雄作

【技術報告】



資料番号:4-4

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 浜田 広次 田辺 裕美 和田

博*1 明* 広井 宮川 大洗工学センター ナトリウム・安全工学試験部 敦賀本部 高速炉もんじゅ建設所 *1 敦賀本部 技術企画部

Studies of Overheating Tube Rupture for FBR Steam Generators

Hirotsugu HAMADA Hiromi TANABE Y saku WADA Hiroshi HIROI *1 Akira MIYAGAWA

Sodium and Safety Engineering Division, O-arai Engineering Center

* Monju Construction Office, Tsuruga Head Office

*1 Planning Division, Tsuruga Head Office

FBR蒸気発生器伝熱管の破損伝播現象を詳細に評価するために、高温ラプチャを想定したナトリウ ム - 水反応評価条件の整理、高温材料試験データの蓄積、構造評価手法や水プロー評価手法の整備を行 い、これら評価手法を用いて「もんじゅ」蒸気発生器への適用解析を行った。

その結果、実機で想定される各種運転条件から水プロー終了までの期間において、高温ラプチャは発 生しないことを確認できた。また、安全裕度を拡大する方策として、ブロー弁増設による水ブローの高 速化が有効であることを定量的に示した。

Studies into tube ruptures coused by overheating were carried out to precisely evaluate the tube failure propagation in an FBR steam generator (SG). The studies consist of the analysis of sodium-water reaction data, acquisition of high temperature strength data for tube material, development of evaluation methods both for tube rupture behavior and for water/steam blow-down, and application analysis to the Monju SGs. Application analysis shows no tube rupture coused by overheating in the SGs during their operations. The studies confirmed that the modification of the plant such as hastening blow-down by equipping more relief valves will drastically improve the safety margin.

キーワード

蒸気発生器、伝熱管、ナトリウム、水漏洩、ナトリウム - 水反応、過熱、破損 Steam Generator, Tube, Sodium, Water Leak, Sodium-Water Reaction, Overheating, Rupture

1.はじめに

FBR 蒸気発生器(以下、SG)では、 伝熱管を 介してナトリウムと水が熱交換することから、万 が一、伝熱管に亀裂が生じると、ナトリウム中に 水が漏洩(リーク)して高温・腐食性のナトリウ ム - 水反応ジェットとなり、隣接する伝熱管の健 全性に影響を及ぼす。その典型例は、ウェステー ジ(損耗)と呼ばれる減肉と反応熱による機械的 強度の低下(高温ラプチャ)であるが、それらの 影響の程度はSG設計や運転条件に依存する。そ こで、伝熱管の破損伝播現象については、昭和50 年代を中心に大洗工学センターの蒸気発生器安全 性総合施設(SWAT-3)等を用いて、「もんじゅ」 の運転条件を模擬した実証的な試験^{1),2)}を行い、

実機SG条件では高温ラプチャは発生せず、ウェ ステージが主な破損要因であることを確認し、そ れに基づく破損伝播評価手法を開発して安全評価 に適用した。

一方、高温・高圧運転を指向する大型炉SG伝 熱管の破損伝播を評価する際には、汎用性のある 定量的な評価手法を開発する必要があったことか ら、高温ラプチャを想定したナトリウム - 水反応 評価条件の整理、高温引張試験等による構造評価 手法や水ブロー評価手法の整備等を進めるととも に、検証のための伝熱管破損模擬試験やナトリウ ム - 水反応試験装置の整備を行った。その後、 「もんじゅ」ナトリウム漏洩事故を踏まえた「も んじゅ」設備の安全総点検³⁾及びその後の再評価 において、構造評価手法の適用と改良、水プロー 評価手法の検証、並びに「もんじゅ」伝熱管材の 高温引張試験データの整備等を実施してきた⁴⁾。 本稿では、高温ラプチャ評価に関する最近の研究 成果について報告する。

2.強度基準値の策定と健全性評価手法の整備 2.1 高温領域における破損防止の考え方

SG伝熱管の運転温度域(ナトリウム温度は蒸 発器で約469 以下、過熱器で約505 以下)にお ける破損防止は、1時間以内の短期事象について はJIS高温引張試験(JIS G0567-1993)による引張 強さに基づくのが通常である。長期事象について はクリープ効果で強度が低下するのでクリープ破 断強さが適用される。これに対して、ナトリウ ム-水反応時の900 を超えるような高温域では、 2・1/4Cr-1Mo鋼のクリープ効果が顕著となる。こ の領域で、JIS高温引張試験に相当する10%/min (0.17%/sec) とこれより速い 1 %/sec及び10%/sec のひずみ速度での引張強さを比較すると、明らか なひずみ速度依存性が確認され、10%/secの強度 は10%/minの約2倍となる。また、クリープ試験 で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る安定した時間依存性を示 す。これは、JIS高温引張試験のひずみ速度がこ の高温域では遅過ぎることを意味し、標準引張 試験装置で達成可能な最大ひずみ速度10%/sec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、高温域での伝熱管破損防止の 考え方としては、時間依存のクリープ破断強さを 強度評価の基本とし、保守的に安全裕度を定める のが妥当であると判断した。その上で、延性破断 に対しては、念のためひずみ速度10%/sec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 高温強度基準値の策定

2・1/4Cr-1Mo鋼の鋼板 1 ヒート (D7)、伝熱管 2 ヒート (D8、T2) 及び実機材のクリープ試験デ ータを取得し、Larson-Miller法を適用して次式を 得た。

 $T_k(\log_R t_R + 11.28) = 21775 - 7019\log_1$

ただし、T_k:絶対温度(K) 1,198 T_k 1,473 t_R:破断時間(sec)

- :応力(kgf/mm²)
- _R:時間係数(-)

試験データの平均傾向(_R=1)と試験結果の 良好な対応は図1で確認できる。図から10%/sec の高速引張試験データは、10secでのクリープ破 断強さと同等かそれ以上となっている。1,200 の同データは10sec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、これはひずみ速 度効果が1,200 で最も顕著となったためである。 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、 式が1,200 でも適用可能である。

強度基準値の設定にあたっては、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、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の急速加熱 破断に対する構造因子とを考慮して、図2のよう に試験データを十分に下回るものである。延性破 断の防止に対しては、解析上の簡便性も考慮して、





10secでのクリープ破断強さで制限した。

2.3 伝熱管材の急速破損裕度確認

強度基準値の妥当性を確認するため、伝熱管破 損模擬試験装置(TRUST-2)を用い、伝熱管を高 周波誘導加熱及び窒素ガス加圧する試験を行っ た。

伝熱管材料

材質は2・1/4Cr-1Mo鋼であるが、一般のJIS規 格材(T2材)及び「もんじゅ」SGと同仕様で製 作した伝熱管材(実機相当材)の2 ヒートを用い た。サイズは実機と同じ公称値をベースとするが、 試験条件によっては外面を旋削して薄肉とした。 試験前は温度測定点の各断面について外径及び肉 厚を周方向90度毎に測定し、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た。

試験方法

伝熱管を高温に設定・保持した後、管内を急速 に加圧する試験では、破損まで加圧して破損圧力 を得る、 延性破断試験と破損圧力以下で保持し て破損時間を得る、 クリープ破断試験を行った。 また、伝熱管の圧力を設定・保持した後、急速加 熱して破損時の温度を求める、 急速加熱試験も 行った。 では初期設定温度を1,000、1,100、 1,200 とし、 では初期設定圧力を110kg/cm²g 前後とした。

試験結果と評価

延性破断試験と強度基準値の比較を図3に示 す。データは、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。クリープ破断試 験と強度基準値の比較を図4に示す。データは、 単軸引張クリープ(時間係数1)と比較して破断 時間が2/3程度に低下した。この相違は、伝熱管 では周方向応力、引張試験では軸方向応力が支配 的となる変形機構の違いに起因する。



図3 TRUST-2延性破断試験と強度基準値



以上の結果から、本強度基準値の適用は、デー タのばらつきや構造的な因子を考慮しても、応力 係数にして約1.1の安全裕度を有するといえる。

2.4 高温ラプチャ計算モデル

応力算定方法

伝熱管の周方向応力 は、以下に示す薄肉円筒 の公式により算定する⁵⁾。pは圧力、D_iは内径、t は板厚である。ここでの公称径D_i+2(1-k)tは、 平均径(k=0.5)よりも安全側であり、JIS圧力 容器設計式となっているk=0.4を適用する。

 $= p[D_i + 2(1 - k)t]/2$

温度算定方法

反応ジェットが伝熱管に当たると、伝熱管周方 向に温度差が生じるが、ここでは厳しい条件とす るため、最高温度を周方向均一に与える一次元モ デルで評価する。伝熱管壁の代表温度は、肉厚方 向に生じる温度分布の平均値とする。

伝熱管の温度分布は、伝熱管内外の温度・熱伝 達率が境界条件として与えられると、熱伝導方程 式により評価できる。例えば、温度伝導率をa、 時間をt、管壁温度をTとすると、以下となる。

T/ $t = a^{2}T$

これを半径rの1次元円筒座標形で表し、 Crank-Nicolsonの陰解法で差分化して、数値的に 解く。境界条件は、管内外の熱伝達率から計算さ れる内外壁面の熱流束を与える。新しい時刻での 温度を計算する際には、Gaussの消去法により連 立方程式を解く。得られた温度分布Tの平均 (= Trdr/ rdr)は数値的に求めるが、この数 値積分には、Simpsonの1/3則あるいは3/8則を適 40 技術報告

用する。

延性破断の判定

延性破断の判定は、 式で計算される管壁応力 が、前述®で計算される管壁温度に対応して定ま る強度基準値を超えた時点とする。

クリープ破断の判定

クリープ破断の判定は、累積損傷Dcを計算し てそれが1を超えた時点とする。Dcは、管壁応 力・管壁温度の作用時間 tと 式により計算さ れる破断時間t_Rの比の総和として求める。

 $Dc = (t_i/t_{Ri})$

3.ナトリウム - 水反応評価条件の整理

3.1 SWAT-3 試験の概要

「もんじゅ」SGを対象としてSWAT-3 による 注水試験を行った。Run1~7ではギロチン破断相 当の大リーク試験^(3)~10)を行い、主に発生圧力に 対する冷却系パウンダリの健全性を確認した。 Run8~19では小中リークを初期事象とする破損 伝播試験^(1)~15)を行い、実機の破損伝播評価手法 の保守性を確認した。そのうちのRun16、17、19は 特に高温ラプチャに注目した試験であった。表 1 及び表 2 にそれぞれ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。

Run		1	2	3	4	5	6	7
給水圧力(ata)		154	153	149	147	154	154	124
ナトリウム	温度()	378	320	398	380	360	445	245
初期リーク	率(g/sec)	6,700	14,200~9,700	8,800~7,900	9,000~7,200	15,000 ~ 11,000	9,400~8,300	10,600~7,900
注水時間(sec)		7.6	9.9	9.5	9.4	9.7	9.5	9.5
総注水量(kg)		61.2	122	78	83	150	90	85
注水箇所		ヘリカルコイル管束部下部			ヘリカルコイル 管束部上部	ヘリカルコイル 管束部下部	ヘリカルコイル 管束部下部	ダウンカマー部
伝熱管	流水管	1	1	1	1	1	1	1
初期条件	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
反応部最高	「温度()	-	-	1,185	1,175	1,250	1,180	1,140

表1 SWAT-3大リーク試験の主な条件と結果

.....

表2 SWAT-3破損伝播試験の主な条件と結果

Run		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
初期ナトリウ	コム温度()	343	358	400	336	334	372	341	335	340	320	468	459
初期リーク率 (g/sec)		36	6.8	570	0.0	87	900	18	14	2200	1460	4.0	1850
注水時間(sec)		160	2180	54	-	152	168	168	293	60	60	4,680	32
総リーク水量 (kg)		27	15	32	-	39	1,251	110	132	228	81	42.5	61
最大リーク率(kg/sec)		1.5	. 0068	0.57	-	1.46	0.90	0.90	2.74	4.5	1.46	0.24	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
破損管本数	給水管	2	0	0	-	3	1	4	4	1 (23.5sec)	0	2	0
(最短破損時間)	ガス加圧管	1	0	3 (50sec)	-	1	8 (70sec)	-	-	24 (11.4sec)	0	-	5 (13sec)
反応部最高	生データ	1,132	640	1,190	-	1,130	1,092	1,170	1,520	1,222	1,374	1,127	1,203
温度()	平均処理後	-	-	-	-	-	-	1,100	1,110	1,121	1,106	-	1,165

サイクル機構技報 No.4 1999.9

3.2 ナトリウム - 水反応時の反応温度 SWAT**試験からの考察**

試験報告書のプロット図から求めた反応域の最 高温度を同表に示す。大リーク試験Run3~7では、 最高温度が1,140~1,250 となるが、温度の振れ が大きく1,000 を超える高温状態は持続してい ない。比較的リーク規模の小さい破損伝播試験 Run8~19では、1,000 を超える高温域が安定し て存在するが、瞬間的なピークを除けば、安定し た時間域での最高温度は1,100~1,200 となる。 伝熱管への熱的な影響としては高周波の温度振動 を無視できることから、Run16、17、19についてデ ータを 3 秒で平均化処理して最高温度を求めた。 その最高値はRun19の1,165 である。一方、初期 ナトリウム温度を低くしたRun17では、全体的に 反応温度が低くなり最高値は1,106 となった。

米国LLTR 試験¹⁶⁾ からの考察

ナトリウム圧力と反応温度の関係は、米国高速 原型炉CRBRPのSGを対象としたLLTR(Large Leak Test Rig)でのナトリウム - 水反応試験デー タ(表3参照)で確認できる。CRBRPはナトリ ウム圧力が高い設計であり、試験でも高い圧力を 設定した。例えば中リークからの破損伝播挙動を 長時間模擬したA-3試験は初期圧力約11kg/cm²a で、測定された最高温度は約2,100F(1,149) と報告されている。また別のA-5試験は初期圧力 5.6kg/cm²aで、瞬時値を除けば最高温度は2,200F (1,204)を超えなかった。このように、瞬時値を 除けば何れも高い反応温度は測定されておらず、 SWAT-3試験での反応温度と大きな違いはない。

3.3 ナトリウム-水反応熱の実効熱伝達率

ナトリウム - 水反応時の伝熱管への熱的影響を 評価する上でキーとなるのは、反応域から伝熱管 への熱流束である。このため、Run16、17、19では 伝熱管に熱電対を埋め込み、実効的な熱流束ない し熱伝達率を測定した。反応温度が最高のRun19 について、反応温度と実効熱伝達率との関係を図 5 に示す。両者には負の相関がみられ、反応温度 が高いと熱伝達率は低くなる傾向がある。



図5 反応温度と実効熱伝達率の相関(Run19)

<u>TEST NO.</u> Test Date Simulated Steam Generator Conditions Initial Leak Size (diameter) Leak Location (above bottom of shroud)	UNITS in (mmn) in (meters)	<u>A-3</u> 6/11/80 Evaporator (subcooled H ₂ 0) 0.040 (1) 81.5 (2.07) Central	A-5 4/14/82 Superheater (Hot standby/ Hot shutdown) 0.25 (6.4) 149 (3.78) Peripheral	A-8 7/30/81 Superheater (operating temp.) 0.054 (1.4) 197 (5) Central
PRETEST CONDITIONS				
NA Temperature Na Pressure Primary Tube Pressure Secondary Tube Pressure Initial Primary Tube Flow Cover Gas Cover Gas	•F (•C) psia (MPa) psia (MPa) psia (MPa) lbs/sec (g/sec) fr ³ (M ³)	580 (304) 160 (1.10) ± 1715 (11.8) 1715 (11.8) 0.1 (45.3) Nitrogen 150 (12.75)	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)
TEST RESULTS Maximum Total Leak Rate Leak Duration Time to Rupture Disc Operation	lbs/sec (kg/sec) sec sec	13.4 (6.08) 145 (2) 114	15 (6.80) 72 (2) 58	0.07 (0.032) 40 40
Maximum Sodium Pressure Maximum Measured Reaction Temperature	psia (MPa) °F (°C)	335 (2.31) 2100 (1149)	275 (1.89) 2500 (1371)	195 (1.34) N/A
<u>TUBE DAMAGE</u> No. Failed Secondary Tubes Maximum Wastage Maximum Tube Bowing	in (mm) in (mm)	5 (to failure) 1.25 (31.75)	23 (to failure) 2.5 (63.5)	0 0.054 (1.37) 0
<u>STACK EFFLUENT</u> Average Downwind Deposition Rate	mg NaOH/CM-day	36×10 ⁻⁵	31.3x10 ⁻⁵	715×10 ⁻⁵
Notes: 1. Estimated from leak 2. Includes secondary	sizes determined by tube blowdown time.	pressure decay tes	ts.	

表 3 LLTRシリーズ「 中リーク試験結果¹⁶⁾

3.4 ナトリウム - 水反応時のウェステージ率 ナトリウム - 水反応時に伝熱管が受ける損傷に ついては、水リーク率が数百g/sec以下の小中リ ーク域ではウェステージが顕著であり、その減肉 速度を表すウェステージ率の実験式は既に得られ ている。それ以上の中大リーク域では、ウェステ ージ率はかなり低下するが、伝熱管表面が広く全 体的に減肉を受けて高温ラプチャの発生に影響す る可能性が考えられることから、中大リーク域相 当のSWAT-3試験であるRun-1~7、13、16、17、19の 減肉量から、実験データを包絡するように以下の 実験式を求めた。Gは水リーク率(g/sec)であ る。

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

4.水ブロー時の熱流動解析

4.1 管内流動解析

水ブロー解析には、50MWSG試験施設での実 験で検証され、「もんじゅ」の水ブロー時の熱過 渡解析にも使用された計算コードBLOOPHを用 いた。本コードは、ナトリウム系は過熱器入口か ら蒸発器出口まで、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する。水蒸気側の 熱流動は、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、ナトリウム 側の熱流動は、ナトリウムや構造材のエネルギー 式を解く。

定格出力条件からの水ブロー解析結果の例を図 6、7 に示す。蒸発器圧力はブロー弁からの放出流 体が単相から2相に変化する約24秒以降は減圧が 緩慢になるが、それでも約100秒後は10kg/cm²a 以下まで低下する。伝熱管内は、2 相域より上流 と下流で挙動が異なるが、上流(管束下部)では 初め逆流に転じ、その後正転するが、流量の急減 が約10秒間続いたのち、また流量が回復してくる。

4.2 汎用水ブロー解析コードによる検証

BLOOPH**のモデルの妥当性を確認するため、** 軽水炉水ブロー等の各種事故解析で実績のある汎 用熱流動解析コードRELAP5/Mod.2(以下、 RELAP5)を用い、ベンチマーク解析を行った。

定格出力条件からの水ブロー時の計算結果を比 較して図6、7に示す。蒸発器圧力は、約100秒後 にBLOOPHは13kg/cm²a、RELAP5は10kg/cm²a とほぼ近い値に減圧する。伝熱管内は、管束下部で 発生する逆流、その後生じる流量急減や回復等の 流動挙動が両者で良く一致することを確認した。



5.試験データを用いた評価手法の検証

5.1 SWAT-3大リーク試験結果との比較・検証 Run1~7 では、隣接伝熱管の約半数に約150気 圧の窒素ガスを封入していたが、いずれの試験で も破損は生じなかった。そこで、ガス加圧伝熱管 条件に本評価手法を適用し、検証を行った。

解析条件

ナトリウム側の反応温度と伝熱管内圧力には、 以下の2通りのモデルを適用した。

1)現実的評価条件のケース

各試験(Run)において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生の時刻 歴データを与える現実的なモデルである。

2)保守的評価条件のケース

各試験で計測された最高温度及び圧力を時刻ゼ ロから一定値として与える保守的なモデルであ る。

管外熱伝達率は、図5の包絡線により反応温度 に対応する値を用いる。管内熱伝達率は、封入ガ スの流動が無いことから自然対流熱伝達率を与え る。伝熱管肉厚はウェステージによる減肉を考慮 するが、Run7以外には減肉が認められないこと

から、それ以外は製造時の初期肉厚を与えた。 破損の判断

破損の判定条件は、以下の3つとした。

延性破断: 2.4	の判定に従う
クリープ破断	:時間係数を _R =3 とし
	て、2.4 の判定に従う
クリープ破断	:時間係数を _R =1 とし
	て、2.4 の判定に従う

解析結果

1)現実的評価条件のケース

解析結果を表4に示す。全ケースで延性及びク リープ破断が生じない結果となった。試験でも同 様に伝熱管が破損してないことから、試験結果を 良く再現しているといえる。

2)保守的評価条件のケース

解析結果を表 5 に示す。延性破断の評価では、 管内圧力が低いRun4で若干遅れる以外は、注水 時間より早く破損条件に達する。クリープ破断の 評価では、注水時間より遅れるが約10~15秒で破

表4 SWAT-3大リーク試験解析(現実的条件)

	試験』 水リ−ク	試験	結果	延性破断 クリープ ク 破断。 破		クリープ 破断「			
率	注水時間	2 次破損	応力	破損温度	破損時間	破損時間	破損時間		
		秒		kgf/mm ²		秒	秒	秒	
	Run3 8.8~ 7.9kg/s	9.5	無し	Tu		破損せず	破損せず	破損せず	
	Run4 9.0~ 7.2kg/s	9.4	無し	-	-	破損せず	破損せず	破損せず	
	Run5 15.0~ 11.0kg/s	9.7	無し	-	-	破損せず	破損せず	破損せず	
	Run6 9.4~ 8.3kg/s	9.5	無し	-	-	破損せず	破損せず	破損せず	
	Run7 10.6~ 7.9kg/s	9.5	無し	-	-	破損せず	破損せず	破損せず	

表5 SWAT-3大リーク試験解析(保守的条件)

					解析結果	果	
試験』	試験	結果		延性破断	クリープ クリー 破断。 破断		クリープ 破断「
率	注水時間	2 次破損	応力	破損温度	破損時間	破損時間	破損時間
	秒		kgf/mm^2		秒	秒	秒
Run3 8.8~ 7.9kg/s	9.5	無し	5.61	1,019	9.33	12.36	14.65
Run4 9.0~ 7.2kg/s	9.4	無し	4.50	1,065	11.53	15.23	18.85
Run5 15.0~ 11.0kg/s	9.7	無し	6.49	989	8.72	11.22	12.77
Run6 9.4~ 8.3kg/s	9.5	無し	5.55	1,021	9.19	12.28	14.68
Run7 10.6~ 7.9kg/s	9.5	無し	7.21	968	7.82	10.59	12.57

損条件に達する。このように、延性破断モデルで は、試験で破損しない伝熱管を破損と評価するな ど、モデルが保守的であることを確認できる。

5.2 SWAT-3破損伝播試験結果との比較・検証

初期水リーク率が数百g/sec以上の破損伝播試 験Run10、13、16、19では、複数の窒素ガス加圧管 が破損した。そこで、上記各試験と初期水リーク 率は大きいが破損が生じていないRun17を対象に 上記評価手法を適用し、保守性を検証した。

解析条件

ナトリウム側の反応温度は評価対象とする伝熱 管で計測された最高温度とし、解析では温度が時 刻ゼロでステップ状に上昇するとした。管外熱伝 達率は、図5から温度に対応する包絡値を用いた。

管内条件としては、ガス温度に初期ナトリウム 温度を与え、圧力は計測された最大値(破損時の 圧力)を与えた。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た。伝熱管肉 厚は、試験前の実測値から破損までの期間あるい は注水期間に相当するウェステージを減肉した。

なお、破損の判断は、5.1 と同じとした。

解析結果

図8に解析結果を示す。試験の破損時刻を、 解析の延性破断時刻を、クリープ破断の時刻 を、クリープ破断の時刻をで表した。解析



図8 破損伝播試験解析(破損時間の比較)

では、試験で破損しなNRun17も含めNずれのケ ースも破損条件に達しており、保守側の評価であ ることが確認できる。またリーク率1.5kg/sec以 下ではそれ以上のケースよりも解析の保守性が顕 著に現れている。これはリーク規模が小さいと、 伝熱管が局所的に加熱されるにもかかわらず、解 析では全周加熱とする保守性が現れたと考える。

5.3 米国LLTR試験データとの比較・検証

LLTRの破損伝播試験(表3参照)に本評価手 法を適用した。試験は、水リーク率453g/secで注 水を開始し、16秒後にリーク孔に直面した伝熱管 (管内は静止蒸気)が2次破損した。

解析条件として、反応温度には安定的に測定さ れた値1,210 (約2,200F)を用いた。伝熱管内 の圧力、温度は実測値を用いた。ターゲット管は 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(343)の熱により注水前に過熱蒸気と なっていたと推定されることから、管内の熱伝達 率には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減肉は、実験式から初期水リ ーク率に対応する0.07mm/secを用いた。

解析結果(図8参照)は、延性破断が10.2秒、 クリープ破断($_{R}$ =3)が14.6秒であり、2次破 損が延性破断支配で生じたこととなり、評価結果 は試験結果より保守的といえる。

6.英国PFR過熱器の大リーク事故評価

6.1 事故の概要^{17)~21)}

1987年2月、英国の高速原型炉PFR過熱器で定 格出力運転中に伝熱管40本が破損する大リーク事 故が発生した。事故後発表されたAEA-T社の報告 書によれば、初期の破損原因は伝熱管の流力振動 による損耗であったが、2次破損した伝熱管の大 半は過熱による高温ラプチャであった。ただし、 事故時の最大水リーク率は約20kg/sec程度と推 定²¹⁾されており、これはPFRの安全評価で想定 されている23kg/sec及び「もんじゅ」蒸発器の 設計基準水リーク約50kg/secを超えるものでは なかった。

6.2 原因究明と対策

事故報告書や英国側の研究者の分析に基づけ ば、事故の発生及び拡大原因は次の3つに集約で きる。

内部シュラウド隙間からのナトリウム流れ を対策していなかった 水素計が故障したまま運転していた

過熱器に高速ブローが設置されていなかった は、内部シュラウド隙間からのナトリウム流 れを承知していながら、対策を講じなかったため に伝熱管が振動して内部シュラウドとの接触で伝 熱管が損耗したものである。 は、事故当時水リ ーク検出器である水素計が4基とも水素濃度をモ ニタできない状態のまま運転を行っていたため に、初期の小リークを検出することなくリークが 拡大したものであった。事故が40本という多数の 伝熱管破損に至った重要な原因がで、当時の過 熱器には水リーク信号を受けて伝熱管内の蒸気を 急速に減圧する高速ブロー系が設置されていなか った(蒸発器には当時設置されていた)ことがあ り、水リーク検出直後に過熱器内の水系隔離が行 われたものの低速ブロー系のため管内蒸気の放出 が直ちに行われず、閉じ込められた蒸気が過熱さ れ高温ラプチャを引き起す結果となった。

これらの原因究明結果を踏まえて、PFRでは事 故後、内部シュラウド隙間の閉止、水素計の自動 トリップ接続、過熱器への高速プロー系の設置を 行い、運転再開を果たした。

6.3 本構造評価手法の適用

整備した高温ラプチャ評価手法を用いてPFR事 故解析を行った。解析では、事故報告書等をもと に、時刻ゼロで初期リーク管に破損拡大が生じ、 その約20秒後に水系隔離等のプロー操作が行われ るとした。また事故当時過熱器には低速プロー系 しか設置されていなかったが、事故後高速プロー 系が設置されたことから、その効果を見るための 解析も行った。低速プロー系は、圧力開放板の作 動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。高速プロー系は信号の約 1秒後に作動し、蒸気圧力が約70気圧まで低下す ると低速プロー系に切り換えられる。

PFRのブロー系については、詳細が不明であっ たことから、AEA-T社に事実確認を行った。その 回答を反映して、事故解析では低速ブロー系はト リップの15秒後から減圧を開始し、その60秒後に 7気圧まで減圧するとした。事故後に設置された 高速ブロー系については、当時の蒸発器の高速ブ ロー系と同設計と仮定して、1 秒後に減圧を開始 しその11秒後に20気圧まで減圧するとした。

図9に低速ブロー系と高速ブロー系を比較して 示す。低圧ブロー系では、減圧が直ちに機能しな いことから、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する。高速プロ



管壁温泉と累積損傷の計算結果



引張強さと管壁応力の計算結果

図9 英国PFR過熱器大リーク事故解析

ー系では、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。すなわち、高速ブロ ー系が事故時に設置されていれば、伝熱管は破損 に至らなかったことを確認できる。

6.4 「もんじゅ」の設計

「もんじゅ」SGは、伝熱管振動を引き起こさ ないよう設計されている。また常に高感度の水素 計(1系統当たり5基)で監視が行われ、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。さらに蒸発器、過熱器ともに急速ブロー系 (PFRの高速ブロー系に相当)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。したがって、PFR過熱器のよう な伝熱管内の蒸気封じ込めにより高温ラプチャ型 の破損が発生することはないといえる。

7.「もんじゅ」SG伝熱管の健全性評価

7.1 評価の考え方

「もんじゅ」SG条件を対象として解析を行った。

評価対象とする運転条件

定格運転条件のほか、代表的な運転条件として 40%及び10%給水流量条件を選定する。水ブロー 中は、特に伝熱管内の温度、応力等の条件が変化 することから、各運転条件に対し水ブロー終了ま での時間履歴を追った評価を行う。

水リーク位置

水ブロー開始までの定常条件では温度の高い管 束上部が相対的に裕度が小さいが、水ブロー開始 後の過渡条件では、伝熱管内の蒸気流の停滞が生 じる管束下部から中部にかけてが裕度が小さくな るため、水リーク位置は、 管束上部、 管束下 部から上部にかけての最も厳しい位置の2点とす る。解析は、蒸発器及び過熱器について行う。

水リーク検出

圧力開放板の開放信号は自動的にポンプや水蒸 気系の内部保有水の水プロー等一連のトリップ操 作につながる。蒸発器カバーガスの圧力計も、設 定圧を超えるとトリップ操作につながる信号を発 報する。したがって、両信号の発報を考慮する。 水側境界条件

1)通常運転中の水側条件

通常運転状態で水リークが継続すると、下流側 のナトリウム温度は反応熱で上昇し、水蒸気側も 管束部での熱交換により温度上昇する。したがっ て、反応熱による温度上昇全体加熱を考慮する。 2)水プロー時の水側条件

水ブロー時はポンプトリップによりナトリウム 流動が停止するので、全体加熱を無視できるが、 反応ジェットによる入熱(局所加熱)は考慮する。

ナトリウム側境界条件

3.2 に基づくと、反応温度はRun19の1,165 が 最高値であることから、保守的に1,170 とする。 10%運転条件ではナトリウム温度が300 と極端に 低いことから、初期ナトリウム温度が比較的近い Run17の最高温度を参考に、1,110 とする。管外 熱伝達率は、反応温度に対応する包絡値とする。

伝熱管肉厚

1)素管データに基づく肉厚

実機伝熱管の加工前の実測データを統計処理 し、肉厚が正規分布に従うとして、肉厚の最小値 を存在確率が充分低い4.02mm(平均値-3.5) とした。

2)曲げ加工代、腐食代の考慮

曲げ加工代は加工前後の実測データから1%、 使用期間中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部母材 部の肉厚を3.70mm(=4.02×0.99-0.28)とした。

3) ウェステージとの重ね合わせ

数百g/sec以下の小中リークでのウェステージ 範囲は~3cm程度と局部的なもので、伝熱管本数 も限定されることから、高温ラプチャへの影響は 無視できる。一方、kg/sec程度の水リークでは、 減肉範囲が10cm程度と広く、影響される伝熱管 も10本程度に増えることから、肉厚を設定する際 には、 式に基づき、2)の肉厚から減肉分を差し 引いて計算上の初期肉厚とする。

想定水リーク規模の考察

SWAT-3試験で高温ラプチャが生じた例は、管 内冷却のないガス加圧管の数例と管内流動のない 蒸気加圧管の1例であるが、いずれも2kg/sec 前後であり、1.5kgsec以下及び2.8kg/sec以上で は蒸気を流した伝熱管はもちろんガス加圧管でも 高温ラプチャは発生していない。1.5kg/sec以下 で発生しないのは、反応ジェットが相対的に小さ く伝熱管が局部的に過熱されるためであり、大リ ーク域で発生しないのは、水素ガスの急激な成長 により反応面が定在化せず高温域が持続しないた めと考える。したがって、高温ラプチャが発生し やすい2kg/sec前後を評価対象水リークとして 絞り込み、その中で水リーク検出時間が長い 1.5kg/secを解析対象とした。そして、1.5kg/sec での圧力開放板及びカバーガス圧力計による検知 時間にインタロック動作遅れ等による計装遅れ時間を加算した43秒と15秒を定格条件での水プロー開始時間とした。

7.2 評価結果と考察

圧力開放板開放信号を想定した解析

水リーク検出を圧力開放板の信号とした解析を 行った。伝熱管の延性破断は2.4 に、クリープ 破断は時間係数 _R = 3 として2.4 に従った。 1)蒸発器

リ糸光品

解析条件と結果を表6に示す。計算は、水リー ク開始から水プローにより管内圧力が低下し、流 量回復によりクリープ効果が無くなるまでとし、 定格及び40%運転条件で100秒、10%運転条件で 120秒とした。

定格条件

定格条件では管内の除熱効果が大きいため、 温度の高い管束上部でも反応ジェットによる温 度上昇は約729 に止まる。その時の引張強さ 11.40kg/mm²に対して応力は6.50kg/mm²で、前 者に対する応力比は0.57と延性破断に対し充分な 裕度がある。累積損傷はほとんどゼロでクリープ 破断条件に達しない。しかし、水プローを開始し て10~25秒には管内流動が低下するため、管壁温 度の上昇により引張強さが低下し、累積損傷もわ

			運転状態	定格	定格	40%運転	40%運転	10%運転	10%運転
	パラメータ			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	管束下部	管束上部	管束下部	管束上部	管束中部
	リンク -			16	6	16	8	16	12
	水ブロ -	開始時間	sec	43	43	43	43	54	54
	伝熱管		mm			公称值:31	. 8mm × 3 . 8mm		
	解析月	月寸法	mm	直	[径30.77×肉厚3	3.19(減肉を想定	E)	直径30.50×肉	厚3.05(同左)
	伝熱管	管材質	-			2• Cr	-1Mo鋼		
Na	初期	温度		469	348	456	328	300	299
側 条	反応均	或温度		1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110
件	反応時熱	熱伝達率	kcal/m ² hr	3,700	3,700	3,700	3,700	4,560	4,560
	加熱前の初期温度			370	304	368	316	299	298
小側	加熱後の初期温度			405	321	469	331	351	330
温	初期熱	伝達率	kcal/m ² hr	7,330	18,490	3,165	11,960	1,407	1,915
	管内	圧力	atg	147	155	131	132	127	127
		管壁温度		729	580	876	627	933	887
	ブロー*1)	引張強さ	kg/mm ²	11.40	25.70	8.40	20.60	7.87	8.40
	開始前	応力	kg/mm ²	6.50	6.86	5.79	5.84	5.83	5.84
解		応力/引張強さ	-	0.57	0.27	0.69	0.28	0.74	0.70
桁 結		時間	sec	23	13	0	12	1	16
果	ブロー中の	管壁温度		1,050	1,026	876	1,032	960	1,081
	最も厳しい	引張強さ	kg/mm ²	4.99	5.57	8.40	5.44	7.33	4.38
	条件	応力	kg/mm ²	2.49	4.63	5.79	4.18	5.77	3.57
		応力/引張強さ	-	0.50	0.83	0.69	0.77	0.79	0.82
	累積損	員傷^{*2)}	-	0.054	0.396	0.115	0.147	0.894	0.991
破損の判定			-	破損無し	破損無し	破損無し	破損無し	破損無し	破損無し

表6 「もんじゅ」蒸発器の解析条件と結果(圧力開放板開放信号による検出)

*1)水プロー開始(時刻ゼロ)の値 *2)水プロー終了時点での値

ずかに増加する。この傾向は管束下部でより顕著 で、水ブロー後13秒で応力比は最大の0.83、累積 損傷は100秒後で0.396となるが、破損条件には至 らない。

40% 給水流量条件

40%条件では除熱効果が小さいので、定格条件 よりも管壁温度の上昇が大きいが、管束上部で引 張強さ8.40kg/mm²に対し応力は5.79kg/mm²と充 分小さく、水ブロー開始前までの累積損傷はほぼ 0.1である。水ブロー開始後は管内流動の低下す る管束下部で応力比が0.77まで上がり、累積損傷 は0.147に達するが、破損条件とはならない。

10%運転条件

10%条件では管束上部の管壁温度が933 に上 昇し、応力比は0.74となる。水ブロー開始後は、 管内流動の低下する管束中部で16秒後に管壁温度 が1,081 、応力比が0.82になるほか、水ブロー終 了時の累積損傷も0.991まで上昇するが、やはり 破損条件には達しない。

2)過熱器

過熱器の水ブロー開始までは、圧力計算に基づ いて40秒で計算した。定常状態では管束上部で温 度が825 と高いが、ステンレス鋼は高温強度に 優れており、応力は引張強さの0.32倍と充分余裕 がある。水ブローに移行してからも圧力降下がス ムーズで蒸気流動の低下もほとんどなく、水ブロ ー終了時の累積損傷は0.06に止まる。したがって、 過熱器は安全裕度が蒸発器より大きいことを確認 できる。

カバーガス圧力計信号を想定した解析

ここでは水リーク検出をカバーガス圧力計によ るものとした。水ブロー開始時間は、定格及び 40%運転条件で15秒、10%運転条件でも18秒と圧 力開放板信号に比べて約1/3である。

1) 定格条件

検出時間が早いため、圧力開放板信号の場合に 比べ、水ブロー中の応力比が0.83から0.67、水ブ ロー後の累積損傷が0.396から0.221と裕度が増す。 2)40%運転条件

40%条件でも、圧力開放板信号の場合に比べ、 水ブロー中の応力比が0.77から0.68、水ブロー後 の累積損傷が0.147から0.082と裕度が増す。

3)10% 運転条件

圧力開放板信号の場合に比べ、水ブロー中の応 力比が0.82から0.72、水ブロー後の累積損傷が 0.991から0.441となり、裕度が増す。

裕度拡大方策の検討

「もんじゅ」の現状設備で高温ラプチャが生じ

ないことを以上で確認したが、水ブロー中のよう な低流量条件では相対的に裕度が小さくなること も分かった。低流量時の高温ラプチャに対する裕 度を更に拡大する方策としては、水ブローの高速 化が効果的と考えられため、水蒸気系設備へのブ ロー弁の増設効果について評価した。

現状設備に対して、蒸発器出口側のプロー弁を 現状の2個から4個へ増設した体系を想定し、水 リーク検出時間は圧力開放板信号による43秒とす る。現状設備と比較すると、水プロー中の応力比 の最大値は0.83から0.69に低下しており、水プロ ー終了時の累積損傷に至っては0.396から0.041と 格段に改善される結果となった。

まとめ

蒸発器の解析結果を図10、11に整理する。図10 は、水ブロー前から水ブロー中にかけて「応力/





引張強さ」の最大値を示したもので、圧力開放板 開放信号でも裕度はあるが、実際にはカバーガス 圧力計信号による検出が期待できるのでさらに裕 度が増すことが分かる。プロー弁増設については、 カバーガス圧力計検出ケースと重ね合わせればさ らに裕度の向上が期待できる。図11は、水プロー 終了時の累積損傷であるが、カバーガス圧力計に よる検出や大気プロー弁の増設が、延性破断以上 にクリープ破断評価上の裕度確保にとって効果的 であるといえる。

8.おわりに

最後に、本研究における成果を以下にまとめる。 高温ラプチャに対しては、時間依存のクリー プ破断強さを強度評価の基本とし、クリープ試 験データの取得とそれに基づく強度基準値の策 定を行った。本モデルは、伝熱管破損模擬試験 (TRUST-2)結果とも整合することを確認した。

試験データから実効的に求めた反応温度と管 外熱伝達率は、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。ま た、国内外の試験データからは、ナトリウム圧 力と反応温度との間に顕著な関係は見られな い。

SWAT-3試験と米国LLTR試験で高温ラプチャ 評価手法を検証し、破断時間は試験より短時間 となる保守的なモデルであることを示した。ま た、英国PFR過熱器で多数の伝熱管破損が生じ た最大の原因は、事故当時高速プロー系が設置 されていなかったためであることを、上記評価 手法を適用して定量的に示した。

実機評価を行うための保守的なパラメータとして、水リーク規模はリーク検出上不利となる 高温ラプチャ発生下限の1.5kg/sec、反応温度 は1170 、熱伝達率は対応する実験データの包 絡値(ともに定格及び40%運転条件)を選定した。

「もんじゅ」SG条件で、100%、40%、10%の各 定常運転から水ブロー終了までの解析を行い、 リーク検出に圧力開放板開放信号とカバーガス 圧力計信号のいずれかを用いて、高速ブローを 行うことにより高温ラプチャに至らないことを 確認した。同解析では水ブロー中の管内流動が 低下する条件で相対的に安全裕度が小さくなっ たが、ブロー弁増設による水ブローの高速化が 裕度拡大方策として有効であることを定量的に 示した。

謝辞

本研究を進めるにあたり、高温材料試験を小峰 龍司氏、TRUST-2試験を栗原成計氏に担当して頂 いた。また、もんじゅ建設所の進藤嘉久氏、根本 和明氏には多大の協力と助言を頂いた。ここに感 謝の意を表します。

参考文献

-) 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(動燃事業団), No.25,(1978).
- 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,No.56,(1985).
- 3) 伊藤和元,森山正敏 他:"「もんじゅ」の安全性,信頼性の向上 に向けて",サイクル機構技報,No.1,p.7~18,(1998).
- 4)田辺裕美,和田雄作 他:"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).
- 5)平 修二編:"金属材料の高温強度", 養賢堂, (1968).
- 6) 広井 博,佐藤 稔 他:"蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-3試験結果", PNC TN941 78-93,(1978).
- 7) 広井 博,佐藤 稔 他:"蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-4試験結果", PNC TN941 79-118,(1979).
- 8) 広井 博,佐藤 稔 他:"蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-5試験結果", PNC TN941 79-04,(1978).
- 9)田辺裕美,佐藤 稔 他:"蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3)Run-6試験結果", PNC TN941 78-154,(1978).
- 10) 広井 博, 佐藤 稔 他:" 蒸気発生器安全性総合試験装置 (SWAT-3) Run-7試験結果", PNC TN941 79-155, (1979).
- 11)田辺裕美,佐藤 稔 他:"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).
- 12)田辺裕美,佐藤 稔 他:"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).
- 13)田辺裕美,佐藤 稔 他:"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).
- 14)田辺裕美,佐藤 稔 他:"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).
- 15)田辺裕美,渡辺智夫 他:"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).
- 16) C.E.Boardman, M.Hui, et al: "Test Results of Sodium-Water Reaction Testing in Near Prototypical LMR Steam Generator", Proceedings of the IAEA/IWGFR Specialists'Meeting, Aix-en-Provence, France, (1990).
- 17) M.Judd, et al :" The under-sodium leak in the PFR superheater 2, February 1987", Nuclear Energy, Vol.31 No.30, (1992).
- 18)P.R.Galie,D.Glass, et al "The superheater under sodium leak", LIMET'88, Avignon, France, (1988).
- 19) C.M.Robertson, J.D.Walford: "The Leak in Super Heater 2-PFR Feburuary 1987", ibit.
- 20) R.Currie, G.A.B.Linekar: "The under sodium leak in the PFR Superheater 2 in February 1987", Proceedings of the IAEA/IWGFR Specialists'Meeting, Aix-en-Provence, France, (1990).
- 21) R.Currie, 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", ibit.