mol % 以下の精溜に対しては $\frac{1}{2}$ " McMahon, 25 D mol % 以上の精溜に対しては $\frac{1}{4}$ " McMahon を採用することもできる⁽¹³⁾。

結論として以上の経済的考察により重水精溜には McMahon は他の工業的に利用できるバックングに比して優れており、特に重水の低、中濃度処理の精溜には $\frac{1}{2}$ " McMahon が適し、高濃度重水処理の精溜には $\frac{1}{4}$ " McMahon が適していると判断される。

結 論

以上 McMahon バックングを主眼に置いて工業装置用充填物としての適性を種々の面より再検討した結果、低、中濃度重水精溜においては工業化の場合 $\frac{1}{2}$ " McMahon バックングの使用が好適と考えられる。

(1961年 11月 1日 受理)

— 参 考 文 献 —

- (1) M. BENEDICT, T. H. PIGFORD: "Nuclear Chemical Engineering", (1957), McGraw-Hill.
- (2) H. O. McMAHON: *I.E.C.*, **39**, No. 6, 712 (1947).
- (3) 浦口勇三: 化学工学, (投稿中), (1961).
- (4) A. W. FISHER, R. J. BOWEN: *C.E.P.*, **45**, 359 (1949).
- (5) W. L. FORSYTHE, Jr., *et al.*: *I.E.C.*, **39**, No. 6, 714, (1947).
- (6) L. B. BRAGG: *ibid.*, **33**, 279 (1941).
- (7) A. C. HEINLEIN, *et al.*: *C.E.P.*, **47**, 344 (1951).
- (8) 清水正巳, 浦口勇三, 他: 第3回原子力シンポジウム報文集, II—15 (1959).
- (9) T. M. REED, M. R. FENSKE: *I.E.C.*, **42**, 654 (1950).
- (10) 大竹伝雄, 岡田和夫: 化学工学, **17**, No. 5, 176 (1953).
- (11) W. R. MARSHALL, R. L. PIGFORD: "The Application of Differential Equations to Chemical Engineering Problems", (1947), Univ. of Delaware.
- (12) 清水正巳, 他: 本誌, **3**, No. 10, 770 (1961).
- (13) 清水正巳, 松本正三, 他: 第3回原子力シンポジウム報文集, II—14 (1959).

研究論文

184. ナトリウム系液体金属によるステンレス鋼管の腐食, (I)

熱対流型腐食試験装置

厚 母 栄 夫*

Corrosion of Stainless Steel Tubes by Liquid Sodium Systems, (I)

Thermal convectional corrosion testing apparatus

By Hideo ATSUMO

Some people have been studied the corrosion phenomenon of steels by liquid sodium systems. A new type thermal convectional corrosion testing apparatus was set up in our laboratory.

In order to investigate several factors simultaneously, we have examined thermal calculation and structure of the apparatus and welding methodes of the test pieces in these NaK circulating loops. This experimental plan have done well. Therefore, we have succeeded in a long term corrosion testing of 18-8 stainless steel tubes by high temperature NaK.

I. 緒 言

われわれは高速中性子増殖炉および SGR 型原子炉を対象として1956年以降、いわゆる「Na(ナトリウム)

技術」の開発研究を続けてきた。Na 技術には多種多様の問題点があり、例えば伝熱、分析などがあげられ

* 日立製作所 日立研究所 (Hitachi Res. Lab., Hitachi Ltd.)

るが、構造用材料と Na との接触による腐食侵食の問題も重要なものの 1 つである。Na による腐食に関してはすでに多くの研究成果が発表^{(1)~(6)}されている。われわれは機器メーカーの立場から現用の 18-8 系ステンレス鋼溶接部を主として腐食試験を行なっている。試験方法の順序として、まず、静的試験によって一般的な腐食傾向を確かめ、ついで熱対流型試験により低流速時における変化を調べ、最後に強制循環による高流速試験を行なって実際規模に近い状態における腐食侵食を検討した。第一段階の静的腐食試験についてはすでにその一部を発表した⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。今回は熱対流型回路を作り、その一部を試験片として管内に 600°C の NaK を流動させて鋼種、溶接方法、流速および試験時間などの影響を調べるようになった。本報ではわれわれが作った装置について簡単に述べる。

II. 実験計画の概要

本研究の計画にあたり、管内液体金属の循環速度について充分なる検討を加えたことは当然であるが、この詳細については巻末に付録として記載する。

一方、熱対流型腐食試験装置の設計ならびに製作に際しては以下に述べるような諸々の条件を考慮した。

- (1) 回路構成用材料はオーステナイト系ステンレス鋼を使用する。

これまでに発表されている内外多くの文献⁽¹⁾から液体金属 (Na, NaK) に対して耐食性ある構造用材料としては、純鉄ならびに高級な Ni 系合金があげられる。しかしながら、これら材料の機械加工性、溶接性、経済性などを考慮し、またわれわれがこれまでに行なった静的腐食実験結果⁽⁹⁾を考え合わせた場合、現状では、われわれが常用しているオーステナイト系ステンレス鋼 (いわゆる 18-8 鋼) が最も適していることは明らかである。そこで、一般に使用されている AISI 304 (SUS 27 相当)、Mo の入った AISI 316 (SUS 32 相当) および Nb の入った 347 の 3 種を取り上げ、これらの材料で回路を作り試験に供した。

- (2) 液体金属の循環は自然対流型とする。

腐食侵食の問題を論ずるにあたって流速の影響は当然考えられねばならない。われわれの実験結果からも管内の流速は少なくとも数 m/sec 程度を必要とすることはあらかじめ想像された。今回は研究期間、実験装置の規模などから温度勾配を与えて液体金属を流動させる自然対流型の回路を作って試験することにした。

その理由の 1 つは腐食実験を行なうためにはきわめて長時間を要し、その間連続運転を行なう関係上事故

による運転の停止等を極力防ぎたいと考え、回路の構造はできるだけ簡単なものとして取扱いを容易にするようにつとめた。本回路を運転した際の流速については巻末に付録として記載する。ただし、計算上は高温部 600°C、低温部 250°~300°C として計画した。

- (3) 長時間の連続運転を行なうために充分な安全対策を施す。

これまで数年間にわれわれは Na 系液体金属を取り扱う上でいろいろの技術を体験してきた。この中でもわれわれが常に念頭におかねばならぬことは安全対策であった。最近、特殊な構造を有する液体金属実験室が新設されたのでわれわれの実験装置もここに新設されることになった。建屋自体が安全性に着目してつくられているために不慮の災害という点についてはほとんど心配する必要はないが、装置に対しては内外の諸安全規則に則り、また運転に際しても慎重な配慮を払った。さらに長時間連続運転中の停電による事故をも考慮した安全対策を施した。

- (4) 高温で長時間連続試験を行なう以上はできるだけ多目的の装置として使用する。

実験方法および装置の構造自体は比較的簡単につくられたが、本実験においてはできるだけ多くの現象を同時に検出できるように第 1 表に示すような諸項目を考慮した。

第 1 表 実験項目一覧表

項 目	摘 要
溶 接 法	(A) I 型 Butt ヘリアーク (B) V 型 Butt ヘリアーク (Filler) (C) V 型 Butt (被覆棒)
試験時間	500, 800, 1000, 1500 hr
鋼 種	AISI 304, 316, 347
流 速	10 φ (0.09 m/sec), 7 φ (0.20 m/sec), 5 φ (0.36 m/sec)
質量移行	試料採取法 I および II

III. 実験方法

1. 実験回路の構成

本実験に用いた実験回路を示せば第 1 図のようなものである。すなわち、主流管は内径 40 mm φ、肉厚 4 mm のオーステナイトステンレス鋼とし、長手方向は約 1900 mm、横方向は 600 mm である。供試部は、内径 10 φ (2.5 t)、7 φ (2 t) および 5 φ (2 t) のステンレス鋼管を接合したもので、これらと主流管とで回路を構成する。高温部および低温部にはそれぞれ熱電対挿入用の小孔を設けてある。また最上部に膨脹タンクをつくり、

第 1 図 熱対流型腐食試験回路

加熱による液体金属の膨張をにげるようになっている。さらにヒータ部の下側にステンレス鋼製二重ベローをつけた。膨脹タンクの蓋部にはプラグ式の液面計を付設して装入量を監視する。回路の最下端部に約100 mmの突出部を設けたのは試験後の分析試料採取を便利にするためであり、また、ここは保温せずに低温に保ち、自然循環式コールドトラップとしてNa中の酸素による腐食生成物がある程度除去しようと試みた。

第2図は上述の第1図に所要設備をつけたときの説明図である。加熱部のステンレス鋼管外面には絶縁用マイカを張り付け、ニクロム線(2φ)に隙間なく豆罌子を通してこれらをらせん状に巻きつけた。この場合の負荷電力は約4kVAである。また低温部は図に示すとおり下方から上方へ送風機によって空冷を行なった。高温部の温度は熱電式自動温度調節計で $600^{\circ}\pm 10^{\circ}\text{C}$ に保持し、同時に電子管式温度記録計によって長時間にわたって自記させた。低温部にも上記と同様な記録計を設置し、送風量を加減することにより約 $280^{\circ}\pm 10^{\circ}\text{C}$ に保ち、これを自記させた。

一方、試験用管内径10φ(肉厚2.5t)付近に電磁流量計を付設し、電子管式電圧記録計によって電圧(mV)を求め、これから流量を算出した。その結果、自然循環時において内径10 mmφで流速約0.09 m/sec, 7

第 2 図 回路付帯設備説明図

mmφで約0.20 m/sec, 5 mmφでは約0.36 m/secであった。この流速は計算値とあまり大きな相違はなかった(付録参照)。保温にはケイ藻土および石棉を用いて完全を期した。

2. 実験装置と付属設備

写真1は実験装置の外観を示すものである。各回路の形状、機能等についてはすでに述べたが、加熱部の支え、あるいは冷却部の風冷用の配管等を考慮し、同一条件で同時に6回路の試験を行なわせるために図示のような架台を設けてこれに各回路を取り付けた上運

写真 1 熱対流型腐食試験装置の外観

転を開始した。加熱部の保温はかなり厚く施して効果を完全にした。万一の場合に備えてペーシールバルブの下側には鉄製受皿を置き、乾燥砂を入れて安全を期した(全 NaK 量が流出しても、受皿からオーバーフローすることのないようにした)。冷却用送風機2台は建屋外において、昼夜交替で送風できるようにした。また流路の中間にダンパーを入れこれによって風量を調節した。

この場合の温度ならびに電圧などの制御および測定は鉄壁をへだてた隣室で行なわれる。制御室の一部を示したのが写真2である。

写真2 制御装置の一部

3. 供試材および溶接方法

供試試験片は市販の18-8系ステンレス鋼管3種を用いた。これらの化学組成は第2表に示す。

第2表 化学組成(%)

AISI	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Mo	Nb
304	0.07	1.05	0.68	0.036	0.005	9.19	18.93	-	-
316	0.068	2.11	0.44	0.021	0.012	10.89	18.98	2.10	-
347	0.07	1.37	0.65	0.029	0.005	12.01	18.29	-	1.06

すでに述べたように回路主要部はそれぞれすべて同一組成のステンレス鋼管を用いて作った。供試管中における各部の流速を変化させるために内径 $10\phi \times 2.5t$, $7\phi \times 2t$ および $5\phi \times 2t$ のおのおのを連結して試験片とした。各試験片の溶接方法および寸法を示すと第3図のようになる。また、これら太さおよび肉厚の異なるステンレス鋼管を溶接するために写真3に示すように供試材と同材質の接手をつくり、これによって各試験管片をうまく連結して試験に供した。したがって、各材質毎に NaK の流速ならびに溶接法のちがいの影響を検討することができた。ただし、回路を構成している管そのものを試験片としているために重量変化による定量的な評価はできず、もっぱら供試管内壁における検鏡試験を行なった。

A : I 型 Butt ヘリアーク
B : V 型 Butt ヘリアーク (Filler)
C : V 型 Butt ヘリアーク (被覆溶接棒)

第3図 各試験片の溶接方法説明図

写真3 供試管および接手部

IV. ま と め

以上、今回われわれが作った熱対流型腐食試験装置についてその概要を述べた。この種の試験では試験温度、試験時間、供試材等のほかに試験片における流速の影響が大きいと考えられる。したがって、われわれはまず、静的試験を行なって材料の腐食に対する一般の傾向を知り、つぎに今回作った装置で低流速時における腐食状況を観察した。しかしながら、本装置ではおのずからその流速に限度があるので、つぎの段階ではより高流速の得られるような強制循環式装置を計画すべきであると考えている。

終わりにのぞみ、本計画の推進に当たり終始ご鞭達を賜った当所西堀部長に厚く御礼申し上げる。

なお、本装置の実施計画は河原誠二氏(現在、日本原子力研究所へ出向中)によるものであることを付言して併わせて感謝の意を表わす。

〔付 録〕

本回路の循環速度について述べればつぎのようになる。本回路のように内部で沸騰を起こさない場合の考え方は甚だ簡単である。すなわち、循環に伴って生ずる流動抵抗と高温側および低温側の管中の流体の密度差によって生ずる循環力とがつり合うような速度で流

れることになる。

回路は第4図のとおりであり、流動による圧力損失としては第3表のような15個が考えられる。以下これらについて計算を進める。

第4図 回路模式図

ΔP_1 , ΔP_3 および ΔP_5 は入口に適当な丸味がつけてあるので、

$$\Delta P_i = \xi \frac{W_i^2}{2g} \cdot \gamma_i \quad (1)$$

なる式で係数 $\xi = 0.01$ と仮定した(機械工学便覧)。ここに W は流入後の管内速度、 γ は流体密度である。

ΔP_7 は流入側(5φ管)の速度に対し、流出側(40φ管)の速度が著しく小さいので、流入側速度 W_0 に対し、損失係数を1として次式によって計算する。

$$\Delta P_7 = \frac{W_0^2}{2g} \cdot \gamma_0 \quad (2)$$

直径の等しい管が直角に接合されている曲がりの部分 ΔP_9 , ΔP_{11} , ΔP_{13} は損失係数=1.3として⁽¹²⁾次の式によった。

第3表 回路中の流動圧力損失

損失	場 所	管径 (mm)	長さ (mm)	流体温度
ΔP_1	10φ管への入口損失	10	-	t_h
ΔP_2	10φ管中の摩擦損失	10	300	"
ΔP_3	7φ管への入口損失	7	-	"
ΔP_4	7φ管中の摩擦損失	7	240	"
ΔP_5	5φ管への入口損失	5	-	"
ΔP_6	5φ管中の摩擦損失	5	240	"
ΔP_7	5φ管からの出口損失	5	-	"
ΔP_8	上部水平管中の摩擦損失	40	550	"
ΔP_9	上部水平管〜冷却管の曲り損失	"	-	t_h
ΔP_{10}	冷却管中の摩擦損失	"	1750	$t_m = \frac{t_h + t_c}{2}$
ΔP_{11}	冷却管〜下部水平管の曲り損失	"	-	t_c
ΔP_{12}	下部水平管中の摩擦損失	"	550	"
ΔP_{13}	下部水平管〜上部管への曲り損失	"	-	"
ΔP_{14}	膨脹接手内の摩擦損失	"	145	t_c
ΔP_{15}	加熱管中の摩擦損失	40	800	$t_m = \frac{t_h + t_c}{2}$

$$\Delta P_i = 1.3 \frac{W_i^2}{2g} \cdot \gamma_i \quad (i=9, 11 \text{ および } 13) \quad (3)$$

直管部の摩擦損失 ΔP_2 , ΔP_4 , ΔP_6 , ΔP_8 , ΔP_{10} , ΔP_{12} , ΔP_{14} および ΔP_{15} は

$$\Delta P_i = \lambda \cdot \frac{l_i}{d_i} \frac{W_i^2}{2g} \cdot \gamma_i \quad (4)$$

で求められる。ここに摩擦係数 λ は内径 10, 7 および 5 mm ($i=2, 4$ および 6) に対しては予想される最低速度に対しても Re 数が 2×10^3 以上になるので Blasius⁽¹²⁾ の式

$$\lambda = 0.3164 Re^{-0.25} \quad (5)$$

を用いた。内径 40 mm の部分に対しては予想される最高速度においても 2×10^3 にしかならないので層流の場合の式

$$\lambda = 64 Re^{-1} \quad (6)$$

を適用した。

回路中の流体の温度は加熱管出口から上部水平管出口までは最高温度 t_h を保ち、冷却管中で t_h から最低温度 t_c に直線的に冷却され、冷却管出口から加熱管入口までは t_c に保たれ、加熱管中で再び長さ方向に直線的に t_h まで加熱されるものと仮定する。流動抵抗の計算にはこれら温度変化を考慮すべきである

が, 10, 7 および 5 mm 管の摩擦損失 および出入口損失が支配的要素となることは当然予想されるので, あまり細かい点は考えないで温度変化を無視して最高温度における物性常数を用いて計算する。

回路内における流速は管内径および温度によって異なる。いま計算の都合上これを 5 mm の管内における流速 W_0 に全部換算した。したがって, $\Delta P_1 \sim \Delta P_7$ までに対する速度はそれぞれ

$$W_1 = W_2 = \left(\frac{5}{10}\right)^2 W_0 = 0.25 W_0 \quad (7)$$

$$W_3 = W_4 = \left(\frac{5}{7}\right)^2 W_0 = 0.51 W_0 \quad (8)$$

$$W_5 = W_6 = W_7 = W_0 \quad (9)$$

$$W_{8-15} = \left(\frac{5}{40}\right)^2 W_0 = 0.015625 W_0 \quad (10)$$

となる。

以上の考え方により, まず (1), (2) 式ならびに (7) ~ (9) 式から

$$\begin{aligned} \Delta P_1 + \Delta P_3 + \Delta P_5 + \Delta P_7 \\ = [0.01 \times (0.25^2 + 0.51^2 + 1) + 1] \gamma_0 \cdot \frac{W_0^3}{2g} \\ = 51.6 \times 10^{-3} \gamma_0 \cdot W_0^3 \end{aligned}$$

(4), (5) 式から, $i = 2, 4$ および 6 に対して

$$\begin{aligned} \Delta P_i &= 0.3164 \frac{\nu_0^{0.25}}{W_i^{0.25} d_i^{0.25}} \cdot \frac{l_i}{d_i} \cdot \frac{W_i^2}{2g} \cdot \gamma_i \\ &= 0.3164 \frac{\nu_0^{0.25}}{2g} \cdot l_i \cdot d_i^{-1.25} W_i^{1.75} \cdot \gamma_i \end{aligned}$$

ただし, ν_0 : 動粘性係数

(7), (8), (9) 式および第 3 表の数値から

$$\begin{aligned} \Delta P_2 + \Delta P_4 + \Delta P_6 \\ = \frac{0.3164}{19.6} \nu_0^{0.25} [0.3 \times 0.01^{-1.25} \times 0.25^{1.75} + 0.24 \\ \times 0.007^{-1.25} \times 0.51^{1.75} + 0.24 \times 0.005^{-1.25}] \\ \gamma_0 W_0^{1.75} \\ = 3.64 \nu_0^{0.25} \gamma_0 W_0^{1.75} \quad (12) \end{aligned}$$

(4), (6) 式から $i = 8, 10, 12, 14$ および 15 に対して,

$$\begin{aligned} \Delta P_i &= \frac{64 \nu}{W_i \cdot d_i} \cdot \frac{l_i}{d_i} \cdot \frac{W_i^2}{2g} \cdot \gamma_i \\ &= \frac{64 \nu}{2g} \cdot l_i \cdot d_i^{-2} \cdot W_i \cdot \gamma_i \end{aligned}$$

$d_i = 0.04$, W_i は (10) 式を用い第 3 表の l の値によって

$$\begin{aligned} \Delta P_8 + \Delta P_{10} + \Delta P_{12} + \Delta P_{14} + \Delta P_{15} \\ = \frac{64 \nu_0}{19.6} \times (0.04)^{-2} \times (0.55 + 1.75 + 0.55 \\ + 0.145 + 0.8) \times 0.015625 \cdot \gamma_0 W_0 \\ = 121 \nu_0 \cdot \gamma_0 \cdot W_0 \quad (13) \end{aligned}$$

最後に曲がり損失は

$$\begin{aligned} \Delta P_9 + \Delta P_{11} + \Delta P_{13} \\ = \left(1.3 \frac{(0.015625)^2}{2g} W_0^3 \cdot \gamma_0\right) \times 3 \end{aligned}$$

$$= 0.0486 \times 10^{-3} \gamma_0 \cdot W_0^3$$

$\Delta P_1 \sim \Delta P_{15}$ の合計による流動圧力損失は (11), (12), (13) および (14) 式の合計で

$$\begin{aligned} \Delta P &= [51.65 \times 10^{-3} W_0^3 + 3.64 \nu_0^{0.25} W_0^{1.75} \\ &\quad + 121 \nu_0 W_0] \gamma_0 \quad (15) \end{aligned}$$

となる。

一方, 循環を起こさせる力は上下水平管の中心線間の加熱管側の脚の中の密度差から

$$\begin{aligned} L &= \gamma_m \times 1.75 - [\gamma_h \times 0.805 + \gamma_m \times 0.8 + \gamma_c \times 0.145] \\ &= 0.95 \gamma_m - 0.805 \gamma_h - 0.145 \gamma_c \quad (16) \end{aligned}$$

(15), (16) 式から $\Delta P = L$ なる条件によって ($\gamma_0 = \gamma_h$ なる故)

$$\begin{aligned} 51.65 \times 10^{-3} W_0^3 + 3.64 \nu_0^{0.25} W_0^{1.75} + 121 \nu_0 W_0 \\ = 0.95 \gamma_m / \gamma_0 - 0.145 \gamma_c / \gamma_0 - 0.805 \quad (17) \end{aligned}$$

を満足する W_0 が所要の循環速度となる。回路の運転条件によって $\gamma_0, \gamma_m, \gamma_c$ および ν が定まり, 同式によって W_0 が求められる。

実際には, 高温側の温度を 600°C 一定とし, 低温側温度 t_c を変えて W_0 を求め, これを温度差 $\Delta t = t_h - t_c$ をパラメータとして計算した値と実測値とを比較検討してみたが, 大体において一致していることがわかった。すなわち, 計算の過程に大した誤りのないことが確かめられた。ただし, 腐食の進行によって流路断面積の変化等は当然考えられるが, これはここでは無視して計算した。

(1961年 10月28日 受理)

— 参 考 文 献 —

- (1) R. N. LYON: "Liquid Metals Hand Book," (1952), USA, AEC.
- (2) F. J. VAN ANTWERPEN: "Liquid Metals Technology", I, (1957), A.I.Ch.E.
- (3) M. SITTING: "Sodium its Manufacture, Properties & Uses", (1956), Reinholt.
- (4) J. R. WEEKS, H. GURINSKY: "Liquid Metals and Solidification", (1957), A.S.M.
- (5) E. G. BRUSH, R. F. KOENIG: "Nuclear Metallurgy", IMD Special Rep. Seris No. 2, (1956), AIMME.
- (6) E. E. HOFFMAN, W. D. MANLY: ORNL-2271, (Apr. 1957).
- (7) V. S. LYASHENKO: A/Conf., 15/P/2194, (1954).
- (8) W. C. HAYES, O. C. SHEPARD: NAA-SR-2973, (1958).
- (9) 河原誠二, 厚母栄夫, 佐々木勇太郎: 原子力発電, 3, 33 (昭34.1).
- (10) 西堀博, 河原誠二, 厚母栄夫: 第3回原子力シンポジウム報文集, 378 (昭34.2).
- (11) G. W. HORSLEY: JISI, 182, 43 (1956).
- (12) 日本機械学会: 機械工学便覧, (昭26).