高速炉蒸気発生器伝熱管周りに形成される ナトリウム-水反応ジェットの熱伝達特性*

栗原 成計^{*1}, 梅田 良太^{*2}, 下山 一仁^{*2}
阿部 雄太^{*2}, 菊地 晋^{*1}, 大島 宏之^{*1}

Heat Transfer Characteristics of Sodium-Water Reaction Jet around a Tube in Steam Generator of Sodium-Cooled Fast Reactor

Akikazu KURIHARA^{*1}, Ryota UMEDA, Kazuhito SHIMOYAMA,
Yuta ABE, Shin KIKUCHI and Hiroyuki OHSHIMA

^{*1} Japan Atomic Energy Agency
4002 Narita-cho, Oarai-machi, Higashi-ibaraki-gun, Ibaraki, 311-1393 Japan

Overheating tube rupture of adjacent tubes arises from water/steam leak in steam generators of sodium-cooled fast reactors. It is very important to predict the tube wall stress (tube wall temperature) with a high degree of accuracy on evaluation of overheating tube rupture, and is crucial to estimate quantitatively the heat transfer coefficient between reaction jet and adjacent tubes which is one of the major influencing factor. The authors carried out the sodium-water reaction test (SWAT-1R) under the simulated operation condition of a real plant, and measured the correlation between heat transfer coefficient and void fraction around an adjacent tube. The authors confirmed that thermal environment around an adjacent tube was inferable from measured data, and heat transfer correlation equation proposed by Hamada et al. was applicable to the operation condition at elevated pressure and temperature.

Key Words : FBR, Steam Generator, Sodium-Water Reaction, Overheating Tube Rupture, Heat Transfer Coefficient

1. 緒 言

ナトリウム(Na)冷却高速炉の蒸気発生器(SG)では、伝熱管を介してNaと水との熱交換が行われるため、伝熱管損傷時には、Na中に高圧の水/蒸気が漏えいし、Naと水との発熱反応(Na-水反応)により特有の高温・高アルカリ環境(反応ジェット)が形成される。水漏えい規模によっては、隣接する伝熱管が高温の反応ジェットに覆われ、伝熱管材料の機械的強度が低下し、内圧により破損する可能性がある(高温ラプチャ)。高温ラプチャ評価では伝熱管壁温度(に相当する伝熱管壁応力)の予測精度が非常に重要であり、主要影響因子である反応ジェット-隣接(ターゲット)伝熱管熱伝達率の定量評価が不可欠となる。

これまで、反応ジェット-ターゲット伝熱管熱伝達率については、旧 SWAT-3 試験データ等に基づき反応ジェット温度と実効熱伝達率の包絡線を選定し、高温ラプチャ評価に適用してきた⁽¹⁾。その後、反応ジェットを冷却材であるNaと反応生成物の水素ガスから成る二相噴流とした伝熱モデルが提案され、SWAT 試験データ⁽²⁾及び解析的アプローチ⁽³⁾等により熱伝達率とボイド率との相関が推察されている。しかし、Na-水反応発生時の熱伝達率-ボイド率相関データを直接計測した例はない。

本報では、実機 SG の運転条件を模擬した Na-水反応基礎実験を実施し、反応ジェットの熱影響を受けるターゲット伝熱管周囲で熱伝達率-ボイド率データを計測し、ターゲット伝熱管周囲の熱的環境及び既往伝熱相関式

* 原稿受付 2013 年 8 月 26 日

^{*1} 正員, (独) 日本原子力研究開発機構 (〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002)

^{*2} (独) 日本原子力研究開発機構

E-mail: kurihara.akikazu@jaea.go.jp

の適用性を検討した結果について報告する。

2. 実験装置及び実験手法

原子力機構のNa-水反応実験装置(SWAT-1R)を用いて実験を実施した。試験ユニットは、SWAT-1R反応容器(模擬SG)内に固定した。同ユニットの外形は縦288 mm、横288 mm、高さ400 mmで、破損伝熱管を模擬した注水管、反応ジェットの熱的影響等を測定するターゲット伝熱管、伝熱管支持・固定用の側板及び熱電対ツリー(K型熱電対40本、CHEN型ボイド計10本)等で構成される。ターゲット伝熱管は外径31.8 mm、肉厚3.8 mm、長さ300 mmの $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼管で、図1及び図2に示すように、伝熱管軸方向に垂直な3断面(注水軸方向断面(B断面)及びその ± 50 mm)において、断面周方向軸対象に2箇所、半径方向の同一線上に2箇所(外表面から深さ0.7 mmと3.1 mm)で伝熱管壁温度を計測した。また、同一半径方向の延長線上(伝熱管外表面から径方向外側へ2 mmの位置)にCHEN型ボイド計を設置し、同じ位置で反応ジェット温度及びボイド率を同時計測した。図3には、CHEN型ボイド計の計測端の内部構造を示す。CHEN型ボイド計のシース内部にボイド計測用の素線(SUS316, 2本)が内包され、その先端がシースに接地されている。実験時には素線に直流定電流を印加し、導電性の液体金属が素線とシース間に接触する際の電気抵抗の変化を(電圧変化として)計測することでボイドの有無を検出する(最小分解能は1mV。最大電圧10V)。実験では、Na系は、SWAT-1Rのダンプタンクから反応容器へNaを汲み上げて反応容器で520℃まで加熱し、水系は、水加熱器で純水から溶存酸素を脱気したのち、実験条件まで昇圧・加熱する。実験条件到達後に、初期圧力17.8 MPa、初期温度356℃の飽和蒸気を、反応容器内において平均注水率0.12 kg/sで30秒間、ターゲット伝熱管へ向けて鉛直上向きに噴出した。

Fig.1 HTC measurement locations on target tube

Fig.2 Temperature measurement points in each section

Fig.3 Inner structure on CHEN-type void sensor

3. 実験結果及び考察

3・1 ターゲット伝熱管周囲の熱的環境

図2に示す伝熱管に埋め込んだ同一半径方向2点の温度データより、円筒座標系に対する1次元熱伝導逆問題解法⁽⁴⁾を用いてターゲット伝熱管外表面の熱流束と温度を推算した。反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率は、外表面熱流束を外表面温度と外表面から2 mmの位置で計測した反応ジェット温度との温度差で除して計算した。

図4及び図5には、ターゲット伝熱管B断面30度における、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率とボイド率及び外表面熱流束、外表面温度及び反応ジェット温度に対する注水開始からの時間変化を示す。図6には、図4及び図5における時間変化に対応したターゲット伝熱管周辺での熱的環境イメージを示す。

注水開始後0.5秒(図4及び図5中の時刻①)では、外表面熱流束及び外表面温度が正の勾配を保ちつつ、Na中バルク温度(反応ジェット温度)が急上昇を始め、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率は急低下し、ボイド率が0.53~0.55まで上昇し安定していることが確認できる。この時刻では、Na中に注水して形成される反応ジェットが伸長しながら、その一端(前縁)が反応ジェット測温点に到達した状態である。反応ジェットが反応ジェット測温点に到達すると反応ジェット温度と外表面温度との差が増加し、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率が急激に減少している(図6の時刻0.5秒の状態)。その後、外表面熱流束、外表面温度及び反応ジェット温度が正の勾配を、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率は負の勾配を保ちながら、注水開始後約0.7秒(図4及び図5中の時刻②)で、図5より、反応ジェット温度及び外表面熱流束が極大値(それぞれ、2.03 MW/m²及び833.9℃)を、図4より、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率は極小値(9353 W/m²K)を示すことが確認できる。この時刻では、反応ジェットの反応界面(化学活性度が強い領域)が反応ジェット測温点に接した状態である(図6の時刻0.7秒の状態)。時刻約0.7秒以降は、反応ジェット温度は負の勾配に転じつつも比較的高温状態を保持し、外壁温度は正の勾配へ、外壁熱流束は負の勾配へ変化している。さらに、同時刻に反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率は正の勾配へ、ボイド率はやや上昇しつつ比較的高い状態で安定に推移している。この時刻では、反応界面が反応ジェット測温点を通過し、反応ジェットが伸長しながらターゲット伝熱管が熱影響を受けている(図6では時刻0.9秒を例示)。また、反応ジェット温度が高く安定している場合にはボイド率も高い状態が保持され、反応ジェットの熱影響を受ける時刻0.5秒以降において、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率の増加とボイド率の減少が同期していることがわかる。これは、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率とボイド率が逆相関を示す既往知見⁽²⁾⁽³⁾と一致する。

このように、外表面熱流束、外表面温度、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率及びボイド率の応答性を計測することで、ターゲット伝熱管周りの熱的環境を推察できることを確認した。

Fig.4 Time variation of HTC and void signal

Fig.5 Time variation of wall heat flux and wall temperature

Fig.6 Thermal environment sketch around a target tube

3・2 反応ジェット-ターゲット伝熱管熱伝達率の評価

浜田らは、反応ジェットを液体Naと主要生成物である水素ガスで構成される均質流と仮定し、図7のような簡易モデル化を行い、反応ジェットからターゲット伝熱管への熱流束を各相からの寄与に分離することで、式(1)から式(3)に示す反応ジェット-ターゲット伝熱管熱伝達率を提案した⁽²⁾。式(4)は、Hoeらによる液体金属の強制対流伝熱相関式⁽⁵⁾である。液体金属中に気相が混在する二相伝熱では、液相熱伝達率は気相熱伝達率の500～600倍であり、ボイド率の増加に伴い実効的な二相熱伝達率は減少する特徴を有する。

$$h = \left\{ \alpha h_g + (1 - \alpha) h_l \right\} - (1 - \alpha) h_l \frac{T_g - T_l}{T_g - T_w} \approx (1 - \alpha) h_l \frac{T_l - T_w}{T_g - T_w} \quad (1)$$

$$q = \text{MIN} \left(q_{\max}, h_{\max} (T_b - T_w) \right) \quad (2)$$

$$h = \text{MIN} \left(\frac{q}{T_{\text{jet}} - T_w}, h_{\max} \right) \quad (3)$$

$$\text{Nu} = 4.03 + 0.228 (\text{Re} \cdot \text{Pr})^{2/3} \quad (4)$$

ここで、 q ：ターゲット外表面熱流束[W/m²]、 h ：反応ジェット-ターゲット管熱伝達率[W/(m²K)]、 T_b ：Na沸点[K]、 T_w ：ターゲット外表面温度[K]、 T_{jet} ：反応ジェット温度[K]、 α ：ボイド率[-]（液体ナトリウム中の水素ガス体積分率）で、Nu、Re、Prは液相のヌセルト数、レイノズル数、プラントル数である。

図8には、本実験で得られた反応ジェット-ターゲット伝熱管熱伝達率を反応ジェットとターゲット伝熱管外表面の温度差に対してプロットした。ターゲット伝熱管外表面での平均熱流束は1.33 MW/m²であり、最大熱流束は3 σ (3.36 MW/m²)で包絡されることが確認できる(2 σ で2.68 MW/m²)。低温度差での最大熱伝達率は式(4)において液相速度約30 m/sでの液相単相熱伝達に相当する値である。Na-水反応実験では液相流速を計測することができないため推定値であるが、液相速度については機構論Na-水反応解析コードSERAPHIMの解析結果と同程度であることを確認している。以上のように、反応ジェット-ターゲット伝熱管熱伝達率は、反応ジェット温度の増加(定性的には、ボイド率=水素ガス分率の増加と等価)に伴い減少するという既往知見と定性的に一致する。また、実機条件を模擬した本実験で得られた最大外表面熱流束や最大液相熱伝達率を与えることで、浜田らの簡易二相伝熱モデルが高温高压の運転条件でも適用可能であることを確認した。

Fig.7 Simplified two-phase model for sodium-water reaction

Fig.8 Relation between HTC and temperature difference

4. 結 語

実機 SG の運転条件を模擬した Na-水反応基礎実験を実施し、外表面熱流束、外表面温度、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率及びボイド率の応答性を計測することで、ターゲット伝熱管周りの熱的環境を推察できること、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率は、反応ジェット温度の増加(定性的には、ボイド率＝水素ガス分率の増加と等価)に伴い減少するという既往知見と定性的に一致することを確認した。

今後、反応ジェットターゲット伝熱管熱伝達率をボイド率に対して定量評価する計画である。

本報告はエネルギー対策特別会計に基づく文部科学省からの受託事業として原子力機構が実施した、平成 23 年度及び平成 24 年度「蒸気発生器伝熱管破損伝播に係るマルチフィジックス評価システムの開発」の成果である。

文 献

- (1) 三宅収, 浜田広次, 田辺裕美, 和田雄作, 宮川明, 岡部綾夫, 中井良大, 廣井博, “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 (IV)”, 核燃料サイクル開発機構報告書, JNC TN2400-2003-003 (2003).
- (2) 浜田広次, 栗原成計, “反応熱を伴う高温液体金属二相噴流の伝熱特性”, 日本原子力学会和文誌, Vol.3, No.1 (2004), pp.44-50.
- (3) 松本俊慶, 高田孝, 山口彰, 栗原成計, 大島宏之, “ボイド率－熱伝達係数相関ダイアグラムを用いた伝熱管高温ラプチャ評価手法の構築”, 日本原子力学会 2012 年春の年会予稿集, F25 (2012).
- (4) 門出政則, Peter Woofield, 光武雄一, 松枝宏明, “ラプラス変換を用いた非定常熱伝導逆問題解の改善”, 日本機械学会論文集 B 編, Vo.71, No.710 (2005), pp.2523-2530.
- (5) Hoe, R.J., Dropkin, D. and Dwyer, O.E., “Heat transfer rates to cross flowing mercury in a staggered tube bank, I,” *Transactions of the ASME*, Vol.79 (1957), pp.899-908.