蒸気発生器の管支持板クレビス部における 沸騰濃縮現象に関する研究[†]

上野隆司・川西康平

三菱重工業(株) 高砂研究所^{††}

蒸気発生器の伝熱管と管支持板の管穴とで形成される狭い隙間(クレビス)内で生じる沸騰濃縮現象に関して、クレビス内における最大濃縮度を求める測定方法を開発し、種々のタイプのクレビスについて実験を行った。

濃縮度は時間とともに飽和し、その飽和値は、D-type(従来型の蒸気発生器に用いられているタイプで、丸形状の伝熱管に丸穴の管支持板管穴を組み合わせさせたタイプ)の場合、約 $10^6 \sim 10^7$ と大きく、クレビスの最大隙間の減少とともに増加することがわかった。また、BEC-type(伝熱管と接触する管支持板管穴面をフラットな面とし、クレビス隙間を増加させたことを特長としたタイプ)およびRibbed-tube-type(リブを周方向に4カ所設置させた伝熱管と丸穴の管支持板管穴を組み合わせさせたタイプ)の濃縮度の時間飽和値は、それぞれ約 10^3 および45と小さく、伝熱管の腐食の面で実機適用に有効なクレビスタイプであることがわかった。

緒 言

加圧水型原子力プラントの蒸気発生器に関しては、伝熱管壁と管支持板とで形成される狭い隙間(以下、クレビスと呼ぶ)において、缶水中の不純物の沸騰濃縮による伝熱管の腐食が生じる可能性が高い。腐食を生じせしめる不純物としては、配管の溶接部等から溶出した遊離アルカリ、すなわちNaOH等のアルカリで濃度の増加に伴ってpHが増加するものが挙げられており、これまで清浄度向上を狙いとした水質の変更に関する研究や耐食性向上を狙いとした伝熱管材質の変更に関する研究がなされている^{6,9-11)}。伝熱管の腐食を防止するための施策としては、これらの水質の変更や伝熱管材質の変更の他に、濃縮度低減を狙いとしたクレビス形状の変更(管支持板の管穴形状の変更や、伝熱管の外面形状の変更)が挙げられる。狭い隙間内での濃縮現象についてはこれまでかなりの研究がなされているが^{1,7,8)}、いずれの研究においても、クレビス内の平均の濃縮度が測定されている。しかしながら、クレビス内では沸騰状況に依存する濃縮度の分布が存在し、耐腐食性の観点からは最大濃度が腐食の発生に強く関係すると考えられる。従って、平均値ではなく局所的な最大濃縮度を知ることが重要である。

本報では、まず、クレビス内での最大濃縮度の測定方

法を開発した。ついで、既存の管支持板管穴形状並びに新たに考案した管穴形状、および伝熱管外面形状を組み合わせた種々のクレビスタイプについて、熱流束、流速を変えて最大濃縮度を測定するとともに、各クレビスタイプにおける濃縮挙動について言及した。

1. 実験装置および実験方法

Fig. 1に実験装置のフローシートを示す。実験装置は大気開放されたループである。フッ化ナトリウムを加えて所定の水質に調整したりザーバータンク内の水を、タンク内のヒータおよび管路に巻き付けたプレヒータで100℃まで昇温した後に、供試部に送り込んだ。供試部の伝熱管を電気ヒータによって加熱し、発生蒸気は供試部上部のコンデンサで復水し、再びザーバータンクに戻した。Fig. 2に供試部の詳細を示す。Fig. 2(a)は供試部の縦断面図である。外径10 mmのシースヒータの外側に伝熱管を焼きばめにて取り付けた。

管支持板はクレビス内での沸騰濃縮状況を観察するため、耐熱ガラス製とした。Fig. 2(a)中のA-A矢視図をFig. 2(b)に示す。伝熱管と管支持板の管穴とが線接触状態となるように、Fig. 2(a)に示す8本のマイクロメータで微調整した。実験の対象とした伝熱管と管支持板の管穴との組み合わせは次の3種類のタイプである。D-typeは従来型の蒸気発生器に用いられているタイプで、水の流路となるFlow holeがあり、丸形状の伝熱管と丸穴の管支持板管穴を組み合わせさせたタイプである。管穴径 d は

[†] 1993年6月28日受理；化学工学会第24回秋季大会(名古屋，1991年10月)にて一部発表

^{††} 〒676 高砂市荒井町新浜2-1-1

Fig.1 Schematic diagram of test loop

設計値19.45mmおよび伝熱管表面にスケールが付着することによって、伝熱管と管穴との隙間が小さくなることを模擬した $d=19.15, 19.25\text{mm}$ の3種類とした。BEC-typeは新たに考案した管支持板で、Flow holeが無く、伝熱管と接触する管穴面をフラットな面とし、クレビス隙間を増加させたことを特長としたタイプである。さらに、Ribbed-tube-typeはBEC-typeと同様に、新たに考案したタイプで、Flow holeが無く、Fig.2(c)に詳細図を示すリブを、周方向に4カ所設けた伝熱管と丸穴の管支持板管穴を組み合わせたタイプである。このリブの熱抵抗によって、リブ先端への熱の流れが抑制され、管穴との接触線近傍のクレビスへの熱流束を低減していることが特長である。伝熱管の材質は、D-typeの場合には銅製とし、外表面にニッケルメッキを施した。また、BEC-typeおよびRibbed-tube-typeの場合の伝熱管材質はス

テンレス製とした。

ヒータの熱負荷条件は、次章で述べる熱伝導解析から決定した。

濃縮度 K はクレビス内の液の濃度 C_c とバルク濃度 C_0 の比、すなわち C_c/C_0 で定義した。クレビス内の液の濃度 C_c の測定は、フッ化ナトリウム溶液を用い、クレビス内における濃縮に伴って生じるフッ化ナトリウムの析出物を、目視で確認する事によって求めた。フッ化ナトリウムの飽和溶解度は、大気圧での飽和温度 100°C において4.8wt%である。この濃度を超えると、溶液中にフッ化ナトリウムの析出物が生じるが、対象とするクレビスの隙間が極めて小さいため、目視で析出物を確認するためには、クレビス内に多量の析出物が溶液中に存在する必要がある。そこで、フッ化ナトリウムの析出物を、目視で確認できる濃度を予備実験で求めた。予備実験はクレビスを模擬した狭い隙間、10, 100, 250 μm の3種類の隙間をエッチングで製作し、その中に 100°C の種々の濃度のフッ化ナトリウム溶液を入れて観察した。その結果、これらの狭い隙間内でフッ化ナトリウムの析出物を、目視で確認できる濃度 C_c は70wt%であることがわかった。従って、クレビス内でフッ化ナトリウムの析出物を、目視で確認できたときの C_c は C_0 である。一方 C_c は、初期状態において C_0 と等しく、濃縮に伴って時間の経過とともに増加する。換言すれば、 C_c/C_0 で定義される K は時間の経過とともに増加する。クレビス内でフッ化ナトリウムの析出物を目視で確認して求めた C_c は、濃縮に伴って時間の経過とともに増加する C_c のある時刻での濃度であり、 C_0 が一定の条件下では、本測定手法を用いて C_c の時間変化を得ることはできない。しかしながら、 C_0 を種々変化させた複数の実験を行うことによって、 K の時間変化を得ることができる。すなわち、ある C_0 の条件下での実験において、クレビス内でフッ化ナトリウムの析出物を目視で確認した場合、確認した時刻における K の値は C_c/C_0 であることから、本実験では、 C_0 を種々変化させた複数の実験を行い、クレビス内でフッ化ナトリウムの析出物を目視で確認するまでの時間を測定することによって、 K の時間変化を得た。

2. 熱伝導解析

本実験で用いた加熱方式はヒータ加熱方式であり、実機の流体加熱方式と異なる。すなわち、実機の代表的な熱流動条件は、伝熱管内を圧力15.5MPa、温度 $290\sim 320^\circ\text{C}$ の高圧熱水が流れ、管外には圧力6.4MPaの飽和温度 279°C の水が蒸発を伴って流れる条件である。ヒータ加熱方式は熱流束値を精度良く測定できる利点がある。しかしながら、伝熱管外表面に熱伝達率の分布が存在する

Table 1 Results of heat conduction analysis
for ribbed-tube-type

T_i [°C]	Fluid heating		q_{tip} [MW/m ²]	Heater heating	
	T_o [°C]	q_m [MW/m ²]		q_m [MW/m ²]	q_{tip} [MW/m ²]
320	279	0.331	0.049	0.163	0.049
300	279	0.150	0.027	0.047	0.027

Table 2 Typical results of heat conduction
analysis for D-type ($\theta_d = 0 \sim 40^\circ$)

T_i [°C]	Fluid heating		q_{dw} [MW/m ²]	Heater heating	
	T_o [°C]	q_m [MW/m ²]		q_m [MW/m ²]	q_{dw} [MW/m ²]
320	279	0.355	0.372	0.211	0.372
300	279	0.157	0.169	0.106	0.169
290	279	0.066	0.070	0.052	0.070

また沸騰状況の観察結果から、ドライ・ウェット領域には甲藤らの狭い隙間内の沸騰実験³⁾の結果から分類している熱伝達係数が核沸騰領域よりも大きくなる領域と小さくなる領域が混在していると判断されることから、ドライ・ウェット領域の熱伝達係数は核沸騰が常に生じているウェット領域と同じと仮定した。すなわち、ドライアウト領域以外の領域における熱伝達係数は、実機の場合と実験の場合の各圧力下における核沸騰熱伝達係数(Jens-Lottesの式³⁾による算定値)を用いた。また実機の場合の h_i および k はリブ付き管の場合の解析と同様な値を用い、実験の場合の k は伝熱管が銅製であることから、 $k = 3.49 \times 10^{-4}$ MW/(m·K)を用いた。ここで、以上述べた本熱伝導解析における伝熱管外表面の熱伝達係数の与え方について、若干の考察を加えておく。藤田ら、甲藤らの狭い隙間の沸騰実験によると^{2,5)}、2 mm以上の隙間では隙間の大きさの熱伝達係数に及ぼす影響は小さく、0.3~0.6 mm以下では隙間の減少とともに熱伝達係数が減少することを示している。このことから、Ribbed-tube-typeのリブ先端領域以外の領域は隙間が2 mm以上であり、熱伝達係数は隙間の大きさの関数にする必要はないものの、リブ先端領域およびD-typeのドライアウト領域以外の領域では、隙間が小さいほど熱伝達係数を小さくする必要があるように考えられる。しかしながら、藤田ら、甲藤らの実験は均一な隙間での実験であり、本実験のような隙間が周方向に変化する体系に適用可能かどうかは不明である。すなわち、隙間が周方向に変化する体系では、周方向の気泡流れの干渉も考慮に入れておく必要があるように考えられる。鎌田らが実施した狭い隙間内に流れを与えた実験結果を見ると⁴⁾、隙間が小さいほど流速が増加し、熱伝達係数が増加することが示さ

れている。このことは、藤田ら、甲藤らの実験結果を反映した隙間が小さいほど熱伝達係数を小さくする境界条件の与え方に相反する。以上のことから判断して、本熱伝導解析では熱伝達係数の周方向分布は無いという仮定をおき、上述したように、D-typeのドライアウト領域以外はJens-Lottesの式から算定される核沸騰熱伝達係数を用いた。

D-typeの解析結果の一例をTable 2に示す。Table 2の解析結果はドライアウト領域が存在する角度 $\theta_d = 0 \sim 40^\circ$ の場合で、表中の q_{dw} はドライ・ウェット領域における熱流束である。この q_{dw} を実機の流体加熱の場合と一致させるために、実験で与えるべきヒータの熱負荷条件が、表中のヒータ加熱における q_m 値である。ここで、 q_{dw} は q_m よりも大きな値となっているが、これは断熱条件としたドライアウト領域の存在に起因する。すなわち、伝熱管内側からドライアウト領域方向に流れた熱は伝熱管部を熱伝導で伝わり、ドライ・ウェット領域の方へ流れるために q_{dw} が q_m よりも大きくなっている。

なお、BEC-typeの場合には、ドライアウト領域の発生はなく、外表面の熱伝達率の分布が小さいと判断して、熱伝導解析は行わず、実機の代表熱流束 $q_m = 0.300, 0.145, 0.116$ MW/m²で実験した。

3. 実験結果および考察

D-typeクレビス内の沸騰状況のスケッチをFig. 3に示す。前述したように、クレビス内にはドライアウト領域およびドライ・ウェット領域が存在し、またフッ化ナトリウムの析出物はドライ・ウェット領域で確認された。フッ化ナトリウムの析出は定期的に発生したのではなく、時間的に発生と消滅を繰り返す状況であった。このこと

Fig. 3 Sketch of dryout state in D-type crevice

からドライ・ウェット領域の溶液の濃度は時間的に増減していることが推定される。またフッ化ナトリウムの析出形態は、①伝熱管上に析出する場合と、②溶液中に析出する場合の2ケースが想定されるが、①の場合には析出物が定常的に確認されることが考えられることから、本実験での析出形態は②の形態である。ドライアウト領域が存在する角度 θ_d は隙間が小さいほど大きく、クレビスの

最大隙間 $\delta_{\max}$ (管孔径 $d=19.15, 19.25, 19.45 \text{ mm}$ に対応)でそれぞれ、 $\theta_d=0 \sim 135^\circ, 0 \sim 80^\circ, 0 \sim 40^\circ$ であった。また、このような沸騰状況は、 $q_m = 0.106 \sim 0.211 \text{ MW/m}^2$ 、管支持板への液の近寄り流速 $v = 0.1 \sim 0.4 \text{ m/s}$ の範囲で変わらなかった。

一方、BEC-type, Ribbed-tube-typeの場合には、ドライアウト領域の発生はなかった。またフッ化ナトリウムの析出物は、接触線の極近傍で確認され、その析出状況はD-typeの場合と同様であった。

バルク濃度 C_0 を変化させて、フッ化ナトリウムの析出物を確認するまでの時間 t_0 を測定した結果をFig. 4に示す。フッ化ナトリウムの析出物はクレビス内で数点確認されたが、それらは同時にではなく時間的にずれて確認された。 t_0 は伝熱管に熱流束を負荷してから、クレビス内でフッ化ナトリウムの析出物を最初に確認するまでの時間である。図の横軸は、後述するが、 K に換算するために C_0 の逆数をとっている。図中の各クレビスタイプの q_c は、各クレビスの代表熱流束、すなわち濃縮現象に最も関与する領域の熱流束で、D-typeの場合は $q_c = q_{dw}$ 、BEC-typeの場合は $q_c = q_m$ 、Ribbed-tube-typeの場合は $q_c = q_{tip}$ とした。また白印の点はプロット点までの時間で析出物が確認されなかったデータである。 C_0 が大きい場合には t_0 は小さく、 C_0 が小さくなるにつれて、 t_0 が急増している。このことから、 C_0 をさらに小さくした場合、無限時間経過しても析出物を確認できない場合が想定される。すなわち、無限時間経過しても C_c が C_0 までに至らないことが想定される。従って、各タイプの K はそれぞれ最大値を持ち、その最大値を K_f とすると、 C_c が C_0 となる最小の C_0 を用いて算出した C_0/C_0 が K_f となる。換言すれば、各タイプの K はそれぞれ時間とともに飽和し、その飽和値が K_f となる。このようにして求めた K_f は各タイプの濃縮ポテンシャルを表す重要な値で、 C_c は $C_0 \times K_f$ の濃度までしか増加し得ないということを表す。

K_f と q_c との関係をFig. 5に示す。 K_f に及ぼす v の影響は $0.1 \sim 0.4 \text{ m/s}$ の範囲ではみられないため、Fig. 5の横軸は q_c を用いた。図中の白印の点は析出物が確認されなかったデータで、 K_f は C_0 と析出物が確認されなかった際の C_0 の最小値との比 C_0/C_0 としてプロットしている。

K_f はクレビス内の場所によって分布があるが、本実験ではフッ化ナトリウムの析出物を最初に確認した時間を測定していることから、本実験で得られた K_f はクレビス内における K_f の最大値である。クレビス内伝熱管の腐食を論じる場合には、この最大値をもって評価することが、最も安全側の評価になる。従って、本実験で得られた K_f は、伝熱管の腐食を論じる際に有用なデータとなる。

Fig. 4 Relation between time when NaF precipitation was visually observed and inversed concentration of bulk water

Fig. 5 Relation between final concentration ratio and crevice heat flux

D-typeの K_f は $q_c \geq 0.169 \text{ MW/m}^2$ で q_c の影響はなく、また、 δ_{max} の減少とともに K_f は大きくなっている。その K_f 値は約 $10^5 \sim 10^7$ と大きく、一方、BEC-type、Ribbed-tube-typeの K_f は、それぞれ約 10^3 、45と小さい。これらのことをクレビス内での熱流動現象と関連づけるにあたって、次のような濃縮モデルを考えてみる。

モデルの対象とする領域は、クレビス内で K_f の最大値を持つ領域で、D-typeの場合はドライ・ウェット領域、BEC-typeおよびRibbed-tube-typeの場合は接触線の極近傍の領域である。その対象領域での溶質の物質収支は、対象領域における液の体積を V_c 、対象領域内に流入する液体の質量速度を W_i 、濃度を C_o 、対象領域内に流出する液の質量速度を W_o 、濃度を C_c 、液の密度を ρ とすると次式となる。

$$\rho V_c \frac{dC_c}{dt} = W_i C_o - W_o C_c \quad (1)$$

さらに W_i と W_o の差は対象領域における蒸発量に等しいことから次式が成り立つ。

$$W_i - W_o = q_c (V_c / \delta_c) / L \quad (2)$$

ここで、 δ_c は対象領域における平均の液膜厚さ、 L は蒸発潜熱である。

時間 t における C_c/C_o が K と等しいことから、 K の時間変化式は、Eqs. (1), (2) を 0 から t までの時間で積分して、

$$K = W_{i0} - \frac{W_{i0} - 1}{\text{EXP}\left(\frac{t^*}{W_{i0} - 1}\right)} \quad (3)$$

$$W_{i0} = W_i / W_o \quad (4)$$

$$t^* = \frac{q_c}{\rho L \delta_c} t \quad (5)$$

となる。以上述べた濃縮モデルには、溶液の沸点上昇について記述していないが、フッ化ナトリウムの最大沸点上昇は飽和濃度において約 0.6°C であり、本実験での表面過熱度の最低値約 10°C (Ribbed-tube-type のリブ先端の熱流束が 0.027 MW/m^2 の場合で、Jens-Lottes の式から算定した) と比べて小さいことから、モデルでは沸点上昇の影響は無視した。

Eqs. (3) ~ (5) から、 $t = \infty$ における K が W_{i0} と等しくなることがわかる。一方、実験で得られた K_f は $t = \infty$ における K であるので、 K_f は W_{i0} と等しい。Fig. 6 は Fig. 4 に示したデータの一部を $K = C_c/C_o$ としてプロットし、Eqs. (3) ~ (5) を用いて算定した K の時間変化 (この際 W_{i0} に実験で得られた K_f を代入した) がこれらのデータと一致するように δ_c (図中に示す) を求めた結果である。 K_f の大きい D-type の δ_c は極めて小さいのに対し、 K_f の小さい Ribbed-tube-type の δ_c は大きくなっていることがわかる。

以上述べた濃縮モデルによる熱流動現象の考察から、各タイプの濃縮挙動を推論することにする。D-type の場合、 $q_c \geq 0.169 \text{ MW/m}^2$ においては、 $(W_i - W_o)$ は q_c の増加とともに大きくなるものの、その比 W_{i0} は q_c に関わらず一定値をとる。また W_{i0} は、隙間の大きさに依存し、隙間が小さいほど大きくなる。すなわち、隙間が小さいほど、ドライ・ウェット領域からの液の流出が抑制される。従って、D-type の K_f が大きくなる理由は、ドライ・ウェット領域に流入した水はほとんど蒸発し、極めて薄い液膜となり、その領域外へ流出する水が極微量であるためである。一方、BEC-type の場合、伝熱管と接触する管支持板管穴面をフラットな面としているため、最も K_f が大きい領域、すなわち接触線近傍領域の隙間が D-type よりも大きくなっている。従って、この領域で濃縮した液は、隙間が大きいために領域外へと流出され易くなっており、結果として、 K_f が小さくなっている。さらに、Ribbed-tube-type の場合、 K_f が最も大きくなるリブ先端領域においては、熱流束が小さいために蒸発量が小さく、また δ_c が大きくなっている。従って、この領域には比較的多量の液が存在しており、蒸発量が小さい

Fig. 6 Comparison between calculation and experimental concentration ratio results

ために高濃度に到らず、結果として、 K_f が小さくなっている。さらに、D-type の K_f が他の type の場合よりも大きくなる要因として、Flow hole の存在が挙げられる。Flow hole の存在によって、クレビス部に流れる水の流速が v よりも小さくなる。すなわち、クレビス部に流入する比較的低濃度のバルク水量が他の type の場合よりも小さいため、このバルク水によるクレビス部の高濃度水を薄める効果が低減している。

以上の結果から、BEC-type や Ribbed-tube-type は伝熱管の腐食の面で実機適用に有効なクレビスタイプといえる。本研究の結果に基づいて開発された新型の蒸気発生器には、BEC-type が採用されており、伝熱管の腐食は現段階までは見いだされていない。

結 言

クレビス内における最大濃度を求める測定方法を開発し、既存の管支持板管穴形状並びに新たに考案した管穴形状、および伝熱管外面形状を組み合わせた種々のクレビスタイプについて実験を行った。各タイプの K は時間とともに飽和し、その飽和値は、D-type の場合、約 $10^5 \sim 10^7$ と大きく、また $\delta_{\max}$ の減少とともに増加することがわかった。また、BEC-type, Ribbed-tube-type の K の飽和値は、それぞれ約 10^3 , 45 と小さく、伝熱管の腐食の面で実機適用に有効なクレビスタイプであることがわかった。

Nomenclature

C_o = concentration of bulk water	[%]
C_c = concentration of water in crevice	[%]
C_v = concentration of NaF precipitation visually to be observed	[%]
d = tube hole diameter for D-type	[mm]
K = concentration ratio	[-]
K_f = maximum final concentration ratio in the crevice	[-]
L = latent heat	[MJ/kg]
l_p = thickness of tube support plate	[mm]
q_c = heat flux in the region having K_f	[MW/m ²]
q_{dw} = heat flux in dry and wet region for D-type	[MW/m ²]
q_m = mean heat flux outside of tube	[MW/m ²]
q_{tip} = heat flux at rib tip of ribbed-tube	[MW/m ²]
T_i = bulk temperature of heating medium	[°C]
T_o = saturation temperature outside of tube	[°C]
t = time	[hr]
t_v = time at NaF precipitation visually to be observed	[hr]
t^* = defined by Eq.(5)	[-]
V = liquid volume in the region having K_f	[m ³]
v = approaching velocity of liquid	[m/s]
W_i = mass flow rate of liquid flowing into crevice	[kg/s]
W_{io} = defined by Eq.(4)	[-]
W_o = mass flow rate of liquid flowing out of crevice	[kg/s]
δ_c = mean liquid film thickness in the region having K_f	[μ m,m]

$\delta_{\max}$ = maximum crevice gap for D-type	[mm]
θ_d = circumferential angle of dryout region for D-type	[deg]
ρ = density of liquid	[kg/m ³]

Literature cited

- 1) Balakrishnan, P.V.: Water Chemistry II, BNES, 69-76 (1980)
- 2) Fujita, Y., H. Ohta and S. Uchida: *Int. J. Heat Mass Transfer*, **31**, 229-239 (1988)
- 3) Jens, W.H. and P.A. Lottes: ANL-4627, 9-71 (1951)
- 4) Kamata, T., S. Kumagai and T. Takeyama: *Trans. of JSME, Ser. B*, **53**, 183-187 (1987)
- 5) Katto, Y., S. Yokotani and K. Teraoka: *ibid.*, **42**, 2854-2861 (1976)
- 6) Kishida, A., H. Takamatsu, H. Kitamura, S. Isobe, K. Onimura, K. Arioka, T. Hattori, T. Arai and M. Sato: Proc. of 3rd. Inter. Symp. on Degradation of Nuclear Power Systems-Water Reactor, pp. 465-471 (1987)
- 7) Mann, G.M.W. and R. Castle: EPRI NP-3050, Project 1171-3 (1983)
- 8) Shin, S.W. and H.C. No: *Nuclear Technology*, **73**, 378-383 (1986)
- 9) Ueda, T. et al.: *Mitsubishi Tech. Bulltin*, **19**, 53-66 (1982)
- 10) Yashima, S.: Proc. of Third International Topical Meeting on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations, pp. B9. 1-B9. 8 (1988)
- 11) Yonezawa, T., K. Onimura, N. Sasaguri, T. Kusakabe, H. Nagano, K. Yamanaka, K. Tokimasa and M. Inoue: EPRI Workshop on Thermal Treated ALLOY 690 for Tubes in Nuclear Steam Generators, 1-14 (1985)

Study of Chemical Concentration Behavior in Tube Support Plate Crevices within the Steam Generator

Takashi Ueno and Kohei Kawanishi

Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Takasago Research & Development Center, Takasago 676

Key Words : Boiling, Chemical Concentration, Local Dryout, Steam Generator

The corrosion of tubes in the steam generators of pressurized water reactor nuclear power plants has become a problem. The corrosion is thought to be caused by

highly concentrated impurities within the crevice between tube and tube support plate. An experimental study of chemical concentration for various crevice types has been performed, and an experimental method to obtain the maximum concentration ratio within the crevices has been developed.

It was found that the concentration ratio tends to be saturated with time and the saturated concentration ratios k_f for various crevice types were obtained as follows. $K_f=10^5 \sim 10^7$ for D-type (combination of circular tube and circular tube hole of tube support plate), $K_f=10^3$ for BEC-type (combination of circular tube and tube hole having a flat-surfaced tube support plate), and $K_f=45$ for ribbed-tube-type (combination of ribbed tube having 4 ribs at circumferential positions of tube and circular tube hole of the tube support plate). The latter two types of crevices are usable in the actual steam generator to reduce the potential of chemical concentration within the crevice.