重合メッシュ法を用いた ICM ハウジング溶接部におけるき裂進展解析*

菊池 正紀^{*1}, 和田 義孝^{*2}, 須賀 一博^{*3}, 岩松 史則^{*4}, 新宅 勇一^{*5}

Numerical Crack Growth Analysis in ICM Housing Using S-Version FEM

Masanori KIKUCHI^{*1}, Yoshitaka WADA, Kazuhiro SUGA,
Fuminori IWAMATSU and Yuichi SHINTAKU^{*1} Department of Mechanical Engineering, Tokyo University of Science,
2641 Yamazaki, Noda-shi, Chiba, 278-8510 Japan

It has been reported that stress corrosion cracking damaged in-core monitor housing, which occurred in weld heat-affected zone because of the existence of residual stress. So it is important to evaluate crack growth behavior with high accuracy. In this study, crack growth behavior in ICM Housing is estimated using S-version FEM (S-FEM), which allows generation of core finite model and the detailed mesh representing the crack independently. At First, axial, slant and circumferential surface crack are assumed at two locations where residual stress fields are different from each other. One is isotropic residual stress field, and another is circumferential residual stress field. It is shown that crack growth behaviors are different under different residual stress fields. Next, effect of the slit, which exists between ICM Housing and Pressure Vessel is evaluated. It is shown that the existences of slit increases stress intensity factors of growing surface crack. Finally S-FEM results are compared with those of Influence Function Method (IFM), which assumes that an elliptical crack shape exists in a plate. It is shown that IFM result is conservative than that of S-FEM.

Key Words : S-Version Finite Element Method (S-FEM), Influence Function Method, ICM Housing, Surface Crack, Crack Growth, Crack Propagation, Stress Corrosion Cracking, Residual Stress, Weld

1. 緒 言

1970 年代後半に、沸騰水型軽水炉 (Boiling Water Reactor: BWR) に採用されていたオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 製配管において、溶接により生じた熱影響部に応力腐食割れ (Stress Corrosion Cracking: SCC) が発生した⁽¹⁾。国内の原子力プラントに欠陥が検出された場合、日本機械学会の発電用原子力設備規格維持規格⁽²⁾に従い、き裂状の欠陥を想定した進展評価および破壊評価を行う。その結果、許容基準を満たして、健全性が確保されると判断された場合、評価により健全性が確認された期間中の継続運転が認められる。このため、き裂進展評価法の高度化は、原子力プラントの稼働率向上のための重要な課題の一つとなっている。ここで、1999 年に日本原子力発電の東海第二発電所において原子炉圧力容器 (Reactor Pressure Vessel: RPV) と中性子計測 (In Core Monitor: ICM) ハウジングとの溶接部において、ICM ハウジング内面に SCC による欠陥の検出事例が報告されている⁽³⁾。静荷重下で進展する SCC のき裂進展評価には、溶接の際に発生した残留応力が大きく影響する事が一般的に知られている⁽⁴⁾。また、RPV と ICM ハウジングの溶接は、厚板を配管が貫通する構造となるため、構造形状の影響についても考慮する必要がある。そのため、ICM ハウジングの健全性評価の高度化には、溶接残留応力

* 原稿受付 2011 年 12 月 29 日

^{*1} 正員, フェロー, 東京理科大学理工学部機械工学科 (〒278-8510 千葉県野田市山崎 2641)^{*2} 正員, 近畿大学理工学部機械工学科 (〒577-8502 大阪府東大阪市小若江 3-4-1)^{*3} 東京理科大学理工学部機械工学科 (〒278-8510 千葉県野田市山崎 2641)^{*4} 正員, (株)日立製作所日立研究所 (〒317-8511 茨城県日立市幸町 3-1-1)^{*5} 東京理科大学大学院理工学部研究科 (〒278-8510 千葉県野田市山崎 2641)

E-mail: kik@rs.noda.tus.ac.jp

場、並びに構造およびき裂の三次元形状を考慮したき裂進展評価法の開発が重要となる。

著者らは最近、有限要素法の一手法である重合メッシュ法 (S-Version FEM: S-FEM)⁽⁵⁾ 及び自動メッシュ生成技術を用いたき裂進展システムを開発し、疲労破壊に適用してきた⁽⁶⁾。またこのシステムを残留応力場に拡張し、配管等の比較的単純な形状における SCC による破壊に適用してきた⁽⁷⁾。本研究ではこのシステムを用いて、配管等の形状より複雑な形状となる原子炉压力容器下部と ICM ハウジングの溶接部を対象とする。本システムでは重合メッシュ法を用いる事で ICM ハウジングを表すグローバル・メッシュとき裂形状を表すローカル・メッシュを独立に定義し、重ね合わせる事により ICM ハウジングにおけるき裂の解析を行う。加えて、自動メッシュ生成技術をローカル・メッシュに用いる事で、き裂進展に伴う三次元的に複雑なき裂形状を再現したき裂進展評価を行う。S-FEM によるこれら一連の評価には、軸対称モデルによる溶接残留応力解析の結果を用いて、SCC 発生位置による残留応力の違いによりき裂進展挙動へ及ぼす影響および ICM ハウジングと RPV との隙間部がき裂に及ぼす影響について検討する。

また、溶接残留応力場におけるき裂進展評価法として影響関数法 (Influence Function Method: IFM)⁽⁸⁾ が提案されている。IFM によるき裂進展評価では、き裂形状を半楕円、ICM ハウジングの形状を平板にモデル化する。そこで、IFM によるき裂進展評価と、き裂の進展に伴う三次元形状および ICM ハウジング形状を考慮した S-FEM によるき裂進展評価の比較、検討を行う。

2. 解析条件

図 1 に示すように ICM ハウジングは RPV 下鏡部に設置されている。本研究の解析対象は、図 2 に示す ICM ハウジングと RPV の取り付け角が直角である軸対称形状部を想定した。また、図 2 に示すように RPV の内面はクラッド溶接されており、そのクラッド溶接と ICM ハウジングが溶接されている。そのため、ICM ハウジングと RPV の低合金鋼部は溶接されておらず、ICM ハウジングと RPV 低合金鋼部の間には隙間 (Slit) が存在する。

残留応力解析では、溶接時の温度履歴を求める非定常熱伝導解析、並びに非定常熱伝導解析により得られた温度履歴から溶接残留応力を求める熱弾塑性解析を実施した。望月らの検討により、軸対称要素による残留応力の解析結果が測定結果と良く一致する事が示されている。このため、図 2 に示した取り付け角が直角である軸対称構造を対象とした本研究では、軸対称要素を用いて溶接残留応力を評価した。非定常熱伝導解析には、一次四節点四辺形の伝熱要素を用いた。また、熱弾塑性解析には、一次四節点の軸対称要素を用いた。両解析に用いたモデルは各材料および溶接パスの形状を考慮した同一の要素分割として、節点数 9668、要素数 9394 とした。解析手法および材料物性は、望月らの検討を参考にした⁽⁹⁾。この残留応力解析には汎用有限要素解析コードの ABAQUS を用いた⁽¹⁰⁾。

S-FEM による評価に用いたグローバル・メッシュは、ICM ハウジングと RPV の取り付け角が直角である図 3 に示す軸対称形状を想定した三次元モデルである。S-FEM によるき裂進展評価では、重ね合せの原理に基づいて、き裂がない状態における軸対称モデルにより評価した残留応力が、周方向に様に分布するとした。残留応力解析で用いたメッシュはき裂進展解析で用いたメッシュと比較し非常に細かいため、き裂進展解析で用いたメッシュの節点に最も近い残留応力解析結果の節点の値を用いた。解析条件は ICM ハウジングの下端面を ICM ハウジングの軸方向固定とし、RPV の断面部を ICM ハウジングの半径方向および周方向固定とした。また、き裂進展評価では、応力拡大係数を弾性解析により評価した。弾性解析においては、材料物性の違いによる応力拡大係数評価への影響は小さいと仮定して、モデル全体の材料物性を、き裂進展評価の対象とする ICM ハウジングの材料であるオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 とし、ヤング率 $E = 195$ [GPa]、ポアソン比 $\nu = 0.3$ を用いた。残留応力場における S-FEM の定式化及びローカル・メッシュ自動生成技術については、前報⁽⁶⁾⁽⁷⁾で述べているのでここでは省略する。

また、き裂長さ $2c$ は、図 4 に示すき裂表面の二点 C_1 、 C_2 のき裂を直線で結んだ長さとし、き裂深さ a は最深部 A までの ICM ハウジング半径方向の長さとした。また、き裂前縁における位置は離心角 θ により表し、図 4 に示したき裂表面の二点 C_1 、 C_2 とき裂最深点 A からできる面にき裂形状を投影し、図 5 に示すように最深点 A で基準円を設けて定義した。すなわち、 $\theta = 0^\circ$ は表面点 C_2 、 $\theta = 90^\circ$ は表面点 A および $\theta = 180^\circ$ は表面点 C_1 を表す。

Fig. 1 Geometry of Pressure Vessel Reactor Lower Head

Fig. 2 Geometry of ICM Housing

Fig. 3 Global mesh representing ICM Housing

Fig. 4 Definition of crack length and depth

Fig. 5 Definition of eccentric angle

3. き裂進展評価

本研究において、S-FEMを用いた応力拡大係数の評価には、仮想き裂閉口法(Virtual Crack Closure-integral Method: VCCM)⁽¹¹⁾を用いた。モードⅡのき裂進展角 φ はRichardらによるクライテリア⁽¹²⁾、式(1)より決定する事で図4のような三次元的なき裂面を得る事ができる。

$$\varphi = - \left[A \left(\frac{|K_{II}|}{K_I + |K_{II}| + |K_{III}|} \right) + B \left(\frac{|K_{II}|}{K_I + |K_{II}| + |K_{III}|} \right)^2 \right] \operatorname{sgn} \left(\frac{K_{II}}{K_I} \right) \quad (1)$$

ここで、 $A = 140^\circ$ 、 $B = -70^\circ$ である。また、モードⅢのき裂進展角によってき裂面にねじれが生じ、き裂形状が不連続となる。しかし、き裂が進展開始直後にモードⅠが支配的となるので、き裂面のねじれによる影響は少ないと仮定し考慮していない。

き裂進展速度はSCCを想定して日本機械学会の発電用原子力設備規格維持規格⁽¹³⁾に従い、式(2)を用いた。

$$\frac{da}{dt} = \alpha (K_{eq})^\beta \quad (2)$$

ただし、BWR通常一次系水質環境中の鋭敏化SUS304鋼のSCCき裂進展速度として $\alpha = 6.31 \times 10^{-14}$ 、 $\beta = 2.161$ である。また、等価応力拡大係数 K_{eq} は、Richardらに従い、式(3)を用いた。

$$K_{eq} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4(\alpha_1 K_{II})^2 + 4(\alpha_2 K_{III})^2} \quad (3)$$

ここで、 $\alpha_1 = 1.155$ 、 $\alpha_2 = 1.0$ である。

4. 初期き裂位置によるき裂進展挙動への影響

軸対称モデルを用いた残留応力解析より、得られた溶接部近傍の周方向及び軸方向残留応力分布を図6に示す。図6より、BWRにおけるICMハウジングの溶接残留応力は周方向に強く作用し、 $z = 15.0$ [mm]の位置においてICMハウジング内面の周方向応力が最大となった。また、 $z = 25.0$ [mm]においては、残留応力が周方向と軸方向に等方的に作用した。そのため、これらの二カ所では図7に示す初期き裂角 ψ によってき裂進展挙動が異なる事が予想される。そこで、S-FEMを用いてそれぞれの位置で軸方向に対して初期き裂角 $\psi = 0^\circ$ の軸方向き裂、 $\psi = 45^\circ$ の斜角き裂および $\psi = 90^\circ$ の周方向き裂を想定してき裂進展解析を行った。つまり、残留応力が異なる二ヶ所において、初期き裂角 ψ を3通りに変化させ、計6通りの解析を行った。ICMハウジングの形状は隙間部を考慮したグローバル・メッシュとしてモデル化した。当該部に超音波探傷検査を適用した場合、その検出限界は1.5 mm程度である事が知られている⁽³⁾。この事より初期き裂の形状および寸法は、ICMハウジングの厚さ $t = 6.2$ [mm]に対して初期き裂深さ a_0 は $a_0/t = 0.2$ 、すなわち半径1.24[mm]の半円形を想定した。

Fig. 6 Initial crack in ICM Housing and distribution of residual stress

Fig. 7 Initial crack shape

周方向残留応力が支配的に作用する箇所 ($z = 15.0$) に初期き裂を想定した解析結果より、軸方向き裂 ($\psi = 0^\circ$) における応力拡大係数の推移を図8、周方向の応力分布およびき裂形状の変化を図9に示す。ただし、モードIIおよびIIIの応力拡大係数はほとんど零であったので省略した。図8より離心角 θ が $90 \sim 180^\circ$ 側の応力拡大係数が

高い値を示した。これは、図 9 に示した通り周方向残留応力がき裂上側で強く作用するためである。これにより、上方向のき裂進展が速くなるため、図 9 のようにき裂は上側に長い非対称なき裂となって進展した。斜角き裂 ($\psi = 45^\circ$) における応力拡大係数の推移を図 10～12、き裂形状の変化を図 13 に示す。図 11 および 12 から、き裂進展に伴いモード I が支配的になり、図 13 に示した通り軸方向に進展した。これは、周方向の残留応力が支配的に作用するためである。周方向き裂 ($\psi = 90^\circ$) は初期状態においてき裂前縁における応力拡大係数が負となり進展性がなかったため省略した。以上のように、周方向の残留応力が支配的に作用する箇所では、初期き裂角 ψ に関わらず軸方向にき裂が進展する事を示した。

 Fig. 8 Transitional K_I value of axial crack

Fig. 9 Transitional shape of axial crack

 Fig. 10 Transitional K_I value of slant crack

 Fig. 11 Transitional K_{II}/K_I ratio of slant crack

 Fig. 12 Transitional K_{III}/K_I ratio of slant crack

Fig. 13 Transitional shape of slant crack

一方、残留応力が等方的に作用する箇所 ($z = 25.0$) に初期き裂を想定した解析結果より、軸方向き裂 ($\psi = 0^\circ$) の応力拡大係数の推移を図 14、周方向の応力分布およびき裂形状の変化を図 15 に示す。ただし、モード II および III の応力拡大係数はほとんど零であったので省略した。図 14 より、図 8 に示した $z = 15$ [mm] に初期き裂を想定した解析結果とは逆に、離心角 θ が $0 \sim 90^\circ$ 側の応力拡大係数が高い値を示した。これは、図 15 に示した通り、周方向残留応力がき裂下側で強く作用するためである。これによって、下方方向にき裂進展が速くなり、図 15 のようにき裂は、下側に長い非対称な形状となった。斜角き裂 ($\psi = 45^\circ$) の応力拡大係数の推移を図 16、き裂形状の変化を図 17 に示す。ただし、モード II および III の応力拡大係数はほとんど零であったので省略した。残留応力が等方的に作用する箇所では初期状態からモード I が支配的になったために、き裂は初期き裂面内を進展した。周方向き裂 ($\psi = 90^\circ$) の応力拡大係数の推移を図 18、き裂形状の変化を図 19 に示す。同様に、モード II および III の応力拡大係数はほとんど零であったので省略した。周方向き裂についても、初期状態からモード I が支配的になったために、き裂は初期き裂面内を進展した。以上のように残留応力が等方的に作用する箇所では、き裂は初期き裂角 ψ に関わらず、初期き裂面内を進展する事がわかった。

 Fig. 14 Transitional K_I value of axial crack

Fig. 15 Transitional shape of axial crack

 Fig. 16 Transitional K_I value of slant crack

Fig. 17 Transitional shape of slant crack

 Fig. 18 Transitional K_I value of circumferential crack

Fig. 19 Transitional shape of circumferential crack

(a) Comparison of crack depth

(b) Comparison of crack length

Fig. 20 Relationship between crack speed and initial crack angle

これらの結果から、残留応力場の特性が異なる箇所においてはき裂進展挙動が大きく異なる事を明らかにした。さらに、き裂の進展速度を比較するため、き裂深さ a をハウジングの厚さ t で無次元化したき裂深さの変化を図 20(a)、き裂長さ $2c$ を初期き裂長さ c_0 で無次元化したき裂長さの変化を図 20(b)に示す。これらの図から、初期き裂の想定位置に関わらず、軸方向き裂の進展速度が表面および内部で最も速い事が確認された。

5. ICM ハウジングと圧力容器との隙間部がき裂に及ぼす影響

ICM ハウジングと圧力容器との間には隙間があり、この隙間がき裂進展に影響を与える事が予想される。そこで、前述と同様の隙間部を再現した ICM ハウジングをグローバル・メッシュと隙間を再現していない ICM ハウジングをグローバル・メッシュの二つを用いてそれぞれき裂進展解析を行った。初期き裂の中心が図 6 の $z=0.0[\text{mm}]$ の位置とし、初期き裂の形状および寸法は ICM ハウジングの厚さ $t=6.2[\text{mm}]$ に対して初期き裂深さ a_0 は $a_0/t=0.2$ の半円形を想定した。それぞれのき裂最深部の進展速度を図 21(a)、き裂表面での進展速度を図 21(b)に示す。また、隙間部を再現した ICM ハウジングにおけるき裂進展の様子を図 22 に、隙間部を再現していない ICM ハウジングにおけるき裂進展の様子を図 23 に示した。この図 21 より、隙間部の影響によってき裂は内部および表面で速く進展する事が確認できた。

Fig. 21 Comparison of result using slit model and no slit model

Fig. 22 Transitional crack shape in ICM Housing with slit

Fig. 23 Transitional crack shape in ICM Housing without slit

6. 重合メッシュ法と影響関数法によるき裂進展解析の比較

IFM によるき裂進展評価では、ICM ハウジングの形状を、図 24 に示す ICM ハウジングの厚さ $t = 6.2[\text{mm}]$ を平板厚とする平板にモデル化して評価した。き裂形状はき裂表面の二点 C_1 、 C_2 とき裂最深点 A の三点で決定される半楕円と仮定し、これらの点でのき裂進展量を計算して進展後の半楕円形状を決定している。

残留応力が周方向に支配的に作用する箇所($z = 15.0$)と等方的に作用する箇所($z = 25.0$)によってき裂進展挙動が異なったが、図 20 より $z = 15.0$ に想定した軸方向き裂の進展速度が最も速くなった。このため IFM による評価対象は初期き裂を $z = 15.0$ の位置に想定した軸方向き裂とした。初期き裂の形状および寸法は、S-FEM によるき裂進展評価と同様に、ICM ハウジングの厚さ $t = 6.2 [\text{mm}]$ に対して初期き裂深さ a_0 は $a_0/t = 0.2$ の半円形を想定した。S-FEM による解析結果と、IFM による解析結果の比較を行った。き裂深さ a をハウジングの厚さ t で無次元化したき裂深さの変化を図 25(a)、き裂長さ $2c$ を初期き裂長さ $2c_0$ で無次元化したき裂長さの変化を図 25(b)に示す。これらの図より、IFM は S-FEM よりもき裂の進展速度を内部および表面で速く評価する事が示された。これは、IFM によるき裂進展評価では、き裂の進展に伴う三次元的形状の変化を考慮していない事および全体形状を平板にモデル化したためと考えられる。また、この比較よりき裂進展挙動の違いによらず、平板中の半楕円表面き裂にモデル化する IFM による評価は、き裂の三次元形状および全体形状を考慮した S-FEM による評価と比較して、同じ進展量における比較では短時間側の評価となる安全側の評価である事が確認された。

Fig. 24 Model for IFM

(a) Comparison of crack depth

(b) Comparison of crack length

Fig. 25 Comparison of S-FEM and IFM due to difference in crack growth behavior and geometry of ICM Housing

次に、前述のき裂進展解析を行った位置は、ICM ハウジングの上部であり、配管形状をしている。しかし、ICM ハウジングの下部では RPV や隙間部により形状が複雑となる。そのため、このような複雑形状部に対して IFM によるき裂進展評価が S-FEM によるき裂進展評価と比較して、安全側になる事を確認する必要がある。そこで、 $z=0.0$ に軸方向き裂を想定して、隙間を考慮した解析モデルを用いた S-FEM の解析結果と平板モデルによる IFM の解析結果の比較を行った。き裂最深部の進展速度を図 26(a)、き裂表面での進展速度を図 26(b)に示す。これらの図より、隙間部を考慮する事でき裂進展は速くなるが、IFM は S-FEM よりもき裂の進展速度を内部および表面で速く評価する事が示された。この事から、平板中の半楕円表面き裂にモデル化する IFM による評価は、隙間を考慮した S-FEM による評価と比較して、同じ進展量における比較では短時間側の評価となる安全側の評価である事が確認された。

Fig. 26 The comparison of S-FEM and IFM due to effect of the slit between ICM Housing and Pressure vessel

7. 結 語

本研究では S-FEM および IFM を用いたき裂進展解析により、ICM ハウジング内面に想定した SCC き裂の進展評価法について検討した。

S-FEM を用いたき裂進展解析の結果より、想定した初期き裂の位置および初期き裂角度によりき裂進展挙動が異なる事を示した。また、ICM ハウジングでは、周方向残留応力が支配的であるために、軸方向き裂の進展速度が速くなる事を示した。

ICM ハウジングと RPV との隙間部により、応力拡大係数が増加する事から、隙間部を含めた全体形状を考慮した S-FEM の有効性を示した。

IFM によるき裂進展評価では、ICM ハウジング厚さとなる平板中の半楕円き裂にモデル化した。S-FEM による解析結果との比較から、IFM によるき裂進展評価は安全側の評価となる事を示した。

文 献

- (1) 経済産業省 原子力安全・保安院, 原子力発電設備の健全性評価等に関する小委員会 (第 10 回): 配布資料 資料 10-3 炉心シュラウドおよび再循環系配管の健全性評価について 一検討結果の整理一, (2004)
- (2) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 維持規格 2008 年版, JSME S NA1-2008 (2008), 日本機械学会
- (3) 日本原子力発電, “定期検査中の東海第二発電所で発見された不具合の原因と対策について (中性子計測ハウジング部のひびについて)”, <http://www.japc.co.jp/news/press/1999/pdf/111129.pdf> (参照日 2011 年 10 月 19 日)
- (4) 宮崎克雅, 望月正人, “表面き裂の応力拡大係数とき裂進展挙動に及ぼす残留応力分布および部材形状の影響: 溶接残留応力場における SCC き裂進展評価 (第 2 報)”, 溶接学会論文集, Vol. 24, No. 1 (2006) pp. 78-86.
- (5) J. Fish, S. Markolefas, R. Guttal, P. Nayak, “On adaptive multilevel superposition of finite element meshes for linear elastostatics” *Applied Numerical Mathematics* Vol.14 (1994) pp. 135-164.
- (6) 菊池正紀, 和田義孝, 清水勇登, 須山ひとみ, “重合メッシュ法を用いた溶接熱影響部におけるき裂進展解析”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.75, No. 758 (2009), pp. 123-128.
- (7) 菊池正紀, 和田義孝, 宇都宮篤, 須山ひとみ, “重合メッシュ法を用いた疲労き裂シミュレーション: 第 3 報, 三次元表面き裂進展シミュレーション”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.75, No. 755 (2009), pp. 918-924.
- (8) 岩松史則, 宮崎克雅, 白鳥正樹, “影響関数法による任意分布応力場における表面き裂の応力拡大係数と疲労き裂進展評価手法の開発”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.77, No. 782 (2009), pp. 1613-1624.
- (9) 望月正人, 榎本邦夫, 岡本紀明, 斉藤英世, 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
- (10) Dassult Systems, ”Abaqus”, <http://www.3ds.com/jp/products/simulia/portfolio/abaqus/overview/> (参照日 2012 年 5 月 12 日)
- (11) Hiroshi OKADA, Mayumi HIGASHI, Masanori KIKUCHI, Yasuyoshi FUKUI, Noriyoshi KUMAZAWA, “Three dimensional virtual crack closure-integral method (VCCM) with skewed and non-symmetric mesh arrangement at the crack front”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.72 (2005) pp.1717-1737.
- (12) H. A. Richard, M. Fulland, M. Sander, “Theoretical crack path prediction”, *Fatigue & Fracture Engineering Material & Structures*, vol. 28 (2005) pp. 3-12.
- (13) The Japan Society of Mechanical Engineers, Rules on Fitness-for-Service for Nuclear Power Plants, JSME S NA1-2004, 2004.