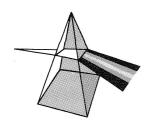
【技術報告】



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 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

資料番号:4-4

Studies of Overheating Tube Rupture for FBR Steam Generators

Hirotsugu HAMADA

Hiromi TANABE

Y saku WADA

Akira MIYAGAWA

Hiroshi HIROI *1

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ブロー終了までの期間において、高温ラブチャは発 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。

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

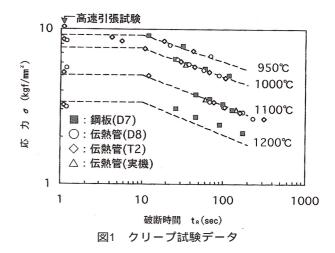
ただし、T_k:絶対温度(K) 1,198 T_k 1,473

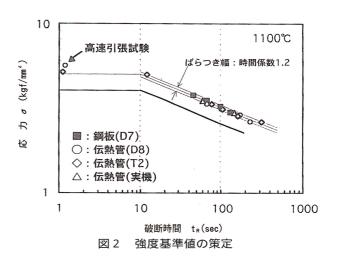
t_R:破断時間 (sec)

: **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。

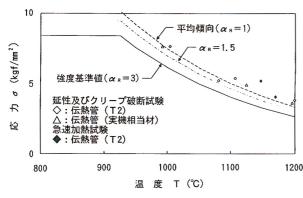


図3 TRUST-2延性破断試験と強度基準値

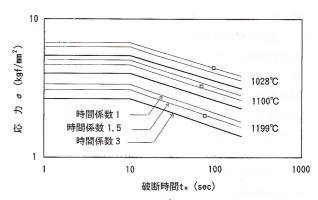


図4 TRUST-2クリープ破断試験と強度基準値

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

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。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^{6)~10)}を行い、主に発生圧力に対する冷却系バ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^{11)~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。

表1 SWAT-3大リーク試験の主な条件と結果

.

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	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:	ヘリカルコイル管束部下部			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
破損伝持	破損伝播の発生		無し	無し	無し	無し	無し	無し
最大準定常	最大準定常圧 (ata)		6.1	5.0	5.4	9.5	5.1	5.8
反応部最高	高温度 ()	-	-	1,185	1,175	1,250	1,180	1,140

表 2 SWAT-3破損伝播試験の主な条件と結果

Rı	un	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	ひ温度()	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	間(sec)	160	2180	54	-	152	168	168	293	60	60	4,680	32
総リークス	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

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

テ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。

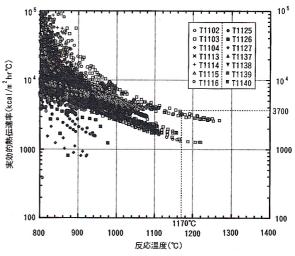


図5 反応温度と実効熱伝達率の相関(Run19)

表 3 LLTRシリーズ「中リーク試験結果¹⁶)

TEST NO. Test Date Simulated Steam Generator Conditions	UNITS	A-3 6/11/80 Evaporator (subcooled H ₂ 0)	A-5 4/14/82 Superheater (Hot standby/	A-8 7/30/81 Superheate (operating
Initial Leak Size (diameter) Leak Location (above bottom of shroud)	in (mm) in (meters)	0.040 (1) 81.5 (2.07) Central	Hot shutdown) 0.25 (6.4) 149 (3.78) Peripheral	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 Volume	*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 (0.03 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
TUBE DAMAGE No. Failed Secondary Tubes		5	23	0
Maximum Wastage Maximum Tube Bowing	in (mm) in (mm)	(to failure) 1.25 (31.75)	(to failure) 2.5 (63.5)	0.054 (1.37
<u>STACK EFFLUENT</u> Average Downwind Deposition Rate	mg NaOH/CM-day	36×10 ⁻⁵	31.3x10 ⁻⁵	715×10 ⁻⁵

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。

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

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プロー解析結果の例を図 6、7 に示す。蒸発器圧力はプ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。

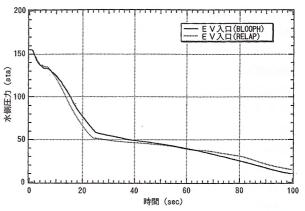


図6 蒸発器入口圧力の水ブロー解析結果

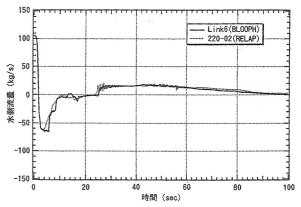


図7 蒸発器管束下部流量の水ブロー解析結果

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)

					解析結果		
試験』	試験	結果	延性破断 クリープ クリ 破断。 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/mm²		秒	秒	秒
Run3 8.8~ 7.9kg/s	9.5	無し	-	-	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				
試験』水リーク	試験	結果		延性破断		クリープ クリーブ 破断。 破断。 砂損時間 破損時間 破損時間 砂 秒 秒 33 12.36 14.65			
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

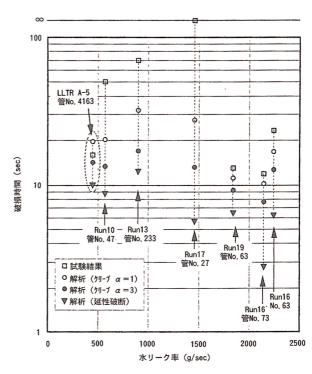


図8 破損伝播試験解析(破損時間の比較)

では、試験で破損しないRun17も含めい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プ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。

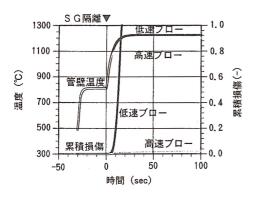
これらの原因究明結果を踏まえて、PFRでは事故後、内部シュラウド隙間の閉止、水素計の自動トリップ接続、過熱器への高速プロー系の設置を行い、運転再開を果たした。

6.3 本構造評価手法の適用

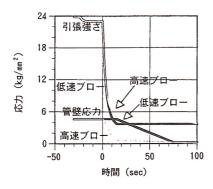
整備した高温ラプチャ評価手法を用いてPFR事故解析を行った。解析では、事故報告書等をもとに、時刻ゼロで初期リーク管に破損拡大が生じ、その約20秒後に水系隔離等のブロー操作が行われるとした。また事故当時過熱器には低速ブロー系しか設置されていなかったが、事故後高速ブロー系が設置されたことから、その効果を見るための解析も行った。低速プロー系は、圧力開放板の作動信号によって起動するが実際に減圧が始まるには更に約30秒を要する。高速プロー系は信号の約1秒後に作動し、蒸気圧力が約70気圧まで低下すると低速プロー系に切り換えられる。

PFRのプロー系については、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、事故解析では低速プ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プロー系については、当時の蒸発器の高速プ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 に低速プロー系と高速プロー系を比較して 示す。低圧プロー系では、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、高速プ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ブ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) 水ブロー時の水側条件

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 $_{\rm R}$ = 3 として2.4 に従った。

1)蒸発器

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ブ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

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)
---------------	-----------	------------------

			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	含寸法	mm			公称值:31	.8mm × 3.8mm		
	解析月	月寸法	mm	直	[径30.77×肉厚3	.19 (減肉を想定	₹)	直径30.50×肉	厚3.05(同左)
	伝熱管	营材質	-			2• Cr	-1Mo鋼		
Na	初期	温度		469	348	456	328	300	299
側条	反応均	域温度		1,170	1,170	1,170	1,170	1,110	1,110
件	反応時熱	热伝達率	kcal/m²hr	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
水側	加熱後の初期温度			405	321	469	331	351	330
側温度	初期熱伝達率		kcal/m²hr	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/mm²	11.40	25.70	8.40	20.60	7.87	8.40
	開始前	応力	kg/mm²	6.50	6.86	5.79	5.84	5.83	5.84
解析		応力/引張強さ	-	0.57	0.27	0.69	0.28	0.74	0.70
析結果		時間	sec	23	13	0	12	1	16
果	プロー中の	管壁温度		1,050	1,026	876	1,032	960	1,081
	最も厳しい	引張強さ	kg/mm²	4.99	5.57	8.40	5.44	7.33	4.38
	条件	応力	kg/mm²	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	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

^{*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/

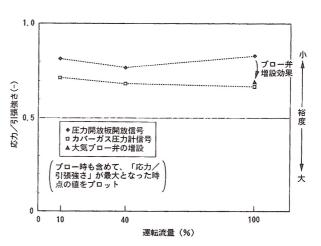


図10 延性破断についての裕度比較 (蒸発器管束中~下部)

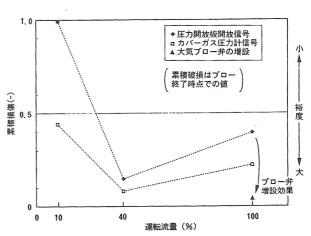


図11 クリープ破断についての裕度比較 (蒸発器管束中~下部)

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 ブ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

- 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", bit.