

別紙 5 原子炉圧力容器の中性子照射脆化を考慮した耐震安全性評価結果について

原子炉圧力容器の中性子照射脆化を考慮した耐震安全性評価の具体的内容を以下に示す。

1. 炉心領域胴の圧力-温度制限曲線 (P-T 線図) の算出根拠

炉心領域の円筒胴に対して、現時点(平成 30 年 3 月 31 日時点)の関連温度を算出した上で、JEAC4206 FB-4100 に従い P-T 線図を作成している。P-T 線図は、中性子照射脆化評価における最低使用温度の設定において、厳しい評価となった母材に対して作成しており、その算出根拠を以下に示す。

① 材料データ

a. 円筒胴(炉心領域の材料)

(a) 胴板 3/4(炉心領域)の RT_{NDT} 初期値: $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$

(b) 平成 30 年 3 月 31 日時点での ΔRT_{NDT} 予測値: $24.1\text{ }^{\circ}\text{C}$

b. 胴体フランジ(ボルト締付荷重が作用する部分の材料)

RT_{NDT} 初期値: $-34\text{ }^{\circ}\text{C}$ (監視試験報告書の初期値(胴板 1/胴体フランジ))

② 寸法

a. 円筒胴内径 D_i : mm

b. 円筒胴の最小板厚 t : mm

③ 仮想欠陥及び荷重の想定

a. 欠陥方向: 軸方向/周方向の 2 ケース

b. 荷重: 地震荷重あり/なしの 2 ケース

c. 欠陥寸法: 深さ $a=t/4$, 長さ $l=1.5\times t$

④ 応力値

a. 円筒胴の応力計算条件(計算には、外面腐食代 0.8 mm を考慮した寸法を用いる)

(a) 円筒胴の板厚 $T=t-0.8=\text{}$ mm

(b) 円筒胴の内半径 $R_i=D_i/2=\text{}$ mm

(c) 円筒胴の外半径 $R_o=R_i+T=\text{}$ mm

(d) 円筒胴の断面積 $A=\pi(R_o^2-R_i^2)=\text{}\times 10^6\text{ mm}^2$

(e) 円筒胴の断面係数 $Z_o=\pi/4\times(R_o^4-R_i^4)/R_o=\text{}\times 10^9\text{ mm}^3$

b. 円筒胴の最高使用圧力 ($P_d=8.62\text{ MPa}$) に対する応力

(a) 周方向応力 $\sigma_{t1a}=P_d\times R_i/T=\text{}$ MPa (一次膜応力)

(b) 周方向応力 $\sigma_{t2b}=P_d\times(1+(R_o/R_i)^2)/(R_o/R_i)^2-1)-\sigma_{t1a}=\text{}$ MPa (二次曲げ応力)

c. 円筒胴の供用状態 A 及び B+地震荷重による応力

(a) 鉛直荷重 $V = \square$ kN (供用状態 A 及び B) + \square kN (地震荷重 S_s)
 $= \square$ kN (引張り方向を正)

(b) モーメント $M = \square$ kN·m (保守的にスカート下端での荷重を使用)

(c) 軸方向応力 $\sigma_{e1mS} = V/A + M/Z_0 = \square$ MPa (一次膜応力)

⑤ 応力拡大係数

a. 円筒胴の供用状態 A 及び B+地震荷重による応力拡大係数

K_I (炉心臨界時) $= \sigma_{e1mS} \times Mm \times Sf = \square$ MPa \sqrt{m}

K_I (耐圧・漏えい試験時) $= \sigma_{e1mS} \times Mm \times Sf = \square$ MPa \sqrt{m}

ここで、

Mm : JEAC4206 附属書図 F-3100-1 から読み取った最大値

Sf : 安全率

b. K_{IT} (円筒胴の板厚方向の温度勾配による応力拡大係数)

K_{IT} は、JEAC4206 附属書 F-3100 (3) 項より示される以下式により求められる。

$K_{IT} = Mt \times \Delta Tw = \square \times \square = \square$ MPa \sqrt{m}

ここで、

Mt : JEAC4206 附属書図 F-3100-2 で与えられる係数

(円筒胴板厚 \square mm に対して \square)

ΔTw : 板厚方向の温度差の最大値 (図 5-1 円筒胴の温度分布解析結果による)

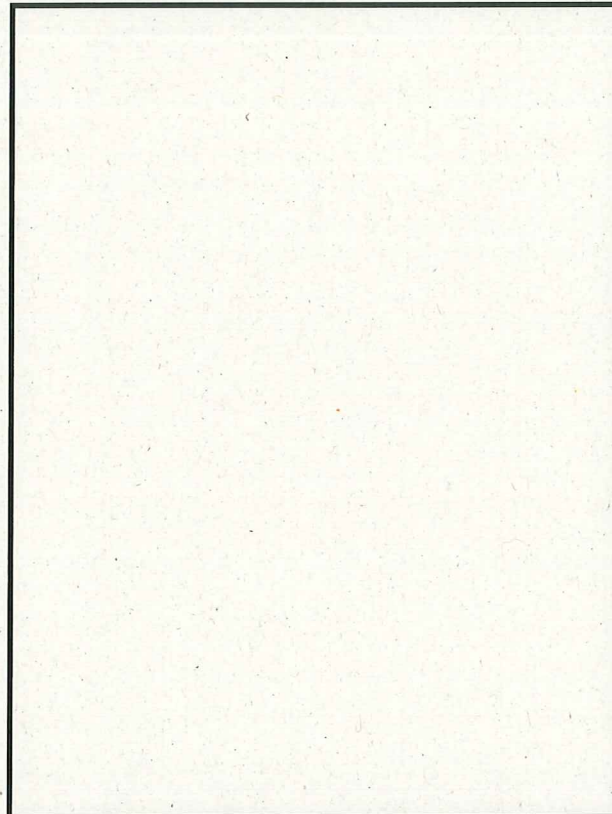


図 5-1 円筒胴の温度分布解析結果

⑥ 円筒胴の破壊力学的手法による P-T 線図

円筒胴に対して仮想欠陥の方向及び地震荷重の有無により、以下 4 ケースを想定する。

ケース①：軸方向欠陥+地震荷重あり（内圧+熱応力+地震荷重）

ケース②：軸方向欠陥+地震荷重なし（内圧+熱応力のみ）

ケース③：周方向欠陥+地震荷重あり（内圧+熱応力+地震荷重）

ケース④：周方向欠陥+地震荷重なし（内圧+熱応力のみ）

これらの想定したケースを、JEAC4206 附属書 A の破壊力学的手法により評価する。

具体的には、以下のとおり内圧による応力、供用状態 A 及び B+地震荷重による応力及び熱応力より K_I 、 K_{IT} 及び要求温度を算出した上で P-T 線図を作成している。

a. 内圧による応力

ケース①及びケース②については最高使用圧力に対する周方向応力 σ_{11a} 及び σ_{12b} を、ケース③及びケース④については σ_{11a} を圧力値の比率で補正する。

b. 地震荷重による応力

ケース③については、供用状態 A 及び B+地震荷重による軸方向応力 σ_{e1ms} による K_I を考慮する。

なお、ケース①については、地震荷重による応力は軸方向応力であることから軸方向欠陥への影響はなく、ケース②と同一の結果となる。

c. 熱応力

⑤に示すとおり、図 5-1 の温度分布解析結果から、最大温度差による K_{IT} を一律に考慮する。

d. $T-RT_{NDT}$

$T-RT_{NDT}$ の算出は、JEAC4206 附属書 A-3222 (7) 式による。

$$K_{Ic} = 36.48 + 22.78 \exp [0.036 (T - RT_{NDT})]$$

ここで、関連温度の要求値を計算するため、 $T-RT_{NDT}$ についての式に変形する。

$$T - RT_{NDT} = 1/0.036 \times \ln ((K_{Ic} - 36.48) / 22.78)$$

関連温度の要求値は、 K_I が K_{Ic} を超えない $T-RT_{NDT}$ として以下式より求める。

$$T - RT_{NDT} \geq 1/0.036 \times \ln ((K_I - 36.48) / 22.78)$$

e. 圧力・温度制限の要求温度 T

P-T 線図は、JEAC4206 表 FB-4100-1 に従い、「圧力・温度制限の要求」と「最低温度要求」により設定される。圧力・温度制限の要求温度 T の算出にあたっては、関連温度 RT_{NDT} とともに、JEAC4206 表 FB-4100-1 に規定される炉心が臨界の場合のマージン 22 °C を加える。

⑦ 最低温度要求の制限線

P-T 線図は、JEAC4206 表 FB-4100-1 に従い、「圧力・温度制限の要求」と「最低温度要求」により設定される。この内、最低温度要求の制限線を設定するにあたり、JEAC4206 表 FB-4100-1 に基づく最低温度要求の結果を表 5-1 に示す。表 5-1 より供用状態 A 及び B の場合には、以下の制限線が設定される。

a. -1 °C の制限線

供用前の水圧試験圧力の 20 % 以下の圧力であり、炉心が臨界の場合（沸騰水型原子炉圧力容器で通常水位内での運転がなされる場合）に対する制限線である。

b. 55 °C の制限線

供用前の水圧試験圧力の 20 % を超える圧力であり、炉心が臨界の場合に対する制限線である。

なお、耐圧・漏えい試験の場合には、-1 °C の制限線とともに、供用前の水圧試験圧力の 20% を超える圧力であり、燃料装荷後の場合に対する 16 °C の制限線が設定される。

表 5-1 最低温度要求の結果

供用状態		原子炉圧力 容器の圧力	最低温度要求	
耐圧・漏えい 試験（未臨界）	燃料装荷後	≤ 20 %	ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 33$ °C	$-34 + 33 = -1$ °C
	燃料装荷後	> 20 %	（ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 50$ °C）と（ボルト締付荷重が作用しない部分の材料の最も高い RT_{NDT} ）の高い方	$-34 + 50 = 16$ °C と -15.9 °C の高い方
	燃料装荷前	すべて	圧力容器材料の最も高い $RT_{NDT} + 33$ °C	$-34 + 33 = -1$ °C
供用状態 A 及 び B（耐圧・ 漏えい試験を 除く）	炉心が未臨界	≤ 20 %	ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 33$ °C	$-34 + 33 = -1$ °C
	炉心が未臨界	> 20 %	（ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 67$ °C）と（ボルト締付荷重が作用しない部分の材料の最も高い RT_{NDT} ）の高い方	$-34 + 67 = 33$ °C と -15.9 °C の高い方
	炉心が臨界	≤ 20 %	ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 33$ °C	$-34 + 33 = -1$ °C
	炉心が臨界	> 20 %	（「耐圧・漏えい試験」に対して要求される温度）と（ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 89$ °C）の高い方	16 °C と $-34 + 89 = 55$ °C の高い方

2. 炉心臨界時及び耐圧・漏えい試験時のP-T線図について

平成30年3月31日時点における要求温度の計算例(ケース③)を表5-2, 5-3に, P-T線図を図5-2, 5-3に示す。

表5-2 平成30年3月31日時点の要求温度の計算例(炉心臨界時)(ケース③)

応力成分: $\sigma / t = \square \text{ mm}$
 板厚 $t = \square \text{ mm}$
 欠陥深さ $a/t = 0.25$
 安全係数 $Sf = 2$ (一次応力の K_{1t} に関して)
 関連温度 $RT_{10} = -15.9 \text{ }^\circ\text{C}$ (40年時点の推定値)

荷重組合せ	内圧 P (MPa)	応力 (MPa) *1				補正係数		温度勾配による 応力拡大係数 K_{1t} ($\text{MPa}/\sqrt{\text{m}}$)	応力拡大係数 K_1 *2 ($\text{MPa}/\sqrt{\text{m}}$)	計算された T-RT _{10T} ($^\circ\text{C}$)	要求温度 T ($^\circ\text{C}$)	要求温度 -22 $^\circ\text{C}$ マージン T+22 ($^\circ\text{C}$)
		σ_{a1}	σ_{b1}	σ_{a2}	σ_{b2}	M _a ($\sqrt{\text{m}}$)	M _b ($\sqrt{\text{m}}$)					
最高使用圧力												
死荷重+地震荷重												
Load Combination 1												
Load Combination 2												
Load Combination 3												
Load Combination 4												
Load Combination 5												
Load Combination 6												
Load Combination 7												
Load Combination 8												
Load Combination 9												
Load Combination 10												
Load Combination 11												
Load Combination 12												
Load Combination 13												
Load Combination 14												
Load Combination 15												
Load Combination 16												
Load Combination 17												

*1: 内圧のみによる応力
 *2: 内圧による応力拡大係数, 温度勾配による応力拡大係数及び死荷重+地震荷重による応力拡大係数の合計

表5-3 平成30年3月31日時点の要求温度の計算例(耐圧・漏えい試験時)(ケース③)

応力成分: $\sigma / t = \square \text{ mm}$
 板厚 $t = \square \text{ mm}$
 欠陥深さ $a/t = 0.25$
 安全係数 $Sf = 1.5$ (一次応力の K_{1t} に関して)
 関連温度 $RT_{10} = -15.9 \text{ }^\circ\text{C}$ (40年時点の推定値)

荷重組合せ	内圧 P (MPa)	応力 (MPa) *1				補正係数		温度勾配による 応力拡大係数 K_{1t} ($\text{MPa}/\sqrt{\text{m}}$)	応力拡大係数 K_1 *2 ($\text{MPa}/\sqrt{\text{m}}$)	計算された T-RT _{10T} ($^\circ\text{C}$)	要求温度 T ($^\circ\text{C}$)
		σ_{a1}	σ_{b1}	σ_{a2}	σ_{b2}	M _a ($\sqrt{\text{m}}$)	M _b ($\sqrt{\text{m}}$)				
最高使用圧力											
死荷重+地震荷重											
Load Combination 1											
Load Combination 2											
Load Combination 3											
Load Combination 4											
Load Combination 5											
Load Combination 6											
Load Combination 7											
Load Combination 8											
Load Combination 9											
Load Combination 10											
Load Combination 11											
Load Combination 12											
Load Combination 13											
Load Combination 14											
Load Combination 15											
Load Combination 16											
Load Combination 17											

*1: 内圧のみによる応力
 *2: 内圧による応力拡大係数, 温度勾配による応力拡大係数及び死荷重+地震荷重による応力拡大係数の合計

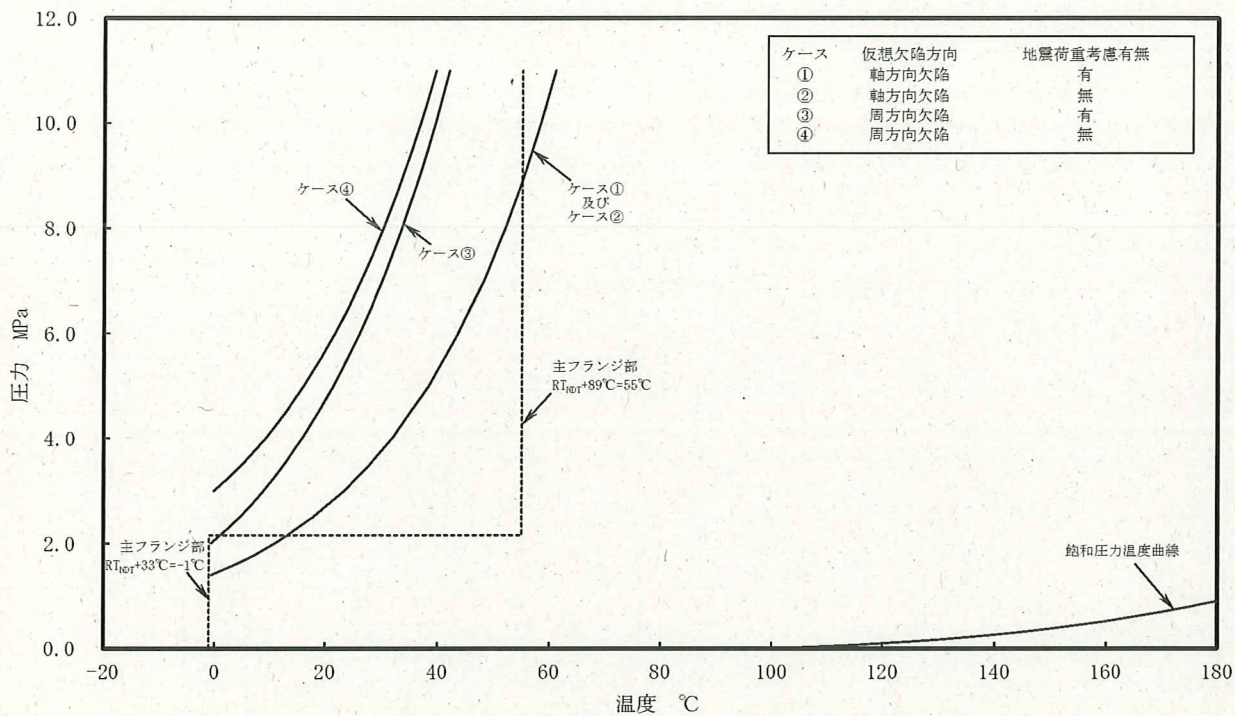


図 5-2 平成 30 年 3 月 31 日時点の原子炉圧力容器の P-T 線図 (炉心臨界時)

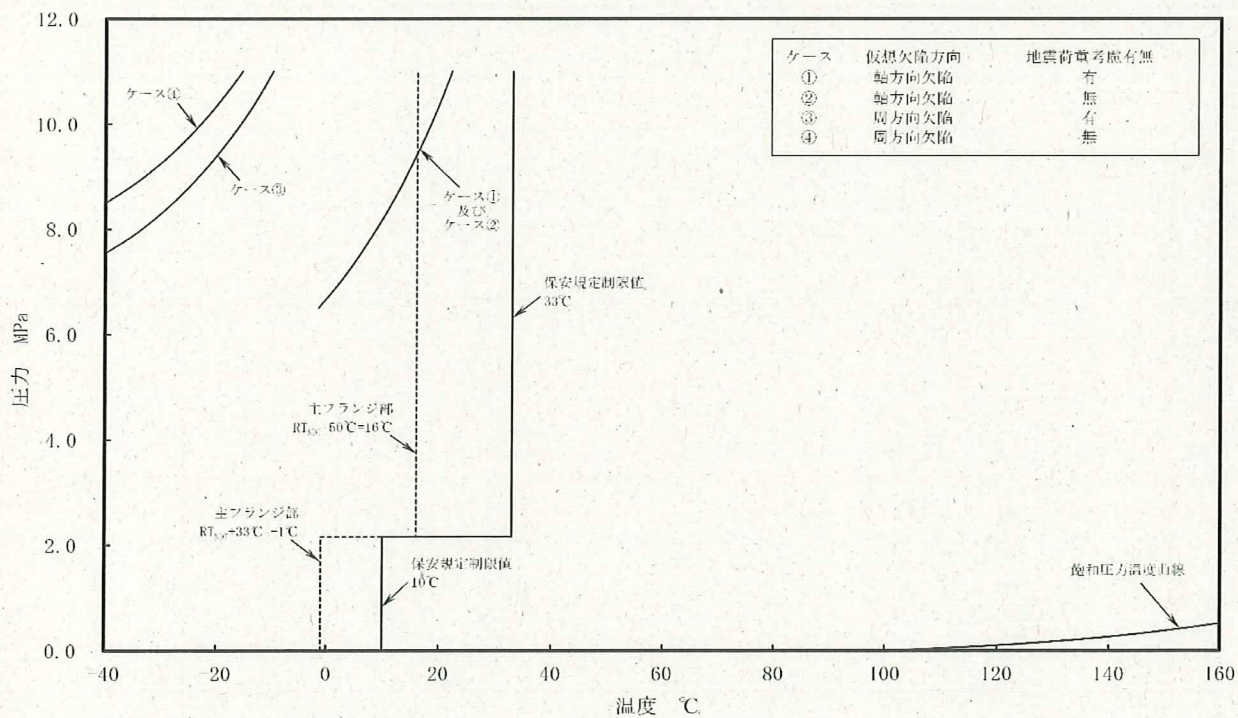


図 5-3 平成 30 年 3 月 31 日時点の原子炉圧力容器の P-T 線図 (耐圧・漏えい試験時)

3. K_{Ic} 下限包絡曲線と K_I 曲線による評価について

(1) K_{Ic} 下限包絡曲線

炉心領域胴の関連温度 (-15.9°C) を考慮し, JEAC4206 附属書 A-3222 (7) 式より算出した要求温度により, K_{Ic} 下限包絡曲線をプロットした。 K_{Ic} 曲線作成にあたっての要求温度の計算値を表 5-4 に示す。

表 5-4 平成 30 年 3 月 31 日時点の K_{Ic} 曲線の計算値

No.	静的破壊靱性 K_{Ic} [MPa \sqrt{m}]	計算された $T-RT_{NDT}$ [°C]	要求温度 T [°C]
1			
2			
3			
4			
5			
6			
7			
8			
9			
10			

(2) 応力拡大係数 K_I

地震荷重による影響が想定される周方向欠陥を想定した炉心領域胴について、 S_s 地震動による応力拡大係数を算出した。 K_{Ic} 下限包絡曲線と K_I の関係を図 5-4 に示す。

a. 地震荷重による応力

(a) 鉛直荷重 $V = \square$ kN (地震荷重 S_s)

(b) モーメント $M = \square$ kN・m (保守的にスカート下端での荷重を使用)

(c) 軸方向応力 $\sigma_{01ms} = V/A + M/Z_0 = \square$ MPa (一次膜応力)

b. 地震荷重による応力拡大係数

$$K_I = \sigma_{01ms} \times Mm \times Sf = \square \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

ここで、

Mm : JEAC4206 附属書図 F-3100-1 から読み取った最大値

Sf : 安全率

平成 30 年 3 月 31 日時点での K_{Ic} 下限包絡曲線と S_s 地震動を考慮した K_I 曲線の両曲線は交差することはない、 $K_{Ic} > K_I$ を満足することを確認した。

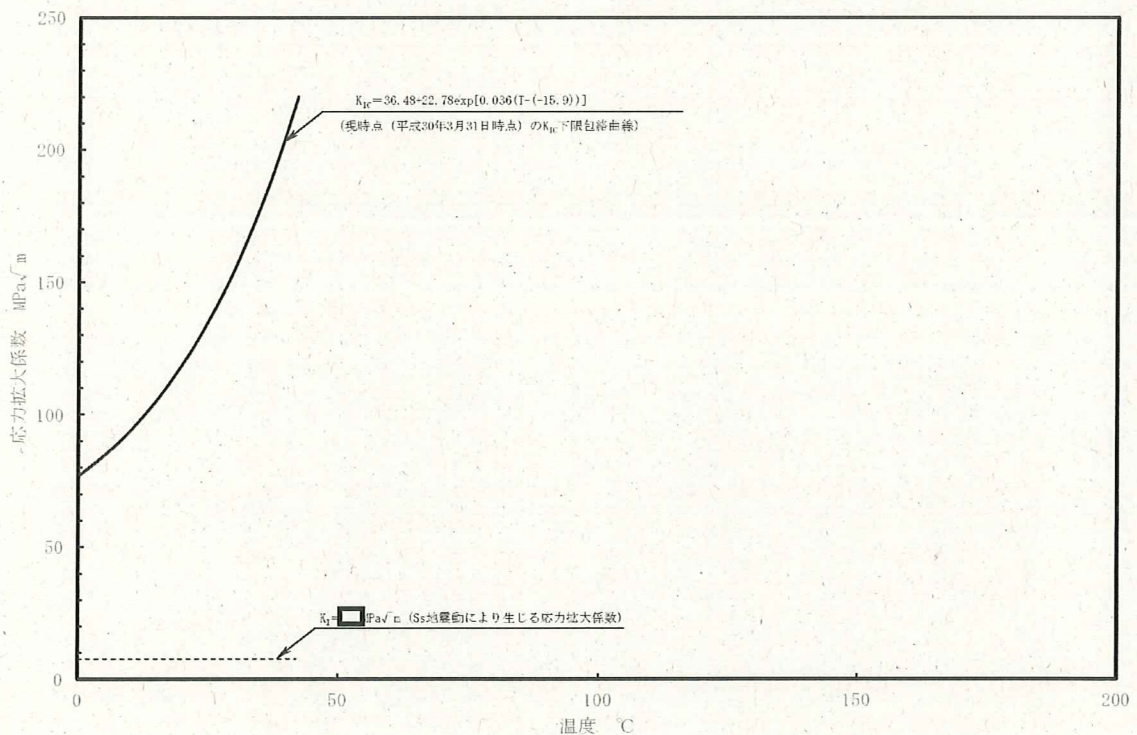


図 5-4 平成 30 年 3 月 31 日時点の K_{Ic} 下限包絡曲線と K_I の関係

以上

別紙 6 炉内構造物の中性子照射による靱性低下に対する耐震安全性評価について

中性子照射による材料の靱性低下が想定される上部格子板グリッドプレートに有意な欠陥が存在すると仮定し、 S_s 地震発生時の荷重を考慮して求めた応力拡大係数 K_I と、破壊靱性値 K_{Ic} とを比較することにより耐震安全性評価を行っている。

評価の具体的内容を以下に示す。

1. 評価条件

(1) 想定欠陥

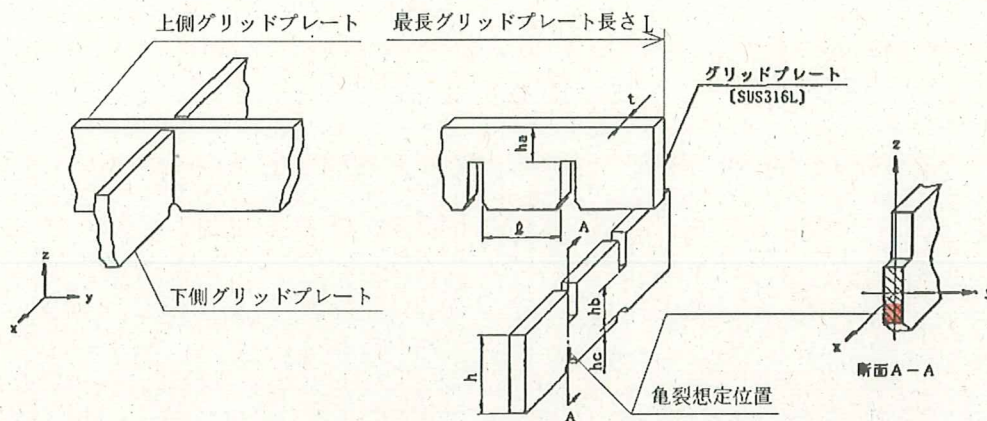
想定欠陥は、炉内構造物の破壊靱性評価においては維持規格の炉内構造物に関する初期欠陥寸法を用いることも考えられるが、ここでは保守的に日本電気協会「原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法 JEAC4206-2007」を参照し、表 6-1 のとおりとした。また、亀裂の想定部位を図 6-1 に示す。

なお、JEAC4206-2007 では半楕円亀裂長さを $1.5t$ と規定しているが、ここでは保守的に $1/4$ 楕円亀裂長さを $1.5t$ とした。

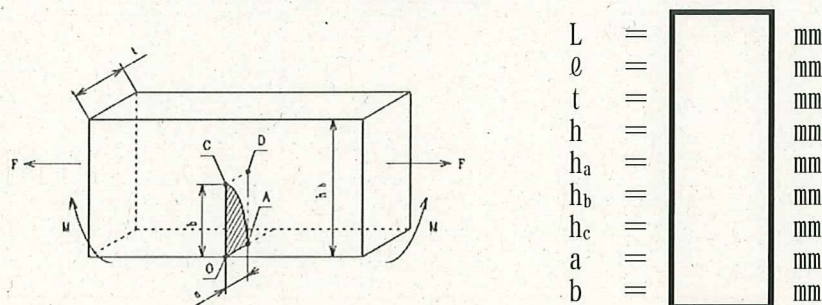
表 6-1 想定した亀裂形状

想定部位	深さ	長さ	欠陥形状
上部格子板下側グリッドプレート切り欠き部	$1/4t = \square$ mm	$1.5t = \square$ mm	$1/4$ 楕円亀裂

t : グリッドプレート板厚 ($= \square$ mm)



(a) 上部格子板の亀裂想定位置



(b) 上部格子板の評価モデル

図 6-1 上部格子板の想定欠陥部位

(2) 考慮する荷重

評価位置に作用する荷重は死荷重及び地震荷重とし、差圧は亀裂が閉じる方向に作用するため、保守的に考慮しない。地震荷重は表 6-2 に示す基準地震動 Ss (Ss-1~5) による値を用いた。

表 6-2 考慮する荷重

想定部位	地震荷重	
	鉛直力 [-]	水平力*1 [N]
上部格子板下側グリッドプレート切り欠き部		

*1: 燃料集合体 764 体分の値

(3) 考慮する応力

考慮する応力は死荷重及び地震荷重による応力とし、熱膨張応力は通常運転時の熱応力が微小であることから考慮しない。

また、評価に用いる応力は最長グリッドプレート中央部の応力とし、亀裂を想定する下側グリッドプレートに切り欠き部が存在するため、応力集中係数 を考慮する。

① 鉛直方向荷重による応力

死荷重及び地震の鉛直力による荷重 W_V 及び最長グリッドプレート中央部の曲げモーメント M は、次式により求めた。

$$W_V = \gamma \cdot t \cdot h \cdot L \cdot (1 + C_V) = \text{} [N]$$

$$M = \frac{W_V \cdot L}{24} = \text{} [N \cdot mm]$$

ここで、 γ ：材料の比重量 = $[N/mm^3]$

t ：グリッドプレート板厚

h ：グリッドプレート高さ

L ：最長グリッドプレート長さ

C_V ：鉛直震度

よって、曲げ応力 σ_b は次式で求められる。

$$\sigma_b = \frac{6M}{t \cdot h_b^2} \cdot \alpha = \text{} [MPa]$$

ここで、 h_b ：切り欠き部リガメント高さ

α ：応力集中係数

② 水平方向荷重による応力

上部格子板の取付位置において、4本の燃料集合体がグリッドプレートに与える地震の水平力 F は、次式により求めた。

$$F = \frac{4H}{764} = \text{} [N]$$

ここで、 H ：地震の水平力

よって、引張応力 σ_m は次式で求められる。

$$\sigma_m = \frac{F}{t \cdot h_b} \cdot \alpha = \boxed{\quad} [MPa]$$

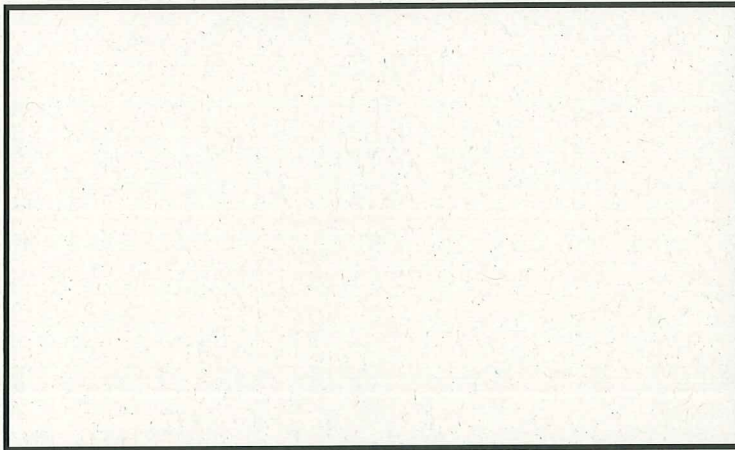
2. 評価結果

(1) 中性子照射を受けたステンレス鋼の破壊靱性値（許容値）

維持規格 2008 添付 E-14 3. (1) に示される中性子照射量 $8.0 \times 10^{24} \text{ n/m}^2$ を超える場合の値である $43.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とした。

(2) 地震時の応力拡大係数

1/4 楕円亀裂の応力拡大係数 K_I は、以下に示す式^{*3}より求めた。



ここで、 A_{mn} ：応力分布の係数

M ：亀裂の深さと長さの比（ a/b ）と、亀裂の深さと板厚の比（ a/t ）から求める係数

a ：亀裂の深さ

b ：亀裂の長さ



上記により求めた想定亀裂の応力拡大係数 K_I を表 6-3 に示す。

表 6-3 想定亀裂の応力拡大係数

項目	記号	単位	評価
グリッドプレート板厚	t	m	
亀裂の深さ	a	m	
亀裂の長さ	b	m	
切り欠き部リガメント高さ	h_b	m	
曲げモーメント M による曲げ応力	σ_b	MPa	
水平力 F による引張応力	σ_m	MPa	
亀裂の深さと長さの比	a/b	—	
亀裂の深さと板厚の比	a/t	—	
0 点の応力	σ_0	MPa	
C 点の応力	σ_c	MPa	
応力分布の係数	A_{00}	—	
	A_{01}	—	
A 点 (最深点) の function M *5	$M_{(1,0)}$	—	
	$M_{(n)}$	—	
C 点 (表面点) の function M *5	$M_{(1,0)}$	—	
	$M_{(n)}$	—	
a/b から求める係数	$E(k)$	—	
A 点 (最深点) の応力拡大係数	K_{00}	MPa \sqrt{m}	
	K_{01}		
	K_I		
C 点 (表面点) の応力拡大係数	K_{00}	MPa \sqrt{m}	
	K_{01}		
	K_I		
応力拡大係数 (最大値)	K_I	MPa \sqrt{m}	

*5: 線形補間により算出

表 6-4 に示すとおり，Ss 地震時の応力拡大係数 K_I は 7.2 MPa \sqrt{m} となり，照射ステンレス鋼の破壊靱性値 43.2 MPa \sqrt{m} を下回っていることから，不安定破壊は生じることはなく，耐震安全性評価上問題ない。

表 6-4 評価結果

地震条件	応力拡大係数 K_I [MPa \sqrt{m}]	破壊靱性値 K_{IC} [MPa \sqrt{m}]
Ss	7.2	43.2

以 上

別紙 7 全面腐食に対する耐震安全性評価結果について

耐震安全性評価における全面腐食を考慮した耐震安全性評価に伴う計算過程について、表 7-1 に示す理由により、代表機器を選定して説明する。

表 7-1 補足説明代表機器の選定

補足説明資料として 代表する機器	選定理由	添付番号
残留熱除去系熱交換器	腐食の想定される熱交換器（胴）の評価対象機器のうち、発生応力が最大のため	添付-1
軽油タンクの機器付 基礎ボルト	腐食の想定される機器付基礎ボルトの評価対象機器のうち、発生応力が最大のため	添付-2
後打ちメカニカルアンカ 及び後打ちケミカルアンカ	後打ちアンカの代表機器のため	添付-3

以上

残留熱除去系熱交換器の胴の耐震安全性評価

残留熱除去系熱交換器の胴を考慮した耐震安全性評価について

残留熱除去系熱交換器の胴の腐食（全面腐食）の評価内容を以下に示す。

1. 評価仕様

(1) 機器構造

残留熱除去系熱交換器は、ラグ支持たて置円筒形容器であり、胴は4個の脚で支持され、脚はそれぞれ基礎ボルトを介して基礎に拘束されている。ただし、4個の脚とも胴の半径方向について基礎に対してスライドできる構造となっている。また、胴全体としての水平方向変位（胴中心軸の移動）を拘束する構造の振れ止めフレームを有している。

(2) 解析モデルと計算条件

今回の評価では、評価対象機器の胴部の腐食を想定しており、ラグ（脚）の胴への付け根部に作用する荷重により生じる局部応力について評価している。

本評価対象の全体概略図、脚の胴への付け根部に作用する荷重及び胴の評価点を図1～3に示す。

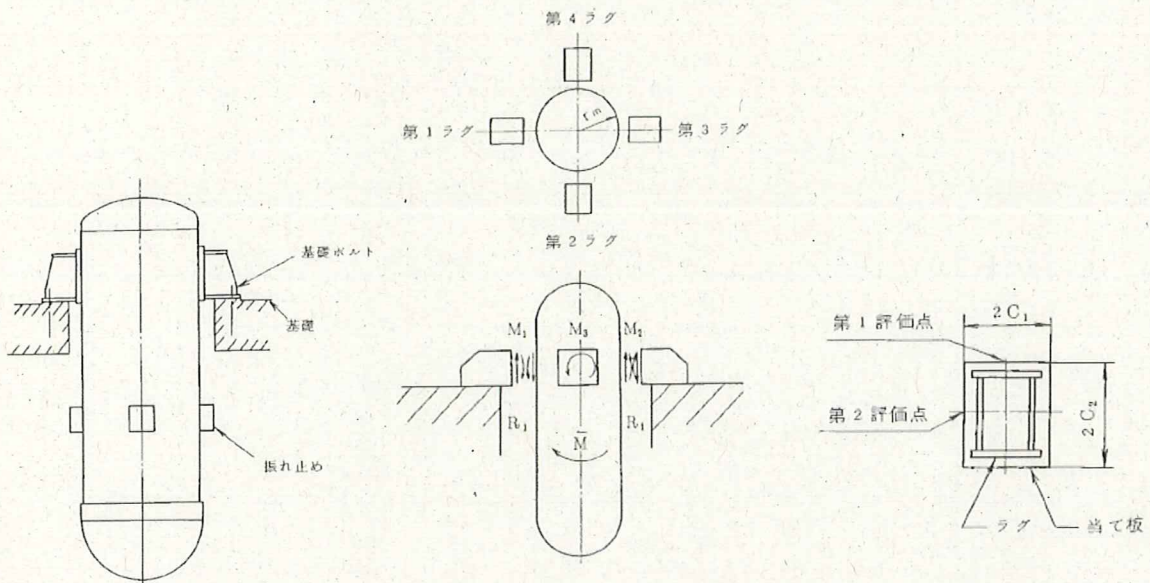


図1 全体概略図

図2 転倒モーメントにより
胴に生じる荷重

図3 胴の評価点

(3) 耐震条件

胴の腐食評価に使用する耐震条件について、表1に示す。

表1 耐震条件

項目	記号	入力値	単位
耐震重要度	—	S	—
クラス区分	—	クラス2	—
据付設置建屋	—	原子炉建屋	—
据付設置位置	—	T. P 12. 3 ^{*1}	m
水平固有周期 (腐食前)	T		s
鉛直固有周期 (腐食前)	T		s
水平固有周期 (腐食後)	T'		s
鉛直固有周期 (腐食後)	T'		s
水平方向設計震度 (腐食前) (基準地震動 S ₂)	Ch	0. 46	—
水平方向設計震度 (腐食前) (基準地震動 S ₁)	Ch	0. 75	—
水平方向設計震度 (腐食後) (基準地震動 S _s)	Ch'	2. 01 ^{*4}	—
水平方向設計震度 (腐食後) (弾性設計用地震動 S _d)	Ch'	0. 91 ^{*4}	—
鉛直方向設計震度 (腐食前) (基準地震動 S ₂)	Cv	0. 29	—
鉛直方向設計震度 (腐食前) (基準地震動 S ₁)	Cv	0. 29	—
鉛直方向設計震度 (腐食後) (基準地震動 S _s)	Cv'	1. 01	—
鉛直方向設計震度 (腐食後) (弾性設計用地震動 S _d)	Cv'	0. 50	—

*1：基準床レベルを示す

*2：スペクトルモーダル解析における固有周期 (振れ止めフレームを有したモデル)

*3：JEAG4601-1987 に示されるラグ支持たて置き円筒形容器の計算式より求めた固有周期 (腐食した板厚で振れ止めフレームを考慮しないモデル)

*4：床応答スペクトル上で水平固有周期 (腐食後) に対応する震度 (添付資料 (1), (2) 参照)

(4) 評価概要

今回の評価では、「工認 残留熱除去系熱交換器の耐震性についての計算書」(以下、工認耐震計算書)における評価対象機器の算出応力を参考に評価部位(胴のラグつけ根部)への腐食を想定した場合の発生応力を評価している。

具体的には、工認耐震計算書に記載の成分毎の発生応力から、アタッチメントパラメータや形状データを用いて、腐食前のモーメントやせん断力を算出し、この値に腐食後のアタッチメントパラメータや形状データ及び腐食前後の震度から求めた震度比を乗じて、腐食時の発生応力を求める。

発生応力の算出にあたっては、工認耐震計算書で用いた Bijaard の方法^{参考文献(1)}を適用している。

(5) 水平方向設計震度(腐食後)の設定方法

胴部の腐食を考慮した後の固有周期は、JEAG4601-1987のラグ支持たて置き円筒形容器の固有周期の計算式に従い求めている。

ただし、評価対象機器は実機では振れ止めフレームを有しているのに対し、上記 JEAG の固有周期評価式は振れ止めフレームを考慮しない2質点系モデルによるものである。

一方、今回の評価にて参考にした工認耐震計算書に記載の固有周期(腐食前)は実機構造物と同様に振れ止めフレームを考慮した多質点系モデルを策定しスペクトルモーダル法により求めたものであるため、腐食前後で固有周期の評価条件が異なる。各評価用のモデルを図4及び5に示す。

このため、今回 JEAG 評価式に従い求めた固有周期は、工認耐震計算書と比較して胴部の腐食を想定し且つ、振れ止めフレームが考慮されていないため、剛性の低下等に伴い固有周期は長周期側にシフトすることになる。本評価においては、今回 JEAG 評価式に従い求めた1次固有周期に対する評価用床応答スペクトルを用いて胴部腐食後の水平方向設計震度として設定した。

なお、鉛直固有周期については

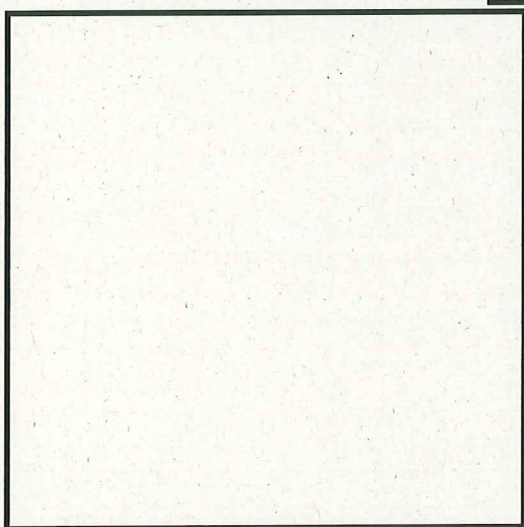


図4 工認耐震計算書の評価モデル

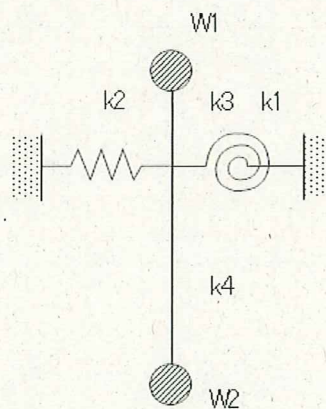


図5 JEAG 評価式の評価モデル

(6) 評価条件

腐食した板厚で振れ止めフレームを考慮しないモデルにおける固有周期の算出に用いた評価条件を表 2、応力算出に用いた評価条件を表 3、工認耐震計算書から用いた各応力値を表 4 に示す。

表 2 (1/2) 固有周期算出に対する評価条件

項目	記号	入力値	単位	備考
静荷重 (i=1)	W_1		kg	
静荷重 (i=2)	W_2		kg	
静荷重 (i=3)	W_3		kg	
静荷重 (i=4)	W_4		kg	
静荷重 (i=5)	W_5		kg	
脚中心より各荷重までの距離 (i=1)	l_1		mm	
脚中心より各荷重までの距離 (i=2)	l_2		mm	
脚中心より各荷重までの距離 (i=3)	l_3		mm	
脚中心より各荷重までの距離 (i=4)	l_4		mm	
脚中心より各荷重までの距離 (i=5)	l_5		mm	
振動モデル系の上部重心における水平力	F_1		N	単位荷重
振動モデル系の下部重心における水平力	F_2		N	単位荷重
ラグのアタッチメント中心より上部重心までの距離	H_1		mm	
ラグのアタッチメント中心より下部重心までの距離	H_2		mm	
内面腐食量	δ		0.8	mm
胴の内径 (腐食後)	D_i'		mm	$D_i + \delta \times 2$
胴の板厚 (腐食後)	t'		mm	$t - \delta$
脚付け根部における胴の平均半径 (腐食後)	r_m'		mm	$(D_i' + t') / 2$
熱交換器の運転重量	W_0		kg	

表 2 (2/2) 固有周期算出に対する評価条件

項目	記号	入力値	単位	備考
胴の縦弾性係数	E		MPa	
ボルトの縦弾性係数	E_b		MPa	
胴のせん断弾性係数	G		MPa	
胴のラグつけ根部における周方向曲げモーメントに対する局部ばね定数	K_c		—	Table 1*
胴のラグつけ根部における長手方向曲げモーメントに対する局部ばね定数	K_l		—	Table 4*
ラグ 1 個当りのボルトの本数	n		—	
拘束係数	ϵ		—	
ラグの半径方向端面から胴板の厚さの中心までの距離	a		mm	
ラグの半径方向端面からボルト中心までの距離	b		mm	
基礎端面からボルト中心までの距離	c		mm	
ボルト中心間の距離	d		mm	
ラグの底板幅の 1/2	e		mm	
ボルトの有効長さ	L_b		mm	
ボルトの有効断面積	A_{bc}	mm^2		

* : 参考文献 (2) より得られる値の読取り元である表番号を記載

表 3 応力算出に対する評価条件

項目	記号	入力値	単位	備考
最高使用圧力	P_r	3.43	MPa	
最高使用温度	T_h	182	℃	
胴の内径 (腐食前)	D_i		mm	
胴の板厚 (腐食前)	t		mm	
脚付け根部における胴の平均半径 (腐食前)	r_m		mm	$(D_i+t)/2$
シェルパラメータ (腐食前)	γ		—	r_m/t
内面腐食量	δ	0.8	mm	
胴の内径 (腐食後)	D_i'		mm	$D_i + \delta \times 2$
胴の板厚 (腐食後)	t'		mm	$t - \delta$
脚付け根部における胴の平均半径 (腐食後)	r_m'		mm	$(D_i' + t')/2$
シェルパラメータ (腐食後)	γ'		—	r_m'/t'
アタッチメントの周方向幅の 2 分の 1	$C1$		mm	
アタッチメントの軸方向幅の 2 分の 1	$C2$		mm	

表 4 (1/2) 工認耐震計算書 発生応力

(単位：kg/mm²)

許容 応力 状態	応力	内圧による 応力	運転時重量 による応力		鉛直方向地震 による応力		水平方向地震による応力					
			自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	転倒モーメ ントによる 応力	鉛直方向モ ーメントに よる応力	周方向モー メントによ る応力	ねじりモー メントによ る応力		
III _A S	一次一般膜		周方向									
			軸方向									
			せん断									
	一次		周方向									
			軸方向									
			せん断									
	一次+二次		周方向									
			軸方向									
			せん断									

表 4 (2/2) 工認耐震計算書 発生応力

(単位：kg/mm²)

許容 応力 状態	応力	内圧による 応力	運転時重量 による応力		鉛直方向地震 による応力		水平方向地震による応力						
			自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	転倒モーメ ントによる 応力	鉛直方向モ ーメントに よる応力	周方向モー メントによ る応力	ねじりモー メントによ る応力			
IV aS	一次一般膜	周方向											
		軸方向											
		せん断											
	一次	周方向											
		軸方向											
		せん断											
	一次+二次	周方向											
		軸方向											
		せん断											

参考文献 (1) によるアタッチメントパラメータの計算値を表 5 に示す。

表 5 アタッチメントパラメータ

項目	記号	入力値	単位	備考 ^{*1}
アタッチメントパラメータ (腐食前)	$\beta 1$		—	$C1/r_m$
	$\beta 2$		—	$C2/r_m$
	β		—	$(\beta 1 \cdot \beta 2^2)^{(1/3)}$
	β_c		—	$(\beta 1^2 \cdot \beta 2)^{(1/3)}$
	$\beta_{1\phi}$		—	$k1M\phi \cdot (\beta 1 \cdot \beta 2^2)^{(1/3)}$
	β_{1x}		—	$k1Mx \cdot (\beta 1 \cdot \beta 2^2)^{(1/3)}$
	$\beta_{c\phi}$		—	$kcM\phi \cdot (\beta 1^2 \cdot \beta 2)^{(1/3)}$
アタッチメントパラメータ (腐食後)	$\beta 1'$		—	$C1/r_m'$
	$\beta 2'$		—	$C2/r_m'$
	β'		—	$(\beta 1' \cdot \beta 2'^2)^{(1/3)}$
	β_c'		—	$(\beta 1'^2 \cdot \beta 2')^{(1/3)}$
	$\beta_{1\phi}'$		—	$k1M\phi' \cdot (\beta 1' \cdot \beta 2'^2)^{(1/3)}$
	β_{1x}'		—	$k1Mx' \cdot (\beta 1' \cdot \beta 2'^2)^{(1/3)}$
	$\beta_{c\phi}'$		—	$kcM\phi' \cdot (\beta 1'^2 \cdot \beta 2')^{(1/3)}$
β_{cx}'	—	$kcMx' \cdot (\beta 1'^2 \cdot \beta 2')^{(1/3)}$		

*1: 各応力計算で用いるアタッチメントパラメータの計算式を記載

腐食前のシェルパラメータ γ 及びアタッチメントパラメータ β から参考資料(1)より得た値を表6に示す。

表6 γ , β より求めた各パラメータ

項目	記号	入力値	単位	備考 ^{*1}
WRCによる周方向曲げモーメント M_c に対する周方向一次応力補正係数	C_{c1}		—	Table 7
WRCによる周方向曲げモーメント M_c に対する軸方向一次応力補正係数	C_{c2}		—	Table 7
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l に対する周方向一次応力補正係数	C_{l1}		—	Table 8
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l に対する軸方向一次応力補正係数	C_{l2}		—	Table 8
WRCによるアタッチメントパラメータ $\beta_{c\phi}$ の周方向の補正係数	$kcM\phi$		—	Table 7
WRCによるアタッチメントパラメータ β_{cx} の軸方向の補正係数	$kcMx$		—	Table 7
WRCによるアタッチメントパラメータ $\beta_{l\phi}$ の周方向の補正係数	$klM\phi$		—	Table 8
WRCによるアタッチメントパラメータ β_{lx} の軸方向の補正係数	$klMx$		—	Table 8
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_c/(r_m\beta)]$		—	Fig. 1A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_c/(r_m\beta)]$		—	Fig. 2A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による周方向一次応力係数	$[N_\phi/M_c/(r_m^2\beta)]$		—	Fig. 3A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による軸方向一次応力係数	$[N_x/M_c/(r_m^2\beta)]$		—	Fig. 4A
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向一次応力係数	$[N_\phi/M_l/(r_m^2\beta)]$		—	Fig. 3B
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向一次応力係数	$[N_x/M_l/(r_m^2\beta)]$		—	Fig. 4B
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_l/(r_m\beta)]$		—	Fig. 1B ^{*2}
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_l/(r_m\beta)]$		—	Fig. 1B-1 ^{*2}
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_l/(r_m\beta)]$		—	Fig. 2B ^{*2}
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_l/(r_m\beta)]$		—	Fig. 2B-1 ^{*2}

*1: 参考文献(1)より得られる値の読取り元である図表番号を記載

*2: Fig. 1B-1とFig. 1B、Fig. 2B-1とFig. 2Bでそれぞれ大きな係数を採用

腐食後のシェルパラメータ γ' 及びアタッチメントパラメータ β' から参考資料(1)より得た値を表7に示す。

表7. γ' , β' より求めた各パラメータ

項目	記号	入力値	単位	備考*1
WRCによる周方向曲げモーメント M_c に対する周方向一次応力補正係数	C_{c1}'		—	Table 7
WRCによる周方向曲げモーメント M_c に対する軸方向一次応力補正係数	C_{c2}'		—	Table 7
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l に対する周方向一次応力補正係数	C_{l1}'		—	Table 8
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l に対する軸方向一次応力補正係数	C_{l2}'		—	Table 8
WRCによるアタッチメントパラメータ $\beta_{c\phi}'$ の周方向の補正係数	$kcM\phi'$		—	Table 7
WRCによるアタッチメントパラメータ β_{cx}' の軸方向の補正係数	$kcMx'$		—	Table 7
WRCによるアタッチメントパラメータ $\beta_{l\phi}'$ の周方向の補正係数	$klM\phi'$		—	Table 8
WRCによるアタッチメントパラメータ β_{lx}' の軸方向の補正係数	$klMx'$		—	Table 8
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_c/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 1A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_c/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 2A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による周方向一次応力係数	$[N_\phi/M_c/(r_m^2\beta)]'$		—	Fig. 3A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による軸方向一次応力係数	$[N_x/M_c/(r_m^2\beta)]'$		—	Fig. 4A
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向一次応力係数	$[N_\phi/M_l/(r_m^2\beta)]'$		—	Fig. 3B
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向一次応力係数	$[N_x/M_l/(r_m^2\beta)]'$		—	Fig. 4B
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_l/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 1B*2
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_l/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 1B-1*2
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_l/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 2B*2
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_l/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 2B-1*2

*1: 参考文献(1)より得られる値の読取り元である図表番号を記載

*2: Fig. 1B-1とFig. 1B、Fig. 2B-1とFig. 2Bでそれぞれ大きな係数を採用

2. 固有周期の計算

固有周期の計算は JEAG4601-1987 のラグ支持たて置き円筒形容器の計算式に従う。なお、固有周期の計算について工認耐震計算書は振れ止め金具を考慮した多質点系振動モデルとしているが、JEAG4601-1987 のラグ支持たて置き円筒形容器の計算式は振れ止め金具を考慮しない 2 質点系振動モデルを考えている。振動モデルの概念図を図 6 に示す。

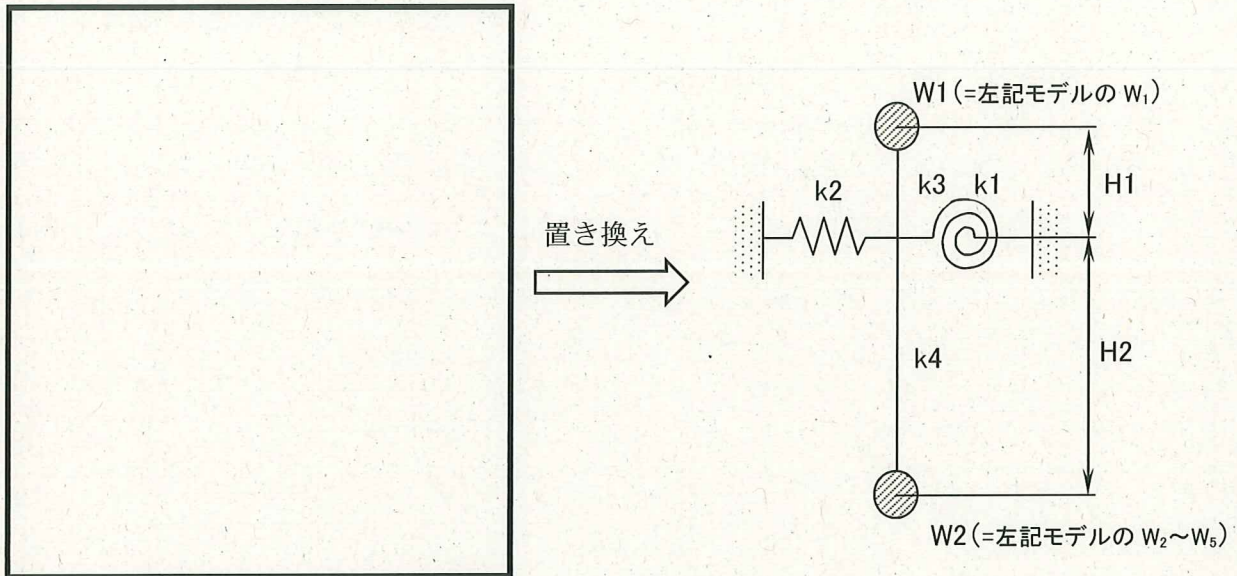


図 6 2 質点系振動モデルの概念図

そのため、固有周期の計算では多質点系振動モデルで用いた「脚中心より各荷重までの距離単位 i 」より、以下の式からラグのアタッチメント中心より上部・下部重心までの距離 H_1 , H_2 を求める。

$$H_1 = l_1$$

$$H_2 = \frac{\sum_{i=2}^5 W_i l_i}{\sum_{i=2}^5 W_i} \quad (i = 2, 3, \dots, 5)$$

なお、腐食時の固有周期を計算するに当たり、JEAG4601-1987 のラグ支持たて置き円筒形容器の計算式で用いられている、形状データ（胴の内径、板厚、平均半径）及びアタッチメントパラメータは全て腐食後の値とした。

3. 応力評価

(1) 胴の一次一般膜応力

工認耐震計算書に示される応力成分毎 ($\sigma_{\phi 1}$, σ_{x1} , σ_{x7} 等) の応力値を腐食の影響により変わるパラメータで補正する。

①内圧による応力

内圧による応力 $\sigma_{\phi 1'}$, $\sigma_{x1'}$ は以下の式によって求まる。

$$\sigma_{\phi 1'} = \frac{P_r(D_i' + 1.2t')}{200t'}$$

$$\sigma_{x1'} = \frac{P_r(D_i' + 1.2t')}{400t'}$$

②運転時重量及び鉛直方向地震による応力

$$\sigma_{x2} = \frac{W_o}{\pi t(D_i + t)}$$

$$\sigma_{x12} = \frac{C_v W_o}{\pi t(D_i + t)}$$

運転時重量による応力 σ_{x2} は胴の断面積 A と自重により胴の断面に働く軸方向荷重によって求まる。

腐食の影響として以下の1項にて応力を補正する。

イ) 胴の断面積 (腐食前) A と胴の断面積 (腐食後) A'

$$\sigma_{x2}' = \sigma_{x2} \times A / A'$$

ここで、

$$A' = \pi \cdot (D_i' + t') t'$$

鉛直方向地震による応力 σ_{x12} は胴の断面積 A と自重により胴の断面に働く軸方向荷重と鉛直方向地震動によって求まる。

腐食の影響として以下の2項にて応力を補正する。

イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'

ロ) 胴の断面積 (腐食前) A と胴の断面積 (腐食後) A'

$$\sigma_{x12}' = \sigma_{x12} \times A / A' \times C_v / C_v'$$

③軸曲げモーメントによる応力

軸曲げモーメントによる応力 σ_{x7} は胴の断面係数 Z と水平方向地震による胴の脚付け根部に働く軸曲げモーメント M_A によって求まる。

$$\sigma_{x7} = \frac{M_A}{Z}$$

腐食の影響として以下の2項にて応力を補正する。

イ) 水平方向設計震度 (腐食前) Ch と水平方向設計震度 (腐食後) Ch'

ロ) 胴の断面係数 (腐食前) Z と胴の断面係数 (腐食後) Z'

$$\sigma_{x7}' = \sigma_{x7} \times Z / Z' \times Ch' / Ch$$

ここで、

$$Z' = 2 \cdot I' / (Di' + 2t')$$

$$I' = \frac{\pi}{64} \cdot \{(Di' + 2t')^4 - Di'^4\}$$

④組合せ応力

①～③によって算出されたラグつけ根部に生じる胴の一次一般膜応力は、以下により組合せられる。

$$\sigma_o' = \text{Max}[\sigma_{ox}', \sigma_{\phi 1}']$$

ここで、

$$\sigma_{ox}' = \sigma_{x1}' + \sigma_{x2}' + \sigma_{x12}' + \sigma_{x7}'$$

(2) 胴の一次応力

工認耐震計算書に示される、組合せ応力が最も大きい「第一ラグ側」の「第一評価点」の応力成分毎 ($\sigma_{\phi 1}$, $\sigma_{\phi 3}$, σ_{x1} , σ_{x2} 等) の応力値を腐食の影響により変わるパラメータで補正する。

①内圧による応力

内圧による応力 $\sigma_{\phi 1}'$, σ_{x1}' は (1) 胴の一次一般膜応力の①を参照。

②運転時重量及び鉛直方向地震による応力

運転時重量及び鉛直方向地震による応力 σ_{x2}' , σ_{x12}' は (1) 胴の一次一般膜応力の②を参照。

③ 胴のつけ根部の応力

運転時重量による胴のつけ根部の応力 $\sigma_{\phi 3}$, σ_{x3} は鉛直方向モーメント M_l 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 3} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_l / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_l}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

$$\sigma_{x3} = \left[\frac{N_x}{M_l / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_l}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

腐食の影響として以下の4項にて応力を補正する。

イ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'

ロ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'

ハ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'

ニ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_l / (r_m^2 \cdot \beta)]$, C_l と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_l / (r_m'^2 \cdot \beta)]$, C_l'

$$\sigma_{\phi 3}' = M_l \times \left[\frac{N_{\phi}}{M_l / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \times C_l'^* / (r_m'^2 \times \beta' \times t')$$

ここで、

$$M_l = \sigma_{\phi 3} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_l / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_l^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x3}' = M_l \times \left[\frac{N_x}{M_l / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \times C_l'^* / (r_m'^2 \times \beta' \times t')$$

ここで、

$$M_l = \sigma_{x3} / \left[\frac{N_x}{M_l / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_l^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

鉛直方向地震動による胴のつけ根部の応力 $\sigma_{\phi 13}$, σ_{x13} は長手方向モーメント M_{le} 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 13} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_{le} / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_{le}}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

$$\sigma_{x13} = \left[\frac{N_x}{M_{le} / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_{le}}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

腐食の影響として以下の5項にて応力を補正する。

- イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と 鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v' による震度比
- ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'
- ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'
- ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'
- ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)]$, C_l と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_{le}/(r_m'^2 \cdot \beta)']$, C_l'

$$\sigma_{\phi 13}' = M_{le} \times \left[\frac{N_{\phi}}{M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \times C_l'^* / (r_m'^2 \times \beta' \times t') \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_{le} = \sigma_{\phi 13} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_l^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x 13}' = M_{le} \times \left[\frac{N_x}{M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \times C_l'^* / (r_m'^2 \times \beta' \times t') \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_{le} = \sigma_{x 13} / \left[\frac{N_x}{M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_l^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

④ 胴の鉛直方向曲げモーメントによる応力

胴の鉛直方向曲げモーメントによる応力 $\sigma_{\phi 4}$, $\sigma_{x 4}$ は胴の鉛直方向曲げモーメント M_1 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β_c 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 4} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_1/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_1}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

$$\sigma_{x 4} = \left[\frac{N_x}{M_1/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_1}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

腐食の影響として以下の5項にて応力を補正する。

- イ) 水平方向設計震度 (腐食前) C_h と 水平方向設計震度 (腐食後) C_h' による震度比
- ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'
- ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'
- ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'

ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)]$, C_1 と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)]'$, C_1'

$$\sigma_{\phi 4}' = M_1 \times \left[\frac{N_{\phi}}{M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \times C_1' / (r_m'^2 \times \beta' \times t') \times Ch' / Ch$$

ここで、

$$M_1 = \sigma_{\phi 4} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_1 \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x 4}' = M_1 \times \left[\frac{N_x}{M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \times C_1' / (r_m'^2 \times \beta' \times t') \times Ch' / Ch$$

ここで、

$$M_1 = \sigma_{x 4} / \left[\frac{N_x}{M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_1 \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

⑤ 胴の軸曲げモーメントによる応力

軸曲げモーメントによる応力 $\sigma_{x 7}'$ は (1) 胴の一次一般膜応力 ③を参照。

⑥ 胴のねじりモーメントにより生じる胴のせん断応力

胴のねじりモーメントにより生じるせん断応力 τ_5 は胴のねじり断面係数 Z_p 、水平方向地震による胴のねじりモーメント M_T によって求まる。

$$\tau_5 = \frac{M_T}{Z_p}$$

ここで、

$$I_p = \frac{\pi((Di + 2 \cdot t)^4 - Di^4)}{32}$$

$$Z_p = \frac{2 \cdot I_p}{(Di + 2 \cdot t)}$$

腐食の影響として以下の 2 項にて応力を補正する。

イ) 水平方向設計震度 (腐食前) Ch と 水平方向設計震度 (腐食後) Ch' による震度比

ロ) 胴のねじり断面係数 (腐食前) Z_p と 胴のねじり断面係数 (腐食後) Z_p'

$$\tau_5' = \sigma_{x 4} \times Z_p / Z_p' \times Ch / Ch'$$

⑦組合せ応力

①～⑥によって算出されたラグつけ根部に生じる胴の一次応力は、以下により組合せられる。

$$\sigma_{11}' = \frac{1}{2} \left\{ \sigma_{1\phi 1}' + \sigma_{1x1}' + \sqrt{(\sigma_{1\phi 1}' - \sigma_{1x1}')^2 + 4 \cdot \tau_5'^2} \right\}$$

ここで、

$$\sigma_{1\phi 1}' = \sigma_{\phi 1}' + \sigma_{\phi 3}' + \sigma_{\phi 13}' + \sigma_{\phi 4}'$$

$$\sigma_{1x1}' = \sigma_{x1}' + \sigma_{x2}' + \sigma_{x12}' + \sigma_{x3}' + \sigma_{x13}' + \sigma_{x4}' + \sigma_{x7}'$$

(3) 胴の一次+二次応力

工認計算書に示される、組合せ応力が最も大きくなる「第二及び第四ラグ側」の「第二評価点」の応力成分毎 ($\sigma_{\phi 26}$, $\sigma_{\phi 28}$, σ_{x26} , σ_{x28} 等) の応力値を腐食の影響により変わるパラメータで補正する。

①鉛直方向地震による応力

鉛直方向地震による応力 σ_{x12}' は (1) 胴の一次一般膜応力の②を参照。

②胴の周方向曲げモーメント M_c による応力 (一次応力)

胴の周方向曲げモーメント M_c による応力 $\sigma_{\phi 6}$, σ_{x6} は周方向モーメント M_c 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 6} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_c}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) \cdot C_c^*$$

$$\sigma_{x6} = \left[\frac{N_x}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_c}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) \cdot C_c^*$$

腐食の影響として以下の5項にて応力を補正する。

イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'

ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'

ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'

ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'

ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_c / (r_m^2 \cdot \beta)]$ 、 C_c と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_c / (r_m'^2 \cdot \beta)']$ 、 C_c'

$$\sigma_{\phi 6}' = \left[\frac{N_{\phi}}{M_c / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \cdot \left(\frac{M_c}{r_m'^2 \cdot t' \cdot \beta'} \right) \cdot C_c'^* \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_c = \sigma_{\phi 6} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_c^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x6}' = \left[\frac{N_x}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_c}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta'} \right) \cdot C_c^* \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_c = \sigma_{x6} / \left[\frac{N_x}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_c^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

③胴の周方向曲げモーメント M_c による応力（一次+二次応力）

胴の周方向曲げモーメント M_c による応力 $\sigma_{\phi 26}$, σ_{x26} は周方向曲げモーメント M_c 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 26} = \left[\frac{M_{\phi}}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_c}{r_m \cdot t^2 \cdot \beta} \right)$$

$$\sigma_{x26} = \left[\frac{M_x}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_c}{r_m \cdot t^2 \cdot \beta} \right)$$

腐食の影響として以下の 5 項にて応力を補正する。

イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'

ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'

ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'

ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'

ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[M/M_c / (r_m \cdot \beta)]$ と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[M/M_c / (r_m \cdot \beta)']$

$$\sigma_{\phi 26}' = \left[\frac{M_{\phi}}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_c}{r_m' \cdot t'^2 \cdot \beta'} \right) \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_c = \sigma_{\phi 26}' / \left[\frac{M_{\phi}}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* / 6 \times (r_m \cdot \beta \cdot t^2)$$

$$\sigma_{x26}' = \left[\frac{M_x}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_c}{r_m' \cdot t'^2 \cdot \beta'} \right) \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_c = \sigma_{x26} / \left[\frac{M_x}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* / 6 \times (r_m \cdot \beta \cdot t^2)$$

④胴の周方向曲げモーメント M_s による応力 (一次応力)

胴の周方向曲げモーメント M_s による応力 $\sigma_{\phi 8}$, σ_{x8} は周方向曲げモーメント M_s 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 8} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_s / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_s}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) \cdot C_c^*$$

$$\sigma_{x8} = \left[\frac{N_x}{M_s / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_s}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) \cdot C_c^*$$

腐食の影響として以下の 5 項にて応力を補正する。

- イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'
- ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'
- ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'
- ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'
- ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_s / (r_m^2 \cdot \beta)]$ 、 C_c と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_s / (r_m'^2 \cdot \beta)']$ 、 C_c'

$$\sigma_{\phi 8}' = \left[\frac{N_{\phi}}{M_s / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \cdot \left(\frac{M_s}{r_m'^2 \cdot t' \cdot \beta'} \right) \cdot C_c'^* \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_s = \sigma_{\phi 8} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_s / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_c^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x8}' = \left[\frac{N_x}{M_s / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \cdot \left(\frac{M_s}{r_m'^2 \cdot t' \cdot \beta'} \right) \cdot C_c'^* \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_s = \sigma_{x8} / \left[\frac{N_x}{M_s / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_c^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

⑤ 胴の周方向曲げモーメント M_s による応力（一次+二次応力）

胴の周方向曲げモーメント M_s による応力 $\sigma_{\phi 28}$, $\sigma_{x 28}$ は周方向曲げモーメント M_s 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 28} = \left[\frac{M_{\phi}}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_s}{r_m \cdot t^2 \cdot \beta} \right)$$

$$\sigma_{x 28} = \left[\frac{M_x}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_s}{r_m \cdot t^2 \cdot \beta} \right)$$

腐食の影響として以下の 5 項にて応力を補正する。

- イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'
- ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'
- ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'
- ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'
- ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[M/M_s / (r_m \cdot \beta)]$ と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[M/M_s / (r_m \cdot \beta)']$

$$\sigma_{\phi 28}' = \left[\frac{M_{\phi}}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_s}{r_m' \cdot t'^2 \cdot \beta'} \right) \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_s = \sigma_{\phi 28} / \left[\frac{M_{\phi}}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* / 6 \times (r_m \cdot \beta \cdot t^2)$$

$$\sigma_{x 28}' = \left[\frac{M_x}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_s}{r_m' \cdot t'^2 \cdot \beta'} \right) \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_s = \sigma_{x 28} / \left[\frac{M_x}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* / 6 \times (r_m \cdot \beta \cdot t^2)$$

⑥鉛直方向地震により胴のラグつけ根部に生じる軸方向せん断応力

鉛直方向地震により胴のラグつけ根部に生じる軸方向せん断応力 τ_{14} は鉛直方向地震によるラグつけ根部の鉛直方向反力 R_e 、アタッチメントパラメータ C_2 及び胴板厚 t より下記式で求まる。

$$\tau_{14} = \frac{R_e}{4 \cdot C_2 \cdot t}$$

腐食の影響として以下の2項にて応力を補正する。

イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と 鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'

ロ) 胴の板厚 (腐食前) t と 胴の板厚 (腐食後) t'

$$\tau_{14}' = \tau_{14} \times t / t' \times C_v' / C_v$$

⑦胴のねじりモーメント M_3 による胴の局部せん断応力

胴のねじりモーメント M_3 による胴の局部せん断応力 τ_3 はアタッチメントパラメータ及び胴板厚 t より下記式で求まる。

$$\tau_3 = \frac{M_3}{2 \cdot \pi \cdot C_1^2 \cdot t}$$

腐食の影響として以下の2項にて応力を補正する。

イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と 鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'

ロ) 胴の板厚 (腐食前) t と 胴の板厚 (腐食後) t'

$$\tau_3' = \tau_3 \times t / t' \times C_v' / C_v$$

⑧組合せ応力

①～⑦によって算出されたラグつけ根部に生じる地震動のみによる一次応力と二次応力の和は、以下により組合せられる。

$$\sigma_{24}' = \sigma_{2\phi 4}' + \sigma_{2x4}' + \sqrt{(\sigma_{2\phi 4}' - \sigma_{2x4}')^2 + 4 \cdot (\tau_{14}' + \tau_3')^2}$$

ここで、

$$\sigma_{2\phi 4}' = \sigma_{\phi 6}' + \sigma_{\phi 26}' + \sigma_{\phi 8}' + \sigma_{\phi 28}'$$

$$\sigma_{2x4}' = \sigma_{x12}' + \sigma_{x6}' + \sigma_{x26}' + \sigma_{x8}' + \sigma_{x28}'$$

4. 評価結果

(1) 応力計算結果

前項までの計算によって求められた算出応力を表 8 に示す。

表 8 (1/2) 算出応力

(単位：MPa)

許容 応力 状態	応力			内圧による 応力	運転時重量 による応力		鉛直方向地震 による応力		水平方向地震による応力				組合せ 応力																											
	一次一般膜	一次	一次+二次		自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	転倒モーメ ントによる 応力	鉛直方向モ ーメントに よる応力	周方向モー メントによ る応力	ねじりモー メントによ る応力																												
III _{AS}	一次一般膜	周方向												96																										
		軸方向																																						
		せん断																																						
	一次	周方向																									104													
		軸方向																																						
		せん断																																						
	一次+二次	周方向																																						169
		軸方向																																						
		せん断																																						

表 8 (2/2) 算出応力

(単位：MPa)

評容 応力 状態	応力			内圧による 応力	運転時重量 による応力		鉛直方向地震 による応力		水平方向地震による応力				組合せ 応力
	周方向	軸方向	せん断		自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	転倒モーメ ントによる 応力	鉛直方向モ ーメントに よる応力	周方向モー メントによ る応力	ねじりモー メントによ る応力	
IV _{AS}	一次一般膜	周方向											96
		軸方向											
		せん断											
	一次	周方向											114
		軸方向											
		せん断											
	一次+二次	周方向											381
		軸方向											
		せん断											

(2) 許容応力

許容応力の算出条件及び許容応力を表 9 及び表 10 に示す。

表 9 算出条件

項目	記号	入力値	単位
胴材質	—	SGV49	—
評価用温度	—	182	℃
胴の設計降伏点 ^{*1}	S_y	228	MPa
胴の設計引張強さ ^{*1}	S_u	423	MPa

*1：発電用原子力設備規格 設計・建設規格 2005年版（2007年追補版）付録材料図表Part5 表8及び表9より引用

表 10 許容応力

(単位：MPa)

許容応力状態	応力	算出式	許容応力
Ⅲ _A S	一次一般膜	$\text{Min} [S_y, 0.6S_u]$	228
	一次	$1.5 \{ \text{Min} [S_y, 0.6S_u] \}$	342
	一次+二次	$2S_y$	456
Ⅳ _A S	一次一般膜	$0.6S_u$	253
	一次	$1.5 [0.6S_u]$	379
	一次+二次	$2S_y$	456

(3) 結論

上記の結果から、発生応力が許容応力を満足することを確認した。

評価結果のまとめを表 11 に示す。

表 11 胴の腐食に対する耐震安全性評価結果

(単位：MPa)

許容応力状態	応力	発生応力	許容応力
Ⅲ _A S	一次一般膜	96	228
	一次	104	342
	一次+二次	169	456
Ⅳ _A S	一次一般膜	96	253
	一次	114	379
	一次+二次	381	456

5. 添付資料

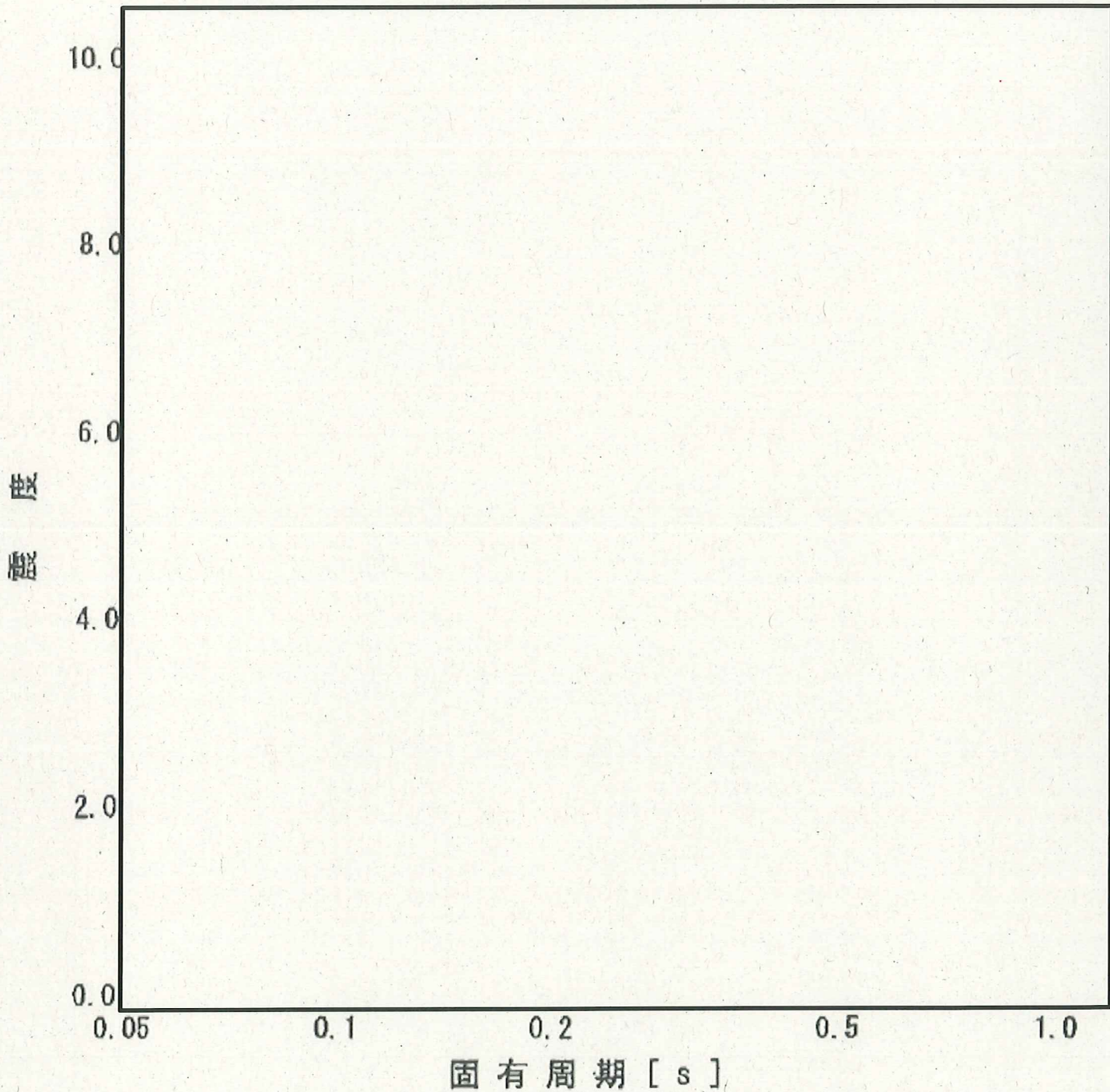
- (1) 床応答スペクトル (基準地震動 Ss)
- (2) 床応答スペクトル (弾性設計用地震動 Sd)

6. 参考文献

- (1) Wichman, K. R. et al. : Local Stress in Spherical and Cylindrical Shells due to External Loadings, Welding Reserch Council bulletin, March 1979 revision of WRC bulletin 107/August 1965.
- (2) Bijlaard, P. P. : Stresses from Radial Loads and External Moments in Cylindrical Pressure Vessels, The Welding Journal, 34(12), Research Supplement, 1955.

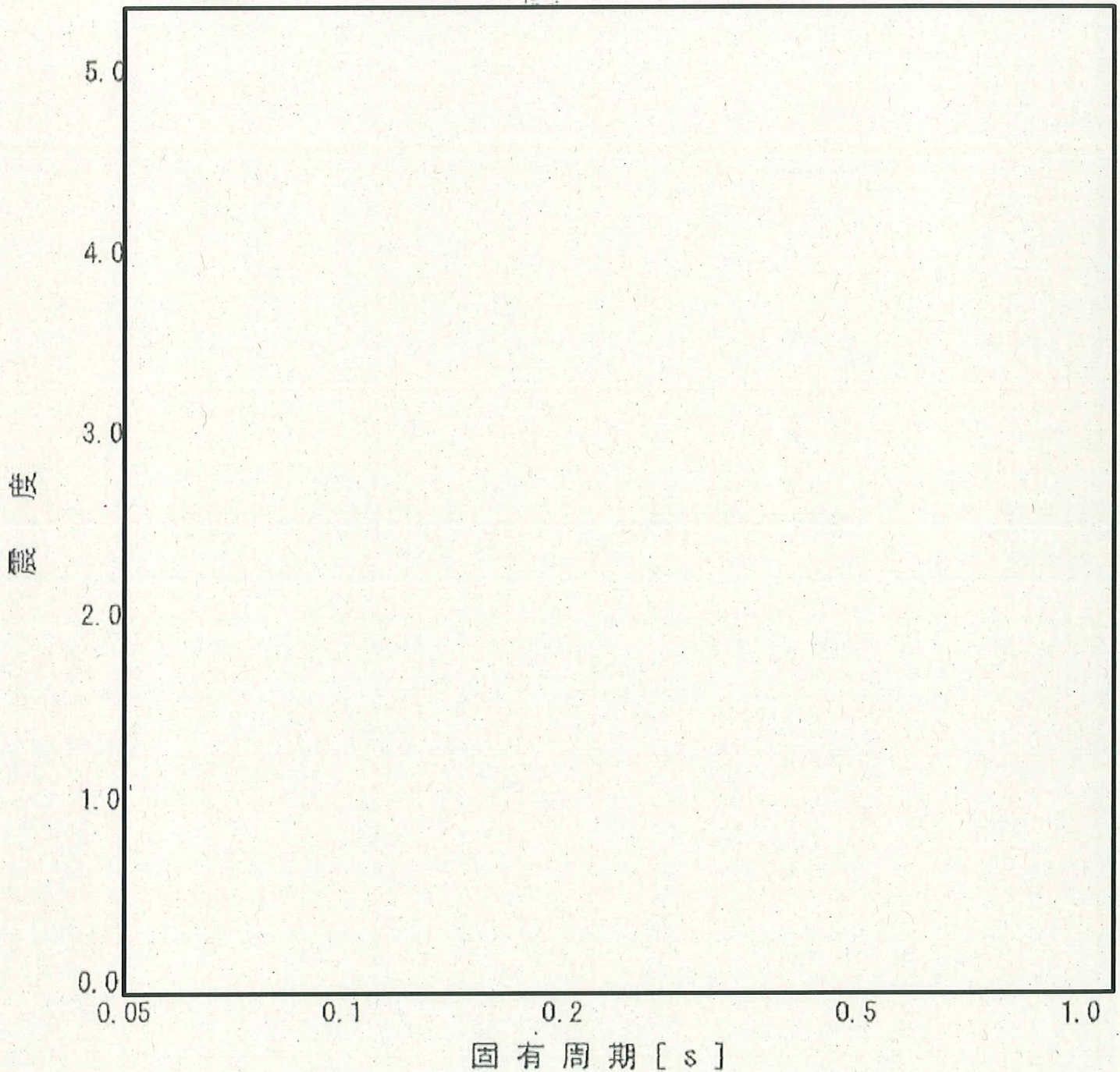
以上

プラント名 : 柏崎刈羽原子力発電所第5号機
構造物名 : 原子炉建屋
方向 : NS方向及びEW方向
波形名 : Ss波
標高 : T.P 12.300m
減衰 : 1.0 (%)



床応答スペクトル (基準地震動 Ss)

プラント名 : 柏崎刈羽原子力発電所第5号機
構造物名 : 原子炉建屋
方向 : NS方向及びEW方向
波形名 : 弾性設計用地震動Sd (Sd-1, Sd-2, Sd-3, Sd-4, Sd-5)
標高 : T.P 12.300m
減衰 : 1.0 (%)



床応答スペクトル (弾性設計用地震動 Sd)

軽油タンクの基礎ボルトの耐震安全性評価

1. 軽油タンクの基礎ボルトの腐食を考慮した耐震安全性評価について

1.1 軽油タンク

軽油タンクは、平底たて置円筒形容器であり、海水熱交換器建屋の上に設置されている。

軽油タンクの外形図を図1に示す。

経年劣化事象として基礎ボルトの腐食（全面腐食）が想定され、基礎ボルトの減肉により、耐震安全性に影響を及ぼす可能性があるため、耐震安全性評価を実施する。

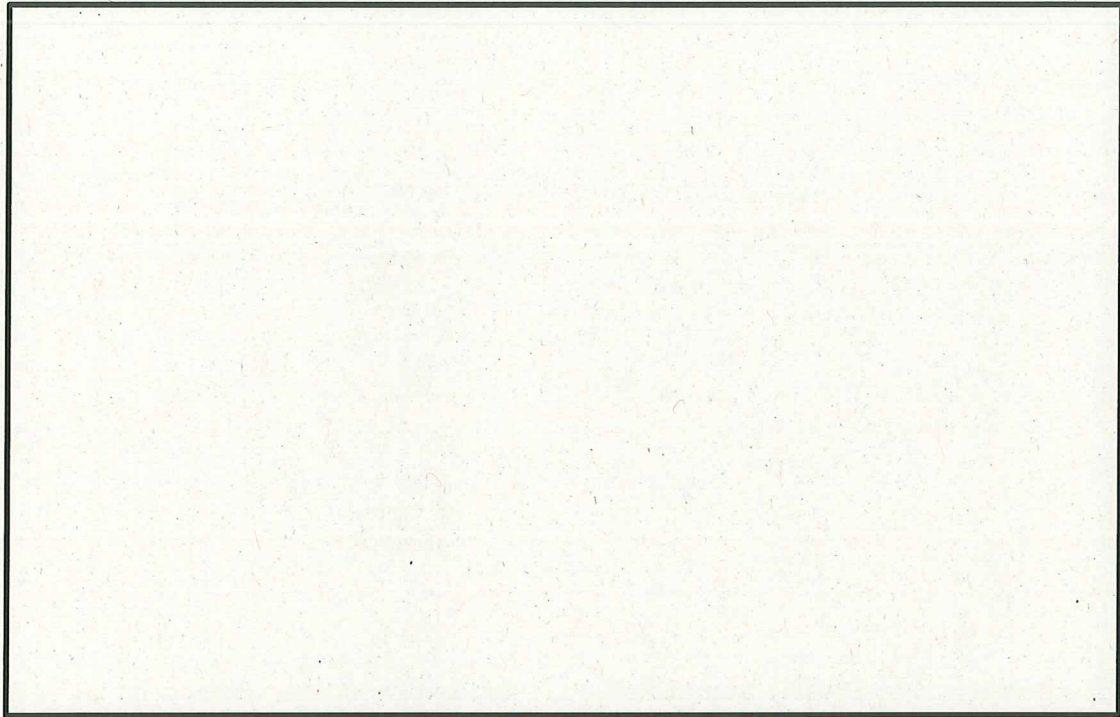


図1 軽油タンク外形図（単位：m）

1.2 評価仕様

軽油タンクの評価仕様を表1に示す。

表1 軽油タンクの評価仕様

項目	記号	入力値	単位
耐震重要度	—	S	—
据付設置建屋	—	Hx/B	—
据付設置位置	—	T. P 12. 3	m
固有周期 (水平方向)	—		s
固有周期 (鉛直方向)	—		—
水平方向設計震度	C_{H1}	2. 47 ^{*3}	—
鉛直方向設計震度	C_{V1}	1. 09	—
水平方向設計震度 (工認)	C_{H0}	0. 93	—
鉛直方向設計震度 (工認)	C_{V0}	0. 29	—
ボルトに働く引張応力 (工認)	σ_b (工認)		kg/mm ²
ボルトに働くせん断応力 (工認)	τ_b (工認)		kg/mm ²
ボルトの断面積 (工認)	A_b (工認)		mm ²
ボルト材質	—		—
ボルト径	d		—
ボルト半径当たり腐食量	c	0. 3	mm
評価温度	—	66	℃
ボルト材の設計降伏点	S_y		MPa
ボルト材の設計引張強さ	S_u		MPa

*1: 水平方向については、胴の減肉を想定していないことから固有周期の値に変化はないと判断し、工認時の値を使用した

*2: 鉛直方向については、

*3: 床応答スペクトル上での水平固有周期に対応する震度 (添付資料 (1) (2) 参照)

2. 評価方法

2.1 発生応力の算出

発生応力は工認時の応力値に震度比を乗じ、これにボルトの減肉を考慮することで算出する。

なお、発生応力の算出は、耐震バックチェック時と同様の評価方針としており、建設時工認での評価応力をもとに評価を行った。

以下に算出過程を記載する。

(1) 震度比 (β)

$$\beta = \max \left\{ \frac{C_{H1}}{C_{H0}}, \frac{C_{V1}}{C_{V0}} \right\}$$

(2) 引張応力

$$\sigma_b = \sigma_b (\text{工認}) \cdot \beta \cdot \frac{A_b (\text{工認})}{A_b}$$

ここで、ボルトの断面積は

$$A_b = \frac{\pi}{4} \cdot (d - 2 \cdot c)^2$$

(3) せん断応力

$$\tau_b = \tau_b (\text{工認}) \cdot \beta \cdot \frac{A_b (\text{工認})}{A_b}$$

(4) 結果

荷重種別	発生応力 (MPa)
引張 (σ_b)	発生せず
せん断 (τ_b)	57

2.2 許容応力の算出

許容応力は、JEAG4601-1987 6.6.3 (1) 容器 c. 平底たて置円筒形容器 (c) 評価方法
(ii) 応力の評価に準拠し算出する。

以下に算出過程を記載する。

(1) 材料の許容応力を決定する場合の基準値 (F) の算出

$$F = \min[S_y, 0.7S_u]$$

(2) 許容引張応力 (f_{t0}) の算出

$$f_{t0} = \frac{F}{2} \cdot 1.5$$

(3) 許容せん断応力 (f_{sb}) の算出

$$f_{sb} = \frac{F}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$$

(4) 組合せを考慮した許容引張応力 (f_{ts}) の算出

$$f_{ts} = \min[f_{t0}, 1.4 \cdot f_{t0} - 1.6 \cdot \tau_b]$$

(5) 結果

荷重種別	許容応力 (MPa)
引張 (f_{ts})	247
せん断 (f_{sb})	190

3. 評価結果

算出結果より、引張、せん断ともに発生応力は、許容応力以下である。

荷重種別	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
引張	発生せず	247
せん断	57	190

4. 鉛直方向設計震度の影響評価

ここでは、鉛直方向設計震度が重力加速度を上回ることから、その影響を確認するため、工認時の応力値を用いた震度比倍法ではなく、JEAG4601に基づき発生応力を算出し、軽油タンクの耐震安全性評価を実施する。

4.1 評価仕様

軽油タンクの評価仕様を表1に示す。

表2 軽油タンクの評価仕様（鉛直方向設計震度の影響評価）

項目	記号	入力値	単位
耐震重要度	—	S	—
据付設置建屋	—	Hx/B	—
据付設置位置	—	T. P 12.3	m
固有周期（水平方向）	—		s
固有周期（鉛直方向）	—		—
水平方向設計震度	C_H	2.47 ^{*3}	—
鉛直方向設計震度	C_V	1.09	—
容器の有効運転重量	W_0		kg
ボルトのピッチ円径	D_c		mm
基礎から容器重心までの距離	l_g		mm
ベースプレートの有効内径	D_{bi}		mm
ベースプレートの有効外径	D_{bo}		mm
ボルトと基礎の縦弾性係数比	s	15	—
ボルト材質	—		—
ボルト径	d		—
ボルト本数	n		—
ボルト半径当たり腐食量	c	0.3	mm
評価温度	—	66	℃
ボルト材の設計降伏点	S_y		MPa
ボルト材の設計引張強さ	S_u		MPa

*1：鉛直方向については、

*2：水平方向については、胴の減肉を想定していないことから固有周期の値に変化はないと判断し、工認時の値を使用した

*3：床応答スペクトル上での水平固有周期に対応する震度（添付資料（1）（2）参照）

4.2 評価方法

4.2.1 発生応力の算出

JEAG4601-1987「c. 平底たて置円筒形容器」(一部, JEAC4601-2008「5.2.2 平底たて置円筒容器」)に基づき評価を行う。

(1) 結果

荷重種別	発生応力 (MPa)
引張 (σ_b)	201
せん断 (τ_b)	72

4.2.2 許容応力の算出

許容応力は, JEAG4601-1987 6.6.3 (1) 容器 c. 平底たて置円筒形容器 (c) 評価方法 (ii) 応力の評価に準拠し算出する。

(1) 結果

荷重種別	許容応力 (MPa)
引張 (f_{ts})	230
せん断 (f_{sb})	190

4.2.3 評価結果

算出結果より, 引張, せん断ともに発生応力は, 許容応力以下である。

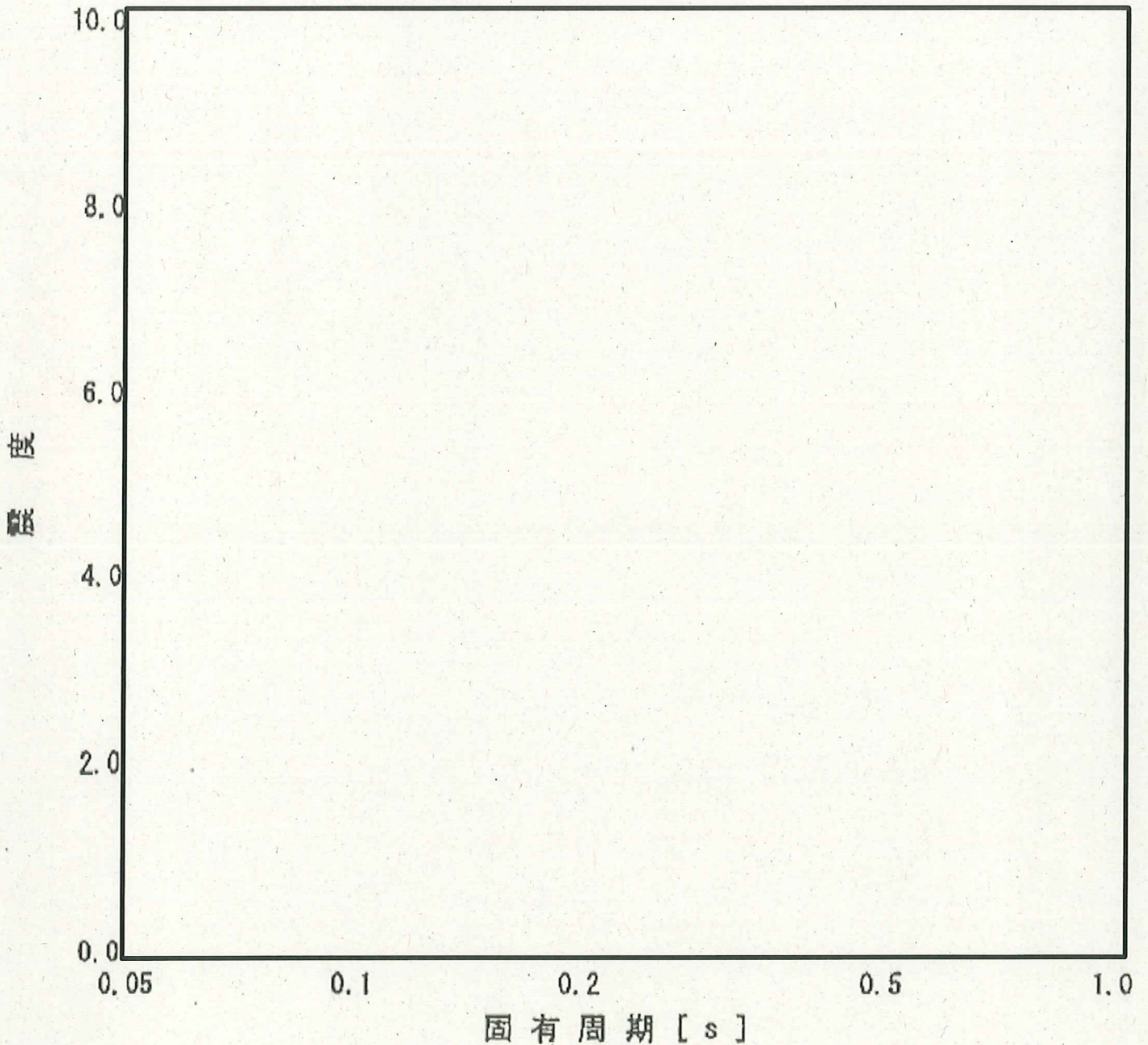
荷重種別	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
引張	201	230
せん断	72	190

5. 添付資料

- (1) 床応答スペクトル (基準地震動 S_s)
- (2) 床応答スペクトル (弾性設計用地震動 S_s)

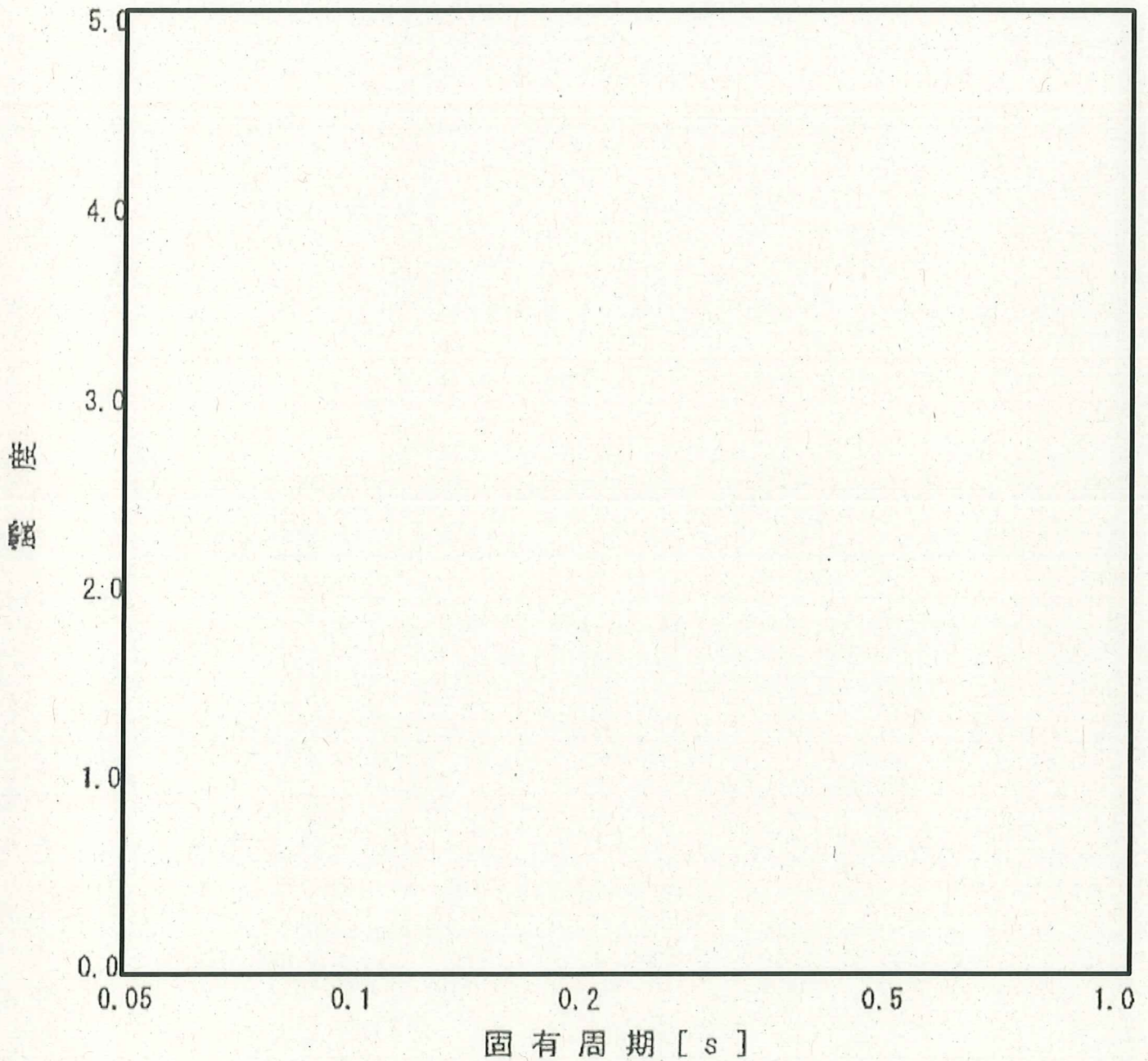
以上

プラント名 : 柏崎刈羽原子力発電所第5号機
構造物名 : 海水熱交換器建屋
方向 : NS方向及びEW方向
波形名 : Ss波 (Ss-1, Ss-2, Ss-3, Ss-4及びSs-5)
標高 : T. P12. 300m
減衰 : 1.0 (%)



床応答スペクトル (基準地震動 Ss)

プラント名 : 柏崎刈羽原子力発電所第5号機
構造物名 : 海水熱交換器建屋
方向 : 水平方向
波形名 : 弾性設計用地震動Sd (Sd-1, Sd-2, Sd-3, Sd-4, Sd-5)
標高 : T.P. 12.300m
減衰 : 1.0 (%)



床応答スペクトル (弾性設計用地震動 Sd)

後打ちメカニカルアンカ及び後打ちケミカルアンカの
耐震安全性評価

後打ちアンカの腐食を考慮した耐震安全性評価について

後打ちアンカについては、メーカーの後打ちアンカ使用基準に基づき、設計許容荷重を定めており、この値以上の荷重がボルトに作用しないよう施工している。

基準地震動 S_s に対する耐震評価時の設計許容荷重を用いて評価した、後打ちアンカ減肉後の応力比の算定条件及び算定結果を表 1 及び表 2 に示す。

この結果、ボルトの減肉を考慮した場合であっても発生応力が許容応力以下になることを確認している。

表 1 後打ちメカニカルアンカの設計許容荷重負荷時のボルト発生・許容応力

		M10	M12	M16			
ボルトの断面積 (mm ²)	減肉前						
	減肉後 ^{*1}						
アンカの設計許容荷重 (kN)	引張						
	せん断						
設計許容荷重負荷時のボルト発生応力 (MPa)	引張						
	せん断						
設計許容荷重負荷、減肉時のボルト発生応力 (MPa)	引張						
	せん断						
ボルトの許容応力 (MPa) ^{*2}	引張						
	せん断						
応力比 ^{*3}	引張				0.28	0.27	0.17
	せん断				0.79	0.82	0.73

*1：ボルト径に対して腐食による減肉を考慮した断面積

*2：ボルトの許容応力は以下の通り。(設計・建設規格及び JEAG4601 による)

- ・ボルトの材質：SS400
- ・周囲環境温度：40 °C
- ・設計降伏点： S_y (245 MPa ($d \leq 16$ mm), 235 MPa (16 mm $< d \leq 40$ mm))
- ・設計引張強さ： S_u (400 MPa)

*3：応力比＝減肉時の発生応力／許容応力

表2 後打ちケミカルアンカの設計許容荷重負荷時のボルト発生・許容応力

		M12	M16	M20	M22	M24					
ボルトの断面積 (mm ²)	減肉前										
	減肉後 ^{*1}										
アンカの設計許容荷重 (kN)	引張										
	せん断										
設計許容荷重負荷時のボルト発生応力 (MPa)	引張										
	せん断										
設計許容荷重負荷, 減肉時のボルト発生応力 (MPa)	引張										
	せん断										
ボルトの許容応力 (MPa) ^{*2}	引張										
	せん断										
応力比 ^{*3}	引張						0.42	0.57	0.53	0.59	0.67
	せん断						0.59	0.67	0.62	0.68	0.79

*1: ボルト径に対して腐食による減肉を考慮した断面積

*2: ボルトの許容応力は以下の通り。(設計・建設規格及び JEAG4601 による)

- ・ボルトの材質: SS400
- ・周囲環境温度: 40 °C
- ・設計降伏点: Sy (245 MPa (d ≤ 16 mm), 235 MPa (16 mm < d ≤ 40 mm))
- ・設計引張強さ: Su (400 MPa)

*3: 応力比 = 減肉時の発生応力 / 許容応力

Sクラス機器については、耐震バックチェックにおいてプラント全体として基準地震動 Ss に対する耐震安全性を確認していることから、この中から屋外設置の評価対象機器・配管系のうち、後打ちケミカルアンカを使用している非常用ガス処理系配管のサポート部について耐震安全性を確認した。

<非常用ガス処理系配管サポート部の評価結果>

本評価では、新潟県中越沖地震後に実施した柏崎刈羽5号炉の耐震強化工事における関連データをを用いて、後打ちケミカルアンカの腐食による減肉を考慮した評価を実施している。

1. 評価仕様

(1) 機器・配管構造

当該サポート詳細図を図1に示す。

対象サポート番号 : SB-SGTS-1403T 及び SB-SGTS-1404T (取付角度)

(2) 評価条件

- ・ ボルト材質 :
- ・ ボルト径 d*1 :
- ・ ボルト半径当りの腐食量 c : 0.3 mm
- ・ 周囲環境温度 : 40 ℃

*1: ボルト径は谷径 の場合, JIS B0205-4 より (mm) を適用

2. 評価方法及び評価結果

(1) 評価用荷重について

後打ちケミカルアンカ 1 本当りの引張及びせん断荷重は、サポート軸方向の荷重とサポートの取付角度より、後打ち金物に作用する引張方向及びせん断方向の荷重を算出し、この荷重を後打ちケミカルアンカの本数で除した荷重である。

表3に対象サポートの反力に基づく、後打ちケミカルアンカ 1 本当りの引張及びせん断荷重を示す。

表3 後打ちケミカルアンカ 1 本当りの引張及びせん断荷重

[kN]

サポート番号	サポート軸方向の荷重	後打ち金物の荷重		アンカ 1 本当りの荷重	
		引張	せん断	引張	せん断
		Ft	Fs	Fba	Fbb
SB-SGTS-1403T					
SB-SGTS-1404T					

(2) 応力計算について

後打ちケミカルアンカ 1 本当りに発生する引張応力 (σ_b) 及びせん断応力 (τ_b) は,

$$\sigma_b = \frac{F_{ba}}{A_b}$$

$$\tau_b = \frac{F_{bb}}{A_b}$$

ここで、腐食量を考慮した後打ちケミカルアンカの断面積 (A_b) は,

$$A_b = \frac{\pi}{4} (d - 2c)^2$$

(3) 許容応力について

後打ちケミカルアンカの許容応力は以下のとおり。

- ・ 設計降伏点 : Sy (235 MPa (16 mm < d ≤ 40 mm))
- ・ 設計引張強さ : Su (400 MPa)

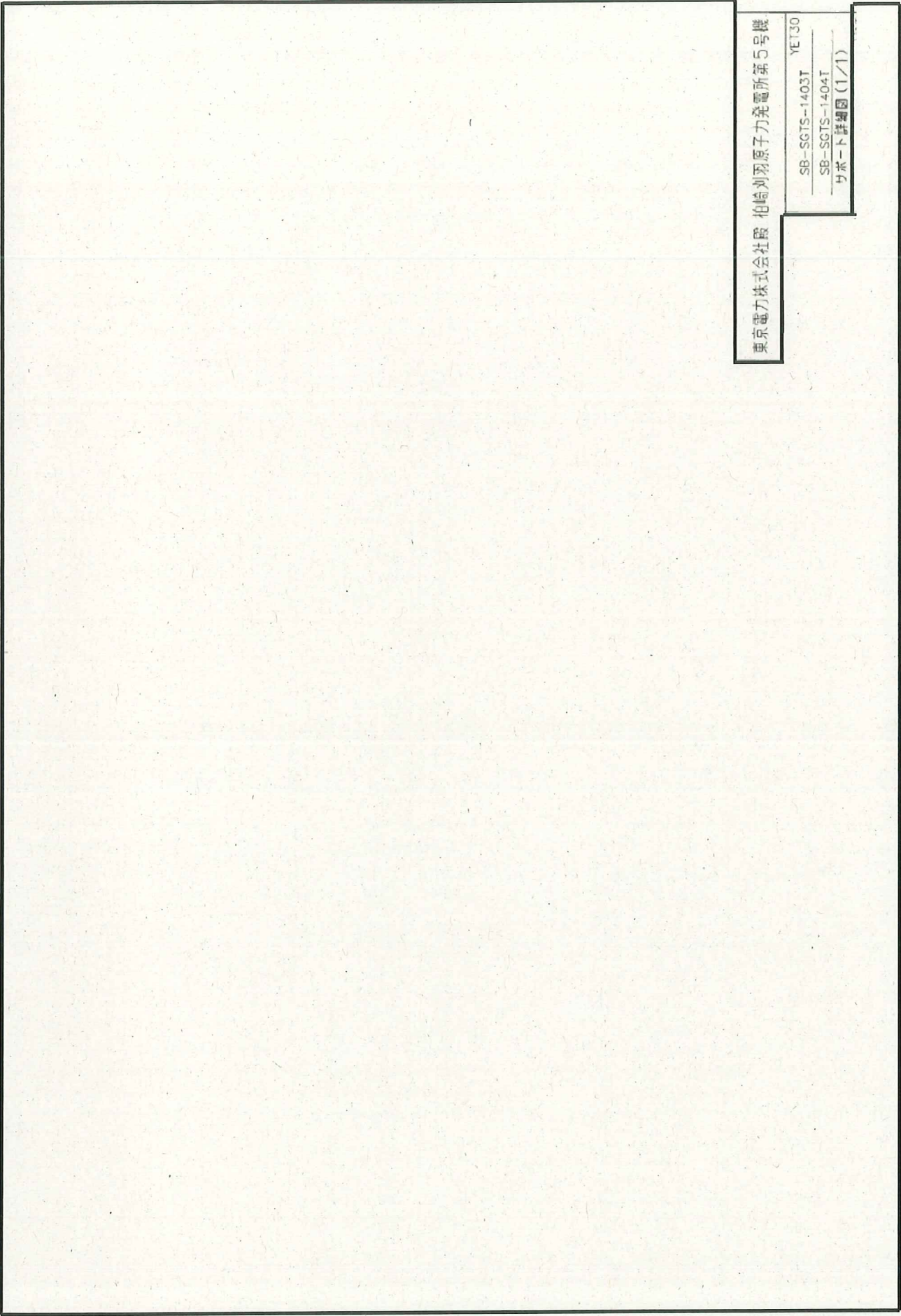
--

(4) 評価結果について

当該サポート部の後打ちケミカルアンカの腐食による減肉を考慮した評価結果を表 4 に示す。

表 4 当該サポート部の後打ちケミカルアンカの評価結果

サポート番号	[MPa]			
	アンカ 1 本当りの発生応力		許容応力	
	引張応力 σ_b	せん断応力 τ_b	引張	せん断
SB-SGTS-1403T				
SB-SGTS-1404T				



東京電力株式会社 柏崎刈羽原子力発電所第5号機

SB-SCTS-1403T YET30

SB-SCTS-1404T

サポート詳細図(1/1)

図1 サポート詳細図

以上

別紙 8 原子炉再循環系配管の粒界型応力腐食割れを■事象とする評価の具体的内容について

電気事業法第55条第3項の規定により報告した、「柏崎刈羽原子力発電所 第5号機 原子炉冷却材再循環系配管の欠陥に関する評価の報告について（総管発21第297号 平成22年1月20日）」の添付資料「柏崎刈羽原子力発電所 第5号機 原子炉冷却材再循環系配管の欠陥評価について（1-C042AY）」及びその参考資料[1]「柏崎刈羽原子力発電所 第5号機 原子炉冷却材再循環系配管の欠陥評価について（1-C042AY）（新耐震指針を踏まえた欠陥評価について）」により、原子炉再循環系配管において検出された応力腐食割れに対し、基準地震動 S_s を考慮したき裂の進展・破壊評価を実施している。

この結果、技術基準に適合しなくなると見込まれる時期は運転時間で30.9年後であると評価されており、今後は「発電用原子力設備における破壊を引き起こすき裂その他の欠陥の解釈について」（以下「欠陥の解釈」という）に則り、継続検査並びに健全性評価を行うことから耐震安全性に影響を与えることはないと判断している。

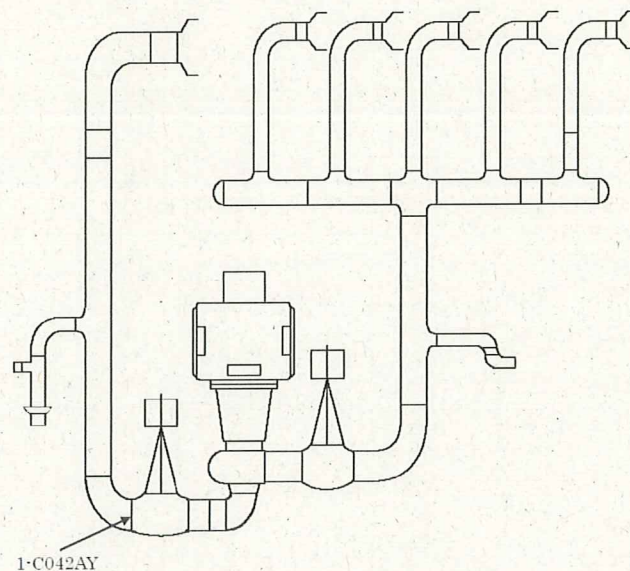
評価の具体的内容は前述の報告書参照、評価の概要を以下に示す。

【評価の概要】

「欠陥の解釈」に準拠し、「維持規格」のEB-4000を基本に評価を実施する。

1. 評価対象欠陥（モデル化後）

UT指示に基づき、「維持規格」のEB-4200に規定される「欠陥形状のモデル化」及び同添付E-1「欠陥形状のモデル化」に従い欠陥のモデル化を行う。



継手番号	配管外径 Do (mm)	肉厚*1 t (mm)	欠陥深さ a (mm)	欠陥長さ ℓ (mm)	溶接金属までの 深さ*2dc (mm)
1-C042AY	609.6	30.6	4.7	105	6.0

*1：肉厚は詳細板厚測定における実測値最小値を採用。

外径は公称値を採用。

*2：溶接金属までの深さは下式により算定した。

$$dc = 1.0 \times ((2.5\text{mm}) - (2.2\text{mm} : \text{裏波幅の半分})) + 5.7\text{mm} = 6.0\text{mm}$$

2. き裂進展評価

2.1 負荷条件

原子炉冷却材再循環系配管の疲労及びSCCの進展評価に用いる負荷条件は、「維持規格」のEB-4320による「負荷条件」及び添付E-7[欠陥評価に用いる荷重]に従い、以下の通り設定する。

- ・疲労き裂進展評価で考慮する荷重

供用状態 A, B (過渡条件) で発生する荷重 (内圧, 自重, 熱膨張, 肉厚内外温度差による熱荷重), 地震力, 溶接残留応力

- ・SCC き裂進展評価で考慮する荷重

供用状態 A (定格運転時) で発生する荷重 (溶接残留応力及び内圧, 自重, 熱膨張)

2.2 き裂進展モデル

モデル化した欠陥については、「維持規格」のEB-4351「疲労によるき裂進展」、同EB-4352「SCCによるき裂進展」に従い、欠陥の長さ及び深さ方向について欠陥の進展を予測する。

2.3 き裂進展速度

原子炉冷却材再循環系配管のき裂進展速度は、「欠陥の解釈」に準拠し以下の通り算出する。

SCCのき裂進展速度は、低炭素ステンレス鋼のき裂の特徴を考慮し、硬化部分については、「維持規格」の解説2-2-34「図1 低照射領域の通常炉内水質環境下におけるオーステナイト系ステンレス鋼の応力腐食割れき裂進展評価線図」(鋭敏化SUS304のき裂進展速度線図)、溶接金属部分については、「維持規格」の添付J-2の「表 添付 J-2-1 応力腐食割れき裂進展速度式」に定めるものを適用する。

疲労き裂の進展速度は、「維持規格」の添付E-2-7「図 添付 E-2-FA-2 オーステナイト系ステンレス鋼のBWR 通常一次系水質環境中の疲労き裂進展速度線図」に定めるものを適用する。

2.4 SCC+疲労き裂進展評価結果

SCCき裂進展後の予測寸法を初期欠陥寸法とした、疲労き裂進展評価から求めた評価期間後(き裂長さが許容欠陥寸法の限界に達する期間である30.9年後、以下同じ)の予測欠陥寸法を下表に示す。

継手番号	SCC き裂進展後の寸法 (mm)		疲労き裂進展後の予測欠陥寸法(mm)	
	深さ a_s	長さ l_s	深さ a_f	長さ l_f
1-C042AY (30.9 年後)	7.3	285	7.4	287

3. 破壊評価

3.1 負荷条件

「維持規格」のEB-4410「負荷条件」及び添付E-7「欠陥評価に用いる荷重」に従い、荷重条件は供用状態A、B及び地震荷重を考慮した供用状態C、Dで最も厳しい荷重を仮定した。具体的には、原子炉冷却材再循環系配管に加わる内圧、自重、熱膨張及び地震荷重(Ss)を考慮して評価した。

3.2 破壊評価の方法

原子炉冷却材再循環系配管の破壊評価は、「維持規格」のEB-4420「破壊評価法」の規定に従い、同EB-4440「弾塑性破壊力学評価法」及び添付E-9「弾塑性破壊力学評価法」に従い評価した。

3.3 許容欠陥寸法の限界の評価結果

評価期間後の予測欠陥寸法は、下表に示すとおり、長さが許容欠陥寸法の限界に達するものの、深さは許容欠陥寸法を下回っている。

継手番号	き裂進展後の 予測欠陥寸法 (mm)		許容欠陥寸法の限界
	深さ a_f	長さ l_f	
1-C042AY (30.9年後)	7.4	287	$a_f \leq 22.9\text{mm}$ (0.75t) $l_f \leq 287\text{mm}$ (欠陥角度 60°)
	7.4	287	

3.4 許容応力による評価結果

評価期間後の作用曲げ応力は、下表に示す通り許容曲げ応力を下回ることが確認された。

継手番号	予測欠陥寸法 (mm)		許容状態 A,B (MPa)		許容状態 C,D (MPa)	
	深さ a_f	長さ l_f	作用曲げ 応力 P_b	許容曲げ 応力 S_c	作用曲げ 応力 P_b	許容曲げ 応力 S_c
1-C042AY (30.9年後)	7.4	287	2.3	62.1	78.3	164.2

4. まとめ

以上の評価結果から、当該配管の健全性は運転時間で30.9年間まで確保されると評価された。

以上

別紙 9 動的機能維持評価の記載方針について

動的機能維持評価は、耐震安全性評価対象機器の動的機能維持要求（JEAG4601）の有無、耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象（◎事象）の有無を踏まえ、評価の分類を定めている。この分類に応じて実施した動的機能維持評価結果の記載についても、分類ごとに記載方針を定め、個別機器ごとに評価結果を総括した内容を記載している。

表 9-1 に動的機能維持評価の分類と記載方針を、表 9-2 に個別機器ごとの記載方針と評価内容を示す。

表 9-1 動的機能維持評価の分類と記載方針

個別機器の耐震安全性評価における動的機能維持評価の分類	動的機能維持評価の記載方針	
①個別機器の耐震安全性評価において、動的機能維持が要求される機器なし。	記載なし。	方針①
②個別機器の耐震安全性評価において、動的機能維持が要求される機器があるものの、当該機器に◎事象なし。 また、当該機器の耐震安全性に影響を及ぼすと考えられる他の個別機器についても◎事象なし。	〇〇における高経年化に対する技術評価により、各部位に想定される経年劣化事象については、現状の保全対策により機器に与える影響が十分小さいことを確認した。 また、耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象は抽出されなかった。 これより、経年劣化事象を考慮しても、地震時に動的機能の維持が要求される機器における地震時の応答加速度は各機器の機能確認済加速度を上回るものでないと考えられ、地震時の動的機能についても維持されると判断される。	方針②
③個別機器の耐震安全性評価において、動的機能維持が要求される機器があるものの、当該機器に◎事象なし。 ただし、当該機器の耐震安全性に影響を及ぼすと考えられる他の個別機器に◎事象があり、耐震安全性評価の実施により機器の振動応答特性への影響が「軽微もしくは無視」できることを確認する必要がある。	〇〇における高経年化に対する技術評価により、各部位に想定される経年劣化事象については、現状の保全対策により機器に与える影響が十分小さいことを確認した。 また、耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象に対する耐震安全性評価の実施により、〇〇における動的機能維持に必要となる部位での経年劣化事象は、機器の振動応答特性への影響が「軽微もしくは無視」できることを確認した。 これより、経年劣化事象を考慮しても、地震時に動的機能の維持が要求される機器における地震時の応答加速度は各機器の機能確認済加速度を上回るものでないと考えられ、地震時の動的機能についても維持されると判断される。	方針③
④個別機器の耐震安全性評価において、動的機能維持が要求される機器があり、さらに当該機器及び当該機器の耐震安全性に影響を及ぼすと考えられる他の個別機器に◎事象があるため、耐震安全性評価の実施により機器の振動応答特性への影響が「軽微もしくは無視」できることを確認する必要があるもの。		

表 9-2 個別機器ごとの記載方針と評価内容

個別機器	動的機能維持評価結果の記載方針※	方針②、③の記載の評価内容
ポンプ	方針②	◎事象は抽出されず、全ての事象が▲、－、×、■事象であり、耐震安全上の影響がないことを確認している。
熱交換器	方針①	－
ポンプモータ	方針②	◎事象は抽出されず、全ての事象が▲、－、×、■事象であり、耐震安全上の影響がないことを確認している。
容器	方針①	－
配管	方針①	－
弁	方針③	給水系弁のうち給水系原子炉給水ライン外側隔離弁について、当該弁の◎事象として弁箱の疲労割れが抽出されていること及び他の個別機器の◎事象として当該弁を支持する配管の疲労割れが抽出されていることから、各々の耐震安全性評価結果より機器の振動応答特性への影響が「軽微もしくは無視」できることを確認している。
炉内構造物	方針①	－
ケーブル	方針①	－
コンクリート及び鉄骨構造物	方針①	－
計測制御設備	方針②	◎事象は抽出されず、全ての事象が▲、－、×、■事象であり、耐震安全上の影響がないことを確認している。
空調設備	方針②	◎事象は抽出されず、全ての事象が▲、－、×、■事象であり、耐震安全上の影響がないことを確認している。
機械設備	方針③	非常用ディーゼル機関付属設備のうち燃料移送ポンプについて、他の個別機器の◎事象として当該ポンプを支持する基礎ボルトの全面腐食が抽出されていることから、基礎ボルトの耐震安全性評価結果より機器の振動応答特性への影響が「軽微もしくは無視」できることを確認している
電源設備	方針②	◎事象は抽出されず、全ての事象が▲、－、×、■事象であり、耐震安全上の影響がないことを確認している。
基礎ボルト	方針①	－

※ 表 9-1 に示す記載方針番号

以上