

美浜3号炉－耐震－7

タイトル	格納容器貫通部等の炭素鋼配管母管の内面の全面腐食を耐震安全上考慮する必要が無い経年劣化事象として抽出する根拠について
説明	<p>炭素鋼配管母管を含む配管の内面腐食（全面腐食）については、30年目の高経年化技術評価（PLM30）では、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象として、評価の対象としていたが、劣化状況評価（PLM40）では、現状保全を継続することで、機能の維持は可能であることから、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではないと評価しており、耐震安全性評価では仮に腐食が進行しても現状保全によって管理される程度の範囲の進行では固有振動数の変化および断面係数への影響は軽微であることから、耐震安全性に影響を与えるものではないとしている。</p> <p>したがって、今後も現状保全で管理される程度の範囲の進行では固有振動数/強度への影響は軽微であることから、耐震安全性に影響を与えるものではないとしている。</p> <p>PLM30および劣化状況評価（PLM40）での評価内容は以下のとおり。</p> <p>&lt;PLM30での評価&gt;</p> <p>【消火水系統配管、雑用空気系統配管】（格納容器貫通部貫通配管） 消火水ライン及び雑用空気ラインの貫通配管は、炭素鋼製であり、消火水ラインについては内部流体が飽和溶存酸素濃度（最大約8ppm）水であること、また雑用空気ラインについては結露水が発生する可能性もあることから、長期使用により腐食減肉する可能性がある。</p> <p>【復水器空気抽出系統配管（PLM40では評価対象外）、気体廃棄物処理系統配管】 復水器空気抽出系統配管の通常運転時使用されず内部流体が滞留する部位では、通常の水質管理が困難となり、腐食が発生する可能性があることから、経年変化に対する評価が必要である。 また、気体廃棄物処理系統配管の内部流体には水分等も含まれており、腐食が発生する可能性があることから、経年変化に対する評価が必要である。</p> <p>【海水系統配管】 海水が接するため、内部にライニングを施工しているが、ライニングのはく離等により海水が接液した場合は、腐食が発生する可能性があることから、経年変化に対する評価が必要である。</p> <p>&lt;劣化状況評価（PLM40）での評価&gt;</p> <p>【消化水系統配管、雑用空気系統配管】（格納容器貫通部貫通配管） 消火水ラインおよび雑用空気ラインの貫通配管は炭素鋼製であり、</p>

消火水ラインについては内部流体が飽和溶存酸素濃度（最大約8ppm）水であること、また雑用空気ラインについては結露水が発生する可能性もあることから、腐食が発生する可能性がある。

しかしながら、定期的な系統機器の目視確認により、腐食の傾向のないことを確認するとともに、定期的に原子炉格納容器漏えい率試験によりバウンダリ機能の健全性を確認している。

したがって、今後も現状保全を継続することで機能の維持は可能であることから、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない。

#### 【補助給水系統配管、気体廃棄物処理系統配管】

補助給水系統配管については、通常運転時使用されていない閉塞滞留部となるような部位では、通常の水質管理が困難となり、腐食の可能性は否定できない。

また、気体廃棄物処理系統配管については内部流体に水分等も含まれていることから、同様に腐食の可能性は否定できない。

しかしながら、補助給水系統配管および気体廃棄物処理系統配管は、系統の弁の分解点検時にあわせて配管の内面を目視確認することで、機器の健全性を維持している。

したがって、今後も現状保全を継続することで、機能の維持は可能であることから、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない。

#### 【海水系統配管】

海水系統配管には海水が接するため、内部にライニングを施工しているが、ライニングのはく離等により海水が接液した場合は、腐食が発生する可能性がある。

しかしながら、定期的にライニング点検（目視確認またはピンホール検査）を実施し、ライニングの健全性を確認することにより機能を維持している。

したがって、今後も現状保全を継続することで、機能の維持は可能であることから、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない。

#### 《参考》補助給水系統配管の技術評価について

補助給水系統配管のPLM30での高経年化技術評価内容は以下のとおり。

##### <PLM30での評価>

通常運転時使用されていない閉塞滞留部となるような部位では、通常の水質管理が困難となり、腐食が発生する可能性がある。酸素含有水中における炭素鋼の腐食に及ぼす影響（防食技術便覧：腐食防食協会編）より評価した結果、運転開始後60年時点での推定腐食量は、腐れ代の約1/2である。また、補助給水系統配管については、第21回定期検査時（2004年度～）に外面からの超音波による肉厚計測を実施し、有意な減肉がないことを確認している。

また、現状保全として、系統機器の分解点検時に有意な腐食のないことを目視確認している。なお、有意な腐食のないことは、目視確認により検知可能であり、点検手法として適切である。

したがって、母管の腐食については、現状保全項目に、高経年化対

策の観点から追加すべきものはないと判断する。

PLM30での耐震評価では、非代表機器として下記のとおり耐震評価を実施している。

評価対象	地震力	運転開始60年時点での想定腐食量	応力比*1
補助給水系統配管	S <sub>2</sub> 地震力	0.8mm（一様減肉）	0.65
	A地震力	0.8mm（一様減肉）	0.74

\*1：応力比＝一次応力／許容応力

なお、参考に新S<sub>s</sub>地震動によりPLM30と同様の減肉を想定した確認を行った結果、応力比は問題がなく、また、応力減肉あり／なしの差は僅かであり、耐震安全上問題ないことを確認している。

したがって、PLM40では、今後も現状保全を継続することで、機能の維持は可能であることから、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではないとしている。

以 上



美浜3号炉－耐震－8

タイトル	高経年化対策上着目すべきでない経年劣化事象において、ステンレス配管母管の内面からの応力腐食割れを、耐震安全上考慮する必要が無い経年劣化事象として抽出する根拠について。
説明	<p>ステンレス鋼配管母管の内面については、1次系水質環境下においても局所的に溶存酸素濃度が高くなる等の理由で内面からの応力腐食割れが発生する可能性は否定できない。</p> <p>しかしながら、高温かつ溶存酸素濃度が高くなる可能性のある範囲の溶接部については、SUS304系から耐応力腐食割れ性に優れているSUS316系に取替を完了しており、応力腐食割れの可能性は小さい。</p> <p>さらに、供用期間中検査時に超音波探傷試験を実施して有意な欠陥がないことを確認するとともに、漏えい検査により機器の健全性を維持している。</p> <p>したがって、今後も現状保全で管理される程度の範囲の進行では固有振動数の変化および断面減少による応力増加への影響は軽微であることから、耐震安全性に影響を与えるものではないとしている。</p> <p>PLM30での高経年化技術評価内容は以下のとおり。</p> <p>&lt;PLM30での評価&gt;</p> <p>〔余熱除去系統配管〕</p> <p>通常運転時に使用されず閉塞滞留部となり溶存酸素濃度が高くなる可能性があり、かつ、1次冷却材の流れの影響により高温となる可能性のある部位については、応力腐食割れ発生の可能性は否定できない。</p> <p>ただし、当該部位については、SUS304系より耐応力腐食割れ性が優れているSUS316系を使用している。</p> <p>健全性評価結果から判断して、母管の内面からの応力腐食割れ発生の可能性は、小さいと考えるが否定できないため、高温で溶存酸素濃度が高くなる可能性がある部分について、溶接部を対象とした超音波探傷検査を実施していく。</p> <p>〔化学体積制御系統配管、安全注入系統配管〕</p> <p>高経年化に当たっては、応力腐食割れ発生の可能性は否定できない。したがって、高温で溶存酸素濃度が高くなる可能性がある部分について、代表部位の溶接部を対象とした超音波探傷検査を実施していく。</p>



《参考》美浜3号機 O<sub>2</sub> SCC対象配管の取替え実績

対象ライン	系 統	実施時期	対 策
加圧器スプレライン	RCS	①、⑤	I
加圧器補助スプレライン	RCS	⑤	I、II-1
加圧器スプレハイパスライン	RCS	②	I
加圧器下部水位計ライン	RCS	①	I
RCS冷却材ドレンライン	RCS	②、④	I
SIS蓄圧注入ライン	SIS	④	I
SIS安全注入ライン	SIS	⑤	I、II-1
抽出ライン	CVCS	③、④	I
充てんライン	CVCS	③、④	I
充てん待機ライン	CVCS	⑤	II-2

〈系 統〉

RCS：1次冷却系統 (Reactor Coolant System)

CVCS：化学体積制御系統 (Chemical and Volume Control System)

SIS：安全注入系統 (Safety Injection System)

〈実施時期〉

①第17回：平成11年4月～6月

②第18回：平成12年7月～10月

③第19回：平成14年1月～3月

④第21回：平成16年8月～平成19年2月

⑤第25回：平成23年5月～現在

※⑤はPLM30後の対策 (黄色ハッチング)

〈対策〉

I : SUS304SW (ソケット溶接) →SUS316BW (突合せ溶接) への取替

II-1 : SUS304BW (突合せ溶接) →SUS316BW (突合せ溶接) への取替

II-2 : SUS304BW (突合せ溶接) 配管の撤去

※SUS304BW (突合せ溶接) 配管の対策は、美浜3号機PLM30の後に実施した。

〈美浜3号機データ〉

・ 運開30年 平成18年11月30日

・ PLM30認可 平成18年7月27日

以上

美浜3号炉－耐震－9

タイトル	蒸気発生器の冷却材出入口管台セーフエンドの応力腐食割れに対する耐震安全性評価について
説明	<p>蒸気発生器の冷却材出入口管台セーフエンドの応力腐食割れについては、「美浜2号における評価」に基づき同様の評価を実施することとする。なお、対象の劣化モードはPWSCCですが、「美浜2号における評価」においては下記に示すとおり（1）「PWSCC」に加え（2）「低サイクル疲労」による進展も考慮しているため、同様に「低サイクル疲労」による進展も加えた評価を行うこととする。</p> <p>（1）PWSCC進展評価 セーフエンド部の運転中の軸方向応力は表面は引張応力であるが、板厚内で圧縮応力となることから、SCC進展における応力拡大係数<math>K=0</math>となる深さの全周内表面欠陥を想定する。</p> <p>（2）低サイクル疲労進展評価 PWSCCによるき裂の進展が停留する応力拡大係数<math>K=0</math>を初期欠陥深さとして疲労進展評価を行い、得られた進展量を加えた欠陥深さを評価用の欠陥とする。</p> <p>評価内容および結果については添付－1に示す。</p>

1. 評価仕様

想定する欠陥は、周方向欠陥とする。発電用原子力設備規格維持規格（以下、JSME 維持規格）の EB-1320 の第二段階の欠陥評価に基づき、蒸気発生器入口セーフエンド部の周方向欠陥の健全性評価を実施する。当部位の運転中の応力分布は、引張応力から圧縮応力に変化するため、SCCによる進展は停留すると考えられることから、停留した欠陥深さから疲労によるき裂進展評価を実施する。破壊評価は、評価末期の欠陥に対して、極限荷重法を用いて実施する。評価フローを図1に示す。

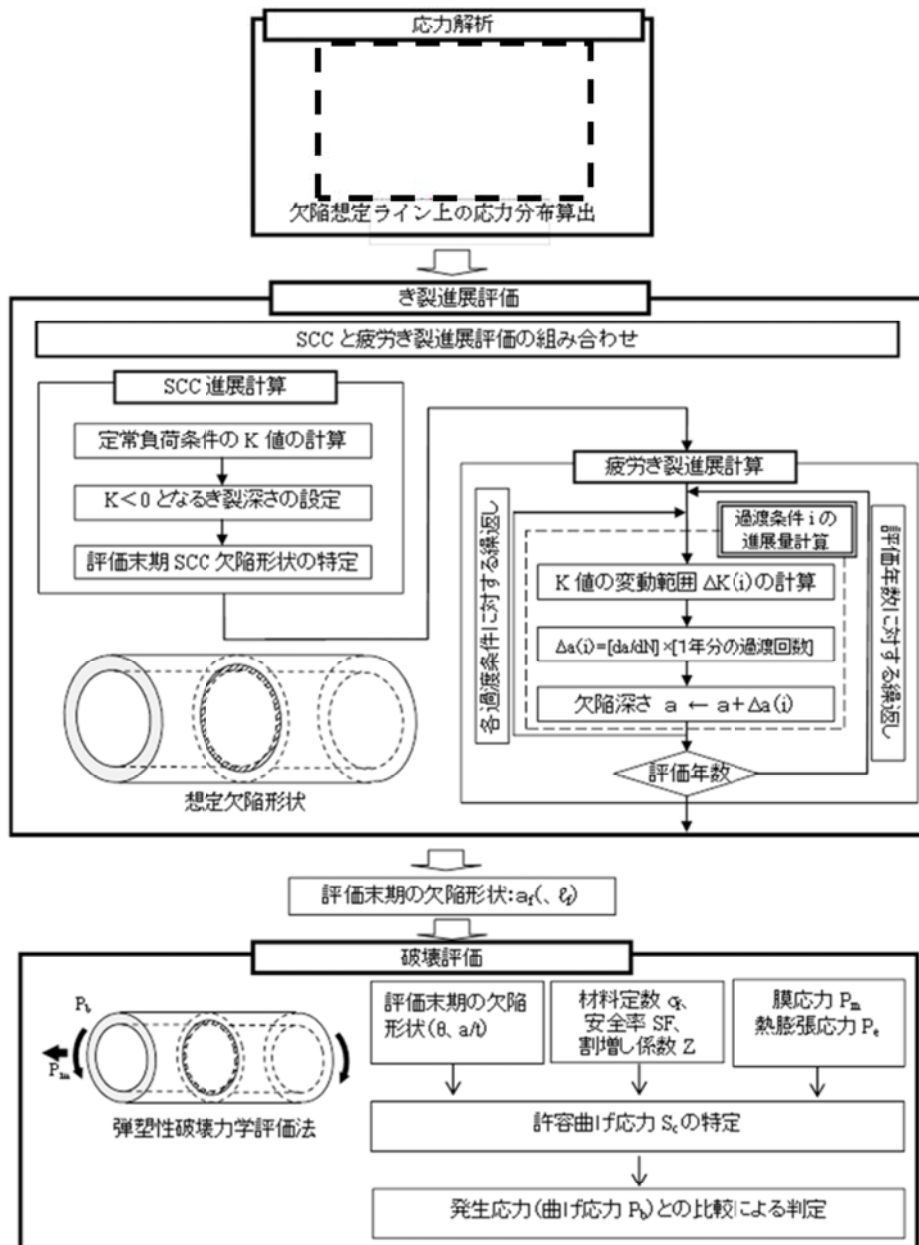


図1 評価フロー

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



2. 解析モデル

セーフエンドの主要形状寸法を表1に、評価対象の構造を図2に示す。評価用荷重条件は、JSME維持規格「添付E-7」より定常負荷条件とする。定常負荷条件で発生する応力は、溶接時残留応力、出力運転時の内圧および熱荷重による応力、機械的荷重による応力である。なお、欠陥想定ライン上の応力分布算出のうち溶接時残留応力は、蒸気発生器管台セーフエンド部のニッケル基合金溶接部の溶接過程を模擬したFEM弾塑性解析により求めたものを用いた。内圧及び熱による応力は定常運転時の内圧と温度よりFEM弾性解析により求めたものを用いた。

表1 主要形状寸法

部位	外径 Do (mm)	内径 (mm)	板厚 t (mm)
入口管台			

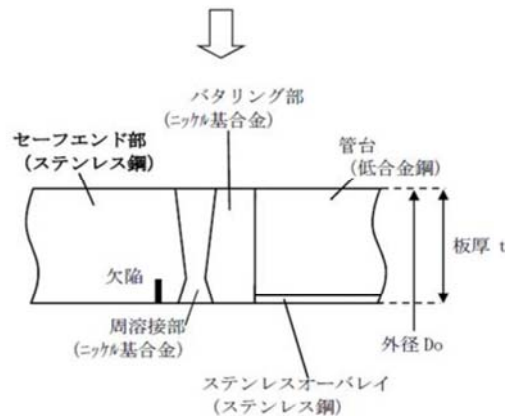
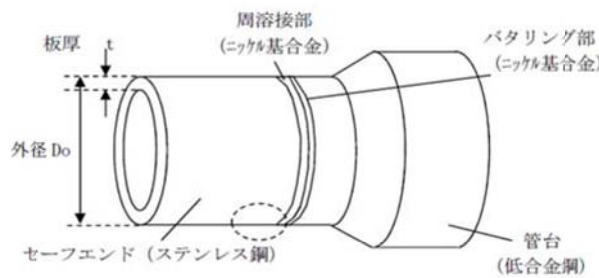


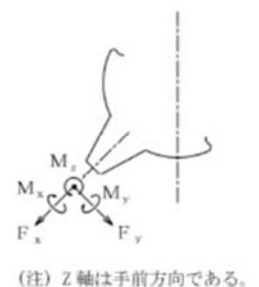
図2 評価対象構造

3. 評価条件

評価に用いた機械的荷重 (外荷重) 条件を表2、疲労進展評価に考慮した過渡条件を表3、破壊評価に考慮した条件を表4に示す。

表2 荷重条件

荷重の種類		軸力 (kN)			曲げモーメント (kN・m)		
		F <sub>X</sub>	F <sub>Y</sub>	F <sub>Z</sub>	M <sub>X</sub>	M <sub>Y</sub>	M <sub>Z</sub>
自重							
熱膨張							
管台 反力	S <sub>s</sub> 地震時						
	S <sub>d</sub> 地震時						



※：全波包絡荷重による評価

全波包絡荷重：25波それぞれで、荷重6成分 (F<sub>x</sub>、F<sub>y</sub>、F<sub>z</sub>、M<sub>x</sub>、M<sub>y</sub>、M<sub>z</sub>) のうち評価に用いる荷重成分で (Max F<sub>x1</sub>-24、Max F<sub>y1</sub>-24、Max F<sub>z1</sub>-24、Max M<sub>x1</sub>-24、Max M<sub>y1</sub>-24、Max M<sub>z1</sub>-24) を算出し、25波包絡荷重にて評価を実施した結果

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

表3 疲労進展評価時の過渡条件 (供用状態A及びB、並びに、地震荷重)

供用状態	過渡条件	PLM評価用過渡回数 (プラント供用60年想定)	
A	起動		
	停止		
	負荷上昇 (負荷上昇率5%/min)		
	負荷減少 (負荷減少率5%/min)		
	90%から100%へのステップ状負荷上昇		
	100%から90%へのステップ状負荷減少		
	100%からの大きいステップ状負荷減少		
	定常負荷運転時の変動		
	燃料交換		
	0%から15%への負荷上昇		
	15%から0%への負荷減少		
	1 ループ停止		
	1 ループ起動		
	B		負荷の喪失
外部電源喪失			
1次冷却材流量の部分喪失			
100%からの 原子炉トリップ		不注意な冷却を伴わないトリップ	
		不注意な冷却を伴うトリップ	
		不注意な冷却と安全注入を伴うトリップ	
1次冷却系の異常な減圧			
制御棒クラスタの落下			
出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動			
1次冷却系停止ループの誤起動			
タービン回転試験			
1次系漏えい試験			
地震	S <sub>d</sub> *の1/3の地震力		

\*: プラント使用60年到達時点 (SG取替後の想定使用年数 (40年) 到達時点) で考慮する回数。  
 なお、地震回数は下記のとおり算出した。

- ・ 1/3 S<sub>d</sub>地震の頻度: 1回/10年
- ・ 地震1回あたりの等価繰り返し回数: 1回/地震1回
- ・ 使用期間: 40年

以上より、地震回数は、1回 ⇒ 安全側に1回と想定した。

また、S<sub>d</sub>の地震力は、S<sub>d</sub>25波 (S<sub>d</sub>-1~24) による荷重と、静的地震力(水平3.6CI、鉛直1.2CV)による荷重とを包絡した荷重を用いた。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

表4 破壊評価用条件

供用状態		供用状態C&D		
温度 T(°C)				
設計応力強さ S <sub>m</sub> (MPa)				
流動応力 σ <sub>f</sub> (MPa) (=2.7S <sub>m</sub> )				
周方向欠陥用 応力	膜応力 P <sub>m</sub> (MPa)			
	曲げ応力 P <sub>b</sub> (MPa)			
	熱膨張応力 P <sub>c</sub> (MPa)			
	地震			S <sub>s</sub> (S <sub>s</sub> -3)
最大合計	膜応力 P <sub>m</sub> (MPa)			
	曲げ応力 P <sub>b</sub> (MPa)			
	熱膨張応力 P <sub>c</sub> (MPa)			

(注) 供用状態C&Dの膜応力及び曲げ応力は、供用状態C&Dの過渡条件を包絡する圧力（最高使用圧力を1.1倍した圧力）に対するものを適用した。

4. SCCによる進展評価

SCCによるき裂進展は、JSME維持規格EB-4352の考え方に基づいて実施した。き裂は保守側に全周内表面欠陥とし、溶接部境界から10mm以内のステンレス鋼母材部に想定した。SCC進展評価用応力拡大係数算出式として、JSME維持規格のEB-4360に基づき、添付E-5 5.3(4)a項の周方向全周内表面欠陥の式を使用する。

$$K = \left[ (\sigma_0 + \sigma_p)G_0 + \sigma_1 G_1 \left(\frac{a}{t}\right) + \sigma_2 G_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + \sigma_3 G_3 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + \sigma_4 G_4 \left(\frac{a}{t}\right)^4 + \sigma_{bg} G_{bg} \right] \sqrt{\pi a} \dots \dots \dots (3-1)$$

σ<sub>0</sub>, σ<sub>1</sub>, σ<sub>2</sub>, σ<sub>3</sub>, σ<sub>4</sub>, σ<sub>p</sub> : 板厚方向の応力分布を(3-2)式の四次多項式で与えた時の係数。σ<sub>p</sub>は、内圧が円筒内表面の欠陥に働く場合p, それ以外は0とする。

σ<sub>bg</sub> : 断面曲げ応力

$$\sigma(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \left(\frac{x}{t}\right) + \sigma_2 \left(\frac{x}{t}\right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t}\right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t}\right)^4 \dots \dots \dots (3-2)$$

a : 欠陥深さ

t : 板厚

x : き裂表面からの距離 0 ≤ x ≤ t

G<sub>0</sub>, G<sub>1</sub>, G<sub>2</sub>, G<sub>3</sub>, G<sub>4</sub>, G<sub>bg</sub> : 管厚比R<sub>i</sub>/tおよび欠陥深さa/tから決定される補正係数。周方向全周表面欠陥に対する表添付E-5-13を用いてR<sub>i</sub>/t, a/tで補間。

R<sub>i</sub> : 内半径

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



なお、当該部においては運転中の板厚内応力分布計算結果（図3）から、内表面の引張応力から圧縮応力に転じ、応力拡大係数 $K < 0$ となる欠陥深さでSCCによる進展が停留すると考えられることから、 $K = 0$ となる深さをSCCによる進展深さとした（図4）。



図3 運転中の応力分布



図4 き裂深さと応力拡大係数（SCC）

5. 疲労による進展評価

疲労によるき裂進展は、JSME維持規格EB-4351に基づいて実施した。疲労き裂進展速度は、JSME維持規格の添付E-2 4.1(2)b項に示されるオーステナイト系ステンレス鋼のPWR 1次系水質環境中の疲労き裂進展速度線図を用いて評価を実施する。

$$da/dN = 4.35 \times 10^{-13} T_c^{0.63} tr^{0.33} \Delta K^{3.0} / (1-R)^{1.56} \dots\dots\dots (3-3)$$

- ただし、 $da/dN$  : 疲労き裂進展速度 (m/cycle)
- $\Delta K$  : 応力拡大係数の範囲 ( $MPa\sqrt{m}$ )  
( $\Delta K = K_{max} - K_{min}$  :  $R \geq 0$ 、 $\Delta K = K_{max}$  :  $R < 0$ )
- $T_c$  : 温度 ( $^{\circ}C$ )
- $tr$  : 負荷上昇時間 (秒)  
( $tr < 1$  の場合は  $tr = 1$ 、 $tr$  が定義できない場合は  $tr = 1000$ )
- $R$  : 応力比 =  $K_{min} / K_{max}$  ( $R < 0$  のときは、 $R = 0$  としてする)
- $K_{min}$ 、 $K_{max}$  : 応力拡大係数の最小、最大

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

き裂は前章で求めたSCCによるき裂形状から、プラント供用60年時点（蒸気発生器取替後40年間）までの疲労によるき裂進展を算出した。評価結果を図5及び表5に示す。



図5 疲労によるき裂進展評価結果

表5 プラント供用60年時点における欠陥形状

	初期欠陥深さ a <sub>0</sub> (mm)	疲労欠陥 評価年数	欠陥深さ a (mm)	欠陥角度 2θ (°)
入口管台		40年		360

## 6. 破壊評価結果

破壊評価は、JSME維持規格EB-4440に基づいて実施した。破壊評価は、セーフエンド部のオーステナイト系ステンレス鋼管の評価末期の周方向欠陥に対して、弾塑性破壊力学法を用いた。評価方法は「事例規格 周方向欠陥に対する許容欠陥角度の制限の代替規定、NA-CC-002、2005、日本機械学会」にて欠陥角度 $2\theta > 60^\circ$ の欠陥にも適用可能な以下の評価式を用いた。なお、PLM耐震評価における欠陥は、実際に生じているものではなく、あくまで想定であることから、安全率SFについては、JSME維持規格で記載される周方向欠陥（許容状態C&D）の評価に使用するSF:1.39を考慮する必要はないと考えるが、ここでは安全側に考慮することとした。

$$\beta \leq \pi - \theta \text{ の場合 } P'_b = \frac{2\sigma_f}{\pi} \left( 2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \left( \pi - \frac{a}{t} \theta - \pi \frac{P_m}{\sigma_f} \right)$$

$$\beta > \pi - \theta \text{ の場合 } P'_b = \frac{2\sigma_f}{\pi} \left( 2 - \frac{a}{t} \right) \sin \beta$$

$$\beta = \frac{\pi}{2 - a/t} \left( 1 - \frac{a}{t} - \frac{P_m}{\sigma_f} \right)$$

$$\text{塑性崩壊の曲げ応力 } P'_b = Z (SF) \left( P_m + P_b + \frac{P_e}{(SF)} \right) - P_m$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

- ただし, t : 板厚  $\square$  mm  
 a : 評価期間末期の欠陥深さ  $\square$  mm  
 $\sigma_r$  : 流動応力 (実測降伏点と引張強さの平均、または2.7Sm)  
 Sm : 設計応力強さ  
 $\beta$  : 周方向欠陥付き管の中立軸に対応する角度  
 SF : 安全率 周方向欠陥のとき=1.39 (許容状態C&D)  
 Pb' : 欠陥形状で表した塑性崩壊曲げ応力  
 $\theta$  : 周方向欠陥半長に対応する角度 (欠陥角度) =  $\pi$ rad  
 Pm : 一次一般膜応力  
 Pb : 一次曲げ応力  
 Pe : 熱膨脹応力  
 Z : Z係数 (割増し係数)

許容曲げ応力は次式となる。

$$S_c = \frac{1}{SF} \left( \frac{P_b'}{Z} - P_e \right) - P_m \left( 1 - \frac{1}{Z \cdot SF} \right)$$

ただし, Z : Z係数 (割増し係数)

オーステナイト系ステンレス鋼管 (GTAWおよびSMAW) の場合

Z =  $\frac{I}{\square \square}$   
 OD: 呼び径 (A)  $\square$  相当 (外径:  $\square$  mm)  
 GTAW: ティグ溶接  
 SMAW: 被覆アーク溶接

前章で求めたプラント供用60年時点 (40年後) のき裂に対する、S<sub>s</sub>地震時の発生応力及び許容曲げ応力を算出した結果を表6に示す。評価部位に作用する曲げ応力は許容曲げ応力以下であることから、SCCに対する耐震安全性は問題ない。

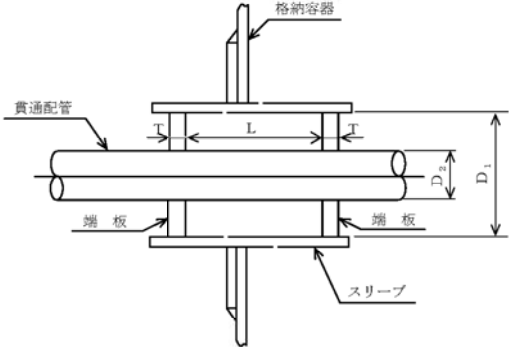
表6 プラント供用60年時点の欠陥形状に対する破壊評価結果

部位	評価き裂 深さ (mm)	安全率	曲げ応力 P <sub>b</sub> (MPa)	許容曲げ 応力 S <sub>c</sub> (MPa)	応力比 (P <sub>b</sub> / S <sub>c</sub> )
入口管台		1.39 (供用状態 C&D)			0.93

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



美浜3号炉－耐震－1 Rev1

<p>タイトル</p>	<p>抽出ライン系統配管の固定式継手（端板）の疲労割れに対する評価の具体的内容（評価仕様、解析モデル、入力（荷重）条件、評価結果を含む）について。</p>																																																																		
<p>説明</p>	<p>1. 記号の説明 固定式継手（2枚端板）の疲労評価に用いる記号について、表1に示す。</p> <p>表1 固定式継手（2枚端板）の疲労評価に用いる記号</p> <table border="1" data-bbox="437 734 1342 1509"> <thead> <tr> <th>記号</th> <th>単位</th> <th>定義</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>S R 3 S</td> <td>MPa</td> <td>地震時の管軸方向反力による二次応力</td> </tr> <tr> <td>S R 4 S</td> <td>MPa</td> <td>地震時の管軸直角方向反力による一次一般膜応力</td> </tr> <tr> <td>S R 5 S</td> <td>MPa</td> <td>地震時の曲げモーメント配管荷重（偶力）による一次一般膜応力</td> </tr> <tr> <td>S T S</td> <td>MPa</td> <td>一次＋二次応力強さ</td> </tr> <tr> <td>T</td> <td>mm</td> <td>端板の厚さ</td> </tr> <tr> <td>A</td> <td>mm</td> <td>端板外半径（<math>A = D_1 / 2</math>）</td> </tr> <tr> <td>B</td> <td>mm</td> <td>端板穴半径（<math>B = D_2 / 2</math>）</td> </tr> <tr> <td>F X S</td> <td>N</td> <td>地震時の設計外力によるX方向反力</td> </tr> <tr> <td>F Y S</td> <td>N</td> <td>地震時の設計外力によるY方向反力</td> </tr> <tr> <td>F Z S</td> <td>N</td> <td>地震時の設計外力によるZ方向反力</td> </tr> <tr> <td>F O S</td> <td>N</td> <td>地震時の設計外力による鉛直方向反力 ( <math>F O S = \sqrt{F Y S^2 + F Z S^2}</math> )</td> </tr> <tr> <td>M O S</td> <td>N・m</td> <td>地震時の設計外力による曲げモーメント ( <math>M O S = \sqrt{M Y S^2 + M Z S^2}</math> )</td> </tr> <tr> <td>M X S</td> <td>N・m</td> <td>地震時の設計外力によるX軸回りのねじりモーメント</td> </tr> <tr> <td>M Y S</td> <td>N・m</td> <td>地震時の設計外力によるY軸回りの曲げモーメント</td> </tr> <tr> <td>M Z S</td> <td>N・m</td> <td>地震時の設計外力によるZ軸回りの曲げモーメント</td> </tr> <tr> <td>L</td> <td>mm</td> <td>端板間の長さ</td> </tr> <tr> <td>E</td> <td>MPa</td> <td>最高使用温度における 日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格」(JSME S NC1-2005/2007、以下「設計・建設規格」という) 付録材料図表Part6表1に規定する材料の縦弾性係数</td> </tr> <tr> <td>P S S</td> <td>MPa</td> <td>地震時のピーク応力強さ</td> </tr> <tr> <td>K C</td> <td>—</td> <td>応力集中係数</td> </tr> <tr> <td>E'</td> <td>MPa</td> <td>設計・建設規格 添付4-2 設計疲労線図の備考に規定する縦弾性係数</td> </tr> <tr> <td>U F</td> <td>—</td> <td>疲労累積係数</td> </tr> </tbody> </table> <p>固定式継手（2枚端板）の基本寸法箇所を図1に示す。</p>  <p>図1 固定式継手（2枚端板）の基本寸法箇所</p>	記号	単位	定義	S R 3 S	MPa	地震時の管軸方向反力による二次応力	S R 4 S	MPa	地震時の管軸直角方向反力による一次一般膜応力	S R 5 S	MPa	地震時の曲げモーメント配管荷重（偶力）による一次一般膜応力	S T S	MPa	一次＋二次応力強さ	T	mm	端板の厚さ	A	mm	端板外半径（ $A = D_1 / 2$ ）	B	mm	端板穴半径（ $B = D_2 / 2$ ）	F X S	N	地震時の設計外力によるX方向反力	F Y S	N	地震時の設計外力によるY方向反力	F Z S	N	地震時の設計外力によるZ方向反力	F O S	N	地震時の設計外力による鉛直方向反力 ( $F O S = \sqrt{F Y S^2 + F Z S^2}$ )	M O S	N・m	地震時の設計外力による曲げモーメント ( $M O S = \sqrt{M Y S^2 + M Z S^2}$ )	M X S	N・m	地震時の設計外力によるX軸回りのねじりモーメント	M Y S	N・m	地震時の設計外力によるY軸回りの曲げモーメント	M Z S	N・m	地震時の設計外力によるZ軸回りの曲げモーメント	L	mm	端板間の長さ	E	MPa	最高使用温度における 日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格」(JSME S NC1-2005/2007、以下「設計・建設規格」という) 付録材料図表Part6表1に規定する材料の縦弾性係数	P S S	MPa	地震時のピーク応力強さ	K C	—	応力集中係数	E'	MPa	設計・建設規格 添付4-2 設計疲労線図の備考に規定する縦弾性係数	U F	—	疲労累積係数
記号	単位	定義																																																																	
S R 3 S	MPa	地震時の管軸方向反力による二次応力																																																																	
S R 4 S	MPa	地震時の管軸直角方向反力による一次一般膜応力																																																																	
S R 5 S	MPa	地震時の曲げモーメント配管荷重（偶力）による一次一般膜応力																																																																	
S T S	MPa	一次＋二次応力強さ																																																																	
T	mm	端板の厚さ																																																																	
A	mm	端板外半径（ $A = D_1 / 2$ ）																																																																	
B	mm	端板穴半径（ $B = D_2 / 2$ ）																																																																	
F X S	N	地震時の設計外力によるX方向反力																																																																	
F Y S	N	地震時の設計外力によるY方向反力																																																																	
F Z S	N	地震時の設計外力によるZ方向反力																																																																	
F O S	N	地震時の設計外力による鉛直方向反力 ( $F O S = \sqrt{F Y S^2 + F Z S^2}$ )																																																																	
M O S	N・m	地震時の設計外力による曲げモーメント ( $M O S = \sqrt{M Y S^2 + M Z S^2}$ )																																																																	
M X S	N・m	地震時の設計外力によるX軸回りのねじりモーメント																																																																	
M Y S	N・m	地震時の設計外力によるY軸回りの曲げモーメント																																																																	
M Z S	N・m	地震時の設計外力によるZ軸回りの曲げモーメント																																																																	
L	mm	端板間の長さ																																																																	
E	MPa	最高使用温度における 日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格」(JSME S NC1-2005/2007、以下「設計・建設規格」という) 付録材料図表Part6表1に規定する材料の縦弾性係数																																																																	
P S S	MPa	地震時のピーク応力強さ																																																																	
K C	—	応力集中係数																																																																	
E'	MPa	設計・建設規格 添付4-2 設計疲労線図の備考に規定する縦弾性係数																																																																	
U F	—	疲労累積係数																																																																	

## 2. 評価部位

評価部位 (PEN#286) は、図2に示す格納容器貫通配管に設置された固定式継手 (2枚端板) のうち、C/VバウンダリーであるC/V内側端板の配管溶接部 (全溶け込み溶接) とする。

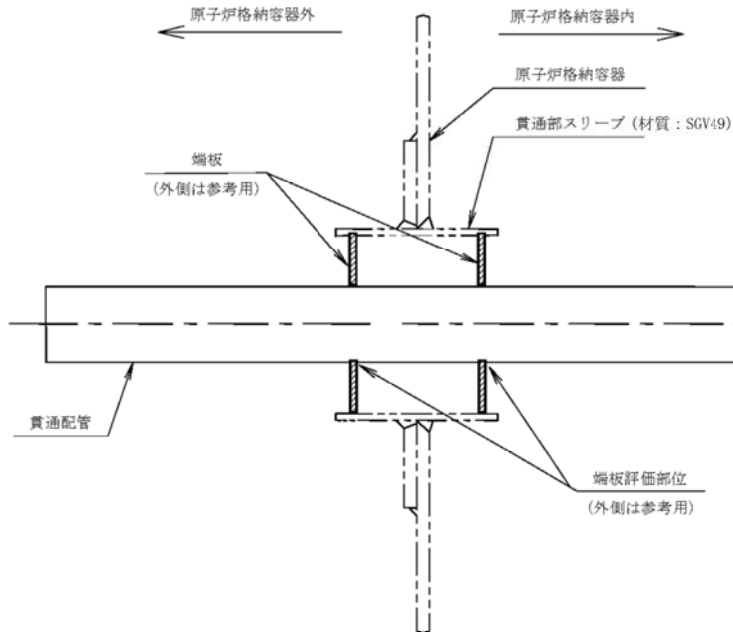


図2 固定式継手 (2枚端板) の評価部位

## 3. 評価内容

### (1) 格納容器貫通部の仕様

格納容器貫通部の仕様について表2に示します。

表2 格納容器貫通部の仕様

		ペネ番号	PEN#286 (CVCS抽出配管)	
諸 元 板	格	格納容器最高使用温度	℃	
		配管最高使用温度	℃	
	端	材 質	—	[Dashed box]
		端板外径	mm	
		端板内径	mm	
		板 厚	mm	
		2枚端板間の距離	mm	
	配	設計疲れ線図の縦弾性係数	$\times 10^5 \text{N/mm}^2$	
		材料の使用温度における縦弾性係数	$\times 10^5 \text{N/mm}^2$	
	管	材 質	—	
外 径		mm		
板 厚		mm		
		応力集中係数 (注3)	—	

(注1) 物性値の算出はクラス2過渡における最高温度に基づき算出した。

(注2) 「SUS27」は、「SUS304」として評価を実施する。

(注3) JSME S NCI-2005/2007 PVB-3130より引用

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

(2) 格納容器貫通部の評価用荷重

Ss, Sd地震時の格納容器貫通部の評価用荷重について表3に示す。

表3 格納容器貫通部の評価用荷重 (Ss, Sd地震時)

ペネ番号	地震力	評価部位	端板に作用する荷重 (注1、2、3、4、5)					
			軸力 [ N ]			モーメント [ N・m ]		
			Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz
PEN#286 (CVCS抽出配管)	Ss	CV内側端板						
		CV外側端板						
	Sd	CV内側端板						
		CV外側端板						

(注1) 座標系は、配管軸方向を+X、鉛直上向きを+Zとする右手直交座標系とする。

(注2) 1次+2次の片振幅の値。

(注3) 荷重はCV内側/外側端版にそれぞれ個別に作用することから、評価に必要なCV内側端版のみを記載。

(注4) 曲げモーメントは、CV外側端版からのモーメントも影響することから、内側/外側の両側からのモーメントをSRSSし、評価に用いている。

(注5) 全波包絡FRSにより算出した荷重を評価に用いている。

(3) 疲れ累積係数 (UF) の算出

地震時の格納容器貫通部の評価用荷重から発生応力を算出し許容繰返し回数を求め、評価繰返し回数と許容繰返し回数の比 (疲れ累積係数) を算出する (日本機械学会 設計・建設規格 「PVE-3100」 参照)。

i. 固定式継手 (2枚端板) の応力

(a) 管軸方向反力による応力 (二次応力)

$$SR3S = \frac{3 \cdot F X S}{2 \cdot \pi \cdot T^2} \left| 1 - \frac{2 \cdot A^2}{A^2 - B^2} \ln \frac{A}{B} \right|$$

(b) 管軸直角方向反力による応力 (一次一般膜応力)

$$SR4S = \frac{F O S}{4 \cdot B \cdot T}$$

(c) 曲げモーメントによる応力 (一次一般膜応力)

$$SR5S = \frac{M O S}{4 \cdot B \cdot (L + T) \cdot T} \times 1,000$$

(d) 一次+二次応力強さ

$$STS = 2 \times (SR3S + SR4S + SR5S)$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



- ii. 固定式継手（2枚端板）の繰返しピーク応力強さと許容繰返し回数  
(a) ピーク応力強さ

ピーク応力強さ = 応力集中係数 × (一次 + 二次応力強さ)

$$PSS = KC \times STS$$

- (b) 繰返しピーク応力強さ

$$\text{繰返しピーク応力強さ} = \frac{1}{2} \times \text{ピーク応力強さ}$$

- (c) 許容繰返し回数

許容繰返し回数は、設計・建設規格 添付 4-2設計疲労線図より繰返しピーク応力強さを用いて求める。

なお、許容繰返し回数の算出に使用する繰返しピーク応力強さは、(b)項で求めた繰返しピーク応力強さに  $\frac{E'}{E}$  を乗じた値とする。

- (d) 疲労累積係数

$$UF = \frac{\text{評価繰返し回数}}{\text{許容繰返し回数}}$$

4. 評価結果

(1) 地震によるUF評価結果

Ss, Sd地震によるUF評価結果を、表4に示す。

表4 Ss, Sd地震によるUF評価結果

ペネ番号	地震力	評価部位	(注1) (注2) 繰返し ピーク応力 強さ [ MPa ]	許容 繰返し 回数	評価 繰返し 回数	UF
PEN#286 (CVCS抽出配管)	Ss	CV内側 端板	-	-	200	0.003
	Sd	CV内側 端板			300	0.001

(注1) 繰返しピーク応力強さが、ステンレス鋼の許容繰返し回数 $10^{11}$ 回における繰返しピーク応力強さ (94MPa) を下回る場合は、UF=0.000とする。

(注2) 温度補正後の値を示す。

(2) 通常運転時UFとの組合せによる評価結果

通常運転時のUFを加えた結果を表5に示す。

表5 Ss, Sd地震時の通常運転時UFとの組合せによる評価結果

ペネ番号	地震力	評価部位	通常 運転時	地震時	合計	許容値	評価
PEN#286 (CVCS抽出配管)	Ss	CV内側 端板	0.524	0.003	0.527	1.0	○
	Sd	CV内側 端板	0.524	0.001	0.525	1.0	○

以上より、抽出ライン系統配管の固定式継手（2枚端板）の疲労割れに対する耐震安全性に問題はない。

以上

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

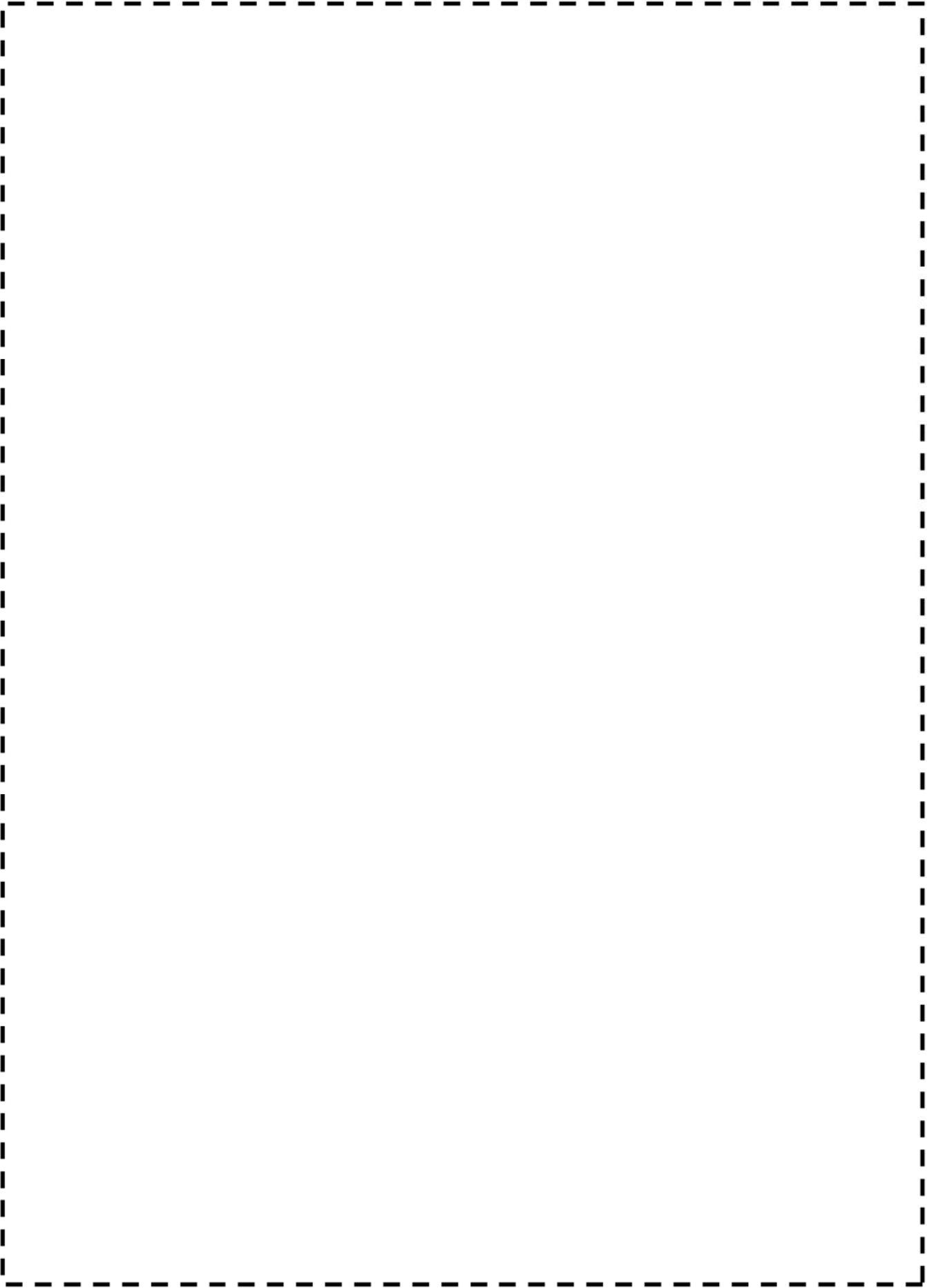


図1 美浜3号機 解析対象範囲

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

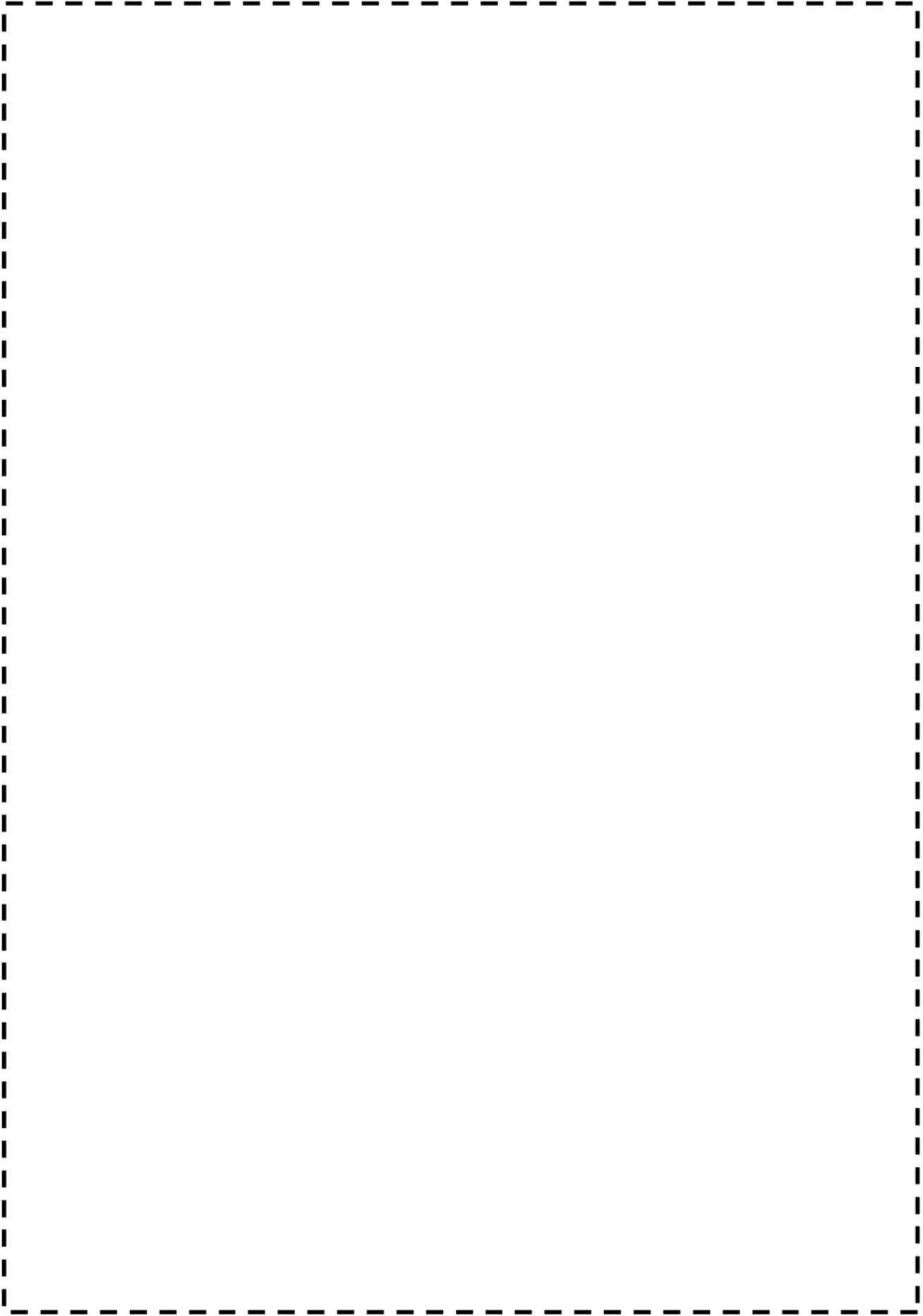


図2 美浜3号機 抽出配管 (CV内)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



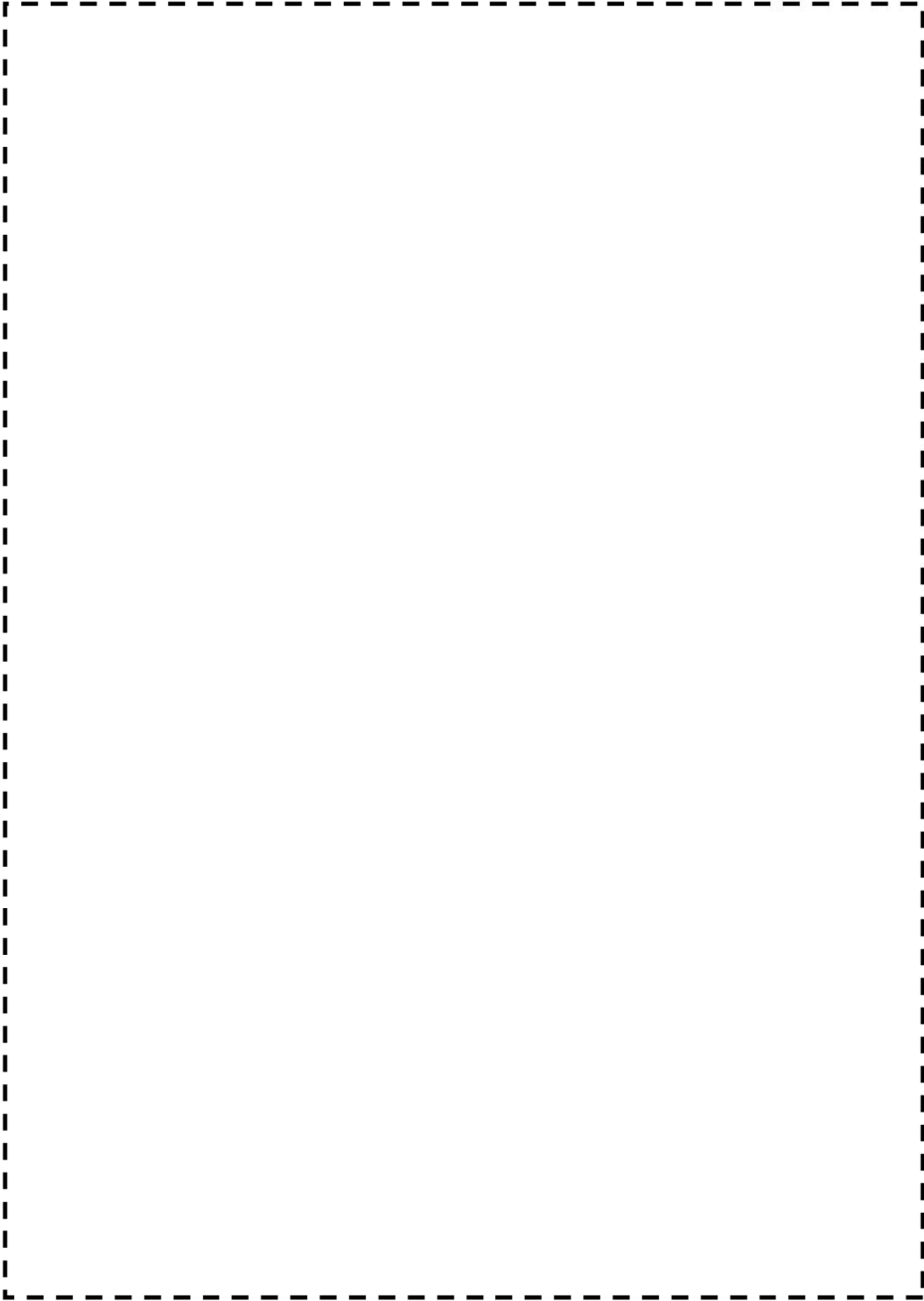


図2 美浜3号機 抽出配管 (CV外)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

美浜3号炉－耐震－1 4 Rev1

<p>タイトル</p>	<p>余熱除去系統配管のアンカーサポート取付部の疲労割れに対する評価の具体的内容（評価仕様、解析モデル、入力（荷重）条件、評価結果を含む）について。</p>																							
<p>説明</p>	<p>余熱除去系統配管のアンカーサポートにかかる荷重をもとに、各応力を算出した過程は以下のとおり。</p> <p>1. 評価用荷重の算出</p> <p>配管を3次元梁モデル化してS s地震時の支持点荷重を全波包絡FRSによるスペクトルモーダル解析にて算出している。評価部位はサポートラグ（固定点）であり、隣接する解析ブロックとの境界部になる。この為、両ブロックの解析結果から得られた荷重を合成<sup>*</sup>し、評価荷重としている。算出された評価用荷重は表1のとおり。</p> <p style="text-align: center;">表1 評価用荷重（S s）</p> <table border="1" data-bbox="587 994 1197 1314"> <thead> <tr> <th rowspan="2">方向</th> <th colspan="2">荷重</th> </tr> <tr> <th>1次</th> <th>1次+2次</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Fx</td> <td>5 kN</td> <td>10 kN</td> </tr> <tr> <td>Fy</td> <td>5 kN</td> <td>4 kN</td> </tr> <tr> <td>Fz</td> <td>8 kN</td> <td>16 kN</td> </tr> <tr> <td>Mx</td> <td>1 kN・m</td> <td>2 kN・m</td> </tr> <tr> <td>My</td> <td>4 kN・m</td> <td>8 kN・m</td> </tr> <tr> <td>Mz</td> <td>2 kN・m</td> <td>4 kN・m</td> </tr> </tbody> </table> <p><sup>*</sup>荷重は、配管解析で求めた荷重を以下のとおり合成している。 自重:代数和、慣性力:絶対和、相対変位:絶対和 (代数和:<math>\sum x_i</math>、絶対和:<math>\sum  x_i </math>) なお、慣性力は動的と静的の大きい方を評価用荷重としている。</p>	方向	荷重		1次	1次+2次	Fx	5 kN	10 kN	Fy	5 kN	4 kN	Fz	8 kN	16 kN	Mx	1 kN・m	2 kN・m	My	4 kN・m	8 kN・m	Mz	2 kN・m	4 kN・m
方向	荷重																							
	1次	1次+2次																						
Fx	5 kN	10 kN																						
Fy	5 kN	4 kN																						
Fz	8 kN	16 kN																						
Mx	1 kN・m	2 kN・m																						
My	4 kN・m	8 kN・m																						
Mz	2 kN・m	4 kN・m																						

## 2. 応力の算出

溶接部に発生する応力は、下式で算出している。本評価式は、材料力学に基づく公式をもとにして設定したものであり、設計・建設規格や耐震設計技術指針等に規定されたものではなく、応力集中係数に係る規定はない。また、支持構造物は、降伏点を許容値としており許容値を厳しくする設計体系となっていることから、発生応力の算出において応力係数を考慮する必要はないと判断している。

$$\sigma_1 = \frac{|Mx| + |Fy| \cdot L}{Z_w x} + \frac{|My| + |Fx| \cdot L}{Z_w y} + \frac{|Fz|}{A_w}$$

$$\sigma_2 = \sqrt{\left(\frac{Fx}{A_w}\right)^2 + \left(\frac{Fy}{A_w}\right)^2} + \frac{|Mz|}{Z_w p}$$

$A_w$  : 溶接部の断面積

$Z_w x$ 、 $Z_w y$ 、 $Z_w p$  : 各方向の溶接部の断面係数

$L$  : 荷重作用点から評価部までの距離

応力評価は、以下の組合せ応力を用いる。

○パッドと配管の溶接部（すみ肉溶接部）

$$\sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}$$

○パッドとラグ、ラグと底板の溶接部（完全溶込み溶接部）

$$\sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + 3\sigma_2^2}$$

### 3. 評価仕様

評価に用いたデータを以下に示す。

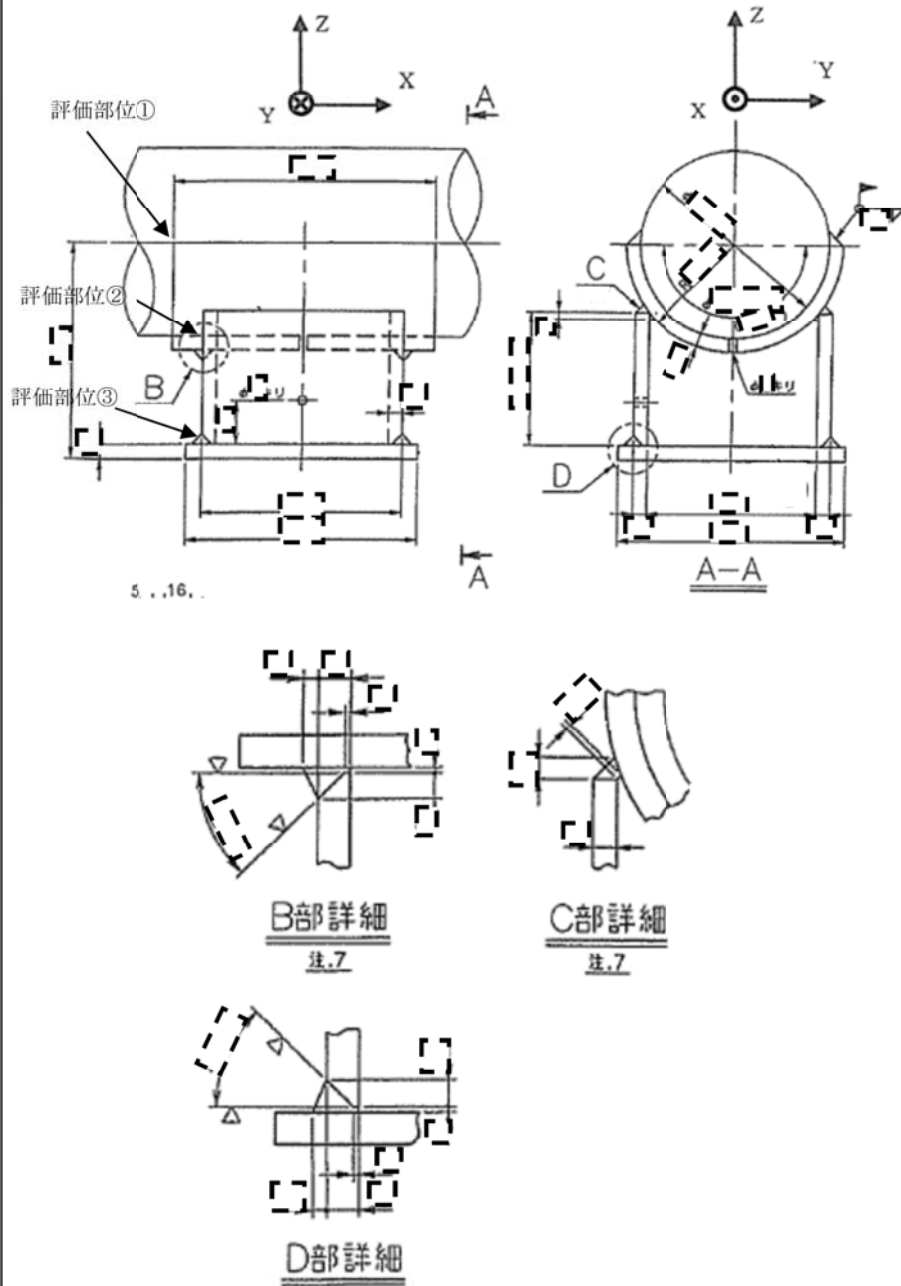


図-1 配管サポートの外形図

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



表2 諸元表 (1/2) (単位: mm)

パッドの幅 (母管外径)	パッドの 長さ	パッドのす み肉溶接 の脚長	角型鋼管の 大きさ	角型鋼管 の厚さ
b	h	Thp	a	t

表2 諸元表 (2/2)

評価部位	L <sup>(注1)</sup> (mm)	Aw (mm <sup>2</sup> )	Zwx (mm <sup>3</sup> )	Zwy (mm <sup>3</sup> )	Zwp (mm <sup>3</sup> )
配管とパッドの溶接部					
パッドとラグの溶接部					
ラグと底板の溶接部					

(注1) Lは配管心から評価点までの距離であるが、安全側に最長の距離を一律に用いる。

#### 4. 評価結果

各部位の許容応力を表3に、評価結果を表4に示す。評価部位に発生する応力は許容応力以下であることから、耐震安全性評価上問題ない。

表3 許容応力 (MPa)

部 位		パッド <sup>(注1)</sup>	ラグ	底板
物 性 値	材 質	SUS316TP	SS400	SS400
	使用温度 (°C)	177	177	177
	F 値	205	199	190
1次応力の許容値		120 (208)	239	228
1次+2次応力の許容値		118 (409)	398	381

(注1) ( ) 内の値は、完全溶込み溶接部の許容値を示す。

(許容値の算出は添付2参照)

表4 (1/3) 配管とパッドの溶接部 (評価部位①)

1次応力 評価	発生応力	17 MPa
	許容応力	120 MPa
	応力比	0.14
1次+2次 応力評価	発生応力	15 MPa
	許容応力	118 MPa
	応力比	0.13

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

表 4 (2/3) パッドとラグの溶接部 (評価部位②)

1 次応力 評価	発生応力	10 MPa
	許容応力	208 MPa
	応力比	0.05
1 次 + 2 次 応力評価	発生応力	19 MPa
	許容応力	398 MPa
	応力比	0.05

表 4 (3/3) ラグと底板の溶接部 (評価部位③)

1 次応力 評価	発生応力	9 MPa
	許容応力	228 MPa
	応力比	0.04
1 次 + 2 次 応力評価	発生応力	16 MPa
	許容応力	381 MPa
	応力比	0.04

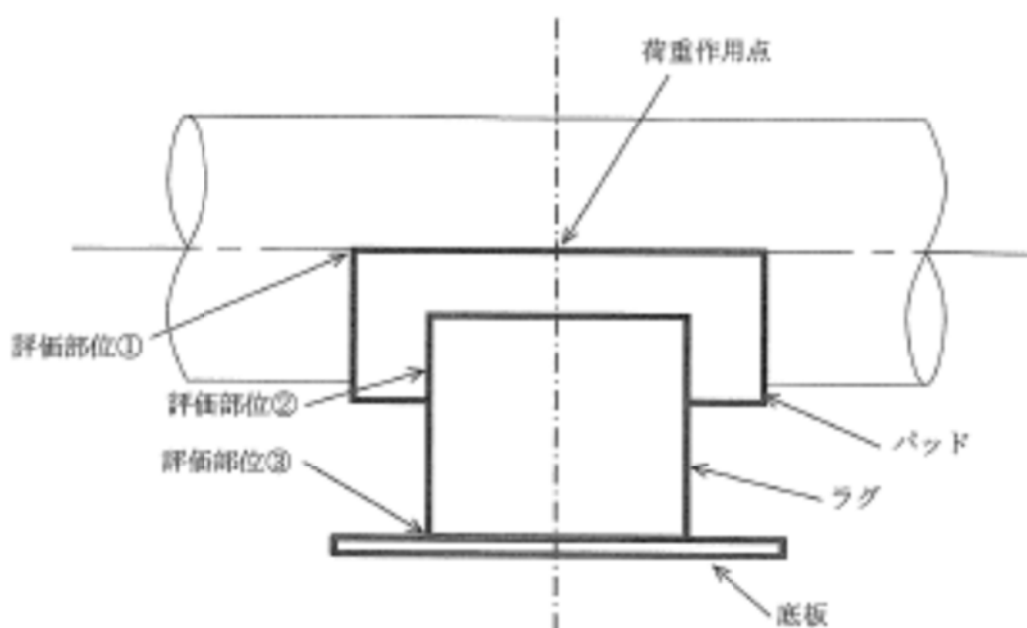
以 上

## 美浜3号炉 余熱除去系統配管サポートの疲労評価について

## 1. 評価対象サポート

美浜3号機については、余熱除去系統配管サポートのうち、3方向の変位及びモーメントを拘束する10個のアンカーサポートについて評価を実施している。その結果、応力比の大きい「サポートP2D-BC006」の評価結果を技術評価側で代表とし、耐震評価については、この「サポートP2D-BC006」に対する評価を行っている。

なお、「サポートP2D-BC006」は、それぞれ図1に示す評価部位に対して、評価を行っている。サポート位置を添付1(3/6)～(6/6)に示す。



評価部位①：配管とパッドの溶接部

評価部位②：パッドとラグの溶接部

評価部位③：ラグと底板の溶接部

図1 サポートP2D-BC006の評価部位

## 2. 技術評価結果及び耐震評価結果について

技術評価書及び耐震評価書に記載している「一次＋二次応力」における応力比の対象サポートと、それぞれの発生値、許容値は以下のとおり。

表1 技術評価結果

(単位:MPa)

評価部位	応力評価			
	一次＋二次応力	許容応力	応力比	評価
配管とパッド	106	118	0.90	○
パッドとラグ	110	398	0.28	○
ラグと底板	79	381	0.21	○

表2 耐震評価結果

(単位:MPa)

評価部位	応力評価			
	一次＋二次応力	許容応力	応力比	評価
配管とパッド	15	118	0.13	○
パッドとラグ	19	398	0.05	○
ラグと底板	16	381	0.04	○

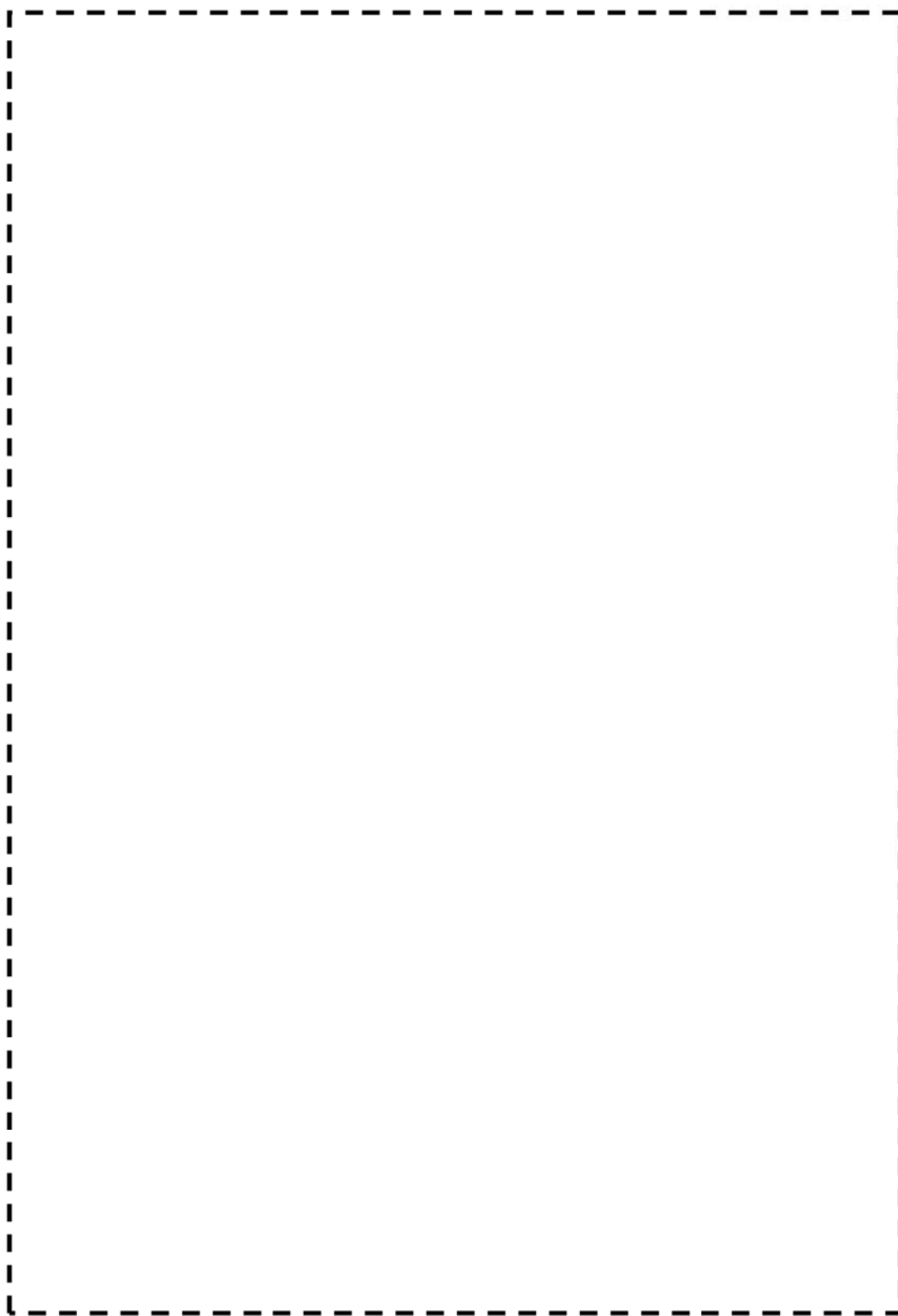
以 上





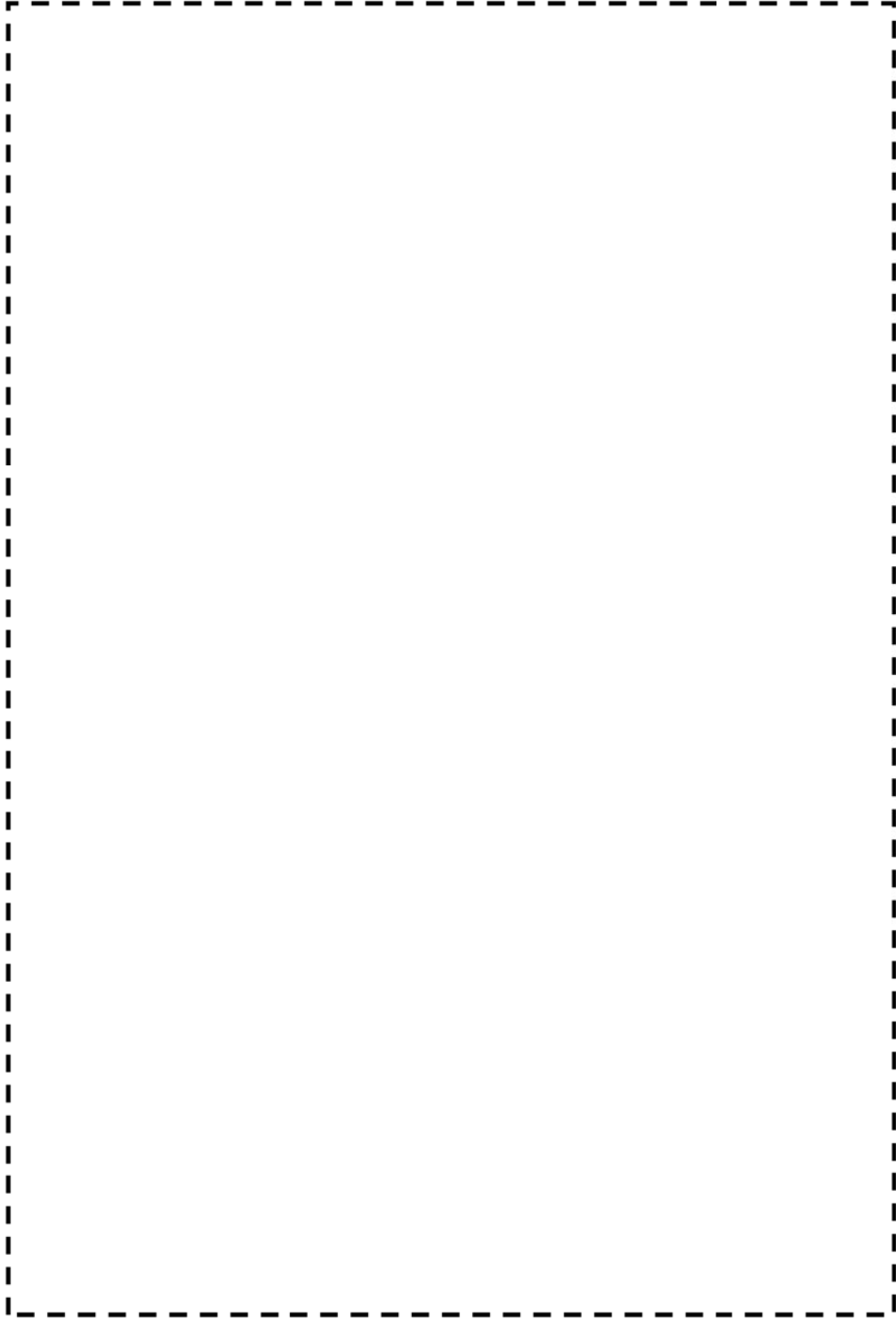
評価対象アンカーレポートの設置位置

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



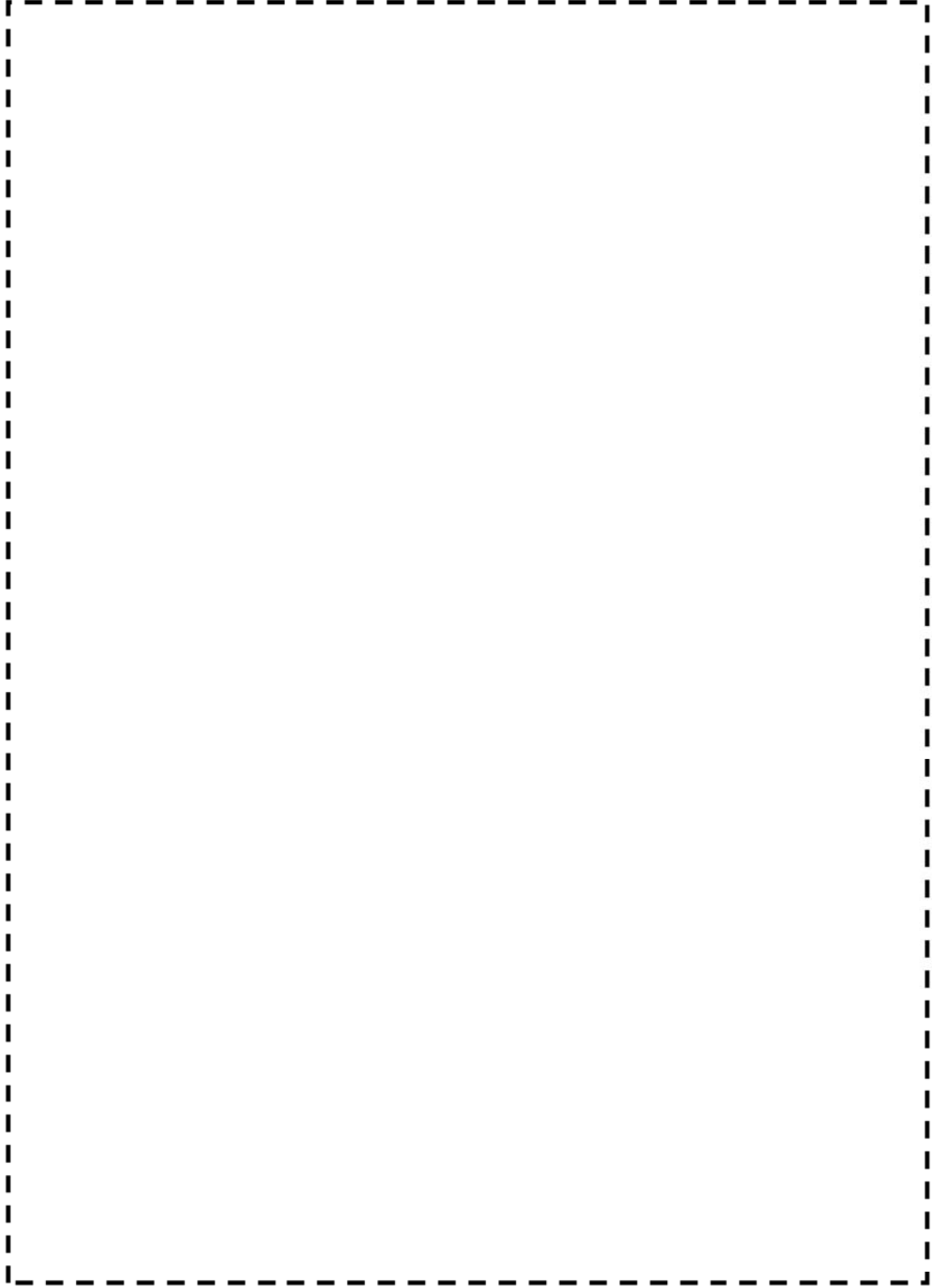
美浜3号機 A-余熱除去ポンプ出口配管 (MCP側)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



美浜3号機 A-余熱除去クーラ出口配管 (PEN側) (1 / 2)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



美浜3号機 A-余熱除去クーラ出口配管 (PEN側) (2/2)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



表 1 許容応力の算出

(単位:MPa)

アンカーサポート番号		P2D-BC006		
部 位		パッド	ラグ $t \leq 16$	底板 $16 < t \leq 40$
物 性 値	材 質	SUS316TP	SS400	SS400
	評価温度(°C)	177	177	177
	① Sy (付録図表 Part 5 表 8) (at 使用温度)	154	199	190
	Su (付録図表 Part 5 表 9) (at 使用温度)	440	373	373
	② Sy (at 常温)	205	—	—
	③ 1.35Sy	208	—	—
	④ 0.7Su	308	261	261
	F=min (②, ③, ④) (注1)	205	199	190
	引張許容応力 $f_t = F/1.5$	136	132	127
	曲げ許容応力 $f_b = F/1.5$	136	132	127
	せん断許容応力 $f_s = F/1.5\sqrt{3}$	78	76	73
	一 次 応 力 の 許 容 値	引張許容応力 1.5 $f_t$ [1.5 $f_t^*$ ] (注2)	204 [208]	199 [239]
曲げ許容応力 1.5 $f_b$ [1.5 $f_b^*$ ] (注2)		204 [208]	199 [239]	190 [228]
せん断許容応力 1.5 $f_s$ [1.5 $f_s^*$ ] (注2)		118 [120]	115 [138]	110 [132]
一 次 + 二 次 応 力 の 許 容 値	引張許容応力 3 $f_t$	409	398	381
	曲げ許容応力 3 $f_b$	409	398	381
	せん断許容応力 3 $f_s$ (溶け込み) [1.5 $f_s$ (すみ肉)]	236 [118]	230 [115]	220 [110]

(注1) 使用温度が 40°C を超えるオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金の場合のみ。それ以外については、 $F = \min (①, ④)$

(注2) Ss 地震の一次応力評価では JEAG4601 の支持構造物規程に従い①, ②の値を「別表第 9 (付録図表 Part 5 表 8) に定める値の 1.2 倍の値」と読み替えて算出した値を使用する。

美浜3号炉一耐震－1.5 Rev1

<p>タイトル</p>	<p>余熱除去系統配管の高サイクル熱疲労割れに対する評価の具体的内容（評価仕様、解析モデル、入力（荷重）条件、評価結果を含む）について。</p>																												
<p>説明</p>	<p>余熱除去系統配管の高サイクル熱疲労割れに対する評価を添付1のフローに従い算出した過程は、以下の通り。</p> <p>1. 発生応力の算出 配管を3次元梁モデル化してSs, Sd地震時の支持点応力を全波包絡FRSによるスペクトルモーダル解析にて算出している。 算出した発生応力を表1に示す。また、評価位置を添付2に示す。</p> <p style="text-align: center;">表1 発生応力</p> <table border="1" data-bbox="406 862 1348 1057"> <thead> <tr> <th rowspan="3">B-RHR熱交換器 出口合流部(CV外) 10B-sch40</th> <th rowspan="3">地震力</th> <th colspan="5">発生応力(MPa)</th> </tr> <tr> <th rowspan="2">Pm 内圧</th> <th colspan="4">Pb</th> </tr> <tr> <th>自重</th> <th>熱</th> <th>地震</th> <th>合計</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Ss</td> <td colspan="5" style="border: 1px dashed black;"></td> </tr> <tr> <td>Sd</td> <td colspan="5" style="border: 1px dashed black;"></td> </tr> </tbody> </table> <p>2. 判定応力の算出 判定応力Pfは「実断面応力基準<sup>(※1)</sup>」によって、以下に示す式で算出している(添付1⑦参照)。</p> $Pf = Pm + Pb' / Hp$ <p>&lt;記号説明&gt;</p> <p>Pm:内圧によって発生する膜応力(= 0.5Sm)  <math>Pb' = 2 \sigma f (2 \sin \beta - \sin \theta) / \pi</math>  <math>\beta = [\pi - \theta - (Pm / \sigma f) \pi] / 2</math>  <math>\sigma f = (Sy + Su) / 2</math>  <math>\theta</math>:貫通き裂半角度          Sy:設計降伏点          Su:設計引張強さ          Hp:補正係数(炭素鋼4B以下1.1、その他は1.0)</p> <p>(※1) き裂付き鋼構造物が塑性崩壊により破壊を生じる場合に用いられる評価基準。 (JEAG 4613-1998 「原子力発電所配管破損防護設計技術指針」より抜粋)</p>	B-RHR熱交換器 出口合流部(CV外) 10B-sch40	地震力	発生応力(MPa)					Pm 内圧	Pb				自重	熱	地震	合計	Ss						Sd					
B-RHR熱交換器 出口合流部(CV外) 10B-sch40	地震力			発生応力(MPa)																									
				Pm 内圧	Pb																								
		自重	熱		地震	合計																							
Ss																													
Sd																													

3. 判定応力算出条件

判定応力算出に用いたデータを以下に示す。

表2 判定応力算出条件

項目	単位	B-RHR熱交換器 出口合流部(CV外)
配管口径	(呼径)	
	mm	
配管肉厚	(sch)	
	mm	
配管材料	-	
最高使用温度	℃	
最高使用圧力	MPa	
縦弾性係数( $\times 10^5$ )	MPa	
$\sigma_y$	MPa	
$\sigma_u$	MPa	
Sm	MPa	
$\sigma_f$	MPa	

4. き裂形状の算出

GcとDhからき裂形状を添付-1に示す方法で算出している。算出結果を表3に示す。

表3 評価対象配管のき裂形状 (1gpm漏洩時)

対象配管	臨界流量	き裂面積	き裂長さ	き裂角度
	Gc	A	2c	2 $\theta$
	[gpm/mm <sup>2</sup> ]	[mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[度]
B-RHR熱交換器 出口合流部(CV外) 10B-sch40				

5. 評価結果

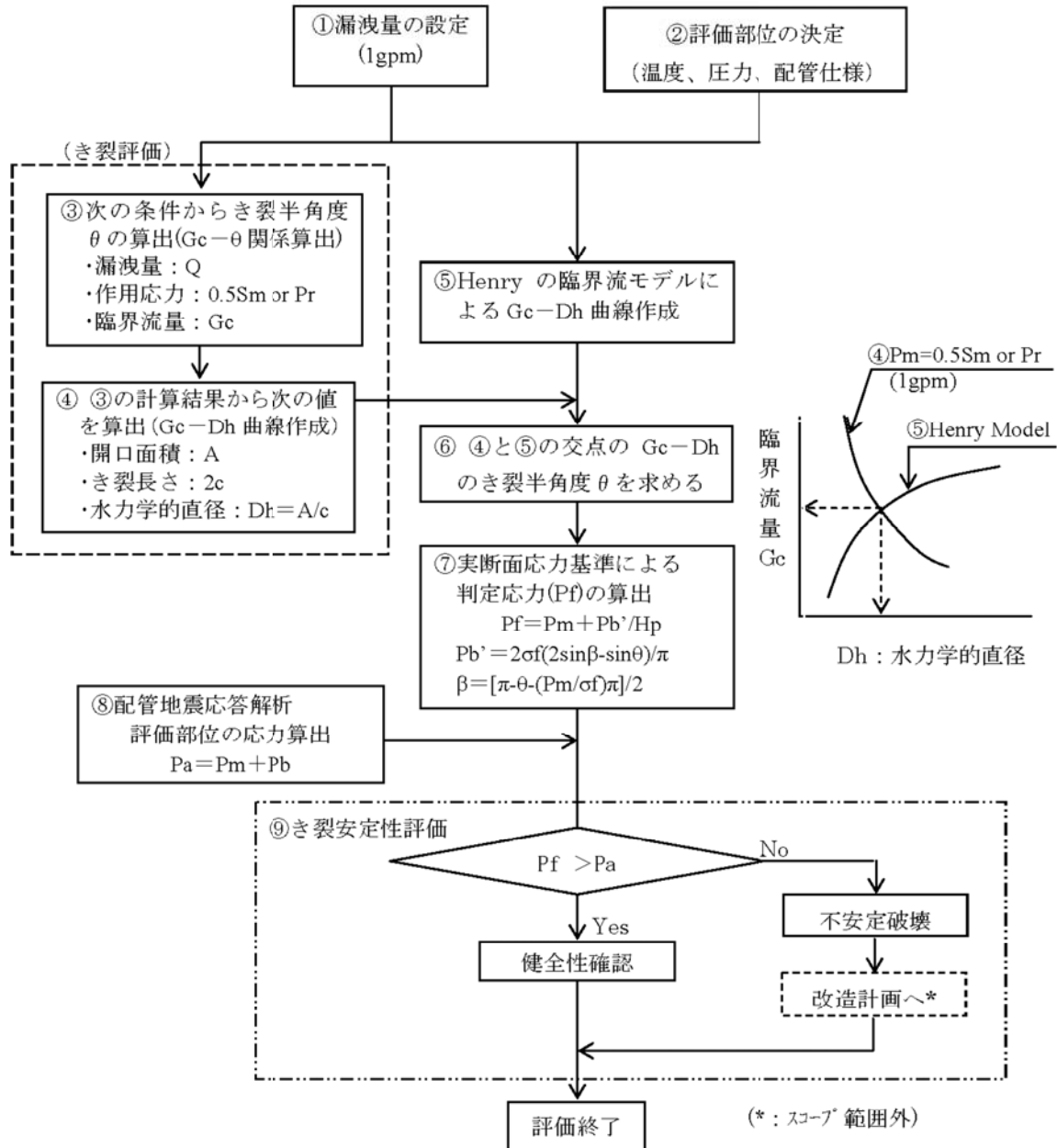
2項に示す方法で算出した評価結果を表4に示す。

表4 き裂安定性評価結果

B-RHR熱交換器 出口合流部(CV外) 10B-sch40	地震力	発生応力 (MPa)	判定応力 (MPa)	応力比
	Ss			0.44
	Sd			0.44以下

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

地震時のき裂安定性評価フロー



(注記) 記号の内容は以下のとおり。

Gc : 臨界流モデルによる単位面積当りの漏洩量  
 Dh : 水力学的直径 Pf : 判定応力 Pa : 発生応力 Pr : 設計内圧応力  
 Pm : 内圧等による膜応力 Pb' : 曲げ応力  
 σf : 流動応力 Hp : 補正係数 (炭素鋼管 4B 以下 1.1、その他は 1.0)

## ① 漏えい量

き裂安定性評価に用いるき裂開口面積及び判定応力を求めるにあたって、通常の点検パトロールや漏えい検知設備等で、検知可能な漏洩量として1gpmを想定する。

## ② 評価部位の決定

き裂安定性評価の対象は、流況が複雑で疲労が蓄積する可能性がある部位(複雑流況部)であり、耐震上厳しい部位を評価対象として選定し、これらの部位についてき裂を想定した安定性評価を実施する。

## ③ き裂評価における(Gc-Dh)の算出

配管の周方向にスリット状き裂を想定して以下の要領で、最初に漏洩量Q、臨界流量Gc、作用荷重0.5Smを与えてき裂半角度 $\theta$ を求める。

- a. き裂角度を求めるための開口面積をAINとする。

$$AIN \equiv Q / Gc$$

- b. 次式の $A_{total} > AIN$ となるまで $0^\circ \rightarrow \theta$ を増加させて下式のパラメータ計算を実施し、最大の $\theta$ をき裂半角度とする。

$$A_{total} = (A_t + A_b) \alpha$$

$$A_t = \frac{\sigma_t}{E} (\pi R^2) I_t(\theta)$$

$$A_b = \frac{\sigma_b}{E} (\pi R^2) I_b(\theta)$$

なお、き裂先端の塑性域を考慮し、き裂の半角度は $\theta$ に代えて $\theta_{eff}$ を次式で求める。

$$\theta_{eff} = \theta + (K_t + K_b)^2 / (2\pi R \sigma_f^2)$$

<記号説明>

$\theta$  : き裂半角度

$K_t$  : 軸力による応力拡大係数

$K_b$  : 曲げモーメントによる応力拡大係数

$\sigma_f$  : 流動応力

R : 平均半径

$I_t(\theta)$ 、 $I_b(\theta)$  : 無次元量

$\alpha$  : 補正係数(炭素鋼0.9、その他は1.0)

- c. 水力学的直径(Dh)

き裂長さは次式による。また、Dhは $A_{total}$ をき裂長さで除したものの。

$$2c = (D - t) \frac{\theta_{eff} \pi}{180}$$

$$\frac{A_{total}}{c} = Dh \text{を算出}$$

<記号説明>

D : 管外径

t : 板厚



④ Gc-Dh曲線

前項のa. からc. を、Gcを変えてパラメータ計算を繰り返すことによりGc-Dh曲線が求められる。

⑤ Henryの臨界流モデルによるGc-Dh曲線

Henryのサブクール水モデル(図1参照)を用いて、配管の内外圧力差、流体性状等から、臨界流量Gc (gpm/mm<sup>2</sup>)と水力学的直径Dh (mm)の関係曲線を求める。

計算パラメータとしては、漏えい流体の条件(温度、圧力、流体性状等)、外部の状態(外圧の有無)、漏えい流路状態(表面粗さ、流路形状)等を考慮する。

臨界流量Gcは下式により求める。

$$Gc^2 = \left[ \frac{xv_g}{\gamma P} - (v_g - v_{\ell 0}) \frac{dx}{dP} \right]_{exit}^{-1} \quad \left( \frac{dx}{dP} \right)_{exit} = N \frac{dx_E}{dP}$$

<記号説明>

x : クオリティ (x<sub>E</sub> : 熱平衡時のクオリティ)

v : 比容積(m<sup>3</sup>/kg)

P : 圧力(Pa)

γ : 断熱係数

(添字・・・g : 気相、ℓ : 液相、ℓ<sub>0</sub> : 入口液相条件)

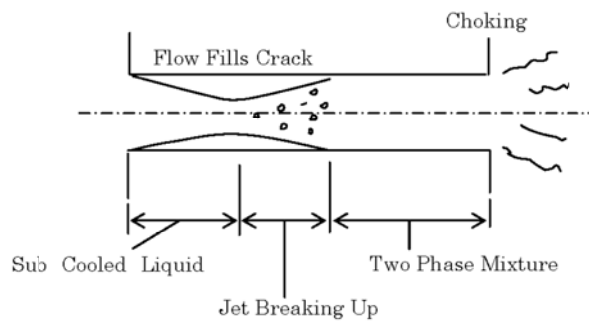


図1 き裂内の流れ(サブクール水)

⑥ 臨界流量(Gc-Dh)の決定

上記④と⑤のGc-Dh曲線は別々の観点から求められたものであり、下図の如く2本の曲線が描け、交点のGc、Dhは両方の条件を満足する。

この時のGc-Dhのき裂角度、開口面積を、き裂安定性評価に用いる判定応力の算出に使用する。

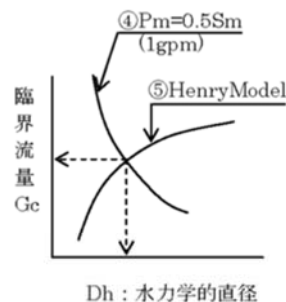


図2 Gc-Dh曲線

## ⑦ 判定応力の算出

判定応力Pfは「実断面応力基準」によって算出する。この基準は、配管周方向にスリット状開口を想定し、断面のリガメント(開口部以外)の応力が一様な流動応力 $\sigma f$ に達した時に破壊が進行すると仮定したものである。したがって発生応力が流動応力以下であれば、き裂があっても安定していると考えられる。

$$Pf = Pm + Pb' / Hp$$

## &lt;記号説明&gt;

Pm : 内圧によって発生する膜応力(= 0.5Sm)

$$Pb' = 2\sigma f(2\sin\beta - \sin\theta) / \pi$$

$$\beta = [\pi - \theta - (Pm / \sigma f)\pi] / 2$$

$$\sigma f = (Sy + Su) / 2$$

$\theta$  : 貫通き裂半角度

Sy : 設計降伏点

Su : 設計引張強さ

Hp : 補正係数(炭素鋼4B以下1.1、その他は1.0)

## ⑧ 発生応力

発生応力Paを求める時の作用荷重は「配管破損防護設計技術指針」より次のとおり。

- a. 考慮すべき運転状態は、I, II, III及びI+Ss, Sd地震とするが、実質的にはI, II+Ss, Sd地震が最も厳しいことから、I, II+Ss, Sd地震の評価を実施する。(JEAG-4613はS1で評価するが、本評価はSs, Sd地震で評価を実施する。)
- b. 評価荷重は1次応力で実施するが、安全側に2次応力である熱膨張応力を含める。

$$Pa = Pm + Pb$$

## &lt;記号説明&gt;

Pm : 各配管の設計条件における計算値を採用(内圧応力)

Pb : 曲げ応力(自重応力+熱膨張応力+地震応力\*の合計応力、但しねじり応力は算入不要)

\* : 地震慣性応力(片振幅)

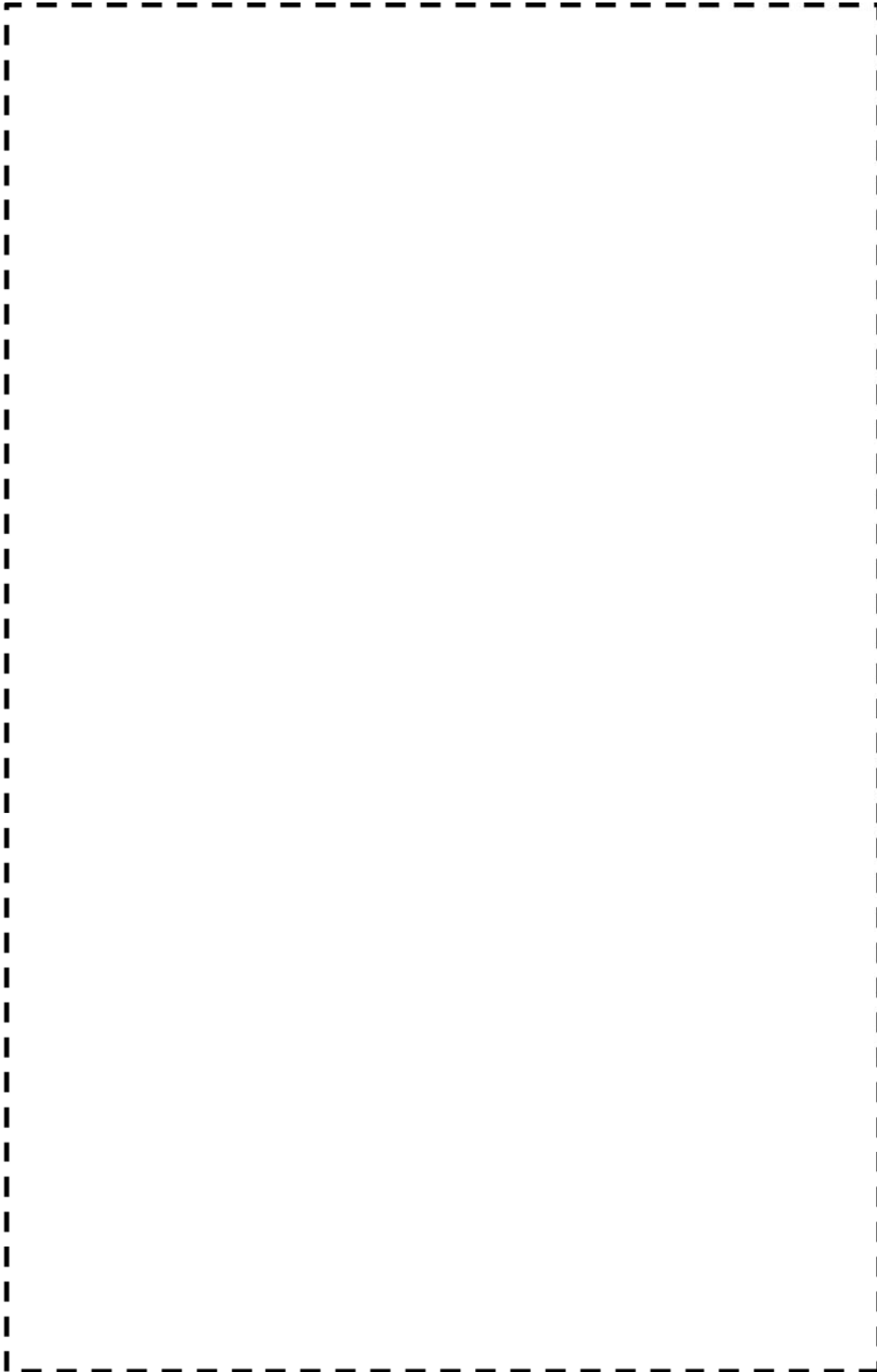
注 : 発生応力は流動応力となることから応力係数は考慮しない。

## ⑨ 評価

前項までの算出結果を基に以下を評価する。

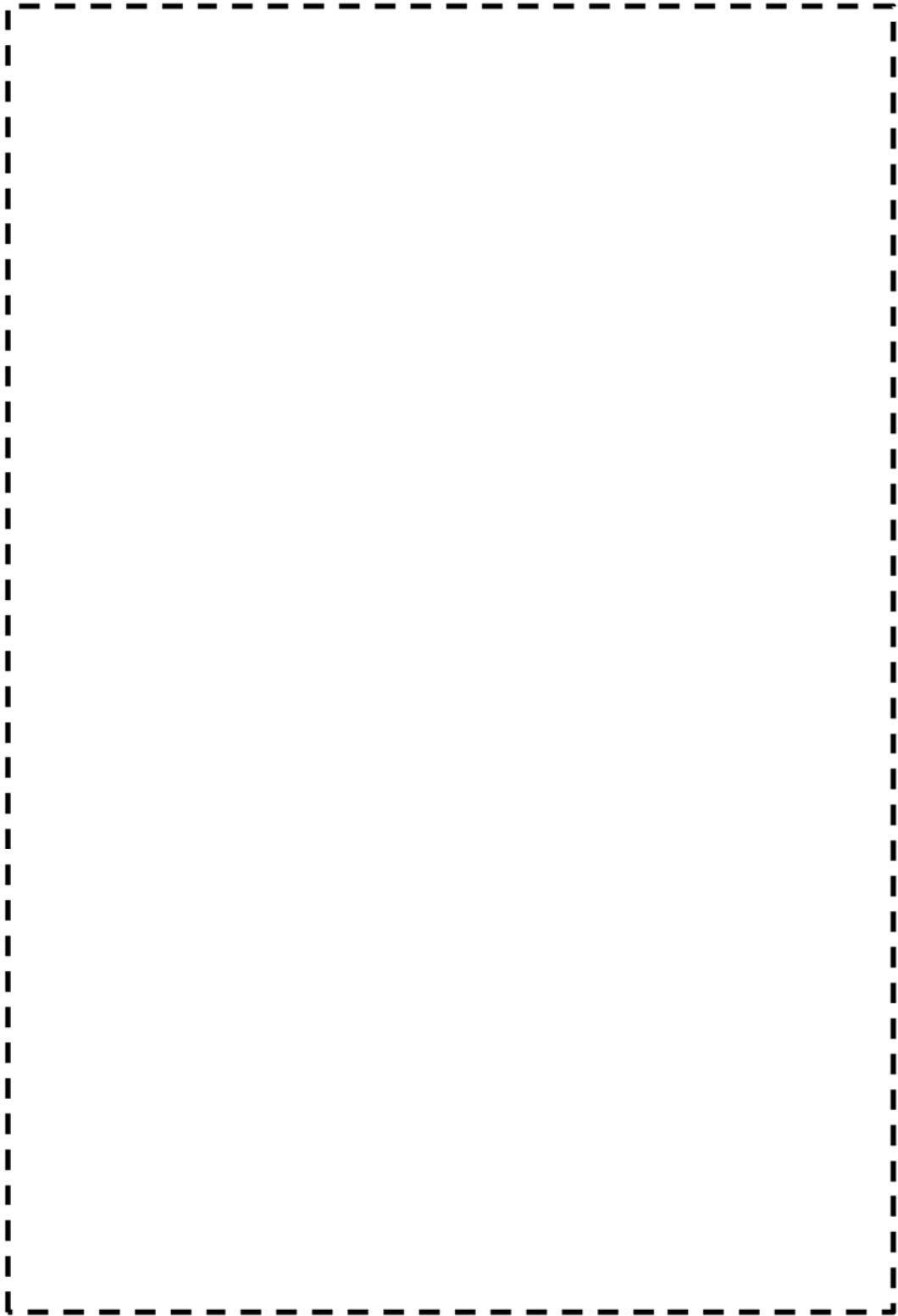
$$Pf > Pa : \text{漏洩}$$

$$Pf \leq Pa : \text{破断}$$



き裂評価対象部位 美浜3号機 B-RHR熱交換器出口合流部(CV外)

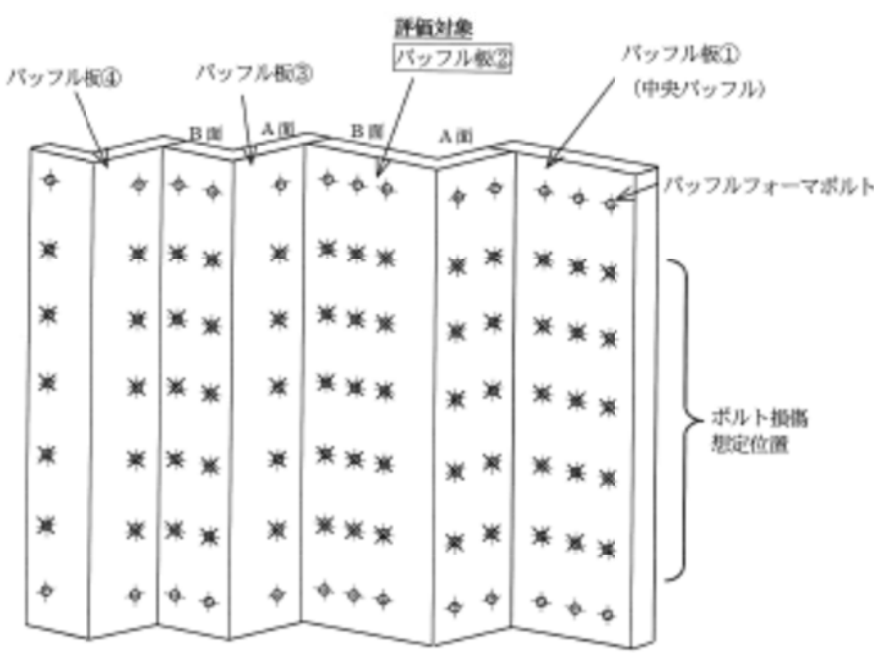
枠みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



美浜3号機 B-RHR熱交換器出口合流部(CV外)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

美浜3号炉—耐震—18

<p>タイトル</p>	<p>バッフルフォーマボルトの照射誘起型応力腐食割れに対する評価の具体的内容（評価仕様、解析モデル、入力条件（変位、加速度、抗力）、評価結果を含む）について。</p>
<p>説明</p>	<p>以下のとおり、評価の具体的内容を示す。</p> <p>1. ボルト損傷本数と想定箇所</p> <p>技術評価において、原子力安全基盤機構「照射誘起応力腐食割れ（IASCC）評価技術」事業で得られた最新知見を用いて評価した結果、運転開始後60年時点でのボルトの損傷本数は管理損傷ボルト数（全体の20%）以下との結果が得られているが、本耐震安全性評価では、図1に示すとおり2～6段全てのバッフルフォーマボルト（全バッフルフォーマボルト672本のうち、480本の損傷を想定）が損傷したと仮定した。</p>  <p>図1 バッフルフォーマボルト損傷想定箇所</p> <p>【評価対象部位】</p> <p>他のバッフル板で端が支持されていない②-A面、B面および③-B面のバッフル板（地震荷重を全てボルトで受けるため厳しい）のうち、幅が大きくボルト1本あたりの地震荷重が最も大きくなる「バッフル板②-B面」のボルトを評価対象とした。</p>

## 2. 解析モデル及び諸元

### (1) 地震応力

バッフルフォーマボルトが受ける地震荷重は、図1に記載のバッフル板②をはり要素でモデル化し、これを組込んだ炉内構造物耐震評価モデル(図2)を用いて、全波包絡FRSによるスペクトルモーダル法によりSs地震時の応答解析を実施し算出した。

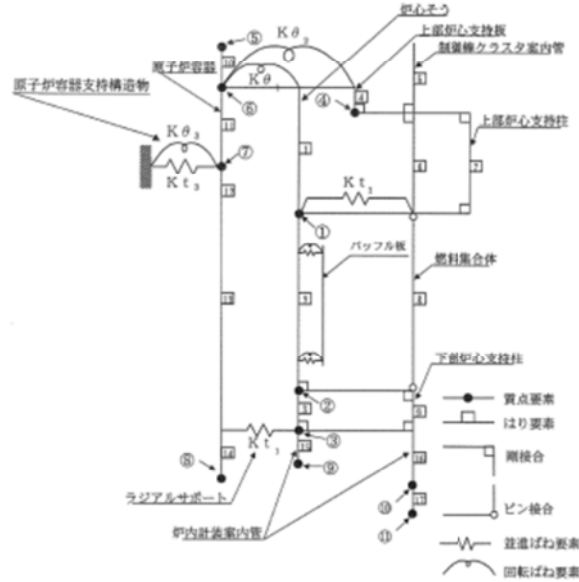


図2 炉内構造物耐震評価モデル

### (2) 機械的荷重による応力

機械的荷重として、運転時の差圧によるバッフル板荷重を考慮した。評価には最大差圧 0.025 MPaを用い、最上段及び最下段のそれぞれ3本のボルトが受ける荷重は、図3に示す斜線部面積に作用する荷重とした。

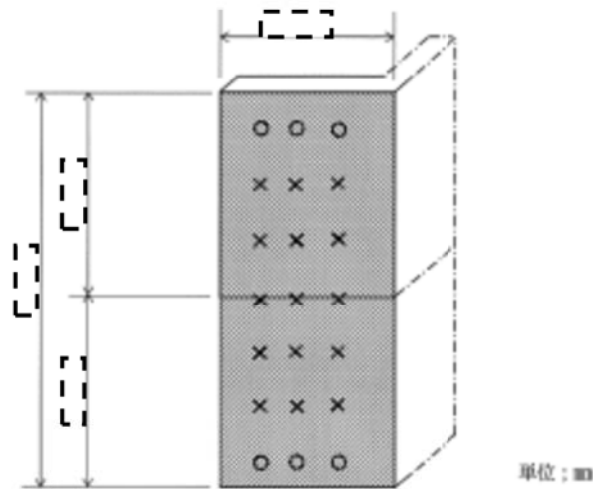


図3 バッフルフォーマボルト応力評価モデル



(3) 許容応力

許容応力については、炉内構造物の許容応力の $D_s (IV_{AS})$ の規定を適用した。

表1 炉内構造物の許容応力

	一次応力強さ(一般膜応力)
$D_s (IV_{AS})$	Min(2.4Sm, 2/3Su)
材料:G316CW1 温度:332.3℃	360 MPa

3. 評価内容

(1) 地震応力

算出された、最上段及び最下段のボルト1本あたりに作用する地震荷重をもとに、地震応力を算出した。

ボルト1本に作用する地震荷重(軸力):

10147 N (最上段)

11621 N (最下段)

ボルトシャンク径:

[ ] mm

ボルトの地震応力(軸方向応力):

[ ] (MPa) (最上段)

[ ] (MPa) (最下段)

(2) 機械的荷重による応力

ボルト1本に作用する差圧荷重(軸力):

[ ]  $\times 2.50 \times 10^{-2} \times 1/3 = 7335.60 \approx 7336$  (N) (最上段)

[ ]  $\times 2.50 \times 10^{-2} \times 1/3 = 7111.61 \approx 7112$  (N) (最下段)

ボルトの機械的荷重による応力(軸方向応力):

[ ] (MPa) (最上段)

[ ] (MPa) (最下段)

(3) 地震時の応力(合計)

地震時のバップルフォーマボルトの応力は以下の通り。

[ ] = 132.7  $\rightarrow$  133 (MPa) (最上段)

[ ] = 142.2  $\rightarrow$  143 (MPa) (最下段)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

#### 4. 評価結果

バッフルフォーマボルトの地震時における応力評価結果を表2に示す。発生応力は許容応力を超えることはなく、耐震安全上問題がないことを確認した。なお、発生応力は大きい方の最下段の評価結果を採用した。

表2 バッフルフォーマボルトの照射誘起型応力腐食割れに対する耐震安全性評価結果

評価部位	地震時の発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	応力比
バッフルフォーマボルト (最下段)	143	360	0.40

#### 5. 制御棒挿入性評価

バッフルフォーマボルトの照射誘起型応力腐食割れに対する評価として実施する、制御棒挿入時間評価の内容は以下のとおり。

##### (1) 評価仕様

制御棒挿入時間評価は、制御棒クラスタが自重で落下する時に受ける各種の抗力を考慮し、下記の運動方程式を解くことで、最終的に制御棒クラスタの挿入距離と挿入時間を求めている。地震時の挿入時間の算出においては、制御棒挿入経路機器である制御棒駆動装置、制御棒クラスタ案内管、燃料集合体（制御棒案内シンプル）の地震応答に対応する制御棒挿入抗力を考慮し、挿入時間を算出している。

バッフルフォーマボルトの照射誘起型応力腐食割れに対する評価として実施する制御棒挿入時間評価では、燃料集合体の応答解析において、バッフルフォーマボルトの損傷を仮定した燃料集合体群振動解析モデルにより算出される応答を用いて挿入時間を算出することで、バッフルフォーマボルト損傷の影響を評価している。

なお、地震応答に対応する制御棒挿入抗力は各機器に対する静的抗力測定試験や正弦波加振下での制御棒落下試験結果を基に、機器の応答変位や応答加速度に対応する抗力データを取得している。

制御棒挿入時間解析においては、機器の時刻歴応答解析結果とこれらの抗力データから、解析の各タイムステップにおいて地震外力による抗力を求め、運動方程式に反映し、挿入時間を求めている。

添付－1に制御棒挿入時間評価の全体の流れ、制御棒挿入時間評価において考慮する各種抗力、及び制御棒挿入時間解析における抗力の取り扱いを示す。

$$M \cdot \frac{d^2x}{dt^2} = M \cdot g - (F_f + F_v + F_m + F_u)$$

ここで、M : 質量  
x : 制御棒クラスタ挿入距離  
t : 制御棒クラスタ挿入時間  
g : 重力加速度  
F<sub>f</sub> : 流体による抗力  
F<sub>v</sub> : 地震外力による抗力  
F<sub>m</sub> : メカニカル抗力  
F<sub>u</sub> : 浮力

(2) 入力条件

①ボルト損傷本数と想定箇所

技術評価において、原子力安全基盤機構「照射誘起応力腐食割れ (IASCC) 評価技術」事業で得られた最新知見を用いて評価した結果、運転開始後60年時点でのボルトの損傷本数は管理損傷ボルト数(全体の20%)以下との結果が得られているが、本耐震安全性評価では、図1に示すとおり2~6段全てのバッフルフォーマボルト(全バッフルフォーマボルト672本のうち、480本の損傷を想定)が損傷したと仮定した。(「1. ボルト損傷本数と想定箇所」と同じ)

②挿入経路機器の地震応答

制御棒挿入時間評価の入力となる地震時の制御棒挿入経路機器の最大応答変位を表3に示す。これらの機器応答に対応する地震時の制御棒挿入抗力を求め、挿入時間を算出する。

表3 地震時 制御棒挿入経路機器応答

最大変位 (mm)		
制御棒 駆動装置	制御棒クラスタ 案内管	燃料集合体 (制御棒案内シンプル)
5.5	0.8	60.7

(3) 評価結果

制御棒挿入時間の評価結果を表4に示す。バッフルフォーマボルトの損傷を考慮した場合も、挿入時間は規定時間を満足しており、耐震安全上問題がないことを確認した。

表4 制御棒クラスタ挿入時間計算結果

(単位: 秒)

	制御棒クラスタ挿入時間*1	規定時間*2
通常運転時	1.31	1.8
地震時 (バッフルフォーマボルトの損傷を考慮) (S s - 3)	1.44	

\*1: 各時間は落下開始から制御棒が全ストロークの85%に至るまでの時間

\*2: 工事計画認可申請書 添付13 耐震性に関する説明書に記載の値

(4) 補足 (バッフルフォーマボルト損傷を考慮しない場合)

①地震時 制御棒挿入経路機器応答

表5 地震時 制御棒挿入経路機器応答

最大変位 (mm)		
制御棒クラスタ 駆動装置	制御棒クラスタ 案内管	燃料集合体 制御棒案内シンプル
5.5	0.8	60.0

②評価結果

表6 制御棒クラスタ挿入時間計算結果

(単位：秒)

	制御棒クラスタ挿入時間*1	規定時間*2
地震時挿入時間 (S s - 3)	1.42	1.8

\*1：各時間は落下開始から制御棒が全ストロークの85%に至るまでの時間

\*2：工事計画認可申請書 添付13 耐震性に関する説明書に記載の値

以 上



## 制御棒挿入性評価について

制御棒挿入性の評価については、新規制基準への適合に係る工認側で評価手法を見直した再評価を実施したため、これに合わせた評価手法により評価の見直しを行った。

	当初申請 (H27.11補正申請)	工認に合せた評価手法反映 (H28.5補正)
評価条件	燃料集合体未照射条件 (照射影響の考慮無し) 旧Ss ※取替前の炉内構造物での評価	燃料集合体照射後条件 (照射影響の考慮有り) Ss-1(750gal)～Ss-24 : Ss-3 ※取替後の炉内構造物での評価
解析モデル	RV-CI連成モデル FA減衰率：1%	建屋-RCS-RV-CI連成モデル FA減衰率：10% (Ss-3)
評価手法	《挿入経路機器の応答解析》 ・制御棒駆動装置：時刻歴手法 ・制御棒クランク案内管：時刻歴手法 ・燃料集合体：時刻歴手法 《地震時挿入抗力の考慮方法》 ・制御棒駆動装置：時刻歴手法 ・制御棒クランク案内管：時刻歴手法 ・燃料集合体：時刻歴手法	《挿入経路機器の応答解析》 ・制御棒駆動装置：時刻歴手法 ・制御棒クランク案内管：時刻歴手法 ・燃料集合体：時刻歴手法 《地震時挿入抗力の考慮方法》 ・制御棒駆動装置：時刻歴手法 ・制御棒クランク案内管：時刻歴手法 ・燃料集合体：時刻歴手法

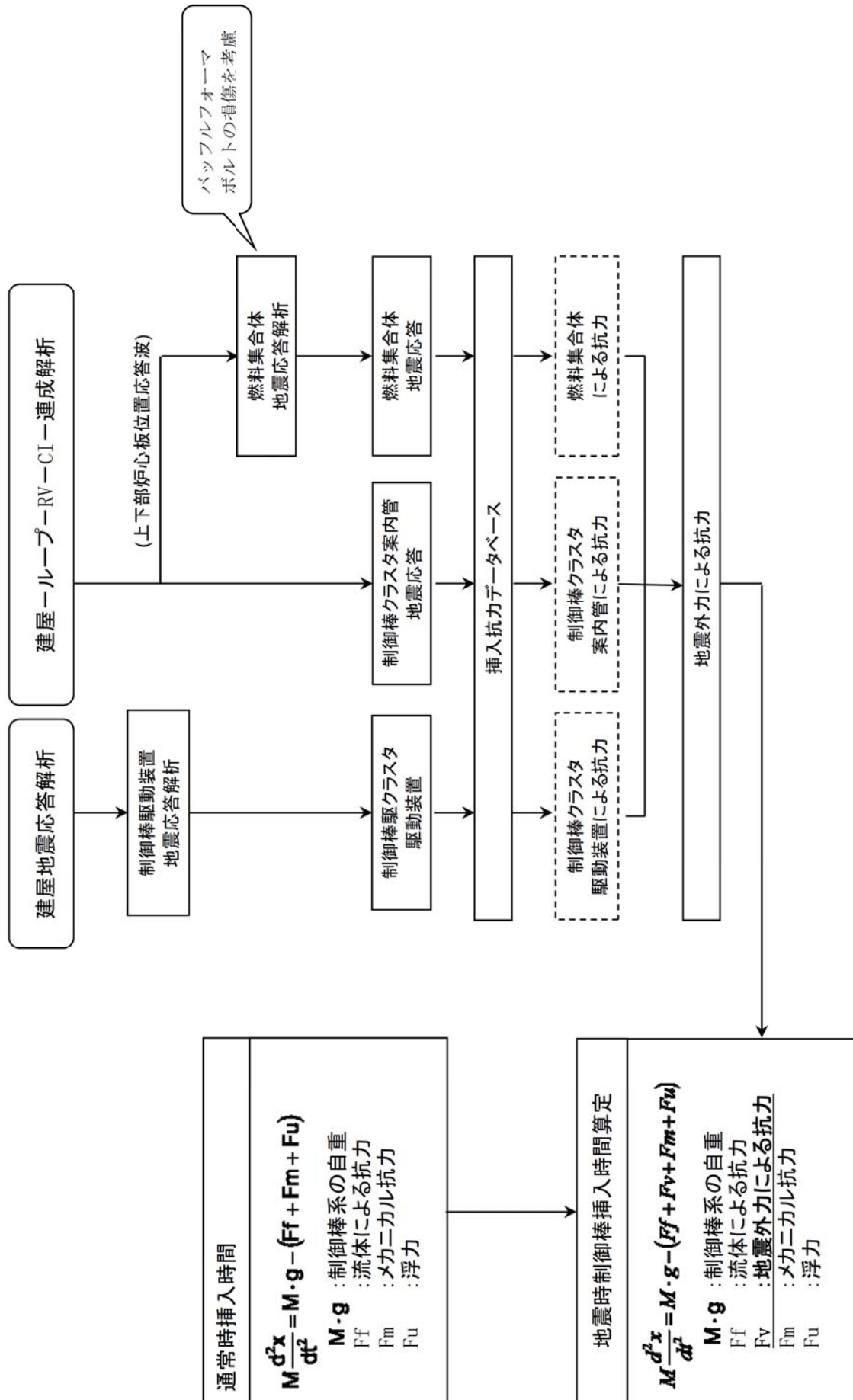


図1 制御棒挿入時間評価の流れ



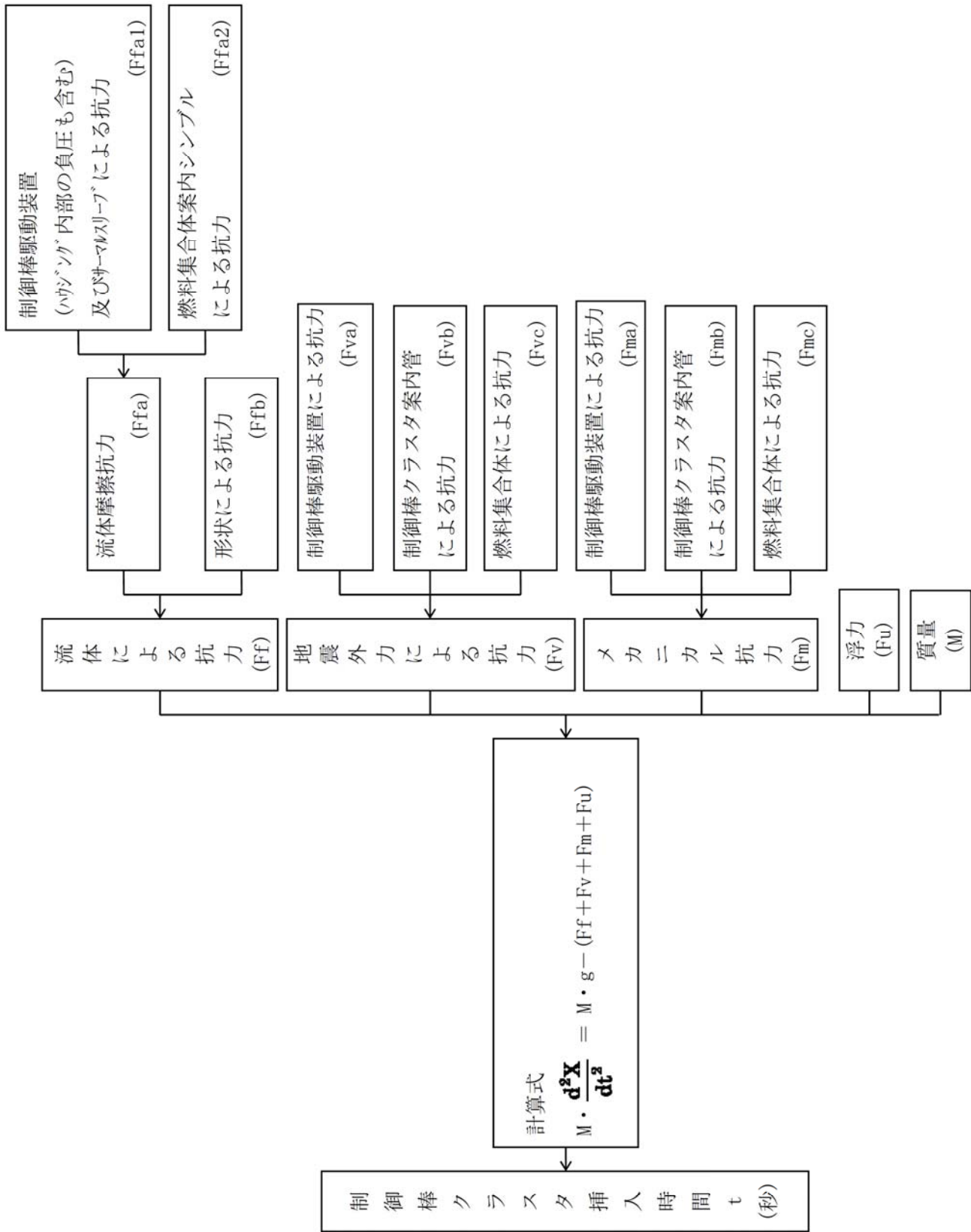
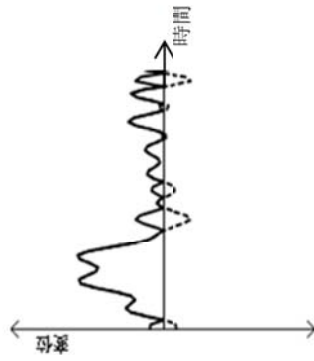


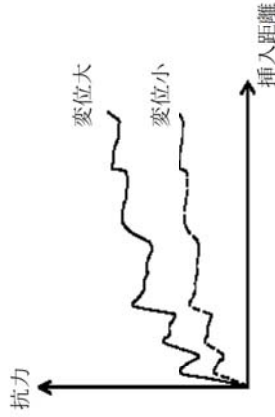
図2 制御棒挿入時間評価において考慮する各種抗力

時刻歴手法における地震応答及び抗力の取り扱い

- 地震応答の取り扱い  
機器の応答解析結果から時々刻々と変化する変位、加速度を用いる

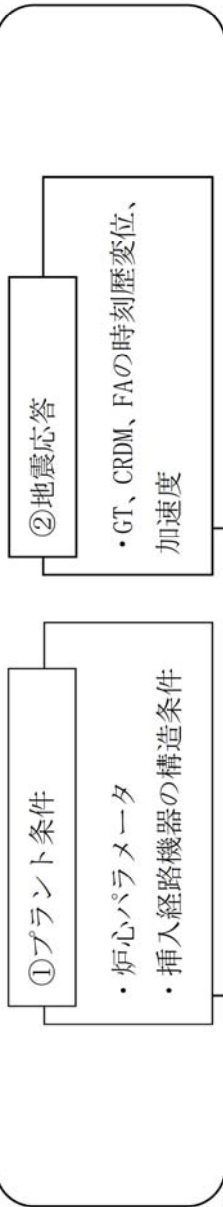


- 抗力データ  
機器に対し、変位量に対応する挿入距離に対する抗力係数を設定 (下図はFA変位抗力の例)



機器の時刻歴応答 (変位、加速度) 及び抗力係数 (変位、加速度抗力係数) より、解析の各タイムステップにおいて、その時刻の応答変位、応答加速度と挿入距離に対応する抗力を算出し、運動方程式に反映する。  
※静的手法では、最大応答に対応する抗力を一定に考慮する。

入力条件



制御棒挿入時間解析コードによる計算

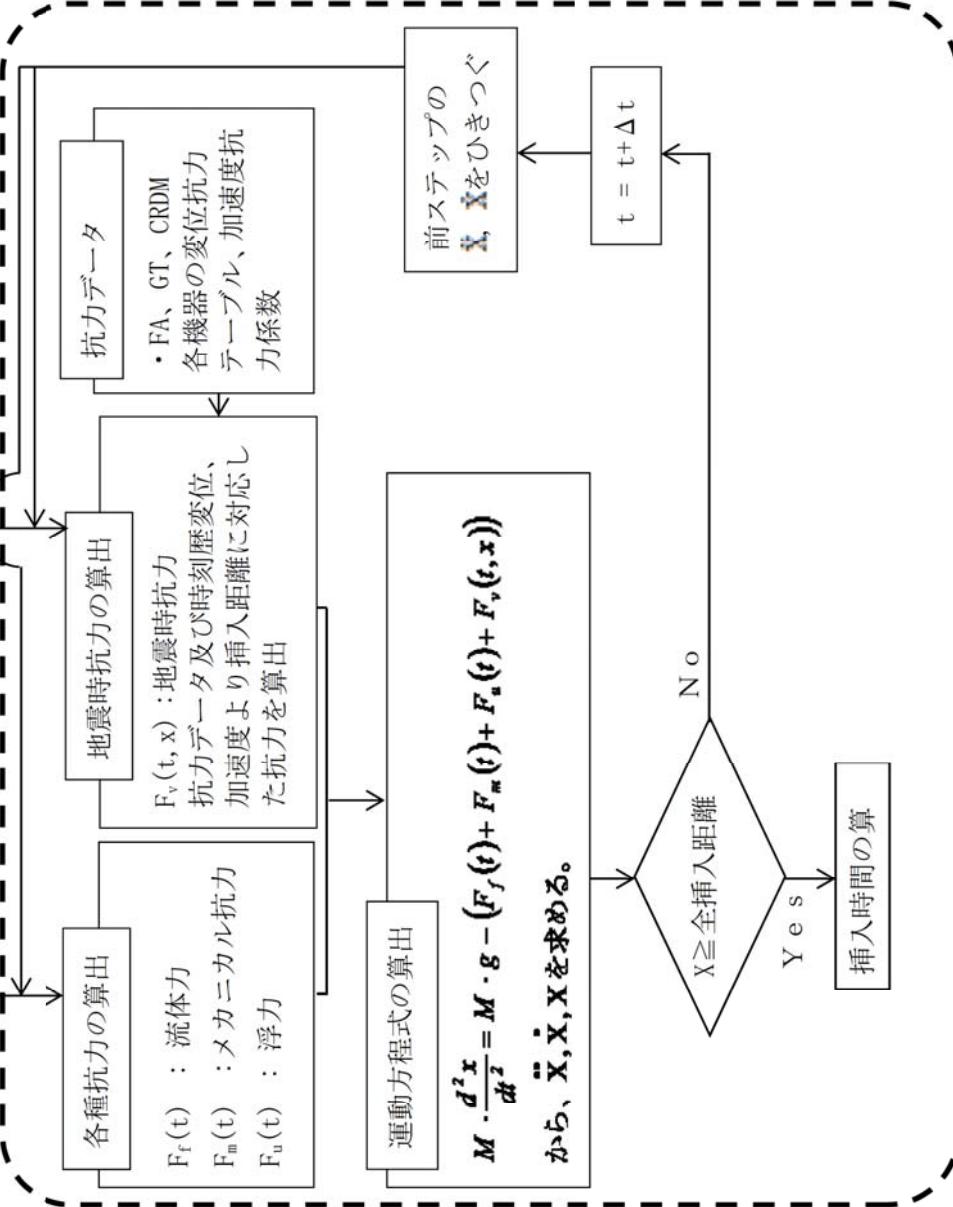


図 3 制御棒挿入時間解析における抗力の取り扱い

美浜3号炉－耐震－21

タイトル	制御棒被覆管の摩耗に対する評価の具体的内容（評価仕様、解析モデル、入力条件（変位、加速度、抗力）、評価結果を含む）について
説明	制御棒被覆管の摩耗に対する具体的評価内容（応力評価）について、添付1に示す。 また、制御棒被覆管の摩耗に対する具体的評価内容（挿入時間の評価）について、添付2に示す。

## 制御棒挿入性評価について

制御棒挿入性の評価については、新規制基準への適合に係る工認側で評価手法を見直した再評価を実施したため、これに合わせた評価手法により評価の見直しを行った。

	当初申請 (H27.11補正申請)	工認に合せた評価手法反映 (H28.5補正)
評価条件	燃料集合体未照射条件 (照射影響の考慮無し) 旧Ss ※取替前の炉内構造物での評価	燃料集合体照射後条件 (照射影響の考慮有り) Ss-1(750gal)～Ss-24：Ss-3 ※取替後の炉内構造物での評価
解析モデル	RV-CI連成モデル FA減衰率：1%	建屋-RCS-RV-CI連成モデル FA減衰率：10% (Ss-3)
評価手法	《挿入経路機器の応答解析》 <ul style="list-style-type: none"> <li>・制御棒駆動装置：時刻歴手法</li> <li>・制御棒クランク案内管：時刻歴手法</li> <li>・燃料集合体：時刻歴手法</li> </ul> 《地震時挿入抗力の考慮方法》 <ul style="list-style-type: none"> <li>・制御棒駆動装置：時刻歴手法</li> <li>・制御棒クランク案内管：時刻歴手法</li> <li>・燃料集合体：時刻歴手法</li> </ul>	《挿入経路機器の応答解析》 <ul style="list-style-type: none"> <li>・制御棒駆動装置：時刻歴手法</li> <li>・制御棒クランク案内管：時刻歴手法</li> <li>・燃料集合体：時刻歴手法</li> </ul> 《地震時挿入抗力の考慮方法》 <ul style="list-style-type: none"> <li>・制御棒駆動装置：時刻歴手法</li> <li>・制御棒クランク案内管：時刻歴手法</li> <li>・燃料集合体：時刻歴手法</li> </ul>

## 被覆管の摩耗に対する耐震安全性評価

### 1. 計算方法の概要

制御棒クラスタの被覆管に摩耗を想定した場合の耐震安全性評価については、摩耗なしの場合の計算を実施し、摩耗なしの状態が発生応力が最大となる条件に対して、膜成分は断面積の減少分を、曲げ成分は断面係数の減少を考慮し、評価を実施する。

### 2. 制御棒クラスタの構造

制御棒クラスタは、1つの制御棒スパイダ及び20本の制御棒から構成される。

制御棒スパイダは、スパイダ本体より放射状に配置したベーン及び円筒形のフィンガから構成される。

制御棒は、ねじによりフィンガと接合され、ピンにより回り止めされている。

制御棒は、中性子吸収材である80%銀、15%インジウム、5%カドミウム合金をステンレス鋼製の被覆管に挿入し、被覆管両端に端栓を溶接した密封構造となっている。

制御棒には、更にコイルばねが入れられており、中性子吸収材の軸方向の動きを制限している。

構造説明図を図2-1及び図2-2に示す。

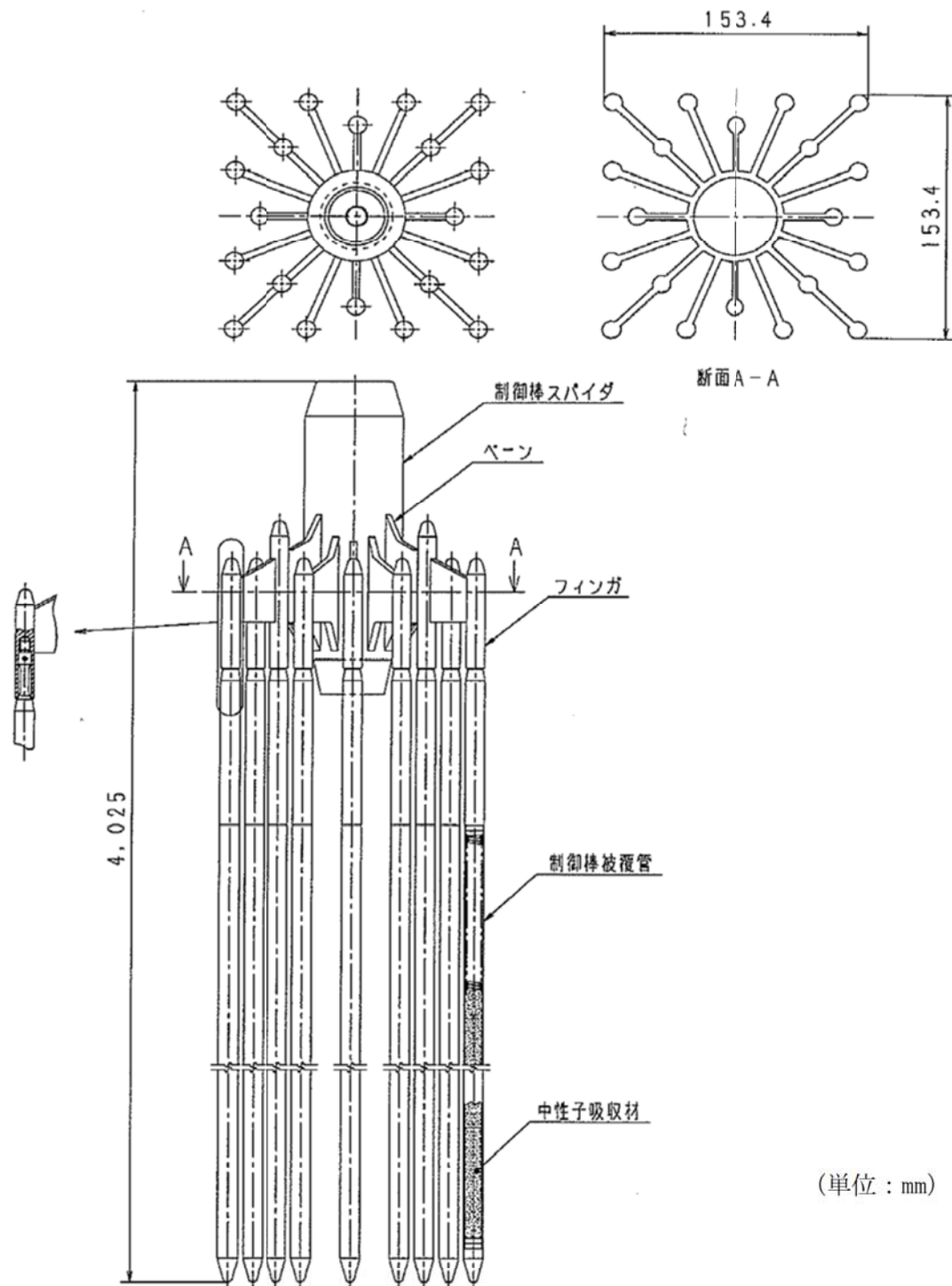


図2-1 15×15型制御棒クラスタ構造図



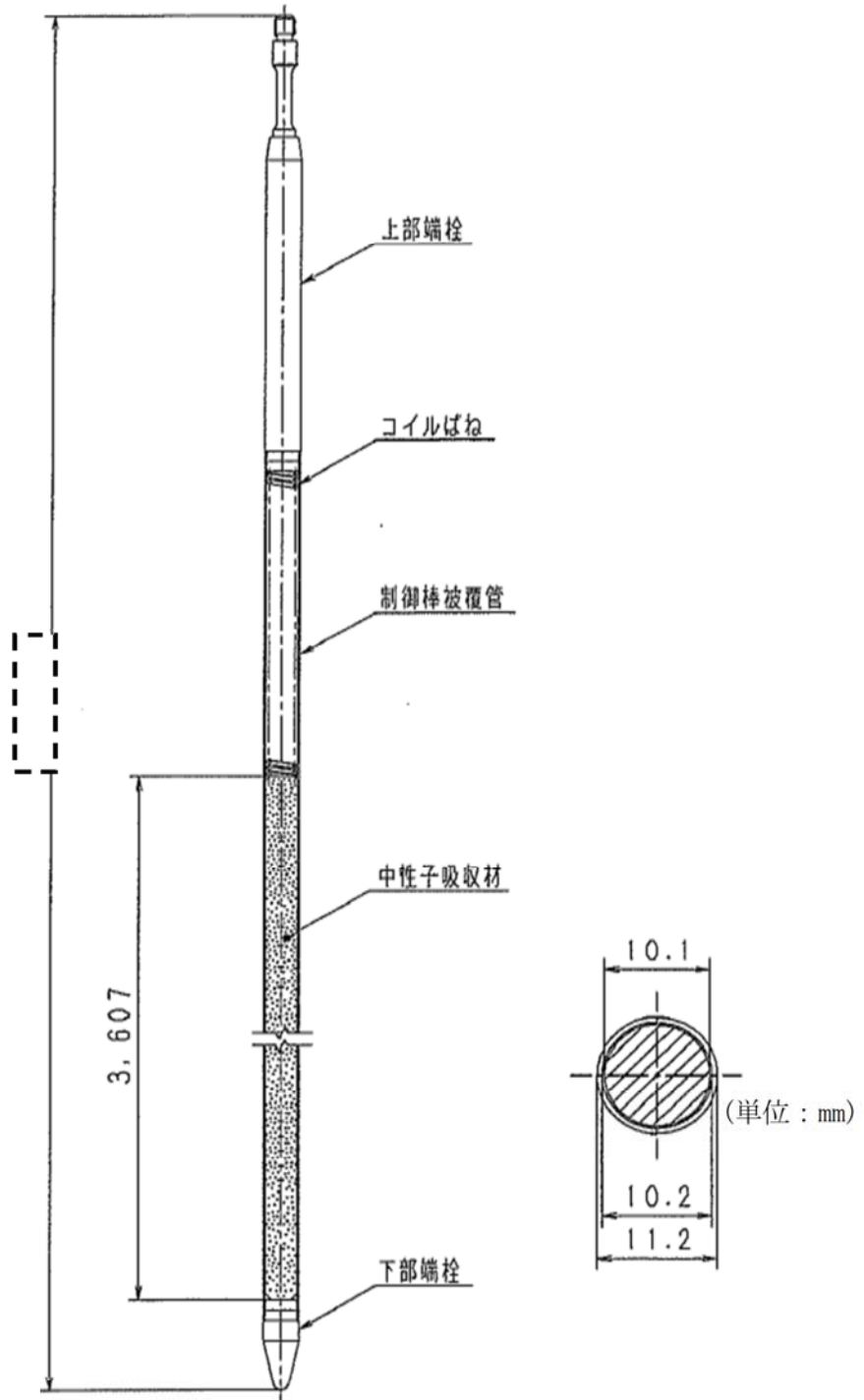


図2-2 15×15型制御棒構造図

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

### 3. 地震時応力の算出（解析モデル及び入力条件について）

制御棒クラスタの耐震解析モデルを図3-1に、また、各挿入状態におけるこのはりモデルの支持点位置、荷重及び変位を入力する位置を図3-2に示す。入力条件として、等分布荷重（制御棒クラスタ案内管加速度）又は、強制変位（燃料集合体変位）を与えて計算により求める。

解析モデルの各はりに対する諸数値を表3-1に示す。表3-1に示す諸数値は摩耗なしの場合の数値となる。

水平方向については、制御棒クラスタの挿入位置によって地震荷重が変化するので、次の状態について、制御棒クラスタの応力計算を行う。

#### (1) 全引抜き状態

制御棒クラスタは制御棒クラスタ案内管内に位置し、ほぼ等間隔で水平方向に支持されている。したがって、制御棒クラスタ案内管の最大応答加速度を制御棒の入力加速度とする。

#### (2) 全挿入状態

全挿入状態では、制御棒クラスタは燃料集合体内に位置し、燃料集合体の振動変位に追従して変形する。したがって、全挿入状態での地震荷重は燃料集合体変位を強制変位として与える。強制変位は、第2支持格子（上部側から）の変位が最大となる際の変位とする。

#### (3) 半挿入状態

制御棒クラスタのうち、制御棒クラスタ案内管内に位置している部分については、全引抜き状態の考え方を適用し、制御棒クラスタ案内管の最大応答加速度を制御棒の入力加速度とし、また、燃料集合体内に挿入されている部分については全挿入状態の考え方を適用し、燃料集合体変位を強制変位として与える。

以上、評価の入力条件である制御棒クラスタ案内管加速度及び燃料集合体変位を表3-2に示す。

表3-1 計算モデルの各はりに対する諸元

はり 番号	部 材	縦弾性係数 E (MPa)	断面二次モーメント I (mm <sup>4</sup> )	はり長さ $\ell$ (mm)	単位長さ質量 $\rho \cdot A$ (kg/mm)	断面積 A (mm <sup>2</sup> )
1	制御棒スパイダ					
2	上部端栓細径部					
3	上部端栓					
4	制御棒プレナム部					
5	制御棒吸収材部					
6	下部端栓					

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

表3-2 入力条件

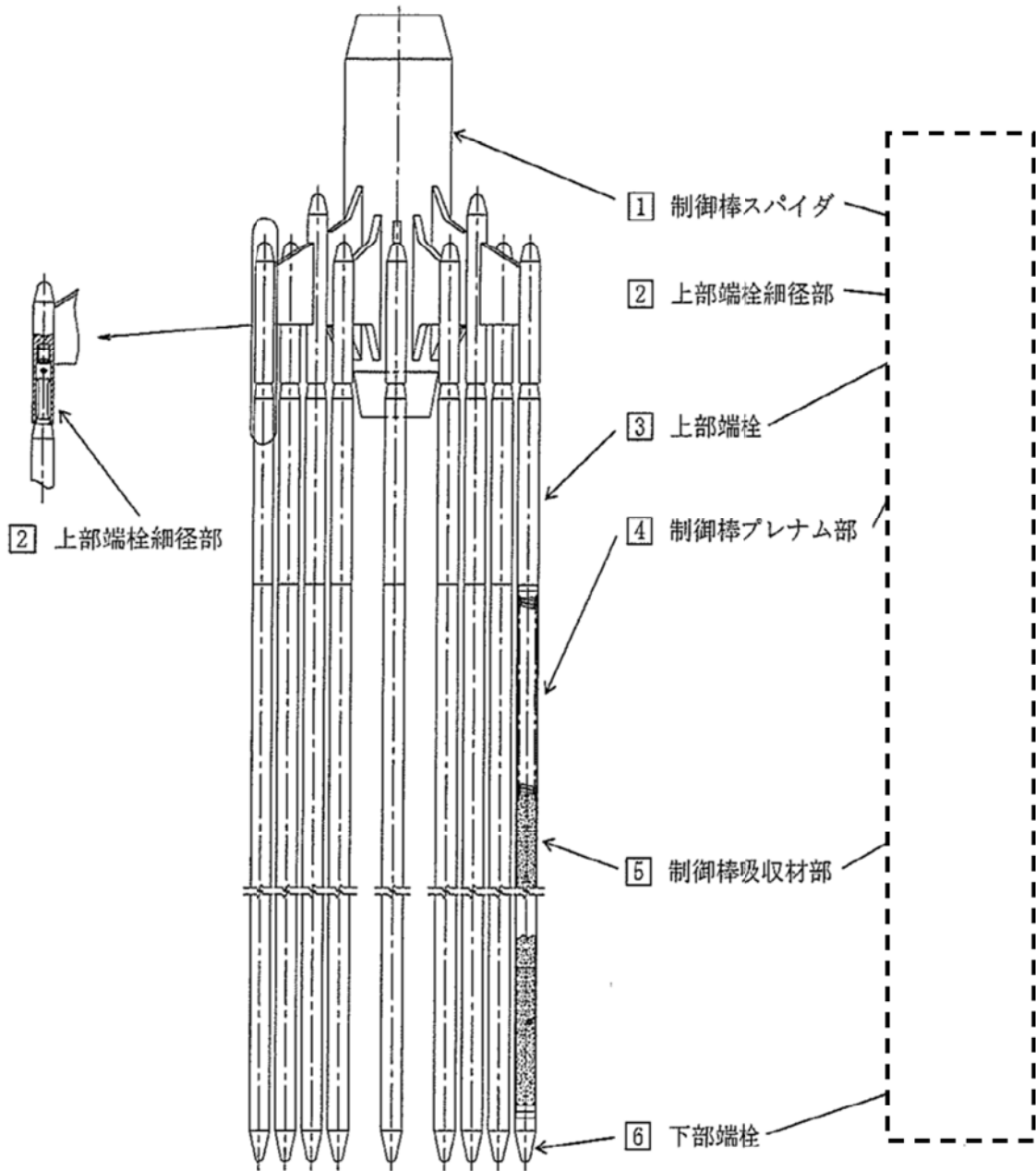
荷 重 条 件			S <sub>s</sub> 地震波
水平	全引抜き 状 態	動的加速度 (G)	
	全 挿 入 状 態	燃料集合体最大変位 (mm)	
	半 挿 入 状 態	動的加速度 (G)	
		燃料集合体最大変位 (mm)	
鉛 直	動的加速度 (G)		

※1：最大応力を示すS<sub>s</sub>包絡波による制御棒クラスタ案内管の加速度

※2：S<sub>s</sub>-3波による燃料集合体の最大変位

※3：最大応力を示すS<sub>s</sub>包絡波による制御棒駆動装置の加速度

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



要素数 : 50  
節点数 : 51

20本の制御棒を1本の  
はりでモデル化する。

図3-1 計算モデル (はりモデル要素分割)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

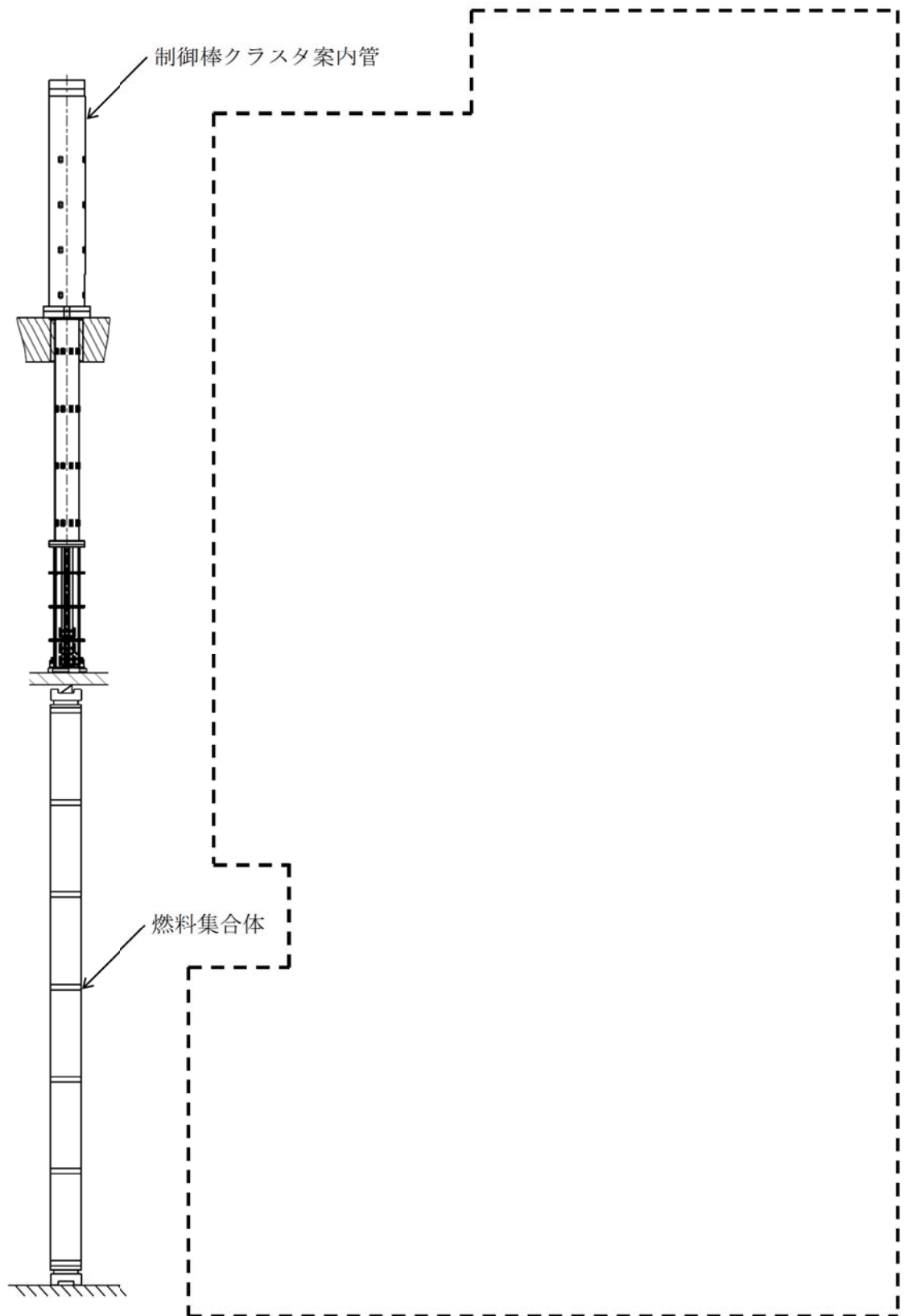


図3-2 制御棒クラスタ応力計算における外力及び支持条件

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



## 4. 運転時応力（自重及び機械的荷重による応力）の算出について

運転時に制御棒クラスタの被覆管には、自重及び制御棒クラスタ挿入によるスクラム荷重が加わる。軸荷重及び自重による応力は下式により計算する。また、入力となる設計条件を表4-1に示す。

$$\sigma_x = \frac{N}{A}$$

ここで、

$\sigma_x$  : 軸方向応力

N : 軸荷重

A : 断面積

表4-1 設計の条件

項 目		数 値
死 荷 重	自 重 (N) (制御棒 1 本当たり)	
機 械 的 荷 重	スクラム荷重 (N) <sup>(注)</sup> (制御棒 1 本当たり)	

(注) 駆動軸質量と制御棒クラスタ質量の和に、制御棒クラスタの挿入時加速度を考慮している。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

## 5. 計算結果

被覆管の摩耗なしの状態での各挿入状態における運転時応力及び地震荷重による応力を表5-1に示す。

表5-1 計算結果まとめ

(単位：MPa)

状態	運転時応力 $\sigma_x$	地震時応力 $\sigma_x$	
		膜応力	曲げ応力
全引き抜き	2.2	$\pm 3.0$	$\pm 10.6$
半挿入	2.2	$\pm 3.0$	$\pm 161.5$
全挿入	-23.0	$\pm 3.0$	$\pm 255.3$

## 6. 摩耗を考慮した計算

被覆管の摩耗なしの状態に対し、発生応力が最大となる全挿入状態において、膜成分は断面積の減少を、曲げ成分は断面係数の減少を考慮した評価を行う。

被覆管摩耗は、図6-1に示す通り貫通時の被覆管断面積の欠損割合が最も大きな摩耗形状を考慮する。

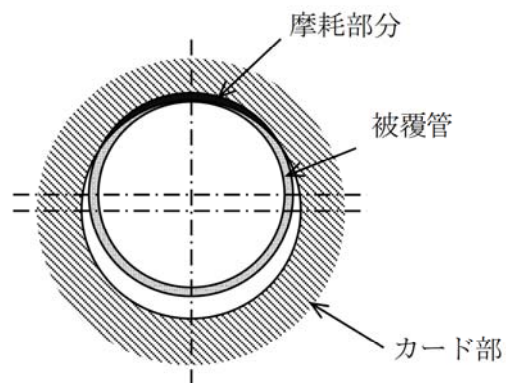


図6-1 評価で想定する被覆管の摩耗形状

被覆管摩耗なしでの地震荷重による応力計算結果（表5-1）より、地震時の膜応力及び曲げ応力は以下となる。

$$\sigma \text{ (曲げ成分)} = \pm 255.3 \text{ MPa}$$

$$\sigma \text{ (膜成分)} = \pm 3.0 \text{ MPa}$$

次に、被覆管貫通摩耗を想定した場合の地震時曲げ応力は、被覆管貫通摩耗を想定したモデルを用いた応力解析より算出する。

図6-1に示す被覆管貫通摩耗を想定した場合の解析モデルを用い、強制変位（燃料集合体変位）を与えて解析を実施し以下のとおり曲げ応力を算出した。

$$\sigma' \text{ (曲げ応力)} = \pm 255.3 \text{ MPa}$$

一方、膜応力は、被覆管断面積の比から、以下のとおり求める。

$$\sigma' \text{ (膜成分)} = \sigma \text{ (膜成分)} \times (A/A')$$

ここで A : 摩耗のない被覆管の断面積 :  $10000 \text{ mm}^2$

A' : 貫通摩耗ありの断面積 :  $9000 \text{ mm}^2$

従って、被覆管が貫通した場合の地震時膜応力は以下のとおりとなる。

$$\sigma' \text{ (膜応力)} = \pm 3.3 \text{ MPa}$$

以上より、被覆管貫通摩耗時の地震荷重による発生応力 ( $\sigma_x'$ ) は、以下のとおり求める。

$$\sigma_x' \text{ (一次膜+一次曲げ応力)} = \sigma' \text{ (曲げ応力)} + \sigma' \text{ (膜応力)}$$

従って、被覆管が貫通した場合の地震時の膜+曲げ応力は以下のとおりとなる。

$$\sigma_x' \text{ (一次膜+一次曲げ応力)} = \pm 258.6 \text{ MPa}$$

運転時応力は膜応力であるので、被覆管断面積の比から以下のように求められる。

$$\sigma_x' \text{ (運転時応力)} = \sigma_x \text{ (運転時応力)} \times (A/A')$$

運転時応力は-23.0 MPaなので、

$$\sigma_x' \text{ (運転時応力)} = \pm 1.1 \text{ MPa} \text{ となる。}$$

以上の評価結果から、被覆管摩耗に対する応力強さを表6-1に示す。また、評価結果のまとめを表6-2に示す。表6-2より、発生応力は許容値を満足することが確認できる。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

表6-1 地震時の被覆管摩耗に対する評価結果

(MPa)

運転時応力 <sup>(注1)</sup>	地震時応力 <sup>(注1)</sup>	合計応力 <sup>(注2)</sup>

(注1) 負の数値は圧縮応力、正の数値は引張応力であることを示す。

(注2) 上段が地震荷重による応力の符号を正にとり、下段が地震荷重による応力の符号を負にとったものである。

表6-2 評価結果まとめ

発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	応力比
		0.55

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

## 被覆管に摩耗が存在する時の制御棒挿入性評価

制御棒被覆管の摩耗に対する評価として実施する、制御棒挿入時間評価の内容は以下のとおり。

### 1. 評価仕様

制御棒挿入時間評価は、制御棒クラスタが自重で落下する時に受ける各種の抗力を考慮し、下記の運動方程式を解くことで、最終的に制御棒クラスタの挿入距離と挿入時間を求めるものである。地震時の挿入時間の算出においては、制御棒挿入経路機器である制御棒クラスタ駆動装置、制御棒クラスタ案内管、燃料集合体（制御棒案内シンプル）の地震応答に対応する制御棒挿入抗力を考慮し、挿入時間を算出する。

また、制御棒被覆管の摩耗に対する評価では、制御棒の摩耗及び制御棒クラスタ案内管案内板の摩耗を考慮した挿入抗力を地震時の制御棒挿入抗力に付加し、挿入時間を算出する。評価の全体フローを図2に示す。

$$M \cdot \frac{d^2x}{dt^2} = M \cdot g - (F_f + F_v + F_w + F_m + F_u)$$

ここで、

M	:	質 量
x	:	制御棒クラスタ挿入距離
t	:	制御棒クラスタ挿入時間
g	:	重力加速度
F <sub>f</sub>	:	流体による抗力
F <sub>v</sub>	:	地震外力による抗力
F <sub>w</sub>	:	摩耗による抗力
F <sub>m</sub>	:	メカニカル抗力
F <sub>u</sub>	:	浮 力

2. 入力条件

(1) 地震外力による抗力

制御棒挿入時間評価の入力となる地震時の制御棒挿入経路機器の最大応答変位を表1に示す。これらの機器応答に対応する地震時の制御棒挿入抗力を求め、挿入時間を算出する。

表1 地震時 制御棒挿入経路機器応答

最大変位 (mm)		
制御棒駆動装置	制御棒クラスタ案内管	燃料集合体 制御棒案内シンプル
5.5	0.8	60.0

(2) 摩耗による抗力

制御棒に対しては、保守的に制御棒の被覆管の一部が100%摩耗することを仮定している。また、制御棒クラスタ案内管の案内板は図1に示す様な摩耗を仮定している。

これらの摩耗条件を組み合わせた場合に最大となる制御棒挿入抗力を、摩耗による抗力として設定している。

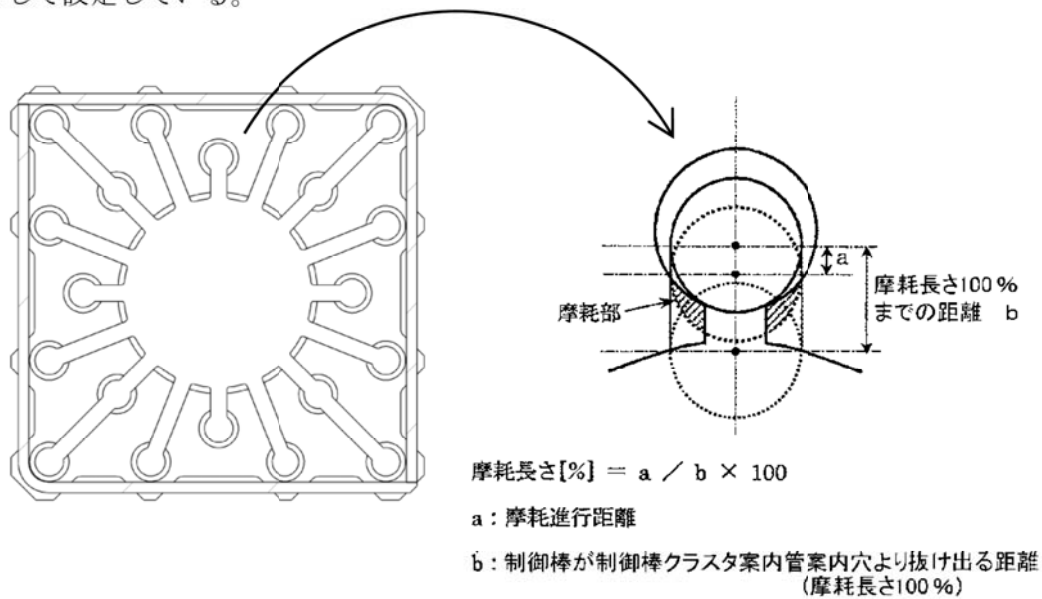


図1 制御棒クラスタ案内管 案内板摩耗の仮定



## 3. 評価結果

制御棒挿入時間の評価結果を表2に示します。

表2 制御棒クラスタ挿入時間計算結果

(単位：秒)

	制御棒クラスタ挿入時間*1	規定時間*2
通常運転時	1.31	1.8
地震時 (制御棒クラスタ案内管 案内板、制御棒被覆管 摩耗考慮) (S s - 3)	1.44	

\*1：各時間は落下開始から制御棒が全ストロークの85%に至るまでの時間

\*2：工事計画認可申請書 添付13 耐震性に関する説明書 に記載の値

## 4. 補足 (制御棒クラスタ案内管案内板、制御棒被覆管の摩耗を考慮しない場合)

## ①地震時 制御棒挿入経路機器応答

表3 地震時 制御棒挿入経路機器応答

最大変位 (mm)		
制御棒クラスタ 駆動装置	制御棒クラスタ 案内管	燃料集合体 制御棒案内シングル
5.5	0.8	60.0

## ②評価結果

表4 制御棒クラスタ挿入時間計算結果

(単位：秒)

	制御棒クラスタ挿入時間*1	規定時間*2
地震時挿入時間 (S s - 3)	1.42	1.8

\*1：各時間は落下開始から制御棒が全ストロークの85%に至るまでの時間

\*2：工事計画認可申請書 添付13 耐震性に関する説明書 に記載の値

以上

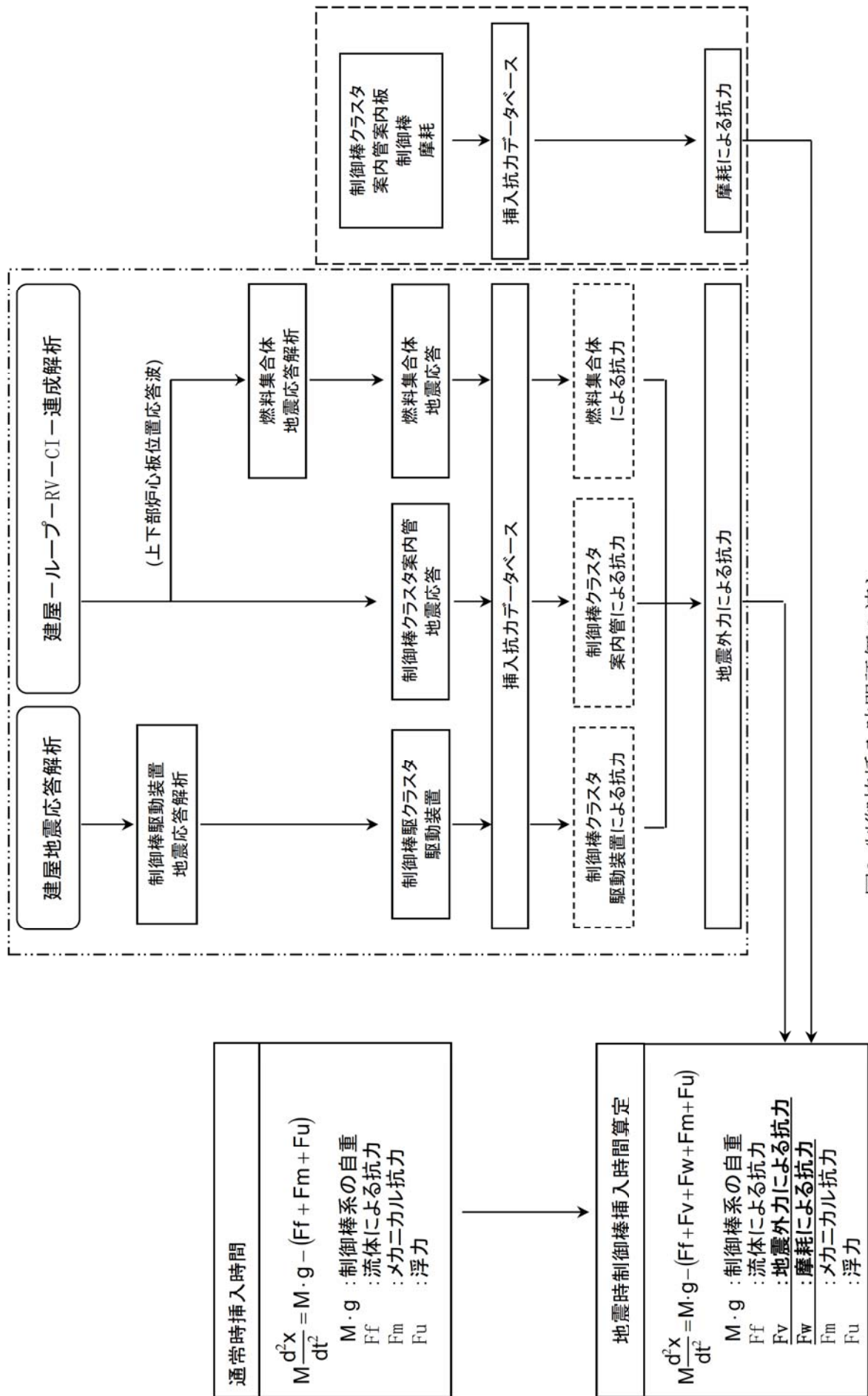


図2 制御棒挿入時間評価の流れ

美浜3号炉－耐震－22

タイトル	燃料取替用水タンク、復水タンクの機器基礎ボルトの腐食に対する評価の具体的内容（評価仕様、解析モデル、入力（荷重）条件、評価結果を含む）について
説明	燃料取替用水タンクおよび復水タンクの機器基礎ボルトの腐食に対する評価の具体的内容について添付に示す。  (1) 燃料取替用水タンク : 添付－1 (2) 復水タンク : 添付－2

(1) 燃料取替用水タンク  
 <評価仕様>

表1-1 評価に必要な諸元

名称	記号	単位	値	
最高使用圧力	—	—	大気圧	
最高使用温度	—	℃	95	
容器の満水時重量	$m_0$	kg	[Redacted]	
容器の空質量	$m_e$	kg		
タンク全高	H	mm		
タンク内径	$D_i$	mm		
自由液面高さ	h	mm		
縦弾性係数比	s	—		
基礎ボルト本数	n	—		
基礎ボルトのピッチ円直径	$D_c$	mm		
ベースプレート外径	$D_{b_o}$	mm		
ベースプレート内径	$D_{b_i}$	mm		
基礎ボルト呼び径	d	—		
基礎ボルト 腐食量	—	mm		0.3 (直径0.6)
基礎ボルト材質	—	—		[Redacted]
評価用加速度(水平)：図2参照	$C_H$	G		
評価用加速度(鉛直)	$C_V$	G		
スロッシング評価用加速度：図2参照	$C''_{DH}$	G	[Redacted]	

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

<解析モデル>

JEAG4601-1987の平底たて置円筒形容器の1質点計応答解析結果にハウスナー理論で求めたスロッシング荷重を加算して評価を実施した。

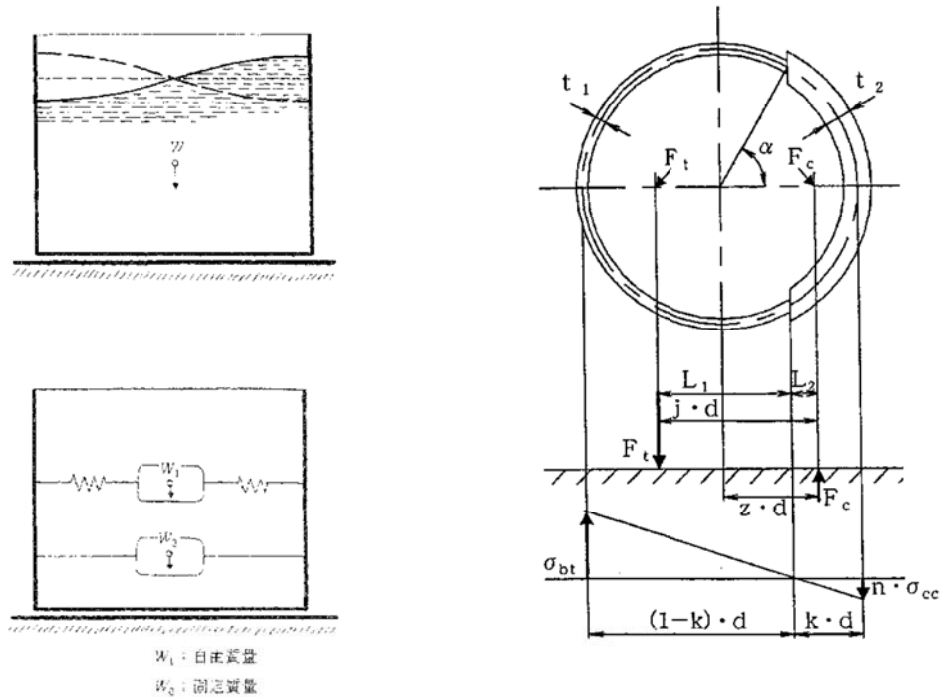


図1 解析モデル

<入力（荷重）条件>

【水平方向】

燃料取替用水タンク床応答曲線※（水平方向）より加速度を算出した。（図2参照）  
 加速度は、固有周期 [ ] (s)での値 [ ] Gを用いる。（ $1G=9.80665\text{m/s}^2$ ）  
 [ ] ( $\text{m/s}^2$ )  
 $\approx$  [ ] ( $\text{m/s}^2$ )

【鉛直方向】

燃料取替用水タンク床応答曲線※（鉛直方向）より加速度を算出した。（図3参照）  
 鉛直方向は剛領域であることから、地震力として床加速度（ZPA）の1.2倍を用いる。  
 [ ] (G) ( $1G=9.80665\text{m/s}^2$ )  
 [ ] ( $\text{m/s}^2$ )  
 $\approx$  [ ] ( $\text{m/s}^2$ )

※全波包絡FRSにより応答加速度を算出している。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

## &lt;評価結果&gt;

JEAG4601-1987の平底たて置き円筒形容器の1質点系応答解析結果にハウスナー理論で求めたスロッシング荷重を加算して評価している。

## 1. 地震荷重の計算

## a. 全等価重量

$$R = \frac{D_i}{2} =$$

$$h' = 1.5R =$$

容器の内容水重量は、

$$W_w = m - m_e - W_s =$$

衝撃力を加味した内容水重量は、

$$W' = W_w \times \frac{h'}{h} =$$

衝撃力を加味した $W'$ の等価重量 $W_0'$ は、

$$W_0' = \frac{\tanh\left[\sqrt{3} \frac{R}{h'}\right]}{\sqrt{3} \frac{R}{h'}} \times W' =$$

$$h'' = h - h' =$$

$$W'' = W_w \times \frac{h''}{h} =$$

全等価重量 $W_0$ は、

$$W_0 = W_0' + W'' + m_e + W_s =$$

## b. 地震荷重

$$F_{H0} = a_H \cdot W_0 = C_H \cdot g \cdot W_0 =$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



## 2. 振動力を加味した荷重の計算

- a. 振動力を加味した
- $W_w$
- の等価重量
- $W_1$

$$W_1 = \left( 0.318 \frac{R}{h} \right) \cdot \tanh \left( 1.84 \frac{h}{R} \right) \cdot W_w$$

- b. スロッシングの固有周期

スロッシングによる円固有振動数 $\omega$ は、

$$\omega = \sqrt{\frac{1.84 \times 9806.65}{R} \cdot \tanh \left( 1.84 \frac{h}{R} \right)}$$

スロッシングの固有周期 $T'$ は、

$$T' = \frac{2\pi}{\omega}$$

- c. 水平方向震度

スロッシングの固有周期 $T'$ は、(s)は、床応答曲線の記載範囲外（長周期側）であるため、スロッシングの固有周期に相当する応答加速度を設定する必要がある。

実用上、応答加速度（ $a$ ）と応答速度（ $v$ ）の関係は、固有円振動数（ $\omega$ ）を用いて、

$$a = \omega v = (2\pi/T) v \quad \text{となる。ここで、} \omega = 2\pi/T \quad (T: \text{固有周期})$$

図4の床応答曲線より、固有周期1(s)の時の応答加速度 $C''_{DH}$ は、 $G$ であり、これに対応する応答速度 $v$ は、

$$v = \frac{1}{2\pi} C''_{DH}$$

スロッシングの固有周期 $T'$ まで、応答速度 $v$ が一定であるとしたうえ、安全側にスロッシングの固有周期 $T'$ に相当する加速度 $C'_{DH}$ を求めると、

$$C'_{DH} = \frac{2\pi}{T'} \times v$$

$$a'_{DH} = C'_{DH} \times g$$

- d. 最大変位
- $A_1$
- 及び自由振動角度
- $\theta_h$

$$A_1 = \frac{a'_{DH} \times 10^3}{\omega^2}$$

$$\theta_h = 1.534 \frac{A_1}{R} \cdot \tanh \left( 1.84 \frac{h}{R} \right)$$

- e. 振動力を加味した地震荷重

$$F_{H1} = 1.2W_1 \cdot g \cdot \theta_h \cdot \sin \omega t$$

ここで $F_{H1}$ の最大値は、 $\sin \omega t = 1$ のときであるので、

$$F_{H1} = 1.2W_1 \cdot g \cdot \theta_h$$

## 3. 基礎ボルトの応力計算

## 3. 1 衝撃力を加味した地震荷重

転倒モーメント

$$M_0 = F_{H0} \cdot h_0 =$$

ここで、

$$h_0' = \frac{h'}{8} \left[ \frac{4\sqrt{3} \frac{R}{h'}}{\tanh\left(\sqrt{3} \frac{R}{h'}\right)} - 1 \right]$$

$$h_0 = \frac{W_0' (h_0' + h'') + W'' \cdot \frac{h''}{2} + m_e \cdot \frac{H}{2} + W_s \cdot H}{W_0}$$

## 3. 2 振動力を加味した地震荷重

転倒モーメント

$$M_1 = F_{H1} \cdot h_1 =$$

ここで、

$$h_1 = h \cdot \left[ \frac{\cosh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) - 2.01}{1.84 \frac{h}{R} \cdot \sinh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)} \right] \cdot h$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

3. 3 応力の計算 (記号の定義は、JEG4601-1987によります。)

(1) 引張応力

基礎ボルトに引張力が作用しないのは、 $\alpha$ が $\pi$ と等しくなったときであり、 $\alpha$ を $\pi$ に近づけた場合の値 $e=0.75$ 及び $z=0.25$ を $F_t$ を求める式に代入し、得られる $F_t$ の値によって引張力の有無を次のように判断する。

$$F_t = \frac{\sqrt{M^2 + (a_v \cdot m_0 \cdot z \cdot D_c)} - z \cdot m_0 \cdot g}{e \cdot D_c}$$

= [ ]

ここで、 $M = M_0 + M_1 =$  [ ]  
 $a_v = C_v \cdot g =$  [ ]

$F_t > 0$ より、引張力が作用しているので、次の計算を行う。

転倒モーメント $M$ が作用した場合に生じる基礎ボルトの引張荷重と基礎部の圧縮荷重については、荷重と変位量の釣合い条件を考慮することにより求める。

a.  $\sigma_b$ 及び $\sigma_c$ を仮定して係数 $k$ を求める。

$$k = \frac{1}{1 + \frac{\sigma_b}{s \sigma_c}} =$$
 [ ]

b.  $\alpha$ を求める。

$$\alpha = \cos^{-1}(1 - 2k) =$$
 [ ]

c. 各定数 $e$ 、 $z$ 、 $C_t$ 及び $C_c$ を求める。

$$e = \frac{1}{2} \left\{ \frac{(\pi - \alpha) \cos^2 \alpha + \frac{1}{2}(\pi - \alpha) + \frac{3}{2} \sin \alpha \cos \alpha}{(\pi - \alpha) \cos \alpha + \sin \alpha} + \frac{\frac{1}{2} \alpha - \frac{3}{2} \sin \alpha \cos \alpha + \alpha \cos^2 \alpha}{\sin \alpha - \alpha \cos \alpha} \right\}$$

$$= \frac{1}{2} \left\{ \frac{X_1}{X_2} + \frac{X_3}{X_4} \right\} =$$
 [ ]

$$X_1 =$$
 [ ]

$$X_2 =$$
 [ ]

$$X_3 =$$
 [ ]

$$X_4 =$$
 [ ]

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

$$z = \frac{1}{2} \left\{ \cos \alpha + \frac{\frac{1}{2}\alpha - \frac{3}{2}\sin \alpha \cos \alpha + \alpha \cos^2 \alpha}{\sin \alpha - \cos \alpha} \right\}$$

$$= \frac{1}{2} \left\{ \cos \alpha + \frac{X_5}{X_6} \right\}$$

$$C_t = \frac{2\{(\pi - \alpha)\cos \alpha + \sin \alpha\}}{1 + \cos \alpha}$$

$$C_c = \frac{2(\sin \alpha - \alpha \cos \alpha)}{1 - \cos \alpha}$$

d. 各定数を用いてF<sub>t</sub>及びF<sub>c</sub>を求める。

$$F_t = \frac{\sqrt{M^2 + (a_v \cdot m_0 \cdot z \cdot D_c)} - \frac{z \cdot m_0 \cdot g}{e}}{e \cdot D_c}$$

$$F_c = \frac{\sqrt{M^2 + (a_v \cdot m_0 \cdot (z - e) \cdot D_c)} - (1 - \frac{z}{e}) \cdot m_0 \cdot g}{e \cdot D_c}$$

e. σ<sub>b</sub>及びσ<sub>c</sub>を求める。

$$\sigma_b = \frac{2F_t}{t_1 D_c C_t}$$

小数第1位以下を切り上げ)

$$\sigma_c = \frac{2F_c}{(t_2 + st_1) D_c C_c}$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

ここで、

$$t_1 = \frac{n \cdot A_b}{\pi D_c}$$

$$t_2 = \frac{1}{2}(D_{b0} - D_{bi}) - t_1 = \frac{1}{2} \times \{ \dots \}$$

$$A_b = \frac{\pi}{4} d_2^2 = \frac{\pi}{4} \times \{ \dots \}$$

(2) 基礎ボルトに生じるせん断応力

$$\tau_b = \frac{F_H}{A_b \cdot n}$$

(小数第1位以下を切り上げ)

$$F_H = a_H \cdot m_0 - F_\mu$$

$$= C_H \cdot g \cdot m_0 - F_\mu$$

ここで、 $F_\mu = \{ \dots \}$

4. 評価結果

以上の結果をまとめると以下の表2の通りであり、耐震安全性評価上問題ない。

表2 評価結果 (燃料取替用水タンク)

応力	減肉前			減肉後		
	発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	応力比	発生応力* (MPa)	許容値 (MPa)	応力比
引張			0.64			0.65
せん断			0.36			0.36

\*減肉後の発生応力については、次式より求める。

減肉前の発生応力  $\times$   $\frac{\text{基礎ボルトの減肉前の断面積}}{\text{基礎ボルトの減肉後の断面積}}$

$$= \text{減肉前の発生応力} \times \frac{\frac{\pi}{4} \times \{ \dots \}}{\frac{\pi}{4} \times \{ \dots - 0.3 \times 2 \}^2}$$

なお、燃料取替用水タンクの基礎ボルトについては、工事計画において水平2方向および鉛直方向地震力の組み合わせによる影響評価の評価部位となっていることから、腐食（全面腐食）に対する耐震安全性評価においても水平2方向および鉛直方向地震力の組み合わせによる影響評価を行った。結果は、以下のとおり。

表3 水平2方向および鉛直方向地震力の組み合わせを考慮した評価結果

応力	減肉後		
	発生応力* (MPa)	許容値 (MPa)	応力比
引張			0.81
せん断			0.51

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

## ○許容応力の算出

材料の各温度における設計降伏点 ( $S_y$ )、設計引張強さ ( $S_u$ ) のデータより、

$$1.2S_y = 1.2 \times \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

$$0.7S_u = 0.7 \times \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

$$F = \text{Min}(1.2S_y, 0.7S_u) = \text{Min}[\boxed{\phantom{000}}, \boxed{\phantom{000}}] \text{ (MPa)}$$

ここで、F：材料の許容応力を決定する場合の基準値

## ・引張応力の算出

$$f_t^* = F/2 = \boxed{\phantom{000}}/2 = \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

よって、引張許容応力は、

$$1.5f_t^* = 1.5 \times \boxed{\phantom{000}} = \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

## ・せん断応力の算出

$$f_s^* = F/1.5\sqrt{3} = \boxed{\phantom{000}}/1.5\sqrt{3} = \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

よって、せん断許容応力は、

$$1.5 f_s^* = 1.5 \times \boxed{\phantom{000}} = \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

## ・せん断応力と引張応力の組合せ許容応力

引張許容応力について、せん断応力を組み合わせた場合の許容値を算出した。

$$S_s \text{ によるせん断応力 } \tau = \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

$$1.4 \times 1.5f_t^* - 1.6\tau = 1.4 \times \boxed{\phantom{000}} - 1.6 \times \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

よって、組合せを考慮した引張許容応力は、

$$\text{Min}(1.5f_t^*, 1.4 \times 1.5f_t^* - 1.6\tau) = \text{Min}[\boxed{\phantom{000}}, \boxed{\phantom{000}}] \text{ (MPa)}$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。





図2 燃料取替用水タンク 床応答曲線 (水平方向)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

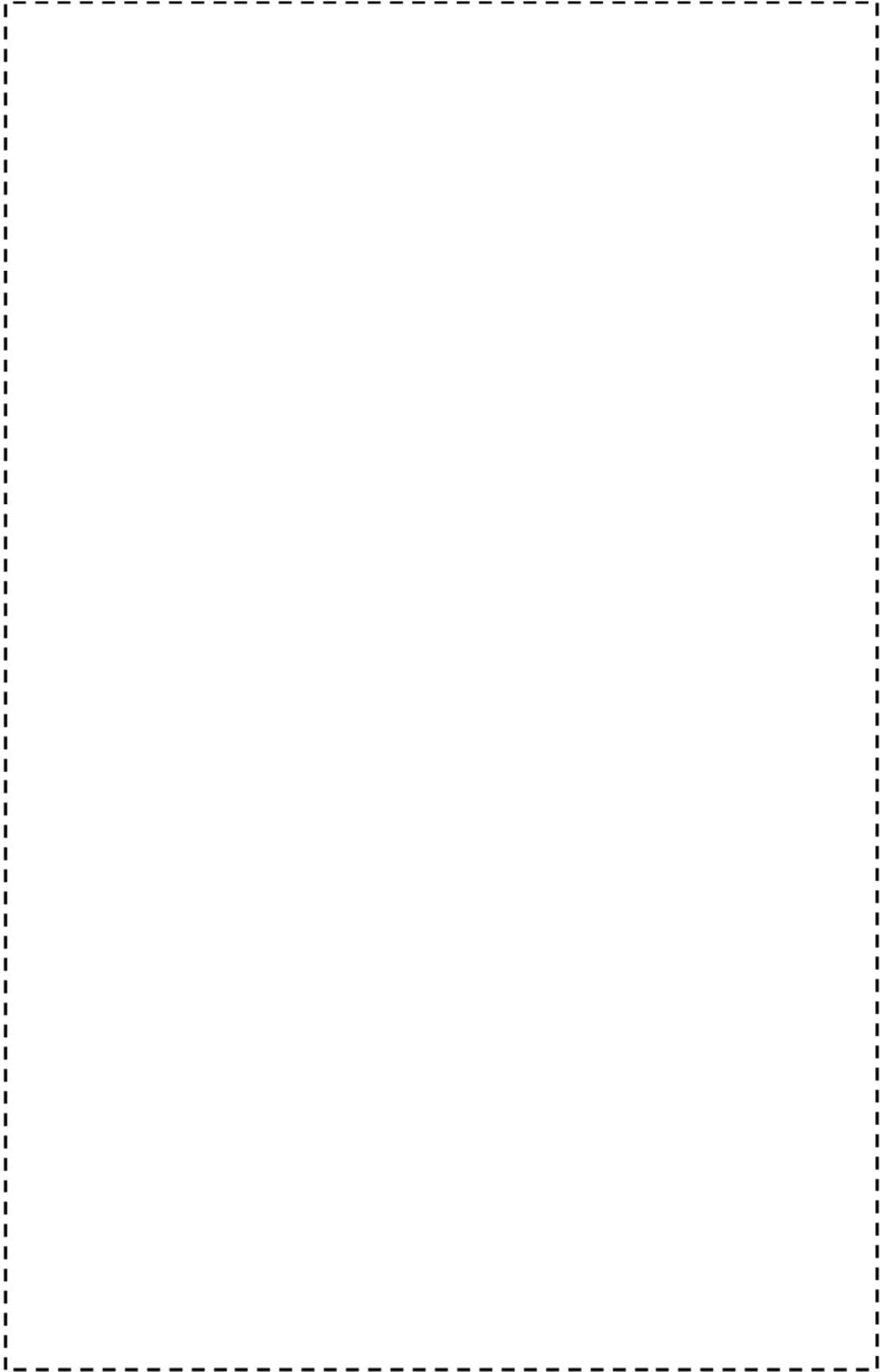


図3 燃料取替用水タンク 床応答曲線 (鉛直方向)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

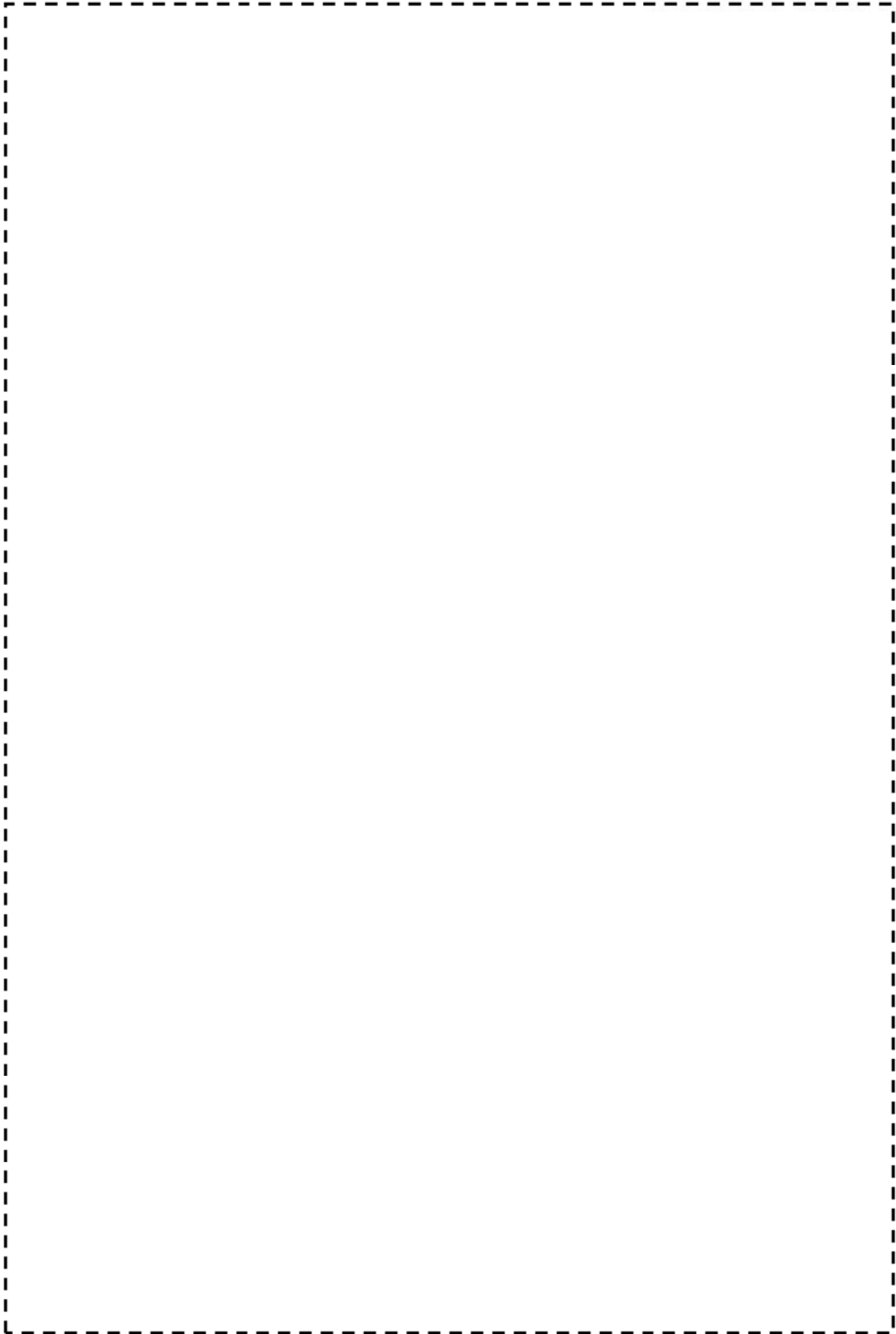
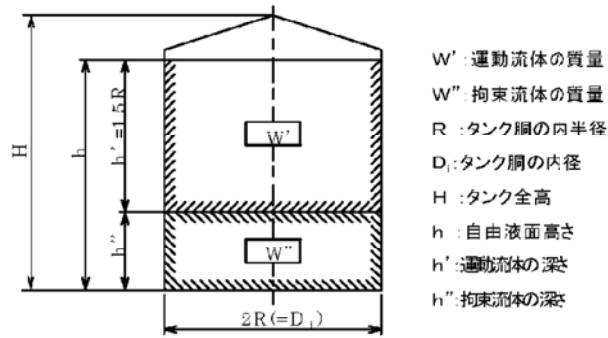


図4 燃料取替用水タンク 床応答曲線 (水平方向 減衰0.5%)

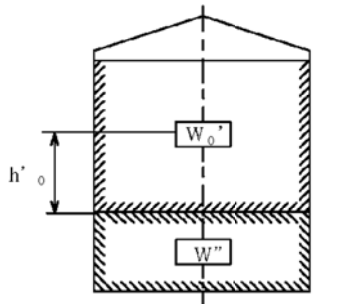
枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

別図

燃料取替用水タンクの基礎ボルト評価に使う 質量・高さ・径の説明図

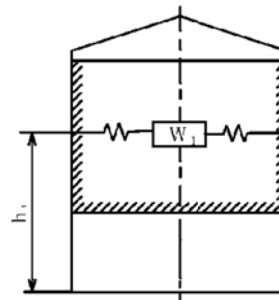


衝撃力を加味した計算

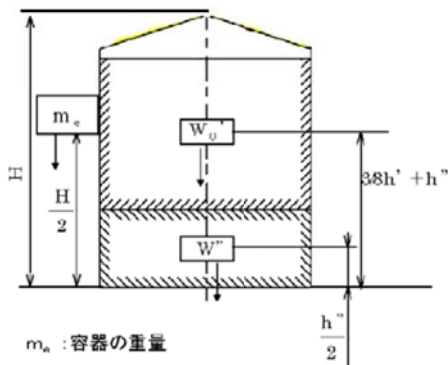


$W_0'$ : 衝撃力を考慮した $W'$ の等価質量  
 $h'_0$ :  $W_0'$ の等価着力点の高さ

揺動力を加味した計算



$W_1$ : 揺動力を考慮した $W'$ の等価質量  
 $h_1$ :  $W_1$ の等価着力点の高さ



$m_c$ : 容器の重量  
 $W_s$ : 積雪重量  
 $W_0$ : 衝撃力を考慮した全等価質量  
 $(W_0 = W_0' + W'' + m_c + W_s)$

(2) 復水タンク  
 <評価仕様>

表1 評価に必要な諸元

名称	記号	単位	値	
最高使用圧力	—	—	大気圧	
最高使用温度	—	℃	80	
容器の満水時重量	$M_o$	kg		
容器の空質量	$M_e$	kg		
タンク全高	H	mm		
タンク内径	$D_i$	mm		
自由液面高さ	h	mm		
縦弾性係数比	s	—		
基礎ボルト本数	n	—		
基礎ボルトのピッチ円直径	$D_c$	mm		
ベースプレート外径	$D_{b_o}$	mm		
ベースプレート内径	$D_{b_i}$	mm		
基礎ボルト呼び径	d	—		
基礎ボルト 腐食量	—	mm		0.3 (直径0.6)
基礎ボルト材質	—	—		
評価用加速度(水平): 図2参照	$C_H$	G		
評価用加速度(鉛直)	$C_V$	G		
スロッシング評価用加速度	$C''_{DH}$	G		

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

<解析モデル>

JEAG4601-1987の平底たて置円筒形容器の1質点系応答解析結果にハウスナー理論で求めたスロッシング荷重を加算して評価を実施した。

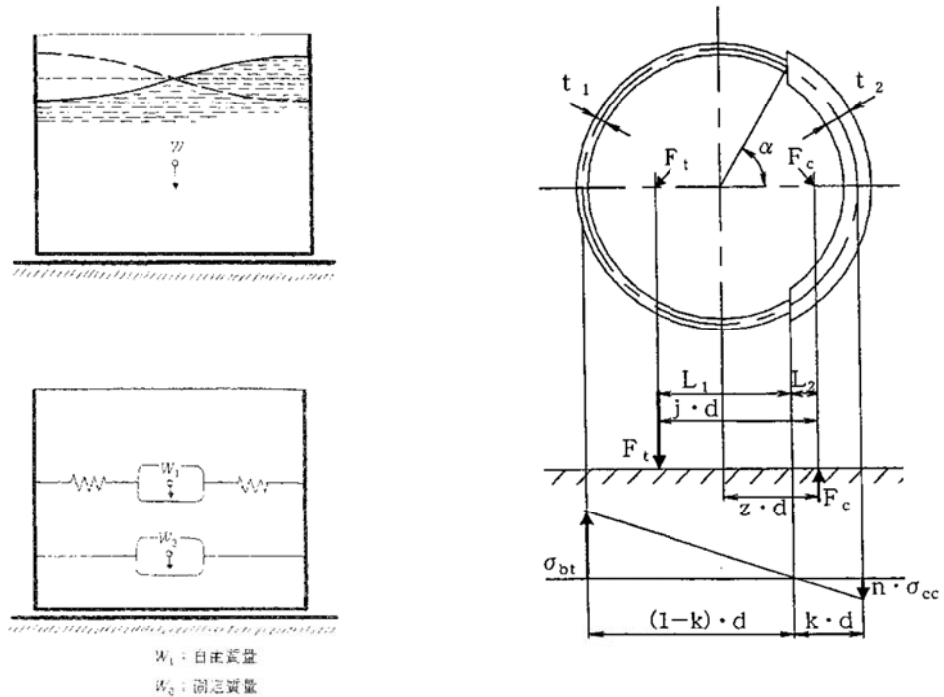


図1 解析モデル

<入力（荷重）条件>

【水平方向】

復水タンク床応答曲線※（水平方向）より加速度を算出した。（図2参照）  
 加速度は、固有周期  $T$  (s)での値  $A$  Gを用いる。（ $1G=9.80665m/s^2$ ）  
 $A$  (m/s<sup>2</sup>)

【鉛直方向】

復水タンク床応答曲線※（鉛直方向）より加速度を算出した。（図3参照）  
 鉛直方向は剛領域であることから、地震力として床加速度（ZPA）の1.2倍を用いる。  
 $1.2A$  (G) （ $1G=9.80665m/s^2$ ）  
 $1.2A$  (m/s<sup>2</sup>)

※全波包絡FRSにより応答加速度を算出している。

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



<評価結果>

JEAG4601-1987の平底たて置き円筒形容器の1質点系応答解析結果にハウスナー理論で求めたスロッシング荷重を加算して評価している。

1. 地震荷重の計算

a. 全等価重量

$$R = \frac{D_i}{2} =$$

$$h' = 1.5R =$$

容器の内容水重量は、

$$W_w = m_0 - m_e - W_s =$$

衝撃力を加味した内容水重量は、

$$W' = W_w \times \frac{h'}{h} =$$

衝撃力を加味した $W'$ の等価重量 $W_o'$ は、

$$W_o' = \frac{\tanh\left[\sqrt{3} \frac{R}{h'}\right]}{\sqrt{3} \frac{R}{h'}} \times W' =$$

$$h'' = h - h' =$$

$$W'' = W_w \times \frac{h''}{h} =$$

全等価重量 $W_o$ は、

$$W_o = W_o' + W'' + m_e + W_s =$$

b. 地震荷重

$$F_{H0} = a_H \cdot W_o = C_H \cdot g \cdot W_o =$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

## 2. 振動力を加味した荷重の計算

- a. 振動力を加味した
- $W_w$
- の等価重量
- $W_1$

$$W_1 = \left( 0.318 \frac{R}{h} \right) \cdot \tanh \left( 1.84 \frac{h}{R} \right) \cdot W_w$$

- b. スロッシングの固有周期

スロッシングによる円固有振動数 $\omega$ は、

$$\omega = \sqrt{\frac{1.84 \times 9806.65}{R} \cdot \tanh \left( 1.84 \frac{h}{R} \right)}$$

スロッシングの固有周期 $T'$ は、

$$T' = \frac{2\pi}{\omega}$$

- c. 水平方向震度

スロッシングの固有周期 $T'$ は [ ] (s) は、床応答曲線の記載範囲外（長周期側）であるため、スロッシングの固有周期に相当する応答加速度を設定する必要がある。

実用上、応答加速度（ $a$ ）と応答速度（ $v$ ）の関係は、固有円振動数（ $\omega$ ）を用いて、

$$a = \omega v = (2\pi/T) v \quad \text{となる。ここで、} \omega = 2\pi/T \quad (T: \text{固有周期})$$

図2の床応答曲線より、固有周期1(s)の時の応答加速度 $C''_{DH}$ は [ ]  $g$  であり、これに対応する応答速度 $v$ は、

$$v = \frac{1}{2\pi} C''_{DH}$$

安全側に、スロッシングの固有周期 $T'$ まで、応答速度 $v$ が一定であるとし、スロッシングの固有周期 $T'$ に相当する加速度 $C'_{DH}$ を求めると、

$$C'_{DH} = \frac{2\pi}{T'} \times v =$$

$$a'_{DH} = C'_{DH} \times g =$$

- d. 最大変位
- $A_1$
- 及び自由振動角度
- $\theta_h$

$$A_1 = \frac{a'_{DH} \times 10^3}{\omega^2} =$$

$$\theta_h = 1.534 \frac{A_1}{R} \cdot \tanh \left( 1.84 \frac{h}{R} \right) =$$

- e. 振動力を加味した地震荷重

$$F_{H1} = 1.2W_1 \cdot g \cdot \theta_h \cdot \sin \omega t$$

ここで $F_{H1}$ の最大値は、 $\sin \omega t = 1$ のときであるので、

$$F_{H1} = 1.2W_1 \cdot g \cdot \theta_h =$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

## 3. 基礎ボルトの応力計算

## 3. 1 衝撃力を加味した地震荷重

転倒モーメント

$$M_0 = F_{H0} \cdot h_0 =$$

ここで、

$$h_0' = \frac{h'}{8} \left[ \frac{4\sqrt{3} \frac{R}{h'}}{\tanh\left(\sqrt{3} \frac{R}{h'}\right)} - 1 \right]$$

$$h_0 = \frac{W_0' (h_0' + h'') + W'' \cdot \frac{h''}{2} + m_e \cdot \frac{H}{2} + W_s \cdot H}{W_0}$$

$$=$$

## 3. 2 振動力を加味した地震荷重

転倒モーメント

$$M_1 = F_{H1} \cdot h_1 =$$

ここで、

$$h_1 = h \cdot \left[ \frac{\cosh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) - 2.01}{1.84 \frac{h}{R} \cdot \sinh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)} \right] \cdot h$$

$$=$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

3. 3 応力の計算 (記号の定義は、JEG4601-1987によります。)

(1) 引張応力

基礎ボルトに引張力が作用しないのは、 $\alpha$ が $\pi$ と等しくなったときであり、 $\alpha$ を $\pi$ に近づけた場合の値 $e=0.75$ 及び $z=0.25$ を $F_t$ を求める式に代入し、得られる $F_t$ の値によって引張力の有無を次のように判断する。

$$F_t = \frac{\sqrt{M^2 + (a_v \cdot m_0 \cdot z \cdot D_c)} - \frac{z \cdot m_0 \cdot g}{e}}{e \cdot D_c}$$

$$= \frac{\sqrt{M^2 + (C_v \cdot m_0 \cdot z \cdot D_c)} - \frac{z \cdot m_0 \cdot g}{e}}{e \cdot D_c}$$

ここで、 $M = M_0 + M_1 =$   $a_v = C_v \cdot g =$

$F_t > 0$ より、引張力が作用しているので、次の計算を行う。

転倒モーメント $M$ が作用した場合に生じる基礎ボルトの引張荷重と基礎部の圧縮荷重については、荷重と変位量の釣合い条件を考慮することにより求める。

a.  $\sigma_b$ 及び $\sigma_c$ を仮定して係数 $k$ を求める。

$$k = \frac{1}{1 + \frac{\sigma_b}{s \sigma_c}} =$$

b.  $\alpha$ を求める。

$$\alpha = \cos^{-1}(1 - 2k) = \cos^{-1}(1 - 2 \times)$$

c. 各定数 $e$ 、 $z$ 、 $C_t$ 及び $C_c$ を求める。

$$e = \frac{1}{2} \left\{ \frac{(\pi - \alpha) \cos^2 \alpha + \frac{1}{2}(\pi - \alpha) + \frac{3}{2} \sin \alpha \cos \alpha}{(\pi - \alpha) \cos \alpha + \sin \alpha} + \frac{\frac{1}{2} \alpha - \frac{3}{2} \sin \alpha \cos \alpha + \alpha \cos^2 \alpha}{\sin \alpha - \alpha \cos \alpha} \right\}$$

$$= \frac{1}{2} \left\{ \frac{X_1}{X_2} + \frac{X_3}{X_4} \right\} =$$

$$X_1 =$$

$$X_2 =$$

$$X_3 =$$

$$X_4 =$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

$$z = \frac{1}{2} \left\{ \cos \alpha + \frac{\frac{1}{2}\alpha - \frac{3}{2}\sin \alpha \cos \alpha + \alpha \cos^2 \alpha}{\sin \alpha - \alpha \cos \alpha} \right\}$$

$$= \frac{1}{2} \left\{ \cos \left[ \frac{X_5}{X_6} \right] \right\}$$

$$X_5 =$$

$$X_6 =$$

$$C_t = \frac{2\{(\pi - \alpha)\cos \alpha + \sin \alpha\}}{1 + \cos \alpha}$$

$$C_c = \frac{2(\sin \alpha - \alpha \cos \alpha)}{1 - \cos \alpha}$$

d. 各定数を用いて $F_t$ 及び $F_c$ を求める。

$$F_t = \frac{\sqrt{M^2 + (a_v \cdot m_0 \cdot z \cdot D_c)} - \frac{z \cdot m_0 \cdot g}{e}}{e \cdot D_c}$$

$$F_c = \frac{\sqrt{M^2 + (a_v \cdot m_0 \cdot (z - e) \cdot D_c)} - (1 - \frac{z}{e}) \cdot m_0 \cdot g}{e \cdot D_c}$$

e.  $\sigma_b$ 及び $\sigma_c$ を求める。

$$\sigma_b = \frac{2F_t}{t_1 D_c C_t}$$

(小数第1位以下を切り上げ)

$$\sigma_c = \frac{2F_c}{(t_2 + st_1) D_c C_c}$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

ここで、

$$t_1 = \frac{n \cdot A_b}{\pi D_c}$$

$$t_2 = \frac{1}{2}(D_{b0} - D_{bi}) - t_1$$

$$A_b = \frac{\pi}{4} d_2^2$$

(2) 基礎ボルトに生じるせん断応力

$$\tau_b = \frac{F_H}{A_b \cdot n}$$

(小数第1位以下を切り上げ)

$$F_H = a_H \cdot m_0 - F_\mu$$

$$= C_H \cdot g \cdot m_0 - F_\mu$$

ここで、 $F_\mu =$

#### 4. 評価結果

以上の結果をまとめると以下の表2の通りであり、耐震安全性評価上問題ない。

表2 評価結果 (復水タンク)

応力	減肉前			減肉後		
	発生応力 (MPa)	許容値 (MPa)	応力比	発生応力* (MPa)	許容値 (MPa)	応力比
引張			0.59			0.60
せん断			0.29			0.29

\*減肉後の発生応力については、次式より求める。

減肉前の発生応力  $\times$   $\frac{\text{基礎ボルトの減肉前の断面積}}{\text{基礎ボルトの減肉後の断面積}}$

$$= \text{減肉前の発生応力} \times \frac{\frac{\pi}{4} \times \{\quad\}^2}{\frac{\pi}{4} \times \{\quad - 0.3 \times 2\}^2}$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



## ○許容応力の算出

材料の各温度における設計降伏点 (Sy)、設計引張強さ (Su) のデータより、

$$1.2S_y = 1.2 \times \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

$$0.7S_u = 0.7 \times \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

$$F = \text{Min}(1.2S_y, 0.7S_u) = \text{Min} \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

ここで、F：材料の許容応力を決定する場合の基準値

## ・引張応力の算出

$$f_t^* = F/2 = \boxed{\phantom{000}}/2 = \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

よって、引張許容応力は、

$$1.5f_t^* = 1.5 \times \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

## ・せん断応力の算出

$$f_s^* = F/1.5\sqrt{3} = \boxed{\phantom{000}}/1.5\sqrt{3} = \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

よって、せん断許容応力は、

$$1.5f_s^* = 1.5 \times \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

## ・せん断応力と引張応力の組合せ許容応力

引張許容応力について、せん断応力を組み合わせた場合の許容値を算出した。

$$S_s \text{によるせん断応力 } \tau = \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

$$1.4 \times 1.5f_t^* - 1.6\tau = 1.4 \times \boxed{\phantom{000}} - 1.6 \times \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

よって、組合せを考慮した引張許容応力は、

$$\text{Min}(1.5f_t^*, 1.4 \times 1.5f_t^* - 1.6\tau) = \text{Min} \boxed{\phantom{000}} \text{ (MPa)}$$

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



図2 復水タンク 床応答曲線 (水平方向)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

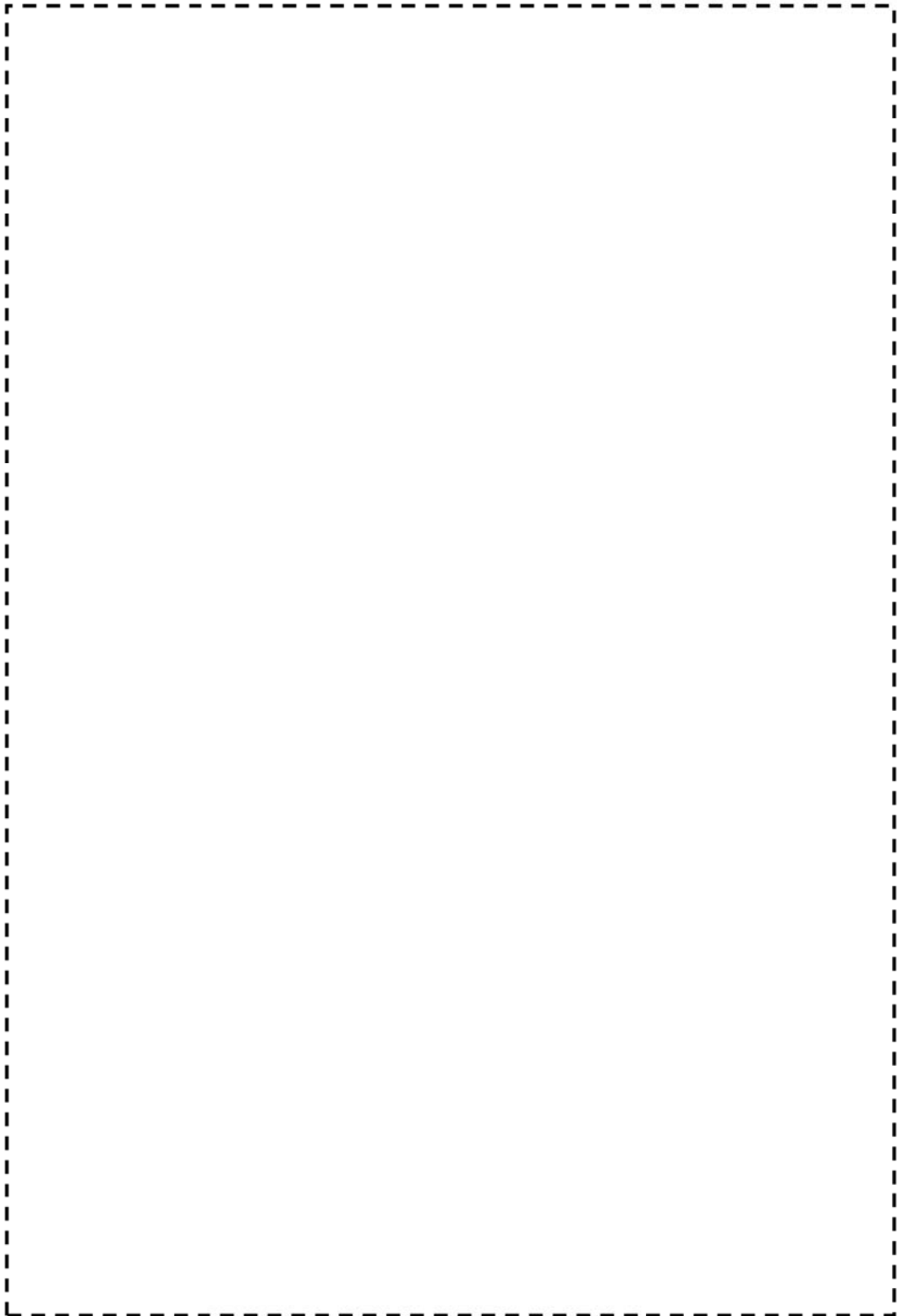


図3 復水タンク 床応答曲線 (鉛直方向)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

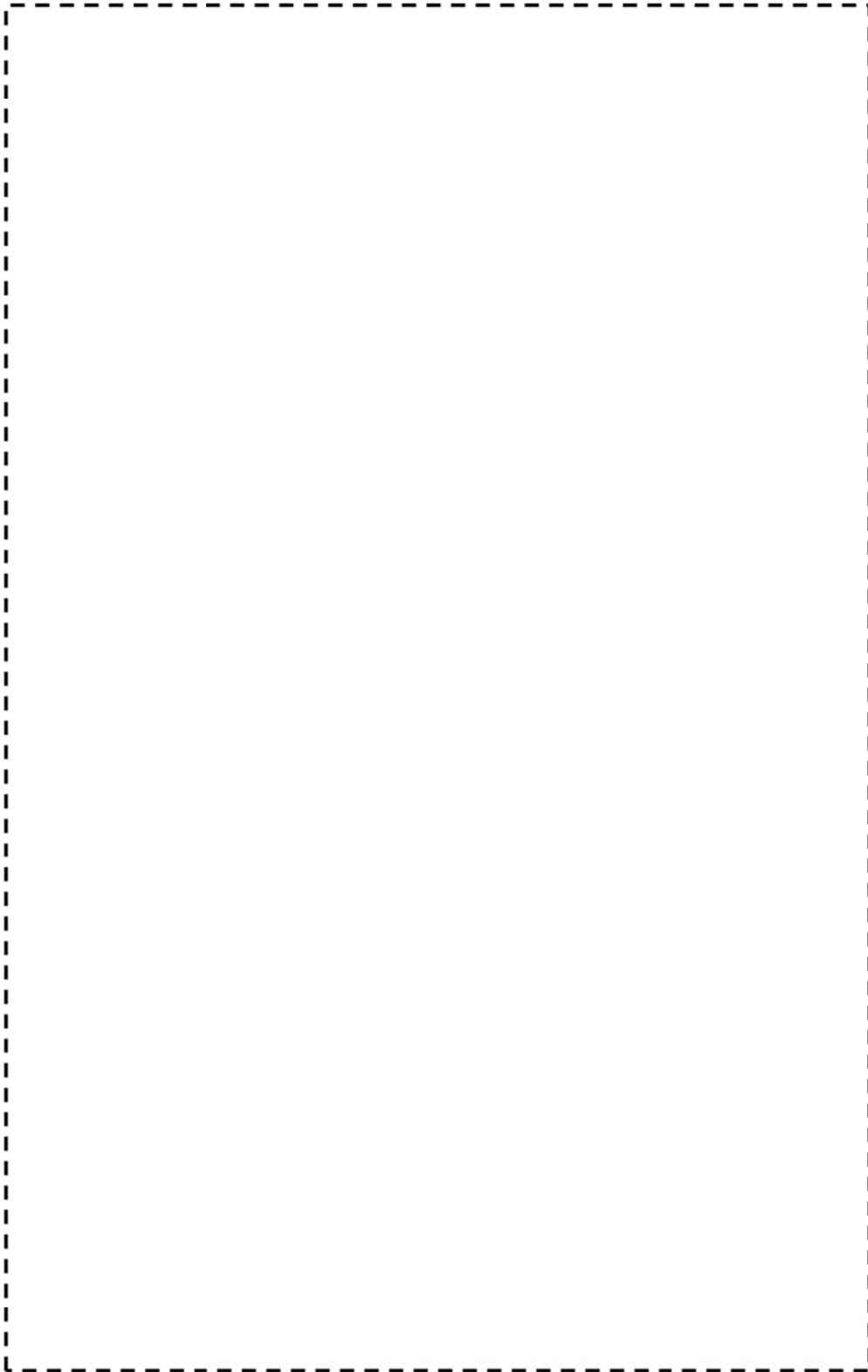
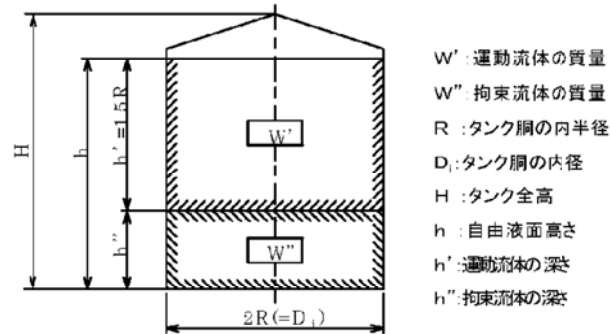


図3 復水タンク 床応答曲線 (水平方向 減衰0.5%)

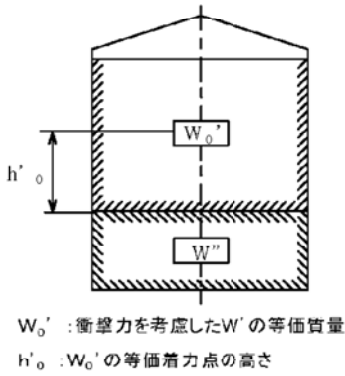
枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

別図

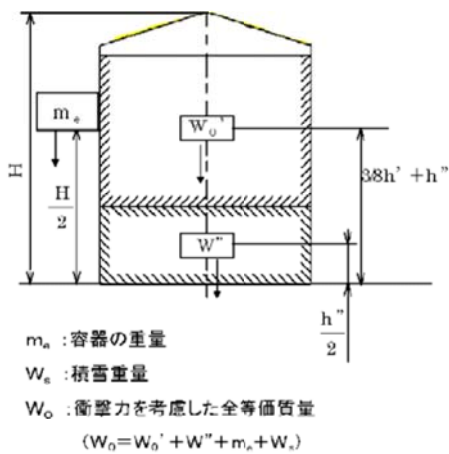
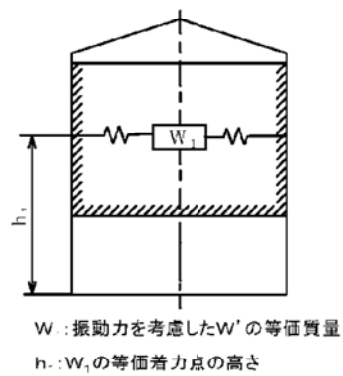
復水タンクの基礎ボルト評価に用いる 質量・高さ・径の説明図



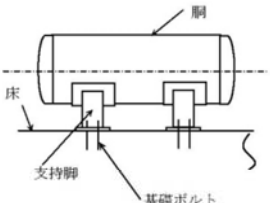
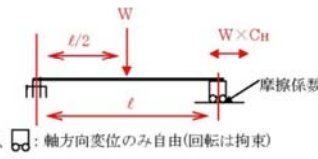
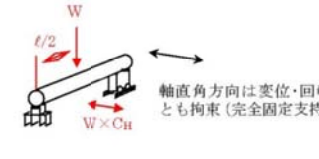
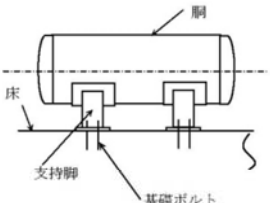
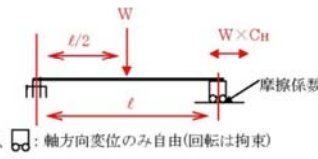
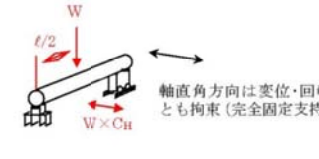
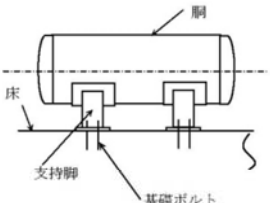
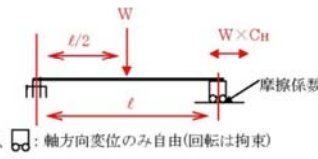
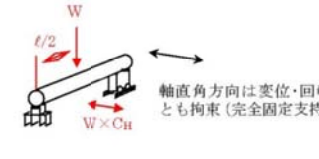
衝撃力を加味した計算



揺動力を加味した計算



美浜3号炉－耐震－25

<p>タイトル</p>	<p>廃液蒸発装置蒸発器胴板の応力腐食割れに対する評価の具体的内容（評価仕様、解析モデル、入力（荷重）条件、評価結果を含む）について。</p>										
<p>説明</p>	<p>廃液蒸発装置蒸発器胴板の地震時発生応力が最も大きくなる箇所に、半周の貫通き裂を想定し、地震時の発生応力が安定限界応力を上回らないことを確認する。</p> <p>1. 評価手順</p> <p>(1) 地震力</p> <p>廃液蒸発装置は、耐震クラスBであるため、設置エリアに対応する水平静的震度<math>\left[ \frac{1}{2} \right]</math>と、<math>1/2Sd</math>の水平動的震度<math>\left[ \frac{1}{2} \right]</math> (<math>Sd</math>床応答曲線のピーク値の<math>1/2</math>：添付1参照)の大きい方を用いる。</p> <p>(2) 発生応力の算出</p> <p>下記のとおり、地震時の発生応力（地震、内圧、自重）を算出する。</p> <table border="1" data-bbox="469 1093 1305 1971"> <thead> <tr> <th colspan="2">荷重の方向</th> </tr> <tr> <th>軸方向地震時</th> <th>軸直角方向地震時</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td colspan="2">  </td> </tr> <tr> <td>  <p><math>\left[ \text{固定} \right]</math> : 固定、<math>\left[ \text{自由} \right]</math> : 軸方向変位のみ自由(回転は拘束)</p> </td> <td>  <p>軸直角方向は変位・回転とも拘束(完全固定支持)</p> </td> </tr> <tr> <td> <p>内圧による応力</p> <math display="block">\sigma_{内圧} = \frac{p \times (di + 1.2t)}{4 \times t}</math> <p>自重による最大曲げモーメントによる応力 (両端固定支持条件)</p> <math display="block">\sigma_{自重} = \frac{Ma}{Z} = \frac{\frac{1}{8} W l}{Z}</math> <p>水平地震荷重による全断面への引張応力</p> <math display="block">\sigma_{地震} = \frac{\frac{1}{2} W \times C_H}{\frac{\pi}{4} (do^2 - di^2)} \quad (\text{但し、} C_H &lt; C \text{ の場合)}</math> <p>発生応力：<math>\sigma_{内圧} + \sigma_{自重} + \sigma_{地震}</math></p> </td> <td> <p>内圧による応力</p> <math display="block">\sigma_{内圧} = \frac{p \times (di + 1.2t)}{4 \times t}</math> <p>自重による最大曲げモーメント</p> <math display="block">Ma = \frac{1}{8} W l \quad (\text{両端固定支持条件})</math> <p>地震荷重による最大曲げモーメント</p> <math display="block">Mb = \frac{1}{8} W l C_H \quad (\text{両端固定支持条件})</math> <p>自重と地震荷重による応力</p> <math display="block">\sigma_{自重+地震} = \frac{(Ma + Mb)}{Z}</math> <p>発生応力：<math>\sigma_{内圧} + \sigma_{自重+地震}</math></p> </td> </tr> </tbody> </table>	荷重の方向		軸方向地震時	軸直角方向地震時			 <p><math>\left[ \text{固定} \right]</math> : 固定、<math>\left[ \text{自由} \right]</math> : 軸方向変位のみ自由(回転は拘束)</p>	 <p>軸直角方向は変位・回転とも拘束(完全固定支持)</p>	<p>内圧による応力</p> $\sigma_{内圧} = \frac{p \times (di + 1.2t)}{4 \times t}$ <p>自重による最大曲げモーメントによる応力 (両端固定支持条件)</p> $\sigma_{自重} = \frac{Ma}{Z} = \frac{\frac{1}{8} W l}{Z}$ <p>水平地震荷重による全断面への引張応力</p> $\sigma_{地震} = \frac{\frac{1}{2} W \times C_H}{\frac{\pi}{4} (do^2 - di^2)} \quad (\text{但し、} C_H < C \text{ の場合)}$ <p>発生応力：<math>\sigma_{内圧} + \sigma_{自重} + \sigma_{地震}</math></p>	<p>内圧による応力</p> $\sigma_{内圧} = \frac{p \times (di + 1.2t)}{4 \times t}$ <p>自重による最大曲げモーメント</p> $Ma = \frac{1}{8} W l \quad (\text{両端固定支持条件})$ <p>地震荷重による最大曲げモーメント</p> $Mb = \frac{1}{8} W l C_H \quad (\text{両端固定支持条件})$ <p>自重と地震荷重による応力</p> $\sigma_{自重+地震} = \frac{(Ma + Mb)}{Z}$ <p>発生応力：<math>\sigma_{内圧} + \sigma_{自重+地震}</math></p>
荷重の方向											
軸方向地震時	軸直角方向地震時										
											
 <p><math>\left[ \text{固定} \right]</math> : 固定、<math>\left[ \text{自由} \right]</math> : 軸方向変位のみ自由(回転は拘束)</p>	 <p>軸直角方向は変位・回転とも拘束(完全固定支持)</p>										
<p>内圧による応力</p> $\sigma_{内圧} = \frac{p \times (di + 1.2t)}{4 \times t}$ <p>自重による最大曲げモーメントによる応力 (両端固定支持条件)</p> $\sigma_{自重} = \frac{Ma}{Z} = \frac{\frac{1}{8} W l}{Z}$ <p>水平地震荷重による全断面への引張応力</p> $\sigma_{地震} = \frac{\frac{1}{2} W \times C_H}{\frac{\pi}{4} (do^2 - di^2)} \quad (\text{但し、} C_H < C \text{ の場合)}$ <p>発生応力：<math>\sigma_{内圧} + \sigma_{自重} + \sigma_{地震}</math></p>	<p>内圧による応力</p> $\sigma_{内圧} = \frac{p \times (di + 1.2t)}{4 \times t}$ <p>自重による最大曲げモーメント</p> $Ma = \frac{1}{8} W l \quad (\text{両端固定支持条件})$ <p>地震荷重による最大曲げモーメント</p> $Mb = \frac{1}{8} W l C_H \quad (\text{両端固定支持条件})$ <p>自重と地震荷重による応力</p> $\sigma_{自重+地震} = \frac{(Ma + Mb)}{Z}$ <p>発生応力：<math>\sigma_{内圧} + \sigma_{自重+地震}</math></p>										

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



(3)耐震安全性評価

「正味応力概念」に基づき、半周の貫通き裂を考慮した場合のき裂安定限界応力を算出<sup>※</sup>し、(2)で算出した発生応力がこれを上回らないことを確認する。なお、添付2に示すとおり蒸発器胴板の溶接線と、き裂想定部位は異なることから、Z係数を乗じた弾塑性破壊力学評価は実施していない。

※：配管破損防護設計規格（JSME S ND1-2002）添付6 安定限界応力の算出方法に記載される評価方法を用いた。

2. 評価結果

評価結果は表1のとおりであり、応力腐食割れに対する耐震安全性に問題はない。

表1 応力腐食割れに対する耐震安全性評価結果

	想定き裂	耐震安全性評価		
	き裂角度 (°)	地震時応力 (MPa)	き裂安定 限界応力 (MPa)	応力比
軸方向地震	180			0.15
軸直角方向地震				0.17

【評価に用いたデータ一覧】

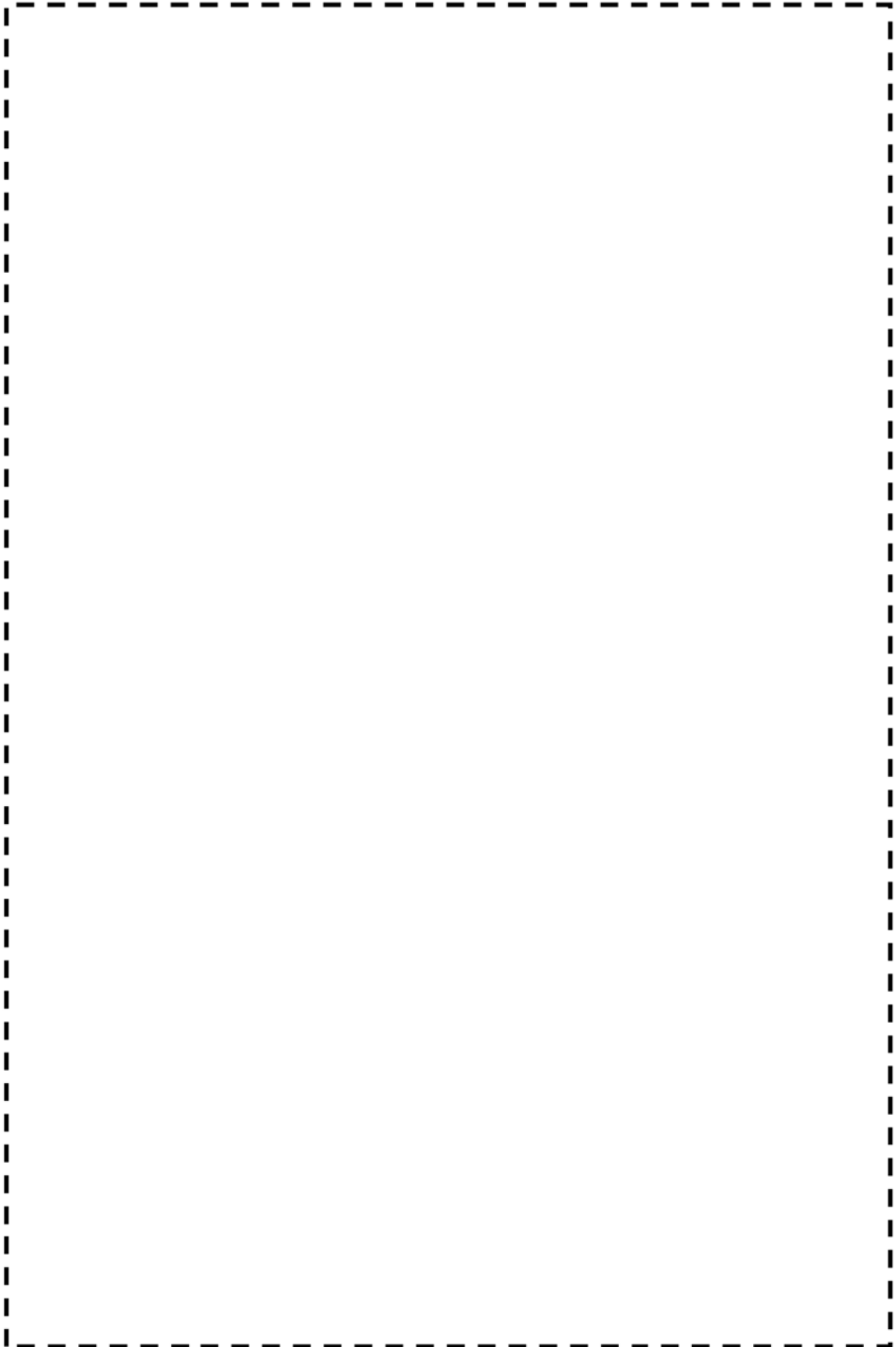
項目	単位	記号	数式	インポート または結果
板厚	mm	t	蒸発器組立図より	
き裂角度	°	$2\theta$		
胴外径	mm	$D_o$	$D_i + t \times 2$	
胴内径	mm	$D_i$	蒸発器組立図より	
内圧	MPa	P	蒸発器組立図より(最高使用圧力:1kg/cm <sup>2</sup> )	
蒸発器重量	kg	$W_o$	蒸発器既工認より (蒸発器+#1精留塔+#2精留塔、洪水時重量)	
設計降伏点	MPa	$S_y$	SUS316L, 150°C JSME Part5 表8より	
設計引張強さ	MPa	$S_u$	SUS316L, 150°C JSME Part5 表9より	
設計地震力	-	$C_H$	PLM耐震条件(動的地震力)より: 原子炉補助建屋FRS(質点番号:7)のピーク1/2の値	
外半径	mm	$R_o$	$D_o / 2$	
内半径	mm	$R_i$	$D_i / 2$	
平均半径	mm	$R_m$	(外半径+内半径)/2	
支持脚中心間距離	mm	L	蒸発器組立図より	
流動応力(許容応力)	MPa	$S_f$	$(S_y + S_u) / 2$	
膜応力	MPa	$P_m$	$P \times D_o / (4 \times t)$	
き裂半角度	°	$\theta$		
	rad	$\alpha$	$\theta / 180 \times \pi$	
	rad	$\beta$	$((\pi - \alpha) - (P_m / S_f) \times \pi) / 2$	
破壊時曲げ応力	MPa	$P_b'$	$2 \times S_f \times (2 \sin \beta - \sin \alpha) / \pi$	
安定限界応力	MPa	$P_f$	$P_m + P_b'$	
軸方向地震時	MPa	$\sigma_{内圧}$	$P \times (D_i + 1.2t) / (4 \times t)$	
自重による曲げモーメントによる応力	MPa	$\sigma_{自重}$	$(W_o \times 9.80665 \times L / 8) / Z$	
水平地震力による応力	MPa	$\sigma_{地震}$	$(W_o \times 9.80665 \times C_H / 2) / (\pi / 4 \times (D_o^2 - D_i^2))$	
発生応力	MPa	$\sigma_{軸}$	$\sigma_{内圧} + \sigma_{自重} + \sigma_{地震}$	
軸直角方向地震時	MPa	$\sigma_{内圧}$	$P \times (D_i + 1.2t) / (4 \times t)$	
自重による曲げモーメント	N·mm	$M_{自重}$	$W_o \times 9.80665 \times L / 8$	
地震による曲げモーメント	N·mm	$M_{地震}$	$(W_o \times 9.80665 \times L / 8) \times C_H$	
自重と地震による応力	MPa	$\sigma_{自重+地震}$	$(M_{自重} + M_{地震}) / Z$	
発生応力	MPa	$\sigma_{軸直角}$	$\sigma_{内圧} + \sigma_{自重+地震}$	

※以下の計算により真円筒での断面係数(Z)を算出した。

断面係数	Z	mm <sup>3</sup>	$\pi(D_o^3 - D_i^3) / 32D_o$
------	---	-----------------	------------------------------

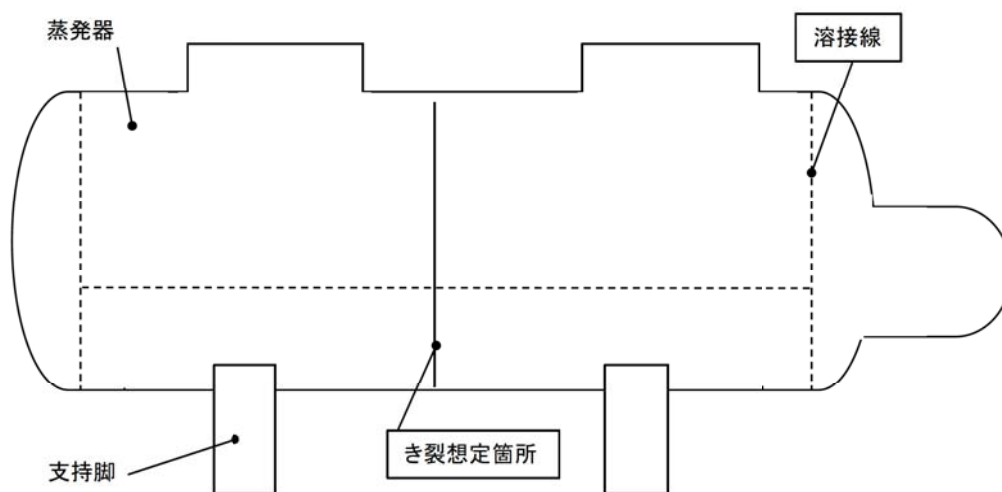
以上

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



美浜3号機 AB EL.17 水平AB07 (sd波)  
水平方向 減衰1.0%

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



※き裂の想定箇所は2本の支持脚の中間の位置と想定した。

廃液蒸発装置蒸発器胴板の溶接線とき裂想定部位との関係図

美浜3号炉－耐震－27 Rev2

タイトル	炉心そう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
説明	<p>本評価では、炉心支持構造物のうち最も照射量が高く、中性子照射脆化による材料の靱性低下が想定される炉心そう溶接部に有意な欠陥が存在すると仮定し、S s 地震発生時の耐震安全性評価を行っている。評価の具体的内容を添付1に示す。</p> <p style="text-align: right;">以 上</p>

## 炉心そう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

本評価は、想定欠陥に対し、地震時の荷重を考慮して求めた応力拡大係数 $K$ と、中性子照射を受けたステンレス鋼の $J_{IC}$ 値から換算した破壊靱性値 ( $K_{IC}$ ) とを比較することにより実施している。

## 1. 解析条件

## (1) 想定欠陥

想定欠陥は JSME S NC1-2012を準用し、表1の通りとした。

表1 想定き裂形状

き裂方向	き裂長さ	き裂深さ
周方向	1.5t	1/4t

t : 炉心そう板厚 (= $\square$  mm)

き裂の想定部位 (評価部位) は、図1に示す通り、溶接部にき裂が想定されることから、下部炉心そう上部胴と下部胴の溶接部とした。

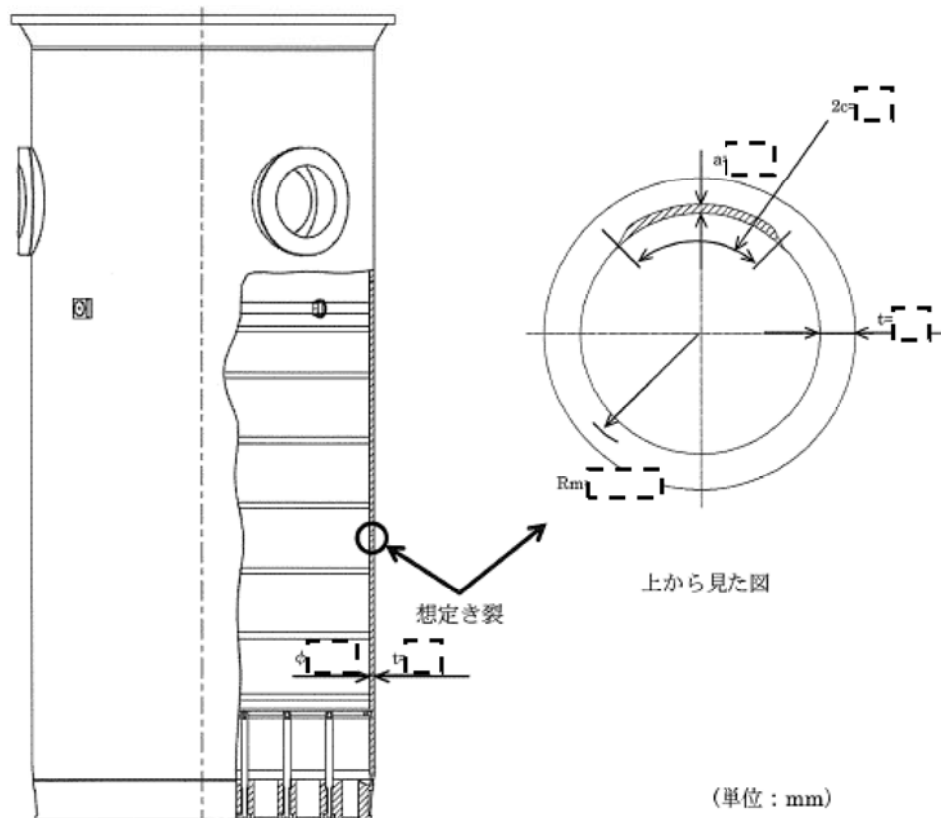


図1 炉心そうにおけるき裂想定部位

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

( 2 ) 応力条件

地震荷重は、水平方向地震荷重及び鉛直方向地震荷重とも時刻歴応答解析で算出した。使用した水平方向耐震解析モデル及び鉛直方向耐震解析モデルはそれぞれ図 2 及び図 3 の通り。



図 2 水平方向耐震解析モデル

図 3 鉛直方向耐震解析モデル

評価位置に作用する機械荷重、熱荷重、S<sub>s</sub>地震時の荷重による各応力の重ね合わせで評価した。評価に用いた応力条件を表 2 に示す。

表 2 応力条件

機械荷重による応力	引張応力		MPa
	曲げ応力		MPa
熱荷重による応力	引張応力		MPa
	曲げ応力※ <sup>1</sup>		MPa
S <sub>s</sub> 地震による応力※ <sup>2</sup>	引張応力		MPa
合計	引張応力 $\sigma_m$		MPa
	曲げ応力 $\sigma_b$		MPa

※ 1 : 炉心さうの内外面の温度差により生じる曲げ応力

※ 2 : 全波包絡荷重による評価

全波包絡荷重：25波それぞれで、荷重 6 成分 (Fx、Fy、Fz、Mx、My、Mz) のうち評価に用いる荷重成分で (Max Fx1-24、Max Fy1-24、Max Fz1-24、Max Mx1-24、Max My1-24、Max Mz1-24) を算出し、25波包絡荷重にて評価を実施した結果

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



(3) 解析モデル

炉心そのの平均半径 $R_m$ の板厚  $t$  に対する比「 $R_m/t$ 」は約[ ]と大きいことから、炉心その胴部はき裂付き平板で近似している。図4に平板近似モデルを示す。また、表3に平板近似した想定き裂の寸法を示す。

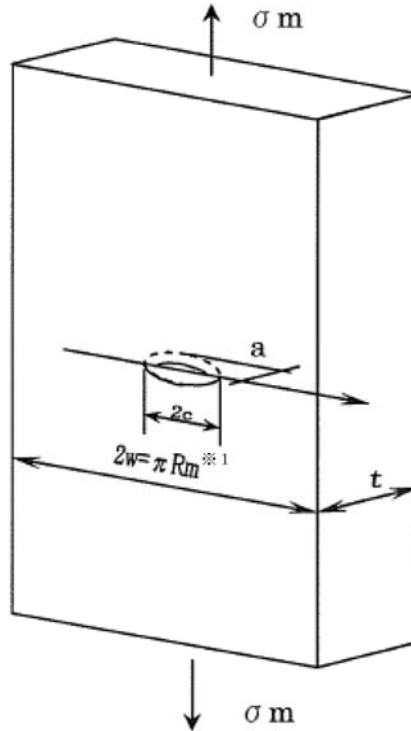


図4 想定き裂の平板近似モデル

※1 Raju-Newmanの式において、板幅( $w$ )が小さいほど、平板端部の影響を受けて応力拡大係数は大きくなる。円筒形状である炉心そのを平板にて模擬するため、端部があるわけではないので、平板端部の影響を考慮する必要はないと考え、十分に大きな幅として半周分に設定している。

なお、Raju-Newmanの式の適用範囲として、き裂長さ( $c$ )と板幅( $w$ )の関係が $c/w < 0.5$  ( $w > 2c$ )と規定されている。仮に、最も板幅が小さく、平板端部の影響を受ける $w=2c$  ([ ] mm)とした場合でも、応力拡大係数は[ ]  $MPa\sqrt{m}$ となり(※2)、応力拡大係数に対する板幅の影響が軽微で、許容値 ( $51MPa\sqrt{m}$ ) に対して十分な裕度があることを確認している。

※2  $2w = \pi R_m$  ([ ] mm) の場合、応力拡大係数は $8.1 MPa\sqrt{m}$

表3 想定き裂寸法

	き裂長さ (2c)	き裂深さ (a)	板幅 (2w)	板厚 (t)
寸法 (mm)	[ ]	[ ]	[ ]	[ ]

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

## 2. 解析結果

## (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)

評価に用いるステンレス鋼の破壊靱性値 ( $K_{Ic}$ ) は、(財)発電設備技術検査協会の「プラント長寿命化技術開発」で得られた照射ステンレス鋼の $J_{Ic}$ 試験結果を用いて、 $J_{Ic}$ 最下限値 $14 \text{ kJ/m}^2$ から以下の換算式により算出した破壊靱性値 $K_{Ic}=51 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とした。

$$K_{Ic} = \sqrt{\frac{E}{(1-\nu^2)}} \times J_{Ic}$$

$E$  : 縦弾性係数 ( $172000 \text{ N/mm}^2$  at  $350^\circ\text{C}$ )

$\nu$  : ポアソン比 (0.3)

$J_{Ic}$  : 破壊靱性値の下限 ( $14 \text{ kJ/m}^2$  at  $350^\circ\text{C}$ )

## (2) 地震時の応力拡大係数

応力拡大係数の算出は、以下のとおり、平板中の半楕円表面き裂の応力拡大係数 $K$ を求めるRaju-Newmanの式\*を用いた。

$$K = (\sigma_m + H\sigma_b) \sqrt{(\pi a/Q)} \cdot F$$

ここで、

$$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65} (a/c \leq 1)$$

$$F = [M_1 + M_2(a/t)^2 + M_3(a/t)^4] (1 - k^2 \cos^2 \phi)^{1/4} g \cdot fw$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09(a/c)$$

$$M_2 = -0.54 + 0.89/[0.2 + (a/c)]$$

$$M_3 = 0.5 - 1.0/[0.65 + (a/c)] + 14[1.0 - (a/c)]^{2.4}$$

$$g = 1 + [0.1 + 0.35(a/t)^2] (1 - \sin \phi)^2$$

$$fw = [\sec\{\frac{\pi c}{2w} \sqrt{(a/t)}\}]^{1/2}$$

$$k^2 = 1 - (a/c)^2$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^p \phi$$

$$p = 0.2 + (a/c) + 0.6(a/t)$$

$$H_1 = 1 - 0.34(a/t) - 0.11(a/c)(a/t)$$

$$H_2 = 1 + G_1(a/t) + G_2(a/t)^2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12(a/c)$$

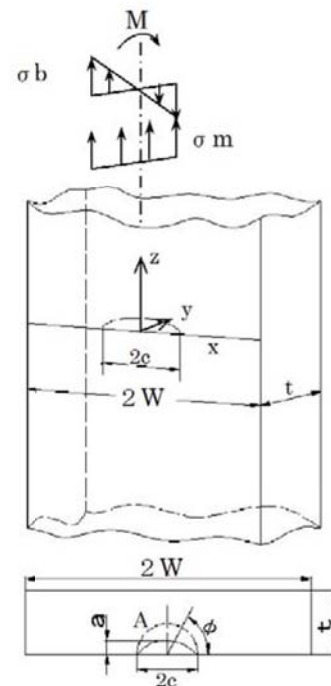
$$G_2 = 0.55 - 1.05(a/c)^{0.75} + 0.47(a/c)^{1.5}$$

$a$  : き裂深さ、 $2c$  : 表面き裂長さ、 $t$  : 板厚、 $2w$  : 板幅、

$\sigma_m$  : 引張応力、 $\sigma_b$  : 曲げ応力

適用範囲 :  $0 < a/c \leq 1.0$ 、 $0 \leq a/t < 1.0$ 、 $c/w < 0.5$ 、 $0 \leq \phi \leq \pi$

\* : Raju, I. S. and Newman, J. C., Jr., NASA Technical Paper 1578, 1979.



## (3) 評価結果

S<sub>s</sub>地震時の応力拡大係数は $K=8.1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となり、照射ステンレス鋼の破壊靱性値 $51 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ を下回っていることから不安定破壊が生じることはなく、耐震安全性評価上問題ない。

表4 評価結果

地震条件	応力拡大係数	許容値	比
S <sub>s</sub>	$8.1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$	$51 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$	0.16

以 上

美浜3号炉-40年目追加評価-1

<p>タイトル</p>	<p>(①-7頁) 原子炉容器の炉内計装筒での、30年目の高経年化技術評価と劣化状況評価における疲労評価の解析条件の違い及びそれに伴う評価結果の相違について</p>								
<p>説明</p>	<p>原子炉容器の炉内計装筒について、30年目の高経年化技術評価（以下PLM30という）と劣化状況評価（以下PLM40という）における疲労累積係数の比較を表1に示す。</p> <p>表1 原子炉容器の炉内計装筒の疲労評価結果（疲労累積係数）の比較</p> <table border="1" data-bbox="520 674 1262 864"> <thead> <tr> <th rowspan="2">部位</th> <th colspan="2">60年時点の予測値</th> </tr> <tr> <th>PLM30</th> <th>PLM40</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>原子炉容器 炉内計装筒</td> <td>0.000 (0.000)</td> <td>0.140 (0.006)</td> </tr> </tbody> </table> <p>表内の上段の数值は大気中の疲労累積係数（Uf）を示す。 ( ) 内の数值は接液中の疲労累積係数（Uen）を示す。</p> <p>PLM40の疲労評価においては、鏡部に対し斜めに取り付いた管台に発生する影響を考慮するため、3次元解析結果と管台が中央に位置していると仮定する2次元解析結果との比を3次元効果係数として算出し、その係数を掛け合わせて評価を実施することに加え、さらに、J溶接部と炉内計装筒の結合部に対して保守的に応力集中係数も考慮している。これらの差異がPLM30とPLM40とでUf値およびUen値に違いが生じる大きな理由である。</p> <ol style="list-style-type: none"> <li>解析モデル 解析モデルを添付1に示す。PLM30、PLM40のいずれも2次元軸対称モデルとして解析評価を実施している。</li> <li>最大評価点の選定 PLM30およびPLM40における、解析モデル上の評価結果および最大評価点の選定結果を、添付2に示す。PLM40では、前述のとおり、3次元効果係数および応力集中係数を考慮したことで繰返しピーク応力が増加した結果として、Uf値およびUen値が増加している。</li> <li>疲労評価結果 PLM30およびPLM40における、疲労評価結果を添付3に示す。</li> <li>環境疲労評価結果 PLM40における、環境疲労評価結果を添付4に示す。なお、PLM30については、疲労評価時の一次+二次+ピーク応力の応力強さが疲労限以下であることから、環境疲労評価を実施していない。</li> </ol> <p>PLM40では、保守的な設計想定による評価、標準的な設計手法導入による評価を実施したものであり、適切な評価結果であると考えている。</p>	部位	60年時点の予測値		PLM30	PLM40	原子炉容器 炉内計装筒	0.000 (0.000)	0.140 (0.006)
部位	60年時点の予測値								
	PLM30	PLM40							
原子炉容器 炉内計装筒	0.000 (0.000)	0.140 (0.006)							

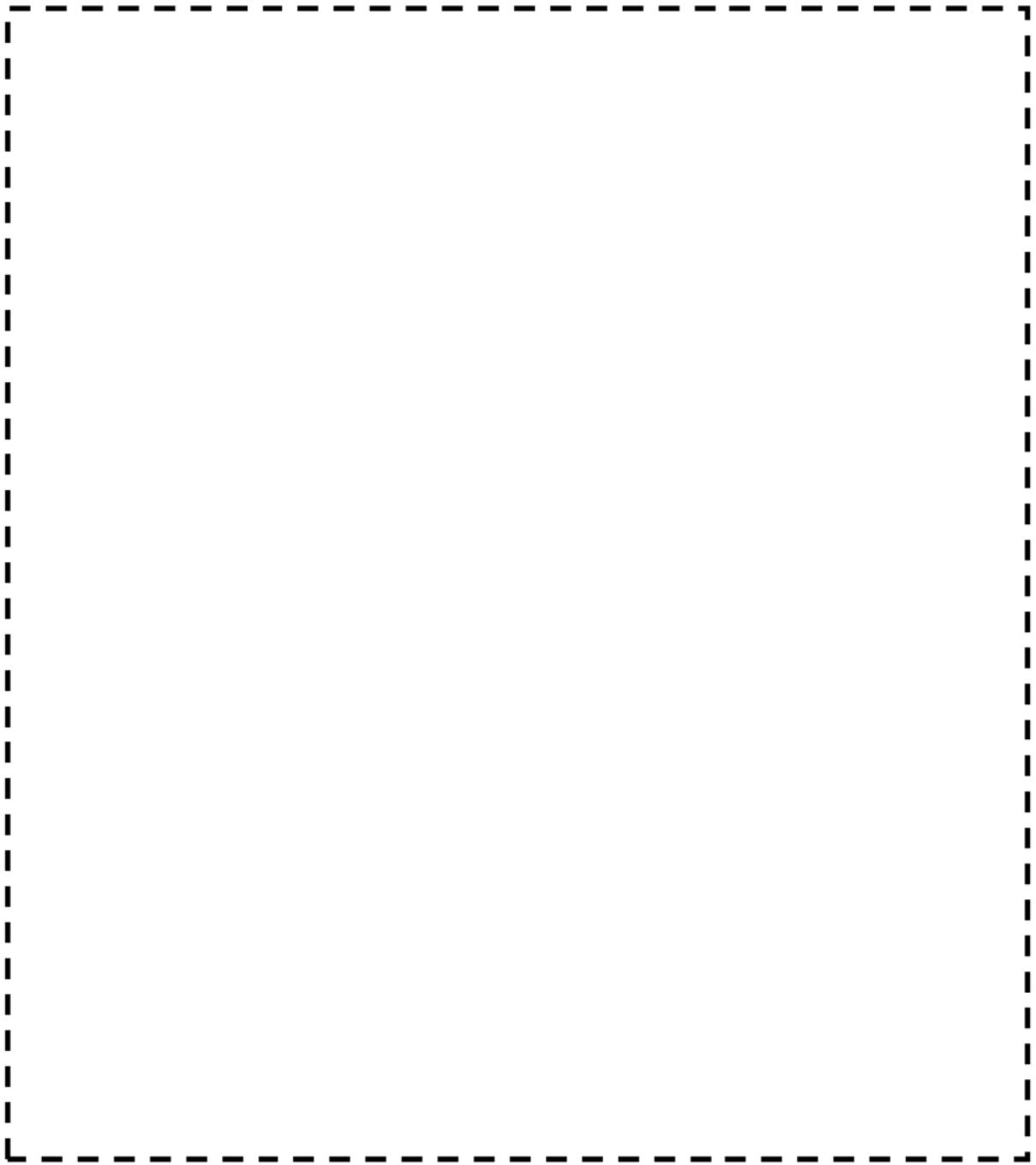


図1 原子炉容器 炉内計装筒 解析モデル (PLM40)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

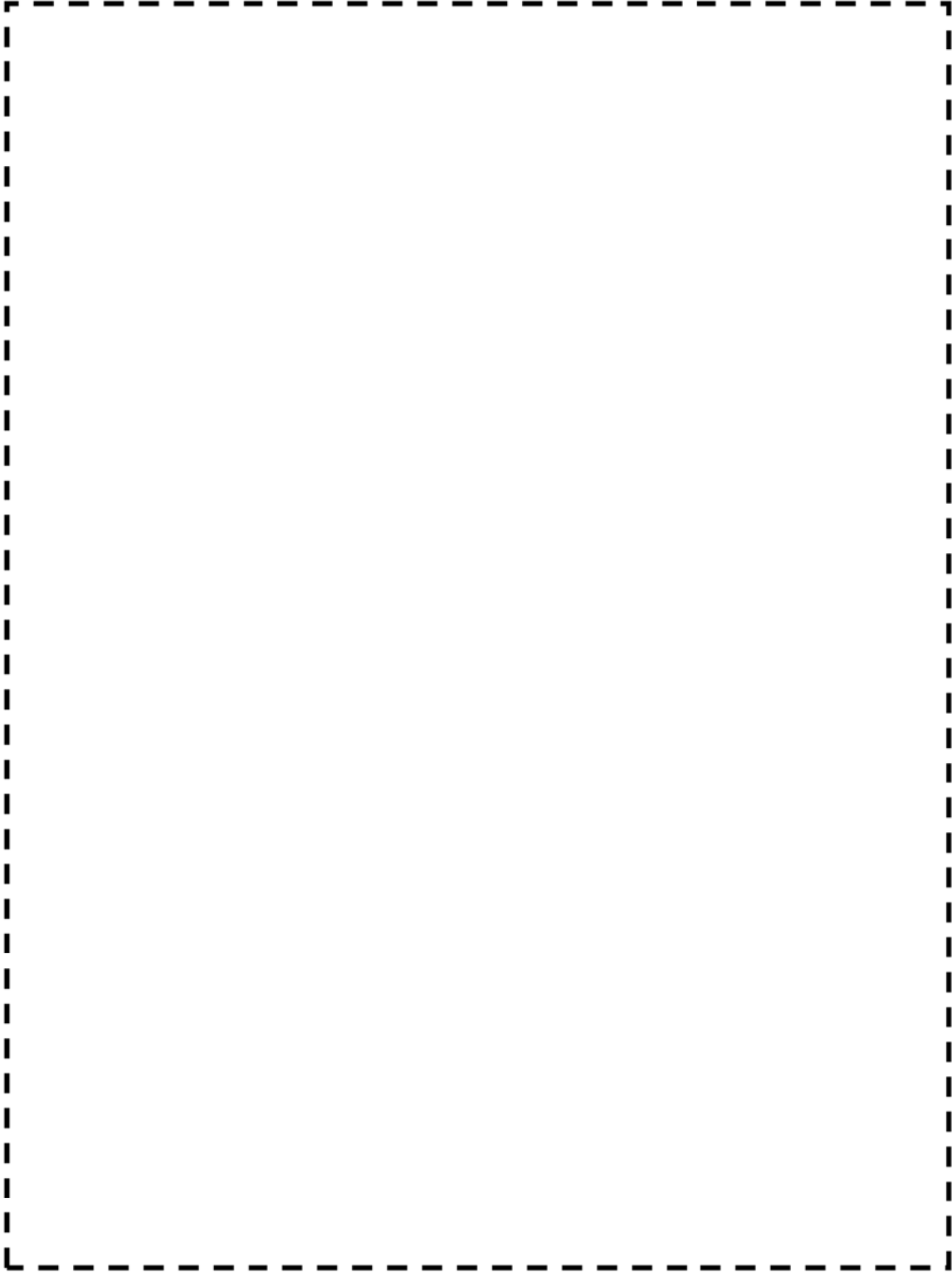


図2 原子炉容器 炉内計装筒 評価点 (PLM40 モデル図)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません



表 2 原子炉容器 炉内計装筒 最大評価点

部位	評価点	接液	Uf		Uen	
			PLM30	PLM40	PLM30	PLM40
原子炉容器 炉内計装筒	1					
	2					
	3					
	4					
	5					
	6					
	7					
	8					
	9					
	10					

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

表3 原子炉容器 炉内計装筒 疲労評価結果 (PLM30)

LOCATION : 9 POINT : C  
( S1-S2 )

STRESS INTENSITY				NUMBER OF CYCLES		USAGE
MAXIMUM	MINIMUM	KE	ALT	N	N*	FACTOR
						TOTAL = 0.0000

→Uf:0.000

表4 原子炉容器 炉内計装筒 疲労評価結果 (PLM40)

評価点 - 10  
( S31 )

応力強さ (単位: MPa)					繰返し回数		疲労係数
極大値	極小値	Ke	ALT	ALT'	N	N*	(=N/N*)
							疲労累積係数 = 0.13906

Ke : 割増し係数  
 ALT : 繰返しピーク応力強さ  
 ALT' : ALTに(195000)/(材料の使用温度における縦弾性係数)を乗じて得た値  
 N : 設計繰返し回数  
 N\* : 許容繰返し回数

→Uf:0.140

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

表5 原子炉容器 炉内計装筒 環境疲労評価結果 (PLM40)

評価点-9

透過条件 記号		一次+二次+ ピーク応力強さ		割り増し 係数 KE	繰返しピーク 応力強さ		実透過 回 数 n	許容繰返し 回 数 n*	疲労累積係数 u	環境効果 補正係数 fen	環境効果を考慮した 疲労累積係数 uen
A	B	smax	smin		補正前 salt	補正後 salt'					
											合計 : 0.00530

(注) ひずみ振幅 $\leq 0.110\%$  (salt' $\leq 214.5$ ) の場合、fen=1.0

→Uen:0.006

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません

美浜3号炉－40年目追加評価－2

<p>タイトル</p>	<p>(①-7頁)                  ステンレス鋼配管の加圧器スプレイ配管について、30年目の高経年化技術評価と劣化状況評価における環境疲労評価の疲労累積係数の相違について</p>								
<p>説明</p>	<p>加圧器スプレイ配管について、30年目の高経年化技術評価（以下PLM30という）と劣化状況評価（以下PLM40という）における疲労累積係数の比較を表1に示す。</p> <p>表1 加圧器スプレイ配管疲労評価結果（疲労累積係数）の比較</p> <table border="1" data-bbox="507 734 1252 922"> <thead> <tr> <th rowspan="2">部位</th> <th colspan="2">60年時点の予測値</th> </tr> <tr> <th>PLM30</th> <th>PLM40</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>加圧器スプレイ配管</td> <td>0.058 (0.970)</td> <td>0.005 (0.150)</td> </tr> </tbody> </table> <p>表内の上段の数値は大気中の疲労累積係数（Uf）を示す。                  ( ) 内の数値は接液中の疲労累積係数（Uen）を示す。</p> <p>PLM40において、配管改造および、より実運転に近い条件となるよう過渡条件を精緻化したことで、PLM30からUf値およびUen値が小さくなった。</p> <p><b>【過渡条件】</b>                  添付1にスプレイ配管の過渡条件の比較を示す。PLM40ではプラント運転実績や運転手順に基づき、より実運転に近い条件を設定し、スプレイ配管に関する過渡条件を精緻化した。</p> <p><b>【大気中の疲労累積係数】</b>                  添付2にスプレイ配管のUf値の比較を示す。PLM30において頂部水平配管で3次元FEMモデル(熱成層は考慮していない)、それ以外では梁モデルにて評価を実施、一方で、PLM40では全て梁モデルにて評価を実施という違いはあるが、前述のとおり、配管改造および、過渡条件を精緻化したことで、Uf値が小さくなった。</p> <p><b>【接液中の疲労累積係数】</b>                  添付3にスプレイ配管のUen値の比較を示す。PLM30およびPLM40のいずれも、頂部水平配管は熱成層を考慮した3次元FEMモデル、それ以外は梁モデルを用いて評価を実施しているが、前述のとおり、配管改造および、過渡条件を精緻化したことで、Uen値が小さくなった。</p> <p>PLM40では、保守的な設計想定による評価、標準的な設計手法導入による評価を実施したものであり、適切な評価結果であると考えている。</p>	部位	60年時点の予測値		PLM30	PLM40	加圧器スプレイ配管	0.058 (0.970)	0.005 (0.150)
部位	60年時点の予測値								
	PLM30	PLM40							
加圧器スプレイ配管	0.058 (0.970)	0.005 (0.150)							

## 加圧器スプレイ配管に関する過渡条件（PLM30とPLM40との比較）

表 2 に PLM30 と PLM40 の主な過渡条件の違いを示す。PLM40 では、起動／停止において、実績過渡回数の 1.5 倍以上の余裕を持たせた過渡回数としている。また、起動および停止時の冷水注入、ほう素濃度の均一化においては、プラント運転実績や運転手順に基づき、より実運転に近い条件となるよう過渡回数を精緻化している。

これらの違いが、PLM40 における  $U_f$  値および  $U_{en}$  値を小さくしている。

表 2 過渡条件の比較（主な違い）

	PLM30	PLM40
起動／停止	83	78
起動時の冷水注入		
停止時の冷水注入 (2.66MPaまで)		
停止時の冷水注入 (2.66MPa以下)		
ほう素濃度の均一化		

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

## 加圧器スプレイ配管の疲労評価 (PLM30とPLM40との比較)

PLM30およびPLM40の評価モデルを図1、図2に示す。PLM30において頂部水平配管で3次元FEMモデル(熱成層を考慮していない)、それ以外では梁モデルにて評価を実施、一方で、PLM40では全て梁モデルにて評価を実施という違いはあるが、配管改造および、過渡条件を精緻化したことで、Uf値が小さくなった。

表3にPLM30とPLM40における代表評価点と、その類似評価点におけるUf値の比較を示す。

表3 各評価点におけるUf値の比較

PLM30		PLM40	
評価点	Uf	評価点	Uf
加圧器頂点部エルボ (節点：45186)	0.058	加圧器頂点部エルボ (節点：176)	0.005
4×4 T E E (節点：2843)	0.027	4×4 T E E (節点：501)	0.005

使用条件の厳しい加圧器頂点部エルボおよび4×4 T E E部のいずれにおいても、Uf値が小さくなっている。



図1-1 加圧器スプレイ配管疲労評価モデル(ソリッド部) (PLM30)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。



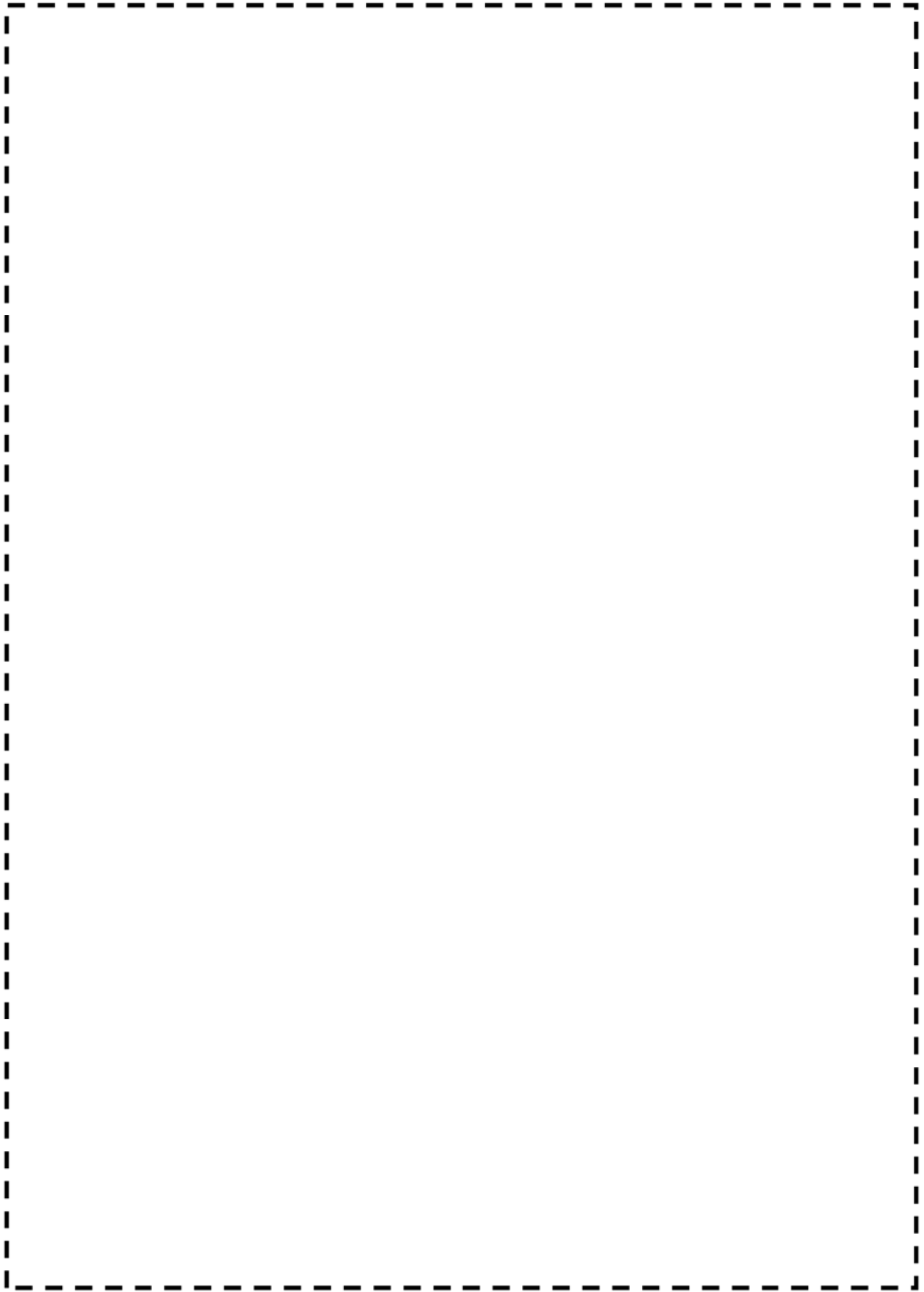


図1-2 加圧器スプレイ配管疲労評価モデル(全体図) (PLM30)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

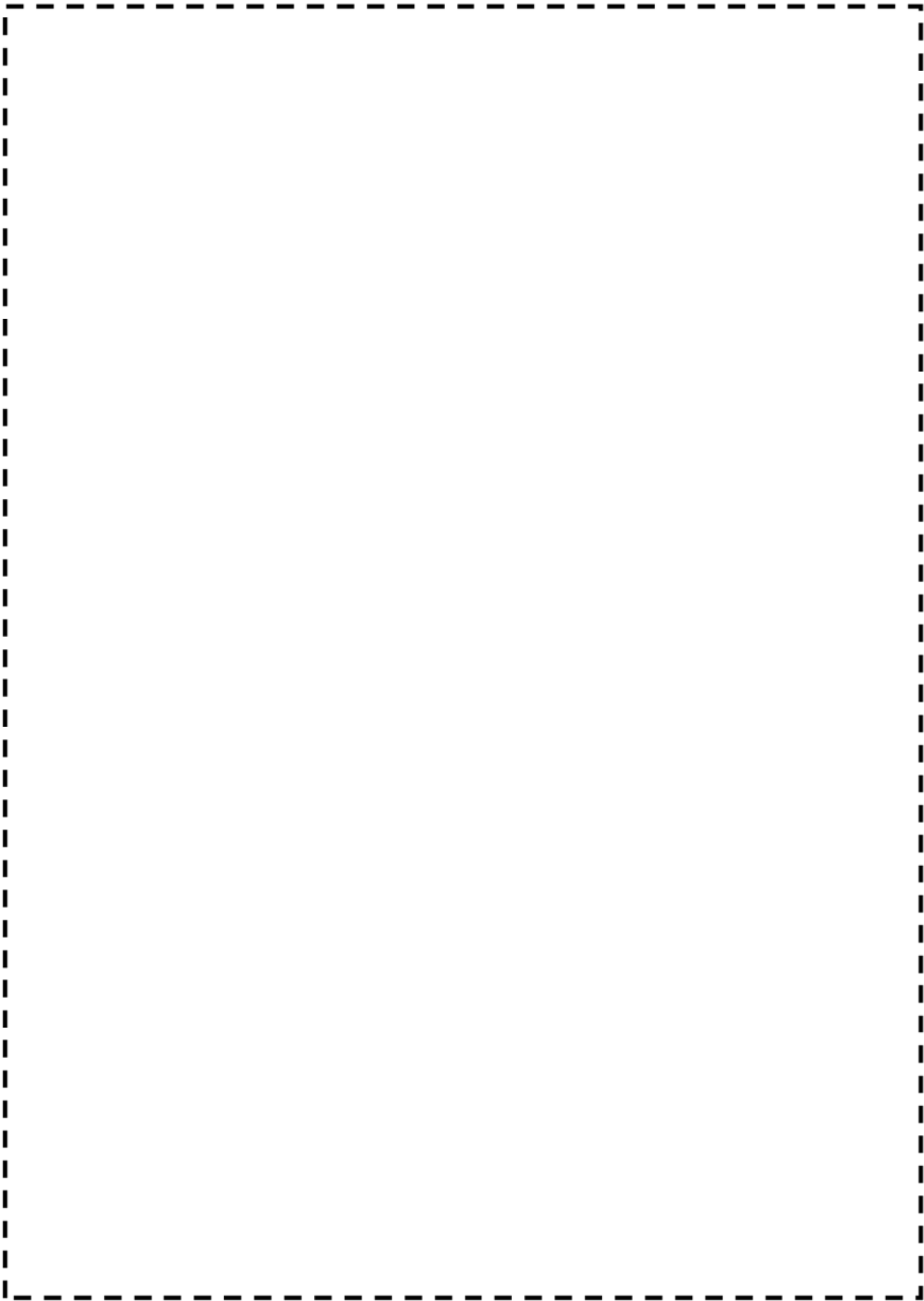


図2 加圧器スプレイ配管疲労評価モデル (PLM40)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

## 加圧器スプレイ配管の環境疲労評価 (PLM30とPLM40との比較)

PLM30およびPLM40の評価モデルを図3、図4に示す。PLM30およびPLM40のいずれも、頂部水平配管は熱成層を考慮した3次元FEMモデル、それ以外は梁モデルを用いて評価を実施しているが、配管改造および、過渡条件を精緻化したことで、Uen値が小さくなっている。

表4にPLM30とPLM40における代表評価点(類似評価点)のUen値の比較を示す。

表4 各評価点におけるUen値の比較

評価点	PLM30			PLM40		
	1次+2次 応力強さ (MPa)	Uf	Uen	1次+2次 応力強さ (MPa)	Uf	Uen
加圧器頂点部 エルボ	556	0.161	0.970	472	0.016	0.150

1次+2次応力強さが緩和され、UfおよびUenの値も小さくなっている。

図3 加圧器スプレイ配管疲労評価モデル (PLM30)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

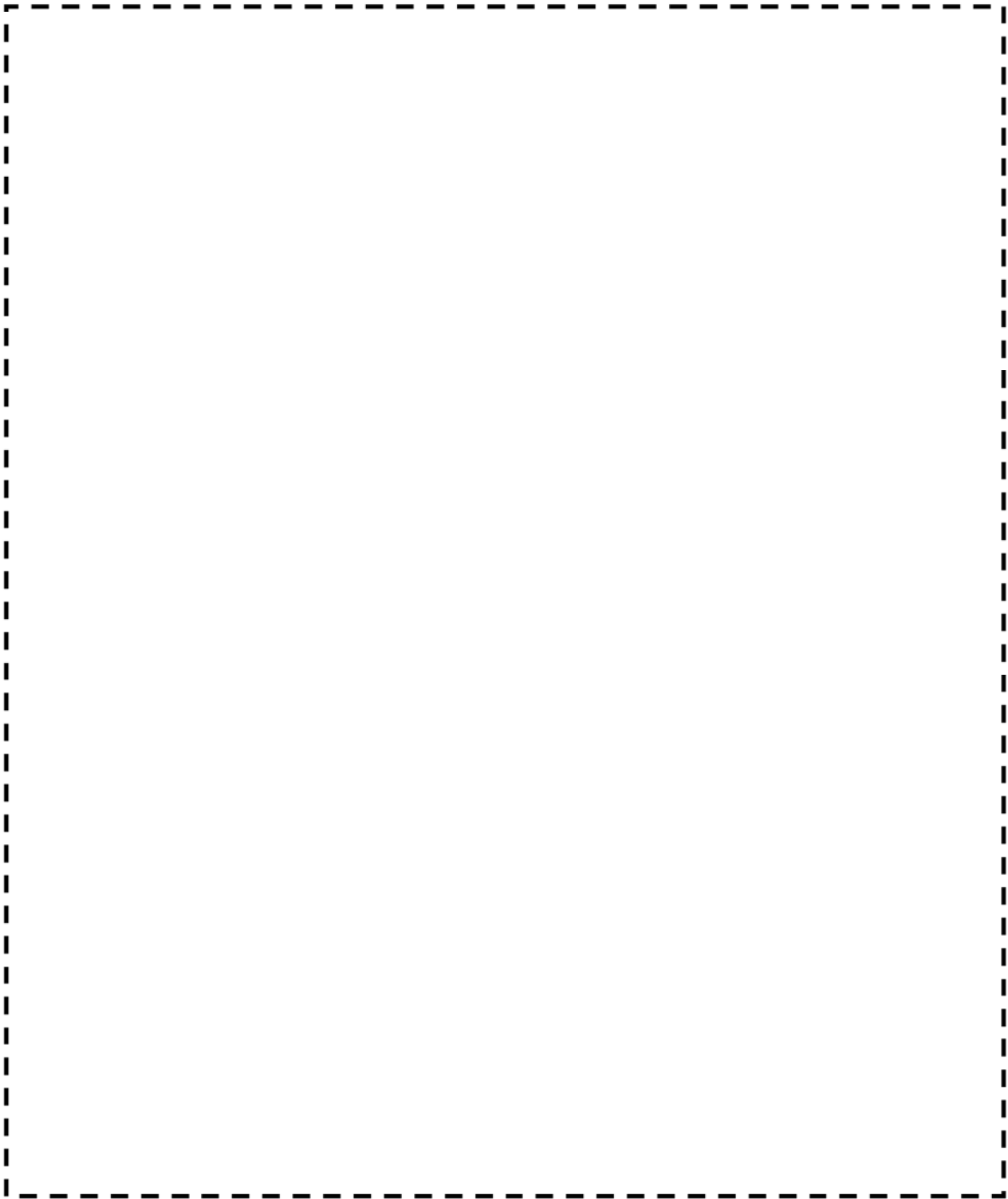


図4 加圧器スプレイ配管疲労評価モデル (PLM40)

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

表5 加圧器スプレイ配管 環境疲労評価結果 (PLM30)

加圧器頂点部エルボ

評価部位: KMV-3 PRZ SPRAY PIPE LINE

熱湯流の組合せ		応力強さ (N/mm <sup>2</sup> )		割増し係数 K <sub>e</sub>	ピーク 応力強さ σ <sub>all</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	ひずみ 振幅 ε <sub>a</sub> (%)	実過渡回数 および 設計過渡回数 N	評価曲線参照 による 繰返し回数 N*	疲労損傷 係数 UF	環境効果 係数 F <sub>en</sub>	環境中 疲労損傷 係数 UF*
流路A 記号	流路B 記号	最大値	最小値								
[Data area is empty in the image]											
											累積疲労損傷係数: 0.96931

[注] 縦弾性係数 : E = 1.744E+05 N/mm<sup>2</sup> ( 319.2 °C における値 ) ( 材料: ステンレス鋼 )  
 応和ひずみ速度 : ε<sub>dot</sub> = 4.00E-04 (1/sec)  
 周界ひずみ振幅 : ε<sub>th</sub> = ε<sub>min</sub> (%)  
 環境効果下限値 : ε<sub>c</sub> = 0.1100 (%)  
 運用疲労寿命式 : ε<sub>a</sub> ≥ 0.110 → 警告疲労曲線  
 ε<sub>a</sub> < 0.110 → 警告疲労曲線  
 繰り返し回数上限値 : 1.00E+11

→U<sub>en</sub>:0.970

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。

表6 加圧器スプレイ配管 環境疲労評価結果 (PLM40)

加圧器頂点部エルボ

過渡条件 記号		一次+二次+ ピーク応力値		割り増し 係数	繰返しピーク 応力値		実繰返 回数	許容繰返し 回数	疲労累積係数	環境効果 補正係数	環境効果を考慮した 疲労累積係数
A	B	max	min	KE	繰返し前	繰返し後	n	N	D	fca	ucb

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。





(注) ひずみ振幅 $\leq 0.110\mu$  (soft $\leq 214.5$ ) の場合、 $f_{en}=1.0$

→U<sub>en</sub>:0.150

枠囲みの範囲は機密に係る事項ですので公開することはできません。