

# 蒸気発生器伝熱管の高温ラブチャ型 破損評価手法の整備と適用（Ⅲ）

（研究報告）



2002年3月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松 4 番地 4 9  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

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

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2002

蒸気発生器伝熱管の高温ラブチャ型破損評価手法の整備と適用（Ⅲ）  
(研究報告)

三宅収\*、浜田広次\*、田辺裕美\*\*、和田雄作\*\*  
宮川明\*\*\*、岡部綾夫\*\*\*、中井良大\*\*\*、広井博\*\*\*\*

要　　旨

高速増殖炉の蒸気発生器における伝熱管破損事故（ナトリウム－水反応事故）の評価に関連して、事故発生時の高温ラブチャ型破損による隣接伝熱管への破損伝播の有無に係る評価手法を整備した。また、この評価手法を用いて「もんじゅ」蒸気発生器伝熱管の健全性を評価した結果について整理した。主な内容は以下の通りである。

- (1) 伝熱管材料強度については、時間依存のクリープ破断強さを強度評価の基本とすることとし、2・1/4Cr-1Mo 鋼の 700°C～1200°Cのクリープ試験データを取得しそれに基づく評価基準値を策定した。また、この評価基準値が誘導加熱による伝熱管破損模擬試験結果とも整合することを確認した。
- (2) ナトリウム－水反応による隣接伝熱管加熱条件については、過去のナトリウム－水反応試験データから反応域温度と管外熱伝達率を求め、反応域モデルとしてコサイン温度分布を設定した。
- (3) 伝熱管内の冷却条件（水・蒸気の伝熱相關）については、ヘリカルコイル型蒸気発生器の伝熱相關式に加え、限界熱流束(CHF) 相関式並びに Post-CHF 伝熱相關式を組合せて設定した。
- (4) 整備した評価手法を用いて、SWAT-3 試験及び米国 LLTR 試験条件の解析を行い、本評価手法に十分な保守性があることを確認した。また、1987 年の英國 PFR 事故で高温ラブチャ型破損が生じた原因と事故後に行われた改造の有効性について、上記評価手法を適用して定量的に示した。
- (5) この評価手法を採用した「もんじゅ」蒸気発生器に関する解析では、カバーガス圧力計信号によって伝熱管破損を検出した場合、カバーガス圧力計検出の機能強化と水プローブの性能強化を図った設備改造後の「もんじゅ」において給水流量を定格、40%給水、10%給水運転条件のいずれのケースとした場合でも隣接する伝熱管に高温ラブチャ型の破損伝播が発生しないことを確認した。

---

\* 大洗工学センター 要素技術開発部 熱化学安全試験グループ

\*\*) 大洗工学センター 要素技術開発部

\*\*\*) もんじゅ建設所 改革推進グループ

\*\*\*\*) 新型転換炉ふげん発電所

JNC TN9400 2001-130  
March, 2002

The Development and Application of Overheating Failure Model  
of FBR Steam Generator Tubes (III)

Osamu MIYAKE\*, Hirotugu HAMADA\*, Hiromi TANABE\*\*, Yusaku WADA\*\*  
Akira MIYAKAWA\*\*\*, Ayao OKABE\*\*\*, Ryodai NAKAI\*\*\*, Hiroshi HIROI\*\*\*\*

Abstract

The model has been developed for the assessment of the overheating tube failure in an event of sodium-water reaction accident of fast breeder reactor's steam generators (SGs). The model has been applied to the Monju SG studies. Major results obtained in the studies are as follows:

1. To evaluate the structural integrity of tube material, the strength standard for 2.25Cr-1Mo steel was established taking account of time dependent effect based on the high temperature (700 – 1200°C) creep data. This standard has been validated with the tube rupture simulation test data.
2. The conditions for overheating by the high temperature reaction were determined by use of the SWAT-3 experimental data. The realistic local heating conditions (reaction zone temperature and related heat transfer conditions) for the sodium-water reaction were proposed as the cosine-shaped temperature profile.
3. For the cooling effects inside of target tubes, LWR's studies of critical heat flux (CHF) and post-CHF heat transfer correlations have been examined and considered in the model.
4. The model has been validated with experimental data obtained by SWAT-3 and LLTR. The results were satisfactory with conservatism. The PFR superheater leak event in 1987 was studied, and the cause of event and the effectiveness of the improvement after the leak event could be identified by the analysis.
5. The model has been applied to the Monju SG studies. It is revealed consequently that no tube failure occurs in 100%, 40%, and 10% water flow operating conditions when an initial leak is detected by the cover gas pressure detection system.

---

\*) Thermochemistry Safety Engineering Group, Advanced Technology Division, OEC

\*\*) Advanced Technology Division, OEC

\*\*\*) Plant Improvement Planning Group, Monju Construction Office

\*\*\*\*) Fugen Nuclear Power Station

## 目次

1. はじめに .....	1
2. 高温強度基準値の策定と構造健全性評価手法の整備 .....	3
2.1 SG 伝熱管の高温領域における破損防止の考え方 .....	3
2.2 強度基準値の策定方法 .....	3
2.3 伝熱管材の急速破損裕度確認 .....	4
2.3.1 試験装置 .....	4
2.3.2 伝熱管材料 .....	5
2.3.3 試験手法 .....	5
2.3.4 試験パラメータ .....	6
2.3.5 試験結果と評価 .....	6
2.4 高温ラブチャ計算モデル .....	7
2.4.1 伝熱管の応力算定法 .....	7
2.4.2 伝熱管の温度算定方法 .....	7
2.4.3 延性破損の判定 .....	9
2.4.4 クリープ破損の判定 .....	9
3. ナトリウムー水反応評価条件の整理 .....	10
3.1 SWAT-3 試験結果の概要 .....	10
3.2 高温ラブチャを想定すべき水リーク率の下限値 .....	10
3.2.1 SWAT 試験からの知見 .....	11
3.2.2 水リーク検出時間と破損伝播時間 .....	12
3.2.3 水リーク率の下限値の設定 .....	12
3.3 ナトリウムー水反応時の熱的条件 .....	13
3.3.1 ナトリウムー水反応試験データの評価 .....	13
3.3.2 実機評価条件の導出 .....	17
3.4 ナトリウムー水反応時のウェステージ率 .....	22
4. ナトリウムー水反応時の管内冷却条件 .....	24
4.1 水・蒸気の管内伝熱相関式 .....	24
4.2 限界熱流束 .....	25
4.3 Post-CHF 熱伝達率 .....	27
4.4 プール膜沸騰熱伝達式 .....	28
4.5 ブローダウン時の管内流動解析 .....	30
5. 水リーク検出時間解析 .....	31
5.1 水リーク検出 .....	31
5.2 液位挙動解析コード SELAH の概要 .....	31
5.3 水リーク検出時間の解析結果 .....	32

6. ナトリウムー水反応試験データによる評価手法の検証 .....	33
6.1 SWAT-3 大リーク試験結果との比較・検証 .....	33
6.1.1 解析条件 .....	33
6.1.2 破損の判断 .....	34
6.1.3 解析結果 .....	34
6.2 SWAT-3 破損伝播試験結果との比較・検証 .....	34
6.2.1 解析条件 .....	34
6.2.2 破損の判断 .....	35
6.2.3 解析結果 .....	35
6.3 米国 LLTR 試験データとの比較・検証 .....	35
7. PFR 過熱器での大リーク・ナトリウムー水反応事故評価 .....	37
7.1 事故の概要 .....	37
7.2 原因究明と結果 .....	37
7.3 「もんじゅ」への影響 .....	38
7.4 構造評価手法の適用 .....	38
8. 「もんじゅ」 SG 伝熱管の健全性評価 .....	40
8.1 評価の考え方 .....	40
8.1.1 評価対象とする運転条件 .....	40
8.1.2 高温ラプチャ評価の初期条件の検討 .....	41
8.1.3 水リーク位置 .....	41
8.1.4 水リーク検出 .....	41
8.1.5 水側境界条件 .....	42
8.1.6 ナトリウム側境界条件 .....	46
8.1.7 解析用伝熱管肉厚について .....	46
8.1.8 伝熱管の物性値 .....	47
8.2 評価結果と考察 .....	48
8.2.1 設備改造後の解析・評価 .....	48
8.2.2 感度解析 .....	50
9. おわりに .....	53
10. 引用文献及び参考文献 .....	54

APPENDIX

A. 蒸気発生器伝熱管破損事故に係る伝熱管破損メカニズムの 検討状況について .....	158
B. PFR 過熱器事故に係る AEAへの質問と回答 .....	165
C. 解析コード SELAH の概要 .....	175
D. 水リーク率の高温ラプチャ評価への影響 .....	181
E. 設備改造前の高温ラプチャ評価 .....	186
F. 伝熱管シンニング加工部の詳細構造解析による損傷評価 .....	194
G. 高温ラプチャ評価の主な解析条件 .....	202
H. RUPIN の計算モデルについて .....	223

## 表 目 次

表 2. 2. 1	2・1/4Cr-1Mo 鋼の高温内圧破裂評価のための強度基準値 . . . . .	58
表 2. 2. 2	安全総点検時評価で用いた 2・1/4Cr-1Mo 鋼材料の 期待最小引張強さ(参考) . . . . .	58
表 2. 3. 1 (a)	TRUST-2 試験で使用した JIS 規格材(T2)の仕様 . . . . .	59
表 2. 3. 1 (b)	TRUST-2 試験で使用した「もんじゅ」相当材の仕様 . . . . .	59
表 2. 3. 2	TRUST-2 による伝熱管破損試験結果のまとめ . . . . .	60
表 3. 1. 1	SWAT-3 大リーク試験と結果 . . . . .	61
表 3. 1. 2	SWAT-3 破損伝播試験と結果 . . . . .	61
表 3. 1. 3 (a)	「もんじゅ」運転条件と SWAT-3 試験条件との比較(Run16, 19) . . . . .	62
表 3. 1. 3 (b)	「もんじゅ」運転条件と SWAT-3 試験条件との比較(Run17) . . . . .	62
表 3. 2. 1	高温ラプチャ挙動に係わる SWAT 試験のまとめ . . . . .	63
表 3. 3. 1	反応域温度変動の影響評価計算条件 . . . . .	64
表 3. 3. 2	平均処理時間と最高温度の関係(SWAT-3 Run19) . . . . .	64
表 3. 3. 3	米国 LLTR シリーズⅡ 中リーク試験のまとめ . . . . .	65
表 3. 3. 4	SWAT-3 Run16, 17, 19 試験の概要 . . . . .	66
表 3. 3. 5	注水量と試験前後の平均温度差の関係 . . . . .	66
表 3. 3. 6	実機定格条件と Run19 試験条件での除熱効果 . . . . .	67
表 4. 2. 1	限界熱流束相関式の適用範囲(データベース範囲) . . . . .	68
表 4. 3. 1	Post-CHF 伝熱相関式の適用範囲 . . . . .	68
表 4. 5. 1	BLOOPH と RELAP5 の解析モデルの比較 . . . . .	69
表 5. 3. 1	水リーク検出時間の計算結果 . . . . .	70
表 5. 3. 2	水リーク検出時間の計算結果(検出関連の機器故障を仮定) . . . . .	70
表 6. 1. 1	大リーク試験での高温ラプチャ解析条件(現実的評価) . . . . .	71
表 6. 1. 2	大リーク試験での高温ラプチャ解析条件(保守的評価) . . . . .	71
表 6. 1. 3	大リーク試験での高温ラプチャ解析結果(現実的評価) . . . . .	72
表 6. 1. 4	大リーク試験での高温ラプチャ解析結果(保守的評価) . . . . .	72
表 6. 2. 1	検証解析における管外条件 . . . . .	73
表 6. 2. 2	検証解析における管内条件 . . . . .	73
表 6. 2. 3	検証解析における管壁条件 . . . . .	73
表 7. 4. 1	英国 PFR 大リーク事故での高温ラプチャ解析条件 . . . . .	74
表 8. 1. 1	高温ラプチャの解析初期条件 . . . . .	75
表 8. 1. 2	管束上部での水ブロー直前の RUPIN 出力値(設備改造後) . . . . .	75
表 8. 1. 3	「もんじゅ」水ブロー解析 . . . . .	76
表 8. 2. 1	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ(ノミナル) (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3.5mm: 溶接部肉厚) . . . . .	77
表 8. 2. 2	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ(制御誤差考慮) (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3.5mm: 溶接部肉厚) . . . . .	78

表 8.2.3	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ(制御誤差考慮) (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3.8mm: 公称値) .....	79
表 8.2.4	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ(ノミナル) (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 4.02mm: 実測平均値- $3.5\sigma$ ) .....	80
表 8.2.5	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ(制御誤差考慮) (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 4.02mm: 実測平均値- $3.5\sigma$ ) .....	81
表 8.2.6	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (機器故障の影響・制御誤差考慮) (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3.5mm) .....	82
表 8.2.7	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (液面計故障の影響・制御誤差考慮) (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3.5mm) .....	83
表 8.2.8	「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚 3.5mm: 溶接部肉厚) .....	84

## 図 目 次

図 2.1.1	引張強さのひずみ速度依存性 .....	85
図 2.2.1	クリープ試験データと解析結果の比較 (950°C) .....	86
図 2.2.2	クリープ試験データと解析結果の比較 (1000°C) .....	86
図 2.2.3	クリープ試験データと解析結果の比較 (1100°C) .....	87
図 2.2.4	クリープ試験データと解析結果の比較 (1200°C) .....	87
図 2.2.5	クリープ試験データと解析結果の比較 (800-900°C) .....	88
図 2.2.6	クリープ試験データと解析結果の比較 (750°C) .....	88
図 2.2.7	クリープ試験データと解析結果の比較 (700°C) .....	89
図 2.2.8	2・1/4Cr-1Mo 鋼の高温内圧破裂評価のための強度基準値 .....	89
図 2.3.1	伝熱管破損模擬試験装置 TRUST-2 .....	90
図 2.3.2	TRUST-2 急速加圧試験での温度圧力挙動 .....	91
図 2.3.3	TRUST-2 試験結果と引張延性強度基準値の比較 .....	92
図 2.3.4	TRUST-2 試験結果とクリープ強度基準値の比較 (1100°C) .....	92
図 2.3.5	TRUST-2 試験結果とクリープ強度基準値の比較 (1200°C) .....	93
図 2.3.6	伝熱管破損に対する安全裕度の概念 .....	93
 図 3.1.1	 SWAT-3 試験での破損伝播時間と水リーク率の関係 .....	94
図 3.2.1	SWAT-3 試験 (Run16, 19) での伝熱管破損状況の比較 .....	95
図 3.2.2	「もんじゅ」定格条件での水リーク検出時間と破損伝播時間の比較 .....	96
図 3.3.1	SWAT-3 大リーク試験 (Run5) での温度挙動 .....	97
図 3.3.2	SWAT-3 破損伝播試験 (Run19) での温度挙動 .....	98
図 3.3.3	反応域温度の変動周期と伝熱管肉厚平均温度振幅の関係 .....	99
図 3.3.4	主な熱電対信号の平均処理時間との最高温度 との関係 (Run19) .....	100
図 3.3.5	ナトリウム温度と蒸気圧 .....	100
図 3.3.6	ナトリウム-水反応試験時のナトリウム側圧力挙動 .....	101
図 3.3.7	米国 LLTR シリーズ II 試験での伝熱管破損例と温度挙動 .....	102
図 3.3.8	SWAT-3 Run16 と 19 の反応域温度分布評価に用いた熱電対位置 .....	103
図 3.3.9	SWAT-3 Run17 の反応域温度分布評価に用いた熱電対位置 .....	104
図 3.3.10	Run16 のジェット中心線からの距離と反応域温度 .....	105
図 3.3.11	Run17 のジェット中心線からの距離と反応域温度 .....	106
図 3.3.12	Run19 のジェット中心線からの距離と反応域温度 .....	107
図 3.3.13	実効的管外熱伝達率測定のための熱電対配置 .....	108
	(SWAT-3 Run16, 17, 19 試験)	
図 3.3.14	計測伝熱管の各温度と実効的熱伝達率 (SWAT-3 Run19) .....	109
図 3.3.15 (a)	反応域温度と実効的熱伝達率との相関 (Run16) .....	110
図 3.3.15 (b)	反応域温度と実効的熱伝達率との相関 (Run17) .....	110
図 3.3.15 (c)	反応域温度と実効的熱伝達率との相関 (Run19) .....	111
図 3.3.16	定格及び 40% 給水運転条件に適用する反応域モデルと SWAT-3 Run19 温度分布の比較 .....	112

図 3.3.17	10%給水運転条件に適用する反応域モデルと SWAT-3 Run17 温度分布の比較 .....	112
図 3.3.18	ナトリウムー水反応領域概念図 .....	113
図 3.3.19	反応域温度平均処理時間と伝熱管肉厚中心温度の関係 .....	114
図 3.4.1	中リーグから大リーグ規模でのウェステージ率実験式 .....	115
図 4.2.1	甲藤の式による限界熱流束 (CHF) の実験データの比較 .....	116
図 4.2.2	甲藤の式による限界熱流束 (CHF) の計算例 (水ブロー開始前条件) ..	117
図 4.3.1 (a)	Post-CHF 伝熱相関式と実験データの比較例 .....	118
図 4.3.1 (b)	Condie-Bengston IVの式と実験データの比較例 .....	118
図 4.4.1	沸騰系流動様式 .....	119
図 4.4.2	圧力条件と環状流遷移条件の関係 .....	120
図 4.4.3	Post-CHF 熱伝達率の計算例 (水ブロー開始前条件) .....	121
図 4.4.4 (a)	Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 10MPa) ..	122
図 4.4.4 (b)	Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 5MPa) ..	122
図 4.4.4 (c)	Post-CHF 熱伝達率計算例 (水ブロー開始後条件: 圧力 1MPa) ..	123
図 4.5.1	50MWSG 試験との蒸発器出口圧力の比較 .....	124
図 4.5.2	50MWSG 試験との蒸発器入口ヘッダ内水・蒸気温度の比較 ..	124
図 4.5.3	RELAP5 による蒸気発生器体系の計算モデル (ノードとリンク) ..	125
図 4.5.4	蒸発器入口圧力の比較 (BL00PH と RELAP5) .....	126
図 4.5.5	蒸発器管束部下部流量の比較 (BL00PH と RELAP5) .....	126
図 4.5.6	蒸発器管束部中部流量の比較 (BL00PH と RELAP5) .....	127
図 4.5.7	蒸発器管束部上部流量の比較 (BL00PH と RELAP5) .....	127
図 5.1.1	中リーグ検出の概要説明図 .....	128
図 5.3.1	水リーグ時のカバーガス圧力変化と液位変化 .....	129
	(蒸発器、定格運転条件)	
図 5.3.2	水リーグ時のカバーガス圧力変化と液位変化 .....	129
	(蒸発器、40%給水運転条件)	
図 5.3.3	水リーグ時のカバーガス圧力変化と液位変化 .....	130
	(蒸発器、10%給水運転条件)	
図 6.1.1	SWAT-3 大リーグ試験 (Run5) での伝熱管内部ガス圧力と解析入力値 ..	131
図 6.1.2	SWAT-3 大リーグ試験 (Run5) での反応域温度と解析入力値 .....	131
図 6.2.1	破損伝播試験での高温ラプチャ解析 (破損時間の比較) .....	132
図 7.1.1	PFR 大リーグ事故時の水リーグ率 (事故後解析値) .....	133
図 7.2.1	英國 PFR の事故の原因と「もんじゅ」の設備 .....	134
図 7.4.1	PFR 事故高温ラプチャ解析結果 .....	135
	(低速ブローダウン系による現実ケース)	
図 7.4.2	PFR 事故高温ラプチャ解析結果 .....	136
	(高速ブローダウン系による想定ケース)	

図 8.1.1	高温ラプチャ解析の手順 .....	137
図 8.1.2	蒸発器プローダウン性能等に係る設備の改造 .....	138
図 8.1.3	BLOOPH コードによる「もんじゅ」蒸気発生器体系の計算モデル (ノードとリンク) .....	139
図 8.1.4	「もんじゅ」蒸気発生器伝熱管破損事故時の作動シーケンス .....	140
図 8.1.5	輸送遅れと熱交換を考慮した全体加熱モデルの概念 .....	141
図 8.1.6	管束上部(リンク 13)水リーク時の水側エンタルビ変化 .....	141
図 8.1.7	蒸発器出入口圧力変化(定格運転条件からのブロー) .....	142
図 8.1.8	蒸発器出入口放出弁ブロー流量(定格運転条件からのブロー) .....	142
図 8.1.9	蒸発器管束部下部流量変化(定格運転条件からのブロー) .....	143
図 8.1.10	蒸発器管束部中部及び上部流量変化(定格運転条件からのブロー) .....	143
図 8.1.11	水側熱伝達率と流量(設備改造後、定格運転時、リンク 9) .....	144
図 8.1.12	熱流束(設備改造後、定格運転時、リンク 9) .....	144
図 8.1.13	水側温度(設備改造後、定格運転時、リンク 9) .....	145
図 8.1.14	クオリティとレイノルズ数(設備改造後、定格運転時、 リンク 9) .....	145
図 8.1.15 (a)	比熱の温度依存性 .....	146
図 8.1.15 (b)	熱伝導率の温度依存性 .....	146
図 8.1.15 (c)	温度伝導率の温度依存性 .....	146
図 8.2.1	設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果 .....	147
	(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 8.2.2	設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果 .....	148
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 8.2.3	設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果 .....	149
	(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 8.2.4	設備改造後の 40% 給水運転時高温ラプチャ解析結果 .....	150
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 8.2.5	設備改造後の 40% 給水運転時高温ラプチャ解析結果 .....	151
	(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 8.2.6	設備改造後の 10% 給水運転時高温ラプチャ解析結果 .....	152
	(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 8.2.7	設備改造後の 10% 給水運転時高温ラプチャ解析結果 .....	153
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)	
図 8.2.8	設備改造後の 40% 給水運転時高温ラプチャ解析結果 .....	154
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)	
図 8.2.9	設備改造後の 40% 給水運転時高温ラプチャ解析結果 .....	155
	(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)	
図 8.2.10	設備改造後の 10% 給水運転時高温ラプチャ解析結果 .....	156
	(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)	
図 8.2.11	設備改造後の 10% 給水運転時高温ラプチャ解析結果 .....	157
	(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)	

## 1. はじめに

本報告書は、高速増殖炉の蒸気発生器（以下、SGという。）における伝熱管破損事故（ナトリウム－水反応事故）の評価に関連して、事故発生時の高温ラプチャ型破損による隣接伝熱管への破損伝播の有無に係る評価についてまとめたものである。高温ラプチャ型破損は、ナトリウム－水反応時の反応熱により隣接伝熱管の機械的強度が低下し内圧によって破損に至る現象を指す。

この高温ラプチャ型破損については、昭和50年代を中心に核燃料サイクル開発機構（旧動力炉・核燃料開発事業団）の大洗工学センターの蒸気発生器安全性総合試験施設（以下、SWAT-3という。）等を用いて、「もんじゅ」SGの実機条件を模擬した実証的な試験<sup>(1-1), (1-2)</sup>を行い、実機条件では発生しないことを確認してきた。一方、より高温、高圧運転を指向している実証炉用SGを評価する上で、汎用性のある定量的な評価手法を開発する必要性が認識されたことから、評価手法の整備と検証が進められた<sup>(1-3), (1-4), (1-5), (1-6)</sup>。

平成9年の「もんじゅ」安全性総点検では、安全審査以後の研究開発成果や技術情報が「もんじゅ」安全評価データに反映されているかどうかの点検を行った。その一環としてSG伝熱管破損事故評価に関して行った点検の結果<sup>(1-7)</sup>では、「もんじゅ」の定格運転時流動条件を模擬した隣接伝熱管には高温ラプチャが生じないことが破損伝播試験の結果確認されているが、事故発生時の運転条件によっては、高温ラプチャの発生には至らないものの、構造健全性評価上の裕度が小さくなるケースも存在することが明らかとなった。ただし、この時点までの知見では伝熱管の高温高速引張試験データが十分には整備されておらず、また、高温ラプチャ型破損に係る解析手法の信頼性の検証も必ずしも十分ではなかったことから、構造健全性評価手法及びブローダウンコードの検証、並びに「もんじゅ」の伝熱管の高温高速引張試験データの整備を図ることとした（APPENDIX-Aを参照）。「もんじゅ」では、ナトリウム－水反応事故対策として、自動的に2次主冷却系循環ポンプ主モータトリップ、原子炉トリップ、水・蒸気系のしゃ断、内部保有水・蒸気の急速ブロー（以下、水ブローという。）等、一連のプラント停止操作が行われるが、さらに、事故の早期終息等の観点からナトリウム－水反応の早期検知対策、水ブローの性能強化対策等によって、高温ラプチャに対する裕度の向上を図ることとした。

高温ラプチャ型破損の評価手法とその適用については、平成10年に「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用」（PNC TN9410 98-029）<sup>(1-8), (1-9), (1-10)</sup>にまとめられた。同報告書では、高温高速引張試験に基づく材料強度基準値を策定し、SG伝熱管温度評価のためのナトリウム側及び水側の熱的境界条件やモデルの設定を行い、これら評価手法の妥当性を検証するために、伝熱管破損模擬試験（以下、TRUST-2試験という。）、SWAT-3等ナトリウム－水反応試験及び英国PFR過熱器大リーク事故の解析結果がまとめられた。また、「もんじゅ」SGの条件での高温ラプチャ挙動評価への適用がまとめられた。さらに、平成13年には「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ型破損評価手法の整備と適用（II）」（JNC TN9400 2001-099）<sup>(1-11)</sup>として、SWAT-3

試験で取得された反応域の熱電対データを詳細に再評価したナトリウム－水反応時の熱的条件（反応域の温度及び熱伝達率）の整理、限界熱流束（CHF）と Post-CHF 伝熱相關式に関する軽水炉研究の調査に基づく管内冷却条件（隣接伝熱管内熱伝達相關）の整理等が実施され、これらの整理・検討結果を反映した「もんじゅ」条件での高温ラブチャ拳動評価への適用がまとめられた。

本報告書は、上記の二つの報告書を整理統合するとともに、カバーガス圧力計による水リーク検出に至る過程の解析を追加することにより、高温ラブチャ型破損の評価手法全体を記述したものである。評価モデルのうち、ナトリウム側の熱的条件については SWAT-3 試験の詳細な分析により考察を加えるとともに、水側の熱的条件については詳細なヒートバランスの分析に基づき全体加熱入熱量の精緻化を図っている。また、「もんじゅ」条件での高温ラブチャ拳動評価への適用については、給水流量やナトリウム温度などプラント初期条件や機器動作条件が結果に与える影響について検討したものを追加した。さらに、溶接部のシンニング加工部（薄肉部）について詳細構造解析を実施し、伝熱管全体を薄肉部の肉厚としたモデルを用いた評価手法の裕度を把握した。以下、第 2 章では伝熱管材料の高温強度基準値と構造健全性評価手法を紹介し、第 3 章では過去のナトリウム－水反応試験結果に基づく高温ラブチャ評価条件（反応ジェットによる加熱条件）の整理結果をまとめる。第 4 章では隣接伝熱管内の冷却条件（水・蒸気による冷却条件）とブローダウン評価コードの検証についてまとめる。第 5 章では水リーク検出時間の解析について述べ、第 6 章では国内外のナトリウム－水反応試験データによる評価手法の検証、更に第 7 章では英國 PFR 事故への適用性検証結果についてまとめる。第 8 章では「もんじゅ」SG の条件に対する伝熱管の健全性評価条件及び結果を示す。なお、SG は蒸発器と過熱器とから構成されるが、「蒸気発生器伝熱管の高温ラブチャ型破損評価手法の整備と適用」において過熱器の伝熱管材料のステンレス鋼は高温強度に優れており、また、過熱器はブローダウン時の圧力降下がスムーズであるため蒸気の滞留もほとんどなく、高温ラブチャに対する裕度が蒸発器より大きいことを確認しているため、本報告書は蒸発器を対象として伝熱管の健全性評価をとりまとめる。

## 2. 高温強度基準値の策定と構造健全性評価手法の整備

### 2.1 SG伝熱管の高温領域における破損防止の考え方

SG の運転温度域において、伝熱管の構造健全性に関する破損判定は、1 時間以内の短期の条件下においては JIS 高温引張試験 (JIS G0567-1993) によって得られる引張強さに基づいて行うのが通常である。一方、長期の条件下においては、クリープ効果によって強度が低下するためクリープ破断強さに基づいて行う。これは、引張強さを上回る応力を静的に負荷すれば速やかに破断するためである。また、引張強さは、JIS 高温引張試験の条件をはずれる遅いひずみ速度にならないとクリープ効果で大きく低下することもない。

これに対して、900°Cを超えるような高温領域では、「もんじゅ」伝熱管材料である 2·1/4Cr-1Mo 鋼のクリープ効果は顕著となる。JIS 高温引張試験に規定されたひずみ速度に相当する 0.17%/s (10%/min) と、これより速い 1%/s 及び 10%/s のひずみ速度での引張強さを比較すると、図 2.1.1 に示すように、引張強さのひずみ速度依存性がはっきりと確認され、10%/s での引張強さは 0.17%/s でのそれの約 2 倍となっている。また、クリープ試験において JIS 高温引張試験に準拠した引張強さの 2 倍までの応力を負荷しても瞬時破断することなく、クリープ速度に則った安定した時間依存性を示している。これは、JIS 高温引張試験に規定されたひずみ速度がこの温度域では遅過ぎることを意味し、さらに標準引張試験装置で達成可能な最大ひずみ速度 10%/s の高速引張試験でさえクリープ効果が顕著に現れている。

以上の観点から、ナトリウムー水反応による反応熱で高温となったナトリウムにさらされた伝熱管の構造健全性を判定する場合には、時間依存のクリープ破断強さを強度評価の基本とするのが妥当であると判断し、適切な安全裕度を定めることとした。その上で、引張延性破断に対しては、念のためひずみ速度 10%/s の高速引張試験で得られた引張強さを参考とし、極短時間のクリープ破断強さの上限値に歯止めを設ける形で応力を制限するものとした。

### 2.2 強度基準値の策定方法

2·1/4Cr-1Mo 鋼の鋼板 1 ヒート (D7)、伝熱管 2 ヒート (D8, T2) 及び実機材の 700~1100°C のクリープ試験データを取得し、これに対して時間温度パラメータとして Larson-Miller 法を適用しマスター線図を求めた。解析により得られた式は下記の通りである。

$$T_k (\log \alpha_R t_R + 11.28) = 28732 - 7019 \log \sigma \quad (2-1)$$

ただし、

$T_k$  : 絶対温度 (K), (適用範囲)  $925+273 \leq T_k \leq 1200+273$   
 $t_R$  : 破断時間 (s)

$\sigma$  : 応力 (N/mm<sup>2</sup>)

$\alpha_R$  : 時間係数

時間係数  $\alpha_R=1$  の場合に試験データ全体の平均傾向を与える。温度 950~1100°C の範囲で、この平均傾向と試験結果の対応を示したのが図 2.2.1~3 の破線及びデータ点であり、良好に対応しているのがわかる。また、同じ図から 10%/s の高速引張試験で得られた引張強さは、10 秒でのクリープ破断強さと同等かそれ以上となっている。なお、1200°C のクリープ破断強さについては、試験装置の制約上取得されている鋼板データのみとの比較になるが、式 (2-1) がやや控えめな評価となることを図 2.2.4 により確認した。同じ図で高速引張試験での引張強さが 10 秒クリープ破断強さの平均(破線)をわずかに下回っているが、これは図 2.1.1 に示したひずみ速度効果が 1200°C でもっとも顕著となった(試験装置の制限によるひずみ速度の影響、すなわち、ひずみ速度が遅いことによってクリープ効果で引張強さが低下した)ためである。この温度域では伝熱管と鋼板の強度のばらつきは小さく、式 (2-1) が 1200°C でも適用可能である。

900°C 以下では鋼板と伝熱管との間に強度差がある。800~900°C は材料の変態温度域であり、図 2.2.5 に示すように試験データに有意な強度差はないが 850°C に強度の落ち込みがあることから、式 (2-1) の 925°C の平均線を 800~925°C に共通して適用した。

800°C 未満に対しては、評価上問題のない領域でありデータも少ないことを考慮して、式 (2-1) の温度を 125°C 高くすることで図 2.2.6 と図 2.2.7 に示すように安全側に裕度を残して適用した。

強度基準値の設定に当たっては、クリープ破断強さに対する安全裕度として時間係数  $\alpha_R=3$  を与えた。この係数は、試験データのばらつき等の材料的因素と、内圧負荷を受ける円筒構造(伝熱管)の急速加熱破損に関する構造上の因子とを考慮して、図 2.2.1~5 の実線で示すように、試験データを十分に下回る値として定めたものである。なお、引張延性破断の防止に対しては、解析上の簡便性も考慮して 10 秒でのクリープ破断強さを用い、これを上回らないように制限した。

策定された強度基準値を表 2.2.1 と図 2.2.8 に示した。

## 2.3 伝熱管材の急速破損裕度確認

2.2 節で定めた強度基準値の妥当性を確認するため、高周波誘導加熱による TRUST-2 試験を行った。

### 2.3.1 試験装置

試験装置は、大洗工学センターに設置した TRUST-2 試験装置(図 2.3.1 参照)を用いた。本装置は、平成 6~7 年に改良 9Cr-1Mo 鋼を用いて伝熱

管破損模擬試験を行った装置 TRUST-1<sup>(1-3)</sup>と基本的に同一構造のものであるが、伝熱管内の蒸気流動を模擬できるように誘導加熱の容量を大幅に増大させたものである。ただし、今回の試験では伝熱管内圧は窒素ガス加圧により設定した。

### 2.3.2 伝熱管材料

伝熱管の材質は「もんじゅ」蒸発器用の 2·1/4Cr-1Mo 鋼であるが、一般的 JIS 規格材（図 2.2.1～7 で T2 と表示したものと同一材）及び「もんじゅ」伝熱管と同様の仕様に基づいて製作した伝熱管材（以下、実機相当材という。）の 2 ヒートを用いた。両材料の成分、熱処理法及び機械強度を表 2.3.1(a) 及び (b) に示す。

試験体として使用した伝熱管は「もんじゅ」蒸発器伝熱管と同じく公称値  $31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.8\text{mm}^t$  のものであり、実際の肉厚は平均して  $4.2\text{mm}^t$  程度であった。しかし、伝熱管内圧を試験装置の設計圧力である  $19.6\text{MPa}$  [gage] ( $200\text{kg/cm}^2\text{g}$ ) 以下とするため、試験条件によっては試験体の外面を旋削し肉厚を薄くした。また、試験前に温度測定点の各断面について外径及び肉厚を周方向  $90^{\circ}$  毎に測定し、試験後の破損口に最も近い位置の測定データを評価値として用いた。

### 2.3.3 試験手法

試験方法は目的に応じて、次の 2 通りの方法を用いた。

#### (1) 急速加圧試験

伝熱管を加熱して所定の温度に設定・保持した後、伝熱管内を急速加圧する。設定圧力によりさらに次の 2 通りに分かれる。

- a) 破損するまで一気に圧力を上げ、破損時圧力を求める。
- b) 破損時圧力以下の圧力で一定保持し、破損時間を求める。

#### (2) 急速加熱試験

伝熱管内ガス圧力を所定の圧力に設定・保持した後、伝熱管を急速加熱し破損時の伝熱管温度を求める。

このような複数の試験方法を採用したのは、図 2.2.1～7 の材料試験データと直接比較する上では、温度条件をあらかじめ設定しておく(1)の手法が望ましいが、SG 中でのナトリウム－水反応現象との類似性の観点からは(2)の手法がよりふさわしいためである。

### 2.3.4 試験パラメータ

試験パラメータとしては、伝熱管が一般材(T2)であるか実機相当材であるかに加えて、急速加圧試験(1)のa)の場合には初期設定温度を1000°C、1100°C、1200°Cのいずれかに設定した。また、急速加圧試験(1)のb)の場合にはその温度での短時間(10秒以内)クリープ破断強さを下回る一定圧力(肉厚との関係で5.3~8.6MPa[gage])に保持した。

急速加熱試験(2)の場合には破損温度との関係で初期設定圧力を10.8MPa[gage](110kg/cm<sup>2</sup>g)前後に設定した。

### 2.3.5 試験結果と評価

試験結果の一例として、急速加圧試験で1200°Cの温度条件で一般材を用いて行ったケースの圧力と温度挙動を図2.3.2に示す。この試験では、伝熱管を試験条件である1200°Cに加熱し、ほぼ静定した段階で窒素ガスで急速に加圧したところ、内圧9.8MPa[gage](100kg/cm<sup>2</sup>g)で伝熱管が破損した。その他の試験結果もまとめて表2.3.2に示す。急速加圧あるいは急速加熱により一気に破損に至った場合の試験結果と引張延性破断に対する強度基準値との比較を、温度を横軸にして表したのが図2.3.3である。TRUST-2試験装置による試験結果は、引張延性破断に関する強度基準値に対して、応力係数にしてほぼ1.1~1.5の範囲にある。

また、時間依存による強度低下について、温度及び圧力を保持し一定時間経過後に破損に至った場合の試験結果とクリープ破断に対する強度基準値との比較を図2.3.4及び図2.3.5に示す。内圧クリープによる破損時間は、同じ材料の単軸引張クリープと比較して時間が2/3程度に低下した。この相違は、内圧では周方向応力が、軸引張では軸方向応力が支配的となる変形機構の違いによることが主な原因となっている。

強度基準値は系統的な単軸引張クリープ試験データに基づいて定められており、クリープ破断については材料の平均値と基準値の間には時間係数3の裕度が与えられている。内圧クリープ破損に関する試験結果及び構造モデルによる解析的検討から、内圧負荷を受ける円筒という構造上の因子に対する時間係数として1.5を考慮する必要があり、残りの2(=3/1.5)が材料的因子に対する時間係数となる。高温ラプチャ評価上重要な950°C以上の温度では試験データのばらつきは小さく、その幅は係数にして1.2しかないことから、データの下限値に対する正味の安全裕度は時間にして3/1.5/1.2=1.67(応力係数にして約1.1)となっている。

なお、安全裕度の内訳に関する概念図を図2.3.6に整理して示した。TRUST-2試験結果を踏まえれば、既知の圧力を受けながら既知の条件で急速加熱される円筒構造については、策定された強度基準値を適用することで、応力係数にして1.1の安全裕度を残して、構造上の因子を考慮しても高温ラプチャの発生を評価できることが確認できた。

## 2.4 高温ラプチャ計算モデル

伝熱管が破損するか否かを判定するために、前述の構造健全性評価法に基づく計算コードを作成した。以下ではそのモデルについて記載する。

### 2.4.1 伝熱管の応力算定法

伝熱管の内圧負荷時の急速加熱による変形と破損に関して、大変形 FEM 詳細非弾性解析の適用を検討した<sup>(1-7)</sup>。その結果、相当応力の定義が Mises か Tresca かで詳細 FEM 解析による破損強度は異なるものの、従来の設計公式に適用される係数を相当応力の定義に合わせて適切に選べば、詳細 FEM 解析と従来の設計公式とでは破損強度に関して有意な差がないことを確認した。変形過程の評価を行う場合には詳細解析が必要となるが、破損するか否かのみを評価する場合には、これまでにも研究されていたように<sup>(2-1)</sup>、従来の設計公式が十分適用可能であった。

設計では SG 伝熱管の応力  $\sigma$  は薄肉円筒の公式に基づき、次の (2-2) 式により算定するのが通常である<sup>(2-1)</sup>。ただし、 $p$ : 圧力、 $D_i$ : 内径、 $t$ : 板厚とする。

$$\sigma = p \frac{[D_i + 2(1 - k)t]}{2t} \quad (2-2)$$

この場合の公称径  $D_i + 2(1 - k)t$  は、内径 ( $k=1$ ) を用いると過小評価になるため、平均径 ( $k=0.5$ ) または JIS 圧力容器設計の公式となっている  $k=0.4$  による評価が広く適用されている。この係数は Tresca の相当応力による評価とほぼ対応する。 $k=0.4$  はもともとは厚肉円筒の式を簡易化して得たものであり、非クリープ温度域で実績があった。これに対して、クリープ温度域では  $k=0.7$  で合うという検討もなされている。この係数は Mises の相当応力による評価とほぼ対応する<sup>(2-1)</sup>。なお、 $k=0.4$  が高めの応力評価を与えることから圧力容器設計では安全側に  $k=0.4$  が使用されてきた経緯がある。以上のことから考慮し、平均径 ( $k=0.5$ ) よりも安全側の評価であり、JIS 圧力容器設計の公式となっている  $k=0.4$  を適用するものとした。

### 2.4.2 伝熱管の温度算定方法

ナトリウム-水反応による反応ジェットが伝熱管に当たる際には、伝熱管壁は反応ジェット側の温度が高く反対側の温度が低くなるなど、周方向で温度差が生じる。これに対し、伝熱管壁の温度算定においては、最も厳しい条件を設定するため、高温側のナトリウム温度が周方向均一に伝熱管に与えられるようなモデルを考える。その条件での伝熱管壁の代表温度は、伝熱管肉厚方向に生じる温度分布の平均温度とする。

伝熱管壁の温度は、管内（水・蒸気）温度  $T_{in}$ 、管内熱伝達率  $h_{in}$ 、管外（ナトリウム）温度  $T_{out}$ 、管外熱伝達率  $h_{out}$  を境界条件として与えると、算出することができる。以下では、水ブロー前のような定常時の計算及び水ブロー時のような非定常時の計算方法について記す。

### (1) 定常計算

伝熱管の熱伝導率  $\lambda$ 、内径  $r_a$ 、外径  $r_b$  のとき、熱コンダクタンスを  $U$  とすると、全抵抗  $1/U$  は以下で表せる。

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{2\pi r_a h_{in}} + \frac{\ln\left(\frac{r_b}{r_a}\right)}{2\pi \lambda} + \frac{1}{2\pi r_b h_{out}} \quad (2-3)$$

このとき、円筒壁を通して流れる熱量  $Q$  は、円筒の単位長さあたり

$$Q = U (T_{in} - T_{out}) \quad (2-4)$$

となる。伝熱管の内外面では  $Q$  が等しいことから、内壁面温度  $T_a$ 、外壁面温度  $T_b$  及び定常状態における任意の半径  $r$  での伝熱管壁の温度  $T$  は以下の式で求められる。

$$T_a = T_{in} - \frac{Q}{2\pi r_a h_{in}} \quad (2-5)$$

$$T_b = \frac{Q}{2\pi r_b h_{out}} + T_{out} \quad (2-6)$$

$$T = \frac{(T_b - T_a) \times \ln\left(\frac{r}{r_a}\right)}{\ln\left(\frac{r_b}{r_a}\right)} + T_a \quad (2-7)$$

このように、伝熱管壁の温度分布は直線的とならないことから、管壁断面について平均した温度  $T_{mean}$  を以下の式で計算する。

$$T_{mean} = \frac{\int Tr dr}{\int r dr} = \frac{\frac{1}{2}(T_b r_b^2 - T_a r_a^2) - \frac{1}{4}(T_b - T_a) \frac{(r_b^2 - r_a^2)}{\ln\left(\frac{r_b}{r_a}\right)}}{\frac{1}{2}(r_b^2 - r_a^2)} \quad (2-8)$$

### (2) 非定常計算

伝熱管の密度  $\rho$ 、熱伝導率  $k$ 、比熱  $C_p$  とし、それらが一定である場合

のエネルギー保存式は、 $k / (\rho C_p)$ を $a$ とおいて、時間を $t$ 、その時の管壁内の温度を $T$ とすると以下の式で表せる。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \nabla^2 T \quad (2-9)$$

上式を半径方向 $r$ の1次元円筒座標形で表し、 $R=\ln r$ で定義される独立変数の変換を行うと、

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a e^{-2R} \frac{\partial^2 T}{\partial R^2} \quad (2-10)$$

と簡単になる。この式を、Crank-Nicolsonの陰解法に基づき差分化し、数値的に解く。その際、境界条件としては、管内外熱伝達率( $h_{in}$ ,  $h_{out}$ )から計算される半径 $r_a$ ,  $r_b$ の熱流束をそれぞれ与える。新しい時刻での温度を差分式から計算する際には、Gaussの消去法により連立方程式を解く。

上記の計算により求まる温度分布 $T$ の平均温度 $T_{mean} = \int T r dr / \int r dr$ は、数値積分により計算する。

#### 2.4.3 延性破損の判定

延性破損の判定は、(2-2)式で計算される管壁の応力が、2.4.2項で計算される管壁の平均温度に対応して定まる強度基準値を超えた時点とする。

#### 2.4.4 クリープ破損の判定

クリープ破損の判定は、累積損傷を計算して和が1を超えた時点とする。累積損傷和は、(2-2)式で計算される管壁の応力を $\sigma$ 、2.4.2項で計算される管壁の平均温度を $T_k$ として与え、その応力・温度の作用時間 $\Delta t$ と(2-1)式により計算される破断時間 $t_R$ の比の総和、すなわち時間分数和 $D_c$ として求める。

$$D_c = \sum \left( \frac{\Delta t_i}{t_{R_i}} \right) \quad (2-11)$$

### 3. ナトリウムー水反応評価条件の整理

#### 3.1 SWAT-3試験結果の概要

昭和 50 年以後、「もんじゅ」 SG を対象として SWAT-3 を用いてナトリウムー水反応試験を行った。まず Run1～7 ではいわゆる伝熱管ギロチン破断相当の大リーク試験<sup>(3-1)～(3-8)</sup>を行い、主に大リーク時の発生圧力に対する冷却系バウンダリの健全性確認を行った。続いて Run8 からは中小規模の水リークを起因事象として隣接伝熱管への破損伝播を調べる破損伝播試験<sup>(3-9)～(3-14)</sup>を行い、「もんじゅ」の安全評価で想定している水リーク規模（準定常圧力評価上は伝熱管 4 本ギロチン破断相当の水リーク）の保守性の確認を行った。表 3.1.1 及び表 3.1.2 にそれぞれ SWAT-3 大リーク試験及び破損伝播試験の主な条件と結果を示す。

後者のうち、特に Run16, 17, 19 は隣接伝熱管の高温ラプチャ型破損に注目した試験である。ナトリウム温度や伝熱管内水・蒸気条件から、Run16, 19 は「もんじゅ」の定格運転条件及び 40% 給水運転条件に、また Run17 は同 10% 給水運転条件に近い。実機条件と試験条件の比較を表 3.1.3 (a) 及び (b) に示す。

これら全ての試験では、破損模擬伝熱管の周囲の隣接伝熱管にも約 15 MPa の内圧を掛け、隣接伝熱管の破損の有無を調べた。その結果、図 3.1.1 に示すように、水リーク率 6.7 kg/s 以上の大リーク試験では 2 次破損が発生しなかったが、破損伝播試験ではケースによっては 2 次破損が発生し、伝熱管破損の有無及び破損形態は起因となった破損模擬伝熱管からの水リーク率と伝熱管内部の冷却能力とに強く依存していることが明らかとなった。

#### 3.2 高温ラプチャを想定すべき水リーク率の下限値

SG での破損伝播のメカニズムとしては、伝熱管からの水リークによって形成されるナトリウムー水反応ジェットが隣接伝熱管に当たり伝熱管壁を熱・化学的に損耗することによって起きるウェステージ型と、ナトリウムー水反応時に発生する熱のため隣接伝熱管壁の温度が上昇して機械的強度が低下し、伝熱管内部の水・蒸気圧力により破損する高温ラプチャ型が考えられる。一般的には、ウェステージは小規模の水リークで顕著であり、高温ラプチャは中規模の水リークで起こりやすくなると考えられている。これはウェステージが局所的な損耗現象であるのに対し、高温ラプチャの発生には伝熱管の周方向及び軸方向の広い面が加熱されることが必要となるためである。

このように、水リーク率がある値より小さい場合は、反応ジェットの大きさが小さく、伝熱管が局所的に加熱されるにとどまり、高温ラプチャは生じないと考えられることから、SWAT-3 試験をもとに、「もんじゅ」条件で高温ラプチャ型破損を考慮すべき水リーク率の下限値について検討を行った。

### 3.2.1 SWAT試験からの知見

SWAT-3 等のナトリウム－水反応試験における伝熱管破損形態と水リーク率との関係を表 3.2.1 に示す。同表及び図 3.1.1 に見られるように、ウェステージ型と高温ラプチャ型の発生する水リーク率の領域は異なる。SG 伝熱管のナトリウム－水反応時の破損メカニズムについては、SWAT-3 試験等から水リーク率との以下の関係が明らかとなった。

- (1) 水リーク率が数 100g/s 以下では、純粹にウェステージによる減肉が隣接伝熱管への破損伝播の原因となる。また、数 10～数 100g/s のリーク率での破損伝播に要する時間は、減肉速度との関係から 1 分程度を要する。
- (2) 水リーク率が数 100 g/s を超えてさらに増大していくにつれて、伝熱管表面のより広い領域がウェステージを受けて減肉する結果、減肉部が内圧によって膨らんで破損する形態が見られるようになる。しかし、2 次破損が発生した場合でも 2 次破損に約 1 分以上要することから分かるように、ウェステージによる減肉が相当進行しなければ破損に至る条件に達しないと考えられる。具体的には、以下の試験が該当する。
  - ・ Run10 (水リーク率 570g/s) では、蒸気圧力に相当する内圧のガスを封入した伝熱管 (ガス加圧管 : 公称値  $25.4\text{mm}^{\phi} \times 3.2\text{mm}^t$ ) 1 本が 50 秒 (肉厚  $3.8\text{mm}^t$  に換算すると 59 秒) に破損した。
  - ・ Run13 (水リーク率 900g/s) では、2 本のガス加圧管 (公称値  $31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.8\text{mm}^t$ ) が 70 秒に破損した。
  - ・ Run17 (水リーク率 1.46kg/s) では 60 秒間注水を継続したが、ガス加圧管、実機を模擬した管内水・蒸気流動を持つ伝熱管 (流水管 : 全て  $31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.13\text{mm}^t$ ) ともに破損はなかった。
- (3) 更に水リーク率が増大して 2kg/s 前後になると、内部を冷却されていないガス加圧管で、まだウェステージによる影響が現れて来ないような短時間の内に高温ラプチャが発生する傾向が見られた (図 3.2.1 参照)。
  - ・ Run16 (水リーク率 2.20kg/s) で、ガス加圧管 24 本が 12～48 秒に破損。また、流動のない水を封入した伝熱管 (静止水管) 1 本が 23 秒に破損。(ガス加圧管、静止水管とも  $31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.13\text{mm}^t$ ) なお、ガス加圧管の内容積が小さかったため、内圧が時間とともに上昇して破損時には約 20MPa に達しており、実機条件 (約 15 MPa) より高い内圧であった。
  - ・ Run19 (水リーク率 : 1.85kg/s) でガス加圧管 5 本が 13～32 秒に破損。しかし、内部に蒸気を流した伝熱管では、破損は発生しなかった。(ガス加圧管、流水管とも  $31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.13\text{mm}^t$ )

### 3.2.2 水リーク検出時間と破損伝播時間

高温ラプチャ型の伝熱管破損伝播の有無を評価するに当たっては、ナトリウムー水反応領域内にある伝熱管の機械的強度の支配要因となる伝熱管温度、伝熱管内部の水・蒸気圧力及びその作用時間を考慮する必要がある。ここでいう作用時間とは、水リークが発生してから水リークを検出し、水ブローが終了するまでの時間を指す。

「もんじゅ」の SG には、想定される水リークを検出するための設備として、水素計、カバーガス圧力計及び圧力開放板開放検出器が設けられている。水素計はニッケル膜イオンポンプ型の水漏れ検出設備であり、手動停止信号は単一の水素計の検出により、また自動停止信号は 3 基中 2 基の水素計の検出により発せられる。カバーガス圧力計及び圧力開放板開放検出器は、ナトリウムー水反応により発生する水素がカバーガス圧力を上昇させることを検出する。それぞれの検出器の水リーク率と検出時間の関係を図 3.2.2 に示す。どの検出器においても、水リーク率が低くなるにつれて検出時間が遅くなる傾向がある。カバーガス圧力計及び圧力開放板開放検出器ともに数  $100\text{g/s}$  の水リークから有効となるが、検出時間は水リーク率の増大とともに単調に減少することから、 $1\text{kg/s}$  以上の領域で特に有効と考えられる。また検出のための設定圧力の低いカバーガス圧力計の方が検出時間が早く、より有効である。

### 3.2.3 水リーク率の下限値の設定

図 3.2.2 には、SWAT-3 高温ラプチャ試験での結果を併記した。 $\times$  及び ■ はそれぞれガス加圧管及び静止水管の破損時間を示す。また、○及び □ はそれぞれ試験中破損しなかった流水管及びガス加圧管の注水時間を示している。これらの結果より、管内に水・蒸気を持つ伝熱管及びガス加圧された伝熱管について、高温ラプチャ型の伝熱管破損伝播を評価すべき水リーク率の下限値の存在範囲を以下のように推定した。

- ①流水管及び静止水管については、水リーク率が  $1.85\text{kg/s}$  以上において破損形態がウェステージ型から高温ラプチャ型に移行する。
- ②ガス加圧管については、水リーク率が  $1.46\sim1.85\text{kg/s}$  の範囲内でウェステージ型から高温ラプチャ型に移行する。

これらの水リーク率の範囲では、カバーガス圧力計により水リークを検出することから、水リーク率が低くなるほど検出時間が遅くなり、その下限値が検出時間を決定することになる。そこで、評価すべき水リーク率の下限値として、 $1.85\text{kg/s}$  にガス加圧管の破損形態移行範囲を考慮した裕度

を加えた 1.5kg/s を設定する。

### 3.3 ナトリウムー水反応時の熱的条件

ナトリウムー水反応時に反応ジェットが直接伝熱管を加熱する現象を局所加熱という。高温ラブチャ拳動の定量的評価を行うためには、まず水リークを起こした伝熱管の周囲にあって高温の反応ジェットにさらされている伝熱管の温度を求める必要がある。このため、局所加熱に係わる熱的条件であるナトリウムー水反応時の反応域温度と熱伝達率に注目して、それらがどのような広がりをもって分布しているか過去の試験データをもとに整理し、評価に用いるべき熱的条件の設定を行った。一方、ナトリウムと水・蒸気が定常に流動している状態でナトリウムー水反応が継続すると、水リーク位置より下流のナトリウム温度は反応による発生熱で上昇し、それが伝熱管管束部で熱交換して水・蒸気も加熱され、エンタルピ（温度）が上昇する。この現象を全体加熱という。伝熱管温度には水・蒸気側の除熱特性も大きく影響することから、全体加熱も考慮する必要がある。これについては、8.1.5(1)に記載する。

#### 3.3.1 ナトリウムー水反応試験データの評価

##### (1) 最大加熱温度

###### (i) SWAT-3 試験での温度データ

SWAT-3 の各試験において測定された反応域での最高温度を表 3.1.1 及び表 3.1.2 に記した。最高温度は各試験結果についてまとめた報告書<sup>(3-4)</sup>～<sup>(3-13)</sup>のプロット図から求めた。その際、試験途中で破損した熱電対については、破損したと思われる時期以前のデータのみを評価対象とした。同表より Run3～7 の大リーク試験では最高温度として 1140～1250°C の値が測定されている。図 3.3.1 に示した Run5 の反応点近傍の温度変化に見られるように、大リーク試験での温度拳動は温度の振れが大きいのが特徴で、1000°C を超える高温状態が持続しない傾向が見られる。これは、ナトリウムー水反応により生成される水素気泡がある程度まで成長すると、浮力が増大して不安定となりナトリウムとの入れ替わりが断続的に生じる効果によるものと推定される。この結果、安定なナトリウムー水反応界面が形成されにくいことになると考えられる。

一方、比較的小さな規模の Run8～19 の破損伝播試験では、反応域温度として 640～1520°C が測定され、場所によっては 1000°C を超える高温域が比較的安定して存在する様子が図 3.3.2 からも観察される。なお、最高温度については、Run15 で 1520°C、Run19 で 1400°C が測定されているが、これらはいずれも瞬間的な値であり、安定的には継続しな

い。高温ラプチャ評価では伝熱管温度が重要となることから、伝熱管温度に影響しない瞬間的な値を評価上の代表温度とすることは適切ではない。

そこで温度振動の高周波成分を除去するため、Run16, 17 及び 19 については温度データを 3 秒で平均化処理して現実的な最高温度を求めた（表 3.1.2 参照）。その結果、これらの試験での最高温度は、それぞれ 1121°C、1106°C 及び 1165°C となった。従って、実機評価に用いる最大加熱温度として、高温ナトリウム条件の定格及び 40%給水運転条件に対しては、Run19 により 1170°C を、また低温ナトリウム条件の 10%給水運転条件に対しては、Run17 により 1110°C を用いることとした。

ちなみに、図 3.3.3 は反応域温度が一定の周期で単振動する場合の振動周期と伝熱管平均温度の応答の関係を解析により示したものである。評価条件を表 3.3.1 に示す。図 3.3.3 から、実機定格条件で反応域温度が 3 秒周期で 1170°C ± 100°C で振動する（上段）場合に、管外熱伝達率が一定であると仮定すると、伝熱管肉厚平均温度は約 730 ± 8.5°C で振動する（中段）こと、反応域温度 1170°C ± 100°C の正弦波の周期がさらに 5 秒、10 秒と長くなるにつれて、伝熱管肉厚平均温度の振幅がそれぞれ 14.5、25°C と増大する（下段）ことが分かる。即ち、反応域温度が 3 秒周期で振幅 100°C で振動する場合には、伝熱管肉厚平均温度の振幅はその 1/10 以下にとどまる。

なお、表 3.3.2 及び図 3.3.4 は、Run19 で高い温度を示している代表的な 3 つの温度データについて、平均処理時間を変えることにより最高温度がどのように変化するかを示したものである。平均処理時間を短くすると、特に T1173 の最高温度が顕著に上昇する傾向が見られた。この平均処理時間 3 秒の妥当性については、3.3.2 (4) (ii) に示す。

## (ii) 海外のナトリウム－水反応に関する知見

英国の AEA がまとめた PFR の事故報告書<sup>(3-14)</sup>においては、ナトリウム側圧力と反応域温度の関係が指摘されている。これは圧力の上昇によるナトリウム沸点の上昇が反応域温度上昇に結びつくとの考え方である。ナトリウムの圧力と沸点との関係を図 3.3.5 に示す。ナトリウムの沸点は大気圧下 (0.1 MPa) では約 880°C であるが、0.15 MPa 及び 0.44 MPa ではそれぞれ約 930°C 及び約 1080°C に上昇する。

これについては、SWAT-3 等のナトリウム－水反応試験では、水素ガスの蓄積によるカバーガスの圧力上昇も模擬されており、たとえば SWAT-3 Run19 の試験では、図 3.3.6 に示すとおり SG を模擬した反応容器のカバーガス圧力を初期 0.15 MPa で開始するが、圧力は圧力開放板の開放設定圧である 0.44 MPa 程度まで上昇して、圧力開放板開放と同時に低下する。上述した温度最高値はこのようなナトリウム側圧力上昇過程も含めた時間領域から選定したものである。

より直接的にナトリウム圧力と反応域温度との関係を調べるには、米国 LLTR (Large Leak Test Rig) 試験<sup>(3-15)</sup>のデータが最適である。LLTR は SWAT-3 試験とほぼ同じ時期の 1975 年～1982 年に高速原型炉 CRBRP の SG を対象として行われたナトリウムー水反応試験である。破損伝播挙動評価を目的として行った 3 回の中リーク試験の条件を表 3.3.3 に示す。本来 CRBRP は 2 次ナトリウム系圧力が高い設計であったことから、この試験でもナトリウム側の高い圧力を模擬しており、中規模の水リークからの破損伝播挙動を長時間模擬した A-3 試験では、初期圧力約 1.1 MPa で試験を開始後、模擬 SG 内圧力は単調に増加し、約 2 分後に圧力開放板が約 2.4 MPa で開放するまで高い圧力環境が維持された。この試験で測定された最高温度は約 2100°F (1149°C) と報告されている。また別の A-5 試験では、初期圧力 0.55 MPa で開始し約 1 分後に約 1.9 MPa まで上昇した。その間の最高温度は約 2500°F (1371°C) とされているが、これは図 3.3.7 の例に見るとおりパルス的な瞬時の値であり伝熱管強度への影響を見るためには高周波成分は無視する必要がある。3.3.1(i) と同様の考え方で 3 秒程度以上持続する安定な温度として見るとその最高値は 2200°F (1204°C) を超えるものではない。

これらの試験でのナトリウム圧力は、日本の SWAT 試験や英国 PFR 過熱器の事故時圧力よりも十分高いもので、圧力開放板開放前の 1.9 MPa や 2.4 MPa でのナトリウムの沸点は 1350°C を超えるが、LLTR の 2 回の試験でも、瞬間的な値を除けばこのような高い反応温度は測定されておらず、SWAT 試験での反応温度と大きな違いは見られない。英国の事故報告書で述べられているナトリウム側圧力と反応域温度との相関関係が日本や米国の実験からは確認できていない。

実験とは異なり PFR 過熱器にはナトリウム温度を測定する熱電対は設置されていなかったので、PFR 事故報告書に記載されている伝熱管温度は材料試験結果に基づいて推定されたものであるが、推定されている温度が正しいとすれば、ナトリウム圧力の影響と言うよりむしろ PFR 過熱器のナトリウム運転温度が高い (467°C～560°C、リーク発生箇所近傍では約 530°C) ためとも考えられる。

以上のとおり、海外のナトリウムー水反応に関する知見に照らしても、SWAT-3 試験データに基づく最大加熱温度の設定は妥当なものと考えられる。

## (2) 反応域温度分布

ナトリウムー水反応時の熱的条件には、3.3.1(i) で求めた最大加熱温度に加えて、伝熱管の軸方向の反応域温度分布が必要となることから、SWAT-3 の高温ラプチャ試験の温度データを評価し、反応域温度分布を求めた。

表 3.3.4 に各試験の初期ナトリウム温度、注水時間、平均水リーク率を

示す。Run16 では、注水開始後 23.5 秒に 2 次破損が生じて水リーク率が 2.2 kg/s から 4.5 kg/s にほぼ倍増したが、ここでは実機評価における対象水リーク率である 1.5kg/s から大きく離れている 2 次リークについては評価対象とせず、23.5 秒までのデータを評価した。

反応域の空間的な広がりを表すため、SWAT-3 Run16、17、19 試験において反応域内外の温度がジェット中心線からの距離に応じてどのように変化しているかを調べた。このため Run16、17、19 の各試験で、水リーク孔の前方 150~300mm の高温域に位置している熱電対とそこからジェットに直角な方向にずれた位置にある熱電対の温度データを用いて、ジェット中心線からの距離と平均温度の関係を整理した。Run16 と 19 及び Run17 の評価に用いた熱電対を図 3.3.8 及び図 3.3.9 に示す。Run16 及び 19 は伝熱管と熱電対の配列が全く同じであることから、熱電対も同じ番号のものを用いた。また図にプロットした平均温度は、各熱電対の 5 秒間の時間平均値である。このようにして得たジェット中心線からの距離と平均温度との関係を、Run16、17、19 についてそれぞれ図 3.3.10~12 に示す。

反応域中心部で時折見られる低温は、未反応水にさらされているためである。この未反応水にさらされている部分を除けば、反応域近傍の温度は、中心部にやや平坦な高温域があり周辺に行くと大きく温度が低下する傾向が見られることから、実験を包絡する温度分布としてコサイン分布を設定した。コサイン分布のピーク温度は最大加熱温度として設定した 1170°C (Run19) 及び 1110°C (Run17) に合わせた。また、中心部から離れるとともに反応域温度は低下していくので、全体加熱による温度上昇分も勘案して周辺部温度は 500°C とした。図 3.3.10~12 より、この温度を超える領域は、Run19 では約 50cm 内に、また Run17 では約 40cm 以内に十分な裕度をもって含まれることが分かる。この広がり方の違いは、Run17 で伝熱管内を流れる水がサブクール条件であったため水リーク後の噴出状況が比較的穏やかであったことによるものと考えられる。図 3.3.10~12 にコサイン分布の実験包絡線を重ね書きした。Run16 についても実験条件が近い Run19 と同じ包絡式を適用しているが、Run19 より実験値と包絡線の差が大きい。

### (3) ナトリウムー水反応の実効的熱伝達率

反応域温度とともにナトリウムー水反応時の伝熱管の熱的影響を評価する上で重要なのは、反応域から伝熱管への熱伝達率である。このため、高温ラプチャ挙動に注目した Run16、17、19 試験では伝熱管に熱電対を埋め込み、実効的な熱流束及び熱伝達率の測定を試みた。図 3.3.13 に伝熱管への熱電対の設置図を示す。温度変化の早い管外面温度用には先端シース径 0.5mmφ、管内面用には 1.0mmφ の熱電対を使用した。ただし、管外面用の細い熱電対は特に Run17 等で試験中早い段階で損傷したケースが多いことから、以下の評価では反応域温度と管内面温度のみを用い、管外

面温度は使用していない。また、伝熱管表面から 2mm 浮かした位置に反応域温度測定用の熱電対を設置した。同温度データをもとに逆ラプラス変換法を用いて熱伝達率計算を行った。図 3.3.14 に Run19 試験での伝熱管 No. 40 での各測定温度とそれを用いて算出した実効的熱伝達率の値を示す。また、Run16, 17, 19 の各試験について、反応域温度と実効的熱伝達率との相関を示したものが図 3.3.15 (a) ~ (c) である。この図に見られるように、反応域温度と実効的熱伝達率には負の相関が見られ、反応域温度が最も高い Run19 のケース（図 3.3.15 (c)）では、反応域温度が 1000°C で熱伝達率は最高約 9300 W/(m<sup>2</sup>·K)、1200°C で最高約 3720 W/(m<sup>2</sup>·K) のように反応域温度が高いほど熱伝達率の包絡値が低くなる傾向が見られる。この理由については現象そのものに起因する面と実効的熱伝達率の導出法に起因する面の二つが考えられる。

まず現象面からは、反応域での流体の組成と熱伝達率との関係について、次のように考えられる。ナトリウム-水反応によって発生した熱は、反応生成物である水素や水酸化ナトリウムの加熱で消費される。生成した直後の水素ガス等の温度は高いが、周囲のナトリウムに熱を伝達することにより温度は低下する。このような反応域に設置された熱電対は不連続的に接觸する水素ガス等やナトリウムの温度を測ることになるため、不規則な温度変動を示すとともに、反応域中心部の高温の水素ガス等を多く含む流体は熱伝達率が低く、反応域周辺部の比較的低温のナトリウム主体の流れは熱伝達率が高いことから、反応域温度と熱伝達率には負の相関が見られると推定される。

また導出法に起因するものとして、以下が考えられる。上述のとおり管外面温度は実測値を用いず、熱流束を管内面温度の緩やかな変化から算出したため、熱流束は 10<sup>6</sup> W/m<sup>2</sup> 程度の比較的安定した値となっている。これを変動の大きい反応域温度と変動の小さな伝熱管外面温度の差で除して実効的熱伝達率として求めているので、反応域温度が上昇して温度差が広がると熱伝達率が低下し、逆に反応域温度が低下して温度差が縮まると熱伝達率が増加する結果、両者の間に負の相関がより強く現れる結果となつたと考えられる。

### 3.3.2 実機評価条件の導出

#### (1) 反応域温度分布

SWAT-3 実験条件と実機 SG 条件の関係は、運転時のナトリウム温度が高い領域（管束部上部）が含まれる定格及び 40% 給水運転条件については初期ナトリウム温度の高い Run19 が、また、初期ナトリウム温度が約 300°C と低く水側も全領域にわたってサブクール条件となる 10% 給水運転条件については Run17 がほぼ対応している。このことから、それぞれの運転条件に対する反応域温度 T の実機評価式は、反応ジェット中心線からの距離

を  $L$  とすると (3-1) 式及び (3-2) 式となる。図 3.3.10~12 では、比較のため Run16 と 19 には (3-1) 式を、また Run17 には (3-2) 式を破線で示した。

(i) 定格及び 40% 給水運転条件 (Run19 より)

$$T = 670 \cos \left\{ \left( \frac{\pi}{2} \right) \times \frac{L}{250} \right\} + 500 \quad (3-1)$$

(ii) 10% 給水運転条件 (Run17 より)

$$T = 610 \cos \left\{ \left( \frac{\pi}{2} \right) \times \frac{L}{200} \right\} + 500 \quad (3-2)$$

ここで

$T$  : 反応域温度 (°C)

$L$  : ジェット中心線からの距離 (mm)

である。

(2) 管外熱伝達率

管外熱伝達率  $\alpha$  については、1170°C (又は 1110°C) ~ 900°C までは図 3.3.15(c) 中に示した反応域温度と実効的熱伝達率との逆相関関係の包絡線を用いて算出する。しかし、ジェット中心線から離れるにしたがって伝熱管に当たる高温流体の流速が低下してついには反応域の外側 (ここでは 500°C) で通常運転時並みの流速となることを考えれば、反応域温度が通常温度まで低下している領域では、通常運転条件での熱伝達率 (Hoe の式) を用いるほうが妥当と考えられる。したがってその途中の領域 (900~500°C) については、補間法により (3-3) 式で求める。

管外温度 :  $T_{Na}$       管外熱伝達率 :  $\alpha$

1170°C      4300 (W / (m<sup>2</sup> · K))

950°C      15000 (W / (m<sup>2</sup> · K))

900°C      34900 (W / (m<sup>2</sup> · K))

900~500°C 次式(3-3)

$$\alpha = \frac{[34900 \times (T_{Na} - 500) + \alpha_{Na} \times (900 - T_{Na})]}{(900 - 500)} \quad (W/(m^2 \cdot K)) \quad (3-3)$$

ただし、 $\alpha_{Na}$  はナトリウム側の通常運転条件での熱伝達率で、次の Hoe の式より求める。

$$Nu = \frac{\alpha_{Na} De}{\lambda} = 4.03 + 0.228 \times Pe^{\frac{2}{3}} \quad (3-4)$$

ここで

$De$  : 水力直径 (m)

$\lambda$  : ナトリウムの熱伝導率 (W/(m·K))

$Pe$  : ペクレ数 (=Re · Pr)

である。

### (3) 局所加熱部伝熱解析入力データ

局所加熱部での実機評価条件として、(3-1) 式から (3-4) 式により求めたナトリウム温度と管外熱伝達率をメッシュ状に分割した伝熱管モデルとして階段状に与える。上述のとおり定格運転条件と 40% 給水運転条件では反応域温度分布は同じものを与えるが、ナトリウム流速が異なるため反応域外周部の熱伝達率が異なることになる。各運転条件に対する入力温度を実験値と比較して図 3.3.16 及び図 3.3.17 に示す。

### (4) ナトリウム側熱的条件の妥当性

#### (i) 実機条件と実験条件の違いの影響

##### (a) 実機模擬性

高温ラップチャ試験の目的は、実機 SG にできるだけ近い条件下で高温ラップチャが起こりうるかどうかを確認することであり、具体的には、反応ジェットが形成する温度場（範囲と温度値）を明らかにすること、及び反応ジェットにさらされた伝熱管外表面での実効的熱伝達率を測定することにあった。

表 3.1.3 (a) 及び (b) に示したとおり、SWAT-3 試験では、実機条件を模擬するため、伝熱管材料、伝熱管寸法は実機蒸発器と同じとした。ナト

リウム温度については、蒸発器下部及び上部条件を選ぶとともに、反応ジェットにさらされる隣接伝熱管（以下、ターゲット伝熱管という。）内の条件は、当初圧力条件だけを模擬した静止窒素ガスから、静止水、流動水と試験の度に模擬性を高めていくとともに、蒸気条件はサブクール水、飽和水、過熱蒸気のいずれかの条件を選定した。

しかしながら、試験装置であることから全ての条件が実機を模擬できたわけではなく、特にナトリウム流動がないことや限られた本数の伝熱管しか管内蒸気流動を模擬していないことなどにより、除熱効果が極めて小さいことが、実機条件との主たる相違点と考えられる。これらの違いが評価条件として用いた反応域温度や実効的熱伝達率に及ぼした影響について検討を行った。

#### (b) ナトリウムの流動

ナトリウムは、実機定格条件でヘリカル管束部を約 0.7m/s の速さで下降し、40%及び 10%給水運転条件ではともに約 0.3m/s である。これに対し、SWAT-3 ではナトリウムの流動を模擬していないため、反応熱が時間とともに蓄積されてバックグラウンド温度が上昇する傾向が見られる。

表 3.3.5 は、Run16、17、及び 19 での注水前後のナトリウム温度差（注水直前と注水終了 40 秒後の温度差）を示したものであるが、試験後ナトリウム温度は 74~197°C 上昇しており、ナトリウムの流れのない SWAT-3 試験では、全注水量から発生する反応熱の 20~40%が反応域やその上部のナトリウム温度の上昇に使われ、時間の経過とともに温度が上昇したと考えられる。表 3.3.5 は注水が終了した 40 秒後の温度をもとにしているので、この時点では反応域中心部に集中していた反応熱はある程度拡散しているが、実験中はこれ以上に反応域中心部に熱が蓄積していたと考えられる。これに対し、実機条件では反応により発生した熱量は循環するナトリウムによって運び去られることから、局所温度分布については、次の 2 点から、実験条件はナトリウム流動のある実機条件に比べて保守的なモデルとなっているものと考えられる。

- イ) 実機環境ではナトリウム流動による除熱効果により時間経過とともに温度が上昇するような状況にはならないが、実験では時間とともに反応熱が蓄積するため、バックグラウンド温度の上昇が起こる。
- ロ) 反応ジェットの流速が低下する反応域周辺部では、実機環境では相対的にナトリウム流動の効果が強まり反応熱が運び去られやすくなるので、実験から求めた温度分布よりも周辺部の温度低下が著しいと考えられる。

管外熱伝達率については、反応ジェットが伝熱管表面に当たる際の流速 (Re 数) に関係していると考えられる。ナトリウム－水反応時の反応

領域の概念図を図 3.3.18 に示す。反応域中心部では、流体組成が水素ガス等の反応生成物主体のため、温度は高いが管外面での熱伝達率は比較的低いと考えられる。これに対し、反応域周辺部では流体組成がナトリウム主体となり、温度は低いが熱伝達率は高いと考えられる。反応域中心部での熱伝達率については、実機環境では伝熱管表面に当たるジェット流速は約 10m/s とナトリウム下降流約 0.7m/s に比べて大きいため、ナトリウム流動の影響は小さいと考えられる。一方、反応ジェット正面から外れて反応ジェットの流速が低下する反応域周辺部ではナトリウム流動の影響を受けると考えられる。しかし、熱伝達率が高い反応域周辺部では、熱伝達率の変動が伝熱管温度や水側温度に与える影響が熱伝達率の低い反応域中心部と比べてかなり小さくなるので、ナトリウム流動の影響は全体としては小さいと考えられる。

#### (c) 伝熱管からの除熱効果

ナトリウム流動による熱輸送とともに、試験では水・蒸気流動を模擬している伝熱管が少なく、伝熱管を介しての除熱効果が実機条件と異なるため、反応域温度分布への影響について検討を行った。

実機条件では、発生した熱の一部は伝熱管内の水・蒸気によって運び去られるが、SWAT-3 試験 Run17 及び Run19 では、内部の水・蒸気が流動していた伝熱管は注水管を除いてそれぞれ 4 本及び 3 本であった。表 3.3.6 は、伝熱管からの除熱効果に影響を及ぼすと考えられる伝熱面積、ナトリウム流速、蒸気流量について、実機定格運転条件と Run19 試験条件とを比較したものである。同表より、Run19 の流水伝熱管からの除熱量は、実機定格運転条件の約 1/100、また、Run19 での発生熱量の約 1/1000 であり、管内流動による除熱効果はほとんどなかったと考えられる。試験でも限られた注水管の近傍では蒸気流動による管内冷却効果と見られる温度低下が観察されており、試験で伝熱管を介しての除熱効果が実機条件に比べて小さかったことが、反応域温度を全体として押し上げたものと考えられる。

#### (ii) 代表温度選定のための平均処理時間(3秒)の妥当性について

試験データの平均処理時間の違いが伝熱管温度にどのような影響を与えるかを見るために、T1173 の生データをもとに 1 秒、3 秒、及び 5 秒で各平均処理したデータをそれぞれ反応域温度として、伝熱管肉厚平均温度がどのように変わるかを非定常熱伝導解析で調べた。なお、反応域温度の高周波成分の影響だけを見るため、管外面での熱伝達率については、全ケースとも 3 秒平均で導出した温度に対応する値を用いた。また管内面での熱伝達率は封入窒素ガスの自然対流熱伝達率を用いた。解析は次の 3 ケースである。

## (a) 3秒平均処理（レファレンスケース）

T1173 の 3 秒平均処理データを反応域温度とする。一方熱伝達率については、900°C以上では 3 秒平均処理した反応域温度と実効的熱伝達率との実験相関式からの値を与えるものとするが、900°C以下では、実験相関式をそのまま外挿して用いると非現実的な値となることから、900°Cでの実験相関式の値と 500°Cでの自然対流熱伝達式（試験ではナトリウム強制流動がないため）からの値とを内挿して算出する。

## (b) 1秒平均処理

T1173 の 1 秒平均処理データを反応域温度として与える。反応域温度の平均処理時間の影響を見ることから、熱伝達率については、(a) と全く同じ値を与える。

## (c) 5秒平均処理

T1173 の 5 秒平均処理データを反応域温度として与える。熱伝達率については、(a) と全く同じ値を与える。

これらの各条件を用いて計算した伝熱管肉厚平均温度を図 3.3.19 に示す。平均処理時間を 1 秒としてより高いピーク値を持つ反応域温度を与えた場合でも、その影響は伝熱管肉厚平均温度にはほとんど現れていない。よって、代表温度を求めるための平均処理時間として選定した 3 秒は妥当である。

## 3.4 ナトリウム-水反応時のウェステージ率

ナトリウム-水反応により伝熱管の受ける損傷は、小リークの 約 0.1～約 10g/s の領域や中リークの約 10g/s～数 100g/s の領域ではウェステージが最も顕著であり、減肉速度を表すウェステージ率も国内外で多くのデータが採られており、実験式がいくつか提示されている。一方、中リークから大リークにかけての数 100g/s 以上の領域では、ウェステージ率はかなり低下することが知られており、ウェステージによる伝熱管の 2 次破損の可能性が低いことから、これまでこの領域に適用できる実験式は提示されていなかった。しかし、ウェステージ率が低くても伝熱管表面が広く全体的に減肉を受けることにより高温ラブチャの発生につながる可能性が考えられることから、SWAT-3 試験で水リーク率が 900g/s を超えている Run-1～7, 13, 16, 17, 19 試験の伝熱管減肉量から、ウェステージ率算出式を求めた。各試験での伝熱管の減肉量はそれぞれの報告書に記載されているが、ここでは内圧膨張により変形している伝熱管については、膨張によっては単位長さ当たりの伝熱管の体積変化がないものとして、膨張により生じる肉厚の減肉分の補正を行った。

図 3.4.1 に SWAT-3 試験で得られた中～大リーク域 ( $G \geq 900\text{g/s}$ ) でのウェステージ率と実験整理式 (3-5) を示す。

$$W_R = 4.24 \times 10^{-2} - 4.16 \times 10^{-3} \ln G \quad (3-5)$$

ここで  $W_R$  はウェステージ率 (mm/s)、 $G$  は水リーク率 (g/s) である。同式から、後述する水リーク率 1.5kg/s のリークに対しては、最大 0.012mm/s のウェステージ率が得られる。また、同図より、水リーク率が大きいほどウェステージ率は低下する傾向が見られる。

#### 4. ナトリウムー水反応時の管内冷却条件

SG 伝熱管の高温ラプチャ評価では、ターゲット伝熱管の管内の冷却条件について管内伝熱解析コード RUPIN とプローダウン解析コード BL00PH を組合せて、伝熱管の温度変化の解析を行う。

これらの解析で用いられる水・蒸気の伝熱相関式は、SG の設計伝熱式（大洗工学センター1MW 及び 50MW 蒸気発生器試験装置で実施されたヘリカルコイル型 SG の試験データに基づく伝熱相関式<sup>(4-1)</sup>）を基本としている。ただし、高温ラプチャ評価の局所加熱部における管内伝熱解析では、反応熱による急速な加熱等により熱流束が限界熱流束に達することも考えられるため、限界熱流束と Post-CHF 伝熱特性に関わる伝熱相関式も考慮した解析とする。

他方、水ブロー解析では SG 全体のナトリウムと水・蒸気の熱交換を考慮したプローダウン挙動を把握する必要があることから、高速炉の SG プローダウン解析コードとして開発・検証された BL00PH を用いることとした。

##### 4.1 水・蒸気の管内伝熱相関式

RUPIN は、管外加熱条件を反応域温度と管外熱伝達率で境界条件として与え、管内の水・蒸気の流れによる伝熱管の冷却挙動を計算するコードである。RUPIN では、水・蒸気の伝熱計算について以下の SG の設計伝熱式<sup>(4-1)</sup>に基づいて計算を行う。なお、RUPIN の計算モデルは APPENDIX-H に記載する。

(1) サブクール域 : 森一中山の液相式

$$\alpha = \frac{k_c}{d} \left( \frac{1}{41 Pr_\ell^{0.6} - 0.062} Re_\ell^{\frac{5}{6}} \left( \frac{d}{D_{coil}} \right)^{\frac{1}{12}} \left[ 1 + \frac{0.061}{\left\{ Re_\ell \left( \frac{d}{D_{coil}} \right)^{2.5} \right\}^{\frac{1}{6}}} \right] \right) \quad (4-1)$$

(2) 飽和域 :

・飽和核沸騰 ( $x_e : 0.0 \sim x_{eDNB}$ ) : 修正 Shrock-Grossman の式

$$\alpha = 2.5 \left( \frac{1}{X_{tt}} \right)^{0.75} \alpha_t \quad (4-2)$$

$$\left( \frac{1}{X_{tt}} \right) = \left( \frac{x}{1-x} \right)^{0.9} \left( \frac{\rho_\ell}{\rho_g} \right)^{0.5} \left( \frac{\eta_g}{\eta_\ell} \right)^{0.1} \quad (4-3)$$

- 遷移膜沸騰 ( $x_e : x_{eDNB} \sim 1.0$ ) : 修正 Shrock-Grossman の式 ( $x_{eDNB}$ ) と森一中山の気相式(飽和蒸気)をクオリティで内挿

(3) 過熱蒸気域 : 森一中山の気相式

$$\alpha = \frac{k_g}{d} \left\{ \frac{1}{26.2 \Pr_g^{2/3} - 0.074} \Pr_g \frac{4}{5} \left( \frac{d}{D_{coil}} \right)^{1/10} \left[ 1 + \frac{0.098}{\left\{ \Pr_g \left( \frac{d}{D_{coil}} \right)^{2/5} \right\}^{1/5}} \right] \right\} \quad (4-4)$$

ここで、

$\alpha$  : 热伝達率 (W/(m<sup>2</sup>·K))

$k_g$  : 液相热伝導率 (W/(m·K)),  $k_g$  : 气相热伝導率 (W/(m·K))

$d$  : 管内径 (m),  $D_{coil}$  : コイル巻径 (m)

$\Pr_g$  : 液相プラントル数,  $\Pr_g$  : 气相プラントル数

$Re_g$  : 液相レイノルズ数,  $Re_g$  : 气相レイノルズ数

$X_{tt}$  : Lockhart-Martinelli 係数,  $\alpha_l$  : 液相热伝達率 (W/(m<sup>2</sup>·K))

$X$  : クオリティ,  $X_{eDNB}$  : DNB クオリティ

$\rho_l$  : 液相比重量 (kg/m<sup>3</sup>),  $\rho_g$  : 气相比重量 (kg/m<sup>3</sup>)

$\eta_l$  : 液相粘性係数 (kg/(m·s)),  $\eta_g$  : 气相粘性係数 (kg/(m·s))

である。

反応熱による急速な加熱や水プローブ開始後の管内流動変化により、熱流束が限界熱流束に達することが考えられる。このため、過渡計算の過程においては、以下の 4.2 節と 4.3 節で述べる限界熱流束判定と Post-CHF 伝熱相関を考慮することとする。

## 4.2 限界熱流束

軽水炉の炉心伝熱特性の把握や LOCA 解析を目的として、強制対流場における汎用あるいは燃料集合体に対する限界熱流束を与える式が多数提案されている<sup>(4-2) ~ (4-9)</sup>。本検討では、汎用性があると考えられる Tong の式<sup>(4-2), (4-5)</sup>と甲藤の式<sup>(4-3), (4-6), (4-7)</sup>の適用性について比較検討した。

表 4.2.1 に両式の適用範囲を示す。両式ともに圧力やサブクール度/クオリティ範囲に関して適用可能であるが、Tong の式は、水力直徑範囲 (2.54 ~ 13.7mm : 実機 SG 条件 24.2mm) と質量流束範囲 (271~10,850 kg/(m<sup>2</sup>·s) : 実機 SG 条件 162~1,620 kg/(m<sup>2</sup>·s)) について、適用範囲から外れる。他方、甲藤の式は表に示されるように水力直徑範囲 (1.2~38.1mm)、質量流束範囲 (無次元パラメータ  $\sigma_s \rho_g / (G^2 z)$  で表わす  $2.8 \times 10^{-9} \sim 1$  : 実機 SG 条件  $2 \times 10^{-5} \sim 4 \times 10^{-4}$ ) ともに、実機 SG 条件は式の導出範囲内にあることから、これを採用することとした。

甲藤の式は、4つの無次元数 ( $q_c / (G \Delta h_{fg})$ 、 $\rho_g / \rho_l$ 、 $\sigma_s \rho_g / (G^2 z)$ 、 $z/d$ ) で整理され、限界熱流束は次の形で表される。

$$q_c = q_{c0} \left( 1 + K \frac{\Delta h_{sub}}{\Delta h_{fg}} \right) \quad (4-5)$$

ここで、

$q_c$  : 限界熱流束 (W/m<sup>2</sup>)

$q_{c0}$  :  $\rho_g / \rho_l$ 、 $\sigma_s \rho_g / (G^2 z)$ 、 $z/d$  で表される管入口が飽和水条件の限界熱流束 (W/m<sup>2</sup>)

$K$  :  $\rho_g / \rho_l$ 、 $\sigma_s \rho_g / (G^2 z)$ 、 $z/d$  で表されるパラメータ

$\Delta h_{sub}$  : 管入口サブクールエンタルピ (J/kg)

$\Delta h_{fg}$  : 蒸発潜熱 (J/kg)

$G$  : 質量流束 (kg/(m<sup>2</sup>·s))

$\rho_g$  : 飽和蒸気比重量 (kg/m<sup>3</sup>)

$\rho_l$  : 飽和水比重量 (kg/m<sup>3</sup>)

$\sigma_s$  : 表面張力 (N/m)

$z$  : 加熱長さ (m)

$d$  : 管内径 (m)

である。

計算の詳細は、伝熱ハンドブック<sup>(4-7)</sup>に記載されている方法に従うこととする。

甲藤の式と測定データの比較の例を図 4.2.1 に示す<sup>(4-8), (4-9)</sup>。甲藤の式は保守的かつ良い精度で、測定された限界熱流束を予測できることを表している。図 4.2.2 には、水プローブ開始前の実機 SG 条件での甲藤の式による限界熱流束値の計算例を示す。図中には、実機 SG の定格、40%給水、10%給水運

転の各条件での計算例を示している。また、これらの計算では、3.3.2 項の検討結果から加熱長さ ( $z$ ) を反応域の全幅 (500mm, 400mm) と温度が最高となる中央位置までの長さ (250mm, 200mm) を例として示したが、RUPIN の計算では反応域入口から各メッシュまでの長さを加熱長さとして、各メッシュのチェックを行うこととする。

#### 4.3 Post-CHF熱伝達率

限界熱流束が生じた後の遷移並びに Post-CHF 热伝達率の研究は、限界熱流束研究と同様に軽水炉の炉心伝熱特性把握のために実施されている<sup>(4-4), (4-10)~(4-15)</sup>。本検討では、Groeneveld 5.9 の式<sup>(4-11)</sup>と Condie-Bengston IV の式<sup>(4-12)</sup>の適用性について比較検討した。

表 4.3.1 に両式の適用範囲<sup>(4-13)</sup>を示す。Groeneveld 5.9 の式は、質量流束範囲 (700~5,300 kg/(m<sup>2</sup>·s)) : 実機 SG 条件 162~1,620 kg/(m<sup>2</sup>·s)) が適用範囲から外れること、また低クオリティ域についても適用範囲から外れると考えられる。他方、Condie-Bengston IV の式は表に示されるように、質量流束範囲 (16.5~5,234 kg/(m<sup>2</sup>·s)) 及びクオリティ (-0.12~1.73) ともに適用範囲にある。また、定格・40%給水流量・10%給水流量の各運転モードの範囲のみならず、水ブローを開始した後の状態（圧力：実機では約 1MPa まで低下、質量流束：適用範囲の 16.5 kg/(m<sup>2</sup>·s) は実機の約 1% 流量に相当）についても適用が可能と判断できる。Condie-Bengston IV の式は、次の形で表される。

$$\alpha = 0.05345 \left( \frac{k_g^{0.4593}}{D_e^{0.8095}} \right) Pr_w^{2.2598} (1 + X_e)^{-2.0514} Re_g^{(0.6249 + 0.2043 \ln(1 + X_e))} \quad (4-6)$$

ここで、

$\alpha$  : 热伝達率 (W/(m<sup>2</sup>·K))

$k_g$  : 鮎和蒸気熱伝導率 (W/(m·K))

$D_e$  : 水力直径 (m)

$Pr_w$  : 伝熱面温度基準プラントル数

$X_e$  : 热平衡クオリティ

$Re_g$  : 鮎和蒸気レイノルズ数

である。

Condie-Bengston IV の式は、全般に保守性を保ちつつ良い精度の予測を与

えることが報告されている<sup>(4-10)、(4-14)、(4-15)</sup>（正確には、文献<sup>(4-10)</sup>では Condie-Bengston (RELAP5/MOD1) の式で検討されているが、両者の差は小さい）。Condie-Bengston IV の式と測定データの比較の例を図 4.3.1 に示す<sup>(4-14)、(4-15)</sup>。図 4.3.1 (a) では、Groeneveld 5.9 の式、Dougal-Rohsenow の式及び Groeneveld-Delorme の式についても併せて比較されているが、Condie-Bengston IV の式は全クオリティ域にわたって保守的な値を示しており、Groeneveld 5.9 の式より Condie-Bengston IV の式の方が低クオリティ域で良い一致を示している。また、図 4.3.1 (b) においても、Condie-Bengston IV の式は、実測値に対して保守的な傾向を示している。

#### 4.4 プール膜沸騰熱伝達式

Condie-Bengston IV の式は、強制対流場における Post-CHF 热伝達率式であるが、低流量条件に適用すると、計算上でプール膜沸騰熱伝達率を下回る値を与える場合がある。特に、液相が支配的な低ボイド率領域においては、流動様式として逆環状流となり膜沸騰の伝熱様相となることが考えられることから、以下のボイド率条件で Condie-Bengston IV の式の適用下限を考慮する。

##### (1) 低ボイド率領域（ボイド率：0.0～fg）

Condie-Bengston IV の式を適用するが、低流量条件で Condie-Bengston IV の式による熱伝達率がプール膜沸騰熱伝達率 (Bromley の式にふく射を考慮する) を下回る場合は、プール膜沸騰熱伝達率を探る。すなわち、Bromley の式を下限値として計算する。

##### (2) 高ボイド率領域（ボイド率：fg～1.0）

高ボイド率領域では、気相支配の噴霧流様相となることが考えられることから、Condie-Bengston IV の式を適用することとする。

以上のボイド率 (fg) による流動様相の考え方を、図 4.4.1 に示す<sup>(4-16)</sup>。同図に示すように、高熱流束条件における逆環状流から噴霧流への遷移は、低熱流束条件における気泡・スラグ流から環状流への遷移と考えることができる。環状流への遷移条件の関係を図 4.4.2 に示す。同図より、解析条件の流量（定格流量約  $1,600 \text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$  以下 =  $5.8 \times 10^6 \text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{hr})$  以下）において、遷移条件は高圧 (140ata=13.7MPa) の場合でクオリティ約 0.4 以上（ボイド率で約 0.8 以上）、低圧 (70ata=6.9MPa, 35ata=3.4MPa) の場合でクオリティ約 0.05 以上（ボイド率で約 0.7 以上）である。以上より、遷移条件のボイド率は低めの値とすることが厳しい計算結果を与えることから fg の値として 0.65 を遷移条件とする。

ふく射熱伝達を考慮した Bromley の式は、以下である<sup>(4-17)</sup>。

$$\alpha = \alpha_c \left( \frac{\alpha_c}{\alpha} \right)^{\frac{1}{3}} + \alpha_{rad} \quad (4-7)$$

$$\alpha_c = 0.62 \left( \frac{k_g^3 g \rho_g (\rho_f - \rho_g) \Delta h'_{fg}}{D_e \eta_g \Delta T_{sat}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (4-8)$$

$$\alpha_{rad} = \sigma_{sb} \varepsilon \left( \frac{T_w^4 - T_{sat}^4}{T_w - T_{sat}} \right) \quad (4-9)$$

ここで、

$\alpha$  : プール膜沸騰熱伝達率 (W/(m<sup>2</sup>·K))

$\alpha_c$  : Bromley の式による膜沸騰熱伝達率 (W/(m<sup>2</sup>·K))

$\alpha_{rad}$  : ふく射による熱伝達率 (W/(m<sup>2</sup>·K))

$k_g$  : 飽和蒸気熱伝導率 (W/(m·K))

$D_e$  : 代表長さ (m)

$g$  : 重力加速度 (m/s<sup>2</sup>)

$\rho_g$  : 飽和蒸気比重量 (kg/m<sup>3</sup>)

$\rho_f$  : 飽和水比重量 (kg/m<sup>3</sup>)

$\eta_g$  : 飽和蒸気粘性係数 (kg/(m·s))

$\Delta h'_{fg}$  : 蒸発潜熱+膜温度エンタルピ変化 (J/kg)

$\Delta T_{sat}$  : 過熱度 (K) (=T<sub>w</sub>-T<sub>sat</sub>)

$\sigma_{sb}$  : ステファン・ボルツマン係数 (W/(m<sup>2</sup>·K<sup>4</sup>))

$\varepsilon$  : 壁面放射率

T<sub>w</sub> : 壁面温度 (K)

T<sub>sat</sub> : 飽和温度 (K)

である。

図 4.4.3 と図 4.4.4 に、実機 SG 条件での Post-CHF 热伝達率 (Condie-Bengston IV の式と Bromley の式の組合せ) の計算例を示す。

#### 4.5 プローダウン時の管内流動解析

SGで水リークが確認されると、水・蒸気系の隔離及び水ブローが開始される。通常運転時に比べ、水ブロー時の伝熱管内を含む水・蒸気系の挙動は複雑であることから、その評価に際しては計算コードによる解析が必要である。高温ラプチャ現象の観点からは、伝熱管内の水や蒸気の流れ、温度、圧力が評価上重要なファクタとなる。これらのファクタを適切に求めるには、ナトリウムの状態変化と伝熱も考慮した解析を行う必要がある。そこで、水ブロー解析では、大洗工学センターの 50MW 蒸気発生器試験施設での水ブロー試験により検証され、その後「もんじゅ」の水ブロー時 SG 回りの熱過渡解析にも実績のある BL00PH を使用することにした。

BL00PH は、「もんじゅ」用に整備された解析コードであり、コードの整備過程で図 4.5.1 や図 4.5.2 に示すように大洗工学センター 50MW 蒸気発生器試験施設で行った水ブロー試験等との比較を行い、水ブロー時の水・蒸気温度や圧力特性がよく一致することが確認されている。さらに、軽水炉の水ブロー等の各種事故解析に使用されている汎用熱流動解析コード RELAP5/MOD2 (以下、RELAP5 という。) を用いた計算結果と BL00PH の計算結果を比較し、BL00PH の計算結果が妥当であることを確認した。

BL00PH と RELAP5 の主な解析モデルの比較を表 4.5.1 に示す。モデルの主な違いは、RELAP5 では、基礎方程式に二流体モデルを採用している点、臨界流を Ranson と Trapp のモデルで計算する点、直管型の伝熱相関式が組み込まれている点、及びナトリウム側の流動を模擬できないため、伝熱管の外表面温度を境界条件として与えている点である。

「もんじゅ」の定格出力運転状態からの水ブローについて BL00PH と RELAP5 との計算結果の比較を行った。RELAP5 の計算モデルを図 4.5.3 (BL00PH の計算モデルは図 8.1.3) に、蒸発器出入口圧力変化の比較を図 4.5.4 に、また蒸発器管束部の下部、中部、上部の流量変化をそれぞれ図 4.5.5~4.5.7 に示す。蒸発器入口圧力の減少は水ブロー後約 5 秒間は急激であるが、その後はやや緩やかとなる。また、約 24 秒以降は圧力の減少が更に緩慢になるが、約 100 秒後には BL00PH は約 1.3MPa (約 13 kg/cm<sup>2</sup>a)、RELAP5 は約 1MPa (約 10 kg/cm<sup>2</sup>a) にほぼ近い値にまで減圧している。このように、圧力挙動は BL00PH と RELAP5 の解析ともほぼ同等の結果が得られる。また、蒸発器伝熱管内流量変化については、水ブロー時に管束部下部で発生する逆流、管束部中部や上部で水ブロー時に発生する流量減少、さらにその後引き続いて管束部全域で生じる滯流や流量回復等の挙動が BL00PH と RELAP5 で良く一致することが確認できた。

以上より、同じ解析条件に対する BL00PH と RELAP5 の計算結果は、圧力及び流量変化に関して良く一致することが示され、BL00PH による計算結果が妥当であることが確認できた。

## 5. 水リーク検出時間解析

SG 伝熱管で中規模の水リークが発生した場合、ナトリウムー水反応によって発生する水素ガスによって SG カバーガスの圧力が上昇する。「もんじゅ」では、蒸発器に取り付けられたカバーガス圧力計で圧力上昇を検出し、水リーク信号を発信する。ここでは、水リークが発生してから、カバーガス圧力高で水リークを検出するまでの検出時間の解析についてまとめた。

### 5.1 水リーク検出

「もんじゅ」では、水リークを検出するため、水素計、蒸発器カバーガス圧力計及び圧力開放板開放検出器を設置している。水素計は、微小な水リークが発生した際にナトリウム中あるいはカバーガス中の水素濃度の上昇を検出する水リーク検出器である。また、蒸発器カバーガス圧力計及び圧力開放板開放検出器は、中規模以上の水リークが発生し、2次主冷却系のカバーガス圧力の異常な上昇を検出する水リーク検出器である。高温ラプチャを考慮すべき水リーク率は、中規模の水リーク率であることから、この規模の水リークが発生した場合、水リーク発生から蒸発器カバーガス圧力計による検出までの事象推移を以下に述べる。

中規模の水リークが発生すると図 5.1.1 に示すようにナトリウムー水反応により発生した水素ガスがナトリウム中から SG カバーガス空間に移行し、これに伴い SG のナトリウム液位が変化する。この液位変化をナトリウム液位計で検出する。ナトリウム液位の変化が検出されると、先ず、アルゴンガス供給弁が自動閉止される。液位変化が更に続くと蒸発器のオーバフロー止め弁、2次主冷却系循環ポンプオーバフローコラムのオーバフロー止め弁、カバーガス仕切り弁(以下、カバーガス仕切り弁等という)を自動閉止する。また、蒸発器と過熱器のカバーガスを結ぶ均圧ライン止め弁を自動で開とする。以上により、2次主冷却系設備(蒸発器、過熱器、2次主冷却系循環ポンプ、2次主冷却系循環ポンプオーバフローコラム)のカバーガス空間は、2次ナトリウム充填ドレン系オーバフロータンクのカバーガス空間から隔離される。この状態で更にカバーガス圧力が上昇し、蒸発器カバーガス圧力計の設定値に達すると水リーク信号が発信される。

### 5.2 液位挙動解析コード SELAH の概要

SG 伝熱管で中規模以上の水リークが発生した場合、ナトリウムー水反応によって発生する水素ガスがカバーガスへ移行することに伴い、カバーガスの圧力が上昇する。水リーク検出時間の解析は、この挙動を2次冷却系機器のナトリウム液位変化を含め解析するもので、「もんじゅ」2次主冷却系の液位挙動解析用コード SELAH を使用している。

SELAH は、2 次冷却系の自由液面を有する機器(過熱器、蒸発器、ポンプ及びポンプオーバーフローコラム)のカバーガス圧力の変化、ナトリウム液位の変化及びカバーガス系の制御特性を解析するために開発された 1 次元の動特性解析コードである。カバーガス圧力の変化及びナトリウム液位の変化は、ナトリウム流動によって影響を受けることから、ナトリウムの流動についても計算を行っている。ナトリウムの流動については、質量保存則及び運動量保存則の式に基づく流動計算を行う。また、ガス系については、圧力差によるガスの流れを計算し、理想気体と仮定して圧力を計算する。求められたカバーガスの圧力とナトリウムの流動計算から液位変化挙動を解析するものである。コードの概要を APPENDIX-C に示す。

水リーク検出時間の解析は、蒸発器のカバーガス圧力を計算するに当たって、ナトリウムー水反応によって発生する水素ガスを考慮したものである。ナトリウム中で発生した水素ガスはカバーガス空間に移行し、移行した水素ガスはアルゴンガスと混合し、カバーガス圧力を上昇させる。この混合ガスは、アルゴンガスと同様に理想気体と仮定して扱い、この混合ガスが圧力差によりカバーガス空間を流れるとして計算を行っている。

### 5.3 水リーク検出時間の解析結果

SELAH を使用して設備改造後の水リーク検出時間の計算を行った。定格運転条件、40%給水運転条件及び10%給水運転条件において、1.5kg/s の水リークが発生したと仮定して計算を行った。その結果を表 5.3.1 に示す。また、水リーク発生時の SG カバーガス圧力等の変化を図 5.3.1～図 5.3.3 に示す。

また、機器故障が検出時間に与える影響の評価を行った。蒸発器に取り付けられるカバーガス圧力計 3 台のうち、1 台が故障しても水リーク検出ができることから、検出時間に影響を与えない。したがって、影響を与える検出関連機器としてカバーガス仕切り弁等のうち 1 個の故障及び過熱器のナトリウム液位計が故障して蒸発器のナトリウム液位計でナトリウム液位の異常を検知すると仮定した場合の計算を行った。その結果を表 5.3.2 に示す。

## 6. ナトリウムー水反応試験データによる評価手法の検証

国内外で行われたナトリウムー水反応試験データを用いて本評価手法の検証を行った。以下に検証結果を示す。

### 6.1 SWAT-3大リーク試験結果との比較・検証

#### 6.1.1 解析条件

Run 1～7 の大リーク試験<sup>(3-1)～(3-8)</sup>では、隣接伝熱管の約半数には破損伝播の有無の確認のため約 15MPa の窒素ガスが封入されていた（表 3.1.1 参照）。試験中にはナトリウムー水反応熱によりさらに圧力が上昇していた。しかし、いずれの試験でも周辺伝熱管への破損伝播はなかった。これらガス加圧管データを用いて、第 2 章で示した高温強度基準値と構造評価手法の検証を行った。

検証解析に用いるナトリウム側の反応域温度と伝熱管内圧力は、次の 2 通りの条件とした（図 6.1.1 及び図 6.1.2 参照）。

##### (1) 現実的評価条件のケース

試験データの中で全般的に最も高い温度を示した熱電対の温度と伝熱管内圧力のそれぞれ時刻歴を用いて現実的に評価するものである。主な解析条件を表 6.1.1 にまとめる。

##### (2) 保守的評価条件のケース

温度は各試験で計測された最高温度を時刻ゼロから一定値として与え、圧力も計測された最高圧を時刻ゼロから一定値で与えるという保守的なものである。主な解析条件を表 6.1.2 にまとめる。

管外熱伝達率は図 3.3.15(c) の包絡線に基づき反応域温度に対応する熱伝達率を求めて用いる。伝熱管内部に封入されているガスとの管内熱伝達率としては自然対流熱伝達率を与える。伝熱管初期肉厚は製造時のデータに基づく値を用いる。評価の際の伝熱管肉厚としては、試験中のウェステージによる減肉分を減ずる必要があるが、Run 7 を除いて減肉は認められていないことから、Run 7 以外は初期肉厚をそのまま用いた。

伝熱管壁の物性値は、8.1.8 項で示すように温度依存性を考慮する。

またいずれの評価でも、約 10 秒という実際の試験時間ではなく、長時間注水が継続されたと想定して計算した。そのため、現実的評価のケースでは時刻歴を 3 回反復して 30 秒間分与えた。

### 6.1.2 破損の判断

第2章で述べた評価法に基づき、以下の3つを破損の判断条件とした。

- ①延性破損 : (2-2)式で求められる応力が、管壁温度（平均値）に対応する引張強さを超えた時点
- ②クリープ破損Ⅰ : 時間係数  $\alpha_R = 3$  を与えた場合に、累積損傷和が 1 を超えた時点（時間係数  $\alpha_R = 3$  : 理論値に工学的判断による十分な安全裕度を与える値として設定）
- ③クリープ破損Ⅱ : 参照として、円筒形状の理論値相当である時間係数  $\alpha_R = 1.5$  を与えた場合に、累積損傷和が 1 を超えた時点

### 6.1.3 解析結果

#### (1) 現実的評価条件のケース

解析結果を表 6.1.3 にまとめる。全てのケースにおいて延性破損もクリープ破損も生じない結果になった。SWAT-3 での大リーク試験でも同様に伝熱管破損が発生していないことから、試験結果を良く再現していると言える。また、SWAT-3 試験での注水時間を 30 秒間と延長したとしても 2 次破損が起こらなかったという評価結果も併せて確認できた。

#### (2) 保守的評価条件のケース

解析結果を表 6.1.4 にまとめる。Run 7 は注水終了前に延性破損条件に達するが、それ以外は注水時間より若干遅れて破損条件に達する結果となった。また、さらに遅れて約 12~22 秒でクリープ破損条件に達するという結果となった。

解析では注水終了時点でクリープ破損条件に達していないが、その時点での累積損傷和の値から推定すると、クリープ条件Ⅰ、Ⅱともに注水終了時点で既に有意な変形が始まっていると考えられる。一方、実際の試験後の検査では外径の増加等が認められておらず、クリープ破損条件（時間係数 3 及び 1.5 ともに）も保守的な結果を与えることが確認できる。

## 6.2 SWAT-3破損伝播試験結果との比較・検証

### 6.2.1 解析条件

Run 8 以降の破損伝播試験<sup>(3-9) ~ (3-14)</sup>においては、大リーク試験と異なり数分までの長時間の注水が行われ、窒素ガス加圧伝熱管を中心に破損伝播が発生している。そこで表 3.2.1 に示した伝熱管の条件に上記評価手法を適用し、評価手法を検証することとした。

表 6.2.1 に管外条件を示す。ナトリウム側の反応域温度は対象とする破損伝熱管上で計測された最高温度相当（反応域温度が高く推移する時間帯の平均温度）とし、解析では温度が時刻ゼロでステップ状に上昇する条件としている。管外熱伝達率は図 3.3.15(c) の包絡線に基づき測定最高温度に対応する熱伝達率を求めて用いた。

表 6.2.2 に管内条件を示す。管内条件としては、ガス温度には初期ナトリウム温度を与え、ガス圧力には計測された最大値（破損時の圧力に相当）を与える。管内熱伝達率は、強制対流が無いことから自然対流熱伝達率を与える。

表 6.2.3 に管壁条件を示す。伝熱管肉厚は試験前に実測された値から破損までの期間あるいは注水期間（破損しない場合）に相当するウェスティング分を、(3-5) 式に基づいて減肉した条件とした。

なお、伝熱管壁の物性値は、6.1.1 と同様に温度依存性を考慮する。

## 6.2.2 破損の判断

破損の判断は、6.1.2 と同じである。

## 6.2.3 解析結果

図 6.2.1 に解析結果をまとめて示す。試験での破損時刻を□で表し、解析上の延性破損時刻を▼、クリープ破損 I ( $\alpha_r=3$ ) での破損時刻を●、クリープ破損 II ( $\alpha_r=1.5$ ) での破損時刻を○で表した。この解析では、試験では破損しなかった Run17 も含めていずれの試験ケースでも延性破損が先行する結果となっている。延性破損条件では、試験での破損時刻よりも十分早く破損時刻を計算しており、保守側の評価となることが確認できる。クリープでの破損時刻についても、試験での破損時刻より早くなっている。保守側の評価となっている。

また水リーアク率との関係を見ると、 $1.5\text{kg/s}$  以下のケースでは  $1.5\text{kg/s}$  以上のケースよりも解析の保守性が顕著に現れていることが分かる。これは水リーアク規模が小さいケースでは、高温域が伝熱管の周方向の広い部分を覆うことなく局所的な加熱に止まるにもかかわらず、解析では全周加熱として扱われることによる保守性が現れているものと考えられる。

## 6.3 米国LLTR試験データとの比較・検証

3.3 節で述べた米国 LLTR の破損伝播試験解析<sup>(3-15)</sup> に本評価手法を適用した。試験条件と主な結果を表 3.3.3 に、また解析条件を表 6.2.1～表 6.2.3 に示す。試験では、初期水リーアク率  $453\text{g/s}$  で試験を開始し、16 秒後に初期

リーク孔に直面した伝熱管（管内は静止蒸気）が最初に2次破損した。

解析条件として、反応域温度には測定されている安定温度として 1210°C (約 2200°F) を用いた。また、伝熱管内の圧力、温度には実測値を用いた。試験時ターゲット伝熱管は片側が飽和水条件の給水タンク（圧力 10.1 MPa）と接続されていたが、流れがないため管外のナトリウムの初期温度 (343°C) により試験開始前に過熱蒸気となっていたと考えられることから、管内の熱伝達率として過熱蒸気の自然対流熱伝達率を用いた。試験中のウェステージによる減肉速度は、2·1/4Cr-1Mo 鋼に対する実験式から 0.07 mm/s を用いた。

解析結果を図 6.2.1 に示す。延性破損が 12.3 秒で、クリープ破損 ( $\alpha_R = 3.0$ ) が 16.7 秒で発生するとの結果を得た。すなわち、本評価手法では延性破損が先行する結果となっており、試験より保守的な結果を与えており。なお、LLTR 試験ケースの場合には、「もんじゅ」向けに策定した高温強度基準及び物性値をそのまま適用していること、実際に破損した伝熱管近傍のナトリウム側温度が測定されていないため離れた位置での温度を解析条件としていること、伝熱管のサイズや配置（ピッチ）が異なること等の違いにより、解析のクリープ破損時刻が試験の破損時刻より遅くなっているものと考えられる。

## 7. PFR 過熱器での大リーク・ナトリウムー水反応事故評価

### 7.1 事故の概要

1987年（昭和62年）2月、英国の高速原型炉PFRで定格出力運転中に過熱器の伝熱管40本が破損する大リーク・ナトリウムー水反応事故が発生した<sup>(3-14), (7-1)～(7-4)</sup>。事故後発表された英國AEA社による事故報告書によれば、初期の伝熱管破損原因は伝熱管の流力振動による損耗であったが、2次的に破損した伝熱管の大半は過熱による内圧破損（高温ラプチャ）であったとされている。ただし、事故時の最大水リーク率は約20kg/s程度と推定されており（図7.1.1<sup>(7-4)</sup>参照）、これはPFRの安全評価事象として想定されている23kg/s及び「もんじゅ」の安全評価で用いている破損伝播を考慮した水リーク率約50kg/sを超えるものではなかった。

### 7.2 原因究明と結果

上述の事故報告書や英國側の研究者の分析に基づけば、本事故の発生原因及び事故の拡大原因是次の3つに集約することができる（図7.2.1参照）。

- ①内筒隙間からのナトリウムの流れを対策していなかったこと
- ②水素計が故障したまま運転していたこと
- ③過熱器に高速プローダウン系が設置されていなかったこと

①は、構造設計上の問題により、内筒隙間からのナトリウムの流れが原因で伝熱管が振動して内筒との接触により伝熱管が損耗したものである。

②は、事故当時水リーク検出器であるナトリウム中水素計が4基とも系内の水素濃度をモニタできない状態のまま運転を行っていたために、初期の小規模な水リークを検出することなく水リークが拡大したものであった。

また本事故が40本という多数の伝熱管破損につながったもう一つの重要な原因が③で、当時のPFRは蒸発器には高速プローダウン系が設置されていたが、過熱器には水漏れ信号を受けて伝熱管内の蒸気を急速にローして減圧する高速プローダウン系が設置されていなかった。水リーク検出直後に過熱器内の蒸気の隔離が行われたものの低速プローダウン系では管内蒸気の放出が直ちに行われない設計となっていたために、閉じ込められた蒸気が過熱され伝熱管温度を上昇させるとともに、温度上昇した伝熱管に高い内圧が長時間負荷されることになり、多数の伝熱管の破損を引き起こしてしまう結果となったことが明らかとなっている。

これらの原因究明結果を踏まえて、PFRでは事故後、内筒隙間の閉止、水素計の自動トリップ系への接続、過熱器への高速プローダウン系の設置を行い、運転再開を果たした。

### 7.3 「もんじゅ」への影響

「もんじゅ」では、伝熱管振動を引き起こさないよう設計されていること、常に高感度の水素計（各冷却系統当たり 5 基）で監視が行われており、水素濃度が監視できないような状況での運転は行われないこと、さらに蒸発器、過熱器ともに急速プローダウン系を備えており、伝熱管内に蒸気を閉じ込めるようなことがないよう設計されていることから、PFR 過熱器事故のような伝熱管内の蒸気の封じ込めにより高温ラブチャ型の伝熱管多数本破損が発生することはないと見える。

### 7.4 構造評価手法の適用

過去に構造解析コード FINAS を用いた評価により、PFR 過熱器の水・蒸気プローダウン系の不備に問題があったことを報告<sup>(7-5), (7-6)</sup>したが、ここでは、その後の高温強度データの蓄積をもとに精緻化を図った評価手法を用いて PFR 事故解析を行った。ただし、延性破損評価に当たっては、PFR 過熱器材である SUS316 の高温強度データがないので SUS321 のデータで代用した。厳密には両鋼種で若干の強度の違いはあるが、基本的な挙動を評価する上では問題がないと考えられる。

解析条件を表 7.4.1 に示す。解析では、英國の事故報告書等をもとに、時刻ゼロで 1 次リーク管（伝熱管 No. 16）の破損拡大が生じ、その約 20 秒後に水系隔離等のプローダウン操作が行われたとしている。また事故当時 PFR 過熱器には低速プローダウン系しか設置されていなかったが、事故後過熱器にも高速プローダウン系が設置されたことから、その効果を見るために両方のケースを評価した。低速プローダウン系は、圧力開放板の開放検知信号によって起動するが実際に減圧が始まるには更に約 30 秒を要する。一方高速プローダウン系は検知信号の約 1 秒後に作動し、蒸気圧力が約 6.9MPa まで低下すると低速プローダウン系に切り換えられる。

PFR のプローダウン系の性能については、詳細な仕様が不明であったことや、AEA が 1992 年に Nuclear Energy に掲載した事故報告書<sup>(3-14)</sup>の表現がややあいまいで、事故の際に低速のプローダウン系のみでも十分な減圧効果を有したと取れる表現があったことから、AEA に事実確認を行った。これに対し、同報告書の著者の一人である Ron Currie 氏は以下のように回答している（APPENDIX-B を参照）。

- ・ 蒸発器では、トリップの 1 秒後に高速プローダウン弁が開き、蒸気圧力を 11 秒で 13.7MPa から 2.0MPa に下げる。
- ・ 過熱器には低速プローダウン系しかなく、プロー弁はトリップ 1 秒後に開き始めるが全開するには約 23 秒を要するように設定されており、プラ

ントでの測定でも最初の 15 秒以内にはほとんど減圧していない。

- ・過熱器内に閉じこめられた 160kg の蒸気は破損した伝熱管を通ってナトリウム側に抜けたと想定している。
- ・PFR の水リークの際にもし高速プローダウン系が設置されていれば、破損伝熱管はフレッティングによる影響を受けていた最初の 3 本にとどまったと推定している。

以上の回答を受けて、上の事故解析では低速プローダウン系はトリップの 15 秒後から減圧を開始し、更にその 60 秒後に 0.69MPa まで減圧するものとした。また Currie 氏の回答には PFR の事故後に過熱器にも設置された高速プローダウン系の仕様については述べられていないので、蒸発器のプローダウン系についての記述から、高速プローダウン系は 1 秒後に減圧を開始し更にその 11 秒後に 2.0MPa まで減圧するものとした。

図 7.4.1 及び図 7.4.2 は事故当時の低速プローダウン系と事故後に設置された高速プローダウン系との比較を評価したものである。図 7.4.1 は現実の体系で、トリップ直後に水系の隔離が行われたが低圧プローダウン系による減圧が直ちに機能しなかったことから、伝熱管内部の冷却効果の低下によりトリップの数秒後に伝熱管が破損に至ったことが分かる。一方図 7.4.2 は高速プローダウン系の設置を想定したケースで、伝熱管に生ずる応力は常に伝熱管材料の引張強さを下回っている。従って、PFR 改造後に設置された高速プローダウン系が事故の時点で設置されていれば、伝熱管破損に至らなかつたことが示された<sup>[1-7]</sup>。本評価では、ナトリウム側の反応域温度として 1230°C を用いたが、1300°C を用いても低速プローダウン系の場合の破損時間が約 2 秒早まるものの高速プローダウン系の場合には破損には至らず、結果は基本的に異なる。

## 8. 「もんじゅ」 SG 伝熱管の健全性評価

### 8.1 評価の考え方

実機 SG 伝熱管に対する高温ラプチャ解析手順を図 8.1.1 に示す。第 1 ステップでは、定常及び水ブロー時の水側熱流動を BLOOPH で解析し、SG 全体の伝熱管内水側状態量（圧力、エンタルピ、流量）を計算する。第 2 ステップでは、ナトリウム－水反応に伴う発生熱で加熱される伝熱管の全体及び局所加熱部を対象に、BLOOPH 等で得られた加熱部入口の水側状態量とナトリウム側の温度・熱伝達率を境界条件として、全体及び局所加熱部の伝熱管内水側状態量（水・蒸気温度、熱伝達率）を RUPIN (APPENDIX-H 参照) で計算する。第 3 ステップでは、反応ジェットの温度・熱伝達率及び RUPIN で得られた局所加熱部の伝熱管内の水側状態量を境界条件として、最大加熱部での伝熱管壁の温度と強度を伝熱管破損解析コード TRUE<sup>(8-1)</sup>で解析する。TRUE の計算モデルは 2.4 節に記載した。

「もんじゅ」は、図 8.1.2 に示すとおりカバーガス圧力計検出の機能強化と水ブローの性能強化を計画しており、その設備改造後の「もんじゅ」を対象として評価する。

#### 8.1.1 評価対象とする運転条件

代表的な運転条件として定格運転条件について評価を行う。また、40% 純水運転条件（原子炉起動停止過程の約 30 時間、原子炉出力約 40%）及び 10% 純水運転条件（原子炉起動過程の約 10 時間、原子炉出力約 10%）も評価を行う。このほか、短時間（1～2 時間）であるが、10%～40% 及び 40%～100% の移行過程がある。10%～40% 移行過程では、ナトリウム温度は約 290°C～約 320°C に上昇し、給水流量は約 10%～約 41% に増加し、約 40%～100% の移行過程ではナトリウム温度は約 460°C～約 470°C 上昇し、給水流量は約 41%～100% に増加する。ナトリウム温度が高くなると高温ラプチャ評価上厳しくなるが、給水流量が小さくなるとそれにも増して高温ラプチャ評価は、厳しくなる。したがって、高温ラプチャ評価上は、10%～40% 及び 40%～100% の移行過程はそれぞれ 10% 純水運転条件、40% 純水運転条件に包絡される。

水リーキ検出後の急速ブローダウン中は、特に伝熱管内の温度、応力等の条件が刻一刻変化していくことから、定格運転条件、40% 及び 10% 純水運転条件に対しブローダウン終了まで、温度、応力等の時間履歴の変化を追った評価を行う。

### 8.1.2 高温ラブチャ評価の初期条件の検討

高温ラブチャ評価を定格運転条件、40%及び10%給水運転条件について行う。蒸発器ナトリウム温度、給水流量など、解析初期条件は設計計画値（以下、ノミナル値という。）を基本とする。これに加え40%及び10%給水運転条件では各温度、流量に計測制御誤差を考慮した初期条件でも解析を行う。なお、10%給水運転条件では、原子炉起動に伴ってナトリウム温度が約200°C～約290°Cに変化する。ナトリウム温度が高いほど高温ラブチャ評価上厳しいことから、この温度に余裕を見て評価上300°Cとした。蒸発器の給水温度、流量ならびにナトリウム温度、流量等の初期条件を表8.1.1に示す。

### 8.1.3 水リーク位置

高温ラブチャ評価における水リーク位置として、水ブロー開始までは、蒸発器のヘリカルコイル管束部上部が通常運転時の伝熱管温度が高いため評価上厳しくなる。水ブロー開始後は、伝熱管内の蒸気流の停滞が生じる部位が厳しくなる。また、管束部中部は、ナトリウムー水反応の加熱により限界熱流束に早く到達して、水・蒸気側熱伝達率が低下する影響で厳しくなる可能性が考えられる。水リーク位置は、これらを踏まえて、蒸発器のヘリカルコイル管束部を上部、中部、下部（上部：リンク⑬～⑯、中部：リンク⑨～⑫、下部：リンク⑤～⑧ 図8.1.3参照）に分け、厳しい部位2ケースを選定した。ただし、代表的な運転状態である定格出力については、上部、中部、下部の3ケースとした。

### 8.1.4 水リーク検出

「もんじゅ」SG伝熱管破損事故における事象推移と水リーク信号処理のフローチャートを図8.1.4に示す。ナトリウムー水反応による2次主冷却系内の圧力上昇を検出する検出器として蒸発器カバーガス圧力計（以下、カバーガス圧力計という。）及び圧力開放板開放検出器が設置されている。

SGで中規模の水リークが発生すると水素ガスにより2次主冷却系内の圧力が上昇し、カバーガス圧力計がそれを検出し、水リーク信号が発信される。これにより、自動的に2次主冷却系循環ポンプ主モータトリップ、原子炉トリップ、水・蒸気系のしゃ断、内部保有水・蒸気の急速ブロー等、一連のプラント停止操作が行われる。仮にカバーガス圧力計が故障した場合でも、蒸発器及び過熱器に設置された圧力開放板が開放し、開放信号で水リーク検出信号が発信され、前記と同様な一連のプラント停止操作が行われる。カバーガス圧力計を、2個/ループから3個/ループに追加設置し、検出論理回路を2 out of 2から2 out of 3に変更することから、仮に

ひとつのカバーガス圧力計が故障しても残りのカバーガス圧力計により確実に水リークを検出できる。カバーガス圧力計で確実に水リークを検出できることから、カバーガス圧力計により水リークが検出される場合の高温ラプチャ評価を行う。

### 8.1.5 水側境界条件

図 8.1.1 で示した、第 2 ステップで用いる RUPIN の水側境界条件について記載する。

#### (1) 水プローブ開始前の水側条件

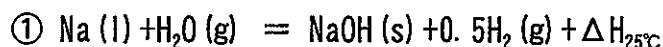
水プローブ開始前までは、定常的なナトリウム流動があることから、RUPIN で全体加熱と局所加熱を重畠して評価し、TRUE の入力条件を設定する。その際、全体加熱によるエンタルピ上昇の計算では、より適切な評価条件とするために、伝熱管内の水側輸送遅れ及び伝熱管を介したナトリウムと水・蒸気との熱交換を考慮する。また、局所加熱によるエンタルピ上昇及び管内熱伝達率の計算は、RUPIN のナトリウム側入力条件である反応域内の温度分布を与える。これらのモデルについて以下に記載する。

#### (i) 全体加熱による水側条件の計算

全体加熱の入力条件となるナトリウム-水反応時の発生熱量（全体加熱の入熱量）については、以下のモデルで計算する。ここでいう全体加熱の入熱量は、ナトリウム側の初期温度からの反応後において温度上昇に寄与する熱量と定義している。したがって、(a) のナトリウム-水反応による発生熱量及び (b) の反応物が保有する初期熱量（標準状態からの差）の和から、(c) の反応生成物に随伴する熱量（標準状態からの差）及び (d) の局所加熱により水・蒸気が運び去る熱量を差引いて求める。なお、ナトリウム沸騰に伴う熱消費及び圧力発生時の仕事に伴う熱消費は無視することとする。

#### (a) ナトリウム-水反応に伴う発生熱量

ナトリウム-水反応式は、発熱量の大きい以下の NaOH 生成式を適用する。



ただし、 $\Delta H_{25^\circ\text{C}} = -188 \text{ kJ/mol}$



ただし、 $\Delta H_{25^\circ\text{C}} = -147 \text{ kJ/mol}$

ここで、管束部上部が過熱蒸気である定格及び 40% 給水運転条件については水を気体とした①式をベースとし、サブクール水である 10% 給水

運転条件については水を液体とした②式をベースとする。①と②の反応式は、水の潜熱が $\Delta H_{25^\circ\text{C}}$ に入るか否かの表記上だけの違いであり、異なるものではない。

(b) 反応物（ナトリウムと水・蒸気）が保有する初期熱量

各運転状態（定格、40%給水、10%給水）に対応したナトリウムと水・蒸気の状態量を与えて初期熱量を計算する。その評価位置としては、ナトリウムと水・蒸気の保有する初期熱量が最大となる管束部上部を想定する。

(c) 反応生成物（NaOH と  $\text{H}_2$ ）に随伴する熱量の扱い

反応生成物の NaOH はナトリウムと同じ温度になるものとし、NaOH に随伴する熱量は全体加熱の入熱量として考慮する。ただし、反応生成物の  $\text{H}_2$  は 1000°C でカバーガス・放出系へ移行するものと考え、 $\text{H}_2$  に随伴する熱量は全体加熱の入熱量として考慮しない。

(d) 局所加熱で運び去られる熱量の扱い

局所加熱により水・蒸気が運び去る熱量は、全体加熱（水リークより下流でのナトリウムと水・蒸気の熱交換）に寄与しないものであることから、全体加熱の入熱量としては考慮しない。

反応熱により温度上昇したナトリウム及び NaOH は下降し、水リーク位置より下側の全伝熱域でヘリカル伝熱管内を上昇する水・蒸気との間で熱交換が行われる。上記で求めた全体加熱の入熱量からナトリウムの温度上昇を計算し、そのナトリウム温度を境界条件としてナトリウムと水・蒸気の熱交換をモデル化して、全体加熱による水側状態量を計算する。

図 8.1.5 に示すように、実機 SG の伝熱管管束部は、構造的に 6 セクタに分かれている。したがって、ナトリウム-水反応による反応熱は、水リーク部を含む 1 セクタ内のナトリウム温度を上昇させるものの、ほかのセクタのナトリウム温度を直接的に有意に上昇させることはない。伝熱管内の水・蒸気は旋回・上昇しながら各セクタを通過する。このため、当該セクタに流入する伝熱管内の水・蒸気は、それ以外の 5 セクタを通過するための輸送遅れが生じる。そこで、以下のモデルにより、全体加熱の計算を行う。

- i) 水リーク発生にともない、反応熱により温度上昇したナトリウムが直ちに 1 ターン下層の伝熱管に到達し、水・蒸気の全体加熱（熱交換）が開始される。
- ii) 1 ターン下層で全体加熱された水・蒸気は、5 セクタをナトリウムと熱交換しながら通過した後に、水リークセクタに流入して局所加熱される。

iii) 前述の熱交換は、各セクタのナトリウム側境界条件を与えて、RUPIN により計算する。

実機 SG 条件で計算した管束部上部における水リーク率 1.5kg/s での水側エンタルピ変化の例を、図 8.1.6 に示す。

APPENDIX-D に示すように、「もんじゅ」蒸発器を対象とした水リーク率をパラメータとした解析結果によると、全体加熱の入熱量は水リーク率が大きくなるにつれて増加するものの、水リーク率が大きいほど検出時間が短くなり、高温ラップチャ評価上は余裕のある結果となる。したがって、3.2 節で示した水リーク率下限値 (1.5kg/s) での評価が最も厳しい条件となることから、全体加熱の入熱量は、水リーク率 1.5kg/s の評価条件で設定する。

#### (ii) 局所加熱による水側条件の計算

局所加熱による水側エンタルピ（温度）の上昇及び管内熱伝達率は RUPIN で計算する。その際、第3章で記載したコサイン分布で模擬する反応域内の温度分布モデルを入力条件とする。計算条件となる具体的な温度分布は、定格条件及び 40% 給水条件を図 3.3.16、10% 給水条件を図 3.3.17 に示す。

RUPIN で得られた計算結果（水ブロー開始前）のうち、管束部上部での出力値を表 8.1.2 にまとめる。この管内熱伝達率は、第4章で記載した伝熱相関式にしたがって計算した値である。

#### (2) 水ブロー開始後の水側条件

水ブロー開始後には水ブローに伴う管内流動変化を与えて、局所加熱による水側状態量の計算を行う。水ブロー開始後は、管内の水・蒸気流動が大きく変化し、相対的に全体加熱の影響が小さくなる。また、水側熱伝達率は膜沸騰に遷移し低下しているので、水側の温度条件が伝熱管温度に与える影響は小さくなる。さらに、ポンプトリップによりナトリウム流動も停止するので、下流側の温度上昇も緩慢になる。したがって、水ブロー開始後には全体加熱の計算は行わない。

水ブロー時 SG 回りの過渡解析には、4.5 節で述べた BL00PH を使用した。BL00PH の解析モデルを図 8.1.3 に示す。水ブロー解析は SG 回りのナトリウム系と水・蒸気系を対象とし、ナトリウム側は過熱器入口から蒸発器出口まで、また、水・蒸気系は給水止め弁から過熱器出口止め弁までをモデル化している。

水・蒸気側の熱流動は、図 8.1.3 に示す各ノードについて、連続の式、エネルギー式及び相変化並びに圧縮性を考慮した状態方程式を解き、各ノード間について流体慣性を考慮した運動方程式を解いている。ナトリウム

側の熱流動は同図に示す各ノードについて、構造材への熱移行も考慮して、ナトリウムに関するエネルギー式を解いている。水・蒸気側の境界については、入口部の境界条件として給水配管に給水流量変化及び給水エンタルピーを外部入力で与えており、出口部の境界条件として過熱器出口部に圧力を外部入力により与えている。ナトリウム側の境界は、入口部の境界条件として過熱器入口配管にナトリウム温度及び流量を外部入力により与えている。

BL00PH による定格出力運転時の SG 回りの運転条件及び主要な解析条件を表 8.1.3 に示す。

BL00PH による定格出力運転時からの水ブロー解析結果として、蒸発器出入口圧力変化を図 8.1.7 に、蒸発器管束下部流量変化を図 8.1.8 に、蒸発器管束中部及び上部流量変化を図 8.1.9 にそれぞれ示す。時刻ゼロで放出弁の開により水ブローが始まり、蒸発器入口止め弁及び過熱器入口止め弁の全閉で SG が隔離される。蒸発器圧力は蒸発器出口放出弁の開による蒸気放出の結果、水ブローの開始後急激に減少するが、過熱器入口止め弁の全閉によりそれまで蒸発器から過熱器に流れ込んだ蒸気が遮断されたためその後はやや緩やかとなる。また、水ブローが継続して蒸発器入口放出弁からの放出流体が単相から二相に変化していく約 17 秒以降は圧力の減少がさらに緩慢になるが、約 70 秒後には約 1MPa 以下まで減圧している。設備改造前は約 100 秒を要していたのに対し、水ブローの性能強化対策により、約 30 秒の時間短縮がなされている。蒸発器出入口放出弁からの放出流量は、図 8.1.10 に示すとおりであり、水ブロー開始直後に最大放出流量を示し、その後圧力の低下に応じて徐々に低下する挙動を示している。

伝熱管内流動については、蒸発器出入口からの水ブローによる圧力低下により、伝熱管内沸騰部は飽和圧力の高い管束部入口側から給水入口ヘッダ及び給水管へと移動する。二相域では沸騰が促進されることから、そこが圧力源となりそれより下流では流量が急減するものの正流を維持する。一方、上流側の加圧水部では逆流に転じる。沸騰部の移動に伴い、加圧水部での流れは向きを変え、順次正転していく。沸騰部がダウンカマ部に移動すると、そこでの低温（約 250°C）の加圧水が高温の管束部へ流入することに伴う急激な相変化とそれに起因する流れの反転を繰り返すことにより、伝熱管全域にわたって流量は急減していく。その現象が約 10 秒間続いたのち（ブロー開始から約 17 秒後以降）、容積の大きい給水入口ヘッダに沸騰部が移動すると、そこでの沸騰が全体の流動挙動を支配するようになり、管内での流量もまた回復していく。

TRUE よる高温ラプチャ評価の入力条件となる RUPIN の評価結果例として、定格運転条件の水・蒸気側の条件を図 8.1.11～図 8.1.14 に示す。

図 8.1.11 は、リンク 9 の水・蒸気側流量及び熱伝達率、図 8.1.12 は、同じくリンク 9（メッシュ 1：局所加熱部入口、メッシュ 11：強度評価位置）の水ブロー開始前の限界熱流束及び伝熱管内側の熱流束を示したものである。図 8.1.12 から、水リーク開始後約 1～2 秒で伝熱管内側の熱流束が限界熱流束を上回り、膜沸騰が起こっていることが分かる。このため、

図 8.1.11 に示すように、水リーク直後の 1~2 秒で水・蒸気流量が一定であるのにもかかわらず、水・蒸気側の熱伝達率が大きく低下する結果となっている。しかし、水プローブ直後は、水側流量が比較的大きいため、熱伝達率の低下は小さくなっている。水プローブ直後は、Condie-Bengston IV の熱伝達相関式の適用域にあるが、クオリティが約 7~8 秒で 1.0 となり、蒸気単相の森・中山の熱伝達相関式の適用域に入る。その後、流量の停滞する約 10~17 秒は熱伝達率が大きく低下する結果となっている。図 8.1.13 は水・蒸気温度、図 8.1.14 はクオリティとレイノルズ数を示したものである。水プローブ直後、伝熱管内流量の低下に応じて、レイノルズ数が低下するとともに、減圧沸騰と反応熱によるナトリウム側からの加熱の影響により、伝熱管内のクオリティが急激に上昇している。伝熱管内流量が大きく停滞する約 10 秒後には、伝熱管内の水側温度が急激に上昇し、過熱蒸気になっている。

### 8.1.6 ナトリウム側境界条件

高温ラップチャ評価上重要な値は、ナトリウム側反応域の温度と管外熱伝達率であるが、これらについては第 3 章で述べた SWAT-3 試験での測定値から保守的に求めた値を用いた。反応域の温度は、定格運転条件と 40% 給水運転条件では図 3.3.16 の分布の最高温度を、10% 給水運転条件では図 3.3.17 の分布の最高温度を用いた。また、管外熱伝達率は図 3.3.15(c) に示される包絡線に基づき、反応域の温度に対応させて用いた。

### 8.1.7 解析用伝熱管肉厚について

#### (1) 素管データに基づく肉厚

「もんじゅ」蒸発器伝熱管の公称肉厚は 3.8mm であるが、製作実績では約 4.2mm の肉厚の管材が使用されている。蒸発器伝熱管の曲げ加工前の肉厚データを統計処理し、肉厚が正規分布に従うとして、伝熱管肉厚の最小値を存在確率が十分低い 4.02mm (平均値 - 3.5σ) とした。

#### (2) 溶接部を考慮した肉厚

蒸発器伝熱管管束部は、約 20m の管を複数溶接してつなぎ合わせており、この溶接部分については約 10mm にわたって開先加工を施している。このため、極く一部であるがこのような肉厚の薄い部分が存在していることを考慮して、伝熱管全体の肉厚がすべて薄いものと仮定して保守的な評価を行う。

#### (3) 曲げ加工代、腐食代の考慮

曲げ加工代は曲げ加工前後のデータから 1% と考えられる。また使用末

期までの腐食による減肉は 0.28mm と考えられることから、この両者を差し引いて管束母材部の肉厚として 3.70mm (=4.02×0.99-0.28) を使用する。

また、溶接部は、最小肉厚に曲げ加工代などを考慮した 3.5mm から腐食による減肉を差し引いた 3.22mm を使用する。

#### (4) ウェステージとの重ね合わせ

高温ラブチャ評価に当たっても、ウェステージによる伝熱管の減肉効果の考慮を行うこととし、図 3.4.1 に示した実験整理式（3-5 式）から計算されるウェステージ率を用いて、水プローブ開始までに伝熱管の全周がウェステージにより減肉するものと考える。したがって、(3) で求めた初期伝熱管肉厚からウェステージによる減肉分を差し引いて解析上の伝熱管肉厚とする。

#### 8.1.8 伝熱管の物性値

TRUE 解析で使用する伝熱管の物性値は、比熱  $C_p$ 、熱伝導率  $\lambda$ 、比重  $\rho$  であるが、管壁温度を計算する場合には、温度伝導率  $a = \lambda / (\rho C_p)$  の形で熱伝導方程式を解いている。

実機 SG 伝熱管材である 2.1/4Cr-1Mo 鋼の物性値は、過去に調査<sup>[8-2]</sup>あるいは測定・定式化<sup>[8-3]</sup>されているが、通常運転時の温度条件に余裕を見て、約 600°C までの温度範囲を対象としている。それより高温側で物性値を測定した結果<sup>[8-4]</sup>もあるが、それでも 800°C 程度を上限としている。これら実験式<sup>[8-3]</sup>（ただし 600°C を超える適用範囲外については外挿）と実測値<sup>[8-4]</sup>を比較したところ、図 8.1.15 に示すように、700~800°C 程度までは両者間に大きな違いがなく、おおむね実験式は外挿可能である。

過去の高温ラブチャ解析<sup>[1-8]</sup>では、800°C 相当の 2.1/4Cr-1Mo 鋼の物性値を固定して与えていた。この解析結果からは、実機 SG 伝熱管の延性破損及びクリープ破損で厳しくなる管壁温度は、およそ 800°C 以上の高温域であり、それ以下の温度では延性破損及びクリープ破損とともに高温ラブチャへの影響は小さいことが分かる。一方、物性値を変えた TRUE の感度解析により、温度伝導率が大きいほど管壁温度（延性破損）と累積損傷和（クリープ破損）が厳しくなることを確認している。したがって、800°C を超える高温域での高温ラブチャ評価に対しては、温度伝導率を保守側（大きめ）に設定することとする。

以上の検討結果から、TRUE 解析で使用する物性値（組込式）は、700~800°C 程度まで温度依存の実験式を適用する。また、それを超える高温域での物性値については、以下のように取り扱う。比熱  $C_p$  は、図 8.1.15(a) に示すように 800°C まで実験式を外挿し、それ以上の高温域の物性値は、

800°Cの値で固定する。熱伝導率 $\lambda$ は、図8.1.15(b)に示すように800°Cの実測値になる温度までは実験式を外挿して使うが、それ以上の高温域の物性値は、800°Cの実測値で固定する。この設定により、800°Cを超える高温域では、温度伝導率は実験式より保守側になっている。比重量 $\rho$ については、温度依存性が小さいこと、及びTRUE解析のメッシュ体系は温度依存させずに固定していることから、伝熱管寸法を測定した室温相当の値を使用する。TRUEでは温度伝導率 $a$ を $\lambda / (\rho C_p)$ として計算することから、前述の比熱 $C_p$ と熱伝導率 $\lambda$ を用いて、比重量 $\rho$ を室温相当とした場合の温度伝導率を図8.1.15(c)に示す。TRUEでは、温度伝導率が実測値の800°Cの値を下回る場合、保守的に800°Cの物性値で固定して使用する。

## 8.2 評価結果と考察

### 8.2.1 設備改造後の解析・評価

高温ラプチャに対する裕度を拡大する方策として、水リークの早期検出と水ブローの高速化を図ることとし、図8.1.2に示す設備改造を行う計画としている。水ブロー系の設備改造として、蒸発器入口側の放出弁の個数を1個から2個、蒸発器出口側の放出弁の個数を2個から3個へ増設する。また、検出機能の強化として、カバーガス圧力計の個数を2個から3個へ追加設置すること及びその設定値を0.17MPa[gage]から0.15MPa[gage]に変更する。

ここでは、整備した評価手法及び評価条件に従い、設備改造後の「もんじゅ」の蒸発器を対象として高温ラプチャ評価を行った。また、解析条件の詳細は8.1節及びAPPENDIX-Gに示す通りであるが、プラント運転状態の初期条件については設計計画値に基づく場合と制御誤差を考慮した場合の評価を実施した。

高温ラプチャに対する伝熱管破損の判断条件は、以下の通りとした。

- 1) 延性破損 : (2-2)式で求められる応力が、管壁温度(平均値)に対応する引張強さを超えた時点
- 2) クリープ破損 : 時間係数 $\alpha_r=3$ を与えた場合に、累積損傷和が1を超えた時点(時間係数 $\alpha_r=3$ :理論値に工学的判断による十分な安全裕度を与える値として設定)

なお、設備改造前の高温ラプチャ評価については、参考としてAPPENDIX-Eに示す。

設備改造後の高温ラプチャ評価の結果を表8.2.1～表8.2.7及び図8.2.1～図8.2.11示す。主要な結果は以下の通りである。

#### (1) 定格運転条件

定格での水ブロー開始前の条件では、管内流動による除熱効果が大きい

ため、解析用伝熱管肉厚を 4.02mm とした場合の管壁温度は最高でも約 830°C にとどまる。最も厳しい位置は、限界熱流束が相対的に小さく、膜沸騰に遷移しやすい管束部中部となっている。しかし、この部位においても、応力と引張強さとの比は 0.74 にとどまり、延性破損の判定条件には達しない。

水ブロー開始後、管内蒸気流の停滞が生じるため、伝熱管温度上昇による引張強さの低下が生じるが、減圧効果により応力が低下するため、応力と引張強さの比は 0.74 にとどまる。累積損傷和は管束部中部で最も大きくなるが、0.13 にとどまり、クリープ破損が発生する条件には達しない。

溶接部の評価に当たっては、保守的に伝熱管の肉厚を全面にわたって一様に 3.5mm として解析したが、応力と引張強さの比は最大で 0.86、累積損傷和は最大で 0.34 にとどまり、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。

## (2) 40%給水運転条件

40%給水運転条件では、水ブロー前は定格運転条件よりも水・蒸気側流量が小さく、Post-CHF 熱伝達率が小さくなるので、伝熱管温度の上昇が大きいが、圧力が低いため、累積損傷和は小さくなる。一方、水ブロー開始後は、40%給水運転条件の場合が、水ブロー開始時の伝熱管温度が高いことと、流量の停滞時間が長くなるため、伝熱管温度が高温に維持される時間が長くなり、累積損傷和が大きくなる。

解析用伝熱管肉厚を 4.02mm とした場合の応力と引張強さの比は、最大で 0.65、累積損傷和は 0.11 であり定格運転条件よりも小さい。制御誤差を考慮した評価においても、応力と引張強さの比が最大で 0.65、累積損傷和が 0.12 であり、延性破損及びクリープ破損ともに発生する条件とはならない。

解析用伝熱管肉厚を一様に 3.5mm とした溶接部の評価については、応力と引張強さの比は最大で 0.79、累積損傷和は最大で 0.31 にとどまる。一方、制御誤差を考慮した評価では、応力と引張強さの比は最大で 0.79、累積損傷和は最大で 0.33 と僅かに増加するが、延性破損及びクリープ破損ともに発生する条件には達しない。

## (3) 10%給水運転条件

10%給水運転条件では、40%給水運転条件と比べて、水・蒸気側が低流量であるため全体加熱の影響の時間遅れが大きいこと、及び反応域温度が低いこと等の影響により、水ブロー前については、伝熱管温度の上昇割合は小さくなる。しかし、水ブロー開始後については、10%給水運転条件の場合が流量の停滞時間が長くなり、伝熱管が高応力下で高温に維持される時間が長くなるため、累積損傷和が大きくなる。

解析用伝熱管肉厚を 4.02mm とした場合の応力と引張強さの比は、最大で 0.61、累積損傷和は 0.17 であり定格運転条件よりも小さい。制御誤差

を考慮した評価では、応力と引張強さの比が最大で 0.62、累積損傷和が 0.2 まで上昇するが、延性破損及びクリープ破損ともに発生する条件には達しない。

解析用伝熱管肉厚を 3.5mm とした溶接部については、応力と引張強さの比は最大で 0.73、累積損傷和は最大で 0.44 にとどまる。一方、制御誤差を考慮した評価では、応力と引張強さの比は最大で 0.74、累積損傷和は最大で 0.52 に増加するが、延性破損及びクリープ破損ともに発生する条件には達しない。

なお、本評価手法によって求められた累積損傷和には以下の評価上の保守性が含まれており、高温ラプチャの発生の可能性は十分小さい。

- ① SWAT-3 試験に見られるように反応域の温度は時間とともに変化し、同一伝熱管が高温反応域に継続して安定的に包まれることはないが、評価で用いるナトリウム側の熱的条件（反応域温度）は試験で得られた最高温度（3秒平均値）が評価期間中継続している。
- ② 水ブローが開始されると伝熱管内の圧力が低下するので、水リーク率は小さくなり、加熱条件が緩和されると考えられるが、評価上考慮すべき水リーク率の下限値を下回る場合でも、初期から一定条件で、水ブローが終了するまで評価対象とし、累積損傷を加算している。
- ③ 伝熱管は 20m の長さにつき 10mm の溶接のための開先加工部があるが、開先加工部の肉厚（3.5mm）を考慮して、その最小肉厚が軸方向に一様に存在するとして評価している。APPENDIX-F に示されるように、溶接部について構造形状・寸法に基づいた詳細構造解析を行ったところ、累積損傷和は一様減肉とした場合の約 1/2 になると見られる。
- ④ 伝熱管材料強度の評価基準値は、伝熱管破損に対して時間係数にして 1.67、応力係数にして 1.1 の裕度をもっている。
- ⑤ 評価で用いる初期条件、水リーク検出時間、放出弁等の機器の作動時間については、保守的条件で解析している。

### 8.2.2 感度解析

ナトリウム－水反応時の影響緩和対策設備について設計上の裕度を評価する観点から、感度解析として、高温ラプチャ評価における機器故障の影響を検討した。故障を仮定する機器としては、水ブロー系関連機器として出口放出弁、入口放出弁及び給水止め弁、水リーク検出系関連機器として蒸発器のオーバフロー止め弁、2次主冷却系循環ポンプオーバフローコラムのオーバフロー止め弁、カバーガス仕切り弁（以下、「カバーガス仕切り弁等」という。）及びナトリウム液位計を対象機器とし、そのいずれか

1つが故障した場合の高温ラプチャ評価を実施した。

また、極端なケースとしてカバーガス系の隔離を期待しない場合の評価も実施した。

### (1) 解析条件

主要な解析条件は、以下に示す通りである。

- 1) 評価対象 : 設備改造後
- 2) 伝熱管肉厚 : 3.5mm ベース (溶接部: 曲げ加工後)
- 3) 検出系 : カバーガス圧力計
- 4) 運転条件 : 10%給水運転条件 (制御誤差考慮)

蒸発器に取り付けられるカバーガス圧力計3台のうち、1台が故障しても水リーク検出ができることから、検出時間に影響を与えない。したがって、影響を与える検出関連機器としてカバーガス仕切り弁等の1台故障又はナトリウム液位計の1台故障を仮定している。この場合、水リーク検出時間は、故障機器に係らず14秒を超えないことから、高温ラプチャ評価では検出系故障としてまとめる。

### (2) 感度解析の結果

解析結果を表8.2.6に示す。表8.2.6に示されるように、出口放出弁故障の場合が最も厳しい結果となっている。しかしながら、この場合でも応力と引張強さの比は0.78、累積損傷和は0.75にとどまっている。

出口放出弁故障と入口放出弁故障を比較した場合、水・蒸気系主配管に直接3基を設置する弁の故障を仮定した前者の方が、主配管に接続された放出配管を分岐して2基を設置する弁の故障の後者に比べ累積損傷和の変化が大きくなる結果となっている。これは、後者の場合、入口放出弁の放出ラインの配管部で放出流量が制限されているため、2基に増加した場合の放出流量の増加は約3割程度であり、逆に1基の故障を想定した場合の影響が小さいためである。すなわち、前者の方が放出流量そのものが小さくなり、水・蒸気のエンタルピ量の低下も小さくなるため水・蒸気の圧力低下が遅くなり、相当応力が高く維持される結果となっている。この結果、累積損傷和が大きくなる結果となっている。一方、故障なしと入口放出弁故障の管束上部を比較した場合、入口放出弁故障の方が累積損傷和が小さくなる結果となっている。これは、入口放出弁が故障することで管束上部では出口放出弁に向かう水・蒸気流量が大きくなるためである。給水止め弁故障については、給水が継続されてプロー開始後の低流量域での水・蒸気流量が大きくなる効果により、累積損傷和が小さくなっている。

ナトリウムー水反応時に生じる SG のナトリウム液位の変化は蒸発器の液位計と過熱器の液位計のいずれかで検出できればカバーガス仕切り弁等の閉止が行われるが、ここでは、あえてカバーガス仕切り弁等が全て閉止されない条件での評価を実施した。その結果、表 8.2.7 に示されるように SG のナトリウム液位を検出してカバーガス仕切り弁等を閉止する動作に期待しない場合でも延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。

以上のとおり、設備改造後の高温ラプチャ解析・評価並びに感度解析として水リーク関連機器について故障を仮定した評価を行った。各解析において最も厳しい部位の結果を整理して表 8.2.8 に示す。定格運転条件、40% 純水運転条件及び 10% 純水運転条件並びに制御誤差を考慮した場合のいずれのケースにおいても、延性破損、クリープ破損共に高温ラプチャが発生する条件には達しない。また、高温ラプチャ評価に対する機器故障の感度は、出口放出弁故障が最も高いことが分かった。しかしながら、この場合でも延性破損、クリープ破損共に高温ラプチャが発生する条件には達しないことが確認された。

これらのことから、ナトリウムー水反応時の影響緩和対策は、高温ラプチャ型破損の発生防止に対して十分な裕度を有していると考えられる。

## 9. おわりに

本報告書では、高速増殖炉の SG における伝熱管破損事故（ナトリウム－水反応事故）時の評価に関連して隣接伝熱管への高温ラブチャ型の破損伝播の有無に係る評価手法の整備結果について取りまとめるとともに、この評価手法を用いて「もんじゅ」SG 伝熱管の健全性を評価した結果について整理した。主な結果は以下のとおりである。

- (1) 伝熱管材料強度については、高温・短時間破裂である高温ラブチャ挙動の特性を踏まえて、時間依存のクリープ破断強さを強度評価の基本とすることとし、2・1/4Cr-1Mo 鋼の 700°C～1200°C のクリープ試験データを取得し、それに基づく評価基準値を策定した。また、この評価基準値が誘導加熱による TRUST-2 試験結果とも整合することを確認した。
- (2) ナトリウム－水反応による隣接伝熱管加熱条件については、過去のナトリウム－水反応試験データから反応域温度と管外熱伝達率を求め、反応域モデルとして定格運転及び 40% 給水運転条件に対しては反応域温度 1170°C を最高とするコサイン温度分布、10% 給水運転条件に対しては 1110°C を最高とするコサイン温度分布を設定した。これらは、高温ラブチャ評価の熱的条件として保守的な結果を与えることを確認した。
- (3) 伝熱管内の冷却条件（水・蒸気の伝熱相關）については、ヘリカルコイル型 SG の伝熱相關式に加え、軽水炉研究を調査し、限界熱流束相關式としては甲藤の式、Post-CHF 伝熱相關式としては Condie-Bengston IV の式と Bromley の式の組合せを設定した。また、プローダウン解析コード BLOOPH については、実験データとの比較並びに汎用コード (RELAP5) との比較を行い、これらが良好な一致を示すことを確認した。
- (4) 整備した評価手法を用いて、SWAT-3 試験及び米国 LLTR 試験条件の解析を行ったところ、クリープ破損モードよりも延性破損モードが早期に現れること、解析での破損時間は実際の試験結果よりかなり短時間となることなど、評価に十分な保守性があることを確認した。また、1987 年の英国 PFR の事故が高温ラブチャによる多数の伝熱管破損に至った最大の原因是、事故当時過熱器に高速プローダウン系が設置されていなかったためであること及び事故後に行われた過熱器への高速プローラ系の設置が有効であることを本評価手法により定量的に示した。
- (5) 本評価手法を用いた「もんじゅ」SG に関する解析では、カバーガス圧力計信号によって水リークを検出した場合、カバーガス圧力計検出の機能強化と水プローラの性能強化を図った設備改造後のもんじゅにおいて、給水流を定格、40% 給水、10% 給水運転条件のいずれのケースとした場合でも隣接する伝熱管に高温ラブチャ型の破損伝播が発生しないことを確認した。

## 10. 引用文献及び参考文献

### (1) 引用文献

- ① 小峰龍司、和田雄作、「急速加熱による円筒の内圧破断に関する構造健全性評価手法の研究」、PNC TN9410 98-086 1998
- ② 浜田広次、栗原成計、「蒸気発生器伝熱管破損解析コードの開発」、JNC TN9400 2000-091 2000

### (2) 参考文献

- (1-1) 佐藤稔、SWAT グループ、「SWAT-3 試験装置による大リーク・ナトリウム－水反応試験の概要」動力炉技報（動燃）No. 25 (1978. 2)
- (1-2) 田辺裕美、黒羽光男、「高速増殖炉用蒸気発生器の安全性試験研究の現状と今後の展開」動燃技報（動燃）No. 56 (1985. 12)
- (1-3) 浜田広次、林田禎彦、田辺裕美、「蒸気発生器伝熱管破損模擬試験 (TRUST-1) による破損応力の評価」日本原子力学会、1997 年秋 (H-75) (1997. 10)
- (1-4) 和田雄作、「高温急速加熱バースト解析用弾塑性応力-ひずみ関係 2 直線近似法」日本原子力学会、1995 年秋 (F-95) (1995. 10)
- (1-5) 小峰龍司、和田雄作、「急速加熱による円筒の内圧破断に関する構造健全性評価手法の研究」、PNC TN9410 98-086 1998
- (1-6) 小峰龍司ほか、「高速炉 SG 伝熱管の構造健全性評価 (1)～(6)」日本原子力学会、1998 年秋 (E-58～63) (1998. 9)
- (1-7) もんじゅ安全性総点検チーム、「動力炉・核燃料開発事業団高速増殖炉もんじゅ安全性総点検結果について」平成 10 年 3 月 30 日
- (1-8) 田辺裕美、和田雄作、浜田広次、宮川明、広井博、「蒸気発生器伝熱管の高温ラブチャ型破損評価手法の整備と適用」、PNC TN9410 98-029 1998
- (1-9) H. Hamada, H. Tanabe, Y. Wada, A. Miyakawa, and H. Hiroi, "Study of Overheating Tube Rupture for FBR Steam Generator" 8<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering, April 2-6, 2000
- (1-10) 浜田広次、田辺裕美、和田雄作、宮川明、広井博、「蒸気発生器伝熱管の高温ラブチャ評価手法の整備と適用」、サイクル機構技報 No. 4 (JNC TN1340 99-003) 1999. 9
- (1-11) 三宅収、浜田広次、田辺裕美、岡部綾夫、宮川明、「蒸気発生器伝熱管の高温ラブチャ型破損評価手法の整備と適用 (II)」、JNC TN9400 2001-099 2001
- (2-1) 平修二編、「金属材料の高温強度」養賢堂 (1968)

- (3-1) 堀雅夫、佐藤稔、佐藤健、斎藤毅、佐野彰、島津尚志、「蒸気発生器安全性総合試験（第1報） 試験の概要」原子力学会、昭和 50 年秋、D30.
- (3-2) 佐藤稔、大内義弘、山田敏雄、錦見正和、広井博、佐々木和一、「蒸気発生器安全性総合試験（第2報） 試験Ⅰの結果・その1」原子力学会、昭和 50 年秋、D31.
- (3-3) 広井博、大町裕司、田辺裕美、大高仁護、田中信夫、佐藤稔「蒸気発生器安全性総合試験（第3報） 試験Ⅰの結果・その2」原子力学会、昭和 50 年秋、D32.
- (3-4) 広井博、佐藤稔、田辺裕美、錦見正和、吉岡直樹、堀雅夫、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-3 試験結果 大リークナトリウム－水反応試験（第4報）」PNC TN941 78-93 (1978. 7)
- (3-5) 広井博、佐藤稔、田辺裕美、錦見正和、吉岡直樹、堀雅夫、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-4 試験結果 大リークナトリウム－水反応試験（第9報）」PNC TN941 79-118 (1979. 6)
- (3-6) 広井博、佐藤稔、田辺裕美、錦見正和、吉岡直樹、堀雅夫、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-5 試験結果 大リークナトリウム－水反応試験（第10報）」PNC TN941 79-04 (1978. 10)
- (3-7) 田辺裕美、佐藤稔、広井博、錦見正和、吉岡直樹、堀雅夫、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-6 試験結果 大リークナトリウム－水反応試験（第11報）」PNC TN941 78-154 (1978. 10)
- (3-8) 広井博、佐藤稔、大後美道、堀雅夫、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-7 試験結果 大リークナトリウム－水反応試験（第12報）」PNC TN941 79-155 (1979. 8)
- (3-9) 田辺裕美、佐藤稔、錦見正和、大後美道、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) による破損伝播試験(Ⅰ)」PNC TN941 81-05 (1981. 1)
- (3-10) 田辺裕美、佐藤稔、錦見正和、大後美道、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) による破損伝播試験(Ⅱ)」PNC TN941 82-42 (1982. 2)
- (3-11) 田辺裕美、佐藤稔、藤井啓次、大後美道、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) による破損伝播試験(Ⅲ)」PNC TN941 82-99 (1982. 3)
- (3-12) 田辺裕美、佐藤稔、藤井啓次、大後美道、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) による破損伝播試験(Ⅳ)」PNC TN941 83-158 (1983. 11)
- (3-13) 田辺裕美、渡辺智夫、「蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) による破損伝播試験(Ⅴ)」PNC TN9410 86-104 (1986. 9)
- (3-14) M. Judd and et. al., "The under-sodium leak in the PFR superheater-2, February 1987," Nuclear Energy, Vol. 31 No. 30, June 1992.
- (3-15) C. E. Boardman, M. Hui and H. H. Neely, "Test Results of Sodium-Water

Reaction Testing in Near Prototypical LMR Steam Generator,"  
Proceedings of the IAEA/IWGFR Specialists' Meeting on Steam  
Generator Failure and Failure Propagation Experience,  
Aix-en-Provence, France, Sept 1990.

- (4-1) 久保田淳、姫野嘉昭、田辺裕美、土屋毎雄、「高速増殖炉の研究開発 8. 蒸気発生器開発」(動力炉の実用化をめざして、大洗工学センター20年の研究開発), PNC ZN9410 90-031, 動力炉・核燃料開発事業団
- (4-2) 「伝熱工学資料改定第3版」 p. 63-65、日本機械学会
- (4-3) 「伝熱工学資料改定第4版」 p. 143、日本機械学会
- (4-4) US NRC 10 CFR Appendix K to Part50 -- ECCS Evaluation Models
- (4-5) L. S. Tong, et al., "New Correlations Predict DNB Conditions", Nucleonics, Vo. 21 No. 5, 1963
- (4-6) 甲藤好郎、日本機械学会論文集、44巻-387号 1978、(B編)45巻-394号 1979、(B編)46巻-409号、1980、(B編)47巻-413号 1981
- (4-7) 「伝熱ハンドブック」 p. 203、日本機械学会
- (4-8) 宇都野英明、「環状噴霧流における液膜ドライアウトの機構論的予測手法に関する研究」、博士学位論文、茨城大学大学院理工学研究科、1999
- (4-9) Y. F. Rao, et al., "Numerical Simulation of Two-Phase Boiling Flows and Prediction of DNB under PWR Conditions with a Multidimensional Two-Fluid Model," JSME Int. J., Ser. B, Vol. 43, 4, 2000
- (4-10) H. Uchida, et al., "Post-DNB Heat Transfer Experiments Under PWR Operating Conditions in Annular Test Sections," 8th Int. Topical Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Kyoto, 1997
- (4-11) D. C. Groeneveld, "Post-Dryout Heat Transfer at Reactor Operating Conditions," AECL-4513, Atomic Energy of Canada Limited, 1973
- (4-12) K. G. Condie, et al., "Post-CHF Heat Transfer Data Analysis, Comparison, and Correlation," unpublished paper by Idaho National Engineering Lab., 1974
- (4-13) 「平成12年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書（燃料集合体過渡時熱伝達試験編）」、(財)原子力発電技術機構、平成13年3月
- (4-14) D. G. Morris, et al., "Transient Film Boiling of High-Pressure Water in a Rod Bundle," Trans. ANS, Vol. 36, p. 565, 1981
- (4-15) 「NUPEC 年報 2001」 (財)原子力発電技術機構、平成13年
- (4-16) 植田辰洋、「気液二相流」、養賢堂、1981
- (4-17) 「伝熱工学資料改定第3版」 p. 59、日本機械学会
- (4-18) 大石修二、山川正剛、土屋毎雄、金森昭士、「50MW 蒸気発生器試験施設

特性試験報告書 第4報 水単相試験及び沸騰試験」 PNC ZN943 75-06  
 (1975)

- (7-1) P. R. Galie, D. Glass and D. F. Shipley, "The Superheater under Sodium Leak," LIMET-88, Avignon, France, Oct. 1988.
- (7-2) C. M. Robertson and J. D. Walford, "The Leak in Super Heater 2 - PFR February 1987," LIMET-88 Avignon, France, Oct. 1988.
- (7-3) R. Currie, G. A. B. Linekar and D. M. Edge, "The under sodium leak in the PFR Superheater 2 in February 1987," Proceedings of the IAEA/IWGFR Specialists' Meeting on Steam Generator Failure and Failure Propagation Experience, Aix-en-Provence, France, Sept 1990.
- (7-4) R. Currie and J. D. C. Henderson, "The experimental and engineering programmes to support the PFR safety case following the Superheater 2 under sodium leak: In particular, large scale experiments in the Super Noah Rig at Dounreay," Proceedings of the IAEA/IWGFR Specialists' Meeting on Steam Generator Failure and Failure Propagation Experience, Aix-en-Provence, France, Sept 1990.
- (7-5) 浜田広次、田辺裕美、「PFR 過熱器の伝熱管破損における水蒸気減圧系の効果の解析」日本原子力学会 1996年秋の大会、(G56)
- (7-6) 浜田広次、田辺裕美、「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ解析 II 英国 PFR 過熱器の大リーケ事故解析」 TN9410 96-027 (1995)
- (8-1) 浜田広次、栗原成計、「蒸気発生器伝熱管破損解析コードの開発」、JNC TN9400 2000-091 2000
- (8-2) 高須宏雄、磯崎三喜男、姫野嘉昭、井口達郎、「ナトリウム技術実用物性値表」、TN941 81-73 1981
- (8-3) 久保田淳、鎌田滋、竹内孝行、栗山正明、土屋毎雄、川真田和雄、「レーザフラッシュ法による 2·1/4Cr-1Mo 鋼の熱伝導率測定実験報告書」、TN941 78-04 1978
- (8-4) 木村英隆、菅谷圭、吉田英一、和田雄作、「F B R 構造材料の物性値測定（その1）各種圧延鋼板の物性値測定」、TN9410 90-094 1990

表2.2.1 2・1/4Cr-1Mo鋼の高温内圧破裂評価のための強度基準値

時 間 (s)	各温度 (°C) に対するクリープ破断強さ (N/mm <sup>2</sup> )										
	700	750	800	850	900	950	1,000	1,050	1,100	1,150	1,200
1	125.3	101.6	82.4	82.4	82.4	74.2	60.2	48.9	39.6	32.1	26.1
10	125.3	101.6	82.4	82.4	82.4	74.2	60.2	48.9	39.6	32.1	26.1
20	112.4	90.7	73.2	73.2	73.2	65.8	53.1	42.9	34.6	27.9	22.5
50	97.4	78.1	62.6	62.6	62.6	56.1	45.0	36.1	28.9	23.2	18.6
100	87.4	69.7	55.6	55.6	55.6	49.7	39.7	31.7	25.3	20.2	16.1
200	78.4	62.3	49.4	49.4	49.4	44.1	35.0	27.8	22.1	17.5	13.9
360	71.5	56.5	44.7	44.7	44.7	39.8	31.4	24.9	19.7	15.5	12.3
1080	60.2	47.2	37.1	37.1	37.1	32.8	25.8	20.2	15.9	12.4	9.8
3600	49.9	38.8	30.2	30.2	30.2	26.6	20.7	16.1	12.5	9.7	7.6

表2.2.2 安全総点検時評価で用いた2・1/4Cr-1Mo鋼材料の期待最小引張強さ (参考)

温度 (°C)	600	650	700	750	800	850	900	950	1,000	1,100	1,200
期待最小値 (N/mm <sup>2</sup> )	251	226	168	112	69.6	68.6	67.7	54.9	42.2	23.5	14.7

表 2.3.1 (a) TRUST-2 試験で使用した JIS 規格材 (T2) の仕様

## 1) 成分表

元素	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
規格値	0.15 以下	0.50 以下	0.30～ 0.60	0.03 以下	0.03 以下	1.90～ 2.60	0.87～ 1.13
分析値	0.10	0.31	0.50	0.022	0.002	2.20	0.96

(単位 : %)

## 2) 熱処理法 :

焼きならし後焼きもどし (930°C → 740°C × AC)

## 3) 機械的強度

温度	耐力 (0.2%オフセット)	引張強さ	伸び
規格値	206N/mm <sup>2</sup>	412N/mm <sup>2</sup>	30%
測定値	308N/mm <sup>2</sup>	498N/mm <sup>2</sup>	41%

表 2.3.1 (b) TRUST-2 試験で使用した「もんじゅ」相当材の仕様

## 1) 成分表

元素	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
規格値	0.15 以下	0.50 以下	0.30～ 0.60	0.03 以下	0.03 以下	1.90～ 2.60	0.87～ 1.13
分析値	0.11	0.26	0.43	0.023	0.0072	2.06	0.93

(単位 : %)

## 2) 熱処理法 :

焼きならし後焼きもどし (920°C × 10 分 AC → 740°C × 30 分 AC)

## 3) 機械的強度

温度	耐力 (0.2%オフセット)	引張強さ	伸び
下限値	206 N/mm <sup>2</sup>	412N/mm <sup>2</sup>	30%
測定値	333 N/mm <sup>2</sup>	490N/mm <sup>2</sup>	48%

表 2.3.2 TRUST-2 による伝熱管破損試験結果のまとめ

	試験手法	試験前の外径 (mm)	試験前の肉厚 (mm)	破損温度 (°C)	破損時圧力 (MPa)	破損時応力 (N/mm <sup>2</sup> )	破損時間 (s)
JIS規格材	1,200°C昇温後、急速加压	30.6	3.65	1,200	10.0	37.2	
JIS規格材	1,100°C昇温後、急速加压	31.75	4.04	1,107	15.0	52.6	
JIS規格材	1,100°C昇温後、急速加压	31.4	3.20	1,081	11.4	50.8	
JIS規格材	1,000°C昇温後、急速加压	27.15	1.90	1,004	11.2	74.7	
JIS規格材	1,200°C昇温後、8.7MPaで保持	30.9	3.8	1,185	8.7	31.7	4
JIS規格材	1,200°C昇温後、5.4MPaで保持	30.7	3.74	1,199	5.4	19.6	75
JIS規格材	1,100°C昇温後、8.7MPaで保持	30.8	3.73	1,100	8.7	32.2	69
JIS規格材	加压後、1,200°C昇温	30.8	3.70	1,170	10.6	39.5	
JIS規格材	加压後、1,100°C昇温	31.6	3.17	1,147	11.2	50.8	
もんじゅ相当材	1,200°C昇温後、急速加压	31.7	4.10	1,196	10.3	35.3	
もんじゅ相当材	1,100°C昇温後、急速加压	29.5	3.00	1,125	10.7	47.9	
もんじゅ相当材	1,000°C昇温後、急速加压	27.65	2.00	992	11.6	74.7	
もんじゅ相当材	1,000°C昇温後、6.8MPaで保持	27.65	2.00	1,028	6.8	43.4	95

表 3.1.1 SWAT-3 大リーク試験と結果

Run No.	1	2	3	4	5	6	7
給水圧力 (MPa)	15.1	15.0	14.6	14.4	15.1	15.1	12.2
初期ナトリウム温度 (°C)	378	320	398	380	360	445	245
初期リーク率 (kg/s)	6.7	14.2~9.7	8.8~7.9	9.0~7.2	15~11	9.4~8.3	10.6~7.9
注水時間 (s)	7.6	9.9	9.5	9.4	9.7	9.5	9.5
総リーク量 (kg)	61.2	122	78	83	150	90	85
注水箇所	ヘリカルコイル 管束部下部			ヘリカル コイル管 束部上部	ヘリカルコイル 管束部下部		ダウン カマ部
初期・流水管 (本)	1	1	1	1	1	1	1
初期・静止水管 (本)	0	0	0	0	0	0	0
初期・ガス加圧管 (本)	13	13	13	13	15	39	20
破損伝播の発生	無し	無し	無し	無し	無し	無し	無し
最大準定常圧 (MPa)	0.47	0.60	0.49	0.53	0.93	0.50	0.57
反応部最高温度 (°C)	—	—	1,185	1,175	1,250	1,180	1,140

表 3.1.2 SWAT-3 破損伝播試験と結果

Run No.	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19
給水圧力 (MPa)	14.6	14.6	14.9	14.4	14.7	14.8	14.6	15.5	15.0	15.0	13.8	15.9
初期ナトリウム温度 (°C)	343	358	400	336	334	372	341	335	340	320	468	459
初期リーク率 (kg/s)	36	6.8	570	0.0	87	900	18	14	2,200	1,460	4.0	1,850
注水時間 (s)	160	2,180	54	—	152	168	168	293	60	60	4,680	32
総リーク量 (kg)	27	15	32	—	39	125	110	132	228	81	42.5	61
最大リーク率 (kg/s)	1.5	0.0068	0.57	—	1.46	0.90	0.90	2.74	4.5	1.46	0.24	1.85
初期・流水管 (本)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	4	0	3
初期・静止水管 (本)	2	2	0	1	5	1	55	55	6	0	55	0
初期・ガス加圧管 (本)	25	25	24	9	9	13	0	0	48	59	0	16
破損伝播最大次数	3次	無し	2次	—	3次	2次	6次	5次	2次	無し	3次	2次
破損した給水管 (本)	2	0	0	—	3	1	4	4	1	0	2	0
破損したガス加圧管 (本)	1	0	3	—	1	8	—	—	24	0	—	5
反応部最高温度 (°C)	1,132	640	1,190	—	1,130	1,092	1,170	1,520	1,222	1,374	1,127	1,400
同(3秒平均処理後) (°C)	—	—	—	—	—	—	1,100	1,110	1,121	1,106	—	1,165

表3.1.3 (a) 「もんじゅ」運転条件とSWAT-3試験条件との比較 (Run16, 19)

項目		「もんじゅ」定格	SWAT-3 Run16	SWAT-3 Run19	模擬性／保守性
構造	蒸発器（反応容器）寸法	m	約3 <sup>10</sup> ×約13 <sup>H</sup>	約1.3 <sup>10</sup> ×約7 <sup>H</sup>	← 実機SGを模擬（反応ジェット長（～0.5m）よりも十分広い空間を確保）
	伝熱管寸法	mm	31.8 <sup>00</sup> ×3.8 <sup>t</sup>	31.8 <sup>00</sup> ×3.13 <sup>t</sup>	← 外径は実機SGを模擬、加圧管の肉厚は応力を高めに与えるため減肉している。
	管束部構造	—	ヘリカルコイル（140本）	直管（92本）	← 実機SGを模擬（実験では水リーエク部断面の伝熱管配置を長さ700mmの直管で模擬）
	伝熱管配置（ピッチ）	mm	50×50/48	←	←
	伝熱管材質	—	2.25Cr-1Mo鋼	←	← 実機SGを模擬
水側	温度	°C	240（入口） 369*（出口）	340*	347* Run16は実機SG定格運転の飽和水領域、Run19は管束部上部条件を模擬 * 実機SGは蒸発器出口、SWAT-3は水加熱器条件
	圧力	MPa	15.1（入口） 14.3*（出口）	15.0*	15.9*
	平均注水率	kg/s	—	2.2	1.85
	注水時間	s	—	60	32
	注水量	kg	—	228	61
Na側	温度	°C	469（入口） 325（出口）	340	459 Run16は飽和水領域での温度とし、Run19は管束部上部（Na側入口）条件を模擬
	圧力（初期カバーガス圧）	MPa [gage]	0.1	0.05	←
	流動	t/h (m/s)	3.730 (0.7)	なし	実験では流動に伴う冷却効果を模擬しないため、反応に伴うNa側温度を高めに与える。
放出系	蒸発器のRD破裂設定圧	MPa (差圧)	0.3	0.3	← 実機SGを模擬
	収納容器のRD破裂設定圧	MPa (差圧)	0.15	0.15	← 実機SGを模擬
	放出系圧力（初期圧）	MPa [gage]	0.01～0.03	0.05	← 実機SGを参考に設定

表3.1.3 (b) 「もんじゅ」運転条件とSWAT-3試験条件との比較 (Run17)

項目		「もんじゅ」定格	「もんじゅ」10%給水	SWAT-3 Run17	模擬性／保守性
構造	蒸発器（反応容器）寸法	m	約3 <sup>10</sup> ×約13 <sup>H</sup>	←	約1.3 <sup>10</sup> ×約7 <sup>H</sup> 実機SGを模擬（反応ジェット長（～0.5m）よりも十分広い空間を確保）
	伝熱管寸法	mm	31.8 <sup>00</sup> ×3.8 <sup>t</sup>	←	31.8 <sup>00</sup> ×3.13 <sup>t</sup> 外径は実機SGを模擬、加圧管の肉厚は応力を高めに与えるため減肉している。
	管束部構造	—	ヘリカルコイル（140本）	←	直管（93本） 実機SGを模擬（実験では水リーエク部断面の伝熱管配置を長さ700mmの直管で模擬）
	伝熱管配置（ピッチ）	mm	50×50/48	←	←
	伝熱管材質	—	2.25Cr-1Mo鋼	←	← 実機SGを模擬
水側	温度	°C	240*（入口） 369（出口）	195（入口） 300（出口）	250* 実機SG定格運転の管束部下部（水側入口）条件を模擬 （10%給水条件とも温度は近い） * 実機SGは給水ヘッダー、SWAT-3は水加熱器条件
	圧力	MPa	15.1*（入口） 14.3（出口）	約13（入口） 13（出口）	15.0*
	平均注水率	kg/s	—	—	1.46
	注水時間	s	—	—	60
	注水量	kg	—	—	81.3
Na側	温度	°C	469（入口） 325（出口）	300（入口） 290（出口）	320 実機SG定格運転の管束部下部（Na側出口）条件を模擬 （10%給水条件とも近い）
	圧力（初期カバーガス圧）	MPa [gage]	0.1	←	0.05
	流動	t/h (m/s)	3.730 (0.7)	1,455 (0.3)	なし 実験では流動に伴う冷却効果を模擬しないため、反応に伴うNa側温度を高めに与える。
放出系	蒸発器のRD破裂設定圧	MPa (差圧)	0.3	←	← 実機SGを模擬
	収納容器のRD破裂設定圧	MPa (差圧)	0.15	←	← 実機SGを模擬
	放出系圧力（初期圧）	MPa [gage]	0.01～0.03	←	0.05 実機SGを参考に設定

表 3.2.1 高温ラプチャ挙動に係わる SWAT 試験のまとめ

水リーク率	試験 No.	伝熱管寸法	ガス加圧伝熱管	給水伝熱管	備 考
数 100 g/s 以下	SWAT-1、SWAT-2 及び SWAT-3	主に $25.4\text{mm}^{\phi} \times 3.2\text{mm}^t$ 一部 $31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.8\text{mm}^t$	(ウェステージ型)	2 次破損時間は 50 秒以上 (ウェステージ型)	SWAT-1 (約 30 回)、 SWAT-2 (約 140 回)、 SWAT-3 (5 回)
570 g/s	SWAT-3 Run10	$25.4\text{mm}^{\phi} \times 3.2\text{mm}^t$	50 秒後に 1 本破損 (ウェステージ型)	—	注水時間 : 54 秒
900 g/s	SWAT-3 Run13	$31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.8\text{mm}^t$	70 秒後に 2 本破損 (ウェステージ型)	158 秒後に静止水管 1 本 が破損 (ウェステージ型)	注水時間 : 168 秒
1,460 g/s	SWAT-3 Run17	$31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.13\text{mm}^t$	2 次破損なし	流水管 4 本に 2 次破損なし	注水時間 : 60 秒
1,460 g/s	SWAT-3 Run12 の 3 次破損	$31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.8\text{mm}^t$	4 次破損なし	他の静止水管に 4 次破損なし	3 次破損発生の 7 秒後に注水停止
1,850 g/s	SWAT-3 Run19	$31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.13\text{mm}^t$	13 秒以後 5 本破損 (高温ラプチャ型)	流水管 3 本に 2 次破損なし	注水時間 : 30 秒
2,200 g/s	SWAT-3 Run16	$31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.13\text{mm}^t$	12 秒以後 24 本が破損 (高温ラプチャ型)	23 秒後に静止水管 1 本破損 (高温ラプチャ型)	注水時間 : 60 秒
2,740 g/s～ 約 1,000g/s	SWAT-3 Run15 の 5 次破損	$31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.8\text{mm}^t$	—	他の静止水管に 6 次破損なし	5 次破損の 58 秒後に注水停止
6,700 g/s 以上	SWAT-3 Run1～7	Run5 : $31.8\text{mm}^{\phi} \times 3.8\text{mm}^t$ 他は $25.4\text{mm}^{\phi} \times 3.2\text{mm}^t$	2 次破損なし	—	注水時間 : 7.6～9.9 秒

表 3.3.1 反応域温度変動の影響評価計算条件

物性等	単位	計算条件
伝熱管外径	mm	30.77
伝熱管肉厚	mm	3.19
伝熱管熱伝導率	W/(m·K)	25.6
伝熱管比重量	kg/m <sup>3</sup>	7.67×10 <sup>3</sup>
伝熱管比熱	J/(kg·K)	0.63×10 <sup>3</sup>
水側温度	°C	405.0
管内熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	8,524.3
反応域温度	°C	1,170±100
管外熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300

表 3.3.2 平均処理時間と最高温度の関係 (SWAT-3 Run19)

平均処理時間(秒)	1	3	5
Run19-T1114	1,171°C	1,151°C	1,129°C
Run19-T1173	1,288°C	1,165°C	1,119°C
Run19-T1181	1,177°C	1,165°C	1,146°C

表 3.3.3 米国 LLTR シリーズⅡ 中リーク試験のまとめ

<u>TEST NO.</u>	<u>UNITS</u>	<u>A-3</u>	<u>A-5</u>	<u>A-8</u>
Test Date		6/11/80	4/14/82	7/30/81
Simulated Steam Generator Conditions		Evaporator (subcooled H <sub>2</sub> O)	Superheater (Hot standby/ Hot shutdown)	Superheater (operating temp.)
Initial Leak Size (diameter)	in (mm)	0.040 (1)	0.25 (6.4)	0.054 (1.4)
Leak Location (above bottom of shroud)	in (meters)	81.5 (2.07) Central	149 (3.78) Peripheral	197 (5) Central
<u>PRETEST CONDITIONS</u>				
Na Temperature	°F (°C)	580 (304)	650 (343)	900 (482)
Na Pressure	psia (MPa)	160 (1.10)±	78 (0.55)	195 (1.34)
Primary Tube Pressure	psia (MPa)	1715 (11.8)	2015-1515 (13.9-10.4)	1565 (10.8)
Secondary Tube Pressure	psia (MPa)	1715 (11.8)	1465 (10.1)	1565 (10.8)
Initial Primary Tube Flow	lbs/sec (g/sec)	0.1 (45.3)	1.0 (453)	0.07 (31.7)
Cover Gas	Nitrogen		Helium	Nitrogen
Cover Gas Volume	ft <sup>3</sup> (M <sup>3</sup> )	150 (12.75)	140 (11.9)	160 (13.6)
<u>TEST RESULTS</u>				
Maximum Total Leak Rate	lbs/sec (kg/sec)	13.4 (6.08)	15 (6.80)	0.07 (0.032)
Leak Duration	sec	145 (2)	72 (2)	40
Time to Rupture Disc Operation	sec	114	58	40
Maximum Sodium Pressure	psia (MPa)	335 (2.31)	275 (1.89)	195 (1.34)
Maximum Measured Reaction Temperature	°F (°C)	2100 (1149)	2500 (1371)	N/A
<u>TUBE DAMAGE</u>				
No. Failed Secondary Tubes		5	23	0
Maximum Wastage	in (mm)	(to failure)	(to failure)	0.054 (1.37)
Maximum Tube Bowing	in (mm)	1.25 (31.75)	2.5 (63.5)	0
<u>STACK EFFLUENT</u>				
Average Downwind Deposition Rate	mg NaOH/CM-day	36x10 <sup>-5</sup>	31.3x10 <sup>-5</sup>	715x10 <sup>-5</sup>

Notes: 1. Estimated from leak sizes determined by pressure decay tests.  
 2. Includes secondary tube blowdown time.

表 3.3.4 SWAT-3 Run16, 17, 19 試験の概要

試験 No.	初期 Na 温度 (°C)	注水時間 (s)	平均水リーク率 (kg/s)
Run16-1 次リーク	340	0~23.5	2.2
Run16-2 次リーク <sup>*1)</sup>	—	23.5~60	4.5
Run17	320	0~60	1.46
Run19	459	0~30	1.85

\*1) Run16-2 次リークは評価対象外

表 3.3.5 注水量と試験前後の平均温度差の関係

試験 No.	注水量 (kg)	A: 発生熱量 <sup>1)</sup> (J)	試験前後の 温度差 <sup>2)</sup> (°C)	B: 温度変化 相当熱量 <sup>3)</sup> (J)	B/A (—)
Run16	228	$2.38 \times 10^9$	197	$0.55 \times 10^9$	0.23
Run17	81	$0.85 \times 10^9$	110	$0.31 \times 10^9$	0.38
Run19	61	$0.64 \times 10^9$	74	$0.20 \times 10^9$	0.31

1) 反応熱を  $188 \text{ kJ/mol}$  として注水量を乗じた値

2) 注水前後(注水直前と注水終了 40 秒後)の温度差

3) 注水点より上部のナトリウムだけに反応熱が伝えられたとした場合の熱量

(実際には注水点下部のナトリウムの温度上昇もあると考えられる。)

表 3.3.6 実機定格条件と Run19 試験条件での除熱効果

条 件	実機定格条件の局所加熱域	SWAT-3 Run19 の流水管
発生熱量 <sup>1)</sup>	15.7 MW	19.3 MW
伝熱管本数 <sup>2)</sup>	53 本	3 本
伝熱面積 <sup>3)</sup>	2.7 m <sup>2</sup>	0.15 m <sup>2</sup>
ナトリウム流速	0.7m/s の下降流	静止
1本当たりの 蒸気流量 <sup>4)</sup>	0.75 kg/s	0.20 kg/s
1本当たりの 除熱量 <sup>5)</sup>	62.2 kJ/kg	30 kJ/kg
総除熱量	2.5 MW	0.018 MW

- 1) 反応熱 188kJ/mol に対し、実機及び試験での水リーク率をそれぞれ 1.5kg/s 及び 1.85kg/s とした。
- 2) 実機については、直径 50cm の球を貫通する伝熱管（長さ 50cm）の正味本数とした。
- 3) 実機については、直径 50cm の球を貫通する伝熱管の外表面積。試験については、長さ 50cm の伝熱管 3 本分の外表面積。
- 4) 試験については、注水時間内の平均流量。
- 5) 実機については管束部上部での局所加熱量評価値より。試験については、ナトリウム側は最高温度 1,170°C、熱伝達率 4,300W/(m<sup>2</sup>·K) のコサイン分布を仮定、水側は過熱蒸気条件で算出。

表 4.2.1 限界熱流束相関式の適用範囲（データベース範囲）<sup>(4-5), (4-6)</sup>

項目	単位	Tong の式 <sup>(*1)</sup>	甲藤の式 <sup>(*2)</sup>
圧力	MPa	5.5～19.0	0.1～18.6
入口サブクール	kJ/kg	0～1,630	(*3)
水力直径	cm	0.254～1.37	0.118～3.81
長さ/内径比	-	21～365	5～940
質量流束	kg/(m <sup>2</sup> ・s)	271～10,850	(*4)

(\*1) 資料<sup>(4-5)</sup>に記されているサブクール域式に関する相関データ幅から単位換算(\*2) 資料<sup>(4-6)</sup>機械学会論文集 46 卷-409 号に記載されている水/蒸気のデータベースの幅

(\*3) 明確な記載なし

(\*4) 質量流束に関しては逆 We 数で整理されている ( $1/We = (\sigma_s \rho_g) / (G^2 z)$  :  $2.78 \times 10^{-9} \sim 1.0$ 、もんじゅ条件では約  $2.3 \times 10^{-6}$  (100%流量) ~  $4.1 \times 10^{-4}$  (10%流量))表 4.3.1 Post-CHF 伝熱相関式の適用範囲<sup>(4-13)</sup>

項目	単位	Groeneveld 5.9 の式	Condie-Bengston IV の式
圧力	MPa	3.4～21.5	0.42～21.5
質量流束	kg/(m <sup>2</sup> ・s)	700～5,300	16.5～5,234
熱平衡クオリティ	-	(0.1～0.9)	-0.12～1.73
熱流束	kW/m <sup>2</sup>	120～2,250	34～2,074

表 4.5.1 BLOOPH と RELAP5 の解析モデルの比較

	BLOOPH			RELAP5/MOD2		
1. 水力モデルと基礎方程式	均質平衡 2 相流モデル 気液各相の連続の式 (2 方程式) 気液混合のエネルギー式 (1 方程式) 気液混合の運動量の式 (1 方程式) ボリュームジャンクションを基本とした Semi-implicit 差分法			非均質非平衡 2 流体モデル 気液各相の連続の式 (2 方程式) 気液各相のエネルギー式 (2 方程式) 気液各相の運動量の式 (2 方程式) ボリュームジャンクションを基本とした Semi-implicit 差分法		
2. 臨界流モデル	水単相 Henry-Fauske モデル 2 相 Moody モデル 蒸気単相 断熱噴流モデル			Ransom と Trapp モデル		
3. 水側熱伝達モデル	ヘリカル型（旋回流）の熱伝達率相関式			直管型の熱伝達率相関式		
	Pre-CHF	液単相域	森中山の液相式	Pre-CHF	液単相域	Dittus-Boelter の式 修正 Chen の式
		2 相域	修正 Schrock-Grossman の式 Rohsenow の式		2 相域	Chen の式
	Post-CHF	2 相 膜沸騰域	DNB 点と飽和蒸気点をクオリティで補間	Post-CHF	2 相 膜沸騰域	Chen の式 Dougall-Rohsenow の式
		蒸気単相域	森中山の気相式		蒸気単相域	Dittus-Boelter 式
	CHF 評価式		試験データに基づいて、 DNB クオリティ (0.75) で判定 <sup>(4-18)</sup>	CHF 評価式		Biasi の式 修正 Zuber の式
4. ナトリウム側モデル	ナトリウム流量変化を境界条件とし、エネルギー式を解く。熱伝達式は Hoe の式。			ナトリウム側は解かないで、伝熱管外表面温度分布(一定) を境界条件とする。		

表 5. 3. 1 水リーク検出時間の計算結果

運転条件	定 格 運転条件	40%給水 運転条件	10%給水 運転条件
検出時間 <sup>*1)</sup> (s)	10	11	13

\* 1) : 検出時間は、小数点を切り上げている。

表5. 3. 2 水リーク検出時間の計算結果  
(検出関連の機器故障を仮定)

	運転条件	1弁故障 <sup>*2)</sup>	液位計 1台故障	備 考
検出時間 (s) *1)	10%給水	14	14	
	40%給水	12	12	
	定 格	10	11	

\* 1) 検出時間は、小数点を切り上げている。

\* 2) 蒸発器のオーバフロー止め弁、2次主冷却系循環ポンプオーバフローコラムのオーバフロー止め弁及びカバーガス仕切り弁のうちのどの弁が故障した場合よりも大きな流量をもたらす流量係数を使用して評価 1弁

表 6.1.1 大リーク試験での高温ラプチャ解析条件（現実的評価）

Run	注水率	ナトリウム条件			管内条件			解析用伝熱管 サイズ	
		初期 温度	反応域 温度 <sup>1)</sup>	熱伝達率	温度	圧力 <sup>1)</sup>	熱伝達率 <sup>2)</sup>	外径	肉厚
		kg/s	°C	T/C No	W/(m <sup>2</sup> ·K)	°C	圧力計	W/(m <sup>2</sup> ·K)	mm
3	8.8~7.9	398	T1119	図 3.3.15(c) の包絡線	398	P5201	4.5	25.4	3.52
4	9.0~7.2	380	T1140		380	P5202	1.7	25.4	3.52
5	15~11	360	T1114		360	P5205	1.0	31.8	4.18
6	9.4~8.3	445	T1135		445	P5204	1.3	25.4	3.52
7	10.6~7.9	445	T1139		445	P5204	0.6	25.32	3.48

1) 試験の時刻歴データを使用

2) 管内の流動が無いことから自然対流熱伝達率を使用

表 6.1.2 大リーク試験での高温ラプチャ解析条件（保守的評価）

Run	注水率	ナトリウム条件			管内条件			解析用伝熱管 サイズ	
		初期 温度	反応域 温度 <sup>1)</sup>	熱伝達 率	温度	圧力 <sup>2)</sup>	熱伝達率 <sup>4)</sup>	外径	肉厚
		kg/s	°C	°C	W/(m <sup>2</sup> ·K)	°C	MPa [gage] <sup>3)</sup>	W/(m <sup>2</sup> ·K)	mm
3	8.8~7.9	398	1,185	4,150	398	17.6 (179)	4.5	25.4	3.52
4	9.0~7.2	380	1,175	4,250	380	14.2 (145)	1.7	25.4	3.52
5	15~11	360	1,250	3,300	360	20.4 (208)	1.0	31.8	4.18
6	9.4~8.3	445	1,180	4,200	445	17.5 (178)	1.3	25.4	3.52
7	10.6~7.9	445	1,140	4,770	445	21.6 (220)	0.6	25.32	3.48

1) 実験データの上限値相当を使用

2) 対象とするガス加圧管の最高圧力とした

3) 括弧内は atg

4) 管内の流動が無いことから自然対流熱伝達率を使用

表 6.1.3 大リーク試験での高温ラプチャ解析結果（現実的評価）

Run	試験結果		解析結果				
	注水 時間	2次 破損	延性破損			クリープ破損	
			応力	破損温度	破損時間	時間係数 3.0	時間係数 1.5
	s	—	MPa	°C	s	s	s
3	9.5	無し	延性破損及びクリープ破損は無し				
4	9.4	無し	延性破損及びクリープ破損は無し				
5	9.7	無し	延性破損及びクリープ破損は無し				
6	9.5	無し	延性破損及びクリープ破損は無し				
7	9.5	無し	延性破損及びクリープ破損は無し				

表 6.1.4 大リーク試験での高温ラプチャ解析結果（保守的評価）

Run	試験結果		解析結果				
	注水 時間	2次 破損	延性破損			クリープ破損	
			応力	破損温度	破損時間	時間係数 3.0	時間係数 1.5
	s	—	MPa (kg/mm <sup>2</sup> )	°C	s	s	s
3	9.5	無し	56.0 (5.71)	1,020	11.42	14.88	16.85
4	9.4	無し	45.3 (4.62)	1,069	14.49	18.70	21.70
5	9.7	無し	68.9 (7.03)	971	11.53	14.44	15.98
6	9.5	無し	55.7 (5.68)	1,022	11.17	14.67	16.69
7	9.5	無し	69.7 (7.09)	968	9.02	12.10	13.83

表 6.2.1 検証解析における管外条件

解析ケース	初期温度	反応域温度	熱伝達率
	°C	°C	W/(m <sup>2</sup> ·K)
Run10 No. 47	400	1,050	7,000
Run13 No. 233	372	1,000	10,000
Run16 No. 63	340	1,000	10,000
" No. 73	340	1,000	10,000
Run17 No. 58	320	950	15,000
Run19 No. 63	459	1,150	4,650
LLTR/A-5 No. 41633	343	1,210	3,850

表 6.2.2 検証解析における管内条件

解析ケース	伝熱管の 内部状態	温度	圧力	熱伝達率
		°C	MPa	W/(m <sup>2</sup> ·K)
Run10 No. 47	窒素ガス加圧	400	16.3	3.6
Run13 No. 233	窒素ガス加圧	372	15.3	3.8
Run16 No. 63	窒素ガス加圧	340	19.0	4.3
" No. 73	静止飽和水	340	14.9	9.4
Run17 No. 58	窒素ガス加圧	320	13.3	4.7
Run19 No. 63	窒素ガス加圧	459	15.6	5.7
LLTR/A-5 No. 41633	静止過熱蒸気	343	9.90 <sup>a)</sup>	6.3

\*) ナトリウム側圧力が高いため、その分を減じている。

表 6.2.3 検証解析における管壁条件

解析ケース	注水率	ウェス テージ率	試験前 寸法		減肉 時間	解析用寸法	
	g/s	mm/s	mm <sup>φ</sup>	mm <sup>t</sup>		mm <sup>φ</sup>	mm <sup>t</sup>
Run10 No. 47	570	0.016	25.4	3.50	50	23.80	2.700
Run13 No. 233	900	0.014	31.8	4.14	70	29.83	3.153
Run16 No. 63	2,200	0.010	31.8	2.95	11.9	31.55	2.826
" No. 73	2,200	0.010	31.8	3.03	23.5	31.26	2.786
Run17 No. 58	1,460	0.012	31.8	3.13	60	30.35	2.404
Run19 No. 63	1,850	0.011	31.8	3.13	13	31.51	2.986
LLTR/A-5 No. 41633	453	0.070	15.8	2.77	16	13.56	1.650

表 7.4.1 英国 PFR 大リーク事故での高温ラプチャ解析条件

ケース	水蒸気系 減圧設備	ナトリウム条件			管内条件 (トリップまで)			管内条件 (トリップ以後)			伝熱管 サイズ	
		初期 温度	反応域 温度	熱伝達率	温度	圧力	熱伝達率	圧力	熱伝達率	解析用寸法		
		°C	°C	W/ (m <sup>2</sup> · K)	°C	MPa	W/ (m <sup>2</sup> · K)			mm		
現実 ケース	低速 減圧系 設置	500	1,230	3,560	450	12.7	5,770	トリップの15秒後に 減圧開始し、75秒に 0.69MPaまで低下	トリップとほぼ同時に SG水系隔離により145 W/ (m <sup>2</sup> · K)に低下しその 後漸減	15.88 <sup>Φ</sup> ×2.03 <sup>t</sup>		
想定 ケース	高速 減圧系 設置	500	1,230	3,560	450	12.7	5,770	トリップの1秒後に 減圧開始し、12秒に 2.0MPaまで低下	トリップとほぼ同時に 水系隔離により低下す るも管内流動が維持さ れるので、700W/ (m <sup>2</sup> · K) 程度から漸減	15.88 <sup>Φ</sup> ×2.03 <sup>t</sup>		

表 8.1.1 高温ラプチャの解析初期条件

項目		単位	定格運転条件	40%給水運転条件	10%給水運転条件
解析初期条件	蒸発器入口 Na 温度	°C	469	456	300 <sup>3)</sup>
	蒸発器出口 Na 温度	°C	325	284	290
	Na 流量 <sup>1)</sup>	%	100	39	39
	蒸発器給水温度	°C	240	195	195
	蒸発器出口蒸気温度	°C	368	368	300
	給水流量 <sup>2)</sup>	%	100	41	10
保守的条件	蒸発器入口 Na 温度	°C	469 <sup>4)</sup>	461 <sup>6)</sup>	300 <sup>6)</sup>
	蒸発器出口 Na 温度	°C	—	—	—
	Na 流量 <sup>1)</sup>	%	100 <sup>5)</sup>	34.5 <sup>6)</sup>	34.5 <sup>6)</sup>
	蒸発器給水温度	°C	240 <sup>1)</sup>	200 <sup>6)</sup>	200 <sup>6)</sup>
	蒸発器出口蒸気温度	°C	—	—	—
	給水流量 <sup>2)</sup>	%	100 <sup>5)</sup>	39 <sup>6)</sup>	4 <sup>6)</sup>

1) 定格流量 : 1,036kg/s

2) 定格流量 : 105kg/s

3) 元来、保守的条件を設定して解析。

4) 安全解析条件（原子炉出力 102%）と同じ。

5) 安全解析条件を下回る。

6) 計測制御誤差を考慮して設定。

表 8.1.2 管束上部での水プロ直前の RUPIN 出力値（設備改造後）

運転条件	初期水・蒸気温度 (エンタルピ)	全体加熱後温度 (エンタルピ)	局所加熱後	
			温度 (エンタルピ)	管内熱伝達率
	°C (kJ/kg)	°C (kJ/kg)	°C (kJ/kg)	W/(m <sup>2</sup> · K)
定格運転 (リンク 13)	342 (2,220)	342 (2,430)	342 (2,470)	4,680
40%給水運転 (リンク 13)	331 (1,830)	331 (2,060)	331 (2,120)	1,800
10%給水運転 (リンク 13)	298 (1,330)	310 (1,400)	328 (1,640)	1,000

表 8.1.3 「もんじゅ」水ブロー解析

事故の概要	蒸発器で水リークが発生し、蒸発器ガス圧力高等により、水リーク信号が発信する。水リーク信号発信に伴い、蒸気発生器ナトリウム側は隔離開始し、2次ポンプトリップを経て原子炉トリップとなる。また、蒸発器(EV)入口止め弁閉、過熱器(SH)出口止め弁閉、SH入口止め弁閉となり、水・蒸気側も隔離される。同時に各放出弁が開となり、大気及びブロータンクへの水ブローが始まる。水ブローの進展により水側圧力が減少し 0.8MPa で水ブローは終了する。なお解析は水リーク信号発信から始める。		
初期条件	100%出力	解析使用弁名称	弁動作状況(下図参照)
ナトリウム側	SG 入口流量	1036kg/s	EV 入口止め弁 水リーク信号で閉止
	SG 入口温度	505°C	SH 出口止め弁 水リーク信号で閉止
	SH 出口温度	469°C	EV 入口放出弁 水リーク信号で全開
	EV 入口温度	469°C	EV 出口ドレン弁 水リーク信号で全開
	EV 出口温度	325°C	EV 出口放出弁 水リーク信号で全開
			SH 入口放出弁 水リーク信号で全開
水・蒸気側	給水流量	105.3kg/s	SH 出口放出弁 水リーク信号で全開
	給水温度	240°C	SH 出口ドレン弁 2次ポンプトリップ信号で全開
	EV 出口温度	369°C	気水分離器ドレン弁 水リーク信号で閉止
	SH 入口温度	367°C	SH 入口止め弁 水リーク信号で閉止
	SH 出口温度	487°C	EV 出口安全弁
	主蒸気温度	483°C	SH 出口安全弁
			SH 出口逆止弁 逆流後閉止
<b>SG廻り解析関連系統説明</b>			

表8.2.1 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（ノミナル）  
 (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm：溶接部肉厚)

運転条件	—	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水				
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独				
水リード位置	—	管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部				
リンクNo.	—	13	9	6	9	8	13	11				
水プロー開始時間	s	11	11	11	12	12	14	14				
伝熱管外径	mm	31.8										
解析用寸法	mm	31.54×3.09 (減肉を想定)			31.51×3.08 (同左)		31.46×3.05 (同左)					
伝熱管材質	—	2・1/4Cr-1Mo鋼										
(Na側条件)												
初期温度	°C	417	368	348	332	328	299	298				
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110				
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300				
(水側条件)												
給水流量	%	100	100	100	41	41	10	10				
加熱前の温度	°C	342	342	304	323	316	298	298				
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280				
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6				
(解析結果)												
プロー開始前 <sup>*2)</sup>	管壁温度	°C	776	831	581	902	900	829	819			
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	91.9	82.4	250.0	82.1	82.4	82.4	82.4			
	応力	N/mm <sup>2</sup>	69.8	71.2	71.5	61.00	61.00	59.2	59.2			
	応力/引張強さ	—	0.76	0.86	0.29	0.74	0.74	0.72	0.72			
プロー中の最も厳しい条件	時間	s	0	0	5	6	9	0	21			
	管壁温度	°C	776	831	805	1,004	1,019	829	1,067			
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	91.9	82.4	82.4	59.8	56.4	82.4	45.8			
	応力	N/mm <sup>2</sup>	69.8	71.2	57.2	47.1	41.9	59.2	33.2			
	応力/引張強さ	—	0.76	0.86	0.69	0.79	0.74	0.72	0.73			
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.15	0.34	0.09	0.31	0.27	0.23	0.44				
参照図	—	図8.2.1	図8.2.2	図8.2.3	図8.2.4	図8.2.5	図8.2.6	図8.2.7				

\*1) 反応域温度は最高値

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水プロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水プロー終了時点の値

表8.2.2 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（制御誤差考慮）  
 (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm：溶接部肉厚)

運転条件	—	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
		SH連結	SH連結	EV単独	EV単独
水リード位置	—	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部
リンクNo.	—	9	8	13	11
水プロー開始時間	s	12	12	14	14
伝熱管外径	mm			31.8	
解析用寸法	mm	31.51×3.08 (減肉を想定)		31.46×3.05 (同左)	
伝熱管材質	—			2・1/4Cr-1Mo鋼	
(Na側条件)					
初期温度	°C	331	326	300	300
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,110	1,110
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	5,300	5,300
(水側条件)					
給水流量	%	39	39	4	4
加熱前の温度	°C	321	314	300	300
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	10,500	10,300	1,560	1,560
管内圧力	MPa	13.0	13.0	12.6	12.6
(解析結果)					
プロー開始前 <sup>*2)</sup>	管壁温度	°C	904	901	849
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	81.8	82.2	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	60.8	60.8	59.2
	応力/引張強さ	—	0.74	0.74	0.72
プロー中の最も厳しい条件	時間	s	7	0	0
	管壁温度	°C	1,015	901	849
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	57.4	82.2	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	45.5	60.8	59.2
	応力/引張強さ	—	0.79	0.74	0.72
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.33	0.27	0.30	0.52
参照図	—	図8.2.8	図8.2.9	図8.2.10	図8.2.11

\*1) 反応域温度は最高値

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水プロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水プロー終了時点の値

表8.2.3 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（制御誤差考慮）  
 (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.8mm：公称値)

運転条件	—	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水		
		SH連結	SH連結	EV単独	EV単独		
水リード位置	—	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部		
リンクNo.	—	9	8	13	11		
水ブロー開始時間	s	12	12	14	14		
伝熱管外径	mm	31.8					
解析用寸法	mm	31.51×3.34 (減肉を想定)		31.46×3.31 (同左)			
伝熱管材質	—	2・1/4Cr-1Mo鋼					
(Na側条件)							
初期温度	°C	331	326	300	300		
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,110	1,110		
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ・K)	4,300	4,300	5,300	5,300		
(水側条件)							
給水流量	%	39	39	4	4		
加熱前の温度	°C	321	314	300	300		
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ・K)	10,500	10,300	1,560	1,560		
管内圧力	MPa	13.0	13.0	12.6	12.6		
(解析結果)							
ブロー開始前 <sup>*2)</sup>	管壁温度	°C	899	896	848		
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	82.4	82.4		
	応力	N/mm <sup>2</sup>	55.6	55.7	54.1		
	応力/引張強さ	—	0.68	0.68	0.66		
ブロー中の最も厳しい条件	時間	s	7	0	0		
	管壁温度	°C	1,010	896	848		
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	58.5	82.4	82.4		
	応力	N/mm <sup>2</sup>	41.7	55.7	54.1		
	応力/引張強さ	—	0.71	0.68	0.66		
累積損傷和 <sup>*3)</sup>		—	0.19	0.15	0.18		
		0.31					

\*1) 反応域温度は最高値

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

表8.2.4 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（ノミナル）  
 (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚4.02mm：実測平均値-3.5σ)

運転条件	—	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置	—	管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.	—	13	9	6	9	8	13	11	
水プロ一開始時間	s	11	11	11	12	12	14	14	
伝熱管外径	mm				31.8				
解析用寸法	mm	31.54×3.57(減肉を想定)		31.51×3.56(同左)		31.46×3.53(同左)			
伝熱管材質	—			2・1/4Cr-1Mo鋼					
(Na側条件)									
初期温度	℃	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 <sup>*1)</sup>	℃	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ・K)	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
給水流量	%	100	100	100	41	41	10	10	
加熱前の温度	℃	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ・K)	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
プロ一開始前 <sup>*2)</sup>	管壁温度	℃	777	828	596	893	891	829	820
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	91.5	82.4	230.4	82.4	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.6	60.8	61.0	52.1	52.1	50.5	50.5
	応力/引張強さ	—	0.65	0.74	0.26	0.63	0.63	0.61	0.61
プロ一中の最も厳しい条件	時間	s	0	0	5	6	0	0	0
	管壁温度	℃	777	828	803	995	891	829	820
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	91.5	82.4	82.4	62.2	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.6	60.8	48.8	40.2	52.1	50.5	50.5
	応力/引張強さ	—	0.65	0.74	0.59	0.65	0.63	0.61	0.61
	累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.06	0.13	0.03	0.11	0.10	0.09	0.17

\*1) 反応域温度は最高値

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水プロ一開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水プロ一終了時点の値

表8.2.5 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（制御誤差考慮）  
 (設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚4.02mm：実測平均値-3.5σ)

運転条件	—	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水		
		SH連結	SH連結	EV単独	EV単独		
水リード位置	—	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部		
リンクNo.	—	9	8	13	11		
水プロー開始時間	s	12	12	14	14		
伝熱管外径	mm	31.8					
解析用寸法	mm	31.51×3.56 (減肉を想定)		31.46×3.53 (同左)			
伝熱管材質	—	2・1/4Cr-1Mo鋼					
(Na側条件)							
初期温度	°C	331	326	300	300		
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,110	1,110		
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	5,300	5,300		
(水側条件)							
給水流量	%	39	39	4	4		
加熱前の温度	°C	321	314	300	300		
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	10,500	10,300	1,560	1,560		
管内圧力	MPa	13.0	13.0	12.6	12.6		
(解析結果)							
プロー開始前 <sup>*2)</sup>	管壁温度	°C	894	892	848		
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	82.4	82.4		
	応力	N/mm <sup>2</sup>	51.9	51.9	50.5		
	応力/引張強さ	—	0.63	0.63	0.61		
プロー中の最も厳しい条件	時間	s	7	0	0		
	管壁温度	°C	1,006	892	848		
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	59.4	82.4	82.4		
	応力	N/mm <sup>2</sup>	38.8	51.9	50.5		
	応力/引張強さ	—	0.65	0.63	0.61		
	累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.12	0.10	0.12		
*1) 反応域温度は最高値			(SH:過熱器、EV:蒸発器)				
*2) 水プロー開始(時刻ゼロ)の値							
*3) 水プロー終了時点の値							

表8.2.6 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ  
(機器故障の影響・制御誤差考慮)

(設備改造後：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm)

運転条件		10%給水 EV単独	10%給水 EV単独	10%給水 EV単独	10%給水 EV単独	10%給水 EV単独	10%給水 EV単独	10%給水 EV単独	10%給水 EV単独	10%給水 EV単独		
故障機器	—	故障なし		出口放出弁		入口放出弁		給水止め弁		検出系 <sup>①)</sup>		
水リーク位置	—	管束上部	管束中部	管束上部	管束中部	管束上部	管束中部	管束上部	管束中部	管束上部	管束中部	
リンクNo. <sup>*2)</sup>	—	13	11	13	12	13	10	13	11	13	11	
水ブロー開始時間	s	14	14	14	14	14	14	14	14	15	15	
伝熱管外径	mm	31.8										
解析用寸法	mm	31.46×3.05 (減肉を想定)							31.44×3.04 (同左)			
伝熱管材質	—	2・1/4Cr-1Mo鋼										
(Na側条件)												
初期温度	°C	300	300	300	300	300	300	300	300	300	300	
反応域温度 <sup>*3)</sup>	°C	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ・K)	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300	
(水側条件)												
給水流量	%	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4	
加熱前の温度	°C	300	300	300	300	300	300	300	300	300	300	
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ・K)	1,560	1,560	1,560	1,560	1,560	1,560	1,560	1,560	1,560	1,560	
管内圧力	MPa	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6	
(解析結果)												
ブロー <sup>*4)</sup> 開始前	管壁温度	°C	849	849	850	850	850	850	850	849	849	
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	82.4	82.4	82.4	82.4	82.4	82.4	82.4	82.4	
	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.4	59.4	
	応力/引張強さ	—	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	
ブロー中の 最も厳しい 条件	時間	s	0	16	19	0	0	18	0	17	0	16
	管壁温度	°C	849	1057	1065	850	850	1064	850	1053	849	1057
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	47.7	46.0	82.4	82.4	46.3	82.4	48.5	82.4	47.6
	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.2	35.4	35.8	59.2	59.2	35.3	59.2	35.1	59.4	35.6
	応力/引張強さ	—	0.72	0.74	0.78	0.72	0.72	0.76	0.72	0.72	0.72	0.75
累積損傷和 <sup>*5)</sup>	—	0.30	0.52	0.75	0.53	0.27	0.60	0.30	0.46	0.32	0.54	

\*1) 蒸発器のカバーガス圧力計は1台故障しても残りの2台で水リークを検出することから、水リーク関連機器として

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

弁1台故障又はナトリウム液位計の1台故障を仮定した。この場合、水リーク検出時間は、故障機器に係らず14秒  
を超えないことから、高温ラブチャ評価では検出系故障としてまとめた。

\*2) 最も厳しいリンクを記載。

\*3) 反応域温度は最高値

\*4) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*5) 水ブロー終了時点の値

表8.2.7 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ(液面計故障の影響・制御誤差考慮)  
 (設備改造後:カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm)

運転条件	—	10%給水	10%給水	10%給水	
		EV単独	EV単独	EV単独	
故障機器	—	液面計			
水リーク位置	—	管束上部	管束中部	管束中部	
リンクNo.	—	13	12	11	
水ブロー開始時間	s	17	17	17	
伝熱管外径	mm	31.8			
解析用寸法	mm	31.39×3.02 (減肉を想定)			
伝熱管材質	—	2-1/4Cr-1Mo鋼			
(Na側条件)					
初期温度	°C	300	300	300	
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,110	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	5,300	5,300	5,300	
(水側条件)					
給水流量	%	4	4	4	
加熱前の温度	°C	300	300	300	
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	1,560	1,560	1,560	
管内圧力	MPa	12.6	12.6	12.6	
(解析結果)					
ブロー開始前 <sup>*2)</sup>	管壁温度	°C	847	847	848
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.8	59.9	59.9
	応力/引張強さ	—	0.73	0.73	0.73
ブロー中の最も厳しい条件	時間	s	0	0	16
	管壁温度	°C	847	847	1058
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	82.4	47.6
	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.8	59.9	35.8
	応力/引張強さ	—	0.73	0.73	0.75
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.37	0.50	0.60	

\*1) 反応域温度は最高値 (SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

表8.2.8 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ  
(設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm: 溶接部肉厚)

運転条件	-	定格	40%給水	10%給水	40%給水	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水		
		SH連結	SH連結	EV単独	SH連結	EV単独	EV単独	EV単独	EV単独		
		ノミナル		制御誤差考慮				制御誤差考慮			
故障機器	-	なし			なし		出口放出弁	入口放出弁	検出系 <sup>*4)</sup>		
水リーク位置	-	管束中部	管束中部	管束中部	管束中部	管束上部	管束中部	管束中部	管束中部		
リンクNo.	-	9	9	11	9	11	13	10	11		
水ブロー開始時間	s	11	12	14	12	14	14	14	17		
(Na側条件)											
初期温度	°C	368	332	298	331	300	300	300	300		
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,110	1,170	1,110	1,110	1,110	1,110		
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> · K)	4,300	4,300	5,300	4,300	5,300	5,300	5,300	5,300		
(水側条件)											
給水流量	%	100	41	10	39	4	4	4	4		
加熱前の温度	°C	342	323	298	321	300	300	300	300		
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> · K)	35,700	11,000	3,280	10,500	1,560	1,560	1,560	1,560		
管内圧力	MPa	15.2	13.0	12.6	13.0	12.6	12.6	12.6	12.6		
(解析結果)											
ブロー開始前 <sup>*2)</sup>	管壁温度	°C	831	902	819	904	849	850	851	849	848
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	82.1	82.4	81.8	82.4	82.4	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	71.2	61.00	59.2	60.8	59.2	59.2	59.2	59.4	59.9
	応力/引張強さ	-	0.86	0.74	0.72	0.74	0.72	0.72	0.72	0.72	0.73
ブロード中の最も厳しい条件	時間	s	0	6	21	7	16	19	18	16	16
	管壁温度	°C	831	1,004	1,067	1,015	1,057	1,065	1,064	1,057	1,058
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	59.8	45.8	57.4	47.7	46.0	46.3	47.6	47.6
	応力	N/mm <sup>2</sup>	71.2	47.1	33.2	45.5	35.4	35.8	35.3	35.6	35.8
	応力/引張強さ	-	0.86	0.79	0.73	0.79	0.74	0.78	0.76	0.75	0.75
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.34	0.31	0.44	0.33	0.52	0.75	0.60	0.54	0.60	

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*1) 反応域温度は最高値

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

\*4) 蒸発器のカバーガス圧力計は1台故障しても残りの2台で水リークを検出することから、水リーク関連機器として

弁1台故障又はナトリウム液位計の1台故障を仮定した。この場合、水リーク検出時間は、故障機器に係らず14秒  
を超えないことから、高温ラブチャ評価では検出系故障としてまとめる。

\*5) ナトリウム液位を検出してカバーガス仕切り弁等を閉止する動作に期待しない場合を評価する。

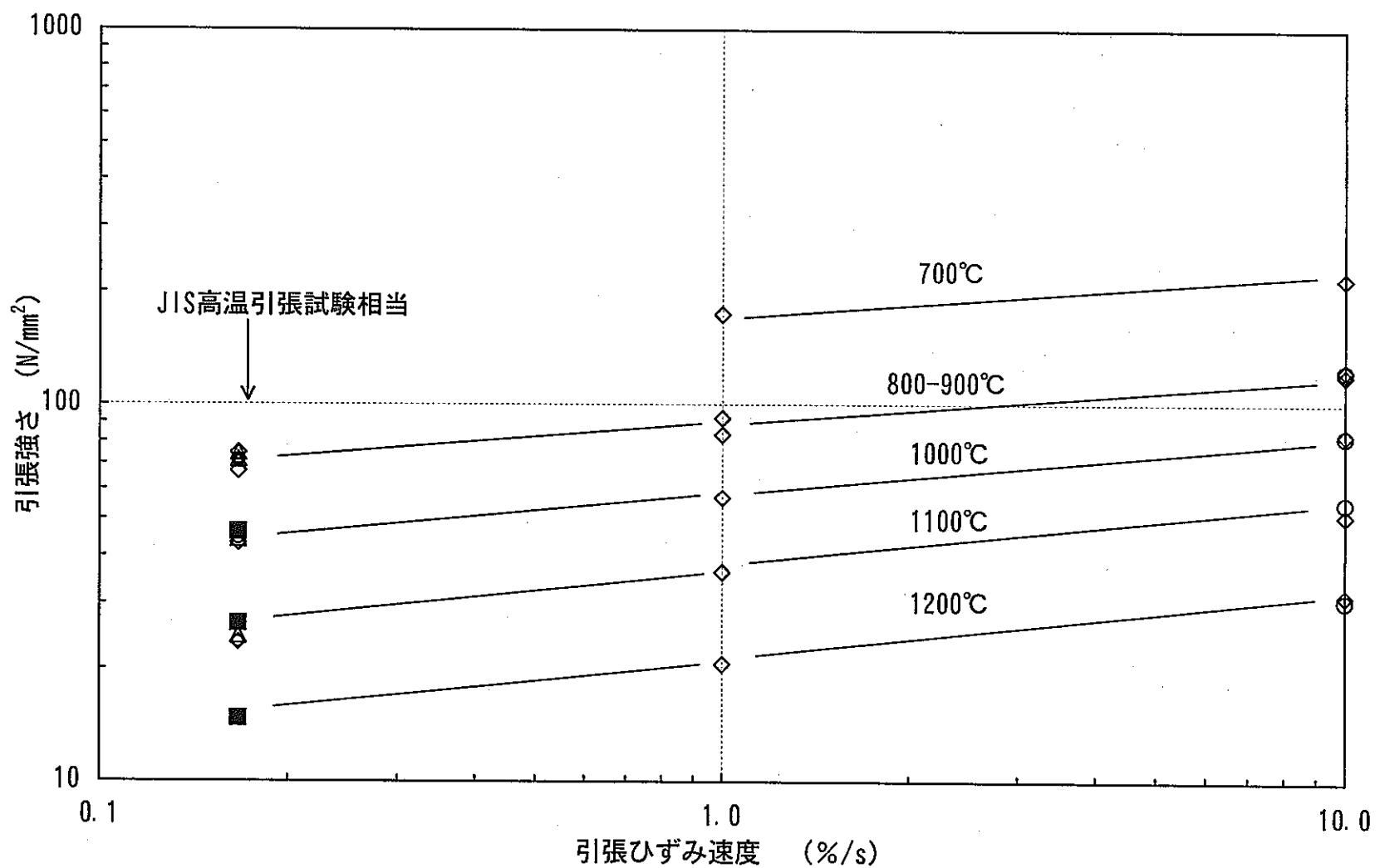


図2.1.1 引張強さのひずみ速度依存性

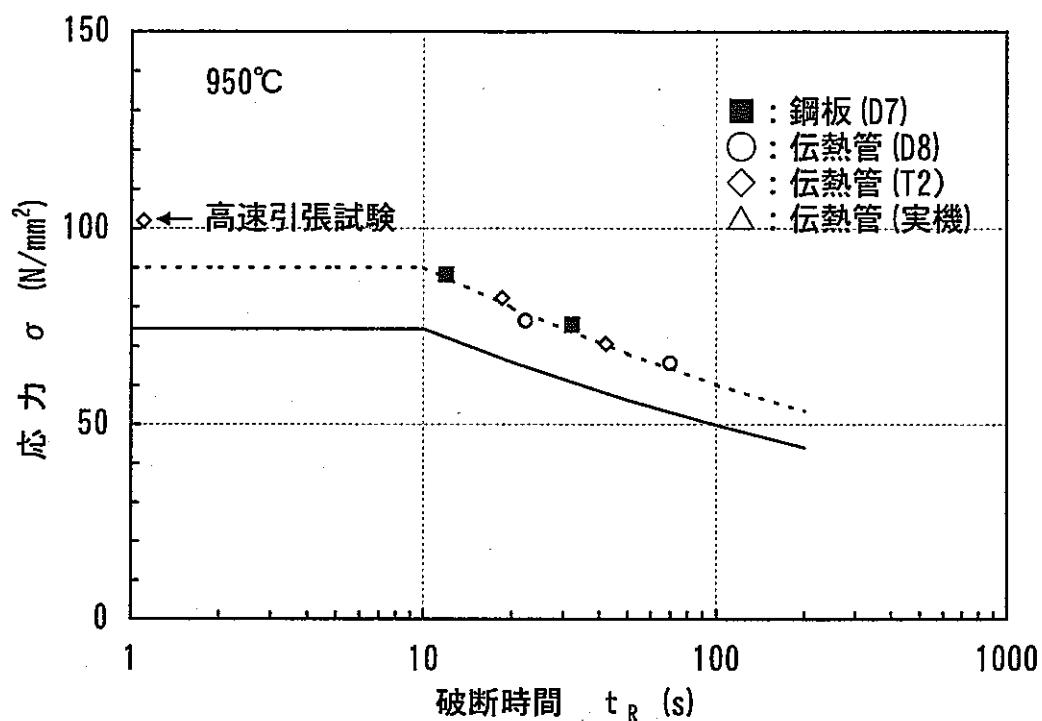


図2.2.1 クリープ試験データと解析結果の比較 (950°C)

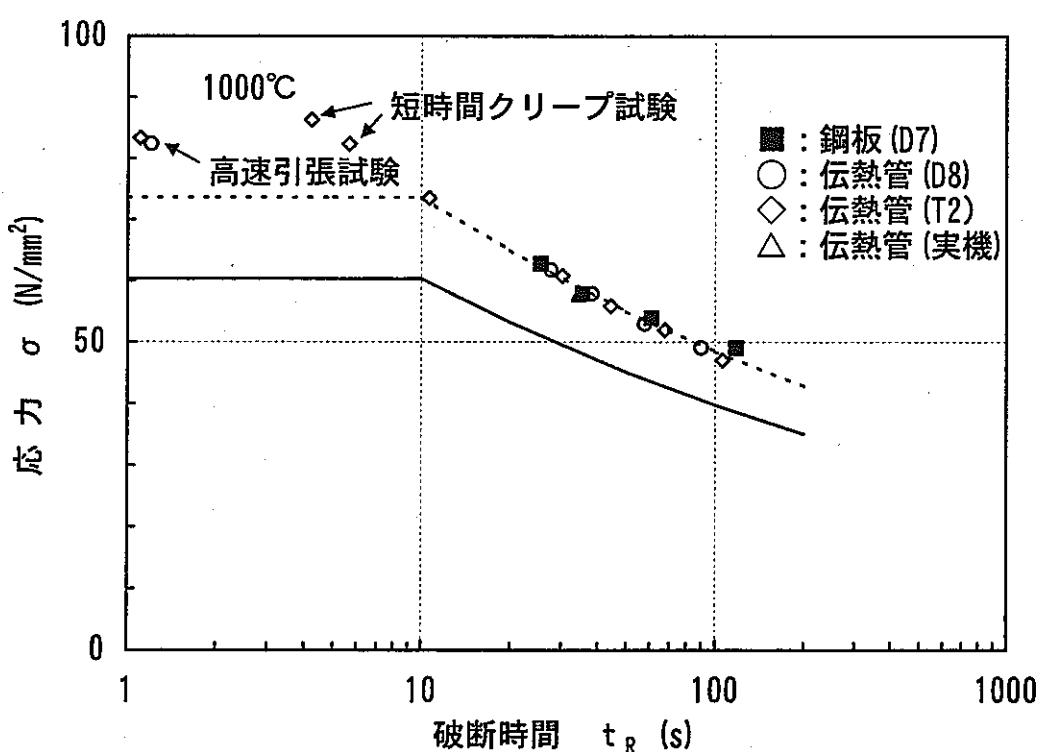


図2.2.2 クリープ試験データと解析結果の比較 (1000°C)

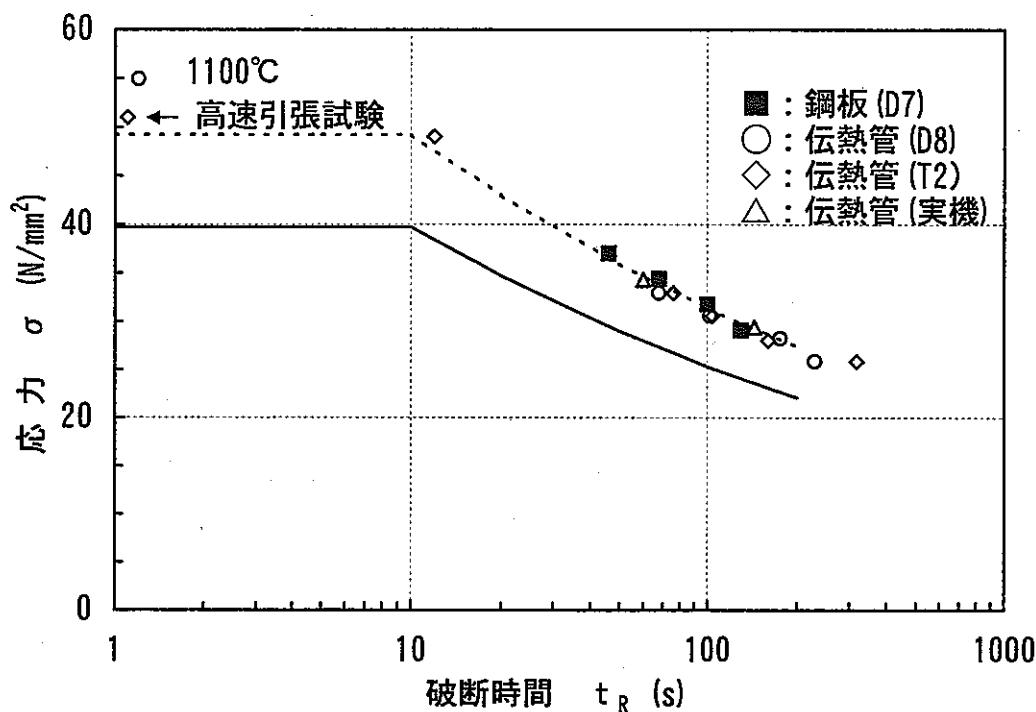


図2.2.3 クリープ試験データと解析結果の比較 (1100°C)

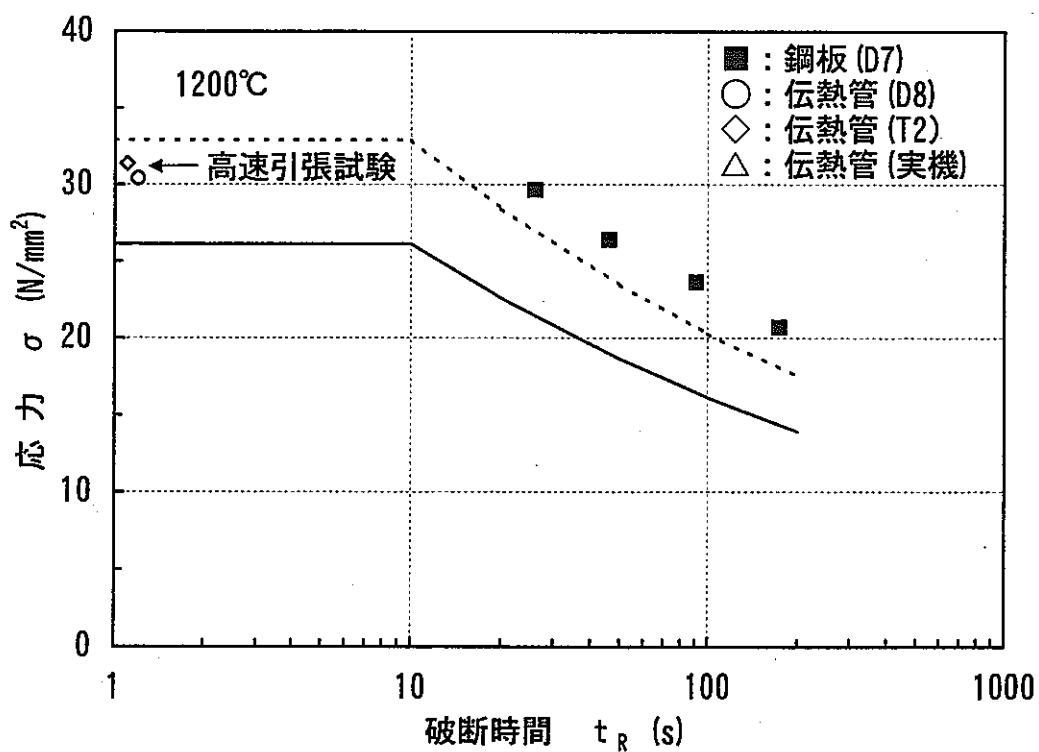


図2.2.4 クリープ試験データと解析結果の比較 (1200°C)

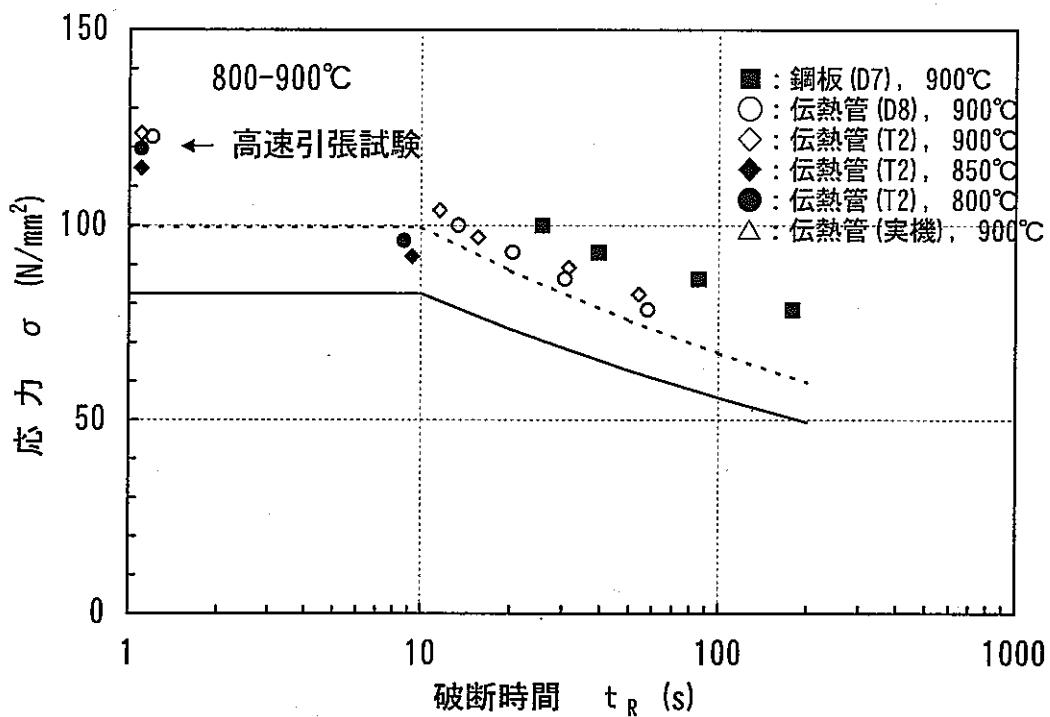


図2.2.5 クリープ試験データと解析結果の比較 (800-900°C)

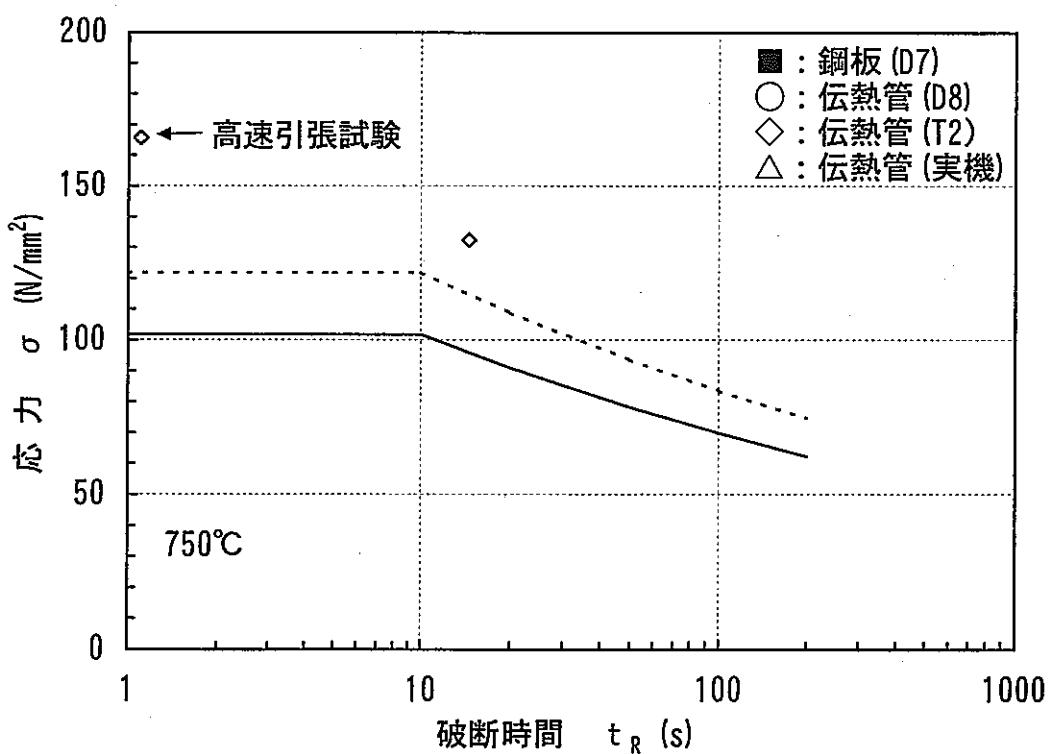


図2.2.6 クリープ試験データと解析結果の比較 (750°C)

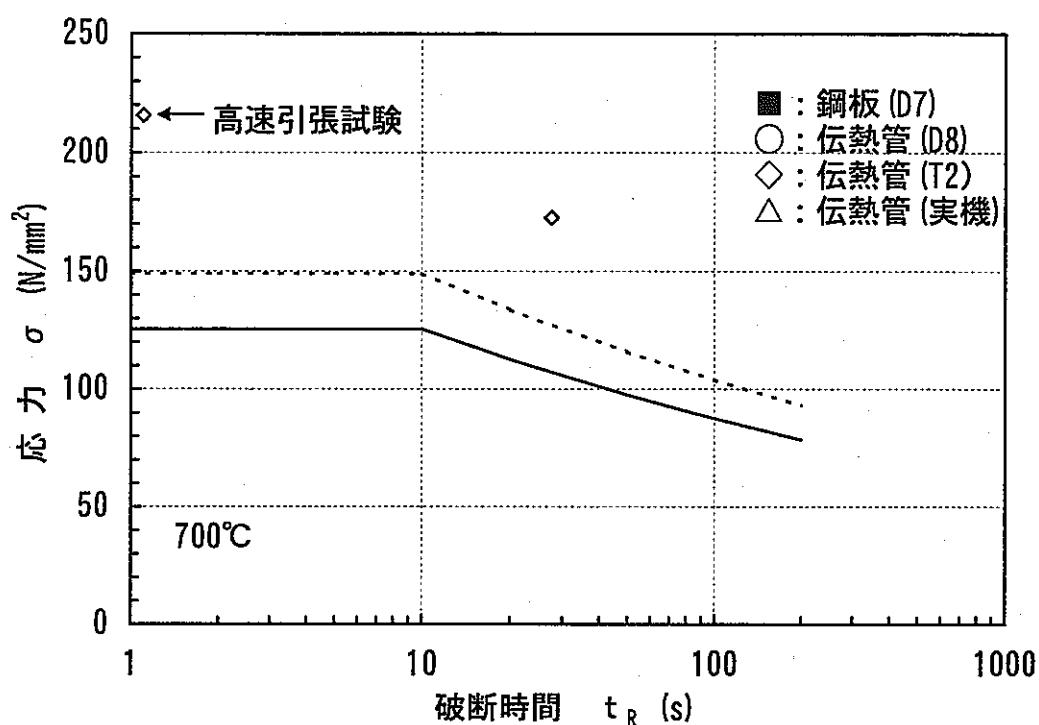


図2.2.7 クリープ試験データと解析結果の比較 (700°C)

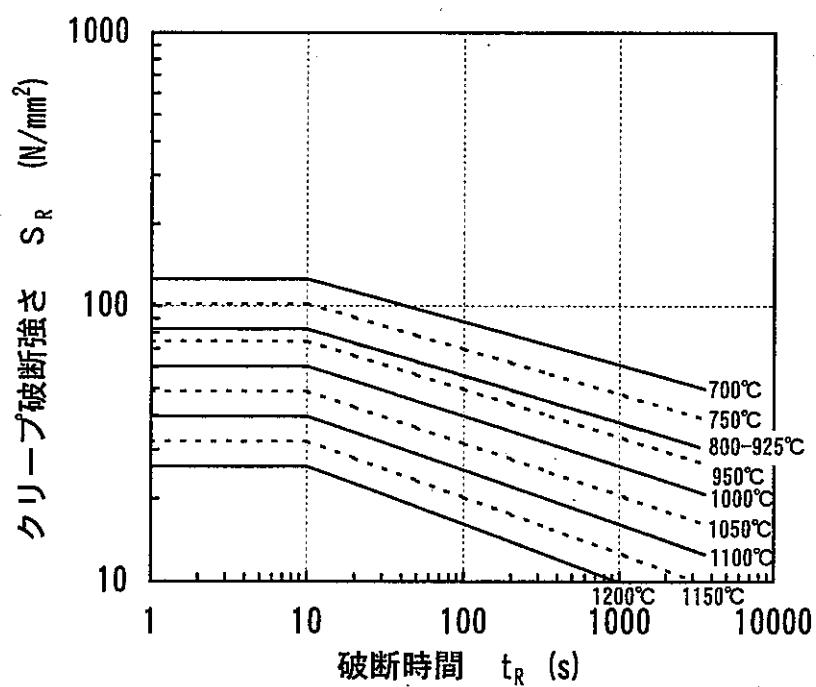
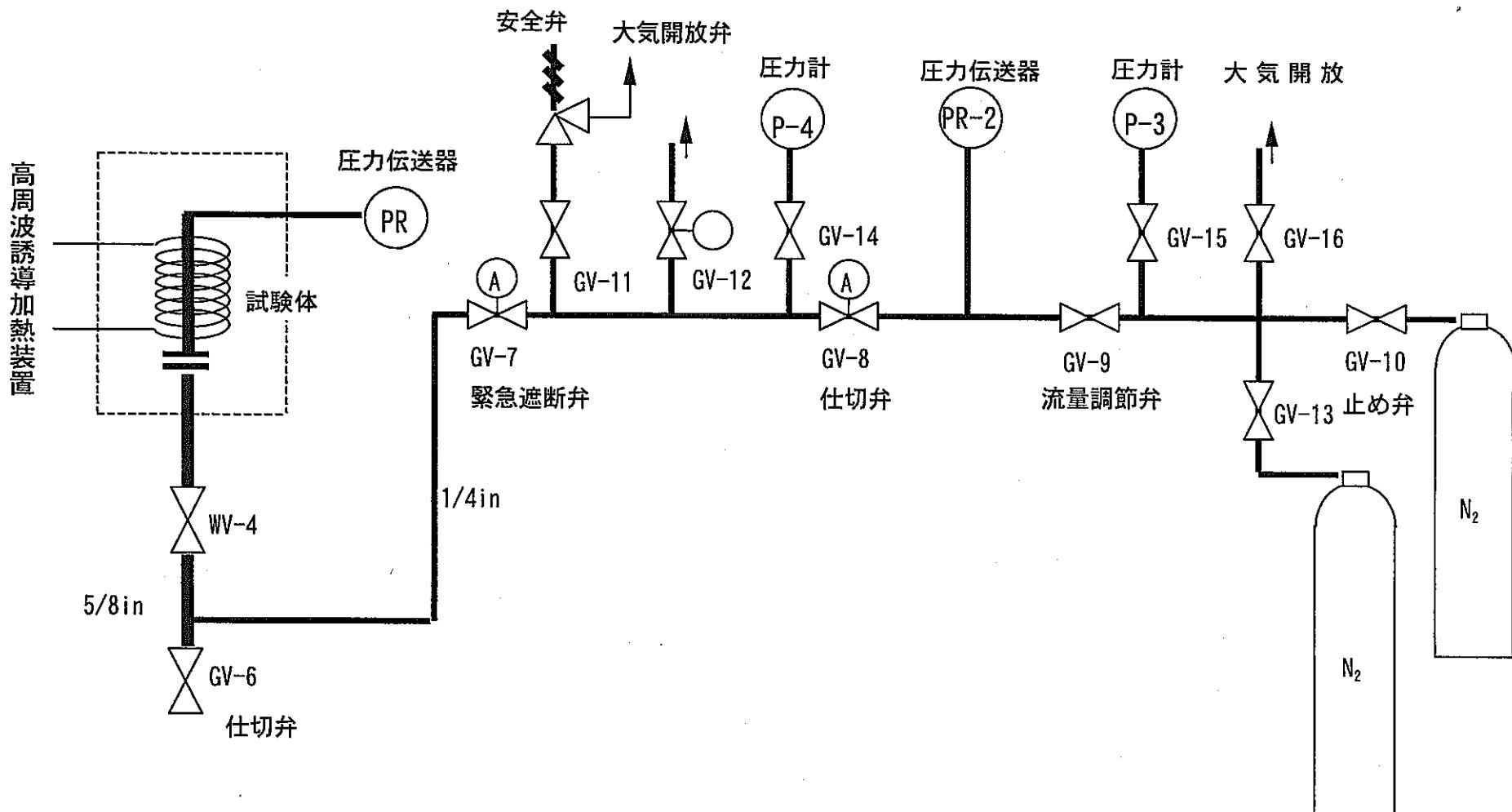
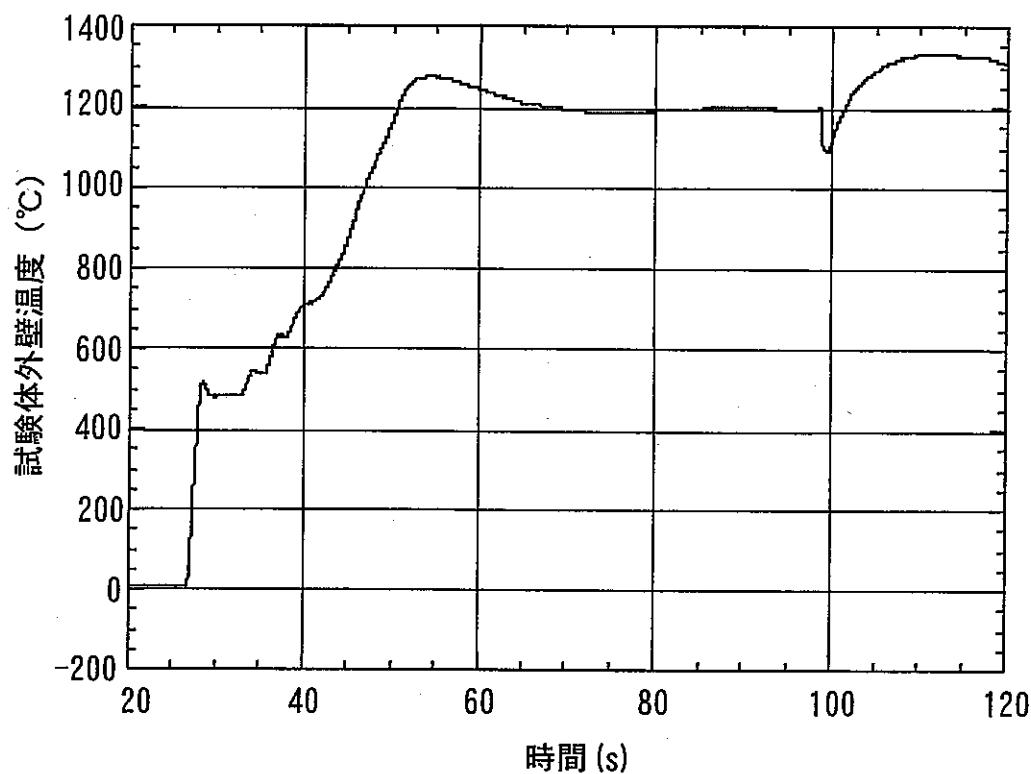
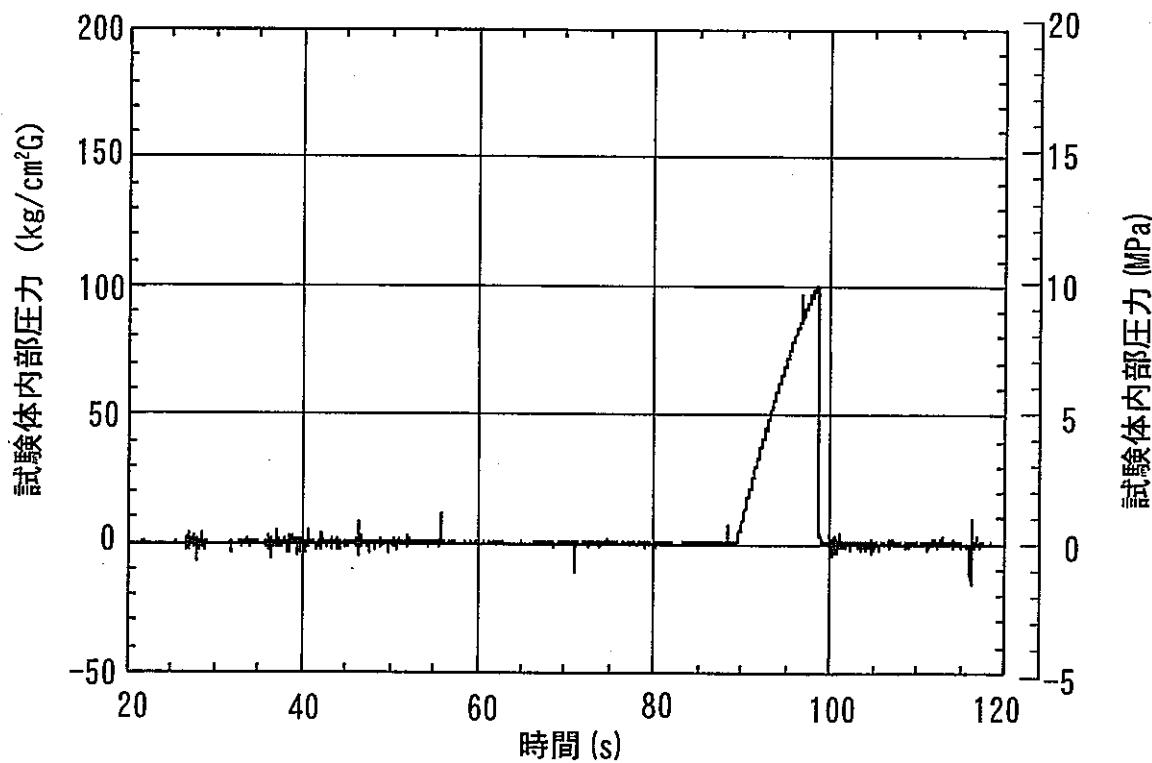


図2.2.8 2 · 1/4Cr-1Mo鋼の高温内圧破裂評価のための強度基準値





(a) 伝熱管外壁温度



(b) 伝熱管内部ガス圧力

図2.3.2 TRUST-2急速加圧試験での温度圧力挙動

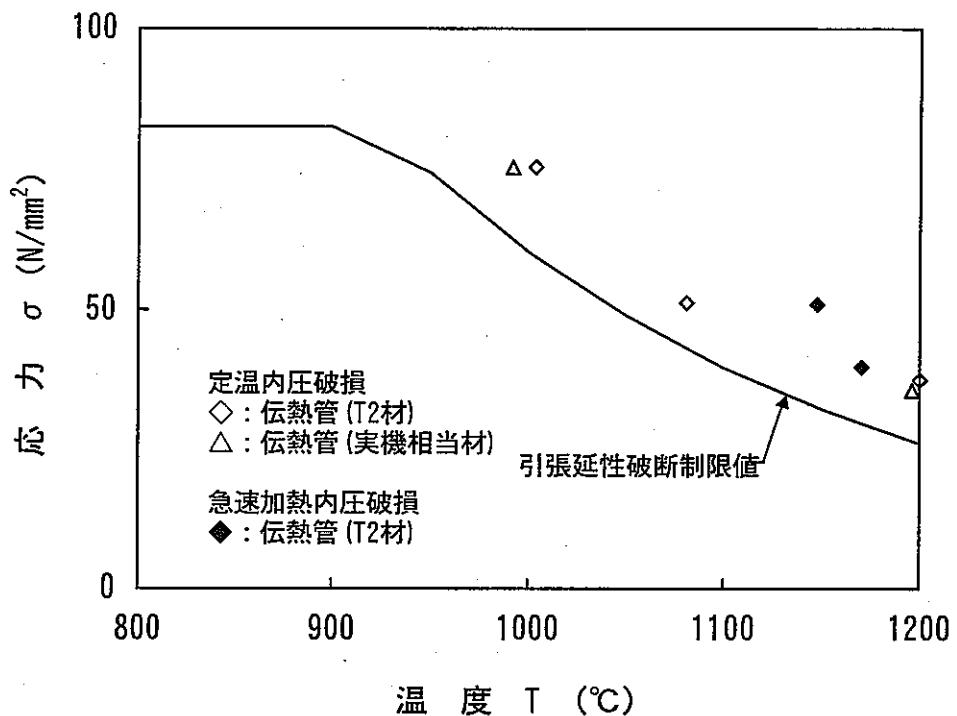


図2.3.3 TRUST-2試験結果と引張延性強度基準値の比較

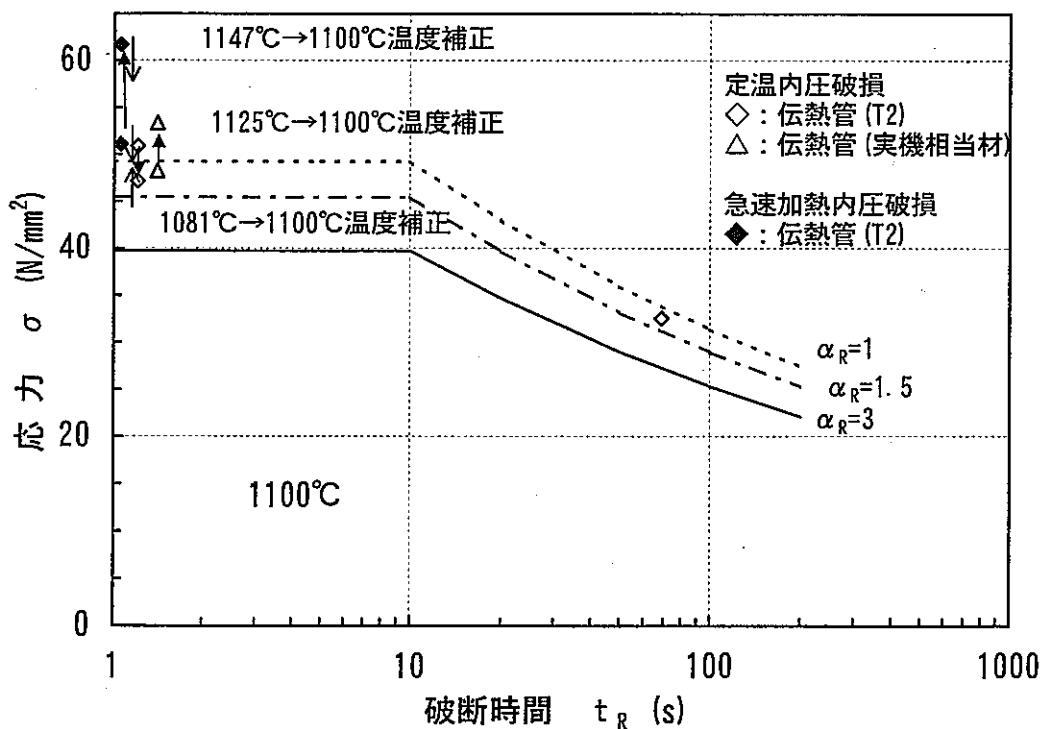


図2.3.4 TRUST-2試験結果とクリープ強度基準値の比較 (1100°C)

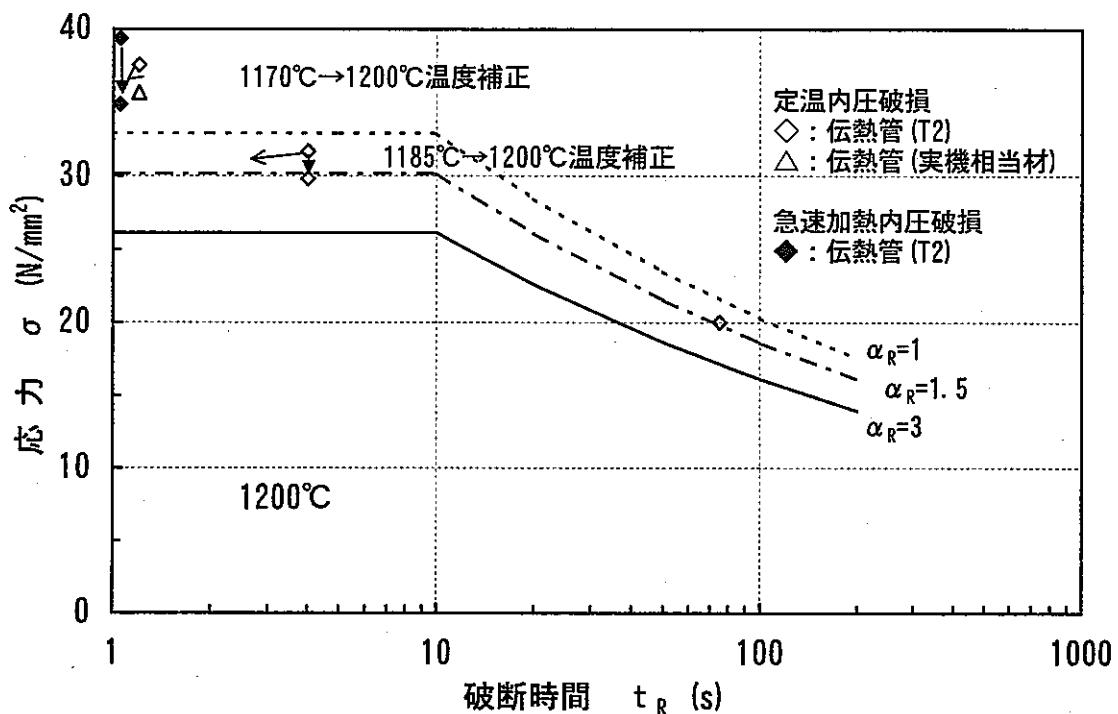


図2.3.5 TRUST-2試験結果とクリープ強度基準値の比較 (1200°C)

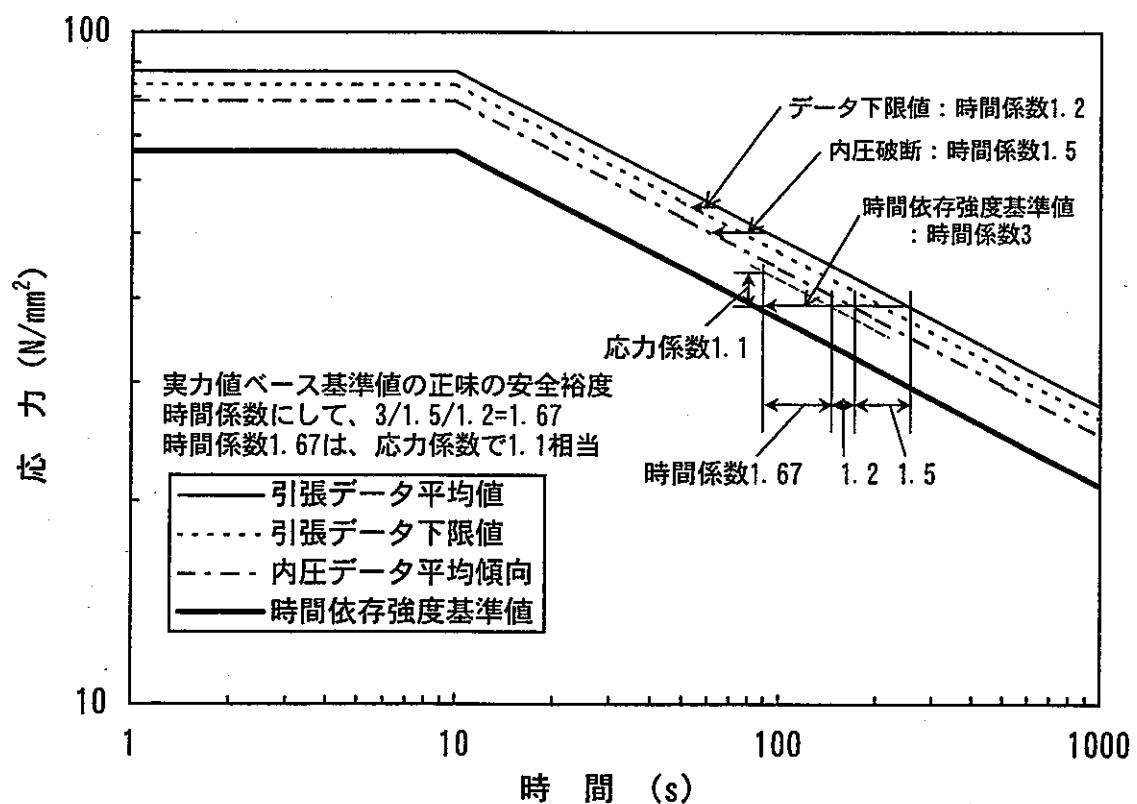


図2.3.6 伝熱管破損に対する安全裕度の概念

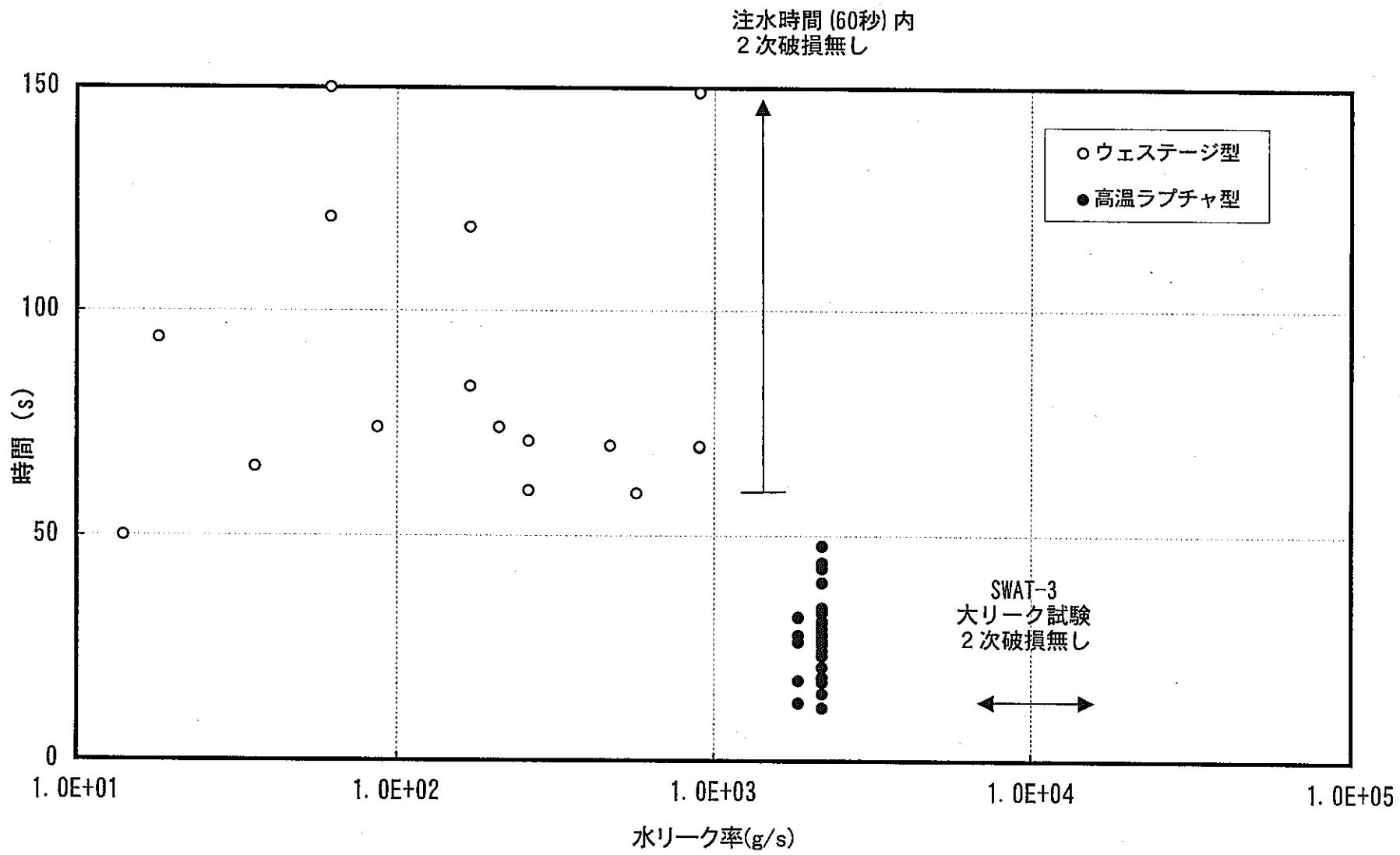


図3.1.1 SWAT-3試験での破損伝播時間と水リーク率の関係

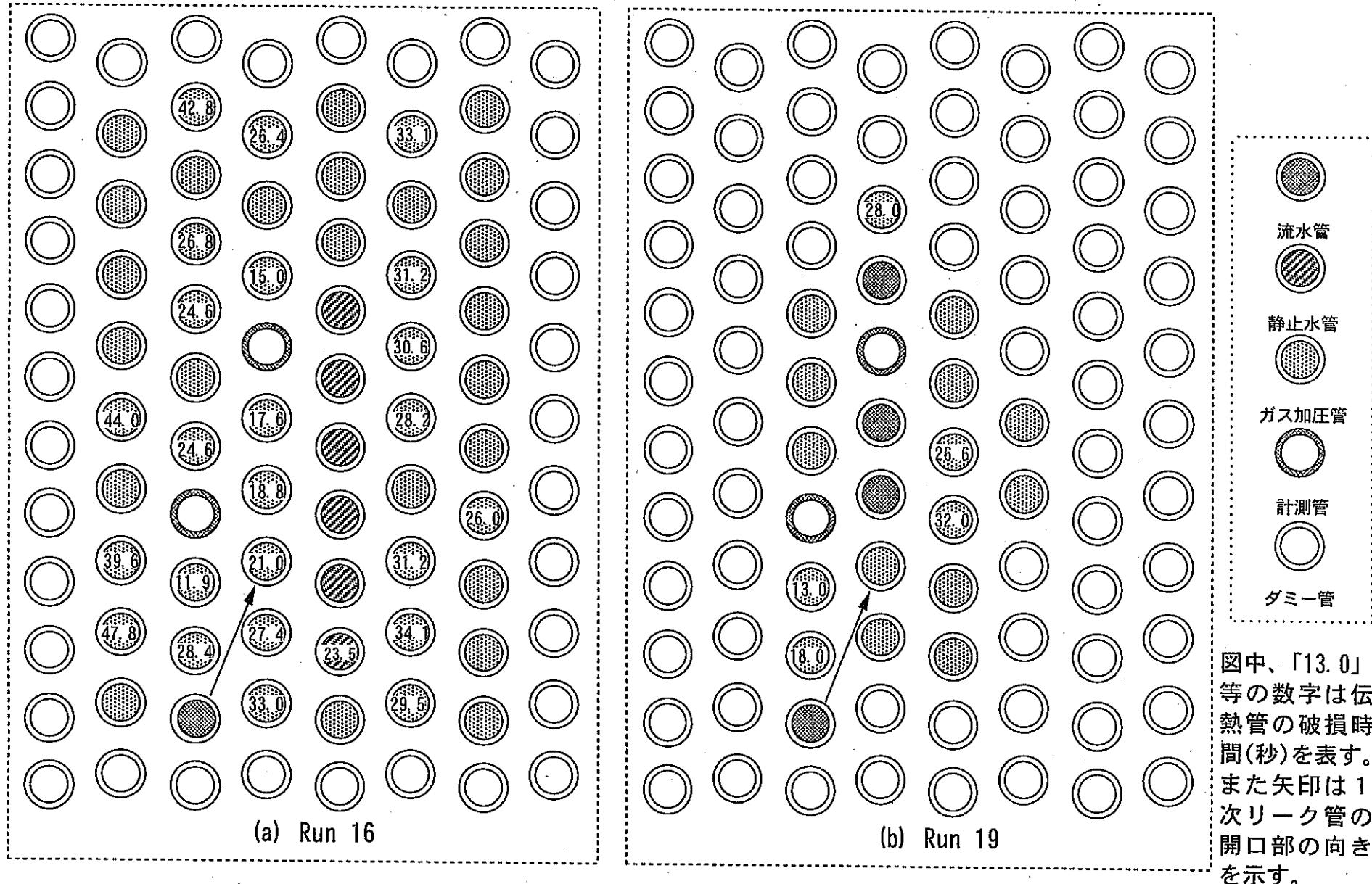


図3.2.1 SWAT-3試験(Run16, 19)での伝熱管破損状況の比較

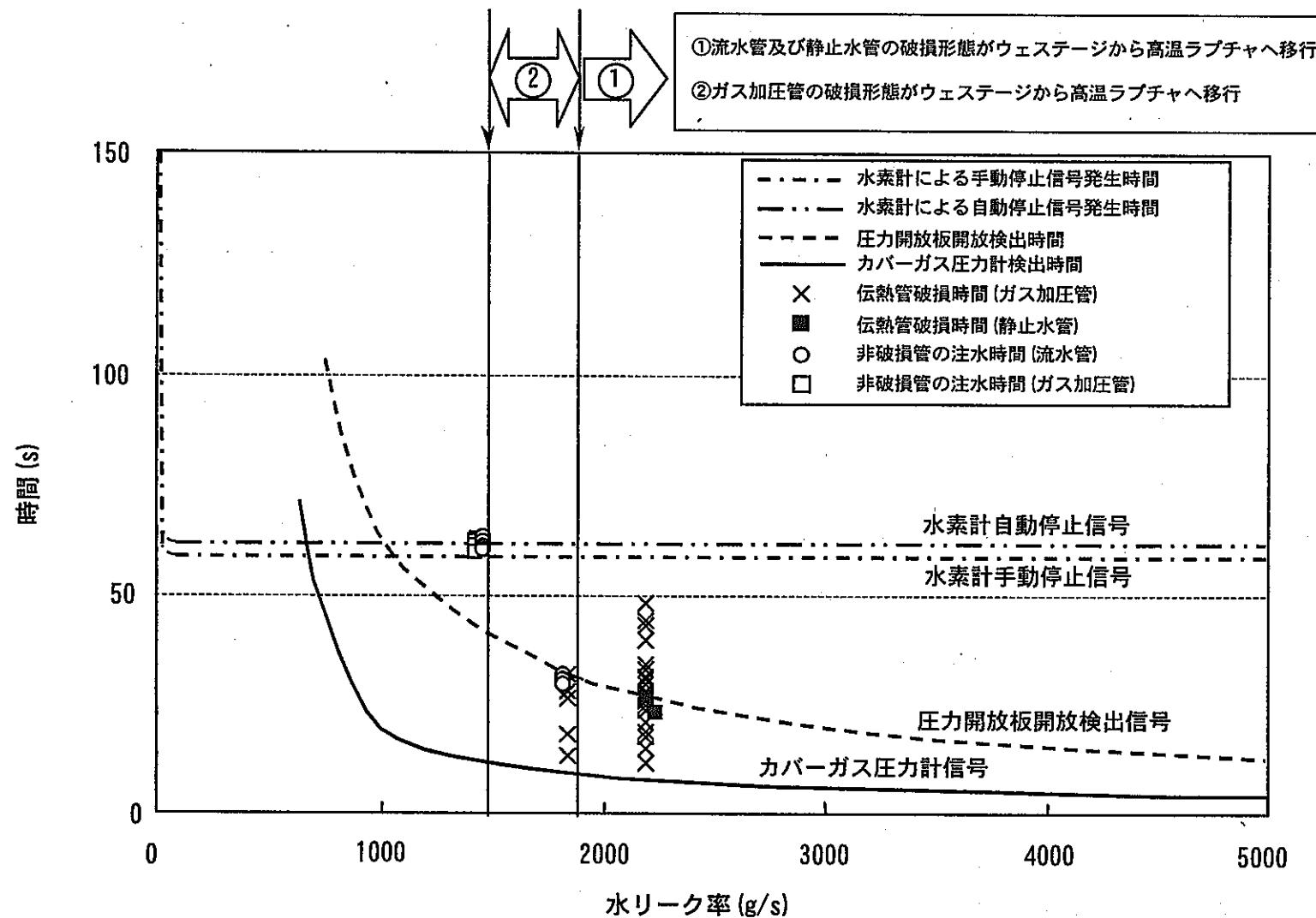


図3.2.2 「もんじゅ」定格条件での水リーク検出時間と破損伝播時間の比較

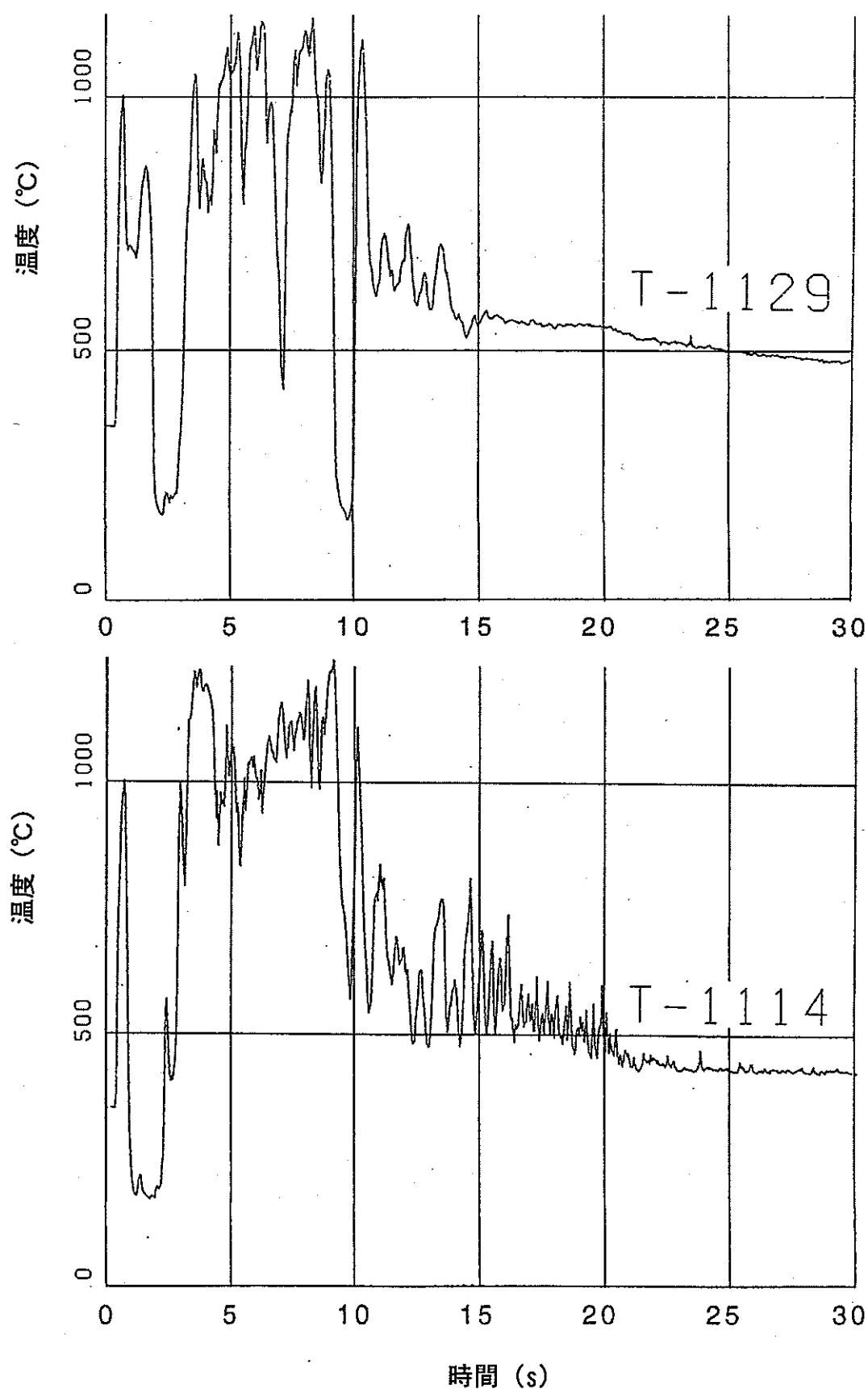


図 3.3.1 SWAT-3 大リーケ試験 (Run5) での温度挙動

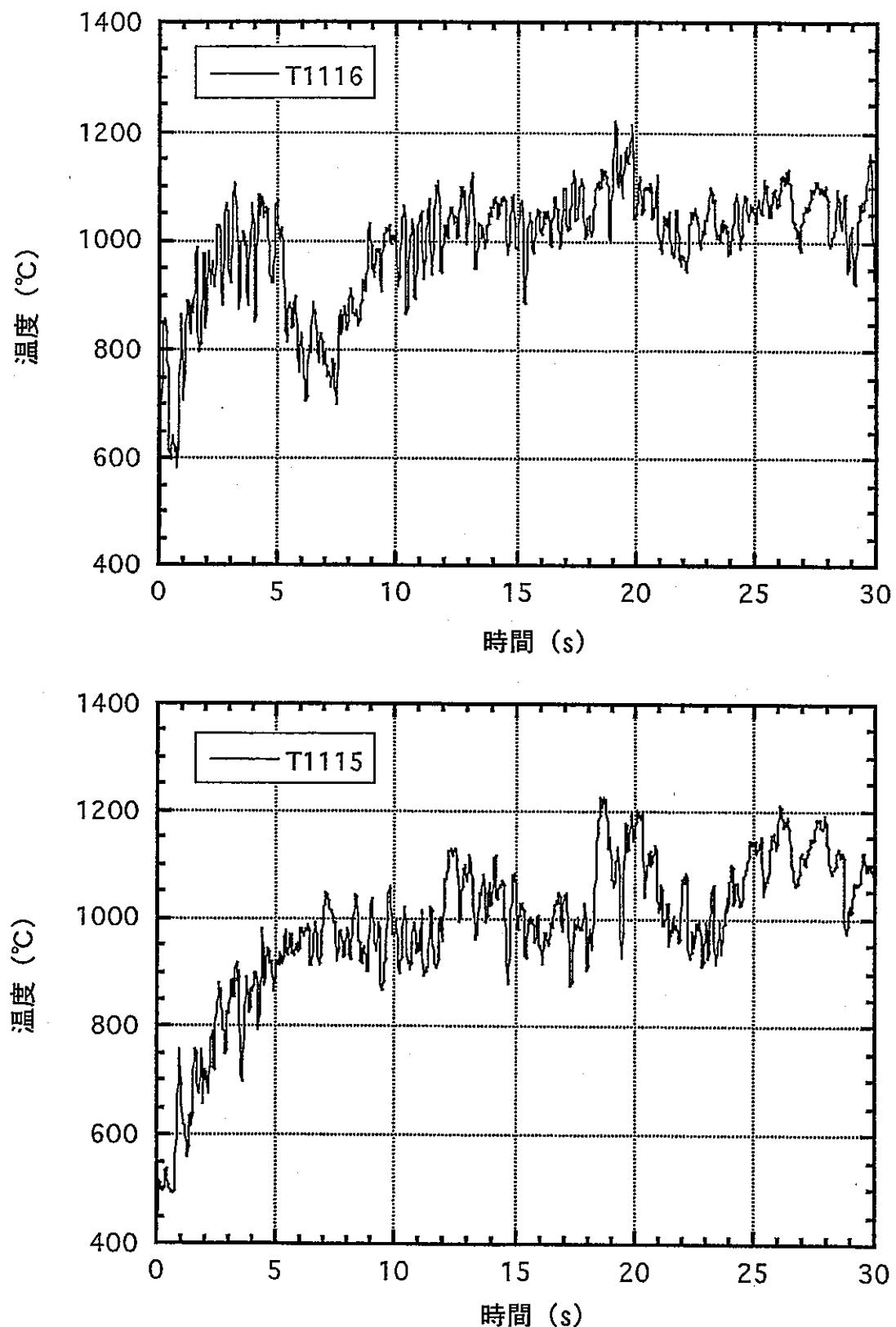


図 3.3.2 SWAT-3 破損伝播試験 (Run19) での温度挙動

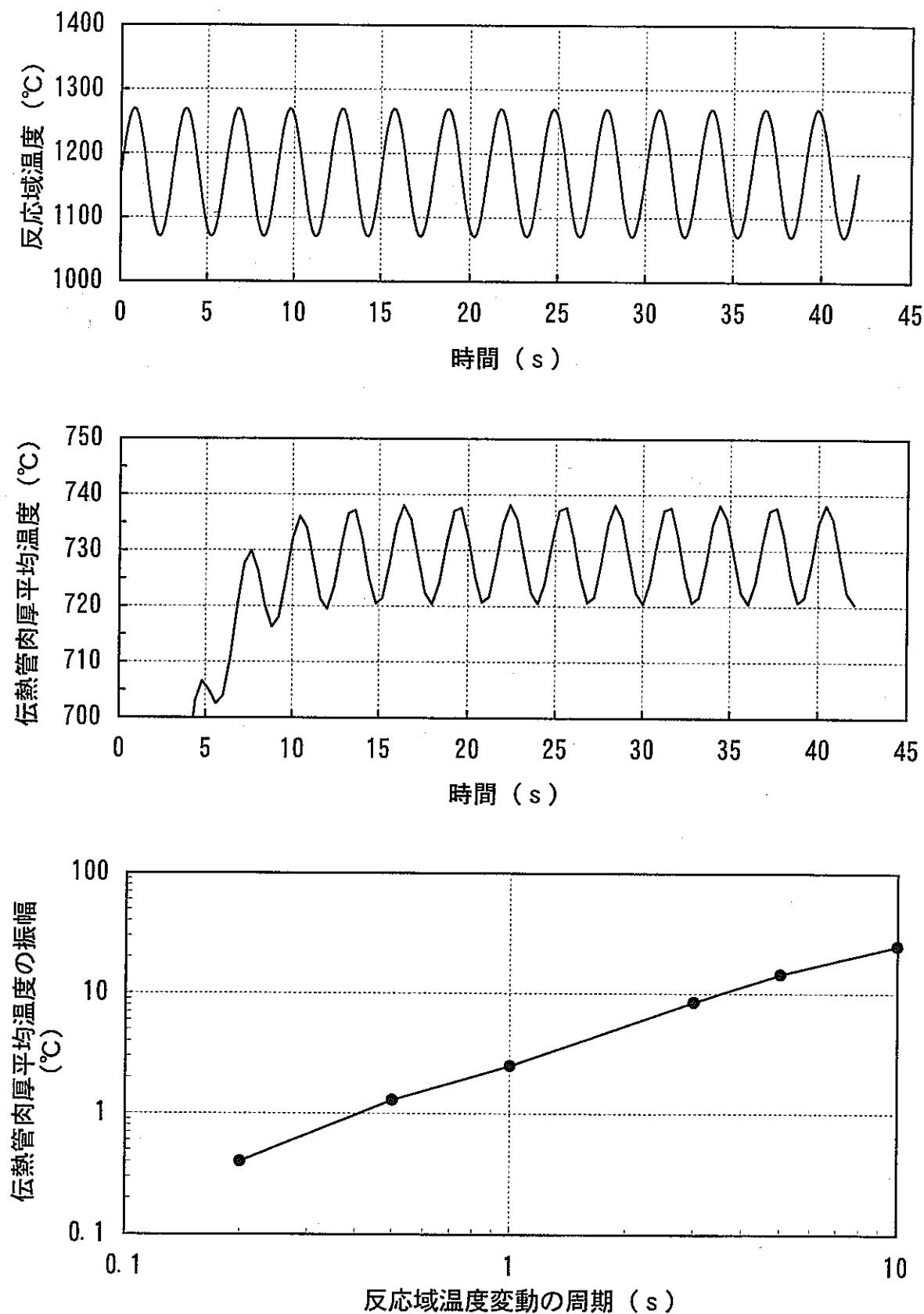


図3.3.3 反応域温度の変動周期と伝熱管肉厚平均温度振幅の関係

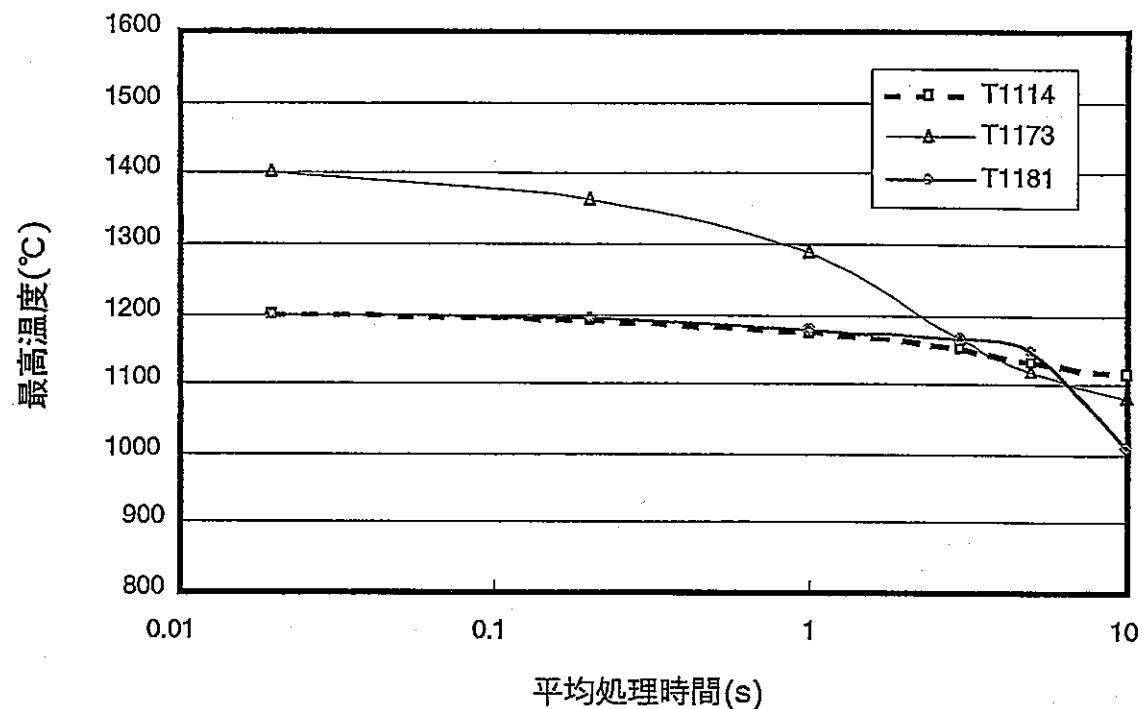


図 3.3.4 主な熱電対信号の平均処理時間と最高温度との関係 (Run19)

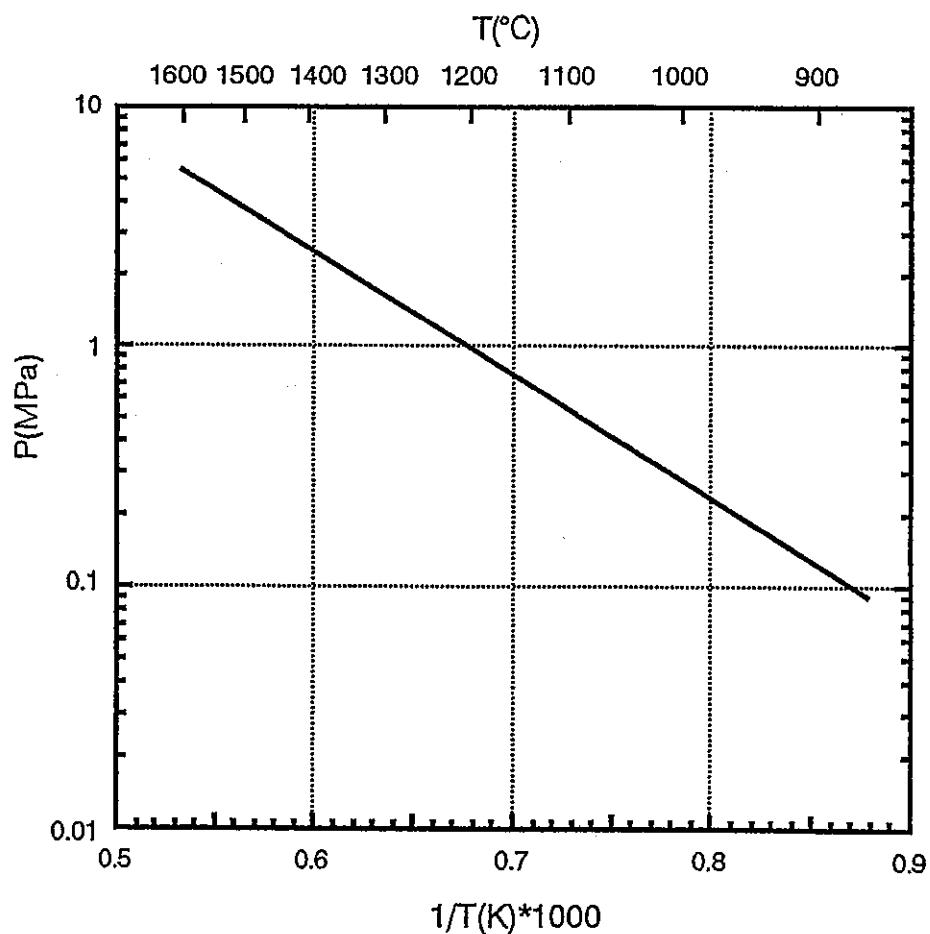


図 3.3.5 ナトリウム温度と蒸気圧

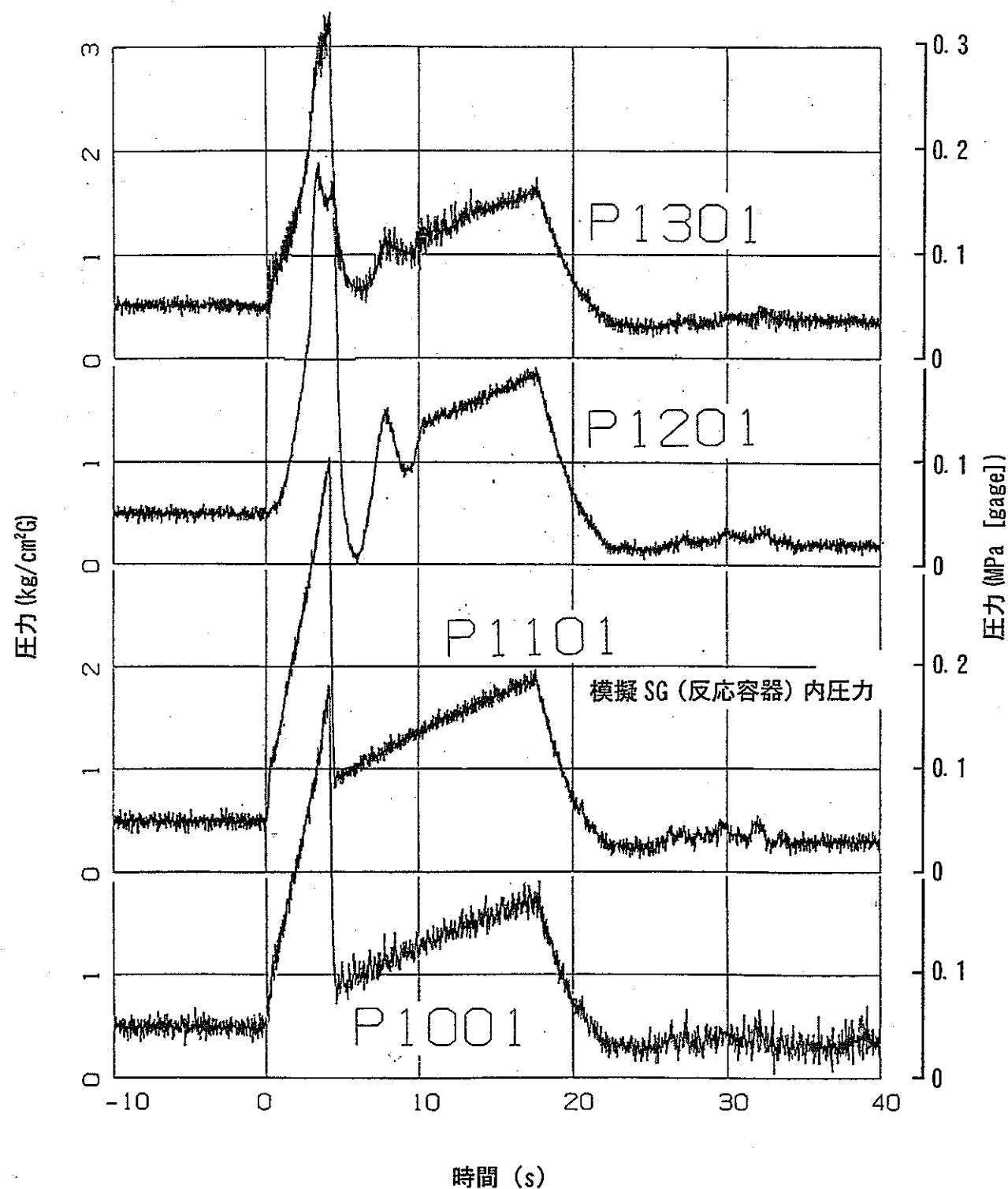


図 3.3.6 ナトリウム-水反応試験時のナトリウム側圧力挙動

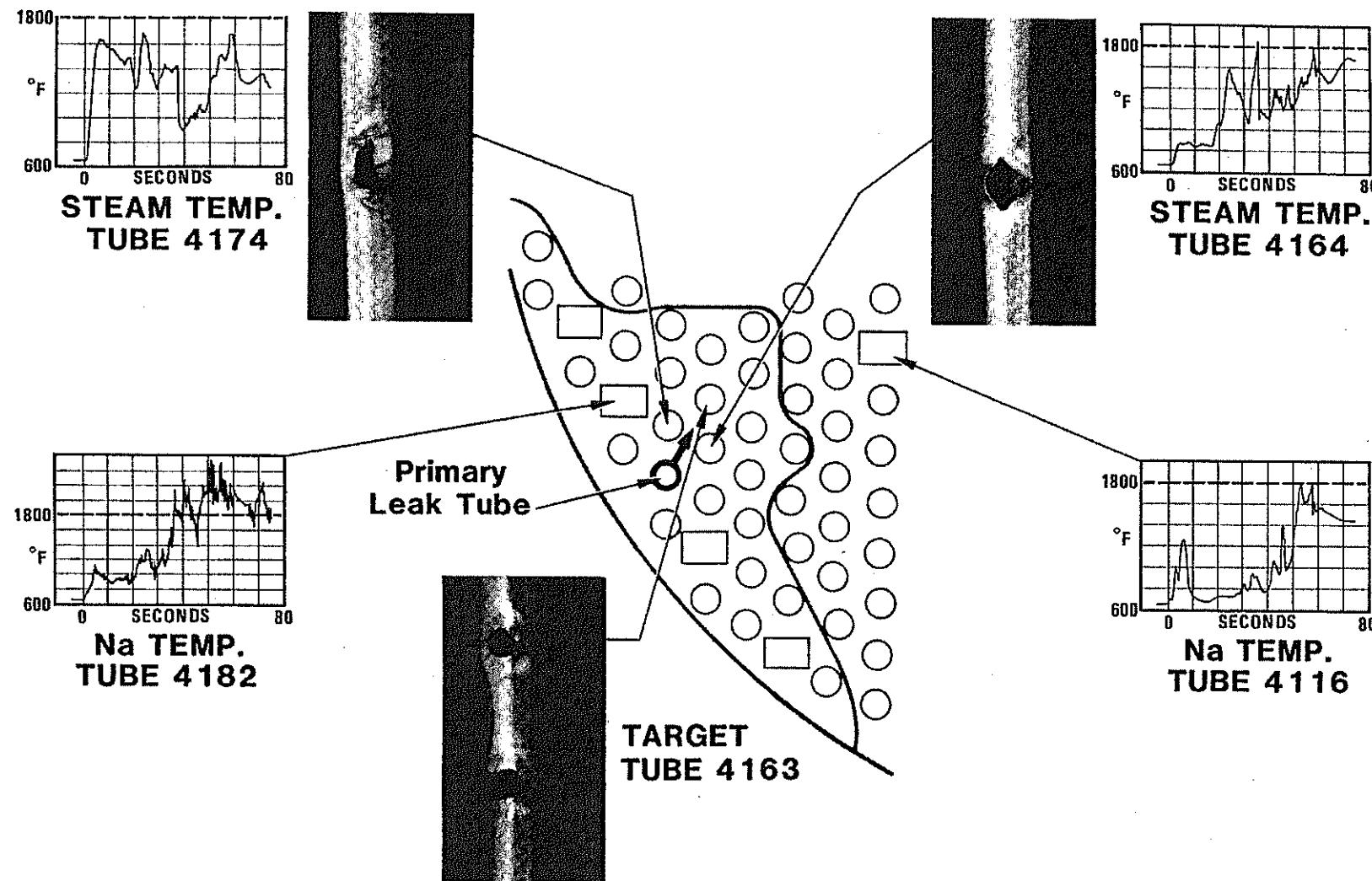


図 3.3.7 米国 LLTR シリーズ II 試験での伝熱管破損例と温度挙動

凡例 (●) : 热電対 (反応域温度分布評価用) (○) : 伝熱管  
 (•) : 热電対 (○) : 水リーク模擬伝熱管

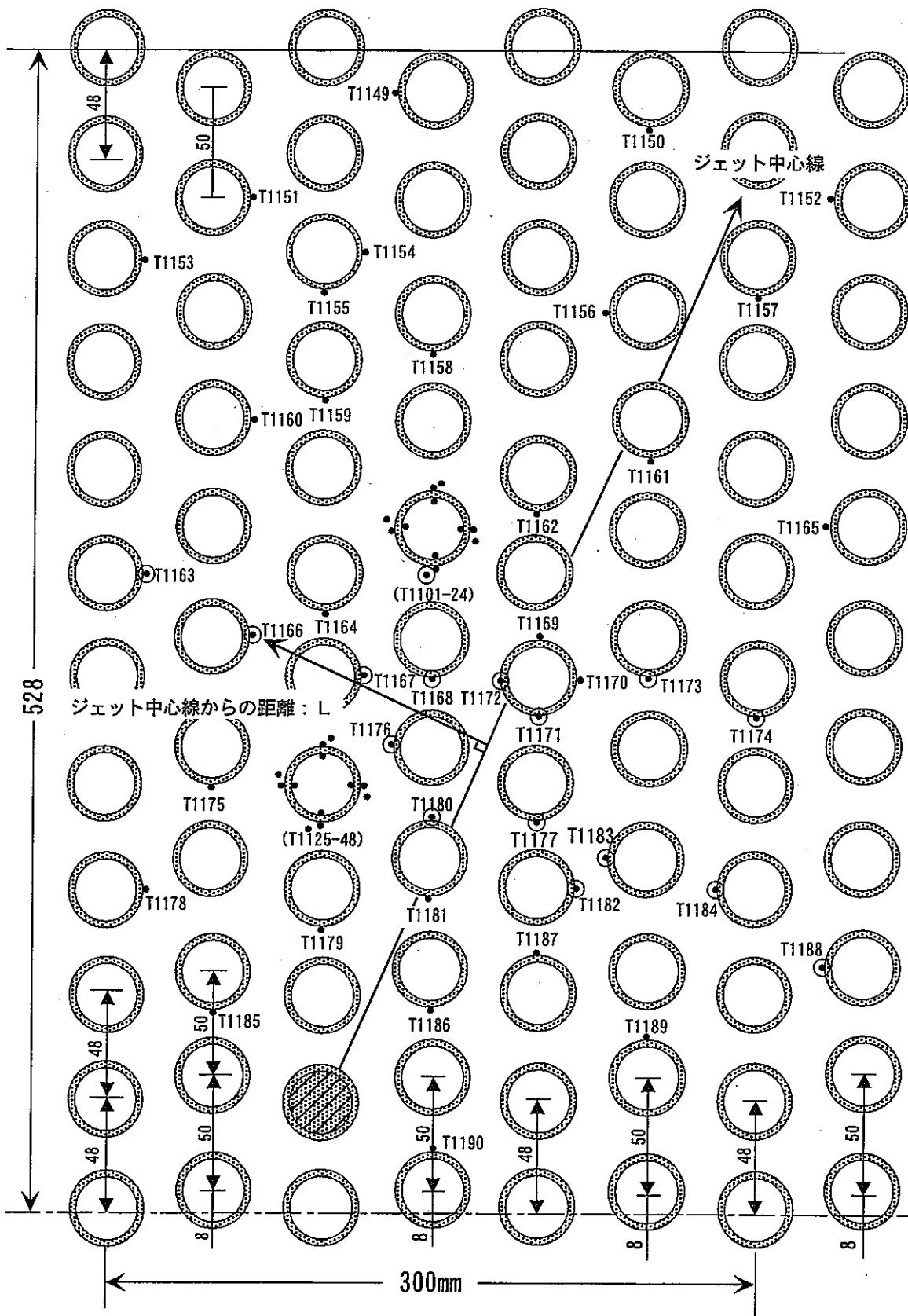


図3.3.8 SWAT-3 Run16と19の反応域温度分布評価に用いた熱電対位置

凡例 ◎ : 热電対 (反応域温度分布評価用) ○ : 伝熱管  
 ● : 热電対 ◎○ : 水リーク模擬伝熱管

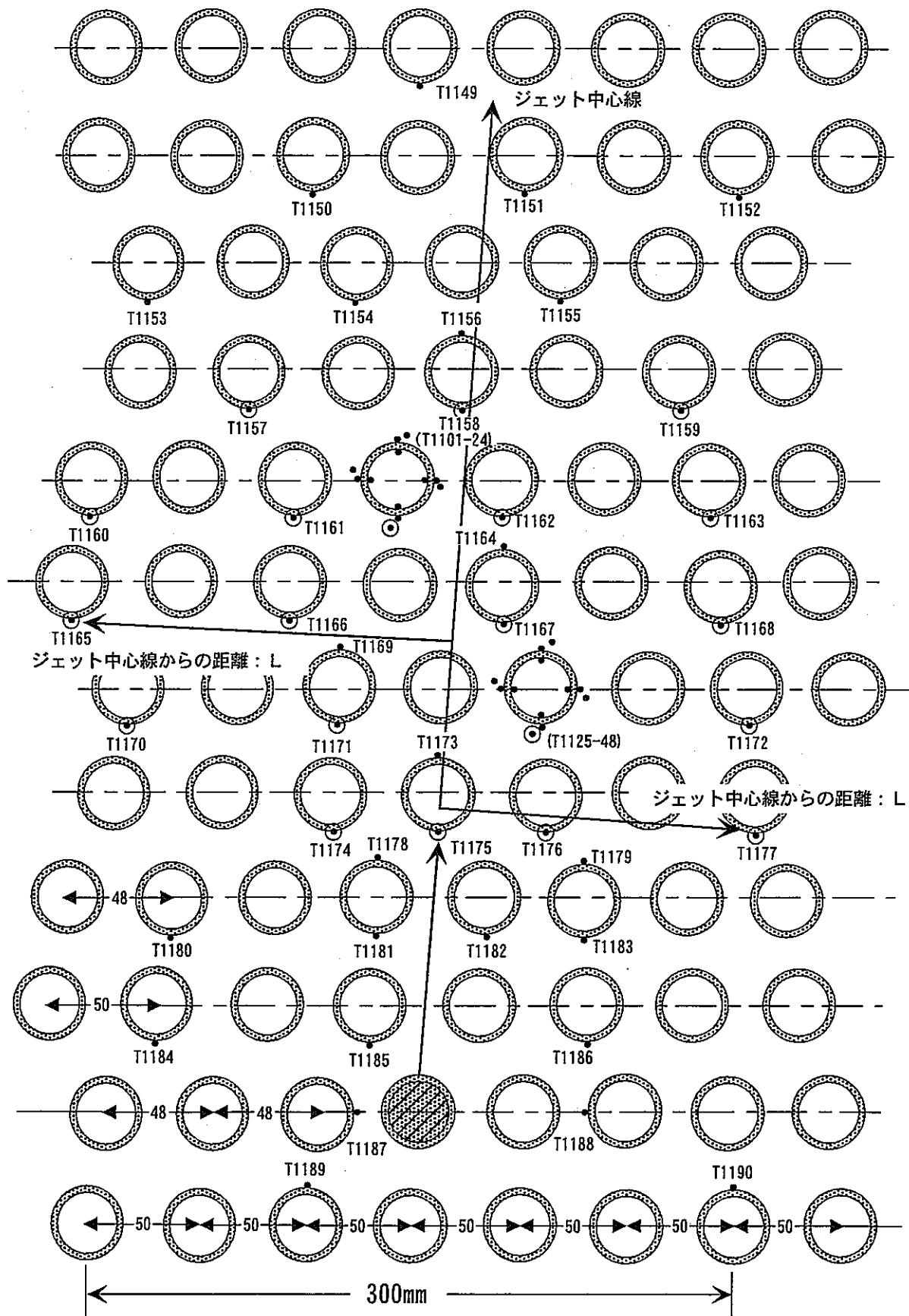


図3.3.9 SWAT-3 Run17の反応域温度分布評価に用いた熱電対位置

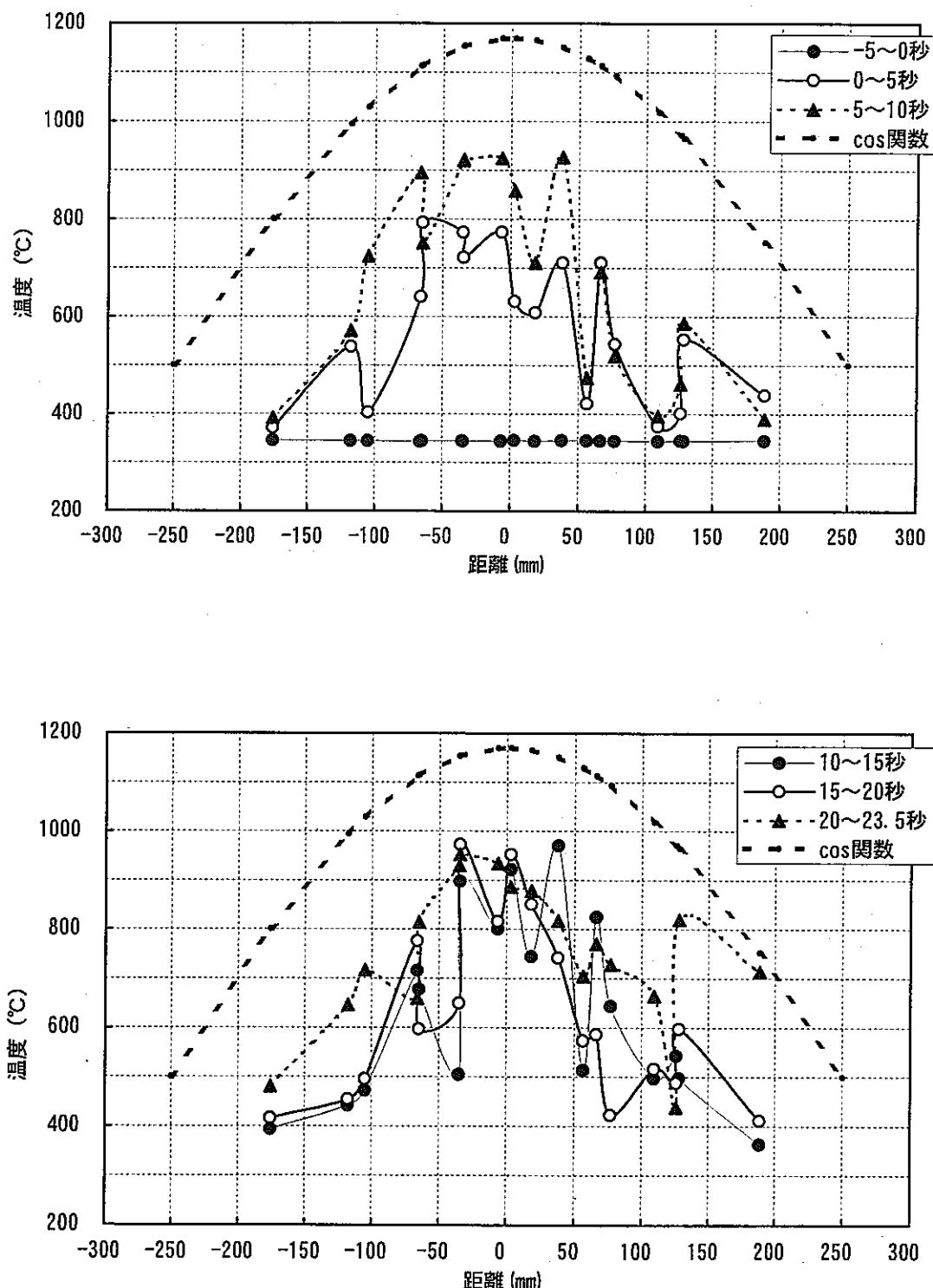


図3.3.10 Run16のジェット中心線からの距離と反応域温度

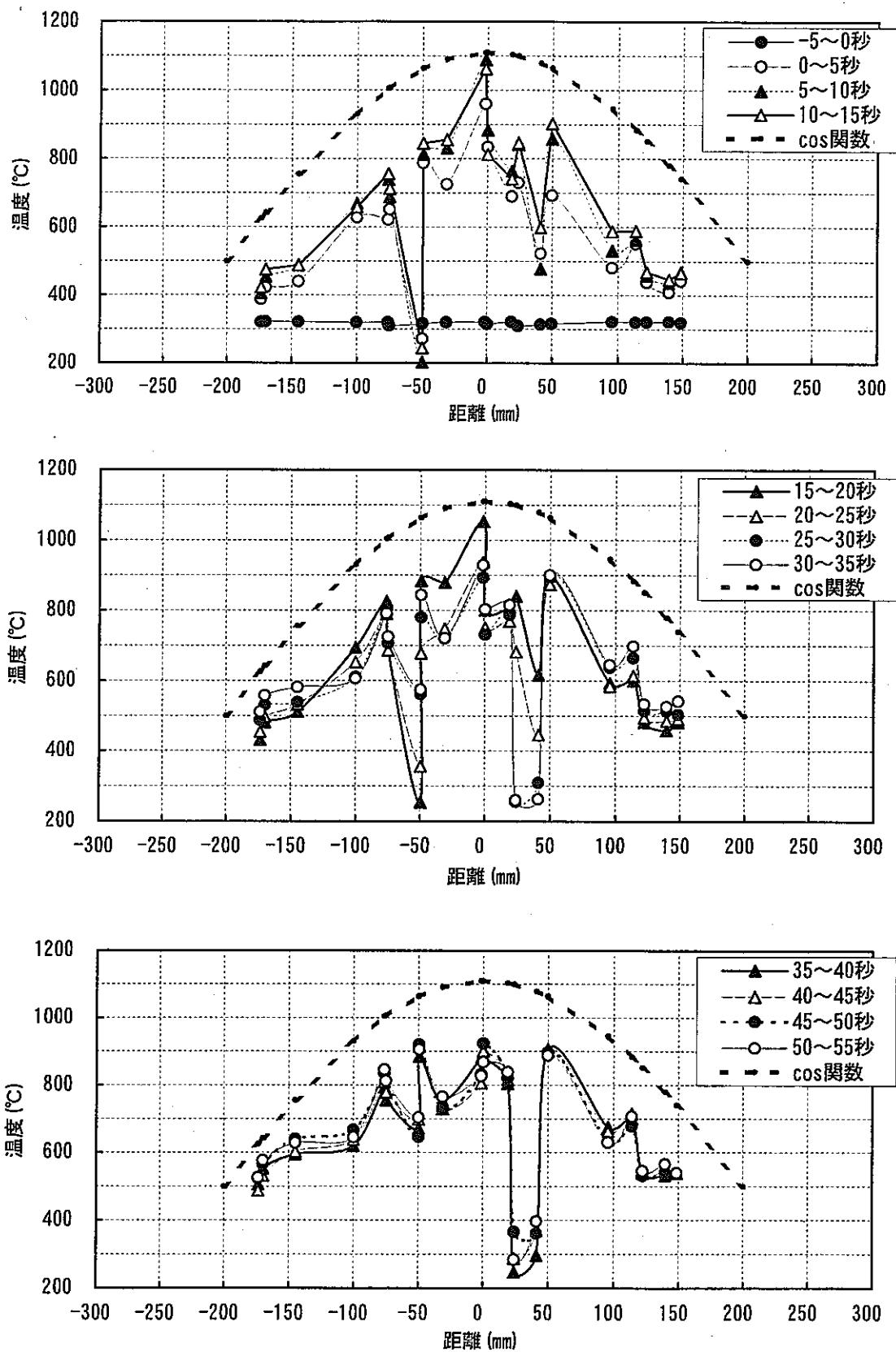


図3.3.11 Run17のジェット中心線からの距離と反応域温度

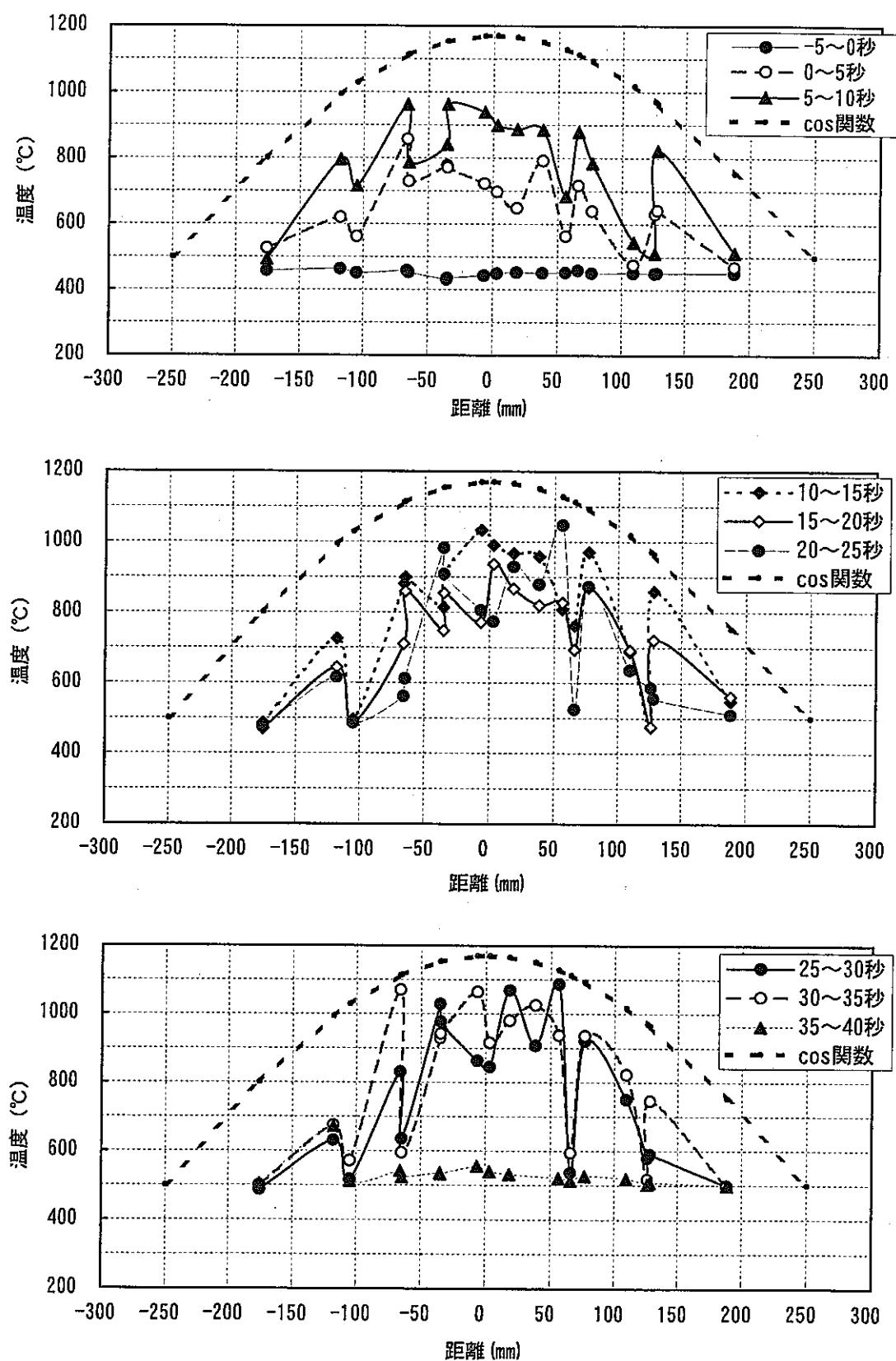


図3.3.12 Run19のジェット中心線からの距離と反応域温度

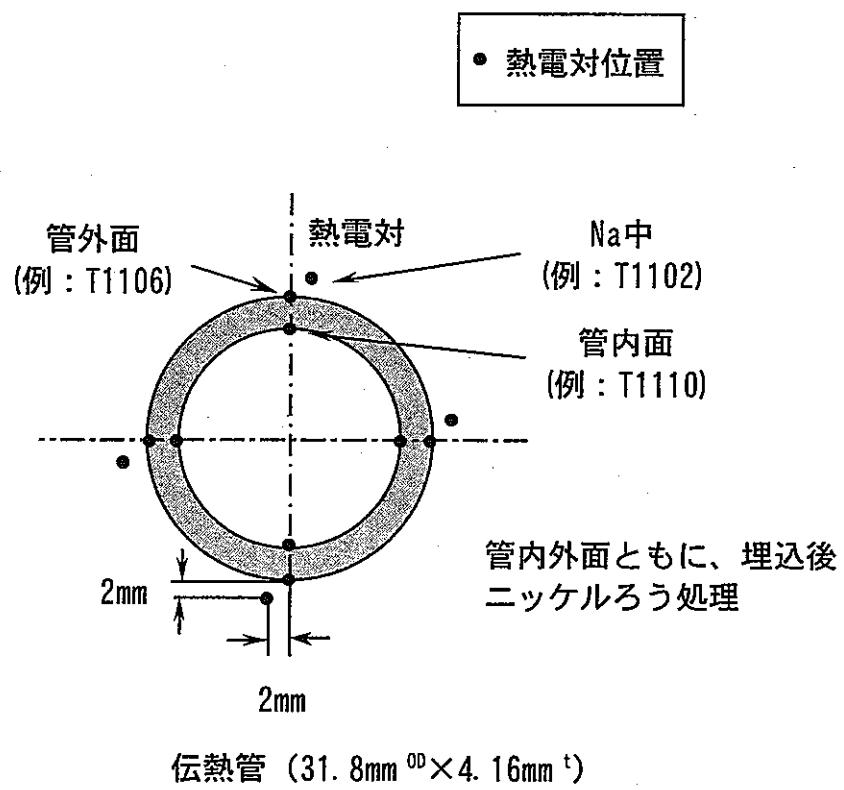


図3.3.13 実効的管外熱伝達率測定のための熱電対配置

(SWAT-3 Run16, 17, 19試験)

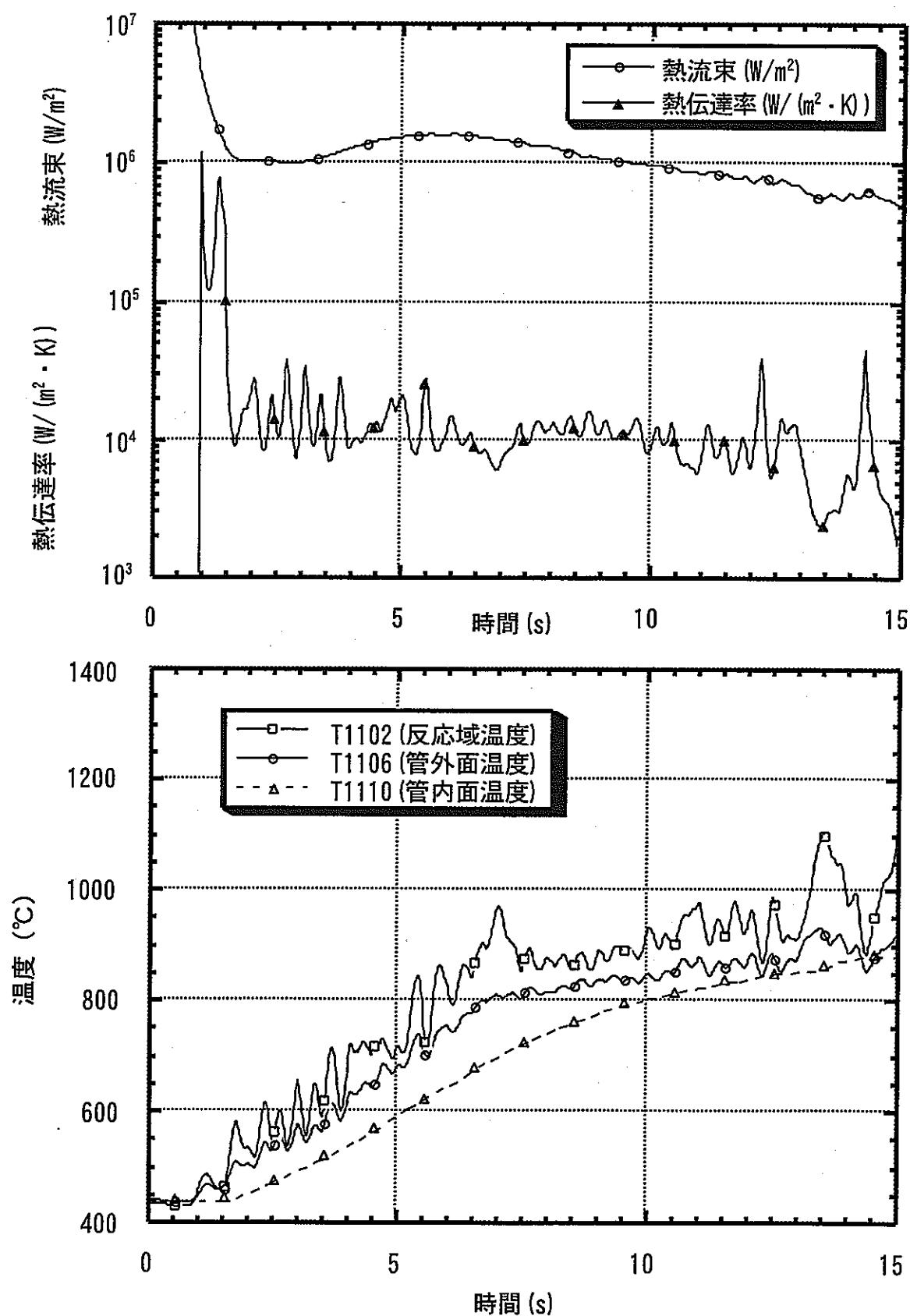


図 3.3.14 計測伝熱管の各温度と実効的熱伝達率 (SWAT-3 Run19)

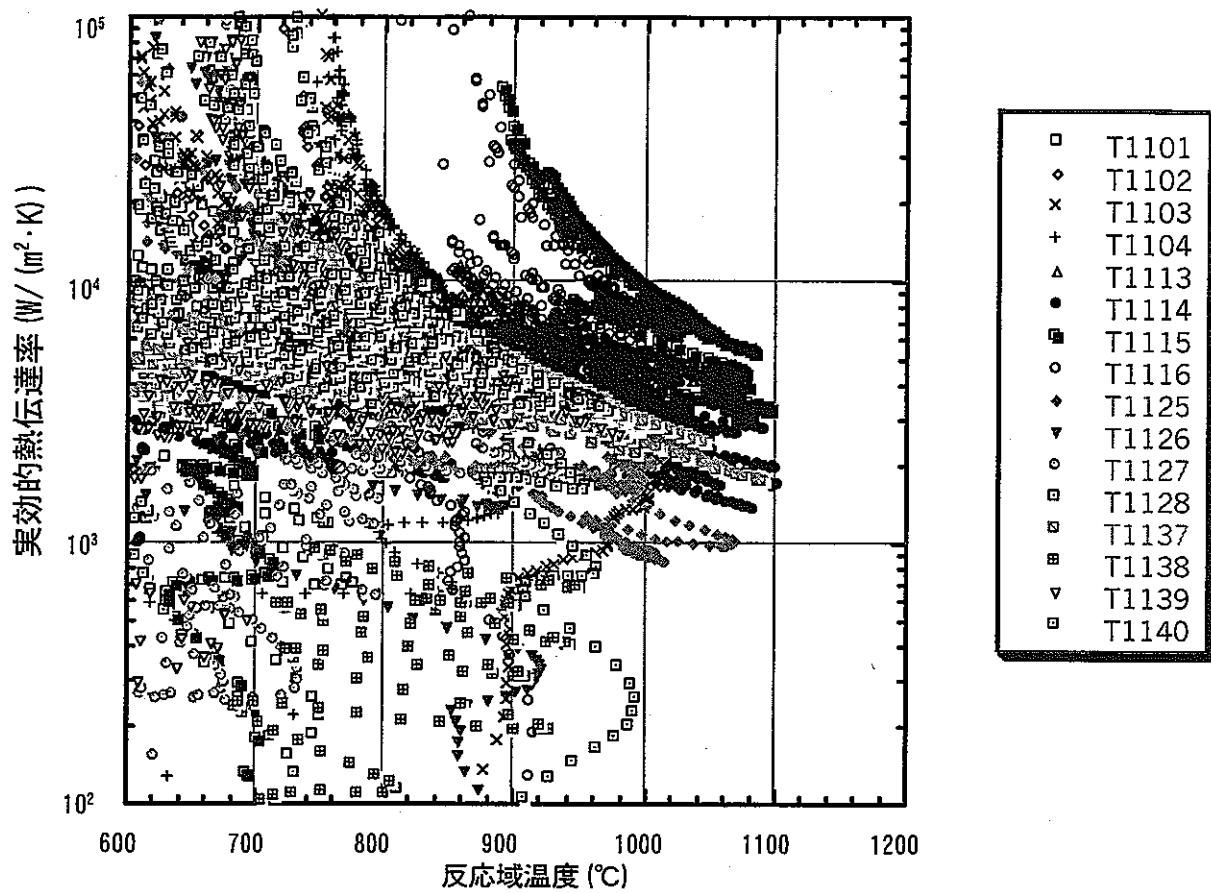


図3. 3. 15 (a) 反応域温度と実効的熱伝達率との相関 (Run16)

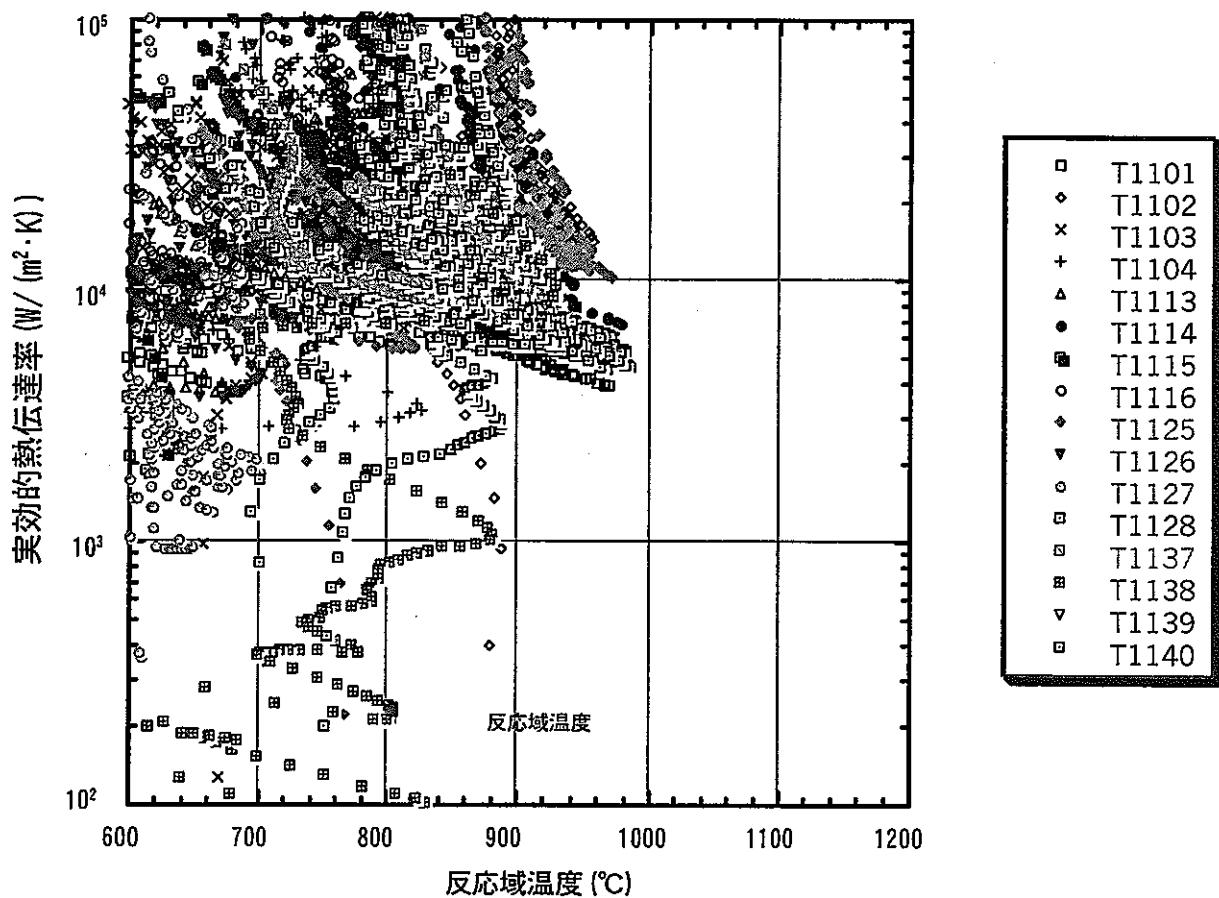


図3. 3. 15 (b) 反応域温度と実効的熱伝達率との相関 (Run17)

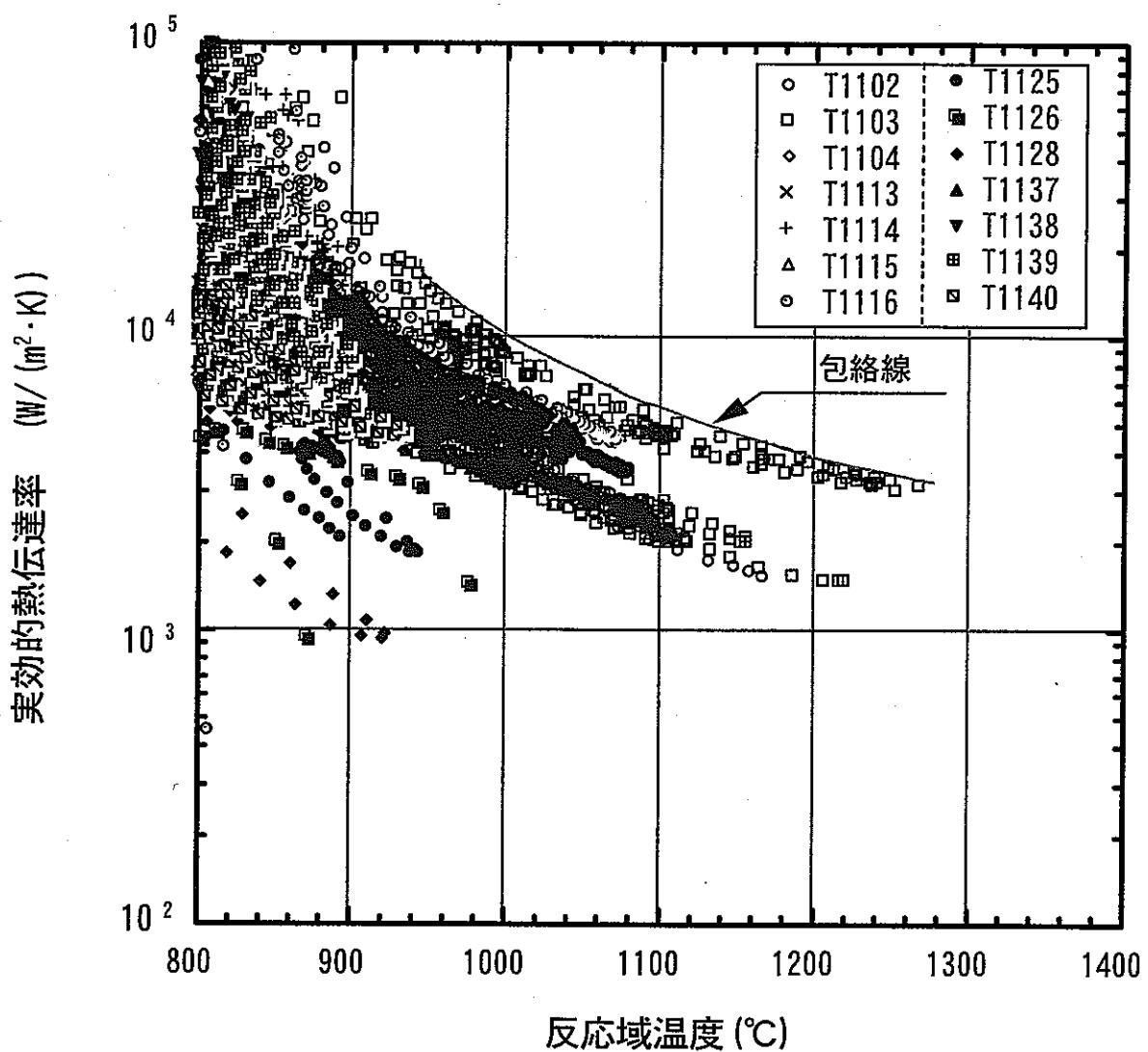


図3.3.15(c) 反応域温度と実効的熱伝達率との相関 (Run19)

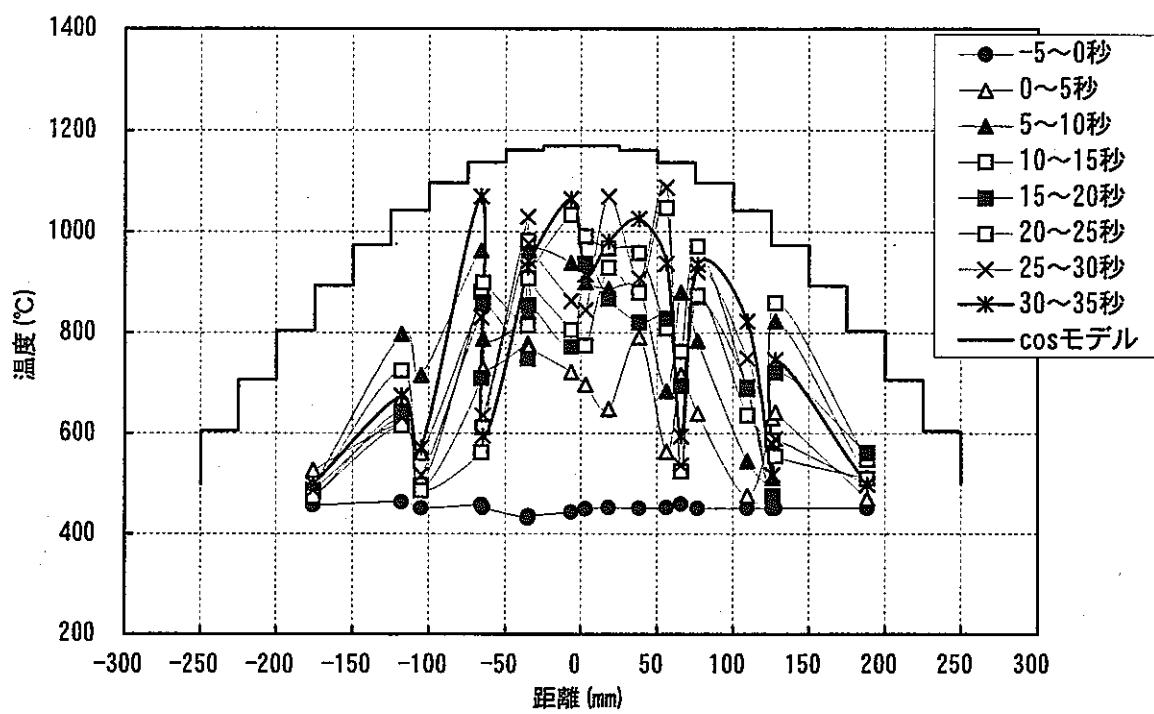


図3.3.16 定格及び40%給水運転条件に適用する反応域  
モデルとSWAT-3 Run19温度分布の比較

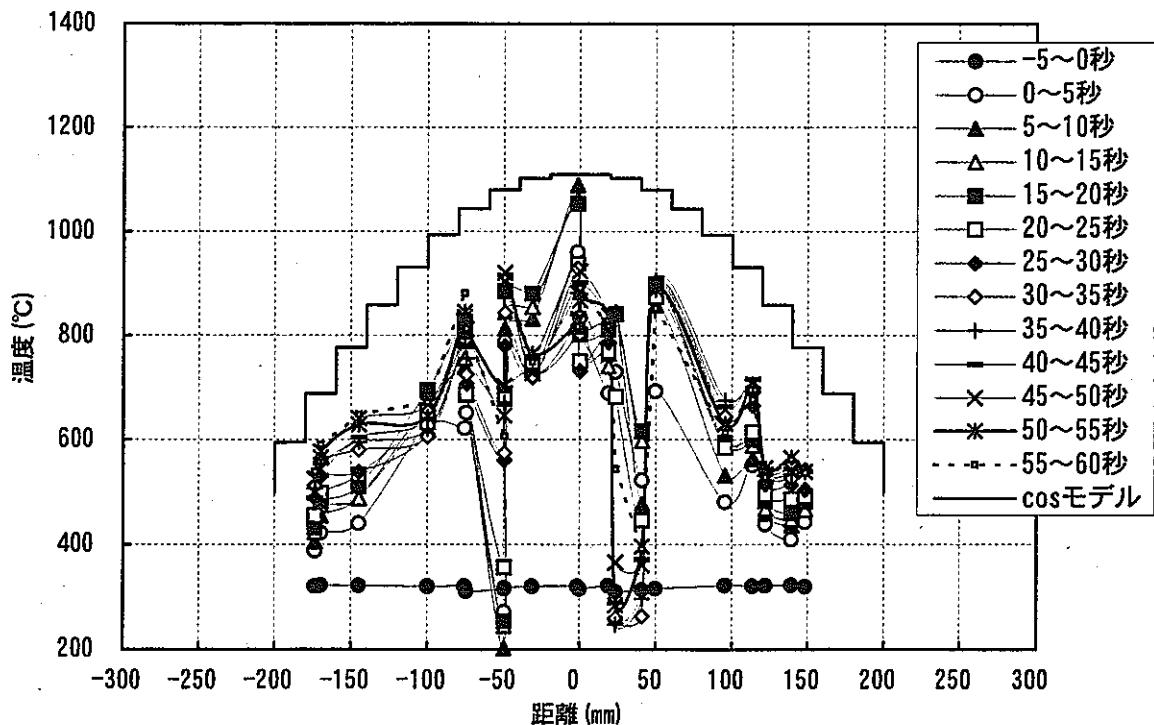


図3.3.17 10%給水運転条件に適用する反応域モデルと  
SWAT-3 Run17温度分布の比較

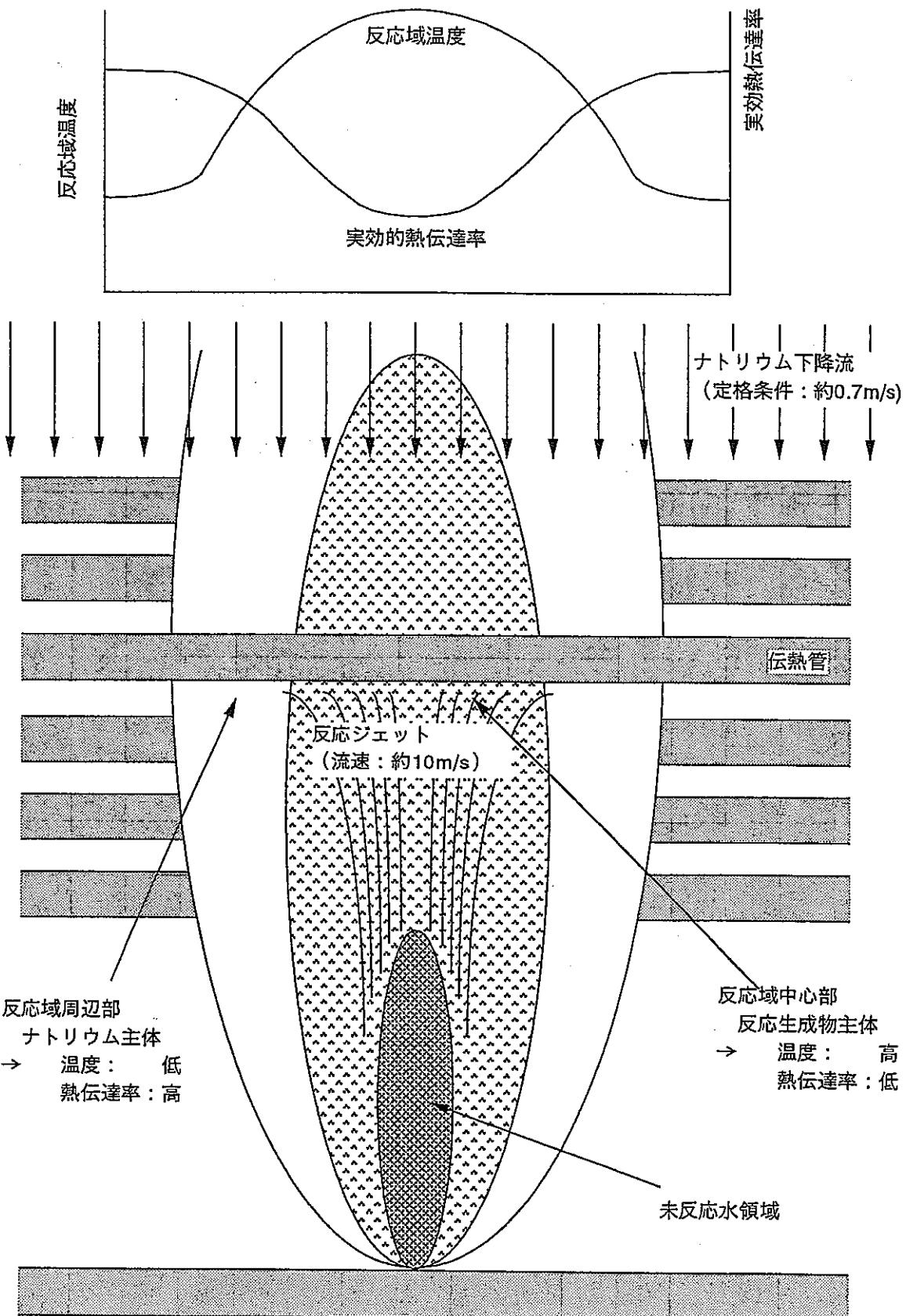


図3.3.18 ナトリウムー水反応領域概念図

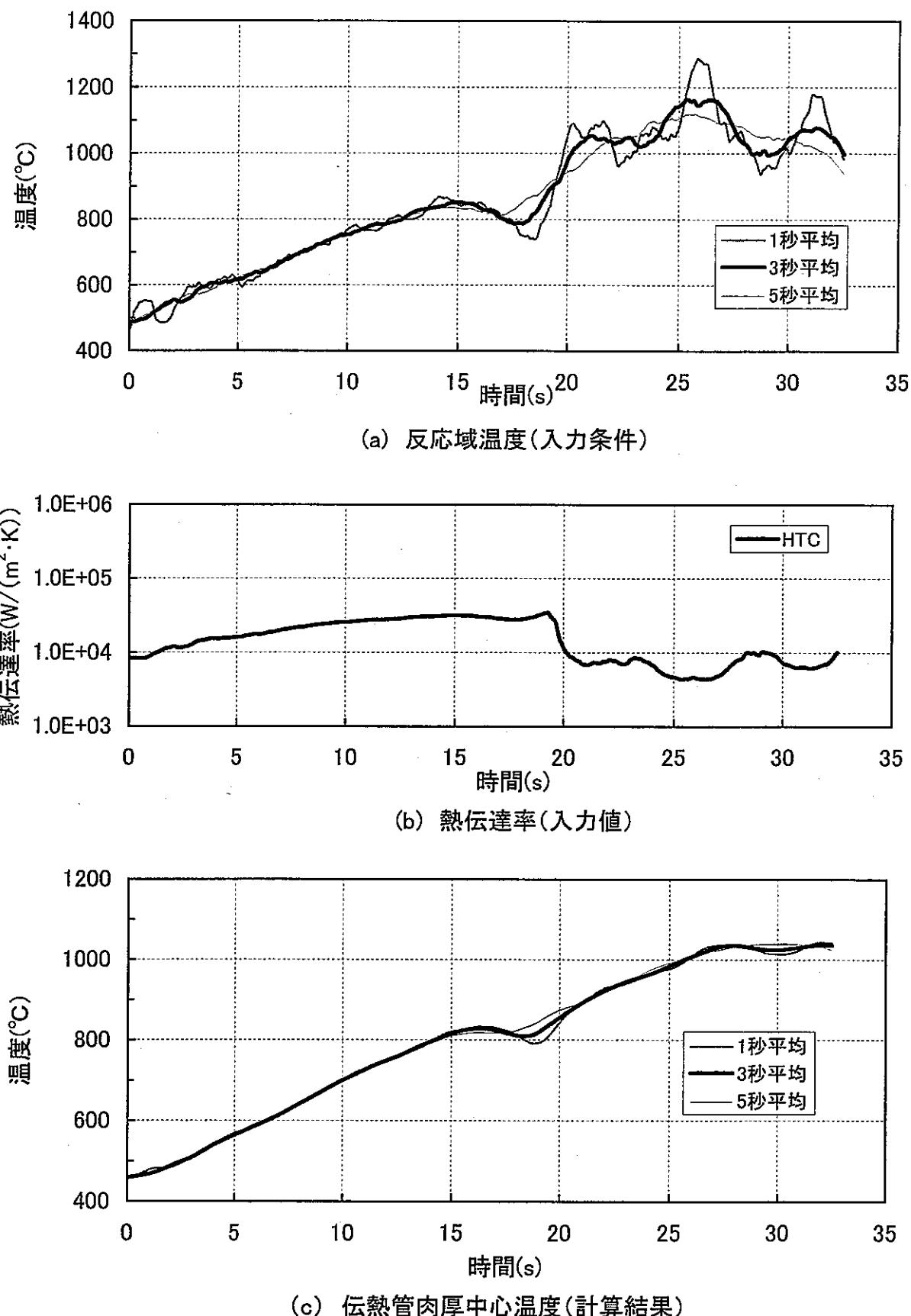


図3.3.19 反応域温度平均処理時間と伝熱管肉厚中心温度の関係  
(管外熱伝達率は3秒平均共通: Run19 T1173)

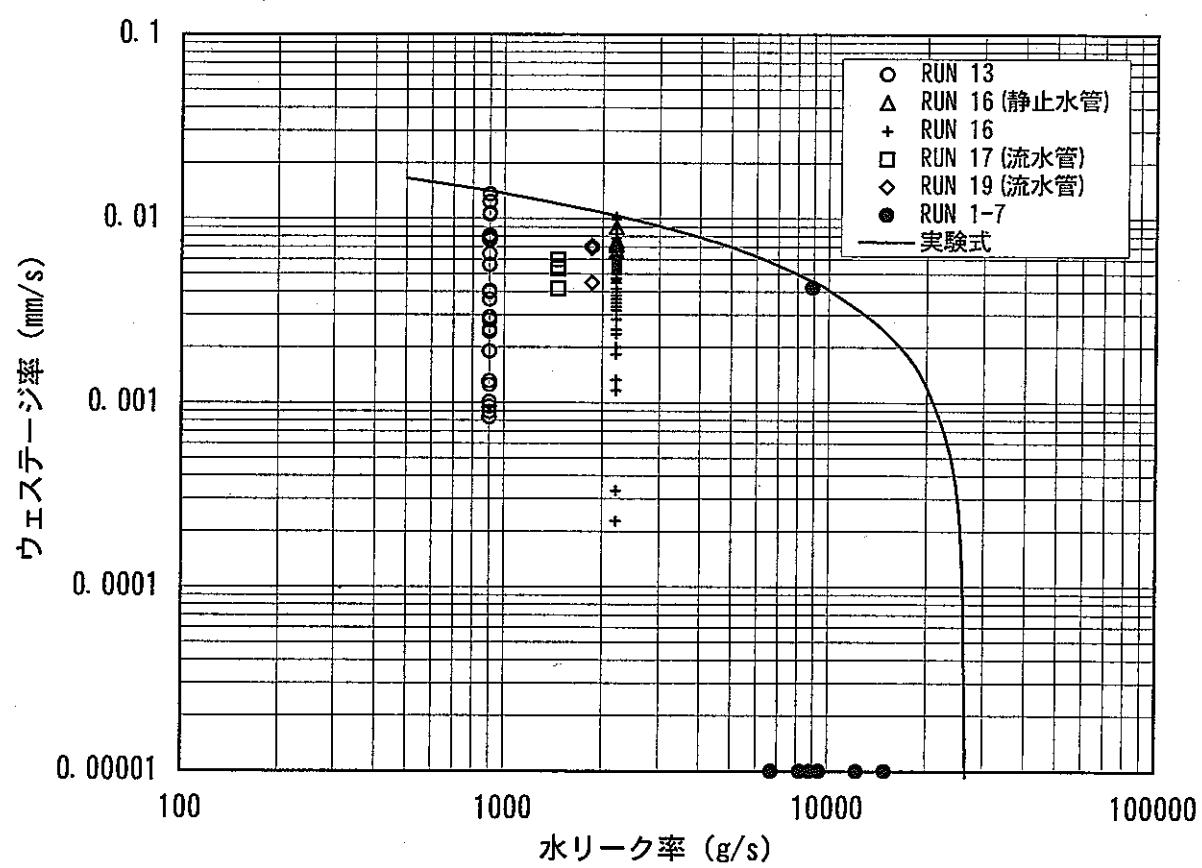


図3.4.1 中リークから大リーク規模でのウェッセンバーグ率実験式

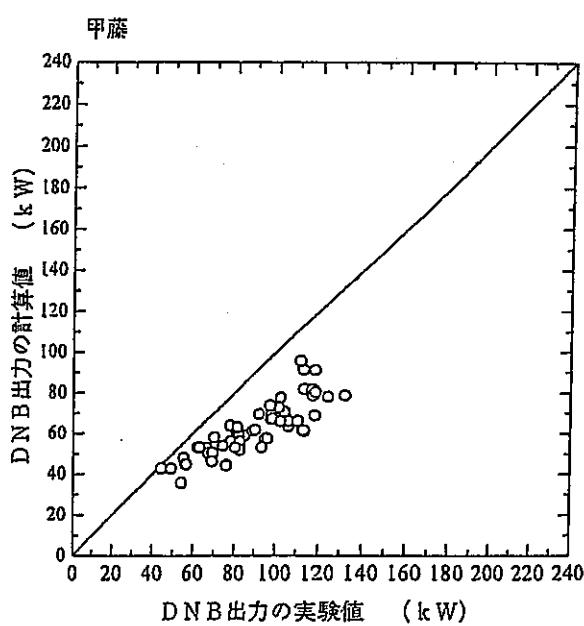
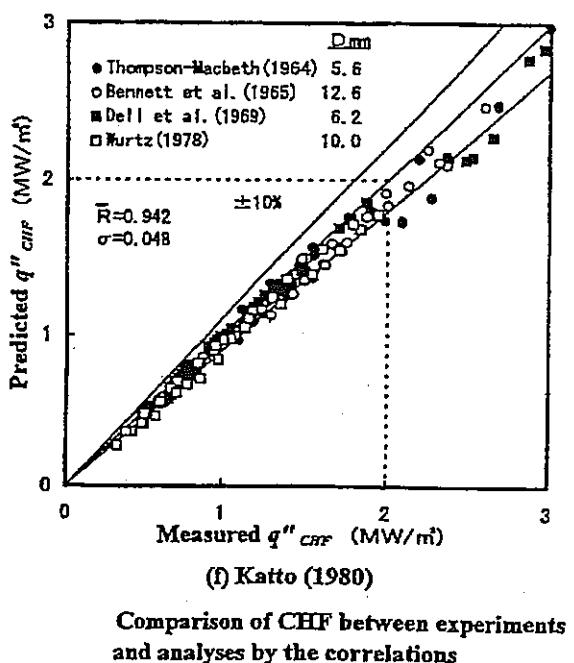


図 4.2.1 甲藤の式による限界熱流束 (CHF) と実験データの比較  
(上図 : 資料<sup>[4-8]</sup>、下図 : 資料<sup>[4-9]</sup>のデータと比較)

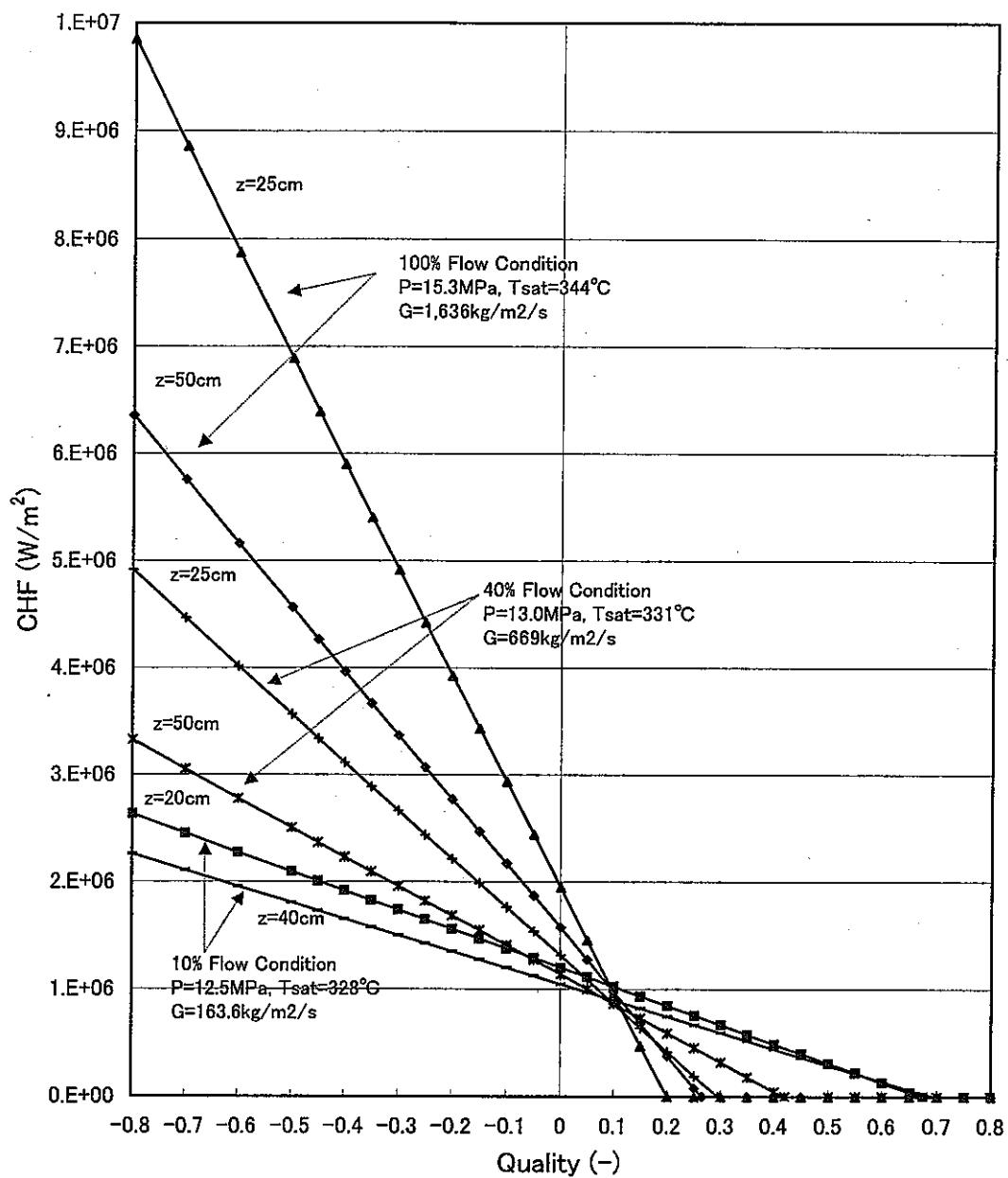
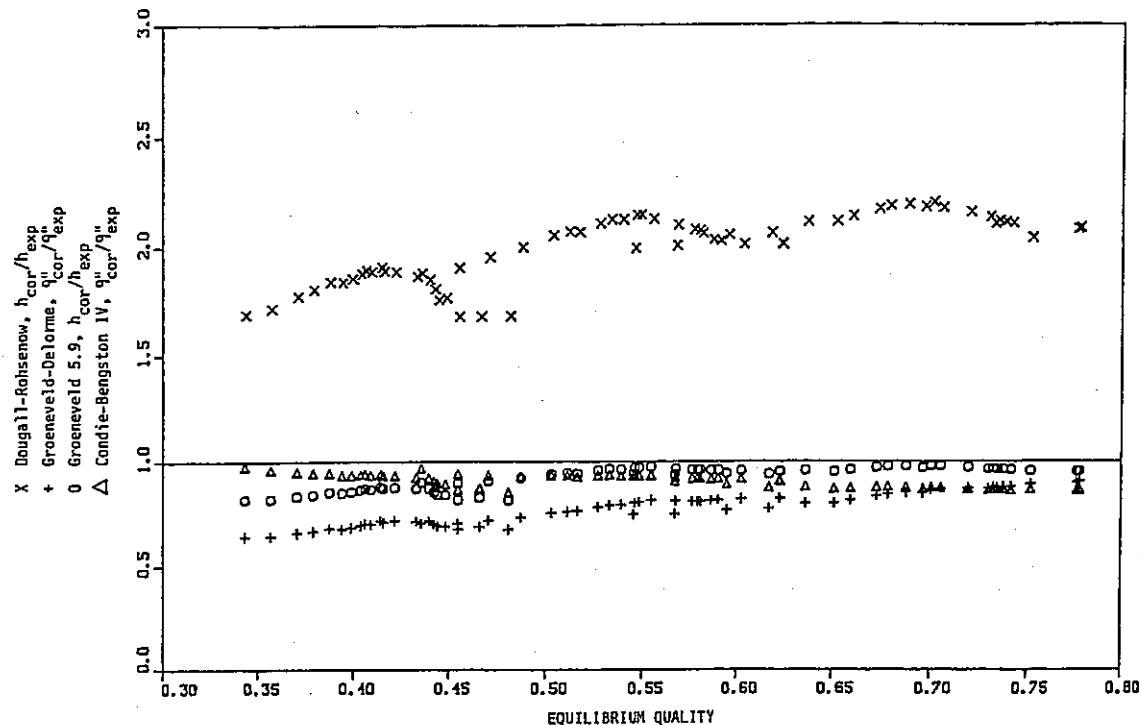
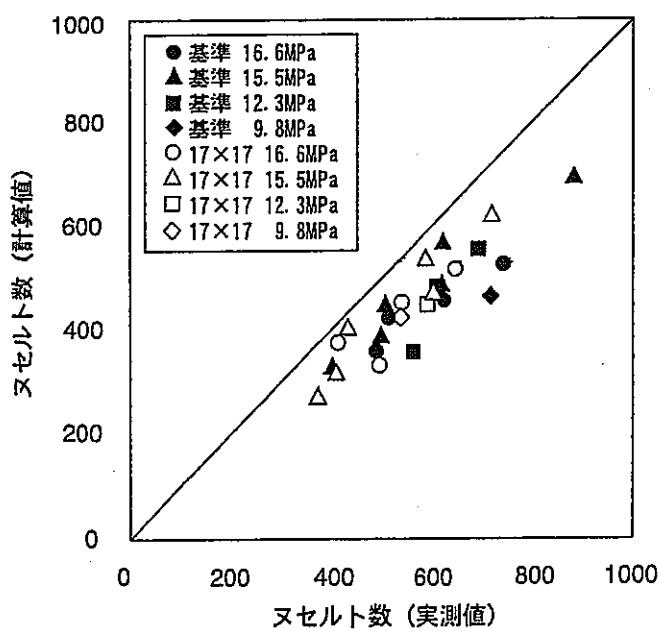
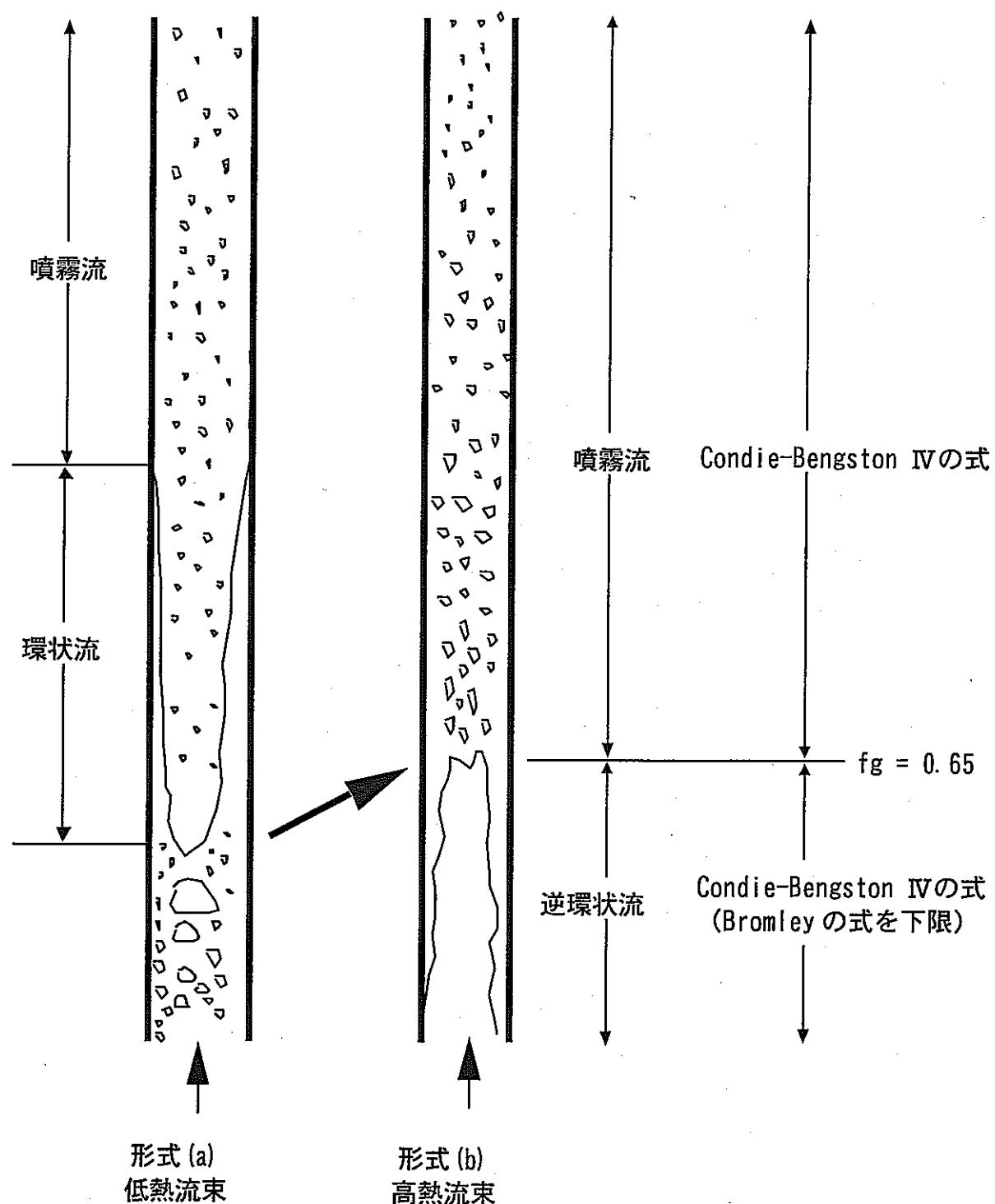


図 4.2.2 甲藤の式による限界熱流束 (CHF) の計算例 (水プロ一開始前条件)  
(注: 管内径 24.2mm。クオリティ正領域においても直線性が保たれるとして計算)

図 4.3.1(a) Post-CHF 伝熱相関式と実験データの比較例<sup>(4-14)</sup>図 4.3.1(b) Condie-Bengston IVの式と実験データの比較例<sup>(4-15)</sup>

図 4.4.1 沸騰系流動様式<sup>(4-16)</sup>

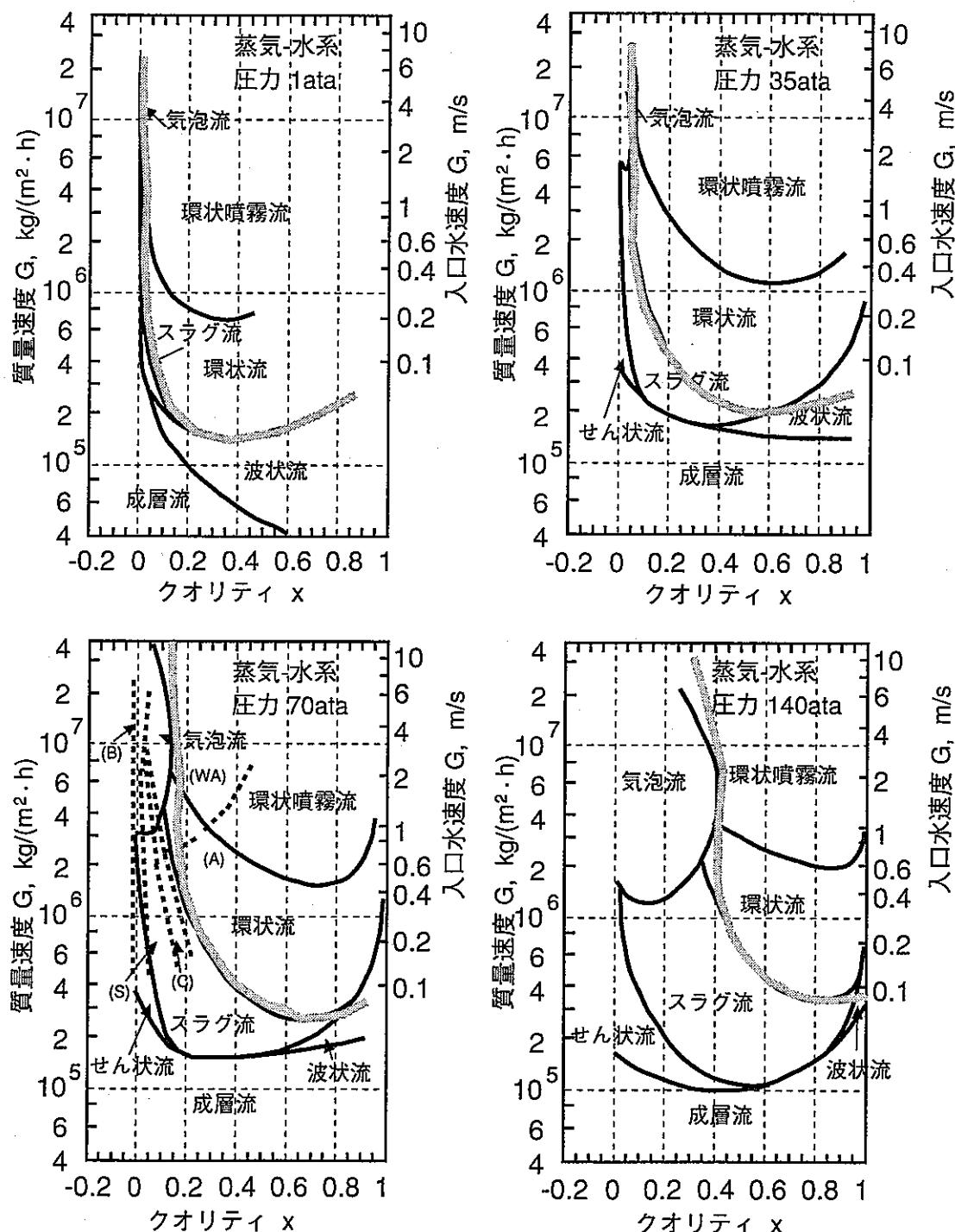


図4.4.2 圧力条件と環状流遷移条件の関係

(参考文献(4-16)の図1.8に気泡・スラグ流と環状流の遷移条件を灰色の線で記入)

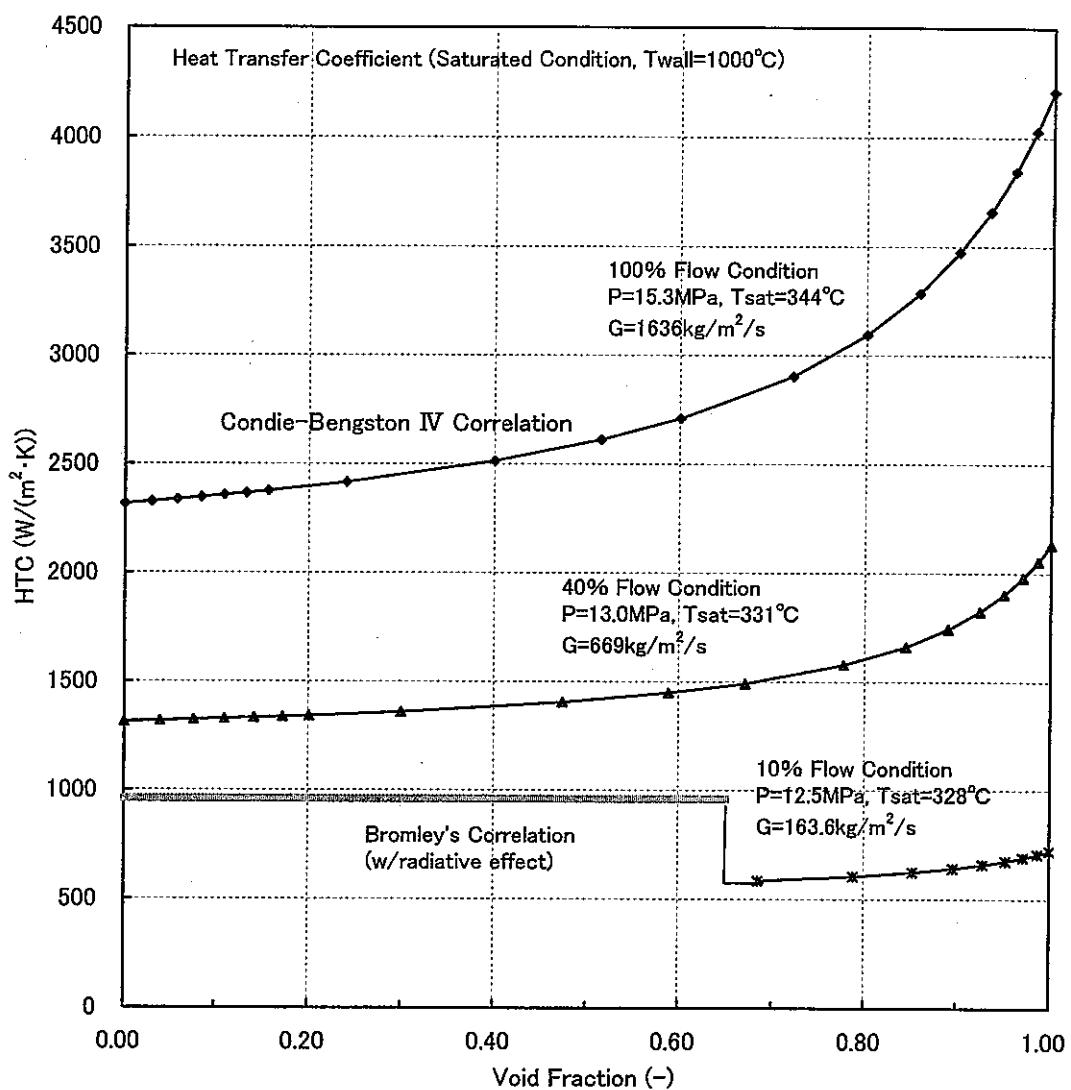


図 4.4.3 Post-CHF 热伝達率の計算例（水プローブ開始前条件）

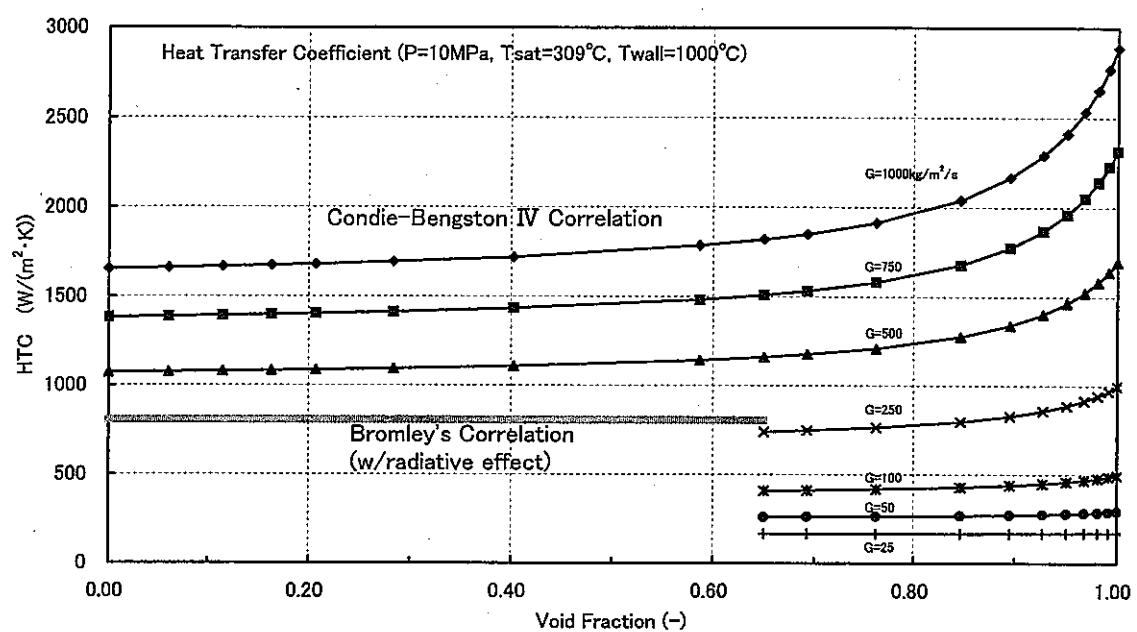


図 4.4.4 (a) Post-CHF 热伝達率計算例 (水プロ一開始後条件: 壓力 10MPa)

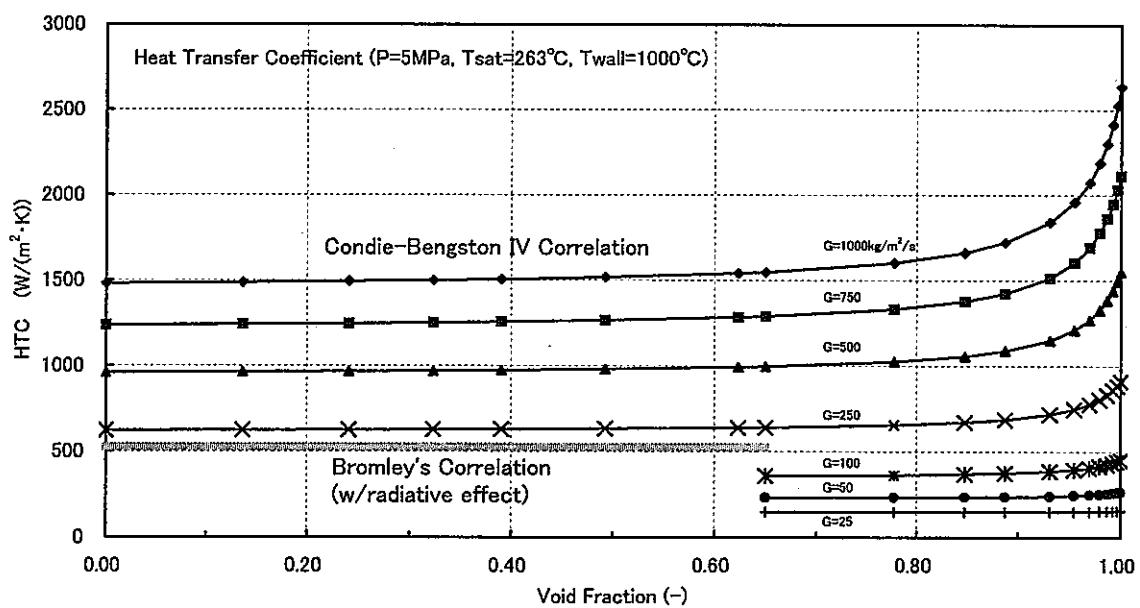


図 4.4.4 (b) Post-CHF 热伝達率計算例 (水プロ一開始後条件: 壓力 5MPa)

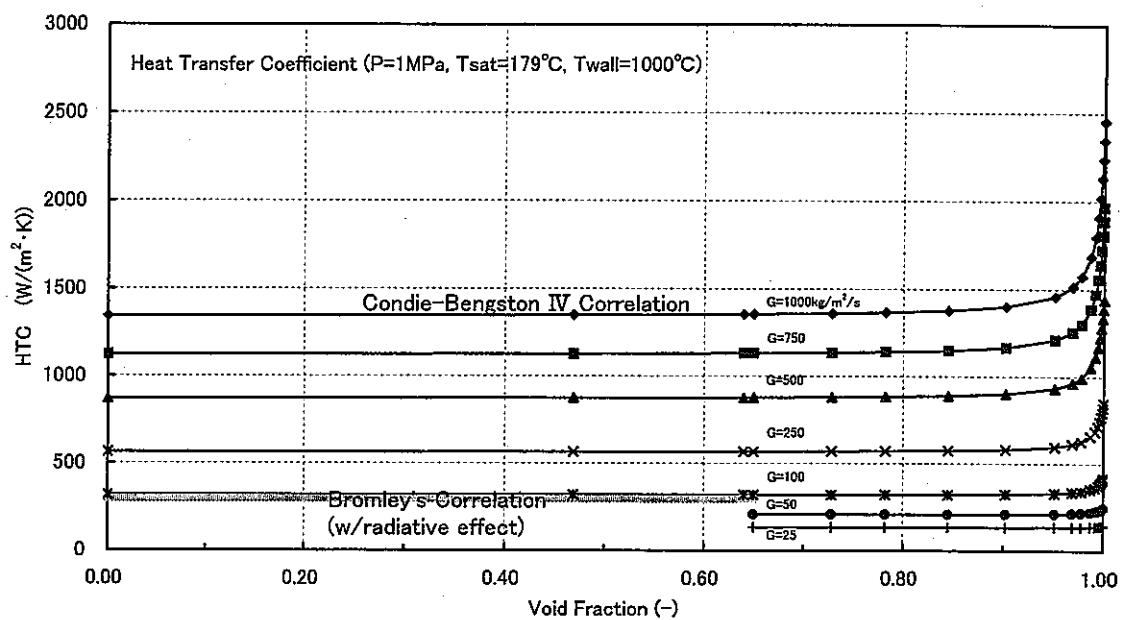


図 4.4.4 (c) Post-CHF 热伝達率計算例 (水プロ一開始後条件: 壓力 1MPa)

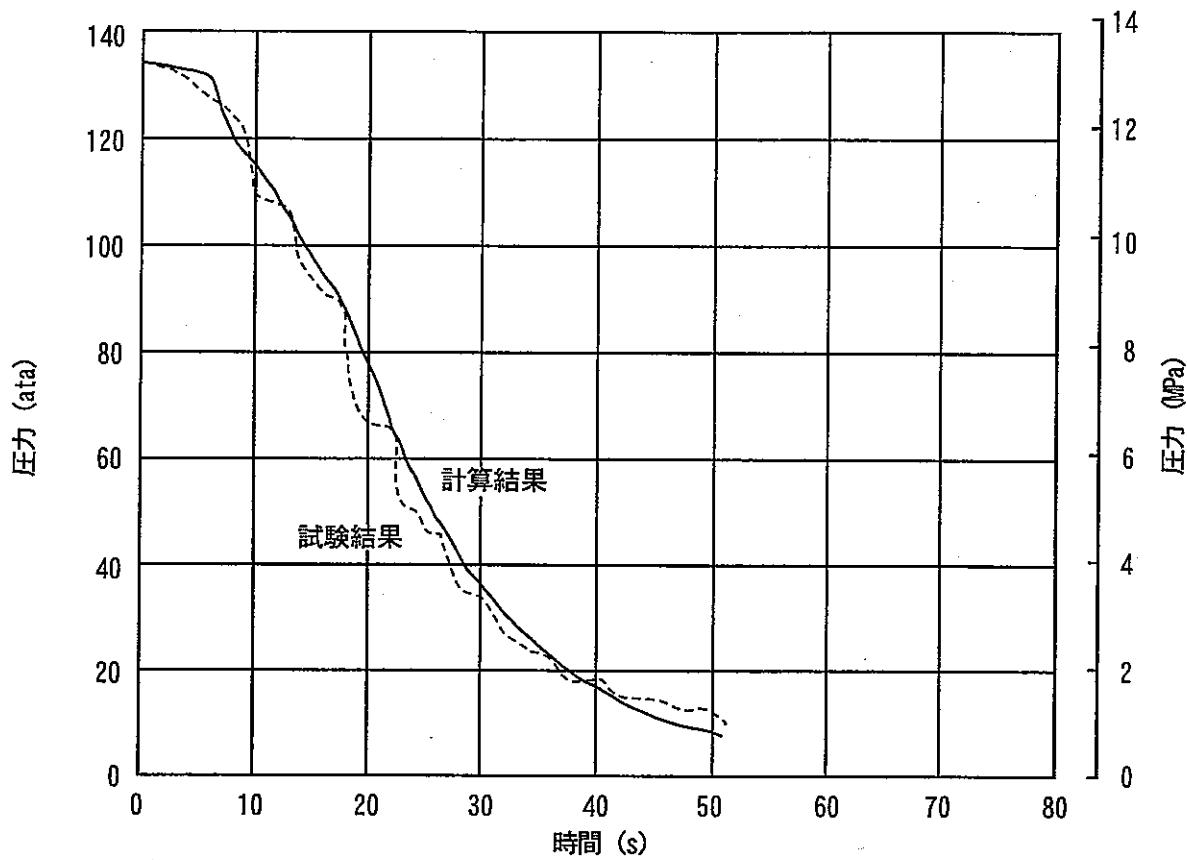


図4.5.1 50MWSG試験との蒸発器出口圧力の比較

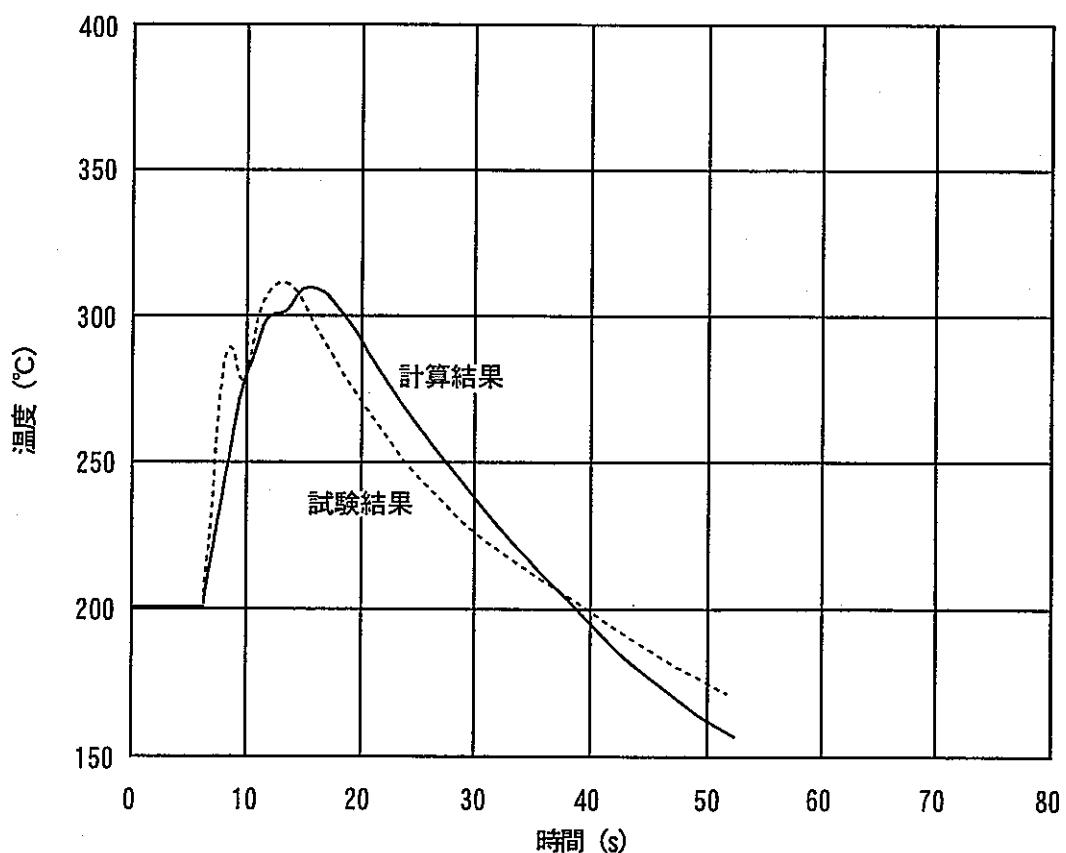


図4.5.2 50MWSG試験との蒸発器入口ヘッダ内水・蒸気温度の比較

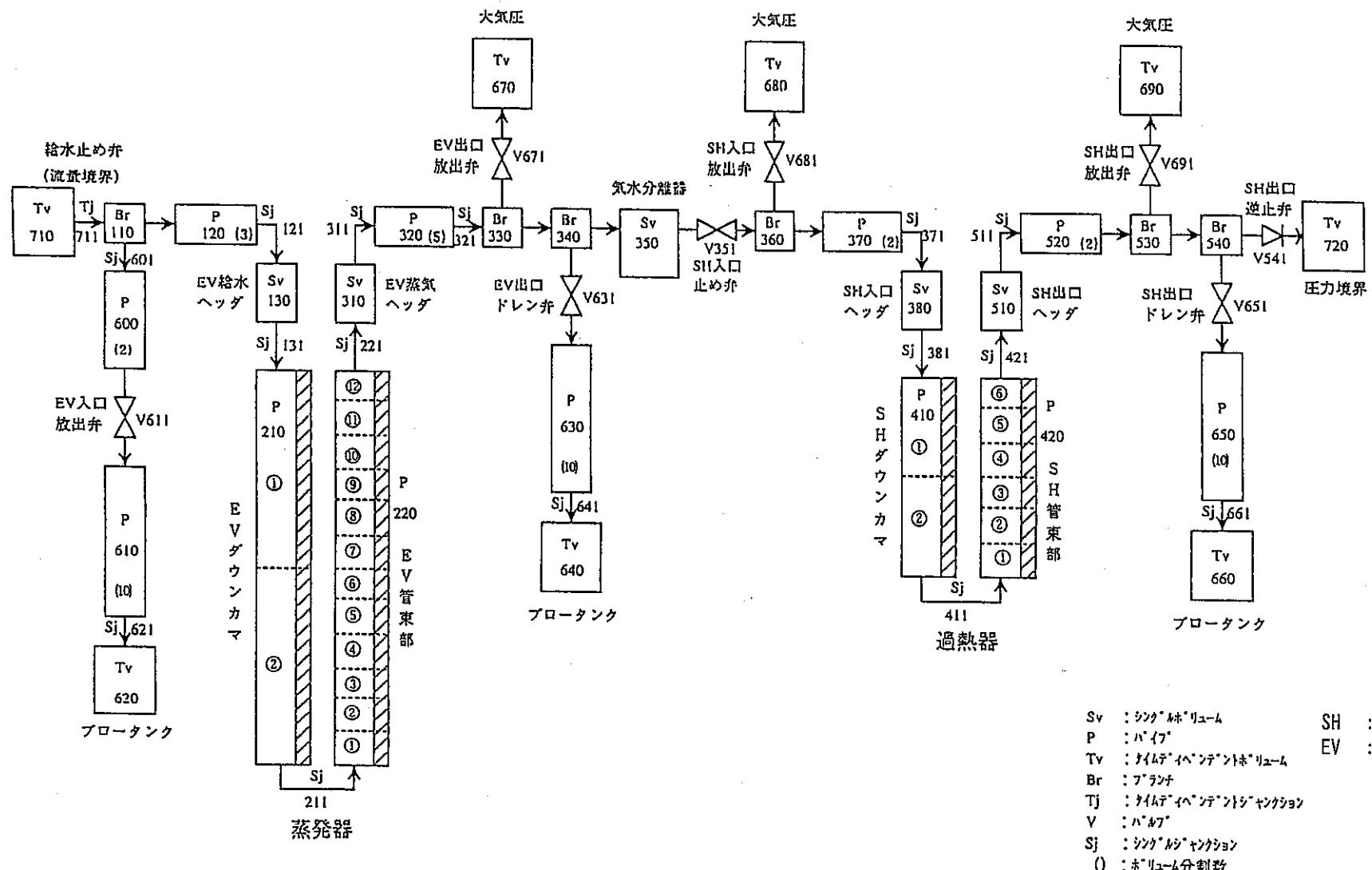


図 4.5.3 RELAP5 による蒸気発生器体系の計算モデル（ノードとリンク）

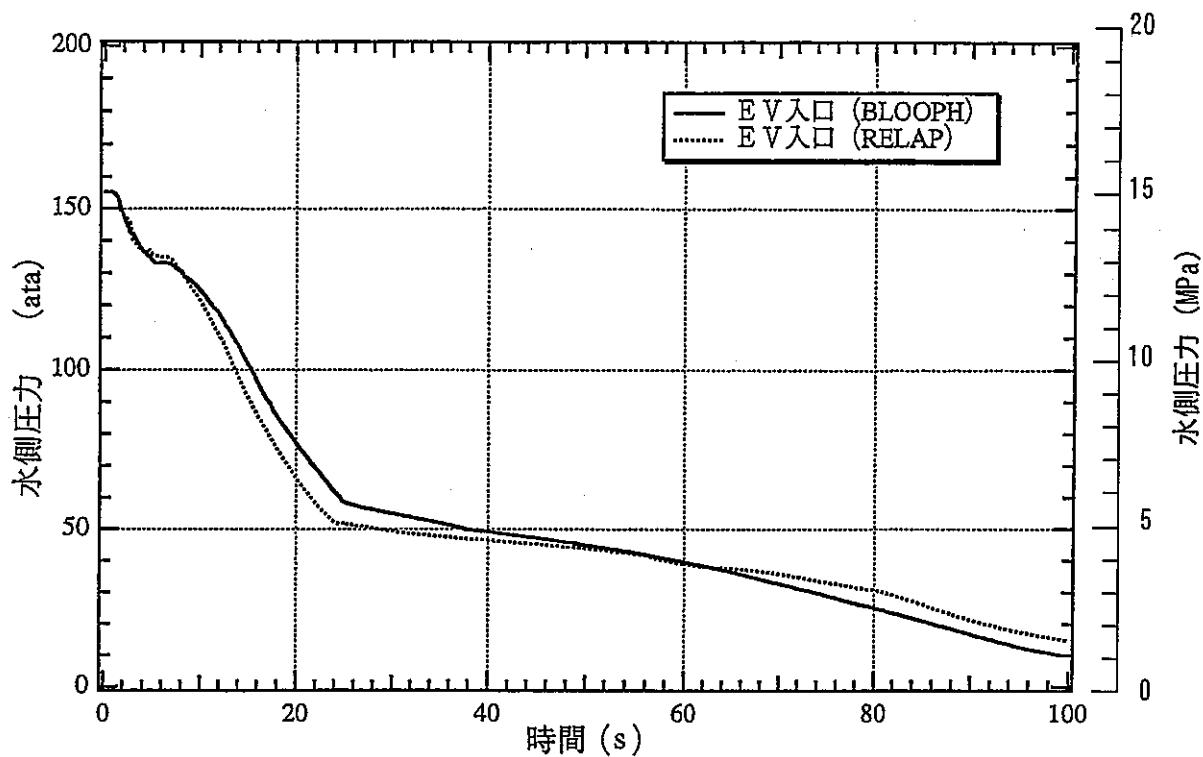


図 4.5.4 蒸発器入口圧力の比較 (BLOOPH と RELAP5)

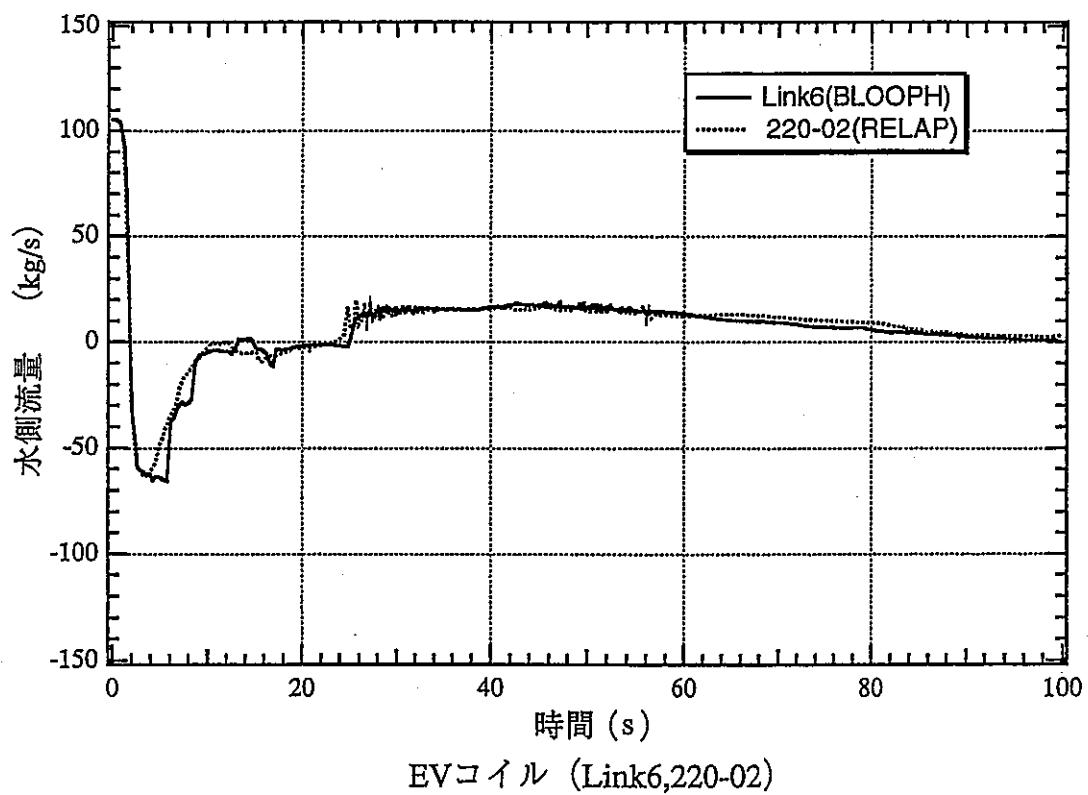


図 4.5.5 蒸発器管束下部流量の比較 (BLOOPH と RELAP5)

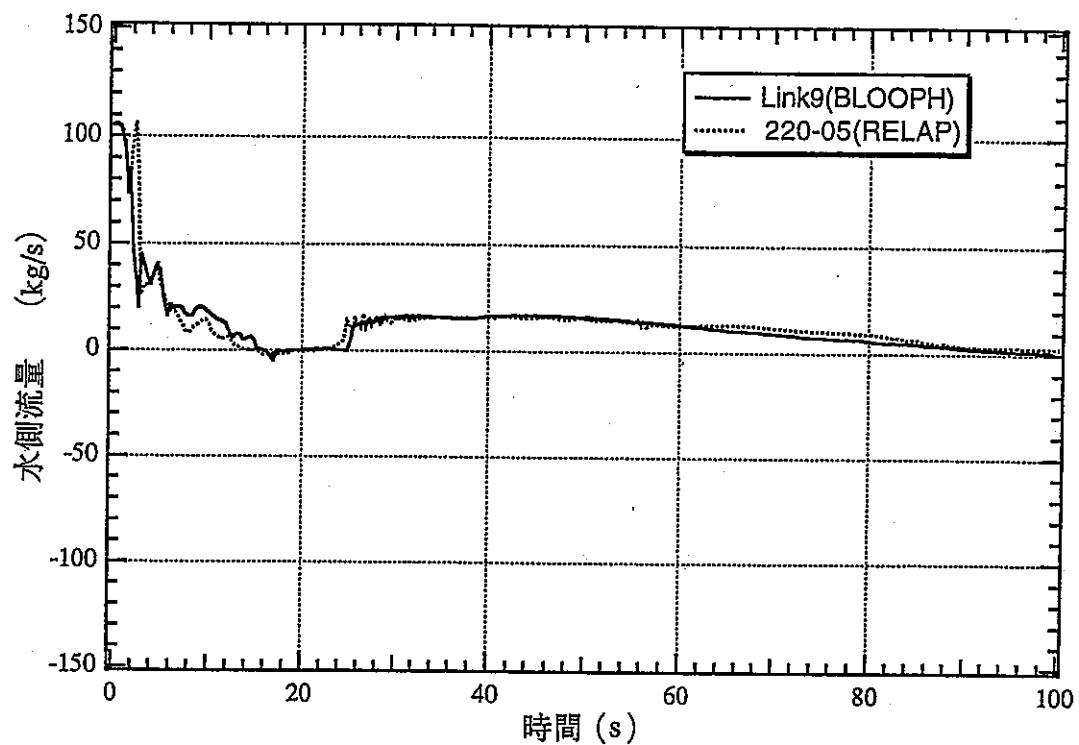


図 4.5.6 蒸発器管束部中部流量の比較 (BLOOPH と RELAP5)

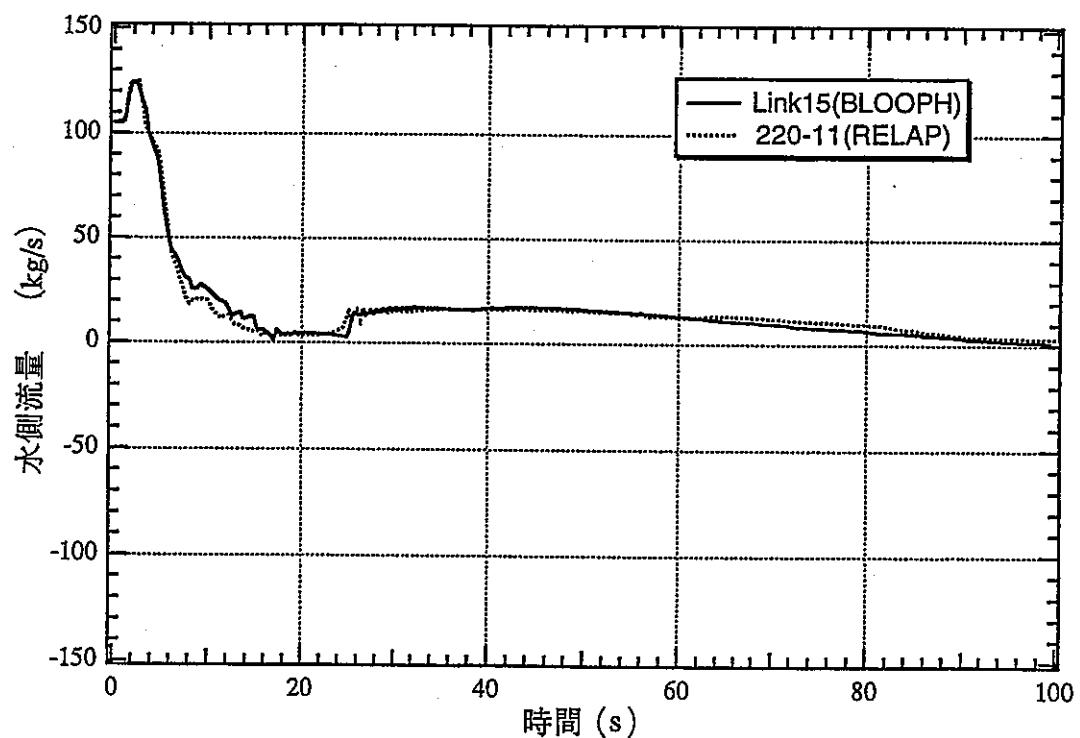
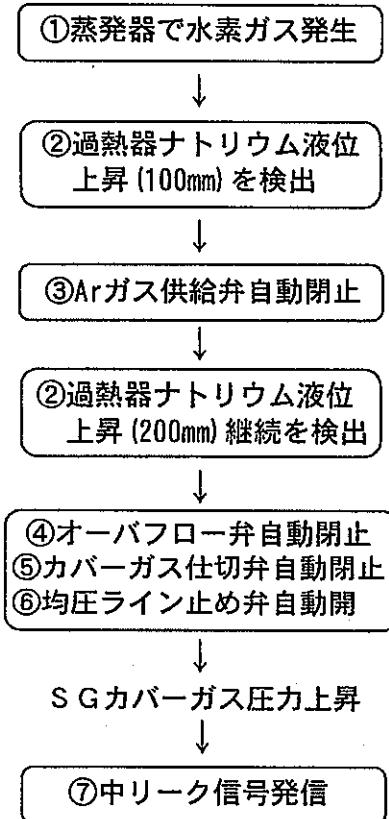
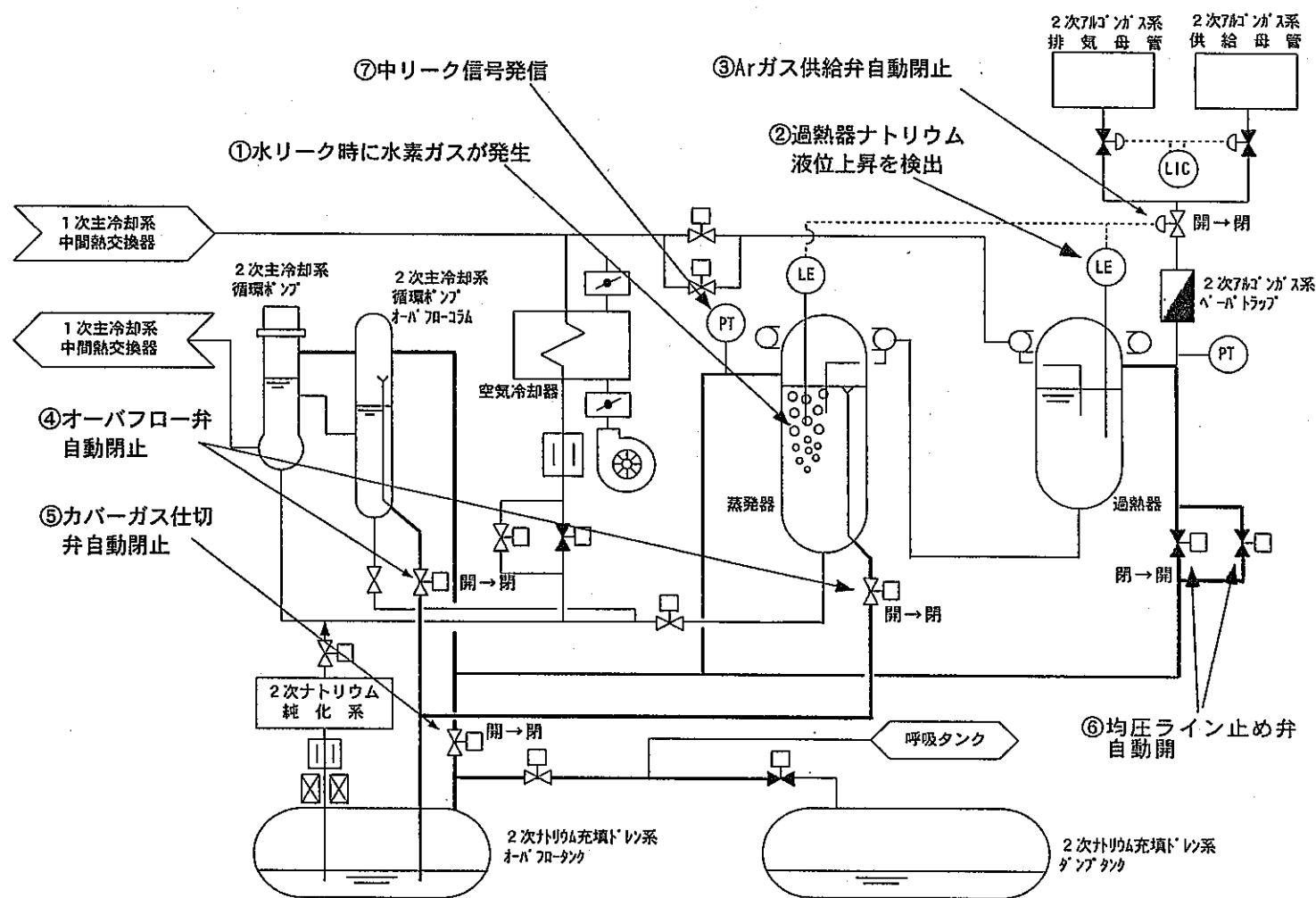


図 4.5.7 蒸発器管束部上部流量の比較 (BLOOPH と RELAP5)

カバーガス圧力計\*での水  
リーク（蒸発器）検知の流れ



- 128 -



\* : その他、水リーク検出器には水素計  
及び圧力開放板開放検出器がある。

図5.1.1 中リーク検出の概要説明図

凡例

□ : 弁閉状態

□ : 弁開状態

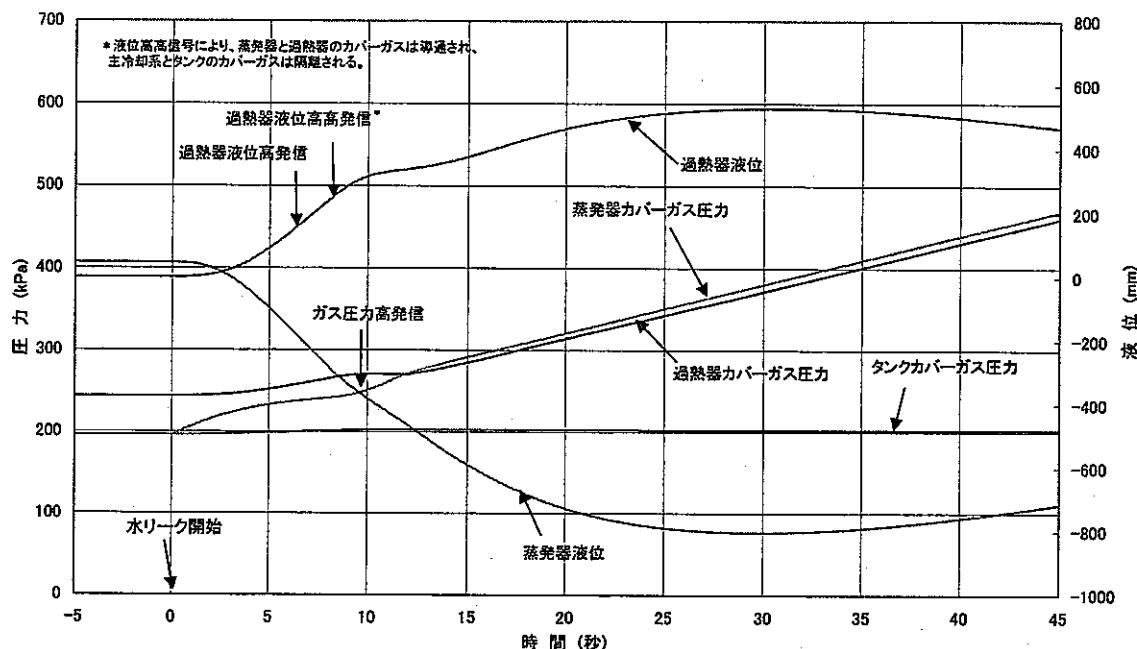


図 5.3.1 水リーク時のカバーガス圧力変化と液位変化  
(蒸発器、定格運転条件)

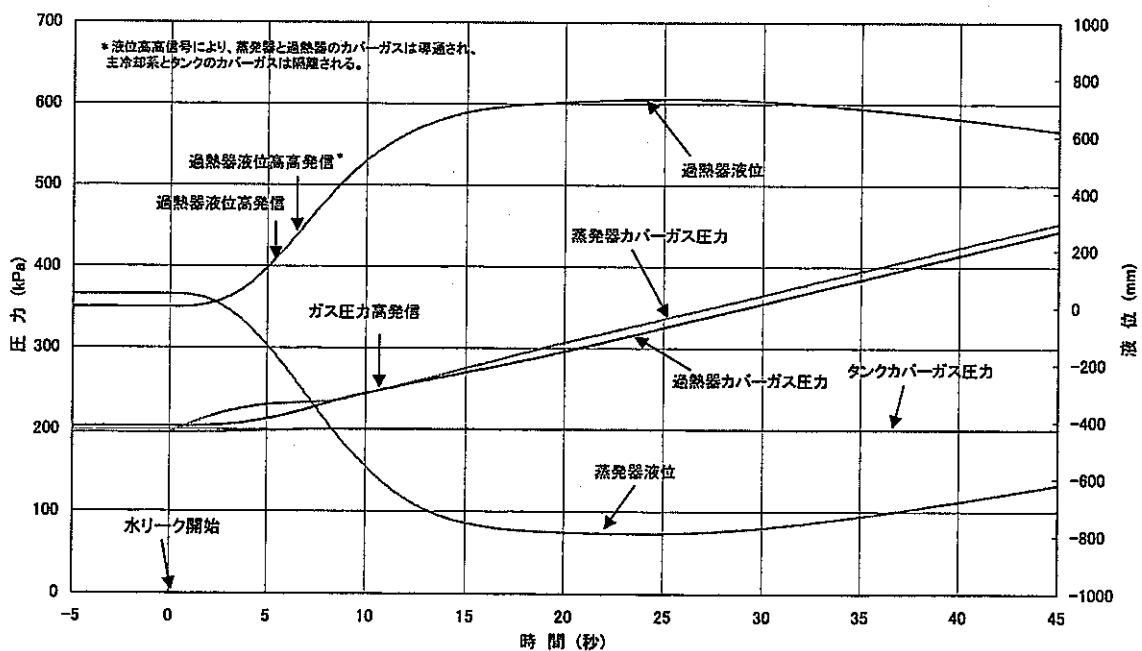


図 5.3.2 水リーク時のカバーガス圧力変化と液位変化  
(蒸発器、40%給水運転条件)

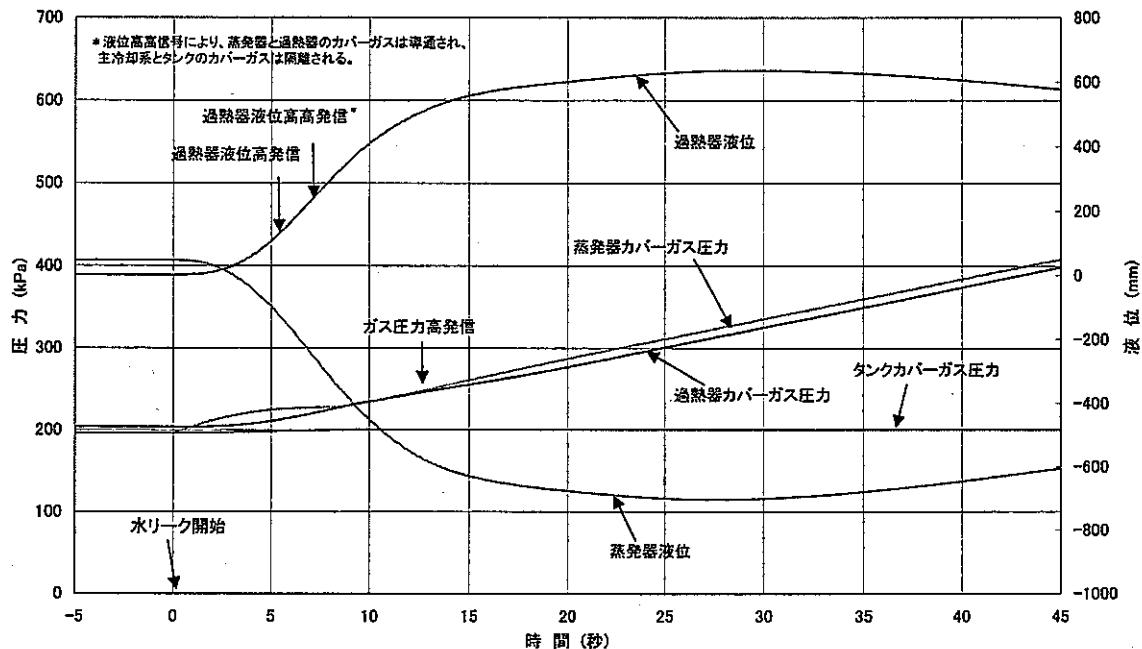


図 5.3.3 水リーク時のカバーガス圧力変化と液位変化  
(蒸発器、10%給水運転条件)

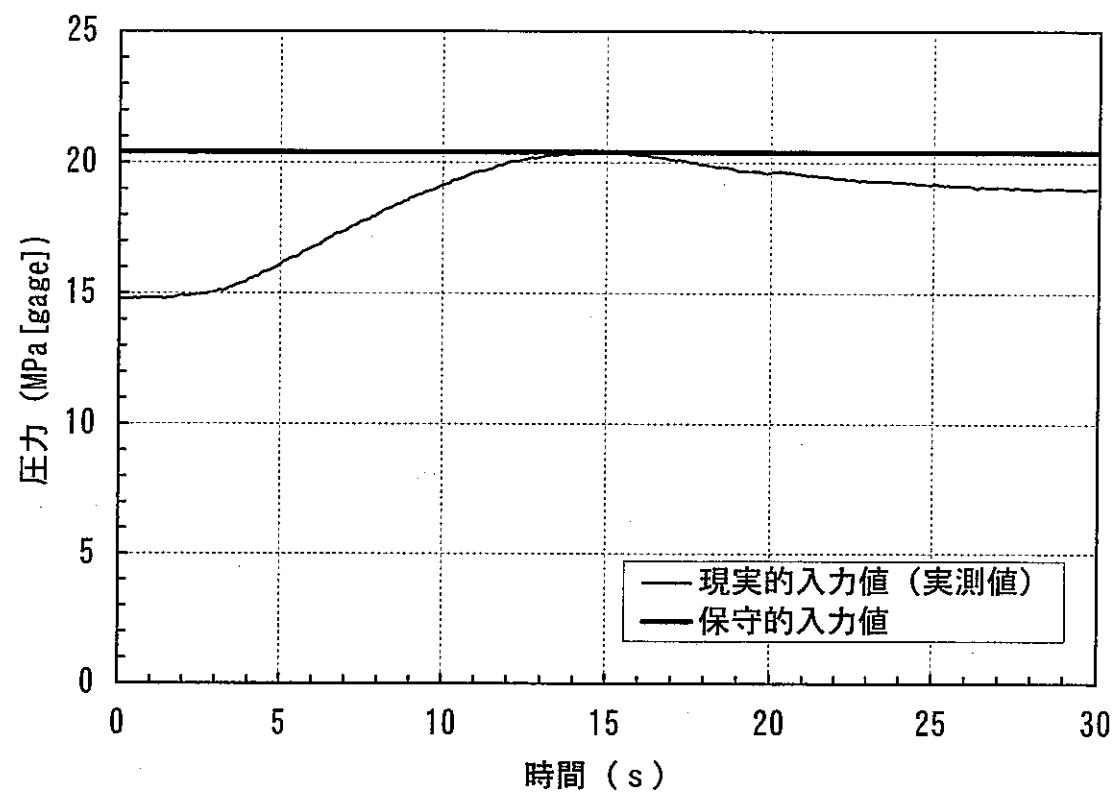


図6.1.1 SWAT-3大リーグ試験 (Run5) での伝熱管内部ガス圧力と解析入力値

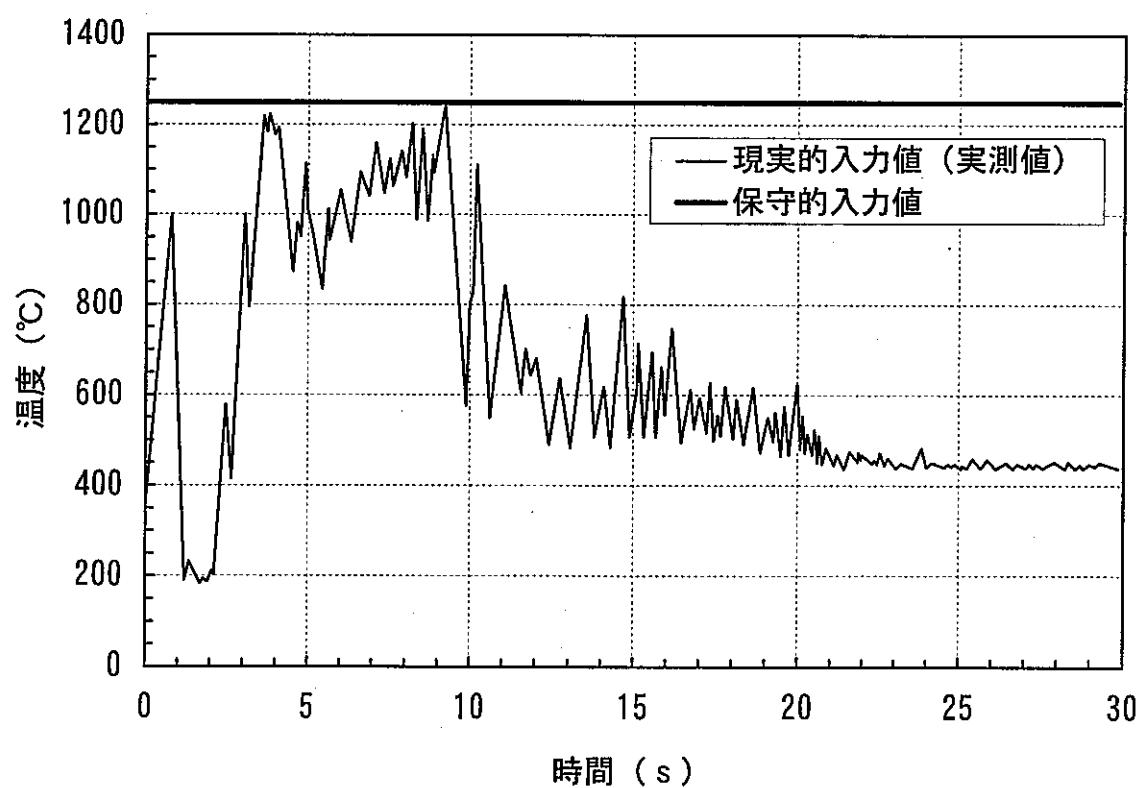


図6.1.2 SWAT-3大リーグ試験 (Run5) での反応域温度と解析入力値

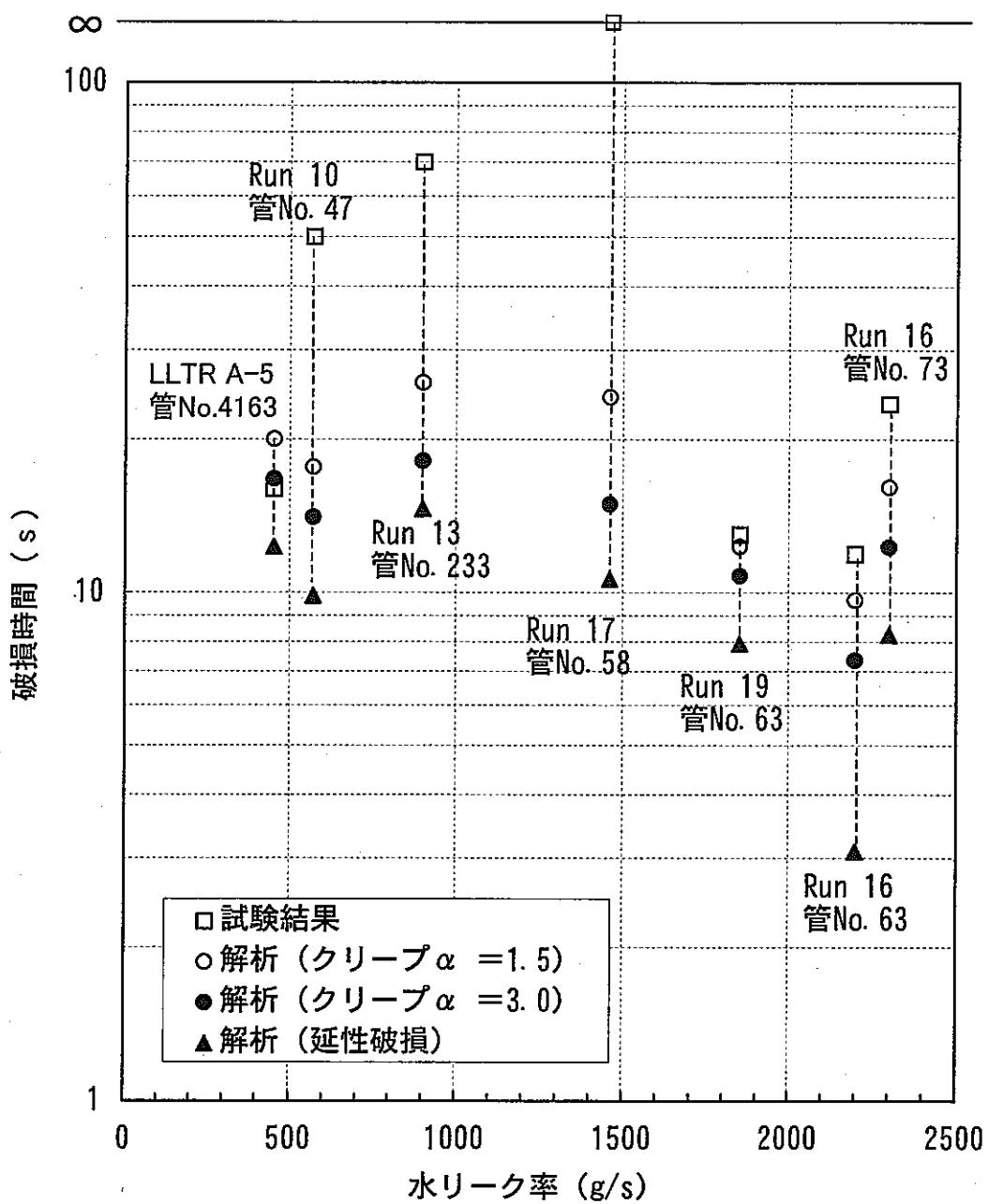


図6.2.1 破損伝播試験での高温ラブチャ解析（破損時間の比較）

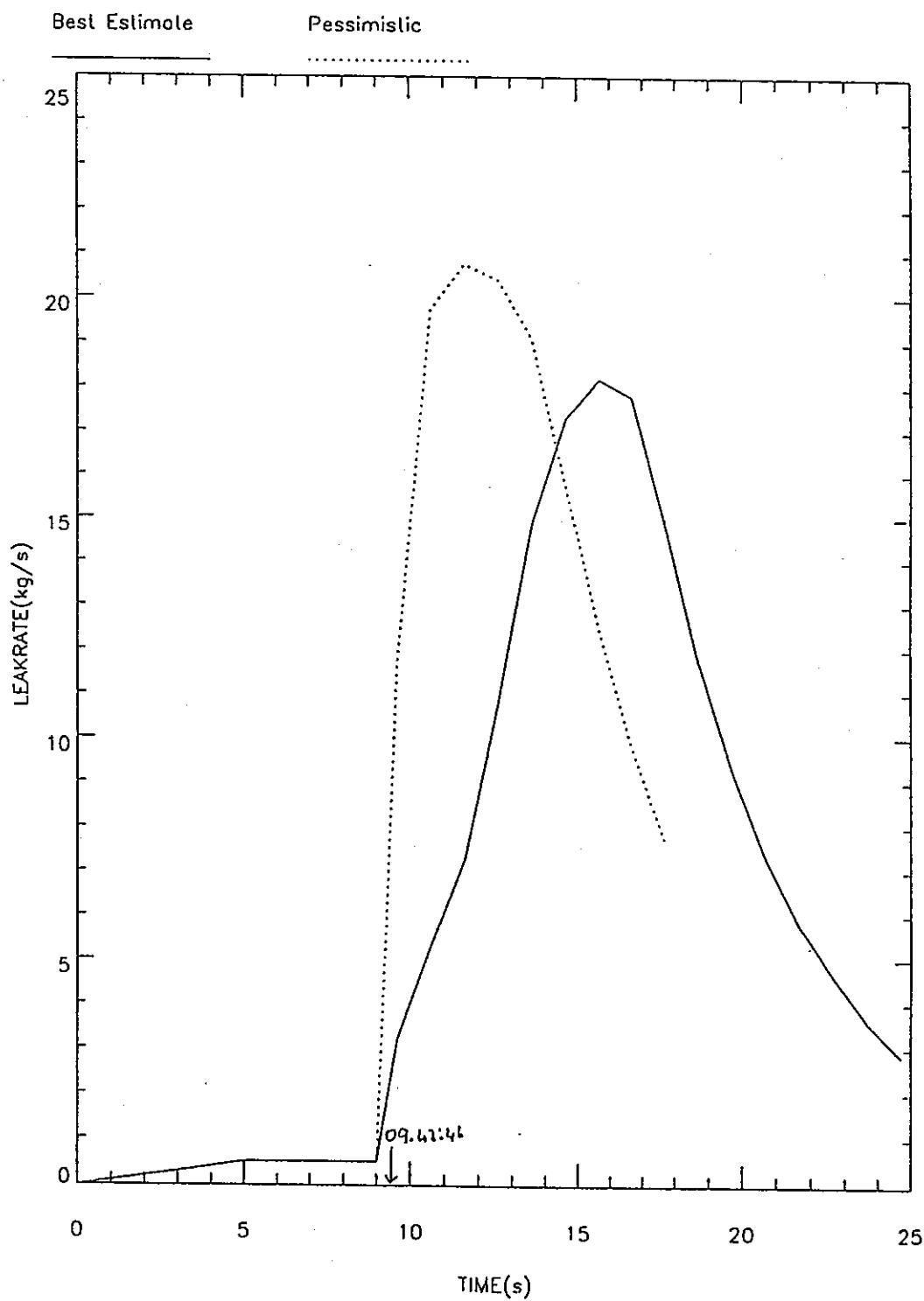
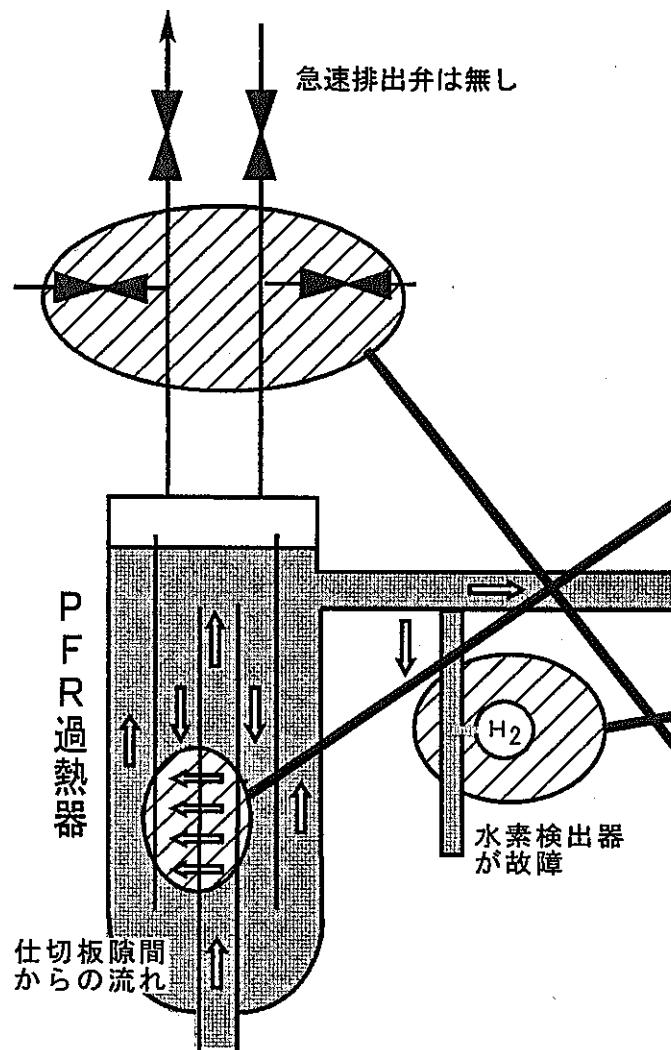


図7.1.1 PFR大リーク事故時の水リーク率(事故後解析値)



	PFR事故発生と拡大の原因	PFRの事故後の改良方策	もんじゅの設備
1	仕切板の隙間からの流れが伝熱管を振動	仕切板を完全に密着させた	仕切構造は溶接で隙間なし 注) 内筒の目的が別
2	水素検出系が故障した状態で運転継続	水素系を自動停止系に接続	始めから自動系に接続 水素濃度が監視できない状態では運転しない
3	過熱器の高速蒸気減圧系がなかった	過熱器にも高速減圧系を設置	始めから全ての蒸気発生器に急速減圧系が設置

注) PFRの内筒はナトリウムの過熱器への入口流路を構成していたが、「もんじゅ」の内筒はヘリカルコイル製作上の芯であり、ナトリウムの流れはない。

図7.2.1 英国PFRの事故の原因と「もんじゅ」の設備

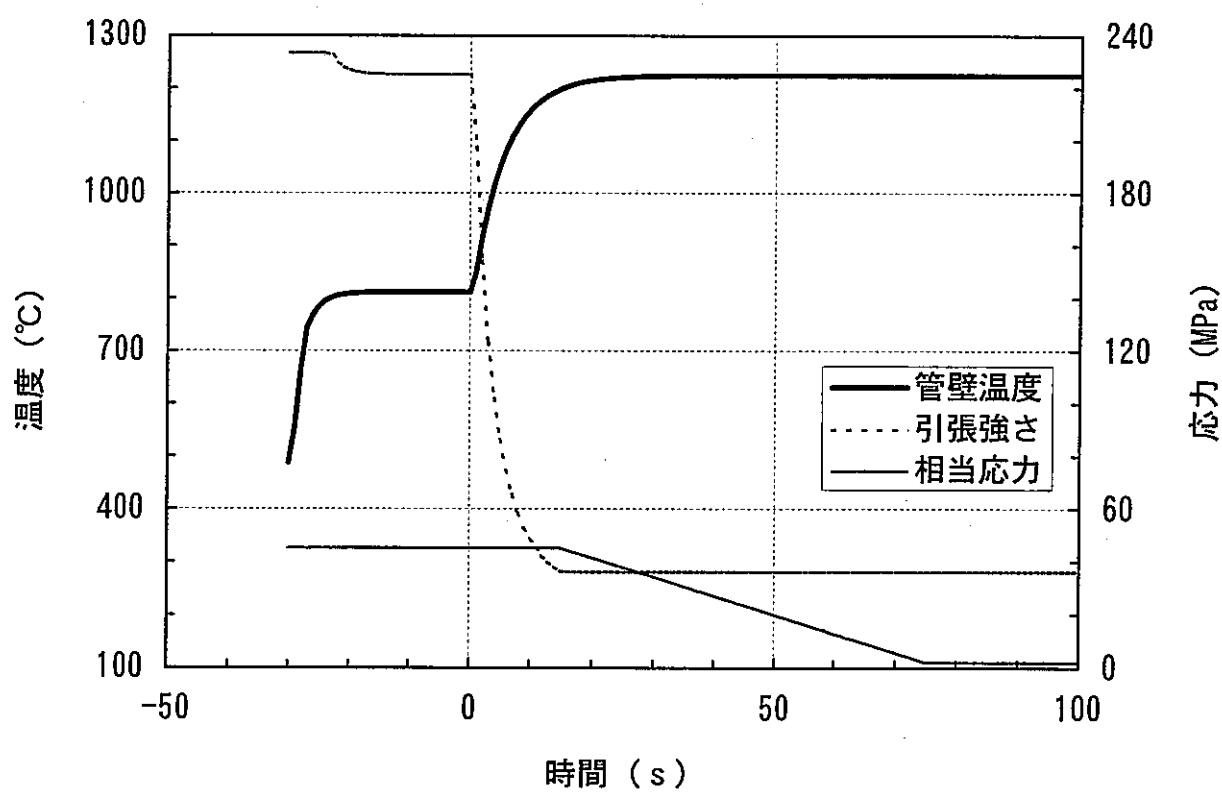
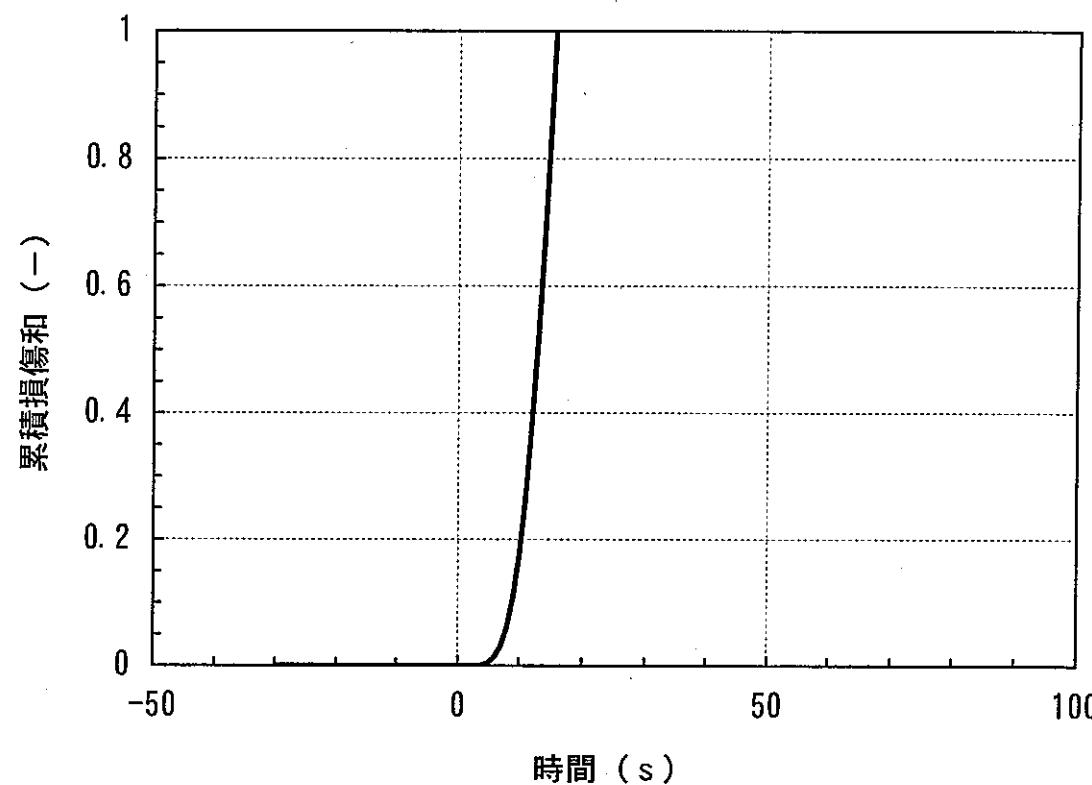


図7.4.1 PFR事故高温ラプチャ解析結果（低速プローダウン系による現実ケース）

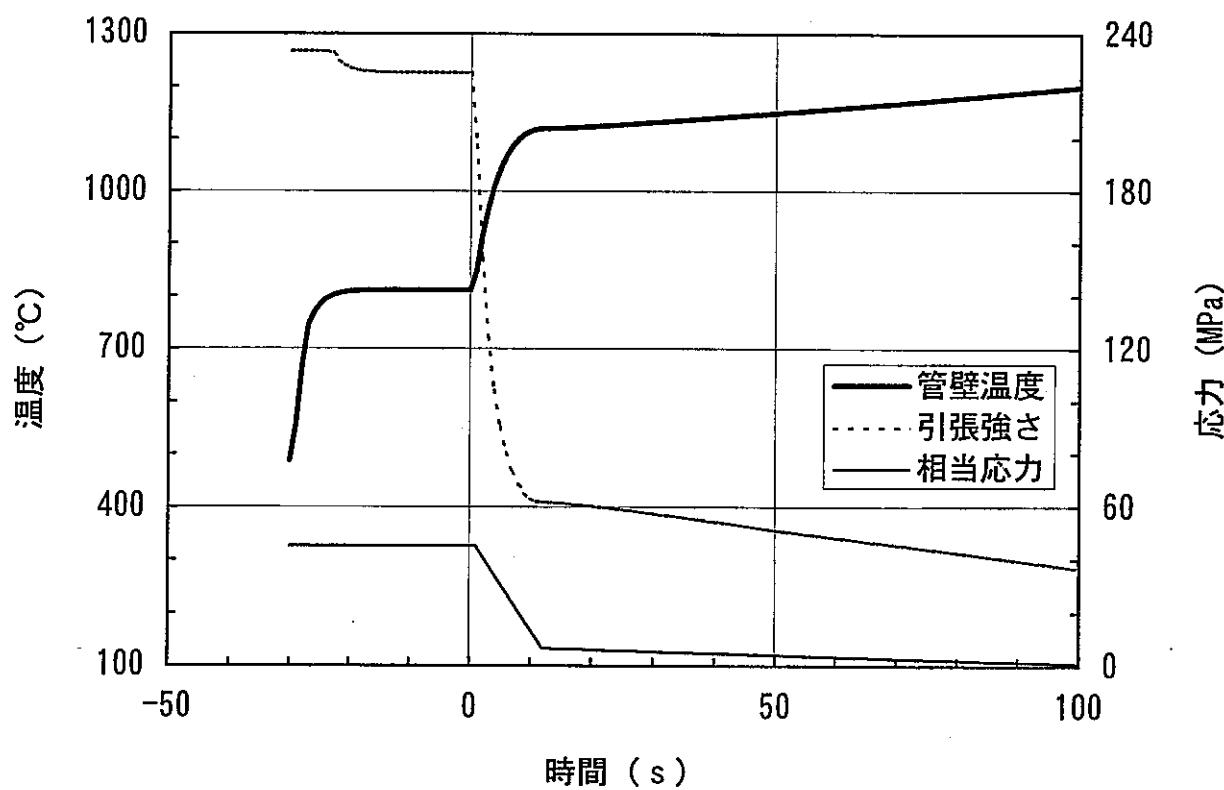
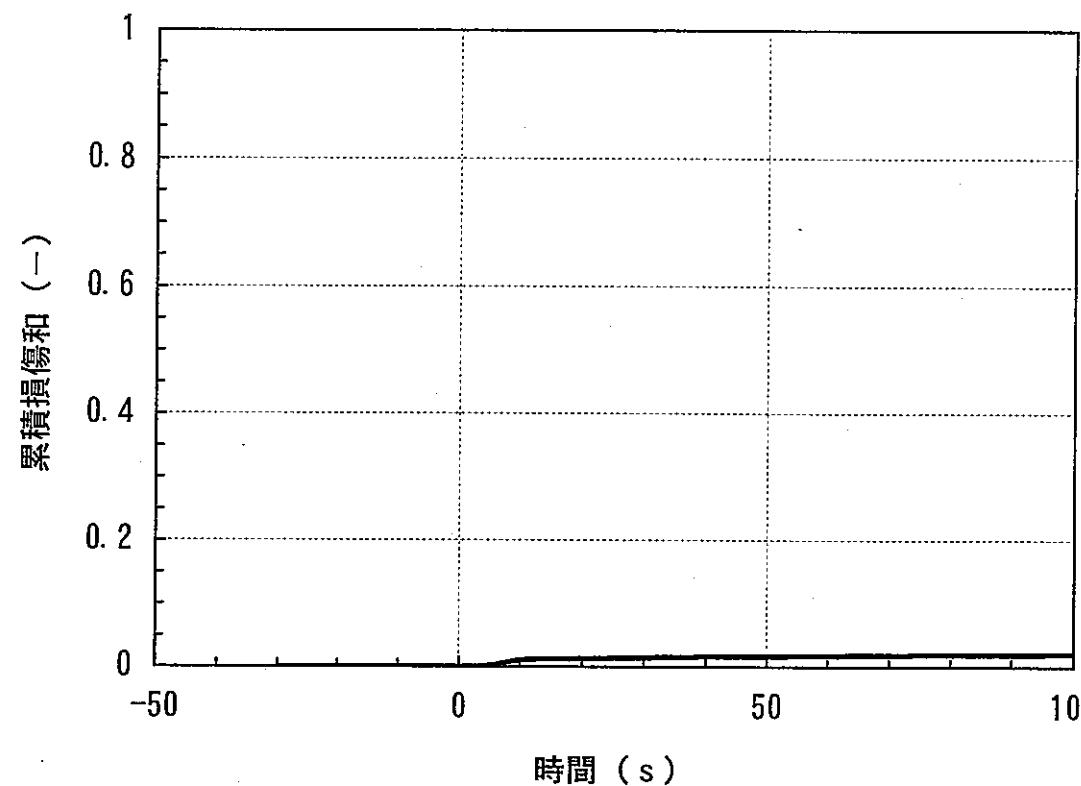


図7.4.2 PFR事故高温ラプチャ解析結果（高速プローダウン系による想定ケース）

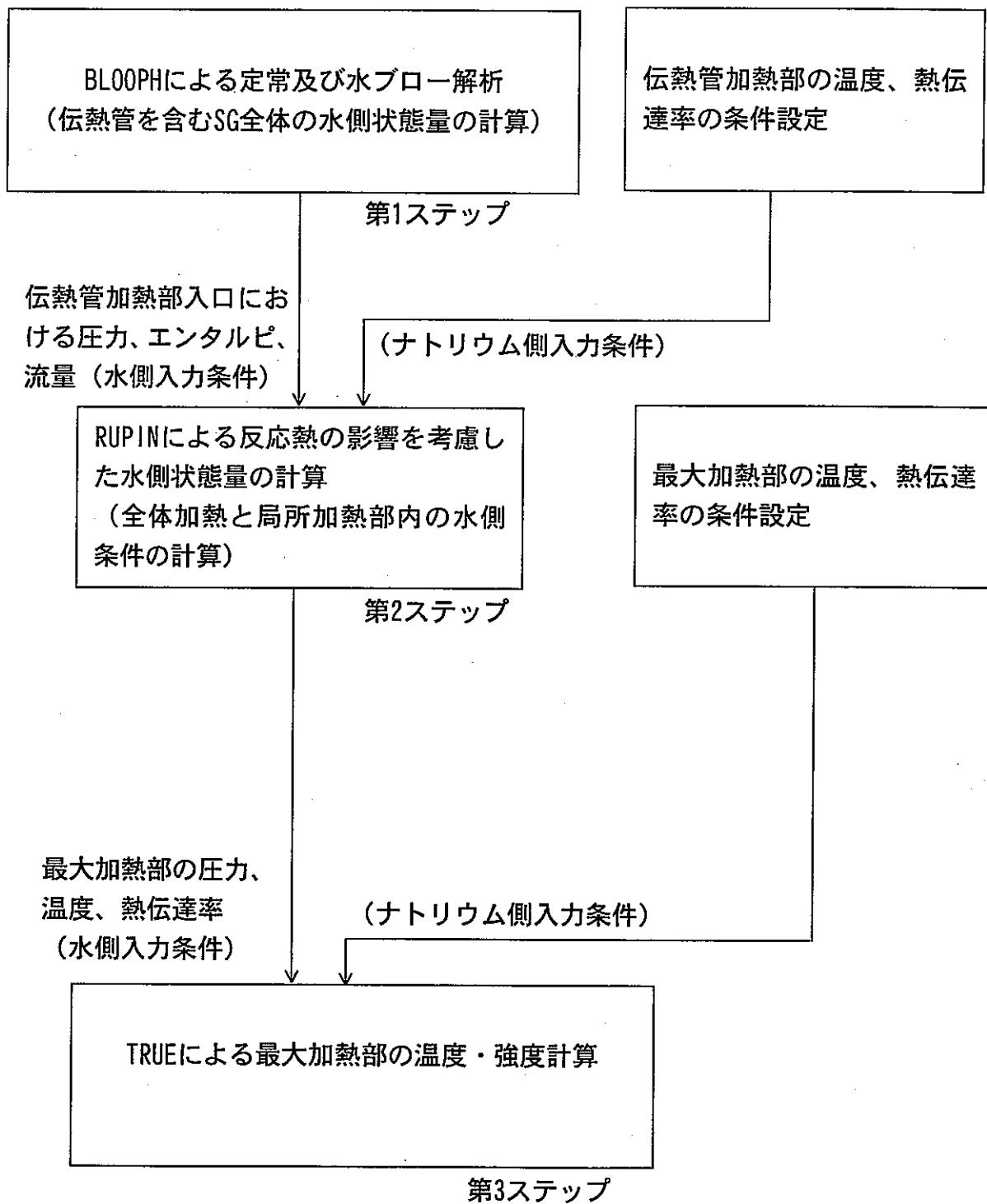


図8.1.1 高温ラブチャ解析の手順

## 検出機能の強化

水リーキを確実に検知するため、カバーガス圧力計を2個/ループから3個/ループに追加設置する。検出論理を2 out of 2 から2 out of 3に変更する。

## プローダウン性能の強化

水・蒸気プローダウンをより早期に完了するため、蒸発器入口放出弁を1個/ループから2個/ループに、出口放出弁を2個/ループから3個/ループにそれぞれ追加設置する。

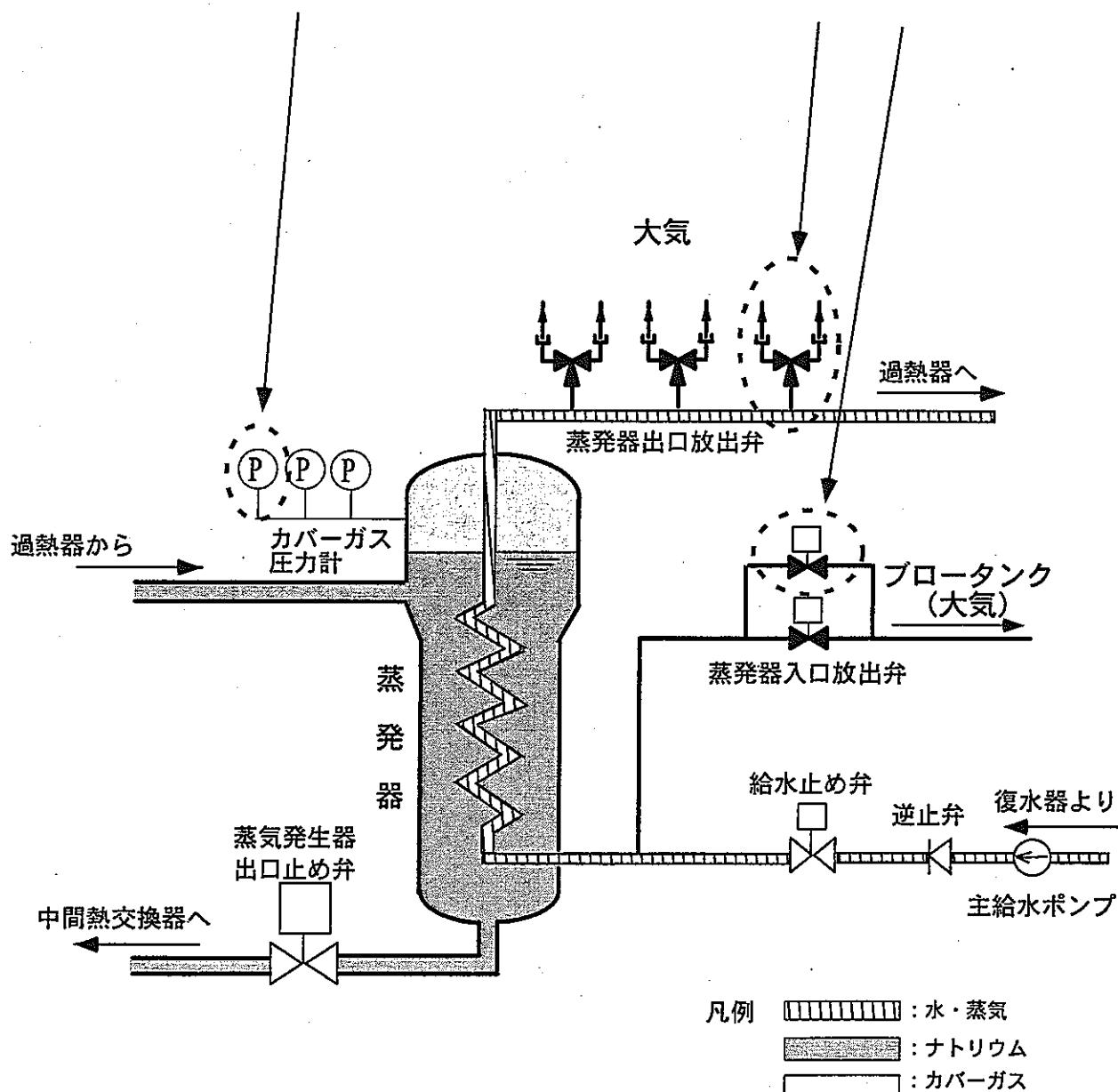


図8.1.2 蒸発器プローダウン性能等に係る設備の改造

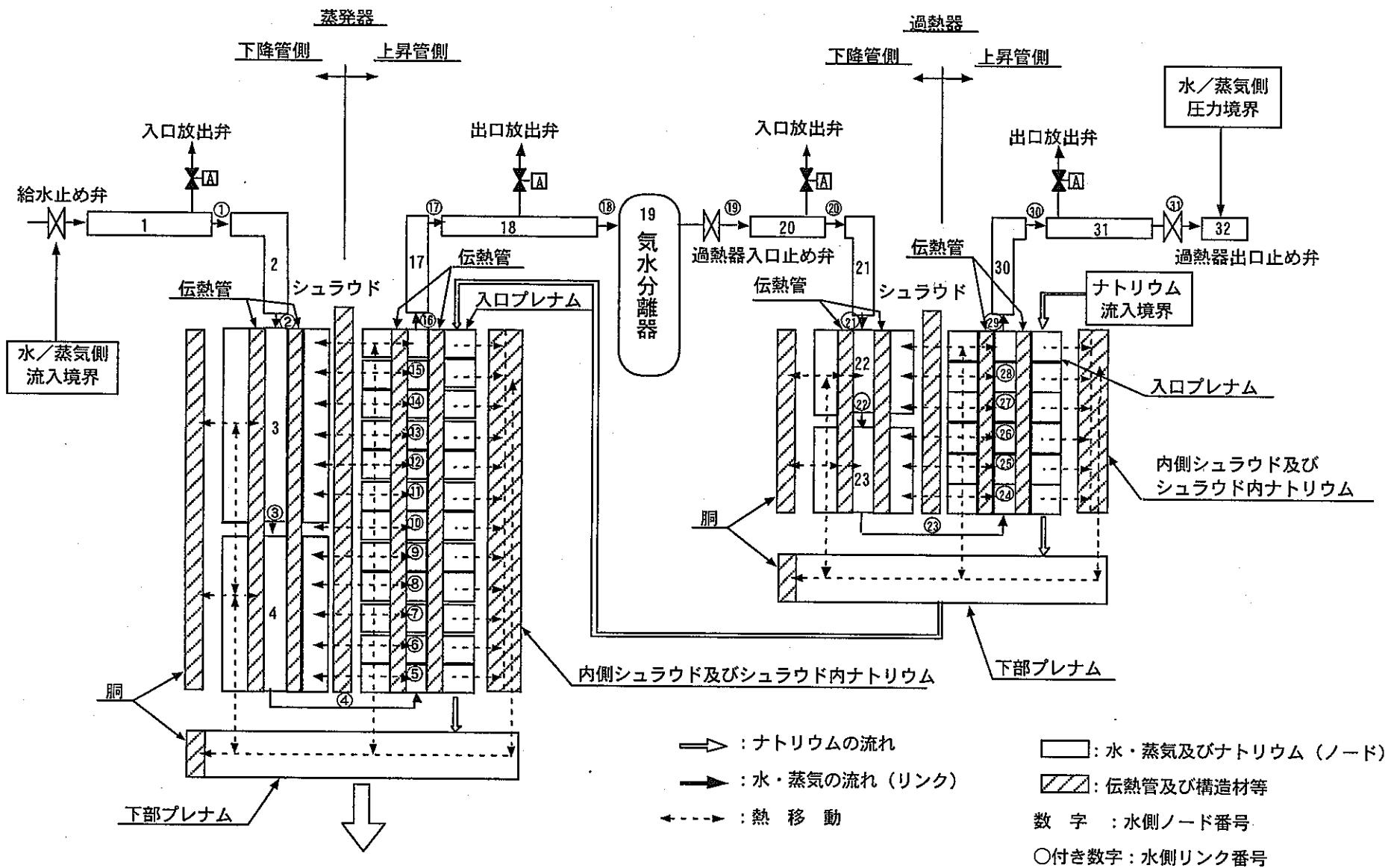


図8.1.3 BLOOPHコードによる「もんじゅ」蒸気発生器体系の計算モデル（ノードとリンク）

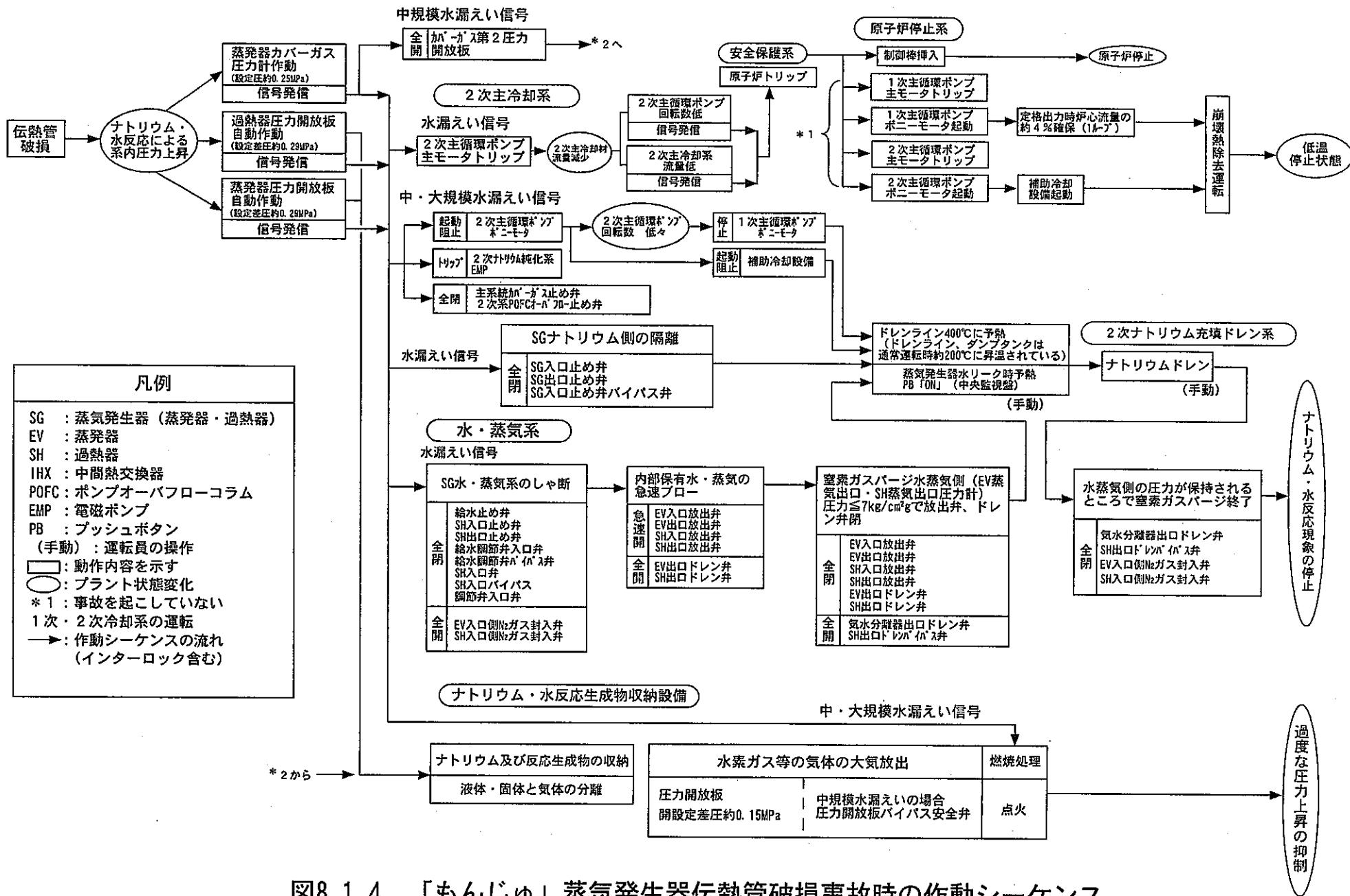


図8.1.4 「もんじゅ」蒸気発生器伝熱管破損事故時の作動シーケンス

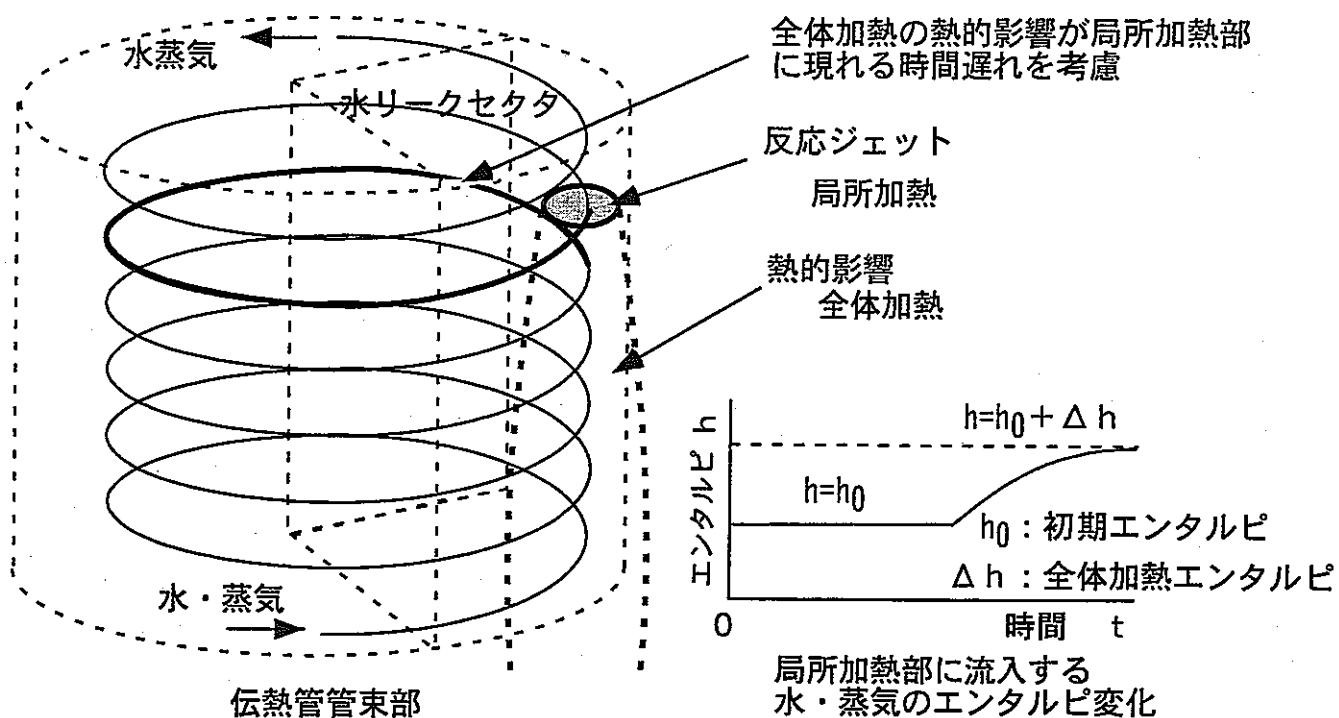


図8.1.5 輸送遅れと熱交換を考慮した全体加熱モデルの概念

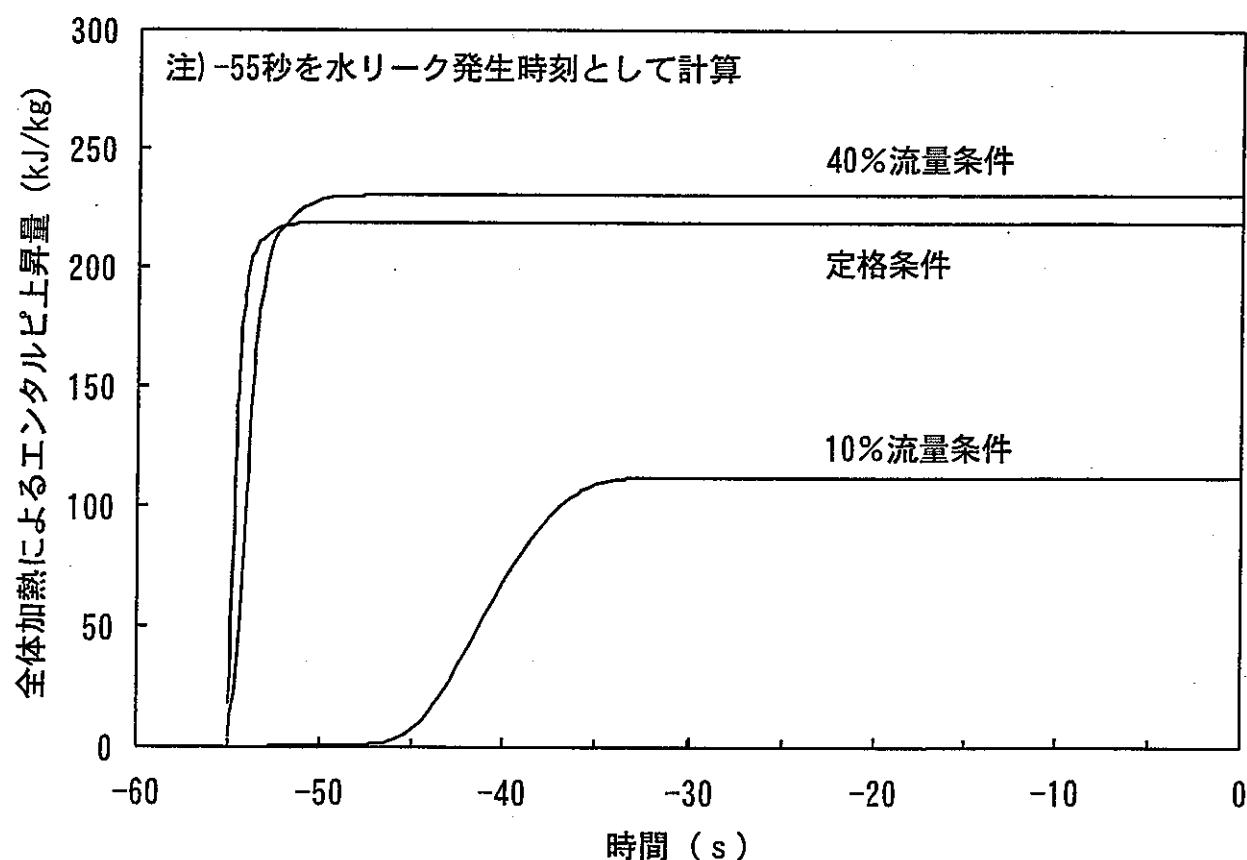


図8.1.6 管束上部（リンク13）水リーク時の水側エンタルピ変化

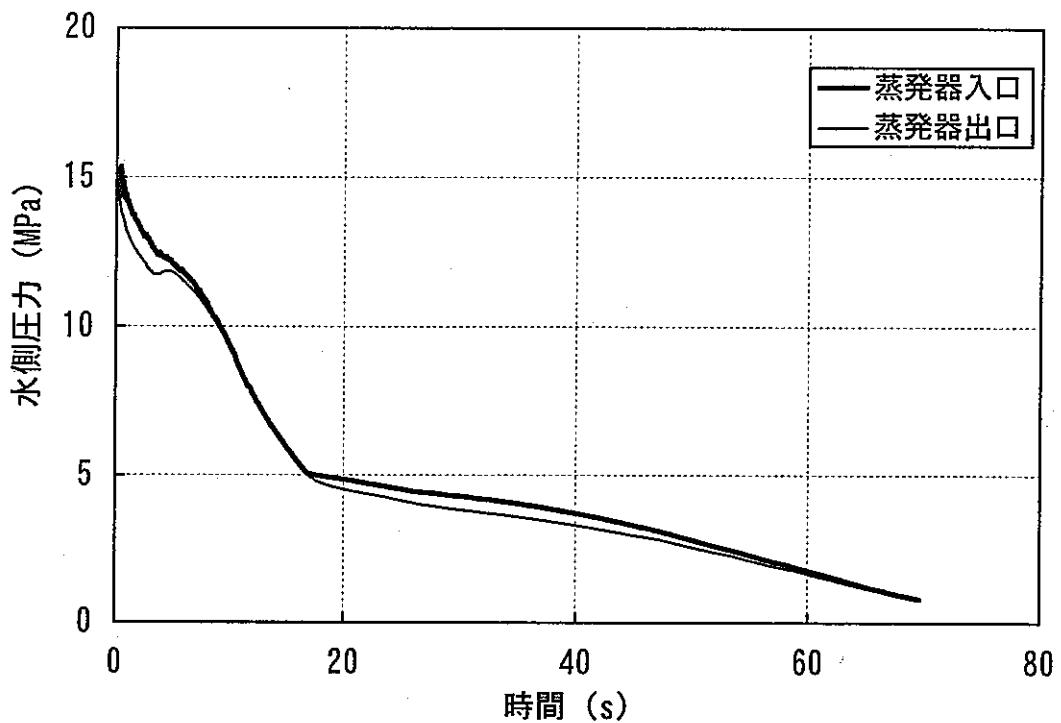


図 8.1.7 蒸発器出入口圧力変化（定格運転条件からのプロー）

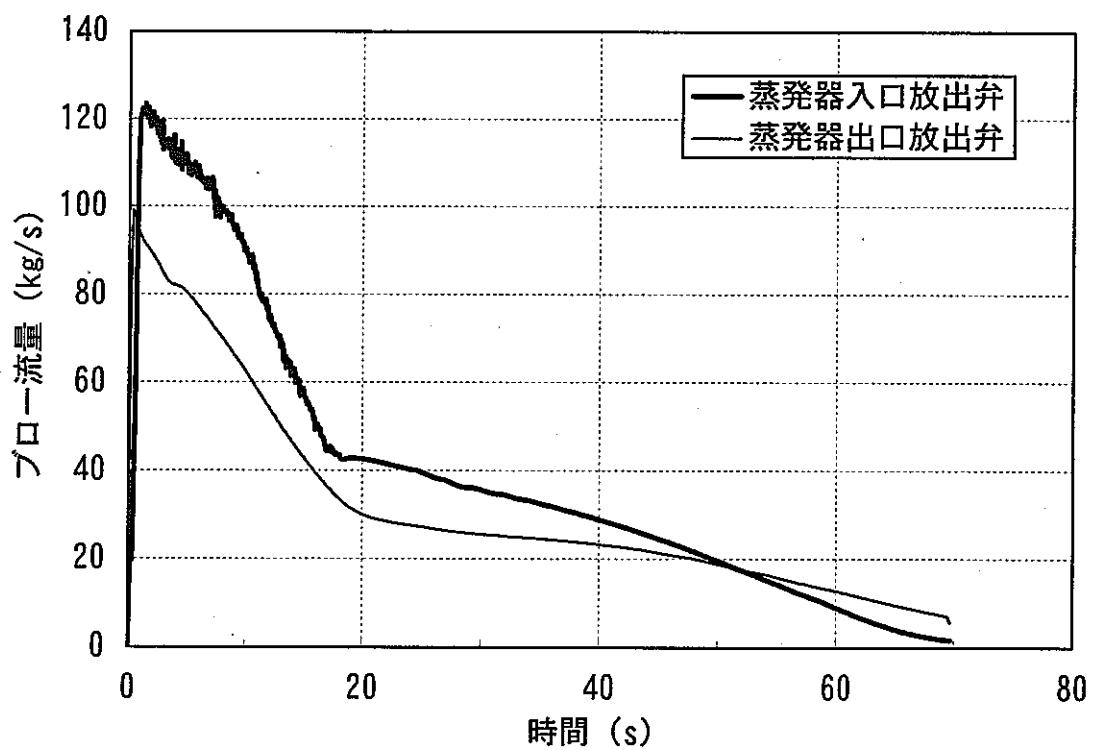


図 8.1.8 蒸発器出入口放出弁プロー流量（定格運転条件からのプロー）

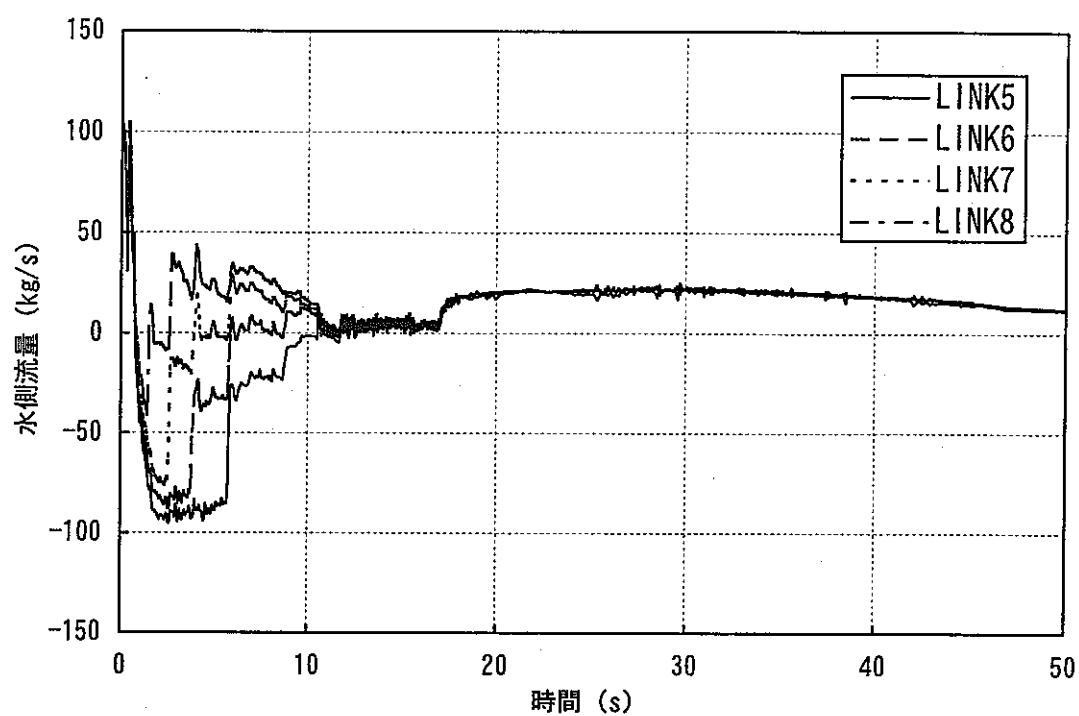


図 8.1.9 蒸発器管束部下部流量変化（定格運転条件からのブロー）

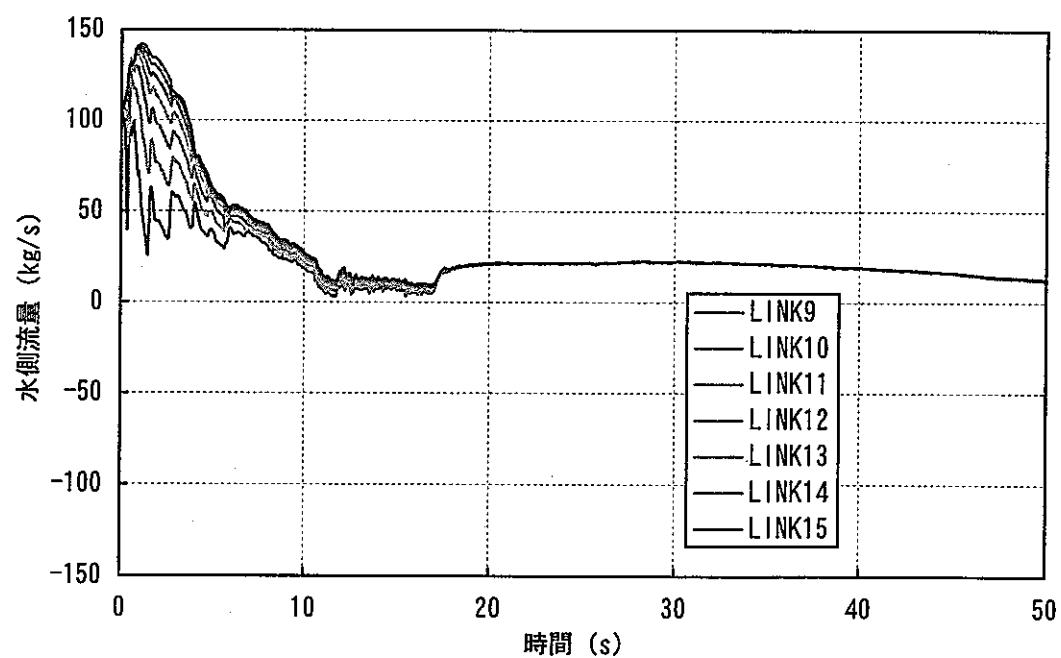


図 8.1.10 蒸発器管束部中部及び上部流量変化（定格運転条件からのブロー）

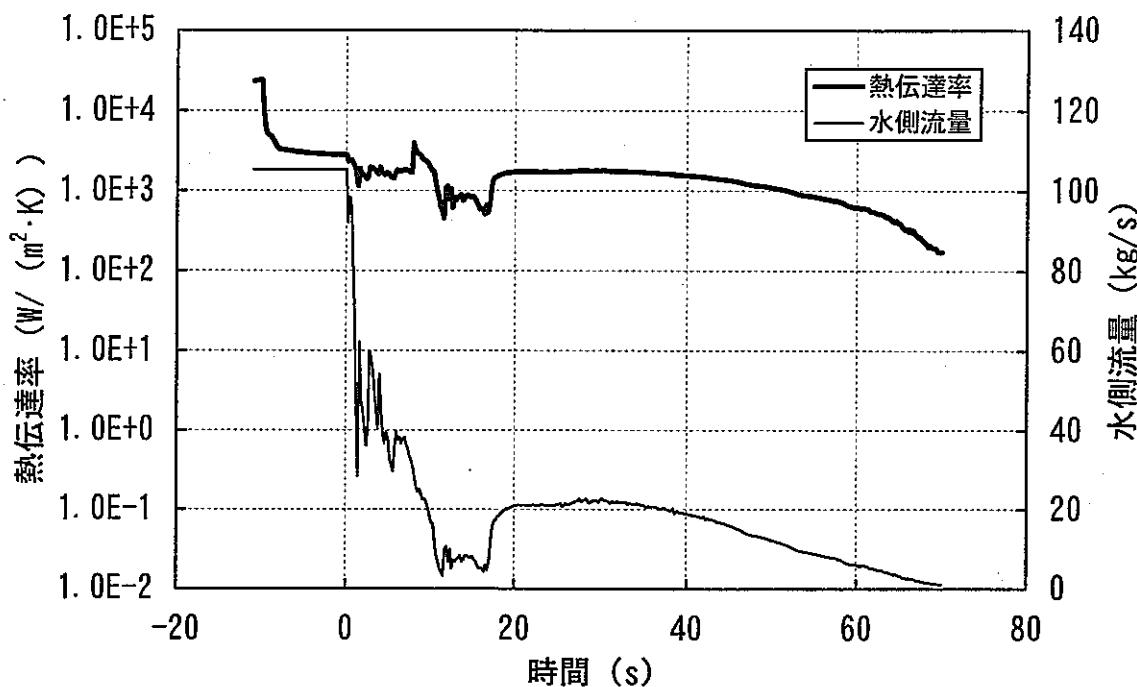


図 8.1.11 水側熱伝達率と流量（設備改造後、定格運転時、リンク 9）

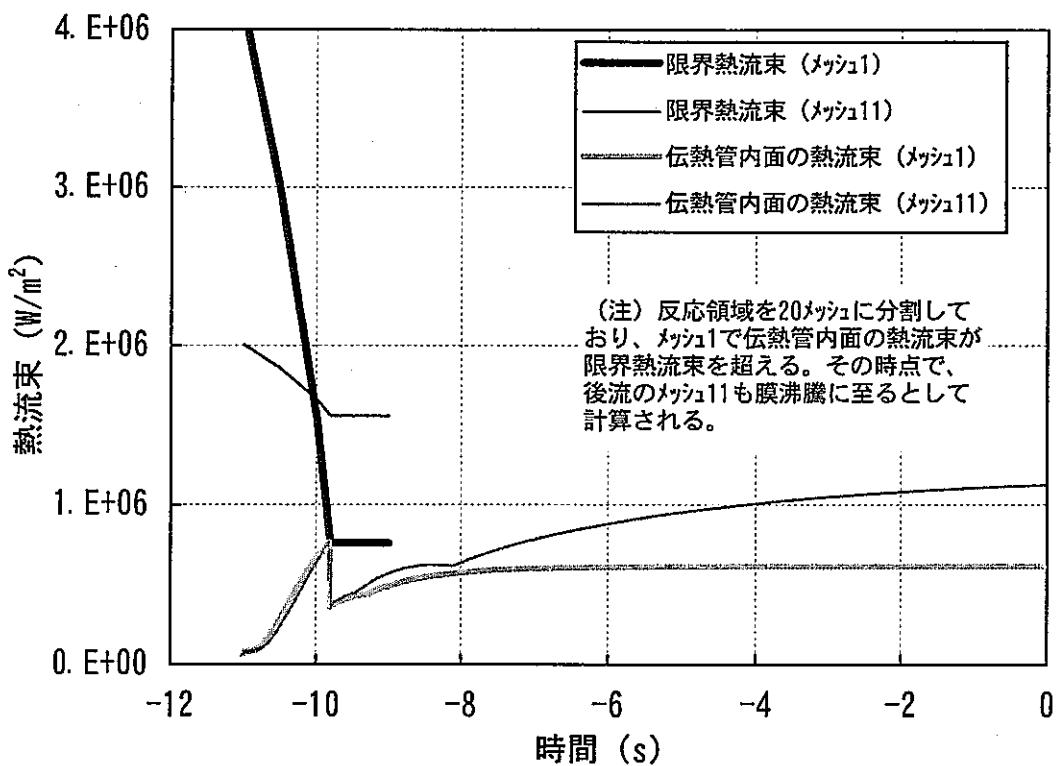


図 8.1.12 熱流束（設備改造後、定格運転時、リンク 9）

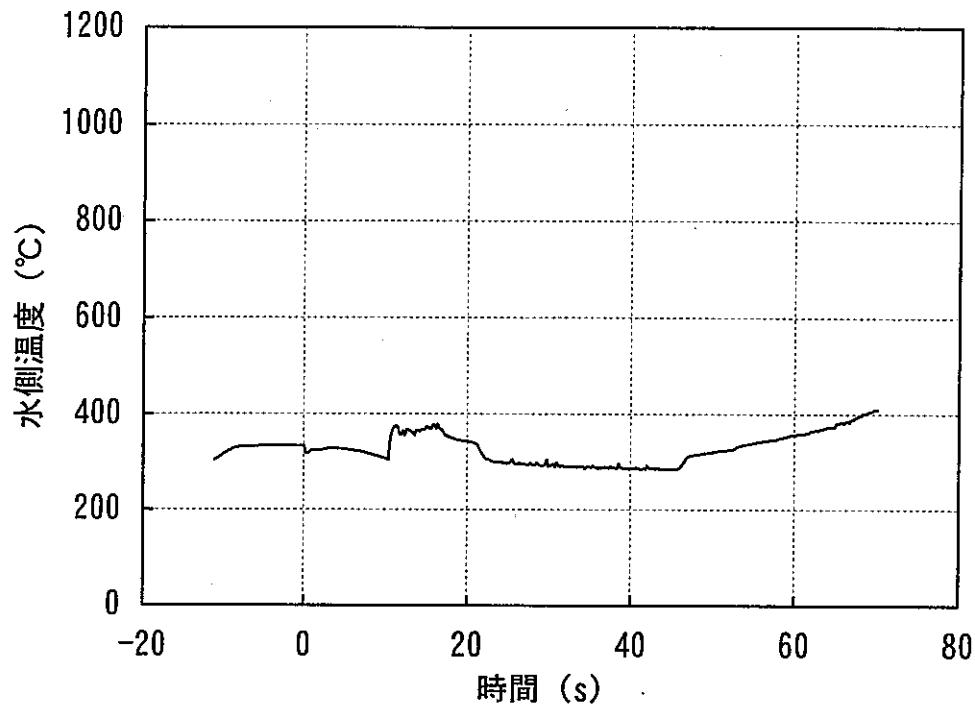


図 8.1.13 水側温度（設備改造後、定格運転時、リンク 9）

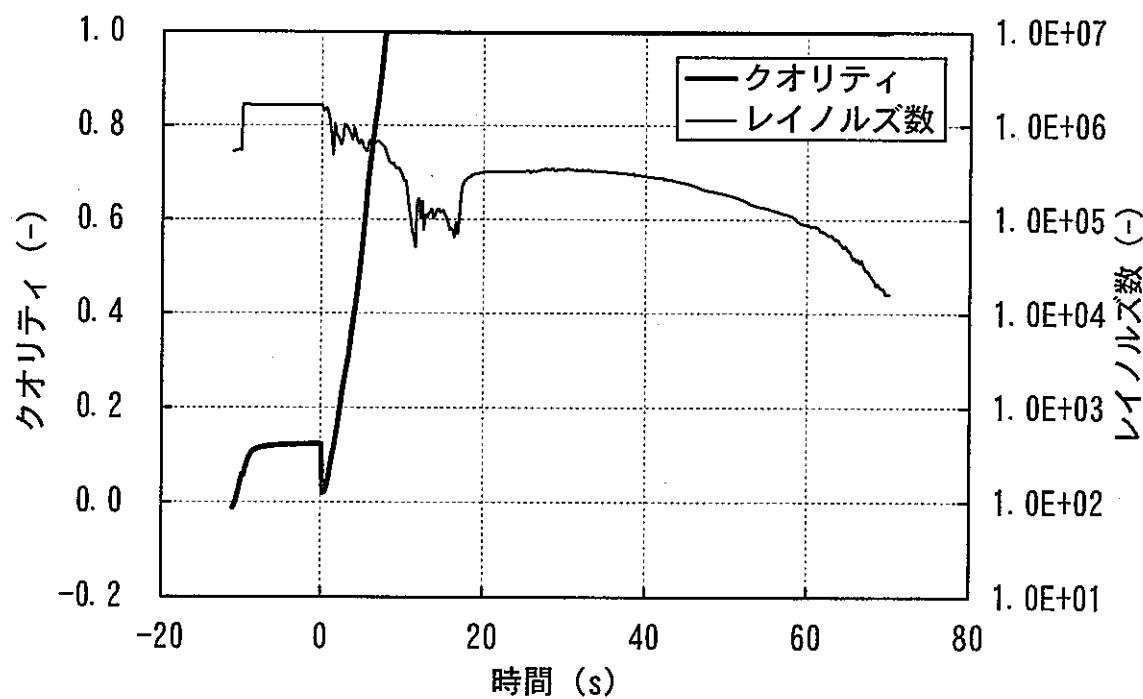


図 8.1.14 クオリティとレイノルズ数（設備改造後、定格運転時、リンク 9）

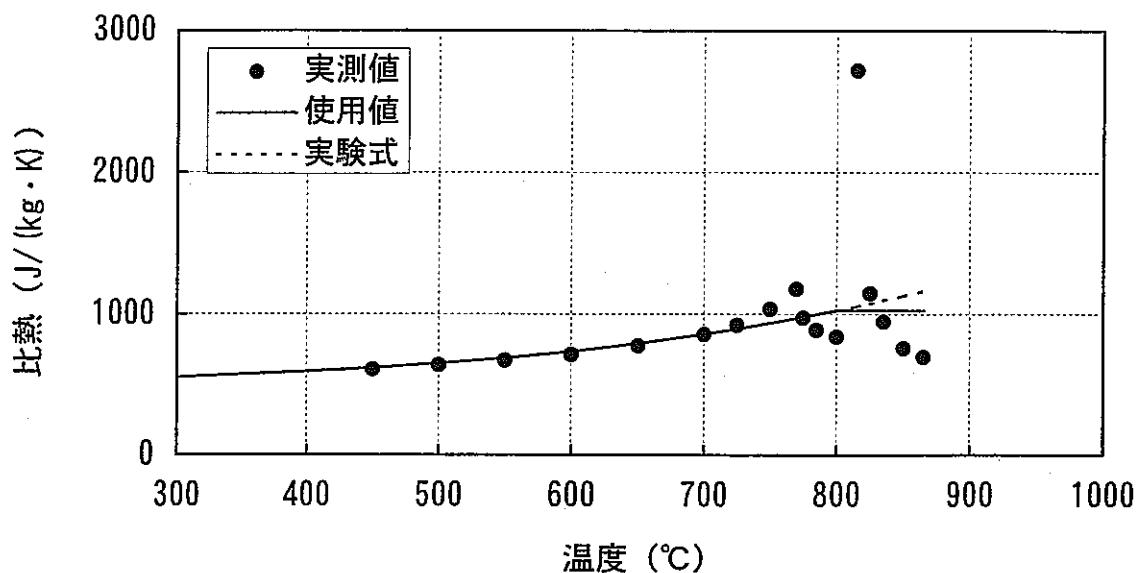


図8.1.15(a) 比熱の温度依存性

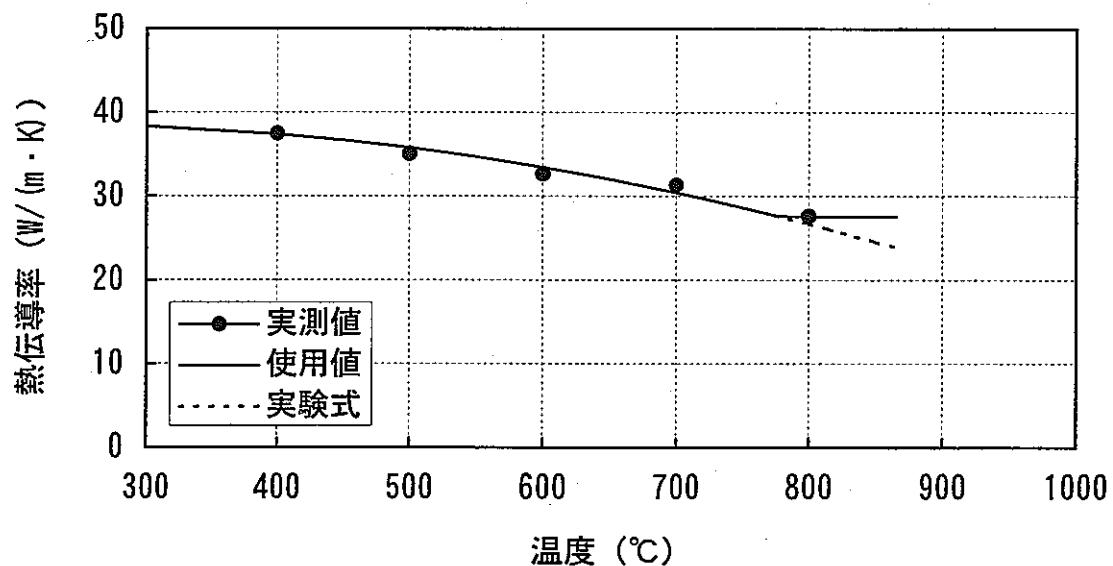


図8.1.15(b) 热伝導率の温度依存性

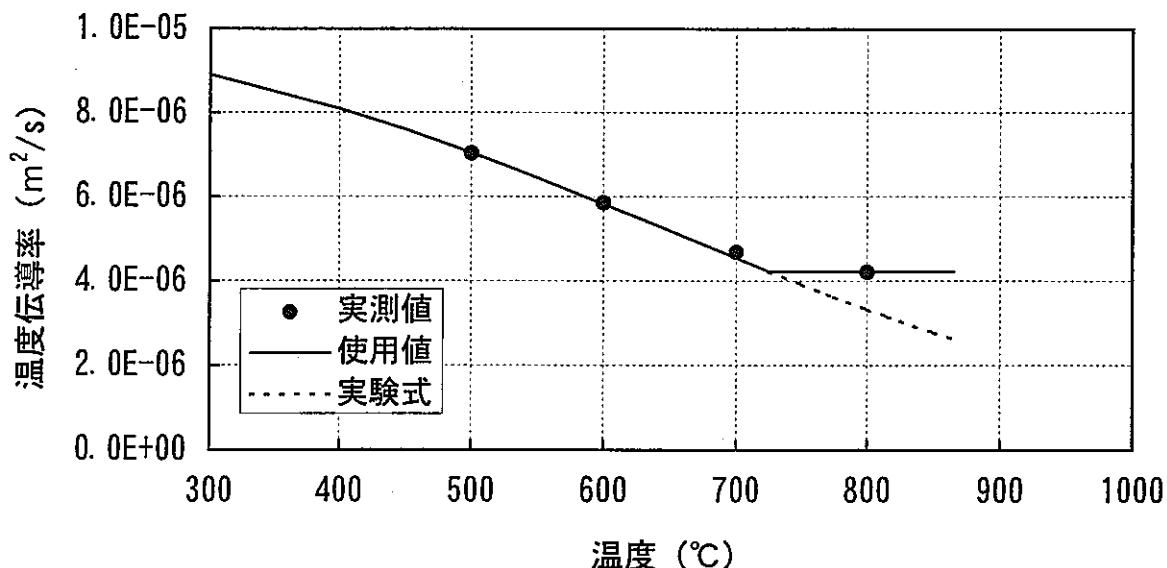
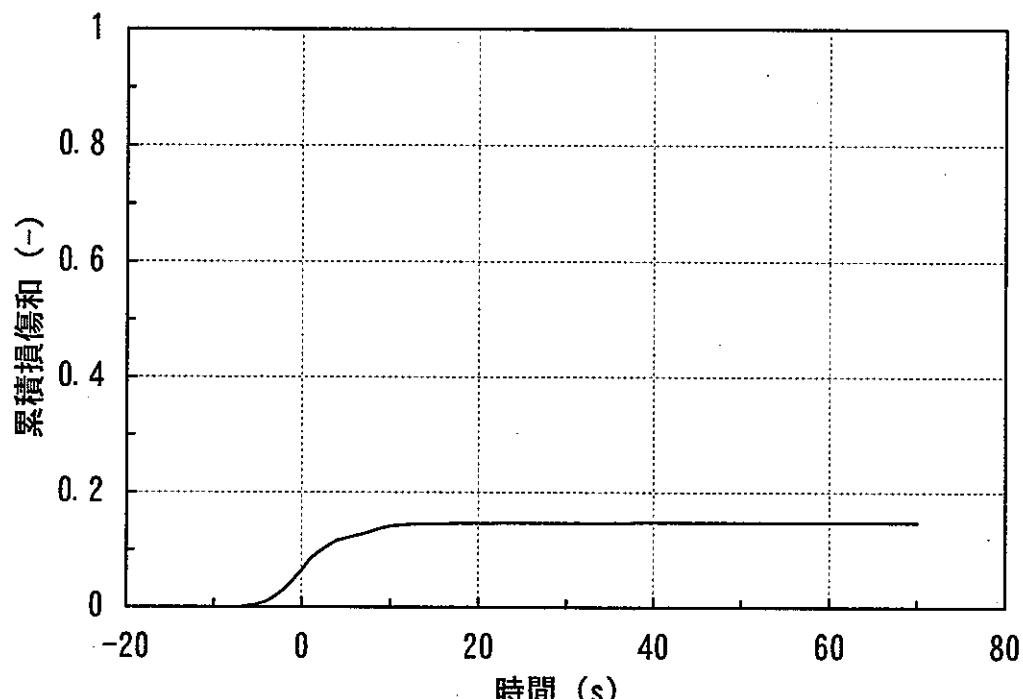
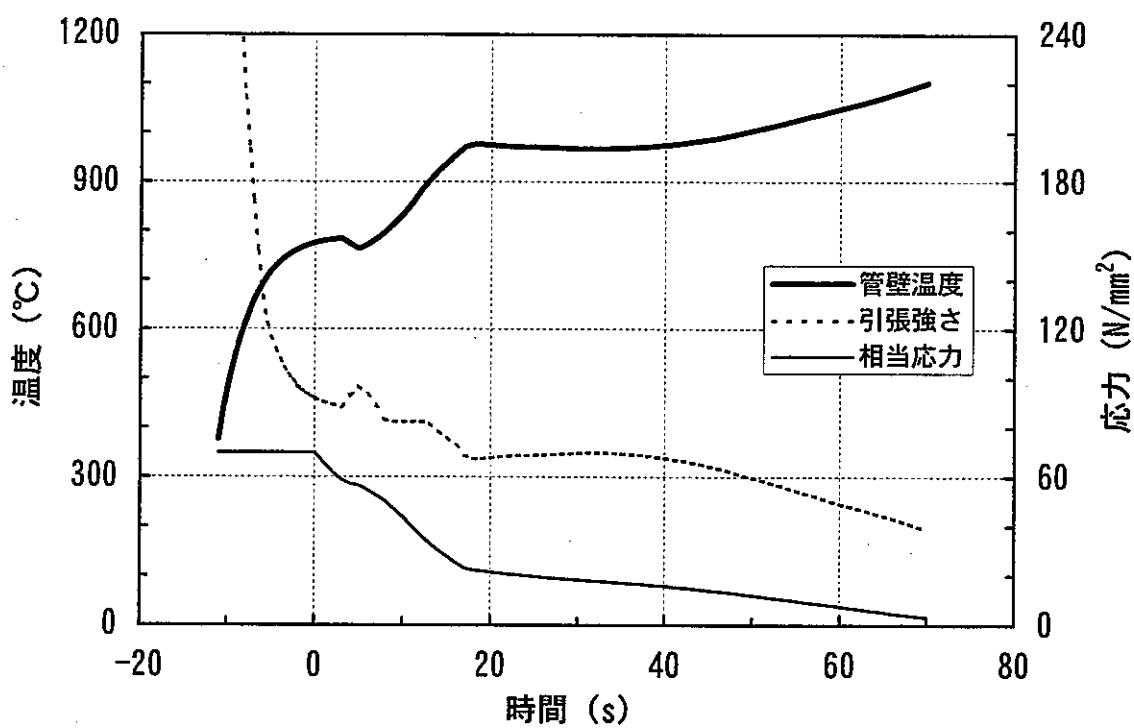


図8.1.15(c) 温度伝導率の温度依存性

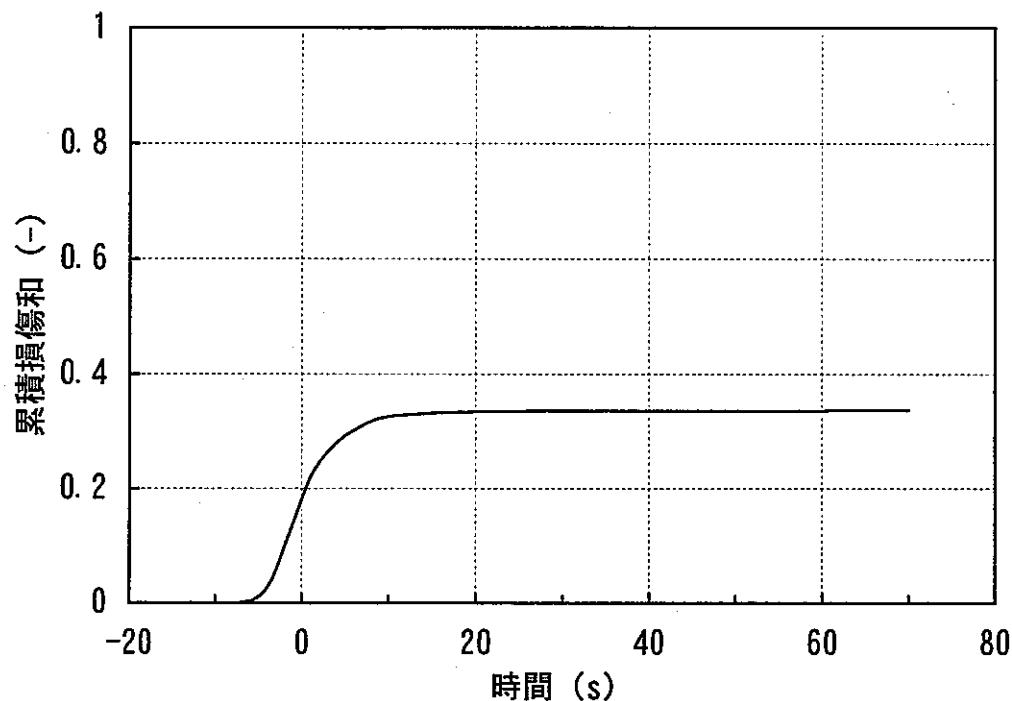


累積損傷和の時間変化

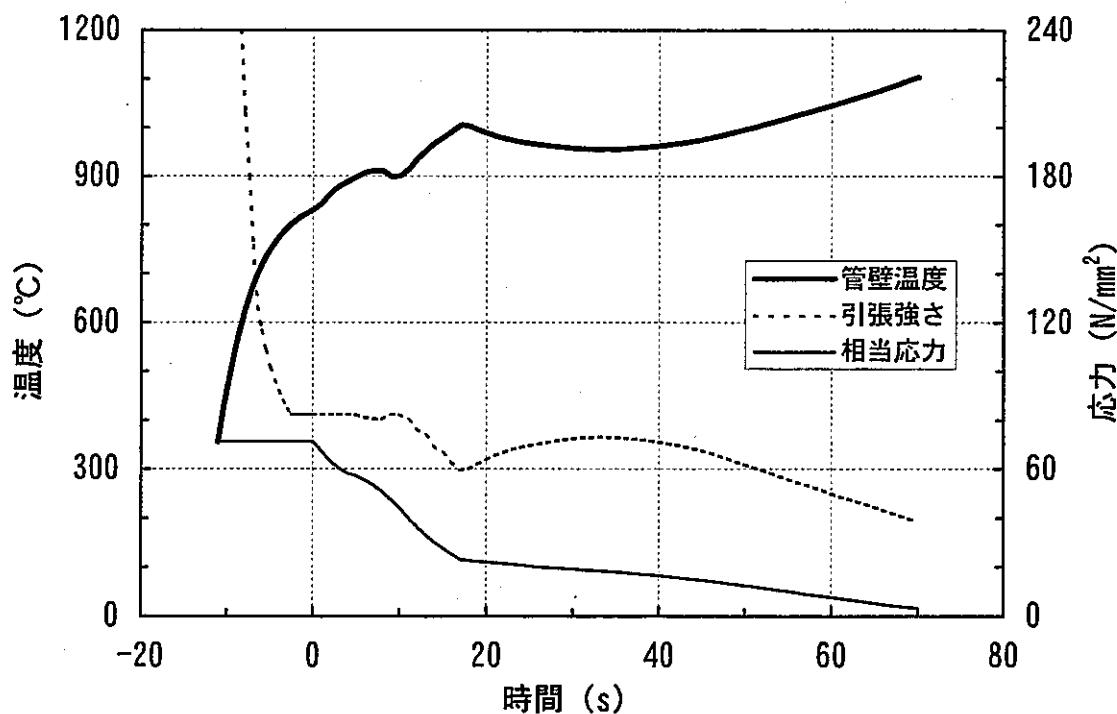


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.1 設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)

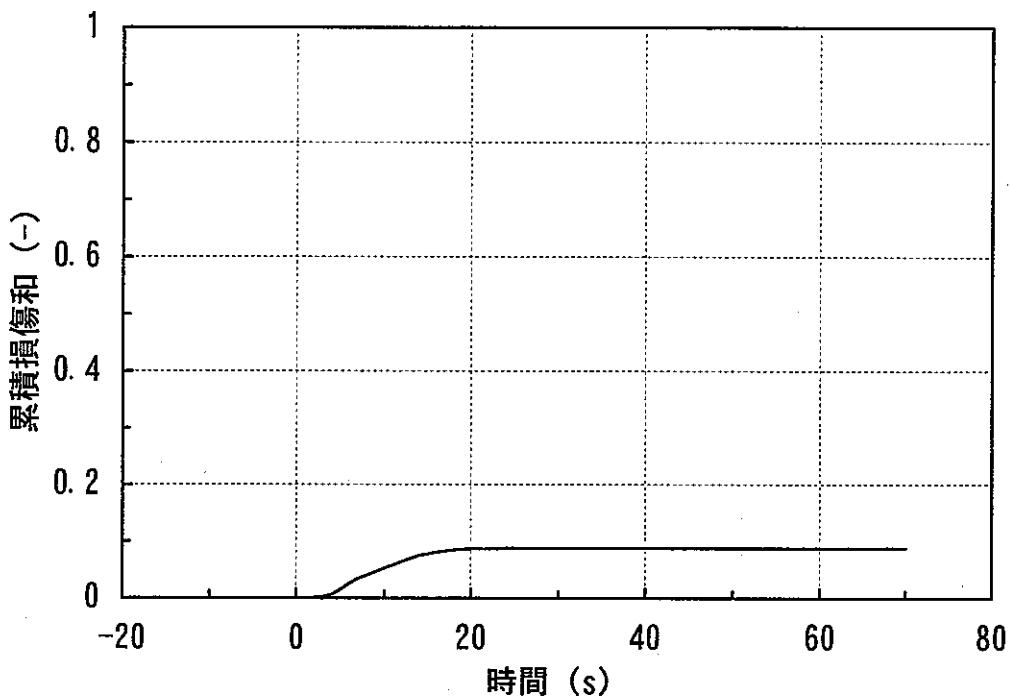


累積損傷和の時間変化

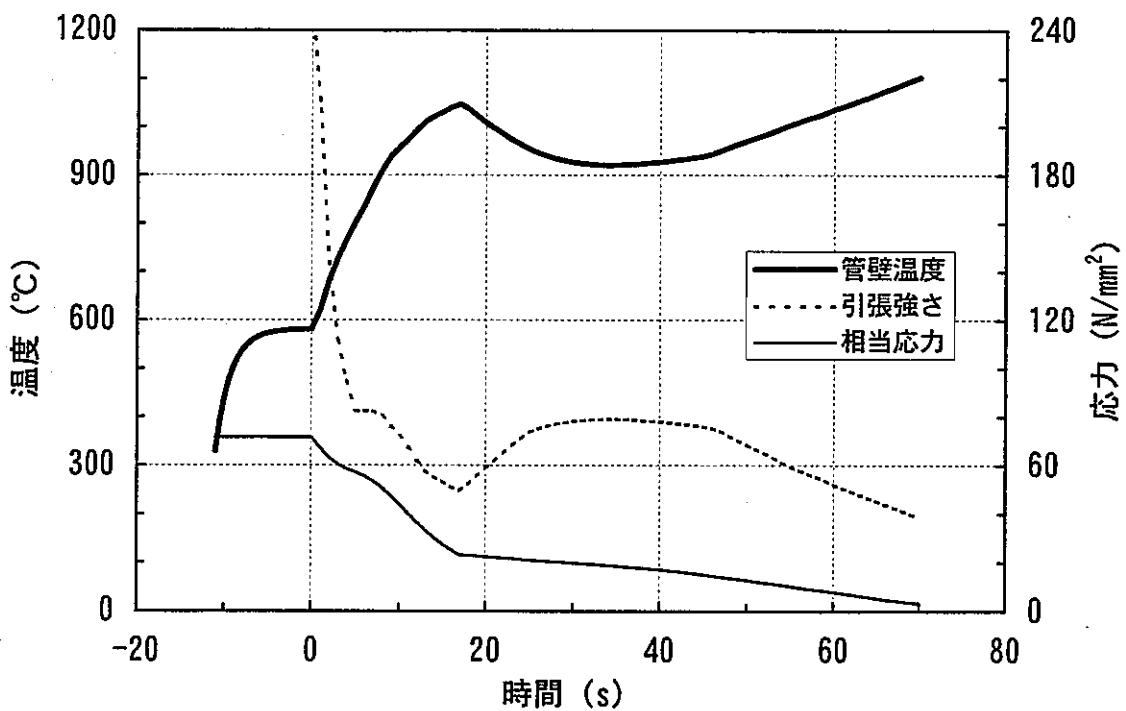


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.2 設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)

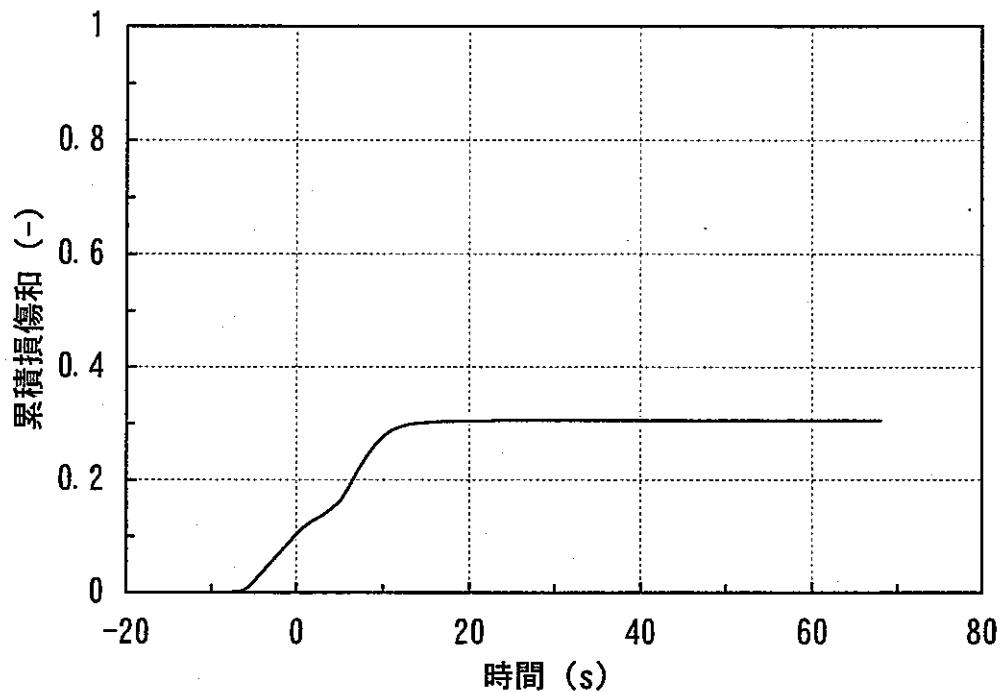


累積損傷和の時間変化

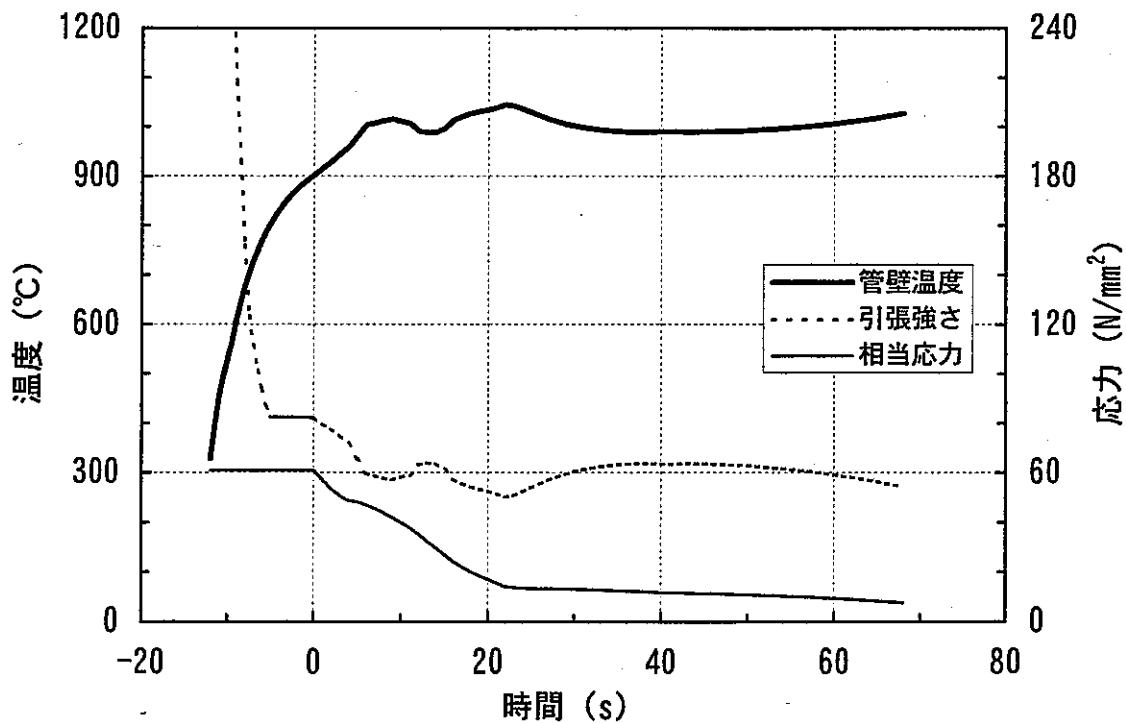


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.3 設備改造後の定格運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)

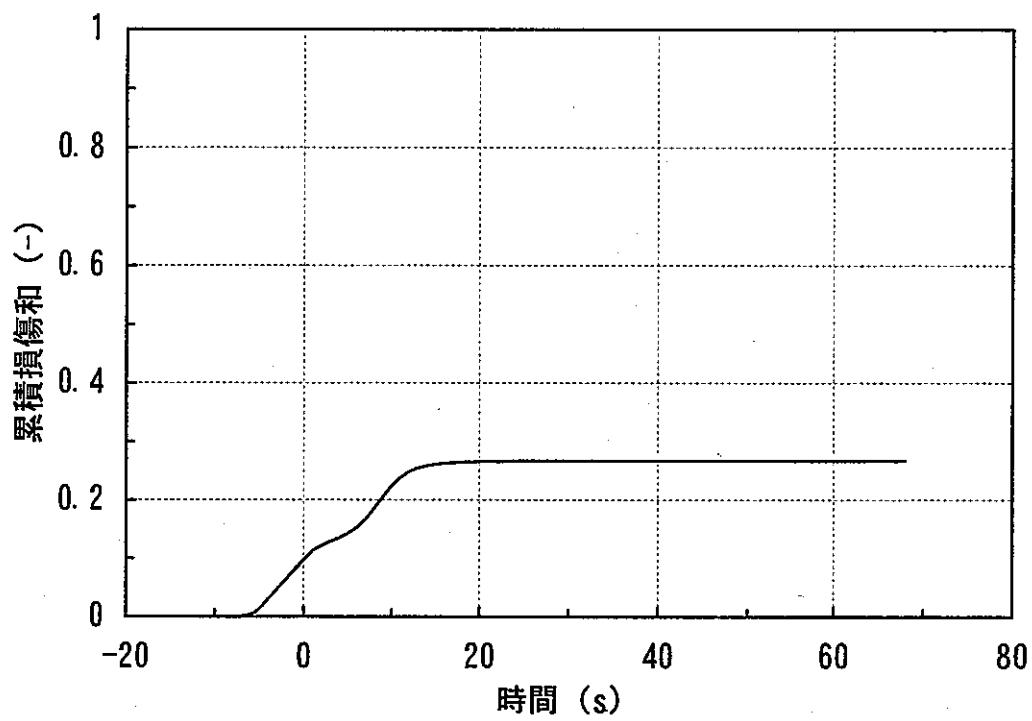


累積損傷和の時間変化

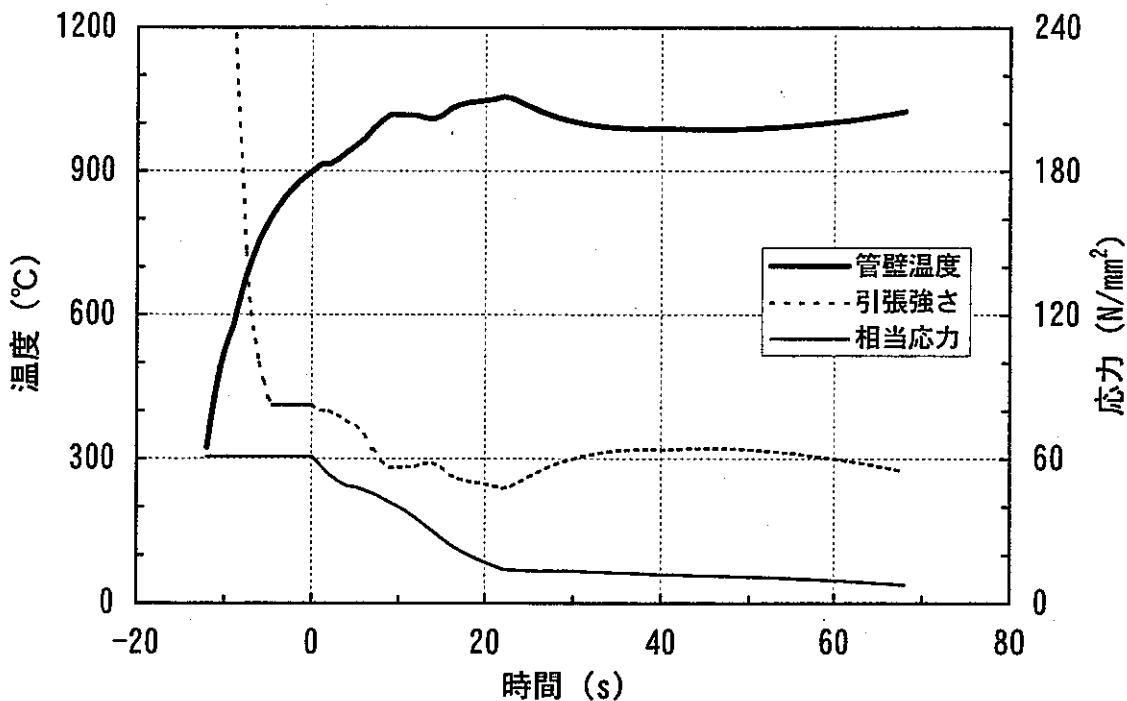


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.4 設備改造後の40%給水運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)

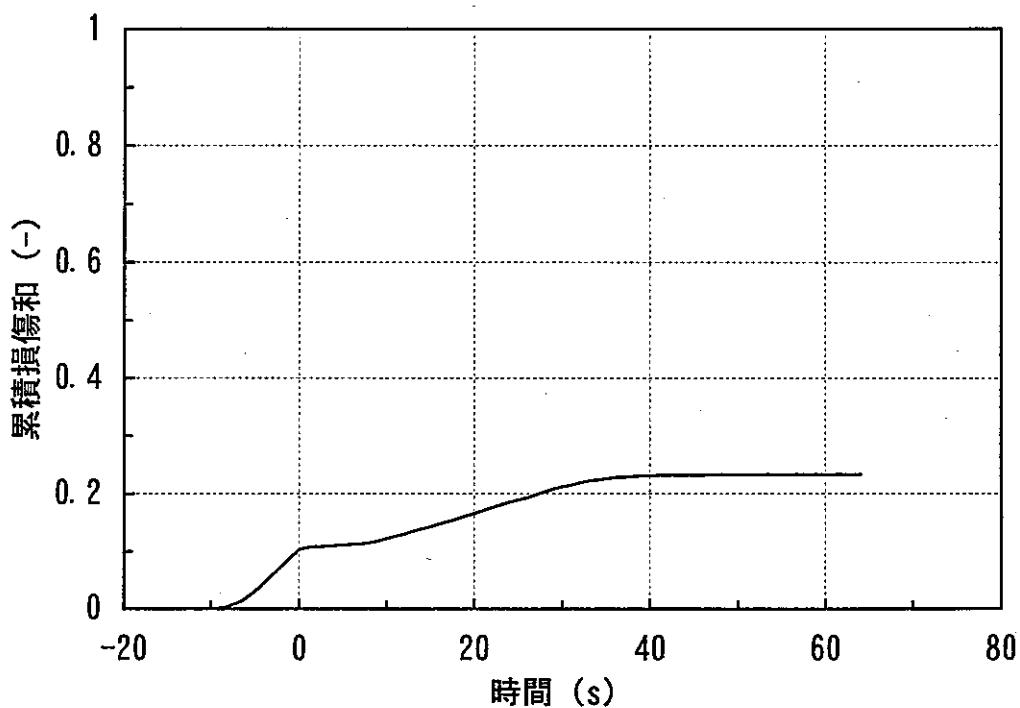


累積損傷和の時間変化

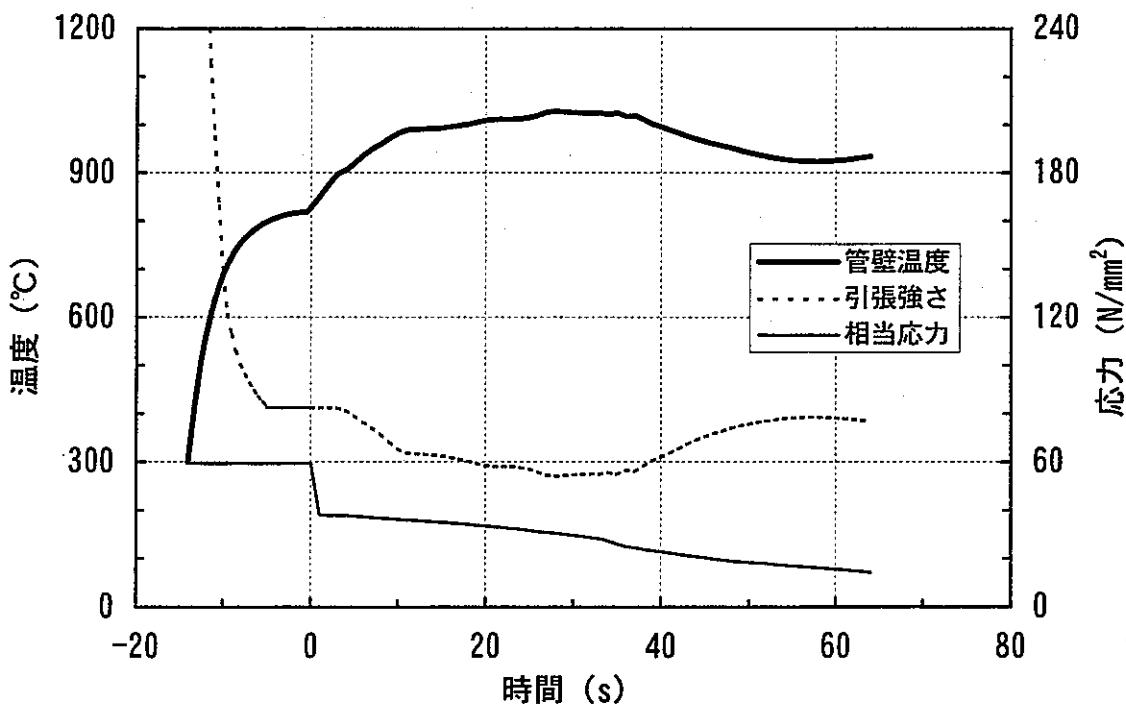


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.5 設備改造後の40%給水運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出)

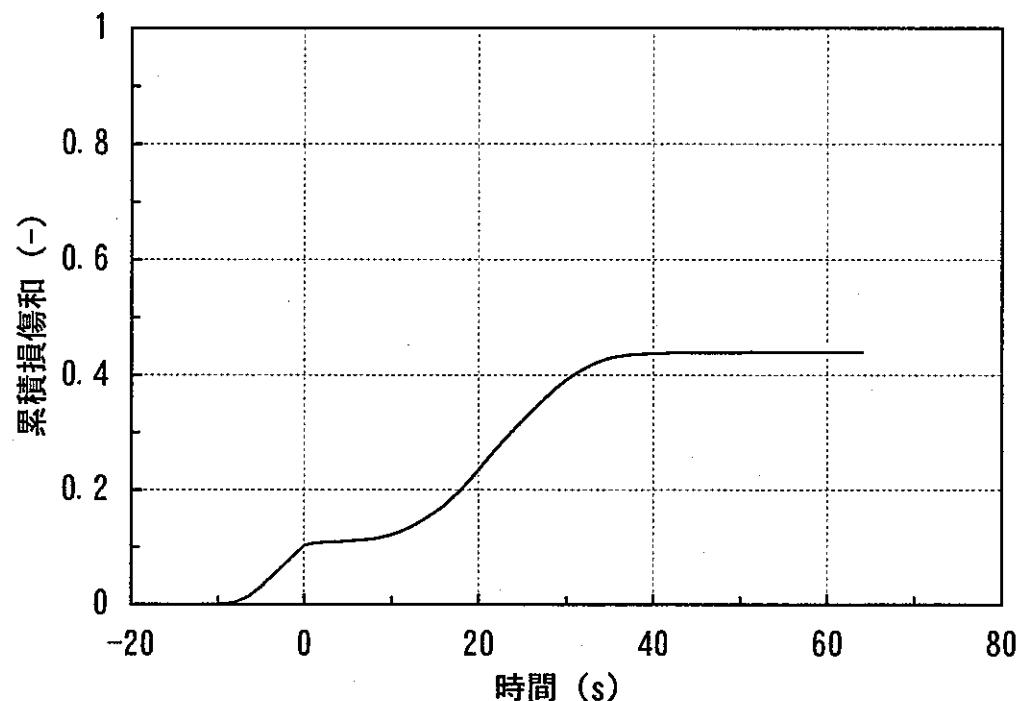


累積損傷和の時間変化

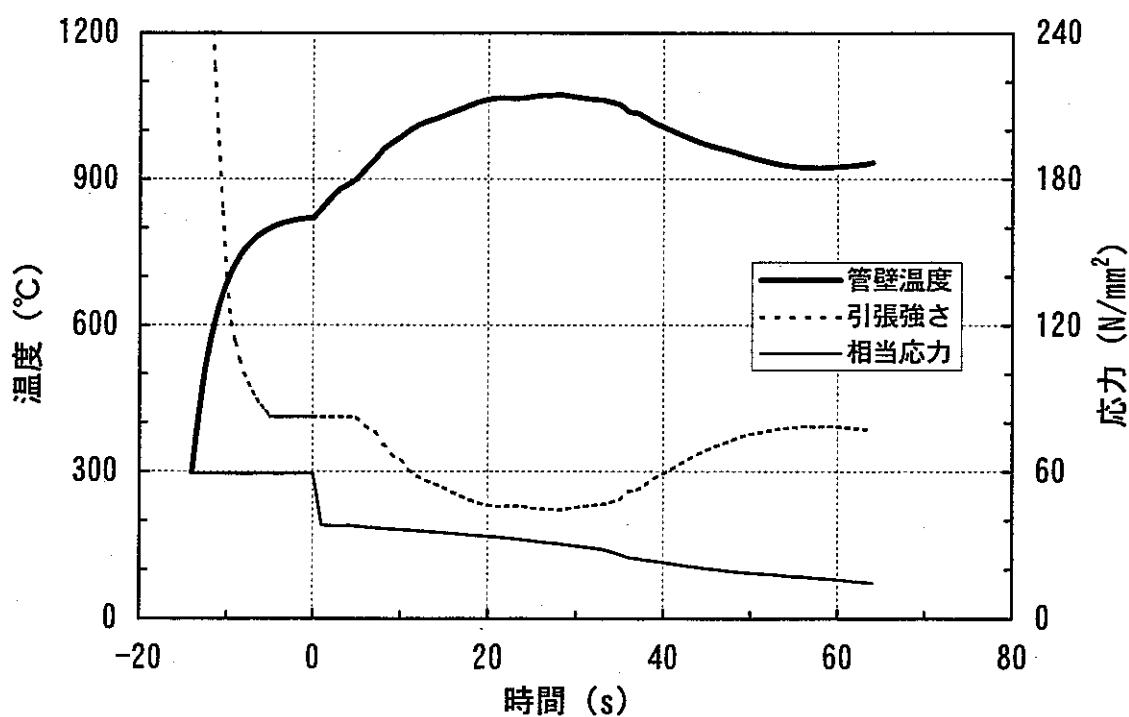


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.6 設備改造後の10%給水運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出)

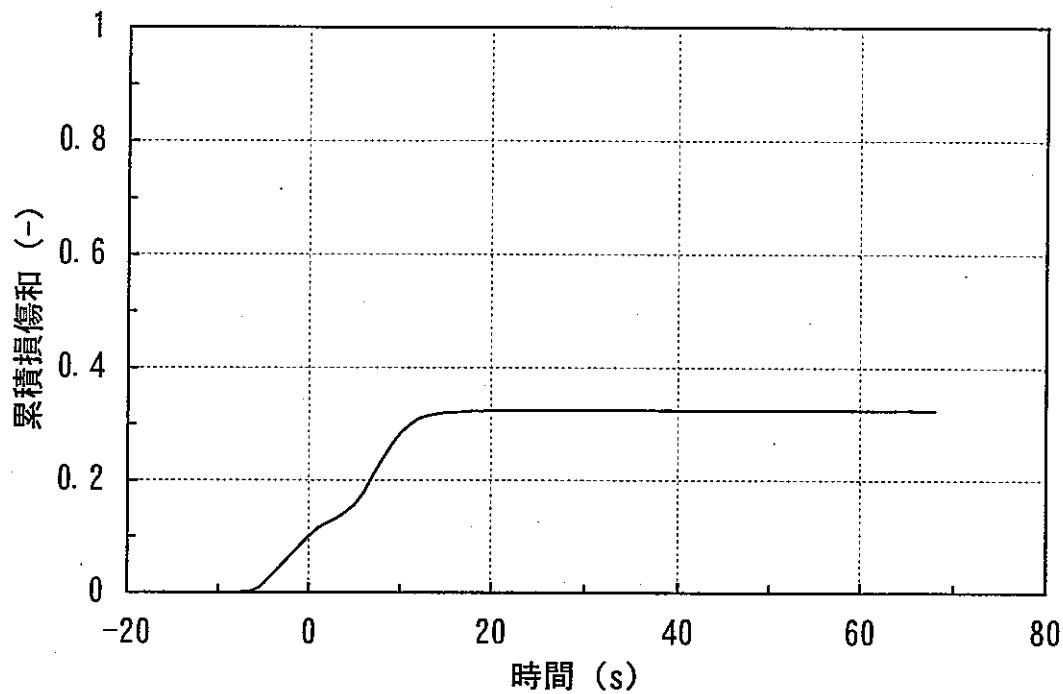


累積損傷和の時間変化

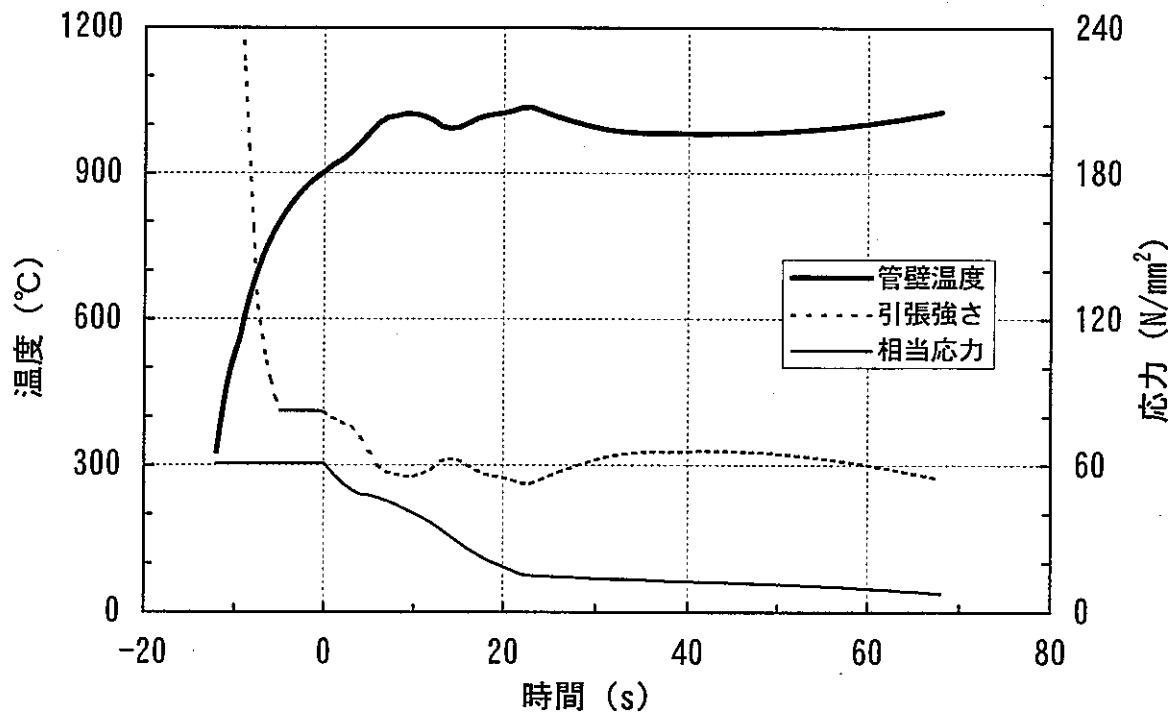


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.7 設備改造後の10%給水運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出)

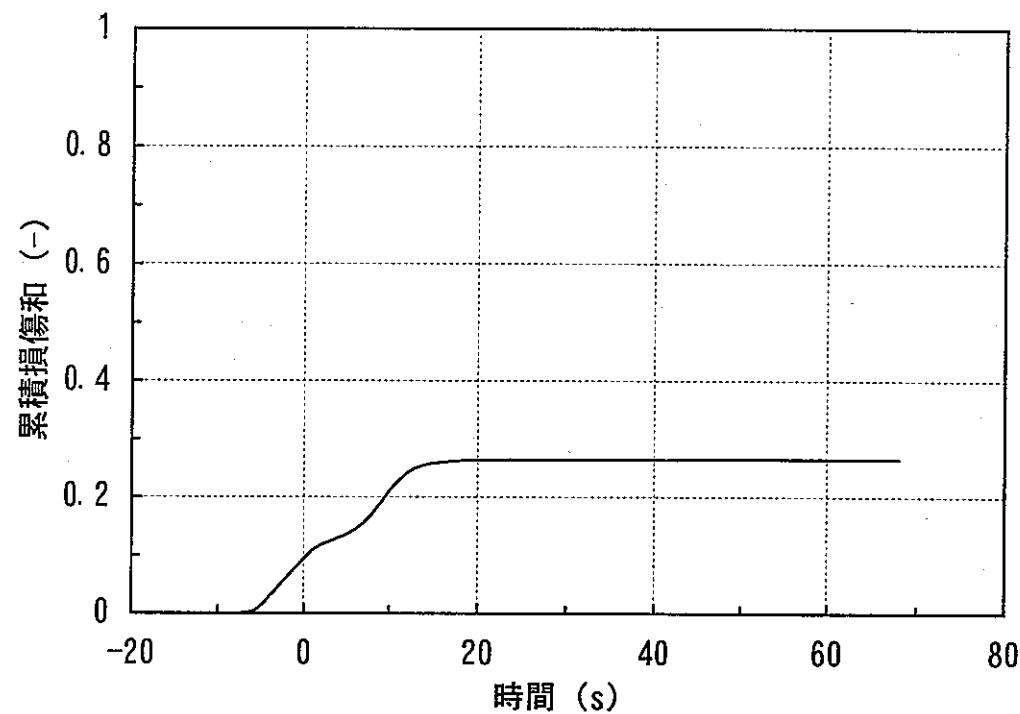


累積損傷和の時間変化

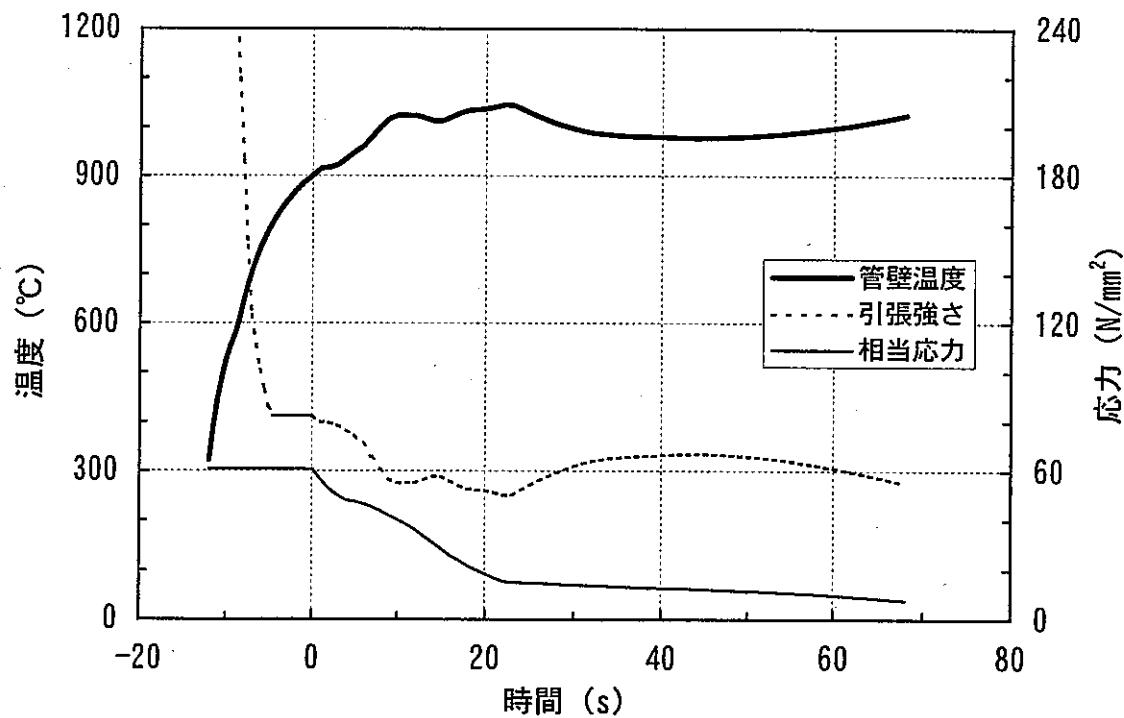


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.8 設備改造後の40%給水運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)

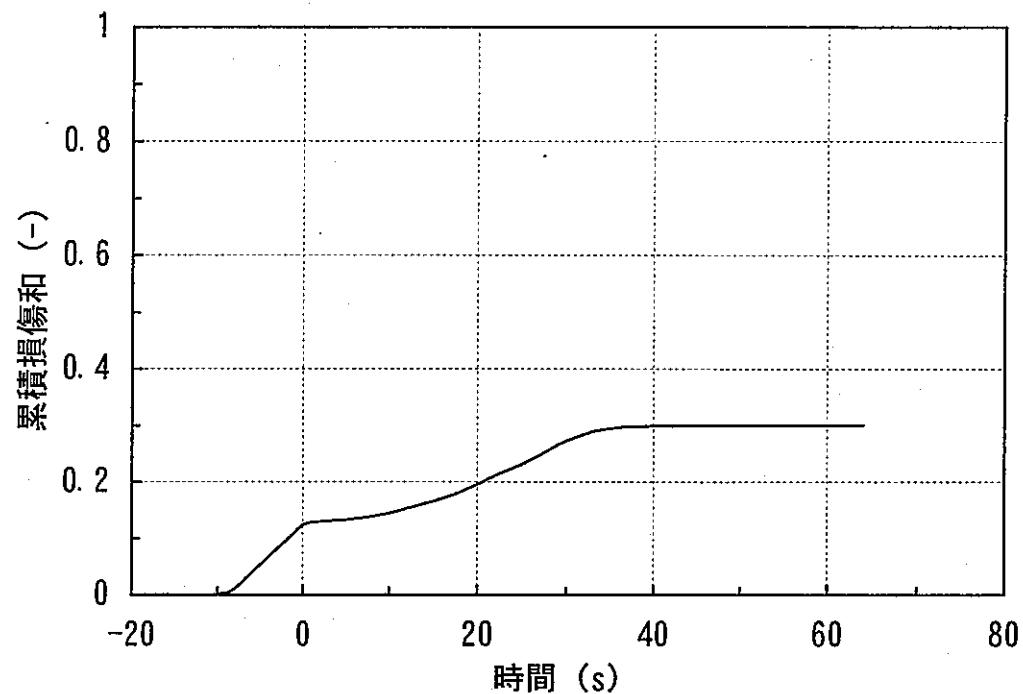


累積損傷和の時間変化

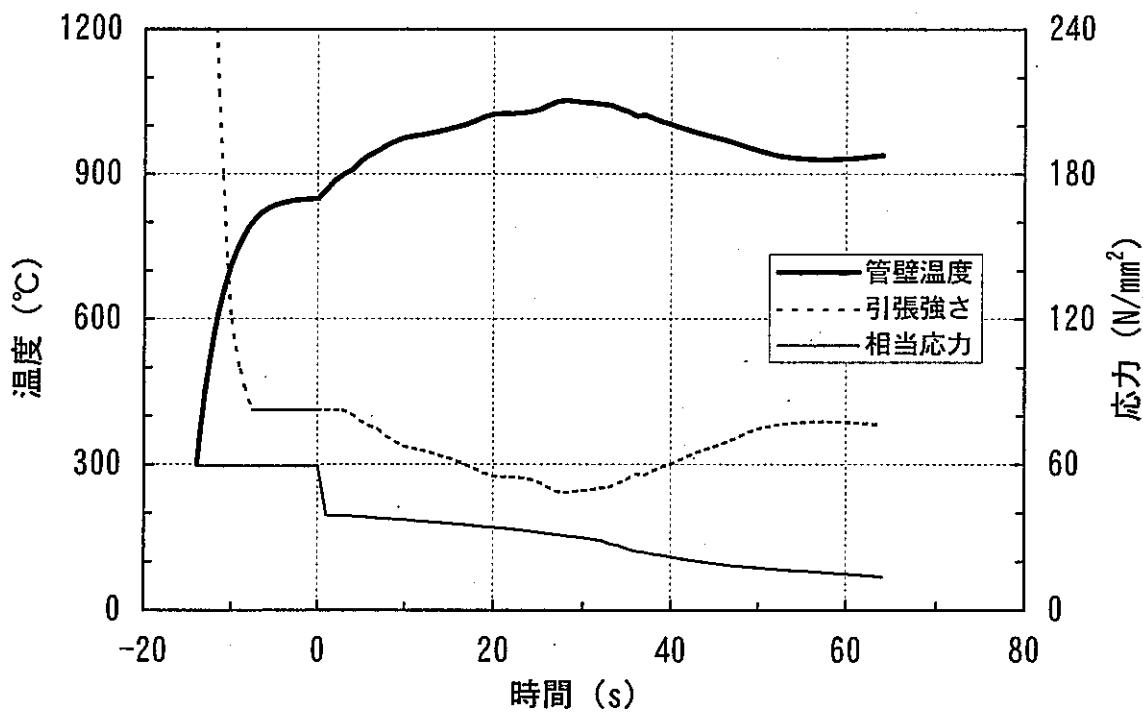


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.9 設備改造後の40%給水運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部下部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)

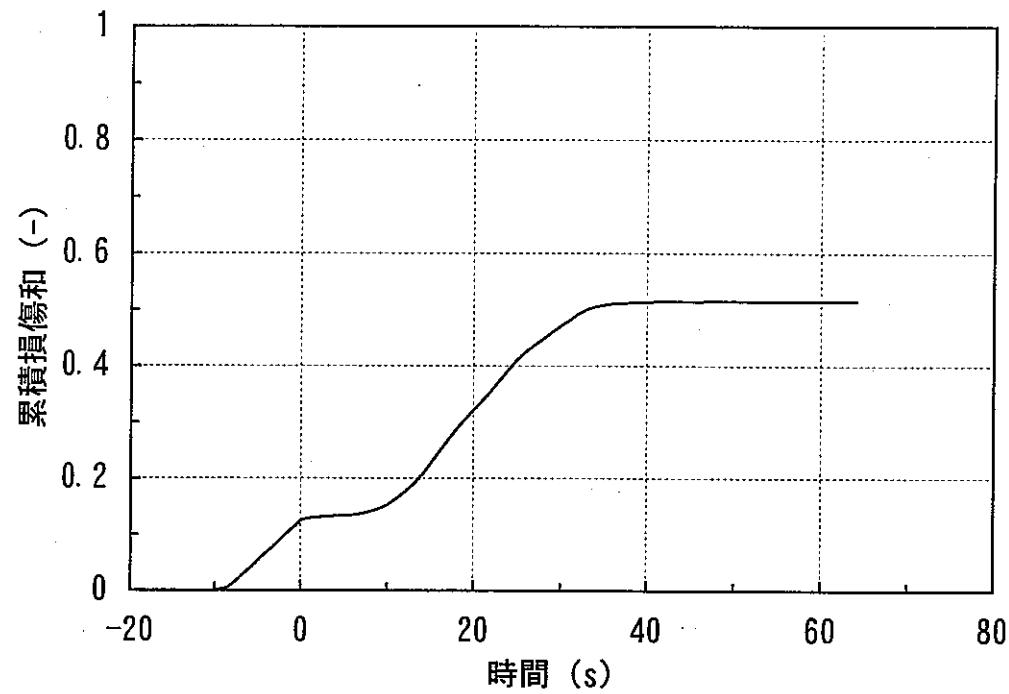


累積損傷和の時間変化

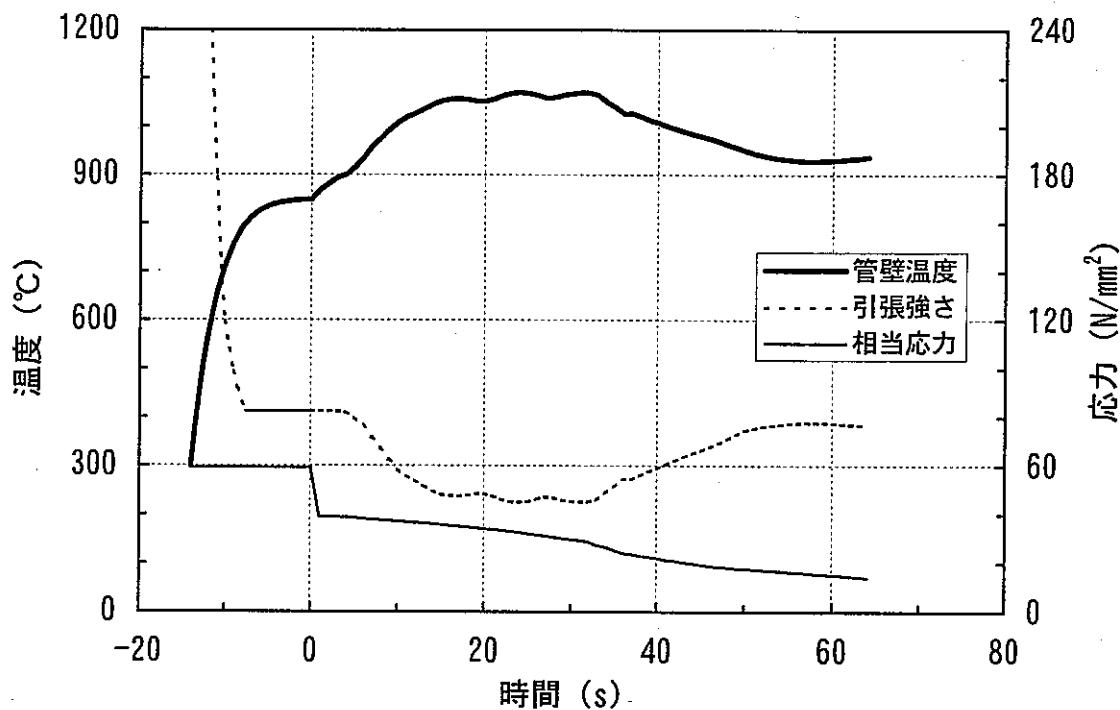


伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.10 設備改造後の10%給水運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束上部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)



累積損傷和の時間変化



伝熱管温度、応力の時間変化

図8.2.11 設備改造後の10%給水運転時高温ラプチャ解析結果  
(蒸発器管束部中部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)

APPENDIX-A

蒸気発生器伝熱管破損事故に係る伝熱管破損メカニズムの  
検討状況について

出典

科学技術庁もんじゅの安全総点検チーム第22回会合資料  
(資料22-3-2(4))

もんじゅの安全総点検  
研究開発成果、技術情報の反映の点検  
「もんじゅ」の安全評価データ

参考資料1：  
「蒸気発生器伝熱管破損事故に係る伝熱管破損  
メカニズムの検討状況について」

平成9年12月26日

## 参考資料1 蒸気発生器伝熱管破損事故に係る伝熱管破損メカニズムの検討状況について

### 1 はじめに

「研究開発成果、技術情報の反映」の総点検で行った「もんじゅの安全評価データ」の点検のうち、蒸気発生器伝熱管破損事故に関する調査の過程で、プラント設備設計データについては妥当であることを確認したが、伝熱管破損メカニズムについては、もんじゅの安全審査以降の英國PFRでの伝熱管破損事故や、実証炉向けに高温材料データの蓄積やプローダウン評価手法、構造健全性評価手法の進展があったことから、継続して検討を進めている（図1、図2参照）。

本資料は、これまでの検討状況をまとめたものである。

### 2 経緯

- (1) 安全審査当時は、国内外の研究成果を基に、伝熱管破損伝播のメカニズムとして「ウェステージ型破損」のモデルを用いて評価し、破損規模として最大1+3本両端ギロチン破断相当の破損を想定することとした。（注；ウェステージとは高温反応ジェットが隣接伝熱管を損耗・減肉する現象）なお、反応熱による高温で伝熱管壁の機械的強度が低下して内圧により破損する「高温ラブチャ型破損」については、大洗工学センターでの試験（SWAT-3大リーグ試験）で発生しないことを確認していた（表1参照）。
- (2) また、初期の水リーグ規模をパラメータとして破損伝播試験を実施し、水リーグ規模が比較的小さく検出にも時間を要する中規模（2kg/s程度）の水リーグの方が高温ラブチャの発生する可能性が相対的に高いこと、管内の冷却効果が破損に影響することが分かった。そのため、もんじゅ定格運転条件を模擬したRun-19試験（昭和60年）を実施し、上記のような中規模の水リーグであっても高温ラブチャが生じないことを確認した（表2参照）。
- (3) PFRでの破損事故（昭和62年）では、2次的に多数の伝熱管破損が生じたが、水素計の故障、急速蒸気ブロー系が設置されてなかった点が主要因と評価した（図3参照）。
- (4) 実証炉向けに、高温材料強度データの蓄積、構造健全性評価手法、プローダウン評価手法の整備、高温ラブチャ模擬試験（大気中）が行われ、今後更に伝熱管材強度データや評価手法の充実を図る余地はあるものの、「もんじゅ」について一通りの詳細評価が可能となった。

### 3 検討状況

- (1) 定格運転以外の運転モードも解析対象とする。また、高温ラブチャ評価にあたっての水リーグ率としては、これまでの試験データに基づき、高温ラブチャの起こりやすい範囲（2kg/s程度）とし、他の解析条件は、表3の通りとした。但し、伝熱管材強度データ、プローダウン評価手法、構造健全性評価手法については、今後更に充実を図る余地がある（表3参照）。なお、本評価に用いた解析手法については伝熱管破損時間の解析値は実験結果を上回ることはないとの評価結果例が得られている（図4参照）。
- (2) 定格及び部分負荷運転条件では、高温ラブチャは発生しないとの結果が得られている。ただし、10%部分負荷運転条件では、裕度は小さい（表4参照）。

- (3) ブローダウン過程でも高温ラブチャは発生しないが、流量が停滞して管内冷却能力が低下する管束部下部での水リーク発生を重ねて想定するとその裕度は小さいとの結果が得られている（図5参照）。
- (4) そこで、事故評価における適切な裕度の確保及び事故の早期終了の観点から、伝熱管圧力低減と管内流動の確保に着目した高温ラブチャ対策案の効果についても検討を試みている。これまでの評価により、蒸気放出弁の増設等が裕度の向上方策の一つとして有効であることが示されている（図6参照）。

#### 4 まとめ

伝熱管材料強度データや高温ラブチャ挙動評価モデル等の最新知見を反映して破損伝播の可能性を改めて検討し、これまでの予備的評価では現状設備でも高温ラブチャは発生しないとの見通しが得られている。但し、想定事故条件によっては安全裕度が小さくなるケースもあることから、事故の早期終息等の観点より、ブローダウン時の圧力・温度の早期低減対策（例えば蒸気放出弁の増設）等の安全裕度向上方策を講ずるものとし、対策を講ずるにあたっては、i) 構造健全性評価手法及びブローダウン解析コードの検証、ii) もんじゅ相当材による急速破損裕度確認を今後実施していくものとする（表5参照）。

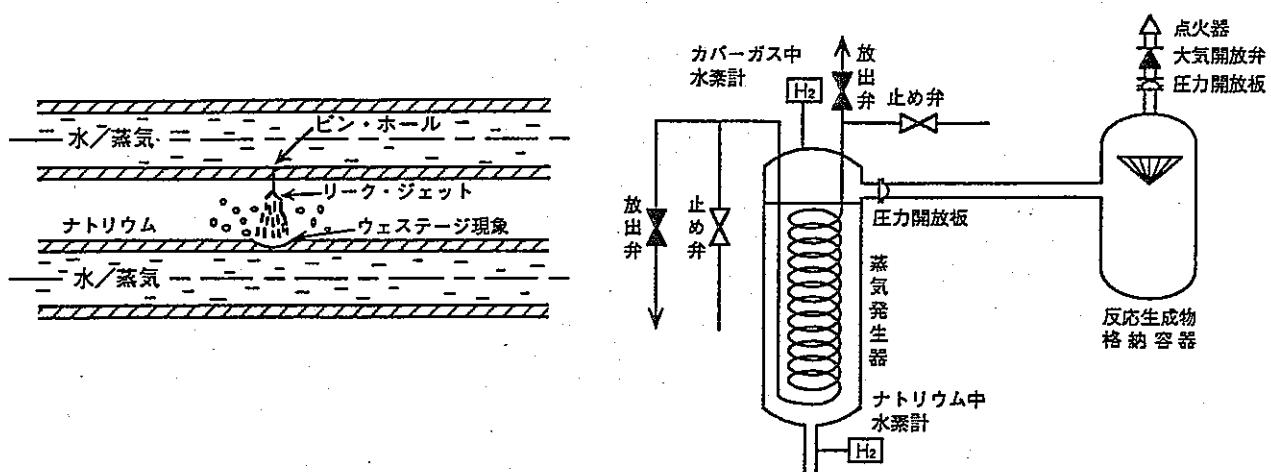


図1 ナトリウム・水反応現象（小リーク）と蒸気発生器の水リーク対策

		水 リー ク 規 模 (g/s)									
		10 <sup>-3</sup>	10 <sup>-2</sup>	10 <sup>-1</sup>	.1	10	10 <sup>2</sup>	10 <sup>3</sup>	10 <sup>4</sup>	10 <sup>5</sup>	
想定水リーク規模と影響		微小リーク リークジェットが隣接管に到達せず		小リーク 隣接管1本のウェステージ		中リーク 隣接管多数本のウェステージ		大リーク ウェステージ微小。水素ガスによる圧力上昇			
設備対策		水リーク信号による早期検出・プラント停止						圧力開放機能・反応生成物収納設備の設置			
破損伝播		伝播せず			ウェステージ型破損伝播によっても4本ギロチン以下						
多数本同時高温ラブチャ		影響範囲が狭いので、高温ラブチャせず。 実験でも確認。						詳細評価 反応面が定在しないため高温ラブチャせず。 大洗での実験で確認。			

管内に蒸気流がある場合、大洗の実験で発生しないことを確認しているが、材料データ・評価手法の整備が進み、この領域での高温ラブチャ発生が厳しいと予想された為、詳細評価を継続して実施中。

図2 伝熱管破損規模の従来想定と詳細評価について

表1 SWAT-3大リーク試験と結果

試験 Run No.	1	2	3	4	5	6	7
給水圧力 (ata)	154	153	149	147	154	154	124
ナトリウム温度 (°C)	378	320	398	380	360	445	245
リーク率(初期) (kg/s)	6.7	14.2~9.7	8.8~7.9	9.0~7.2	15~11	9.4~8.3	10.6~7.9
注水個所	ヘリカルコイル管束部下部			ヘリカルコイル管束部上部	ヘリカルコイル管束部下部	ヘリカルコイル管束部下部	ダウンカマ一部
伝熱管	流水管	1	1	1	1	1	1
初期条件	静止水管	0	0	0	0	0	0
(管本数)	ガス加圧管	13	13	13	15	39	20
破損伝播の発生	無し	無し	無し	無し	無し	無し	無し
最大準定常圧 (ata)	4.8	6.1	5.0	5.4	9.5	5.1	5.8

表2 SWAT-3破損伝播試験と結果

試験 Run No.	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19
給水圧力 (ata)	149	149	152	147	150	151	149	158	153	153	141	162
ナトリウム温度 (°C)	343	358	400	336	334	372	341	335	340	320	468	459
リーケ率(初期) (kg/s)	0.036	0.0068	0.57	0.0	0.087	0.9	0.018	0.014	2.2	1.46	0.004	1.85
初期条件	伝熱管 流水管 静止水管 ガス加圧管	0 0 2 25	0 0 0 25	0 0 1 24	0 0 5 9	0 0 1 9	0 0 55 13	0 0 55 0	0 0 6 0	4 0 0 55	0 0 0 0	3 0 0 15
破損管本数	給水管 ガス加圧管	2 1	0 0	0 3	— —	3 —1	1 8	4 —	4 —	1 24	0 0	2 5

流水管：もんじゅ定格時流動条件を模擬

静止水管：管内流動による冷却効果を無視

ガス加圧管：冷却効果を更に無視

①高温ラプチャ型破損が発生したのはRun 16及び19試験。但し破損したのは管内流動による冷却効果を無視した隣接伝熱管のみであり、もんじゅの定格時流動条件を模擬した隣接管では破損の発生はない。

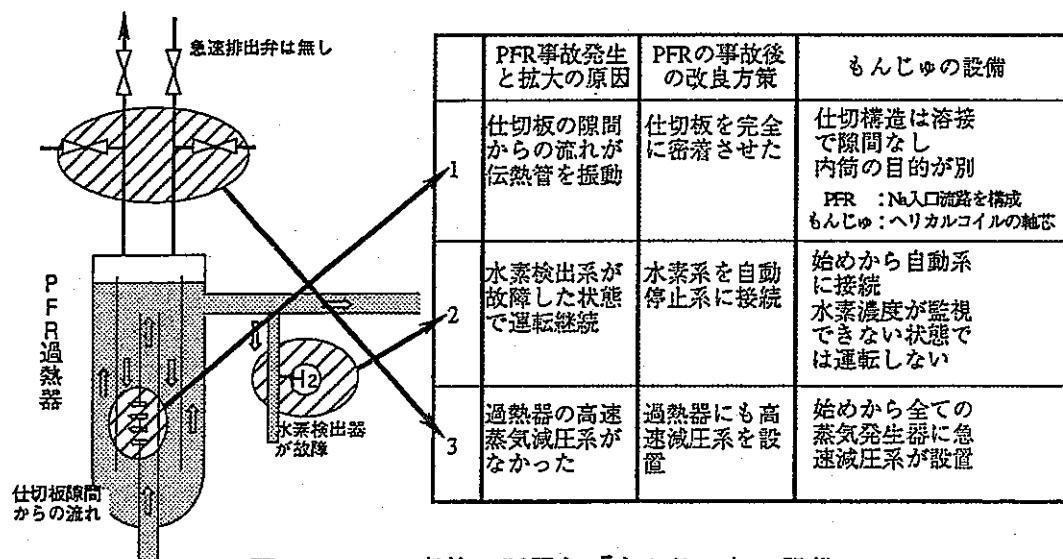
②Run 16、19試験以外の隣接管破損は全てウェステージ型であった。  
即ち、1.5 kg/s 以下では高温ラプチャの発生はない。

図3 PFRの事故の原因と「もんじゅ」の設備

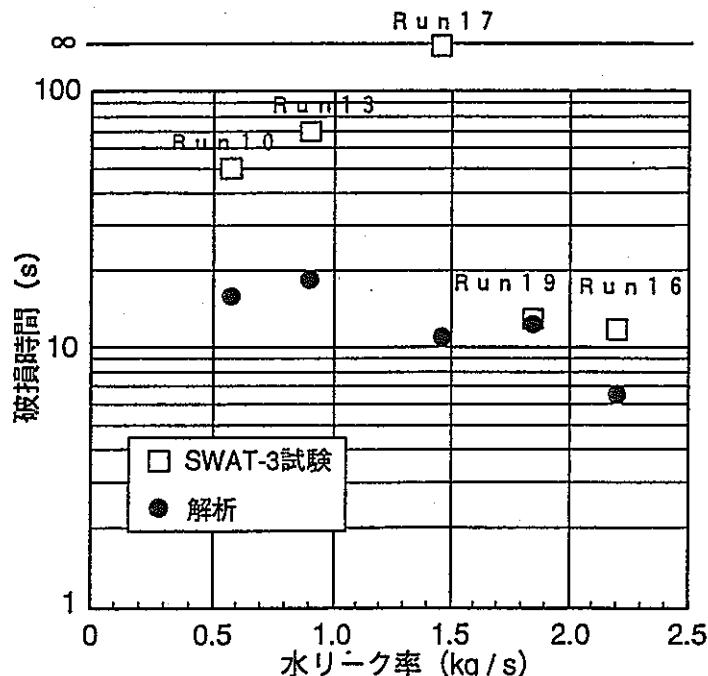


図4 SWAT-3試験での伝熱管破損時間と計算結果との比較例

表3 SG伝熱管高温ラブチャ評価における想定条件

評価に影響する要因		想定条件	備考
水側の伝熱条件	運転モード	定格運転、部分負荷(10%、40%)運転、プローダウン状態の運転モードを想定。	全ての運転状態を包括。
	管内熱伝達	もんじゅSG設計評価用伝熱相関式 軽水炉のLOCA適用式	最適評価
	プローダウン解析	BLOOPHコード	最適評価(RELAP-5との比較計算例あり) 更に詳細比較検討の余地あり。
ナトリウム側の伝熱条件	反応域温度	1170°Cが持続。(種々の試験の反応最高温度を選択。但し高周波成分は無視。)	保守的に包括。(高周波成分は管壁温度が追従しない)
	管外熱伝達	試験結果による最高値を選択。	保守的
水リーク	規模	数100g/s~10数kg/sを議論。 代表として1.5kg/s。	多数本同時破損が起こり、かつリーク検出時間がかかるリーク規模を選択。プロー開始前の時間に影響。
	位置	水側条件の厳しい位置でリークが生じると想定。	保守的
水リーク信号の考え方 (水プロー開始までの時間)	パラメータ(中リーク信号及び大リーク信号)	リーク信号の信頼性より大リーク信号とした。 (大リーク信号が保守的)	
伝熱管材料データ	肉厚	実機データの最小値(3.5σ) 曲げ加工代、腐食代も考慮。 ウェステージ考慮。	保守的
	強度データ	実機材料データ下限からの最小値。 急速加熱効果を考慮して設定。	左記実機データ下限値に更にパラッキを考慮した低減率を見込んだ最小値を設定。 但し当該材料データが不足しており、充実の余地あり。
健全性の判断手法	簡易評価手法		詳細解析との比較計算例あり。 但し実測データでの検証の余地あり。

表4 定格及び部分負荷条件からプローダウン前迄の解析例

運転条件	伝熱管平均温度	引張り強さ	相当応力	判定
単位	℃	kg/mm <sup>2</sup>	kg/mm <sup>2</sup>	—
定格条件	745	11.95	6.18	○
40%部分負荷	882	8.32	5.54	○
10%部分負荷	982	5.73	5.42	○

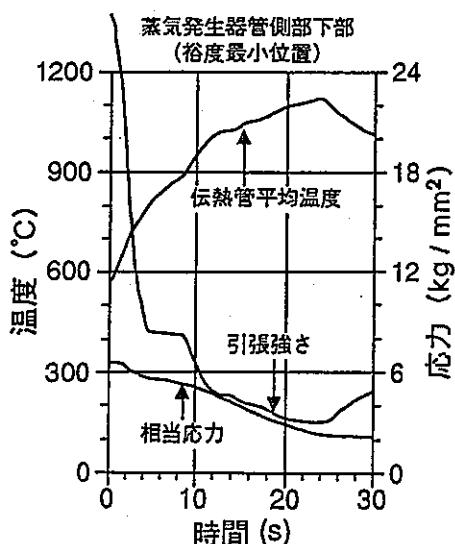


図5 定格条件からのプローダウン時の伝熱管強度評価例

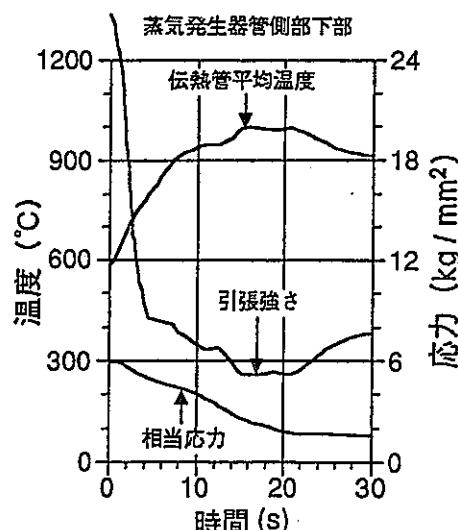


図6 出口大気放出弁の増設案(2個→4個)の評価例

表5 ナトリウム・水反応（蒸気発生器伝熱管破損事故）に係わる今後の研究計画

1. ブローダウン解析手法の検証

「もんじゅ」のブローダウン解析に使用している計算コードの信頼性を検証するため、軽水炉のLOCA解析等に実績のあるRELAP5コードによる解析計算を行い、ブローダウン時の伝熱管内水／蒸気伝熱流動特性についてナトリウム側との熱交換モデルを含め比較・確認を行う。

2. もんじゅ相当材による急速破損裕度確認

高温引張試験による材料強度データに対する急速破損効果を確認するため、高温ラプチャ模擬試験装置を用いて、圧力、昇温速度をパラメータとしてもんじゅ相当材の伝熱管の高温高速引張試験を実施し、急速破損裕度を確認する。

3. 構造健全性評価手法の検証

上記2.の高温高速引っ張り試験データに基づき、従来のSWAT-3試験データの解析を行って急速破損裕度の確認を行い、高温破損時の構造健全性評価手法を検証する。

A P P E N D I X - B

P F R 過熱器事故に係る A E Aへの質問と回答

1. 質問 (動燃→A E A) 1997年4月4日

“Questions PFR SH-2 Leak Event”

2. 回答 (A E A→動燃) 1997年5月8日

“The PFR Superheater 2 Leak in February 1987”

Plant Safety Engineering Section  
Safety Engineering Division, O-arai Engineering Center  
Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation

address: 4002 Narita, Oarai-machi, Ibaraki, 311-13 Japan  
(Tel) +81-29-267-4141, (Fax) +81-29-266-3717

4th April, 1997

Mr Ron Currie  
Active Handling Department  
Fuel Performance Group  
AEA Technology plc  
B7 Windscale, Cumbria  
CA20 1PF  
United Kingdom

Title: Questions on PFR SH-2 Leak Event

Dear Ron:

We have been obtained much information about the PFR SH-2 leak event from documents of 1988 LIMET papers, 1992 Nuclear Energy etc. However, there are a few points that are not clear yet from those documents. I'd like to ask you the following questions. Please let me know if you have already found the fact:

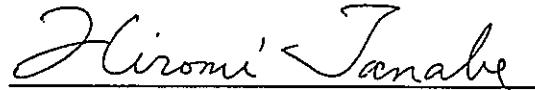
- 1) It was reported that forty tubes had failed in the leak event. Do you know how large was the water/steam leak rate of the incident, compared with design basis accident of PFR steam generators?
- 2) There are two different descriptions as for depressurisation performance. Which is correct?

The following sentences are found in Nuclear Energy, 1992, 31 No.3, p.224.  
*"The automatic protective action was therefore effectively complete in just over 10 s. The plant protection system functioned as intended"*

However, another different expression is written in the LIMET paper, p.701-2.  
*"Subsequent to the trip about 160 kgs of the steam were injected into the sodium side of the superheater,....."*

Was the fast depressurisation system functioned as it should be? If so, are there any other reasons why it could not prevent failure propagation of many tubes. I'd really appreciate it if you could answer above questions.

Best Regards,



Hiromi Tanabe  
Plant Safety Section,  
Safety Engineering Division

cc: K. Aizawa RPD/HQ/PNC  
K. Nakamoto SED/OEC/PNC



AEA Technology plc

Mr H Tanabe  
Plant Safety Engineering Section  
Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation  
4000 Narita, O-arai  
Ibaraki, 311-13  
Japan

Fuel Performance  
Windscale, Seascate  
Cumbria CA20 1PF  
United Kingdom

8 May 1997

Direct line  
+19467 72157  
Direct facsimile  
+19467 72606  
e-mail  
[ron.currie@aeat.co.uk](mailto:ron.currie@aeat.co.uk)

Dear Mr Tanabe

## THE PFR SUPERHEATER 2 LEAK IN FEBRUARY 1987

Thank you for your letter concerning some issues relating to the under-sodium leak in PFR Superheater 2 in February 1987. I have re-examined the documents you have quoted and I have also referred to unpublished reports in order to clarify the situation.

### Tube Failure Rate and Steam Injection Rate

Information on the calculated steam injection rate during the leak was published in:

*"The under sodium leak in the PFR Superheater 2 in February 1987", Currie, Linekar and Edge, September 1990, Pages 107 to 132, Proceedings of the Specialists' Meeting on Steam Generator Failure and Failure Propagation Experience, Held in Aix-en-Provence, France, 26-28 September 1990, IWGFR/78.*

In this paper, more details were given than in the Nuclear Engineering paper you refer to, which was limited in length because of publisher's requirements.

The steam injection rate was calculated on the basis of the assumption that when the valve which isolates the superheater from the steam drum closed 1s after the trip, 160 kg of steam was trapped in the superheater. The value of 160 kg was based on a knowledge of the volume of the steamside of the superheater and the pressure and temperature of the steam at the time of the trip.



CL0270

The PFR data recording system recorded the following superheater steam pressure data which was used to assess whether certain tube failure scenarios were pessimistic, optimistic or realistic:

09:43:49	133.2 bars absolute
09:43:54	42.57 bars absolute
09:43:59	<i>7.0 bars absolute</i>
09:44:06	1.171 bars absolute

The value at 09:43:59 was not a direct pressure reading but was derived from the activation of a pressure switch which was designed to act when the superheater steam pressure fell to 7.0 bars absolute. This value is of lower accuracy than the others and was not used in the analysis of the leak event.

From calculations and experimentally measured values, the DEGF flowrate at 130 bars absolute through a superheater tube was known to be 1.0 kg/s.

Calculations were performed using the ARK code which assumed that the pressure in the steamside of the superheater was proportional to the remaining mass of steam and that the only escape route for steam was through the failed tubes.

As will be explained in answer to your second question, there was by design no rapid steam depressurisation of the superheater and the steam dump valves were not programmed to be fully open until about 24s following the trip.

Therefore the superheater dump valves did not fully open during this leak event. Due to the long stroking time of these valves, it has been assumed in the analysis that they did not open. In fact, there could have possibly been some steam depressurisation through these valves, but there is no direct evidence that they started to open. Ignoring any loss of steam through the depressurisation system introduces pessimism into the calculations.

Information on the times at which tubes failed can be derived from the type of failure. It was established by experiment after the leak that 5 of the tubes failed at relatively high pressure and low temperature eg 128 bars and 1250c; 26 tubes failed at pressures in the range of 120 to 40 bars at temperatures of the order of 1300c, whilst the remaining 8 tubes failed at low pressure and very high temperature, eg 40 bars and 1350c. The other tube, was the initial failure.

From the type of failure and from the pressure-time history above, we can deduce that approximately 31 tube failures plus the initial failure had occurred by 6s following the trip. The experimental work also showed that tubes would not rupture at pressures much below 40 bars, so we can assume that the remaining tubes failed not much later than 6s after the trip and certainly before 11s after the trip when the pressure switch was activated at 7.0 bars.

The results for two leak escalation scenarios are presented in the IWGFR paper:

(a) A best estimate scenario in which 40 tubes rupture over a period of 8s [Figure 12]

(b) A pessimistic scenario in which the first 20 failures occur during the first second after the trip [Figure 14], with the remainder failing over the next 7s.

The results of the ARK calculations for these two scenarios showed that the depressurisation was reproduced quite well for the best estimate, but was too rapid in the case of the pessimistic scenario [Figure 13].

The other plant data that can be used to assess these leak scenarios is the time delay between failure of the superheater bursting disc and the failure of the reheat and evaporator bursting discs. In the case of (a), the delays are 3.1 and 3.55 s, compared to recorded delays of 3s. In the case of (b), the reheat and evaporator bursting discs are predicted to occur after only 1.1s, which is too early.

From these calculations, it was deduced that the event lay between them, but closer to the best estimate than to the pessimistic scenario.

The calculated steam flowrates during these two scenarios was given in Figure 16. The maximum value during the pessimistic scenario was 21 kg/s compared to 18.2 kg/s during the best estimate. These values are less than the DEGF of 23 kg/s used for the design basis accident in the evaporator, which was the steam generator accident used in the PFR safety case.

### Trip System Response

The statement that the automatic protective action was completed in 10s and that the system functioned as intended is correct.

All of the isolations on the steam/water and sodium circuits were correctly effected and the fast and slow steam dump of the evaporator also functioned as designed.

All steam generator bursting discs correctly ruptured and the sodium-water reaction product effluent and separation system operated correctly.

The automatic sodium dump of the secondary circuit was not completely effected by the automatic system because of blockage in a sodium line. The valves had operated correctly, but a low temperature zone in a pipe caused it to become blocked. The sodium dump was completed by the operators manually. This had no effect on the outcome of the leak in terms of steam generator tube damage and the sodium dump was not part of the safety protection of the secondary circuit in the event of a large steam leak. It was primarily intended to minimise sodium transfer to the steamside in the case of steamside depressurisation following a small steam leak.

The situation on the Evaporator, is that following a sodium-water reaction trip, the unit is isolated from the Steam Drum. The Evaporator contains about 2.5 tonnes of water/steam, the Steam Drum about 10.5 tonnes.

After a 1s delay, the fast dump valves open, reducing pressure from 140 bars to 20 bars in 11s. The Fast Dump valves are triggered to close when the pressure falls to 70 bars, and they completely close by the time the pressure reaches 15 bars.

The slow dump valves are timed to open 27s after the trip signal. Once they start to open at 27s, the pressure decays to 7 bars over a period of about 60s, although the valves take about 23 s to fully open..

At the time of the Superheater 2 leak, the superheater only had a slow dump system. The valves were programmed to start to open 1s after the trip signal, but as in the case of the evaporator slow dump valves, they take about 23s to fully open. Consequently the steam dump from the superheater is quite slow - From plant measurements, there is very little depressurisation during the first 15s, and so the steam dump was ignored during the analysis of the leak event.

The isolation valves which isolate the superheater from the steam drum were timed to operate immediately, trapping 160kg of steam in the superheater.

The fact that we assumed that 160 kg of steam entered the sodiumside of the unit through the failed tubes was not because of a failure to operate correctly of the protection system but because the system was not correctly designed!

Following the superheater 2 leak, the steam dump arrangement on the superheater was changed to be the same as on the evaporator. The new arrangement results in a depressurisation rate similar to the evaporator.

On the basis of the R&D performed after the leak, we believe that if there had been fast depressurisation of the superheater at the time of the leak, only the initial tube and the 3 others affected by fretting would have failed. The extent of fretting on these tubes was such that between 55 and 90% of the tube wall thickness had been removed prior to the event. This has a significant effect on tube life since the reduction in wall thickness would significantly increase the hoop stress. For example, reduction of the wall thickness by 50%, reduces the tube life by a factor of 36.

We have generated data which enables tube life as a function of tube wall temperature and hoop stress to be determined. We have also demonstrated that high heat transfer rates are only possible when liquid sodium is present. Therefore tubes can be quickly heated to the boiling point of sodium at the local pressure on the sodiumside of the unit, but it is a relatively slow process to heat the tube walls to temperatures greater than this.

From the ARK pressure calculations, the maximum sodium pressure at the time of the trip was in the range of 7 to 10 bars, which relates to a sodium boiling point in the range of 1150 to 1235c. The depressurisation of the unit would have been fast enough to reduce the tube wall stress below the value at which rapid failures occur in this temperature range, if there had been a fast dump.

The fast steam dump system was commissioned on the superheaters in PFR in Autumn 1987 and was part of the protection system for the final 6.5 years of operation.

Yours sincerely



Ron Currie  
Manager

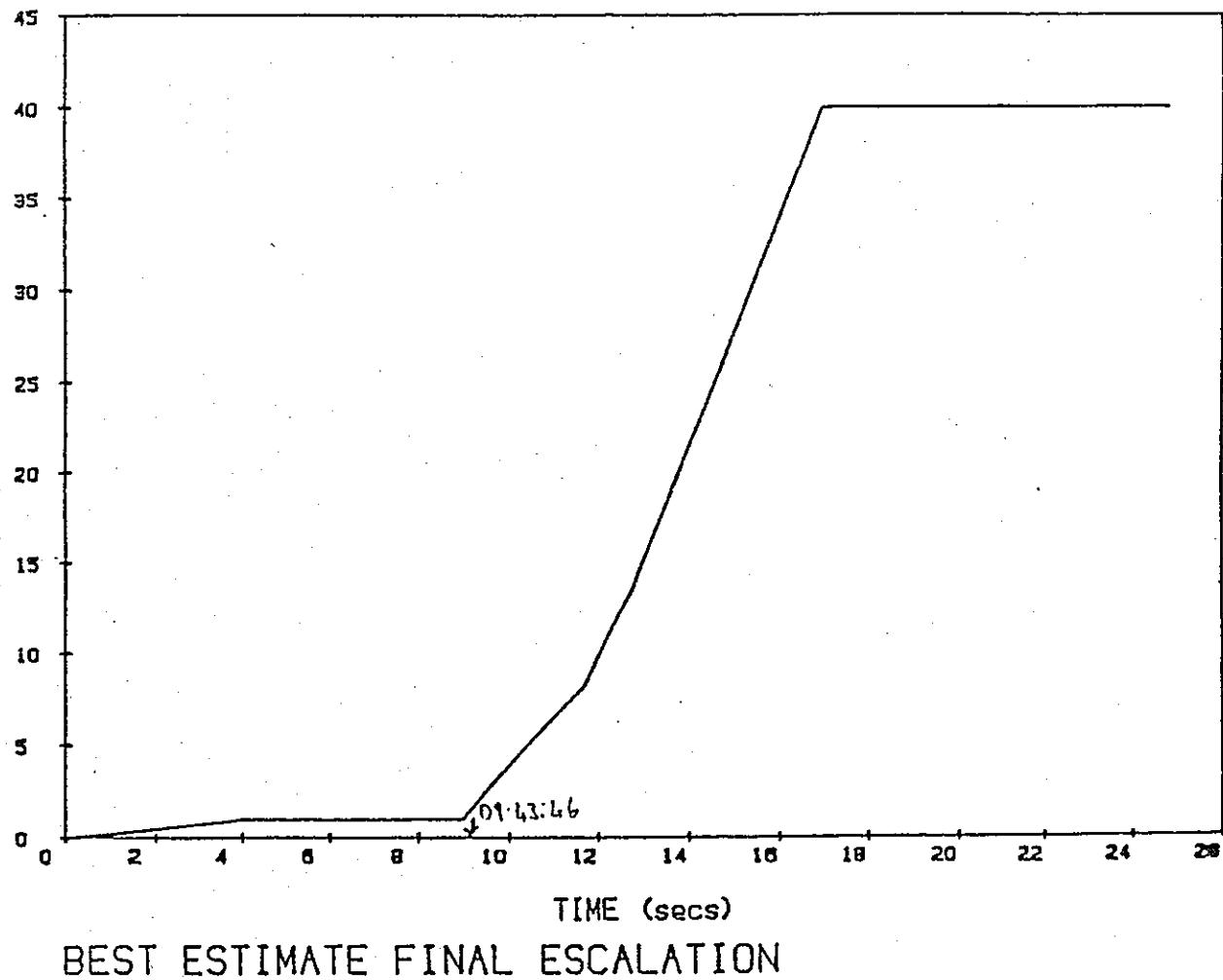


Figure 12

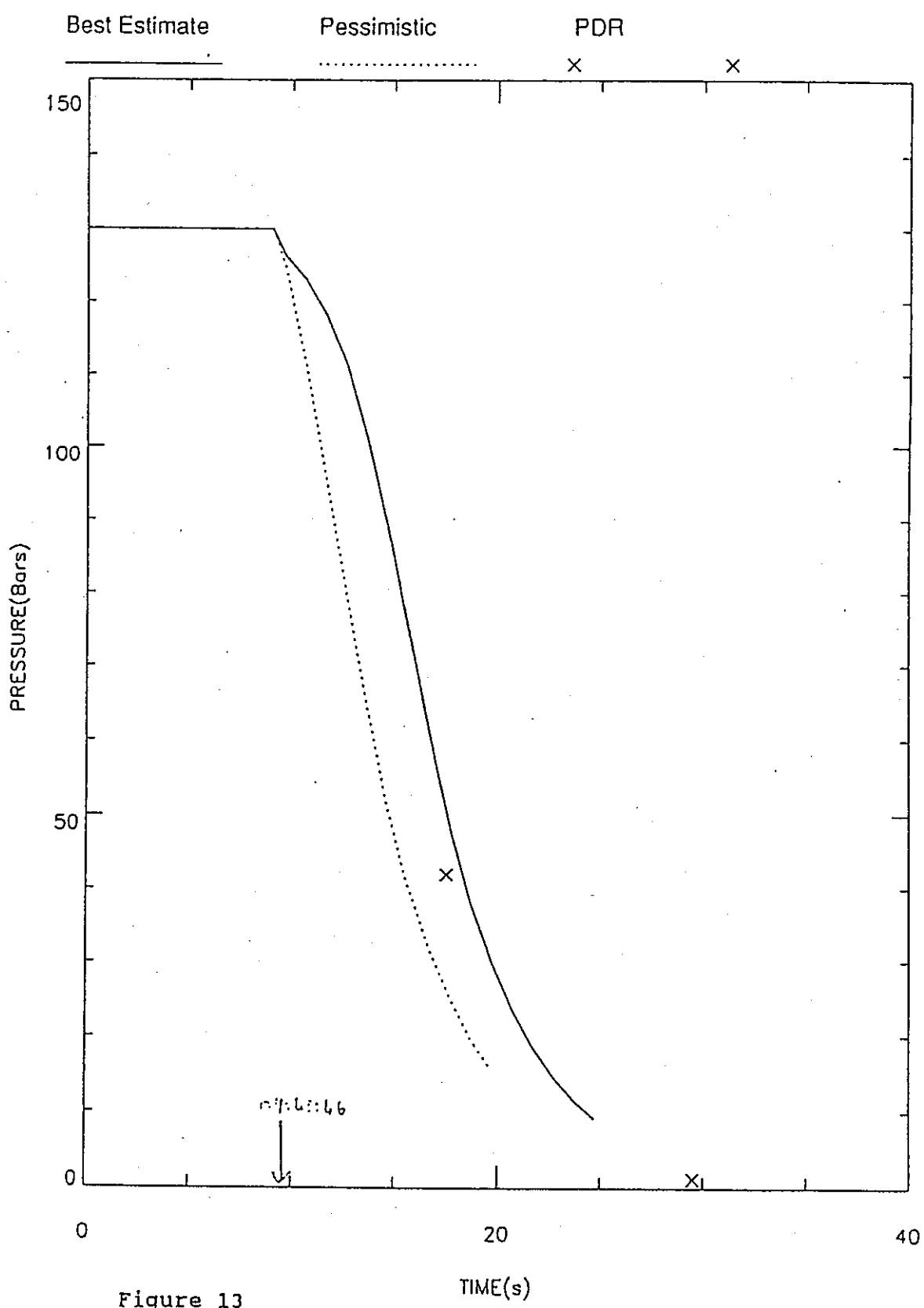


Figure 13

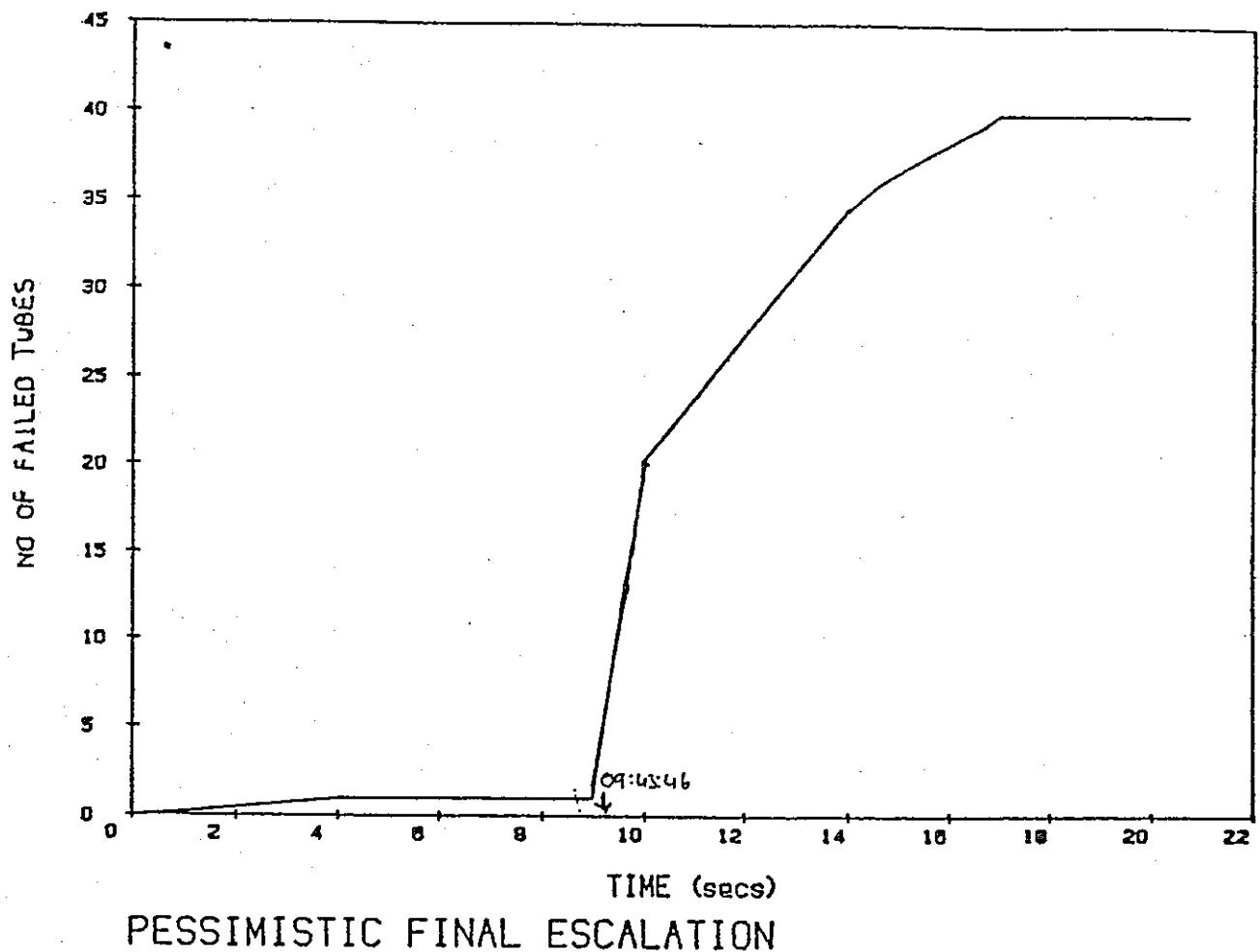


Figure 14

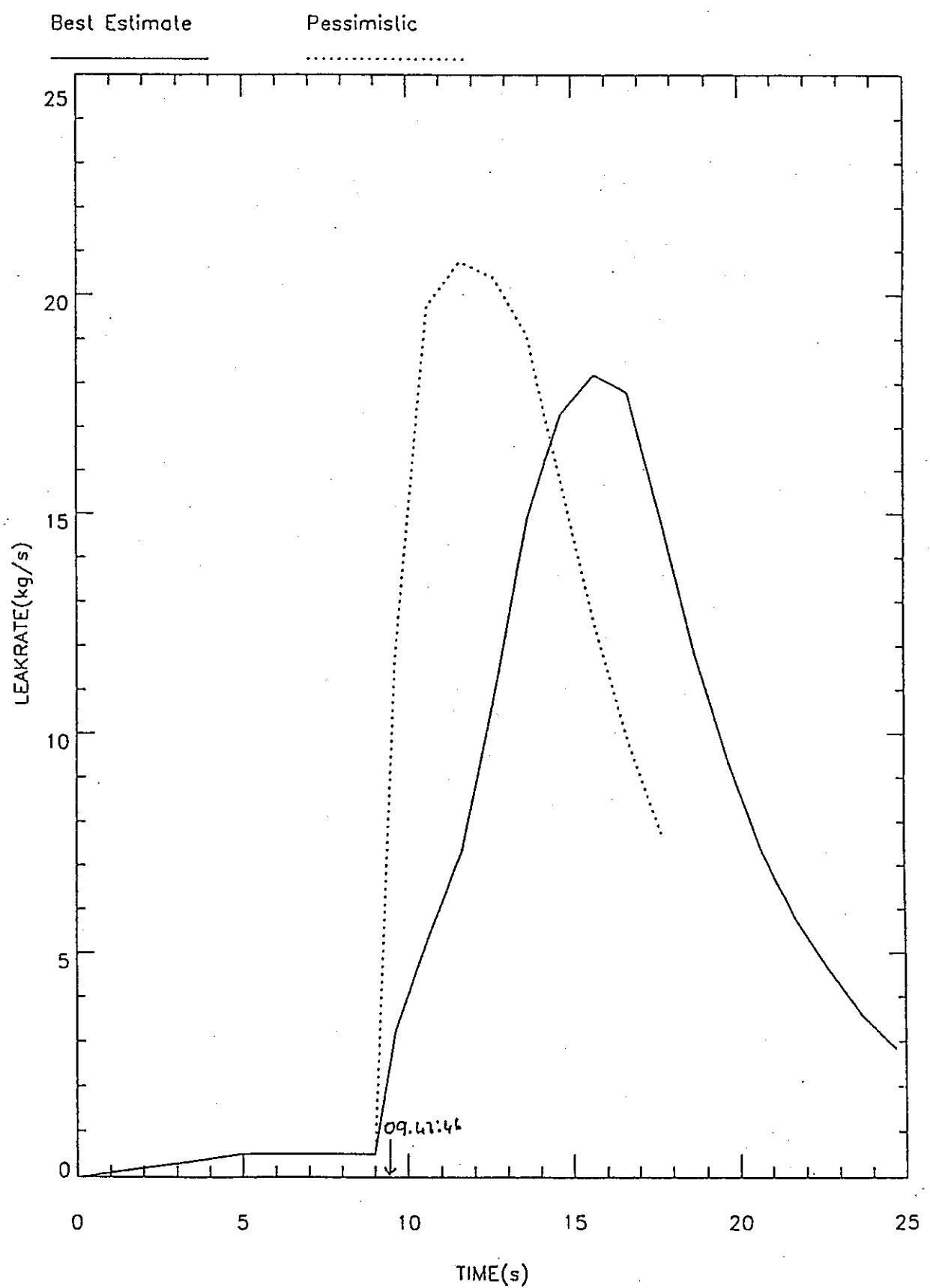


Figure 16

## APPENDIX-C

## 解析コード SELAH の概要

## 1. はじめに

解析コード SELAH は、2 次主冷却系各機器における液面変動、カバーガス系の制御特性を解析する目的で開発されたものである、これを使用して SG 伝熱管破損事故時のカバーガス圧力の計算を行っている。以下にその概要を示す。

## 2. 適用範囲

本コードは、2 次冷却系設置された各種の機器（図1 参照）に異常（ポンプトリップ、弁誤動作）が発生した場合及び SG 伝熱管破損事故が生じた場合におけるカバーガス圧力、ナトリウム液位等の応答を弁などの機器動作を考慮して解析するものである。

## 3. 解析モデル

## (1) ナトリウム流動モデル

ナトリウム流体の主な仮定として以下のものを考える。

- (i) ナトリウムは 1 次元流とする。
- (ii) ナトリウム密度は温度依存とする。
- (iii) 摩擦係数及びその他の圧力損失係数は流量によらず一定とし、圧力は流量の n 乗特性とする。
- (iv) 配管からの熱損失は考えない。

この系についてエネルギー輸送とループ内のナトリウム流量及び系内各部の液面挙動を解析する。

圧縮性粘性流体の基本式は下記で与えられる。

## ・ 質量保存則

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial G}{\partial Z} = 0$$

## ・ 運動量保存則

$$\frac{1}{g} \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial (G^2 / \rho)}{\partial Z} = - \frac{\partial P}{\partial Z} - \frac{f |G| G^{n-1}}{2 \rho g D} - \rho$$

ここで、  $G$  : 質量流量

$g$  : 重力加速度

$P$  : 圧力

$\rho$  : 密度 $D$  : 流路径 $f$  : 摩擦係数

## (2) カバーガス系モデル

カバーガスとしては、アルゴンガスと水素ガスの混合ガスを理想気体と考え、その状態式に従うものとする。

なお、カバーガス系は、以下に示す圧力空間を考慮し、理想気体の状態式より、ガス圧を求める。

カバーガス（混合ガス）圧  $P_g$  は、理想気体の状態式より

$$P_g = \frac{1}{V} \cdot M_g \cdot R_g \cdot T_g$$

ここで、 $V$  : 容積

$M_g$  : カバーガス（混合ガス）質量

$T_g$  : カバーガス（混合ガス）温度

$R_g$  : カバーガス（混合ガス）気体定数

カバーガス（混合ガス）の質量は初期質量  $Mg^{\circ}$  と流入、流出量の積分量の和で表わされる。

$$Mg = Mg^{\circ} + \int (W_{ai} + Whi - Wg\bar{o}) dt$$

吸気側の弁を通過して流入するアルゴンガス質量流量  $W_{ai}$  は、

$$W_{ai} = Q_{ai} \cdot \rho_{ai}$$

$\rho_{ai}$  : 流入アルゴンガス比重量

$Q_{ai}$  : 流入アルゴンガス体積流量

排気側の弁を通過して流出するカバーガス（混合ガス）質量流量  $Wg\bar{o}$  は、

$$Wg\bar{o} = Qg\bar{o} \cdot \rho g\bar{o}$$

$\rho g\bar{o}$  : 流出カバーガス（混合ガス）比重量

$Qg\bar{o}$  : 流出カバーガス（混合ガス）体積流量

ここでナトリウムー水反応によってカバーガス（混合ガス）中へ移行していく水素ガス流量  $Whi$  は、水リーク率と発生する水素ガスがカバーガス（混合ガス）中へ移行する量から算出して求める。移行する量は、ナトリウムー水反応試験の結果から求めた。

ここで  $Q$  は弁を通過するガスの体積流量であり、次式で表せる。

$$Q = 404Cv\sqrt{\frac{hv \cdot Pm}{G \cdot T^*}}$$

$Cv$  : 弁の  $Cv$  値

$hv$  : 弁差圧

$Pm$  : 平均圧力

$G$  : ガスの比重

$T^*$  : ガス温度

カバーガスの温度  $T^*$  は、エネルギーバランスにより求める。

$$Cpg \frac{d(Mg \cdot Tg^*)}{dt} = Cpa \cdot Wai \cdot Ta^* + Cph \cdot Whi \cdot Th^* - Cpg \cdot Wg\bar{o} \cdot Tg^* + UA(T_{Na}^* - Tg^*)$$

$Cp$  : 定圧比熱

$M$  : 質量

$U$  : 热貫流率

$A$  : Na 液面断面積

$T^*$  : 温度

添え字

$g$  : カバーガス (混合ガス)

$a$  : アルゴンガス

$h$  : ナトリウムー水反応によってカバーガス中へ移行してくる水素ガス

$i$  : 流入

$\bar{o}$  : 流出

### (3) 境界条件

計算時、外部入力としてデータテーブル等で与える変数は下記である。

- (i) 中間熱交換器出口ナトリウム温度
- (ii) 空気冷却器出口ナトリウム温度
- (iii) 過熱器出口ナトリウム温度
- (iv) 蒸発器出口ナトリウム温度
- (v) 過熱器、蒸発器のダウンカマ部平均温度
- (vi) 過熱器、蒸発器の内筒部平均温度

また、カバーガス系の下記条件も外部入力として入力する。

- (i) 供給母管、排気母管におけるアルゴンガス圧力
- (ii) ポンプ軸封ガス流量

## 4. SELAH の妥当性について

SELAH は、上述のように「もんじゅ」の 2 次冷却系の液位変動挙動を評価するために開発されたコードである。もんじゅ総合機能試験(以下「SKS」という)において、SELAH による解析結果と試験結果の比較を実施し、SELAH による解析が、実機の液位挙動をよく模擬できることを確認している。SKS における試験結果と SELAH による解析結果の比較評価結果の例(ポンプトリップの場合)を図 2 及び図 3 に示す。

ポンプトリップ時には、ポンプ主モータがトリップし、コーストダウンしてポンピングモータに引き継がれて流量が低下するとともに、ナトリウムの流路も蒸気発生器側から空気冷却器側に切り替えられる。一方、過熱器、蒸発器の液面については、カバーガスが均圧されるとともに、流量低下によって液位は一旦低下し、その後、流動アンバランスにより過熱器と蒸発器の間で液面の揺動を生じ、徐々に整定することになる。このようなトリップ時の流量及び液面挙動に関し SELAH の解析結果が、実機の試験結果を良く模擬できていることが分かる。

「もんじゅ」の 2 次冷却系の過渡的な液位変動挙動は、カバーガス圧力、2 次冷却材流量の変動によって現れるものであり、上記の SKS における試験結果と SELAH 解析結果の比較より、ポンプトリップ事象のような 2 次冷却材流量が大きく変化し、系内の圧力バランスが大きく変化する事象に対しても液位挙動を良く模擬できていることから、SELAH の解析モデル(ナトリウム側の流動の扱いとガスの圧力評価のモデル)は妥当なものである。

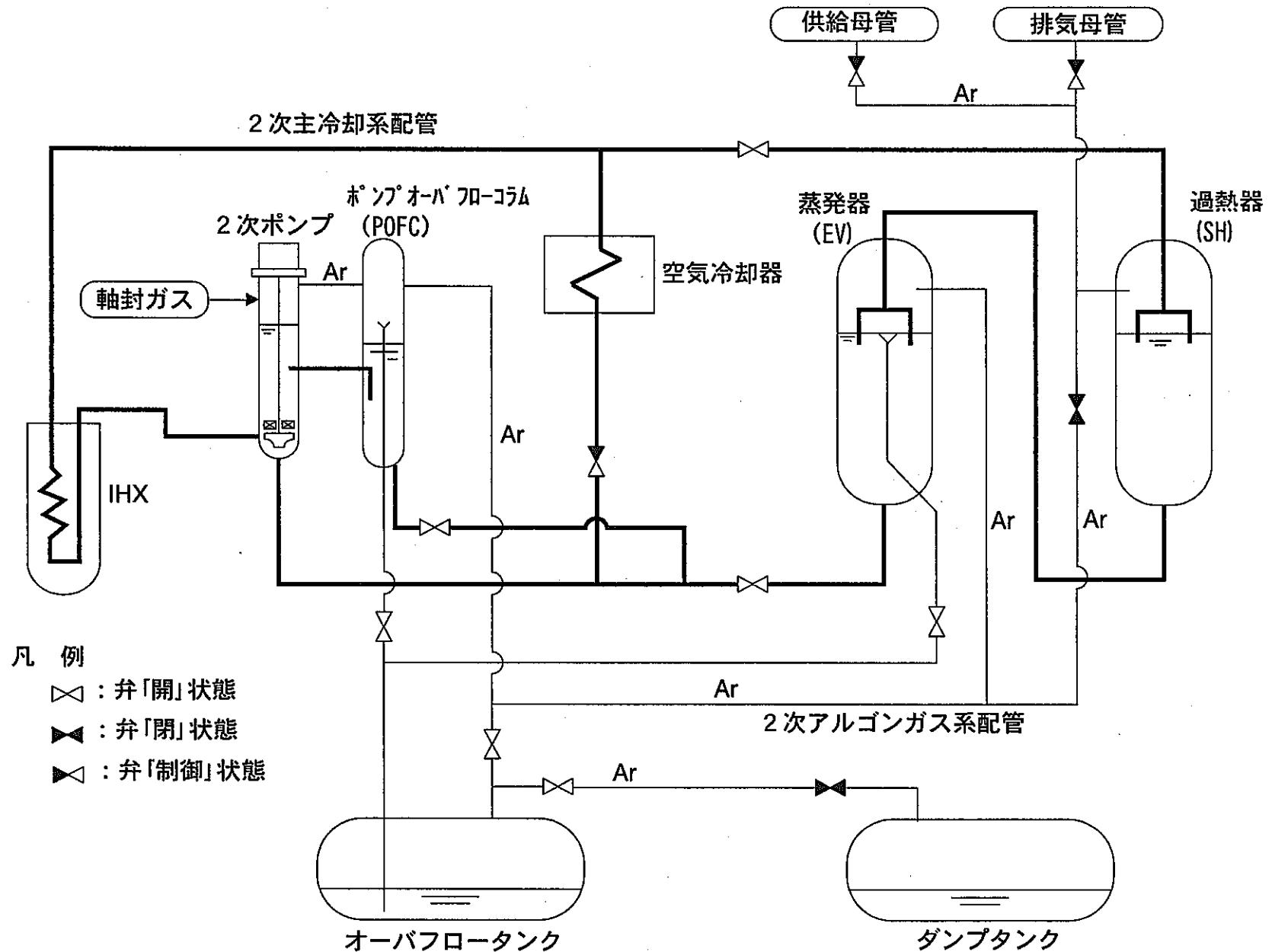


図 1 解析モデルの範囲

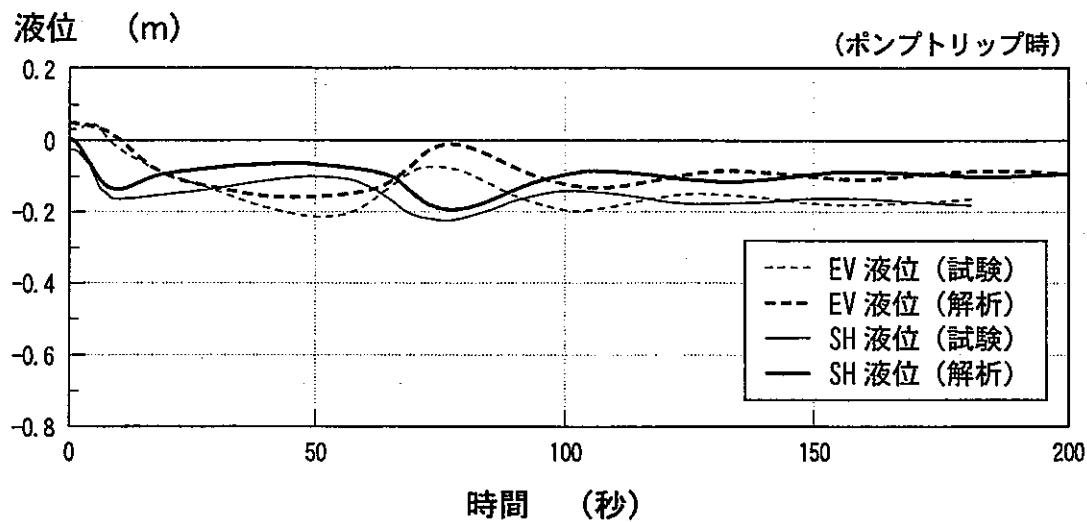


図2 SELAH 解析結果と SKS 試験結果の比較 (トリップ時 S G 液位)

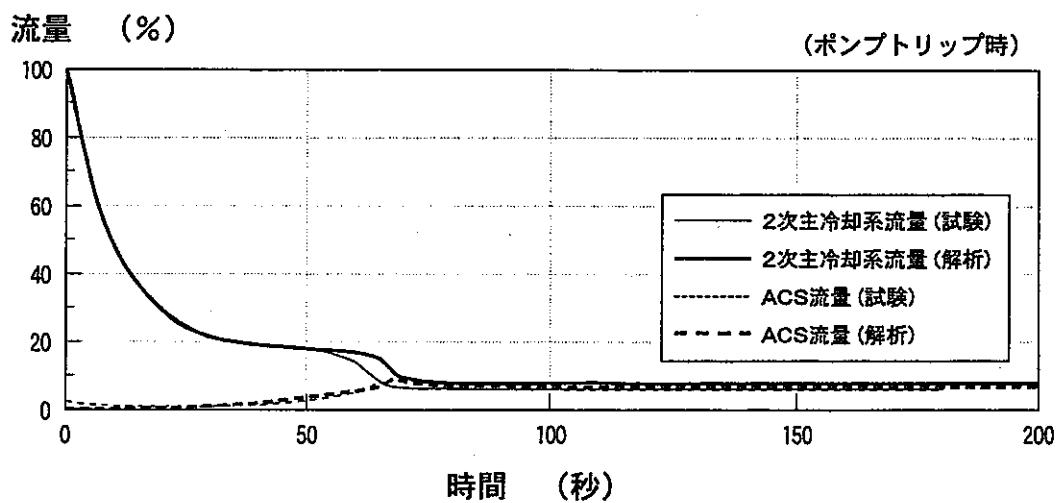


図3 SELAH 解析結果と SKS 試験結果の比較 (トリップ時流量)

## APPENDIX-D

### 水リーク率の高温ラプチャ評価への影響

#### 1. はじめに

高温ラプチャを考慮すべき水リーク率の下限値を1.5kg/sと設定している。ここでは、1.5kg/sを下限とし、水リーク率をパラメータとした場合の全体加熱の入熱量を求め、高温ラプチャ評価への影響を確認する。

#### 2. 解析条件

パラメータである水リーク率は、下限値1.5kg/sから2.5kg/sの範囲で設定する。各水リーク率における全体加熱の入熱量は、リーク率に依存して発生する反応熱に基づき計算する。高温ラプチャ評価への影響では、設備改造後の蒸発器について、カバーガス圧力計検出、伝熱管初期肉厚3.5mmとした40%及び10%給水運転条件での最も厳しい部位（リンク）を対象とする。

#### 3. 解析結果

水リーク率と全体加熱の入熱量の関係を図1に示す。全体加熱の入熱量は、水リーク率が大きくなるに従い、ほぼリニアに増加し、運転条件（定格、40%給水、10%給水）による差は小さい。

水リーク率とNaOHを含むナトリウム側の温度上昇の関係を図2に示す。ナトリウム側の温度上昇は、水リーク率が大きくなるに従い、ほぼリニアに増加している。ただし、40%及び10%給水運転条件では、定格運転条件に比べてナトリウム流量が少なく、ナトリウム側の温度上昇が大きくなっている。

水リーク率を1.5kg/s、2.0kg/s、2.5kg/sと変えた高温ラプチャ解析結果を表1～2及び図3～4に示す。水リーク率が大きいほど単位時間に発生する熱量が増加するものの、検出時間が短くなるため、水リーク率の下限値において、累積損傷和及び発生応力と引張り強さの比は最大となる。

#### 4. まとめ

水リーク率をパラメータとした発生熱量に基づく全体加熱の入熱量を求めた。また、それらの全体加熱の入熱量に基づき、水リーク率をパラメータとした高温ラプチャ評価を行った。その結果、水リーク率が大きくなるほど全体加熱の入熱量が大きくなるが、水リーク検出が早まるため、水リーク率下限値（1.5kg/s）での評価結果が最も厳しくなっている。

表1 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ(ノミナル・40%給水運転)  
 (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm: 溶接部肉厚)

運転条件	—	40%給水	40%給水	40%給水	40%給水	40%給水	40%給水
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結
水リード率	kg/s	—	1.5	—	2.0	—	2.5
水リード位置	—	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部
リンクNo.	—	9	8	9	8	9	8
水プローブ開始時間	s	12	12	9	9	5	5
伝熱管外径	mm	—	—	—	31.8	—	—
解析用寸法	mm	—	31.51×3.08	—	31.61×3.12	—	31.70×3.17
伝熱管材質	—	—	—	—	2-1/4Cr-1Mo鋼	—	—
(Na側条件)	—	—	—	—	—	—	—
初期温度	°C	332	328	332	328	332	328
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300
(水側条件)	—	—	—	—	—	—	—
給水流量	%	41	41	41	41	41	41
加熱前の温度	°C	323	316	323	316	323	316
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	11,000	10,800	11,000	10,800	11,000	10,800
管内圧力	MPa	13.0	13.0	13.0	13.0	13.0	13.0
(解析結果)	—	—	—	—	—	—	—
*2) ブロー 開始前	管壁温度	°C	902	900	852	849	729
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.1	82.4	82.4	82.4	112.1
	応力	N/mm <sup>2</sup>	61.0	61.0	60.2	60.2	59.4
	応力/ 引張強さ	—	0.74	0.74	0.73	0.73	0.53
ブロー 中の最 も厳し い条件	時間	s	6	9	0	0	2
	管壁温度	°C	1,004	1,019	852	849	809
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	59.8	56.4	82.4	82.4	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	47.1	41.9	60.2	60.2	52.0
	応力/ 引張強さ	—	0.79	0.74	0.73	0.73	0.63
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.31	0.27	0.19	0.17	0.065	0.066

\*1) 反応域温度は最高値

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

表2 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ(ノミナル・10%給水運転)  
 (設備改造後: カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm: 溶接部肉厚)

運転条件	—	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水	
		EV単独	EV単独	EV単独	EV単独	EV単独	EV単独	
水リード率	kg/s	—	1.5	—	2.0	—	2.5	
水リード位置	—	管束上部	管束中部	管束上部	管束中部	管束上部	管束中部	
リンクNo.	—	13	11	13	11	13	11	
水ブロー開始時間	s	14	14	11	11	7	7	
伝熱管外径	mm	—	—	—	31.8	—	—	
解析用寸法	mm	—	31.46×3.05	—	31.56×3.10	—	31.66×3.15	
伝熱管材質	—	—	—	—	2-1/4Cr-1Mo鋼	—	—	
(Na側条件)	—	—	—	—	—	—	—	
初期温度	°C	299	298	299	298	299	298	
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300	
(水側条件)	—	—	—	—	—	—	—	
給水流量	%	10	10	10	10	10	10	
加熱前の温度	°C	298	298	298	298	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	3,290	3,280	3,290	3,280	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6	
(解析結果)	—	—	—	—	—	—	—	
*2) ブロー 開始前	管壁温度	°C	829	819	841	836	772	772
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	82.4	82.4	82.4	93.6	93.5
	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.2	59.2	58.4	58.5	57.6	57.7
	応力/ 引張強さ	—	0.72	0.72	0.71	0.71	0.62	0.62
ブロー 中の最 も厳 しい条件	時間	s	0	21	0	21	0	21
	管壁温度	°C	829	1,067	841	1,067	772	1,065
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	45.8	82.4	45.8	93.6	46.1
	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.2	33.2	58.4	32.8	57.6	32.3
	応力/ 引張強さ	—	0.72	0.73	0.71	0.72	0.62	0.70
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.23	0.44	0.18	0.37	0.11	0.28	

\*1) 反応域温度は最高値

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

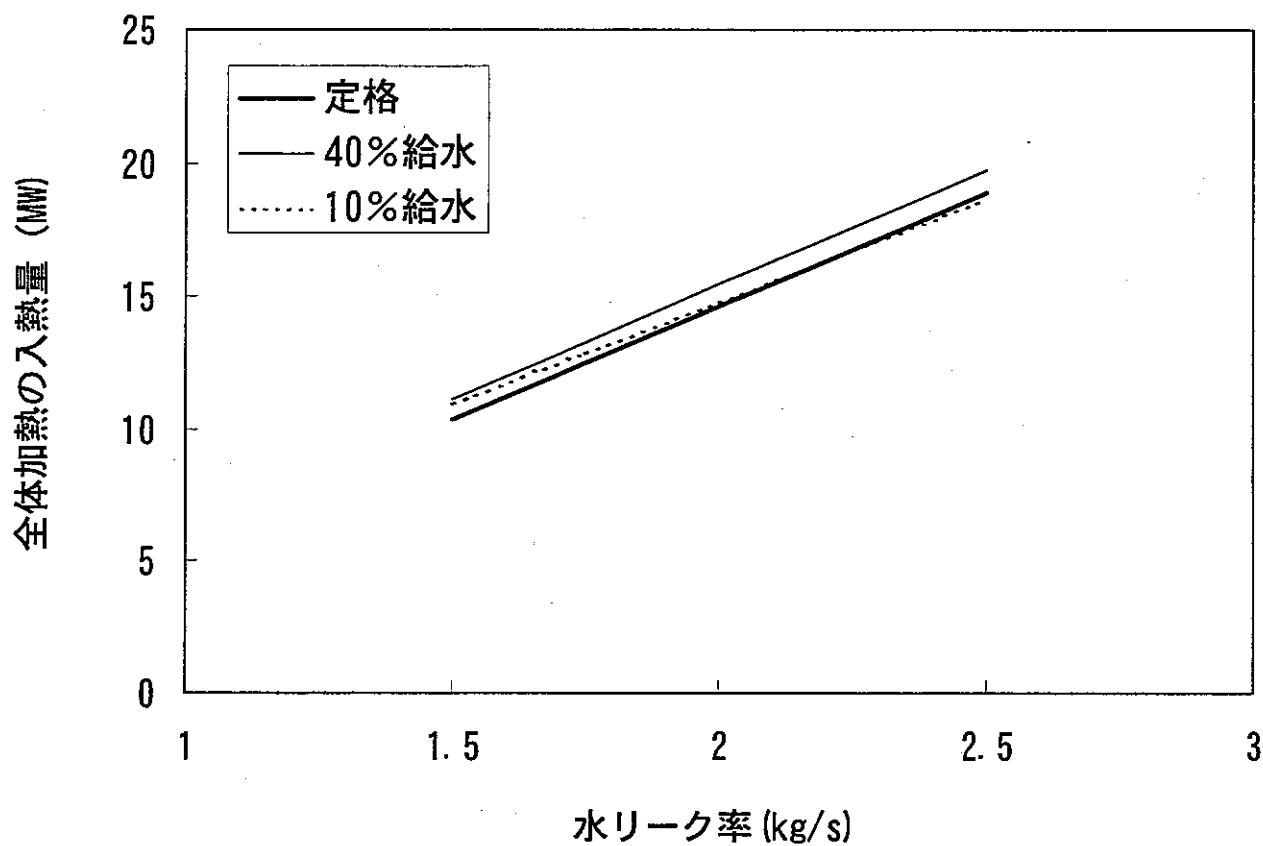


図1 水リーク率と全体加熱の入熱量の関係

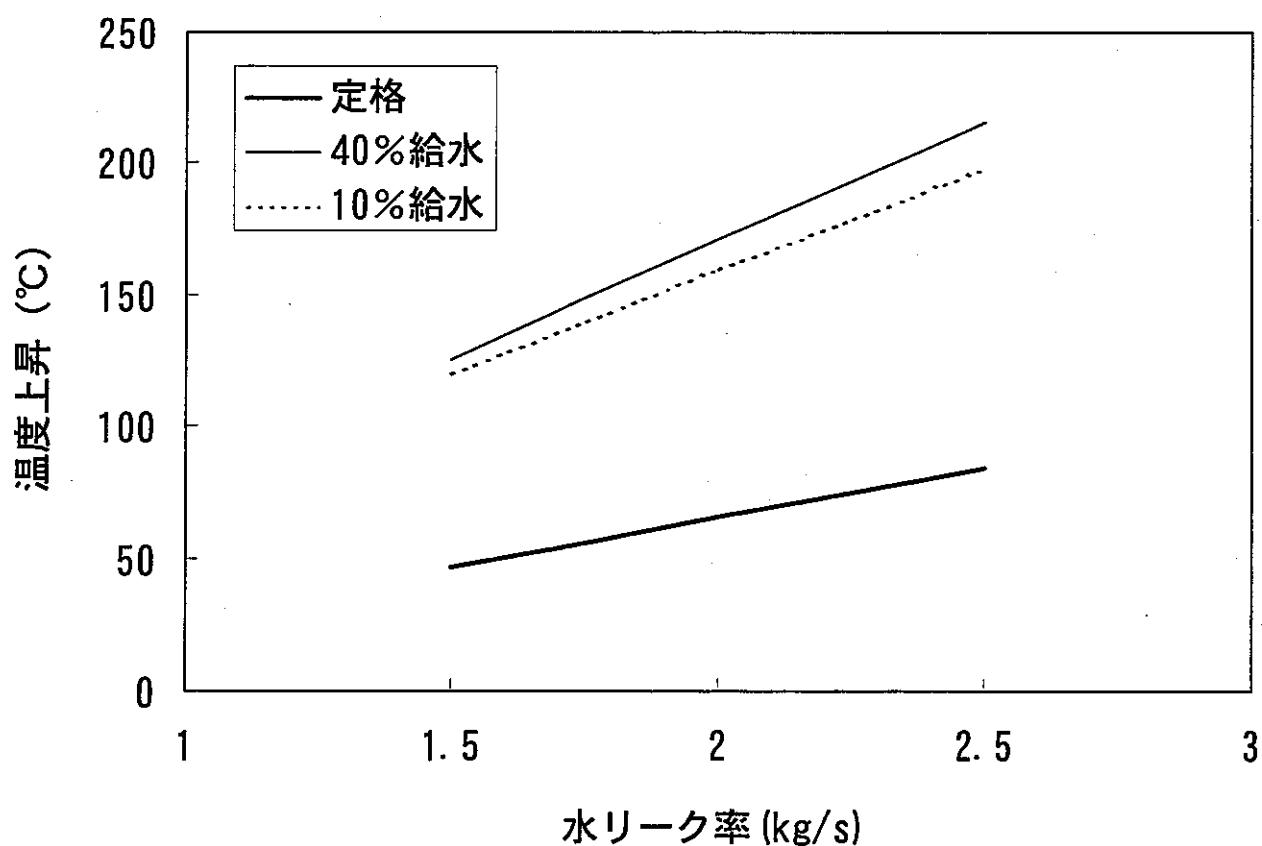


図2 水リーク率とナトリウム側温度上昇の関係

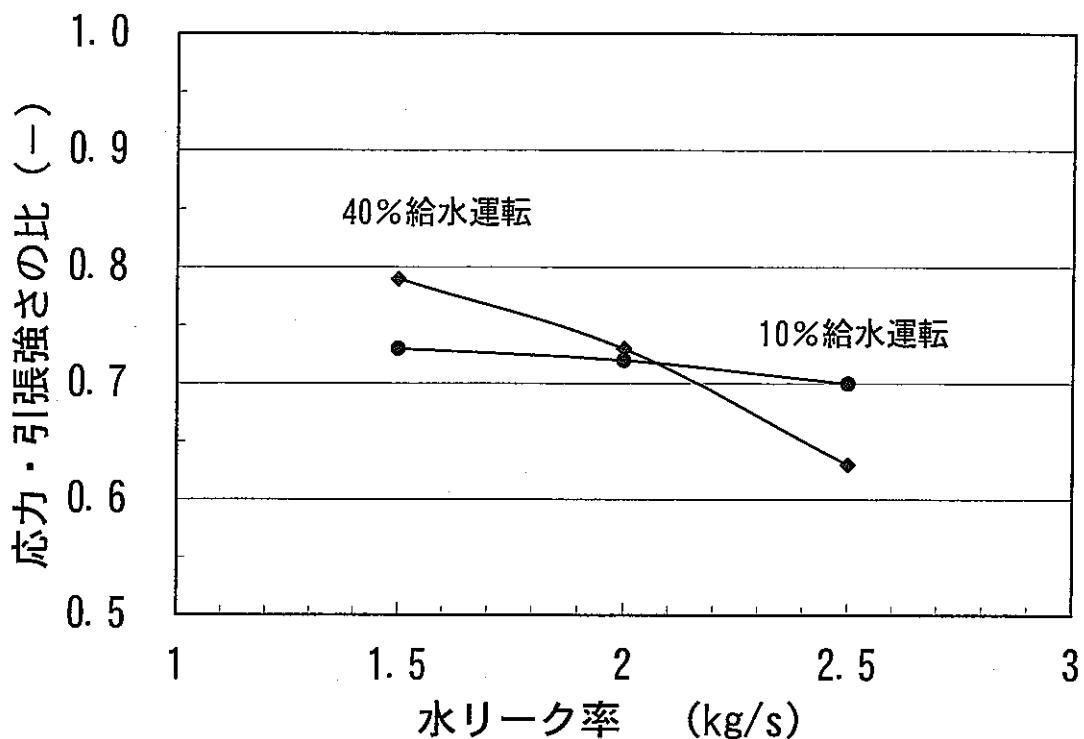


図3 水リーク率と応力・引張強さの比の関係

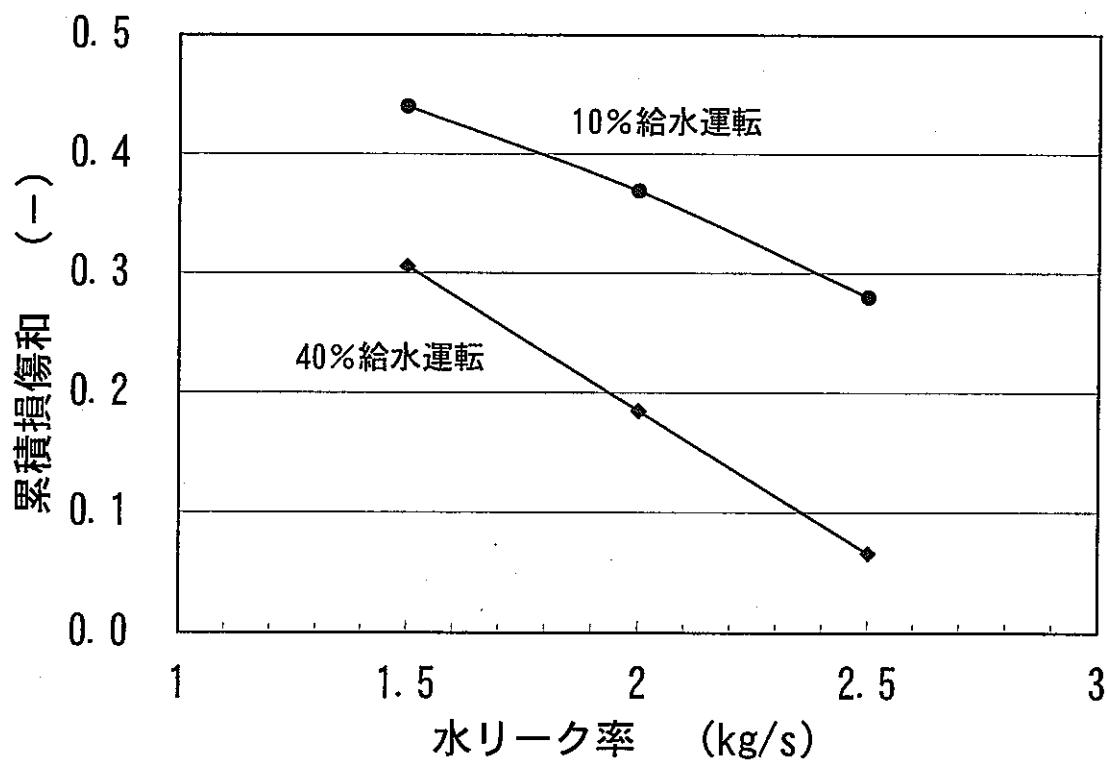


図4 水リーク率と累積損傷和の関係

## APPENDIX-E

### 設備改造前の高温ラプチャ評価

#### 1. はじめに

本文の第8章では、改造後の設備を対象とした「もんじゅ」SG 伝熱管の高温ラプチャ評価を実施した。ここでは、上記と同じ評価手法並びにナトリウム-水反応時の熱的条件等の評価条件を用いた、設備改造前の「もんじゅ」を対象とした高温ラプチャ評価の結果を示す。

#### 2. 解析条件

主要な解析条件は、以下に示すとおりである。

- 1) 評価対象 : 設備改造前
- 2) 伝熱管肉厚 : 4.02mm、3.5mm
- 3) 検出信号 : カバーガス圧力計信号、圧力開放板開放信号
- 4) 運転条件 : 定格、40%給水運転条件、10%給水運転条件

#### 3. 解析結果

設備改造前においてカバーガス圧力計信号により検出した場合の結果を表1～表4に示す。

カバーガス圧力計信号で検出した場合には、伝熱管肉厚が4.02mmのケースでは、40%給水運転条件の場合に応力と引張強さの比が最大で0.78、10%給水運転条件の場合に累積損傷和が最大で0.37となるが、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。また、制御誤差を考慮した評価では、40%給水運転条件の場合に応力と引張強さの比が最大で0.78、10%給水運転条件の場合に累積損傷和が最大で0.39となるが、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。

伝熱管肉厚が3.5mmのケースでは、40%給水運転条件の場合に応力と引張強さの比が最大で0.94、10%給水運転条件の場合に累積損傷和が最大で0.93となるが、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。また、制御誤差を考慮した評価では、40%給水運転条件の場合に応力と引張強さの比が最大で0.94、10%給水運転条件の場合に累積損傷和が最大で0.99となるが、延性破損、クリープ破損ともに発生する条件には達しない。

伝熱管肉厚3.5mmのケースでは、累積損傷和が0.99でクリープ破損の判定

条件の 1.0 に近い値となっているが、APPENDIX-F に示す伝熱管シンニング加工部の詳細構造解析から、母材部肉厚を 4.02mm、シンニング部肉厚を 3.5mm とした場合には、累積損傷和が一様減肉とした場合の 1/2 相当となるとの結果が得られていることから、実際には、大きな裕度を有している。また、ナトリウム-水反応による熱的条件等の解析条件にも十分な保守性を仮定していることから、十分な裕度が確保されていると判断できる。以上から、カバーガス圧力計信号で検出することにより、設備改造前の「もんじゅ」において高温ラプチャが発生することはないと判断される。

なお、カバーガス圧力計の作動を無視し、圧力開放板開放信号で検出した場合の結果を参考として表 5 に示す。

また、設備改造前の各解析について、最も厳しい部位のケースの結果を比較して表 6 に示す。

表1 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（ノミナル）  
 （設備改造前：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm：溶接部肉厚）

運転条件	—	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置	—	管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.	—	13	9	6	9	8	13	11	
水ブロー開始時間	s	14	14	14	15	15	18	18	
伝熱管外径	mm				31.8				
解析用寸法	mm	31.46×3.05（減肉を想定）		31.44×3.04（同左）		31.37×3.00（同左）			
伝熱管材質	—			2・1/4Cr-1Mo鋼					
(Na側条件)									
初期温度	°C	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
給水流量	%	100	100	100	41	41	10	10	
加熱前の温度	°C	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
ブロー <sup>*2)</sup> 開始前	管壁温度	°C	786	849	581	929	930	917	912
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	87.9	82.4	250.8	77.8	77.6	79.7	80.6
	応力	N/mm <sup>2</sup>	70.5	71.8	72.2	61.7	61.7	60.0	60.1
	応力/引張強さ	—	0.80	0.87	0.29	0.79	0.80	0.75	0.75
ブロー中の最も厳しい条件	時間	s	0	0	14	9	12	0	23
	管壁温度	°C	786	849	1028	1042	1048	917	1075
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	87.9	82.4	54.2	51.0	49.5	79.7	44.0
	応力	N/mm <sup>2</sup>	70.5	71.8	45.0	48.1	43.8	60.0	35.1
	応力/引張強さ	—	0.80	0.87	0.83	0.94	0.89	0.75	0.80
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.37	0.70	0.47	0.88	0.68	0.65	0.93	

\*1) 反応域温度は最高値

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水ブロー開始（時刻ゼロ）の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

表2 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（制御誤差考慮）  
 (設備改造前：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm：溶接部肉厚)

運転条件	—	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
		SH連結	SH連結	EV単独	EV単独
水リード位置	—	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部
リンクNo.	—	9	8	13	12
水ブロー開始時間	s	15	15	18	18
伝熱管外径	mm			31.8	
解析用寸法	mm	31.44×3.04(減肉を想定)		31.37×3.00(同左)	
伝熱管材質	—			2・1/4Cr-1Mo鋼	
(Na側条件)					
初期温度	°C	331	326	300	300
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,110	1,110
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	5,300	5,300
(水側条件)					
給水流量	%	39	39	4	4
加熱前の温度	°C	321	314	300	300
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	10,500	10,300	1,560	1,560
管内圧力	MPa	13.0	13.0	12.6	12.6
(解析結果)					
ブロー <sup>*2)</sup> 開始前	管壁温度	°C	932	933	845
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	77.4	77.3	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	61.5	61.5	60.0
	応力/ 引張強さ	—	0.80	0.80	0.73
					0.73
ブロー中の 最も厳しい 条件	時間	s	9	13	27
	管壁温度	°C	1041	1050	1068
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	51.1	48.9	45.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	48.0	42.7	34.8
	応力/ 引張強さ	—	0.94	0.87	0.77
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.84	0.66	0.80	0.99

\*1) 反応域温度は最高値 (SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

表3 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（ノミナル）  
 （設備改造前：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚4.02mm：実測平均値-3.5σ）

運転条件	—	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独	
水リーク位置	—	管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部	
リンクNo.	—	13	9	6	9	8	13	11	
水プロ一開始時間	s	14	14	14	15	15	18	18	
伝熱管外径	mm				31.8				
解析用寸法	mm	31.46×3.53（減肉を想定）		31.44×3.52(同左)		31.37×3.48(同左)			
伝熱管材質	—			2・1/4Cr-1Mo鋼					
(Na側条件)									
初期温度	°C	417	368	348	332	328	299	298	
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110	
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300	
(水側条件)									
給水流量	%	100	100	100	41	41	10	10	
加熱前の温度	°C	342	342	304	323	316	298	298	
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280	
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6	
(解析結果)									
プロ一 <sup>*2)</sup> 開始前	管壁温度	°C	789	848	596	923	924	912	907
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	86.6	82.4	230.2	78.7	78.6	80.5	81.3
	応力	N/mm <sup>2</sup>	60.1	61.2	61.6	52.6	52.6	51.1	51.1
	応力/引張強さ	—	0.69	0.74	0.27	0.67	0.67	0.64	0.63
プロ一中の最も厳しい条件	時間	s	0	0	13	9	12	0	23
	管壁温度	°C	789	848	1002	1035	1042	912	1072
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	86.6	82.4	60.3	52.5	50.9	80.5	44.7
	応力	N/mm <sup>2</sup>	60.1	61.2	40.8	41.0	37.4	51.1	29.9
	応力/引張強さ	—	0.69	0.74	0.68	0.78	0.73	0.64	0.67
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.15	0.27	0.17	0.33	0.26	0.26	0.37	

\*1) 反応域温度は最高値

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水プロ一開始（時刻ゼロ）の値

\*3) 水プロ一終了時点の値

表4 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ（制御誤差考慮）  
 (設備改造前：カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚4.02mm：実測平均値-3.5σ)

運転条件	—	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
		SH連結	SH連結	EV単独	EV単独
水リーク位置	—	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部
リンクNo.	—	9	8	13	12
水ブロー開始時間	s	15	15	18	18
伝熱管外径	mm			31.8	
解析用寸法	mm	31.44×3.52(減肉を想定)	31.37×3.48(同左)		
伝熱管材質	—	2・1/4Cr-1Mo鋼			
(Na側条件)					
初期温度	°C	331	326	300	300
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,110	1,110
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ・K)	4,300	4,300	5,300	5,300
(水側条件)					
給水流量	%	39	39	4	4
加熱前の温度	°C	321	314	300	300
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ・K)	10,500	10,300	1,560	1,560
管内圧力	MPa	13.0	13.0	12.6	12.6
(解析結果)					
ブロー <sup>*2)</sup> 開始前	管壁温度	°C	925	926	846
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	78.5	78.4	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	52.4	52.4	51.1
	応力/ 引張強さ	—	0.67	0.67	0.62
ブロー中の 最も厳しい 条件	時間	s	9	13	27
	管壁温度	°C	1035	1045	1066
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	52.7	50.3	46.0
	応力	N/mm <sup>2</sup>	40.9	36.4	29.6
	応力/ 引張強さ	—	0.78	0.72	0.64
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.31	0.25	0.32	0.39

\*1) 反応域温度は最高値 (SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

表5 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ  
 (設備改造前: 圧力開放板信号による検出、伝熱管肉厚4.02mm: 実測平均値-3.5σ)

運転状態	—	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
		SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	EV単独	EV単独
水リーク位置	—	管束上部	管束中部	管束下部	管束中部	管束下部	管束上部	管束中部
リンクNo.	—	13	9	6	9	8	13	11
水ブロー開始時間	s	43	43	43	43	43	54	54
伝熱管外径	mm				31.8			
解析用寸法	mm			30.77mm×3.19mm (減肉を想定)			30.50×3.05 (同左)	
伝熱管材質					2・1/4Cr-1Mo鋼			
(Na側条件)								
初期温度	°C	417	368	348	332	328	299	298
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300
(水側条件)								
給水流量	%	100	100	100	41	41	10	10
加熱前の温度	°C	342	342	304	323	316	298	298
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	76,400	35,700	22,100	11,000	10,800	3,290	3,280
管内圧力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6
(解析結果)								
ブロー <sup>*2)</sup> 開始前	管壁温度	°C	796	871	586	965	970	985
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	84.0	82.4	243.8	70.4	69.0	65.0
	応力	N/mm <sup>2</sup>	65.8	66.9	67.3	57.3	57.3	57.3
	応力/引張強さ	—	0.78	0.81	0.28	0.81	0.83	0.88
ブロー中の最も厳しい条件	時間	s	0	—	13	—	—	—
	管壁温度	°C	796	—	1011	—	—	—
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	84.0	—	58.3	—	—	—
	応力	N/mm <sup>2</sup>	65.8	—	44.5	—	—	—
	応力/引張強さ	—	0.78	—	0.76	—	—	—
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	—	0.93	>1	0.31	>1	>1	>1	>1

\*1) 反応域温度は最高値

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

表6 「もんじゅ」蒸発器解析条件と結果のまとめ  
 (設備改造前 : カバーガス圧力計信号による検出、伝熱管肉厚3.5mm : 溶接部肉厚)

運転条件	-	定格	40%給水	10%給水	40%給水	10%給水	
		SH連結	SH連結	EV単独	SH連結	EV単独	
		ノミナル		制御誤差考慮			
水リード位置	-	管束中部	管束中部	管束中部	管束中部	管束中部	
リンクNo.	-	9	9	11	9	12	
水ブロー開始時間	s	14	15	18	15	18	
(Na側条件)							
初期温度	°C	368	332	298	331	300	
反応域温度 <sup>*1)</sup>	°C	1,170	1,170	1,110	1,170	1,110	
反応時熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	4,300	4,300	5,300	4,300	5,300	
(水側条件)							
給水流量	%	100	41	10	39	4	
加熱前の温度	°C	342	323	298	321	300	
加熱前の熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> ·K)	35,700	11,000	3,280	10,500	1,560	
管内圧力	MPa	15.2	13.0	12.6	13.0	12.6	
(解析結果)							
ブロー <sup>*2)</sup> 開始前	管壁温度	°C	849	929	912	932	845
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	77.8	80.6	77.4	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	71.8	61.7	60.1	61.5	60.1
	応力/ 引張強さ	-	0.87	0.79	0.75	0.80	0.73
ブロー中 の最も厳 しい条件	時間	s	0	9	23	9	22
	管壁温度	°C	849	1042	1075	1041	1072
	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	51.0	44.0	51.1	44.8
	応力	N/mm <sup>2</sup>	71.8	48.1	35.1	48.0	36.1
	応力/ 引張強さ	-	0.87	0.94	0.80	0.94	0.81
累積損傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.70	0.88	0.93	0.84	0.99	

\*1) 反応域温度は最高値

\*2) 水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

\*3) 水ブロー終了時点の値

## APPENDIX-F

## 伝熱管シンニング加工部の詳細構造解析による損傷評価

## 1. 目的

もんじゅ蒸発器伝熱管の溶接部には 10mm 幅という狭い範囲で溶接開先合せのためのシンニング加工による薄肉部がある。高温ラップチャ解析では、このような薄肉部が存在することを考慮して、伝熱管全体の肉厚が一様に薄いものと仮定して保守的な強度評価を行っている。しかしながら、内圧を受ける円筒構造では、主要な応力は周方向であり、このような狭い幅での若干の薄肉は、変形拘束を受けて強度低下は生じにくいと考えられる。従って、伝熱管全体がすべて薄いものと仮定するのは過度に保守的な評価となるので、溶接部の構造形状・寸法に則した適切な値として定めるのが通常の設計でよく用いられている方法である。

ここでは、内圧を受ける円筒に対して、手法がほぼ確立されている軸対称弾クリープ有限ひずみ大変形 FEM 解析を実施し、溶接部のシンニング加工による一部薄肉構造を模擬したモデルと一様薄肉モデルの強度の違いを調べることにした。

## 2. 解析方法と条件

## (1) 解析方法

シンニング加工薄肉部を有する円筒が内圧を受けることに伴う軸対称弾クリープ有限ひずみ大変形解析を、比較的本問題への適用性がよいとされる Tresca の相当応力と Mises の相当クリープひずみを用いて、汎用非線形構造解析システム FINAS の FEM 解析モデルにより実施する。解析は、膨らみ変形による減肉が進行することで、内圧による応力が増大し、クリープひずみ速度が次第に加速し、終には急激な加速に至り安定した解が得られなくなるまで行うものとする。

## (2) 解析条件

解析条件を表 1 に示す。対象とする伝熱管形状・寸法、温度・圧力条件などは、下記のとおりである。

## (A) 溶接部の構造・形状を模擬したケース

評価に用いる伝熱管母材部の外径及び肉厚は、ヘリカルコイル加工前の公称寸法：外径  $D_o=31.8(\text{mm})$ 、肉厚  $t=4.02$  及び  $3.80(\text{mm})$  を基に、曲げ加工代、腐食代、及びウェステージによる減肉分を除いて、外径  $D_o=31.54$  及び  $31.46(\text{mm})$ 、肉厚  $t=3.57 \sim 3.31(\text{mm})$ とした。またシンニング部の肉厚は、曲げ加工後の値である  $3.50$  及び  $3.56(\text{mm})$  を基に、腐食代及びウェステージによる減肉分を除いて、 $3.15 \sim 3.05(\text{mm})$  を用いた。シンニング部の幅は全て  $10\text{mm}$  とした。即ち、シンニング加工量  $a=0.48 \sim 0.26(\text{mm})$ 、薄肉幅  $b=10(\text{mm})$ 、テーパ部幅  $c = a \times 6=2.88 \sim 1.56(\text{mm})$  とした。

なお、温度と圧力条件については、高温ラップチャ発生条件に比較的近い  $900^\circ\text{C}$ 、

14.7MPa (150atg) を全てのケースにおいて用いたが、別途パラメータサーベイを行い、温度・圧力条件が評価モデルの違いによる時間割増率に及ぼす影響の小さいことを確認した。

#### (B) 一様薄肉としたケース

曲げ加工後の値である 3.50 及び 3.56(mm)を基に、腐食代及びウェステージによる減肉分を除いた 3.15～3.05(mm)を一様肉厚として用いた。温度と圧力条件は 900°C, 14.7MPa (150atg) に固定した。

なお、以上の解析では改造後の設備を対象としてウェステージによる減肉量を算出したが、参考として改造前の設備についても、母材部初期肉厚  $t=4.02\text{mm}$ 、シンニング部加工後肉厚  $t=3.50\text{mm}$  のケースについて解析を行った。その条件を表 2 に示す。

- 構造解析に用いた材料物性・特性式は、

$$\text{縦弾性係数 } E = (19000 - 15T) \times 9.8 \text{ (MPa)}, \text{ ただし } T \text{ は温度}(\text{°C})$$

$$\text{クリープひずみ速度 } \dot{\varepsilon}_c = F \sigma^n (\%/\text{s}),$$

ただし、 $\sigma$  は応力(MPa)、 $F = \exp[-2.303[21775/Tk - 1128]]/9.8^n/n$ 、 $n = 7019/Tk$  ( $Tk$ :絶対温度で、1073～1198Kの範囲では 1198K) である。

- 境界条件を図 1 に示す。

### 3. 解析結果

#### 3.1 溶接部シンニング加工薄肉部の損傷評価

温度 900°C、圧力 14.7MPa を代表条件として、溶接部詳細形状を模擬した局部薄肉モデル及び一様薄肉モデルでのクリープひずみ量の時間推移をそれぞれ図 2 及び図 3 に示す。

さらに、両者が一定量のひずみに到達する時間の比を、それぞれ対応するケースについて求め、改造後の設備に対して表 3 に示す。なお、改造前の設備に対する解析結果も表 4 に示す。変態点を超え再結晶温度域となったときの破裂時のひずみは、延性が非常に高いことから、表 5 あるいは図 4 に示すように、内圧クリープ試験でも外径変化率で 40%には達している。裕度を考慮して 30%の相当クリープひずみ(ほぼ周方向クリープひずみに一致)とし、しかも最大となる内面で評価すると、母材部肉厚を 3.8mm、シンニング部肉厚を 3.5mm として評価したケースでは、3.5mm の一様薄肉とした場合に比べて 50%増の、また母材部肉厚を 4.02mm、シンニング部肉厚を 3.5mm とした場合には 100%増の時間裕度があることが分かった。すなわち、それぞれ累積損傷値が一様薄肉とした場合の 1/1.5 及び 1/2 相当と見ることができる。

表1 溶接開先薄肉加工影響評価に関する解析ケース(設備改造後)

温度・圧力条件		900°C・14.7MPa									
解析条件		定格	10%	定格	10%	定格	10%	参照1	参照2	参照3	参照4
評価部位		蒸発器管東部上部									
伝熱管外径	mm	31.8								31.8	
伝熱管母材部肉厚	mm	4.02	4.02	4.02	4.02	3.80	3.80	3.50	3.50	3.60	3.60
曲げ加工後肉厚	mm	3.98	3.98	3.98	3.98	3.76	3.76				
シンニング部肉厚	mm	3.50	3.50	3.56	3.56	3.50	3.50	3.50	3.50	3.56	3.56
腐食代除去後	mm	3.70	3.70	3.70	3.70	3.48	3.48				
評価用外径	mm	31.54	31.46	31.54	31.46	31.54	31.46	31.54	31.46	31.54	31.46
評価用母材部肉厚	mm	3.57	3.53	3.57	3.53	3.35	3.31	3.09	3.05	3.15	3.11
評価用薄肉部肉厚	mm	3.09	3.05	3.15	3.11	3.09	3.05	3.09	3.05	3.15	3.11
シンニング加工量(a)	mm	0.48	0.48	0.42	0.42	0.26	0.26	0.00	0.00	0.00	0.00
薄肉幅(b)	mm	10									
テーパ部長さ(c)	mm	2.88	2.88	2.52	2.52	1.56	1.56				
解析ケース名	—	W01	W02	W03	W04	W05	W06	WR01	WR02	WR03	WR04

表2 溶接開先薄肉加工影響評価に関する解析ケース(設備改造前)

温度・圧力条件		900°C・14.7MPa			
解析条件		定格	10%	参照5	参照6
評価部位		蒸発器管東部上部			
伝熱管外径	mm	31.8		31.8	
伝熱管母材部肉厚	mm	4.02	4.02	3.50	3.50
曲げ加工後肉厚	mm	3.98	3.98		
シンニング部肉厚	mm	3.50	3.50	3.50	3.50
腐食代除去後	mm	3.70	3.70		
評価用外径	mm	31.44	31.37	31.44	31.37
評価用母材部肉厚	mm	3.52	3.48	3.04	3.00
評価用薄肉部肉厚	mm	3.04	3.00	3.04	3.00
シンニング加工量(a)	mm	0.48	0.48	0.00	0.00
薄肉幅(b)	mm	10		10	
テーパ部長さ(c)	mm	2.88	2.88		
解析ケース名	—	W07	W08	WR05	WR06

表3 溶接開先薄肉加工影響評価に関する解析結果(設備改造後)

温度・圧力条件		900°C・14.7MPa					
伝熱管外径 D <sub>o</sub> ・肉厚 t(mm)		31.8 <sup>OD</sup> × 4.02 <sup>t</sup>				31.8 <sup>OD</sup> × 3.8 <sup>t</sup>	
シンニング部肉厚(mm)		3.50		3.56		3.50	
評価条件		定格及び40%	10%給水条件	定格及び40%	10%給水条件	定格及び40%	10%給水条件
評価用外径(mm)	31.54	31.46	31.54	31.46	31.54	31.46	31.46
評価用母材部肉厚(mm)	3.57	3.53	3.57	3.53	3.35	3.31	
評価用薄肉部肉厚(mm)	3.09	3.05	3.15	3.11	3.09	3.05	
シンニング加工量 a(mm)	0.48	0.48	0.42	0.42	0.26	0.26	
薄肉幅 b(mm)	10						
テープ部長さ c(mm)	2.88		2.52		1.56		
1%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	9.2	8.6	10	9.3	7.7	7.2
	一様薄肉 (s)	5.9	5.5	6.6	6.2	5.9	5.5
	局部薄肉/一様薄肉時間比 (-)	1.56	1.56	1.52	1.50	1.31	1.31
10%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	74.3	69.6	79.8	74.6	59.8	56.1
	一様薄肉 (s)	43.1	40.3	49.1	45.8	43.1	40.3
	局部薄肉/一様薄肉時間比 (-)	1.72	1.73	1.63	1.63	1.39	1.39
20%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	117	110	124	116	90.8	85.1
	一様薄肉 (s)	62.7	58.4	71.3	66.6	62.7	58.4
	局部薄肉/一様薄肉時間比 (-)	1.87	1.88	1.74	1.74	1.45	1.46
30%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	142	133	150	140	107	100
	一様薄肉 (s)	71.4	66.5	81.3	75.8	71.4	66.5
	局部薄肉/一様薄肉時間比 (-)	1.99	2.00	1.85	1.85	1.50	1.50
40%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	158	148	165	154	116	109
	一様薄肉 (s)	75.2	70.1	85.7	80.0	75.2	70.1
	局部薄肉/一様薄肉時間比 (-)	2.10	2.11	1.93	1.93	1.54	1.55

表 4 溶接開先薄肉加工影響評価に関する解析結果(設備改造前)

温度・圧力条件		900°C・14.7Mpa	
伝熱管外径 D <sub>o</sub> ・肉厚 t(mm)		31.8 <sup>OD</sup> × 4.02 <sup>t</sup>	
シンニング部肉厚(mm)		3.50	
評価用外径(mm)		31.44	31.37
評価用母材部肉厚(mm)		3.52	3.48
評価用薄肉部肉厚(mm)		3.04	3.00
シンニング加工量 a(mm)		0.48	0.48
薄肉幅 b(mm)		10	
テーパ部長さ c(mm)		2.88	2.88
1%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	8.4	7.8
	一様薄肉 (s)	5.4	5.0
	局部薄肉/一様薄肉 時間比 (-)	1.56	1.56
10%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	68.3	63.6
	一様薄肉 (s)	39.6	36.7
	局部薄肉/一様薄肉 時間比 (-)	1.72	1.73
20%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	108	100
	一様薄肉 (s)	57.3	53.3
	局部薄肉/一様薄肉 時間比 (-)	1.88	1.88
30%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	131	123
	一様薄肉 (s)	65.4	60.7
	局部薄肉/一様薄肉 時間比 (-)	2.00	2.03
40%ひずみ到達時間	局部薄肉 (s)	146	136
	一様薄肉 (s)	68.6	64.0
	局部薄肉/一様薄肉 時間比 (-)	2.13	2.13

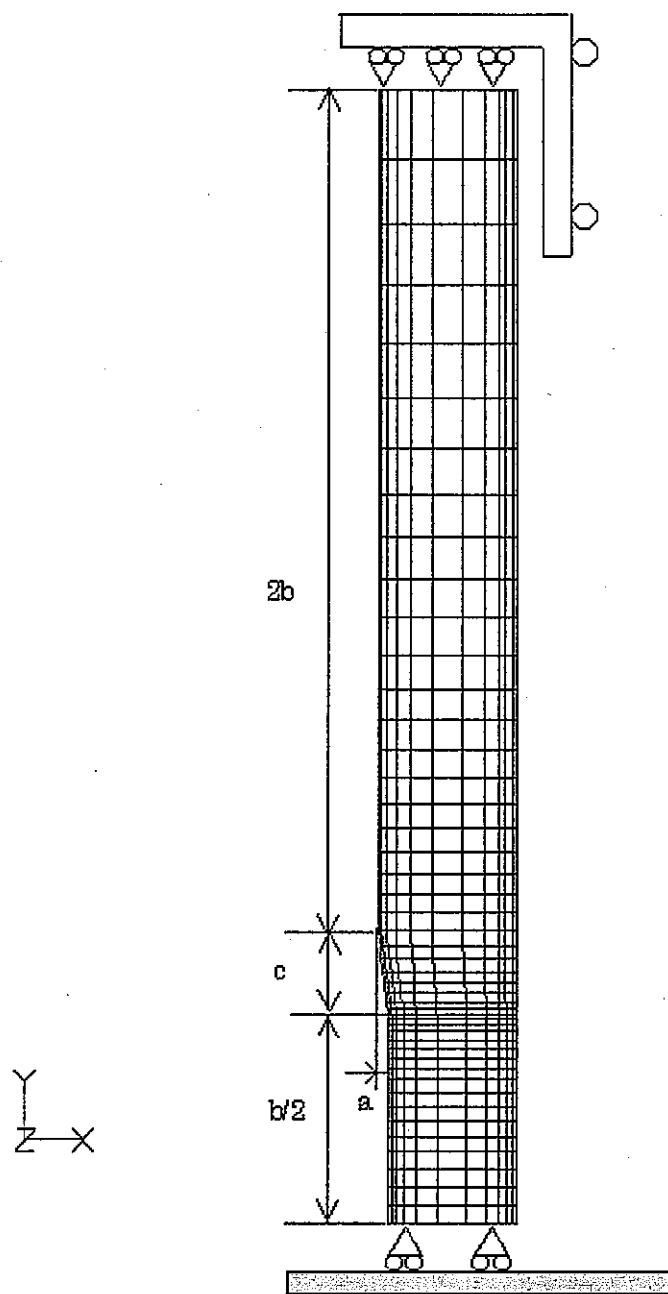


図1 伝熱管断面形状と境界条件の設定

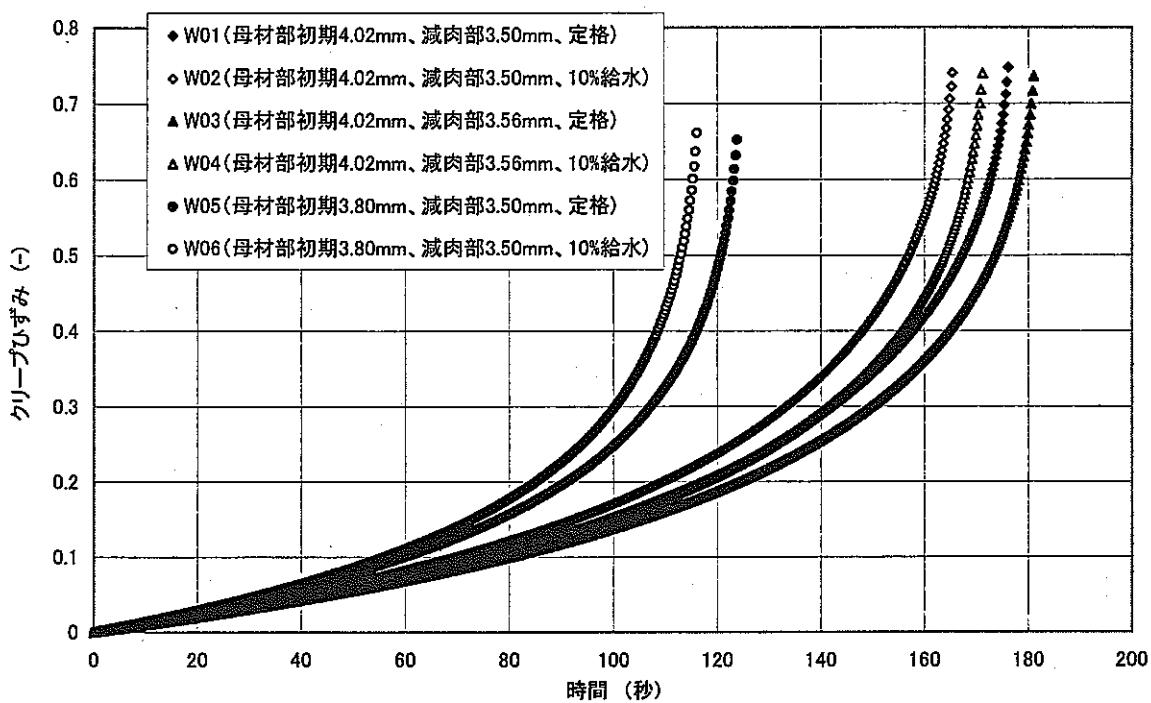


図2 局所減肉モデルのクリープひずみ量の時間推移

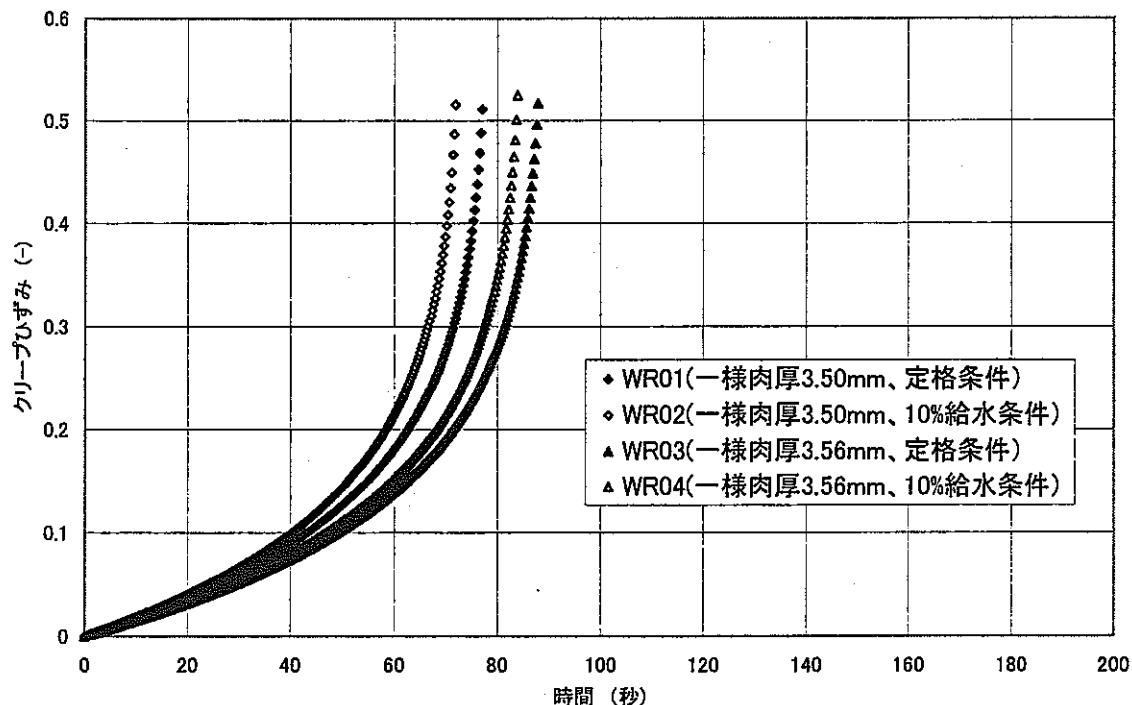


図3 一様減肉モデルのクリープひずみ量の時間推移

表 5 伝熱管の内圧破裂試験結果一覧

温度 (°C)	圧力 (MPa)	外径 (mm)	肉厚 (mm)	公称応力 (N/mm <sup>2</sup> )	破裂時間 (s)	破裂後 外径変化率 (%)	内圧破裂時間 (s)
1200	9.9	30.6	3.65	37.16	5.6	V	約50
1107	15.0	31.75	4.04	52.57	6.1	V	50以上
1081	11.4	31.4	3.20	50.79	12.5	V	50以上
1004	11.2	27.15	1.90	74.69	8.4	V	50以上
1185	8.7	30.9	3.80	31.61	16.1	V	50以上
1199	5.4	30.7	3.74	19.60	119.4	V	約40
1100	8.7	30.8	3.73	32.16	87.4	V	約40
1170	10.6	30.8	3.70	39.45	7.4	V	50以上
1147	11.2	31.6	3.17	50.77	3.3	V	50以上
1196	10.3	31.7	4.10	35.32	7.6	V	約50
1125	10.7	29.5	3.00	47.80	6.9	V	50以上
992	11.6	27.65	2.00	74.67	11.0	V	50以上
1028	6.8	27.65	2.00	43.40	93.4	V	50以上
							95

(備考)Vは風船が割れるような破裂型、Lは縦方向に裂ける口唇型の破損形態を示す。

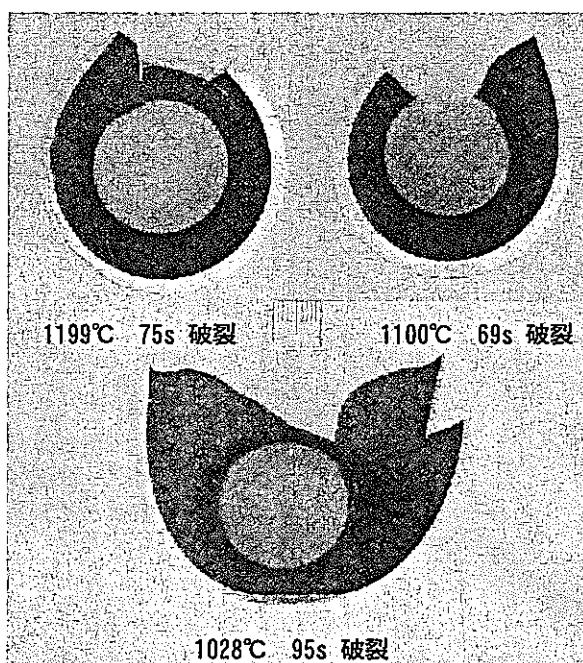


図 4 伝熱管の内圧クリープ破裂試験での破断部断面外観写真

APPENDIX-G

### 高温ラプチャ評価の主な解析条件

高温ラプチャ評価では、図1に示すように水リーク検出時間解析及び急速ブローダウン解析を行い、水リーク検出時間及び急速ブロー時の伝熱管内の水・蒸気の流量、圧力及びエンタルピを計算する。

急速ブローダウン解析で求めた結果からナトリウムー水反応時に加熱される伝熱管の水・蒸気温度、圧力及び伝熱管と水・蒸気の熱伝達率を計算する。高温ラプチャ解析では、この計算結果と水リーク検出時間、などから伝熱管の温度及び応力を求め、引張り強さとの比、累積損傷和を計算する。

ここでは、急速ブローダウン解析及び高温ラプチャ解析に加え水リーク検出時間解析について、それぞれに使用した解析入力値と機器仕様値を整理した。その結果を表1～表3に示す。

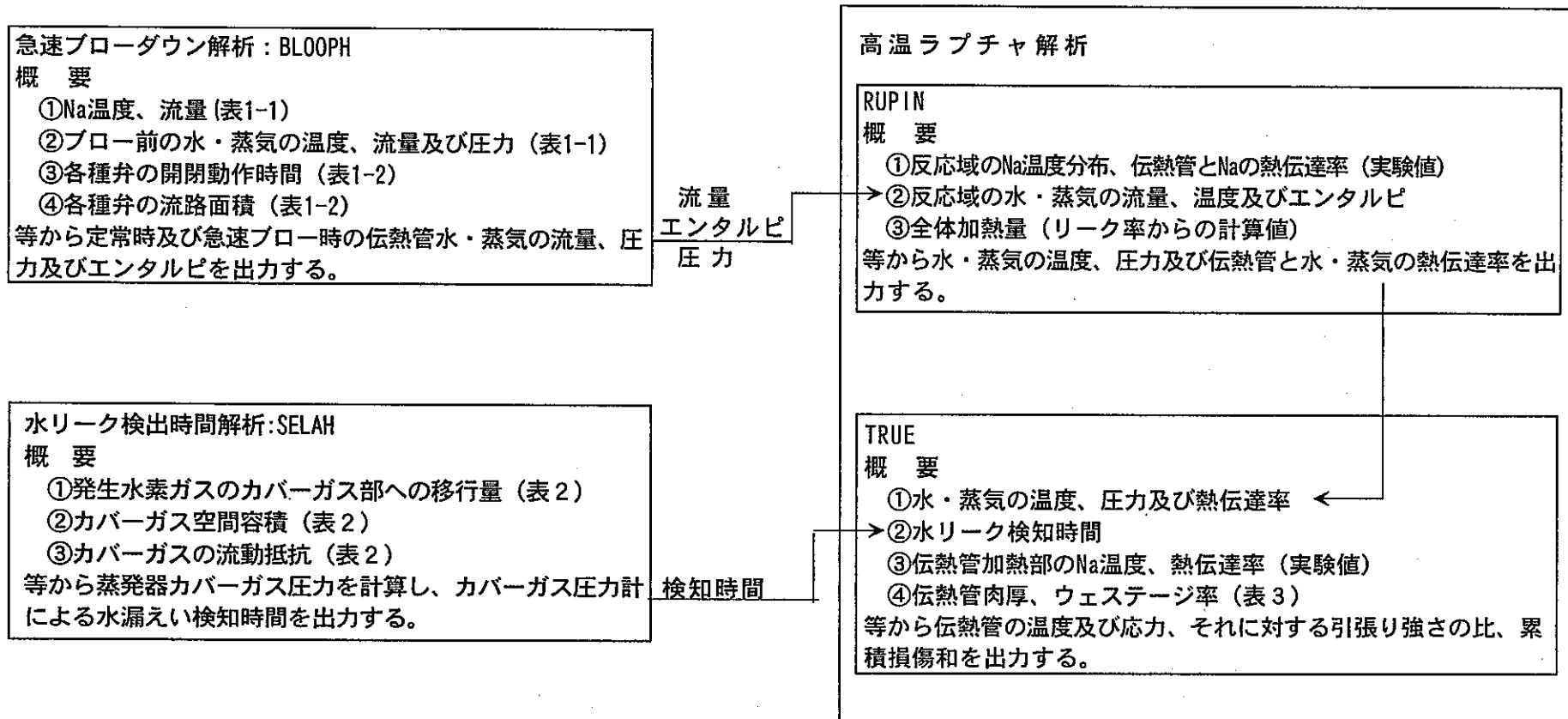


図1 高温ラプチャ型破損評価の流れ

表1-1 急速ブローダウン解析(解析初期条件:公称値ベース)

伝熱管の破損形態		高温ラプチャ型破損	
使用解析コード		BLOOPHコード	
項目		解析パラメータ等	備考
定格流量	SH入口Na温度	505°C	EV出入口ナトリウム温度は、安全解析使用値と同じ。 また、給水流量は安全解析の方が大きく設定されているので保守的に公称値を使用。 水リーク検出後の2次ポンプトリップ時の2次ナトリウム流量フローコーストダウンは、添付1参照。
	SH出口Na温度	469°C	
	EV入口Na温度	469°C	
	EV出口Na温度	325°C	
	Na流量	1036kg/s	
	EV給水温度	240°C	
	EV出口蒸気温度	368°C	
	SH入口蒸気温度	368°C	
	SH出口蒸気温度	487°C	
	給水流量	105kg/s	
運転条件 40%給水流量	EV入口給水圧力	15.3MPa	水リーク検出後の2次ポンプトリップ時の2次ナトリウム流量フローコーストダウンは、添付1参照。
	SH出口蒸気圧力	13.0MPa	
	SH入口Na温度	489°C	
	SH出口Na温度	456°C	
	EV入口Na温度	456°C	
	EV出口Na温度	284°C	
	Na流量	399kg/s	
	EV給水温度	195°C	
	EV出口蒸気温度	368°C	
	SH入口蒸気温度	368°C	
10%給水流量	SH出口蒸気温度	486°C	水リーク検出後の2次ポンプトリップ時の2次ナトリウム流量フローコーストダウンは、添付1参照。 10%給水流量時は、EV単独運転を行うことから、蒸気はSHに流入しない。
	給水流量	43.1kg/s	
	EV入口給水圧力	13.0MPa	
	SH出口蒸気圧力	12.7MPa	
	SH入口Na温度	300°C	
	SH出口Na温度	300°C	
	EV入口Na温度	300°C	
	EV出口Na温度	290°C	
	Na流量	399kg/s	
	EV給水温度	195°C	

表1-2 急速プローダウン解析(弁作動条件)

弁名称	BLOOPHコード 解析パラメータ等		弁仕様	社内検査等	備考
	高温ラブチャ型破損				
給水止め弁	空気作動式仕切弁		空気作動式仕切弁	—	弁の設置場所は、添付2参照。 *: 従来、解析余裕として更に1秒見込んでいた。
	1		数量(個/ループ)	1	
	水リーコ信号発信より1秒後		「閉」開始時間*	—	
	5秒		全閉時間	5±0.5秒	
	10B		弁サイズ	10B	
	圧縮空気		駆動源	圧縮空気	
SH入口止め弁	空気作動式仕切弁		空気作動式仕切弁	—	弁の設置場所は、添付2参照。 *: 従来、解析余裕として更に1秒見込んでいた。
	1		数量(個/ループ)	1	
	水リーコ信号発信より1秒後		「閉」開始時間*	—	
	5秒		全閉時間	5±0.5秒	
	12B		弁サイズ	12B	
	圧縮空気		駆動源	圧縮空気	
EV入口放出弁	空気作動式 アングル弁		空気作動式 アングル弁	—	弁の設置場所は、添付2参照。 *: 定格運転条件で弁放出容量360t/hとなるよう流路面積を設定。 **: 従来、解析余裕として更に1秒見込んでいた。 ***: 構造図より算出。原子力設備の技術基準の逃し弁を参考に放出容量を計算すると約1100t/hとなり、前後の配管を考慮しても十分な容量を確保できる見込みである。
	2		数量(個/ループ)	2	
	水リーコ信号発信より1秒後		「開」開始時間**	—	
	1秒		全閉時間	1±0.5秒	
	3B		弁サイズ	3B	
	—		のど部断面積	3850mm <sup>2</sup> ***	
EV出口放出弁	1180mm <sup>2</sup> *		流路面積	—	
	圧縮空気		駆動源	圧縮空気	
	電磁式放出弁		電磁式放出弁	—	弁の設置場所は、添付2参照。 本弁は、電磁式弁であり信号により瞬時に開となることから、全閉時間を0.3秒とした。 *: 定格運転条件で弁放出容量122t/h/個となるよう流路面積を設定。 **: 従来、解析余裕として更に1秒見込んでいた。 ***: 放出容量を満足するのど部断面積は、火力用の技術基準に基づき2043mm <sup>2</sup> と計算されている。
	3		数量(個/ループ)	3	
	水リーコ信号発信より1秒後		「開」開始時間**	—	
	0.3秒		全閉時間	—	
	65mm		弁サイズ	65mm	
	—		のど部断面積	2043***~2067mm <sup>2</sup>	
	2700mm <sup>2</sup> *		流路面積	—	
	電磁式		駆動源	電磁式	

表1-2 急速ブローダウン解析(弁作動条件)

弁名称	BLOOPHコード 解析パラメータ等	高温ラブチャ型破損			備考
		弁仕様	社内検査等		
SH入口放出弁	電磁式放出弁		型 式	電磁式放出弁	—
	2		数量(個/ループ)	2	—
	水リーグ信号発信より1秒後		「開」開始時間**	—	—
	0.3秒		全開時間	—	—
	65mm		弁サイズ	65mm	—
	—		のど部断面積	2043***~2067mm <sup>2</sup>	2051mm <sup>2</sup>
	2640mm <sup>2</sup> *		流路面積	—	—
	電磁式		駆動源	電磁式	—
SH出口放出弁	電磁式放出弁		型 式	電磁式放出弁	—
	2		数量(個/ループ)	2	—
	水リーグ信号発信より1秒後		「開」開始時間**	—	—
	0.3秒		全開時間	—	—
	65mm		弁サイズ	65mm	—
	—		のど部断面積	2043***~2067mm <sup>2</sup>	2051mm <sup>2</sup>
	2770mm <sup>2</sup> *		流路面積	—	—
	電磁式		駆動源	電磁式	—
EV出口ドレン弁	モータ作動式 アングル弁		型 式	モータ作動式 アングル弁	—
	1		数量(個/ループ)	1	—
	水リーグ信号発信より7秒後		「開」開始時間**	—	—
	36秒		全開時間	36秒以内	20秒
	4B		弁サイズ	4B	—
	—		のど部断面積	5675mm <sup>2</sup> ***	—
	1800mm <sup>2</sup> *		流路面積	—	—
	電動モータ		駆動源	電動モータ	—
SH出口ドレン弁	モータ作動式 アングル弁		型 式	モータ作動式 アングル弁	—
	1		数量(個/ループ)	1	—
	水リーグ信号発信より2秒後		「開」開始時間**	—	—
	36秒		全開時間	36秒以内	25~26秒
	4B		弁サイズ	4B	—
	—		のど部断面積	5675mm <sup>2</sup> ***	—
	1800mm <sup>2</sup> *		流路面積	—	—
	電動モータ		駆動源	電動モータ	—

表1-2 急速プローダウン解析(弁動作条件)

弁名称	BLOOPHコード 解析パラメータ等		高温ラブチャ型破損		備考
	逆止弁		弁仕様	社内検査等	
SH出口逆止弁	逆止弁		型式	逆止弁	—
	1		数量(個/ループ)	1	—
	—		「開」開始時間	—	弁の設置場所は、添付2参照。 圧力が上流く下流となった時点で瞬時「閉」として計算。
	—		全開時間	—	
	14B		弁サイズ	14B	
	上流/下流差圧		駆動源	上流/下流差圧	
	モータ作動式仕切弁		型式	モータ作動式仕切弁	—
SH出口止め弁	1		数量(個/ループ)	1	—
	水リーコ信号発信 より1秒後		「開」開始時間	—	弁の設置場所は、添付2参照。 SH出口逆止弁の方が早く作動することから、解析では逆止弁を使用。
	133		全開時間	133秒以下	
	14B		弁サイズ	14B	
	圧縮空気		駆動源	圧縮空気	—

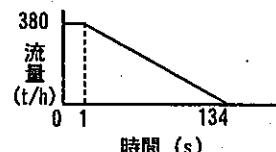
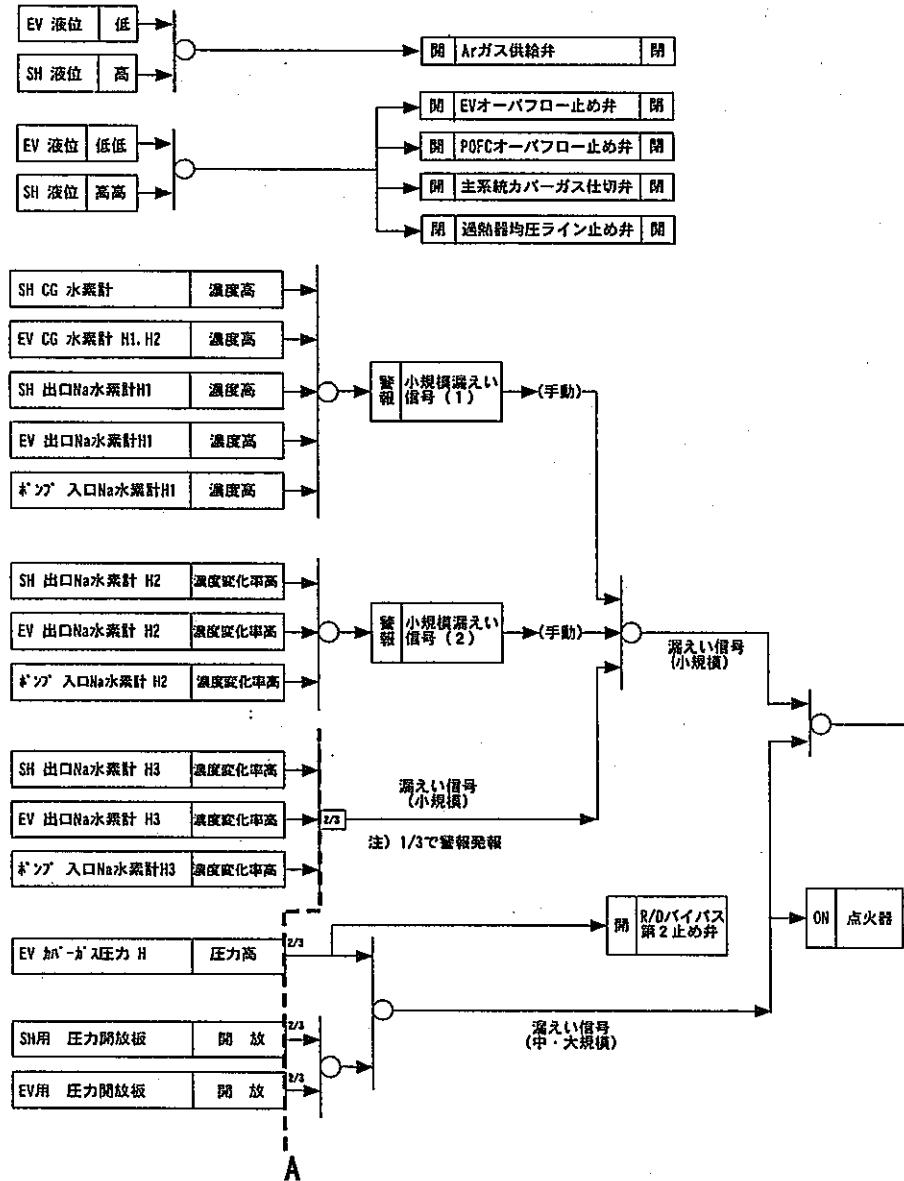


表2 水リーク時検出時間解析

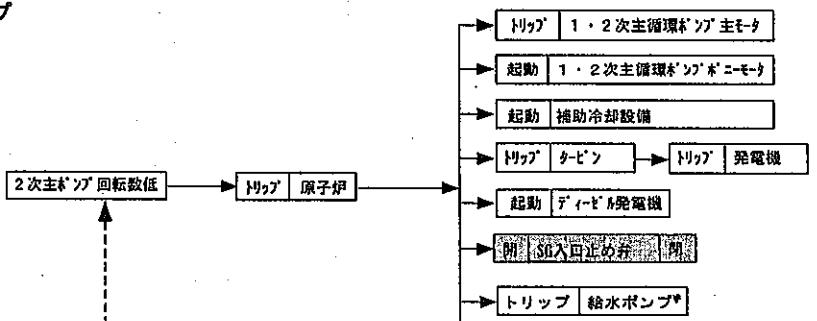
伝熱管の破損形態 使用解析コード		高温ラブチャ型破損 SELAHコード			
項目		解析パラメータ等	仕様	社内検査等	備考
カバーガス空間への水素ガス移行量	f・T値	300K・mol-H <sub>2</sub> /mol-H <sub>2</sub> O	—	—	Na-水反応試験の結果から中規模リーク時の圧力上昇を小さくする値として設定。添付3参照。
2次主冷却系カバーガス部とタンクカバーガス部の流動抵抗	Cv=120	—	—	—	カバーガス仕切弁及びオーバフロー弁(添付4参照)を中間開度とする。その時の流動抵抗は、添付5参照。
カバーガス空間容積	2次主冷却系側力 バーガス容積	44m <sup>3</sup>	—	—	内訳は、以下のとおり 蒸発器:21.0m <sup>3</sup> 、過熱器:21.7m <sup>3</sup> 2次主循環ポンプ:1.0m <sup>3</sup> ポンプオーバフローカラム:0.44m <sup>3</sup>
	タンクカバーガス容積	130m <sup>3</sup>	—	—	ダンプタンクのカバーガス止め弁を開とする。 オーバフロータンクの容量153m <sup>3</sup> から、タンク内のNa容積を差し引いた130m <sup>3</sup> とした。
カバーガス空間隔離インタロック設定値	過熱器液位「高高」	+245mm	+200±45mm		蒸発器及び過熱器の液位計の設置場所については、添付4参照。
EVカバーガス圧力計	圧力「高」設定値	247kPa	—	—	設定値245kPaに測定誤差±2kPaを考慮している。
SG圧力開放板	設定圧	—	294±29kPa	287~297kPa	EVカバーガス圧力計を追加設置することで、EVカバーガス圧力計で確実に水リークを検知できることから、解析では使用していない。

表3 高温ラプチャ解析

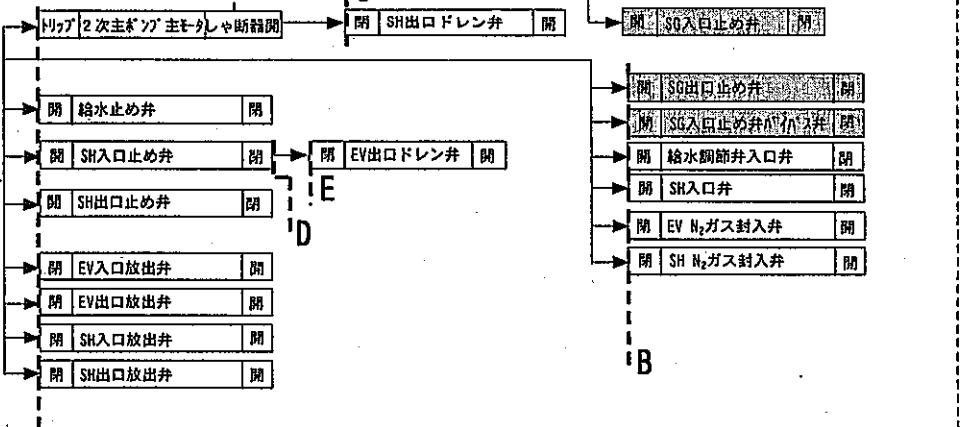
伝熱管の破損形態		高温ラプチャ型破損	
使用解析コード		RUPIN、TRUEコード	
項目		解析パラメータ等	備考
初期水リーケ設定	初期水漏えい率	1500g/s	
	初期リーケ噴出角度	—	高温反応領域に隣接伝熱管が包まれ、全周に渡ってウェステージするとして解析しているため、特に考慮せず。
伝熱管	肉厚	3.22mm	最小肉厚(溶接部*:3.5mm)-腐食代(0.28mm)
		3.70mm	最小肉厚(一般部*:3.98mm)-腐食代(0.28mm) *:曲げ加工後
ウェステージ率	配置	—	最も厳しい伝熱管1本に着目してラプチャ評価を行うため、伝熱管相互の配置は、考慮していない。
		—	初期リーケ率ではセルフウェステージが生じないことから、評価では考慮していない。
Na側状態量	セルフウェステージ	—	初期リーケ率ではセルフウェステージが生じないことから、評価では考慮していない。
	ターゲットウェステージ	0.012mm/s	中規模リーケの実験データから設定。添付6参照。
水・蒸気側状態量	初期EV入口温度	300~469°C	給水流量条件(10%、40%、定格)に応じて温度を設定。
	反応ジェット温度分布	最高温度を1170°C (又は1110°C)とするコサイン温度分布	中規模の水リーケ試験(SWAT-3:Run16, 17, 19)の反応ジェット温度を包絡するよう設定。
水・蒸気側状態量	水・蒸気減圧曲線	BLOOPHの計算結果を入力	添付7参照。
破損の判断		伝熱管発生応力が引張り強さを上回った場合、又は累積損傷和が1を上回った場合。	



## 健全ループ



## 漏えいループ



## 凡例

図示例	: ナトリウム弁
E V	: 蒸発器
S H	: 過熱器
C G	: カバーガス
S G	: 蒸気発生器
*	: 給水ポンプは、各ループ共通

参考図 水リーク信号警報・インタロック

添付 1

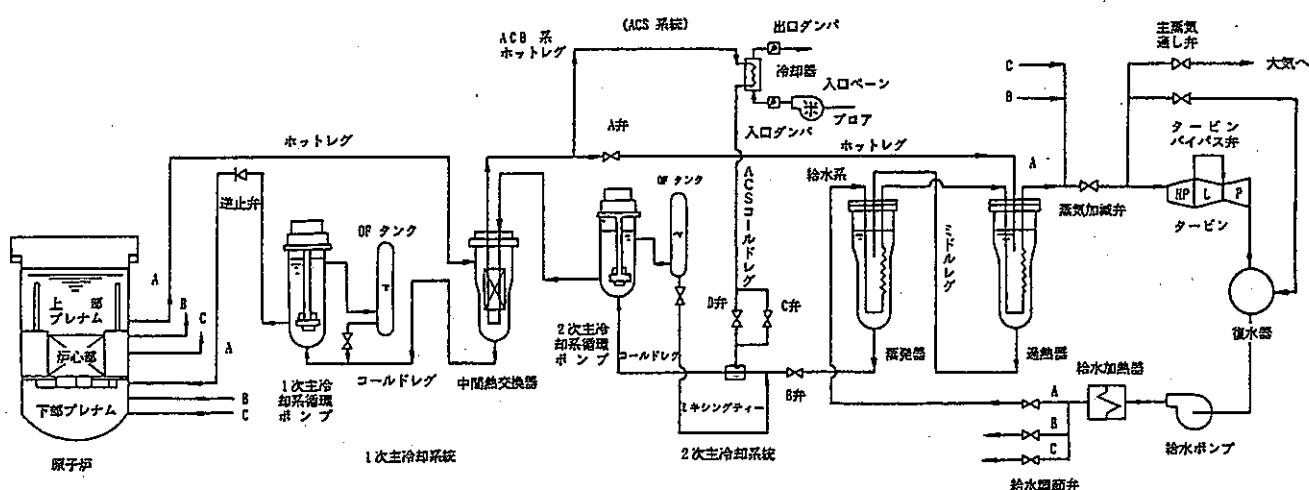
## 2次 Na 流量フローコーストダウンについて

急速プローダウン解析コード BLOOPH は、Na 側の流量を SH のナトリウム入口配管の境界条件として与えられている。2次ポンプトリップ時の Na 流量は、別途、添付安全評価で用いたプラント動特性解析コード COPD を使用して計算している。

COPD は、添付図 1 に示すように原子炉の核熱計算、1次主冷却系、2次主冷却系及び主蒸気系等の冷却系全体の伝熱流動計算を行い、プラント全体の過渡特性を計算するコードである。

2次主冷却系流量は、添付表 1 に示す 2次主冷却系圧力損失特性、添付表 2 に示す 2次循環ポンプ特性、などから2次ポンプがトリップした場合の Na 流量を計算している。

添付図 2 に2次ポンプをトリップさせた場合の実測流量と入力条件で使用した流量を示す。両者ともほぼ同様な2次 Na 流量フローコーストダウン特性が得られている。なお、水リーク時には、2次ポンプポンニーモータが停止するのに対し、試験では条件が異なりポンニーモータの運転を継続していることから、70秒以降もポンニーモータ運転により SG 流量約 1 % を確保している。



添付図 1 COPD コードのモデル化範囲

添付表1 2次主冷却系圧力損失特性

		定格圧損 $P_0$ (kPa)	圧損指 数 n
IHX(出入り口ノズル間)		31	1.9
IHX出口～ACS分岐点	Aループ	74	1.9
	Bループ	41	
	Cループ	77	
ACS分岐点～SH入口		54	1.95
SH	管束部	2	1.85
	SH入口部+出口部	30	2
SH出口ノズル～EV入口		27	1.95
EV	管束部	5	1.85
	EV入口部+出口部	36	2
EV出口ノズル～POFC戻り配管合流点		29	1.9
POFC戻り配管合流点～ポンプ		16	1.95
ポンプ～IHX入口	Aループ	64	1.9
	Bループ	101	1.95
	Cループ	69	1.9

系統の圧力損失は、以下の式で計算する。

$$\Delta P = \Delta P_0 \times (Q/Q_0)^n$$

$\Delta P_0$  : 定格流量時圧損

$Q_0$  : 定格流量

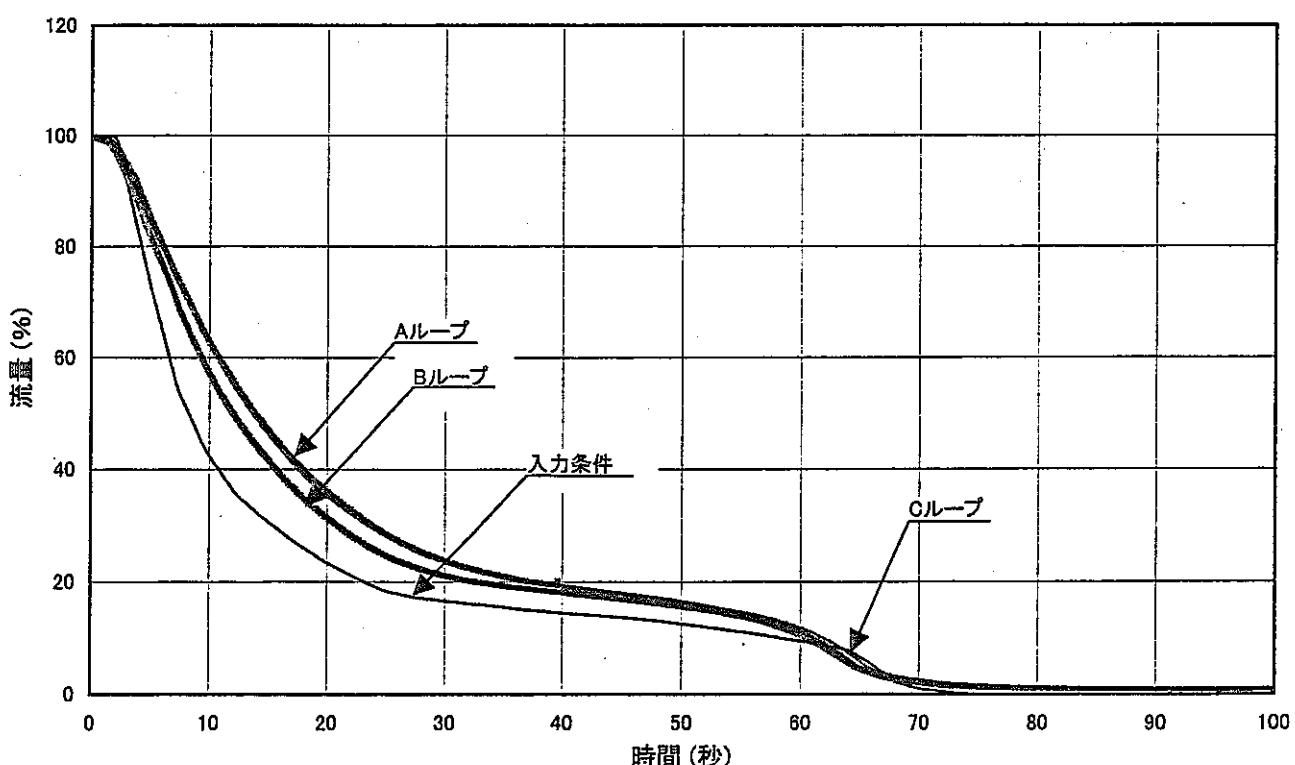
n : 圧損指数

添付表2 2次主循環ポンプ特性

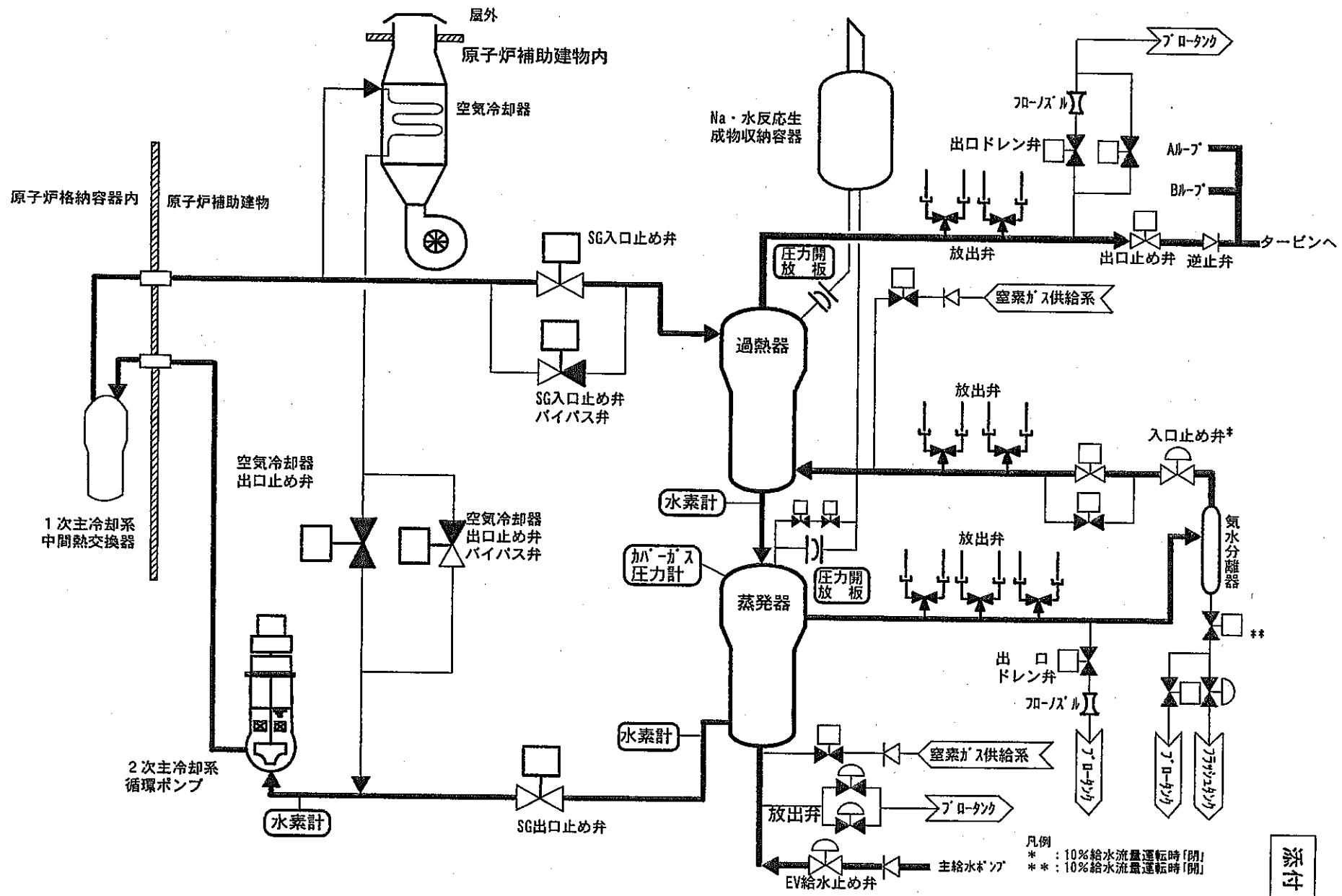
項目	単位	
定格流量	t/h	3700
定格回転数	rpm	1100
定格揚程	mNa	55
定格トルク	kg·m	623
ポンプ回転慣性	kg·m <sup>2</sup>	900

添付表3 Na弁仕様

弁名称	仕様
入口止 め弁	型式 モータ作動式バタフライ弁
	個数 1
	全閉時間 77秒
	弁サイズ 22 B
入口止 め弁バ タフライ 弁	駆動源 電動モータ
	型式 モータ作動式Y型グローブ弁
	個数 1
	全閉時間 35秒
出口止 め弁	弁サイズ 22 B
	駆動源 電動モータ
	型式 モータ作動式バタフライ弁
	個数 1
出口止 め弁	全閉時間 77秒
	弁サイズ 22 B
出口止 め弁	駆動源 電動モータ



添付図2 ナトリウム流量(定格時)



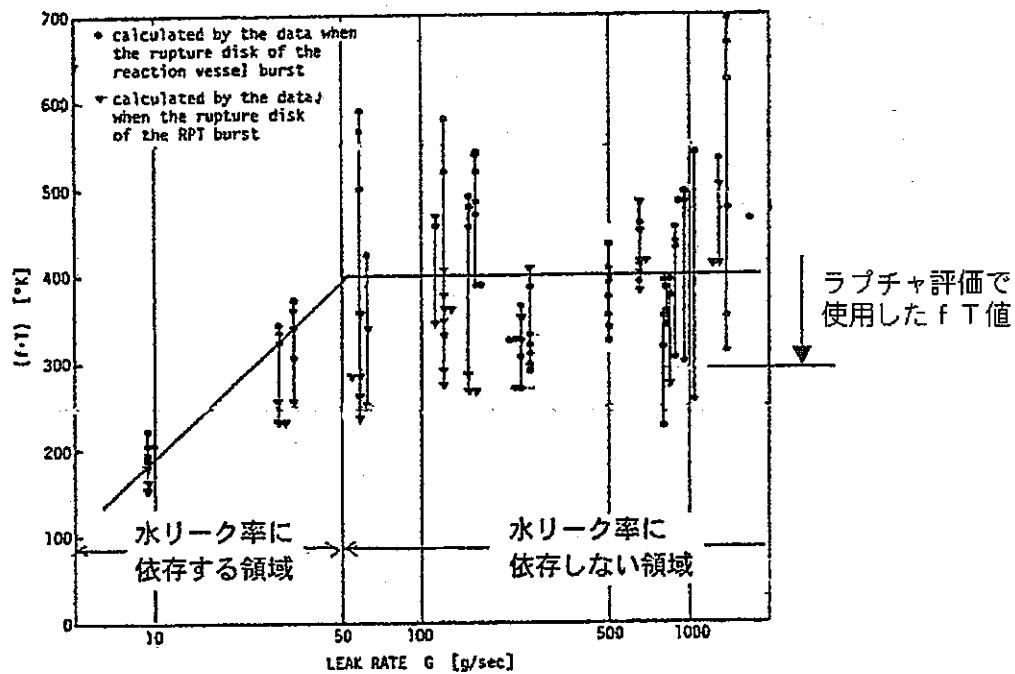
SG水漏れ関連設備系統図

添付2

## 水素/水モル転換比 (fT 値) について

高温ラプチャ評価の水素/水モル転換比 (fT 値) は、大洗工学センター内の試験装置を使用した実験データから設定（下図参照。）している。水リーク率～0.05kg/s の範囲ではリーク率の増加に伴い fT 値は、増加する。水リーク率 0.05kg/s を超える範囲で fT 値は、400K でほぼ一定となる。

ラプチャ評価では中規模水リーク率 (1.5kg/s～) を対象に解析を行っていることから、この範囲の fT 値の下限として 300K としている。

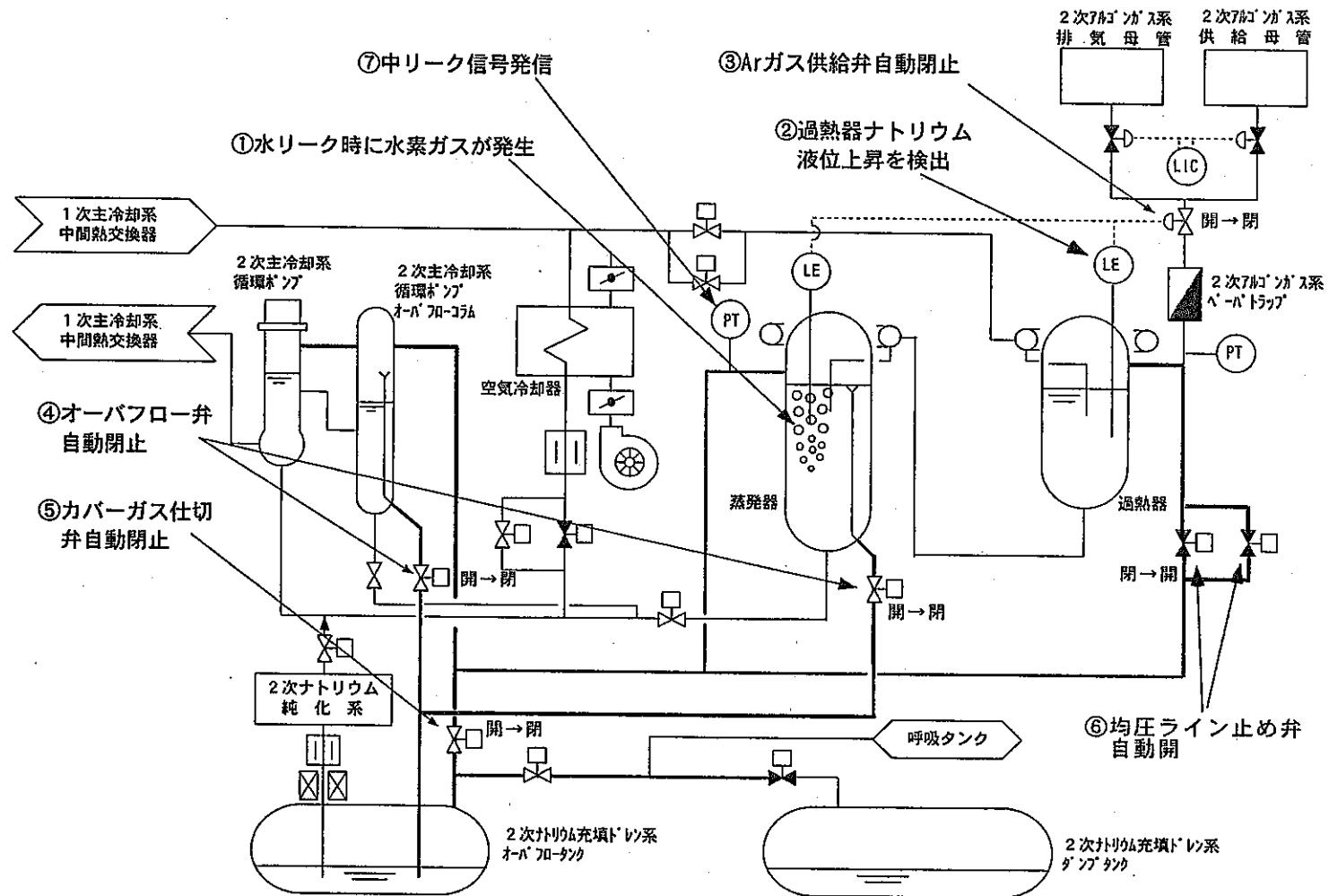


SWAT-1 試験データから評価された fT 値説明図

カバーガス圧力計\*での水  
リーク（蒸発器）検知の流れ

- ①蒸発器で水素ガス発生
- ↓
- ②過熱器ナトリウム液位  
上昇(100mm)を検出
- ↓
- ③Arガス供給弁自動閉止
- ↓
- ②過熱器ナトリウム液位  
上昇(200mm)継続を検出
- ↓
- ④オーバフロー弁自動閉止
- ⑤カバーガス仕切弁自動閉止
- ⑥均圧ライン止め弁自動開
- ↓
- S G カバーガス圧力上昇
- ↓
- ⑦中リーク信号発信

- 2 1 5 -



\* : その他、水リーク検出器には水素計  
及び圧力開放板開放検出器がある。

中リーク検出の概要説明図

凡例

□: 開: Open

■: 闭: Closed

添付 4

## 2次 Ar ガス流動抵抗について

### 1. 概要

SGでの水リークの検出性向上のため、蒸発器（以下 EV という）、過熱器（以下 SH という）、2次主循環ポンプ及び2次主循環ポンプオーバフローコラム（以下 POFc という）のカバーガス部とオーバフロータンク（以下 OFT という）のカバーガス部を結んでいる弁（EV オーバフロー止め弁、POFc 止め弁、主系統カバーガス仕切弁）を中間開度設定とする計画である。

2次Arガスの流動抵抗は流量係数で表せることから、弁の開度に応じた流量係数を試験により求めた。

### 2. 試験方法（添付図1参照）

試験は、2次主冷却系停止中（ナトリウム充てん直後）にEV、SH、2次主循環ポンプ及びPOFc のカバーガス（以下、2次主冷却系側カバーガスという）圧力を約118kPa gage（約1.2kg/cm<sup>2</sup>g）のOFT カバーガス（以下、タンク側カバーガスという）圧力を約69kPa gage（約0.7kg/cm<sup>2</sup>g）とし、2次主冷却系側とタンク側で約49kPa（約0.5kg/cm<sup>2</sup>）の差圧をつける。

この状態から、EV オーバフロー止め弁、POFc オーバフロー止め弁、カバーガス仕切弁を所定の開度まで開き、その時の2次主冷却系側及びタンク側のカバーガス圧力の変化を測定する。このカバーガス圧力の変化から弁（配管も含む）の流量係数を求めた。

### 3. 試験結果

2次主冷却系側とタンク側で圧力差をつけた状態で各弁を開とした時のカバーガス圧力変化を添付図2～5に示す。当所、約49kPa（約0.5kg/cm<sup>2</sup>）であった圧力差が約85kPaで均一となっている。

この圧力の変化から弁の流量係数（Cv値）を求める添付表1のとおりとなる。この結果から、以下のとおりに弁開度を設定することとした。

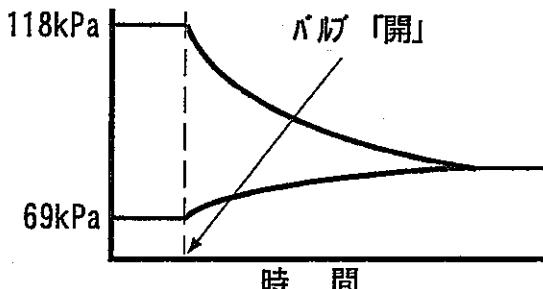
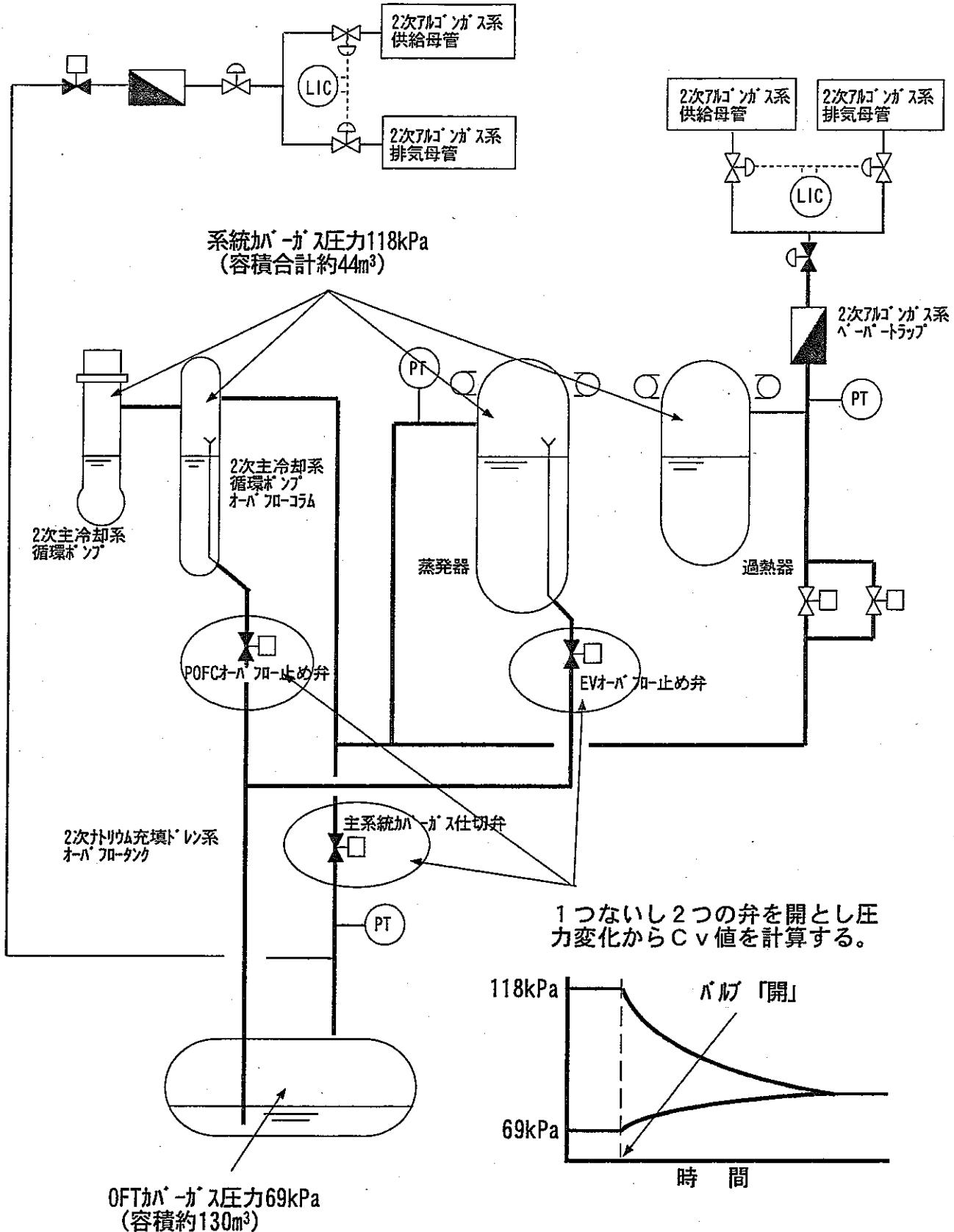
- ① EV オーバフロー止め弁開度設定 38%
- ② POFc オーバフロー止め弁開度設定 38%
- ③ 主系統カバーガス仕切弁開度設定 20%

EV と POFc オーバフロー止め弁で流量係数（Cv値）は63、主系統カバーガス仕切弁の流量係数（Cv値）は43で合計106となり、120を下回る見込みである。

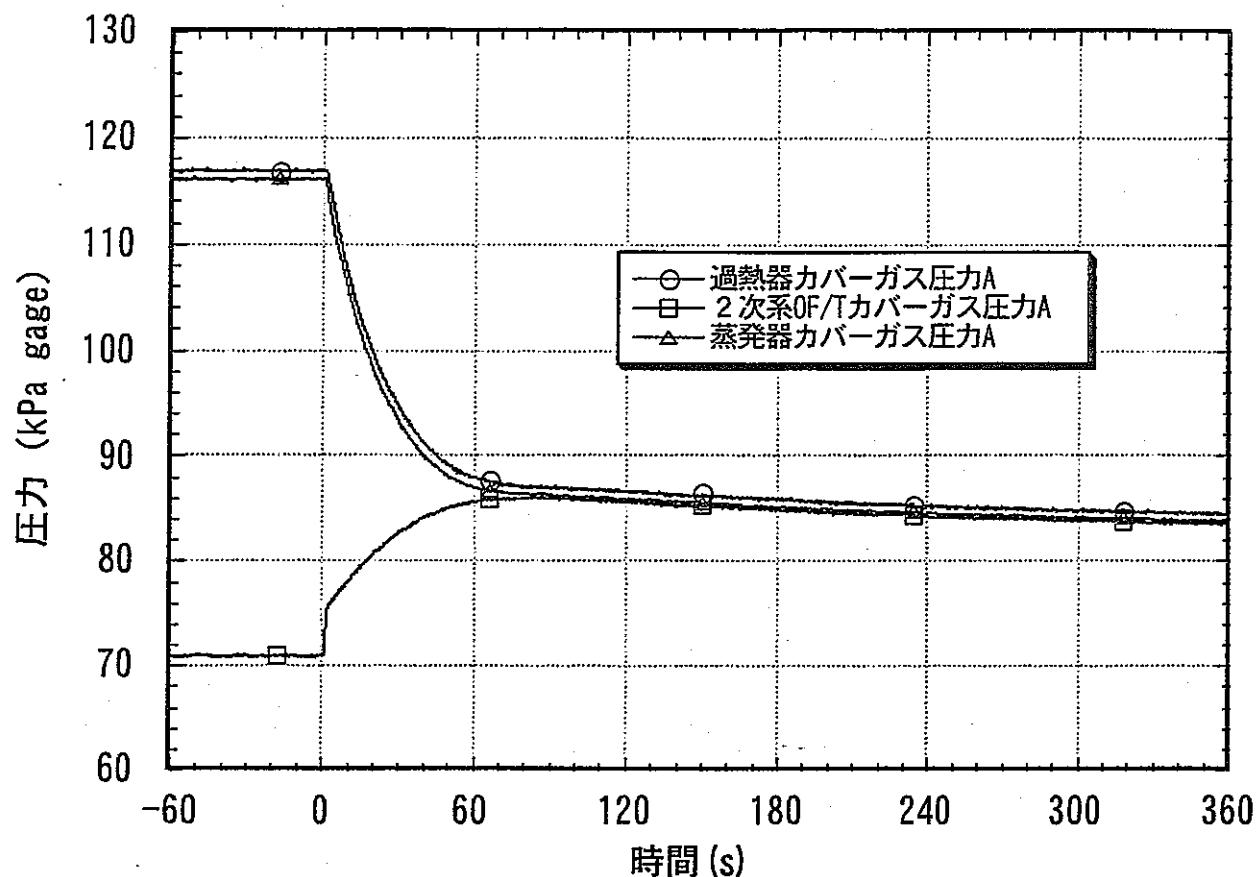
添付表1 各弁の流量係数(Cv値)

対象弁	弁開度	流量係数
EVオーバフロー止め弁	24%	26
	38%	41
	100%	50
POFCオーバフロー止め弁	24%	27
	38%	46
主系統ガス止め弁	20%	43
	38%	59
	100%	78
EV及びPOFCオーバフロー止め弁*	38%	63

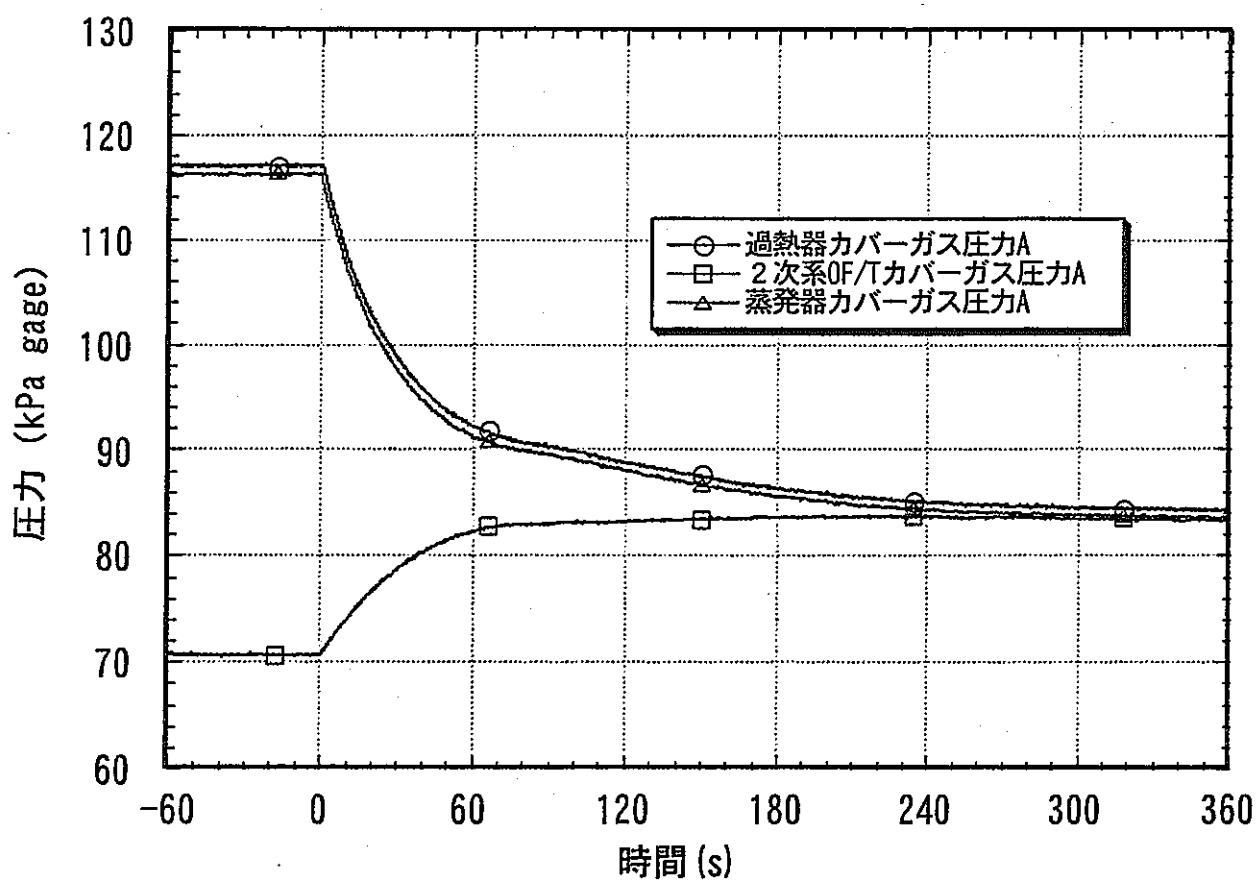
\* :同時に「開」とした場合



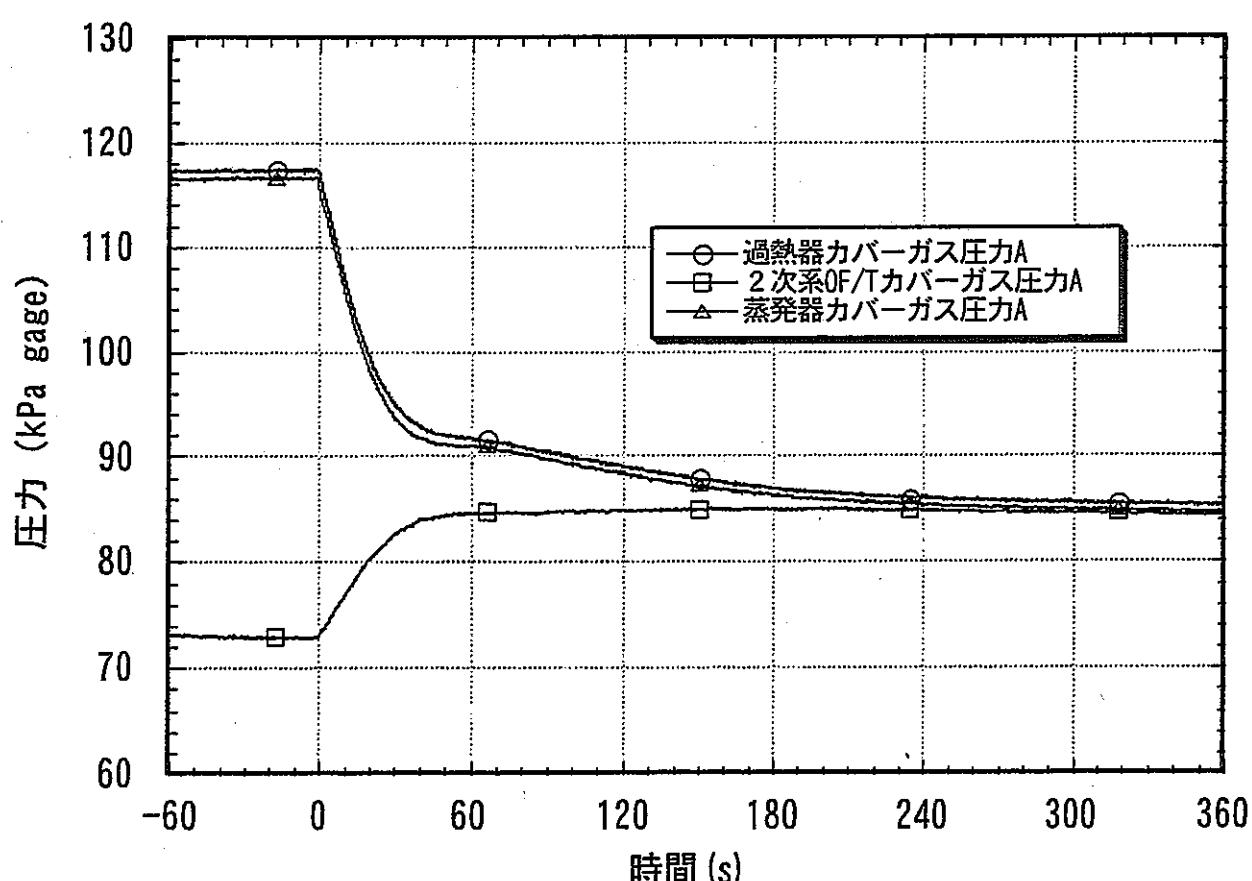
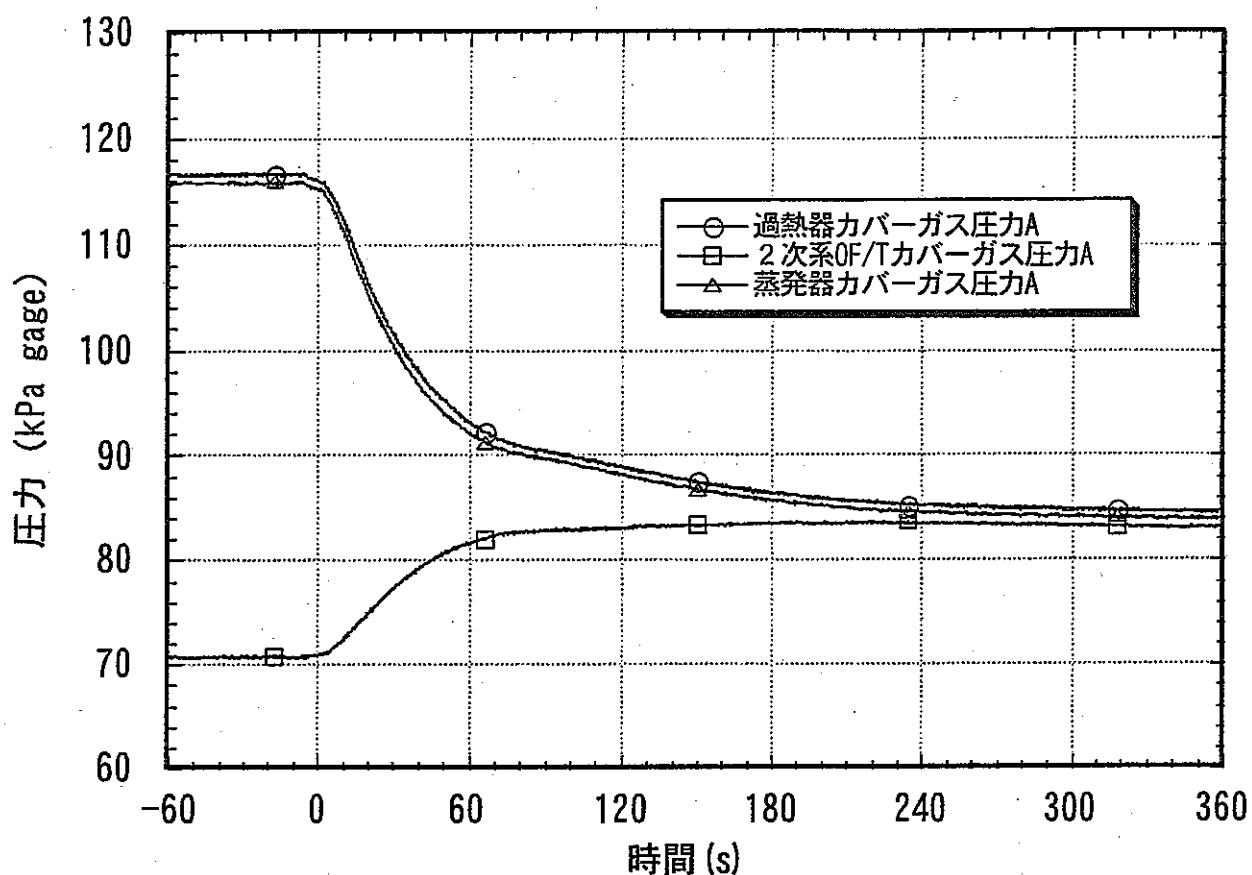
添付図 1 測定要領説明図

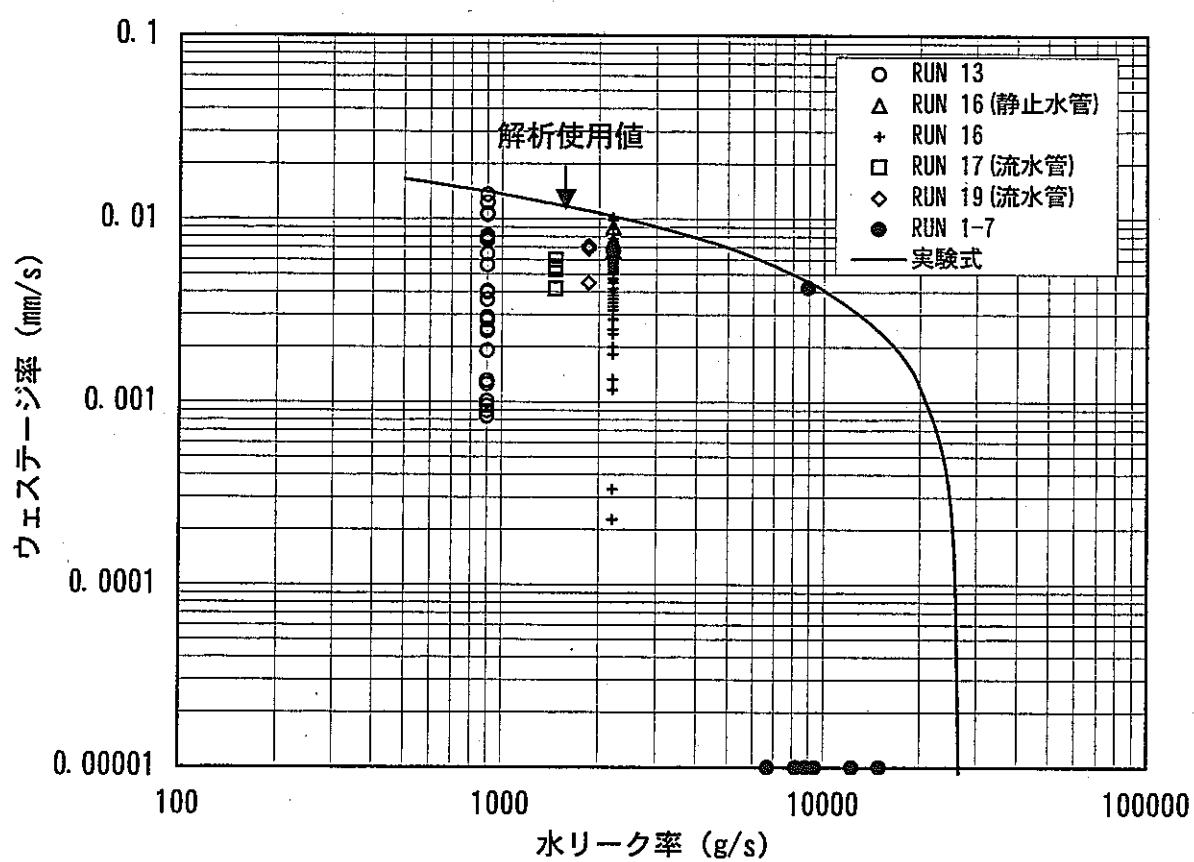


添付図2 カバーガス圧力測定結果例（主系統カバーガス仕切弁：弁開度38%）



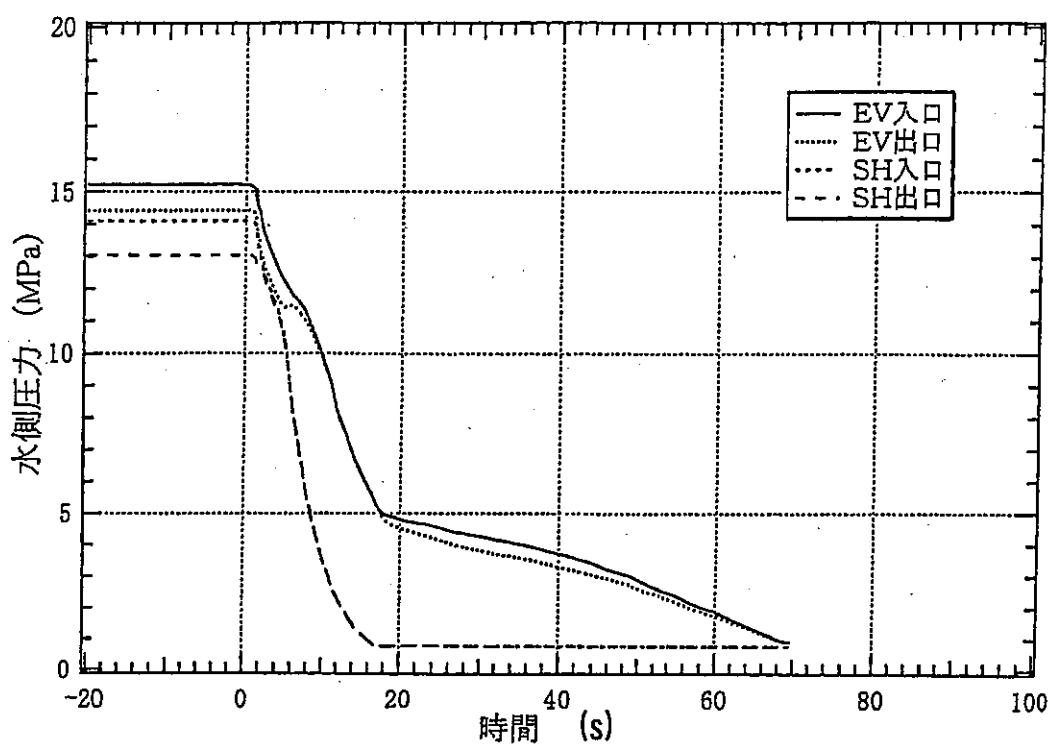
添付図3 カバーガス圧力測定結果例（POFCオーバーフロー止め弁：弁開度38%）





添付図1 ラブチャ評価に使用したターゲットウェステージ率

添付 7



添付図1 水・蒸気減圧曲線 (TRUE入力条件)

## APPENDIX-H

## RUPINの計算モデルについて

ナトリウムー水反応により局所加熱された伝熱管内の水側状態量を計算するRUPINコードのモデルについて、以下に記載する。

- (1) 管束部長さ（約60m）に比べ、加熱部の長さは反応ジェットの長さで規定され0.4~0.5m程度と短いことから、局所加熱が圧力と流量に及ぼす影響は充分小さく無視できる。したがって、水蒸気側の圧力Pと流量WはBLOOPHの計算結果を境界条件として与える（計算体系内で一定とする）。
- (2) 伝熱管内の流れは、以下に示す圧縮性流体の管軸(Z)方向の1次元モデル（質量及びエネルギー保存の式）で扱い、加熱部入口状態（圧力P、流量W、エンタルピH）を入力条件として過渡計算する。

$$\text{質量保存の式} : \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{\partial W}{\partial Z} = 0 \quad (H-1)$$

$$\text{エネルギー保存の式} : \frac{\partial}{\partial t} (\rho H - P) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial Z} (WH) = \frac{P_h}{A} \langle q \rangle \quad (H-2)$$

ここで、 $\rho$ は密度、tは時間、Aは断面積、 $P_h$ は伝熱面積密度（伝熱管単位長さあたりの面積）、 $\langle q \rangle$ は平均熱流束である。

RUPINの計算モデルとメッシュ分割概念を図1に示す。プローダウンによる急激な圧力・流動の変化に対しての数値計算上の安定性を考慮して、水・蒸気側の質量及びエネルギー保存式を陰解差分式で展開して整理すると、ノードiでの新しい時刻におけるエンタルピ増分 $\Delta H_i$ と流量 $W_i$ は、Cを係数として以下のように書ける。

$$\Delta H_i = C_1 \Delta H_{i-1} + C_2 \Delta P + C_3 W_{i-1} + C_4 \quad (H-3)$$

$$W_i = C_5 W_{i-1} + C_6 \Delta H_{i-1} + C_7 \Delta P + C_8 \quad (H-4)$$

ここで、最上流ノードでの $\Delta H_0$ 、 $W_0$ を入口境界条件（時系列データ）として与えれば、上流側から流れ方向に順次計算でき、応力評価点でのエンタルピ（あるいは温度T）と流量が計算できる。

- (3) 伝熱管からの入熱計算においては、上記各メッシュでの温度と熱伝達率を境界

条件として与え、管軸方向の熱伝導効果を無視した以下の1次元径（r）方向熱伝導基礎式を解く。

$$\rho C_p \frac{\partial T_t}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \lambda \frac{\partial T_t}{\partial r} \right) \quad (H-5)$$

ナトリウム側境界条件

$$\lambda \frac{\partial T_t}{\partial r} = \alpha_{Na} (T_{Na} - T_t) \quad (H-6)$$

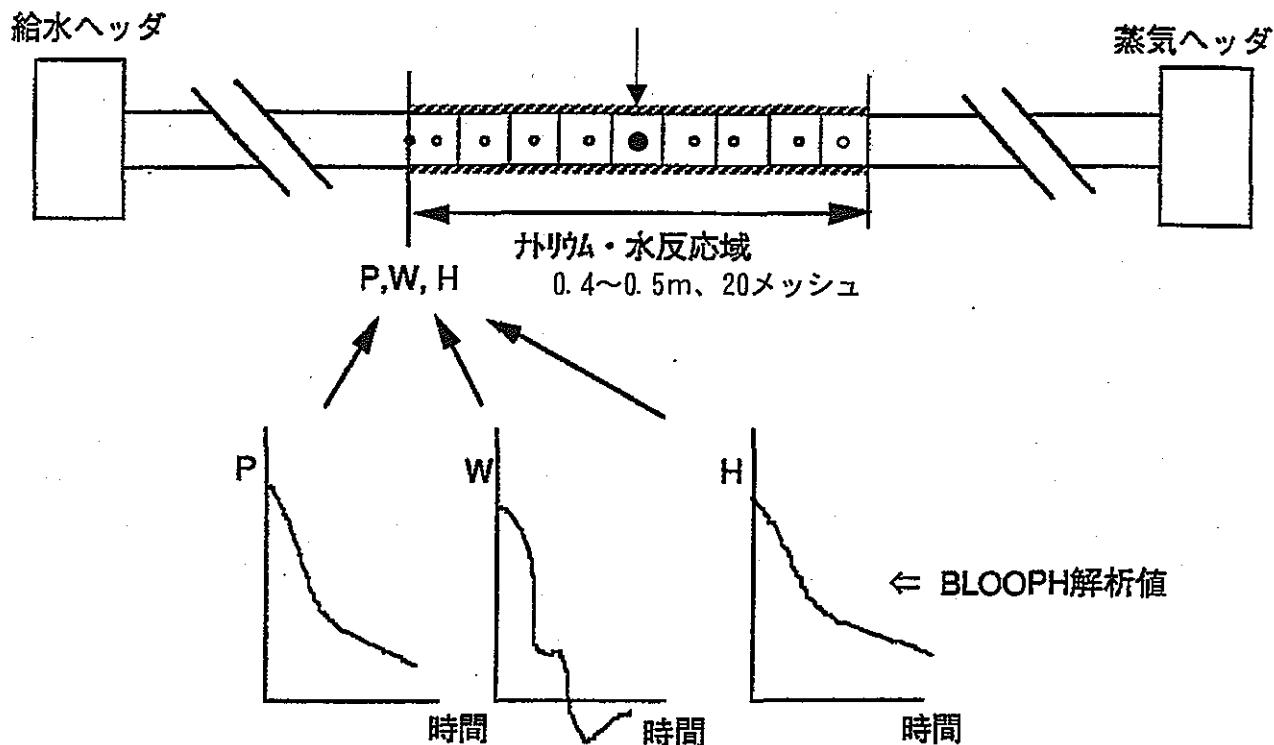
水側境界条件

$$\langle q \rangle = -\lambda \frac{\partial T_t}{\partial r} = \alpha_w (T_t - T_w) \quad (H-7)$$

この基礎式を差分式に展開し、伝熱管の径（r）方向メッシュ点温度の連立方程式を解くことにより、新しい時刻での伝熱管温度が計算される。この結果から水側への入熱を計算する。

ここで、 $\langle q \rangle$ は熱流束、 $\lambda$ は伝熱管熱伝導率、 $C_p$ は伝熱管比熱、 $T_t$ は伝熱管温度、 $T_{Na}$ はナトリウム側温度、 $T_w$ は水側温度、 $\alpha_{Na}$ はナトリウム側熱伝達率、 $\alpha$ は水側熱伝達率である。

## 応力評価点：温度、熱伝達率



ここで、  
BLOOPH解析値を境界条件とする

P: 圧力

W: 流量

H: エンタルピ

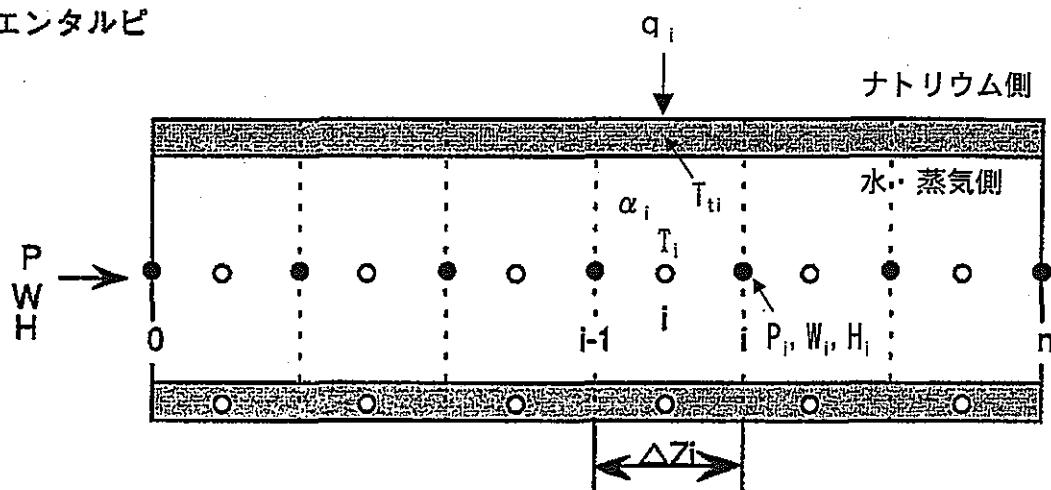


図1 計算モデルとメッシュ分割概念