "Experimental Investigations of Uncovered-Bundle Heat Transfer and Two-Phase Mixture Level Swell Under High-Pressure Low Heat-Flux Conditions," NUREG/CR-2456, ORNL-5848, March 1982.
- [33] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Third Series, Description of the Test Facility," MXC-101, December 1979.

- [34] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Description of the Test Facility," MXC-102, December 1979.
- [35] The ROSA IV Group, 1985, "ROSA-IV LARGE SCALE TEST FACILITY (LSTF) SYSTEM DESCRIPTION," JAERI-M 84-237.
- [36] Kumamaru, H., et al., 1989, "ROSA-IV/LSTF 5% Cold Leg Break LOCA Experiment RUN SB-CL-18 Data Report," JAERI-M 89-027.
- [37] G. B. Wallis, One-dimensional Two-phase Flow, New York: McGraw-Hill, 1969, pp. 336-341.
- [38] C. L. Tien, K. S. Chung, and C. P. Liu, Flooding in Two-Phase Countercurrent Flows, EPRI NP-1283, December 1979.
- [39] P. S. Damerell, N. E. Ehrich, K. A. Wolfe, "Use of Full-Scale UPTF Data to Evaluate Scaling of Downcomer (ECC Bypass) and Hot Leg Two-Phase Flow Phenomena," NUREG/CP-0091 Vol.4, CONF-8710111-Vol.4.
- [40] JAEA, "Final Data Report of ROSA/LSTF Test 5-1 (Primary Cooling through Steam Generator Secondary-side Depressurization Experiment SB-CL-39 in JAEA)," July 2008.
- [41] T. Mull et al., "Final Report of the OECD-PKL Project," NTCTP-G/2007/en/0009, AREVA NP, GmbH, 2007.
- [42] T. Mull et al., "Test PKL III F1.1: Inherent Boron Dilution during SB-LOCA (Break: 21cm²/145 in Cold Leg, ECC Injection by 1 HPSI Pump via Header into all 4 Cold Legs, Cooldown at 56 K/h) in a Non-German Design PWR," FANP NGTT1/05/en/05 Rev.A, December 2005.
- [43] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient Experiments L6-1, L6-2, and L6-3," NUREG/CR-1797
- [44] NUREG/IA-0072 LOFT Input Dataset Reference Document for RELAP5 Validation Studies
- [45] "Experiment Data Report for LOFT Anticipated Transient-without-Scram Experiment L9-3," NUREG/CR-2717 R2
- [46] 関西電力(株)美浜発電所 2 号機 蒸気発生器伝熱管損傷事象について, 通商産業省資源エネルギー庁, 平成 3 年 11 月

添付 1 解析コードにおける解析条件

表(1/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	炉心熱出力	
	ループ数	
	ループ全流量	
	1次冷却材圧力	
	1次冷却材温度	
	原子炉容器入口温度	
	原子炉容器出口温度	
	上部ヘッド温度	
	1次冷却材容積	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		バレル・バッフル領域
		原子炉容器頂部
高温側配管		
蒸気発生器プレナム		
蒸気発生器伝熱管 (プラグ率含む)		
蒸気発生器ーポンプ間配管		
低温側配管		
加圧器液相部		
加圧器サージ管		
流路形状データ (原子炉容器寸法)		原子炉容器フランジ面より上部炉心板下端まで
	上部炉心板下端よりダウンカマ下端まで	
	上部炉心板下端より下部炉心板上端まで	
	原子炉容器フランジ面より入口ノズル中央まで	
	炉心そう外径	
	原子炉容器内径	
	入口ノズル内径	

表(2/5) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ（原子炉容器寸法）	出口ノズル内径 炉心そう内径 原子炉容器本体肉厚 原子炉容器クラッド肉厚 燃料発熱部下端より下部炉心板上端まで
	流路形状データ（各領域の水力的等価直径、流路断面積、流路長さ、流路高さ）及び熱構造材データ（材質、体積、接液面積）	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉容器内 入口ノズル、スプレイノズル、ダウンコマ、下部プレナム、炉心有効発熱長間、炉心バイパス、上部プレナム、ガイドチューブ、出口ノズル ・1次冷却材配管 ホットレグ、クロスオーバーレグ、コールドレグ ・1次冷却材ポンプ ・蒸気発生器1次側 入口プレナム、伝熱管（プラグ率含む）、出口プレナム ・蒸気発生器2次側 ダウンコマ部、加熱部、ライザー部、1次気水分離器、蒸気ドーム部、主蒸気配管 ・加圧器 本体、サージ管
	圧力損失データ	原子炉容器（入口ノズル～出口ノズル間） 蒸気発生器入口～出口 ループ配管 蒸気発生器2次側
	炉心崩壊熱	

表(3/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件		
炉心データ	冷却材炉心流量	炉心流量	
		バイパス流量	
		原子炉容器頂部バイパス流量	
	炉心流路面積		
	実効熱伝達面積		
	即発中性子寿命		
	遅発中性子割合		
	減速材密度係数		
ドップラ係数			
トリップ反応度曲線			
燃料データ	燃料集合体数		
	集合体あたりの燃料棒数		
	燃料棒配列		
	燃料棒ピッチ		
	燃料棒有効長		
	被覆管外径、被覆管肉厚		
	ペレット直径		
	ペレット-被覆管ギャップ条件(ガス圧力、ガス組成、ギャップ幅)		
	ペレット密度、濃縮度 (Pu 含有率)		
燃料棒発熱割合			
加圧器データ	加圧器水位		
	加圧器逃がし弁 (容量、個数、設定圧力)		
	加圧器安全弁 (容量、個数、設定圧力)		
	加圧器ヒータ (作動圧力、出力)		
	加圧器水位制御系 (充てん/抽出流量)		

表(4/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件
蒸気発生器関連データ	伝熱管本数(プラグ率含む)
	伝熱管外径
	伝熱管厚さ
	伝熱面積
	伝熱管材質
	伝熱管長さ
	伝熱管配列 (ピッチ)
	伝熱管流路面積
	主給水流量 (初期)
	主蒸気流量 (初期)
	2次側圧力
	蒸気発生器 2次側水位、保有水量
	循環比
	主蒸気逃がし弁 (容量、個数、設定圧力)
主蒸気安全弁 (容量、個数、設定圧力)	
1次冷却材ポンプ (RCP) 関連データ	ポンプ回転数
	ポンプ揚程
	RCP 定格トルク
	慣性モーメント
	ポンプホモロガス曲線
	冷却材定格密度
	RCP 定格流量
	RCP 摩擦トルク係数

表(5/5) 解析コードにおける解析条件

分 類	解析条件
原子炉保護設備	原子炉トリップ（設定点、応答遅れ）
事象収束に重要な機器・操作関連	ECCS 作動設定点 余熱除去系（給水開始条件（1次系温度・圧力）、台数、容量） ECCS 注入ポンプ（給水開始（起動遅れ時間）、台数、容量、停止条件） 蓄圧タンク（基数、保持圧力、保有水量、出口弁閉止圧力、開操作開始時刻） 補助給水ポンプ（給水開始（起動遅れ時間）、台数、容量、パーシ体積、目標2次側水位） 主蒸気逃がし弁（開操作開始時刻、運転操作に係る1次系の目標温度、個数、容量） 加圧器逃がし弁（開閉操作条件（サブクール度、加圧器水位）、個数、容量） フィードアンドブリード運転（高圧注入及び加圧器逃がし弁開）の開始条件 破損側 SG 隔離操作（隔離操作開始、隔離操作対象） ECCS 停止操作（停止条件、充てん系への切替操作） RCP からの漏えい率(定格圧力時) 漏えい停止圧力
事故条件	破断条件（位置、口径、吹き止まり圧力） 破損側蒸気発生器の隔離失敗
停止時解析の初期条件	1次系圧力 1次系冷却材高温側温度 1次系水位 原子炉停止後の時間 1次系開口部

添付 2 M-RELAP5 コードの ECCS 再循環機能喪失への適用性について

1. まえがき

本添付では、CCTF 実験で得られたデータからポスト再冠水期間の原子炉水位挙動に影響する蒸気発生器圧損について調査し、SA 対策有効性評価に使用するコードの適用性について検討する。なお、CCTF 実験は LOCA 再冠水期間の炉心・プラント挙動に関するデータを取得するために実施されたものである。さらに、高温側配管及び炉心のボイド率の不確かさに関する感度解析を実施し、不確かさが有効性評価解析に与える影響を考察する。それらをもとに、M-RELAP5 がポスト再冠水での水量分布について非保守的な予測をせず、ECCS 再循環機能喪失での炉心水量評価に適用できることを確認する。

2. M-RELAP5 による ECCS 再循環機能喪失の評価

M-RELAP5 を 3 ループ PWR の ECCS 再循環機能喪失のシーケンスに適用した解析例を図 1 ～ 2 に示す。この解析の条件を以下に示す。

- ・ 3 ループ PWR を対象
- ・ 低温側配管のギロチン破断を仮定
- ・ 破断後約 19 分の再循環切替操作及びその失敗を仮定、その 15 分後に代替再循環を確立

図 1 に示す通り、再循環切替失敗により原子炉容器内の水位が低下するが、代替再循環の確立により、水位が炉心の発熱長上端に達することなく、図 2 に示す通り、再循環切替失敗後に炉心はヒートアップしないことがわかる。本解析により、再循環切替失敗後に炉心露出することなく、代替再循環確立の 15 分の妥当性が示されている。

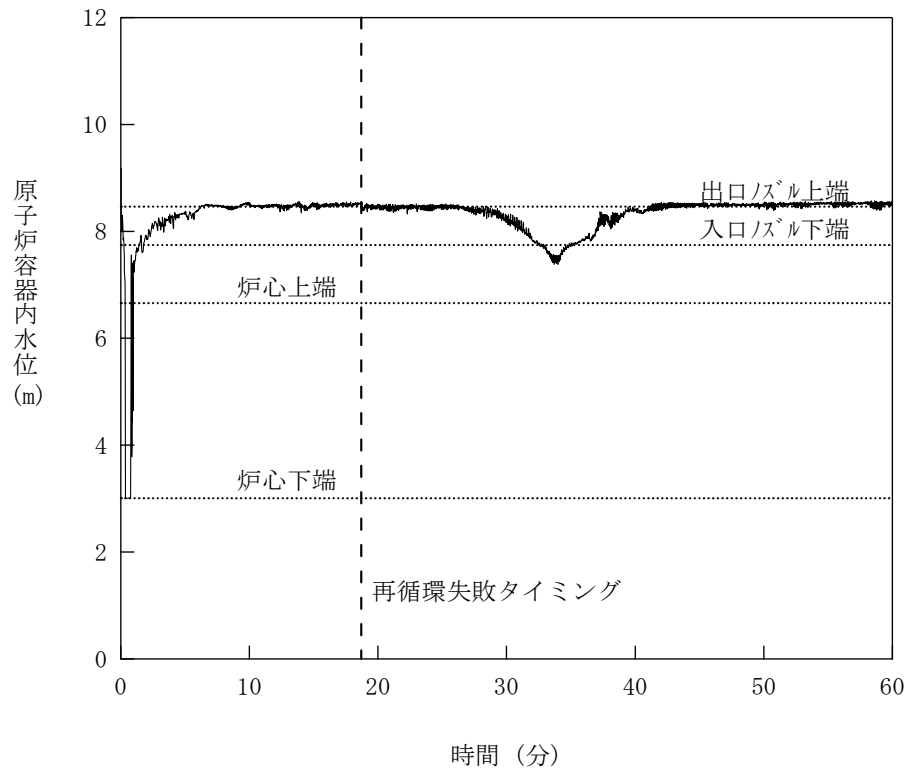


図1 3ループ ECCS 再循環機能喪失解析 原子炉容器内水位

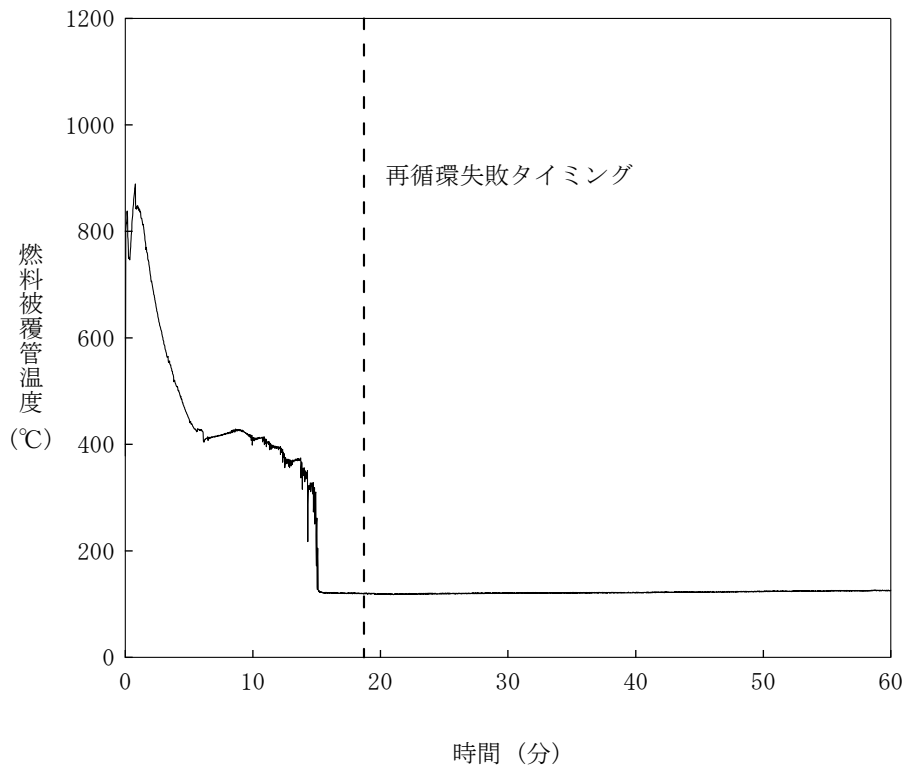


図2 3ループ ECCS 再循環機能喪失解析 燃料被覆管温度

3. CCTF 実験結果との比較による実機解析結果のポスト再冠水の保守性の確認

本章では、本添付の 2 章で示した ECCS 再循環機能喪失の実機解析について CCTF 実験で見られた挙動と比較することで、実機解析のループ圧損の計算が ECCS 再循環機能喪失の実機解析を保守的に計算することを確認する。

3.1 CCTF 実験装置

CCTF (Cylindrical Core Test Facility、円筒炉心試験装置) 実験は、旧日本原子力研究所 (旧 JAERI、現日本原子力研究開発機構/JAEA) による、100 万 kW 級 PWR の LOCA 時再冠水過程におけるシステム及び炉心内の熱水力挙動に関するデータ取得を目的としたスケール実験である。実験装置は実長、約 1/20 スケール体積となる。CCTF の鳥瞰図及び炉心内配置図を図 3 に、装置緒元を表 1 に示す。

炉心部は 32 体のヒーターロッドによる模擬燃料集合体で構成され、中心の 4 体を高出力領域、それを囲む 12 体を中出力領域、最外周の 16 体を低出力領域として 3 つの異なる出力を模擬する。模擬燃料集合体は 8×8 型の集合体であり、15×15 型燃料集合体の燃料を模擬したヒーターロッド 57 本と非発熱体 7 本で構成される。

1 次冷却系は 4 ループプラントを模擬しており、各ループは RCS 配管、蒸気発生器シミュレータ、RCP シミュレータで構成される。蒸気発生器シミュレータのみ基数は 2 基であるが、それぞれのループの蒸気発生器が模擬できるように 1 基の中で 2 分割されており、また RCP シミュレータは抵抗を模擬するオリフィスが設置されている。

ECCS は蓄圧タンクと低圧注入系から構成され、注入可能な位置は各ループのコールドレグ、下部プレナム、上部プレナム及びダウンカマとなる。

3.2 CCTF 実験でのポスト再冠水挙動

CCTF 実験シリーズの中から、Test C2-4/Run 62^{[1][2]} (ベースケース)、Test C2-5/Run 63^{[3][4]} (崩壊熱感度ケース)、Test C2-6/Run 64^{[5][6]} (出力分布感度ケース) を選択する。各実験ケースの概要を表 2 に纏め、また、各実験データの炉心燃料の被覆管温度及び蒸気発生器入口出口プレナム間差圧を図 4～図 9 に示す。

ポスト再冠水期間では、系内の流れが準定常状態であるとする、ダウンカマの水頭が炉心水頭、上部プレナム水頭、高温側配管の水頭、蒸気発生器の水頭、及びループの圧損の合計とバランスする。また、ダウンカマ水位は入口ノズル下端付近に維持される。この期間、ダウンカマは満水が維持されダウンカマ水頭はほぼ一定であるが、これとバランスする上記の炉心、上部プレナム他の水頭は、沸騰挙動、二相流動に支配され、ボイド率が大きいほど水頭が小さくなるため、その分水面が上昇してゆくことになる。伝熱管内に液相が流入する状態となると、伝熱管内で蒸気発生器 2 次側の高温保有水からの伝熱による蒸気発生が生じ圧損が増加する (スチームバインディング) と共に、この蒸気流により伝熱管に流入した冷却水は下流側に流出する。

この状態において再循環機能喪失により注入が停止すると、伝熱管に流入した冷却材は下流側に流出するため、高温側配管及び蒸気発生器入口プレナム内の保有水のみがその後の炉心冷却に寄与することになり、ECCS 再循環機能喪失事象の評価上で重要となってくる。

3.3 解析コードによる実機評価と CCTF 試験データの比較

再循環機能喪失の評価に重要なポスト再冠水の水量分布に重要なパラメータについての比較を表 3 に示す。表 3 に示される通り、蒸気発生器伝熱管を除き、高さ方向については実機と CCTF は同一スケールであり、流路面積、体積のスケールは約 1/20 である。従って、炉心、ダウンカマ、上部プレナムの水頭・圧損について CCTF と実機は 1 対 1 に比較できる。実機との比較対象として、CCTF Run 62 を選定する。このケースは崩壊熱について ANS の 1.2 倍を採用しており、実機評価よりも大きい崩壊熱となっている。さらに、CCTF では蒸気発生器 2 次側を隔離しているのに対し、実機評価では補助給水の注入を仮定している。それらの条件の違いにより、CCTF の方がループ圧損が大きくなる設定となっている。この違いを考慮しても、実機評価のループ圧損の方が大きい結果となっていれば、実機評価は実際より炉心・高温側配管での水量を小さく見積もっており、保守的であると言える。

M-RELAP 5 及び MAA P コードによる、CCTF のリファレンスプラントとなる 4 ループ PWR を対象としたポスト再冠水期間における破断ループの高温側配管、蒸気発生器入口プレナム及び伝熱管の各部の圧損と、CCTF Run 62 の計測読取値を表 4 に比較する。また、各 CCTF 実験の蒸気発生器伝熱管差圧の時間変化を、M-RELAP 5 及び MAA P コードによる 4 ループ PWR 評価での伝熱管差圧の時間変化を図 10 に示す。また、M-RELAP 5 及び MAA P コードによる 4 ループ PWR 評価でのボイド率の値と CCTF の差圧の値から算出したボイド率との比較を表 5 に示す。表 5 に示される通り、炉心及び上部プレナムのボイド率について、若干の差があるものの、コードにて計算される値と CCTF 試験から得られた値は同等である。

解析コードによる評価について、高温側配管及び蒸気発生器入口プレナムの圧損と水頭が小さく予測されれば、ダウンカマ水頭とのバランスにより蒸気発生器伝熱管への冷却材流入が多くなることから伝熱管差圧を大きく予測する傾向となる。表 4 に示す通り、M-RELAP 5 コードは、CCTF 計測読み取りと比較して、伝熱管の差圧を過大に予測し、その結果、高温側配管及び入口プレナムの差圧（水頭）を過小に評価する。即ち、ECCS 再循環切替失敗後の炉心への補てんとなる高温側配管及び入口プレナムの冷却材が過小に評価され、保守的な評価を与える傾向となる。

一方、MAA P コードでは蒸気発生器入口プレナムと伝熱管を合わせたボリュームで評価されるが、高温側配管の差圧が大きく、入口プレナムと伝熱管の差圧は過少に予測される。解析結果の詳細を見ると、蒸気発生器入口プレナム内に水位が形成されており、蒸気発生器伝熱管への冷却材流入は殆どなく、伝熱管内での蒸発は生じていない。即ち、ECCS 再循環切替失敗後の炉心への補てんとなる高温側配管及び入口プレナムの冷却材が過大に評価され、結果として非保守側の評価を与える傾向となる。

なお、上述の CCTF 実験におけるポスト再冠水期間の蒸気発生器差圧は約 6kPa となる。実機の伝熱管長さは CCTF の 1.35 倍であることを考慮し（表 3 参照）、約 $6\text{kPa} \times 1.35 = \text{約 } 8.1\text{kPa}$ としている。一方、解析コードによる実機評価においては、M-RELAP5 コードによる健全ループ蒸気発生器の差圧が約 20kPa、破断ループで約 25kPa にまで至る。MAAP コードによる予測においても約 10kPa 以上の圧損に至っている。

以上より、実機とのスケール性がよい CCTF 実験で観測されるポスト再冠水期間の蒸気発生器差圧に対して、解析コードによる予測は十分に大きく、特に M-RELAP5 コードは蒸気発生器差圧が大きく評価された。M-RELAP5 コードではスチームバインディングの効果を実際より大きく計算していると言え、原子炉水位及び再循環切替失敗前の高温側配管保有水量を過小に予測しており、再循環機能喪失後の挙動について保守的な評価をしていると判断できる。

表1 CCTF 実験装置の緒元

Parameter	Unit	PWR	CCTF	RATIO
圧力容器				
ダウンカマ高さ	mm	4849	4849	1/1
ダウンカマ(+バップル領域)流路面積	m ²	4.23	0.197	1/21.44
下部プレナム体積	m ³	29.6	1.38	1/21.44
上部プレナム体積	m ³	43.6	2.04	1/21.44
燃料(ヒーターロッド)集合体				
Bundle 数	-	193	32	
Rod Array	-	15×15	8×8	
ヒーターロッド長さ	mm	3660	3660	1/1
ヒーターロッド間ピッチ	mm	14.3	14.3	1/1
ヒーターロッド外径	mm	10.72	10.7	1/1
被覆管厚さ	mm	0.6	1.0	1/0.6
シンプル管外径、計装案内管外径	mm	13.87	13.8	1/1
ヒーターロッド本数	-	39372	1824	1/21.58
非発熱体本数	-	4053	224	1/18.09
炉心流路面積	m ²	5.29	0.25	1/21.2
炉心部体積	m ³	17.95	0.915	1/19.6
Primary Loop				
ホットレグ流路面積	m ²	0.426	0.019	1/22.54
ホットレグ長さ	mm	3940	3940	1/1
クロスオーバーレグ流路面積	m ²	0.487	0.019	1/25.77
クロスオーバーレグ長さ	mm	7950	7950	1/1
コールドレグ流路面積	m ²	0.383	0.019	1/20.26
コールドレグ長さ	mm	5600	5600	1/1
SG 伝熱管本数	-	3388	158	1/21.44
SG 伝熱管平均長さ	m	20.5	15.2	1/1.35
SG 伝熱管内径	mm	19.7	19.6	1/1
SG 伝熱面積	m ²	4784	192	1/24.92
SG 伝熱管内総流路面積	m ²	1.03	0.048	1/21.44
SG 入口プレナム体積	m ³	4.25	0.198	1/21.44
SG 出口プレナム体積	m ³	4.25	0.198	1/21.44
1次側体積合計(プレナム部を含む値)	m ³	30.50	1.2	1/25.41
各エレベーション				差分 (CCTF - PWR)
ヒーターロッド下端	mm	0	0	
ヒーターロッド上端	mm	3660	3660	0
ダウンカマ上端	mm	4849	4849	0
ダウンカマ下端	mm	0	0	0
コールドレグセンター位置	mm	5198	4927	-271
コールドレグ下端(内部)	mm	4849	4849	0
クロスオーバーレグ底部中心位置	mm	2056	2047	-9
クロスオーバーレグ底部下端(内部)	mm	1662	1969	+307
ホットレグセンター位置	mm	5198	4927	-271
ホットレグ下端(内部)	mm	4830	4849	+19
上部炉心板下端	mm	3957	3957	0
下部炉心板上端	mm	-108	-50	+58
SG 伝熱管 管板部下端	mm	7308	7307	-1
SG プレナム下端(内部)	mm	5713	5712	-1
SG 伝熱管上端(平均値)	mm	17952.7	14820	-3132.7

表2 CCTF 実験条件及び結果概要

Test No.	Run No.	Core Power						Pressure	Lower Plenum Initial Water Level	Initial Temperature			Results		Comment
		Initial Power	Radial Power Profile			Power Decay (+Actinide×1.1)				Downcomer Wall	Peak Clad at BOCREC	ECG Liquid	Peak Clad Temperature	All Heater Rods Quenched	
			A	B	C	ANS	Time After Scram								
(-)	(-)	(MW)	(-)	(-)	(-)	(-)	(sec)	(MPa)	(m)	(K)	(K)	(K)	(K)	(sec)	
C2-4	62	9.37	1.37	1.20	0.76	×1.2	30	0.20	0.81	467	1072	308	1132.0	652.0	Base Case (Same as C2-SH1)
C2-5	63	7.10	1.37	1.20	0.76	×1.0	40	0.20	0.86	470	1075	308	1095.0	562.0	Low Power
C2-6	64	7.11	1.00	1.00	1.00	×1.0	40	0.20	0.87	465	922	310	948.6	533.0	Flat Power Profile

表3 CCTF 実験及び実機プラント評価条件の比較

	PWR 条件/M-RELAP5 解析	CCTF 実験	備考
炉心発熱有効長	3660mm	3660mm	1/1 スケール
ダウンカマノズルレベル	4849mm	4849mm	1/1 スケール
高温側配管流路面積	0.426m ²	0.019m ²	1/22.54 スケール
高温側配管長さ	3940m	3940m	1/1 スケール
蒸気発生器入口プレナム	4.25m ³	0.198m ³	1/21.44 スケール
蒸気発生器伝熱管本数	3388 本	158 本	1/21.44 スケール
蒸気発生器伝熱管内径	19.7mm	19.6mm	1/1 スケール
蒸気発生器伝熱管総流路面積	1.03m ²	0.048m ²	1/21.44 スケール
蒸気発生器伝熱管長さ	20.5m	15.2m	1/1.35
崩壊熱	AESJ+3σ	ANS71×1.0~1.2	
蒸気発生器圧力損失	約 0.010MP 以上	約 0.005MPa	

表4 高温側配管及び蒸気発生器1次側の圧損比較 (Run 62、破断ループ)

	4 ループ PWR 条件		CCTF 実験
	M-RELAP5	MAAP	
高温側配管	2 kPa	25kPa	約 7 kPa
蒸気発生器入口プレナム	3 kPa	9 kPa	約 10 kPa
蒸気発生器伝熱管	25 kPa		約 8 kPa*

* 測定値は約 6kPa。伝熱管長さスケール比 1.35 を考慮した補正值。

表5 ボイド率比較 (Run 62、破断ループ)

	4 ループ PWR 条件		CCTF 実験
	M-RELAP5	MAAP	
炉心	0.5	0.5	0.55
上部プレナム	0.65~0.70	0.6	0.75

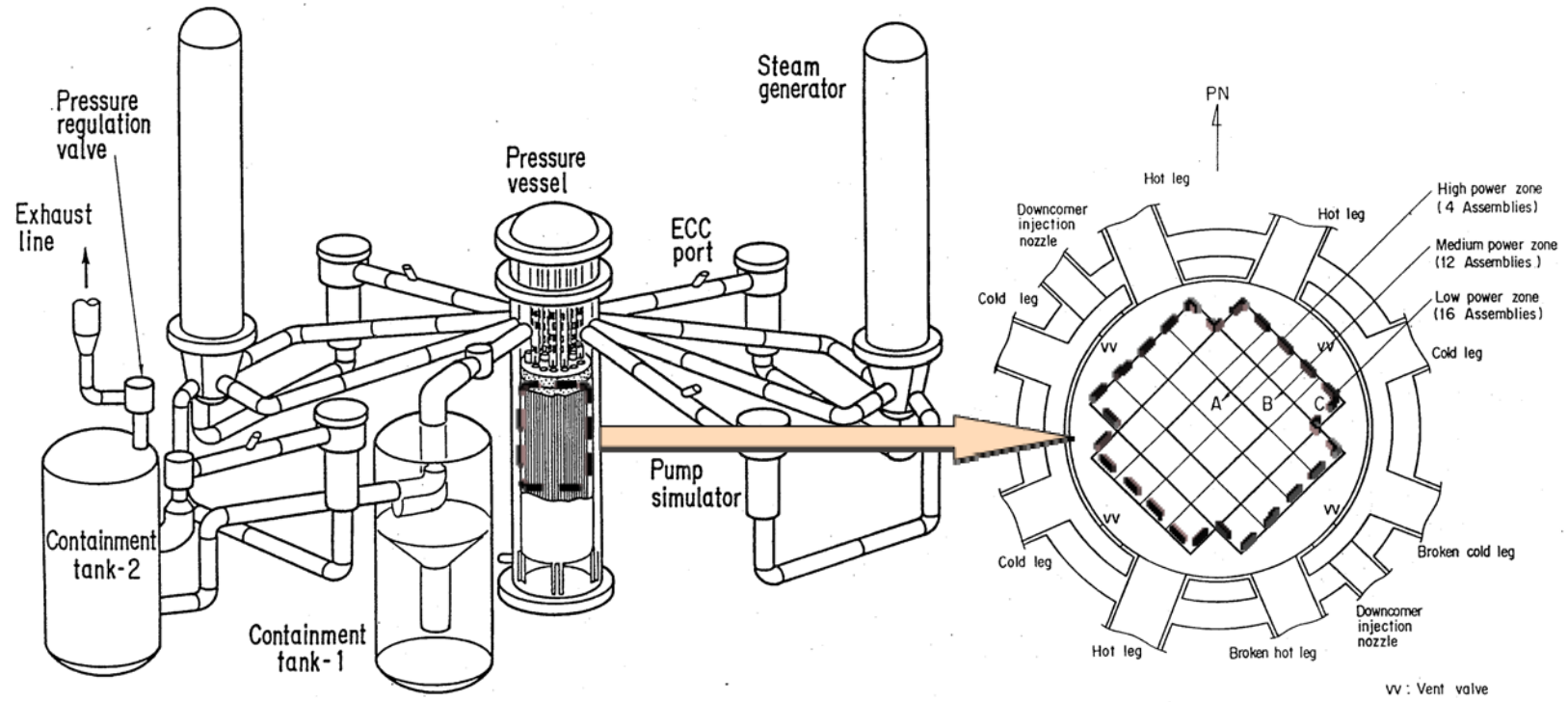


図3 CCTF 実験装置

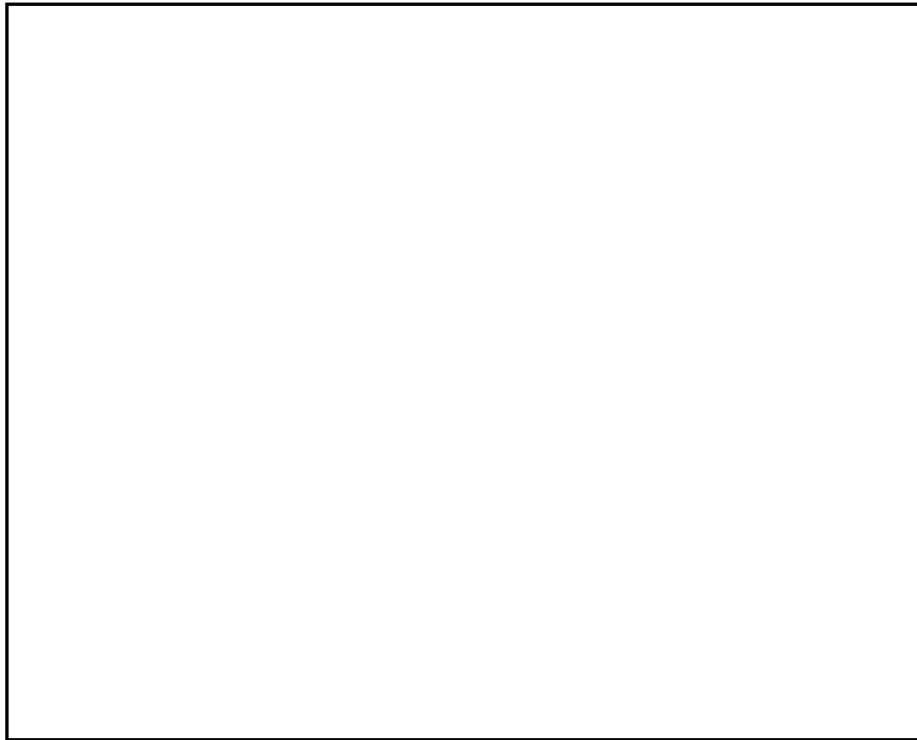


図4 CCTF C2-4 Run62 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）^[2]

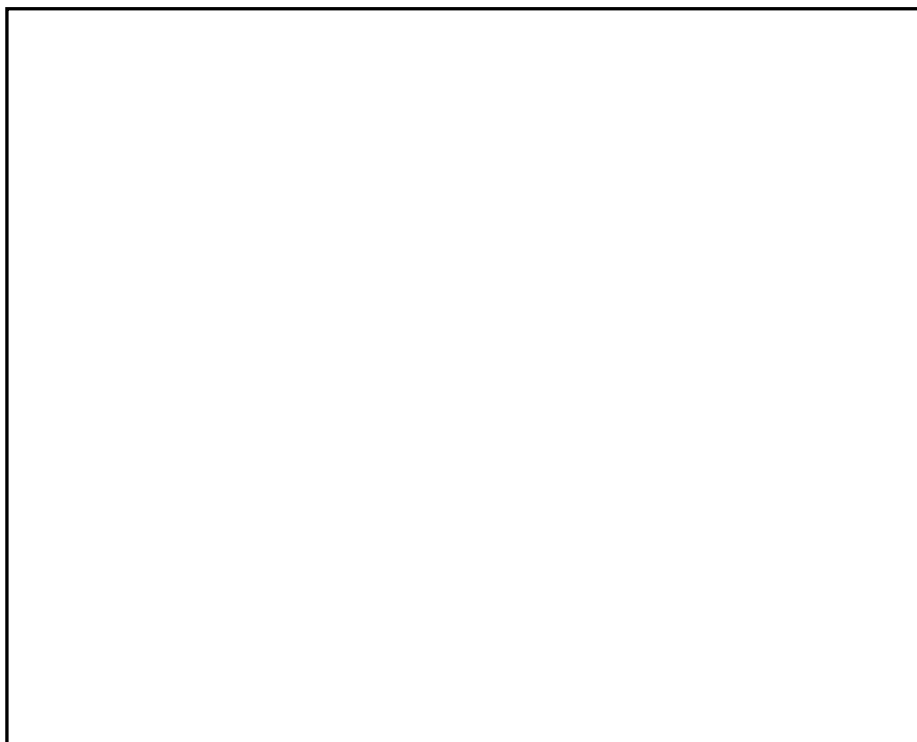


図5 CCTF C2-4 Run 62 蒸気発生器伝熱管差圧^[2]

枠囲みの内容は商業機密に属します
ますので公開できません。

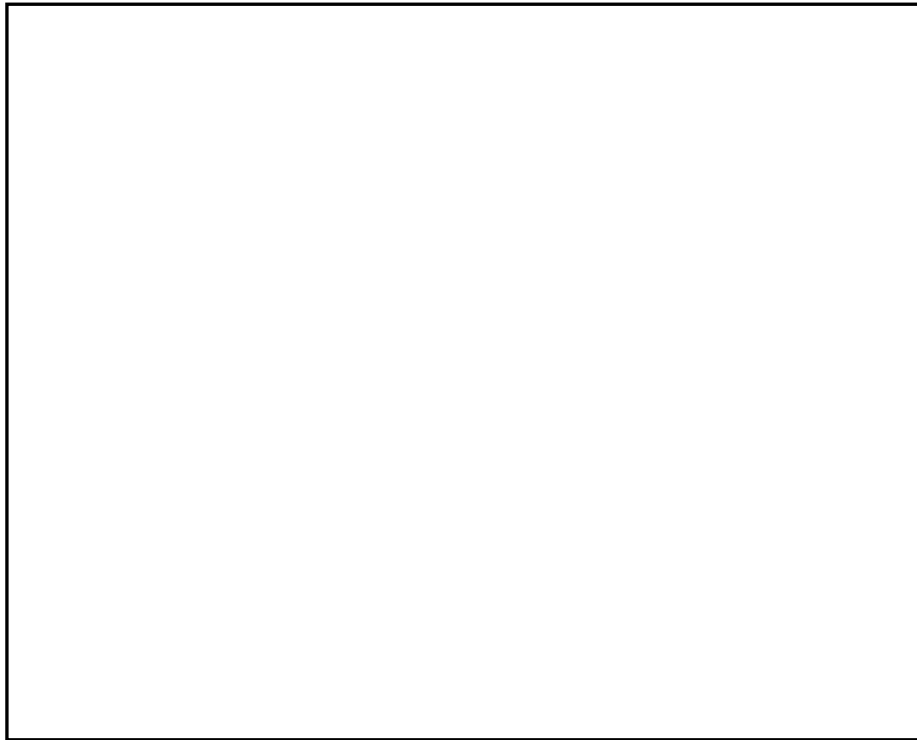


図6 CCTF C2-5 Run63 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）^[4]

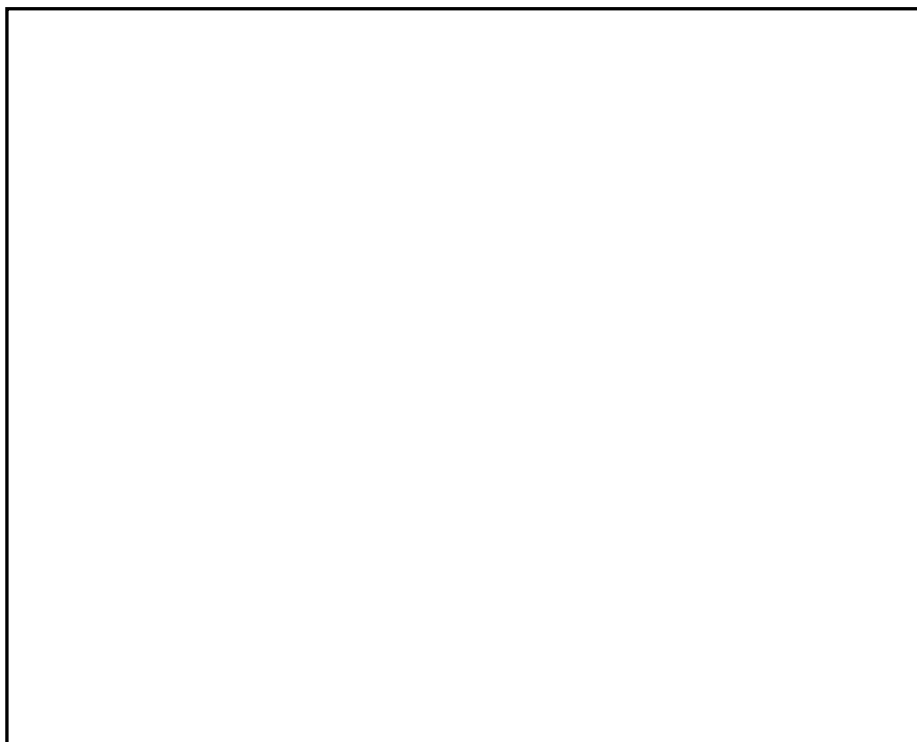


図7 CCTF C2-5 Run 63 蒸気発生器伝熱管差圧^[4]

枠囲みの内容は商業機密に属します
ので公開できません。

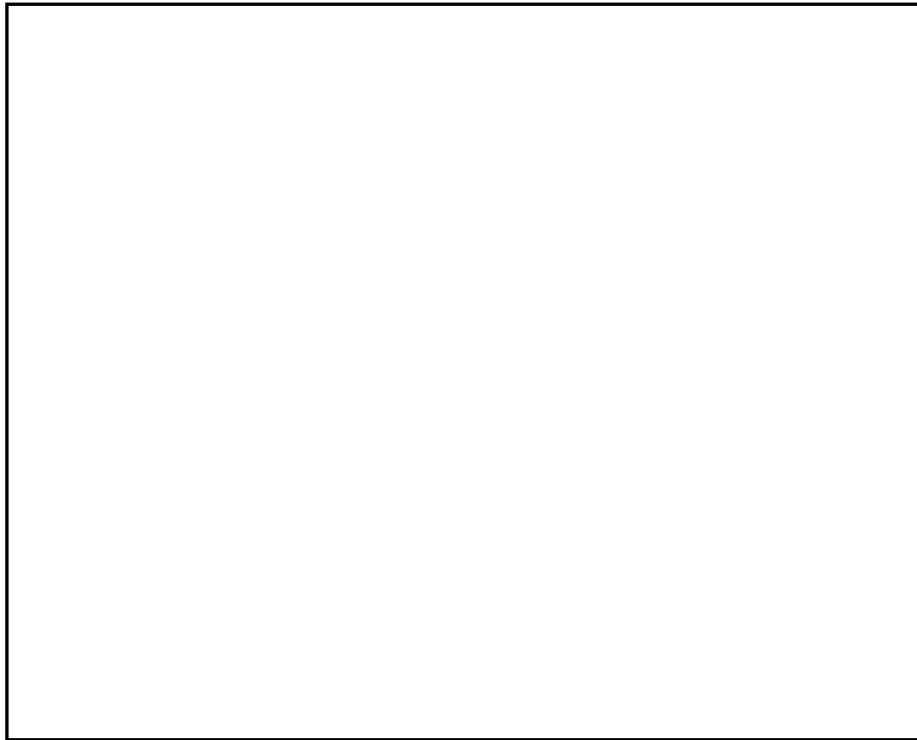


図8 CCTF C2-6 Run64 炉心各部の燃料被覆管温度（炉心再冠水挙動）^[6]

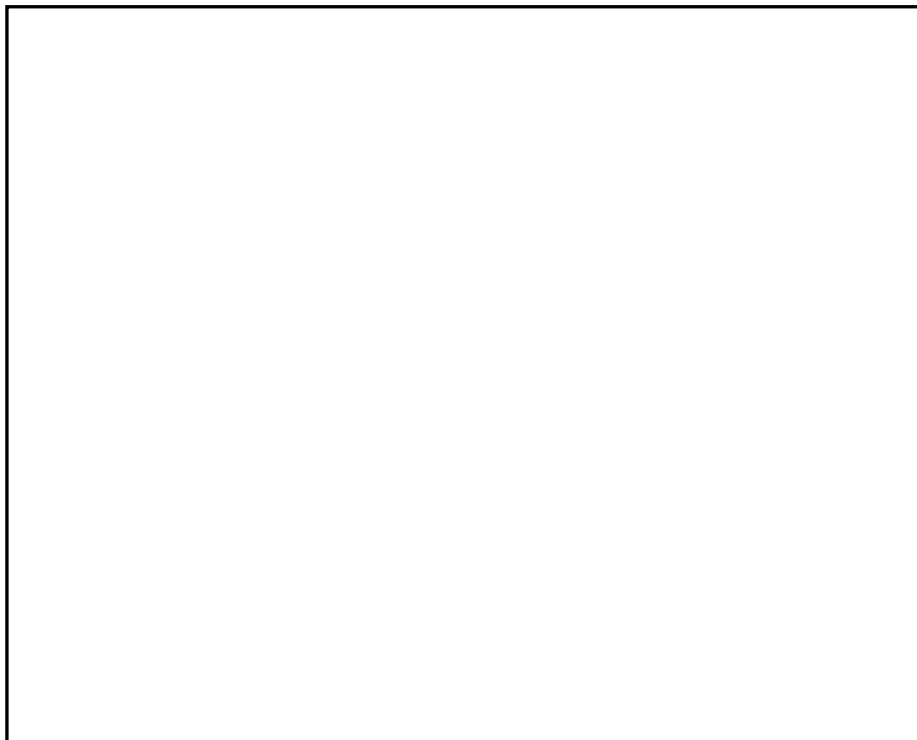
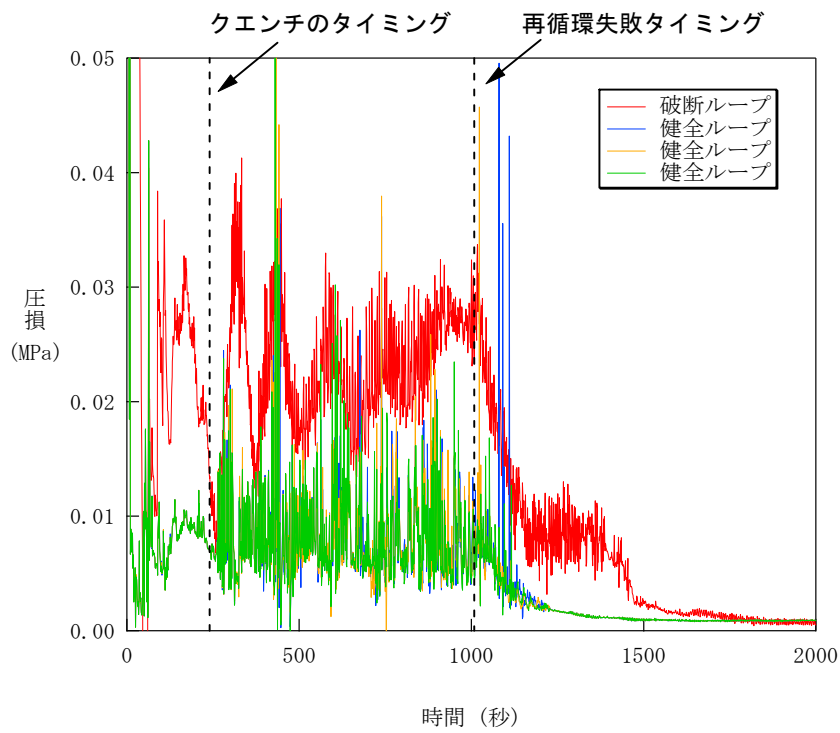
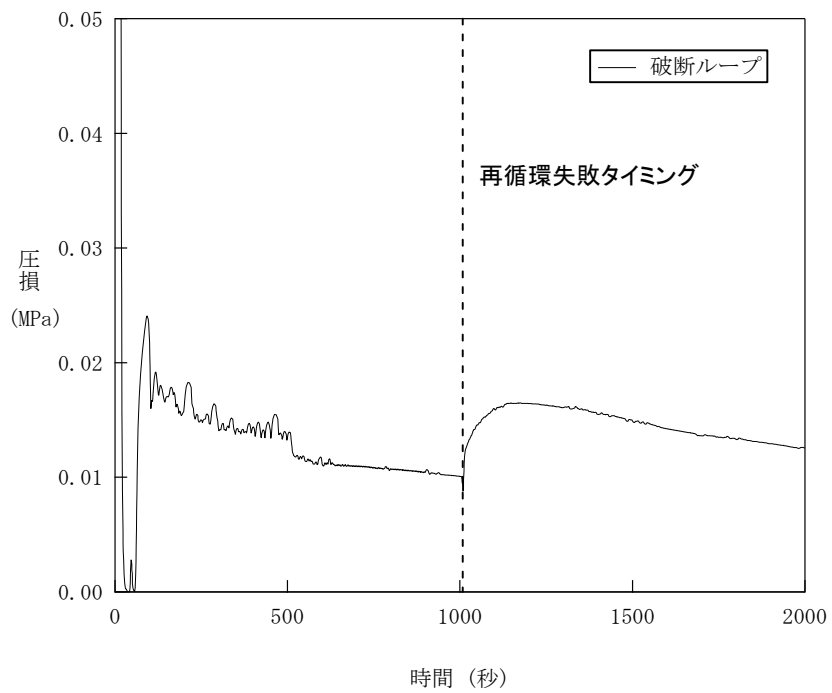


図9 CCTF C2-6 Run 64 蒸気発生器伝熱管差圧^[6]

枠囲みの内容は商業機密に属します
ので公開できません。



(a) M-RELAP5 コード



(b) MAAP コード

図 10 4ループ PWR 評価における蒸気発生器伝熱管差圧

4. 水平配管のボイド率予測の不確かさとその感度解析

ECCS 再循環切替失敗後の炉心冷却に寄与する冷却材量の解析予測に影響する主たるモデルは、高温側配管における水平層状流でのボイド率予測が挙げられる。M-RELAP5 コードが実測より高温側配管のボイド率を高く予測し伝熱管への液相流入量が多くなると、高温側配管及び蒸気発生器入口プレナムの水量を過小に予測することになる。そこで、配管内の水平層状流に係るボイドモデル（気液界面摩擦）について、M-RELAP5 コードの不確かさを定義し、その感度解析を行った上で、M-RELAP5 コードの不確かさを考慮した場合においても、コードは非保守的な傾向を与えないことを確認する。

4.1 TPTF 実験及びその試験解析による不確かさの確認

高温側配管のボイド率（保有水量）の予測精度の確認のために、TPTF 試験装置から得られた結果を活用する。TPTF（Two-Phase Flow Test Facility、二相流試験装置）実験⁷⁾は、旧 JAERI による、水平配管内の二相流動に関するデータ取得を目的としたスケール実験である。内径 0.18m、長さ 10m の配管から二相流が大型の容器に流れ込む実験である。TPTF の試験装置図を図 1 1 に示す。

選定した試験の圧力は 7.3-7.5MPa であり、再循環機能喪失の評価で対象とする圧力である大気圧程度とは大きな差がある。一般的に圧力が小さいと気泡径が大きくなり、界面積濃度が小さくなる。本検討では、高温側配管での相変化を伴わない水平配管流れを対象としている。M-RELAP5 の計算上では水平層状流となっており、気泡流との内挿領域であったとしても気泡径が大きく界面摩擦の寄与は小さいため、圧力の違いは重力（密度）にしか寄与せず、流況に対する圧力の影響は小さいため、本試験を採用する。

TPTF 試験に対し、旧 JAERI にて RELAP5/MOD3 による確認解析が実施された。確認解析で使用されたノーディングを図 1 2 に示す。ボイド率を測定している L/D=17 の点に境界条件を設定し、出口である容器に出口境界条件を設定している。図 1 3 に示されている通り、RUN722 に対する確認解析では L/D=48 の点で RELAP5 は試験結果より大きいボイド率となる。参考文献中に示されている全 8 ケースについて、L/D=48 の点での実験値と RELAP5 のボイド率を比較すると図 1 4 に示す通りとなり、RELAP5/MOD3 のボイド率は試験結果に対し過大評価となるが、平均するとボイド率で約 0.06 程度の過大評価であり、高温側配管での水量を小さく計算すると考えられる。なお、M-RELAP5 のボイドモデルは RELAP5/MOD3 と同等である。

4.2 実機の高温側配管の界面摩擦感度解析

本添付の 4.1 章で確認された通り、M-RELAP5 は水平配管でのボイド率を過大評価する傾向があると考えられるため、本添付の 2 章に記載している M-RELAP5 による実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、高温側配管のボイド率を小さくする方向の感度解析を実施し、その影響を確認する。高温側配管でのボイド率を小さくするため、実機 PWR の ECCS 再

循環機能喪失の解析について、界面摩擦を小さくする感度解析を実施した。界面摩擦を 1/100 とし、図 1 5 に示す通り、高温側配管のボイド率は小さくなった。このケースはベースに対し約 0.05 ボイド率が低下しているため、TPTF で確認された不確かさと同程度である。しかし、図 1 6 に示す通り、炉心水位に対してほとんど感度は見られなかった。

以上より、M-R E L A P 5 は水平配管のボイド率を若干過大評価する傾向があるが、その不確かさが ECCS 再循環機能喪失時の原子炉容器内の水位へ与える影響は小さいため、炉心露出への影響も小さい。

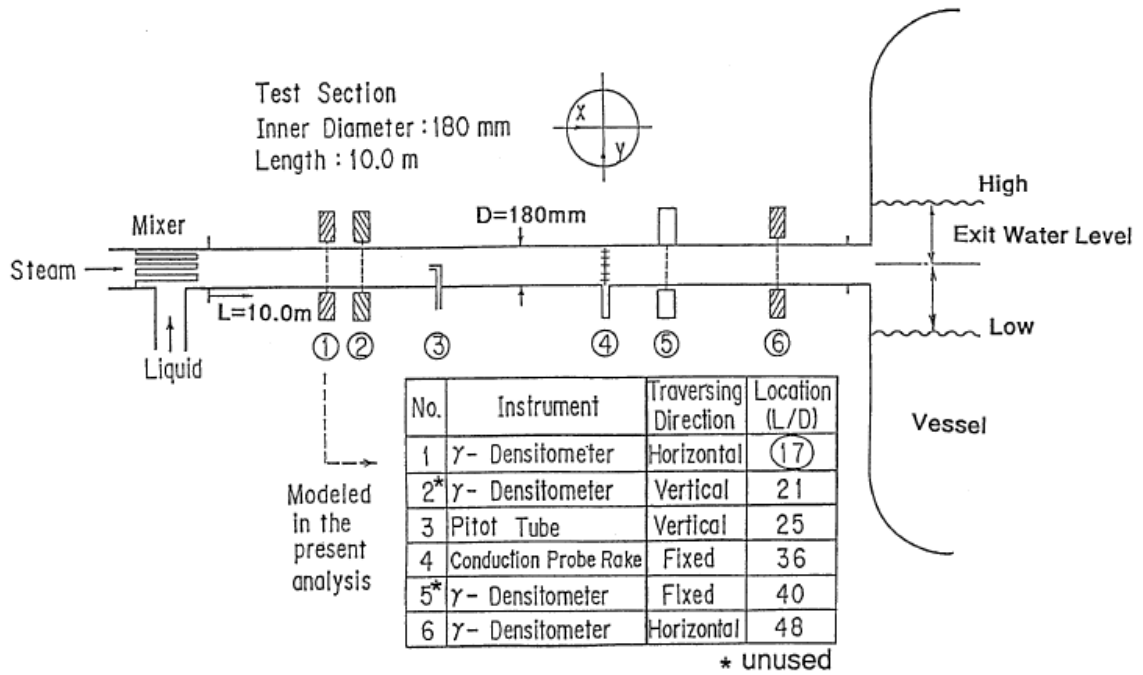


図 1 1 TPTF 試験装置

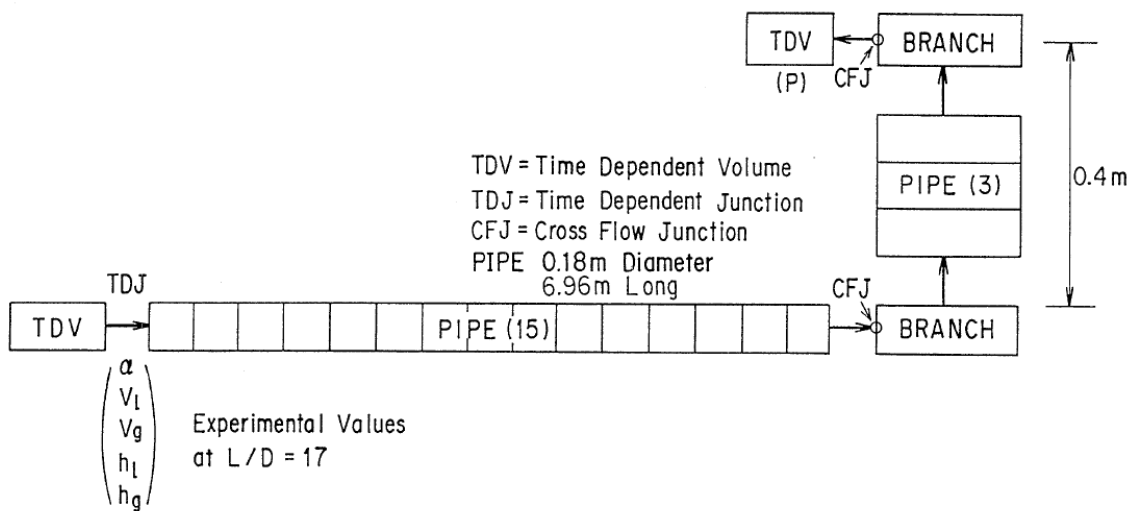


図 1 2 TPTF 試験に対する RELAP5 解析のノーディング (水位が高い場合)

RUN 722

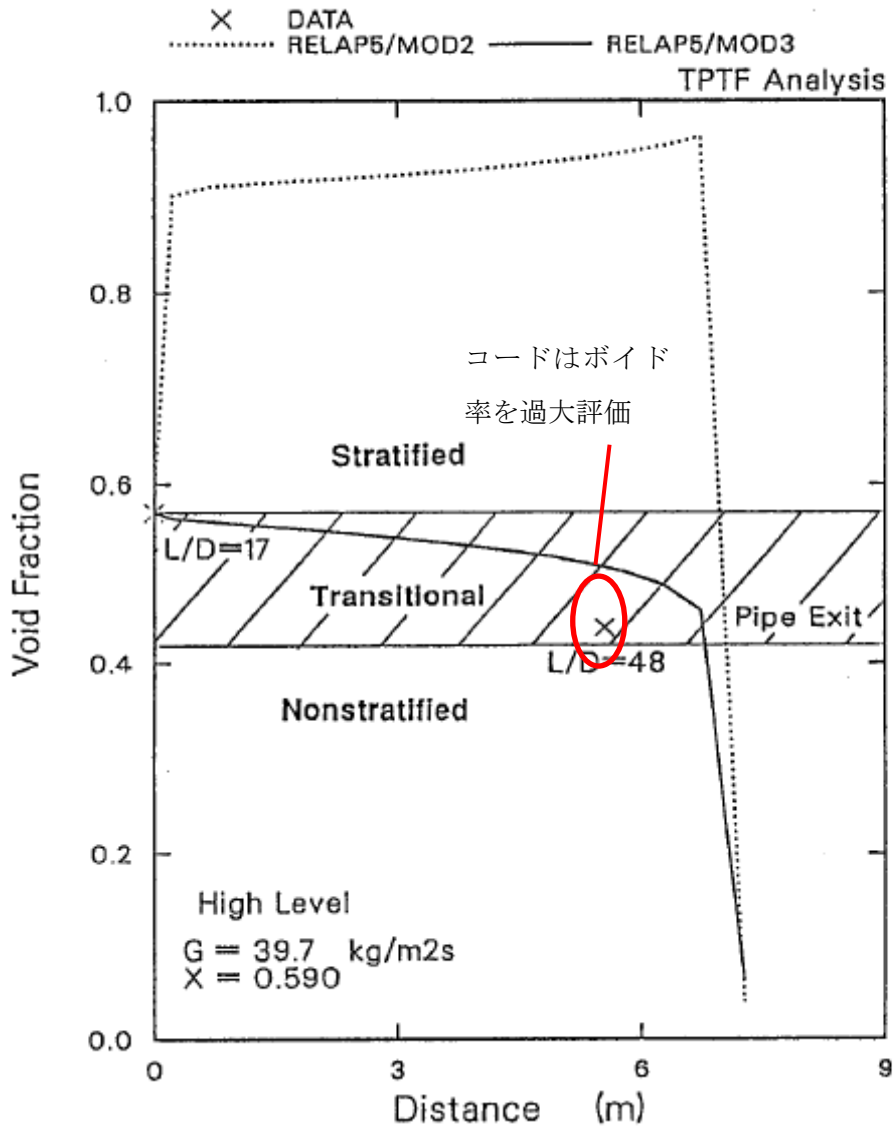


図 1 3 TPTF 試験解析結果 (一例)

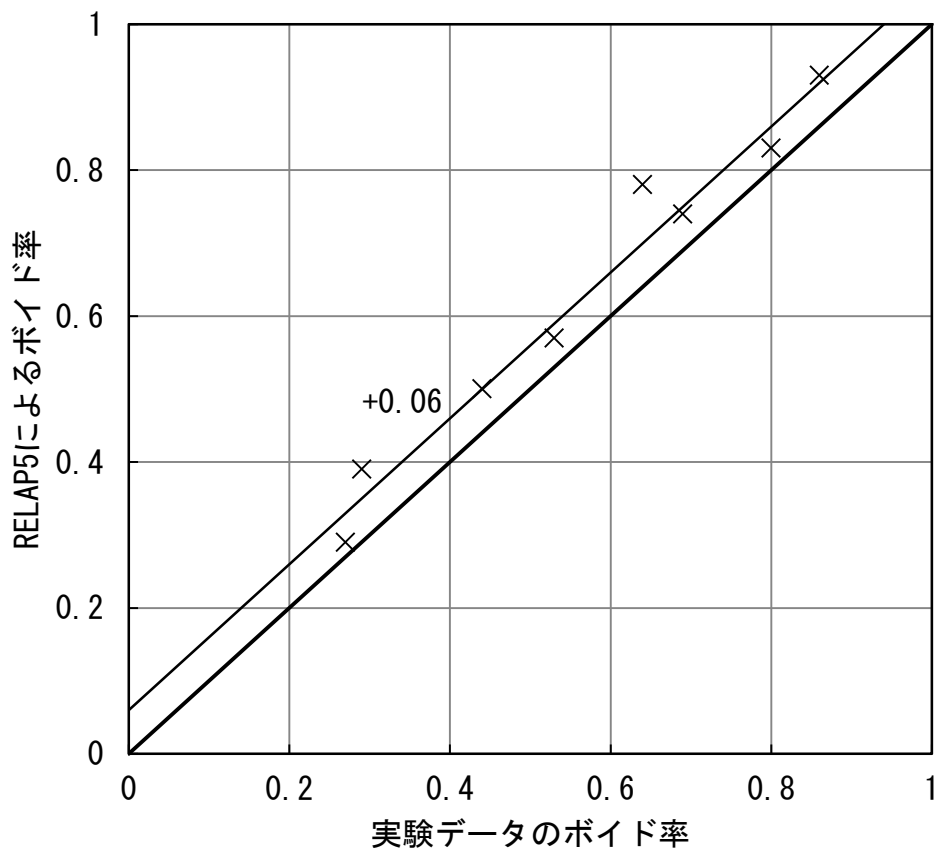


図14 TPTF ボイド率の比較

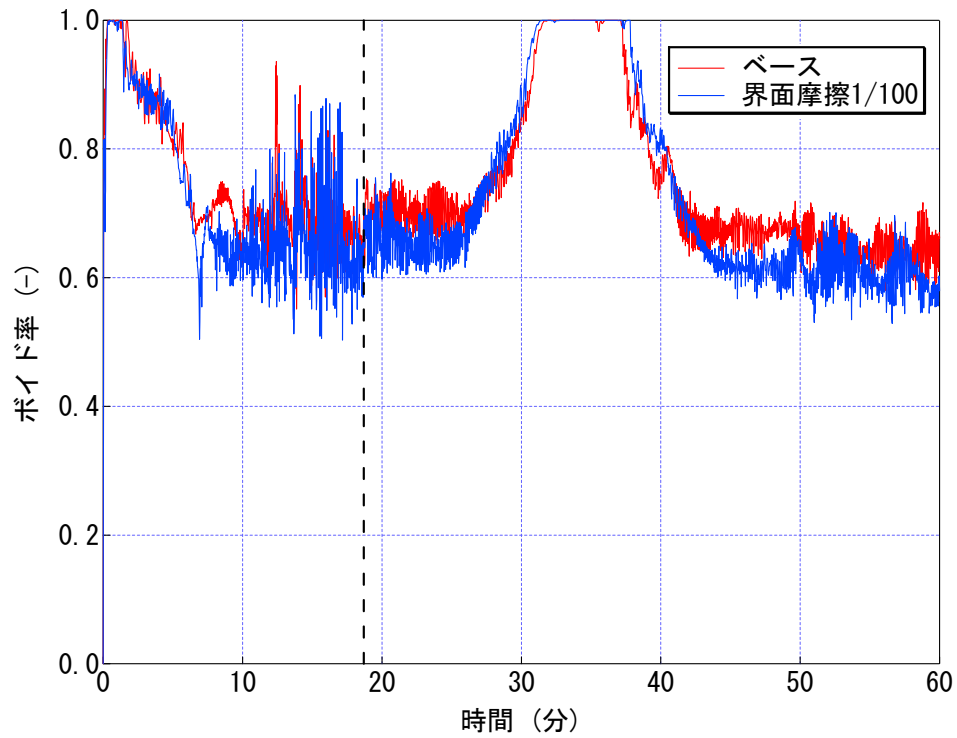


図 1 5 3 ループ PWR 評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果 (高温側配管ボイド率)

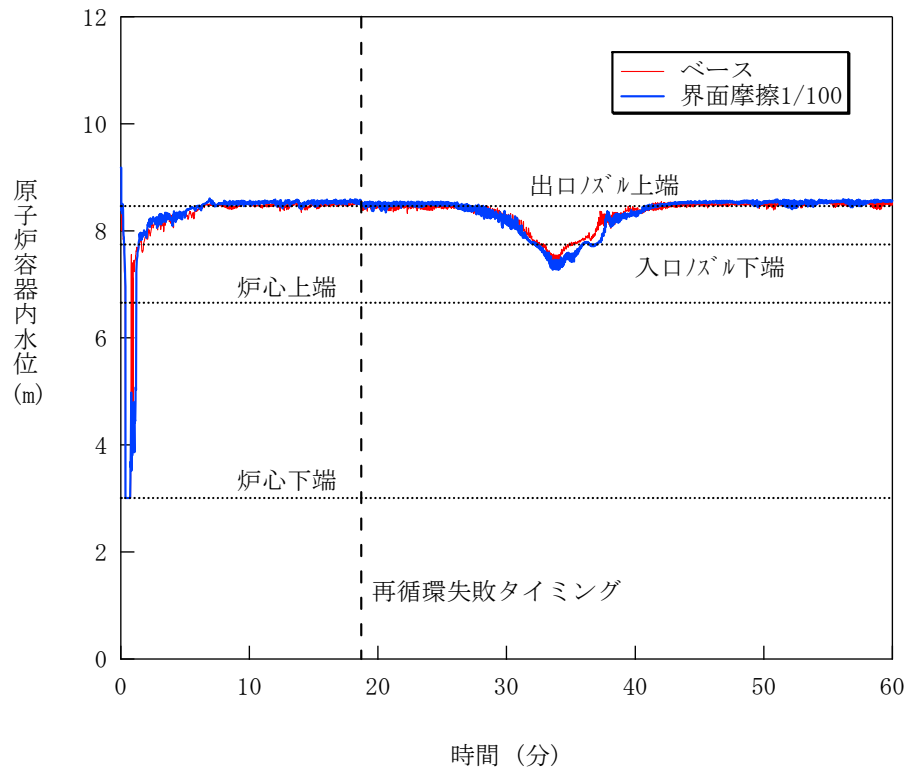


図 1 6 3 ループ PWR 評価における高温側配管界面摩擦感度解析結果 (原子炉容器内水位)

5. 炉心のボイド率予測の不確かさとその感度解析

炉心のボイド率の不確かさは本文 3.3.1(3)に記述しているが、低圧条件での炉心のボイド率の不確かさは表 3-3に示す通り、ボイド率で ± 0.05 程度である。本添付の 2 章に記載している M-R E L A P 5 による実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、炉心のボイド率に関する感度解析を実施し、その影響を確認する。炉心のボイド率を変化させるため、実機 PWR の ECCS 再循環機能喪失の解析について、事故後 10 分後から界面摩擦を大小させる感度解析を実施した。図 1 7 に示す通り、界面摩擦を 1/2、4 倍にすることにより炉心の平均ボイド率はベースに対し 0.05 変化した。図 1 8 に示す通り、原子炉容器内の水位に対して影響が見られたが、15 分後の代替再循環確立により水位は炉心発熱長上端に達することなく、炉心もヒートアップしない結果となった。

以上より、M-R E L A P 5 は低圧時の炉心のボイド率に不確かさがあり、そのため ECCS 再循環機能喪失時での水位計算に影響するが、15 分の代替再循環確立により水位が炉心発熱長上端より上に維持できる結論へは影響がない。

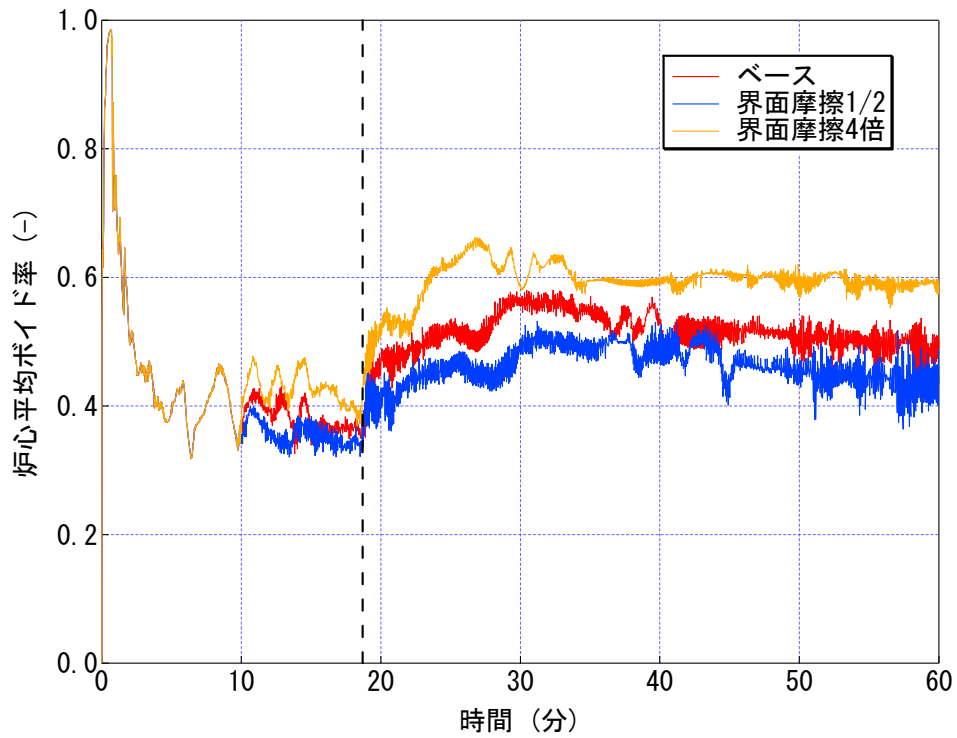


図 1 7 3 ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果 (炉心平均ボイド率)

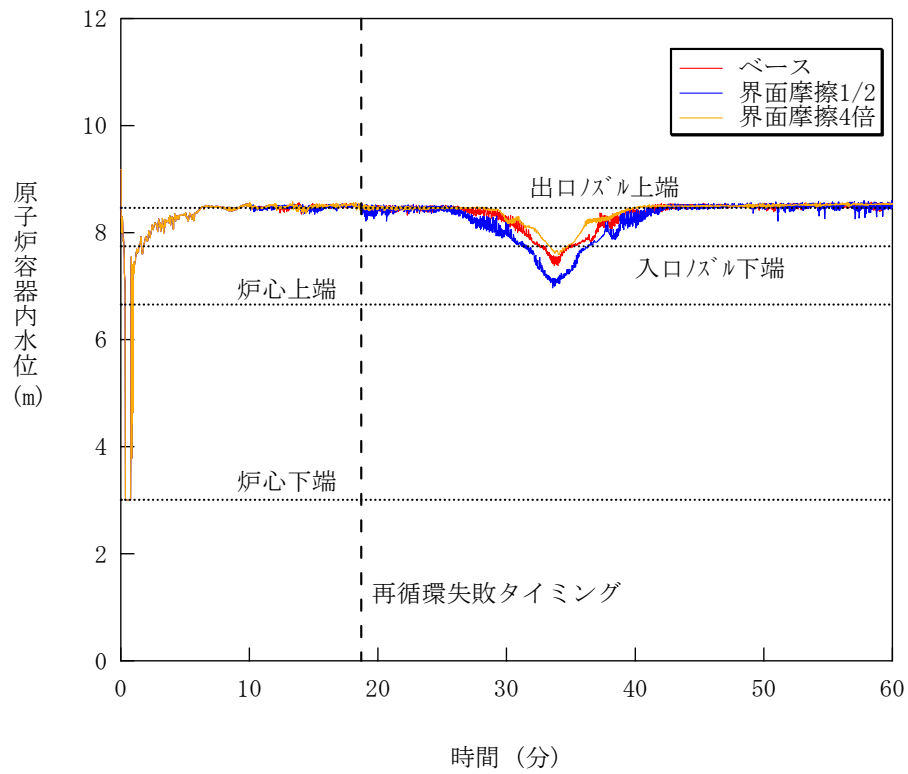


図 1 8 3 ループ PWR 評価における炉心界面摩擦感度解析結果 (原子炉容器内水位)

6. まとめ

実機とのスケール性が良い CCTF 実験の実験データと実機解析結果との比較により、ポスト再冠水において、M-R E L A P 5 は蒸気発生器での圧損を大きく計算するため、炉心及び高温側配管での保有水量を実際より小さく計算し、保守的な結果を与えることを確認した。また、TPTF の試験より M-R E L A P 5 は水平配管でボイド率を高く計算する傾向があることを確認し、その結果をもとに実機の感度解析を実施し、高温側配管でのボイド率計算の不確かさは非保守的な結果を与えないことを確認した。さらに、M-R E L A P 5 は低圧時の炉心のボイド率予測に不確かさを有するが、その不確かさに関する感度解析を実施し、不確かさの影響により原子炉容器内の水位に影響するが、ECCS 再循環機能喪失での 15 分での代替再循環確立により炉心は冠水状態を維持できることを確認した。

以上より、M-R E L A P 5 による解析により設定した ECCS 再循環機能喪失での代替再循環確立のための時間である 15 分について、コードのボイド率計算の不確かさを考慮しても炉心露出することが無いため、妥当であることを確認した。

7. 参考文献

- [1] T. Okubo, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-4 (Run 62) - Investigation of Reproducibility —, JAERI-M 85-026, March 1985.
- [2] Private Communication
- [3] T. Iguchi, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-5 (Run 63) - Effect of Decay Heat Level on PWR Reflood Phenomena —, JAERI-M 91-174, October 1991.
- [4] Private Communication
- [5] H. Akimoto, et al., Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-6 (Run 64) - Effect of Radial Power Profile —, JAERI-M 85-027, March 1985.
- [6] Private Communication
- [7] Y. Kukita, et al., Developmental Assessment of RELAP5/MOD3 Code against ROSA-IV/TPTF Horizontal Two-Phase Flow Experiments, JAERI-M 90-053