

製造履歴調査

1 . 目的

炉心シュラウドの中間部胴と下部リング溶接部 (H6a) の材料検査証明書を調査し , 材料が規格値を満足しているか確認する。また溶接施工記録を調査する。

2 . 製造履歴調査

2 . 1 材料検査証明書調査

製造時の材料検査証明書の調査を行った結果 , 材料は J I S G 4 3 0 4 S U S 3 1 6 L の規格値を満足していることを確認した。

(表 1)

(添付 1)

2 . 2 溶接施工記録調査

溶接後の非破壊検査として浸透探傷試験 (P T) 及び放射線透過試験 (R T) に合格していることを確認した。

(図 1)

4 . まとめ

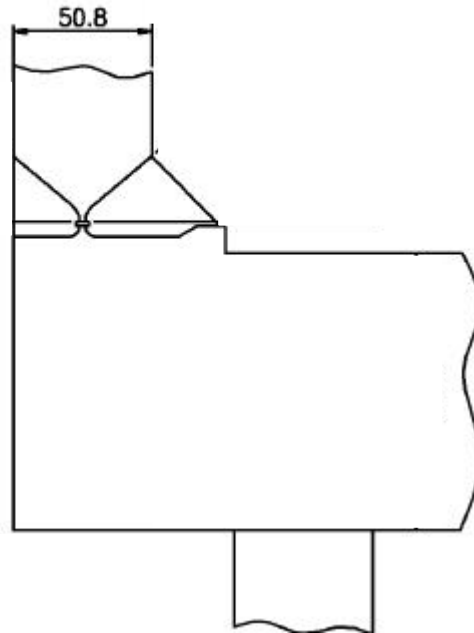
炉心シュラウドの中間部胴と下部リング溶接部においては , 使用されている材料は J I S 規格を満足しており , 溶接施工も問題なくなされていることを確認した。

なお , 参考として製造手順を添付 2 に示す。浜岡 4 号機の炉心シュラウドは、福島第二 3 号機 (平成 1 3 年 7 月) のひび割れが発見された炉心シュラウドと製造方法が同じであった。

表1 シュラウド下部リング 材料仕様

単位:Wt%

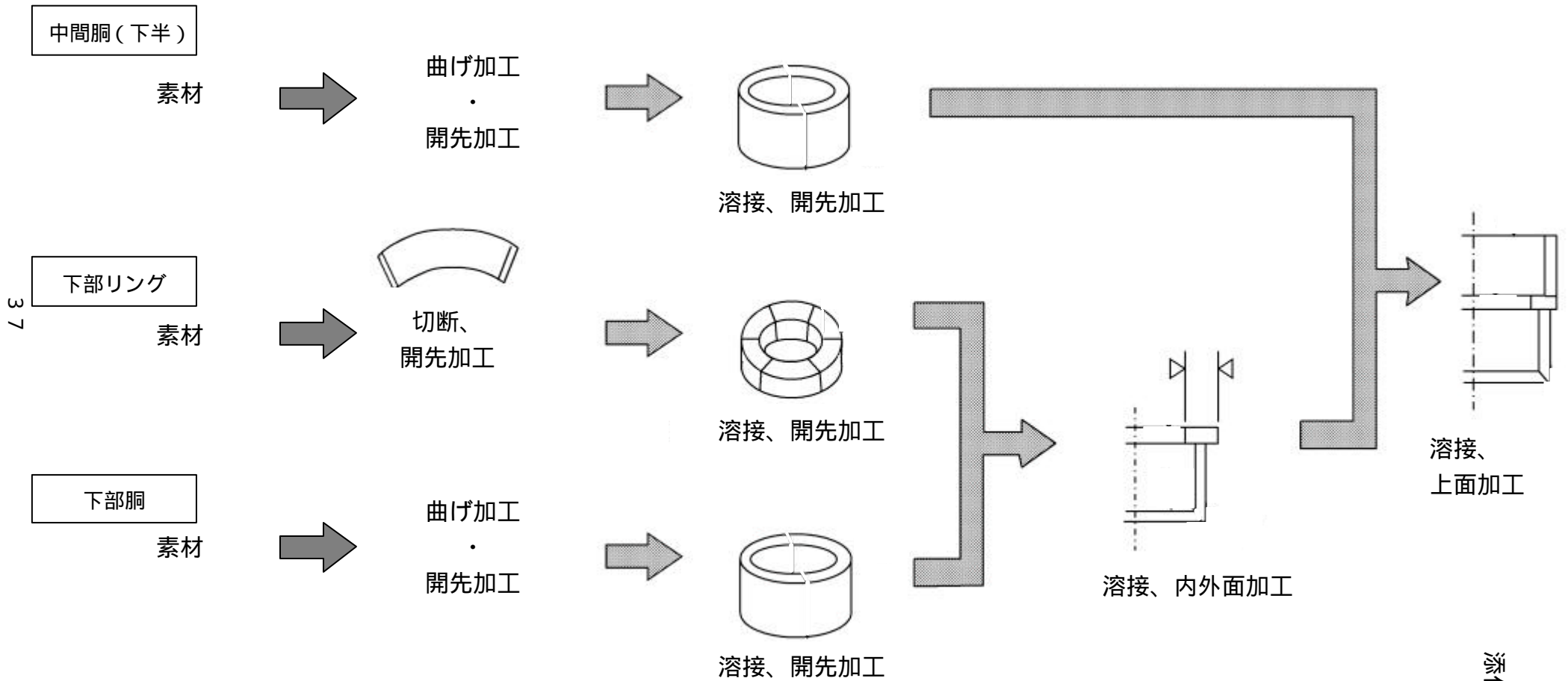
成分	C	S i	M n	P	S	N i	C r	M o
JIS 規格値	0.030 以下	1.00 以下	2.00 以下	0.045 以下	0.030 以下	12.00 ~ 15.00	16.00 ~ 18.00	2.00 ~ 3.00
ミルシート値	0.012	0.51	0.88	0.024	0.003	12.34	16.46	2.23



溶接方法		AUTO GTAW (内, 外)
溶接材料	イサートリング	316L系 (WEL IR 316L)
	突合せ部	316L系 (WEL Auto TIG 316L)
溶接後検査 (RT, PT)		合格

図1 炉心シュラウドの中間部胴と下部リングの溶接開先形状及び溶接仕様

添付 2 : 炉心シュラウド製作手順概念図



37

溶接部近傍の疲労調査結果

1. 目的

通常運転中の中間部胴 / 下部リング溶接部 (H 6 a) における , 高サイクル疲労及び低サイクル疲労の影響を調査した。

2. 高サイクル疲労

過去 (平成 1 3 年 7 月) に浜岡 4 号機と構造が同じ福島第二 3 号機で同様の事象が発生した時の報告書によれば , 変動応力は約 1.0 N/mm^2 p-p 以下であった。この値は繰返しピーク応力強さ約 95 N/mm^2 に比べ十分小さいことが報告されている。

福島第二 3 号機の炉心シュラウドは浜岡 4 号機と構造は同じであり , 炉心シュラウドの変動応力は同程度であると考えられることから , ひび割れの発生原因に寄与しているとは考えられない。

なお , 下部リングにひびが存在する場合においても , ひびによる剛性の低下は十分小さく炉心シュラウドの固有値に大きな影響を及ぼさないことから , 流体振動の状態に影響を及ぼすとは考えられない。

3. 低サイクル疲労

浜岡 4 号機建設時の工事計画認可申請書添付の応力計算書において , 疲れ解析により求められた繰返しピーク応力強さ 142 N/mm^2 (14.5 kg/mm^2) が告示に定められているステンレス鋼の設計疲労線図における 10^6 回に対する繰返しピーク応力強さ 178 N/mm^2 (18.2 kg/mm^2) 以下となることから , 重要なサイクルは 0 回と評価されている。

従って , 疲れ累積係数は 0.000 となり , 低サイクル疲労がひび割れの発生原因に寄与しているとは考えられない。

以 上

中性子照射量について

1. 目的

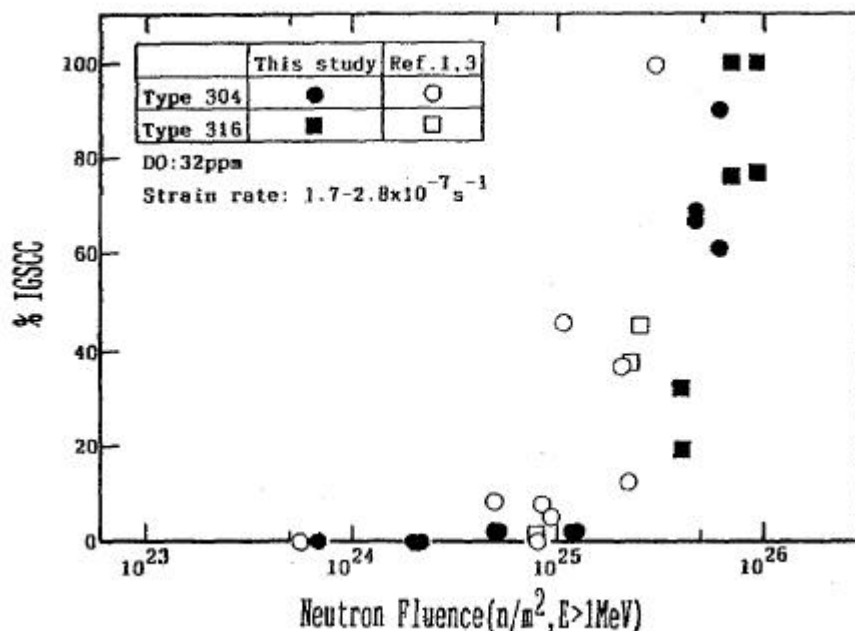
ひび割れが確認された炉心シュラウドのH6aについて,中性子照射量を算出し照射誘起型応力腐食割れ(IASCC)発生の可能性を確認する。

2. 確認結果

浜岡4号機の定格出力運転時間と,解析により求めたH6a溶接部近傍の高速中性子束から,中性子照射量を算出すると,以下となる。

$$\begin{aligned}
 & (2998.907 \text{日} \times 24 \text{時間} \times 60 \text{分} \times 60 \text{秒}) \\
 & \qquad \qquad \qquad \times 3.3 \times 10^9 \text{n/sec} \cdot \text{cm}^2 \\
 & = 8.6 \times 10^{17} \text{n/cm}^2 \\
 & = 8.6 \times 10^{21} \text{n/m}^2
 \end{aligned}$$

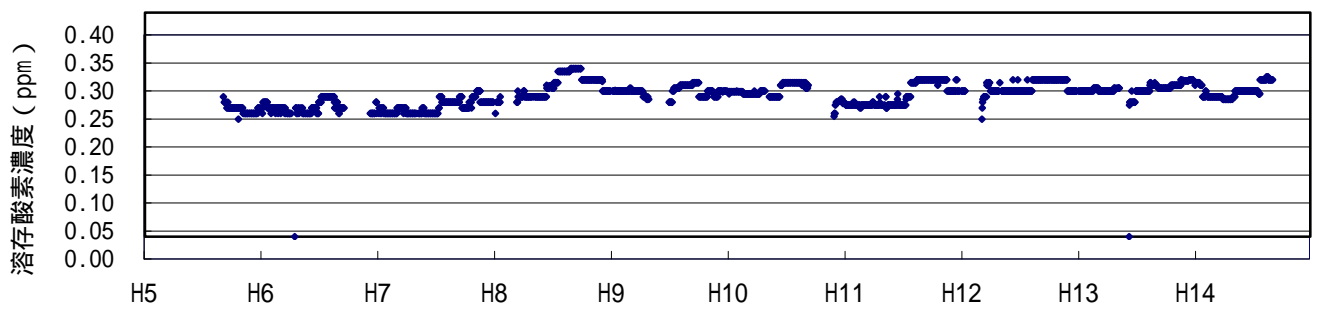
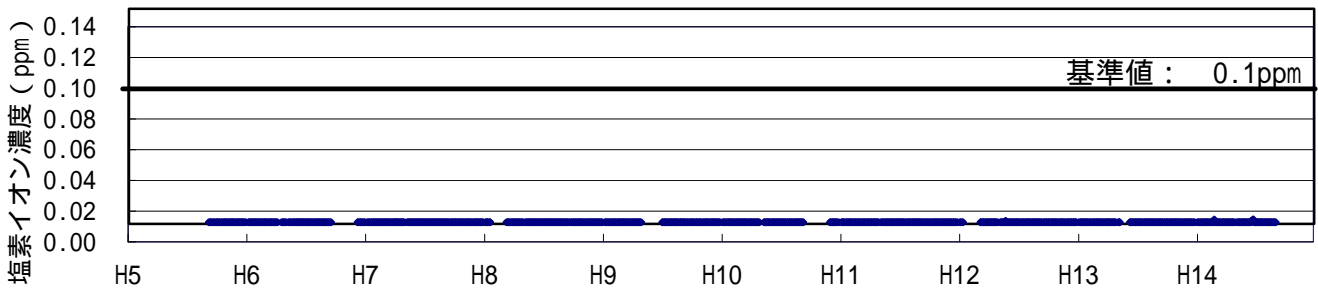
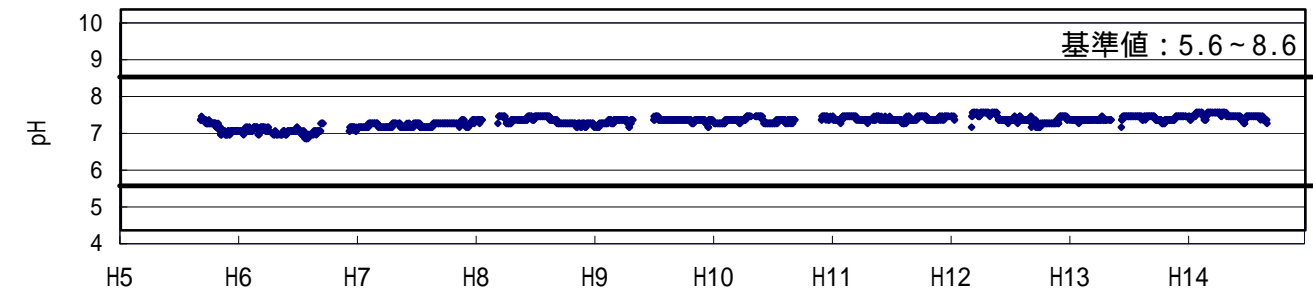
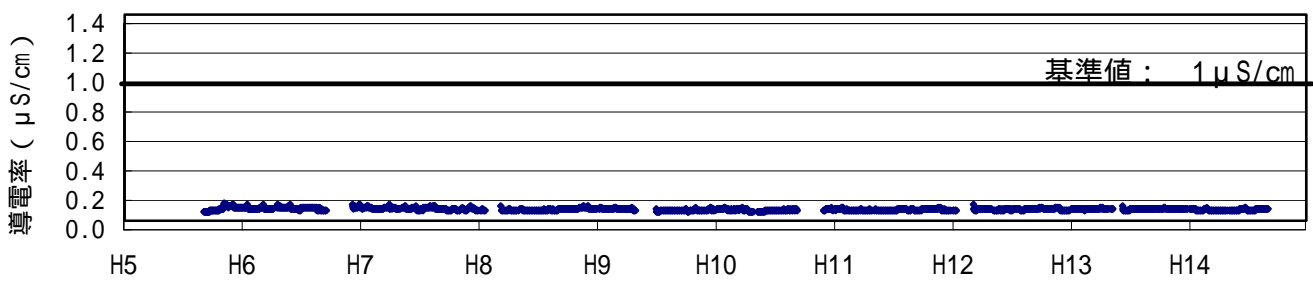
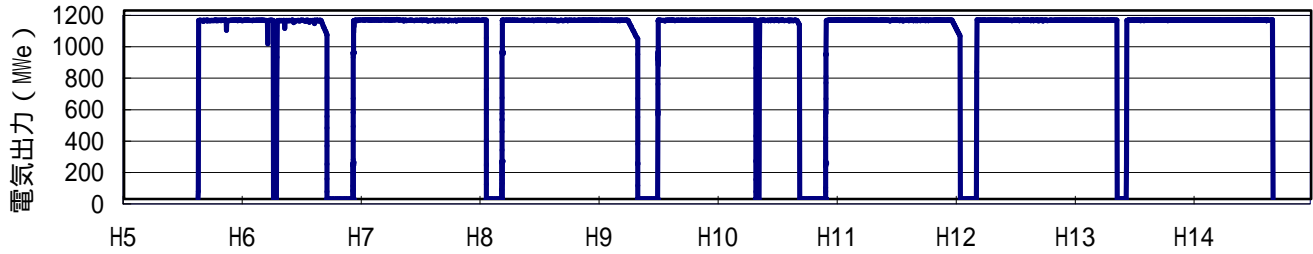
当該部の中性子照射量は,下図に示されるIASCCが発生すると評価されている約 $1 \times 10^{25} \text{n/m}^2$ に比べ十分少ない照射量である。



中性子照射量したオーステナイト系ステンレス鋼のIGSCC破面率と照射量の関係

M.Kodama, S.Nishimura, J.Morisawa, S.Shima, S.Suzuki, M.Yamamoto
 "EFFECTS OF FLUENCE AND DISSOLVED OXYGEN ON IASCC IN AUSTENITIC STAINLESS STEELS"
 (the 5th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power System-
 Water Reactors, NACE(1991)948)

浜岡 4 号機 原子炉水の水質調査結果



残留応力評価

1. 目的

シュラウド下部リングと炉心シュラウドの中間胴溶接部（H6 a 溶接継手部）について溶接施工時の残留応力をFEM解析により推定する。

2. 解析条件

解析コード：FEM汎用解析コードABAQUS*

解析方法：軸対称非定常温度解析及び弾塑性応力解析

*：ABAQUS

- ・米国 H.K.S(Hibbit.Karlsson&Sorensen)社が作成した有限要素法による汎用非弾性解析計算コードである。
- ・弾塑性，クリープ，大変形，接触，座屈等非線形現象の解析を行うことができる。
- ・汎用コードであり，数々の実績がある。

3. 解析手順

溶接金属を実際の溶接施工手順通りに成層する解析モデルを作成する。まず，溶接金属の各層について，溶接時入熱をもとに温度解析を実施し，温度履歴を求める。次に，この温度履歴に基づいて冷却過程で生ずる残留応力の分布を求める。これを初層から最終層まで繰り返して実施し，最終的な残留応力分布を求める。解析フローを図1に示す。

4. 解析結果

ひび割れが発見されたH6 a 溶接部近傍（下部リング側）の残留応力分布を算出した。下部リング表面の軸方向残留応力分布を図2に示す。

また，下部リングの肉厚方向（H6 a 溶接線から4 mm，8 mm，12 mmの位置）の軸方向残留応力分布を図3に示す。

5. 考察

解析の結果，下部リングの外表面のH6 a 溶接部近傍には，300 MPa程度の引張応力が発生していると推定される。

また，肉厚方向の軸方向残留応力分布は，下部リング表面で最大となり，内部に行くに従って，引張から圧縮に転じ，再び引張応力になることが判明した。

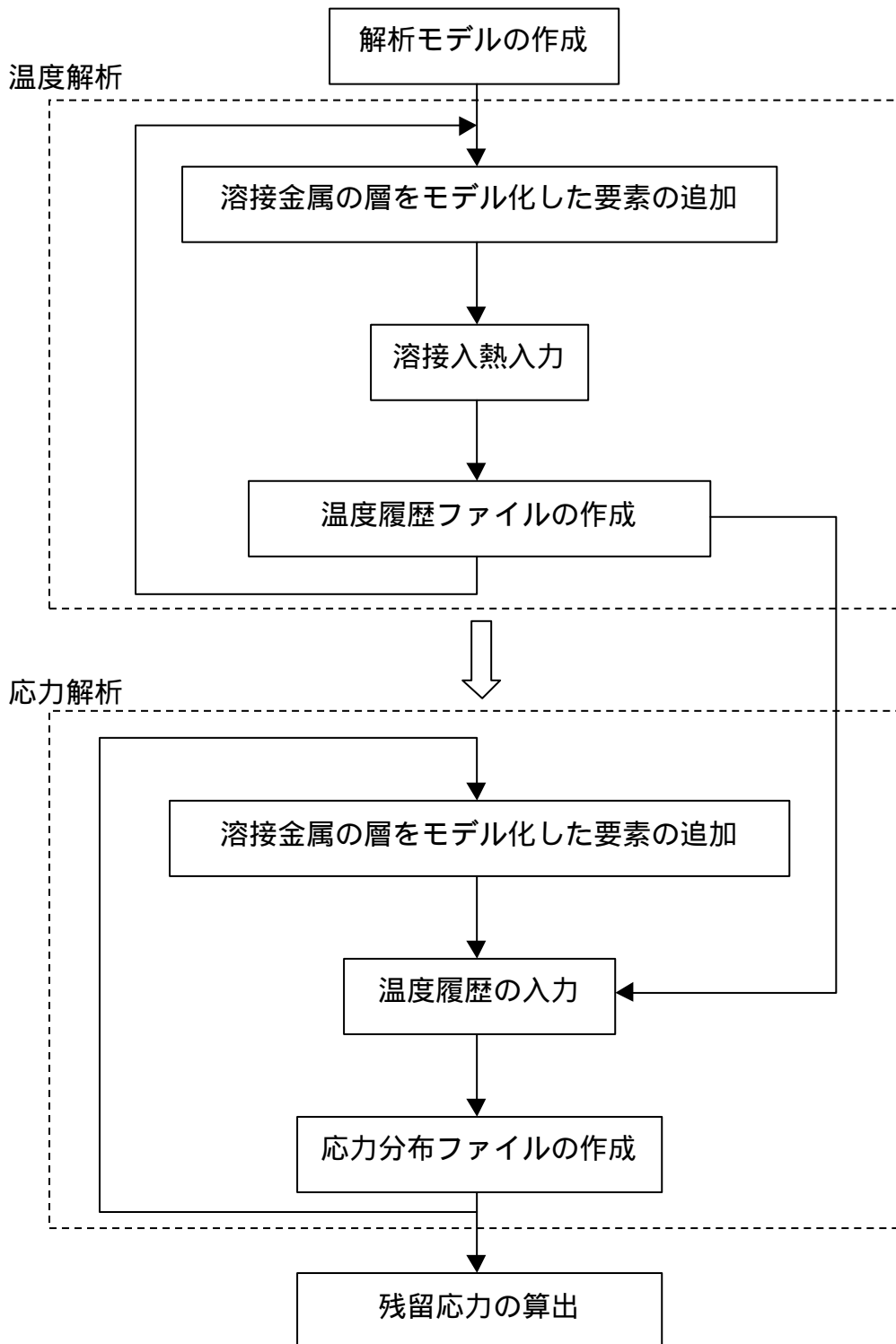


図 1 残留応力解析フロー

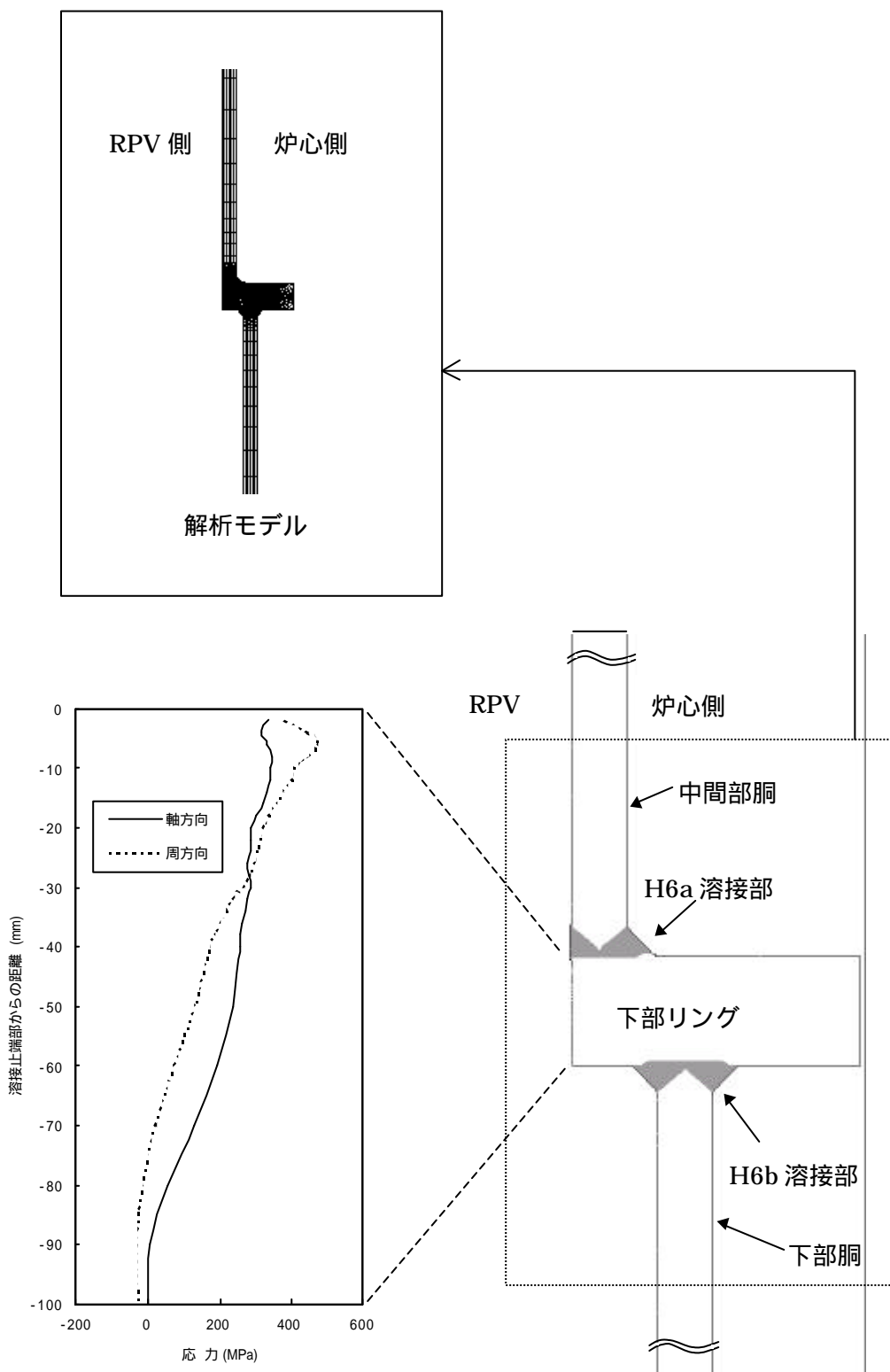


図2 下部リング表面における残留応力の分布

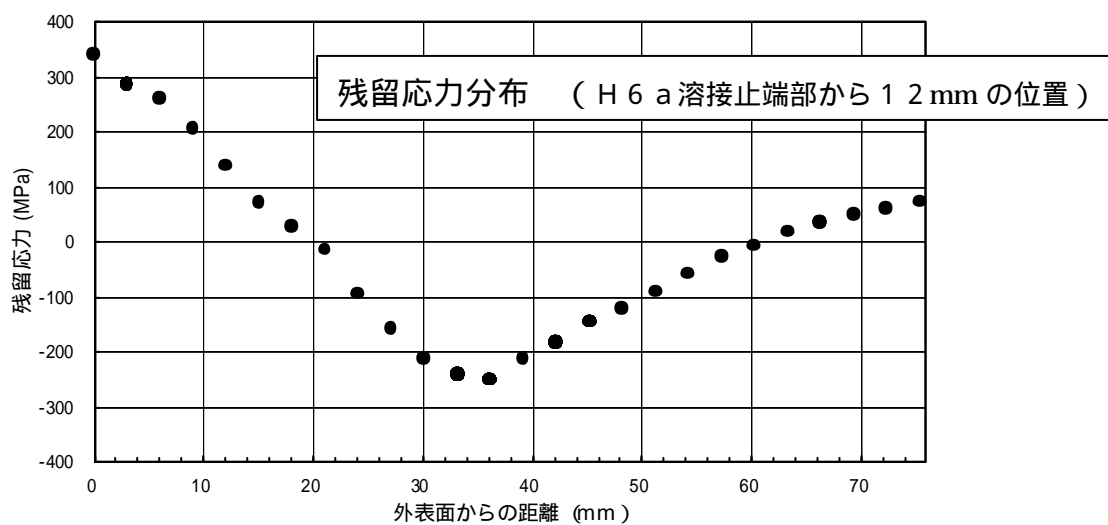
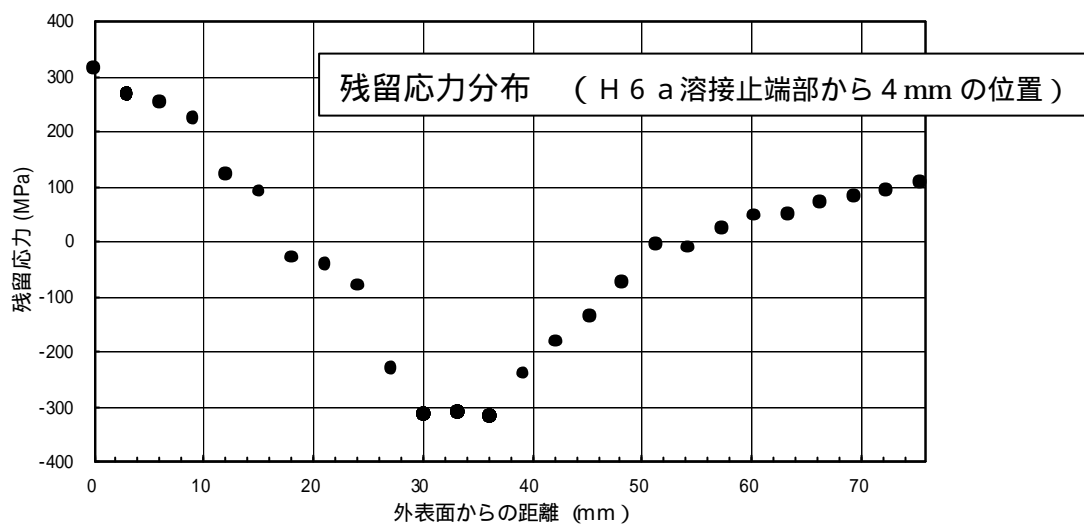


図 3 残留応力分布

中間部胴 / シュラウド下部リング溶接部 (H 6 a) の運転時の応力評価

1 . 目的

溶接部 (H 6 a) の運転時に生じる応力の影響について評価を行う。

2 . 評価方法

現在当該部に観察されている割れの方から、割れに影響を及ぼす応力は炉心シュラウドの軸方向応力である。通常運転時には炉心シュラウドには、差圧、自重による死荷重及び熱応力が作用している。そこで、工事計画認可申請書添付の計算書に記載の通常運転時 (運転状態 及び) の当該部における軸方向応力を評価する。

3 . 調査結果

工事計画認可申請書添付の計算書に記載の通常運転時 (運転状態 及び) の当該部における軸方向応力を下表に示す。

下表の通り、当該部に生じる通常運転時の軸方向応力は、溶接による残留応力 3 0 0 MPa に比べ十分小さい。

溶接部 (H 6 a) の運転時の軸方向応力

位置	荷重の種類	軸方向応力
H 6 a	差圧	2 MPa (0.2 kg/mm ²)
	死荷重	- 2 MPa (- 0.2 kg/mm ²)
	熱応力	24 MPa (2.4kg/mm ²)
	組合せ応力	24 MPa (2.4 kg/mm ²)

* 応力方向は上向きが正

シュラウド下部リング溶接部 (H6a) の健全性評価

1. はじめに

シュラウド下部リング溶接部 (H6a) の健全性評価は、通商産業省令第62号「発電用原子力設備に関する技術基準を定める省令」等及び(社)日本電気協会「原子力発電所耐震設計指針 重要度分類・許容応力偏」(J E A G 4 6 0 1・補 - 1 9 8 4) の考え方にに基づき、以下のとおり実施した。

- (1) 現時点のひび割れ深さあるいは一定期間後のひび割れ深さに対してひび割れを除いた部分であるリガメント部の面積をその時点での残存面積とする。
- (2) 地震等の荷重が作用した時のリガメント部における応力強さが、通商産業省告示第501号(以下、「告示501号」という)に基づく許容応力強さと等しくなる場合のリガメント部面積を必要残存面積とする。
- (3) 求めた残存面積と必要残存面積を比較する。
- (4) 残存面積 > 必要残存面積であれば、シュラウドの構造健全性は確保されていると判断される。

また、参考として(社)日本機械学会「原子力発電設備規格 維持規格」による結果を参考資料に示す。

なお、リング部にひび割れが発生した場合の座屈への影響については、圧縮荷重はひび割れの有無に影響されず、構造上の強度変化は無いためひび割れがあることで座屈に対し影響を与えない。

2. 現在の健全性評価

本評価は、現時点でのシュラウドの健全性を評価したものである。評価は、以下の手順に従い実施した。

(1) 現在の残存面積

現在の残存面積は、全周に均一な欠陥(UT結果の平均値)として図1に示すモデルに基づき算出した。

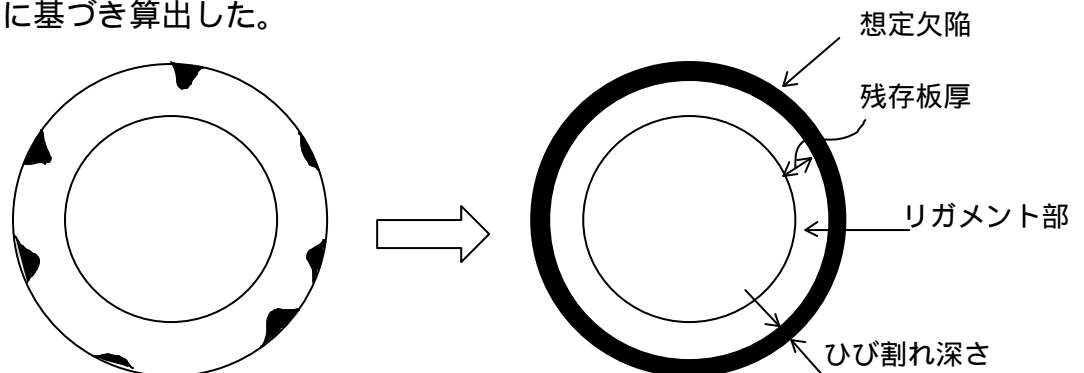


図1 ひび割れのモデル化

現在の残存面積を算出した結果を表1に示す。

表1 現在の残存面積

	H6a
残存面積	約 $7.0 \times 10^5 \text{ mm}^2$
平均ひび割れ深さ	約 8 mm

(2) 必要残存面積

必要残存面積は、シュラウドにとってもっとも厳しい状態である、通常運転中に地震が発生した状態を考えて、以下のとおり求めた（詳細評価は添付1参照）。

a. 評価手順

- (a) 通常運転中に地震が発生した時に負荷される荷重より、リガメント部における応力強さを算出する。
- (b) 告示501号等に従い、許容応力強さを算出する。
- (c) (a)、(b)項より、応力強さが許容応力強さと等しくなる残存板厚を求め、その時の残存面積を必要残存面積とする。

b. 評価条件

シュラウドは肉厚の薄い円筒構造であることから、板厚に平均的に働く力（一次一般膜応力）が構造強度に影響を及ぼすものとして評価する。告示501号の規定に基づき定めた評価条件を以下に示す。

- (a) 運転状態 S_1 に対する許容応力強さ： $1.5 S_m$
- (b) 運転状態 S_2 に対する許容応力強さ： $2/3 S_u$ と $2.4 S_m$ の小さい方
- (c) ひび割れ：全周均一深さ

c. 荷重条件

運転状態 S_1 及び S_2 について、建設時の工事計画認可申請書の耐震計算における最大応答値に余裕を考慮して表2に示す荷重条件を設定した。

表2 シュラウド下部リング溶接部 (H6a) 荷重条件

評価部位 \ 荷重条件	差圧 (MPa)	死荷重 (kN)	地震荷重		
			鉛直力 (kN)	水平力 (kN)	モーメント (kN・m)
運転状態 , +S ₁	0.1	1500	430	2900	15000
運転状態 , +S ₂	0.1	1500	560	4400	23300

d. 評価モデル

評価モデルを図2に示す。中間胴とシュラウド下部リングの溶接部 (H6a) は、すみ肉溶接部があり強度上期待できるものであるが、ここでは安全側にこれを有効板厚として考慮しないモデルとした。

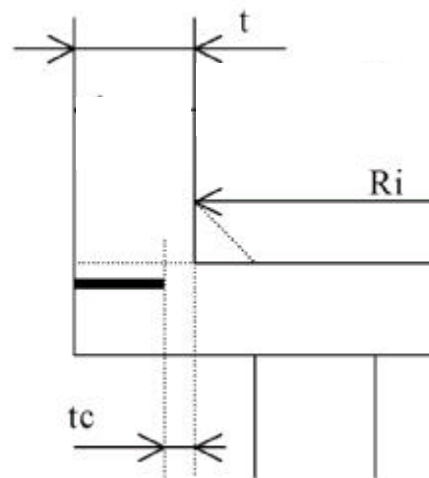


図2 評価モデル

- t_c : 残存板厚
- R_i : 中間胴内周半径
- t : 中間胴板厚

表2 評価モデル寸法

	R _i	t
H6a	約2.6m	50.8mm

(3) 評価結果

前述の条件、モデルから、残存面積が減少することに対する当該部の応力強さを求め、次に告示501号から求まる許容応力強さとの交点を求める。この時の残存面積が許容される最小の面積、すなわち必要残存面積となる。

必要残存面積の算出結果を表3に示す。(1)項で求めた現時点の残存面積は必要残存面積以上であり、現時点での健全性が確保されていることを確認した。

表3 シュラウド下部リング溶接部 (H6a) 必要残存面積

	必要残存面積 (mm ²)
運転状態 , +S ₁	9.6 × 10 ⁴
運転状態 , +S ₂	9.1 × 10 ⁴

3. 一定期間後の健全性評価

本評価は、一定期間後のシュラウドの健全性を評価したものである。評価は5年後*を対象に以下の手順に従い実施した。

* : プラント稼働率 80%

(1) 5年後の残存面積

5年後の残存面積は、溶接残留応力による、その間のひび割れの進展量を考慮し、ひび割れの進展解析により求めたひび割れ深さより算出する。

a. ひび割れの進展解析

ひび割れの進展解析は以下の手順により実施した。(詳細評価は添付2参照)

(a) 評価手順

解析により残留応力分布を求める。

評価時点でのひび割れの寸法と残留応力分布から、API規格の式に基づき、応力拡大係数を求める。

求められた応力拡大係数とSCC進展データよりひび割れの進展速度を求める。

一定量進展した欠陥寸法での計算を繰り返すことにより、時間とひび割れの進展量の関係を求める。

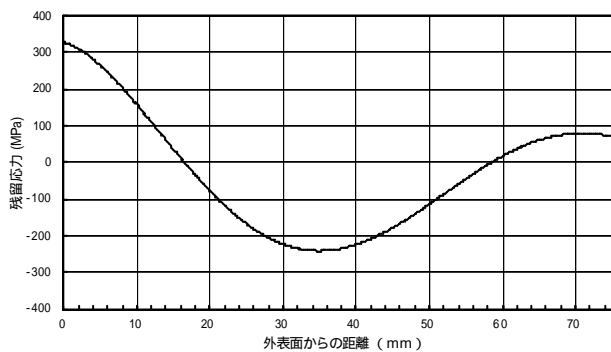


図3 残留応力分布の例



図4 低炭素ステンレス鋼のSCC進展データ

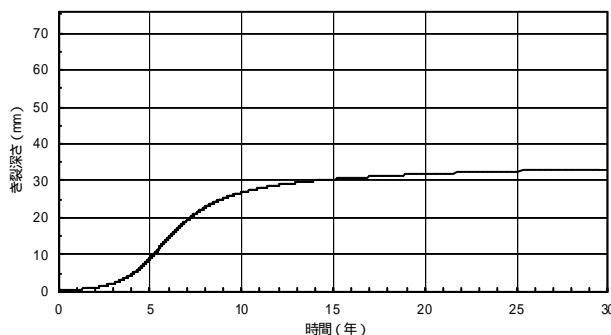


図5 時間とひび割れ深さの関係

(b) 評価条件

残留応力分布：FEM汎用解析コードABAQUSを用いて解析した値を用いる。

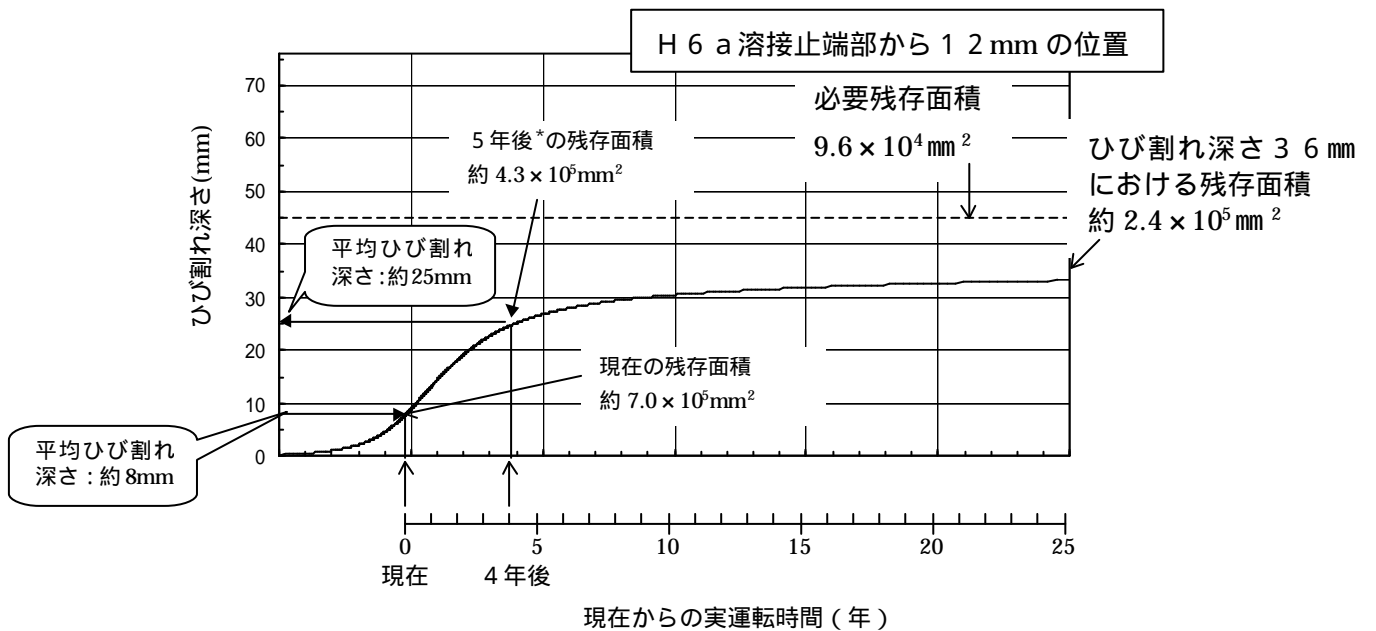
初期欠陥：円筒外側の全周欠陥（深さ0.3mm）

応力拡大係数：初期欠陥形状，及び残留応力分布からAPI規格の式を用いて求まる応力拡大係数を用いた。

ひび割れの進展速度：低炭素ステンレス鋼のSCC進展データを用いる。

(c) 5年後の残存面積

ひび割れの進展解析より5年後のひび割れ進展量を求めた結果を図6に示す。また、5年後の残存面積算出結果を表4に示す。



*：プラント稼働率80%を仮定

図6 ひび割れの進展解析結果

表4 5年後の残存面積

	H6a
残存面積	約4.3 x 10 ⁵ mm ²
平均ひび割れ深さ	約25 mm

(2) 評価

5年後の残存面積は必要残存面積以上であり、5年後においても健全性が確保されていることを確認した。

4. 添付

添付1：シュラウド下部リングの必要残存面積

添付2：ひび割れの進展評価

5. 参考

<参考資料> 日本機械学会 維持規格に基づくシュラウド下部リングの健全性評価

添付1：シュラウド下部リングの必要残存面積

1. はじめに

シュラウド下部リング溶接部(H6a)の必要残存面積を、通商産業省令第62号「発電用原子力設備に関する技術基準を定める省令」等及び(社)日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編」(J E A G 4601・補-1984)の考え方に基づいて以下に評価する。

2. 評価手順

(1) リガメント部の応力解析による強度評価

評価は、SCCによるひび割れが全周にわたり均一に進展したことを仮定し(図1参照)、リガメント部における応力強さが通商産業省告示第501号(以下、「告示501号」という)等に基づく許容応力強さ以下となることを確認するものである。以下に概略の手順を示す。

通常運転中に地震が発生した時に負荷される荷重より、リガメント部における応力強さを算出する。

告示501号等に従い、許容応力強さを算出する。

前項より、応力強さが許容応力強さと等しくなる残存板厚を求め、その時の残存面積を必要残存面積とする。

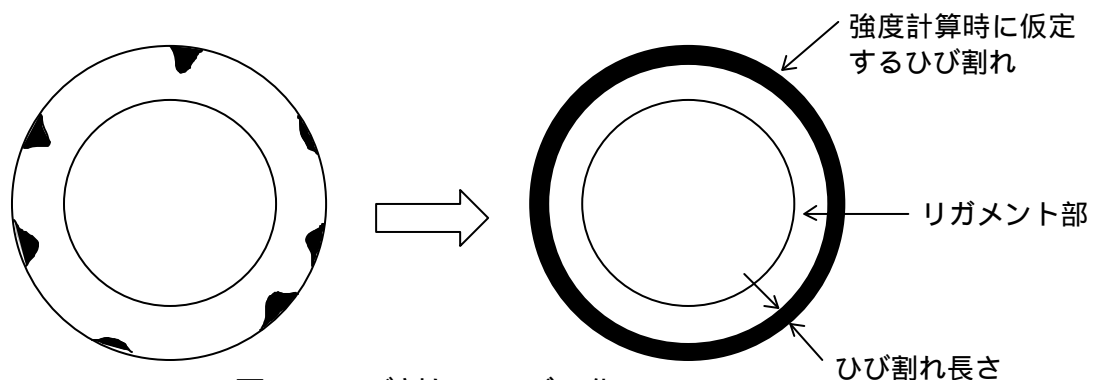


図1 ひび割れのモデル化

(2) リガメント部における応力強さの算出

リガメント部において評価すべき応力強さは、評価上厳しい状態となる地震荷重(S_1 , S_2)を対象とし、以下に示す考えに従い、一次一般膜応力強さとする。

一次曲げ応力強さ：シュラウドが薄肉の円筒でかつ外径を板厚の比(R/t)が十分大きいことから膜応力として評価する。

- 二次応力強さ : 地震は定格運転状態での発生を仮定するため十分小さいこと(拘束まで考慮するとひび割れ面に垂直方向の表面の応力は圧縮となること)から, 評価上はゼロとする。
- ピーク応力強さ : 疲労評価に使用するものであり, 強度評価はひび割れの進展後の状態で実施しているため, 今回の評価には使用しないこととする。

応力強さの算出を以下に示す。

a. 主応力

評価では、図2に示すように半径方向(r軸)、周方向(t軸)、炉心シュラウド鉛直方向(l軸)とする円筒座標を使用する。

各種の荷重(48頁表2参照)による応力を成分毎に重ね合わせ、組合せ応力を求める。組合せ応力は一般に6つの成分(t, l, r, tl, lr, rt)を持つ。炉心シュラウドに作用する荷重は、炉心シュラウド内外差圧、死荷重および地震荷重があり、この内、差圧と死荷重は軸対象の応力を与え、地震荷重は炉心シュラウド水平断面に分布する応力を与える。地震荷重の方向を図2のとおりとすると、同荷重による垂直応力(t, l, r)はA点において最大となる。また、せん断応力(tl, lr, rt)は、分布を考慮するとA点で最小となり、B点で最大となる。本評価では、簡単化のためにせん断応力としてA点より大きな値となる平均せん断応力を使用し保守的に評価する。評価は、応力が厳しいA点の垂直応力とせん断応力を組み合わせることで評価できるが、ここでは、A点における垂直応力とB点の平均せん断応力を組み合わせることで主応力を算出する。

主応力($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$)は、上記の垂直応力とせん断応力から次の式(1)に関する3次式(1)を用いて算出することができる。

$$\begin{aligned} & \sigma^3 - (\sigma_t + \sigma_l + \sigma_r)\sigma^2 + (\sigma_t\sigma_l + \sigma_l\sigma_r + \sigma_r\sigma_t - t_{tl}^2 - t_{lr}^2 - t_{rt}^2)\sigma \\ & - \sigma_t\sigma_l\sigma_r + \sigma_t t_{lr}^2 + \sigma_l t_{rt}^2 + \sigma_r t_{tl}^2 - 2t_{tl}t_{lr}t_{rt} = 0 \quad \dots\dots(1) \end{aligned}$$

ここで、B点においては、 $t_{lr}=0, t_{rt}=0$ であるので、式(1)は以下となる。

$$\sigma^3 - (\sigma_t + \sigma_l + \sigma_r)\sigma^2 + (\sigma_t\sigma_l + \sigma_l\sigma_r + \sigma_r\sigma_t - t_{tl}^2)\sigma - \sigma_t\sigma_l\sigma_r + \sigma_r t_{tl}^2 = 0 \quad \dots\dots(2)$$

式(2)を変形すると

$$(\sigma - \sigma_r)\{\sigma^2 - (\sigma_t + \sigma_l)\sigma + \sigma_t\sigma_l - t_{tl}^2\} = 0 \quad \dots\dots\dots(3)$$

これより、主応力($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$)は、次の式(4)で与えられる。

$$\begin{cases} s_1 = \frac{s_t + s_\ell}{2} + \sqrt{\left(\frac{s_t - s_\ell}{2}\right)^2 + t_{t\ell}^2} \\ s_2 = \frac{s_t + s_\ell}{2} - \sqrt{\left(\frac{s_t - s_\ell}{2}\right)^2 + t_{t\ell}^2} \\ s_3 = s_r \end{cases} \dots\dots\dots (4)$$

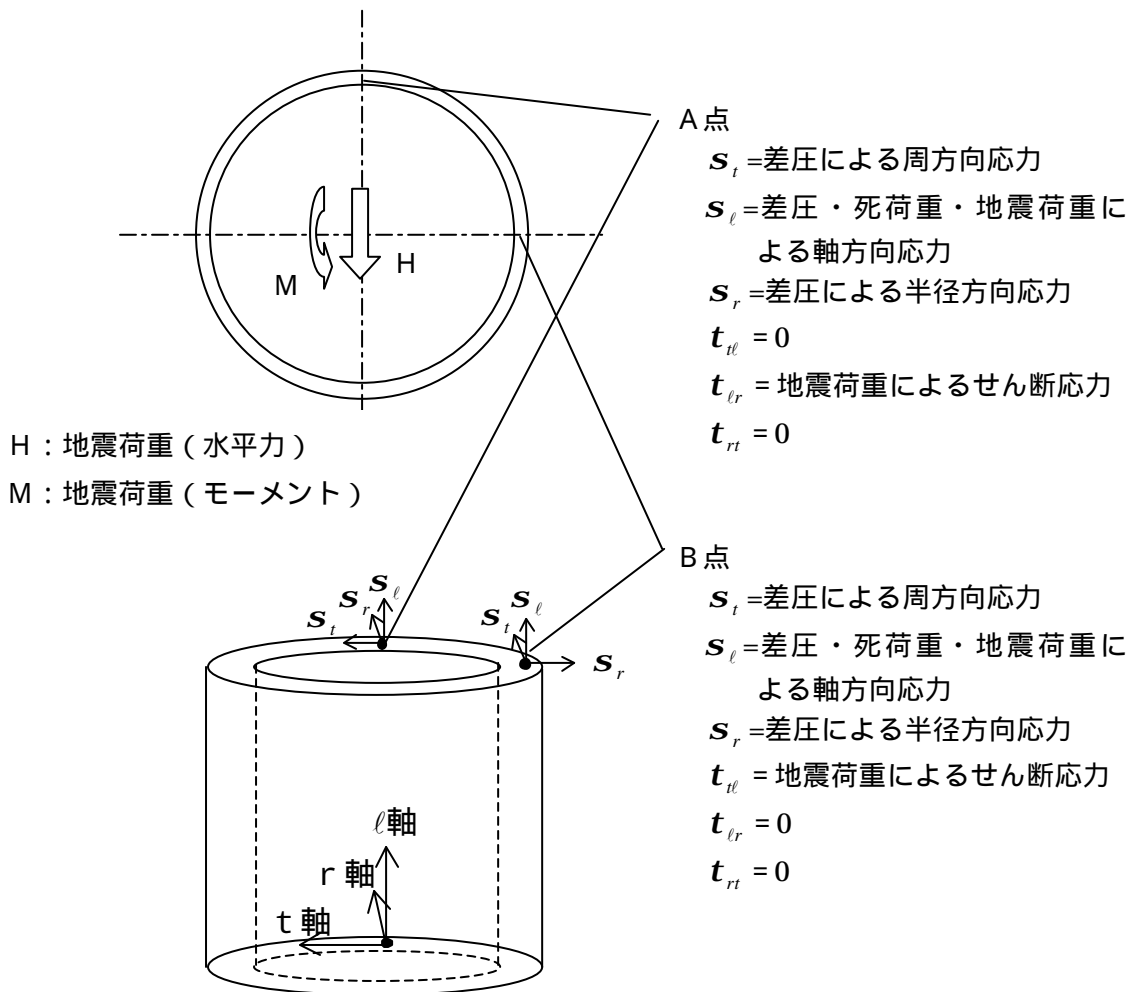


図2 シュラウドに発生する応力

ここで、組合せ応力に考慮する荷重を表1に示す。表中、「 \square 」はその荷重を考慮すること、「 $-$ 」は考慮しないことを示す。

表 1 組合せ荷重に考慮する応力

応力	差圧 (MPa)	死荷重 (kN)	地震荷重		
			鉛直力 (kN)	水平力 (kN)	モーメント (kN・m)
s_t : 周方向応力		-	-	-	-
s_ℓ : 軸方向応力				-	
s_r : 半径方向応力		-	-	-	-
t_{ℓ} : せん断力	-	-	-		-

なお、各荷重による応力の算出は下式による。

$$\text{差圧による周方向応力 } s_t = \frac{1}{Y-1} \cdot DP$$

$$\text{差圧による軸方向応力 } s_\ell = \frac{1}{Y^2-1} \cdot DP$$

$$\text{差圧による半径方向応力 } s_r = \frac{-1}{Y+1} \cdot DP$$

$$\text{死荷重による軸方向応力 } s_\ell = -\frac{V_{DL}}{A}$$

$$\text{地震荷重による軸方向応力 } s_\ell = \frac{V_S}{A} + \frac{M}{Z}$$

$$\text{地震荷重によるせん断応力 } t_{\ell} = \frac{H}{A}$$

ここで、 Y : 内外径の比 $Y = \frac{D_o}{D_i}$ (D_o : 外径, D_i : 内径)

$$A : \text{断面積} \quad A = \frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)}{4}$$

$$Z : \text{断面係数} \quad Z = \frac{\pi(D_o^4 - D_i^4)}{32 D_o}$$

b. 応力強さ

応力強さ S は主応力差の絶対値で最大のものとして与えられる。

$$S = \text{Max}(|S_{12}|, |S_{23}|, |S_{31}|)$$

$$\text{ここで, } S_{12} = s_1 - s_2$$

$$S_{23} = s_2 - s_3$$

$$S_{31} = s_3 - s_1$$

(3) 許容応力強さ

本評価における許容応力強さは(社)日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編」(J E A G 4 6 0 1 ・ 補 - 1 9 8 4)(以下、「 J E A G 4 6 0 1 」という)第2章5項に基づき、表2のとおりとする。

表2 シュラウドの許容応力

許容応力状態 \ 応力分類	一次一般膜応力強さ
A_S (運転状態 , $+S_1$)	1.5Sm
A_S (運転状態 , $+S_2$)	2/3Su と 2.4Sm の小さい方

ここで、表中の許容応力状態は J E A G 4 6 0 1 付録2より以下の定義とする。

A_S : 告示501号の運転状態 相当の許容応力を基準として、それに地震により生じる応力に対する特別な制限を加えた許容応力状態

A_S : 告示501号の運転状態 相当の許容応力を基準として、それに地震により生じる応力に対する特別な制限を加えた許容応力状態

なお、この許容応力体系は、告示501号第96条第1項第一号に基づき定められているものである。

2 . 荷重条件

運転状態 $+S_1$ 及び $+S_2$ について、建設時の工事計画認可申請書の耐震計算における最大応答値に余裕を考慮して表3に示す荷重条件を設定した。

また、シュラウド内外差圧は、105%出力、105%炉心流量(運転状態、)における差圧解析結果に余裕を考慮して0.1MPaとした。

表3 荷重条件

荷重条件 \ 評価部位	差圧 (MPa)	死荷重 (kN)	地震荷重		
			鉛直力 (kN)	水平力 (kN)	モーメント (kN・m)
運転状態 $+S_1$	0.1	1500	430	2900	15000
運転状態 $+S_2$	0.1	1500	560	4400	23300

3 . 評価モデル

シュラウド下部リング溶接部(H6a)は、目視点検によりほぼ全周に断続的にひび割れがあることを確認していることから、全周に均一な深さの欠陥を想定した。

当該溶接部は、すみ肉溶接部があり強度上期待できるものであるが、ここでは安全側にこれを有効板厚として考慮しないモデルとした(図2参照)。

t_c : 残存板厚

R_i : シュラウド中間胴内半径 = 約 2.6m^(注)

t : 中間胴板厚 = 50.8mm

注：メーカーノウハウを含むため数値を丸めて記載

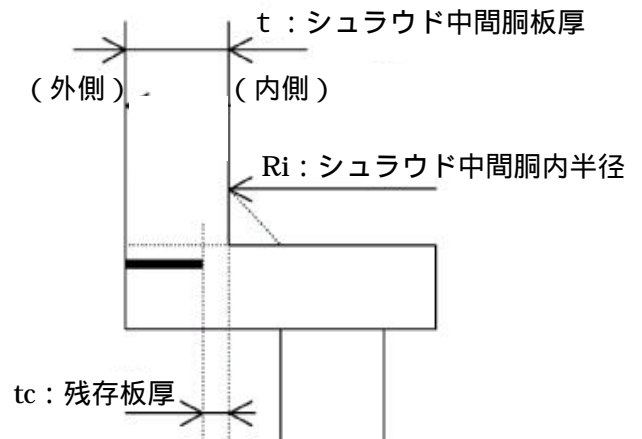


図3 評価モデル

4. 評価結果

2. 項の荷重条件及び3. 項の評価モデルで、ひび割れの進展を考慮した応力強さを算出した結果を図3に示す。評価に用いる荷重は一定であることから、ひび割れの深さが大きくなるに従い、応力強さは大きくなる。

一方、運転状態 $+S_1$ 及び $+S_2$ に対する許容応力強さは、それぞれ表4のとおり求まる。

表4 許容応力強さ

許容応力状態 \ 応力値	許容応力強さ
A_S (運転状態 $+S_1$)	$1.5S_m = 142\text{N/mm}^2$
A_S (運転状態 $+S_2$)	$2/3S_u$ と $2.4S_m$ のうち小さい方 = $2.4S_m = 228\text{N/mm}^2$

(S_m : 設計応力強さ = 95.3N/mm^2 ; SUS316L at297 , 告示 5 0 1 号別表 2 より算出)

これらより、全周に均一な深さのひび割れを想定したモデルにおいて運転状態 $+S_1$ 及び $+S_2$ それぞれに対して、発生応力強さが許容応力強さに達するときのひび割れの深さに相当する残存面積(必要残存面積)は表5のとおり求まる。

表5 必要残存面積

許容応力状態 \ 必要残存面積	必要残存面積
A_S (運転状態 $+S_1$)	$9.6 \times 10^4 \text{mm}^2$
A_S (運転状態 $+S_2$)	$9.1 \times 10^4 \text{mm}^2$

従って、シュラウド下部リング溶接部(H6a)の必要残存面積は $9.6 \times 10^4 \text{mm}^2$ となる。

以上

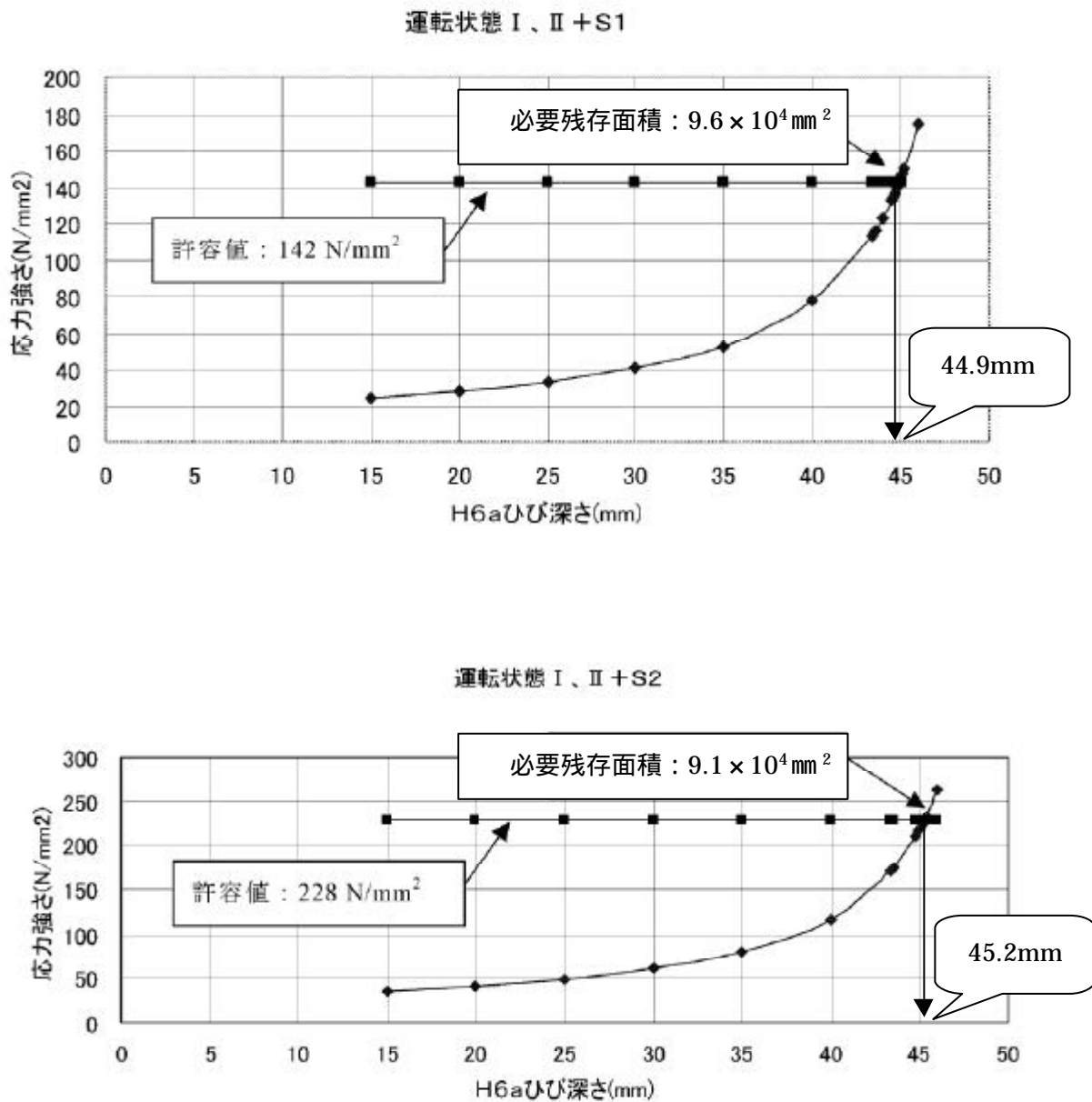


図4 H6a溶接部の必要残存面積評価
 (図内のひび割れの深さは、H6a外表面からの長さである。)

添付 2 : ひび割れの進展評価

1. はじめに

有限要素解析 (F E M) により求めた残留応力分布をもとに , シュラウド下部リングに発生した S C C によるひび割れが進展する速度及び , ある年数が経過した後の進展後のひび割れ寸法を推定する手法を以下に示す。

2. 評価手順

高温純水中におけるステンレス鋼の S C C では , 材料及び腐食環境の条件が明らかな場合 , ひび割れの進展速度が応力条件に依存することが知られている。つまり , 破壊力学の知見からひび割れの進展速度は応力拡大係数 (K 値 : ひび割れ周辺の応力分布とひび割れの形状によって定まるパラメータ) から評価できる。図 1 に S C C の進展評価の手順を示す。

- (1) 評価部位の初期欠陥形状を設定し , 解析で求めた残留応力分布から応力拡大係数を求める。
- (2) 求めた応力拡大係数におけるひび割れの進展速度を S C C 進展速度の線図から求め , ひび割れが単位長さを進展する時間を求める。
- (3) 単位長さ分進展したひび割れに対して (1) (2) の計算を繰り返し , 評価すべき時間までのひび割れの進展評価を行う。

3 . 評価条件

- (1) 評価対象部位 : シュラウド下部リング外側の H 6 a 継手部溶接近傍
- (2) 残留応力分布 : F E M 汎用解析コード A B A Q U S を用いて解析した値を用いる (図 2 , 3)
- (3) 初期欠陥 : 円筒外側の全周欠陥 (深さ 0 . 3 m m) * 1
- (4) 応力拡大係数 : A P I (米国石油協会) 規格 5 7 9 の導出式を用いる。
- (5) ひび割れの進展速度 : 低炭素ステンレス鋼の S C C 進展データ (図 4)

* 1 : 東京電力(株)福島第二原子力発電所 3 号機で確認された表面加工層の厚さを想定した。

4 . 評価方法

(1) 初期欠陥の想定

ひび割れの進展速度評価は I G S C C (粒界型応力腐食割れ) の進展評価であるので , シュラウド極表層の加工硬化部に発生する T G S C C (粒内型応力腐食割れ) については運転開始時 (直後) から存在していたものとし , 加工硬

化部の深さを 0.3 mm と設定した。一方、欠陥は初期から全周にわたるものとした。

なお、初期欠陥の設定は SCC 発生までの時間をゼロと評価することであり、全周欠陥とすることは K 値を大きめに評価することになるため、安全評価上保守側の扱いとなる。

(2) 応力拡大係数 (K 値)

応力拡大係数評価式は、円筒外側の全周欠陥に対する K 値の算出式を規定していることから API 規格 579 を引用した。

応力拡大係数の算出においては、まず、深さ方向の残留応力分布 (図 3) を次式のような 4 次多項式にて近似する。

$$s = s_0 + s_1 \left(\frac{x}{t} \right) + s_2 \left(\frac{x}{t} \right)^2 + s_3 \left(\frac{x}{t} \right)^3 + s_4 \left(\frac{x}{t} \right)^4$$

s : 応力 (分布) [MPa]

x : 円筒外側からの位置 (深さ) [m]

t : 円筒肉厚 [m]

$s_0 \sim s_4$: 回帰係数

次に下記の API の K 値評価式により初期欠陥設定値及び上記の係数を用いて K 値を算出する (図 5)。

$$K = \left[G_0 s_0 + G_1 s_1 \left(\frac{a}{t} \right) + G_2 s_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + G_3 s_3 \left(\frac{a}{t} \right)^3 + G_4 s_4 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \sqrt{pa}$$

$G_0 \sim G_4$: 影響係数 ; API 規格 579 において $\frac{a}{t}$ に対して定められる。

a : 欠陥深さ [m]

(3) ひび割れの進展量評価

算出された K 値に対する SCC 進展速度を低炭素ステンレス鋼の SCC 進展データ (図 4 , 算出式は以下に示す) から評価し、単位時間あたりの SCC 進展量を求める。

S C C 進展速度 $\frac{da}{dt}$ [mm/sec]

$$\frac{da}{dt} = 3.33 \times 10^{-11} K^{2.161} \quad (6.7 \leq K \leq 57.9 \text{ MPa}\sqrt{m})$$

$$\frac{da}{dt} = 2.0 \times 10^{-9} \quad (K < 6.7 \text{ MPa}\sqrt{m})$$

$$\frac{da}{dt} = 2.1 \times 10^{-7} \quad (57.9 \text{ MPa}\sqrt{m} < K)$$

算出された単位時間あたりの S C C 進展量を初期欠陥深さに加算し、ひび割れ深さとする。

以上の計算を繰り返し、S C C 進展評価（ひび割れ深さと時間の関係、図 6）とする。

5. 評価結果

- 評価部位の欠陥の大きさ、及び残留応力により求めた応力拡大係数分布を図 5 に示す。
- ひび割れの進展深さと時間の関係を図 6 に示す。下部リング部に発生したひび割れは初期には緩やかに進展し、途中で進展量が増加し、その後再び緩やかな進展となる。

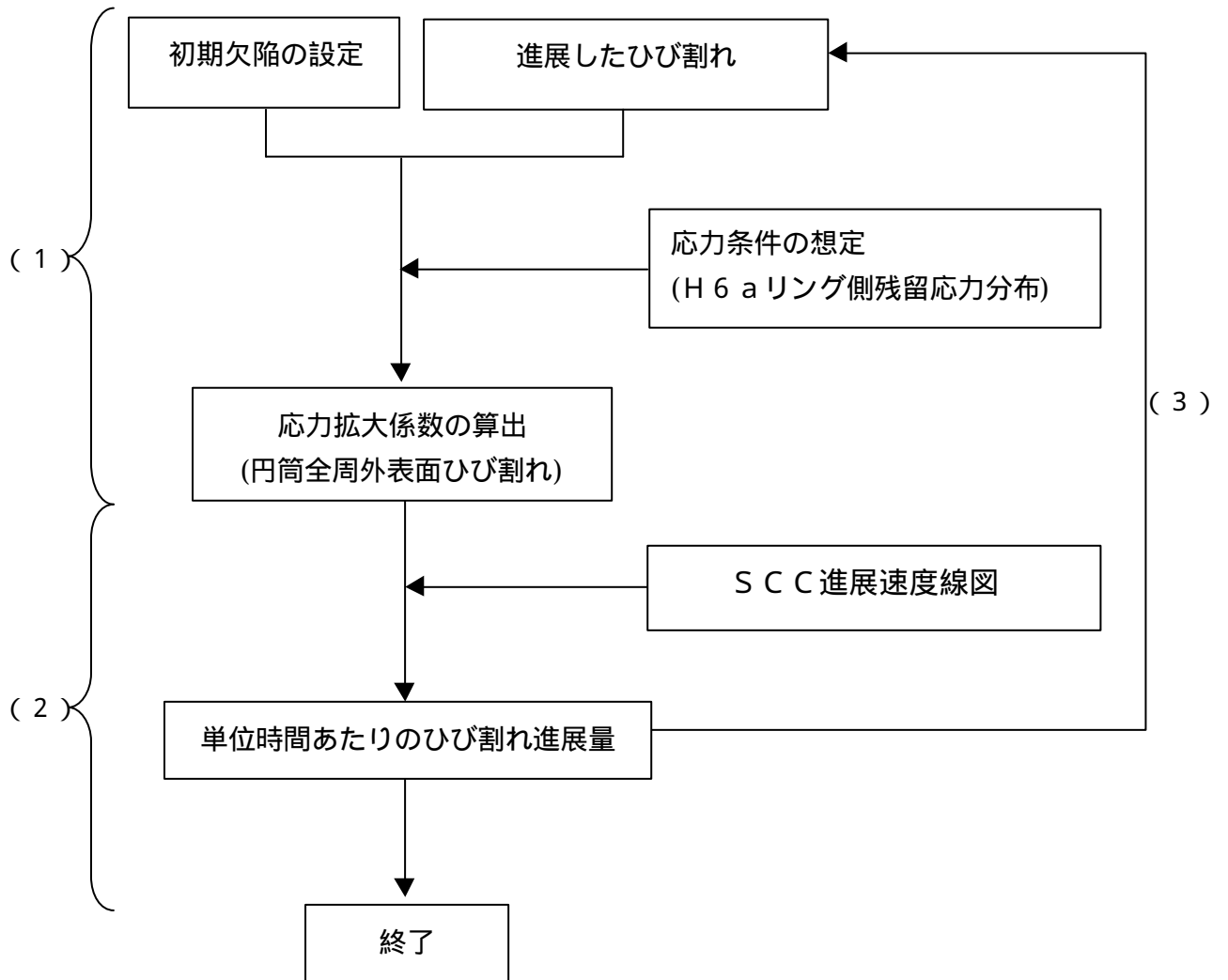


図1 ひび割れの進展評価手順

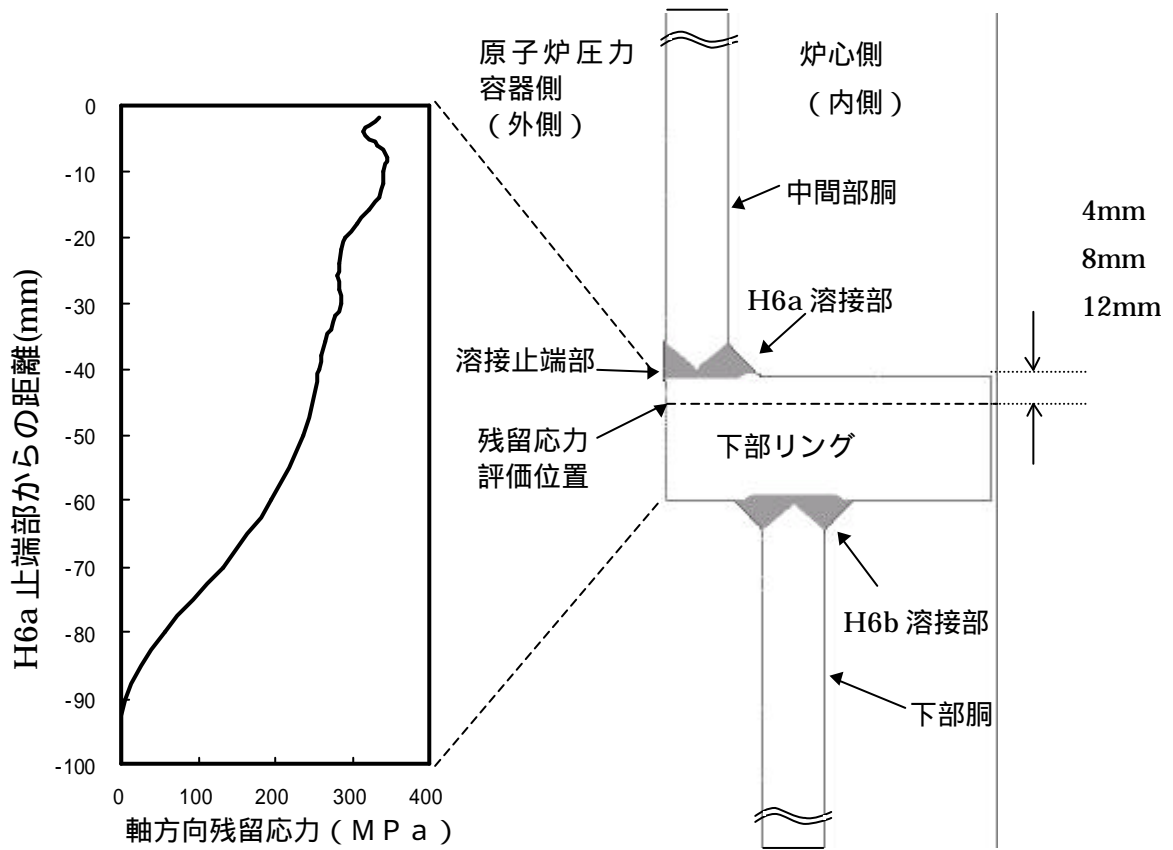


図2 軸方向残留応力分布 (下部リング外表面)

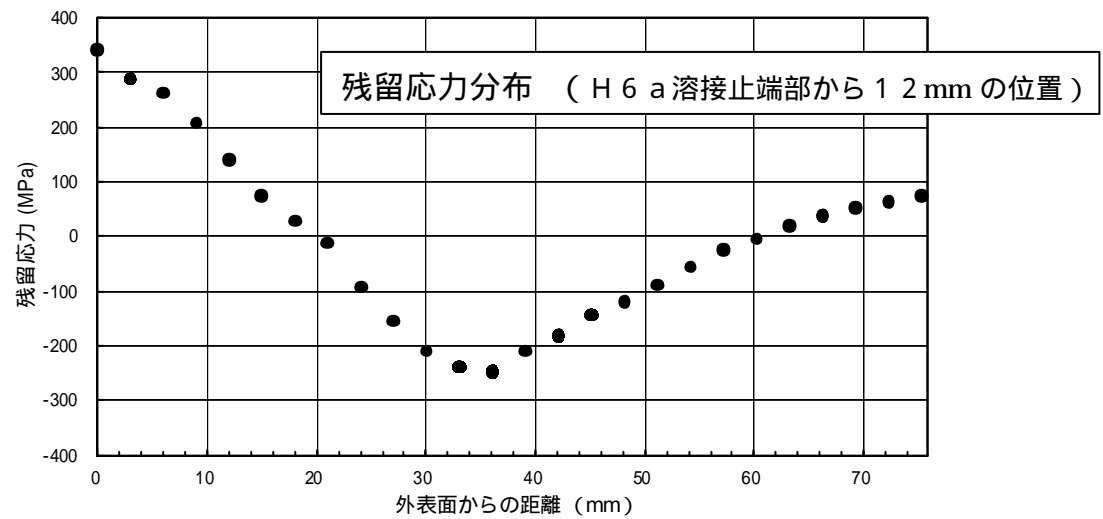
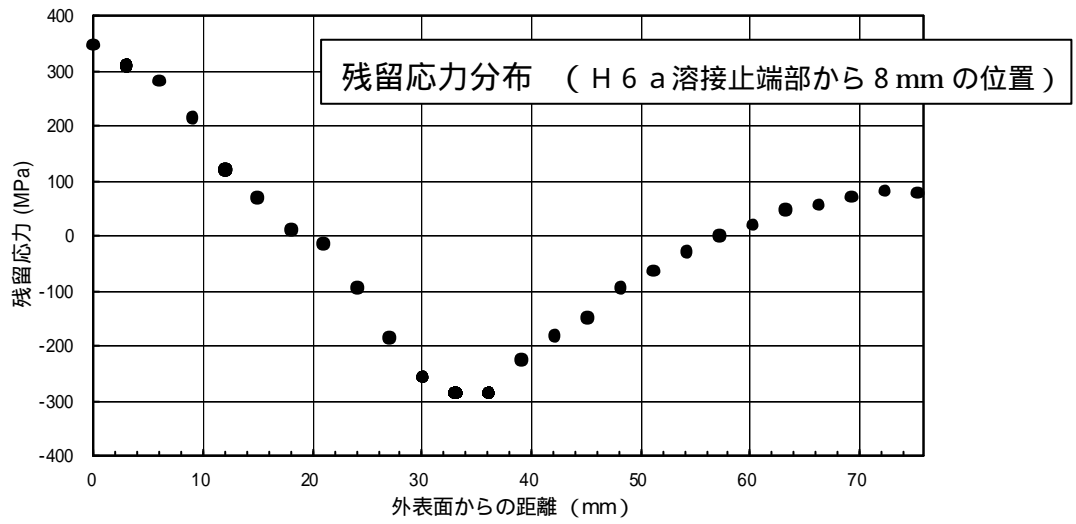
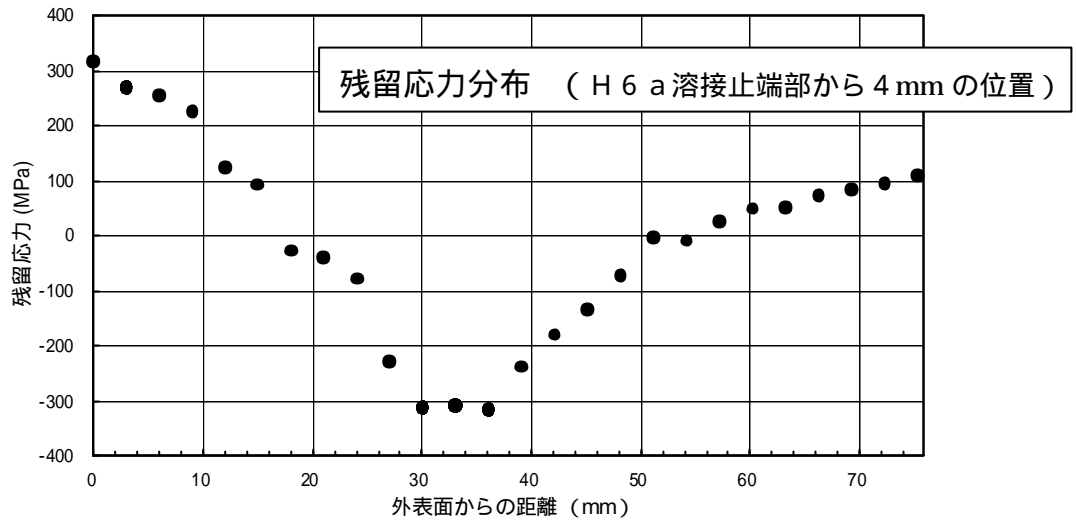


図3 残留応力分布

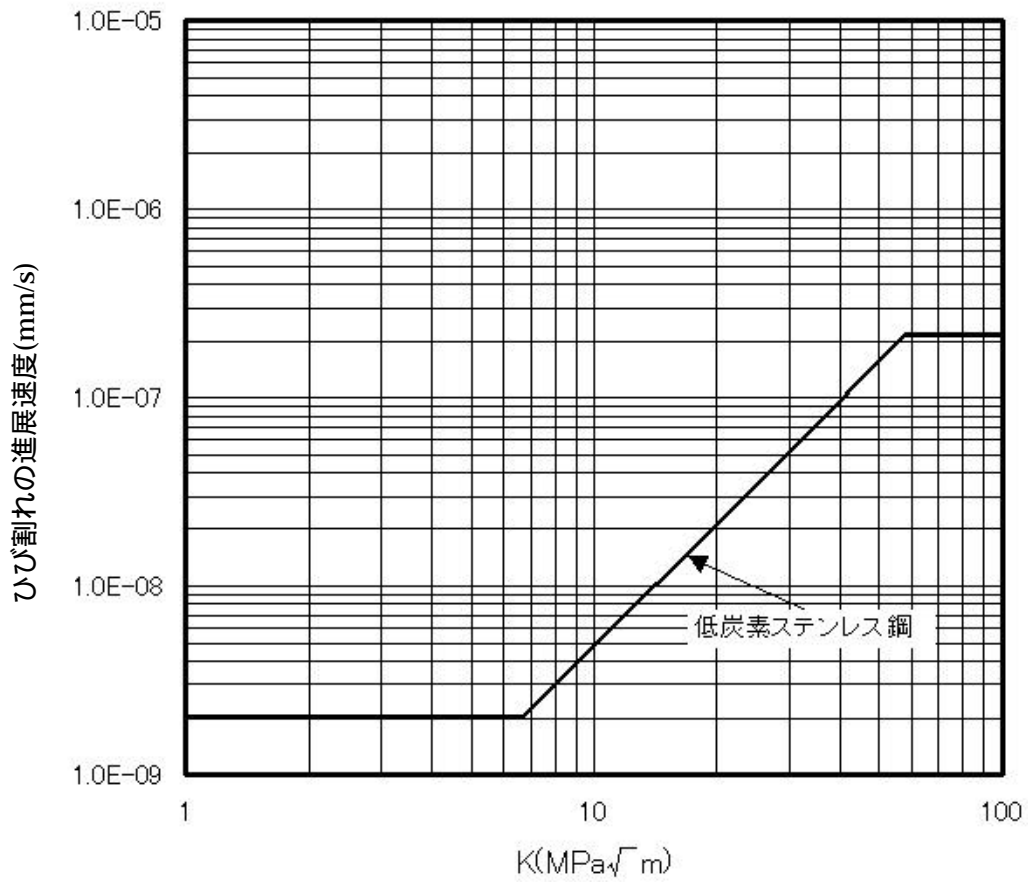


図4 低炭素ステンレス鋼のSCC進展データ

出典)

BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン「炉心シュラウド」
 (平成13年11月:(社)火力原子力発電技術協会)
 に記載のオーステナイト系ステンレス鋼の通常炉内水質環境中の
 SCC進展評価線図から低炭素ステンレス鋼の線図を抜粋した。

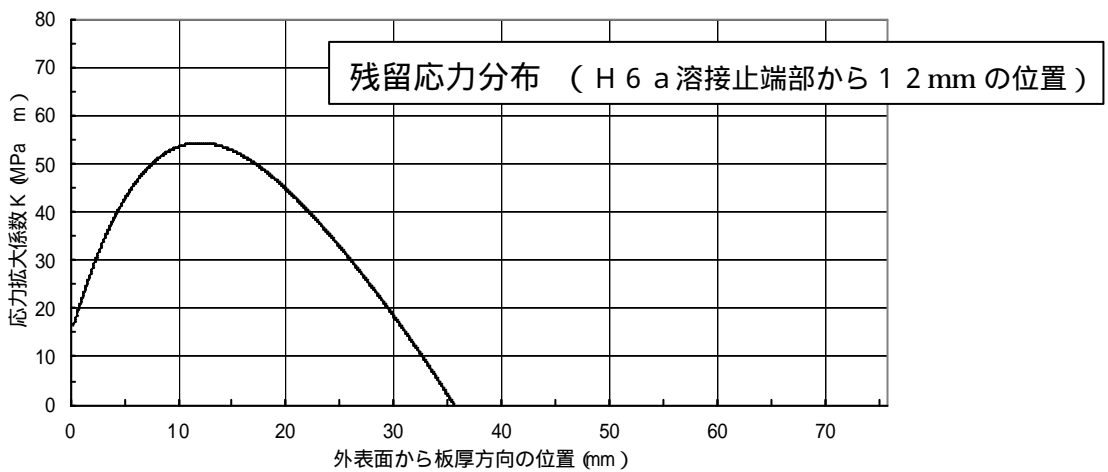
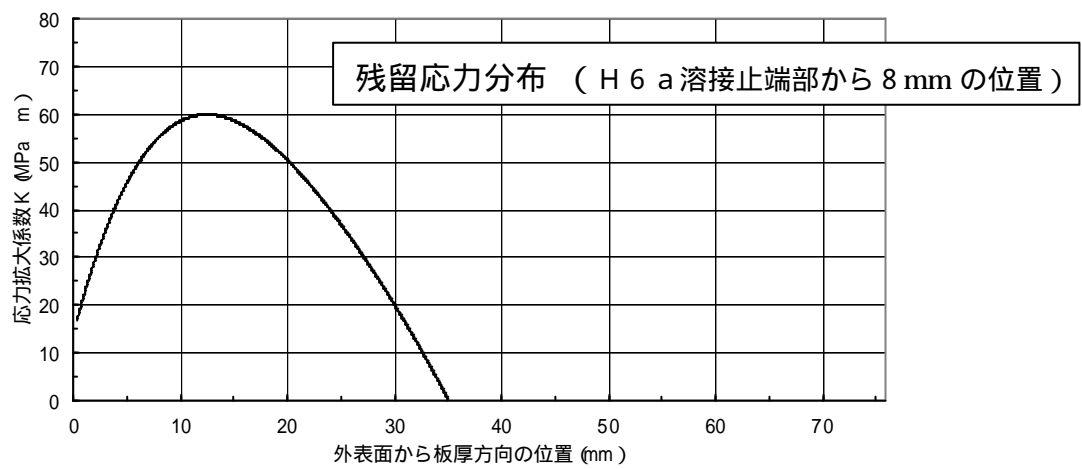
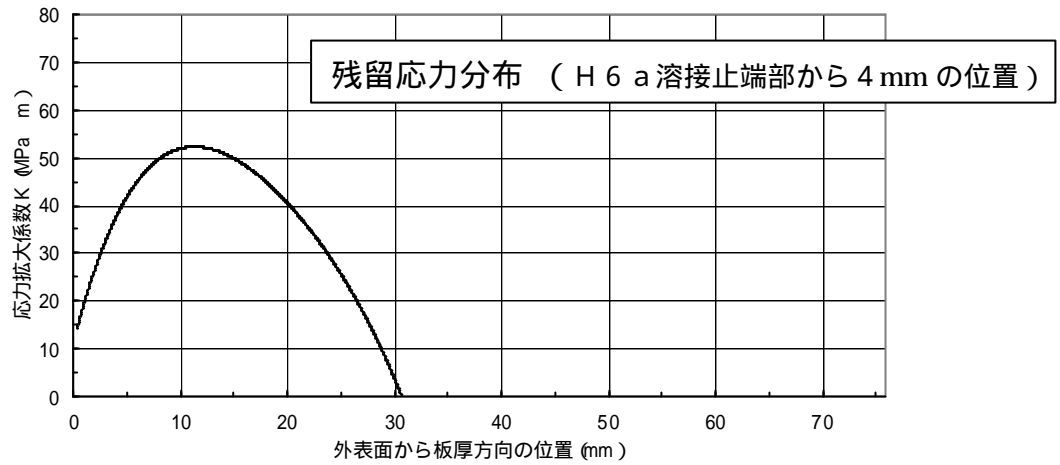


図 5 応力拡大係数分布

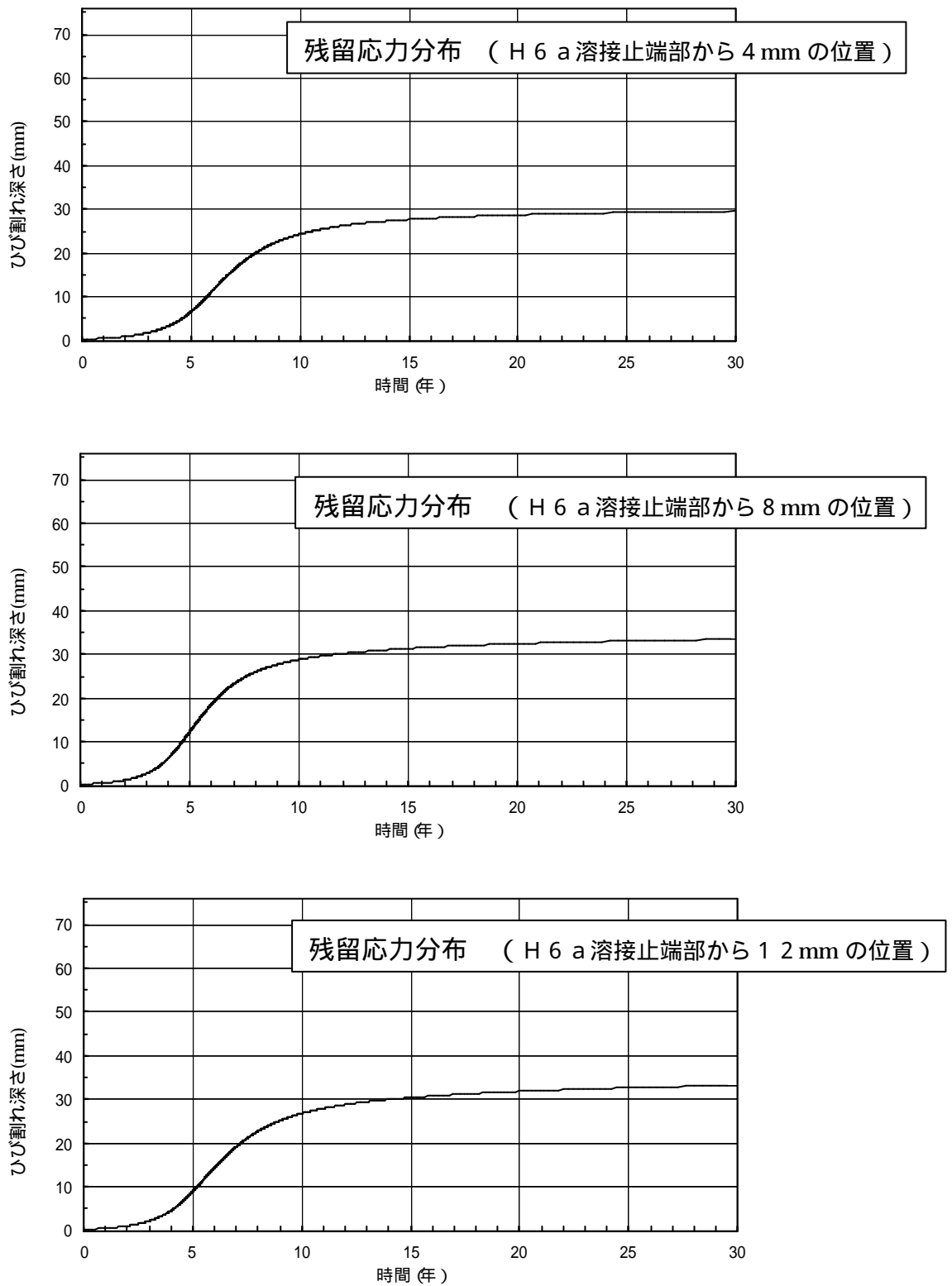


図 6 ひび割れの深さと時間の関係
 円筒全周 (外表面) 欠陥
 (初期欠陥 0.3 mm 深さ)

＜参考資料＞ 日本機械学会 維持規格に基づくシュラウド下部リング
の健全性評価

シュラウド下部リング溶接部 (H6a) の必要残存面積を、(社)日本機械学会「原子力発電設備規格 維持規格」(以下、「維持規格」という)の考え方に基づいて以下に評価する。概略の手順は以下のとおりである。

ひび割れを有する炉心シュラウドの正味断面が流動応力に達するひび割れ深さを求める。

前項で求めたひび割れ深さからリガメント部面積を算出する(必要残存面積)。

1. 評価方法

炉心シュラウドの材料であるオーステナイト系ステンレス鋼は延性を有する材料であるため、破壊荷重はひび割れを有する円筒の正味断面が流動応力に達した時に破壊するとして、維持規格の極限荷重評価法の考え方に基づいて必要残存面積の評価を行う。

(1) 評価条件

維持規格に基づき定めた評価条件を以下に示す。

- a. 流動応力 $f = 2.7 S m$
- b. 安全率 $S F = 1.5$ (運転状態, $+ S_2$)

(2) 評価モデル

シュラウド下部リング溶接部 (H6a) は、目視点検によりほぼ全周に断続的にひび割れがあることを確認していることから、全周に均一な深さのひび割れを想定した。

当該溶接部は、すみ肉溶接部があり強度上期待できるものであるが、ここでは安全側にこれを有効板厚として考慮しないモデル(図1参照)を作成した。

$$\text{評価断面積 } A = \{ (R_i + t_c)^2 - R_i^2 \}$$

ここで、 t_c : 残存板厚

R_i : 中間胴内半径 = 約 2.6 m (注)

t : 中間胴板厚 = 50.8 mm

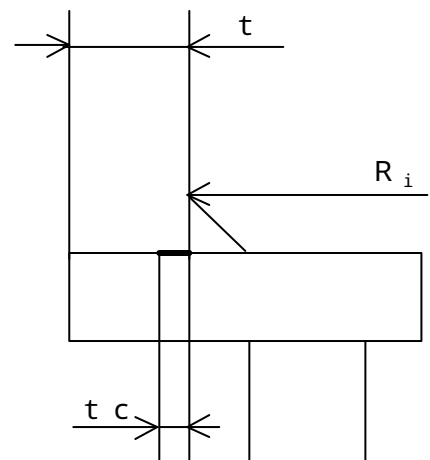


図1 評価モデル

注：メーカーノウハウを含むため数値を丸めて記載

(3) 極限荷重評価法

維持規格の極限荷重評価法の考え方は、断面全体が流動応力に達した時に不安定破壊を起こすという考え方に基づいている。そこで、必要残存面積を評価するにあたっては、構造強度上厳しくなるように周方向一様なひび割れを仮定し、残存断面における応力値が流動応力に達するときの面積を必要残存面積として求めている。以下に必要残存面積の算出手順を示す。

a. 応力値の算出

3軸応力場での材料の破壊については、告示501号で最大せん断応力説を採用し、応力強さが破壊を決定付けるパラメータとしている。必要残存面積の評価にあたっては、周方向一様なひび割れを仮定しているため、応力強さに等しい応力となるような引張荷重が一様に軸方向に働くものとして評価を行う。応力強さは、主応力の差の最大値として下式に示すとおり与えられる(応力強さ算出の詳細は122～123頁参照)。

$$S = \text{Max}(|S_{12}|, |S_{23}|, |S_{31}|) \quad \text{-----} (1)$$

b. 評価用荷重の算出

前項で求めた応力強さが軸方向に一様引張となるような荷重Fを下式により算出する。

$$F = S(SF)((Ri + t)^2 - Ri^2) \quad \text{-----} (2)$$

ここで、

S : 応力強さ

Ri : 中間胴内半径 = 約 2.6 m

t : 中間胴板厚 = 50.8 mm

SF : 安全率 = 1.5

c. 必要残存面積の算出

前項の荷重状態の下で、応力値が流動応力に達する時の断面積を下式より算出し、必要残存面積とする。

$$F = f A \quad \text{-----} (3)$$

ここで、

f : 流動応力 = 2.7 Sm = 257.3 N/mm²

(Sm : 設計応力強さ = 95.3 N/mm² ; SUS316Lat297 ,
発電用原子炉設備に関する構造等の技術基準 (告示第501号)
別表第2より算出)

A : 断面積

2. 荷重条件

本文2.項と同様，評価上厳しい状態となる地震荷重を対象とし，運転状態， S_2 について（維持規格に基づく場合，荷重が大きくなる S_2 地震が支配的），建設時の工認耐震計算書記載の最大応答値に余裕を考慮して表1に示す荷重条件を設定した。

また，炉心シュラウド内外差圧は，105%出力，105%炉心流量（運転状態， S_2 ）における差圧解析結果に余裕を考慮して0.1MPaとした。

表1 シュラウド下部リング溶接部（H6a）荷重条件

評価条件 評価部位	差圧 (Mpa)	地震荷重	
		水平力 (kN)	モーメント (kN・m)
H6a	0.1	4400	23300

3. 評価結果

(1) 応力強さ

(1)式より応力強さを算出した。

$$S = 26.5 \text{ N/mm}^2$$

(2) 必要残存面積

(2)(3)式より下式に基づき必要残存面積を算出したところ， $1.3 \times 10^5 \text{ mm}^2$ と求まった。

$$S \cdot (SF) \cdot ((R_i + t)^2 - R_i^2) = f \cdot A$$

以上