高温水中のステンレス鋼における複数き裂の発生及び成長挙動

釜谷 昌幸*, 千葉 吾郎*, 中島 宣雄*, 戸塚 信夫*

* 株式会社原子力安全システム研究所

Multiple Cracks Initiation and Propagation Behavior of Stainless Steel in High Temperature Water Environment

Masayuki Kamaya*, Goro Chiba*, Nobuo Nakajima* and Nobuo Totsuka*

* Institute of Nuclear Safety System, Inc.

Environmentally assisted crack initiation behavior is greatly affected by applied stress and environmental factors, such as water temperature, contained impurities and so on. On the other hand, crack initiation behavior also influences crack propagation. A typical example of this influence can be observed as the interference effects of multiple cracks, such as the coalescence of approaching crack tips or the arrest phenomena in the relaxation zone of an adjacent crack. To understand these effects of crack initiation on crack propagation behavior is very important to predict the lifetime of components, in which quite a few cracks tend to occur. This study aimed at revealing the crack initiation behavior and the influence of this behavior on propagation. At first, to evaluate the effect of applied stress on crack initiation behavior, sensitized stainless steel was subjected to a four-point bending test in a high temperature water environment at the constant potentials of ECP +50 mV and ECP +150 mV. Secondly, a crack initiation and growth simulation model was developed, in which the interference effect of multiple cracks is evaluated by the finite element method, based on the experimental results. Using this model, the relationship between crack initiation and propagation was studied. From the model, it was revealed that the increasing number of the cracks accelerates crack propagation and reduces life.

Key words : crack initiation, environmentally assisted cracking, stainless steel, the finite element method, crack growth simulation

1. 緒 言

応力腐食割れや腐食疲労などの環境助長割れ (Environmental Assisted Cracking, 以後 EAC) におけるき裂の発生及び進展挙動は、水質などの環境や応力の影響を大きく受ける。しかし、その影響の大きさは環境水中に存在するイオン種によりき裂の発生のみが促進され、成長に対する効果が少ない場合やその逆の場合もある^{1,2)} など、発生及び進展挙動それぞれで違う。一般に原子力プラントを構成する機器材料の経年劣化を予測する場合、何十年オーダーの劣化を模擬するために、試験においては通常の運転状態より温度や応力を上げたり、さらには低ひずみ引張速度試験のように強制的にひずみを与えたりすることにより、劣化を加速する手法が用いられる。多くの場合、このような加速環境下ではき裂進展のみが加速されるのではなく、き裂発生も加速され多数のき裂が発生する^{3,4)}。き裂発生数の増加は、き裂の進展過程においてき裂相互の干渉効果を増大し、進展に大きな影響を与える⁵⁾。従って、試験結果より加速効果を差し引いて実際のプラント運転状態での劣化を評価する際には、き裂進展速度の加速のみに着目するのではなく、加速環境のき裂発生に与える影響、及びき裂発生 of 進展へ与える影響を考慮する必要がある。

本研究では以上のような問題に対し、環境がき裂の発生、進展挙動に与える影響、及びき裂の発生挙動がき裂

進展に与える影響を考察した。そのため、まず加圧水型原子炉 (Pressurized Water Reactor, 以後 PWR) 模擬水中において溶存酸素環境を模擬するために、電位を負荷した状態で鋭敏化ステンレス鋼の4点曲げ試験を実施し、負荷応力のき裂発生及び進展挙動に与える影響を考察した。そして得られた試験結果を入力条件として、平面上に分布する複数のき裂の相互作用を考慮したき裂発生、成長シミュレーションによる解析を行い、き裂発生挙動のき裂進展及び寿命へ及ぼす影響について考察を行った。

2. 試 験 方 法

試験には 1050°C 30 分の溶体化処理後、650°C 24 時間の鋭敏化処理した 304 ステンレス鋼を使用した。この材料の化学成分を Table 1, 機械的性質を Table 2 に示す。これを 75×25×8.6 mm の平板試験片状に加工し、表面を 6 µm 仕上げまで研磨した。この試験片上に

Table 1 Chemical composition of the material (mass %).

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	S	P
0.054	0.52	1.48	18.44	9.74	0.01	0.001	0.024

Table 2 Mechanical properties of test material (at R.T.).

0.2% Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Young's modulus (MPa)
205	581	87.4	195385

* 〒 919-1205 福井県三方郡美浜町佐田 64 号 (64 Sata, Mihama-cho, Mikata-gun, Fukui 919-1205 Japan)

Table 3 Test conditions and results.

Test conditions					Results	
Test No.	Max. stress (MPa)	Stress ratio	Test time (hr)	Potential (mV SHE)	Number of cracks	Max. crack length (μ m)
M1	300	0.9	200	+50	1	1180
M2	300	0.9	500	+50	11	2780
M3	300	0.9	1000	+50	21	6020
M4	300	0.9	200	+150	1	200
M5	300	0.9	500	+150	15	2590
M6	300	0.9	1000	+150	10	1350
P1	200	0.9	1000	+50	0	—
P2	250	0.9	1000	+50	7	34
P3	250	0.9	2000	+50	10	1888
P4	275	0.9	2000	+50	12	2764
F1	300	0.1	200	+50	1	4890
F2	300	0.1	250	+50	Sub cracks	Penetration
F3	300	0.1	500	+50	1	600
F4	300	0.1	200	+150	1	2567
F5	300	0.1	500	+150	2	1930
F6	300	0.1	500	+150	0	—

25×20 mm の応力が均一に負荷される部分ができるように4点曲げで荷重を負荷する。荷重には周期10分の三角波形の変動を与え、その応力比 R (最小応力/最大応力) は0.1及び0.9の2種類を適用した。水質は脱気した250°CのPWR一次冷却材模擬環境(500 ppmB+2 ppmLi+2.7 ppmH₂)にCl⁻、SO₄²⁻をそれぞれ40 ppb添加した環境とした。また、溶存酸素環境を模擬するため、試験片にECP+50とECP+150 mVの2種類の電位を負荷した。

以上の条件で、設定された試験時間後に試験片を取り出し、表面を走査型電子顕微鏡により最高500倍の倍率で観察し、20 μ m以上のき裂について、その数と長さを測定した。発生及び進展に与える外乱を避けるため、き裂観察のために試験を中断した試験片は再使用せずに、それぞれの試験ごとに別の試験片を用いた。実施した試験条件の一覧をTable 3に示す。

3. 試験結果及び考察

試験後に観察されたき裂の数と最大き裂長さをTable 3に示す。それぞれの試験は、き裂発生数の試験時間、応力、応力比の影響を調べるためにパラメータを変化させ実施している。Fig. 1は試験M1~6で得られた最大応力300 MPa、応力比0.9とした場合の時間に対するき裂発生数の変化を示す。M6の1000時間のデータを除けば、き裂は時間と共に単調増加する様子が見える。この傾向は最大応力250 MPaの試験P2、P3の結果からも見ることができる。Fig. 2は応力比0.9、試験時間1000時間の条件での最大応力のき裂発生数に与える影響を示す。データは試験M3、6、P1、2及びP4の結果を用いた。ここで、275 MPaのデータはP4の2000時間の結果に0.5をかけた値を用いた。この結果よりき裂発生数と応力には相関のあることがわかる。また、200 MPaで発生数が0であること及び直線の傾きから、き

Fig. 1 Relationship between number of cracks and exposure time (Test M1~6).

Fig. 2 Relationship between number of cracks and applied stress (Test M3, M6 and P1, P2, P4).

裂の発生する応力には降伏応力付近で下限界値が存在することが推測できる。

F1~6の試験は最大応力300 MPa、応力比0.1の条件で実施した。最大応力が同じ300 MPaで、応力比が0.9のM1~6の試験と比較すると、き裂発生数が少ない結果となっている。また最大き裂長さもばらつきが大きく、さらに、F2の試験については250時間にてき裂が表面を貫通し試験が中断された。腐食疲労における応力比のき裂進展に対する影響は、応力拡大係数範囲 ΔK の関数で表され、 ΔK に対する単調増加となることが知られている⁶⁾。一方、応力比のき裂発生に及ぼす影響については明確でない。本研究の試験結果からは、応力比の低下がき裂発生を促進することではなく、逆に抑制する傾向を示した。つまり、応力比の影響はき裂の進展と発生に対し、促進と抑制という相反する効果をもたらした。き裂の発生が抑制された要因として、応力比の違いから試験片に負荷される荷重の時間積分値が少なくなることが考えられる。最大き裂長さのばらつきが大きくなった原因も、このき裂発生の抑制と、進展の促進効果によると考えられる。一旦き裂が発生すると速い進展速度で成長し、結果としてき裂長さのばらつきが大きくなり、F2の試験でみられたようにき裂の貫通も発生する。

以上の結果、き裂発生数が負荷応力の時間積分値と相関があり、き裂が発生する負荷応力にしきい値が存在することが推測された。これらの結果を基に、き裂発生数と時間の関係を表すパラメータとして次式の C_i を仮定する。

Fig. 3 Relationship between C_f value and number of cracks.

$$C_f = \int_0^t \max(\sigma - \sigma_{th}, 0) dt \quad (1)$$

ここで σ_{th} は、き裂発生のにきい値となる荷重で Fig. 2 の結果より 200 MPa とする。また、 $\max(a, b)$ は a と b の大きい方の値をとる関数を表す。すなわち、(1)式では $\sigma - \sigma_{th}$ の正の部分のみを積分することを意味する。Table 3 のすべての試験条件に対し、 C_f を計算しこの値とき裂発生数の関係をプロットしたものを Fig. 3 に

示す。若干のばらつきはあるものの、時間、負荷応力、応力比の違う条件の結果を C_f により整理できることがわかる。

M1~6 の試験片上のき裂の分布の様子を Fig. 4, 5 に示す。図中で 200 μm 以下のき裂は“○”の記号で示している。き裂が時間とともに発生、進展している様子がえられる。M3, M5 の試験片では、比較的長いき裂が集中して分布する傾向が見られる。また、Fig. 3 においてき裂発生数が多い方へ逸脱したデータが M3, M5 と一致することから、長いき裂の存在はき裂先端付近での応力集中を引き起こすため、き裂発生数を増加させると考えられる。

Fig. 4 及び Fig. 5 で示した試験 M2, M3 で観察されたき裂の長さ分布を、ワイブル確率紙にプロットしたものを Fig. 6 に示す。ワイブル分布におけるき裂長さの累積分布関数 $F(x)$ は次式で表される。

$$F(x) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x - \gamma}{\alpha}\right)^m\right\} \quad (2)$$

ここで α , γ , m は、それぞれ尺度母数、位置母数、形状母数を表す。500 hr の結果はデータ数が少ないことより傾向が明確でないが、1000 hr の結果からは、き裂長さ分布が長さ 120 μm で分布形態が変化する複合ワイブル分布に従うことがわかる。EAC や疲労により発生するき裂長さ分布が、ワイブル分布に従うということはこ

(a) M1 specimen (300Mpa, R 0.9, ECP+50mV, 200hr) (b) M2 specimen (300Mpa, R 0.9, ECP+50mV, 500hr) (c) M3 specimen (300Mpa, R 0.9, ECP+50mV, 1000hr)

Fig. 4 Disposition of the cracks on the M1, M2 and M3 specimens.

(a) M4 specimen (300Mpa, R 0.9, ECP+150mV, 200hr) (b) M5 specimen (300Mpa, R 0.9, ECP+150mV, 500hr) (c) M6 specimen (300Mpa, R 0.9, ECP+150mV, 1000hr)

Fig. 5 Disposition of the cracks on the M4, M5 and M6 specimens.

Fig. 6 Weibull probability plots of crack length distribution obtained by the observation on the surface of M2 and M3 specimens.

れまでも報告されており^{7~11)}, さらに 1000 hr の分布のように, 分布が屈曲した複合形態をとることも報告されている^{7~9)}. その中では, 複合分布の解釈として分布が屈曲するまでのき裂の短い領域ではき裂の進展速度が遅く, 屈曲するき裂長さ以上のき裂は進展速度が速くなる 2 つの成長ステージが存在すると考察されている. また, この 2 つのステージの機構論的な解釈については, 不動態皮膜の破壊挙動の違いに着目した報告がある¹²⁾. そこでは, 遅い成長が粒界腐食による進展で, それ以上の速い成長は EAC による進展であると解釈されている. また, き裂先端のひずみ速度に関する考察から, あるしきい長さ以下の微小き裂では, 進展速度の K 値依存性が小さく, K 値に対して一定の速度で進展するという報告もある¹³⁾.

M1~6 で観察された主なき裂について, 表面研削により最深点でのき裂深さを調べた. そして, それぞれのアスペクト比 (深さ/表面半長) を Fig. 7 に示す. アスペクト比に関しては, 明確な傾向は見られず単純平均では約 0.85 であった.

4. シミュレーションによる考察

4.1 シミュレーション手法

これまでの実験結果より, き裂発生に対する時間, 負荷応力及び応力比の影響が明らかになった. これらの関係を用いてき裂発生挙動の進展に与える影響を計算機シミュレーションにより考察する. 平面上に分布するき裂の相互作用を考慮した進展挙動をモンテカルロシミュレーションで評価した報告はあるが^{14)~18)}, それらはき裂の位置関係から決定される単純なルールに従って相互作用を考慮している. しかし, き裂の相互作用はき裂の相対長さや位置関係により複雑に変化する⁵⁾ ことから, これらの手法では正確な評価ができない. そこで, 本研究ではこの複数き裂の相互作用をより正確に評価するために, 複数のき裂の分布する平面をメッシュ分割し, それぞれのき裂先端での J 値を有限要素法により解析した. そして, その J 値をもとにき裂進展速度を決定し, き裂進展過程をシミュレートする手法を用いた¹⁹⁾. 有限要

Fig. 7 Aspect ratio as a function of crack length (Test M1~6).

素法の計算には汎用プログラム ABAQUS を用いた. このプログラムで J 値は仮想き裂進展法により求められる.

4.1.1 複数のき裂が分布する平面のモデル化

有限要素法を用いて複数のき裂が分布する平面のモデル化を行う. モデルでは, 2 次元平面に存在する貫通き裂を想定し, 8 節点平面応力要素を用いて, 任意の位置と長さのき裂をモデル化できるように, Fig. 8 のようなメッシュを作成した. 対象とする平面を長さ X_d の正方形の要素 (以後, 基本要素) に分割し, この基本要素の格子にき裂の要素をはめ込むようにメッシュを自動生成する. 試験においてアスペクト比に規則性が見られなかったことから, き裂先端の J 値も貫通き裂で計算した結果に一定の値をかけることで近似できると仮定する. 有限要素法の計算における境界条件は Fig. 9 のように設定した. 試験で用いた試験片のき裂発生面 25×20 mm を想定し, この領域を基本要素長さ $X_d = 0.25$ mm になるようメッシュ分割し, この領域に一樣な応力が負荷されると仮定した. このメッシュ分割での有限要素法計算による J 値の解析誤差は, 本シミュレーションで対象とするき裂長さでは 1% 以下であることを確認した.

4.1.2 解析条件

シミュレーションは, 試験 M1~3 の最大応力 300

Fig. 8 Typical finite element mesh with through cracks.

Fig. 9 Boundary conditions in the simulation.

MPa, 応力比 0.9 の試験を対象に実施する。試験中の最大応力及び応力比を一定としたとき、き裂発生数は、(1)式より時間の 1 次関数として表現できる。また Fig. 1 においても、き裂数が試験時間にほぼ比例して増加しており、潜伏期間もほとんどないと考えられることから、き裂数 n_c を時間 t の関数として次式で設定する。

$$n_c = R_n \times t + 1 \quad (3)$$

ここで R_n は、き裂発生レートを示す定数で、単位を (個/1000 時間) とする。従って、M1~3 の試験結果は $R_n \approx 20$ となる。また発生時の初期き裂長さは、試験で観察した際の最低長さ $20 \mu\text{m}$ とする。

Fig. 2 及び (1) 式より、き裂発生には応力と時間に相関があることがわかっている。従って、平面上のき裂の発生する位置も既に存在するき裂周りの応力場の影響を受けることが考えられる。そこで、き裂発生箇所を決定するパラメータとして、基本要素ごとに次式の C_{ele} を定義する。

$$C_{ele} = w_{ini} \times \sum \{ \max(\sigma_i - \sigma_{th}, 0) \times dt \} \quad (4)$$

ここで、 σ_i は、各計算ステップごとに有限要素計算から求まる要素ごとの Mises の相当応力、 dt は 1 ステップ当たりの時間そして w_{ini} は各要素ごとのばらつきを表す係数で 0~1 の一様乱数を各要素に割り当てる。また、 σ_{th} は Fig. 3 より 200 MPa とした。(3) 式で決定されるき裂数と時間の関係に従い、き裂発生の各タイミングで C_{ele} が最大値をとる基本要素に新たなき裂が発生するとする。基本要素内での発生位置は、乱数によって決定した。従って、新たに発生するき裂は、既に存在するき裂先端の応力集中域に発生する確率が大きくなる。

き裂の進展については Fig. 6 で考察したように、2 つの成長ステージが存在すると思われる。そこで、発生したき裂は次の 2 つの成長ステージをたどって進展すると仮定する。まず第一のステージは、微小き裂進展領域に相当する成長ステージで、このステージにおいてき裂は長さにかかわらず一定の速度 V_c で成長すると仮定する¹³⁾。

$$V_c = P_1 \quad (5)$$

ここで P_1 は、き裂進展速度を示す定数である。そして

Fig. 10 Weibull probability plots of crack length distribution obtained by the observation on M2 and M3 specimens and the simulations.

第二のステージは、き裂の先端の応力集中の強さによって進展速度の変化するステージである。このステージでの進展速度は、文献(6)を参考に、 J の関数で表現される次式で速度 V_s で成長すると仮定する。

$$\left. \begin{aligned} V_s &= P_2 \times (V_{air} + V_{SCC} + V_{env}) \\ V_{SCC} &= 2.1 \times 10^{-13} K^{2.161} \\ V_{env} &= 1.5 \times 10^{-4} \quad V_{air} (\Delta K)^{0.5} \\ K &= \sqrt{J \times E} \\ \Delta K &= \sqrt{\Delta J \times E} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

ここで、 P_2 は定数、 V_{air} は ASME の Boiler and Pressure Vessel Code Section XI²⁰⁾ (以下、ASME 維持基準) で定義されている空気中の疲労進展曲線の値、 E はヤング率で Table 2 の値を使用する。単位は速度については m/s、 J 値は N/m である。き裂は成長過程において、Fig. 6 の複合ワイブル分布の分布屈曲き裂長さ $120 \mu\text{m}$ を境にステージ 1 よりステージ 2 へ移行する。また、き裂が結晶粒界に沿って進展する場合、き裂の進展に対する抵抗が結晶粒界ごとに変化する^{21), 22)}。そこで、この粒界のき裂に対する進展抵抗を表現するために、シミュレーション対象平面を試験材の平均結晶粒界長さ約 $65 \mu\text{m}$ の辺をもつ正方形で分割する。そして、分割された領域それぞれに、0~1 の一様乱数で決定される進展抵抗 w_p を与える²²⁾。この w_p を用いてき裂の進展速度 V を以下のように仮定する。

$$\begin{aligned} V &= w_p \times V_c \quad (\text{き裂長さ} < 120 \mu\text{m}) \\ &= w_p \times V_s \quad (\text{き裂長さ} \geq 120 \mu\text{m}) \end{aligned} \quad (7)$$

定数 P_1, P_2 については、後に述べるシミュレーションによって得られるき裂長さ分布が Fig. 6 と一致するよう試行錯誤で求め、 $P_1 = 0.103 (\mu\text{m/hr})$ 、 $P_2 = 3.0$ を得た。この時のき裂長さ分布を Fig. 10 に示す。

以上、得られたき裂進展速度と K 値の関係を Fig. 11 に示す。この図において、 K 値は 300 MPa 膜応力の負荷された平面の中心にあるアスペクト比 0.85 の半楕円き裂が試験片中央部にあるとして Raju-Newman の式²³⁾により算出した。また、(7) 式の w_p は 0.5 としている。成長ステージの境目となっているき裂長さ $120 \mu\text{m}$ 相当の K 値でカーブが不連続となっているが、こ

Fig. 11 Relationship between K value and crack growth rate estimated by the simulations.

の点において個別に推定した2つのステージの進展速度がほぼ同じになることは、推定された速度が妥当であることを示すと考えられる。

ひずみ硬化の影響については、次式のRamberg-Osgoodタイプのひずみ ϵ と応力 σ の関係を仮定する。

$$E \times \epsilon = \sigma + F + \sigma \times \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^{n-1} \quad (8)$$

ここで、 F 及び n は塑性係数で $F=2.56$, $n=6.74$ とする。また、 σ_Y は降伏応力でTable 2の値を用いた。

接近した2つのき裂の相互作用の典型的な形態として、き裂の合体がある。合体の発生する条件については、試験的に検討されており幾つかの条件式も提案されている^{24)~26)}。しかし、これらは材料や条件により異なり、本研究で想定されるき裂の長さの差が大きい場合の取り扱いなどまだ考察すべき点が多い。また、本シミュレーションモデルのように有限要素法を用いて複数のき裂の力学的な相互作用を考慮した場合には、例えば合体しない場合でも、き裂は相互作用により合体した場合と同様の相対的に速い進展速度で成長することが、計算により明らかにされている⁵⁾。そこで、本シミュレーションではき裂の合体について、メッシュ作成上やむをえない場合を除いては考慮しない。

4.2 シミュレーション結果及び考察

以上の仮定をもとに、M3の試験を想定したシミュレーションを行う。計算は最初10時間を1ステップとして、ステップごとにき裂先端の J 値を有限要素計算に

て求め、その結果を用いて、(7)式でき裂進展速度を計算して進展させる。そして、各ステップでのき裂進展長さが最大で0.25 mmを越えないようにステップ間隔を最小2時間まで制御した。Fig. 12に(4)式の w_{ini} 、及び(7)式 w_0 を決定する乱数を変化させた3ケースについて、時間ごとのき裂分布の様子を示す。き裂が時間と共に発生、進展する様子が再現されており、き裂が集中して分布する傾向を示すなど、き裂の分布状態はFig. 3, 4の様子とよく似ている。本シミュレーションにおいては、Case 3の $t=980$ hrの状態を平面が破断した状態と定義する。この状態においてハッチングした部分は、き裂部の要素及びMisesの相当応力が破断応力 σ_b を越えた基本要素を示している。この要素が、応力軸に対して垂直方向に平面を貫通した時間を破断時間(Time to Failure, 以後 TTF)と定義する。ここで、 σ_b はTable 2の材料の引張り強さを用いた。(3)式におけるき裂発生レート R_n を変えた時の破断時のき裂分布状態の例をFig. 13に示す。破断には比較的離れた位置にあるき裂も関与しており、破断時の最大き裂長さは必ずしも一定でないことがわかる。Fig. 14に乱数を変えた20ケースについて、 R_n と破断時の最大き裂長さの関係を

Fig. 12 Crack growth behavior obtained by the simulation (300 MPa, R 0.9, $R_n=20$).

Fig. 13 Disposition of cracks at fracture time obtained by the simulation (300 MPa, R 0.9).

プロットする。 $R_n=0$ の場合を除いて、破断時の最大き裂長さは大きくばらつき、その平均はき裂発生数の増加と共に減少する傾向にある。従って、き裂が複数発生する状態では、破断時の長さが大きくばらつく最大き裂長さで余寿命評価を行うと破壊評価に対して危険側の評価を行う可能性がある。複数き裂の相互作用を考慮した評価法として、ASME 維持基準では接近した複数のき裂を単一のき裂と見なして評価を行う手法が規定されている。また、き裂長さの総和などを考慮することで、相互作用を考慮した寿命評価が可能であるとの報告もあるが²⁷⁾、Fig. 12, 13 のように多数のき裂が分布する状態で正確な評価を行うためには、本シミュレーションで行ったように有限要素法などを用いた数値的な評価が必要と考えられる。

Fig. 14 における TTF を指数分布確率紙にプロットしたものを Fig. 15 に示す。この図より TTF 分布が指数分布に従うこと、き裂発生数の増加とともに破断時間が短くなる傾向があることが分かる。EAC や疲労において TTF が指数分布に従う報告は多くあり²⁸⁾、本シミュレーションにおいても、これが再現できたことになる。Fig. 15 の分布の中央値をとるケースについて、平面上に存在する全き裂の平均長さと時間との関係を Fig. 16 に示す。本シミュレーションではき裂数は(3)式

Fig. 14 Relationship between maximum crack length on fracture surface and crack initiation rate R_n .

に従い時間の一次関数で増加すると仮定しているため、各時間断面の平均き裂長さは、 R_n にかかわらずほぼ同じ値となる。Fig. 16 における平均長さは、およそ 800 時間までは R_n にかかわらずほぼ同じであるが、 TTF に近づくと、平均的な曲線から上方へ逸脱する傾向が見られる。これはき裂の成長に伴い、き裂同士の相対的な距離が小さくなったため、相互作用により進展が加速されることが要因になっていると考えられる。一方、破断時の平均長さは、き裂の連結により R_n が大きくなるほど短くなる傾向が見られるが、このことが TTF にほとんど影響を及ぼさないことがわかる。

次に、き裂発生数が TTF へ与える影響を定量的に見るために、各 R_n における TTF の平均を、 $R_n=0$ の場合の値で正規化したものを Fig. 17 に示す。横軸は TTF におけるき裂数の平均値とした。こららのプロッ

Fig. 15 Exponential probability distribution plot of the time to failure (TTF) obtained by simulations with various crack initiation rates.

Fig. 16 Relationship between mean crack length and exposure time obtained by the simulation under various R_n values (300 MPa, R 0.9).

Fig. 17 Relationship between normalized mean TTF and number of cracks at TTF .

トを近似すると次式が得られた。

$$\frac{TTF_{mean}}{TTF_{R_n=0}} = 1.08n^{-0.186} \quad (9)$$

ここで、 n は TTF 時のき裂数の平均であるが、き裂数は(3)式より時間に対して一意に決定されるので、 TTF の平均におけるき裂数とも言える。この(9)式を用いてき裂発生数の TTF へ与える影響を考慮することができる。また、Fig.17には有限要素計算及び(6)式のき裂進展速度で、最大応力 250 MPa 及び 275 MPa、応力比 0.9 の負荷を想定した場合の計算結果を示した。 R_n は Fig. 2 の結果よりそれぞれ $R_n=10$ 及び 15 として計算し、それぞれの応力における $R_n=0$ 時の TTF で正規化している。これらの結果より、(9)式が違う応力条件の場合にも成り立つと考えられる。

5. 結 論

以上、鋭敏化 304 ステンレス鋼の 4 点曲げ試験によるき裂の発生及び成長挙動の試験的考察、及びそれらのデータを基にしたシミュレーションによる検討を通じて、以下のことが明らかになった。

まず、試験結果により

- (1) き裂数は、時間に対し単調増加する。
- (2) き裂発生数と負荷応力は比例関係ではなく、き裂の発生する負荷応力には下限界値が存在する。また、下限界値以上では、き裂発生数は応力の上昇に対し、単調増加となる。
- (3) 最大応力を固定した状態ではき裂進展は応力比が小さくなることで促進されるが、き裂発生は逆に抑制される。
- (4) き裂の分布形態は、比較的集中する傾向を示す。
- (5) き裂長さ分布は複合ワイブル分布の形態を示し、このことよりき裂進展において 2 つの成長ステージが存在することが推測される。

またシミュレーションにより、

- (6) 複数き裂の相互作用によって、破断時の最大き裂長さは大きくばらつき、その平均はき裂数が増えるに従い短くなる傾向にある。従って、破壊評価により寿命評価を行う場合、最大き裂長さを用いると危険側の評価になる可能性がある。

- (7) き裂発生数の増加はき裂進展を加速し、破断時間を短くする方向へ作用する。

参 考 文 献

- 1) S. Zhang, T. Shibata and T. Haruna: *Corrosion*, 54 [6] 428 (1998).
- 2) S. Zhang, T. Shibata and T. Haruna: *Corros. Sci.*, 39 [9] 1725 (1997).
- 3) 釜谷昌幸, 千葉吾郎, 光田弘道, 中島宣雄, 戸塚信夫, D. R. Tice: 材料と環境 '99 講演論文集 (Proc. JSCE Materials & Environments 1999), p.169, 腐食防食協会 (JSCE) (1999).
- 4) 安斎英哉, 国谷治郎, 山本道好, 鈴木俊一, 田中良彦: 第 75 期通常総会講演論文集, p.566, 日本機械学会 (1998).
- 5) 釜谷昌幸: 日本機械学会論文集 A 編, 66 [648] 1491 (2000).
- 6) W. J. Shack and T. F. Kassner: NUREG/CR-6176 (1994).
- 7) Y.-Z. Wang, K. Ebtehaj, D. Hardie and R.N. Parkins: *Corros. Sci.*, 37 [11] 1677 (1995).
- 8) 釜谷昌幸, 酒井俊治, 戸塚信夫, 中島宣雄: 材料と環境 (M. Kamaya, S. Sakai, N. Nakajima and N. Totsuka) [*Zairyo-to-Kankyo (Corros. Eng.)*], 48 [12] 790 (1999).
- 9) C.M. Suh, J.J. Lee, Y.G. Kang: *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* 13 [5] 487 (1990).
- 10) 戸梶恵郎, 安藤善司, 杉本幹哉, 中野典彦: 材料, 30 [328] 15 (1981).
- 11) 石原外美, 塩沢和章, 宮尾嘉寿: 日本機械学会論文集 A 編, 54 [504] 1482 (1988).
- 12) N. Konda, K. Tokimasa, K. Yamanaka and M. Inoue: Proc. of Inter. Symposium on Plant Aging and Life Prediction of Corrodible Structures, Sapporo, p.265 (1995).
- 13) F.P. Ford and S.J. Hudak: TMS-ASME, p.289 (1986).
- 14) H. Kitagawa, S. Takahashi, C.M. Suh and S. Miyashita: ASTM STP 675,420 (1979).
- 15) C.M. Suh, J.J. Lee, Y.G. Kang, H.J. Ahn and B.C. Woo: *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, 15 [7] 671 (1992).
- 16) Y.-Z. Wang, K. Ebtehaj, D. Hardie and R.N. Parkins: *Corros. Sci.*, 37 [11] 1705 (1995).
- 17) 藤山一成: 材料, 45 [1] 137 (1996).
- 18) 多田直哉, 北村隆行, 大谷隆一: 日本機械学会論文集 A 編, 56 [524] 708 (1990).
- 19) 釜谷昌幸: 第 49 期学術講演会講演論文集, p.203, 日本材料学会 (2000).
- 20) ASME Boiler and pressure Vessel Code Sec. XI (1998).
- 21) 釜谷昌幸, 酒井俊治, 戸塚信夫, 中島宣雄: 材料と環境 (M. Kamaya, S. Sakai, N. Nakajima and N. Totsuka) [*Zairyo-to-Kankyo (Corros. Eng.)*], 49 [3] 159 (1999).
- 22) 大谷隆一, 北村隆行, 村山英明, 多田直哉: 日本機械学会論文集 A 編, 54 [503] 1312 (1988).
- 23) J.C. Newman, Jr and I.S. Raju: *Engng Fract. Mech.*, 15 [1] 185 (1981).
- 24) Y.-Z. Wang, K. Ebtehaj, D. Hardie and R.N. Parkins: *Corros. Sci.*, 37 [11] 1651 (1995).
- 25) Y. Ochi, A. Ishii and S.K. Sasaki: *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, 8 [4] 327 (1985).
- 26) X.J. Xin and E.R. De Loas Rios: *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.*, 17 [9] 1043 (1994).
- 27) 釜谷昌幸: 材料, 投稿中.
- 28) G. Nakayama, M. Akashi and A. Ohtomo: *ISIJ Int.*, 31 [2] 223 (1991).

(Manuscript received August 14, 2000 ; in final form December 8, 2000)