

蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ解析Ⅱ

— 英国PFR過熱器の大リーク事故解析 —

1995年12月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ解析 II

—英国PFR過熱器の大リーク事故解析—

浜田広次*, 田辺裕美*

要旨

FBR蒸気発生器(SG)で水リークによるナトリウム-水反応ジェットが生じると、隣接伝熱管が急速に高温状態に曝される。このような条件下でも、管壁の機械的強度の低下による高温ラプチャが生じないことを確認することが安全上重要である。

高温ラプチャ評価手法を確立するため、これまで構造解析コードFINASによる解析モデルを使用し、模擬試験データによる検証を行ってきた。今回は英国PFRの過熱器を対象として、1987年の大リーク事故解析を行った。

事故当時の低速ブロー系設置体系においては、反応ジェットに曝された隣接管に過熱器隔離後3秒で解析上の高温ラプチャが生じており、実際の事故シナリオと非常に良好な一致が得られたことから、採用した高温ラプチャ解析モデルの妥当性を確認できた。また高速ブロー系設置体系を想定した比較解析からは、伝熱管やナトリウム側の条件が同じでも、過熱器隔離後の蒸気ブローによる急速な減圧及び管内冷却効果の存在により隣接管に高温ラプチャは生じないことが確認された。

以上の解析結果は、PFRで見られた大リークへの進展が過熱器の設計・運転の違いに起因して生じたものであったことを示しており、これらの知見からは、SGの設計はもちろん水/蒸気系の隔離及びブローといったリーク後の運転操作も高温ラプチャを回避する観点から極めて重要であることが推測できる。

実証炉以降の大型炉SGの設計においては、水リーク後の最適な蒸気ブローの設計・運転法を見いだす必要があり、本報で開発した高温ラプチャ解析手法は、その設計評価にも充分反映できるものであると考える。

*) 安全工学部 プラント安全工学室

Overheating Failure Analysis of Steam Generator Tubes II

- Overheating Failure Analysis of U.K.PFR Superheater -

H.Hamada', H.Tanabe'

ABSTRACT

If a sodium-water reaction jet was formed due to water leakage in an FBR steam generator (SG), neighboring tubes would suffer from overheating. On the safety aspect of the SGs, it is important to confirm that the neighboring tubes would not fail under such a severe overheating condition.

So far, an analytical model using the structural integrity analysis code, FINAS, has been prepared and validated by the explosive torch overheating test data. This report presents the results on the overheating failure analysis of the under-sodium leak in the PFR superheater (SH), 1987.

In the SH with slow steam dump system in 1987, neighboring overheated tubes are failed about 3 seconds after the SH isolation, which is shown both by the leak in the PFR and its analysis. For the SH in which a fast steam dump system was installed after the leak of 1987, the analysis shows no tube failure due to the fast steam depression and cooling effect inside. These results indicate that the FINAS model adequately predicts the overheating failure and the specific SH design and operation possibly result in further growth of the leak.

It is concluded that steam blow effect is extremely important and the analysis model presented here is useful for the overheating failure evaluation of the SGs.

*) Plant Safety Engineering Section, Safety Engineering Division

目 次

	Page
1. はじめに-----	1
2. PFR 事故-----	2
2. 1 プラント-----	2
2. 2 事故状況-----	3
2. 3 事故原因-----	4
3. 解析モデル-----	6
3. 1 使用コード-----	6
3. 2 構造モデル-----	6
3. 3 使用要素-----	6
3. 4 有限要素モデル-----	6
3. 5 材料モデル-----	6
3. 6 変形モデル-----	7
3. 7 境界条件-----	7
3. 8 解析条件-----	7
4. 入力データ-----	8
4. 1 解析対象-----	8
4. 2 管外温度-----	8
4. 3 管外熱伝達率-----	8
4. 4 管内温度-----	9
4. 5 管内圧力-----	1 0
4. 6 管内熱伝達率-----	1 0
4. 7 まとめ-----	1 2
5. 解析及び考察-----	1 3
5. 1 解析ケース-----	1 3
5. 2 判定条件-----	1 3
5. 3 結果及び考察-----	1 3
6. おわりに-----	1 5
参考図書-----	1 6
謝 辞-----	1 7

図表リスト

		Page
表4.1	S H水リークの進展-----	1 8
表5.1	解析条件及び結果-----	1 9
図1.1	高温ラプチャ解析コード-----	2 0
図2.1	原子炉冷却系-----	2 1
図2.2	蒸発器-----	2 2
図2.3	過熱器-----	2 3
図2.4	サンプリングループ-----	2 4
図2.5	カサロメータブロック-----	2 5
図2.6	ダクトからのリーク位置-----	2 6
図2.7	伝熱管の破損状況-----	2 7
図2.8	水／蒸気ブロー系-----	2 8
図2.9	事故時のプラントデータ-----	2 9
図4.1	管外熱伝達率の実験データ-----	3 0
図4.2	S Hの蒸気圧力変化予測図-----	3 1
図4.3	S Hのナトリウム系状態図-----	3 2
図4.4	S Hの蒸気系状態図-----	3 3
図5.1	低速ブロー系S H解析結果-----	3 4
図5.2	高速ブロー系S H解析結果-----	3 5

1. はじめに

FBR蒸気発生器（SG）内で中規模の水リークによるナトリウム-水反応ジェットが形成されると、高温の反応ジェット（～1200℃）に曝された伝熱管は極めて急速（十数秒オーダー）に高温状態になる。このような過酷な条件下でも、伝熱管壁の機械的強度の低下による破損、すなわち高温ラプチャが生じないことを確認することがSGの安全評価上重要である。

高温ラプチャは、管内の水/蒸気条件（温度、圧力、管内熱伝達率等）、管外のナトリウム側条件（反応ジェット温度、管外熱伝達率等）、及び伝熱管の管壁条件（管径、肉厚、材料強度等）に強く依存するものであるが、水/蒸気条件やナトリウム条件は定格運転状態のみならずリーク事故時に起こりうる過渡的なプラント変化も考慮しなければならない。従って、高温ラプチャ評価においては、極めて複雑な条件下での解析を要求される。

高温ラプチャ評価手法を確立するため、図1.1に示すように、熱伝導・弾塑性構造解析、水・蒸気ブローダウン解析、反応ジェット・ナトリウム流動解析と現象別に解析手法の開発を進めており、最終的にはそれらを全て統合あるいは連成した解析コードとなるように整備していく計画である。これまで熱伝導・弾塑性構造解析手法を確立するため、ナトリウム-水反応ジェットを模擬した火薬トーチ・火炎噴流により窒素ガス及び蒸気で内部加圧した伝熱管を急速加熱させる試験を行い、本結果を用いて、当事業団開発の構造解析コードFINASで採用した高温ラプチャ解析モデルの検証を行ってきた⁽¹⁾。その結果、採用した解析モデルは試験結果を保守的に評価可能であったことから、高温ラプチャに対する本評価モデルの妥当性を確認できる見通しが得られている。

本報では、先に採用したFINASの高温ラプチャ解析モデルを用いて、1987年に英国PFR過熱器で発生した主に高温ラプチャによると考えられるSG大リーク事故を解析することで、本高温ラプチャ解析手法の妥当性及び同リーク事故の発生要因を確認した結果について報告する。以下では、第2章でPFR事故の概要を、第3章で解析モデルの概要を、第4章で入力データの内容を、第5章で解析結果及び考察を、そして最後に第5章でまとめを述べる。

2. PFR事故^[2, 3, 4, 5]

2.1 プラント

PFRの原子炉冷却系は3ループで構成されており、その1ループを図2.1に示す。2次冷却系の1ループには中間熱交換器(IHX)2基、蒸気発生器(SG)として蒸発器(EV)、過熱器(SH)、再熱器(RH)各1基、膨張タンク(Expansion Tank)1基、主循環ポンプ1基、純化系:コールドトラップ(CT)1基(ただし3ループ共用で、切り替えて使用される)等で構成される。主循環ポンプを出たナトリウムは2基のIHXにバラに流れ、それぞれのIHXからRHとSHに流入する。RHとSHを出たナトリウムは合流してEVの入口へ向かい、その後主循環ポンプへ戻る。EVと循環ポンプの間に膨張タンクと純化系がある。

図2.2はEVの構造図である。ナトリウムはEV下部の入口ノズル(6×2=12本)から流入し、胴とシェルの間を上方に流れ、ディフレクタを經由して管束部に入る。その後2・1/4Cr-1Mo鋼製のU字管に沿って下方へ流れ、Uバンド部で流れを上方に変え、上部出口ノズルから流出する。

図2.3はリーク事故発生当時のSH構造図である。伝熱管はSUS-316鋼製の対向流型U字管で、螺旋状に取付けられる。伝熱管は10個の水平なグリッドとUバンド部の振動抑制装置(Anti-vibration fingers)とで支持され、トロイダルヘッダを持つ管板に溶接される。ナトリウムは中央下部入口ノズルより流入し、上部で180度反転し、U字管管束部の内側部分を伝熱管に沿って下方に流れ、下部Uバンド部で反転し管束部の外側部分に沿って上昇し、上部側面出口ノズルより流出する。ナトリウムの入口流路を形成する約450mmφの中央ダクトはバッフル板と呼ばれ、6分割構成の各分割は伝熱管サポートである上下のグリッドの溝にはめ込まれる。その周方向は単なる重ね合わせ構造であり、溶接あるいはボルト締めのようなシール構造とはなっていないため、ダクト内外の差圧によりバッフル板重ね合わせ部を通してダクト内側のナトリウムが管束部側にリークし易い構造となっている。なお、RHはSHとほぼ同じ構造である。

ナトリウム中リーク検出系にはカサロメータ(ニッケル膜チューブ壁を透過した水素を、チューブ内を流れるアルゴンガス中の水素による熱伝導度の変化として検出する水素計)が使用され、図2.4に示すようにEV出口のナトリウムサンプリンググループに設置される。サンプリングされたナトリウムはEV下部配管から取り出され、ナトリウムポット(この中にニッケル膜が入れられる)に連結される。ニッケル膜は直径約2ミリ、肉厚約0.15ミリのコイル状のチューブで、ステンレスの管に巻かれる。ポット内には4組のニッケル膜

があり、約550℃に保たれる。アルゴンガスはこのニッケル膜のチューブ内を流れており、ナトリウム側からニッケル膜を拡散してきた水素をカサロメータに送って、濃度を測定する。カサロメータのブロックを図2.5に示す。ニッケル膜に対応して4組のカサロメータブロックがあり、各々約50℃に保たれている。各ブロックはWheatstoneブリッジ回路となっており、ブリッジの片方にアルゴン/水素ガスを、もう片方に比較用のアルゴンガスを流す。アルゴンガス中の水素は、加熱したフィラメントの熱損失を増加させ、その温度変化により熱抵抗が変わり、それによる電圧の変化から水素濃度が測定される。なおカバーガス中には5基のカサロメータを設置しているが、そのうちの2基は各SG間で切り替えて使用される。

2.2 事故状況

初期水リークは、ループ2のSHのグリッド7（SH最上部のグリッドが1、最下部が10）から約520mm上方の内側管束部分に生じた。リーク直前、同横断面の周方向4箇所においてダクトの重ね合わせ部からのナトリウムリークにより、図2.6に示す11本の伝熱管に23～25Hzの流力振動が起こっていた。伝熱管は旋回しながらダクトに衝突し、フレットイングによりその肉厚(2.03mm)の70～80%程度を損耗し、うち伝熱管16が衝突外力と内圧作用下での曲げによる疲労によって周方向に約4～5mm^L×1mm^Wサイズのクラックを生じた。そこから0.1g/s×30分程度（実際は0.01g/s×数時間～1g/s×数分の間であろうと推定されている）の蒸気量がナトリウム中にリーク（バッフル板に生じたウェステージ欠損孔5mm^L×1mm^W×1.5mm^Dから推定）した。周方向クラックの発生に続いて約30mm^Lの長手方向の安定クラック（これにより約200g/sの水リークが20～30秒間続いたと推定されている）が生じ、その後不安定破壊により全長約70mm^Lのクラックに急拡大して1DEG（Double Ended Guillotine rupture）相当の開口となった。この段階で合計約10kgの蒸気がナトリウム中に注入され、リーク近傍が高温・腐食環境となり、隣接する伝熱管17あるいは18が初期のフレットイング損傷に加え、ウェステージ及びオーバヒーティングにより2次破損した。この2次破損によりSHのラプチャ板が破裂し、破裂信号によりプラントの保護動作（トリップ）を開始した。トリップ後3秒間に伝熱管16を含む9本がウェステージ及びオーバヒーティングにより破損し、続く5秒の間に39本が主にオーバヒーティングにより破損した。その時点でさらに約160kgの蒸気が注入され、合計約170kgがナトリウム側に注入された。なお、プラントデータによる蒸気圧力は、4～5秒で約133kgf/cm²gから約43kg/cm²gに低下している。

リーク検出系に関しては、ナトリウム中水素計は事故の約1時間前電磁ポンプの故障により4台とも作動していなかった。またカバーガス中水素計は作動していたが、信頼性に問題があることから、事実上運用状態になかった。ナトリウム側カバーガス圧力計（設定

値 2.32kg f/cm^2)及びラプチャ板(設定値 4.92kg f/cm^2)作動による信号は発せられ、ナトリウム側及び蒸気側が緊急遮断されてナトリウム-水反応は終息に向かったが、SH隔離により管内蒸気の冷却能力が低下したため、さらに伝熱管70本に主としてオーバヒーティングによる最大約 $750\mu\text{m}$ の径方向スウェリングを生じて、事故は終息した。図2.7に、伝熱管の破損状況を示す。

大リーク事故時に作動する自動保護系(Automatic Protection System)は、以下の通りであった。まずラプチャ板が破裂することにより、板上に設置したクロスワイヤの破断と膨張タンクの圧力高のいずれかで作動を開始(前者が本リーク事故のトリップ信号となった)する。このクロスワイヤは2本あり、2 out of 2で作動する。一方膨張タンクの圧力計は3つあり、2 out of 3で作動する。その後の一連の動作は、①EV, SH, RHの隔離、②EVのファストダンプ及びスロダンプによる減圧、③SHのスロダンプによる減圧、④ナトリウム側隔離弁の閉止、⑤ナトリウムドレン(約15分)、⑥ナトリウム側の減圧、⑦原子炉停止、⑧タービン停止である。③におけるリーク事故当時のSH水/蒸気ブローとしては、スロダンプ(低速ブロー)系しか有しておらず、しかもスロダンプ弁はシリーズに2つ設けられており、まず最初の弁を開けその後2番目の弁を開けるので、実際のブロー開始までに約30秒を要する。従って、実質的にはSHの水/蒸気ブロー系は役に立たなかった。すなわち、SG隔離後30秒間はSH伝熱管内の蒸気ブローの効果は全く期待できなかつたことになる。実際、伝熱管の破損口からSHに保有するほとんどの蒸気がナトリウム中にリークしている。なお、図2.8に当時の水・蒸気ブロー系の概念、図2.9に事故後得られたプラントデータを示す。

2.3 事故原因

SHに初期リークが起こり、それが大リークに拡大するまでの事故の原因をまとめると、以下のようなになる。

(1) 構造上の問題

センターダクトを構成する6枚のバッフル板の重ね合わせがナトリウムリークの生じ易い構造であった。そのため、ナトリウムリークのクロスフローにより伝熱管に流力振動が起こり、フレットイング損耗(減肉)が生じて、伝熱管が破損し易い状態となった。流力振動の存在についてはSH据付の頃から確認されていたが、流力振動対策を反映した新ユニット(取替管束)に交換するまで、そのまま運転していた。その交換直前に事故が発生した。

(2) 運転上の問題

リーク検出系としてのナトリウム中水素計は事故の約1時間前に故障したにもかかわらずプラントは運転されていた。またカバーガス中水素計は信頼性の問題から、事実上運用状態になく、プラントのインターロックにも組み込まれていなかった。従って、初期リーク検出が行われず、中～大リークで作動するカバーガス圧力計やラプチャ板の作動までに事故が拡大してしまった。

(3) 事故後の運転・設計

水／蒸気系の急速ブロー系がS Hに設置されておらず、低速ブロー系のみであった。しかも、S H隔離後低速ブローの効果を得られるまで約30秒の時間が必要であったことから、S Hの保有蒸気はほとんどナトリウム側にリークし、さらにナトリウム－水反応が進展してしまった。なお、事故後は改造により急速ブロー系を新設している。

3. 解析モデル^[1]

3.1 使用コード

汎用非線形構造解析コード：FINAS (Finite Element Nonlinear Structural Analysis System)^[6]を用い、非定常熱伝導及び弾塑性解析を行う。

3.2 構造モデル

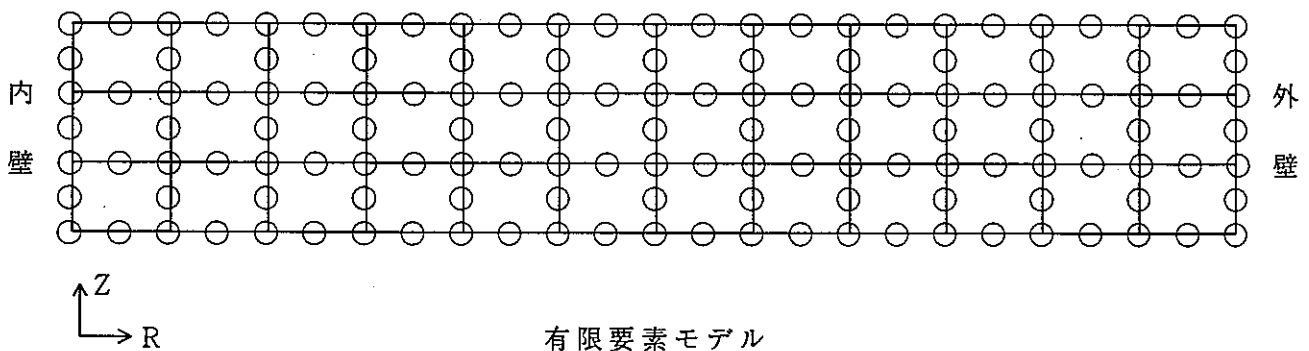
外径15.88mm×肉厚2.03mmの伝熱管に管内圧力が負荷し、管壁断面に応力 (σ_R 、 σ_Z 、 σ_t) が作用するモデルとする。

3.3 使用要素

Q A X 8 : 8 接点四辺形軸対象要素を用いる。

3.4 有限要素モデル

伝熱管の直径断面において、軸方向に3層、半径方向に12層の要素をとり、1要素は8接点(下図の○に相当)からなる有限要素モデルとした。



3.5 材料モデル

質量密度： $\rho =$ (温度の関数で表したデータ： kg/mm^3)

弾性係数： $E =$ (温度の関数で表したデータ： kg/mm^2)

降伏条件： Mises の降伏条件

ポアソン比： $\nu =$ (温度の関数で表したデータ：-)

加工硬化係数： $H' =$ (温度の関数で表したデータ： kg/mm^2)^[7, 8]

塑性硬化則：等方硬化モデル

真応力－真歪：S U S材を対象とした以下の2直線近似式^[6.7]で与える。

$$\sigma = Y + H' \epsilon_p \quad (\sigma \geq Y)$$

ただし、 σ は真応力、 ϵ_p は真塑性歪み、 Y は0.2%耐力である。

真破断応力：破損は引張試験において公称応力が最大になったときに起きるという条件から、これを真応力に置き換えることで得られる以下の式^[7.8]を適用する。

$$\sigma_t = H'$$

3.6 変形モデル

小変形モデルと大変形モデルが選択できるが、塑性開始後の挙動を正確に評価するために大変形モデルを採用した。

3.7 境界条件

内壁面では管内圧力に相当する半径方向の応力(σ_r)を与え、外壁面では自由端条件を与える。

3.8 解析条件

弾塑性解析では、境界条件となる管内圧力及び管内温度に第2章で記載した事故時のプラントデータからの推定値をテーブル化して与える。また熱伝導解析では、反応ジェット温度や管内の熱伝達率にPFR運転条件からの推定値を、また管外の熱伝達率には過去のSWAT試験で得られたデータからの推定値をテーブル化して与える。詳細は、次章で記載する。

4. 入力データ

4.1 解析対象

ここでは、主にオーバヒーティングにより2次破損したSH伝熱管を対象として、前述のFINASを用いた高温ラプチャ解析（非定常熱伝導及び弾塑性解析）を行う。本解析では、事故当時のSH定格運転からナトリウム-水反応ジェットにより隣接管が破損するまでの過程を考慮するが、比較計算として、事故後のSH水/蒸気ブロー系改造による高速ブロー系設置後のSH体系についても解析を実施する。

表4.1に、第2.2節で記載したSH水リークの進展シナリオをまとめて示した。SHのラプチャ板破裂前約30秒から伝熱管16による中リークが発生し、フレッティング損耗を受けていた伝熱管17あるいは18に2次破損が起こって、SHのラプチャ板破裂によりプラントトリップ操作が開始された。その後の8秒間で合計40本もの伝熱管が主にオーバヒーティングにより2次破損した。ここでは、解析を簡単にするために、SHの定格運転状態から突然中リークによる反応ジェットが生じ、それが30秒間継続して、その後ラプチャ板が破裂しSG隔離・ブロー操作が行われるまで（SG隔離後30秒程度まで）を解析対象とする。

本解析に使用した主な入力データは以下に記載する。

4.2 管外温度

4.2.1 定格運転時

プラント定格運転時のナトリウム温度500℃（一定）とする。

4.2.2 伝熱管16リーク後

2次破損による大リークが開始する前の中リーク時には、反応ジェット周囲にまだ多くのナトリウムが存在していたと考えられることから、SH内圧力約7Barのナトリウム沸点に相当する1150℃を与える。なおこのナトリウム温度は、過去に行われたSWAT-3水リーク試験等で計測された反応域内のナトリウム温度と概ね等しい。

4.3 管外熱伝達率

4.3.1 定格運転時

プラント定格運転時のナトリウム側熱伝達率 $22.4\text{kW}/(\text{m}^2\text{K}) = 19,290\text{kcal}/(\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C})$ （一定）とする。

4.3.2 伝熱管16リーク後

伝熱管のオーバヒューティング挙動は、特にナトリウム-水反応ジェットの温度や熱伝達率に強く依存するため、ここでは、ナトリウム側の熱伝達率をより合理的に推定する。

ナトリウム側熱伝達率については、SWAT-3/RUN19で行った試験結果^[9]等を参照できる。その試験データからは熱伝達率のナトリウム温度依存性が認められ、ナトリウム温度が沸点を越えて高温になると、熱伝達率も低下してくることがわかった。これは、ナトリウムの沸騰による気泡の生成に起因するものと推定される。試験データの中で、最も厳しいと思われる計測点(T1103)での試験データを整理して図4.1に示す。

同図に示す直線は、1,000℃の熱伝達率として10,000kcal/(m²hr℃)、1,300℃の熱伝達として3,000kcal/(m²hr℃)の2点を通る直線であるが、この直線で全ての実験点を包絡させることが可能である。一方、4.2.2節の入力ナトリウム温度は1,150℃としているが、保守側にナトリウム温度1,100℃における熱伝達率を以下の直線近似式

$$\log_{10} y = a x + b$$

ただし、 y は熱伝達率(kcal/(m²hr℃))、 x はナトリウム温度(℃)で、

係数 a 、 b は、それぞれ-0.00174293、5.74293となる。

で求めると6,700kcal/(m²hr℃)が得られる。この値を解析に用いる熱伝達率として採用した。なお同図からもわかるように、この値も実験値に対しては十分な裕度を含んだものとなっている。

4.4 管内温度

4.4.1 定格運転時

プラント定格運転時の管内蒸気温度450℃(一定)とする。

4.4.2 伝熱管16リーク後

初期リーク直後からラプチャ板破裂によるSG隔離までは、反応ジェットによる隣接管数本(1~2本)の局所的な過熱が行われるのみなので、熱的な寄与は充分小さくほぼ定格運転時の蒸気温度を保っていると見なせる。SG隔離後は、蒸気の流動が無くなることから蒸気温度は時間とともに上昇してくることが考えられるが、オーバヒューティングによる2次破損がSG隔離後3秒程度と極めて短い時間に生じていることから、2次破損するまでの蒸気温度の変化は充分小さいものと考えられ、SG隔離後も蒸気温度は定格運転時の温度450℃(一定)と仮定する。

4.5 管内圧力

管内蒸気圧力に関しては、前節と同じ理由により、定格運転時から初期リークによる2次破損発生（それによるラプチャ板破裂及びSH隔離等のトリップ）までは定格運転時の管内蒸気圧力130Bar（一定）と見なす。

2次破損発生後については、表4.1のリークシナリオからもわかるように、SH隔離後3秒間で初期破損間を含む9本、さらに続く5秒間で31本がオーバヒータによる1DEG相当破損となった。一方、トリップによりSHのブローが開始されるが、直列につながれたブロー弁が全て開になるまで30秒を要することから、計40本の2次破損がトリップ後8秒程度とブロー弁開より充分早く生じていることを考えれば、ブロー操作による管内蒸気圧力への寄与・効果はほとんど無いと言える。従って、事故時のSH管内の蒸気圧力の変化は、2次破損口からの蒸気リークによるものであったと考えられる。図4.2に、表4.1から推定できる管内の蒸気圧力の変化を示す。プラントデータによると、ラプチャ板作動時刻までは定格運転時の130Barであり、ラプチャ板作動から8秒後にSH圧力は42Barとなる。ただし、ラプチャ板作動後の初期3秒間に隣接管7本の伝熱管が破損し、その5秒後に31本の伝熱管が破損していることから、概ね図中の実線に沿った圧力変化が生じたものと推定する。（厳密には、3秒間及び5秒間における伝熱管の破損挙動も圧力変化に影響するが、高温ラプチャという現象を考えると、7本と31本の破損はほぼ同時刻に生じると仮定できることから、時刻0秒と時刻3秒にそれぞれ隣接管7本と31本が同時破裂したと見なした）

本解析で使用するSHトリップ後の管内蒸気圧力については、以下のように考える。トリップ後30秒までは、伝熱管壁が解析上破損とならない限り、伝熱管内の蒸気圧力は定格運転時の圧力130Bar（一定）とする。なお解析上破損となったらその時点で計算は終了する。厳密には反応ジェットによる管内圧力の上昇も考慮すべきであるが、ここでは、最初に隣接管の2次破損が起こった3秒という短い時間内においてはさほど有意な圧力上昇には到らないものとする。またトリップ後30秒を過ぎると、低速ブローが開始されて圧力はリニアに低下し、ブロー終了時間（事故時の設計では120秒）経過後に大気圧となる。ただし、SH改造後の高速ブロー体系については、トリップ後速やかに圧力は降下して、トリップ後15秒で15bar、120秒で大気圧になる（事故時のEV高速ブロー系の設計を参考にした）と仮定する。

4.6 管内熱伝達率

4.6.1 定格運転時

プラント定格運転時の蒸気側熱伝達率 $5.8\text{kW}/(\text{m}^2\text{K}) = 4,994\text{kcal}/(\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C})$ （一定）とする。

4.6.2 SH隔離後

(1) 低速ブロー（事故時）

SH大リーク事故当時の低速ブロー系においては、ラプチャ板の破裂信号によりSHの隔離弁が作動（作動時間は1秒）し、その後30秒間は実際にブローが行われなかったことから、隔離弁の作動後は蒸気の流動が止まり、蒸気側熱伝達率も自然対流レベル程度まで低下したものと考える。従って、以下では伝熱工学資料^[10]の「2.3.3 管路および熱サイフォンの自然対流熱伝達、a.管内の自然対流熱伝達」における壁温一定の層流熱伝達の式を参考にして、SH隔離後の管内蒸気側熱伝達率を推定する。

定格運転時の蒸気温度 $t_{\infty}=450^{\circ}\text{C}$ 、管壁温度 $t_w=550^{\circ}\text{C}$ （ナトリウム温度）、膨張係数 β は近似的に 450°C の理想気体に対する値： $\beta=1.4\times 10^{-3}$ 、管路の断面形状を考慮した代表寸法 $\xi=0.198\times 0.01187$ 等を用いると、本体系でのグラスホフ数は

$$\begin{aligned} Gr &= g \beta d^3 (t_w - t_{\infty}) / \nu t^2 \\ &= 9.8 \times 0.0014 \times (0.198 \times 0.01187)^3 \times 50 \div (0.61 \times 10^{-6})^2 \\ &= 2.4 \times 10^4 \end{aligned}$$

となる。また、管路長さ（U字型伝熱管の平均長さの半分と仮定）は $L=7.0$ 、プラントル数 $Pr=1.07$ であることから、本体系での修正レーレー数 Ra は、

$$\begin{aligned} Ra &= Pr Gr \xi / L \\ &= (1.07) \times (2.4 \times 10^4) \times (0.198 \times 0.01187) \div 7.0 \\ &= 8.6 \end{aligned}$$

となり、平均ヌセルト数を伝熱工学資料の Ra と Nu の関係図から求めると $Nu=1$ となる。従って、 $\lambda=0.074$ を用いると、管内の蒸気熱伝達率 α として

$$\begin{aligned} \alpha &= 1 \div (0.198 \times 0.01187) \times 0.074 \\ &= 31 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}) \\ &= \underline{27 \text{ kcal}/(\text{m}^2\text{h}^{\circ}\text{C})} \end{aligned}$$

が得られる。最終的に上記の自然対流程度まで低下する過程における管内熱伝達率の過渡変化を推定するのは困難であるが、ここでは、一つのケースとして以下を仮定する。

SH隔離1秒後に、管内熱伝達率は定格運転時蒸気流量の1%程度に相当する熱伝達率まで低下する。このときの管内熱伝達率は、伝熱工学資料^[10]の「円管内の乱流熱伝達率」における発達した乱流熱伝達率の実験式（従来から広く用いられている簡便な形の整理式であるDittus-Boelterの式）：

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

を参考にすると、定格運転時の管内熱伝達率 $4,994 \text{kcal}/(\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C})$ の概ね $0.01^{0.8}$ 倍の値： $= 125 \text{kcal}/(\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C})$ と予想できる。その後は、十秒程度をかけて前述の自然対流熱伝達率 $27 \text{kcal}/(\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C})$ まで低下していくとする。

(2) 高速ブロー（改造後）

高速ブロー時には、SH隔離後15秒で定格運転時の蒸気圧力130Barから15Barに減圧する。ここでは、15Barになった時点での管内蒸気熱伝達率のオーダーを推定する。管内蒸気流量は圧力変化の平方根に比例すると仮定すれば、蒸気圧力が15Barに低下した時点で蒸気流量は定格運転時の約34%となる。ただし、SH上部にある蒸気出入口配管の2系統からブローするため管内は流動が生じにくくなる。従って、管内流量を概ね半分と見なして17%とする。前節と同様の考え方により、このときの管内熱伝達率は概ね $4,994 \text{kcal}/(\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C}) \times 0.17^{0.8} = 1200 \text{kcal}/(\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C})$ 程度と予想できる。しかしながら、この熱伝達率もかなり粗い値であることから、保守側の評価を考慮するためさらに熱伝達率を半分低く見積もって、 $600 \text{kcal}/(\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C})$ を蒸気圧力15Barにおける管内熱伝達率と仮定する。

以上より、SH隔離後15秒で管内熱伝達率は定格運転時の値からリニアに $600 \text{kcal}/(\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C})$ まで低下し、その後120-15秒で自然対流熱伝達率 $27 \text{kcal}/(\text{m}^2 \text{h}^\circ\text{C})$ までリニアに低下していくものとする。

4.7 まとめ

ナトリウム側（管外）における温度及び熱伝達率の入力条件をまとめて図4.2に示す。また、蒸気側（管内）における圧力及び熱伝達率の入力条件をまとめて図4.3に示す。なお、蒸気の温度は4.4節にも記したように 450°C で一定とする。

5. 解析及び考察

5.1 解析ケース

大リーク事故当時の低速ブロー設置体系とSH改造後の高速ブロー設置体系の2ケースについて解析を実施した。解析条件を表5.1にまとめる。各ケースの入力データの詳細については前章を参考のこと。

5.2 判定条件

解析上の塑性開始と破損開始の条件については、以下とする。

塑性開始： Von Misesの相当応力 σ_{eq} が降伏応力 σ_y （0.2%降伏強度）を越えた時

破損開始： 以下の2種類が考えられるが、ここでは①を判定条件とした。

①応力破損： 相当応力 σ_{eq} が真破断応力 σ_t （3.5節で記載）を越えた時

②歪み破損： 相当塑性歪みE.P.Sが極限歪み ϵ_0 （=0.2：暫定値）を越えた時

上記の塑性及び破損開始条件については、半径方向に分割した12要素の中で最も早く上記条件を満たした要素について判定する。

5.3 結果及び考察

各ケースの解析結果を表5.1にまとめる。また、最初に破損した要素あるいは解析で最も厳しくなる要素における管壁温度及び相当応力の時間履歴を各ケースについてそれぞれ図5.1、図5.2に示す。図では、伝熱管の管壁温度（○）、管壁に生じる相当応力（●）、管壁温度の関数として定まる降伏応力（△）、引張強さ（□）、真破断応力（×）を示している。時刻ゼロ以前はSH定格運転状態、時刻ゼロから30秒までは反応ジェットの噴射状態、そして時刻30秒以降はSHの隔離及びブロー操作開始以降の状態に対応している。解析結果の詳細は以下で述べる。

5.3.1 低速ブロー体系

定格運転状態で突然水リークによる反応ジェットが生じる（時刻ゼロ秒）と、隣接管の管壁温度が定格運転時の温度から815℃程度まで急速（約5秒間）に上昇し、SH隔離開始（時刻30秒）まで一定温度を保つ。管壁温度の上昇に伴い降伏応力、引張強さ、真破断応力の材料強度は急速に低下し、それぞれ約15、17、31kgf/mm²の応力値となるが、相当応力は約6kgf/mm²であるため管壁は弾性範囲内に収まり、充分健全性を保っている。SH隔離後は蒸気側の管内熱伝達率が小さくなるため、管壁温度は急速に上昇（約7秒間）

して約1,130℃となる。この温度上昇に伴い、降伏応力、引張強さ、真破断応力は急激に低下し、それぞれ約2.8、3.4、5.5kgf/mm²の応力値となる。相当応力は時刻約32秒で降伏応力と、また約33秒で真破断応力と交差して上回るようになる。その時点で管壁にはそれぞれ塑性変形及び破損（高温ラプチャ）が開始すると見なせる。

以上から言えることは、低速ブロー体系では反応ジェットが発生しても管内の蒸気条件が運転状態を確保できているかぎり伝熱管に高温ラプチャが発生することはないが、ラプチャ板のトリップ信号によりSHが隔離されると、蒸気側の除熱量の低下が反応ジェットによる管壁の温度上昇を阻止することができなくなり、管壁が極めて高い温度になって、いわゆる高温ラプチャに至ると言うことである。解析上の破損時刻33秒は、SG隔離後3秒に相当しており、これは、実際のPFR事故シナリオ：「SH隔離後3秒間で初期破損管（2本）を含む9本の破損」と極めて一致した結果となっている。

5.3.1 高速ブロー体系

高速ブロー設置体系でも、定格運転状態から水リークによる反応ジェット生成時（時刻30秒まで）は、前述の低速ブロー設置体系と全く同じ挙動を示す。しかしながら、SH隔離後（時刻30秒以降）は急速ブローの効果作用するため、隣接管の挙動が全く異なってくる。SH隔離に伴い蒸気側の熱伝達率は低下してくるが、ブローの効果があるため熱伝達率は小さいながらもある値（ここでは600kcal/(m²h℃)）に保たれる。従って、反応ジェットによる管壁の温度上昇は緩慢となり、約18秒を掛けて約815℃から1,080～1,090℃になる。この温度上昇に伴って、降伏応力、引張強さ、真破断応力も緩慢に低下し、それぞれ約3.9、4.5、7.6kgf/mm²の応力値となる。一方、管内の蒸気圧力がブロー効果により低くなることに伴い、相当応力も小さくなり1kgf/mm²以下の値に落ち着く。すなわち、降伏応力や真破断応力よりも充分低い応力値となることから、本ケースでは伝熱管壁には塑性変形及び破損（高温ラプチャ）は生じないと見なせる。

以上から言えることは、高速ブロー体系では反応ジェットが発生し、SHが隔離されても、蒸気ブローにより圧力が低下し、伝熱管内の流動及び管内熱伝達率がある程度確保できているかぎり伝熱管に高温ラプチャが発生することはないと言うことである。すなわち、管内の冷却性を維持しつつ、急速に管内の圧力を減圧できるのであれば、高温ラプチャの発生は充分回避できることが示される。

6. おわりに

本解析は実機SGであるPFRのSHを対象として、大リーク事故時のプラントデータ及び一部の推定値を用いて行った実機事故解析であるが、その解析結果から以下のことが明らかになった。

大リーク事故当時の低速ブロー系設置体系においては、水リークによるナトリウム-水反応ジェットに曝された隣接管にSH隔離後3秒で解析上の高温ラプチャが生じており、実際の事故シナリオと非常に良好な一致が得られたことから、本報で採用した高温ラプチャ解析モデルの妥当性が確認できた。

また高速ブロー系設置体系を考慮したパラメータ解析からは、反応ジェット条件（ナトリウム側条件）や伝熱管の設計条件が同じでも、反応ジェットに曝される隣接管内の蒸気条件によって高温ラプチャ発生の有無は大きく影響されることがわかった。すなわち、SHが隔離されたあと急速な蒸気ブローが行われなければ、管内の圧力が高い状態で管内の冷却効果が阻害されることにより高温ラプチャが生じたが、SGが隔離されても、高速蒸気ブローによる急速な減圧に加え幾らかの管内冷却効果を期待できるため、隣接管には高温ラプチャは生じなかった。このことは、SGの設計はもちろんであるが、水/蒸気系の隔離及びブローといったリーク後のプラント運転操作も、高温ラプチャの発生を回避する観点から極めて重要であることを意味しているとともに、PFRで見られたSH大リーク事故への進展は、SH隔離・ブロー操作など設計の違いに起因して生じたものであったと言える。

日本の原型炉「もんじゅ」SGには事故時緊急ダンプ系を有しており、万一のナトリウム-水反応事故の場合には、速やかな水/蒸気ブローを行う設計となっている。従って、高温ラプチャによる多数伝熱管破損伝播に至る前に事故を終息することが可能である。一方実証炉以降の日本の大型炉SGの設計においては、原型炉「もんじゅ」より水/蒸気系の高温・高圧化が指向されていることから、前述の点に注意しつつ、水リーク後の最適なSG内蒸気ブローの設計・運転法を見いだす必要がある。本報で開発した高温ラプチャ解析手法は、その設計評価にも充分反映できるものと考えられる。

参考図書

- [1] 浜田、「蒸気発生器伝熱管の高温ラプチャ解析」、PNC ZN9410 95-262、1995年9月
- [2] P R Gallieほか、「THE PFR SUPERHEATER UNDER SODIUM LEAK」、LIMET'88、Avignon, France、1988年10月
- [3] C M Robertsonほか、「THE LEAK IN SUPER HEATER 2 - PFR FEBRUARY 1987」、LIMET'88、Avignon, France、1988年10月
- [4] 浜田ほか、「海外出張報告書 AGT8/日本ナトリウム水反応専門家会議」、PNC SN9600 89-005 (1989.6)
- [5] A M Juddほか、「The under-sodium leak in the PFR superheater 2, February 1987」、Nucl. Energy, 1992, 31, No.3, June, 221-230
- [6] 「F I N A S VERSION 12.0 使用説明書」、PNC TN9520 92-006
- [7] 青木、吉田ほか、「Mod.9Cr-1Mo鋼、2 1/4Cr-1Mo鋼およびSUS321の超高温特性 (I)」、PNC ZN9410 94-262 (1994.9)
- [8] 和田ほか、「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」、原子力学会、1995年秋の大会予稿集F95、1995年10月
- [9] 田辺、渡辺、「蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT-3)による破損伝播試験 (V)」、PNC SN9410 86-104 (1986.9)
- [10] 「伝熱工学資料 改訂第4版」、日本機械学会、p.56及びp.74

謝 辞

FINASコード用材料データを作成するにあたり、有益な助言及び教示を頂いた基盤技術開発部構造開発開発室和田雄作室長に深く感謝致します。

解析用入力データを作成するにあたり、色々と教示を頂いた英国AEA Technology, Ron Currie氏に深く感謝致します。

本解析を行うにあたり、入力データの作成、計算、及び結果の整理等を実施して頂いた原子力システム(株)小野功氏に深く感謝致します。

表4.1 S H水リークの進展

時間	破損管	リーク率	継続時間	プラントの状態
—	# 1 6	0.1g/s×30分相当		定格運転--S H水側圧力130 Bar
43'20"				各機器の圧力、レベル上昇開始
—	# 1 6	~200g/s~1DEG	約0.5分	定格運転--S H水側圧力130 Bar
43'46"	#17or18	1DEG相当		R D作動/トリップ開始 (S G隔離)
~43'49"	計9本(初期破損管含む)	同上	3秒間	
~43'54"	計31本	同上	5秒間	S H水側圧力42 Bar
—				160 kgの蒸気は全てS G内にリーク
43'56"				S H水側圧力1.2 Bar
44'16"				(S Hダンプ開始--バルブ全開に30秒)
46'16"				(S Hダンプ終了--ダンプ時間は120秒)

表5.1 解析条件及び結果

解析コード：FINAS

管材	サイズ mm	運転状態	Na側条件		水側条件(ブロー前)			解析結果		
			温度 ℃	H T C kcal/ m ² hr℃	温度 ℃	H T C kcal/ m ² hr℃	圧力 kg/ cm ² G	破損	時間 秒	
SUS 316	15.9φ ×2.08t	定格 → 低速ブロー	(PFR事故時の条件)							有り 33 リーク後
		定格 → 高速ブロー	500- 1150	*1) 6700	450	4994	130	無し	—	

*1) 過去のSWAT-3試験データ
からの推定値

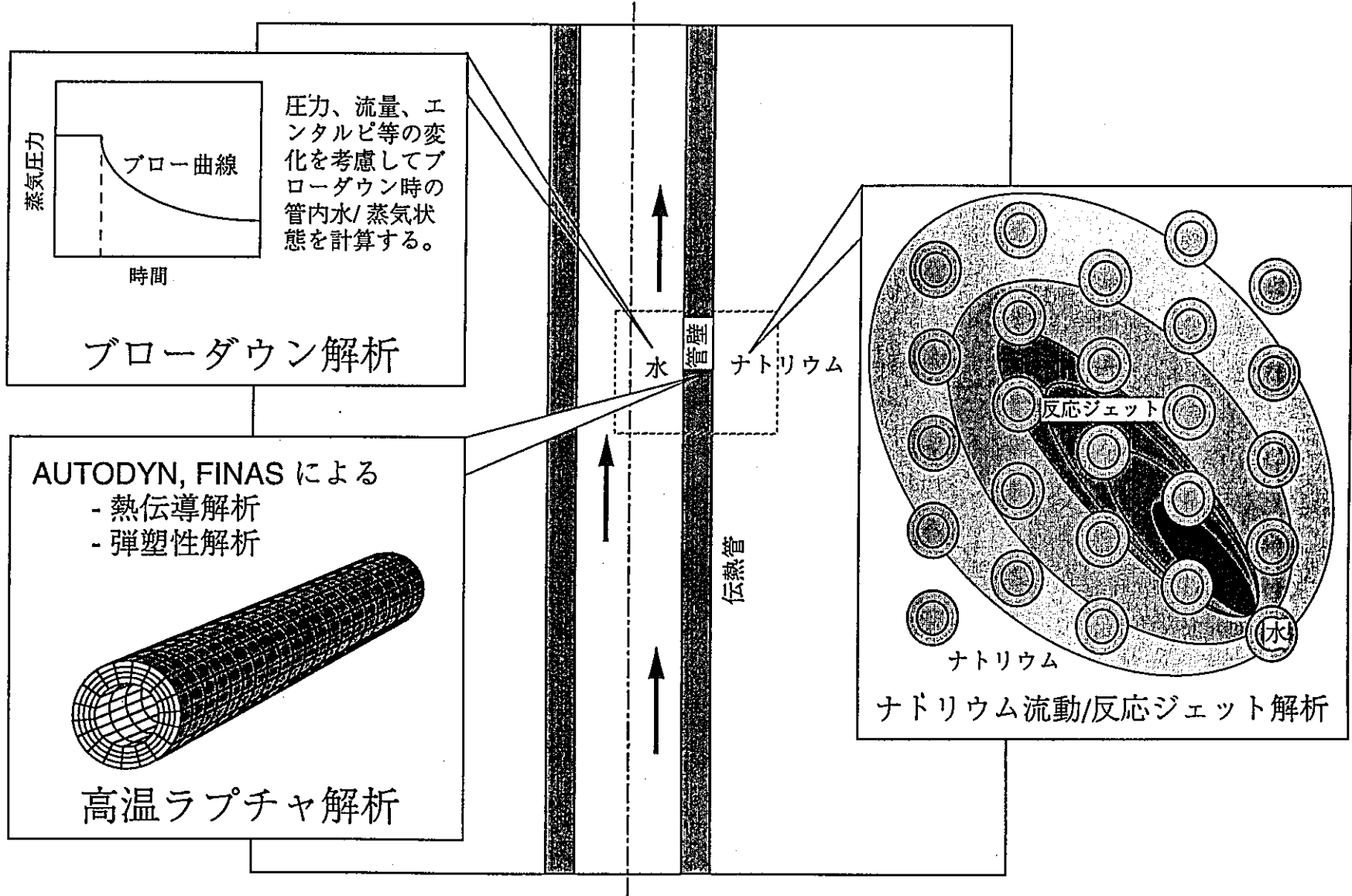
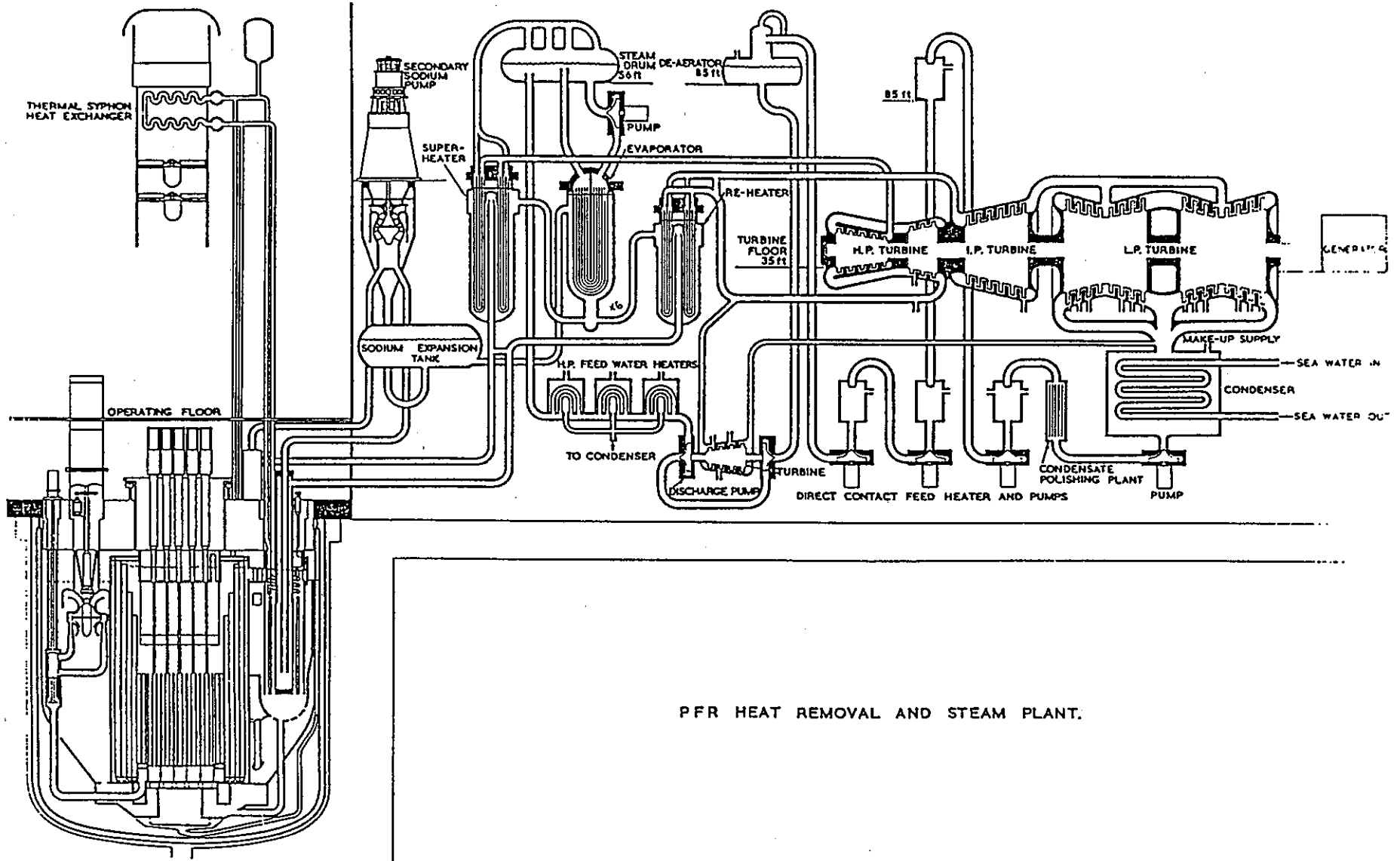


図1.1 高温ラプチャ解析コード



PFR HEAT REMOVAL AND STEAM PLANT.

图2.1 原子炉冷却系

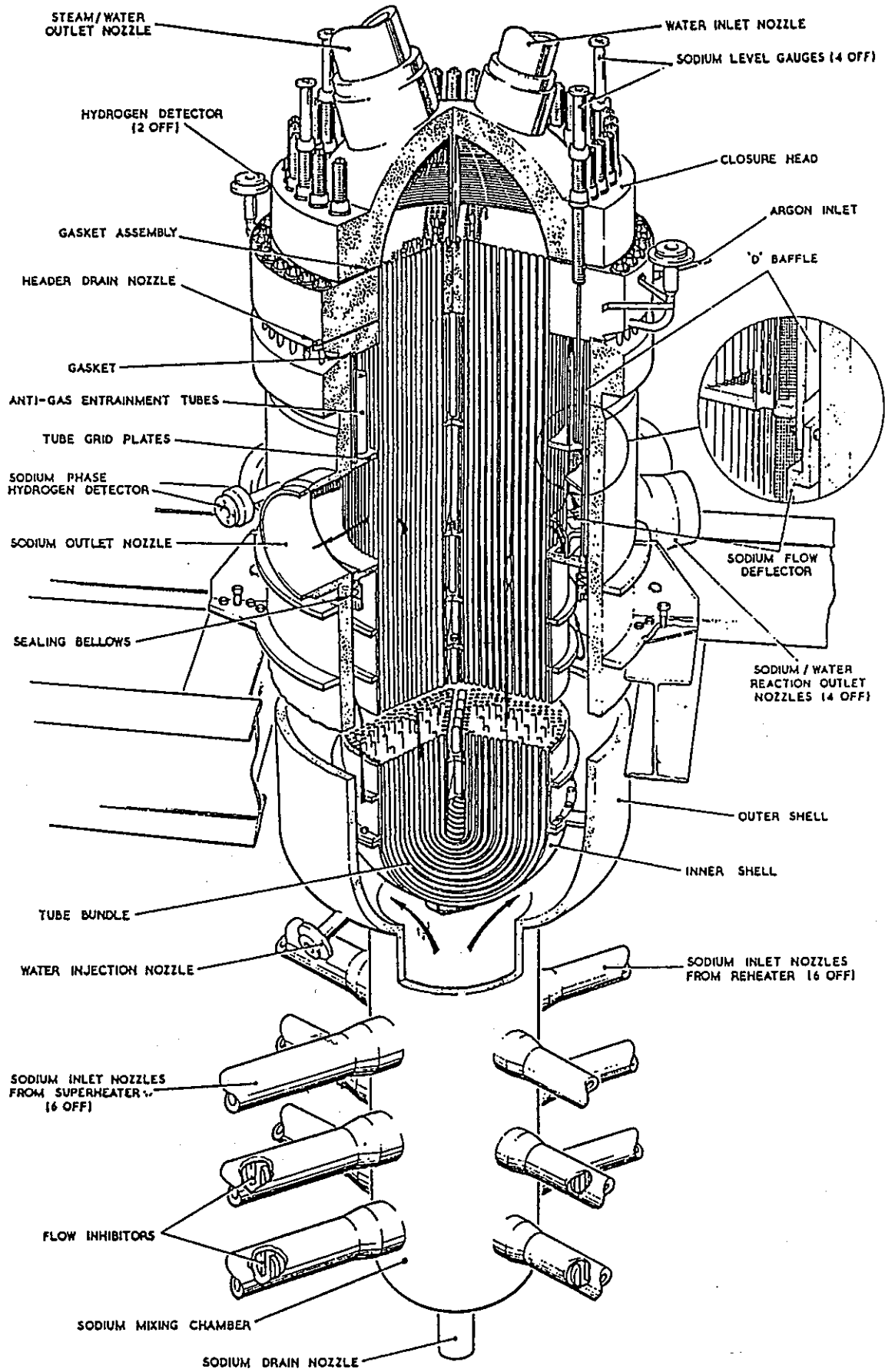


图 2.2 蒸发器

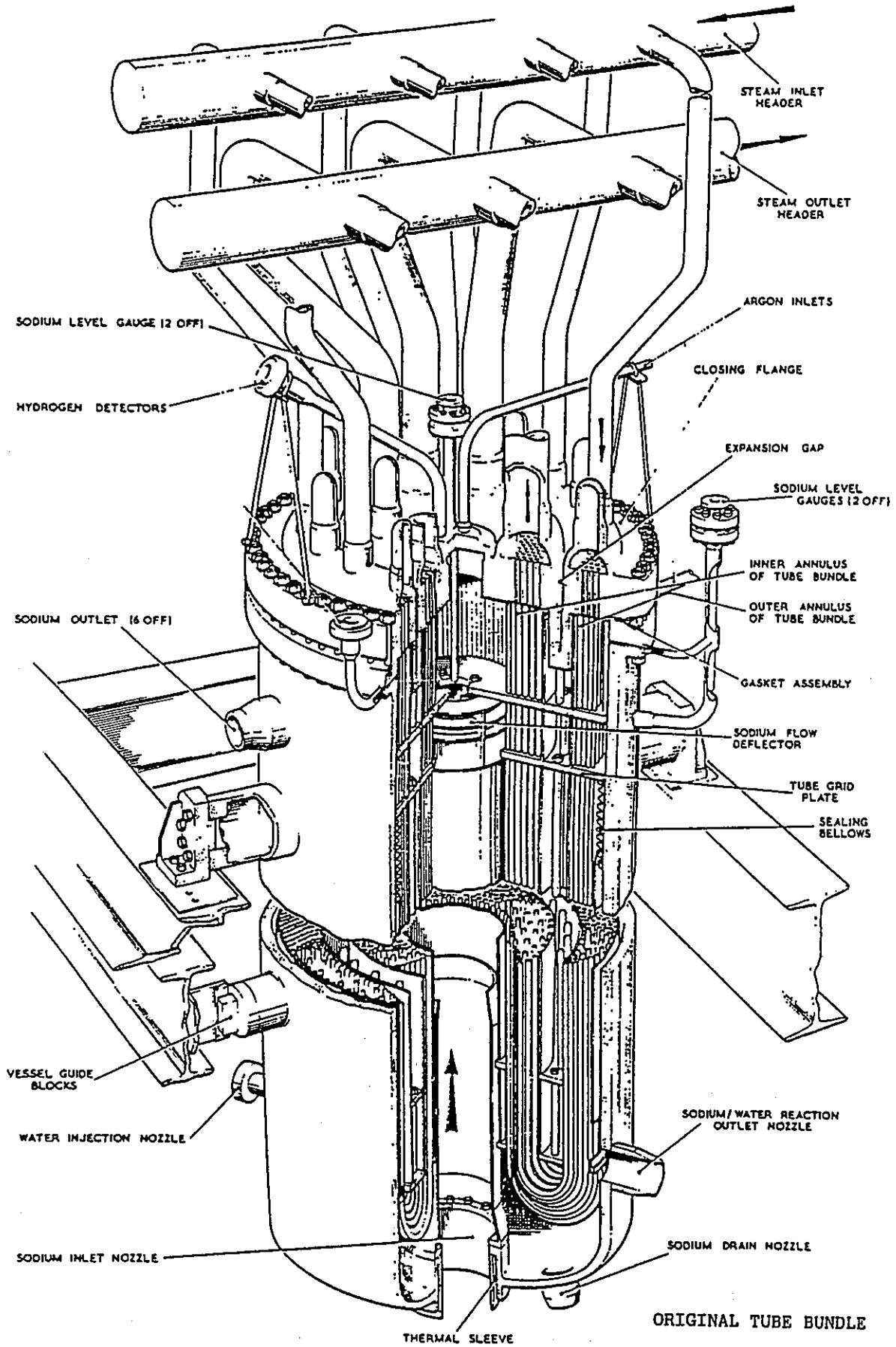


图2.3 过热器

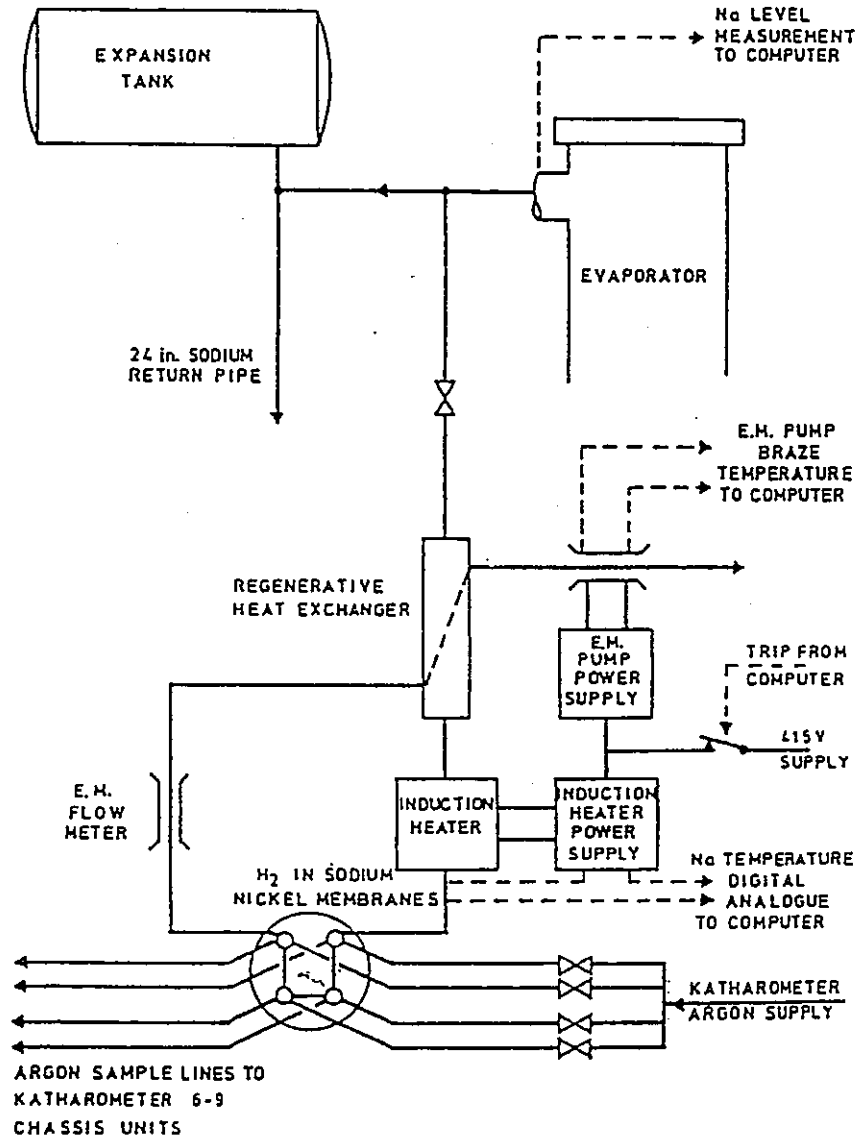


図2.4 サンプルグループ

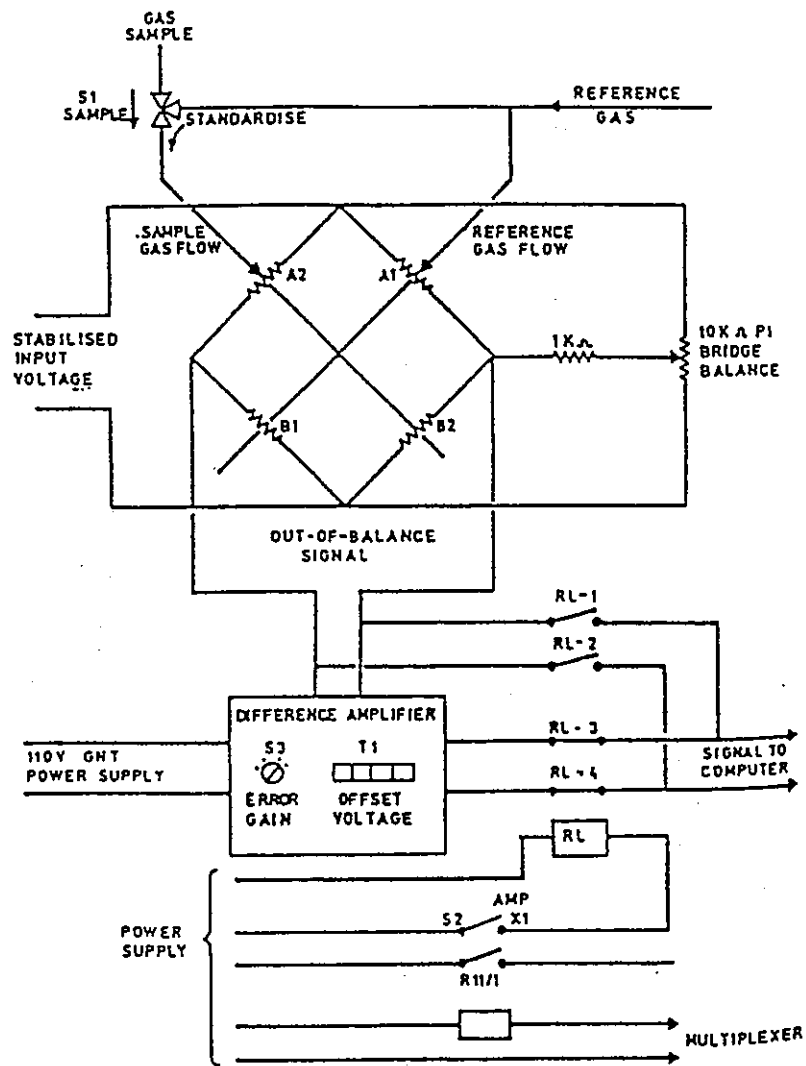


図2.5 カサロメータブロック

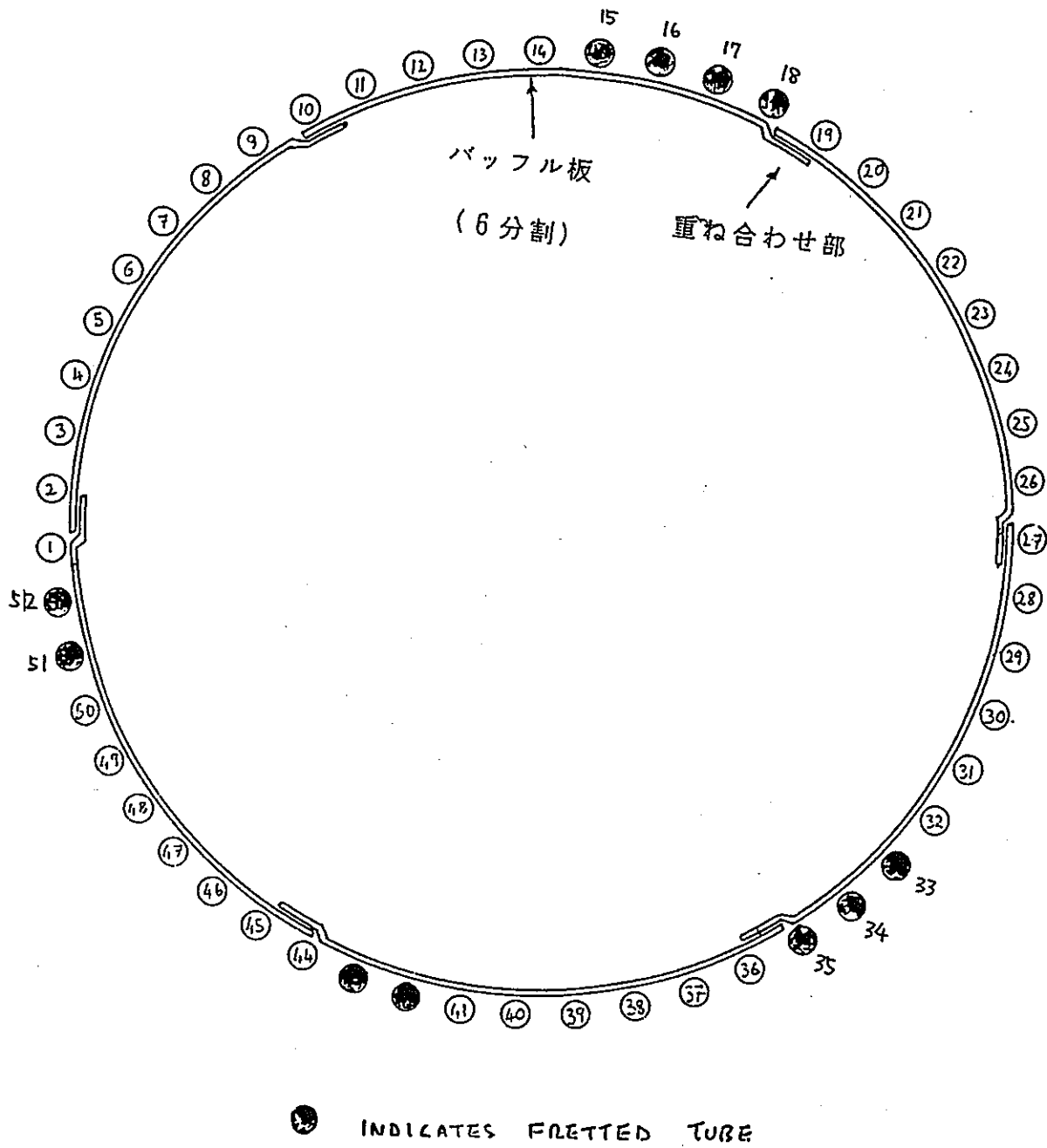


図2.6 ダクトからのリーク位置

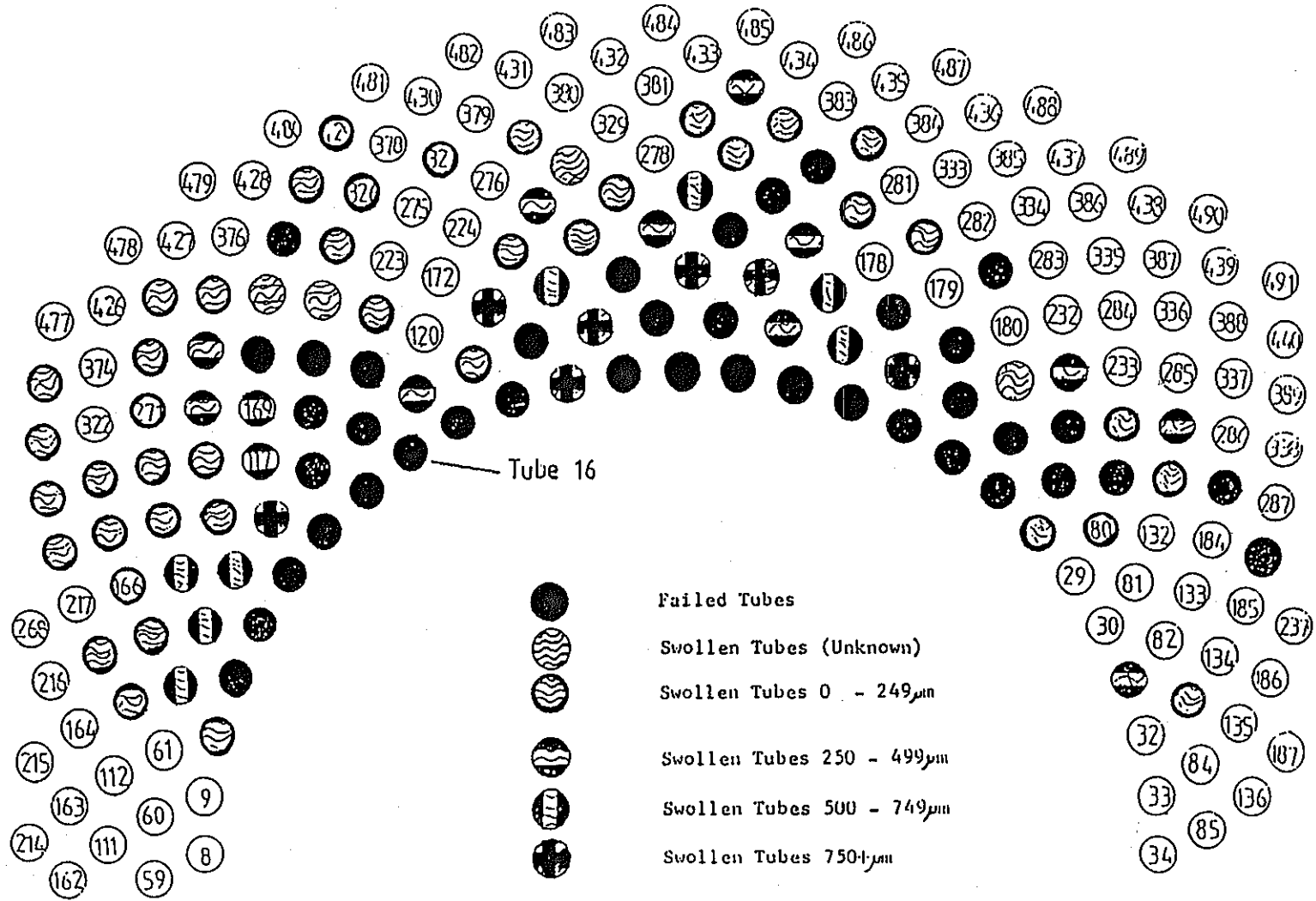


図2.7 伝熱管の破損状況

STEAM/ WATER VALVES OPERATED BY H₂O PROTECTION SYSTEM

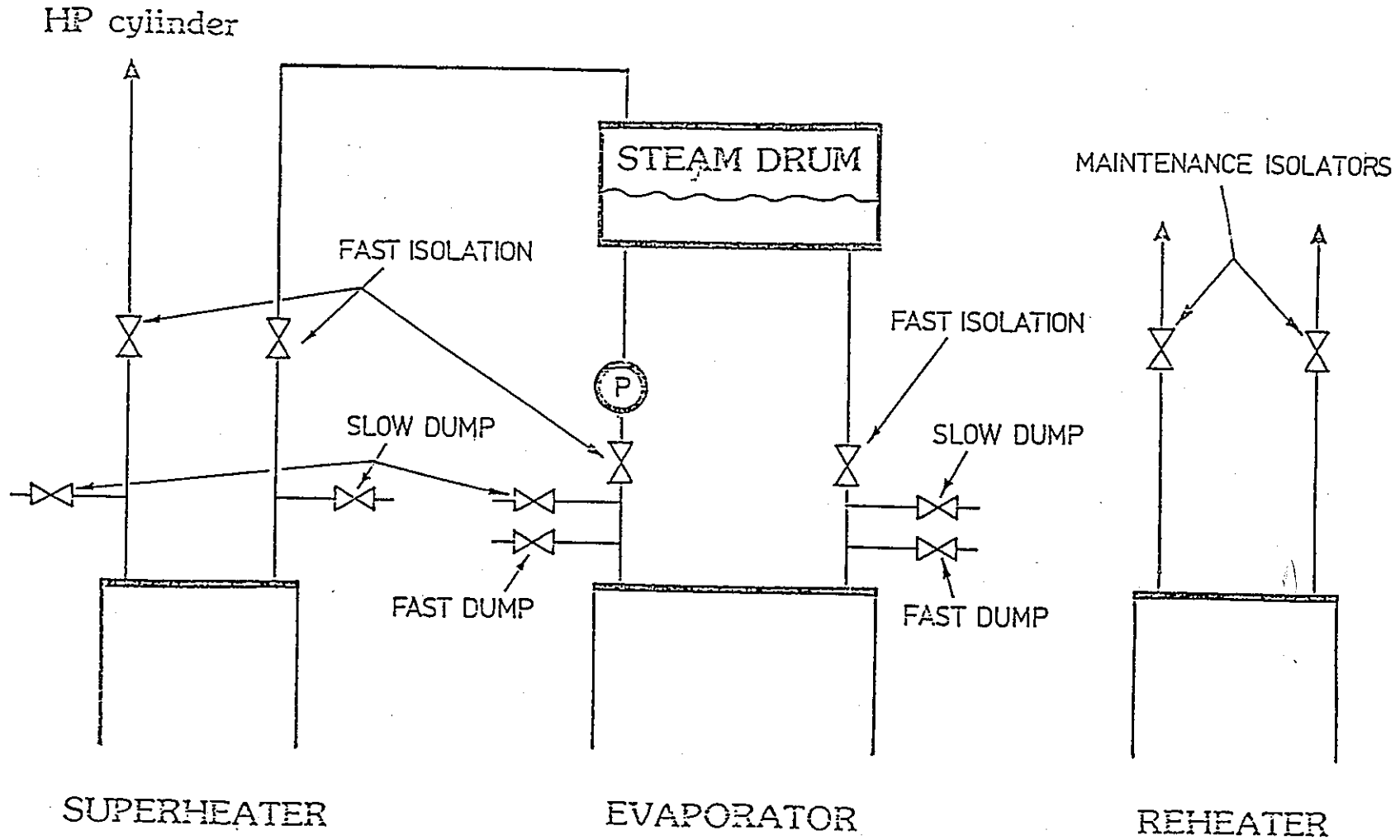


図2.8 水/蒸気フロー系

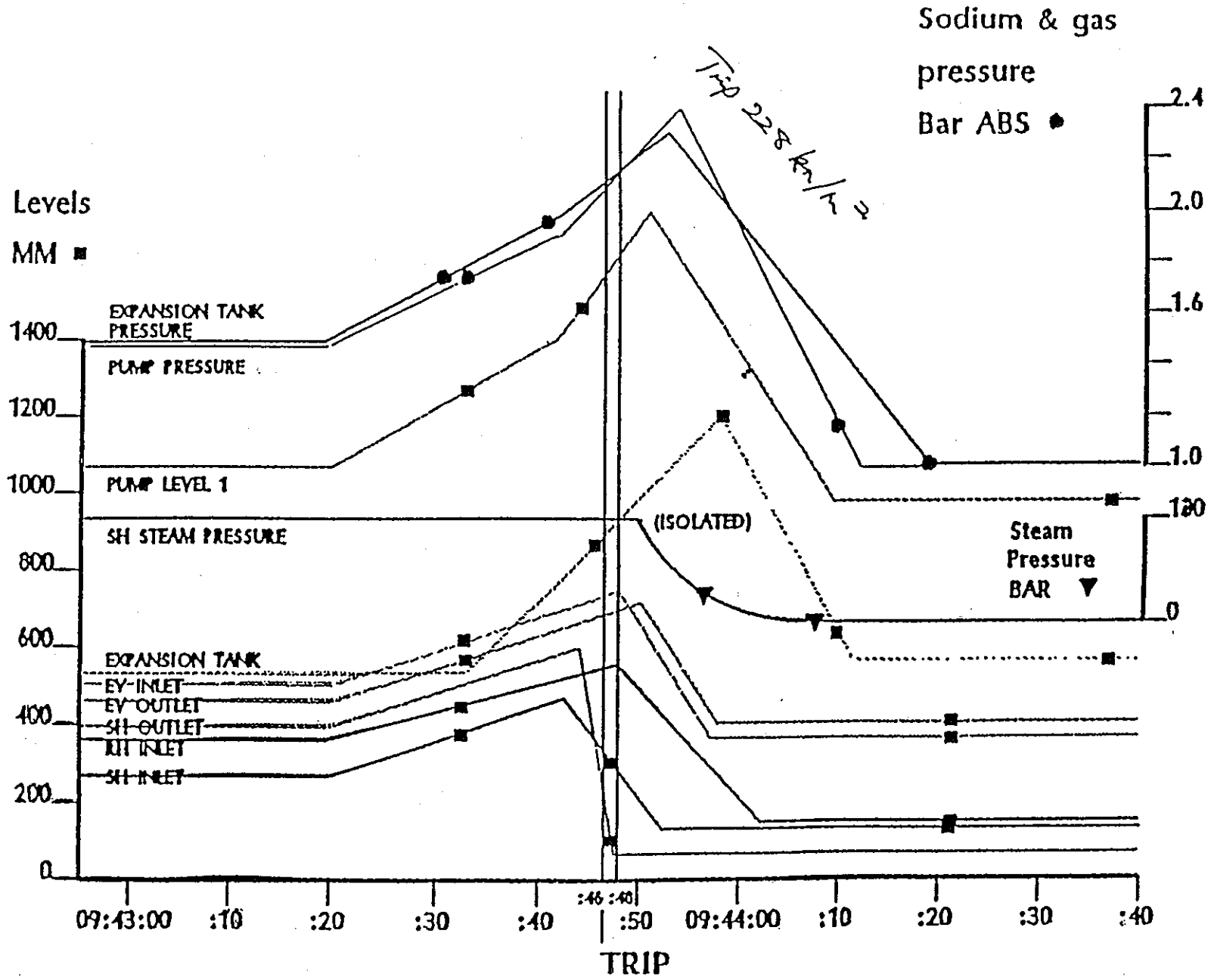


図2.9 事故時のプラントデータ

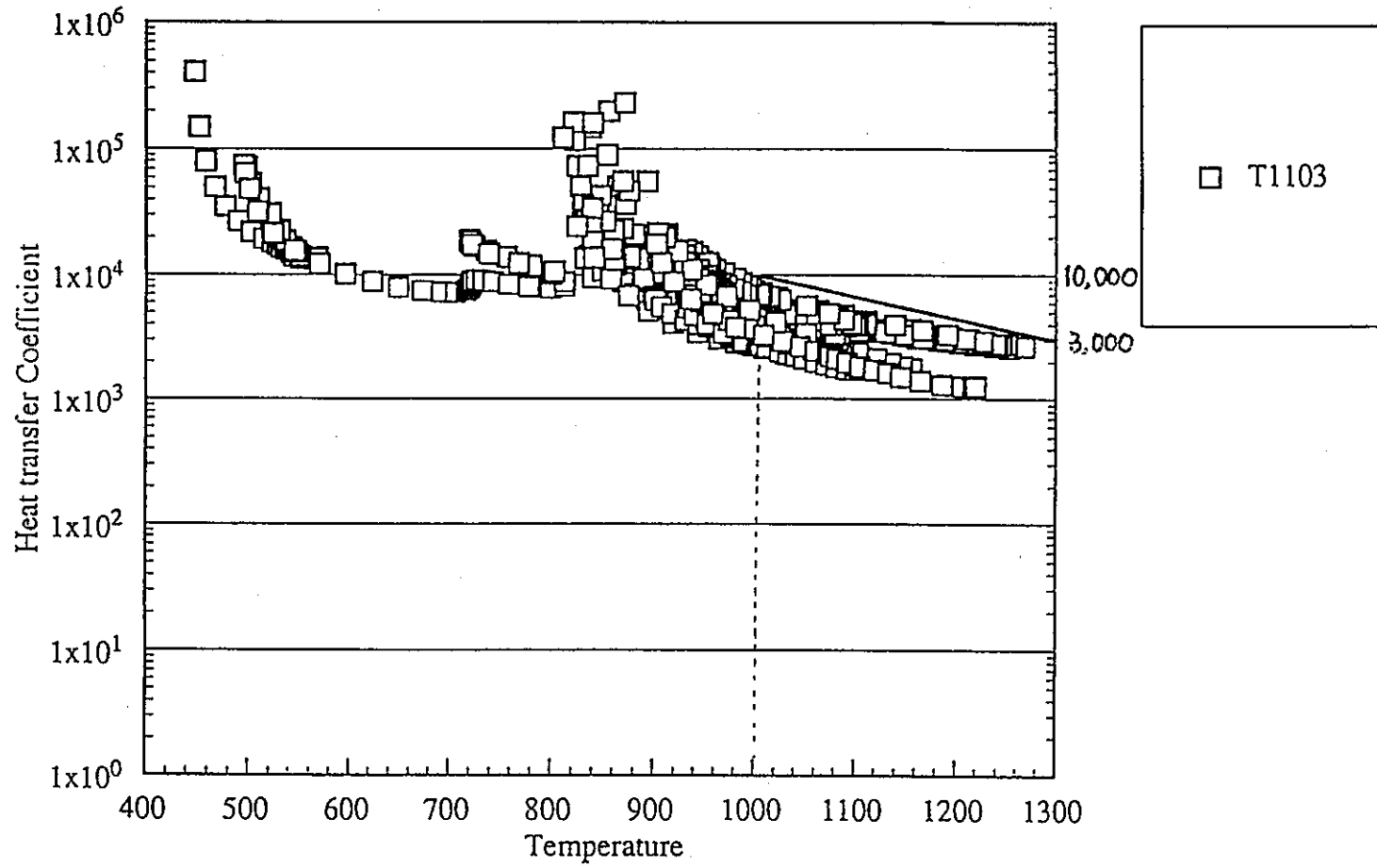


図4.1 管外熱伝達率の実験データ

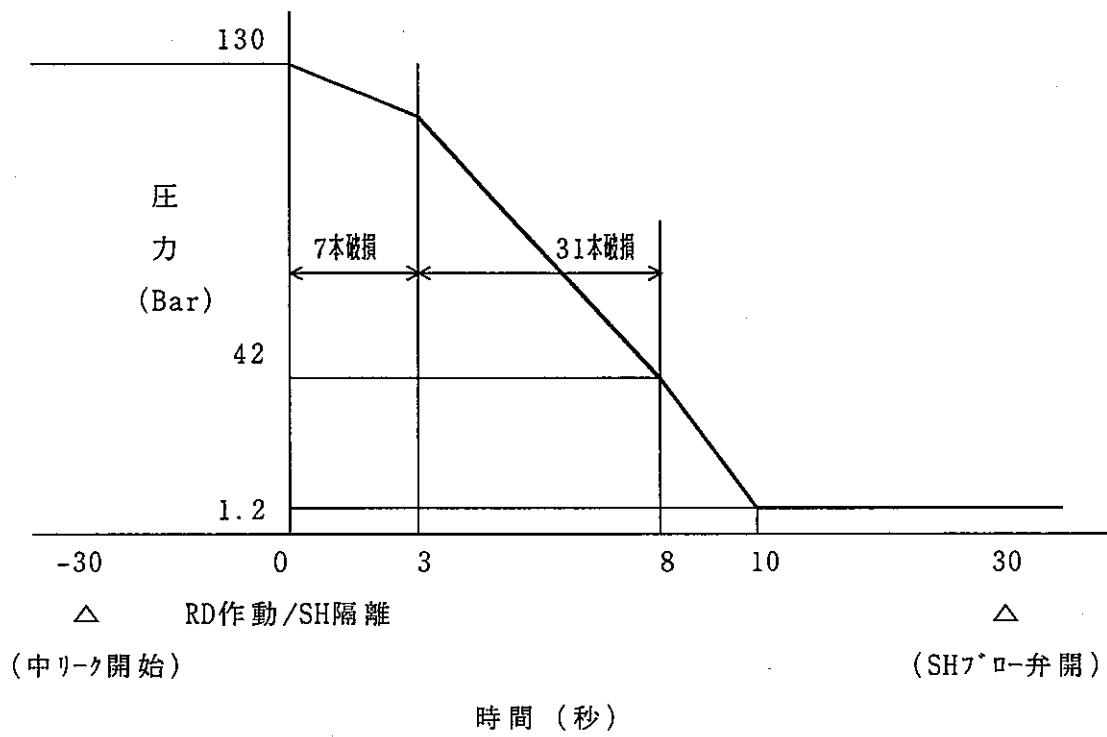


図4.2 SHの蒸気圧力変化予測図

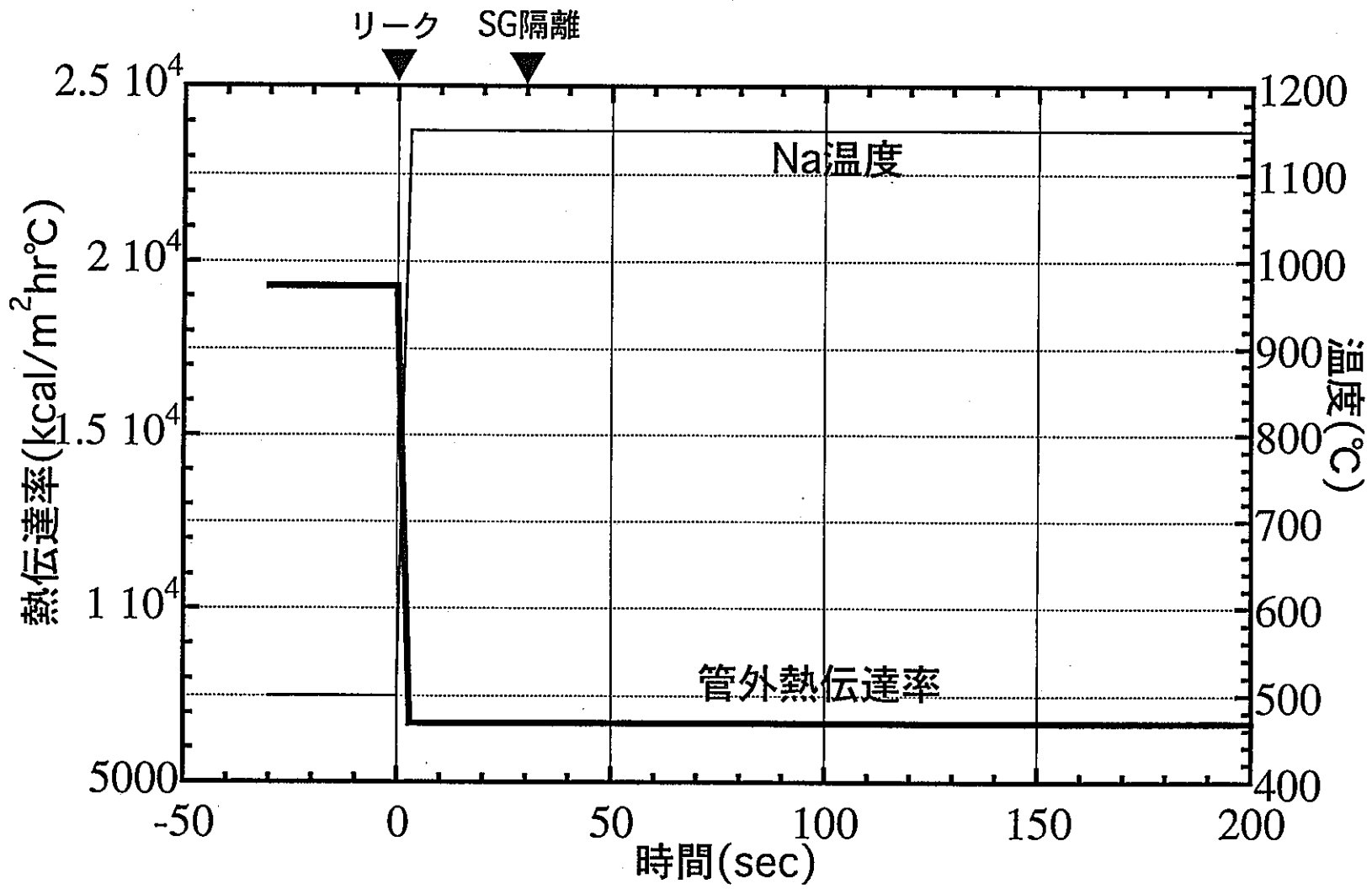


図4.3 SHのナトリウム系状態図

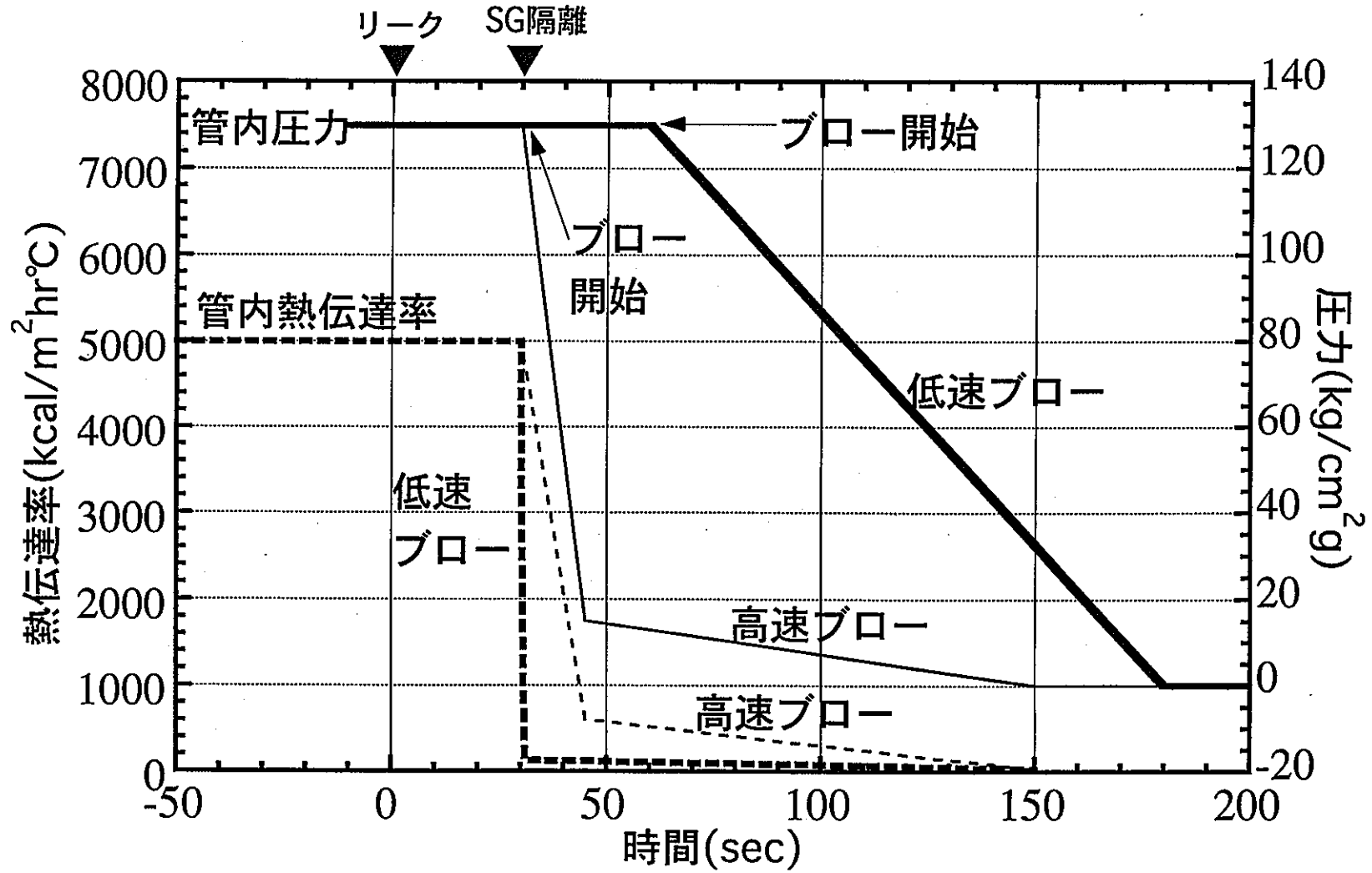


図4.4 SHの蒸気系状態図

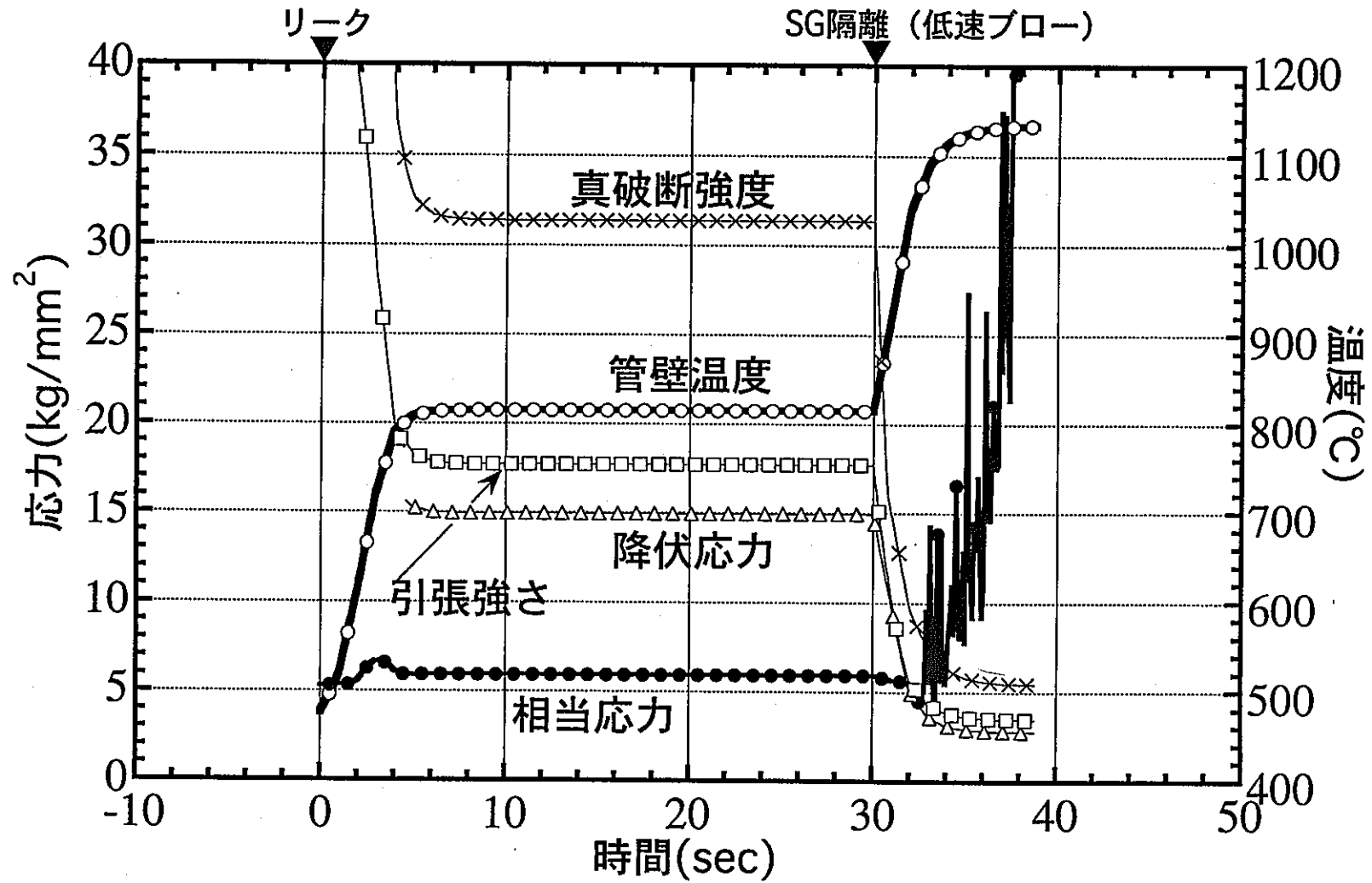


図5.1 低速ブロー系SH解析結果

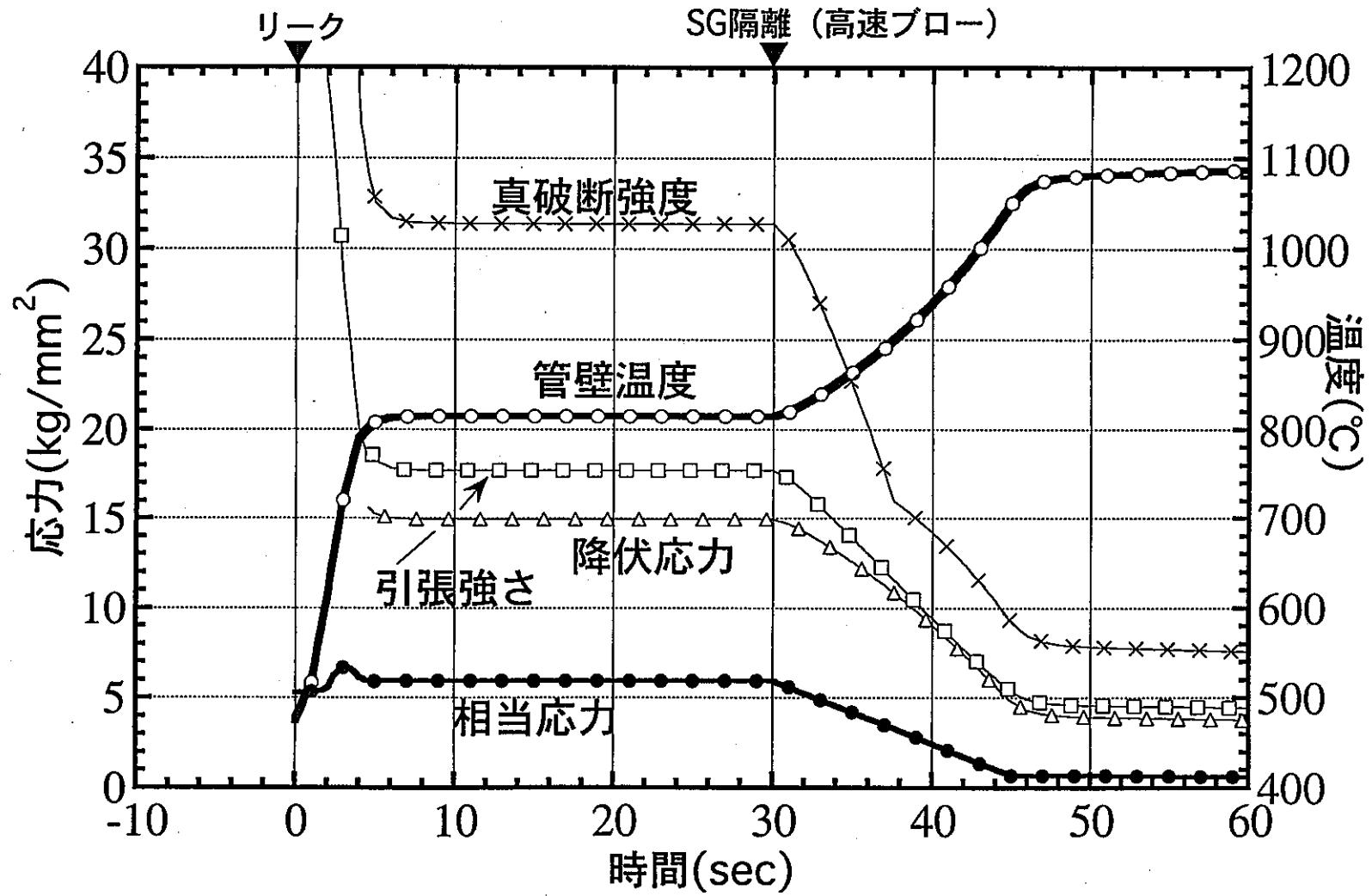


図5.2 高速ブロー系SH解析結果