

学術論文

BWR 環境下で長期間使用されたニッケル基合金溶接部の  
応力腐食割れ事象から得られた知見に基づくき裂進展解析評価

Evaluation on Crack Growth Analysis Model based on the Knowledge obtained from  
Stress Corrosion Cracking in Ni-based Alloy used for a Long Time in a BWR

日本原子力発電(株) 青木 孝行 Takayuki AOKI Member  
 (株)日立製作所 清水 禎人 Sadato SHIMIZU  
 (株)日立製作所 宮崎 克雅 Katsumasa MIYAZAKI  
 (株)日立製作所 林 正明 Masaaki HAYASHI  
 日本原子力発電(株) 小林 広幸 Hiroyuki KOBAYASHI Member

During the field work of the core shroud replacement project of Tsuruga power station unit 1 in December 1999, when it had almost 30 years operation experience since the commencement of commercial operation in March 1970, many cracks were detected visually at the shroud support to reactor pressure vessel (RPV) weld metal (Ni-based alloy: Alloy 182) and confirmed with penetrant testing as well as by metallographic observation. Almost all cracks were found to propagate in the axial direction of the RPV and concluded to be interdendritic stress corrosion cracking (IDSCC). The excavation of all the cracks revealed that they propagated within the Alloy 182 weld buttering and had larger aspect ratios than IGSCC of austenitic stainless steel.

A stress analysis including residual stress due to fabrication was conducted and it was found that higher stress locations predicted by the analysis matched with the locations of the real cracks. Using this result and current available methods including JSME code, a crack growth analysis was conducted. As a result, it gave a conservative result that the crack size predicted by the current methods was larger than sizes of the real cracks found in the Tsuruga unit 1 shroud support.

**Keywords:** Ni-based Alloy, Alloy 182, Stress Corrosion Cracking, Aspect Ratio, Crack Model, Crack Growth Analysis, Residual Stress, Stress Analysis

1. 緒言

1999年12月、日本原子力発電(株)敦賀発電所1号機(BWR)の炉内構造物であるシュラウドサポートに多数のひび割れが発見された(Fig.1)。原因調査の結果、その原因はシュラウドサポート溶接部(ニッケル基合金:インコネル182)に発生した応力腐食割れ(以下、SCCという。)であることが判明した<sup>[1]</sup>。また、発見されたひび割れを保守的な大きさと数のき裂および欠損に置き換えて構造強度解析を実施したところ、地震荷重を含む設計荷重に対しシュラウドサポートの健全性は十分に維持されていることが確認された<sup>[2]</sup>。なお、本事象は当該プラントの運転開始後約30年という

長期を経た後に発見されたものである。

原子力発電所の炉内構造物の中には安全機能を有するものがあり、これに万一、き裂などが発見されると、その対応の仕方によっては発電所の運転、運営に大きな影響を与えることになる。このため、炉内構造物を

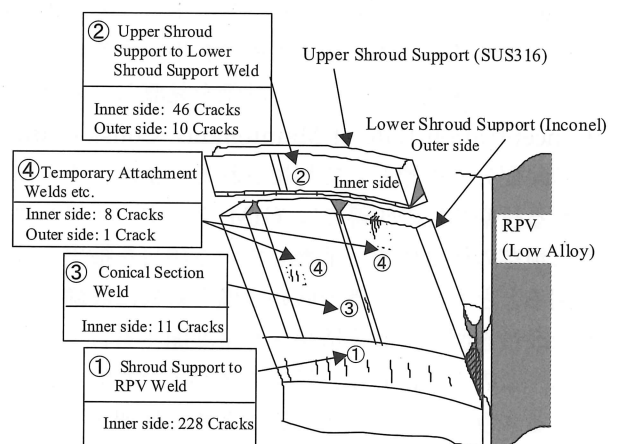


Fig.1 Locations of the cracks found in the shroud support

◆連絡先: 青木 孝行

〒101-0053  
 東京都千代田区神田美土代町1番地1(美土代ビル)  
 日本原子力発電(株) 発電管理室  
 E-mail: takayuki-aoki@japc.co.jp

構成している構造材料の経年変化を定量的に把握し、寿命評価を実施できるように予め評価技術を確立しておくことは重要であり、既に確立された技術であっても更なる精緻化、高度化が望まれる。

ここでは運転開始後約 30 年という長期を経た時点で敦賀発電所 1 号機のシュラウドサポートに発見された SCC に関する調査結果を活用して、き裂の寸法形状等を分析評価するとともに、現在一般的に用いられているき裂進展解析上の SCC の取扱いや(社)日本機械学会の維持規格<sup>[1]</sup>のベースとなっている(社)火力原子力発電技術協会の BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン<sup>[4]</sup>に基づく評価手法の妥当性について検討、評価した。以下に、その内容について述べる。

## 2. 発見されたき裂とその分析評価

### 2.1 き裂の発生箇所とその状況

#### (1) 調査方法

シュラウドサポートの外観目視点検と浸透探傷試験を実施し、き裂の発生箇所とその数を調査した。

#### (2) 調査結果

調査の結果を Fig.1 に示した。各部位のき裂の発生状況は以下の通りであった。

#### ① 下部シュラウドサポートと原子炉圧力容器 (以下、RPV という。) との溶接部

当該溶接部 (以下、シュラウドサポート付根溶接部という。) の内面側には全周に亘ってき裂がほぼ一様に分布しており、その数は全部で 228 箇所発見された。き裂の方向は当該溶接線に直交する方向がほとんどであり、主たる残留応力の方向は周

方向であると予測された。これに対し、当該溶接部の外面側には、まったくき裂は認められなかった<sup>[1]</sup>。

#### ② 上部下部シュラウドサポート周方向溶接部

当該溶接部の内面側には、き裂が 46 箇所、外面側に 10 箇所発見された。これらのき裂は全て溶接線に直行する方向 (縦方向) であった。

#### ③ 下部シュラウドサポート縦方向溶接部

当該溶接部では内面側にのみ 11 箇所のき裂が発見された。これらのき裂は全て溶接線方向 (縦方向) であり、主たる残留応力の方向は周方向であると予測された。

#### ④ シュラウドサポート母材部に施工された溶接跡等

シュラウドサポート内外面の母材部に、それぞれ 8 箇所、1 箇所のき裂が発見された。き裂が発見された部位には溶接跡があり、これらは調査の結果、シュラウドサポートの製造時に施工された仮付け溶接の跡であることが分かった。

#### (3) 調査結果の分析評価

以上のように、大部分のき裂がシュラウドサポート内面側に発生しており、その方向は基本的に軸方向 (縦方向) であるという極めて特徴的なき裂の発生状況であった。このような特徴的な状況は、本事象の発生原因と強く関係していると考えられることから、この点を糸口に検討、評価を進めることとした。

まず、シュラウドサポート内外面でき裂の様相がまったく異なることから、両者の置かれていた条件が大きく違っていたと推定される。しかしながら、建設時に用いられた溶接棒間に化学成分の有意な差は無く、同一の溶接施工管理等が為されたこと、同一の炉内環境で使用されてきたことを考えると、SCC 3 要素のう

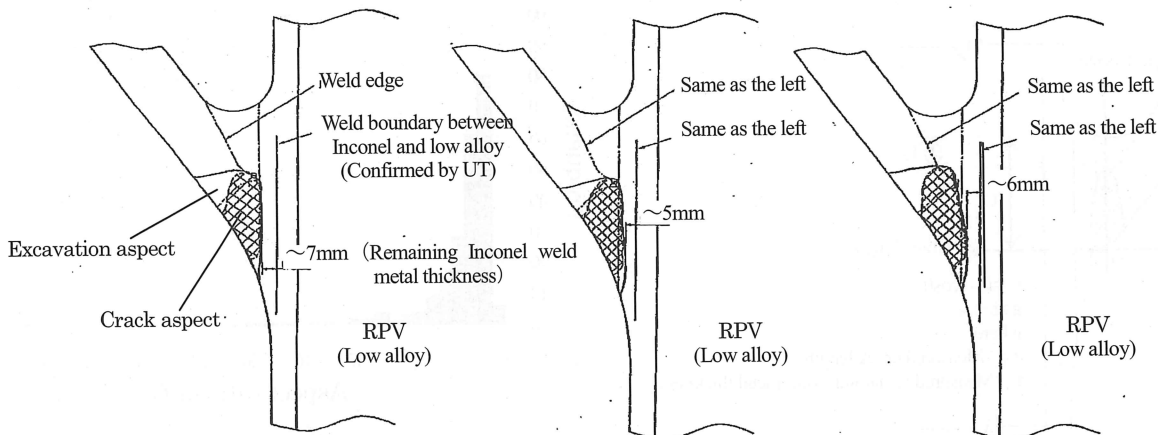


Fig.2 Typical examples of the aspect of SCC found in the shroud support to RPV weld

ちの2要素である「材料」と「環境条件」には大差はないと考えられる。そこで、残る「応力」、特に残留応力レベルの相違がこの事象に大きく影響を与えたことが予測されたので、シュラウドサポートの製造プロセスに沿った残留応力解析を実施した。その結果、シュラウドサポート内面側の残留応力は、後述するように、外面側のそれよりも大きく、解析結果はシュラウドサポート内面側にき裂が集中していた実際のき裂発生状況と符合することが分かった。

## 2.2 き裂の形状寸法（深さと長さ）

シュラウドサポート付根溶接部には、228 箇所という多数のき裂が一つの溶接線に沿って集中して発見されたため、統計的な意味もあると考えられることから、き裂の形状、寸法に関する分析、評価を実施した。

### (1)き裂形状寸法の計測方法

シュラウドサポート付根溶接部については、浸透探傷試験を実施し、き裂長さを、また、深さについては0.5 mm 毎を目標にグラインダ研削しながら浸透探傷試験を実施し、指示がなくなった時点で楕円ゲージ等を使って計測した。また、き裂が長く代表的と考えられるき裂3箇所について、き裂形状を特定するため、研削しながらき裂寸法を計測した。

### (2)計測結果

まず、代表的なき裂のひび割れ範囲を確認した結果をFig.2 に示す。このき裂形状から分かるように、き裂はいずれも当該インコネル溶接金属部内を上方に向かって進展しており、アスペクト比（き裂深さ $a$ とき裂長さ $l$ の比）の大きい、奥行きのある特徴を示している。これは後述する当該溶接部の残留応力分布から推定される進展方向と一致している。このため、当該溶接部

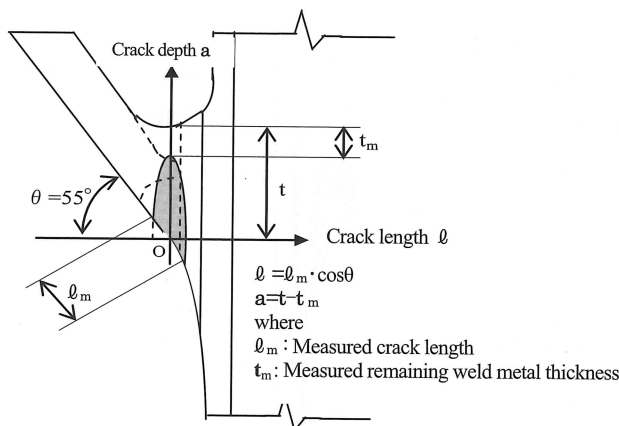


Fig.3 Definition of Crack length and depth

のほぼ中央付近をき裂中心と考え、Fig.3 に示すようにき裂寸法（き裂深さ $a$ とき裂長さ $l$ ）を定義し、き裂実測データ（溶接金属残存厚さ $t_m$ と表面き裂長さ $l_m$ ）からき裂深さ $a$ とき裂長さ $l$ を求めた。

その結果を Fig.4 に示す。図から分かるように、き裂寸法は広範囲にばらついており、き裂深さと長さの間に明瞭な相関は認められなかった。

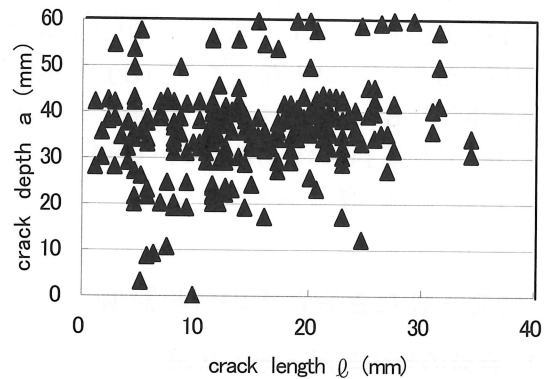


Fig.4 Measured crack length versus depth of the SCC found in the shroud support to RPV weld

### (3)計測結果の分析評価

上記(2)で求めたき裂深さ $a$ とき裂長さ $l$ を用いてアスペクト比 ( $a/l$ ) を算出し、その頻度分布およびき裂長さに対するアスペクト比の関係を求めてみた。その結果をそれぞれFig.5 およびFig.6 に示す。これから分かるように、今回の分析で得られた当該インコネル溶接金属部におけるSCCき裂のアスペクト比は、約 3.7(平均値)であり、オーステナイト系ステンレス鋼のSCCでこれまでに経験しているアスペクト比（平均で 0.3~0.4 程度<sup>[5]</sup>）と比較して大きい値であった。

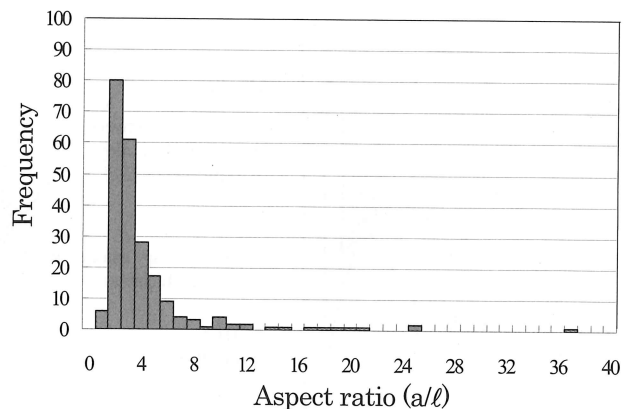


Fig.5 Frequency distribution of the measured aspect ratio of the SCC found in the shroud support to RPV

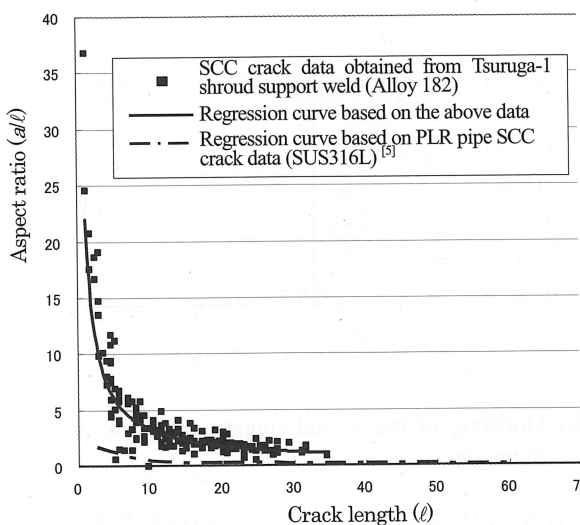


Fig.6 Measured crack length versus aspect ratio of the SCC found in the shroud support to RPV

### 3. 残留応力を含む発生応力評価

#### 3.1 解析方法

SCC に対するき裂進展評価を実施する場合、SCC の駆動力となる残留応力を定量的に評価する必要がある。そこで、下部シュラウドサポート付根溶接部の応力状態を予測するため、熱弾塑性有限要素法解析（以下、熱弾塑性解析という。）により、溶接後の耐圧試験および通常運転状態を模擬した応力解析を実施した。なお、解析モデルは2次元軸対称モデルとし、解析コードは汎用有限要素法解析コード ABAQUS を用いた。また、解析に用いた材料特性は、望月らの検討結果[6]を参考に決定するとともに、材料の降伏条件はミーゼスの降伏条件を、硬化則は移動硬化則を用いた。

#### 3.2 解析評価結果と評価

前項に示した熱弾塑性解析から得られた溶接残留応力とその後負荷された耐圧試験圧力および定格運転時に作用する荷重を加えた状態における発生応力の解析結果を Fig.7 に示す。ここで当該溶接部の内外面とも周方向応力が縦方向（子午線方向）応力と比較して支配的であるので、ここでは周方向応力のみ示した。

図中に示すように、シュラウドサポート溶接後の周方向応力は内表面で 400~450 MPa、外表面で約 490 MPa と外表面の方が大きな引張応力となっている。一方、製作時の耐圧試験（圧力 12.94 MPa）を実施した後の定格出力運転時における周方向応力は内表面で約 330 MPa、外表面で 160~270 MPa となっており、シュ

ラウドサポート溶接後の状態とは逆転して内表面の方が大きな引張応力となっている。この時のシュラウドサポート溶接部の内表面および外表面における応力分布を Fig.8 に示す。ここに示されているように、定格出力運転時のシュラウドサポート内表面には外表面と比較して大きい周方向引張応力が作用している。この解析結果はシュラウドサポート内表面に SCC が発生していたことを合理的に説明している<sup>[1]</sup>。

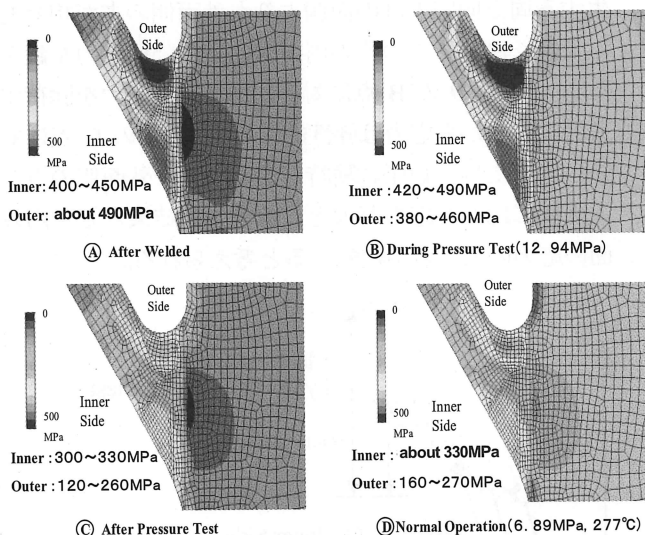


Fig.7 Circumferential stress distribution in the shroud support to RPV weld

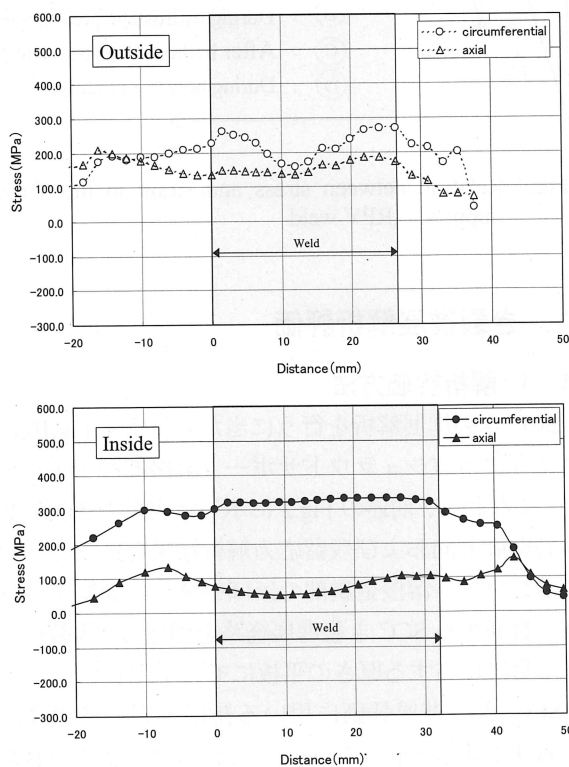


Fig.8 Stress distribution at the inside & outside surface of the shroud support to RPV weld during normal operation

前述のように、シュラウドサポート溶接後と定格出力運転時では周方向応力の大きさが内面側と外面側で逆転しているが、この逆転は Fig.9 に示すようなメカニズムで発生したものと考えられる。すなわち、溶接後の当該溶接部内外面には降伏応力程度の残留応力があり (Fig.9 の A 点に対応)、耐圧試験時に RPV が膨脹すると、シュラウドサポートが円錐形状をしているため、内側に向かって曲げモーメントが作用し、溶接部に発生する周方向応力は内面側よりも外面側の方が相対的に大きくなる。この時の周方向応力は降伏応力を超えたレベル (Fig.9 の B 点に対応) にあり、圧力を除荷すると、ここから応力は弾性的に低下 (Fig.9 の C 点に対応) するため、耐圧試験時応力の大きな外面側の方が内面側に比べて応力が大きく低下し、結果として内外面の応力の大きさが逆転すると考えられる。

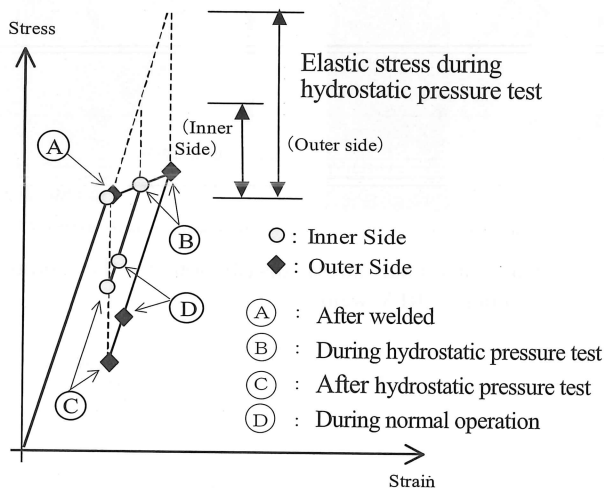


Fig.9 Relation between stress and strain in the shroud support to RPV weld

#### 4. き裂進展解析評価

##### 4.1 解析評価方法

SCC き裂進展解析を行うに当たり、まず Fig.10 に示すように当該シュラウドサポート溶接部をモデル化した。すなわち、前述の Fig.2 に示した実際のき裂形状とき裂進展方向および残留応力解析結果を踏まえて、当該インコネル溶接金属部のほぼ中央を内面側から外面側へ貫通する SCC き裂進展経路を想定し、き裂想定経路全長に相当する厚さの平板にモデル化した。

SCC き裂進展評価に用いる初期き裂の形状寸法を Table 1 および Fig.11 に示す。これらは、前述の BWR

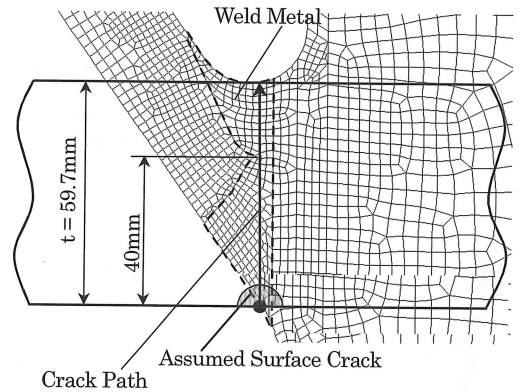


Fig.10 Modeling of the shroud support for crack growth estimation

炉内構造物点検評価ガイドライン<sup>[4]</sup>のき裂進展評価手法に倣って、き裂深さ  $a_0$  が 0.05 mm、き裂長さ  $l_0$  が 0.5 mm の半楕円表面き裂 (初期アスペクト比  $(a/l)_0 = 0.1$ ) を初期き裂として設定し、それをベースケースとしてき裂進展解析を実施した。一方、前述のように、実機に発見されたき裂のアスペクト比は、これまで経験しているオーステナイト系ステンレス鋼の IGSCC と比較して大きいことが分かった。このため、想定する初期き裂のアスペクト比  $(a/l)_0$  が SCC き裂進展挙動に及ぼす影響を検討することを目的に、き裂深さ  $a_0$  を一定とした条件下、き裂長さ  $l_0$  を 0.1 mm ( $(a/l)_0 = 0.5$ ) および 0.05 mm ( $(a/l)_0 = 1.0$ ) とした半楕円表面き裂を初期き裂として設定し、き裂進展解析を実施した。

Table 1 Initial flaw size for crack growth analysis

No.	Initial Depth, $a_0$ (mm)	Initial Length, $l_0$ (mm)	Initial Aspect Ratio, $(a/l)_0$	Normalized Initial Depth, $(a/t)_0$
1	0.05	0.50	0.1	0.000086
2		0.10	0.5	
3		0.05	1.0	

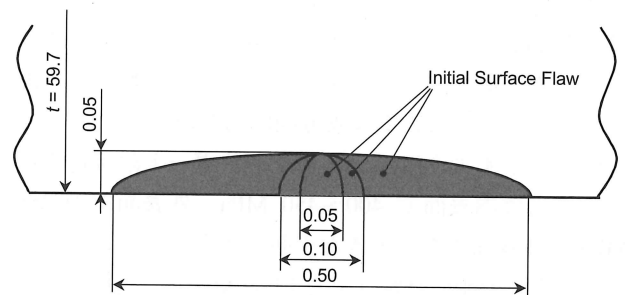


Fig.11 Initial flaw configuration for crack growth analysis

SCC き裂進展評価に用いたき裂進展想定経路上の周方向応力分布を Fig.12 中の破線で示す。この応力分布は Fig.7 に示す熱弾塑性解析で得られた発生応力分布のうち、シュラウドサポート内面側からの距離  $x$  が 40 mm の位置（シュラウドサポートの溶接開先先端に相当する位置）までの応力を 5 次多項式により近似して求めた。なお、Fig.7 に示すように、き裂進展想定経路

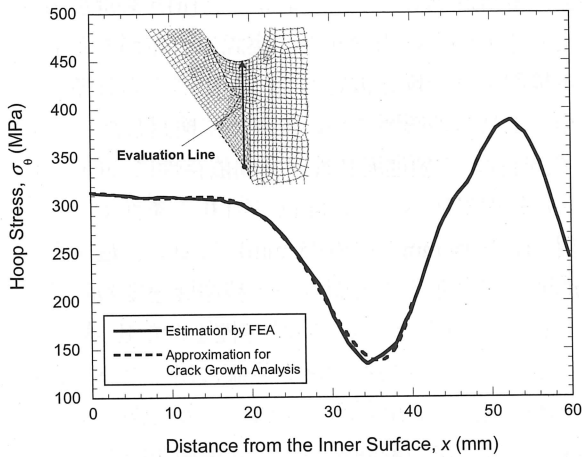


Fig.12 Estimated hoop stress distribution through the thickness of the shroud support to RPV weld

と直行する方向においても応力は一様ではなく、分布を持っているが、ここでは Fig.11 に示す周方向応力が Fig. 9 の平板モデルの長手方向に一様に分布していると仮定した。分布応力場における平板内の半楕円表面き裂の応力拡大係数は、Shiratori らの影響関数法<sup>[7]</sup>を用いて計算した。

SCC き裂進展評価に用いたき裂進展特性は、次式で表される(社)日本機械学会維持規格<sup>[3]</sup>におけるニッケル合金溶接金属の BWR 通常炉内水質環境中の SCC き裂進展速度線図を用いた。この SCC き裂進展速度線図を Fig.13 に示す。

$$\begin{aligned} da/dt &= 2 \times 10^{-12} && (K < 13.3) \\ da/dt &= 3 \times 10^{-18} K^{5.186} && (13.3 \leq K \leq 50.3) \\ da/dt &= 2 \times 10^{-9} && (K > 50.3) \end{aligned}$$

なお、上式のき裂進展速度  $da/dt$  の単位は m/s、応力拡大係数  $K$  の単位は  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  である。

## 4.2 解析結果とその評価

### (1) き裂進展解析の結果

SCC き裂進展評価から得られたき裂深さ  $a$  と運転時間の関係を、初期アスペクト比  $(a/l)_0$  をパラメータとし

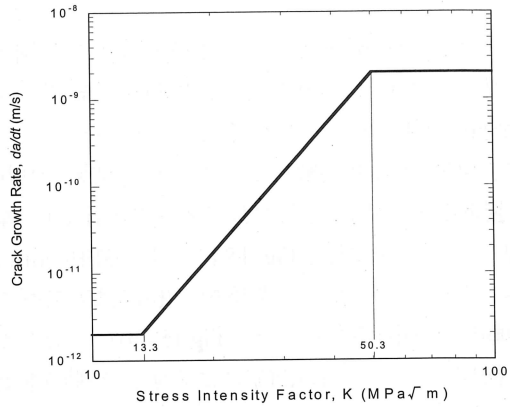


Fig.13 Crack growth rate of Ni-based alloy weld metal<sup>[3]</sup> used in the crack growth analysis

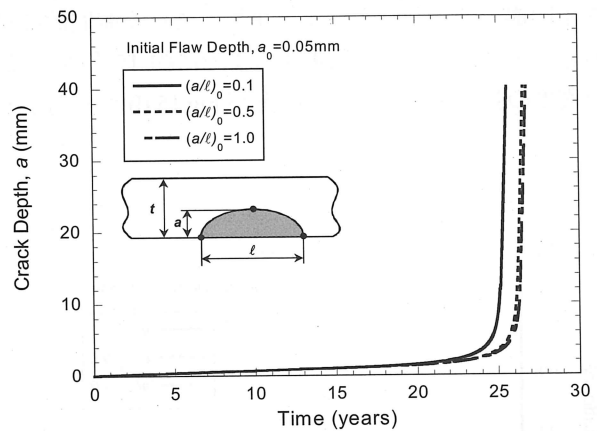


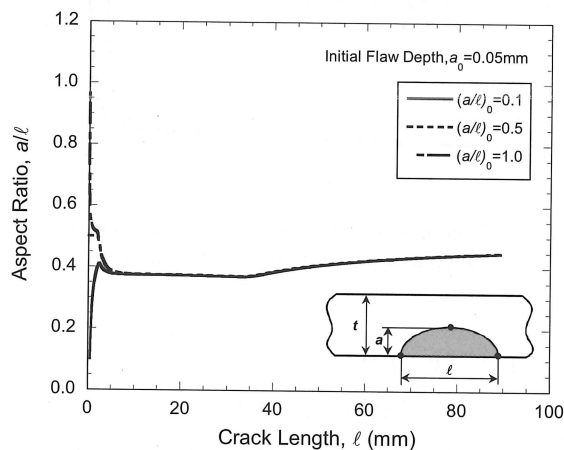
Fig.14 Calculated crack depth with different aspect ratios as a function of operating time

て Fig. 14 に示す。初期アスペクト比を変えた、いずれの条件においても運転時間の経過とともに徐々にき裂が深くなり、運転時間が 22~23 年くらいの時点から急速に進展する挙動を示している。この解析結果は、実機でき裂が発見された時点が運転開始後約 30 年時点であり、その時の時間稼働率が約 71%<sup>[8]</sup>であることを考えると、実機の状況と矛盾のない結果となっている。

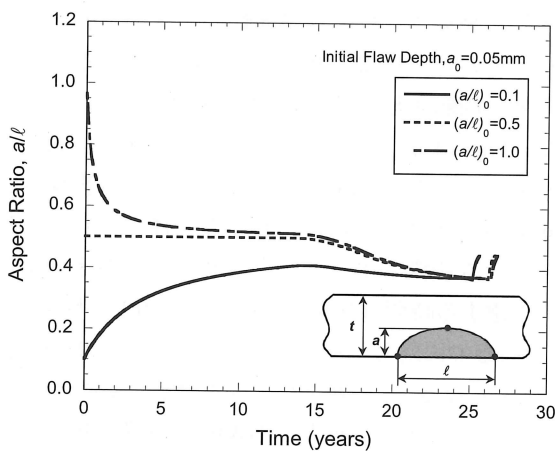
また、Fig. 14 から分かるように、き裂深さが同一ならば初期アスペクト比  $(a/l)_0$  が大きいほど、き裂深さが 40 mm に達するまでの時間が長くなる傾向が見られる。すなわち、き裂深さがシュラウドサポート内面側から 40mm に達する時間は初期アスペクト比 0.1 の場合、約 25 年であるのに対し、初期アスペクト比が 1.0 の場合は約 27 年となる。この傾向はき裂長さについても同様である。このように、前述の BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン<sup>[4]</sup>に基づく SCC き裂進展評価手法（初期アスペクト比 0.1 を用いたニッケル合金溶接金属

に対する現行の評価手法)は、比較的大きな初期アスペクト比である0.5と1.0を用いて解析した結果と比較して保守的な評価結果を与えることがわかった。

次に、SCC き裂進展解析から得られた結果を利用して、き裂進展とともに変化するアスペクト比  $a/l$  の挙動を整理した。その結果を Fig. 15 に示す。図中の(a)にはアスペクト比とき裂長さの関係を、(b)にはアスペクト比と運転時間の関係を示した。Fig.15 (a)から分かるように、初期アスペクト比( $a/l_0$ )によらず、き裂の進展とともにき裂長さが約 10 mm 程度と短い段階、したがってき裂深さも浅い段階でアスペクト比がほぼ同一の0.4程度の値に収束し、その後も初期アスペクト比によらず同様の挙動を示す。また、これを時間的に見ると、アスペクト比が収束するまでに約 15 年から 20 年程度の長期を要していることが Fig.15 (b)から分かる。



(a) Relationship between  $a/l$  and  $l$



(b) Relationship between  $a/l$  and time

Fig.15 Effect of initial aspect ratio on that of grown crack

SCC き裂進展解析の結果ではアスペクト比が 0.4 に近づくという挙動が見られた。これに対し、実機の SCC き裂データには同様の挙動は認められず、Fig.5 および Fig.6 に示したようにアスペクト比が比較的大きな値で推移する挙動を示すものであった。この原因としては、(i)本解析評価では表面き裂の深さ方向および長さ方向に対して方向依存性の無い、同一の SCC き裂進展特性を与えて解析評価したこと、および、(ii)き裂進展方向に直交する方向の応力分布を、実際は分布があるものの、本検討では一様と仮定したことが考えられる。このため、これらの影響について以下に検討した。

まず、前者のき裂進展特性の方向依存性については、前述した初期アスペクト比( $a/l_0$ )が 1.0 の条件である初期き裂 ( $a_0=0.05$  mm,  $l_0=0.05$  mm) に対し、最深点のき裂進展速度は変えず表面点のき裂進展速度のみ最深点の 1/2 および 1/3 として方向依存性を持たせ、解析を実施した。なお、応力拡大係数評価に用いた Shiratori らの影響関数法の適用範囲は、 $a/l < 1.0$  であるが、一部の評価では、適用範囲を超えた外挿補間により、き裂進展解析を実施した。その結果を Fig.16 に示す。これから分かるように、き裂進展特性に方向依存性を持たせると、その程度が大きいほどアスペクト比が大きくなる傾向が見られる。したがって、この結果は冶金的な影響などを含めてインコネル溶接金属部における SCC き裂進展速度に顕著な方向依存性が存在することを示唆していると言える。なお、き裂進展解析が実際のき裂のアスペクト比変化を模擬できるようにするには、その解析モデルにき裂進展特性の方向依存性を取り入れて精緻化する必要があるが、方向依存性が考慮されていない場合は保守的なき裂進展評価結果となる。

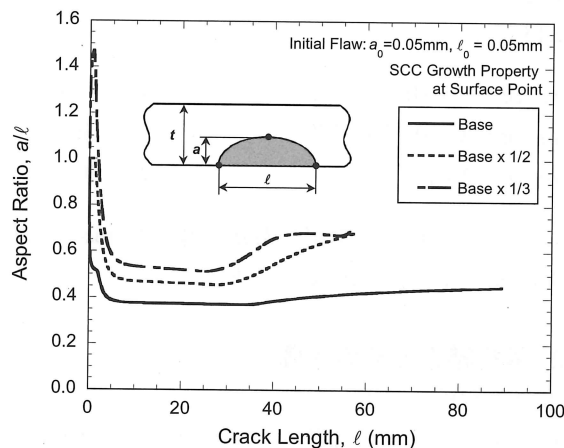


Fig.16 Effect of crack growth rate on aspect ratio of grown crack

次に、き裂進展方向に直交する方向の応力分布の影響であるが、これについては、Fig.2 で示したアスペクト比の大きな実機き裂が、Fig.7 に示すように引張応力場のインコネル溶接金属部内に留まっていることを考えると、本ケースではき裂進展方向に直交する方向の応力分布の影響は大きくなかったものと考えられる。

## 5. 結言

約 30 年という長期運転後に実機 BWR の炉内構造物に発見されたインコネル溶接部の SCC の調査結果を活用して、SCC き裂の寸法・形状データの分析評価やき裂進展解析評価などを実施した。その結果、インコネル溶接金属部に SCC が発生・進展することを想定した解析評価に役立つ多くの知見を得る事が出来た。以下に、本研究で得られた知見を要約して示す。

- (1) シュラウドサポートに発見された SCC のうち、シュラウドサポート付根溶接部に発見されたき裂は 228 個であり、その全てが当該シュラウドサポート溶接部の「内面側にのみ発生」という特徴的な発生の仕方であった。
- (2) シュラウドサポート付根溶接部に発見された SCC はそのアスペクト比がオーステナイト系ステンレス鋼の粒界型応力腐食割れに見られるものよりも大きく、奥行きが深いき裂であった。
- (3) シュラウドサポートの製作手順に沿って板材から定格運転に至るまで各製作ステップにおける作用応力(残留応力を含む。)を有限要素法解析で求めたところ、シュラウドサポートに作用する応力としては製作時の溶接残留応力が支配的であること、また、シュラウドサポート付根溶接部の内面側にのみ SCC が発生した原因は製作時に行った耐圧試験で残留応力が再分布し、それが影響したためであることが確認された。
- (4) 上記(3)を踏まえて定格運転中におけるシュラウドサポートの応力解析を実施したところ、その解析結果から予測される SCC 発生箇所と実機の SCC 発生箇所は良く一致することが確認された。
- (5) き裂のアスペクト比が比較的大きいという特徴と残留応力を含む応力解析の結果を踏まえて、初期き裂のアスペクト比をパラメータとしてき裂進展解析を実施した結果、現行のインコネル溶接金属に対する SCC き裂進展解析手法 ((社)日本機械学会維持規

格の手法) はき裂寸法を保守的に評価する結果を与えた。

- (6) 実機で発見された SCC き裂のアスペクト比の変化挙動は、現行の SCC き裂進展評価法が予測する結果と異なるものであった。この事はインコネル溶接金属部における表面き裂の長さ方向の SCC き裂進展速度がそれに直交する深さ方向と比較して十分に遅いこと、すなわちインコネル溶接金属のき裂進展速度に対する顕著な方向依存性が存在している可能性を示唆している。

## 参考文献

- [1] 青木他 3 名, “BWR 環境下で長時間使用されたニッケル基合金の応力腐食割れ,” 日本保全学会「保全学」, Vol.4, No.1, 2005, pp.34-41.
- [2] 竹内公人, 林 正明, “敦賀発電所 1 号機シュラウドサポートの応力腐食割れについて”, 日本機械学会 M&M2000, (2000)
- [3] (社)日本機械学会, 発電用原子力設備規格 維持規格 (2002 年改訂版) JSME S NA1-2002, (2002).
- [4] “BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン [シュラウドサポート]”, (社)火力原子力発電技術協会, (2000)
- [5] “低炭素オーステナイト系ステンレス鋼製原子炉再循環系配管のき裂の分析”, 東京電力株式会社, (平成 16 年 3 月 17 日), 総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会原子炉安全小委員会基準評価ワーキング・グループ (第 14 回) 検査技術評価ワーキング・グループ (第 11 回) 合同ワーキング・グループ 配布資料 合 2-2-1
- [6] 望月正人, 榎本邦夫, 斎藤英世, 林英策, “厚板を貫通する配管の溶接による残留応力発生機構の検討”, 溶接学会論文集, Vol.12, No.4, 1994, pp.561-567.
- [7] M. Shiratori, et al., “Development of a Software System Estimating Stress Intensity Factors and Fatigue Crack Propagation for Three-Dimensional Surface Cracks by an Influence Function Method,” ASME PVP-Vol.385, (1999), pp.299-309
- [8] 日本原子力発電株式会社: 発電所情報 / 原子力情報データ集 / 運転開始以降の発電実績 ([http://www.japc.co.jp/hatsuden/h\\_data/results.htm](http://www.japc.co.jp/hatsuden/h_data/results.htm))

(平成 18 年 1 月 17 日)