研究論文

1142. 異常高温時の内圧負荷を受ける伝熱管の破裂挙動

浜田 広次^{1,*}, 栗原 成計¹*The Burst Behavior of the Heat Transfer Tube under an Internal Pressure Load with Extraordinarily High Temperature Condition*

Hirotsugu HAMADA and Akikazu KURIHARA

Rapid bursting tests using the Tube Rupture Simulation Test Rig (TRUST-2) and its overheating rupture analyses were carried out on the 2·1/4Cr-1Mo steel tube under an internal pressure load with extraordinarily high temperature condition. The tube failure behaviors were classified into three patterns of the ductile failure, the creep failure, and the ductile failure accompanied by creep, depending on the test conditions. In comparison between the test and the analysis on the creep failure and the ductile failure accompanied by creep, the time to failure of the analysis is estimated 25-50% shorter than that of the test, and the analysis is considered to be conservative. On the ductile failure, the times to failure of the test and the analysis become close but that of the analysis is still estimated about 10% shorter; the temperature to failure of the analysis is calculated about 100°C lower than that of the test; therefore, the conservatism of the analysis is confirmed. On the creep failure, if the time coefficient of the analysis is given about 1.5-2, the time to failure of the analysis becomes close to that of the test, which means that the analysis by use of the time coefficient 3 results in having the safety margin of 1.5-2 in the application to the Prototype FBR MONJU.

KEYWORDS: FBR type reactors, steam generator, tube, burst, leak, sodium-water reactions, overheating, rupture

I. 緒 論

原子力発電プラント等の蒸気発生器(以下, SG と略す)では, 厚さ数 mm 程度の伝熱管壁を介して熱交換が行われるため, 万が一, 伝熱管壁に貫通亀裂が生じると, 冷却材が高圧側から低圧側へ漏えいする。高速炉の SG では, 2 次冷却系材である低圧のナトリウム(Na)と高圧の水/蒸気が熱交換を行うことから, 水漏えいにより Na-水反応が発生することとなり, 高圧水と水/蒸気が熱交換を行う軽水炉の SG とは異なる設計上の配慮が必要である。Na-水反応に関係する化学反応式のうち, 特に重要なものは以下の 2 式とされる¹⁾。

高速炉 SG での水漏えい時には, このような反応により腐食性の反応生成物と反応熱を伴う反応ジェットが形成されるため, これが隣接する伝熱管に当たると, ウェステージと呼ばれる管壁の損耗を引き起こす。このウェステージの進行速度は水漏えい率に依存し, 小規模な水漏えい(0.1~10 g/s)時に顕著となるが, その影響範囲は隣接する伝熱管 1 本に限定される。大規模な水漏えい(2 kg/s 以

上)時には, ウェステージはほとんど無視できるが, 水素ガスの発生による 2 次冷却系内の圧力上昇に影響を及ぼす可能性があることから, 2 次冷却系内の熱流動現象が重要となる。中規模な水漏えい(10 g/s~2 kg/s)では, 小規模水漏えい時に比べてウェステージの進行速度は小さくなるものの, その影響は複数の伝熱管に及ぶこととなる。特に 2 kg/s 前後の水漏えい率では, 隣接する伝熱管が高温の反応ジェットに覆われることから, 局所的に管壁温度が上昇して機械的な強度の低下を引き起こす可能性がある。したがって, 内圧負荷時における伝熱管の機械的な破裂(高温ラプチャ)挙動の解明が重要となる。

高温ラプチャ挙動は伝熱管の材料強度と管壁応力の相対関係により評価できるが, これらは伝熱管の材質, 寸法を始めとする SG の設計や運転条件に影響される。したがって, 和田ら^{2,3)}により, SG 伝熱管材を対象とした材料強度データの取得と急速加熱時の円筒の内圧破損に関する構造健全性評価に関する研究が行われた。一方, SG 伝熱管を用いた高温ラプチャ試験として, 高周波誘導加熱により伝熱管を急速加熱して破損させる模擬実験(TRUST-1,2: Tube Rupture Simulation Test)を行い^{4,5)}, 構造健全性評価手法の検証データを蓄積している。これらの成果は, SG 伝熱管破損解析コード⁵⁾に反映された後, 原型炉「もんじゅ」SG 伝熱管の高温ラプチャ評価に適用^{6,7)}された。

本研究では, TRUST-2 を用いた 2·1/4Cr-1Mo 鋼伝熱管の急速破損模擬実験により, 高温状態で内圧負荷を受ける伝熱管の破裂挙動を解明するとともに, 高温ラプチャ評

¹ 核燃料サイクル開発機構大洗工学センター(O-arai Eng. Center, Japan Nucl. Cycle Develop. Inst.)

(2002年12月 4日 受理; 2003年 1月14日 査読通過)

* 著者連絡先: Tel. 029-267-4141, Fax. 029-266-3717, E-mail: hamada@oec.jnc.go.jp

価手法の保守性を確認することを研究目的とする。

II. 実 験

1. 実験装置

Fig. 1 に示す TRUST-2 装置は、試験体(伝熱管)、試験体を急速加熱するための高周波誘導加熱装置、試験体と加熱コイルを納める試験セル、試験体内に窒素ガスあるいは蒸気を供給する加圧系統および計測系統により構成される。本研究における実験では、試験体内を窒素ガス供給により加圧した。

2. 試験体

Fig. 2 に試験体の構造を示す。試験体は、伝熱管、上部プラグ、接続ソケット、ハブ、導圧管および熱電対で構成される。伝熱管上部はプラグされ、熱膨張の影響が生じないように自由端とし、また導圧管を設けて圧力伝送器により管内圧力を測定する。伝熱管下部は接続ソケットとハブにて加圧系統に接続し、そこから窒素ガスを供給する。伝熱管の外壁面にはらせん状配置(ただし軸方向中央部断面は周方向90°おき)で合計12本の R 型熱電対(Pt-PtRh13%, JIS class 1 相当, 0.5 mmφの素線の)接点をスポット溶接し、加熱部の温度分布を測定する。

3. 伝熱管

伝熱管の材質は「もんじゅ」SG(蒸発器)と同じ2・1/4Cr-1Mo 鋼であるが、JIS で規定された一般的な商用鋼管(JIS 材)と「もんじゅ」SG 伝熱管と同様の仕様・工程に基づき製作された鋼管(相当材)の2ヒートを使用した。伝熱管の公称肉厚は、JIS 材が3.9 mm, 相当材が3.8 mmであるが、公称外径はいずれも31.8 mmで製作した。ただし、TRUST-2 装置の設計圧力(19.7 MPa)の制限により、管内圧力を設計値以下に設定する必要があることから、実験条件によっては、伝熱管の外壁面を旋削するか内壁面をホーニング加工して肉厚を薄くした。そのため、伝熱管の肉厚は軸方向30 mm あるいは35 mm 間隔(熱電対の取付断面)で、各断面は周方向90°おきに測定した。肉厚測定には、Krautkramer Branson 社製の超音波精密厚さ計(CL304)を使用し、表示分解能0.01 mmのレンジで計測した。

4. 高周波誘導加熱装置

伝熱管の局所的な高温状態を模擬するための高周波誘導加熱装置は、Fig. 1 に示した高周波インバータ、純水循環装置、整合器、加熱コイル等で構成される。高周波インバータにより発生させた高周波電力(25~500 kW)は整合器を経由して誘導加熱コイルに供給し、非接触方式で伝熱管を加熱する。

加熱コイルは、巻数11、内径100 mm、長さ300 mm、均熱幅200 mmである。この加熱コイルは、使用する伝

Fig. 1 Experimental apparatus for the tube rupture simulation test (TRUST-2)

Fig. 2 Shape of the test piece

熱管の材質、寸法において、肉厚方向が均一に加熱される(加熱浸透深さが伝熱管の肉厚より大きくなる)よう設計されている。

本実験は、実機 SG と同じ材料、円筒形状である伝熱管を用いて、管壁の温度と応力の関係として破損評価手法の保守性を検証することを主目的とする。したがって、管壁の温度を正確に制御・計測するために、高周波誘導加熱を実験で採用した。実機 SG 体系では、管内を水/蒸気が流

れて除熱することから、管壁には径方向に温度勾配が生じる。このような条件での破損評価に際しては、Ⅲ-3節で記載するように、径方向の温度分布を計算し、その平均を代表温度として評価するが、この評価手法については、英国 PFR 過熱器の水漏えい事故を対象とした解析評価⁸⁾により、その適用性を確認している。

Fig. 3 に示す昇温・制御系統では、高周波インバータに付設する温度制御プログラムを用いて、目標とする昇温速度、最高温度、高温保持等を制御する。昇温制御においては、伝熱管壁に取り付けた R 型熱電対 (Fig. 2 の #12) を計測・監視し、PID 制御を行う。

5. 計測系統

実験データを計測および収録するための系統で、主な測定項目は伝熱管の外壁面温度と管内圧力である。

Fig. 3 Data processing system

外壁面温度は R 型熱電対で測定する。この熱起電力は、温度変換器によってゼロ点および室温補正、並びに信号処理を行い、電圧値にリニアライズ (0~5 V) される。管内圧力は、試験体上部の導圧管に接続された定格容量 30 および 50 MPa の圧力トランスデューサ (共和電業製 PGS-300KA, PGS-500KA) で測定し、その出力信号 (非直線性はフルスケールの $\pm 0.2\%$ 以下) を変換増幅器で電圧値にリニアライズする。

データ収録には、デジタルデータレコーダ (エヌエフ回路設計ブロック製 5881/PCM/DATA RECORDER) を用い、サンプリング周波数 50 Hz で、16 Ch の同期収録を行った。

6. 実験条件

実験条件を Table 1 にまとめる。実験条件の設定は、延性破損とクリーブ破損に大別される。

延性破損実験では、急速加圧あるいは急速加熱の条件を設定した。前者は、伝熱管をあらかじめ加熱し、設定する温度条件を保持した状態で管内を急速に加圧して、その加圧過程で伝熱管を破損させる。後者は、伝熱管内を設定圧力条件に保持した状態で、伝熱管を急速に加熱し、その昇温過程で破損させる。

クリーブ破損実験では、伝熱管をあらかじめ加熱し、設定する温度条件に保持した状態で、伝熱管内圧力を破損圧力の 50~60% 程度に保持し、その状態で破損させる。

反応ジェットの高温状態を模擬する観点から、温度パラメータとして 1,000, 1,100, 1,200°C を設定した。SG 水漏えい時の昇温速度は、反応ジェット側の温度・熱伝達率、伝熱管の肉厚・比熱・熱伝導率、水/蒸気側の温度・熱伝

Table 1 Summary of the TRUST-2 test

Run	Test objectives	Outer diameter (mm)	Thickness (mm)	Tube	Temperature Set/Failure (°C)	Pressure Set/Failure (MPa)	Time to failure Test ^{a)} /Analysis (s)
1	Rapid pressurizing/Ductile failure	30.60	3.65	JIS	1,200/1,198	Until fail/9.9	9.3/5.97
2	Rapid pressurizing/Ductile failure	30.70	3.70	JIS	1,100/1,074	Until fail/11.9	18.7/14.26
3	Rapid pressurizing/Ductile failure	30.90	3.80	JIS	1,200/1,185	Until fail/8.7	12.2(4)/6.75
4	Creep failure	30.80	3.73	JIS	1,100/1,100~1,061	9.4~8.4/8.4	77.3(69)/38.21
5	Creep failure	30.70	3.74	JIS	1,200/1,199	6.0~5.4/5.4	80.8(75)/50.62
6	Rapid pressurizing/Ductile failure	31.40	3.20	JIS	1,100/1,081	Until fail/11.4	12.5/8.62
7	Rapid pressurizing/Ductile failure	31.70	4.10	MONJU	1,200/1,196	Until fail/10.3	9.9/6.81
8	Rapid heating/Ductile failure	30.80	3.70	JIS	Until fail/1,170	10.0~10.6/10.6	12.0/11.06
9	Rapid heating/Ductile failure	31.60	3.17	JIS	Until fail/1,147	10.5~11.2/11.2	10.7/9.87
10	Rapid pressurizing/Ductile failure	27.15	1.90	JIS	1,000/1,004	Until fail/11.2	12.5/8.31
11	Rapid pressurizing/Ductile failure	27.65	2.00	MONJU	1,000/992	Until fail/11.6	13.2/9.31
12	Creep failure	27.65	2.00	MONJU	1,000/1,028	7.5~6.8/6.8	101.5(95)/66.34
13	Rapid pressurizing/Ductile failure	29.50	3.00	MONJU	1,100/1,125~1,126	Until fail/10.7	10.4/6.61
14	Rapid pressurizing/Ductile failure	31.75	4.08	MONJU	1,100/1,087	Until fail/17.6	7.2/4.66
15	Rapid pressurizing/Ductile failure	31.75	4.04	MONJU	1,100/1,063	Until fail/15.0	18.0/13.83

^{a)} () is the period since after pressurization

達率に依存する。急速加熱実験では、実機評価^{6,7)}における管壁温度の最大上昇率相当として約100°C/sをリファレンスとした。

伝熱管には初期欠陥を設けずに破損させるため、破損温度は破損口に最も近い温度測定点でのデータとし、伝熱管の外径と肉厚は、その温度測定点において試験前に測定した値とする。また破損圧力は、破損直前の管内圧力とする。

7. 実験結果

典型的な例として、Run1, 5, 8の実験結果をFig. 4の最上段に示す。

Run1では、JIS材による伝熱管を用いて、管壁温度を約1,200°Cに保持した状態で管内圧力を上昇させ、その途中で破損させた。図は、破損口に最も近い熱電対#10の管壁温度と管内圧力の時間変化を示し、□印は実験での破損時刻を表す。伝熱管は加圧開始後9.3sで破損し、その時の管壁温度は1,198°C、管内圧力は9.9 MPaであった。

Run5では、ほぼ同様の伝熱管を用い、管壁温度を1,200°Cに保持した状態で、管内圧力を6.0 MPaまで加圧し、クリープ破損を模擬した。図は、熱電対#11の管壁温度と管内圧力の時間変化を示す。伝熱管温度は加圧開始後から80.8sで破損するまで約1,200°Cを維持したが、管内圧力は若干低下して破損時に約5.5 MPaとなった。

Run8は、Run1の急速加圧実験に対してはほぼ同条件で急速加熱実験を行った。管内圧力は約10 MPaに保持し、その状態で管壁温度を上昇させ、その途中で破損させた。

図は、熱電対#11の管壁温度と管内圧力の時間変化を示す。伝熱管は昇温開始後12.0sで破損し、その時の管壁温度は1,170°C、管内圧力は若干上昇して10.6 MPaであった。

III. 解 析

1. 高温材料強度

900°Cを超える高温域では、伝熱管材はクリープ効果が顕著で、明らかなひずみ速度依存性が認められることから、クリープ試験データを取得し、これにLarson-Miller法を適用することで、和田ら^{3,6,7)}により次式が得られている。

$$T(\log \alpha t_R + 11.28) = 28,732 - 7,019 \log \sigma \quad (1)$$

ここで、 T は温度(K)、 α は時間係数、 t_R は破断時間(s)、 σ は応力(N/mm²)である。

高温ラプチャ評価では、クリープ破断強さに対する安全裕度として時間係数 $\alpha=3$ を与え、延性破断に対しては、破断時間10sでのクリープ破断強さを高温引張強さとして用いる^{3,6,7)}。(1)式の $\alpha=1$ は単軸引張での試験データの平均傾向を示すが、内圧を受ける円筒の破断時間は単軸引張の2/3倍であり、円筒での平均傾向は $\alpha=1.5$ に相当することが和田ら⁹⁾により理論的に導かれている。

2. 管壁応力の計算

伝熱管の応力 σ は、薄肉円筒の公式に基づき、次式により算定する。

Fig. 4 TRUST-2 test and analysis results

$$\sigma = \frac{P(D_i + 2(1-k)t)}{2t} = \frac{P(D_o - 0.8t)}{2t} \quad (2)$$

ただし、管内圧力を P 、伝熱管の内径を D_i 、外径を D_o 、肉厚を t とし、ファクタ k は JIS 圧力容器の設計式で用いている $k=0.4$ を適用する^{3,6,7,10}。

3. 管壁温度の計算

SG 水漏えい時の管壁温度は、反応ジェット側が高く、反対側が低くなるなど、周方向に温度差を生じ得るが、水漏えい率が kg/s オーダと大きく、かつ水漏えい管から十分離れた伝熱管群では、反応ジェットが攪拌されて温度差は相対的に小さくなる。したがって、高温ラプチャ評価では、高温側の Na 温度が周方向均一に与えられる厳しい加熱条件を設定するものとし、次式の径(r)方向 1 次元の非定常熱伝導方程式に基づいて管壁の温度分布を計算する。

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \nabla^2 T \quad (3)$$

ここで、 T は温度、 τ は時間、 a は温度伝導率である。(3)式は、 r 軸の変数変換 ($R = \log r$) により (4) 式のように簡略化し、Crank-Nicolson の陰解法と Gauss の消去法に基づき数値的に解く。境界条件としては、管内外の温度と熱伝達率を与える。また管壁の代表温度として、径方向で平均化した温度 ($= \int T r dr / \int r dr$) を与える。

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \exp(-2R) \frac{\partial^2 T}{\partial R^2} \quad (4)$$

4. 破損の判定

延性破損の判定は、(2)式で計算される管壁応力が、前節で計算される管壁温度に対応して求められる高温引張強さを越えた時点とする。クリープ破損の判定は、前節の管壁温度を T 、(2)式の管壁応力を σ として与え、その応力と温度の作用時間 $\Delta \tau$ と (1) 式により計算される破断時間 t_R の比の総和 $\sum \Delta \tau / t_R$ 、すなわち時間分数和による累積損傷が 1 を越えた時点とする。

5. 計算方法

伝熱管は径方向に 12 個のメッシュ分割を取り、外径と肉厚は Table 1 に示した実測値とした。物性値としては、管壁の密度を $7,806 \text{ kg/m}^3$ 、比熱を 837.4 J/kgK とし、管壁は高周波誘導加熱により径方向に均一に加熱されることから、管壁内外面に生じる温度差が小さくなるように、熱伝導率として数値的に大きい値 (10^6 W/mK) を与えた。したがって、温度伝導率 a は約 $0.15 \text{ m}^2/\text{s}$ となる。また実測された外壁温度を外壁面の境界条件として与え、内壁面は窒素ガス封入で流動がなく、ほぼ断熱に近い条件であることから、自然対流オーダの熱伝達率を境界条件として与えた。そして、時間メッシュ 0.01 s 間隔で加圧あるいは加熱開始時から伝熱管の破損時刻を若干経過するまで非定常解析を行った。累積損傷の計算では、実機評価で用いた $\alpha =$

3 をリファレンスとするが、参考のため円筒容器の理論値相当である $\alpha = 1.5$ とした計算も併せて行った。また、クリープ破損よりも早く延性破損の条件に達した場合については、破断時間 10 s 以下についても (1) 式をそのまま適用することで、 $\alpha = 1.5$ の累積損傷の計算を継続した。

6. 計算結果

Fig. 4 の中～下段に、代表例として Run1, 5, 8 の解析結果を示す。中段は管壁温度と応力、下段は累積損傷である。図中に示す○印は解析での破損時刻 (延性破損か $\alpha = 3$ としたクリープ破損のいずれかの条件に先に達した時刻) を表す。

Run5 は、破損圧力以下に加圧した状態で、管壁を高温に保持して破損させたクリープ破損の実験ケースである。 $\alpha = 3$ の条件では、実験の破損時刻よりも早い時刻に解析の累積損傷が 1 を超えてクリープ破損するが、延性破損の条件には達していない。このため、Run5 はクリープ破損のケースと分類する。他のクリープ破損の実験ケースである Run4 と 12 についても、Run5 と同様な結果となる。

Run8 は、急速加熱により伝熱管を破損させたケースであるが、解析では実験よりも早く延性破損の条件に達して破損する。また、実験の破損時刻における累積損傷は、 $\alpha = 1.5$ の条件でおおよそ 0.2 以下と小さい。このため、Run8 は延性破損のケースと分類する。急速加熱により伝熱管を破損させた Run9 のケースについても、Run8 と同様な結果となる。

Run1 は、急速加圧により伝熱管を破損させたケースであり、解析では実験よりも早く延性破損の条件に達して破損する。また、実験の破損時刻における累積損傷は、 $\alpha = 1.5$ の条件でおおよそ 0.5 程度かそれを上回っている。したがって、Run1 はクリープを伴う延性破損のケースと分類する。他の急速加圧により伝熱管を破損させたケースである Run2, 3, 6, 7, 10, 11, 13~15 についても、Run1 と同様な結果となる。

IV. 考 察

延性破損とクリープを伴う延性破損とに類別した理由は、主に実験方法の違いに起因する。すなわち、前者のケースでは、初期から伝熱管が内圧負荷されているが、その状態で管壁温度が $1,000^\circ\text{C}$ 以上となる期間は 3~4 s 程度と短い。一方、後者のケースでは、内圧負荷されている期間は常に管壁が $1,000^\circ\text{C}$ 以上の高温状態となっており、それが加圧開始から破損まで継続 (時間にすると 7~19 s) し、前者の 2 倍以上の時間となる。したがって、前者の延性破損にはクリープの影響が有意に現れず、後者はクリープの影響が有意に現れたもの考える。

Fig. 5 に示すように、実験と解析の破損時間を比較することによって、クリープの影響を確認する。参考のため、同図には延性破損のケース (Run8, 9) もプロットし

た。明らかに試験結果は、クリープ破損、延性破損、クリープを伴う延性破損のグループに分類され、また解析の破損時間は実験よりすべて10～50%（クリープ破損では35～50%，クリープを伴う延性破損では25～45%，延性破損では約10%）短く評価することがわかる。特にクリープ破損のケースについて、実験における時間係数 α を以下のような近似で推定した。

時間係数 $\alpha_a=3$ の裕度で時刻 τ_a で累積損傷が1になったとすると、時刻 τ_a での裕度のない累積損傷 DC^a は $1/\alpha_a$ である。累積損傷はFig. 4のRun5で示すように直線的であることから、実験の破損時間を t_R とし、時刻 τ_a での累積損傷 DC^R を直線近似すると τ_a/t_R となる。実験で推定される時間係数を α とすると、時刻 τ_a での累積損傷は $DC^R=\alpha \times DC^a$ となり、これより $\alpha=DC^R/DC^a=(\tau_a/t_R)/(1/\alpha_a)=\alpha_a \tau_a/t_R$ と求められる。こうして求めた α の推定値は、Fig. 5に示すように、1.5～2程度となっており、 $\alpha=3$ を採用することの保守性を確認できる。

延性破損のケース(Run8と9)は、その他のケースに比べ実験と解析の破損時間が漸近するが、それでも解析は実験より破損時間を短く評価している。Run8と9で実験と解析の破損時間が近くなる理由は以下の通りである。

実験で測定される破損時間 t_R は、伝熱管が破損条件に達するまでの時間 t_{Rset} とその条件に達してから破損するまでの時間 t_{Rrup} の和となる。実際には両者を明確に分離できないが、簡略化して考えるならば、 t_{Rset} は、試験方法（例えば昇温速度や昇圧速度）に依存するもので、物理的に意味のない時間であり、 t_{Rrup} は破損形態（延性破損、クリープ破損）と関係する時間である。一般的に、円管の延性破損の場合、 t_{Rrup} は非常に短い時間であり、クリープ破損の場合、 t_{Rrup} はクリープ破断時間に相当する。Run8と

9で実施した加圧後に昇温する条件では、昇温速度を最大約100℃/sとしているため、伝熱管は瞬時に常温から延性破損の温度条件に到達し、クリープの効果が有意に現れるよりも早く延性破損したと考えられ、その破損時間は $t_R=t_{Rset}+t_{Rrup} \approx t_{Rset}$ と近似できる。一方、昇温後に加圧する試験では、加圧開始時点で伝熱管はすでに高温条件に達していることから、管内を加圧する過程（破損条件に達する以前）でクリープの影響が有意に生じていたと考えられ、その破損時間は $t_R=t_{Rset}+t_{Rrup}$ となる。すなわち、Run8と9の破損時間はおおよそ伝熱管が破損条件に達するまでの時間を表しており、かつその時の昇温速度が非常に大きいことから、高温引張強さの裕度が破損時間の違いとして他のケースほど顕著に現れ得なかったと考える。

クリープの影響が小さい延性破損のケース(Run8, 9)では、破損時の応力と温度の関係が重要となる。破損時の応力は実験条件で定まることから、破損時の温度の違いという観点で、解析と実験を比較した結果をFig. 6に示す。解析の破損温度は実験結果をおおよそ100℃低く評価しており、解析は十分保守側の評価となることを確認できる。

V. 結 論

高温状態で内圧負荷を受ける2・1/4Cr-1Mo鋼伝熱管を対象として、TRUST-2を用いた伝熱管の急速破損模擬実験と高温ラプチャ解析を行い、以下の結論を得た。

- (1) 伝熱管の破損挙動は、実験条件の与え方に依存して延性破損、クリープ破損、クリープを伴う延性破損の3パターンに分類できる。
- (2) 実験と解析の破損発生時刻を比較すると、クリープ破損では実験より35～50%，クリープを伴う延性破損では25～45%早く評価しており保守側である。

Fig. 5 The comparison between the test and the analysis of the time to failure

Fig. 6 The comparison between the test and the analysis of the temperature to failure

(3) 延性破損では, 解析は破損発生時刻を約10%程度早く, また破損温度を100°C程度低く計算しており保守側の評価となる。

(4) クリープ破損では, 実験の破損時間と一致するのは解析の時間係数を約1.5~2とした場合であり, 実機評価における時間係数3に対しては, 約1.5~2倍の裕度がある。

〔記 号〕

α : 温度伝導率

D_i : 内 径

D_o : 外 径

P : 圧 力

r : 円筒の径方向座標

R : 変数変換後の円筒の径方向座標 $\equiv \log r$

t : 肉 厚

t_R : クリープの破断時間

T : 温 度

ΔH : 反応熱

α : 時間係数

σ : 応 力

τ : 時 間

— 参 考 文 献 —

- 1) 田辺裕美, 黒羽光男, 姫野嘉昭, 原子力工業, **34**[1], 69~76 (1988).
- 2) 和田雄作, 青木昌典, 原子力学会「1995秋の大会」予稿集, F95, (1995).
- 3) 小峰龍司, 和田雄作, 加藤章一, 栗原成計, 第37回高温強度シンポジウム前刷集, 81~85 (1999).
- 4) 浜田広次, 林田禎彦, 田辺裕美, 原子力学会「1997秋の大会」予稿集, H75, (1997).
- 5) 浜田広次, 栗原成計, 原子力学会「2001春の年会」要旨集, G56, (2001).
- 6) 浜田広次, 田辺裕美, 和田雄作, 他, サイクル機構技報, No. 4, 37~48 (1999).
- 7) H. Hamada, H. Tanabe, Y. Wada, *et al.*, *Proc. 8th Int. Conf. on Nuclear. Engineering*, ICONE-8240, (2000).
- 8) 浜田広次, 田辺裕美, 原子力学会「秋の大会」予稿集, E61, (1998).
- 9) 和田雄作, 原子力学会「1998秋の大会」予稿集, E59, (1998).
- 10) 平 修二, 金属材料の高温強度, 養賢堂, (1968).