# 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()

# (研究報告書)

## 2004年2月

# 核燃料サイクル開発機構 高速増殖炉もんじゅ建設所

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49
 核燃料サイクル開発機構
 技術展開部 技術協力課
 電話:029-282-1122
 ファックス:029-282-7980
 電子メール:jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

#### ⓒ 核燃料サイクル開発機構

(Japan Nuclear Cycle Development Institute) 2003

JNC TN2400 2003-003 2004 年 2 月

#### 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()

三宅収<sup>1)</sup>、浜田広次<sup>2)</sup>、田辺裕美<sup>3)</sup>、和田雄作<sup>3)</sup> 宮川明<sup>4)</sup>、岡部綾夫<sup>4)</sup>、中井良大<sup>5)</sup>、広井博<sup>6)</sup>

#### 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 ~ 1200 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・蒸気の伝熱相関)については、ヘリカルコイル型蒸気発 生器の伝熱相関式に加え、限界熱流束(CHF)相関式並びに Post - CHF 伝熱相関式を組 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 年の英国 PFR 事故で高 温ラプ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ブロー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プチャ型の破損伝播が発生しないことを確認した。
  - 1)大洗工学センター 要素技術開発部 新技術開発試験グループ
  - 2)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
  - 3) 大洗工学センター 要素技術開発部
  - 4) もんじゅ建設所 技術課
  - 5)本社 FBR サイクル開発推進部 FBR サイクルシステム統合グループ
  - 6) 敦賀本部 業務統括部

JNC TN2400 2003-003 February, 2004

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

### Osamu MIYAKE<sup>1)</sup>, Hirotsugu HAMADA<sup>2)</sup>, Hiromi TANABE<sup>3)</sup>, Yusaku WADA<sup>3)</sup> Akira MIYAKAWA<sup>4)</sup>, Ayao OKABE<sup>4)</sup>, Ryodai NAKAI<sup>5)</sup>, Hiroshi HIROI<sup>6)</sup>

#### 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) 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.
- 1) New Technology Development Group, Advanced Technology Division, OEC
- 2) Thermochemistry Safety Engineering Group, Advanced Technology Division, OEC
- 3) Advanced Technology Division, OEC
- 4) Reactor and Systems Engineering Section, Monju Construction Office
- 5) Reactor Cycle System Integration Group, FBR Cycle System Development Division, Head Office
- 6) Administration Division, Tsuruga Head Office

# 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()

## 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	<b>5</b>
2.3.3 試験手法	<b>5</b>
2.3.4 試験パラメータ	<b>5</b>
2.3.5 試験結果と評価	6
2.4 高温ラプチャ計算モデル	6
2.4.1 伝熱管の応力算定法	6
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 - 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 高温ラプ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 - 水反応時の熱的条件	13
3.3.1 ナトリウム - 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 - 水反応時のウェステージ率	21
4 . ナトリウム - 水反応時の管内冷却条件	22
4.1 水·蒸気の管内伝熱相関式	22
4.2 限界熱流束	23
4.3 Post - CHF 熱伝達率	24
4.4 プール膜沸騰熱伝達式	25
4.5 ブローダウン時の管内流動解析	27

5.水リーク検出時間解析	29	
5.1 水リーク検出	29	
5.2 液位挙動解析コード SELAH の概要 ···································	29	
5.3 水リーク検出時間の解析結果	30	
6 ナトリウム 水反応試験データによる評価手法の検証	21	
	91	
6.1 SWAI-3入り一ク試験結果との比較。検証 6.1 解析条件	ง1 91	
	91 90	
0.1.2 阪損の判断	32 99	
	32	
6.2 SWAT-3 破損 広	32	
	32	
6.2.2 破損の判断	33	
6.2.3 解析結果	33	
6.3 米国 LLTR 試験データとの比較・検証	33	
7 .PFR 過熱器での大リーク・ナトリウム - 水反応事故評価	35	
7.1 事故の概要	35	
7.2 原因究明と結果	35	
7.3「もんじゅ」への影響	36	
7.4 構造評価手法の適用	36	
8.「もんじゅ」SG 伝熱管の健全性評価	38	
8.1 評価の考え方 ······	38	
8.1.1 評価対象とする運転条件 ······	38	
8.1.2 高温ラプチャ評価の初期条件の検討	38	
8.1.3 水リーク位置	39	
8.1.4 水リーク検出	39	
8.1.5 水側境界条件	39	
8.1.6 ナトリウム側境界条件	43	
8.1.7 解析用伝熱管肉厚について ······	43	
8.1.8 伝熱管の物性値	44	
8.2 評価結果と考察	45	
8.2.1 設備改造後の解析・評価	45	
8.2.2 感度解析	47	
9.おわりに	49	
	50	
10.5用文献及び参考文献		

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
- B. PFR 過熱器事故に係る AEA への質問と回答
- C. 解析コード SELAH の概要
- D. 水リーク率の高温ラプチャ評価への影響
- E.設備改造前の高温ラプチャ評価
- 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
- G. 高温ラプチャ評価の主な解析条件
- H. RUPIN の計算モデルについて

## 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	<b>54</b>
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)	54
表 2.3.1(a)	TRUST - 2 試験で使用した JIS 規格材(T2)の仕様	55
表 2.3.1(b)	TRUST - 2 試験で使用した「もんじゅ」相当材の仕様	55
表 2.3.2	TRUST - 2 による伝熱管破損試験結果のまとめ	56
表 3.1.1	SWAT - 3 大リーク試験と結果	57
表 3.1.2	SWAT - 3 破損伝播試験と結果	57
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)	58
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)	58
表 3.2.1	高温ラプチャ挙動に係わる SWAT 試験のまとめ	59
表 3.3.1	反応域温度変動の影響評価計算条件	60
表 3.3.2	平均処理時間と最高温度の関係(SWAT - 3 Run19)	60
表 3.3.3	米国 LLTR シリーズ 中リーク試験のまとめ	61
表 3.3.4	SWAT - 3 Run16,17,19 試験の概要	62
表 3.3.5	注水量と試験前後の平均温度差の関係	62
表 3.3.6	実機定格条件と Run19 試験条件での除熱効果	63
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)	64
表 4.3.1	Post - CHF 伝熱相関式の適用範囲	64
表 4.5.1	BLOOPH と RELAP5 の解析モデルの比較	65
表 5.3.1	水リーク検出時間の計算結果	66
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)	66
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)	67
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)	67
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)	68
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)	68
表 6.2.1	検証解析における管外条件	69
表 6.2.2	検証解析における管内条件	69
表 6.2.3	検証解析における管壁条件	69
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	70
表 8.1.1	高温ラプチャの解析初期条件	71
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)	71
表 8.1.3	「もんじゅ」水ブロー解析	72
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)	73
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)	74
+		
表 8.2.3	「もんしゆ」 烝羌 辞附 新 任と 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:公称值)......75

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:実測平均值-3.5)
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 ) 77
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) 78
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 ) 79
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) 80

## 図 目 次

⊠ 2.1.1	引張強さのひずみ速度依存性	81
図 2.2.1	クリープ試験データと解析結果の比較(950)	82
図 2.2.2	クリープ試験データと解析結果の比較(1000)	82
<b>2.2.3</b>	クリープ試験データと解析結果の比較(1100)	83
図 2.2.4	クリープ試験データと解析結果の比較(1200)	83
図 2.2.5	クリープ試験データと解析結果の比較(800-900)	84
図 2.2.6	クリープ試験データと解析結果の比較(750)	84
図 2.2.7	クリープ試験データと解析結果の比較(700)	85
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	85
図 2.3.1	伝熱管破損模擬試験装置 TRUST-2	86
図 2.3.2	TRUST - 2 急速加圧試験での温度圧力挙動	87
図 2.3.3	TRUST - 2 試験結果と引張延性強度基準値の比較	88
⊠ 2.3.4	TRUST - 2 試験結果とクリープ強度基準値の比較(1100)	88
<b>2</b> .3.5	TRUST - 2 試験結果とクリープ強度基準値の比較(1200)	89
🕱 3.1.1	SWAT - 3 試験での破損伝播時間と水リーク率の関係	90
⊠ 3.2.1	SWAT - 3 試験(Run16、19)での伝熱管破損状況の比較	91
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	92
<b>図</b> 3.3.1	SWAT - 3 大リーク試験(Run5)での温度挙動	93
⊠ 3.3.2	SWAT - 3 破損伝播試験(Run19)での温度挙動	94
<b>図</b> 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	95
<b>図</b> 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)	96
図 3.3.5	ナトリウム温度と蒸気圧	96
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	97
図 3.3.7	米国 LLTR シリーズ 試験での伝熱管破損例と温度挙動	98
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	99
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	100
図 3.3.10	Run16のジェット中心線からの距離と反応域温度	101
図 3.3.11	Run17のジェット中心線からの距離と反応域温度	102
⊠ 3.3.12	Run19のジェット中心線からの距離と反応域温度	103
⊠ 3.3.13	実効的管外熱伝達率測定のための熱電対配置	104
	(SWAT - 3 Run16、17、19 試験)	
⊠ 3.3.14	計測伝熱管の各温度と実効的熱伝達率(SWAT - 3 Run19)	105
🗷 3.3.15(a)	反応域温度と実効的熱伝達率との相関(Run16)	106
⊠ 3.3.15(b)	反応域温度と実効的熱伝達率との相関(Run17)	106
⊠ 3.3.15(c)	反応域温度と実効的熱伝達率との相関(Run19)	107
🛛 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 1	108
🛛 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	108
図 3.3.18	ナトリウム - 水反応領域概念図	109
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	110
図 3.4.1	中リークから大リーク規模でのウェステージ率実験式	111

🛛 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	. 112
🛛 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)	. 113
🕱 4.3.1(a)	Post - CHF 伝熱相関式と実験データの比較例	.114
🕱 4.3.1(b)	Condie - Bengston の式と実験データの比較例	.114
🛚 4.4.1	沸騰系流動様式	. 115
🛚 4.4.2	圧力条件と環状流遷移条件の関係	. 116
🛛 4.4.3	Post - CHF 熱伝達率の計算例(水ブロー開始前条件)	.117
🕱 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)	. 118
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)	.118
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)	. 119
🛚 4.5.1	50MWSG 試験との蒸発器出口圧力の比較	. 120
义 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	. 120
<b>×</b> 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)	. 121
🛛 4.5.4	蒸発器入口圧力の比較(BLOOPH と RELAP5)	. 122
叉 4.5.5	蒸発器管束部下部流量の比較(BLOOPH と RELAP5)	. 122
义 4.5.6	蒸発器管束部中部流量の比較(BLOOPH と RELAP5)	. 123
図 4.5.7	蒸発器管束部上部流量の比較(BLOOPH と RELAP5)	. 123
図 5.1.1	中リーク検出の概要説明図	. 124
<b>⊠</b> 5.3.1	水リーク時のカバーガス圧力変化と液位変化	. 125
	(蒸発器、定格運転条件)	
🗵 5.3.2	水リーク時のカバーガス圧力変化と液位変化	. 125
	(蒸発器、40%給水運転条件)	
<b>⊠</b> 5.3.3	水リーク時のカバーガス圧力変化と液位変化	. 126
	(蒸発器、10%給水運転条件)	
凶 6.1.1	SWAT-3大リーク試験(Run5)での伝熱管内部カス圧力と解析入力値	. 127
凶 6.1.2	SWAT - 3 大リーク試験(Run5)での反応域温度と解析入力値	. 127
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)	. 128
		100
図 7.1.1	PFR 大リーク事故時の水リーク率(事故後解析値)	. 129
図 7.2.1	央国 PFR の事故の原因と'もんしゆ」の設備	. 130
凶 7.4.1	PFR 事故局温フノナヤ 解析結果	. 131
	(低速ノロータワン糸による現実ケー人)	100
凶 7.4.2		. 132
	(局速ノロータワン糸による想定ケー人)	100
図 8.1.1		. 133
図 8.1.2	蒸発器ノリータワン性能寺に係る設備の改造	. 134
图 8.1.3	BLOOPH コードによる「もんじゆ」 蒸気発生器体系の計算 モテル	. 135
图 8.1.4	「もんしゆ」烝気発生器伝熱官破損事故時の作動シーケンス	. 136
图 8.1.5	「 「 「 「 「 「 「 「 「 「 「 」 「 」 「 」 「 」 「	. 137
图 8.1.6	官宋上部(リンク13)水リーク時の水側エンタルヒ変化	. 137
凶 8.1.7	烝発器出人口圧刀変化(定格連転条件からのブロー)	. 138

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)	138
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)	139
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)	139
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)	140
図 8.1.12	熱流束(設備改造後、定格運転時、リンク9)	140
図 8.1.13	水側温度(設備改造後、定格運転時、リンク9)	141
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)…	141
⊠ 8.1.15(a)	比熱の温度依存性	142
図 8.1.15(b)	熱伝導率の温度依存性	142
図 8.1.15(c)	温度伝導率の温度依存性	142
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	143
	(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	144
	(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	145
	(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	146
	(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	147
	(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	148
	(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	149
	(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	150
	(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	151
	(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	152
	(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)	
⊠ 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	153
	(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(ユーワ)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) (1-8),(1-0),(1-10)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()」(JNC TN9400 2001 - 099) (1-11)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 伝熱相関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関)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」条件での高温ラプチャ挙動評価への適用がまとめられた。

また、平成14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())(JNC TN9400 2001 - 130)<sup>(1-12)</sup>として、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、高温ラプチャ型破損の評価手法全体がまとめられた。

本報告書は、前記報告書(「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()」(JNC TN9400 2001 - 130))における高温ラプチャ型破損に関して評価条件(水リーク時のインタロック)をより詳細に追加して改訂したものである。

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 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はなく、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 - 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 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。

$$T_k(\log_{R} t_R + 11.28) = 28732 - 7019 \log (2-1)$$

ただし、

- T<sub>k</sub>: 絶対温度(K), (適用範囲) 925+273 T<sub>k</sub> 1200+273
- t<sub>R</sub>: 破断時間(s)
  - : 応力(N/mm<sup>2</sup>)
  - <sub>R</sub>: 時間係数

時間係数 <sub>R</sub>=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 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 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 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 でも適用可能である。

900 以下では鋼板と伝熱管との間に強度差がある。800~900 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 に強度 の落ち込みがあることから、式(2-1)の 925 の平均線を 800~925 に共通して適 用した。

800 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 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 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子と、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、一般の 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 31.8mm × 3.8mm<sup>t</sup>のものであり、実際の肉厚は平均して 4.2mm<sup>t</sup>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 19.6MPa[gage](200kg/cm<sup>2</sup>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°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 、1100 、1200 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 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 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となる950 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(2-1)、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 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(2-1)。ただし、p: 圧力、Di: 内径、t: 板厚とする。

 $= p \frac{[D_{i} + 2(1 - k)t]}{2t}$ (2-2)

この場合の公称径 Di+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(2 - 1)。 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。以上のことを考慮し、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<sub>in</sub>、管内熱伝達率h<sub>in</sub>、管外(ナト リウム)温度T<sub>out</sub>、管外熱伝達率h<sub>out</sub>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、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。

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{2 r_{a}h_{in}} + \frac{\ln\left(\frac{r_{b}}{r_{a}}\right)}{2} + \frac{1}{2 r_{b}h_{out}}$$
(2-3)

(2 - 4)

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

$$Q = U(T_{in} - T_{out})$$

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Ta、外壁面温度 Tb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。

$$T_{a} = T_{in} - \frac{Q}{2 r_{a}h_{in}}$$
 (2-5)

$$T_{b} = \frac{Q}{2 r_{b}h_{out}} + T_{out}$$
(2-6)

$$T = \frac{(T_{b} - T_{a}) \times \ln\left(\frac{r}{r_{a}}\right)}{\ln\left(\frac{r_{b}}{r_{a}}\right)} + T_{a}$$
(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Tmeanを以下の式で計算する。

$$T_{mean} = \frac{\int Tr dr}{\int r dr} = \frac{\frac{1}{2} (T_{b} r_{b}^{2} - T_{a} r_{a}^{2}) - \frac{1}{4} (T_{b} - T_{a}) \frac{(r_{b}^{2} - r_{a}^{2})}{\ln\left(\frac{r_{b}}{r_{a}}\right)}}{\frac{1}{2} (r_{b}^{2} - r_{a}^{2})}$$
(2-8)

(2) 非定常計算

伝熱管の密度 、熱伝導率 k、比熱 C<sub>p</sub> とし、それらが一定である場合のエネル ギー保存式は、 k/( C<sub>p</sub>)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。

$$\frac{\partial \mathsf{T}}{\partial t} = \mathsf{a} \nabla^2 \mathsf{T} \tag{2-9}$$

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

$$\frac{\partial T}{\partial t} = ae^{-2R} \frac{\partial^2 T}{\partial R^2}$$
(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<sub>in</sub>、h<sub>out</sub>)から計算される半径 r<sub>a</sub>、r<sub>b</sub>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<sub>mean</sub>= Trdr/ rdr 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、2.4.2項で計算される管壁の平 均温度をT<sub>k</sub>として与え、その応力・温度の作用時間 t と(2-1)式により計算さ れる破断時間 t<sub>g</sub>の比の総和、すなわち時間分数和 Dc として求める。

$$Dc = \sum \left(\frac{t_i}{t_{R_i}}\right)$$

(2 - 11)

#### 3.ナトリウム - 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 - 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 15MPa 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 6.7kg/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 - 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 - 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、純粋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 25.4mm × 3.2mm<sup>t</sup>)1本が 50 秒(肉厚 3.8mm<sup>t</sup>)
     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 31.8mm × 3.8mm<sup>t</sup>)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 31.8mm × 3.13mm<sup>t</sup>)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 31.8mm × 3.13mm<sup>t</sup>)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 M Pa)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31.8mm ×3.13mm<sup>t</sup>)

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 - 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えい検出設備であり、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-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 100g/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、1kg/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。×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。

流水管及び静止水管については、水リーク率が 1.85kg/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。

ガス加圧管については、水リーク率が 1.46~1.85kg/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、 1.85kg/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 - 水反応時の熱的条件

ナトリウム - 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。高温ラプチャ挙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 - 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・蒸気が定常的に流動している状態でナトリウム - 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 - 水反応試験データの評価

- (1) 最大加熱温度
- () 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)~(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 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 での温度挙動は温度の振れが大きいのが特徴で、1000 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 - 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 - 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、比較的水リーク規模の小さい Run8~19 の破損伝播試験では、反応域 温度として 640~1520 が測定され、場所によっては 1000 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 、Run19 で 1400 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 、1106 及 び 1165 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 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 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 ±100 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 で振動する(中段)こと、反応域温度 1170 ± 100 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 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 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)()に示す。

#### () 海外のナトリウム - 水反応に関わる知見

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(0.1MPa)では 約880 であるが、0.15 MPa及び0.44 MPaではそれぞれ約930 及び約1080 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0.15MPaで開始するが、圧力は圧力開放板の開放設定圧である0.44MPa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 - 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1.1MPa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2.4MPa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 平(1149)と報告されている。 また別のA-5試験では、初期圧力0.55MPaで開始し約1分後に約1.9MPaまで上 昇した。その間の最高温度は約2500 平(1371)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()と同様の考えで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 ff(1204) 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1.9MPaや2.4MPaでのナト リウムの沸点は1350 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 ~ 560 、リーク発生箇所近傍では約530 )ためとも考えられる。

以上のとおり、海外のナトリウム - 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 - 水反応時の熱的条件には、3.3.1()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 (Run19)及び1110 (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 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 - 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 - 水反応時の伝熱管の熱的影響を評価する上で 重要となるのは、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 0.5mm 、管内面用には 1.0mm

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のの相関が見られ、反応域温度とま効 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 で熱伝達率は最高約 9300 W/(m<sup>2</sup>·K)、 1200 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触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ったと考えられる。

#### 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 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。

() 定格及び 40% 給水運転条件 (Run19 より)

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

() 10%給水運転条件(Run17より)

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

ここで

T :反応域温度()

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 については、1170 (又は1110)~900 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)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)については、補間法により(3-3)式で求める。

管外温度:T <sub>Na</sub>	管外熱伝達率:		
1170	4300 (W/(m <sup>2</sup> • K))		
•	•		
•	•		
950	15000 (W/(m²• K))		

900 34900 (W/(m<sup>2</sup>·K)) 900~500 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、<sub>Na</sub>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。

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

ここで

De :水力直径(m)

:ナトリウムの熱伝導率(W/(m・K))

Pe :ペクレ数(=
$$\text{Re} \cdot \text{Pr}$$
)

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
- () 実機条件と実験条件の違いの影響
  - (a) 実機模擬性

高温ラ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 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。

- () 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 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 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 での実験相関式の値と500 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プ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 900g/s)でのウェステージ率と実験整理式(3 - 5)を示す。

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

(3 - 5)

ここで W<sub>R</sub> 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 - 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 は管内伝熱解析コード RUPIN とブローダウン解析コード BLOOPH 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ブロ 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ブローダウン解析コード として開発・検証されたBLOOPH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 - 中山の液相式

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

(2) 飽和域:

・飽和核沸騰 (X<sub>e</sub>: 0.0 ~ X<sub>eDNB</sub>): 修正Shrock - Grossmanの式

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

$$\left(\frac{1}{X_{tt}}\right) = \left(\frac{x}{1-x}\right)^{0.9} \left(\frac{\ell}{g}\right)^{0.5} \left(\frac{g}{\ell}\right)^{0.1}$$
(4 - 3)

・遷移膜沸騰(X<sub>e</sub>: X<sub>eDNB</sub> ~ 1.0): 修正Shrock - Grossmanの式(X<sub>eDNB</sub>)と森 -中山の気相式(飽和蒸気)をクオリティで内挿



$\mathbf{k}_{\ell}$	:液相熱伝導率(W/(m•K))、	$k_{ m g}$	:気相熱伝導率(W/(m•K))
d	:管内径(m)、	$\mathbf{D}_{\mathrm{coil}}$	:コイル巻径(m)
$\Pr_{\ell}$	:液相プラントル数、	$\Pr_{\mathrm{g}}$	:気相プラントル数
$\operatorname{Re}_{\varrho}$	:液相レイノルズ数、	Reg	:気相レイノルズ数
tt	:Lockhart-Martinelli係数、	Q	:液相熱伝達率(W/(m <sup>2</sup> •K))
Х	:クオリティ、	$X_{\text{eDNB}}$	:DNBクオリティ
$\mathbf{p}_{\ell}$	:液相比重量(kg/m <sup>3</sup> )、	$ ho_{ m g}$	:気相比重量(kg/m³)
Q	:液相粘性係数(kg/(m・s))、	g	:気相粘性係数(kg/(m•s))

である。

反応熱による急速な加熱や水ブロー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)~</sup> (4-9)。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)、</sup> (4-7)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、水力直径範囲( $2.54 \sim 13.7$ mm: 実機SG条件 24.2mm)と質量流束範囲( $271 \sim 10,850 \text{ kg/(m<sup>2</sup>·s)}$ :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径範囲( $1.2 \sim 38.1$ mm)、質量流束範囲(無次元パラメータ  $\sigma_{s}\rho_{0}$ /(G<sup>2</sup>z)で表わす 2.8 × 10 <sup>9</sup> ~ 1: 実機SG条件 2×10 <sup>5</sup> ~ 4×10 <sup>4</sup>)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 ( $q_c/(G\Delta h_{fg})$ 、 $\rho_g/\rho_l$ 、 $\sigma_s\rho_l/(G^2z)$ 、z/d)で整理され、限界熱流束は次の形で表される。

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

ここで、

qc :限界熱流束(W/m<sup>2</sup>)

- $q_{c0}$  : $\rho_{g}/\rho_{u}$ 、 $\alpha \rho_{u}$  /(G<sup>2</sup>z)、z/dで表される管入口が態杯以条件の限界熱流束(W/m<sup>2</sup>)
- K  $:\rho_g/\rho_u$ 、 $\sigma_s\rho_u$  /(G<sup>2</sup>z)、z/dで表されるパラメータ
- △h<sub>sub</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))
- ρ<sub>g</sub> :飽和蒸気比重量(kg/m<sup>3</sup>)
- ρ<sub>0</sub> :飽和水比重量(kg/m<sup>3</sup>)
- o。 :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、水ブロー開始前の実機 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 熱伝達率の研究は、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 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、水プ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の式は、次の形で表される。

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

ここで、

:熱伝達率(W/(m<sup>2</sup>·K))

- kg : :飽和蒸気熱伝導率(W/(m·K))
- $D_e$  :水力直径(m)
- Prw : 伝熱面温度基準プラントル数
- Xe :熱平衡クオリティ
- Reg : 飽和蒸気レイノルズ数

である。

Condie - Bengston 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

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、Dougall - 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 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 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 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 の式は、強制対流場における Post - CHF 熱伝達率式であ 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 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 の式を適用するが、低流量条件で Condie - Bengston 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採る。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 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 1,600kg/(m<sup>2</sup>· s)以下= 5.8 × 10<sup>6</sup>kg/(m<sup>2</sup>·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(4·17)。

$$= c \left( \frac{-c}{-c} \right)^{\frac{1}{3}} + rad$$
 (4 - 7)

$$_{c} = 0.62 \left( \frac{k_{g}^{3}}{D_{e}} \frac{g}{g} \frac{(\ell - g)}{g} \frac{h'_{fg}}{T_{sat}} \right)^{\frac{1}{4}}$$

$$(4 - 8)$$

$$_{\text{rad}} = _{\text{sb}} \left( \frac{\mathsf{T}_{w}^{4} - \mathsf{T}_{\text{sat}}^{4}}{\mathsf{T}_{w} - \mathsf{T}_{\text{sat}}} \right)$$
(4 - 9)

ここで、

: プール膜沸騰熱伝達率(W/(m<sup>2</sup>·K))

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

rad : ふく射による熱伝達率(W/(m<sup>2</sup>·K))

D<sub>e</sub> : 代表長さ(m)

- g : 重力加速度(m/s<sup>2</sup>)
  - g : 飽和蒸気比重量(kg/m<sup>3</sup>)

- 2 : 飽和水比重量(kg/m<sup>3</sup>)
- <sub>g</sub> : 飽和蒸気粘性係数(kg/(m•s))
- h'<sub>fg</sub>: 蒸発潜熱+膜温度エンタルピ変化(J/kg)
- $T_{sat}$ : 過熱度(K) (= $T_w$ - $T_{sat}$ )
- sb : ステファン・ボルツマン係数( $W/(m^2 \cdot K^4)$ )
  - : 壁面放射率
- T<sub>w</sub> : 壁面温度(K)
- $T_{sat}$  : 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 熱伝達率(Condie - Bengston の式と Bromley の式の組合せ)の計算例を示す。

# 4.5 ブ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 廻りの熱過渡解析にも実績のある BLOOPH を使用することにした。

BLOOPH 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 BLOOPH の計算結果を比較し、BLOOPH の計算結果が妥当で あることを確認した。

BLOOPH 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 BLOOPH 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 (BLOOPH 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BLOOPH は約 1.3MPa(約13 kg/cm<sup>2</sup>a)、RELAP5 は約1MPa(約10kg/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BLOOPH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滞流や流量回復等の挙動がBLOOPH 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 BLOOPH 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、BLOOPH 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 - 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 - 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2次主冷却系循環ポンプを自動トリップし、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 リ、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 - 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 APPEDIX - 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 - 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 - 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 - 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 - 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。

- 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
- クリープ破損 :時間係数 <sub>R</sub>=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 <sub>R</sub>=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)
- クリープ破損 : 参考として、円筒形状の理論値相当である時間係数 <sub>R</sub>=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、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ージ分を、(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 ( R=3)での破損時刻を 、クリープ破損 ( 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おり、保守側の評価となっている。

また水リーク率との関係を見ると、1.5kg/s 以下のケースでは 1.5kg/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、初期水リーク率 453g/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 (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 10.1MPa)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)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 0.07mm/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 ( 📲 = 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いる。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 - 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-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国 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国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は次の3つに集約することができる(図 7.2.1 参照)。

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

水素計が故障したまま運転していたこと

過熱器に高速ブローダウン系が設置されていなかったこと

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。

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 で、当時の PFR は蒸発器には高速ブローダウン系が設置されていたが、過熱 器には水漏えい信号を受けて伝熱管内の蒸気を急速にブローして減圧する高速ブ 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ブ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、過熱器への高速ブ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 ブ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 り高温ラプチャ型の伝熱管多数本破損が発生することはないと言える。

### 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・蒸気ブロー 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、英国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 のブローダウン操作が行われたとしている。また事故当時 PFR 過熱器には低速ブ 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ブローダウン系 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。低速ブロー 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。一方高速ブ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ブローダウン系に切り換えられる。

PFR のブ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、事故の際に低速のブ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秒後に高速ブ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。
- ・過熱器には低速ブローダウン系しかなく、ブロー弁はトリップ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ブ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ブ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ブローダウン系の 仕様については述べられていないので、蒸発器のブローダウン系についての記述か ら、高速ブローダウン系は 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 は事故当時の低速ブローダウン系と事故後に設置された高速 ブ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ブ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 は高速ブ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ブ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ったことが示された<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 を用いたが、1300 を用いても低速ブ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ブローダウン系の場合には破損には至らず、結果 は基本的に異ならない。

- 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%給水運転 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%給水運転条 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 ~約320 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 ~約470 上昇し、給水流量は約41%~100%に増加する。ナトリウム温度は 約460 ~約470 上昇し、給水流量は約41%~100%に増加する。ナトリウム温度 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%給水運転条件、40%給水 運転条件に包絡される。

水リーク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%給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 高温ラプチャ評価の初期条件の検討

高温ラプ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 ~約290 に変化する。ナト リウム温度が高いほど高温ラプ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 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

高温ラプ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 - 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 ~ 、中部:リンク ~ 、下部:リンク ~ 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 - 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) 水ブロー開始前の水側条件

水ブロー開始前までは、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畳して評価し、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。 () 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。

 $N_{a}(l)+H_{2}O(g) = N_{a}OH(s)+0.5H_{2}(g)$ 

 $H_{25} = -188 \text{kJ/mol}$ 

 $Na(l)+H_2O(l) = NaOH(s)+0.5H_2(g)$ 

$$H_{25} = -147 kJ/mol$$

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 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 式をベースとする。 と の反応式は、水の潜熱 が H25 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H2)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H2は 1000 でカバーガス・放出系へ移行するものと考え、H2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。

- ) 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。
- ) 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。
- ) 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。

() 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 廻りの過渡解析には、4.5 節で述べた BLOOPH を使用した。 BLOOPH の解析モデルを図 8.1.3 に示す。 水ブロー解析は SG 廻りのナトリウム 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。

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

BLOOPH 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る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くる約 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 リ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 してくる。沸騰部がダウンカマ部に移動すると、そこでの低温(約250)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くる。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くる。

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、水ブロー直後は、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。水ブロー直後は、Condie - Bengston 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。水ブロー後、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 - 3.5)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

高温ラプ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、水ブロー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 Cp、熱伝導率 、比重量 で あるが、管壁温度を計算する場合には、温度伝導率 a = /( Cp)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 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 程度を上限としている。これら実験式<sup>(8-3)</sup>(ただし 600 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 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。

過去の高温ラプチャ解析<sup>(1-8)</sup>では、800 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 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もに高温ラプ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 を超える高温域での高温ラプチャ評価に対して 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 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 Cp は、図 8.1.15(a)に示すように 800 まで実験式を外挿し、それ以上の高温域の物性値は、800 の値で固定する。熱 伝導率 は、図 8.1.15(b)に示すように 800 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 の実測値で固定する。こ の設定により、800 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 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 /( Cp)として計算することか ら、前述の比熱 Cp と熱伝導率 を用いて、比重量 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 の値を 下回る場合、保守的に 800 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 <sub>R</sub>=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 <sub>R</sub>=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 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。

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)が評価期間中継続するとしている。

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。

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。 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。

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、給水が継続されてブ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 - 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%給水運転条件及び 10%給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 - 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プ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プチャ挙動の特性を 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 ~ 1200 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 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 を最高とするコサイン温度分布を設 定した。これらは、高温ラプ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・蒸気の伝熱相関)については、ヘリカルコイル型 SG の伝熱相関式に加え、軽水炉研究を調査し、限界熱流束相関式としては甲藤の式、 Post - CHF 伝熱相関式としては Condie - Bengston の式と Bromley の式の組 合せを設定した。また、ブ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 の事故が高温ラプチャに よる多数の伝熱管破損に至った最大の原因は、事故当時過熱器に高速ブローダウン 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 ブロー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ブロー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プ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

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

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
   ラプ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"<sup>8th</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 ラプ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
   ラプチャ型破損評価手法の整備と適用()」、JNC TN9400 2001 099
- (1-12) 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
   ラプチャ型破損評価手法の整備と適用()」、JNC TN9400 2001 130
- (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、斉藤毅、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 TN94178-93(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 TN94178-154 (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()」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()」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()」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()」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()) 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 英国PFR過 熱器の大リーク事故解析」 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、「FBR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

時間			各温度	₹()	に対す	るクリ-	- プ破断	í強さ(N	/mm²)		
(s)	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2.2.1 2・1/4Cr-1Mo鋼の高温内圧破裂評価のための強度基準値

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( )	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	С	Si	Mn	Р	S	Cr	Mo
規格値	0.15 以下	0.50 以下	0.30~	0.03	0.03	1.90~	0.87~
			0.60	以下	以下	2.60	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 - 740 × 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	С	Si	Mn	Р	S	$\mathbf{Cr}$	Mo
規格値	0.15 以下	0.50 以下	0.30 ~	0.03	0.03	1.90~	0.87~
			0.60	以下	以下	2.60	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 ×10分AC - 740 ×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	$333 \text{ N/mm}^2$	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

		試験前	試験前	破損	破損時	破損時	破損
	試験手法	の外径	の肉厚	温度	圧力	応力	時間
		(mm)	(mm)	( )	(MPa)	(N/mm <sup>2</sup> )	(s)
JIS 規格材	1,200 昇温後、 急速加圧	30.6	3.65	1,198	9.9	37.2	
JIS 規格材	1,100 昇温後、 急速加圧	31.75	4.04	1,063	15.0	52.6	
JIS 規格材	1,100 昇温後、 急速加圧	31.4	3.20	1,081	11.4	50.9	
JIS 規格材	1,000 昇温後、 急速加圧	27.15	1.90	1,004	11.2	74.9	
JIS 規格材	1,200 昇温後、 8.7MPa で保持	30.9	3.8	1,185	8.7	31.6	4
JIS 規格材	1,200 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 昇温後、 8.7MPa で保持	30.8	3.73	1,100	8.4	31.0	69
JIS 規格材	加圧後、1,200 昇温	30.8	3.70	1,170	10.6	39.5	
JIS 規格材	加圧後、1,100 昇温	31.6	3.17	1,147	11.2	50.9	
もんじゅ 相当材	1,200 昇温後、 急速加圧	31.7	4.10	1,196	10.3	35.4	
もんじゅ 相当材	1,100 昇温後、 急速加圧	29.5	3.00	1,125	10.7	47.9	
もんじゅ 相当材	1,000 昇温後、 急速加圧	27.65	2.00	992	11.6	74.9	
もんじゅ 相当材	1,000 昇温後、 6.8MPa で保持	27.65	2.00	1,028	6.8	43.4	95
JIS 規格材	1,100 昇温後、 急速加圧	30.70	3.70	1,074	11.9	44.2	
もんじゅ 相当材	1,100 昇温後、 急速加圧	31.75	4.08	1,087	17.6	61.1	

<b>F1</b> = 1	-			• • •			
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()	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	$15 \sim 11$	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	م أ	リカルコィ 管束部下音	イノレ B	ヘリカル コイル管 東部上部	ヘリカノ 管束部	レコイル 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( )			1,185	1,175	1,250	1,180	1,140

表 3.1.1 SWAT - 3 大リーク試験と結果

# 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()	343	358	400	336	334	372	341	335	340	320	468	459
初期リーク率 (g/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	293	311	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()	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)()							1,100	1,110	1,121	1,106		1,165

JNC TN2400 2003-003

	項目		「もんじゅ」 定格	SWAT-3 Run16	SWAT-3 Run19	模擬性 / 保守性
	蒸発器(反応容器)寸法	m	約3 <sup>10</sup> ×約13 <sup>H</sup>	約1.3 <sup>ID</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)
塂	伝熱管寸法	mm	31.8 <sup>0D</sup> ×3.8 <sup>t</sup>	31.8 <sup>0D</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。
造	管束部構造	-	ヘリカルコイ ル(140本)	直管(92本)		実機SGを模擬(実験では水リーク部断面の伝熱管配置
	伝熱管配置(ピッチ)	mm	50 × 50/48			をたさ7000000000000000000000000000000000000
	伝熱管材質	-	2.25Cr-1Mo鋼			実機SGを模擬
	温度		240(入口) 369 <sup>*</sup> (出口)	340 <sup>*</sup>	347 <sup>*</sup>	Run16は実機SG定格運転の飽和水領域、Run19は管束部 トッタルを増料
水	圧力	MPa	15.1(入口) 14.3 <sup>*</sup> (出口)	15.0 <sup>*</sup>	15.9 <sup>*</sup>	*)実機SGは蒸発器出口、SWAT-3は水加熱器条件
側	平均注水率	kg/s	_	2.2	1.85	
	注水時間	S	_	60	32	
	注水量	kg	_	228	61	
	温度		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
Na 側	圧力(初期カバーガス圧)	MPa[gage]	0.1	0.05		
1713	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。
劥	蒸発器のRD破裂設定圧	MPa(差圧)	0.3	0.3		実機SGを模擬
出	収納容器のRD破裂設定圧	MPa(差圧)	0.15	0.15		実機SGを模擬
糸	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(a) 「もんじゅ」運転条件とSWAT-3試験条件との比較(Run16,19)

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
	蒸発器(反応容器)寸法	m	約3 <sup>ID</sup> ×約13 <sup>H</sup>		約1.3 <sup>ID</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)
塂	伝熱管寸法	mm	31.8 <sup>0D</sup> ×3.8 <sup>t</sup>		31.8 <sup>0D</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。
造	管束部構造	-	ヘリカルコイ ル(140本)		直管(93本)	実機SGを模擬(実験では水リーク部断面の伝熱管配置
	伝熱管配置(ピッチ)	mm	50 × 50/48			を長さ7000000011日で候擬)
	伝熱管材質	-	2.25Cr-1Mo鋼			実機SGを模擬
	温度		240 <sup>*</sup> (入口) 369(出口)	195(入口) 300(出口)	250 <sup>*</sup>	実機SG定格運転の管束部下部(水側入口)条件を模擬 (100% 絵水条件とま混度は近い)
水	圧力	MPa	15.1 <sup>*</sup> (入口) 14.3(出口)	約13(入口) 13(出口)	15.0 <sup>*</sup>	(10% ====================================
側	平均注水率	kg/s	_	_	1.46	
	注水時間	S	_	_	60	
	注水量	kg	-	_	81.3	
	温度		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)
Na 側	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	蒸発器のRD破裂設定圧	MPa(差圧)	0.3			実機SGを模擬
いて	収納容器のRD破裂設定圧	MPa(差圧)	0.15			実機SGを模擬
厼	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

〕土小时间: 7.6~9.9秒		2 次破損なし	Kunb: 31.8mm         3.2mm <sup>t</sup> (Htld: 25.4mm         3.2mm <sup>t</sup>	SWAI - 3 Run1 ~ 7	6,700 g/s以上
					)
58 秒後に注水停止	6 次破損なし	1		5 次破損	約1,000g/s
5 次破損の	他の静止水管に		01 0mm : 0 0mm <sup>t</sup>	SWAT-3 Run15 Ø	2,740 g/s~
	(高温ラプチャ型)	(高温ラプチャ型)			2,200 y/s
에면 이외 ㆍ 目目 ഈ 사ー 十、	23 秒後に静止水管1本破損	12 秒以後 24 本が破損	21 0mm 2 2 12mm <sup>†</sup>	SWAT 2 Bunde	2,200 2,2
	2 次破損なし	(高温ラプチャ型)			e / 6 000 1
가 가 다르티티 · 이 쉰	流水管 3 本に	13 秒以後 5 本破損	21 0mm 1.2 12mm <sup>t</sup>	CMAT 2 Direto	1 050 2/0
7 秒後に注水停止	4 次破損なし	4人阪倶ゆし		3 次破損	1,400 9/5
3 次破損発生の	他の静止水管に	<+ 吕+ 中z 4/、 V	21 0mm 2 0mm <sup>t</sup>	SWAT-3 Run12 Ø	-/
/土小町1回 、00 作	2 次破損なし	2 八阪倶ゆし			1,400 g/S
까步 ♡Э ㆍ 目目 ᆍ口 셔ー +-?	涼水管 4 本に	~+ 日 中工 少、 こ	1 0 2 1 2		0/2 037 7
/土小叶18] ・ 100 化	が破損(ウェステージ型)	(ウェステージ型)			s no g s
에도 837 · 目目두미 거드 구성	158 秒後に静止水管 1 本	70 秒後に 2 本破損			
)上小时间 、 04 fV	-	(ウェステージ型)			s/b n/c
까步 ビュ・ 目目 두미 셔츠 卡?		50 秒後に 1 本破損	DE 1mm 2 Jmmt	CMAT 2 DUCTO	E70 ~ / 0
SWAT-3 (5回)	(ボイー・マイ・)			0-14M0.0X	<u>~</u> 3
SWAT-2 (約 140 回)、	7 人物(現時間)4 20 かくエレー・ビート (1000)	( ウェステージ型 )	土に 20.40mm × 3.20mm	2WAI - 1、 3WAI - Z ТС 7 К СМАТ - 2	×x iuu g/s
SWAT-1 (約 30 回)、	- 1111年1日1日1日1日1日1日1日1日1日1日1日1日1日1日1日1日1日		+ - 75 Amm : 2 2 2mm	C TAMA 1 CWAR	若 100 ~10
備兆	給水伝熱管	ガス加圧伝熱管	伝熱管寸法	言式馬灸 No.	オリーク率

表 3.2.1 高温ラプチャ挙動に係わる SMAT 試験のまとめ

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/m³	7.67 × 10 <sup>3</sup>	
伝熱管比熱	J/(kg⋅K)	0.63 × 10 <sup>3</sup>	
水側温度		405.0	
管内熱伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	8,524.3	
反応域温度		1,170 ± 100	
管外熱伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	4,300	

表 3.3.1 反応域温度変動の影響評価計算条件

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	1,151	1,129
Run19-T1173	1,288	1,165	1,119
Run19-T1181	1,177	1,165	1,146
試験のまとめ			
---	--		
<u>A-5</u>	<u>A-8</u>		
4/14/82 Superheater (Hot standby/ Hot shutdown) 0.25 (6.4) 149 (3.78) Peripheral	7/30/81 Superheater (operating temp.) 0.054 (1.4) 197 (5) Central		
650 (343) 78 (0.55) 2015-1515 (13.9-10.4) 1465 (10.1) 1.0 (453) Helium 140 (11.9)	900 (482) 195 (1.34) 1565 (10.8) 1565 (10.8) 0.07 (31.7) Nitrogen 160 (13.6)		
15 (6.80) 72 (2) 58	0.07 (0.032) 40 40		
275 (1.89)	195 (1.34)		

tests.	
decay	>
pressure	
þ	· .
determined	owdown time
sizes	tube bl
leak	lary
from	econd
Estimated	Includes s
-	<u>ہ</u>
Notes:	

A-8 7/30/81 Superheater (operating temp.) 0.054 (1.4) 197 (5) Central 195 (1.34) 195 (1.34) 195 (1.34) 195 (1.34) 195 (1.34) 195 (1.34) 195 (1.34) 195 (1.34) 195 (1.34) 0.07 (0.032) 40 0 0.054 (1.37)	7 試験のまとめ $\frac{A-5}{A-5}$ $\frac{A-5}{4/14/82}$ Superheater (Hot standby/ Hot shutdown) 0.25 (6.4) 149 (3.78) Peripheral 650 (343) 78 (0.55) 78 (0.55) 10 (453) Helium 140 (11.9) 15 (6.80) 58 58 58 58 58 58 58 58 58 58	$J - \chi + J - \chi + J - \chi$ $\frac{A-3}{6/11/80}$ $f(11/80)$ $f(11/80)$ $g_{1.5}(2.07)$ $g_{1.5}(2.07)$ $g_{1.5}(2.07)$ $g_{1.5}(1.10)^{\pm}$ $g_{1.75}(11.8)$ $g_{1.75}$	米国 LLTR シリ <u>UNITS</u> <u>UNITS</u> <u>In (mm)</u> in (mm)) in (meters) psia (MPa) psia (	王EST NO. TEST NO. Test Date Simulated Steam Generator Conditions Initial Leak Size (diameter) Leak Location (above bottom of shroud) Desk Location (above bottom of shroud) PRETEST CONDITIONS NA Temperature Primary Tube Pressure Primary Tube Pressure Initial Primary Tube Flow Cover Gas Volume Titial Primary Tube Flow Cover Gas Volume Test RESULTS Maximum Total Leak Rate Leak Duration Time to Rupture Disc Operation Time to Rupture Disc Operation Time to Rupture Disc Operature TUBE DAMAGE Vo. Failed Secondary Tubes Maximum Mastage Maximum Tube Bowing
715×10 <sup>-5</sup>	31.3×10 <sup>-5</sup>	36x10 <sup>-5</sup>	mg NaOH/CM-day	STACK EFFLUENT Average Downwind Deposition Rate
0.054 (1.37)	23 (to failure) 2.5 (63.5)	5 (to failure) 1.25 (31.75)	in (mm) in (mm)	lemperature TUBE DAMAGE Vo. Failed Secondary Tubes Maximum Wastage Maximum Tube Bowing
195 (1.34) N/A	275 (1.89) 2500 ( 1371)	335 (2.31) 2100 (1149)	psia (MPa) °F (°C)	operation Maximum Sodium Pressure Maximum Measured Reaction
0.07 (0.032) 40 40	15 (6.80) 72 (2) 58	13.4 (6.08) 145 (2) 114	lbs/sec (kg/sec) sec sec	TEST RESULTS Maximum Total Leak Rate Leak Duration Time to Rupture Disc
1565 (10.8) 0.07 (31.7) Nitrogen 160 (13.6)	1465 (10.1) 1.0 (453) Helium 140 (11.9)	1715 (11.8) 0.1 (45.3) Nitrogen 150 (12.75)	psia (MPa) lbs/sec (g/sec) ft <sup>3</sup> (M <sup>3</sup> )	Secondary Tube Pressure Initial Primary Tube Flow Cover Gas Cover Gas Volume
900 (482) 195 (1.34) 1565 (10.8)	650 (343) 78 (0.55) 2015-1515 (13.9-10.4)	$\begin{array}{c} 580 & (304) \\ 160 & (1.10) \pm \\ 1715 & (11.8) \\ \end{array}$	°F (°C) psia (MPa) psia (MPa)	PRETEST CONDITIONS NA Temperature Na Pressure Primary Tube Pressure
0.054 (1.4) 197 (5) Central	0.25 (6.4) 149 (3.78) Peripheral	0.040 (1) 81.5 (2.07) Central	in (mm) in (meters)	Initial Leak Size (diameter) Leak Location (above bottom of shroud)
7/30/81 Superheater (operating	4/14/82 Superheater (Hot standby/	6/11/80 Evaporator (subcooled H <sub>2</sub> 0)		Test Date Simulated Steam Generator Conditions
<u>A-8</u>	<u>A-5</u>	<u>A-3</u>	UNITS	TEST NO.
	ク試験のまとめ	リーズ 中リーシ	米国 LLTR シリ	表 3.3.3

試験 No.	初期 Na 温度 ( )	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

表 3.3.4 SWAT-3 Run16, 17, 19 試験の概要

\*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> ( )	B:温度変化 相当熱量 <sup>3)</sup> (J)	B/A ( - )
Run16	228	2.38 × 10 <sup>9</sup>	197	0.55 × 10 <sup>9</sup>	0.23
Run17	81	0.85 × 10 <sup>9</sup>	110	0.31 × 10 <sup>9</sup>	0.38
Run19	61	0.64 × 10 <sup>9</sup>	74	0.20 × 10 <sup>9</sup>	0.31

1) 反応熱を 188kJ/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

 注水点より上部のナトリウムだけに反応熱が伝えられるとした場合の熱量 (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。)

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>	$2.7 \text{ m}^2$	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	0.75 kg/g	
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>	02.2 KJ/Kg	SU KJ/Kg
総除熱量	2.5 MW	0.018 MW

表 3.3.6 実機定格条件と Run19 試験条件での除熱効果

 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 、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。

項目	単位	Tong の式 <sup>(*1)</sup>	甲藤の式(*2)
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)

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>

(\*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 巻-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=( <sub>s 2</sub>)/(G<sup>2</sup>z):2.78x10<sup>-9</sup>~1.0、 もんじゅ条件では約 2.3x10<sup>-6</sup> (100%流量)~4.1x10<sup>-4</sup>(10%流量))

表 4.3.1 Post-Ch	IF 伝熱相関式の適用範囲(4-)	13)
-----------------	-------------------	-----

項目	単位	Groeneveld 5.9の式	Condie-Bengston	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	<b>k</b> W/m²	120~2,250	34~2,074	

		表 4.5.1 月	SLOOPH と RELAP5 の解析	モデルの	比較	
		BL(	Наос		RELAF	55/MOD2
	均質平衡 2 相	流モデル		非均質非平(	<b>新 2 流体モデル</b>	
- + + + + - + - + - + - + - + - + - + -	気液を曲の言義道々の	)運続の式 ∀ + ☆ = ´ ボ − ヸ	(2 方程式) (1 卞韶式)	<u>気液各相(</u> 気液を相(	の連続の式 ウエネ=ボーギ	( 2 方程式 ) ·                                   ·               ·           ·     ·   ·     ·
1.322 C 22 C 22 C 2 E 2 E 2 E 2 E 2 E 2 E 2	気液混合の	運動量の式	(1)243()(1)243()	<u>気液各相(</u>	の運動量の式	( 2 方程式 ) ( 2 方程式 )
	ボリュームシ	、センクション	を基本とした Semi-implicit	ボリューム	ジャンクション	を基本とした Semi-implicit
	差分法			差分法		-
	水単相 He	enry-Fauske	デル			
2.臨界流モデル	2相  Mc 蒸気単相 断	oody モデル  熱噴流モデル		Ransom と T	rapp モデル	
	くりカル型(	旋回流)の熱	伝達率相関式	直管型の熱	云達率相関式	
		液単相域	森中山の液相式		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
3.水側熱伝達モデル		2相	DNB 点と飽和蒸気点をクォ		2相	Chen の式
	Post-CHF	膜沸騰域	リティで補間	Post-CHF	膜沸騰域	Dougal I - Rohsenow の式
		蒸気単相域	森中山の気相式		蒸気単相域	Dittus-Boelter式
		四年代	試験データに基づいて、 DNB クオニティロ Ze) が新	CHE	≐亚/而 =ピ	Biasi の式
		ノナヨー	une イコンフィ (05) トデリ 定 <sup>(4-18)</sup>	= 5	ᄪᅚᆘᄥᅭᄿ	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	ナトリウム	側は解かないて	、 伝熱管外表面温度分布
シンコ 国力 く こく・ ト	く。熱伝達式	は Hoe の式。		(一定)を1	竟界条件とする	0

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

## 表 5.3.1 水リーク検出時間の計算結果

\*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
按山叶明	10%給水	14	14	
作火山时间 (c) <sup>*1)</sup>	40%給水	12	12	
(3)	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

Run	Run 注水率	ナトリウム条件       注水率       初期     反応域       温度     温度 <sup>1)</sup>		管内条件			解析用伝熱管 サイズ		
Run				温度	圧力 <sup>1)</sup>	熱伝達率2)	外径	肉厚	
	kg/s		T/C No	$W/(m^2 \cdot K)$		圧力計	$W/(m^2 \cdot K)$	mm	mm
3	8.8~7.9	398	T1119		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	凶 3.3.15(c) の句终線	360	P5205	1.0	31.8	4.18
6	9.4~8.3	445	T1135	の包給線	445	P5204	1.3	25.4	3.52
7	10.6~7.9	445	T1139		445	P5204	0.6	25.32	3.48

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)

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)

	注水家	ナトリウム条件			管内条件	解析用伝熱管 サイズ			
Run	江小平	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4)	外径	肉厚
	kg/s			$W/(m^2 \cdot K)$		MPa[gage] <sup>3)</sup>	$W/(m^2 \cdot K)$	mm	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

	試験	結果					
					クリープ破損		
Rup	注水	2次	延	延性破損			時間係数
Nun	時間	破損				3.0	1.5
			応力	破損温度	破損時間	破損時間	破損時間
	S	-	MPa		S	S	S
3	9.5	無し	延竹	生破損及び	クリープ破打	員は無し	
4	9.4	無し	延忙	生破損及び	クリープ破打	員は無し	
5	9.7	無し	延忙	生破損及び	クリープ破打	員は無し	
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	延忙	生破損及び	クリープ破打	員は無し	

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)

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)

	試験	結果		解析結果								
Pup	注水	2次	延	性破損		時間係数	時間係数					
Null	時間	破損				3.0	1.5					
			応力	破損温度	破損時間	破損時間	破損時間					
	S	-	MPa(kg/mm²)		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					

解析ケーフ	初期温度	反応域温度	熱伝達率
			₩/(m²・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 6.2.1 検証解析における管外条件

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	温度	圧力	熱伝達率
		内部状態		MPa	$W/(m^2 \cdot K)$
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*)	6.3
				<u> </u>	

\*)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	試馬 寸	<sub>倹前</sub> 法	減肉 時間	解析用	引寸法
	g/s	mm/s	mm	mm <sup>t</sup>	S	mm	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

ヤ解析条件	
プモ	
事故での高温ラ	
ー ク	
国 PFR 大リ	
英目	
表 7.4.1	

伝 対 イ 人	解析用寸法	mm	15.88 × 2.03 <sup>t</sup>	15.88 × 2.03 <sup>t</sup>
内条件 いプ以後)	熱伝達率		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	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
「「」。	压力		トリップの15秒後に 減圧開始し、75 秒に 0.69MPa まで低下	トリップの 1 秒後に 減圧開始し、12 秒に 2.0MPa まで低下
条件 グまで)	熱伝達率	W/(m <sup>2</sup> · K)	5,770	5,770
御石参し、	圧力	MPa	12.7	12.7
	温度		450	450
1条件	熱伝達率	W/( $m^2 \cdot K$ )	3,560	3,560
Р U ウ I	反応域 温度		1,230	1,230
+	初期 温度		500	500
水蒸気系 減圧設備		低速 減圧系 設置	高速 減圧系 設置	
ケー イ ノ			現実 ケース	想 た ース

項目		単位	定格運転条件	40%給水運転条件	10%給水運転条件	
		蒸発器入口 Na 温度		469	456	300 <sup>3)</sup>
	7	蒸発器出口 Na 温度		325	284	290
	ミナ	Na 流量 <sup>1)</sup>	%	100	39	39
	ル冬	蒸発器給水温度		240	195	195
解	仵	蒸発器出口蒸気温度		368	368	300
析初		<b>給水流量</b> <sup>2)</sup>	%	100	41	10
期冬		蒸発器入口 Na 温度		469 4)	461 <sup>6)</sup>	300 <sup>6</sup> )
件	保	蒸発器出口 Na 温度		-	-	-
	守的	Na 流量 <sup>1)</sup>	%	100 5)	34.5 <sup>6)</sup>	34.5 <sup>6)</sup>
	的条	蒸発器給水温度		240 <sup>1)</sup>	200 6)	200 6)
	件	蒸発器出口蒸気温度		_	-	-
		<b>給水流量</b> <sup>2)</sup>	%	100 5)	<b>39</b> <sup>6)</sup>	4 6)

表 8.1.1 高温ラプチャの解析初期条件

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 管束上部での水ブロー直前の RUP IN 出力値(設備改造後)

	初期水・蒸気温度	全体加熱後温度	局所加熱後		
運転条件	(エンタルピ)	(エンタルピ)	温度(エンタルピ)	管内熱伝達率	
	( kJ/kg )	( kJ/kg )	( kJ/kg )	₩/(m²・K)	
定格運転	342	342	342	4,680	
(リンク 13)	(2,220)	(2,430)	( 2,470 )		
40%給水運転	331	331	331	1,800	
(リンク 13)	(1,830)	(2,060)	(2,120)		
10%給水運転	298	310	328	1,000	
(リンク 13)	(1,330)	( 1,400 )	(1,640)		

## 表 8.1.3 「もんじゅ」水ブロー解析

 

 蒸発器で水リークが発生し、蒸発器カバー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)
	SG 入口流量	1036kg/s	EV 入口止め弁	水リーク信号で閉止
ナ	SG 入口温度	505	SH 出口止め弁	水リーク信号で閉止
Г IJ	SH 出口温度	469	EV 入口放出弁	水リーク信号で全開
ウ	EV 入口温度	469	EV 出口ドレン弁	水リーク信号で全開
山側	EV 出口温度	325	EV 出口放出弁	水リーク信号で全開
1713			SH 入口放出弁	水リーク信号で全開
	給水流量	105.3kg/s	SH 出口放出弁	水リーク信号で全開
水	給水温度	240	SH出口ドレン弁	2次ポンプトリップ信号で全開
• 支	EV 出口温度	369	気水分離器ドレン弁	水リーク信号で閉止
<b>烝</b> 気 側	SH 入口温度	367	SH 入口止め弁	水リーク信号で閉止
	SH 出口温度	487	EV 出口安全弁	
	主蒸気温度	483	SH 出口安全弁	
			SH出口逆止弁	逆流後閉止



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)

									-
调萨	冬件	_	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
	ᇑᇚ	-	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	11	11	11	12	12	14	14
伝熱管	<b></b>	mm		-	<u> </u>	31.8		-	
解析月	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	管材質	-			2 •	1/4Cr-1M	o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	热伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300
(水側	条件)	· · · ·	-	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>		<u> </u>	
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	$W/(m^2 \cdot K)$	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)								
	管壁温度		776	831	581	902	900	829	819
	引張強さ	$N/mm^2$	91.9	82.4	250.0	82.1	82.4	82.4	82.4
ノロー)用 始前 <sup>*2)</sup>	応力	$N/mm^2$	69.8	71.2	71.5	61.00	61.00	59.2	59.2
×1 133	応力/	_	0.76	0.86	0.20	0.74	0.74	0.72	0 72
	引張強さ	_	0.70	0.00	0.23	0.74	0.74	0.72	0.72
	時間	S	0	0	5	6	9	0	21
_*	管壁温度		776	831	805	1,004	1,019	829	1,067
フロー中の最も厳	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	91.9	82.4	82.4	59.8	56.4	82.4	45.8
しい条件	応力	N/mm <sup>2</sup>	69.8	71.2	57.2	47.1	41.9	59.2	33.2
	応力/	-	0 76	0.86	0 69	0 79	0 74	0 72	0 73
	引張強さ		0.70	0.00	0.00	0.75	0.77	0.72	0.70
累積損	·傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.15	0.34	0.09	0.31	0.27	0.23	0.44
参照	記図	-	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

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)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)

定	这件		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	11
水ブロー	開始時間	S	12	12	14	14
伝熱管	箮外径	mm		31	.8	
解析	用寸法	mm	31.51×3.08 (	〔減肉を想定)	31.46 × 3.0	05(同左)
伝熱管	管材質	-		2 • 1/4C	r-1Mo鋼	
(Na側	条件)					
初期	温度		331	326	300	300
反応域	温度 <sup>*1)</sup>		1,170	1,170	1,110	1,110
反応時刻	熟伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	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		321	314	300	300
加熱前の	熱伝達率	W/( $m^2 \cdot K$ )	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)					
	管壁温度		904	901	849	849
ブロー問	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	81.8	82.2	82.4	82.4
ノロー囲 始前 <sup>*2)</sup>	応力	N/mm <sup>2</sup>	60.8	60.8	59.2	59.2
	応力/	_	0 74	0 74	0 72	0.72
	引張強さ		0.74	0.74	0.72	0.72
	時間	S	7	0	0	16
	管壁温度		1,015	901	849	1,057
フロー中の最も厳	引張強さ	$N/mm^2$	57.4	82.2	82.4	47.7
しい条件	応力	$N/mm^2$	45.5	60.8	59.2	35.4
	応力/	-	0 79	0 74	0 72	0 74
	引張強さ		0.10	0.17	0.12	0.17
累積損	l傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.33	0.27	0.30	0.52
参照	照図	-	図8.2.8	図8.2.9	図8.2.10	図8.2.11

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)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 伝執管肉厚3.8mm・公称値)

<b>、</b>						
運転	条件	-	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
Į			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	11
水ブロー	·開始時間	S	12	12	14	14
伝熱管	管外径	mm		31	.8	
解析周	用寸法	mm	31.51×3.34 (	減肉を想定)	31.46 × 3.3	31(同左)
伝熱管	管材質	-		2 • 1/4C	r-1Mo鋼	
(Na側	条件)					
初期	]温度		331	326	300	300
反応域	温度 <sup>*1)</sup>		1,170	1,170	1,110	1,110
反応時刻	熱伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	4,300	4,300	5,300	5,300
(水側	条件)					
給水	、流量	%	39	39	4	4
加熱前	うの温度		321	314	300	300
加熱前の	)熱伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	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)					
	管壁温度		899	896	848	848
<b>ブ</b> ロ_問	引張強さ	$N/mm^2$	82.4	82.4	82.4	82.4
ノロー囲 始前 <sup>*2)</sup>	応力	$N/mm^2$	55.6	55.7	54.1	54.2
<u>хн н</u> у	応力/		0.68	0.68	0.66	0.66
	引張強さ	-	0.00	0.00	0.00	0.00
	時間	S	7	0	0	16
	管壁温度		1,010	896	848	1,054
ブロー中の星キ厳	引張強さ	$N/mm^2$	58.5	82.4	82.4	48.2
しい条件	応力	N/mm <sup>2</sup>	41.7	55.7	54.1	32.5
	応力/		0.71	0.68	0.66	0.67
	引張強さ	-	0.71	0.00	0.00	0.07
累積損	[傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.19	0.15	0.18	0.31

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)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-3.5	)

	而以這夜。							7900.	, ,
调転	冬件	_	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
JΞ∓4	까다	-	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	11	11	11	12	12	14	14
伝熱管	<b></b> 雪外径	mm				31.8			
解析月	月寸法	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	管材質	-			2 •	1/4Cr-1Mo	o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	<b>れ伝達率</b>	$W/(m^2 \cdot K)$	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	$W/(m^2 \cdot K)$	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)								
	管壁温度		777	828	596	893	891	829	820
ブロ _ 問	引張強さ	$N/mm^2$	91.5	82.4	230.4	82.4	82.4	82.4	82.4
ノロー囲 始前 <sup>*2)</sup>	応力	$N/mm^2$	59.6	60.8	61.0	52.1	52.1	50.5	50.5
	応力/	_	0.65	0.74	0.26	0.63	0.63	0.61	0 61
	引張強さ	_	0.00	0.74	0.20	0.00	0.00	0.01	0.01
	時間	S	0	0	5	6	0	0	0
	管壁温度		777	828	803	995	891	829	820
ブロー中の見ま厳	引張強さ	$N/mm^2$	91.5	82.4	82.4	62.2	82.4	82.4	82.4
しい条件	応力	$N/mm^2$	59.6	60.8	48.8	40.2	52.1	50.5	50.5
	応力/		0.65	0.74	0.50	0.65	0.63	0.61	0.61
	引張強さ	-	0.05	0.74	0.39	0.05	0.05	0.01	0.01
累積損	傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.06	0.13	0.03	0.11	0.10	0.09	0.17

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)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:カノ	(-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

(設備改造	皆後:カバ	ーガス圧力	計信号による検	出、伝熱管肉厚	夏4.02mm:実測	平均値-3.5 )
调节	冬件		40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
	ᅏ	-	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	11
水ブロー	開始時間	S	12	12	14	14
伝熱管	<b></b> 雪外径	mm		31	.8	
解析月	用寸法	mm	31.51×3.56 (	減肉を想定)	31.46×3.	53(同左)
伝熱管	管材質	-		2 • 1/4C	r-1Mo鋼	
(Na側	条件)					
初期	温度		331	326	300	300
反応域	温度 <sup>*1)</sup>		1,170	1,170	1,110	1,110
反応時熱	热伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	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		321	314	300	300
加熱前の	熱伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	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)					
	管壁温度		894	892	848	848
ブロ _ 胆	引張強さ	$N/mm^2$	82.4	82.4	82.4	82.4
ノロー囲 始前 <sup>*2)</sup>	応力	$N/mm^2$	51.9	51.9	50.5	50.5
	応力/	_	0.63	0.63	0.61	0.61
	引張強さ	_	0.03	0.03	0.01	0.01
	時間	S	7	0	0	16
s	管壁温度		1,006	892	848	1,052
ブロー中の最も厳	引張強さ	$N/mm^2$	59.4	82.4	82.4	48.6
しい条件	応力	$N/mm^2$	38.8	51.9	50.5	30.2
	応力/	_	0 65	0 63	0 61	0.62
	引張強さ	_	0.00	0.00	0.01	0.02
累積損	傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.12	0.10	0.12	0.20

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

			( 高)	储改造後:力	リバーガス圧	力計信号によ	る検出、伝熱	é管肉厚3.5mm	(			
	诵群冬年		10%給水	<b>北</b> 鄂%01	<b>北</b> 鄂%01	10%給水	<b>北</b> 鄂%01	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水
	) 王 म 4 개 「T		EV単独	私 真 ∕∃	恥東∖∃	町 東 和	下い単独	EV単独	<b>転</b> 東/ヨ	EV単独	■ 取 東 ハ ヨ	EV単独
敁	障機器	'	封好	なし	4 口 円	攻出弁	4ΠΛ	<b>攻出</b> 弁	「「といいまでも、ころ」。	こめ弁	〔田剣	兵 *1) 兵
よう	ーク位置	-	管束上部	<b></b>	偏工工員	管束中部	億東上部	管束中部	管束上部	管束中部	管束上部	管束中部
し	ィクNo. <sup>*2)</sup>	'	13	11	13	12	13	10	13	11	13	11
水ブロ	一開始時間	s	14	14	14	14	14	14	14	14	15	15
伝義	熟管外径	mm					31	8.				
解	<b>斤用寸法</b>	mm			e	1.46×3.05 (	減肉を想定)				31.44×3.0	4(同左)
伝募	<b>熟管材</b> 質	'					2 • 1/4C	r - 1Mo鉑				
( Ne	侧条件)											
例	I期温度		300	300	300	300	300	300	300	300	300	300
反応	\域温度 <sup>*3)</sup>		1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110
反応8	诗熱伝達率	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
К )	側条件)											
5%	水流量	%	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4
加熱	前の温度		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
ЯШ	内压力	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)											
	管壁温度		849	849	850	850	850	851	850	850	849	849
ブロー <sup>*4)</sup>	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	82.4
開始前	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.2	59.4	59.4
	応力/引張強さ	I	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72
	目扫	S	0	16	19	0	0	18	0	17	0	16
ブロー 日	管壁温度		849	1057	1065	850	850	1064	850	1053	849	1057
の最も厳	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
しい条件	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	1	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/	(ーガス圧力)	計は1台故障1	しても残りの	2 台で水リー	クを検出する	「ことから、フ	ドリーク関連	機器として	)	SH:過熱器、E	:V:蒸発器)

「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) 表8.2.6

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、高温ラプチャ評価では検出系故障としてまとめる。 \*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)水ブロー総了時点の値

表8.2.7	「もんじゅ」	蒸発器解析条件	と結果のまる	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)

\==-	友儿		10%給水	10%給水	10%給水
連転	条件	-	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
リング	クNo.	-	13	12	11
水ブロー	開始時間	S	17	17	17
伝熱管	营外径	mm		31.8	
解析用	]寸法	mm	31.39	)×3.02(減肉を想	〕
伝熱管	管材質	-		2・1/4Cr-1Mo鋼	
(Na側	条件)				
初期	温度		300	300	300
反応域	温度 <sup>*1)</sup>		1,110	1,110	1,110
反応時熱	热伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	5,300	5,300	5,300
(水側	条件)				
給水	流量	%	4	4	4
加熱前	の温度		300	300	300
加熱前の	熱伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	1,560	1,560	1,560
管内	圧力	MPa	12.6	12.6	12.6
(解析	結果)				
	管壁温度		847	847	848
ブロー問か	引張強さ	$N/mm^2$	82.4	82.4	82.4
ノロー囲ぬ	応力	$N/mm^2$	59.8	59.9	59.9
122	応力/		0.73	0.73	0.73
	引張強さ		0.75	0.75	0.75
	時間	S	0	0	16
\$ I	管壁温度		847	847	1058
フロー中の 最も厳しい	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	82.4	47.6
条件	応力	N/mm <sup>2</sup>	59.8	59.9	35.8
	応力/		0 73	0.73	0.75
	引張強さ	_	0.75	0.70	0.70
累積損	傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.37	0.50	0.60

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

~	•
Ъ.	шш
	١ <u>ר</u>
т П П	ŝ
₩	N N
結	割
J	墩
牟	ĥ
深	
なち	士
も	¥ M
彩	Ц
蒙	<u>ı</u> .
- -	마
₽	Ψ
ک	1
3	+
Ψ	L N
	т Т
ø	ï
2	Ľ
1 1 2 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3 3	Ŧ
шĄ	•
	治
	깯

	(記	備改造	後:カバ	ーガス圧フ	<u> 췬 計 (                                  </u>	こよる検出	1、 伝熱管	哲内厚3.5m	m:溶接部	8肉厚)	
			定格	40%給水	70%給水	40%給水	√2-≌ %01	北邻%01	10%給水	10%給水	10%給水
運転	条件	ı	SH連結	SH連結	EV単独	SH連結	EV単独	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		<b>1</b> 2	L	お日放出弁	入口放出弁	検出系 <sup>*4)</sup>	液面計 <sup>*5)</sup>
オリー	ク位置	•	管束中部	管束中部	管束中部	管束中部	徥束中部	鯷工工	管束中部	管束中部	管束中部
うろう	7 No.		6	6	11	6	11	13	10	11	11
ネブロー	開始時間	s	11	12	14	12	14	14	14	15	17
(Na側∮	条件)										
初期》	温度		368	332	298	331	300	300	300	300	300
反応域》	温度 <sup>*1)</sup>		1,170	1,170	1,110	1,170	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110
反応時熱	帆伝達率	W/(m <sup>2</sup> · K)	4,300	4,300	5,300	4,300	5,300	5,300	5,300	5,300	5,300
(水側)	条件)										
給之	流量	%	100	41	10	39	4	4	4	4	4
加熱前(	の温度		342	323	298	321	300	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	1,560
管内/	圧力	MPa	15.2	13.0	12.6	13.0	12.6	12.6	12.6	12.6	12.6
(解析	結果)										
	管壁温度		831	902	819	904	849	850	851	849	848
ן ב ל	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
ノロー 開始前 <sup>*2)</sup>	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	I	0.86	0.74	0.72	0.74	0.72	0.72	0.72	0.72	0.73
	目铝	s	0	9	21	2	16	19	18	16	16
	管壁温度		831	1,004	1,067	1,015	1,057	1,065	1,064	1,057	1,058
レーモー	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
の思い無し	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	I	0.86	0.79	0.73	0.79	0.74	0.78	0.76	0.75	0.75
累積損1	傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.34	0.31	0.44	0.33	0.52	0.75	0.60	0.54	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

\*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、高温ラプ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。



- 81 -



図2.2.1 クリープ試験データと解析結果の比較(950)



図2.2.2 クリープ試験データと解析結果の比較(1000)



図2.2.3 クリープ試験データと解析結果の比較(1100)



図2.2.4 クリープ試験データと解析結果の比較(1200)



図2.2.5 クリープ試験データと解析結果の比較(800-900)



図2.2.6 クリープ試験データと解析結果の比較(750)



図2.2.7 クリープ試験データと解析結果の比較(700)



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





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)



図2.3.5 TRUST-2試験結果とクリープ強度基準値の比較(1200)





SWAT-3試験(Run16、19)での伝熱管破損状況の比較 劉3.2.1







図 3.3.1 SWAT-3 大リーク試験(Run5)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 試験での伝熱管破損例と温度挙動

凡例 ● : 熱電対(反応域温度分布評価用) ○ : 伝熱管
● : 熱電対 ◎ : 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 ● : 熱電対(反応域温度分布評価用) ○ : 伝熱管
● : 熱電対 
※ : 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



伝熱管(31.8mm <sup>☉</sup>×4.16mm <sup>t</sup>)

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 - 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ステージ率実験式



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(水ブロー開始前条件) (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 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(4-16)



図 4.2.2 圧力条件と環状流遷移条件の関係 (資料<sup>(3-15)</sup>の図 1.8 に気泡・スラグ流と環状流の遷移条件を太線で記入)



図 4.4.3 Post-CHF 熱伝達率の計算例(水ブロー開始前条件)



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)



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)



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)



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



- 121 -



図 4.5.4 蒸発器入口圧力の比較(BLOOPH と RELAP5)



図 4.5.5 蒸発器管束部下部流量の比較(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)









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)



(蒸発器、10%給水運転条件)



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



図6.1.2 SWAT-3大リーク試験(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プチャ解析(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)

JNC TN2400 2003-003



図7.4.1 PFR事故高温ラプチャ解析結果(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(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

#### 検出機能の強化

水リークを確実に検知するため、

#### ブローダウン性能の強化



# 図8.1.2 蒸発器ブローダウン性能等に係る設備の改造







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ブロー)



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)



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(c) 温度伝導率の温度依存性



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)



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)



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)



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)



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)



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)



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)





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)





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)



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 (蒸発器管束部上部、カバーガス圧力計信号による検出、制御誤差考慮)



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国PFRでの伝熱管破損事故や、実証炉向けに高温材 料データの蓄積やブ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「高温ラプチャ型破損」については、大洗工学センターでの試験(SWAT-3大リーク試験)で発生しないことを確認していた(表1参照)。
- (2)また、初期の水リーク規模をパラメータとして破損伝播試験を実施し、水リーク規 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)の水リークの方が高温 ラプ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クであっても高温ラプチャが生じない 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、ブローダウン評価手法の整備、高温ラプチャ模擬試験(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、高温ラプチャ評価にあたっての水リーク率としては、これまでの試験データに基づき、高温ラプ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、ブ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、高温ラプ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プ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プ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プ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プチャ 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

1	0 <sup>-3</sup> 10 <sup>-2</sup> 10	水リーク ) <sup>-1</sup> 11(	規模(g/s) D 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	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 高温ラプチャ	影響範囲が狭いの 実験でも確認。	。 で、高温ラプチャせず		反応面が定在しないた め高温ラプチャせず。 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プ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
<b>給水圧力</b> (ata)		154	153	149	147	154	154	124
ナトリウ	ム温度 (℃)	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	1
初期冬件	静止水管	0	0	0	0	0	0	0
(管本数)	ガス加圧管	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 (ata)		4.8	6.1	5.0	5.4	9.5	5.1	5.8

		and the second se	and a second of the second sec		and the second se	and the second se	the second s	The second design of the secon	and the later of the local day of the second day	and the second se	And and a state of the local division of the local division of the local division of the local division of the	and the second descent data and the second descent data and the second data and the second data and the second	and the second se
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(℃)		343	358	400	336	334	372	341	335	340	320	468	459
リーク率(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
伝熱管	流水管	0	0	0	0	0	0	0	0	0	4	0	3
初期条件	静止水管	2	2	0	1	5	1	55	55	6	0	55	0
(管本数)	ガス加圧管	25	25	24	9	9	13	0	0	48	59	0	15
破損管本数	給水管	2	0	0		3	1	4	4	1	0	2	0
	ガス加圧管	1	0	3		1	8	-	-	24	0	-	5

#### 表2 SWAT-3破損伝播試験と結果

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  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し。
Run 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



評価に	に影響する要因	想定条件	備考		
	運転モード	定格運転、部分負荷(10%、40%)運 転、ブ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絡。		
水側の伝 熱条件	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		
	ブローダウン解析	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	反応域温度	1170℃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。)	保守的に包絡。(高周波成分は管壁温度が追従し ない)		
熱条件	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。ブ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		
ホリークイ (水ブロ・	信号の考え方 −開始までの時間)	バラメータ(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フキを考慮した低減 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3 SG伝熱管高温ラプチャ評価における想定条件

#### 表4 定格及び部分負荷条件からブ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	C	kg/mm²	kg/mm <sup>2</sup>	
定格条件	745	11.95	6.18	0
40%部分負荷	882	8.32	5.54	0
10%部分負荷	982	5.73	5.42	0



図5 定格条件からのブローダウン時 の伝熱管強度評価例



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。

#### APPENDIX - B

# PFR過熱器事故に係るAEAへの質問と回答

1.質問(動燃 AEA)
1997年4月4日
"Questions PFR SH-2 Leak Event"
2.回答(AEA 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 JNC TN2400 2003-003

# **阎AEA**

Plant Safety Engineering Section

#### **AEA Technology plc**

Fuel Performance Windscale, Seascale Cumbria CA20 1PF United Kingdom

Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4000 Narita, O-arai Ibaraki, 311-13 Japan

8 May 1997

Mr H Tanabe

Direct line +19467 72157 Direct facsimile +19467 72606 e-mail 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.



Registered office 329 Harwell, Didcot Oxfordshire OX11 0RA. Registered in England and Wales, number 3095862 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	7.0 bars absolute
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 values did not fully open during this leak event. Due to the long stroking time of these values, it has been assumed in the analysis that they did not open. In fact, there could have possibly been some steam depressurisation through these values, 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.

JNC TN2400 2003-003

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 reheater 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 reheater 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

Rubinie

Ron Currie Manager



Figure 12





Figure 14



APPENDIX - C

# 解析コード SELAH の概要

## 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。

- ()ナトリウムは1次元流とする。
- ()ナトリウム密度は温度依存とする。
- ()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。
- ()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。

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

運動量保存則

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

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 Pg は, 理想気体の状態式より

$$Pg = \frac{1}{V} \cdot Mg \cdot Rg \cdot Tg$$

*Mg* : カバーガス (混合ガス) 質量 *Tg* : カバーガス (混合ガス) 温度 *Rg* : 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*°と流入、流出量の積分量の和で 表わされる。

$$Mg = Mg^{\circ} + \int Wai + Whi - Wg\overline{o} dt$$

吸気側の弁を通過して流入するアルゴンガス質量流量Waiは、

 $Wai = Qai \cdot \rho ai$ 

*ρai* : 流入アルゴンガス比重量

Qai: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Wgōは、

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

*ρgō*:流出カバーガス(混合ガス)比重量

*Qgō*: 流出カバーガス(混合ガス)体積流量

ここでナトリウム - 水反応によってカバーガス(混合ガス)中へ移行してくる水 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 - 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。

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

- *Cp*:定圧比熱
- M : 質量
- U:熱貫流率
- *A*: N a 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-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
  - *ō*: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。

- ()中間熱交換器出口ナトリウム温度
- ()空気冷却器出口ナトリウム温度
- ()過熱器出口ナトリウム温度
- ()蒸発器出口ナトリウム温度
- ()過熱器、蒸発器のダウンカマ部平均温度
- ()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。
- ()供給母管、排気母管におけるアルゴンガス圧力
- ()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 ニー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2 SELAH 解析結果と SKS 試験結果の比較(トリップ時SG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

## 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。

( 这 個 に	121位・ハ	<u></u>	ᄌᄄᄭᆰᇛ	「「「ことの	快山、広志	《官内序3.3	000000010101001001001001001001001000000	即闪序)
调制	冬件		40%給水	40%給水	40%給水	40%給水	40%給水	40%給水
	ᇄᅚ	-	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結	SH連結
水リ・	ーク率	kg/s	1.	.5	2	.0	2.	.5
水リ-	・ク位置	-	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
水ブロー	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	-			2-1/4C	r-1Mo鋼		
(Na側	条件 )							
初期	温度		332	328	332	328	332	328
反応域	i温度 <sup>*1)</sup>		1,170	1,170	1,170	1,170	1,170	1,170
反応時剩	熱伝達率	₩/(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	うの温度		323	316	323	316	323	316
加熱前の	)熱伝達率	₩/(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)	管壁温度		902	900	852	849	729	720
ブロー	引張強さ	$N/mm^2$	82.1	82.4	82.4	82.4	112.1	115.9
開始前	応力	$N/mm^2$	61.0	61.0	60.2	60.2	59.4	59.4
	応力/ 引張強さ	-	0.74	0.74	0.73	0.73	0.53	0.51
	時間	S	6	9	0	0	2	2
ブロー	管壁温度		1,004	1,019	852	849	809	794
中の最	引張強さ	$N/mm^2$	59.8	56.4	82.4	82.4	82.4	84.7
も厳し	応力	$N/mm^2$	47.1	41.9	60.2	60.2	52.0	51.9
い杀仵	応力/ 引張強さ	-	0.79	0.74	0.73	0.73	0.63	0.61
累積損	員傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.31	0.27	0.19	0.17	0.065	0.066

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)

\*1)反応域温度は最高値

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

(設備)	(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)								
「二日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日日	冬件	_	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水	10%給水	
	ᇄᇿ	_	EV単独	EV単独	EV単独	EV単独	EV単独	EV単独	
水リ・	ーク率	kg/s	1.	.5	2	.0	2.	.5	
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	
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	<b>×</b> 3.10	31.66	×3.15	
伝熱	管材質	-			2-1/4C	r-1Mo鋼			
(Na俱	条件 )								
初期	温度		299	298	299	298	299	298	
反応域	【温度 <sup>*1)</sup>		1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	1,110	
反応時刻	熱伝達率	₩/(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	うの温度		298	298	298	298	298	298	
加熱前の	)熱伝達率	₩/(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)	管壁温度		829	819	841	836	772	772	
ブロー	引張強さ	$N/mm^2$	82.4	82.4	82.4	82.4	93.6	93.5	
開始前	応力	$N/mm^2$	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	
	時間	S	0	21	0	21	0	21	
ブロー	管壁温度		829	1,067	841	1,067	772	1,065	
中の最	引張強さ	$N/mm^2$	82.4	45.8	82.4	45.8	93.6	46.1	
も厳し	応力	$N/mm^2$	59.2	33.2	58.4	32.8	57.6	32.3	
い杀件	応力/ 引張強さ	-	0.72	0.73	0.71	0.72	0.62	0.70	
累積損	員傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.23	0.44	0.18	0.37	0.11	0.28	

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)

\*1)反応域温度は最高値

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)の値











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

## 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。

- 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	)

调新	~ 冬件	_	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
リング	7No.	-	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	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-1M	o鋼		
(Na側斜	条件)								
初期》	<b>温</b> 度		417	368	348	332	328	299	298
反応域》	昌度 <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/( $m^2 \cdot K$ )	4,300	4,300	4,300	4,300	4,300	5,300	5,300
(水側条件)									
給水注	充量	%	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/	王力	MPa	14.9	15.2	15.3	13.0	13.0	12.6	12.6
(解析約	結果)								
ブロー <sup>*2)</sup>	管壁温度		786	849	581	929	930	917	912
開始前	引張強さ	$N/mm^2$	87.9	82.4	250.8	77.8	77.6	79.7	80.6
	応力	$N/mm^2$	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
	時間	S	0	0	14	9	12	0	23
	管壁温度		786	849	1028	1042	1048	917	1075
フロー中	引張強さ	$N/mm^2$	87.9	82.4	54.2	51.0	49.5	79.7	44.0
い取る劇しい条件	応力	$N/mm^2$	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	易和 <sup>*3)</sup>		0.37	0.70	0.47	0.88	0.68	0.65	0.93

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

					у <del>т</del> е:енш : /Ц	1조미에 11 - 1
调制	冬件		40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
	까다	-	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	<b>≦</b> 外径	mm		31	.8	
解析月	月寸法	mm	31.44 × 3.04	(減肉を想定)	31.37×3.0	00(同左)
伝熱管	管材質	-		2 • 1/4C	r-1Mo鋼	
(Na側	条件)					
初期	温度		331	326	300	300
反応域	温度 <sup>*1)</sup>		1,170	1,170	1,110	1,110
反応時熱	热伝達率	₩/(m²・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		321	314	300	300
加熱前の	熱伝達率	W/(m² • 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>	管壁温度		932	933	845	845
開始前	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	77.4	77.3	82.4	82.4
	応力	$N/mm^2$	61.5	61.5	60.0	60.1
	応力/	_	0.80	0.80	0.73	0.73
	引張強さ	_	0.00	0.00	0.75	0.75
	時間	S	9	13	27	22
<b>ブ</b> ロ_曲の	管壁温度		1041	1050	1068	1072
フロー中の 最も厳しい	引張強さ	$N/mm^2$	51.1	48.9	45.4	44.8
条件	応力	$N/mm^2$	48.0	42.7	34.8	36.1
	応力/ 引張強さ	-	0.94	0.87	0.77	0.81
累積損	傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.84	0.66	0.80	0.99

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)

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)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:力)	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	)

( #2						ᆸᅣᆁᆍᄔᅋ			,
调転	冬件	_	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
Æ+4			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	<b></b> 雪外径	mm				31.8			
解析月	用寸法	mm	31.46 × 3	3.53(減肉	を想定)	31.44 × 3	.52(同左)	31.37 × 3	.48(同左)
伝熱管	管材質	-			2 •	1/4Cr-1Mc	)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	熱伝達率	W/( $m^2 \cdot K$ )	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/( $m^2 \cdot K$ )	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>	管壁温度		789	848	596	923	924	912	907
開始前	引張強さ	$N/mm^2$	86.6	82.4	230.2	78.7	78.6	80.5	81.3
	応力	$N/mm^2$	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
	時間	S	0	0	13	9	12	0	23
	管壁温度		789	848	1002	1035	1042	912	1072
ブロー中	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	86.6	82.4	60.3	52.5	50.9	80.5	44.7
の取も敵しい条件	応力	N/mm <sup>2</sup>	60.1	61.2	40.8	41.0	37.4	51.1	29.9
2 - 33 I	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

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)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:2	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

設備改造前:	カバーガス	圧力計信号に	よる検出、信	云熱管肉厚4.0	)2mm:実測平	均值-3.5 )
<b></b>	冬件	_	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
建和	77 T	_	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
リング	クNo.	-	9	8	13	12
水ブロー	開始時間	S	15	15	18	18
伝熱管	<b>≦</b> 外径	mm		31	.8	
解析月	月寸法	mm	31.44 × 3.52	(減肉を想定)	31.37 × 3.4	48(同左)
伝熱管	管材質	-		2 • 1/4C	r-1Mo鋼	
(Na側	条件)					
初期	温度		331	326	300	300
反応域	温度 <sup>*1)</sup>		1,170	1,170	1,110	1,110
反応時素	热伝達率	W/( $m^2 \cdot K$ )	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		321	314	300	300
加熱前の	熱伝達率	W/( $m^2 \cdot K$ )	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>	管壁温度		925	926	846	847
開始前	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	78.5	78.4	82.4	82.4
	応力	N/mm <sup>2</sup>	52.4	52.4	51.1	51.1
	応力/	-	0.67	0.67	0.62	0.62
	引張強さ					
	時間	S	9	13	27	22
ブロー中の	管壁温度		1035	1045	1066	1068
まも厳しい	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	52.7	50.3	46.0	45.4
条件	心力	N/mm <sup>∠</sup>	40.9	36.4	29.6	30.7
	心力/ 引張強さ	-	0.78	0.72	0.64	0.68
累積損	傷和 <sup>*3)</sup>	-	0.31	0.25	0.32	0.39

(SH:過熱器、EV:蒸発器)

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

表5	「もんじゅ」蒸発	器解析条件と結果のまとめ	
備改造前・圧力開放	が板信号による検出	伝執管肉厚4 02mm・実測平均値	-35

	(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-3.5))								
调时	计能	_	定格	定格	定格	40%給水	40%給水	10%給水	10%給水
	小恋	-	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	<b></b>	mm				31.8			
解析月	用寸法	mm	ć	30.77mm × 3	3.19mm(減	肉を想定)		30.50 × 3	.05(同左)
伝熱管	管材質	_			2 •	1/4Cr-1Mc	)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	热伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$	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	$W/(m^2 \cdot K)$	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*2)	管壁温度		796	871	586	965	970	985	985
開始前	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	84.0	82.4	243.8	70.4	69.0	65.0	65.0
	応力	N/mm <sup>2</sup>	65.8	66.9	67.3	57.3	57.3	57.3	57.3
	応力/ 引張強さ	-	0.78	0.81	0.28	0.81	0.83	0.88	0.88
	時間	S	0	-	13	-	-	-	_
	管壁温度		796		1011	_	-	_	_
フロー中の最も厳	引張強さ	$N/mm^2$	84.0	-	58.3	_	-	-	-
しい条件	応力	N/mm <sup>2</sup>	65.8	-	44.5	-	-	-	-
000000	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

\*2)水ブロー開始(時刻ゼロ)の値

JNC TN2400 2003-003

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)

							al=1: 37:3= 7
			定格	40%給水	10%給水	40%給水	10%給水
運転	条件	-	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	ク位置	-	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		368	332	298	331	300
反応域	温度 <sup>*1)</sup>		1,170	1,170	1,110	1,170	1,110
反応時熱	热伝達率	W/( $m^2 \cdot K$ )	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			342	323	298	321	300
加熱前の熱伝達率		W/( $m^2 \cdot K$ )	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>	管壁温度		849	929	912	932	845
開始前	引張強さ	N/mm <sup>2</sup>	82.4	77.8	80.6	77.4	82.4
	応力	$N/mm^2$	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
	時間	S	0	9	23	9	22
<b>-</b> /	管壁温度		849	1042	1075	1041	1072
ノロー中の最実感	引張強さ	$N/mm^2$	82.4	51.0	44.0	51.1	44.8
しい条件	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

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

## 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 Do=31.8(mm)、肉厚 t=4.02 及び 3.80(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 Do=31.54 及び 31.46(mm)、肉厚 t=3.57 ~ 3.31(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(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 ~ 3.05(mm)を用いた。シンニング部 の幅は全て 10mm とした。即ち、シンニング加工量 a=0.48 ~ 0.26(mm)、薄肉幅 b=10(mm)、 テーパ部幅 c = a × 6=2.88 ~ 1.56(mm)とした。

なお、温度と圧力条件については、高温ラプチャ発生条件に比較的近い900,14.7MPa

(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 , 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=4.02mm、シンニング部加工 後肉厚 t=3.50mm 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、

縦弾性係数 E= (19000 - 15T) × 9.8 (MPa), ただし T は温度()

クリープひずみ速度 <sub>c</sub>= F n (%/s),

ただし、 は応力(MPa)、F= exp[-2.303{21775/Tk - 1128}]/9.8<sup>n</sup>/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 ,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。
温度·圧力条件						900 ·	14.7MF	<b>'</b> a			
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	束部上	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			1	0						
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 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)	

#### 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 · 1	4.7MPa	
解析条件		定格	10%	参照 5	参照 6
評価部位			蒸発器管	束部上部	
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	1	0	1	0
テーパ部長さ(c)	mm	2.88	2.88		
解析ケース名	-	W07	W08	WR05	WR06

温	度·圧力条件			900 · <sup>,</sup>	14.7MPa		
伝熱管外	、径 Do• 肉厚 t(mm)		31.8 <sup>OD</sup>	<b>×</b> 4.02 <sup>t</sup>		31.8 <sup>00</sup>	<sup>o</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
評位	価用外径(mm)	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
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	νグ加工量 a(mm)	0.48	0.48	0.42	0.42	0.26	0.26
薄	肉幅 b(mm)			1	0		
テ-ノ	代部長さ c(mm)	2.	88	2.	52	1.:	56
	局部薄肉 (s)	9.2	8.6	10	9.3	7.7	7.2
1%ひずみ 到達時間	一樣薄肉 (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
	局部薄肉 (s)	74.3	69.6	79.8	74.6	59.8	56.1
10%ひずみ 到達時間	一樣薄肉 (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
	局部薄肉 (s)	117	110	124	116	90.8	85.1
20%ひずみ 到達時間	一樣薄肉 (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
	局部薄肉 (s)	142	133	150	140	107	100
30%ひずみ 到達時間	一樣薄肉 (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
	局部薄肉 (s)	158	148	165	154	116	109
40%ひずみ 到達時間	一樣薄肉 (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 • ^	14.7Mpa
伝熱管外	ト径 Do•肉厚 t(mm)	31.8 <sup>od</sup>	<b>×</b> 4.02 <sup>t</sup>
シンニ	ング部肉厚(mm)	3.9	50
評(	西用外径(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	ング加工量 a(mm)	0.48	0.48
滇	ş肉幅 b(mm)	1	0
テ-ノ	『部長さ c(mm)	2.88	2.88
	局部薄肉 (s)	8.4	7.8
1%ひずみ 到達時間	一様薄肉 (s)	5.4	5.0
	局部薄肉/一様薄肉 時間比(-)	1.56	1.56
	局部薄肉 (s)	68.3	63.6
10%ひすみ 到達時間	一樣薄肉 (s)	39.6	36.7
	局部薄肉/一様薄肉 時間比(-)	1.72	1.73
	局部薄肉 (s)	108	100
20%ひすみ 到達時間	一樣薄肉 (s)	57.3	53.3
	局部薄肉/一様薄肉 時間比 (-)	1.88	1.88
	局部薄肉 (s)	131	123
30%ひずみ 到達時間	一樣薄肉 (s)	65.4	60.7
	局部薄肉/一様薄肉 時間比 (-)	2.00	2.03
	局部薄肉 (s)	146	136
40%ひずみ到 達時間	一樣薄肉 (s)	68.6	64.0
~~	局部薄肉/一様薄肉 時間比 (-)	2.13	2.13

## 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)



図1 伝熱管断面形状と境界条件の設定





温度 ( )	圧力 (MPa)	外径 (mm)	肉厚 (mm)	公称応力 (N/mm <sup>2</sup> )	破裂時間 (s)	外	破裂後 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	0
1107	15.0	31.75	4.04	52.57	6.1	V	50以上	0
1081	11.4	31.4	3.20	50.79	12.5	V	50以上	0
1004	11.2	27.15	1.90	74.69	8.4	V	50以上	0
1185	8.7	30.9	3.80	31.61	16.1	V	50以上	4
1199	5.4	30.7	3.74	19.60	119.4	V	約40	75
1100	8.7	30.8	3.73	32.16	87.4	V	約40	69
1170	10.6	30.8	3.70	39.45	7.4	V	50以上	0
1147	11.2	31.6	3.17	50.77	3.3	V	50以上	0
1196	10.3	31.7	4.10	35.32	7.6	V	約50	0
1125	10.7	29.5	3.00	47.80	6.9	V	50以上	0
992	11.6	27.65	2.00	74.67	11.0	V	50以上	0
1028	6.8	27.65	2.00	43.40	93.4	V	50以上	95

表5 伝熱管の内圧破裂試験結果一覧

(備考) / 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。

高温ラプチャ解析 RUPIN 概要 ①反応域のNG温度分析、伝熱管とNAの熱伝達率(実験値 ③全体加熱量(リーク率からの計算値) 第から水・茶気の温度、圧力及び代熱管と水・茶気の熱伝達率を出力す る。	<ul> <li>InLE</li> <li>概要</li> <li>①水・蒸気の温度、圧力及び熱伝達率</li> <li>●②水リーク検知時間</li> <li>●②ボ熱管加熱部のNa温度、熱伝達率(実験値)</li> <li>③伝熱管肉厚、ウェステージ率(表3)</li> <li>等から伝熱管の温度及び応力、それに対する3限り強さの比、緊勃員添印を出力する。</li> </ul>
急速ブローダウン解析:B00H 概要 (1%調度、流量(表1-1) (2ブロー前の水・蒸気の温度、流量及び圧力(表1-1) ③各種弁の開閉動作時間(表1-2) ④各種弁の流路面積(表1-2) (4各種弁の流路面積(表1-2) 第から定部時及び急速ブロー時の伝統管水・蒸気の流量、圧力及び 第から定部時及び急速ブロー時の伝統管水・蒸気の流量、圧力及び エンクルピを出力する。	<ul> <li>水リーク検出時間解析:SELM</li> <li>概 要</li> <li>①発生水素ガスのカバーガス部への移行量(表2)</li> <li>②カバーガス空間容積(表2)</li> <li>③カバーガスの流動抵抗(表2)</li> <li>③カバーガスの流動抵抗(表2)</li> <li>③かバーガスの流動抵抗(表2)</li> <li>第から蒸発器カバーガス圧力を計算し、カバーガス圧力</li> <li>結による水漏えい検知時間を出力する。</li> </ul>

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	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
		SH入口Na温度	505	
		SH出口Na温度	469	
		EV入口Na温度	469	
		EV出口Na温度	325	EV出入口ナトリウム温度は、安全解析使
	定	Na流量	1036kg/s	用値と同じ。
	格	EV給水温度	240	よに、給水流重は女全解竹の方か大さ、設   定されているので保守的に公称値を使用
	流	EV出口蒸気温度	368	水リーク検出後の2次ポンプトリップ時の2
	里	SH入口蒸気温度	368	次ナトリウム流量フローコーストダウンは、
		SH出口蒸気温度	487	»>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>
		給水流量	105kg/s	
		EV入口給水圧力	15.3MPa	
		SH出口蒸気圧力	13.0MPa	
		SH入口Na温度	489	
		SH出口Na温度	456	
		EV入口Na温度	456	
	40	EV出口Na温度	284	
運	%	Na流量	399kg/s	シリーク1分山後の2次ポンプトリップはの2
転	后 7K	EV給水温度	195	ホリーク検査後の2次ホノフトリック時の2   次ナトリウム流量フローコーストダウンは
杀	流	EV出口蒸気温度	368	添付1参照。
IT	量	SH入口蒸気温度	368	
		SH出口蒸気温度	486	
		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	4
		SH出口Na温度	300	
		EV入口Na温度	300	
	10	EV出口Na温度	290	
	% 4	Na流量	399kg/s	水リーク検出後の2次ポンプトリップ時の2
	启 7K	EV給水温度	195	从ノトリワム流重ノローコーストタワノは、  添付1参照。
	流	EV出口蒸気温度	300	10%給水流量時は、EV単独運転を行うこ
	量	SH入口蒸気温度	-	とから、蒸気はSHに流入しない。
		SH出口蒸気温度	-	1
		給水流量	10.5kg/s	1
		EV入口給水圧力	12.6MPa	1
		EV出口蒸気圧力	12.6MPa	

		表1-2 (1)	急速ブローダい 高 <sup>弁</sup>	<b>フン解析(弁作動</b> <u> 高速ラプチャ型破損</u> 仕様 空気作動式仕切弁	条件) 社内検査等 「	補
1         380         解析使用           一方信号発信              より1秒後         (t/h)             5秒         (t/h)             10B         0         1         6.5           圧縮空気         0         1         6.5	380 道 ((t/h) 0 1 時間(s)	圓	数量(個/ルーブ) 「閉」開始時間 全閉時間 弁サイズ 駆動源	エメルト シャトト シャトト シャトト シャトト マント 1 5 ± 0.5秒 10B 圧縮空気		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。
作動式仕切弁 1 201秒後 1 5秒 (1/h) 12B 0 1 時間(s)	380 溢 (1/h) 0 1 5.5 時間(s)		型 数量(個/ル-ブ) 「閉」開始時間 全閉時間 弁サイズ 駆動源	空気作動式仕切弁 1 - 5 ± 0.5秒 12B 圧縮空気、	1 1 1 4.9秒	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。
2気作動式 マングル弁 2 - ク信号発信 より1秒後 1秒 3B 3B 1180mm <sup>2</sup> 圧縮空気			型 数量(個/ル-ブ) (開)開始時間 (開)開始時間 全開時間 弁サイズ のど部断面積 流路面積 駆動源	空気作動式 アングル弁 2 1±0.5秒 3B 3850mm <sup>2***</sup> 正縮空気		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。 米 *: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。
磁式放出弁 3 7信号発信 より1秒後 0.3秒 (%) (%) (%) (%) (%) (%) (%) (%) (%) (%)	100 度 (%) 0 11.3 時間(s)		型式         型式           数量(個/ル-ブ)            「開」開始時間            全開時間            全開時間            弁サイズ            のど部断面積            流路面積	電磁式放出弁 3  65mm 2043 <sup>***</sup> ~2067mm <sup>2</sup> 電磁式	2051mm <sup>2</sup>	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、全開時間を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。

		表1-2,	<u>急速ブローダ</u>	<u>ウン解析(弁作動</u> )	)条件)	
			UU L	<b>高温ラブチャ型破損</b>		
华名苓		3LOOPHコード 解析// ラメ-9等	₩	仕様	社内検査等	備 禿
	電磁式放出弁		握 戌	電磁式放出弁	1	
	2	505	数量(個/ル-プ)	2	I	弁の設置場所は、添付2参照。
	水リーク信号発信 より1秒後		「開」開始時間**	I	I	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、全開時間を0.3秒とした。
SH入口放出弁	0.3秒	<sup>这</sup> 解析使用值	全開時間	1	I	★ ¦定格運転条件で弁放出容量119t/h/個となるよ  ⇒놚欧西堯を設定
	65m m	(%)	弁サイズ	65m m	1	→///・11日間(10日)   * *:従来、解析余裕として更に1秒見込んでいた。
	I	0 11.3	のど部断面積	$2043^{***} \sim 2067 \text{mm}^2$	2051mm <sup>2</sup>	* * * 放出容量を満足するのど部断面積は、火力
	2640mm <sup>2 *</sup>	(s) 闘 <del>铛</del>	流路面積	I	I	用の技術基準に基づき2043mm <sup>c</sup> と計算されている。
	電磁式		駆動源	電磁式	I	
	電磁式放出弁		퐻式	電磁式放出弁	I	
	2	100	数量(個/ル-プ)	2	I	弁の設置場所は、添付2参照。
	水リーク信号発信 より1秒後		"開始始開"	I	I	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、全開時間を0.3秒とした。
SH出口放出弁	0.3利少	解析使用值	全開時間	I	I	★ ¦定格運転条件で弁放出容量931/h/個となるよう  **政西達をむ守
	65m m		弁サイズ	65m m	I	ハル頃囲頃を設た。   * * : 従来、解析余裕として更に1秒見込んでいた。
	I	0 1 13	のど部断面積	$2043^{***} \sim 2067 \text{mm}^2$	2051mm <sup>2</sup>	* * * 放出容量を満足するのど部断面積は、火力
	2770mm <sup>2 *</sup>	(s) 晶铝	流路面積	I	I	用の技術基準に基づき2043mm <sup>2</sup> と計算されている。
	電磁式		馬区重力源	電磁式	I	
	モータ作動式 アングル弁		<u> </u>	モータ作動式 アングル弁	I	
	1	100	数量(個/ループ)	1	I	
	水リーク信号発信 より7秒後	開解析使用值度	「開」開始時間**	I	I	弁の設置場所は、 添付2参照。 * : 流路面積は、 弁下流に設置されているフロー /
EV出口ドレン弁	3 6 秒	X	全開時間	36秒以内	20秒	ズル部を使用。   キュ ジエ 第十へジョン デニュ ひという
	4B		弁サイズ	4B	Ι	~~: (元米、 群竹 米谷 C つ C 史 に 「 が 兄 込 つ ご い に。   ***・ 構 裃 図 ト 11 笛 卍
	I		のど部断面積	5675mm <sup>2***</sup>	I	
	1800mm <sup>2*</sup>	(S)回台	流路面積	I	I	
	電動モータ		馬区重力)原	電動モータ	I	
	モータ作動式 アングル弁		型	モータ作動式 アングル弁	I	
	1		数量(個/ル-プ)	1	I	
	水リーク信号発信 より2秒後	1000 解析使用值	「開」開始時間**	I	I	弁の設置場所は、添付2参照。 * :流路面積は、 弁下流に設置されているフロー /
SH出口ドレン弁	36秒	」 「」	全開時間	36秒以内	25~26秒。	ズル部を使用。
	4B		弁サイズ	4B	I	**: 従米、 解竹 余 谷 と し て 更 に 1 秒 見 込 ん で い た。   ★ ★ ★ ・ 講 注 岡 ト 1 笛 出
	I	0 2 38	のど部断面積	5675mm <sup>2***</sup>	I	「海戸図みつ茶山。
	1800mm <sup>2*</sup>	時間(s)	流路面積	I	I	
	電動モータ		馬区重力)原	電動モータ	I	

		油 老	P E		수 소설 법 내 다니 그 나 나 아	开の設直场mia、 ※17 2 変照。   圧力が上流<下流となった時点で瞬時 「閉」 として計	异。					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。		
<b>条件</b> )		汁内給杏筀	いせくにって	I	I	I	I	I	I	I	I	I	I	I	I
ン解析(弁動作)	<b>5温ラブチャ型破損</b>	计准		英亚英	1	I	I	14B	上流/下流差圧	王-9作動式仕切弁	1	Ι	133秒以下	14B	圧縮空気
急速ブローダウ		'夺		塑	数量(個/ル-プ)	<b>誯</b> 铅砕閧 [閧]	全開時間	キサイズ	駆動源	패 . 대	数量(個/ループ)	<b>誯</b> 铅砕笛「鮨」	全開時間	キサイズ	駆動源
表1-2		J — EHdOOT	<b>裈析 バラメ−9等</b>								380		重 (t/h)	0 1 134	(s)開钥
		B	角	英正弁	1	I	I	14B	上流/下流差圧	王-9作動式仕切弁	1	水リーク信号発信 より1秒後	133	14B	圧縮空気
		<b>弁</b> 名称				SH出口逆止弁						SH出口止め弁			

急速ブローダウン解析では、結果をより厳しく評価するため、第1信号である蒸発器液位低低信号による2次主循環ポンプトリップを敢えて無視し、第2信号で ある蒸発器カバーガス圧力高により2次主循環ポンプがトリップする条件で解析を行う。 涭

行塾、第0	7.4.1日 17.66				直泊っプチャ刑政指
(2)(2)(2)(2)(2)(2)(2)(2)(2)(2)(2)(2)(2)(	析コード				回価ノノノト生候15 SELAHコード
通	E	解析バラメータ等	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	₽·T·值	300K · mol- H₂/mol-H₂O	I	Ι	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 バーガス部の流動排	- ガス部とタンクカ 低抗	C v = 120	I	Ι	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	2 次主冷却系側カ バーガス容積	44m <sup>3</sup>	I	I	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>
有貢	タンクカバーガス容	(	I	I	ダンプタンクのカバーガス止め弁を閉とする。
	積	130mč	I	I	オ <i>ーバ</i> 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1 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。
E v カバーガス圧力 計	圧力「高」設定値	247kPa	I	I	設定値245kPaに測定誤差 ± 2 kPaを考慮している。
SG圧力開放板	設定圧	I	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。
水リーク時のインタ[	コック	参考図	I	Ι	2次主循環ポンプは、蒸発器カバーガス圧力高信号に先立ち、蒸発 器液位低低及び過熱器液位高高によりトリップする。

表2 水川-/時検出時間解析

ヤ解析	
<b>희温ラプチ</b> ・	
表3 高	

伝熱管	町の破損形態		高温ラプチャ型破損
使用	解析コード		RUPIN, TRUEJ – F
I	頁 目	解析パラメータ等	備考
<b>初期水リーク設</b>	初期水漏えい率	1500g/s	
Я	初期リーク噴出角度	I	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。
	今回	3.22mm	最小肉厚(溶接部 <sup>*</sup> :3.5mm)-腐食代(0.28mm)
	上下	3.70mm	最小肉厚(一般部 <sup>*</sup> :3.98mm)-腐食代(0.28mm)  * : 曲げ加工後
(広熱管	配置	I	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。
ウェステージ率	<b>セルフウェステージ</b>	I	初期リーク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。 い。
	ターゲットウェステージ	0.012mm/s	中規模リークの実験データから設定。 添付 6 参照。
	初期EV人口温度	$300 \sim 469$	給水流量条件(10%、40%、定格)に応じて温度を設定。
Na側状態量	反応ジェット温度分布	最高温度を1170 (又は1110 )とす るコサイン温度分布	中規模の水リーク試験 (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。



添付1

### 2次 Na 流量フローコーストダウンについて

急速ブ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、添十安全評価 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 主循環ポンプ特性、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 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

		定格圧損	圧損指	
			$P_0(kPa)$	釵 n
IHX(出入りロルル間)		31	1.9	
IHX出口~ACS分岐 点 <i>CII</i> -プ C/I-プ		74		
		Bル−プ	41	1.9
		77		
ACS分岐点~SH入口		54	1.95	
SH 管束部 SH入口部+出口部		2	1.85	
		30	2	
SH出口	ノズル~EV入口		27	1.95
	管束部		5	1.85
ΓV	EV入口部 + 出口部		36	2
EV出ロバル∼ POFC戻り配管 合流点		29	1.9	
POFC戻り配管合流点~ポンプ		DFC戻り配管合流点~ポンプ 16		1.95
Aルーフ°		64	1.9	
ポンプ・	~IHX入口	Bl-7°	101	1.95
Cルーフ゜			69	1.9

系統の圧力損失は、以下の式で計算する。

 $P = P_0 \times (Q/Q_0)^n$ P\_0: 定格流量時圧損

Q<sub>0</sub> : 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	<b>kg∙</b> m	623
ポンプ回転慣性	kg•m²	900

添付表 3 Na 弁仕様

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



添付図2 ナトリウム流量(定格時)



添付 3

#### 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



#### 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)を求めると添付表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。

> EV オーバフロー止め弁開度設定 38% POFC オーバフロー止め弁開度設定 38% 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。

対象弁	弁開度	流量係数
	24%	26
EVオーバフロー止め弁	38%	41
	100%	50
POFCオーバフロー止め	24%	27
弁	38%	46
主系統カバーガス止め 弁	20%	43
	38%	59
	100%	78
EV及びPOFCオーバフ ロー止め弁 <sup>*</sup>	38%	63

添付表1 各弁の流量係数(Cv値)

\*: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5 カバーガス圧力測定結果例(POFC及びEVオーバフロー弁:弁開度38%)

添付 6



添付図1 ラプ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

#### RUPINの計算モデルについて

ナトリウム - 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0.4~0.5 m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。

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

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

ここで、 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)、<q>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。ブ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 Hiと流量Wiは、Cを係数として以下のように書ける。

$$H_{i} = C_{1} \quad H_{i-1} + C_{2} \quad P \quad + C_{3}W_{i-1} + C_{4}$$
(H - 3)

$$W_{i} = C_{5}W_{i-1} + C_{6} \quad H_{i-1} + C_{7} \quad P \quad + C_{8}$$
(H - 4)

ここで、最上流ノードでの H<sub>0</sub>、W<sub>0</sub>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。

<sup>(3)</sup> 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。

$$C_{p}\frac{\partial T_{t}}{\partial t} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r \quad \frac{\partial T_{t}}{\partial r}\right)$$
(H - 5)

ナトリウム側境界条件

$$\frac{\partial T_{t}}{\partial r} = {}_{Na} (T_{Na} - T_{t})$$
(H - 6)

水側境界条件

$$\langle \mathbf{q} \rangle = - \frac{\partial \mathsf{T}_{t}}{\partial \mathsf{r}} = {}_{\mathsf{W}}(\mathsf{T}_{t} - \mathsf{T}_{\mathsf{W}})$$
 (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、<q>は熱流束、 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、 $N_a$ はナトリウム側熱伝達率、 は水側熱伝達率で ある。



計算モデルとメッシュ分割概念