

原子炉再循環系ポンプの熱時効に関する健全性評価

Structural Integrity Evaluation of PLR Pumps for Thermal Aging

中国電力株式会社	中川 純二	Junji NAKAGAWA	Non Member
中国電力株式会社	谷浦 亘	Wataru TANIURA	Member
電力中央研究所	三浦 直樹	Naoki MIURA	Member

Cast duplex stainless steel is excellent in strength and corrosion resistance compared with austenitic stainless steel, and is frequently used for pump casings or valves of BWR plants. It is known that the fracture toughness of cast duplex stainless steel decreases at high temperature for a long period of time due to thermal aging. Recently, it is insisted that thermal aging may occur under BWR plant operating condition with the low temperature about 280°C. Sufficient fracture toughness is required even after thermal aging for BWR plant components. Therefore, structural integrity evaluation was carried out for thermally aged PLR pumps of Shimane Nuclear Power Station Unit 1.

Keywords: Cast duplex stainless steel , Thermal Aging Mechanism

1. はじめに

二相ステンレス鉄鋼は、オーステナイト系ステンレス鋼に比べ強度と耐食性に優れ、軽水炉プラント冷却材再循環ポンプのケーシングやバルブに多く使用されている。同鋼では 300°C 程度の運転温度でも長時間の熱時効により破壊靭性が低下するいわゆる熱脆化が起こることが 1990 年代に明らかにされてきた[1,2]。これまで熱脆化は加圧水型(PWR)軽水炉プラントにおいてのみ問題となると見られていたが、近年、280°C 程度のより低温度で運転される沸騰水型(BWR)軽水炉プラントにおいても熱脆化の発生が懸念されはじめている。材料の延性的な応答を前提に維持・管理がなされる軽水炉機器においては、熱脆化を来した後も十分な破壊靭性を有していることが求められる。

このため、高経年化プラントの二相ステンレス鉄鋼からなる機器に対し熱脆化を考慮した評価を実施し、その構造健全性が確保されていることを確認しておく必要がある。

本稿は、中国電力島根発電所 1 号炉の原子炉再循環系ポンプの熱時効に関する健全性評価を実施し、その内容をとりまとめたものである。

2. 評価の流れ

本稿で実施する健全性評価の流れとしては、はじめに評価対象部位に初期欠陥を想定し、当該部位における過渡条件を考慮した疲労き裂進展評価を行う。疲労き裂進展評価結果をもとに不安定破壊評価用き裂を設定し、荷重条件を考慮して同き裂に対する不安定破壊評価を行い、不安定破壊の発生の有無を判定する。

3. 評価対象および評価条件

3.1 評価部位

島根原子力発電所 1 号炉の原子炉再循環系ポンプの出口部を評価部位とする。当該部位のポンプケーシングはステンレス鉄鋼 SCS14A 相当材(ASM A351 Gr. CF8M)よりなる。評価部位は円筒構造であり、その外径は $D_o = 609.6 \text{ mm}$ 、板厚は $t = 30.55 \text{ mm}$ である。なお、原子炉再循環系には A 系および B 系の二系統があるが、評価部位に作用する応力、材料の化学組成に大きな差がないことから、両系統を区別せずにより保守的な条件の下で評価を行うこととする。

3.2 考慮する劣化要因

後述する初期欠陥の存在を仮定した場合、同欠陥の進展を引き起こす要因としては、発生が想定される種々の過渡事象に伴う繰返し負荷による疲労が主であると考えられることから、疲労き裂進展を考慮する。

連絡先: 中川純二、
〒730-8701 広島県広島市中区小町 4-33、
中国電力株式会社 電源事業本部 原子力設備担当、
E-mail: 276477@pnet.energia.co.jp

3.3 想定する初期欠陥

初期欠陥としては、日本機械学会 発電用原子力設備規格 配管破断防護設計規格(JSME S ND1-2002) [3]を参考に、深さ $a = 0.2t = 6.11\text{ mm}$ 、表面長さ $2c = 1.0t = 30.55\text{ mm}$ の内表面周方向半円き裂を想定する。この初期欠陥の大きさは、供用前検査の超音波探傷検査による欠陥検出限界に十分余裕をみて、検出可能な单一欠陥の二倍の大きさとなるよう定められたものである。初期欠陥の模式図を Fig.1 に示す。

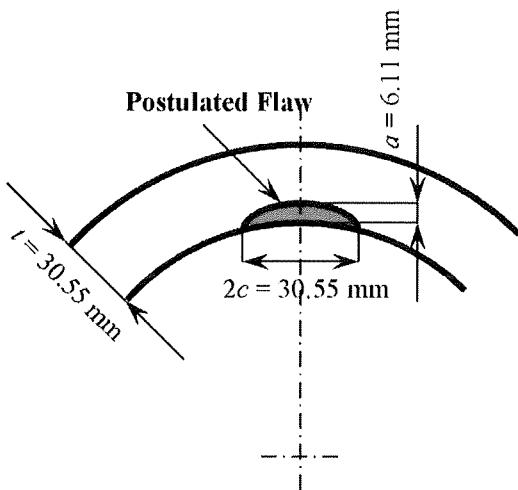


Fig.1 Postulated Flaw Size

3.4 評価温度

評価温度としては、運転状態 I および II における原子炉再循環系ポンプ出口部の流体温度の設計最大値より 286°C を想定する。

3.5 評価時点および荷重履歴

評価時点は、2011 年 3 月末(評価時点 I、運転時間 30.4EFPY (2.66×10^5 時間))および 60 年運転時点(評価時点 II、運転時間 48.0EFPY (4.20×10^5 時間)))の二点とする。実過渡回数実績値より、負荷繰返し数の総数は評価時点 I で 398 回、評価時点 II で 600 回とする。

評価に用いる地震サイクル数については、日本機械学会 発電用原子力設備規格 配管破断防護設計規格(JSME S ND1-2002) [3]の「解説 添付 5-3 き裂進展解析用地震動」において地震の発生頻度が 10 年に 1 回、1 回あたりの応力サイクル数が 60 回と想定されていることを参考に次のように定める。運転開始から評価時点 I までの期間については、その経過年数(38.0 年)より地震の発生回数を 3.8 回と考え、小数第一位を繰り上げた 4 回を発生回数、240 回を応力サイクル数とする。運転開始から評価時点 II ま

での期間については、その経過年数(60 年)より地震の発生回数を 6 回と考え、360 回を応力サイクル数とする。

疲労き裂進展評価に用いる応力範囲は、日本機械学会 発電用原子力設備規格 維持規格(JSME S NA1-2008) [4]を参考に、評価部位に生じる供用状態 A あるいは B における一次+二次応力の最大応力 S_h 、および S_1 地震による応力 $S_s(S_1)$ の $1/3$ の応力とする。一方、不安定破壊評価に用いる応力は、同じく日本機械学会 発電用原子力設備規格 維持規格(JSME S NA1-2008) [4]を参考に、評価部位に生じる供用状態 A あるいは B における一次+二次応力の最大値 S_h 、および S_2 地震による応力 $S_s(S_2)$ の $1/2$ の応力とする。

なお、 S_h 、 $S_s(S_1)$ 、および $S_s(S_2)$ を膜応力、曲げ応力、およびピーク応力に分類することは困難であることから、保守側の評価とするため、すべての応力を膜応力として扱うこととする。

評価部位近傍には溶接継手部が存在し、評価部位には溶接残留応力が重畠して作用することが考えられる。本評価では溶接残留応力が平均応力として作用することによる疲労き裂進展の加速を考慮に入れることとする。その値 σ_w は評価温度における未時効材の 0.2%耐力のうち A 系、B 系で高い方の値(182.0 MPa)に等しいとし、これが平均的な膜応力として作用するものとする。

4. 疲労き裂進展評価

4.1 き裂進展則

疲労き裂進展評価に用いるき裂進展則として、 NUREG/CR-6176 [5]にあるステンレス鋼環境水中疲労き裂進展曲線を採用する。

4.2 応力拡大係数

応力拡大係数の評価には、任意分布力を受ける内表面周方向表面き裂付き円筒に対する白鳥の解[6]を用いる。

4.3 疲労き裂進展評価の方法

疲労き裂進展評価は、表面き裂解析プログラム “SCANP® Ver. 2011” による。

4.4 疲労き裂進展評価の結果

初期欠陥寸法、評価時点 I (30.4EFPY)および評価時点 II (48EFPY)におけるき裂寸法の推定値をまとめて Table 1 に示す。

Table 1 Result of Fatigue Crack Growth Evaluation

	Depth a,mm	Length 2c,mm
Possible Initial Flaw	6.11	30.55
Flaw after 30.4EFPY	7.14	31.78
Flaw after 48EFPY	7.70	32.48

5. 不安定破壊評価

5.1 引張特性の評価

未時効および評価時点 I, II における時効材の引張特性を TSS モデル(True Stress-True Strain Curve Prediction Method) [7]に基づき評価する。同モデルは 300~450°C の時効温度で取得されたデータをもとに、PWR の運転条件を考慮して 325°C 下での引張特性を評価すべく開発されたものである。本評価対象の評価温度はこれより低い 286°C であることから、TSS モデルにより保守側の評価ができると考えられる。

ミルシートに基づく評価対象材料の化学組成を Table 2 に示す。同材料のフェライト量 $F[\%]$ は ASTM A800 [8] に従い、ポンプ出口 A 系で $F = 13.2\%$, B 系で $F = 14.5\%$ とした。

Table 2 Chemical Composition (wt %)

Part	Material	C	S	Si	Mn
A Pump Exit	CF8M	0.05	0.014	0.91	0.61
B Pump Exit	CF8M	0.05	0.016	1.06	0.63

Part	Material	Cr	Ni	Mo	P
A Pump Exit	CF8M	18.86	9.37	2.15	0.037
B Pump Exit	CF8M	18.75	9.02	2.03	0.040

評価式により得られた引張特性をまとめて Table 3 に、真応力-真ひずみ関係の比較結果を Fig.2 にそれぞれ示す。未時効材に比べ時効材は硬化しているものの、評価時点 I, II の差はわずかである。フェライト量の高い B 系の方が同一の真ひずみに対しわずかに高い真応力を与えている。

Table 3 Tensile property

Part	Thermal Ageing temperature $T, ^\circ\text{C}$	EFPY	Thermal Ageing time t, h	0.2% Proof Stress $\sigma_{0.2}, \text{MPa}$	Proof Stress σ_f, MPa
A Pump Exit	-	0	0	176.2	308.9
	286	30.4	2.66E+05	188.7	351.9
	286	48	4.20E+05	188.7	354.0
B Pump Exit	-	0	0	182.0	315.9
	286	30.4	2.66E+05	194.8	359.9
	286	48	4.20E+05	194.8	362.1

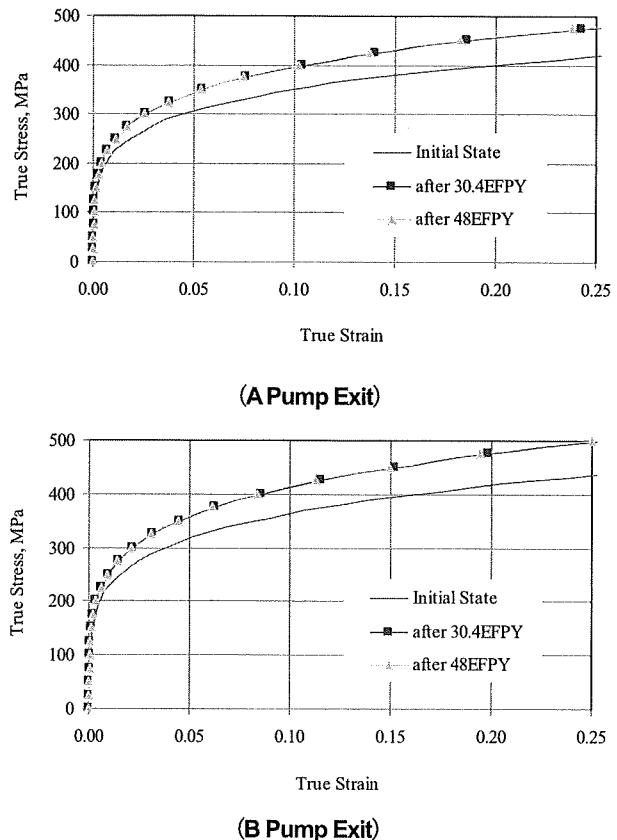


Fig.2 Relation between True Stress-True Strain

5.2 破壊抵抗 J_{mat} の評価

未時効および評価時点 I, II における時効材の破壊抵抗を H3T モデル(Hyperbolic Time Temperature Toughness Model) [7]に基づき評価する。同モデルは 300~400°C の時効温度で取得されたデータをもとに開発されたものであり、時効温度 325°C 下での予測を基準として、任意の時効温度下での弾塑性破壊靱性 J_k および 6 mm の延性き裂進展に対応する J 積分 J_6 が予測できる。

5.3 破壊抵抗の下限 $J_{\text{mat(lower)}}$ の評価

前節の通り得られた破壊抵抗曲線は各評価部位、評価時点における平均的な特性として得られるものであるが、破壊抵抗のばらつきを統計的に考慮してその下限特性を推定した。

5.4 作用 J 積分 J_{app} の評価

疲労き裂進展後のき裂を初期欠陥として作用 J 積分 J_{app} の評価を行う。評価対象とする欠陥としては、疲労き裂進展評価の結果に直接基づく内表面周方向表面欠陥、および同欠陥の周方向長さをそのままに深さ方向に貫通させた周方向貫通欠陥の二種類とする。

内表面周方向表面欠陥を有する円筒が引張を受けるときのき裂最深点の作用 J 積分 J_{app} を Zahoor の全面塑性解 [9]を用いて求める。

一方、周方向貫通欠陥を有する円筒が引張を受けるときのき裂前縁における作用 J 積分 J_{app} についても、Zahoor の全面塑性解[9]を用いて求める。

5.5 不安定破壊評価の方法

5.4 節に示した一連の式に基づき、き裂深さ a あるいはき裂半長 c をパラメータとして、評価時点 I (30.4EFPY) および評価時点 II (48EFPY)における J_{app} と a (あるいは J_{app} と c)の関係を求め、これを 5.3 節で得られた破壊抵抗曲線の下限から得られる $J_{mat(lower)}-a$ 関係(あるいは $J_{mat(lower)}-c$ 関係)と比較する。次の二つの式、

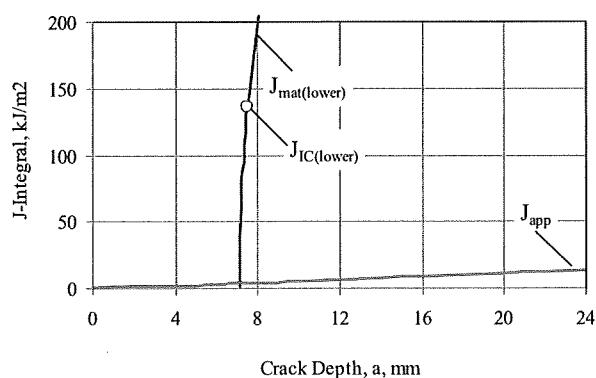
$$J_{app} < J_{mat(lower)}$$

$$\partial J_{app} / \partial a < dJ_{mat(lower)} / da$$

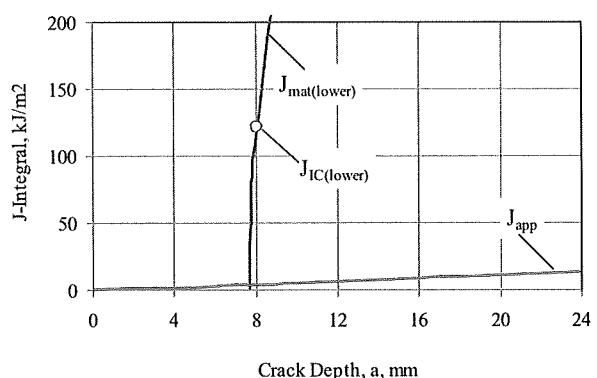
のいずれかが満たされていれば不安定破壊は生じないと判断される。

5.6 不安定破壊評価の結果

内表面周方向表面欠陥を対象とした場合の $J_{app}-a$ 関係と $J_{mat(lower)}-a$ 関係を比較した結果を Fig.3 に、また周方向貫通欠陥を対象とした場合の $J_{app}-c$ 関係と $J_{mat(lower)}-c$ 関係を比較した結果を Fig.4 に評価時点ごとにそれぞれ示す。図より明らかなように、すべてのケースにおいて評価時点における J_{app} は $J_{lc(lower)}$ をはるかに下回っており、また $J_{app}-a$ 曲線(あるいは $J_{app}-c$ 曲線)の勾配は $J_{mat(lower)}-a$ 曲線(あるいは $J_{mat(lower)}-c$ 曲線)の勾配に比べ格段に低い。以上の結果より、当該評価対象において不安定破壊は生じないと判断される。

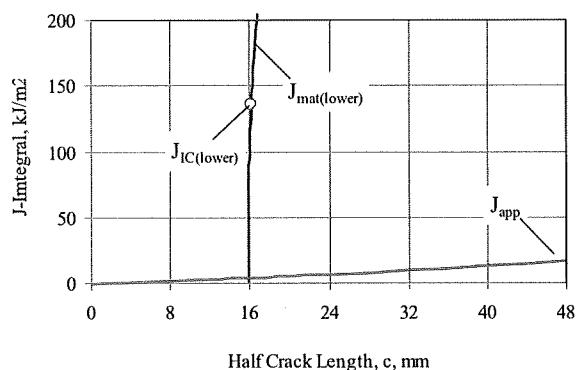


After 30.4EFPY(2c=31.78mm)

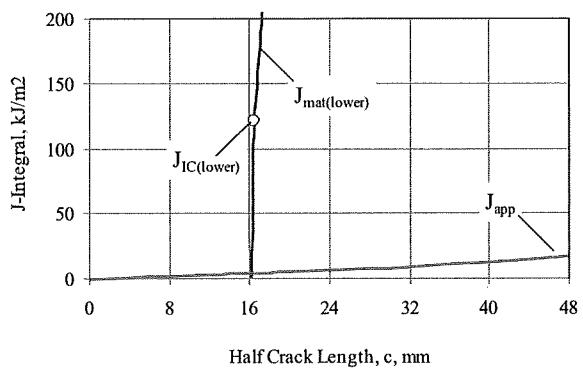


After 48EFPY(2c=32.48mm)

Fig.3 Relation between $J_{mat(lower)}$, J_{app} and Crack Depth
(Surface Crack)



After 30.4EFPY



After 48EFPY

Fig.4 Relation between $J_{mat(lower)}$, J_{app} and Half Crack Length
(Through-Wall Crack)

6. まとめ

島根原子力発電所 1 号炉の原子炉再循環系ポンプを対象として、2011 年 3 月末および 60 年運転時点における健全性評価を行った。不安定破壊評価に用いる欠陥としては内表面周方向表面欠陥および周方向貫通欠陥の二種類を想定した。その結果、いずれのケースにおいても不安定破壊は生じないと判断された。

参考文献

- [1] Chopra, O. K., "Long-Term Embrittlement of Cast Duplex Stainless Steels in LWR Systems: Semiannual Report, October 1990-March 1991," NUREG/CR-4744, Vol. 6, No. 1, (1992).
- [2] Chopra, O. K., "Estimation of Fracture Toughness of Cast Duplex Stainless Steels during Thermal Aging in LWR Systems," NUREG/CR-4513, (1994).
- [3] 日本機械学会, "発電用原子力設備規格 配管破断防護設計規格," JSME S ND1-2002, (2002).
- [4] 日本機械学会, "発電用原子力設備規格 維持規格," JSME S NA1-2008, (2008).
- [5] Shack, W. J., and Kassner, T. F., "Review of Environmental Effects on Fatigue Crack Growth of Austenitic Stainless Steels," NUREG/CR-6176, (1994).
- [6] Shiratori, M., Nagai, M., and Miura, N., "Development of Surface Crack Analysis Program and Its Application to Some Practical Problems," ASME PVP2011-57115, (2011).
- [7] Kawaguchi, S., Nagasaki, T., and Koyama, K., "Prediction Method of Tensile Properties and Fracture Toughness of Thermally Aged Cast Duplex Stainless Steel Piping," ASME PVP2005-71528, (2005).
- [8] ASTM, "Standard Practice for Steel Casting, Austenitic Alloy, Estimating Ferritic Content Thereof," ASTM A800, (2006).
- [9] Zahoor, A., "Ductile Fracture Handbook Volume2," EPRI NP-6301-D, (1990).