定歪応力腐食割れ試験法の再評価

末沢慶忠*, 竹本幹男*, 岩崎寧夫*

*青山学院大学理工学部

Revaluation of Constant Strain Test Method for
Stress Corrosion Cracking

Yoshitada Suezawa,* Mikio Takemoto* and Yasuo Iwasaki*

*Faculty of Science and Engineering, Aoyama Gakuin University

Among three well known test methods for SCC, *i.e.*, constant total strain, constant load and constant strain rate ones, the first is most popularly used as a preliminary searching method because of cheapness and convenience. But it only supplies a rough qualitative measure of susceptibility to SCC. Nevertheless, if we focus our attention on the so-called "time to crack initiation" which is one of the most meaningful factor in a practical engineering design, the method will give full play to its effectiveness because the stresses remain constant until crack initiation. From this viewpoint, the authors took up some problems on this test method in order to obtain more reliable and reproducible data than ever. Tests were carried out at several temperature ranging from the boiling point to the solubility limit of corrodents (Fig. 10), on two kinds of stainless steels, *i.e.*, SUS 304 and N.T.K. C-1 (Tables 1 and 2), using four different loading devices for bent-beam specimens (Fig. 1). The corrodents were $MgCl_2$ solution of several concentrations (35-42%). The results obtained are summarized as follows: 1) Exact calculation of the initial stresses in a specimen is of primary importance for an evaluation of SCC data. In this connection, a new method was presented considering the non-elastic properties of a ductile metal represented by 18/8 stainless steel (Fig. 6), and also the edge-to-center stress/strain variation along the width of specimen. At the central point on a specimen surface both state of plane stress and plane strain exist, therefore it holds that $m = \varepsilon_2/\varepsilon_1 = 0$ and $n = \sigma_2/\sigma_1 = 0.5$ (Fig. 9). Using these relationships and/or the following equation,

$$M = \int_{-b/2}^{b/2} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{1x} \cdot z \, dz \, dy$$

we can easily find the maximum initial fiber stress σ_1 under a given bending moment, which is taken as the ordinate in Fig. 12. As a result, it was found that the threshold stress for SCC depended on the type of specimen holder, or properly speaking, on the ratio of Q to M/l , where M is the maximum bending moment, Q the shear force at the central cross-section and l the span of specimen (Fig. 13). 2) Effects of temperature on the time to crack specimen in the corrodent of constant concentration, are represented as an Arrhenius' equation with a parameter of initial stress (Fig. 18). Crack pattern appeared on the surface of specimen depends on the temperature and concentration of corrodents (Fig. 19). It also depends on the type of specimen holder (Fig. 14) and the initial stress (Fig. 19).

1. 緒 言

周知のように応力腐食割れの室内試験法は、i) 定荷重方式、ii) 定歪方式、iii) 定歪速度方式の3種に大別されている^{1,2)}。これらのうち、第1のものについては、著者らも新しい試験装置を開発し、その詳細を18-8鋼への適用例とともに報告した³⁾。そのさい特に留意したの

は、応力腐食割れという現象が、その名(SCC)の示すとおり、金属材料側条件、力学的条件ならびに環境条件の3者が複雑にからみ合った現象であるという当然のことがらの再認識であり、その点にそった試験装置の開発であった。今回は第2の方式、すなわち定歪方式試験法につき、同様な趣旨のもとに多少の研究をつづけてきたので、その結果を報告する。

この試験法では多数の試験片を同時にテストできるの

* 干157 東京都世田谷区千歳台 6-16-1 (6-16-1, Chitosedai, Setagaya-ku, Tokyo 157, Japan)

で、比較的短時間で結果が出、供試材料間の優劣判定が一応簡単につく。また、試験装置も比較的簡単である。このため、本試験法はもっとも広く用いられている。しかしその反面、定荷重方式試験法とちがひ、試験片の力学的条件を規定しにくい欠点をもつため、試験結果の定量化がむずかしく、設計データとしての評価が前者より劣る。そこで、本研究では、各種試験条件を明確にしておくばかりでなく、力学的条件のできる限りの明確化と解析に努力し、結果の再現性と信頼性の向上をはかり、もって定歪方式試験法の評価の向上に寄与せんとした。

なおここで、本試験法に着目したもう一つの理由につき付言しておきたい。現在、クラック（割れ）の発生と進展に関する研究は実に多い。ことにクラック進展に関する応力拡大係数についての研究は、フラクトグラフィによる破面観察的研究とともに、この方面の主流をなしている観がある。それはそれで結構なことであろう。しかし、現場的立場からいえば、クラックが生じてからの問題よりもそれ以前の問題、いわゆる“Time to Crack Initiation”（以下単に“Time to Crack”と略記）の問題こそ最大の関心事であろう。すなわち、設計時におけるそのできるだけ正確な推定や、実際に生じたさいのできるだけ早期の発見にこそ、絶大な努力が傾注されているのが実情である。なぜならば、安全性の確保優先という厳しい立場に立たされている現場では、ごく特殊な場合を除き、クラックの入った機器をいつまでも使用しているわけにはいかないからである。

上述のような重要な意義をもつ“Time to Crack”を中心課題とするならば、クラック発生までの応力値不変の条件により、当初応力によるデータの整理が有意義かつ効果的となり、定歪方式試験法の評価向上に役立つ。これが第2の理由であり、研究の動機である。

2. 実験方法

2.1 試験片素材

試験片素材には、オーステナイト系ステンレス鋼として SUS 304, オーステナイト・フェライト 2 相ステンレス鋼として N.T.K.C-1 の 2 種類を用いた。化学組成と

Table 1. Chemical composition of specimens (wt %).

	Fe	Ni	Cr	C	Si	Mn
SUS 304	Bal.	8.71	18.33	0.06	0.47	1.21
N.T.K. C-1	Bal.	4.95	21.59	0.03	0.49	0.95

Table 2. Mechanical properties of annealed stainless steel.

	Young's modulus (kg/mm ²)	0.2% Off-set proof stress (kg/mm ²)	Ultimate tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
SUS 304	19,100	22.2	62.6	58.1
N.T.K. C-1	16,400	33.6	82.9	43.2

焼鈍材の力学的性質を、それぞれ Table 1 および Table 2 に示す。試験片は、すべて所定形状のものを圧延方向に平行に切り出したのち、SUS 304 については 1000°C × 15 min, AC, N.T.K.C-1 については 1000°C × 60 min 固溶体化処理を行なったのち空冷した。N.T.K. C-1 は日本金属工業の開発になるもの^{4,5)}であるが、この熱処理条件後においては、オーステナイト・フェライト相面積比=52:48 を示し、オーステナイト相は 19% Cr, 8.2% Ni, フェライト相は 23% Cr, 3.6% Ni (いずれも X 線マイクロアナライザーによる分析結果) を示した。素材の板厚は SUS 304 が 2 mm, N.T.K. C-1 は 1.5 mm である。

2.2 試験片負荷方法

一般に定歪試験法といえば U 字曲げを想像するほど、一定の曲げを与えた板を用いる方法が最も多く用いられている。その方法には種々⁶⁾あるが、従来よく用いられてきた 4 種の方法について力学的検討を加える。

まず Fig. 1 に汎用されている曲げ負荷法の概略図と、試験片に作用する曲げモーメント分布図 (BMD) ならびにせん断力分布図 (SFD) を示す。Type A は最も古くから用いられているもので、力学的条件は両端固定に近い中央集中荷重型 (ただし、同図の BMD, SFD は両端完全固定として表示してある), Type B は 3 点自由支持型

Fig. 1. Schematic diagram with BMD and SFD of 4 different loading devices.

Fig. 2. Insulated B type holder.

である。また、Type C は C リング方式として管材の試験などに用いられているもの、Type D は 4 点自由支持型である。Type A, B では中央部にせん断力が作用しており、その大きさは $P/2$ (P は中央集中荷重) である。Type C では半円に沿って $P \cos \theta$ の分布をもつが、中央部 ($\theta=90^\circ$) では零である。Type D は中央スパン間で完全に零である。せん断力の大きさを普遍的に表わす無次元数として $Q/(M/l)$ なるものを考えると、Type A では 4, Type B では 2, Type C, D では零となる。ここに、 Q はせん断力、 M は曲げモーメント、また l はスパン長さである。

定歪試験法においては、ホルダーの変形や損傷をできるだけ抑えるために、試験片に比べて充分な剛性をもつホルダーを用いることが必要であり、データの信ぴょう性向上のためにも不可欠である。Fig. 2 は一例として、Type B ホルダーの寸法と絶縁方法を示す。ホルダーは SUS 304 材を機械加工後固溶体化処理したもので、接触部にはガラス棒を挿入して絶縁し、自由支持条件を保った。Type A, D も形状はほぼ同じであるが、Type A では完全な絶縁が不可能であり、負荷法としては問題がある。ホルダーには、応力集中源や溶解点となる鋭角や切りこみ部分を設けないようにする配慮が必要であるが、長時間使用によるネジ部の損傷は避けられないから、損傷の程度によっては適宜取り替えるべきであろう。

2.3 曲げ板表面応力の求め方

緒言にも述べたように、曲げ板表面の応力を規定しようとした試みは、弾性範囲内の変形について検討した 2~3 の研究^{7,8)}があるのみで、延性挙動を示すステンレス鋼などにおいて、特に重要な塑性域の変形をも含んだ解析法は全く確立されていない。定歪試験法によって得られた結果を設計データとして価値あるものにするためには、試験片の負荷法をも含めた曲げ板表面の力学的条件を明確にし解析しておくことが、どうしても必要である。以下には、この点についての研究結果を述べ、従来ほとんど検討されていなかった解析法を明らかにする。

短冊型薄板を曲げた場合、板は Fig. 3 に示すように

Fig. 3. Illustration of bent plate with its principal axes.

板幅の両端がそり反り鞍状に変形する^{9,10)}。従って板幅方向に歪の分布をもつことになるが、その取り扱いについては後述することとし、ここではそり反りのない中央部にまず注目して論を進める。応力と歪の 3 主方向を Fig. 3 のように定めると、板表面では $\sigma_3=0$ であるから塑性変形に関する応力・歪の基礎式：

$$\epsilon_1 = C[\sigma_1 - (\sigma_2 + \sigma_3)/2] \quad (1)$$

$$\epsilon_2 = C[\sigma_2 - (\sigma_3 + \sigma_1)/2] \quad (2)$$

$$\epsilon_3 = C[\sigma_3 - (\sigma_1 + \sigma_2)/2] \quad (3)$$

より、

$$(\sigma_1 - \sigma_2)/(\epsilon_1 - \epsilon_2) = \sigma_2/(2\epsilon_2 - \epsilon_1) \quad (4)$$

なる関係が求まる。ここで、 $\epsilon_2/\epsilon_1 = m$, $\sigma_2/\sigma_1 = n$ とおくと、(4) 式は m と n を用いて

$$n = 1/2 + 3m/(4 + 2m) \quad (5)$$

で表わされる。これらの関係式と Von-Mises の相当応力 (σ_0)、相当歪 (ϵ_0) の式、

$$\sigma_0 = [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2/2]^{1/2} \quad (6)$$

$$\epsilon_0 = \sqrt{3}/2 \cdot [(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2]^{1/2} \quad (7)$$

とから、軸方向歪 (ϵ_1) と応力 (σ_1) は、

$$\sigma_1 = \sigma_0 \cdot 1/(1 - n + n^2)^{1/2} \quad (8)$$

$$\epsilon_1 = \epsilon_0 \cdot \sqrt{3}/2(1 + m + m^2)^{1/2} \quad (9)$$

となる。すなわち、任意形状の曲げ板表面中央部の応力、歪を求める式がえられた。しかし、実際にはまず m ($=\epsilon_2/\epsilon_1$) を実測し、(5) 式より n 値を求めなければならない。ところが m 値のいかんによっては、取り扱いが非常に煩雑になる。すなわち、一般に m の値は試験片の形状、とりわけ試験片幅 (b)/厚さ (t) 比によって大きく変化する。そこで、応力解析を容易にするためには $m=0$ 、すなわち平面歪条件の成立する形状の試験片を用いることが望ましい。

一例として SUS 304 について、厚さを一定 (2mm) とし b/t を変えた場合の ϵ_1 , ϵ_2 vs. θ 実測値を Fig. 4 に示す。また、測定方法の概要を Fig. 5 に示す。両端均等曲げの試験片中心部に G.L. (ゲージ長)=1mm の 2 方向歪ゲージを接着し、曲げ角度 (θ)、 ϵ_1 , ϵ_2 および曲げモ

Fig. 4. Variation of ε_1 , ε_2 and m with bending angle of plate.

Fig. 5. Schematic representation of bending apparatus.

ーメント (M) を同時測定した。歪ゲージは取り扱いに支障をきたさない限り、G.L. の短いものが好ましい。Fig. 4 に示すように、 ε_1 は b/t の影響を受けないが、 ε_2 は b/t の大きいほど小さくなり、 $b/t=10$ ではほとんど零になる。

これらのことから、 b/t を規定値以上にすれば、試験片中心部では平面応力かつ平面歪状態が存在することになり、(5) 式より $n=1/2$ となる。したがって、この場合には、

$$\sigma_1 = 2\sigma_0 / \sqrt{3} \quad (10)$$

$$\varepsilon_1 = \sqrt{3} \varepsilon_0 / 2 \quad (11)$$

なる簡単な関係がえられ、単軸引張り試験 ($n=0$, $m=-1/2$) より求めた応力・歪曲線から、容易に曲げ板表面中央の σ_1 , ε_1 を求めることができる。Fig. 6 は SUS 304 について、この関係を示したものである。このように曲げ板表面の応力の決定は、同図中の $n=1/2$ の曲線につ

Fig. 6. Nominal and true stress-strain curves of SUS 304 stainless steel.

いて行なうべきであり、また試験片としては、この関係の成立する形状のものをううべきである。なお、 $m=0$ を満たすための b/t の値は材質によって異なり、N.T.K. C-1 の場合には 12 以上取る必要があることが分った¹²⁾。

Fig. 7 は、3 点支持曲げの場合の実測曲げモーメントと理論式

$$M = \int_{-b/2}^{b/2} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma_{1z} \cdot z \, dz \, dy \quad (12)$$

より求めた計算値をそれぞれ示す。ただし、 σ_{1z} は中立軸より任意の距離 z にある縦せんい (円周方向) 応力を示す。計算においては、中立軸は図心と一致し、引張と圧縮は同一力学特性を示すものとした。両曲線は、かなりよい一致を示す。しかし、理論式では、試験片幅端のそりの影響が無視されている。したがって、厳密な応力の決定には、ストレンゲージあるいは十分な精度で検定ずみのカーバイチャージで ε_1 を直接測定し、Fig. 6 の $n=1/2$ の曲線より σ_1 を求める前述の方法が好ましく、より正確であろう。

なお、SUS 304 について述べてきた上述の解析法は、N.T.K. C-1 の場合にも全く同様に適用できるが、詳細については紙面の都合で割愛する。

Fig. 7. Comparison of calculated bending moment with measured.

Fig. 8. Test specimen for constant strain test method.

Fig. 9. Distribution of ε_1 and ε_2 along the width of specimen.

2.4 試験片の形状および前処理法

試験片形状は前節で述べたように、平面歪状態を満たすものとして $b/t \geq 10$ のものとした (Fig. 8)。試験片は固溶体化処理後、エメリーペーパー #150, 400, 600, 1000 まで順次研磨したのち、沸騰アセトンで脱脂し、同図に示すように中央部 10×30 mm を残してシリコンゴムでコーティングした。周囲をコーティングしたのは、Fig. 3 に示したように鞍状にそり反った端面部分の影響をさけるためである。Fig. 9 には、曲げ角度 30° のときの ε_1 と ε_2 の板幅方向分布を示す。 ε_1 は中央部 ($b/2$) では一定であるが、端面近くで急増する。それゆえ、コーティングの幅は ε_1 一定の部分 ($b/2$) のみ露呈するように決めた。他方、 ε_2 は中心で零、端面に近づくにつれて放物線的増加を示す。しかし、割れは中心部 ($\varepsilon_2=0, m=0$) に最初に入り、この時間をもって“Time to Crack”としたので、(10), (11) 式による解析が有効である。

2.5 試験液および液槽

試験液としては、濃度 35, 38, 42 wt% 塩化マグネシウム溶液を沸点から凝固点範囲の数点に制御して用いた (Fig. 10)。沸点曲線上の各点の温度制御は沸点制御によったが、その他の実験点は Fig. 11 に示すような装置を用いてサイリスター制御を行ない、規定温度 $\pm 0.3^\circ\text{C}$ 以内に制御した。液槽は割れ発生目視検査のため、正面一部を除いてガラスウールで保温し、温度の均一化をはかった。この液槽は 5 l のビーカー上部に冷却用コイルと

Fig. 10. Experimental points in the temperature-concentration diagram of magnesium chloride.

Fig. 11. Schematic representation of test apparatus.

リフラックスコンデンサーを取りつけたものであり、試験液は 2.5 l 用意し、短時間試験では 2 本の試験片を浸漬した。多くの試験片を同時に試験できるのが定歪試験法の特長の一つであるが、長時間試験においては 1 本のみを浸漬して液条件 (pH, 溶出金属イオン濃度など) の一定化を保ち、300 hr ごとに新しい液と取り替えた。単位露出面積当りの試験液量は約 830 cc/cm^2 で、Scheil が報告した量¹¹⁾の約 50 倍である。

3. 実験結果および考察

3.1 試験片負荷法による割れ感受性および割れパターンの変化

上述した材質の異なる 2 種類の試験片と 4 種類の負荷

Fig. 12. Time to crack curves of SUS 304 and N.T.K.C-1 stainless steel in 42% boiling MgCl_2 solution.

法を用いた実験結果を Fig. 12 に示す。縦軸の σ_1 は当初応力であり、割れ発生時間は目視検査による最初の割れ確認時間である。非常に興味ある事実は、いずれの材質においても試験片荷重法によって割れ感受性が著しく異なっているという点である。供試材料と環境の組み合わせにおいて、限界応力が存在するか否かは必ずしも明らかではないが、試験時間を 500 hr に制限してその応力を限界応力とするならば、限界応力は Fig. 1 に示した荷重法 A→D の順に高くなっている。

この現象には種々の原因が関与しているであろうが、いま最も重要な因子である荷重法による力学的条件の差異について注目するならば、せん断力の有無と密接な関係があるようである。すなわち、前述した無次元数 $Q/(M/l)$ を用いて限界応力を整理すると、Fig. 13 に示すように $Q/(M/l)$ の大きいほど限界応力は低くなり、その差は 6 kg/mm^2 にも達している。Type C の $Q/(M/l)$

は中心線上では零であるが、その前後では $P \cos \theta$ の分布をもつため、Type D よりも低くなっているものと考えられる。これらの傾向は、材料はもちろん環境条件を変えても全く同様であることは、N.T.K. C-1 や 38wt% 沸騰 MgCl_2 溶液での結果をみれば明らかである。なお、N.T.K. C-1 材をホルダー (Type B, C & D) と完全に絶縁した場合、限界応力は全体的に約 1 kg/mm^2 上昇した。しかし、荷重法による限界応力の差異は、非絶縁の場合と全く同様な傾向を示している。これらは、異種金属接触による電気化学的效果よりも、荷重法による力学的条件の差異の方がより支配的であることを示している。一方、ホルダーと同材質である SUS 304 においては、絶縁による限界応力の変化は N.T.K. C-1 よりも小さくなるものと考えられる。

定歪試験法においては、従来種々の形状の試験片やホルダーが十分な考慮なしに用いられてきたが、どの荷重法を用いるかは、結果に大きな差異をもたらすため慎重な配慮が必要である。すなわち、実際の部材に働いている力学的条件を十分に考慮し、それに近い力学的条件の荷重法なり試験片を用いるべきである。

せん断力の有無は限界応力のみでなく、表面割れパターンにも影響を及ぼす。Fig. 14 は、 $\sigma_1 = 36.5 \text{ kg/mm}^2$ での荷重法による表面割れパターンを示す。ホルダー Type A, B では多数の小さな割れが発生するが、C, D では数本の大きな割れが発生する。これらの現象は、N.T.K. C-1 についても全く同様に認められた¹²⁾。

3.2 環境条件の割れ感受性および割れパターンに及ぼす影響

汎用されている Scheil の標準液 (42 wt% 沸騰 MgCl_2) は、実際の環境に比べ苛酷すぎるなど、より穏やかな環

Fig. 13. Dependence of threshold stress on dimensionless number $Q/(M/l)$.

Fig. 14. Appearance of cracked specimen surface.

SUS 304 in 42% boiling MgCl_2 (144.5°C), $\sigma_1=32.5 \text{ kg/mm}^2$, duration of test: 2 hr.

境での挙動を検討する場合に問題が多い¹⁸⁾。したがって、環境条件が割れ感受性に及ぼす影響を明らかにすることは、研究室試験結果と現場とのつながりを生かすためにも重要な課題である。そこで、この試験法を用いて試験液温度と濃度とが、限界応力や割れパターンに及ぼす影響を検討した。

実験は腐食液を Fig. 10 に示した各点に制御して、Type B ホルダーによる SUS 304 の割れ発生曲線を求めた。Type B ホルダーを用いたのは、この負荷法による

結果は $Q/(M/l)=2$ で、4 種類の負荷法の間中値を示すからである。Fig. 15, 16 は、それぞれ 42 wt% と 35 wt% MgCl_2 溶液での各温度における割れ発生曲線である。環境条件が穏やかになるにつれて実験点のバラツキは大きくなるが、温度の低下とともに割れ発生時間は長く、かつ限界応力は高くなる。時間を 500 hr に限ったときの限界応力に及ぼす温度の影響を、試験液濃度 (wt%) をパラメーターとして Fig. 17 に示す。曲線の右端の各点はそれぞれの溶液の沸点における値を示す

Fig. 15. Time to crack curves.

Fig. 16. Time to crack curves.

Fig. 17. Dependence of threshold stress on temperature in 35, 38 and 42 wt% MgCl_2 solution.

が、沸騰 38 wt% と 42 wt% MgCl_2 での限界応力にほとんど差がないことは注目に値する。いずれの溶液においても勾配はほぼ同じであり、温度 10°C の低下によって限界応力は 0.62 kg/mm^2 高くなる。35 wt% MgCl_2 の凝固点は約 15°C であるが、この温度まで直線の関係が成立するのか、またより低濃度溶液においても直線的温度依存性が存在するかについては、今後さらに広範な実験が必要であり現在も継続中である。

Fig. 18 は、38 wt% MgCl_2 での割れ感受性に及ぼす温度の影響を Arrhenius 型プロットした一例である。実験範囲内では、応力に無関係によい直線関係が成立しており、活性化エネルギーは 18.6 kcal/mole である。同様に、42 wt% では 17.5 kcal/mole 、35 wt% では 28.2 kcal/mole であった。42 wt% と 38 wt% 溶液中での活性化エネルギーの差はごくわずかであるのに対し、35 wt% 溶液では著しく増加している。このことは、低濃度溶液での温度の影響を推定するさい十分考慮しなければならないことである。

Fig. 19 は $\sigma_1=36$, および 28 kg/mm^2 での表面割れパターンを前掲の Fig. 10 の実験点と対応させて示したものである。高応力ほど割れの数が多くなるが、穏やかな環境条件では試験片表面で巨視的な枝分かれを生じるようになる。ところで、割れの伝播過程における枝分かれに関する研究^{14,15)}の多くは、板厚方向についてのものである。それゆえ、この表面枝分かれ現象は注目に値しよう*。低応力では浸漬時間が長くなるため、高濃度 (42, 38 wt%) 溶液では局部的侵食をうけた領域 (黒い斑点部分) が広がる。この部分では表面の結晶粒 2~3 個が侵食をうけており、特に長時間試験における高濃度溶液の使用に検討の余地を残すものである。なお、前述の Fig. 10 中の斜線で示した領域は、マクロ・ブランチングを

* 表面枝分かれをおこす領域での板厚方向の割れもすべて粒内割れで、粒界割れは認められなかった。なお、この問題の詳細については次報で検討する予定である。

Fig. 18. Logarithmic reciprocal of time to crack vs. reciprocal of absolute temperature curves.

おこした領域である。

高応力においては、目視検査による割れの確認とガスの発生はほぼ一致するが、低応力においてはガスの発生なしに割れが確認されることもある。同時に測定した電位変化は、浸漬時間とともに単調に貴方向に移行し、割れ検出の有効な手段とはなりえなかった。なお、目視検査による割れ確認時は、内部に $50 \sim 100 \mu$ 伝播したときであった。今後は、よりいっそう早い割れ検出法が必要であろう。

4. 結 言

定歪応力腐食割れ試験法は、試験片の力学的条件を規定しにくい欠点をもつため、試験結果の定量化がむずかしく、設計データとしての評価が他の試験法に比べて劣るとされていた。そこで、本研究では、定歪試験法のあり方について再検討し、力学的条件のできる限りの明確化と解析につとめ、結果の再現性と信頼性の向上をはかり、定歪試験法の評価の向上に寄与せんとした。

得られた結果を要約すると、次のとおりである。

1) 汎用されている 4 種類の試験片荷重法について、その BMD や SFD など力学的条件を明らかにした。さらに、塑性域の変形をも含んだ曲げ板表面の応力の厳密な求め方を提唱するとともに、この試験法に用うべき試験片やホルダーの形状、液槽、環境条件の制御法など、実験条件の明確化と試験法の向上につとめた。

2) 2 種類のステンレス鋼の塩化マグネシウム溶液中における定歪方式応力腐食割れ試験をおこない、“Time to Crack”に着目した場合、上記解析法にもとづくデー

Fig. 19. Appearance of cracked specimen surface at experimental points, A~L.

タの整理が有効なものであることを確認した。また、試験片負荷法によって、限界応力や割れパターンが異なるという興味ある事実を明らかにした。この事実について検討した結果、試験片負荷法の力学的条件の差異と密接な関係があるところの無次元化されたせん断力 $Q/(M/l)$ によって普遍的に説明できることを示した。

3) 広範な環境条件が、割れ感受性や割れパターンに及ぼす影響を検討した。すなわち、35, 38, 42 wt% $MgCl_2$ 各温度における割れ発生曲線を求め、限界応力に及ぼす濃度と温度の影響、各試験液濃度における活性化エネルギーや特定の条件下におけるマクロ・ブランチングなど、有効な設計データを提供した。これらのことから、定歪試験法はこの目的のためにその特長を十分に発揮できるすぐれた試験法であることがわかった。

以上の論は固溶体化処理された焼鈍材についての結果であり、溶接などによる残留応力の問題は含まれていない。しかし、後者はこれを別個の問題として取り扱えばよい。すなわち、別に求めた残留応力と負荷応力との合応力を考えることにより*、本論文の所論は生かされよう。

本研究を行なうにあたり、東洋エンジニアリング(株)より素材ならびに研究費の一部の提供をうけた。ここに記して感謝の意を表わす。なお、本研究を行なうにあたり熱心に協力された往年の学生、畿田晴夫、大川原研二、依田時夫、清水義仁、神居正貴、小平健二、伊東律郎、

* その点で材料組織が局部的に変化しているような場合には、もちろんこれを考慮する必要がある。

石田輝行、伊藤信之の諸君にも感謝の意を表したい。

(Received December 16, 1975)

文 献

- 1) R. N. Parkins, F. Hazza, J. J. Royuela & J. C. Scully: *Br. Corr. J.*, **7**, 154 (1972).
- 2) J. Brettell & S. Orman: *Anti-Corr.*, **20**, 3 (1973).
- 3) 末沢慶忠, 竹本幹男, 田中豊一: 防食技術, **24**, 239 (1975).
- 4) 水野 誠, 鈴木隆志: 日本金属学会報, **8**, 717 (1969).
- 5) M. Watanabe, T. Suzuki & G. Shinoda: *Proc. 6th Int. Conf. X-ray Opt. Microanaly.*, p. 713 (1972).
- 6) たとえば, 日本学術振興会編: “金属防蝕技術便覧—新版”, p. 666 (1972).
- 7) G. Haaijer & A. W. Loginow: *Corr.*, **21**, 105 (1965).
- 8) H. L. Logan & M. J. Mcbee: “The Stress Corrosion of Metals,” p. 285, John-Wiley & Sons (1972).
- 9) G. S. Sangdahl, E. L. Aul & G. Sachs: *Proc. Soc. Expl. Stress Analy.*, **6**, 1 (1948).
- 10) G. E. Dieter, Jr.: “Mechanical Metallurgy,” p. 557, MacGraw-Hill Book Comp. (1961).
- 11) M. A. Scheil: “Corrosion Handbook,” Ed. by H. H. Uhlig, p. 174, John-Wiley & Sons (1969).
- 12) 末沢ら: 未発表.
- 13) H. Suss: *Corr.*, **17**, 61 (1961).
- 14) M. O. Speidel: “The Theory of Stress Corrosion in Alloys,” Ed. by J. C. Scully, p. 345, North Atlantic Treaty Org. (1971).
- 15) J. G. Hines & R. W. Hugill: “Physical Metallurgy of Stress Corrosion Cracking,” Ed. by T. N. Rohdin, p. 193, Interscience Pub. (1959).