

8. 制御棒の挿入性評価について

目 次

1. はじめに	1
2. 制御棒挿入性評価について	2
3. 鉛直地震動の影響について	5
3.1 既往研究の制御棒挿入性の整理	5
3.2 鉛直地震動の影響評価	6
3.2.1 制御棒に作用する荷重	6
3.2.2 燃料集合体の浮上り	11
4. まとめ	15

1. はじめに

制御棒挿入性への鉛直方向加速度の影響については、社団法人日本電気協会原子力発電耐震設計専門部会「水平・上下地震動に対する機器の機能維持評価法の検討に関する調査報告書」（以下「耐専報告書」という。）並びに独立行政法人原子力安全基盤機構「原子炉施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その2（BWR制御棒挿入性）に係る報告書」（以下「機器耐力その2報告書」という。）及び「原子炉施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その3（総合評価）に係る報告書」（以下「機器耐力その3報告書」という。）にて整理されている。東海第二発電所（以下「東海第二」という。）における鉛直方向加速度による制御棒挿入性の影響評価について、既往検討成果に基づき影響評価を実施した。

2. 制御棒挿入性評価について

今回工認における制御棒挿入性評価については、J E A G 4601-1991 追補版での B W R 用制御棒の評価手法を適用する。J E A G 4601-1991 追補版の制御棒挿入性の評価手順を図 1 に示す。

制御棒の耐震性についての計算書では、建屋・機器連成系応答解析から得られた燃料集合体の相対変位が、制御棒の挿入試験で得られた燃料集合体の相対変位（約 40mm）以内であることを確認している。東海第二の制御棒の耐震性についての評価概要を表 1 に示す。

表 1 制御棒の耐震性についての評価概要

燃料集合体相対変位	機能確認済相対変位	鉛直方向震度 (上部格子板位置)
16.8mm ^{*1}	約 40mm ^{*3}	0.83 ^{*2} (1.24 ^{*1})

*1： 添付書類「V-2-3-2 炉心，原子炉圧力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉格納容器及び原子炉本体の基礎の地震応答計算書」の基準地震動 S_sにおける地震応答解析結果を 1.5 倍した値

*2： 添付書類「V-2-3-2 炉心，原子炉圧力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉格納容器及び原子炉本体の基礎の地震応答計算書」の基準地震動 S_sにおける地震応答解析結果

*3： 機能確認済相対変位は，昭和 53 年まで当時の株式会社 日立製作所（現在の日立 G E ニュークリア・エナジー株式会社）にて実施した挿入性試験で取得したもの。燃料集合体の相対変位が約 40mm においても，90% ストロークスクラム時間が 3.5 秒以内である。挿入性試験の内容は，添付書類「V-2-6-2-1 制御棒の耐震性についての計算書」に記載がある。

なお，挿入性試験は，フォロー付制御棒で実施している。（図 2 参照）フォローとは，制御棒先端にあるステンレス鋼製のハンドル部を延長した部分のことであり，その設置目的は，制御棒先端部の出力分布の勾配を緩やかにして，制御棒引抜時の出力変動幅を低減し，燃料の健全性向上を図ることである。また，フォロー付制御棒が国内プラントに採用されたのは東海第二の運転開始以

降であるため、東海第二にはフォロー付制御棒は採用されていないが、フォロー付の方が制御棒の質量が増加する分、挿入時間は増す方向であり、試験としては安全側である。

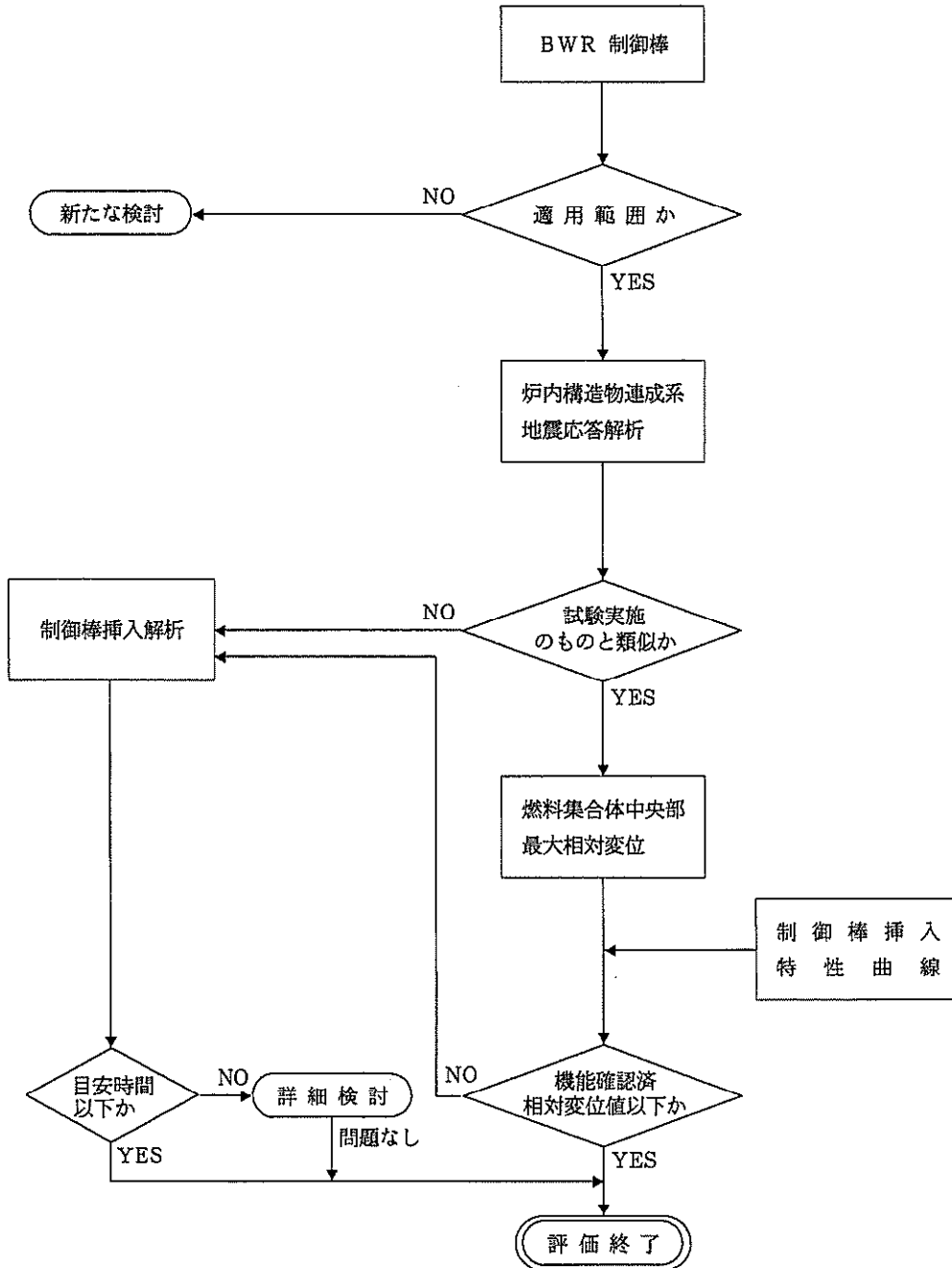


図1 制御棒挿入性の評価手順 (BWR) (J E A G 4601-1991 追補版)

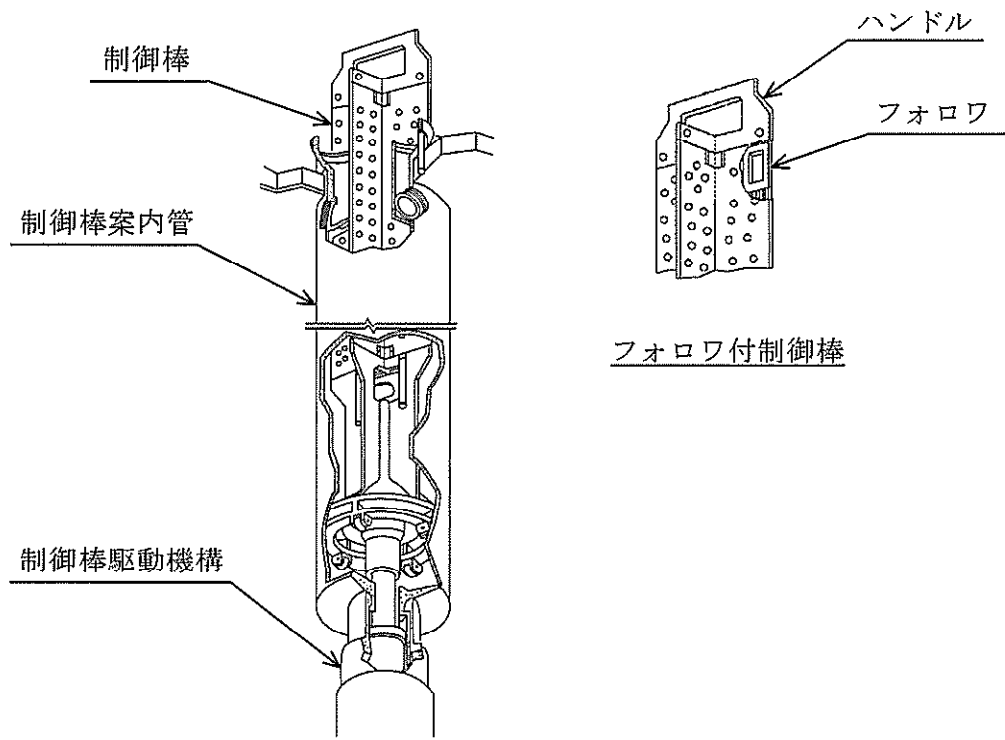


図 2 制御棒概略構造図

3. 鉛直地震動の影響について

3.1 既往研究の制御棒挿入性の整理

- (1) NUPEC 実証試験では、最大約 $0.3 \times 9.8 \text{m/s}^2$ までの上下地震動による試験を行い、上下方向の地震加速度が作用しても挿入性に影響しないことが確認されている。
- (2) 耐専報告書では、制御棒挿入時に制御棒に作用する挿入力とその他作用力を算出し、その大小関係と方向から上下地震動に対する影響を評価し、 $1.0 \times 9.8 \text{m/s}^2$ に対して影響は小さく無視できるとしている。なお、ここでは、水平地震力による燃料中央部のたわみ変位は 34mm である。
- (3) 機器耐力その 2 報告書では、 $1.0 \times 9.8 \text{m/s}^2$ 以上の上下方向加速度が燃料集合体に作用する場合には、燃料集合体が浮上る可能性があることから、制御棒挿入性への影響として、制御棒の挿入現象・挿入時間及び燃料集合体の浮上りについて検討し、解析による制御棒挿入時間の評価及び $2.0 \times 9.8 \text{m/s}^2$ が作用し仮に燃料集合体に浮上りが生じた場合でも、燃料支持金具から離脱することはないことを報告している。
- (4) 機器耐力その 3 報告書では、上下地震動として最大加速度 $2.0 \times 9.8 \text{m/s}^2$ に対する検討を実施し、上下地震動による制御棒挿入性への影響はきわめて小さいことを報告している。

3.2 鉛直地震動の影響評価

制御棒挿入性に対する鉛直方向加速度による影響については、次の項目について評価する。

- ① 制御棒に作用する荷重
- ② 燃料集合体の浮上り

3.2.1 制御棒に作用する荷重

(1) 評価方針

耐専報告書における影響評価と同様に制御棒挿入時に制御棒に作用する荷重を静的荷重と扱い、また各荷重の作用方法は安全側の評価となるように設定する。ここで設定した条件において制御棒に作用する上下方向の荷重から、鉛直方向加速度が制御棒挿入性に与える影響を評価する。表 2 に影響評価で考慮する荷重と設定方針を示す。

表 2 制御棒挿入性影響評価で考慮する荷重と設定方針

No.	制御棒に作用する荷重の種類	設定方法
1	制御棒自重	下向きに働く力として設定
2	制御棒駆動機構の挿入圧及び炉圧	定格炉圧時の炉圧スクラムでの挿入力として設定
3	炉水による浮力	制御棒に生じる浮力を制御棒の体積に基づき設定
4	上下地震力による抗力	炉心支持板位置の鉛直方向加速度から下向きに作用する力として設定
5	水平地震力による抗力	耐専報告書で算定された水平地震力による抗力（摩擦力）を用いる。* この算定では燃料中央部でのたわみ変位は 34mm である。一方、東海第二の燃料集合体相対変位は 16.8mm である。

*： 耐専報告書記載の文献（“BWR CONTROL ROD DRIVE SCRAMMABILITY DURING EARTHQUAKES”，ASME PVP Vol.182）における、水平方向加振中の制御棒挿入試験での計測結果から解析した制御棒に生じる水平力を基にしている。

(2) 評価結果

表 2 の設定方針により算出した制御棒に作用する各鉛直方向荷重を表 3 及び図 3 に示す。制御棒挿入機構の挿入力为主体の上向きの力は 5155N である。一方、自重や鉛直地震動による下向きの力は 3783N である。よって、方向性を考慮した荷重の総和は上向きの力が 1372N 上回っている。

表 3 制御棒挿入性影響評価で考慮する荷重と算出根拠

No.	制御棒に作用する荷重の種類	荷重 (N) *	算出根拠
1	制御棒自重	- 814	〔東海第二〕 制御棒質量：83kg
2	制御棒駆動機構の挿入圧及び炉圧	+ 5061	〔東海第二〕 定格圧力 (6.93MPa) 時の挿入力
3	炉水による浮力	+ 94	〔東海第二〕 制御棒体積に炉水密度を考慮
4	上下地震力による抗力 (別紙参照)	- 1460	〔東海第二〕 鉛直方向加速度 $1.24 \times 9.8 \text{m/s}^2$ が制御棒及び制御棒駆動機構部に作用するとして算定
5	水平地震力による抗力 (摩擦力)	- 1509	〔耐専報告書〕 水平地震動による燃料中央部のたわみ変位が 34mm になる状態で、50%ストロークのスクラムした場合に、制御棒に生じる水平力の解析値が約 15092N であり、一般的な動摩擦係数 0.1 として抗力を算定
作用力の合計		+ 1372	-

*： 荷重の方向を、上向き+、下向き-とした。

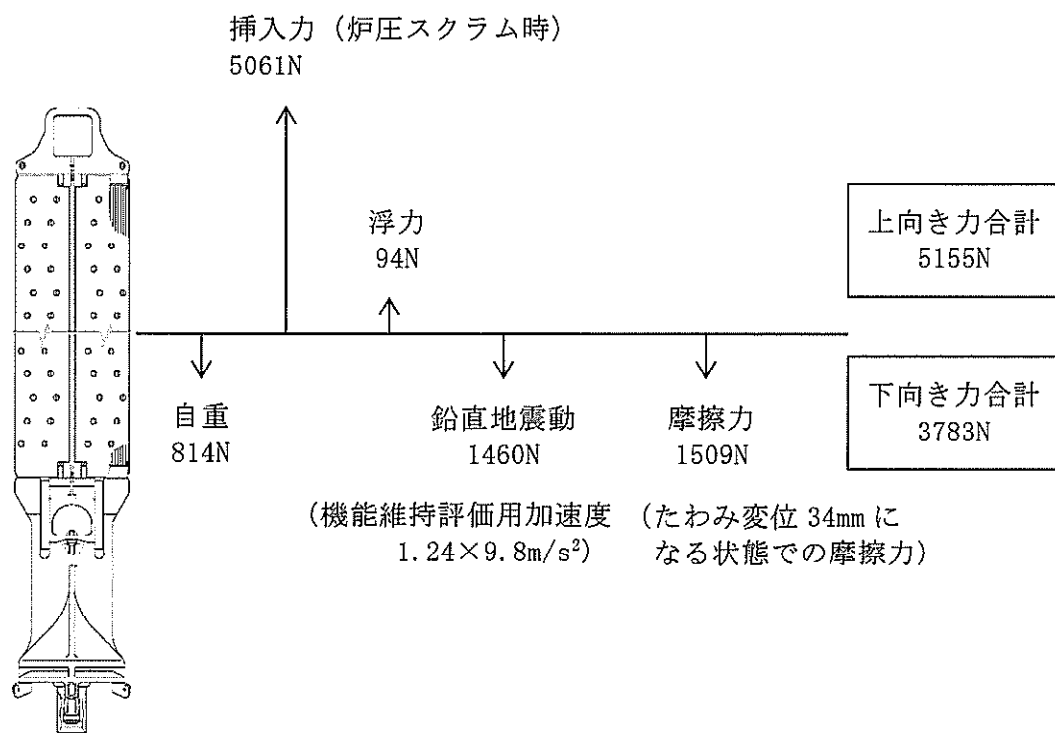


図3 制御棒に作用する鉛直方向荷重

[上下地震動による抗力で生じるスクラム時間遅れ]

(1) 評価方針

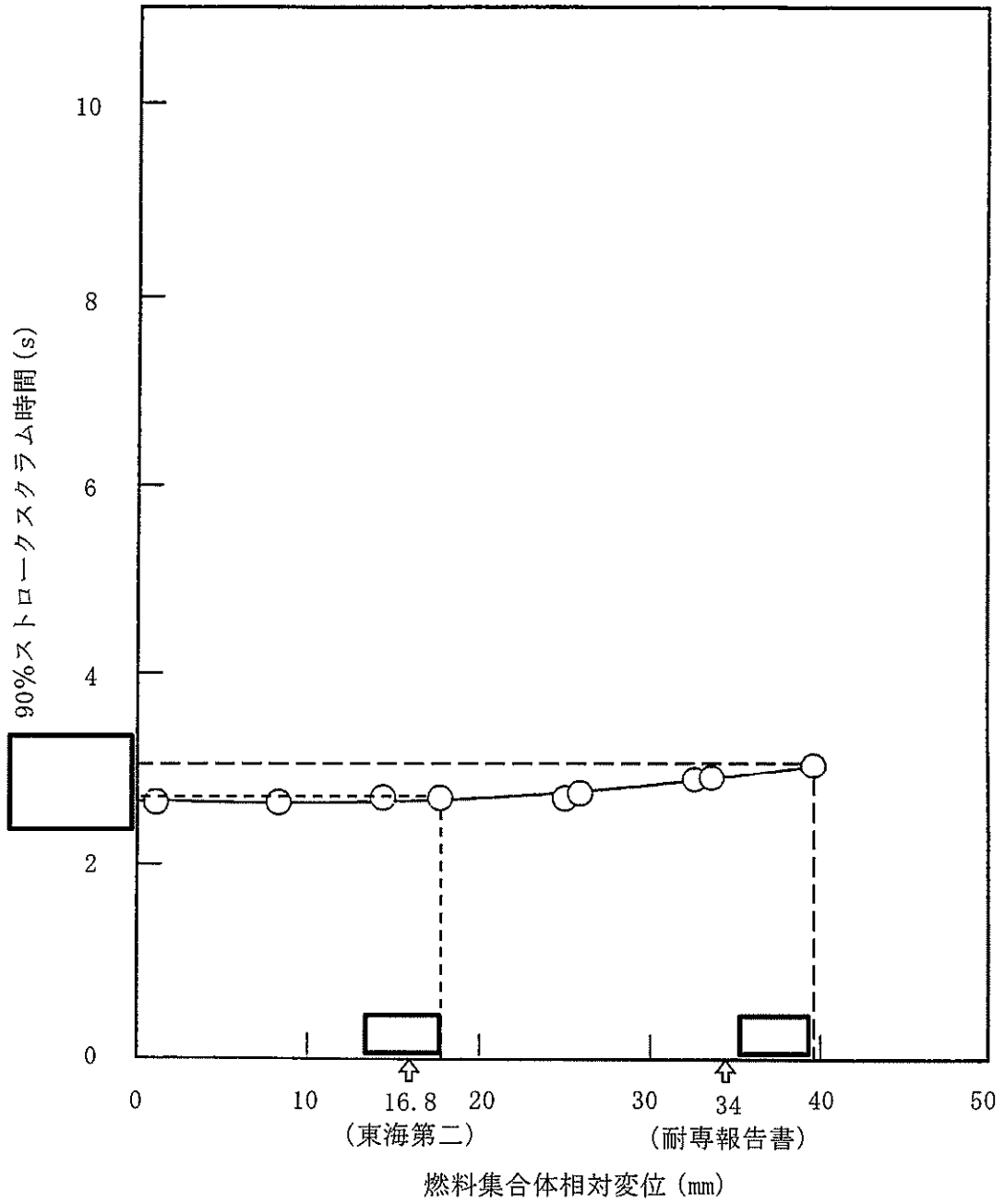
鉛直地震力による抗力でスクラム時間に遅れが生じることから、燃料のたわみ変位によって生じる下向き抗力とスクラム遅れ時間との相関を仮定し、整理する。

(2) 評価結果

資料V-2-6-2-1「制御棒の耐震性についての計算書」の「図4-3 燃料集合体相対変位と90%ストロークスクラム時間の関係」(別図1参照)によると、非加振時(□ mm変位時)のスクラム時間は2.65秒であるのに対し、相対変位□ mmにおけるスクラム時間は□秒であり、スクラム時間は0.4秒増加している。一方、耐専報告書によると、燃料中央部のたわみ変位34mmでの抗力(摩擦力)は1509Nであることから、制御棒挿入に対する抗力(摩擦力)1509Nが常時下向きに作用する場合、スクラム時間は保守的に捉えて0.4秒増加すると推定できる。

次に、「表3 制御棒挿入性影響評価で考慮する荷重と算出根拠」より鉛直方向加速度 $1.24 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 作用時には抗力1460Nが生じることから、この時のスクラム時間の遅れは、摩擦力と時間遅れが比例するとして□(秒)となる。

東海第二の相対変位16.8mmに対するスクラム時間(90%ストローク)は、別図1の相対変位□ mmでのスクラム時間を保守的に用いて□秒であるとする。鉛直地震力による影響を考慮したスクラム時間は□(秒)となる。これは、90%ストロークスクラムの目安時間3.5秒以内である。



別図1 燃料集合体相対変位と90%ストロークスクラム時間の関係
 (添付書類「V-2-6-2-1 制御棒の耐震性についての計算書」に加筆)

3.2.2 燃料集合体の浮上り

(1) 評価方針

制御棒上部は、スクラム開始前の初期状態においても燃料集合体間に挿入されており、仮に上下地震動による浮上りが生じた場合でも燃料集合体下部の水平方向の移動は制御棒により拘束されるため、制御棒挿入が不可能になることはないと考えられる。

本項では、機器耐力その2報告書を基に、仮に上下地震動により燃料集合体に浮上りが生じた場合として、次の2ケースについて検討する。

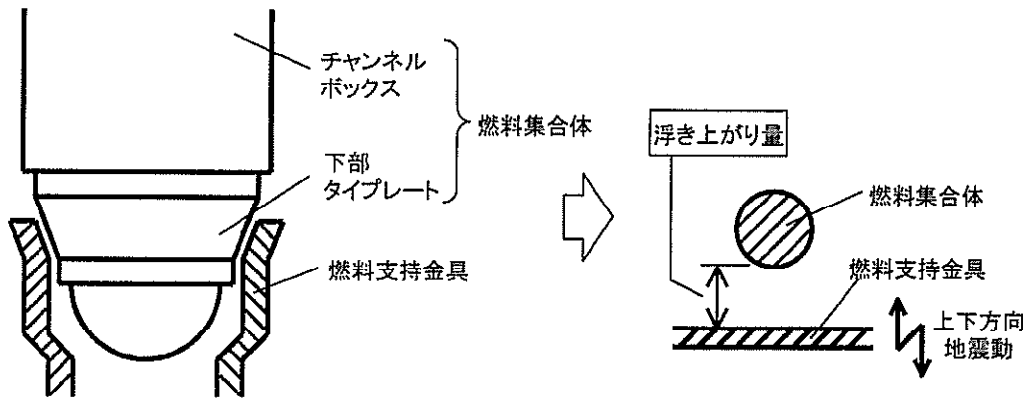
- ① 上下地震動による燃料集合体の浮上り
- ② 水平及び上下地震動による燃料集合体の浮上り

(2) 評価結果

a. 上下地震動による燃料集合体の浮上り

機器耐力その2報告書では、上下地震動による燃料集合体の燃料支持金具からの浮上り量について、1自由度1質点の簡易解析モデルに正弦波を入力する解析により検討している。モデルを図4に、解析結果を図5に示す。浮上り量の最大は、入力加速度 $2.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 、周波数 5Hz の場合で浮上り量は 68mm となっている。

東海第二の鉛直方向震度は $1.24 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ であり、機器耐力その2報告書の解析結果における $1.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ での浮上り量 37mm を超えることはなく、浮上り量は燃料支持金具設置深さ 60mm より小さい。



(a)燃料集合体と燃料支持金具の接触部周辺

(b)解析モデル概略図

図 8.3.3-1 燃料集合体の浮き上がり量解析モデルの概略図

図 4 燃料集合体の浮上り量解析モデルの概略図（機器耐力その 2 報告書）

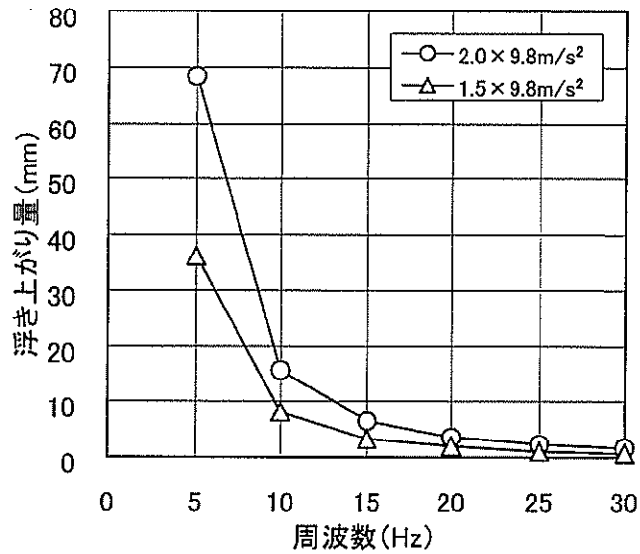


図 8.3.3-2 浮き上がり量解析結果(正弦波)

図 5 浮上り量解析結果（正弦波）（機器耐力その 2 報告書）

b. 水平及び上下地震動による燃料集合体の浮上り

機器耐力その2 報告書では、上下方向に加えて水平方向の地震力を考慮し、燃料集合体が燃料支持金具から離脱する可能性について検討している。燃料集合体が上下地震動により浮上り、水平地震動の加速度により燃料支持金具の面に沿って上方方向に移動する事象を考えている。概要図を図6に示す。

図6の条件において力学的検討を行い、上下地震動によって燃料集合体が浮上った状態で水平方向の地震動の影響を受けた場合の水平動による上方方向の移動量を求めている。実プラントの基準地震動条件での検討では、移動量評価条件は表4に示すとおりで、水平動に対する評価結果では、上下動が $1.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ のときの水平動による上方方向の移動量は1.1mm、 $2.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ のときの移動量は1.3mmとなっている。結果として、水平及び上下地震動による上方方向の移動量は、上下動が $1.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ のときは $5.8 \text{ mm} + 1.1 \text{ mm} = 6.9 \text{ mm}$ 、上下動が $2.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ のときは $21.2 \text{ mm} + 1.3 \text{ mm} = 22.5 \text{ mm}$ となり、上下地震動に加え水平地震動を考慮した場合でも、燃料支持金具設置深さ60mmに対し十分小さい値となることが確認されている。

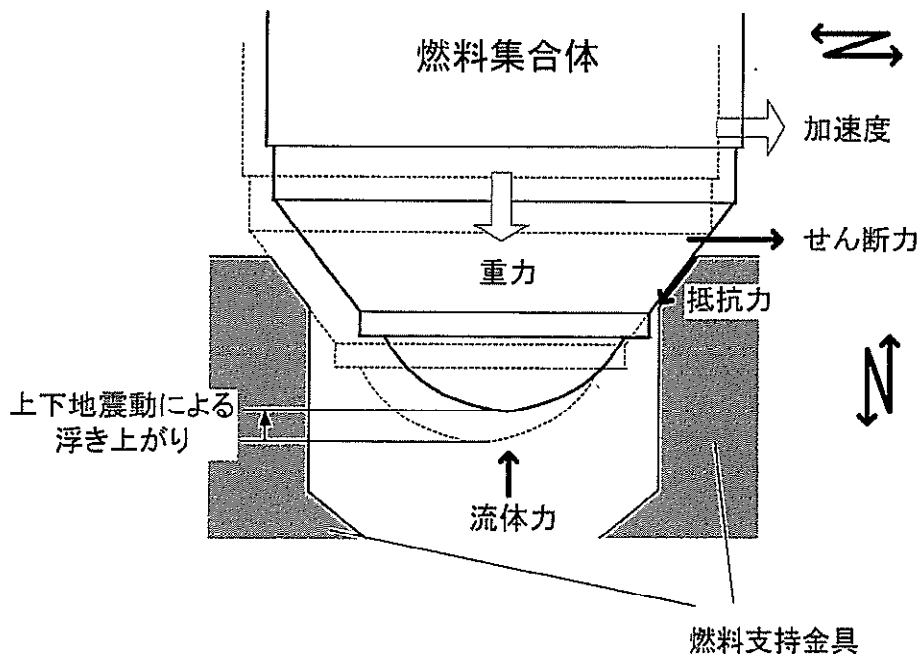


図 8.3.4-1 水平・上下方向の地震動による浮き上がり検討概要図

図 6 水平・上下方向の地震動による浮上り検討概要図 (機器耐力その2 報告書)

表 4 2.0×9.8m/s²及び1.5×9.8m/s²のときの移動量評価条件（機器耐力その2報告書）

表 8.3.4-1 2.0×9.8m/s²及び1.5×9.8m/s²のときの移動量評価条件

上下地震動 最大加速度 [m/s ²]	燃料集合体下端 加速度最大値 (水平方向)[m/s ²]	燃料集合体下端 せん断力最大値 (水平方向)[N]	上下地震動による 浮き上がり量 [mm]
1.5×9.8	7.62×9.8	5.23×10 ⁶	5.8
2.0×9.8	10.0×9.8	5.50×10 ⁶	21.2

次に東海第二の基準地震動条件での移動量評価条件を整理し、機器耐力その2報告書の移動量評価条件と対比して、表5に示す。機器耐力その2報告書の検討条件に対し、東海第二の基準地震動S₀の条件の方が、燃料集合体下端の加速度最大値及びせん断力最大値ともに小さい。このため、水平及び上下地震動による上方向の移動量は、機器耐力その2報告書で算出された6.9mm（1.5×9.8m/s²の場合）より小さくなり、浮上りによる燃料支持金具からの離脱の影響はないと考える。

なお、燃料集合体の浮上りに伴い、一時的に燃料集合体と燃料支持金具間の流量が増加し、燃料集合体内の流量低下が生じる可能性があるが、浮上り量も小さく、浮上り継続時間も短時間であることから、燃料集合体の冷却が著しく損なわれることはないと考える。

表 5 東海第二の移動量評価条件（機器耐力その2報告書と対比）

	上下地震動 最大加速度 (m/s ²)	燃料集合体下端 加速度最大値 (水平方向) (m/s ²)	燃料集合体下端 せん断力最大値 (水平方向) (N)
機器耐力その2 報告書	1.5×9.8	7.62×9.8	5.23×10 ⁶
	2.0×9.8	10.0×9.8	5.50×10 ⁶
東海第二	1.24×9.8	1.25×9.8	2.01×10 ⁶

4. まとめ

鉛直地震動が作用した場合を想定し、制御棒に作用する荷重、燃料集合体の浮上りについて影響を検討した。

まず、制御棒に作用する荷重について、制御棒に作用する上下方向地震力と地震スクラムにより生じるその他作用力との大小関係を評価し、影響を検討した。その結果、交番荷重である鉛直地震動の加速度 $1.24 \times 9.8 \text{m/s}^2$ が、仮に常時下向きに作用するとした場合でも、制御棒の上向き挿入力は下向きの力に対して、十分大きくなっている。なお、今回の影響評価では、下記①、②に示すように保守性を有している。

① 制御棒駆動機構による上向きの挿入力として、水圧制御ユニットアキュムレータによるスクラムよりも低い炉圧スクラム (6.93MPa) による挿入力を用いている。

② 水平地震力による抗力として、耐専報告書記載の文献に基づき、燃料中央部のたわみ変位が 34mm になる状態でスクラムした場合に制御棒に生じる水平力を使用している。一方、東二の燃料集合体相対変位は 16.8mm であり、この時の水平地震力による抗力は 34mm での抗力より小さい。

また、鉛直地震動による抗力で生じるスクラム時間の遅れについて、燃料のたわみ変位によって生じる下向き抗力とスクラム遅れ時間との相関を仮定し検討した。その結果、常時下向きの地震力によるスクラム時間の遅れを加算してもスクラム目安時間を超えることはなく、実際には鉛直地震動は交番荷重として作用することから、挿入時間の遅れに対し影響はないと考える。

さらに、燃料集合体に浮上りが生じるとした場合の評価について、機器耐力その2報告書を参照して検討した。燃料支持金具から燃料集合体が離脱する可能性は極めて小さいとしている機器耐力その2報告書における耐震評価条件と、東海第二の基準地震動 S₀ の評価条件を比較し、東海第二の耐震評価条件は機器耐力その2報告書の耐震評価条件より小さいことから、燃料集合体の浮上りによる影響はないと考える。

以上のことから、制御棒の挿入性に対する鉛直方向地震による影響は小さく問題ないと考える。

9. 電気盤等の機能維持評価に適用する水平方向の
評価用地震力について

1. はじめに

電気盤、計装ラック（以下「電気盤等」という。）については、JNES*で実施された電気盤等の加振試験より固有振動数 20Hz 以上を有していても、器具取付位置での応答は、水平方向入力に対して応答増幅があることが確認されている。

当該事象を踏まえて東海第二発電所の電気盤等の機能維持評価に適用する水平方向の評価用加速度の保守性を確認する。

* 独立行政法人原子力安全基盤機構 平成 16 年度原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書その 1（横形ポンプ，電気品）

2. 評価用加速度の保守性の確認

電気盤等については、固有振動数を 20Hz 以上の剛構造とすることを基本として設計している。以下では固有振動数が 20Hz 以上であり、評価に用いる加速度（以下「評価用加速度」という。）として最大応答加速度（ZPA）をベースとしている電気盤等について、評価用加速度の保守性を確認する。

2.1 原子炉建屋に設置される電気盤等

原子炉建屋に設置される電気盤等の機能維持評価に適用する評価用加速度は、「補足 340-13 機電分耐震計算書の補足 2. 設計用床応答曲線の作成方法及び適用方法」にて、最大応答加速度（1.0ZPA）を 1.5 倍した値又は材料物性のばらつきを考慮した値を用いることから、各々のケースについて確認を行う。

(1) 評価用加速度として最大応答加速度 (1.0ZPA) を 1.5 倍した値を用いる場合の保守性

原子炉建屋の水平方向の床応答スペクトルは、0.1 秒より剛領域では応答増幅がないことが確認されている (添付図 1)。このため、電気盤等の応答増幅が影響される 20Hz での床応答スペクトルの地震力が、評価用加速度として用いる 1.0ZPA の 1.5 倍の値よりも下回っていれば、評価用加速度が保守性を有しているといえる。

これより、評価用加速度 (1.0ZPA×1.5 倍) が床応答スペクトルにおける 20Hz での地震力を上回っていることを確認する (表 1)。表 1 に示すとおり、評価用加速度は、床応答スペクトルにおける 20Hz での地震力を上回っていることを確認した。

表 1 評価用加速度 (1.0ZPA×1.5) と床応答スペクトルの地震力 (20Hz) との比較

標高 EL. (m)	評価用加速度 (1.0ZPA×1.5)	床応答スペクトルの地震力 (20Hz での震度)	
		基本ケース	材料物性のばらつき 等を考慮したケース
46.5	1.46	1.07	1.10
38.8	1.40	0.99	1.04
34.7	1.37	0.96	1.07
29.0	1.29	1.05	1.15
20.3	1.11	0.90	1.03
14.0	0.95	0.68	0.82
8.2	0.92	0.63	0.66
2.0	0.80	0.58	0.61
-4.0	0.72	0.53	0.57

* 1 減衰定数 4.0%を用いた。

(2) 評価用加速度として材料物性のばらつき等の最大応答加速度 (1.0ZPA) を用いる場合の保守性

(1) 項と同様の考え方にに基づき、電気盤等の応答増幅が影響される 20Hz での床応答スペクトルの地震力が、評価用加速度として用いる材料物性のばらつき等の最大応答加速度よりも下回っていれば、評価用加速度が保守性を有しているといえる。

これより、評価用加速度として用いる材料物性のばらつき等の最大応答加速度が床応答スペクトルにおける 20Hz での地震力とを比較した (表 2)。表 2 に示すとおり、評価用加速度は、床応答スペクトルにおける 20Hz での地震力よりも小さな値となっている。このため、評価用加速度として材料物性のばらつき等の最大応答加速度を用いる場合については、応答スペクトルにおける 20Hz での地震力を考慮した評価を行う必要がある。

表 2 評価用加速度 (材料物性のばらつき等を考慮) と床応答スペクトルの地震力 (20Hz) との比較

標高 EL. (m)	評価用加速度 (材料物性のばらつき 等を考慮)	床応答スペクトルの地震力*1 (20Hz での震度)	
		基本ケース	材料物性のばらつき 等を考慮したケース
46.5	1.05	1.07	1.10
38.8	0.99	0.99	1.04
34.7	0.98	0.96	1.07
29.0	0.91	1.05	1.15
20.3	0.85	0.90	1.03
14.0	0.69	0.68	0.82
8.2	0.61	0.63	0.66
2.0	0.58	0.58	0.61
-4.0	0.52	0.53	0.57

* 1 減衰定数 4.0%を用いた。

3. まとめ

3.1 原子炉建屋に設置される電気盤等

原子炉建屋に設置される電気盤等の機能維持評価に適用する評価用加速度について、最大応答加速度（1.0ZPA）を1.5倍した値又は材料物性のばらつきを考慮した値を用いる場合において以下のとおり整理する。

(1) 最大応答加速度（1.0ZPA）を1.5倍した値を用いる場合

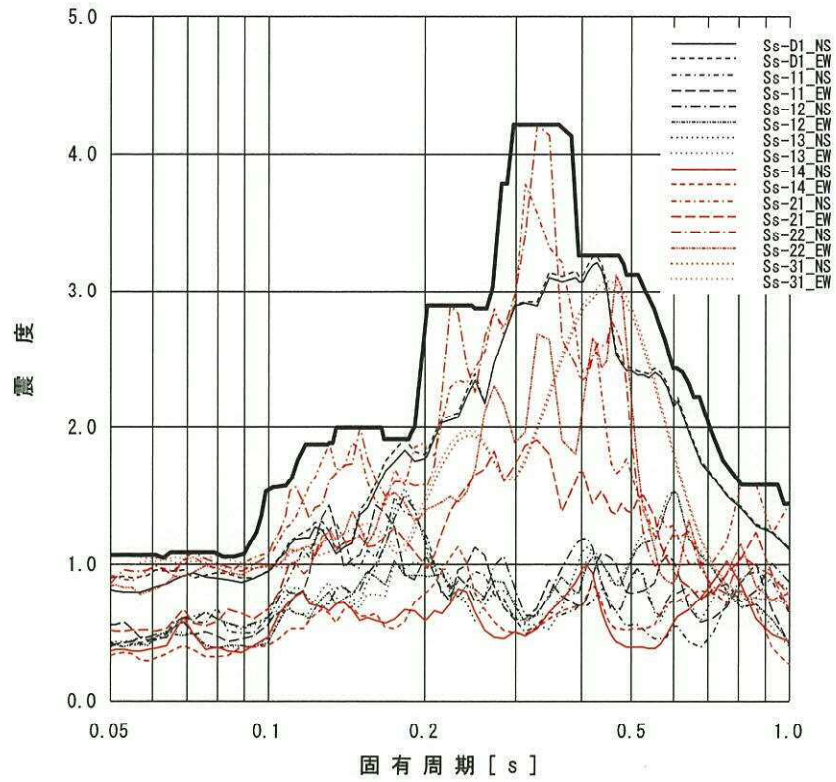
評価用加速度は、床応答スペクトルにおける20Hzでの地震力を上回っていることが確認できたため、現行とおりの値を用いて評価を行う。

(2) 材料物性のばらつき等の最大応答加速度（1.0ZPA）を用いる場合

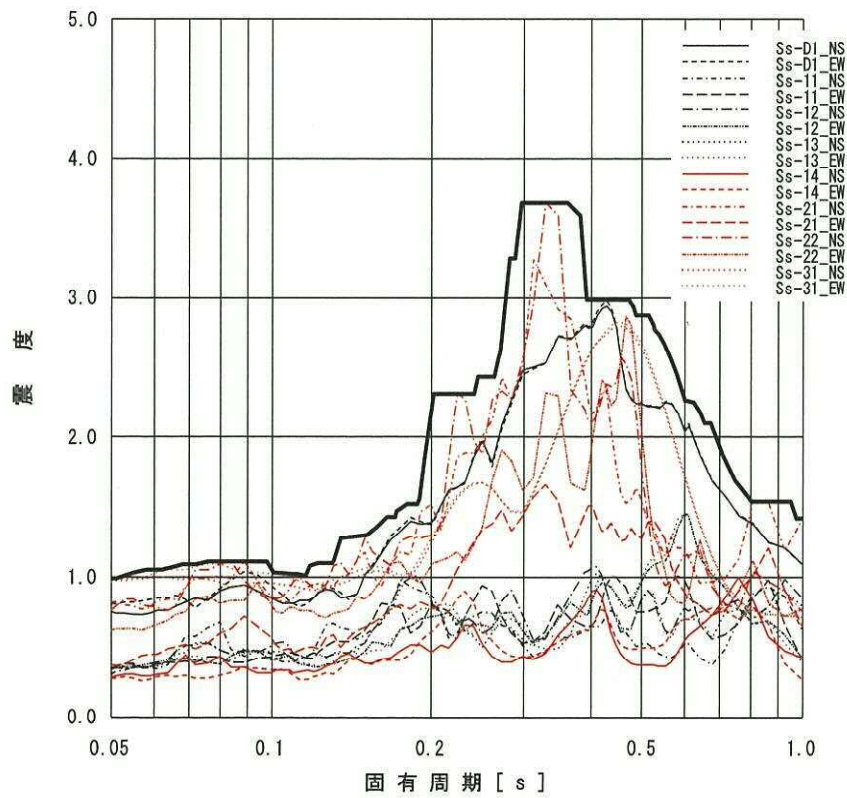
評価用加速度は、床応答スペクトルにおける20Hzでの地震力よりも小さな値となっているため、応答スペクトルにおける20Hzでの地震力を考慮することとし、表2における最大値を用いた評価を行う（表3）。

表3 材料物性のばらつき等の最大応答加速度（1.0ZPA）を用いる場合の評価用加速度

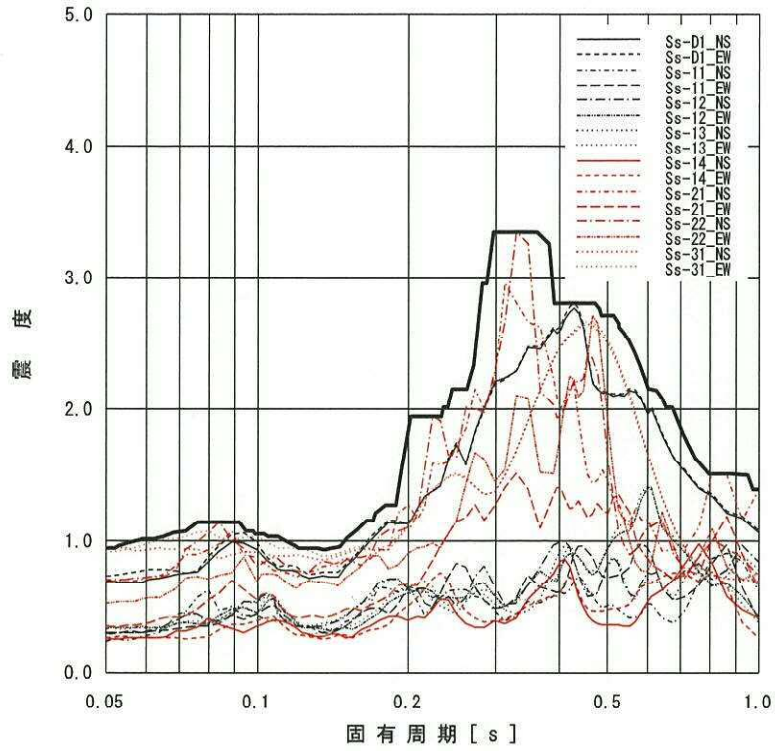
標高 EL. (m)	評価用加速度
46.5	1.10
38.8	1.04
34.7	1.07
29.0	1.15
20.3	1.03
14.0	0.82
8.2	0.66
2.0	0.61
-4.0	0.57



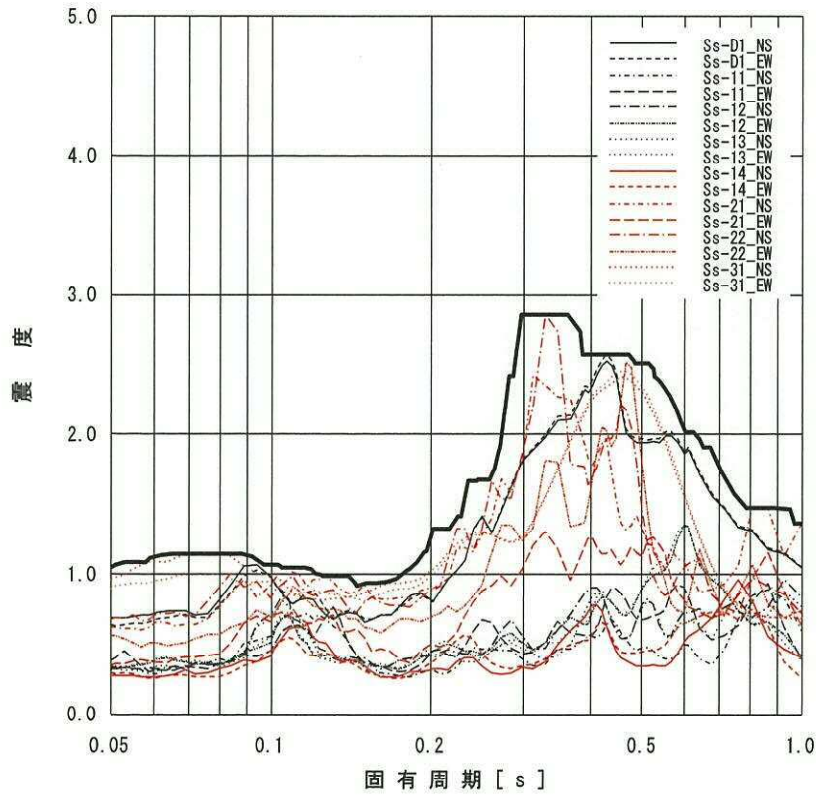
添付図 1-1 原子炉建屋 (EL. 46.5m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)



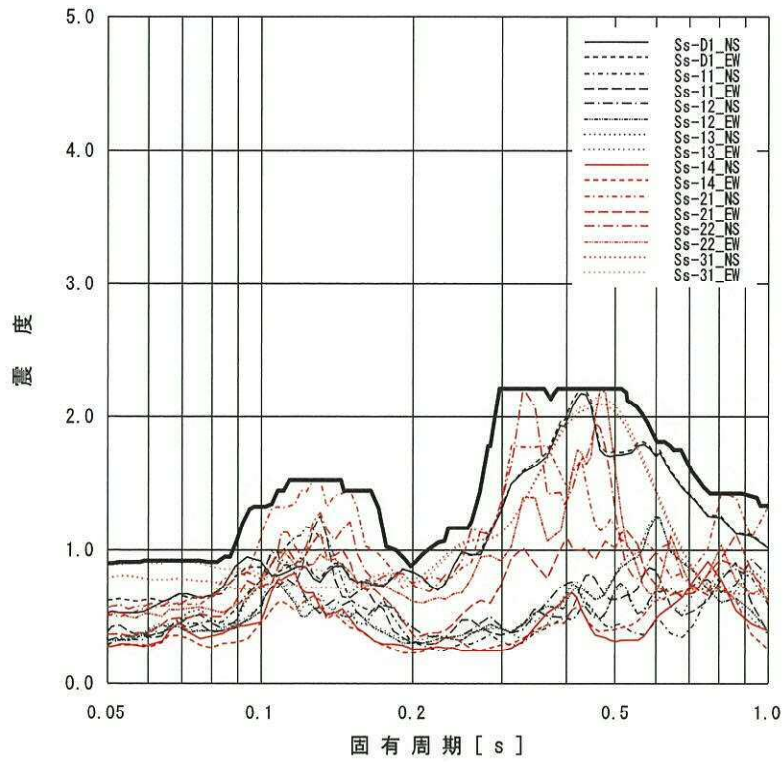
添付図 1-2 原子炉建屋 (EL. 38.8m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)



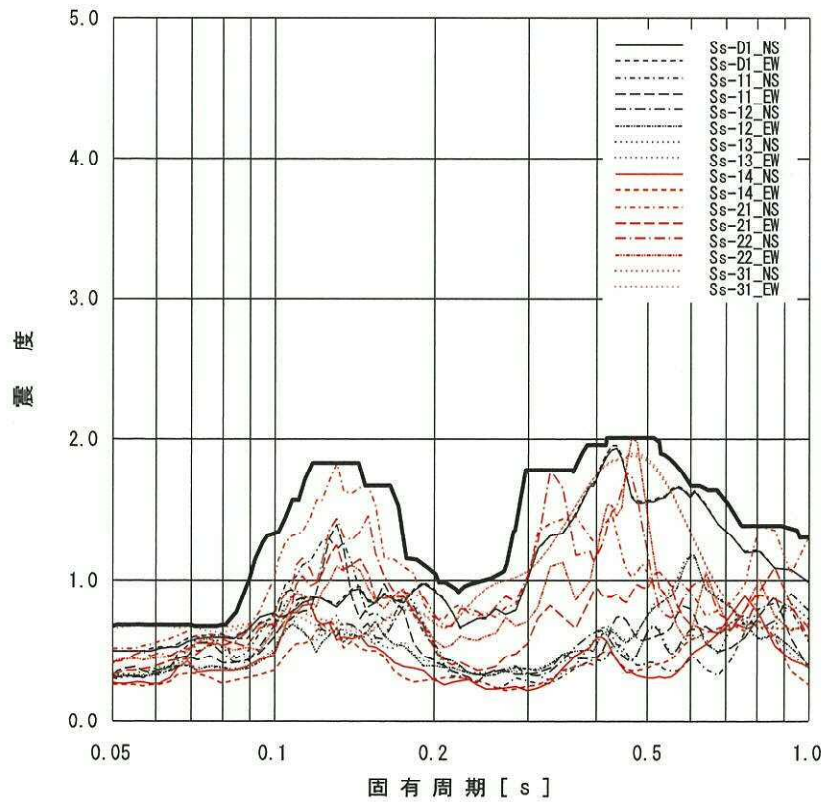
添付図 1-3 原子炉建屋 (EL. 34.7m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)



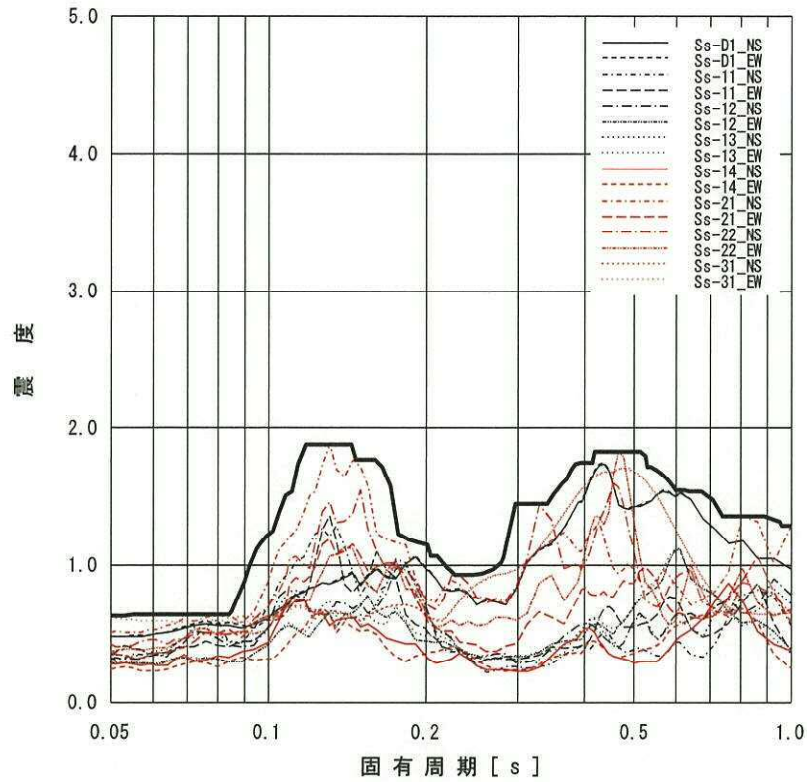
添付図 1-4 原子炉建屋 (EL. 29.0m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)



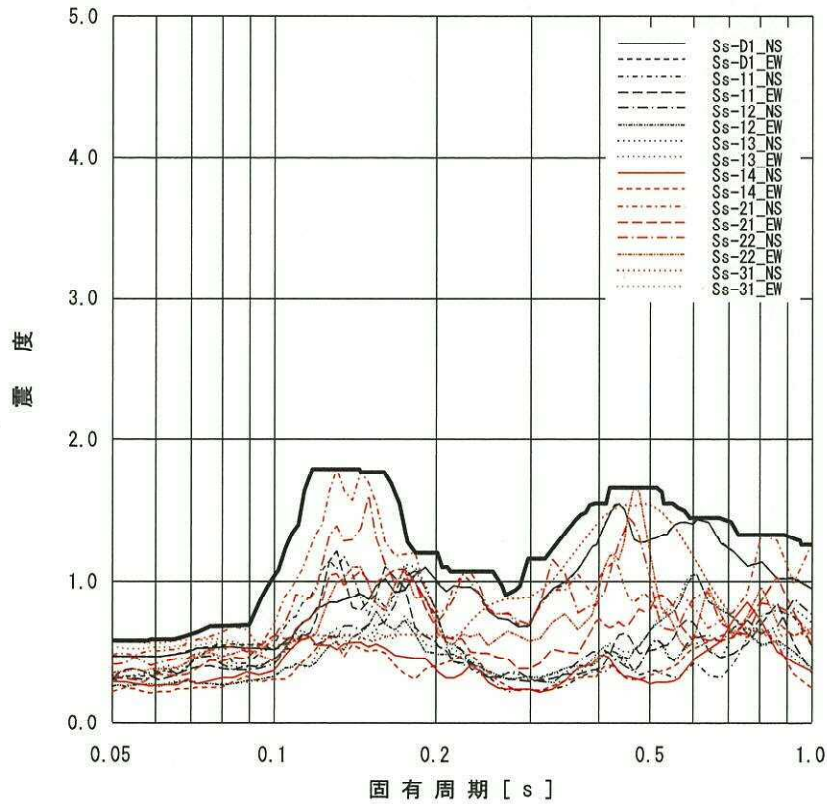
添付図 1-5 原子炉建屋 (EL. 20.3m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)



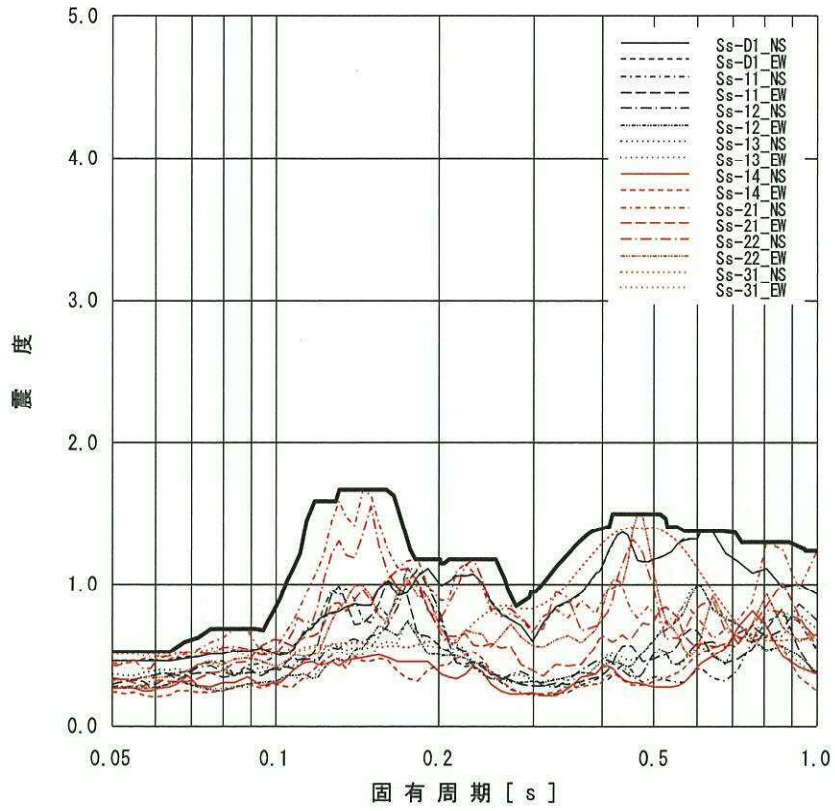
添付図 1-6 原子炉建屋 (EL. 14.0m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)



添付図 1-7 原子炉建屋 (EL. 8.2m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)



添付図 1-8 原子炉建屋 (EL. 2.0m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)



添付図 1-9 原子炉建屋 (EL. -4.0m) の加速度応答スペクトル
(水平方向, 減衰定数 4.0%)

10. 大型機器，構造物の地震応答計算書の補足について

目 次

1. 地震応答解析モデルの設定について	1
1.1 はじめに	1
1.2 質点位置	4
1.3 質点質量	7
1.4 断面剛性（有効せん断断面積及び断面二次モーメント）	8
1.5 構造物間ばね定数	9
1.6 ダイヤフラム・フロア質量のモデル化	21
1.7 原子炉本体の基礎のコンクリート物性	27
1.8 解析モデルの扱い	31
1.9 原子炉内部構造物の水中での振動の影響を考慮するための付加質量について	35
1.10 R P Vスタビライザに適用する減衰定数2.0%の設定根拠について	36
1.11 P C V，原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎の回転慣性を考慮しない場合の地震応答について	37
1.12 P C Vの鉛直方向地震応答解析モデルにおける剛性比較について	48
2. シアラグ部のクリアランスについて	50
2.1 はじめに	50
2.2 シアラグ部概略構造とクリアランス評価	50
3. 大型機器系の耐震評価における鉛直震度から算出した鉛直方向荷重と軸力との比較結果について	53

1. 地震応答解析モデルの設定について

1.1 はじめに

地震応答解析モデルの設定については、添付書類「V-2-1-5 地震応答解析の基本方針」に記載の解析モデルの設定方針に基づいており、設定内容については、添付書類「V-2-3-2 炉心，原子炉圧力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉格納容器及び原子炉本体の基礎の地震応答計算書」で説明している。ここで、解析モデルは基本的に既工認のモデル諸元を適用しており、かつ、最近のプラントで適用実績があるモデル化手法を参照しモデル諸元を設定している。今回工認での大型機器，構造物の地震応答解析モデルを図1に示す。

本資料において、解析モデルの作成内容として、質点位置，質量算出例，断面剛性算出例，ばね定数の設定方法等について，以下に示す。

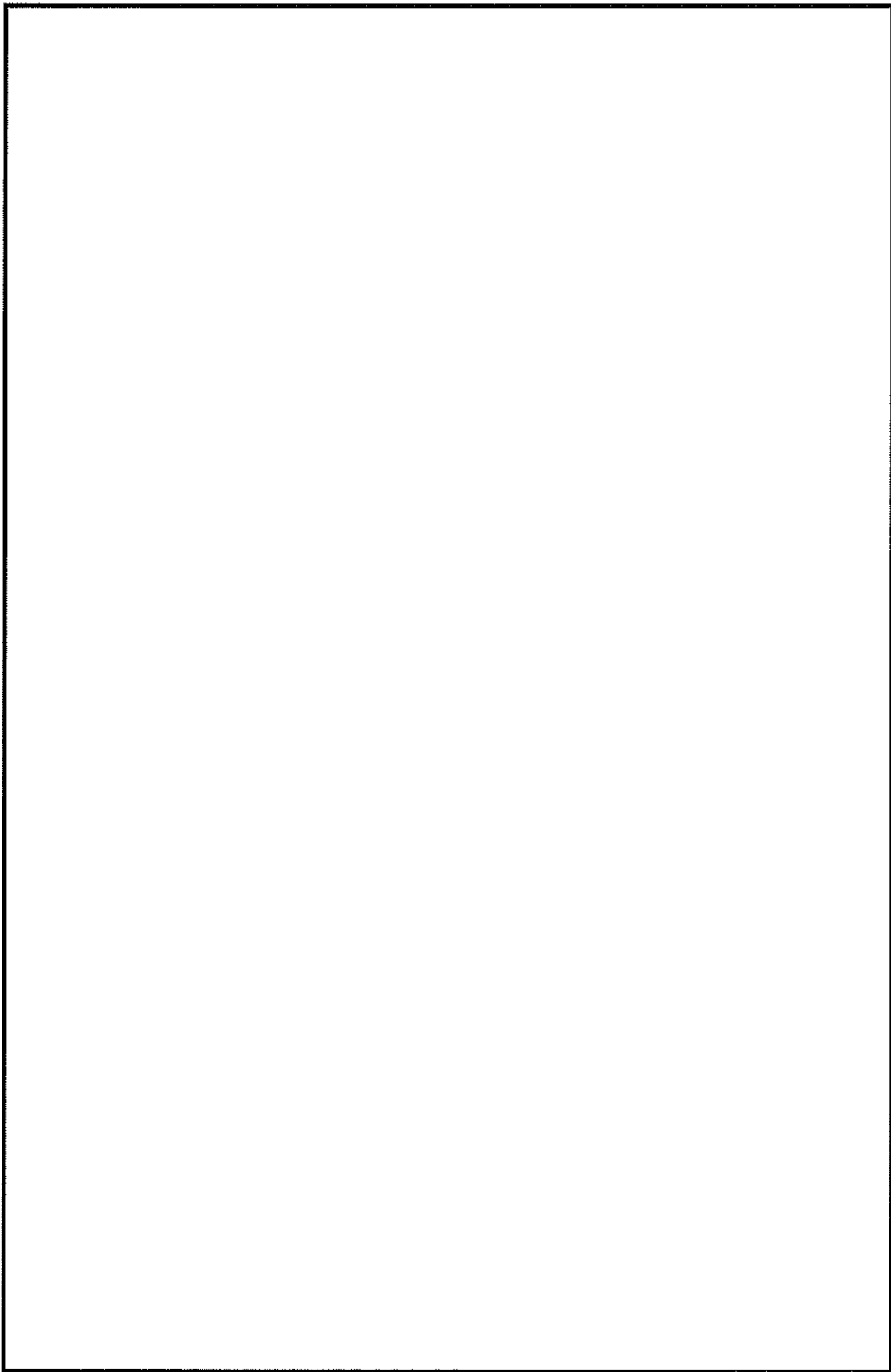


図 1(1) 大型機器, 構造物の地震応答解析モデル (水平方向)

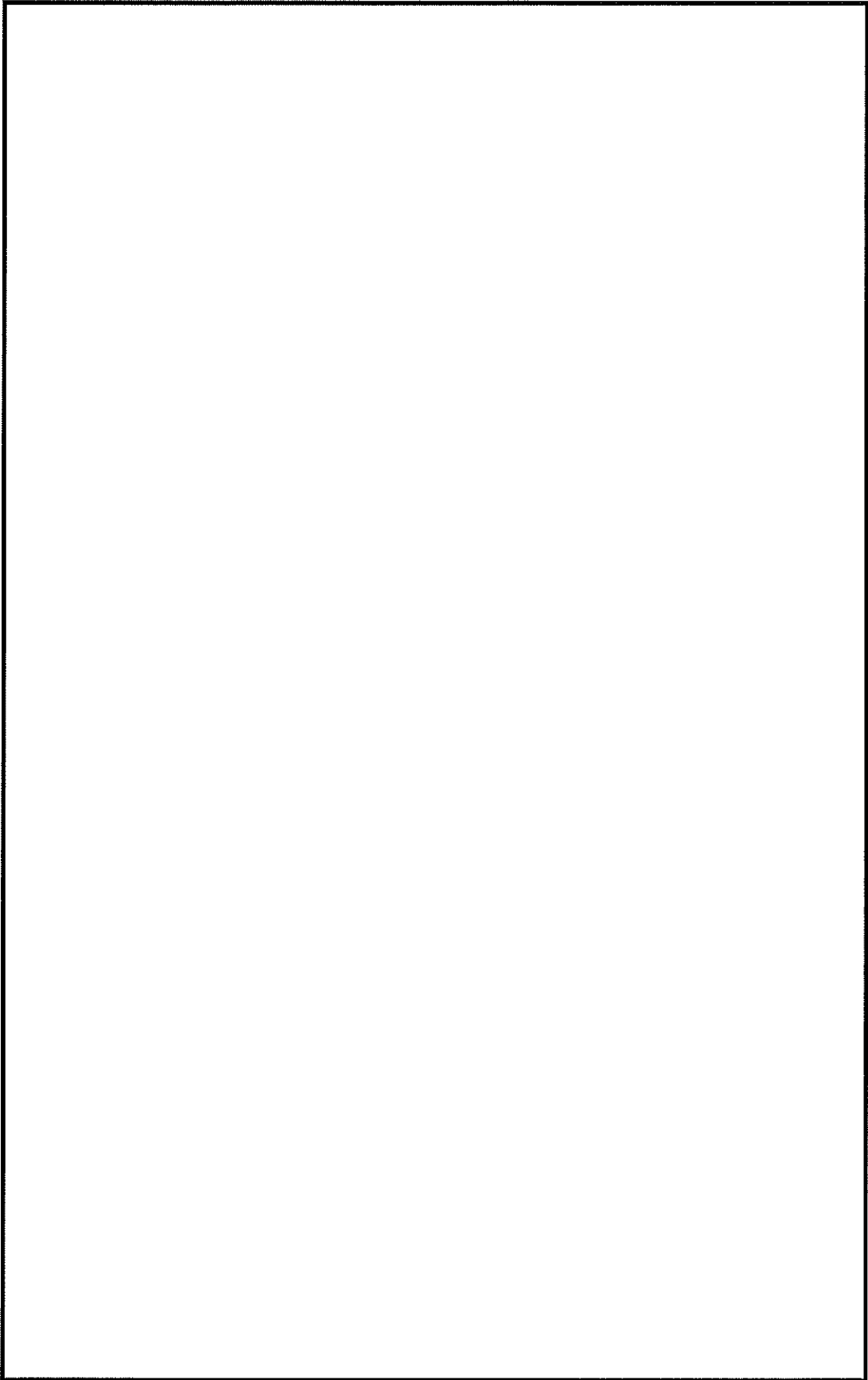
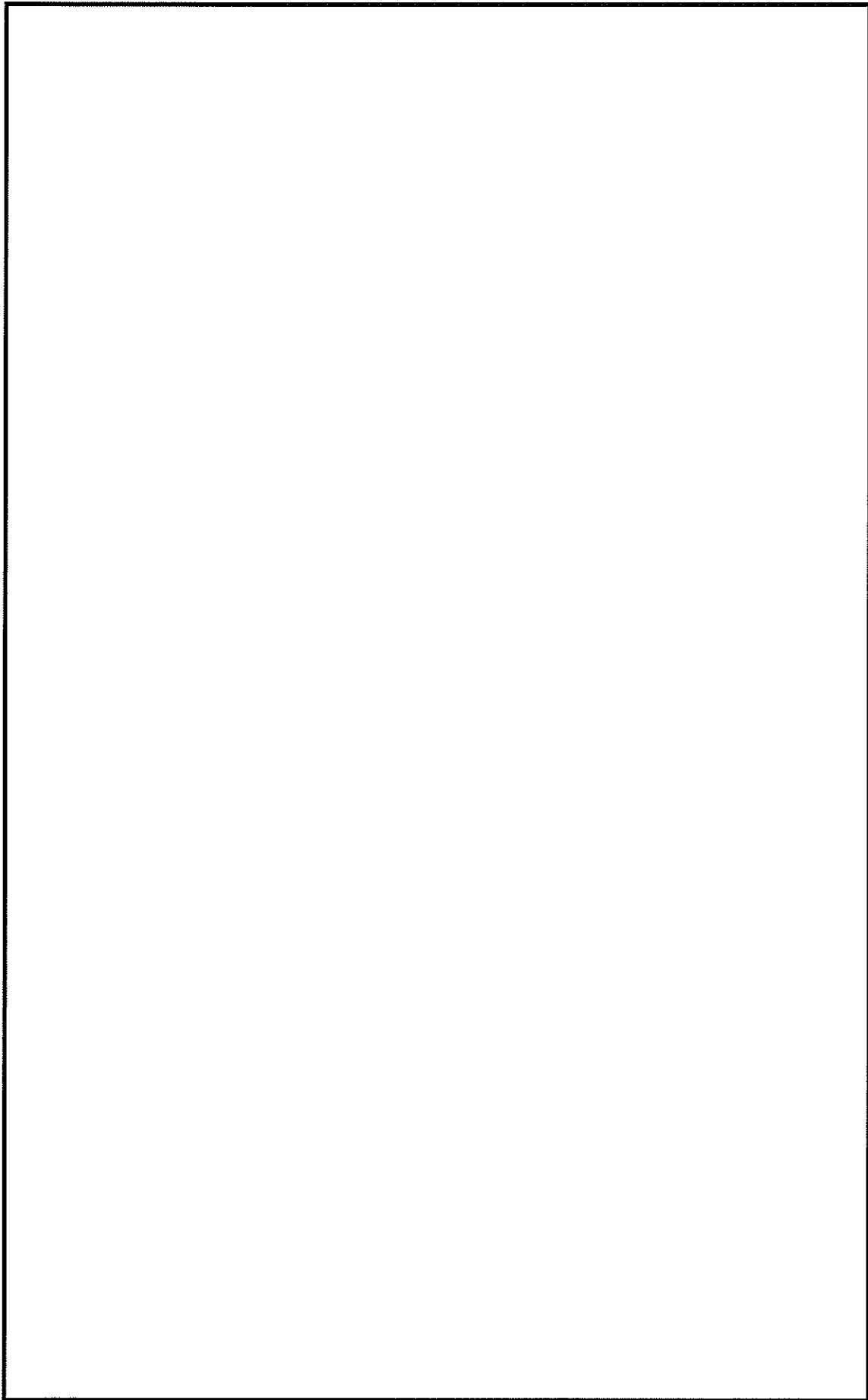


図 1(2) 大型機器、構造物の地震応答解析モデル（鉛直方向）

1.2 質点位置

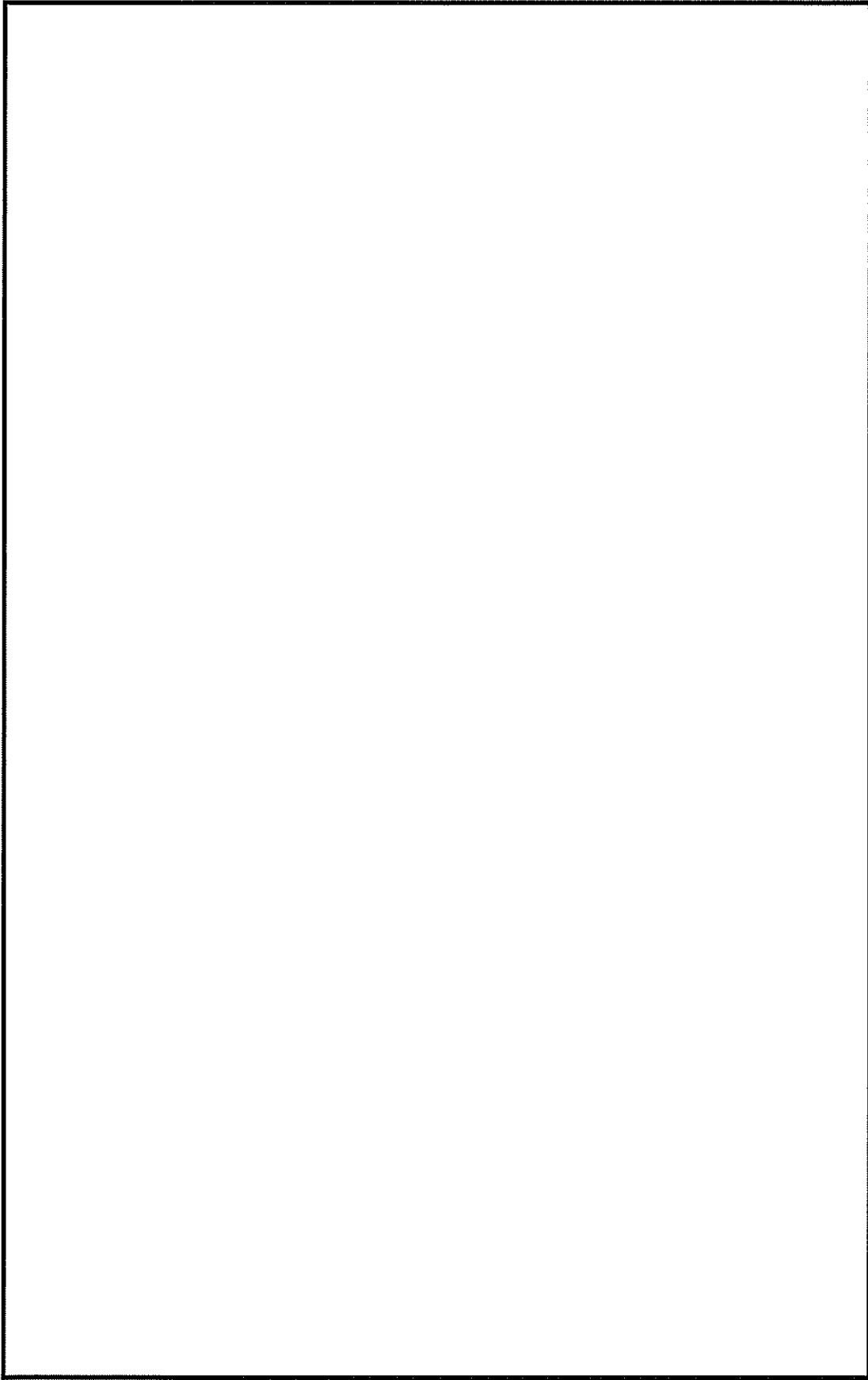
解析モデルで設定した質点位置は、各構造物の地震応答を把握できるように、モデル化する各構造物の形状を踏まえて設定している。各構造物断面図上に質点位置を示した図として、原子炉格納容器（以下「PCV」という。）、原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎について図 1(1)に、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）、炉心シュラウド、燃料集合体、制御棒案内管及び制御棒駆動機構ハウジング等について図 1(2)に示す。なお、地震応答解析では、図 1 以外に原子炉建屋の地震応答解析モデルと連成させて応答解析を実施している。

質点位置は、各構造物の形状不連続部、ハッチ類等の付加物接合部及び各構造物の接続部などに設け、振動モードを把握できる間隔としている。各質点位置の設定について図 2 に示す。



(1) 原子炉格納容器, 原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎

図2 地震応答解析モデル (水平方向)



(2) 原子炉压力容器, 炉心シェラウド, 燃料集合体, 制御棒案内管及び制御棒駆動機構ハウジング等
図 2 地震応答解析モデル (水平方向)

1.3 質点質量

各質点に付与する質量は、各構造物の連続する2質点間の質量の1/2を各質点に付加している。ここで、2質点間の付加物の質量も考慮する。質点質量の算出例として、PCV円筒胴部の質点No. 31について図3に示す。

No.	標高 EL. (m)	質量算定高さ (m)	内径 (m)	板厚 (m)
30				
—				
31				
32				
31	質量 (t)	※計算値	胴板 (円筒)	
			付加物 (サプレッション・チェンバアクセスハッチのうち当該標高分)	
			合計	
解析モデルのデータ諸元				

※ 鋼材密度 : 7.85 t/m³を使用

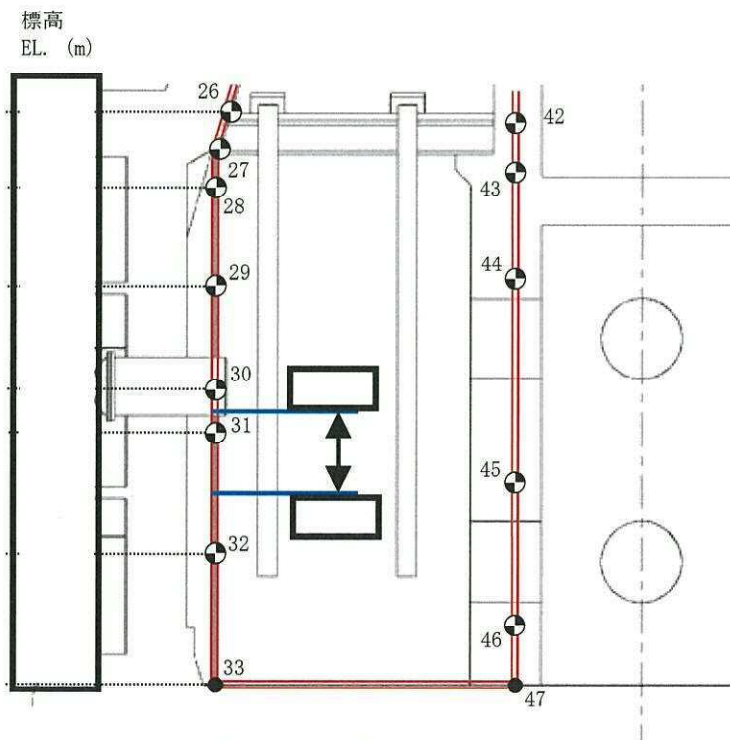


図3 質点質量の算出例 (質点 No. 31)

1.4 断面剛性（有効せん断断面積及び断面二次モーメント）

各構造物の連続する 2 質点間のはりは、等価な曲げ及びせん断剛性を有するようモデル化しており、断面二次モーメント及び有効せん断断面積を設定している。断面二次モーメント及び有効せん断断面積の算出例として、PCV円筒胴部の質点 No. 30～31 について図 4 に示す。

No.	標高 EL. (m)	内径 D_i (m)	板厚 t (m)	計算値		解析モデルのデータ諸元 ^{※3}	
				有効せん断断面積 (m ²) ^{※1}	断面二次モーメント (m ⁴) ^{※2}	有効せん断断面積 (m ²)	断面二次モーメント (m ⁴)
30							
31							

※1: $A_e = \frac{\pi}{8} \cdot \{(D_i + 2t)^2 - D_i^2\}$ PCVでは、断面積の 1/2 とする。

※2: $I = \frac{\pi}{64} \cdot \{(D_i + 2t)^4 - D_i^4\}$

※3: 既工認におけるデータ諸元を今回工認のデータ諸元とする。

※4: 断面剛性は、板厚 m を採用して、算定する。

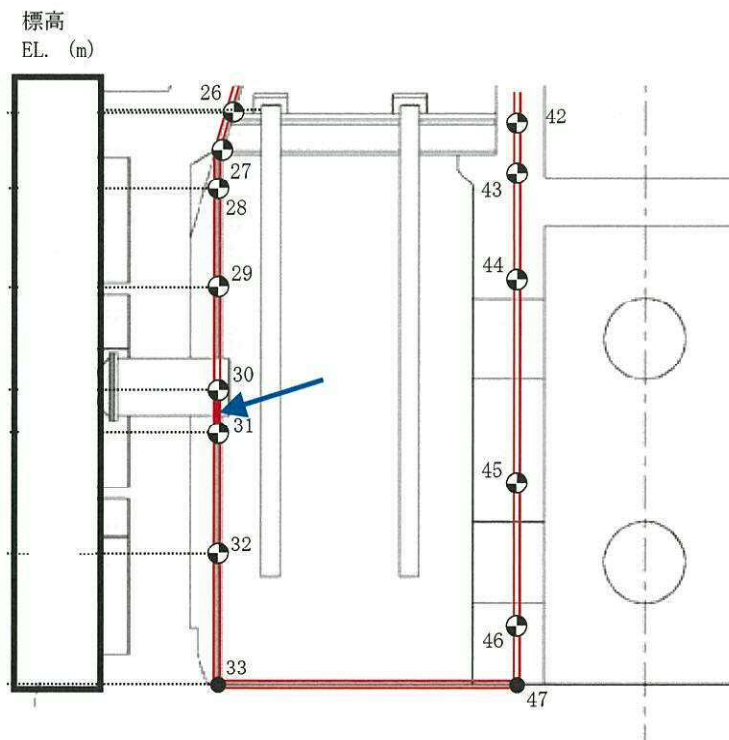


図 4 断面剛性の算出例（質点 No. 30～31）

1.5 構造物間ばね定数

各構造物間を接続する各機器を等価なばねでモデル化している。各機器の耐震性評価において応答解析結果のばね反力を使用するRPVスタビライザ (K_4)、PCVスタビライザ (K_6)、ダイヤフラム・フロア (K_7)、上部シアラグ (K_9) 及び下部シアラグ (K_{10}) について、ばね定数の算出を以下に示す。

(1) R P Vスタビライザ (K_4)

R P Vスタビライザは、原子炉遮蔽頂部に円周状に8ヶ所設置され、R P V付属構造物であるスタビライザブラケットを、あらかじめ初期締付荷重を与えた2組のディスクスプリングを介して両側から挟み込む構造である。R P Vと原子炉遮蔽との水平方向地震荷重を伝達する。

ばね定数の算定では、R P Vスタビライザの構成部材の内、スタビライザブラケットからの水平方向外力に対し支持に寄与する部材を対象にした。R P Vスタビライザの構造及びばね定数算出モデルを図5に示す。R P Vスタビライザ構成部材の内、スタビライザブラケットを挟み込む範囲の各ばねを引張側と圧縮側とで、片側分で直列ばねに設定する。さらに、引張側と圧縮側のばねを並列ばねとし、R P Vスタビライザ基部部材のばねと合わせて直列ばねとする。

a) 引張側の片側分のばね定数 $K_{1\text{half}(T)}$

$$\frac{1}{K_{1\text{half}(T)}} = \frac{1}{K_H} + \frac{1}{K_{SL}} + \frac{1}{K_{SP}} + \frac{1}{K_S} + \frac{1}{K_W} + \frac{1}{K_R} + \frac{1}{K_G} + \frac{1}{K_{YT}}$$

b) 圧縮側の片側分のばね定数 $K_{1\text{half}(C)}$

$$\frac{1}{K_{1\text{half}(C)}} = \frac{1}{K_H} + \frac{1}{K_{SL}} + \frac{1}{K_{SP}} + \frac{1}{K_S} + \frac{1}{K_W} + \frac{1}{K_R} + \frac{1}{K_G} + \frac{1}{K_{YC}}$$

c) R P Vスタビライザ1基のばね定数 K_{1S}

$$\frac{1}{K_{1S}} = \frac{1}{K_{1\text{half}(T)} + K_{1\text{half}(C)}} + \frac{1}{K_B} + \frac{1}{K_{SM}}$$

d) R P Vスタビライザ8基(全体)のばね定数 K_4

$$K_4 = 4K_{1S} = \boxed{}$$

ここで、

K_H : 六角ナットのばね定数

K_{SL} : スリーブのばね定数

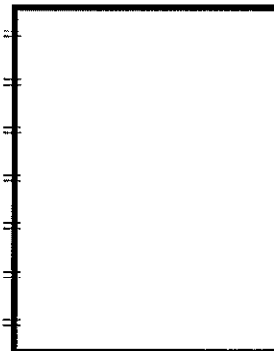
K_{SP} : スペーサーのばね定数

K_S : ディスクスプリングのばね定数

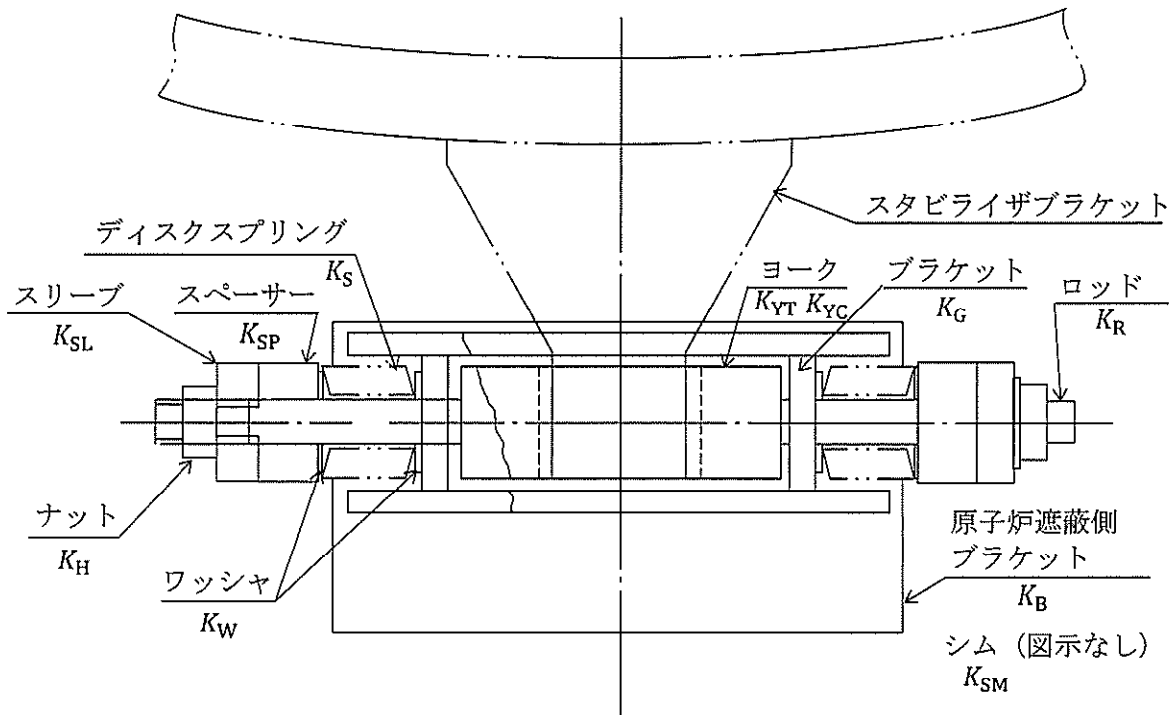
K_W : ワッシャのばね定数

K_R : ロッドのばね定数

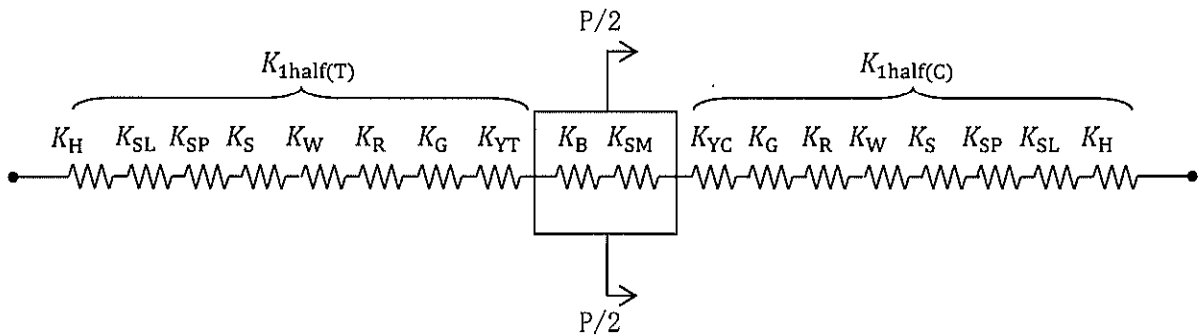
K_G : ブラケットのばね定数



K_{YT} : ヨークの引張方向ばね定数
 K_{YC} : ヨークの圧縮方向ばね定数
 K_B : 原子炉遮蔽側ブラケットのばね定数
 K_{SM} : シムのばね定数



(1) RPVスタビライザ構造



(2) ばね定数算出モデル

図5 RPVスタビライザの構造及びばね定数算出モデル

(2) PCVスタビライザ (K6)

PCVスタビライザは、円筒断面の8組のトラス構造で、原子炉遮蔽頂部に円周状に設置されている。トラス構造の一方の端部が原子炉遮蔽頂部に溶接接続され、他方の端部は上部シアラグと水平方向の嵌め合い構造となっており、水平方向地震荷重を伝達する。なお、上部シアラグは円周方向に等間隔（等角度）で設置されているが、原子炉遮蔽側は不等間隔で設置されており、NS方向/EW方向でばね定数が異なる。(図6参照)

ばね定数の算定では、PCVスタビライザの構成部材をモデル化し、解析により、強制変位を負荷した際に得られる変位からばね定数を算出する。

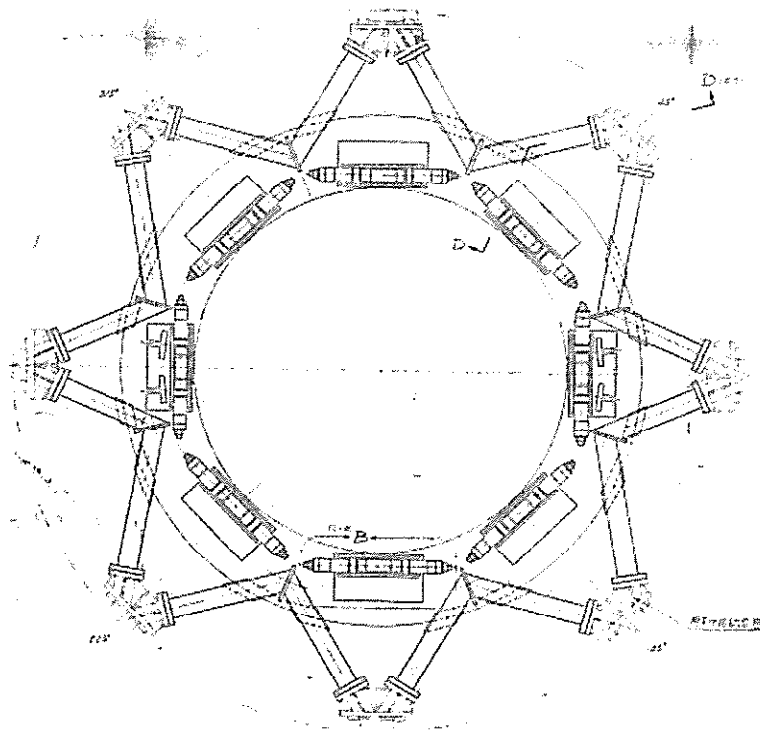
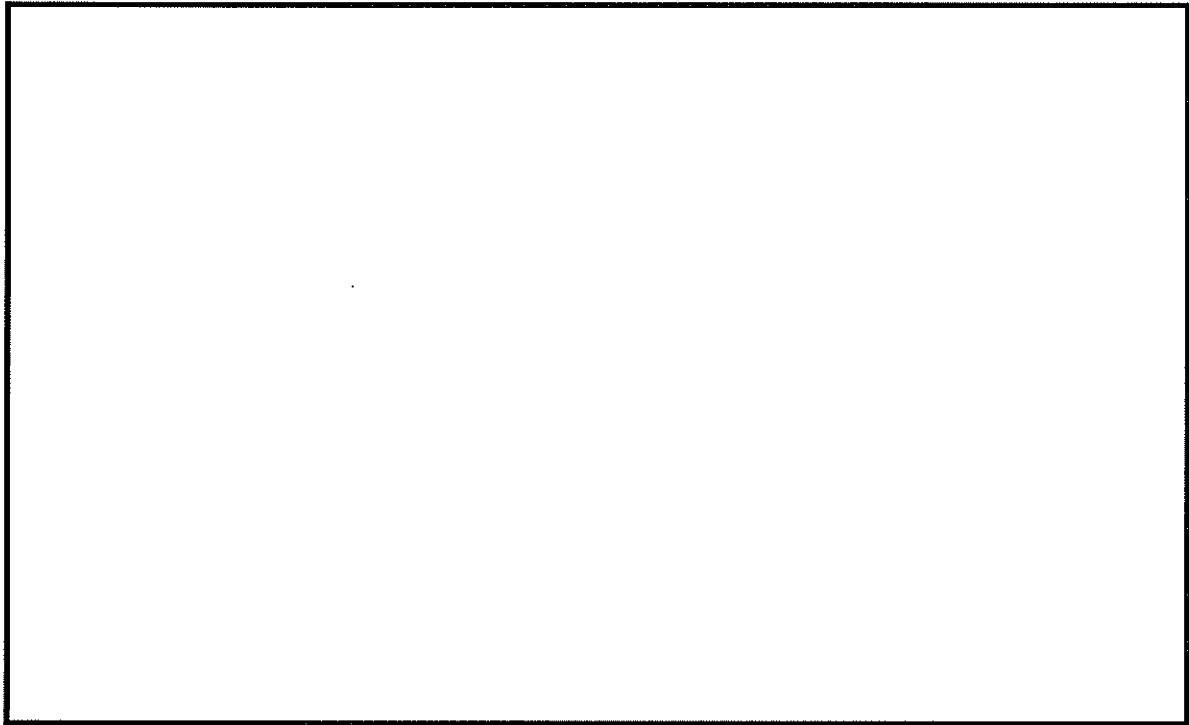
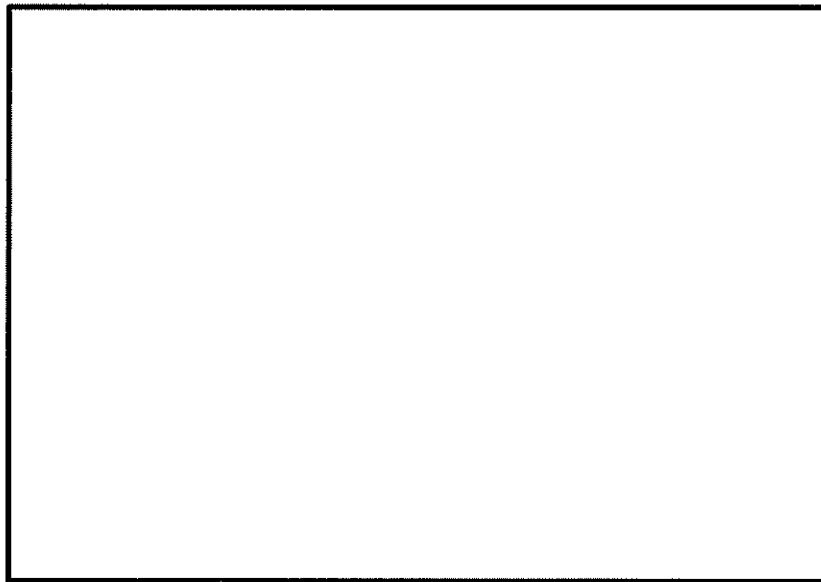


図6 PCVスタビライザ概要図(平面図)

ばね定数算定用の解析モデルを図7に示す。各シアラグ部の円周方向の変位を拘束した条件で、原子炉遮蔽を介して原子炉遮蔽側取付部に強制変位を負荷する。



(1) 全体図



(2) A部拡大図

図7 PCVスタビライザ解析モデル図

強制変位を荷重させた際の変形図を図 8 に示す。PCVスタビライザのばね定数 K_6 は、解析結果から得た荷重－変位関係から算出する。

方向	解析結果(荷重) (N)	強制変位量(mm)	ばね定数 K_6 (kN/m)
NS			
EW			

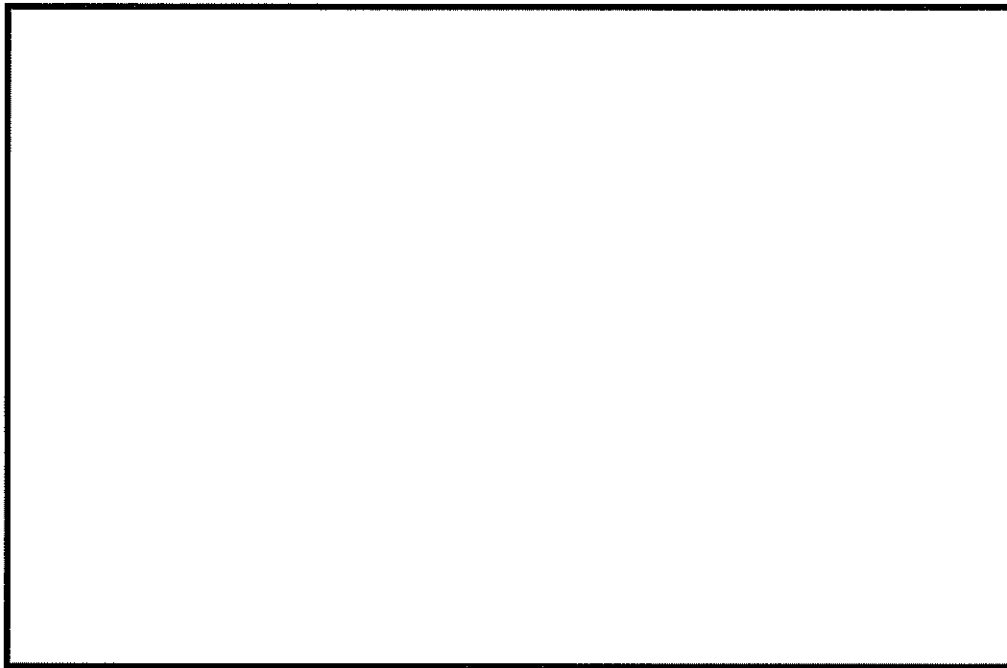


図 8 PCVスタビライザの変形図 (強制変位負荷)

(3) ダイヤフラム・フロア (K₇)

ダイヤフラム・フロアは、軸対称形の円環平板形状の構造物であり、円環平板の鉄筋コンクリート床スラブ、床スラブを支持する半径方向に配置した鋼製大梁及び大梁間に円周方向及び半径方向に複数配置した鋼製小梁により構成されている。円環内周端は原子炉本体の基礎に結合支持され、円環外周部で大梁を支持するため原子炉格納容器底面から鋼製柱を円周状に 20° 間隔で 18 本設置している。円環外周端は原子炉格納容器に設置したダイヤフラムブラケットに、大梁端部が水平方向で隙間をもって嵌め合う構造となっている。(図 9 参照)

ばね定数の算定では、ダイヤフラム・フロアの構成部材をモデル化し、解析により、強制変位を負荷した際に得られる変位からばね定数を算出する。

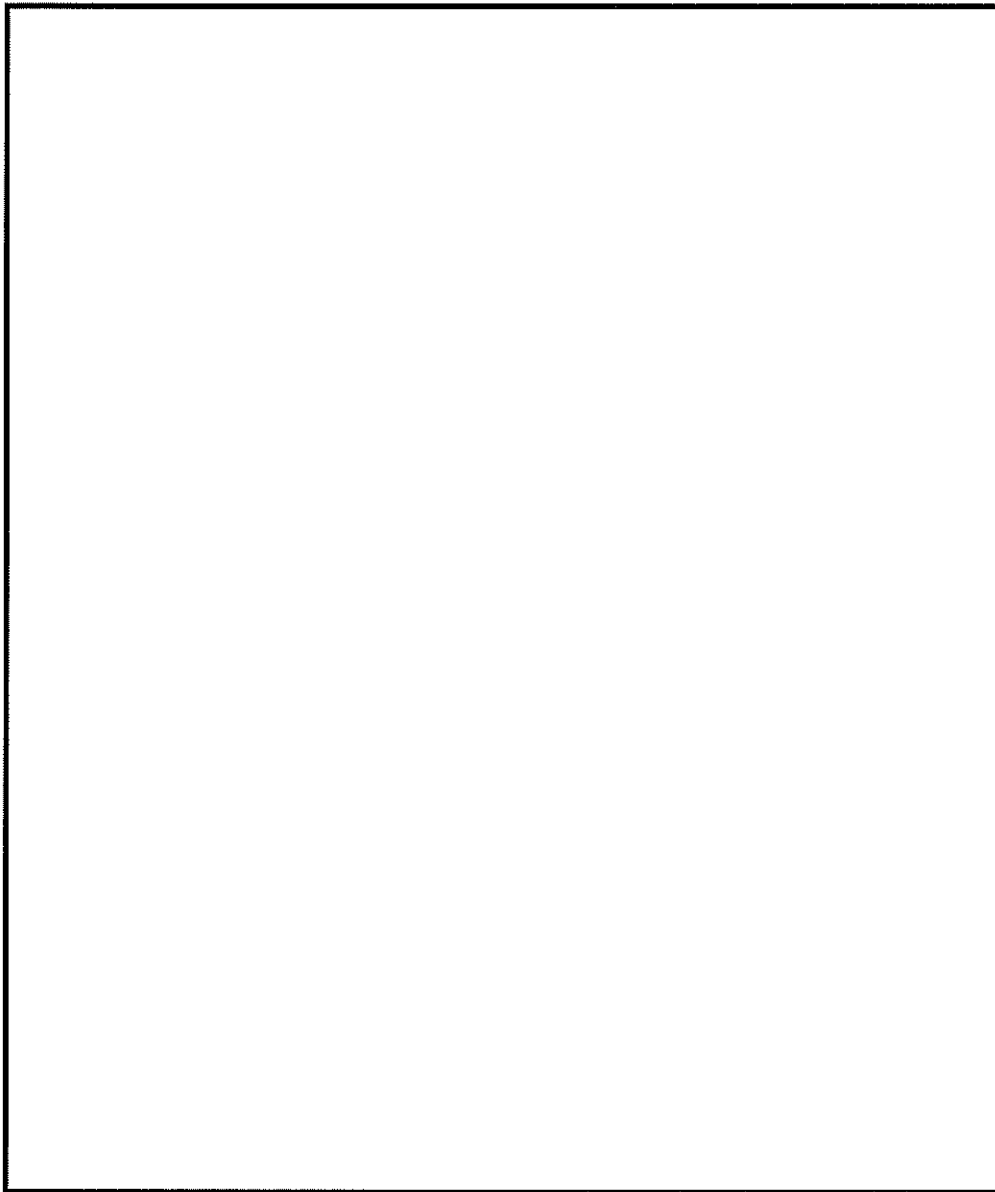


図 9 ダイヤフラム・フロア概要図

ばね定数算定用の解析モデルを図 10 に示す。原子炉本体の基礎に支持される円環内周端の変位を拘束し、ダイヤフラムブラケットと嵌め合い構造の円環外周の大梁端で円周方向の変位を拘束し、鋼製柱の原子炉建屋基礎版側端部で変位を拘束した条件で、原子炉本体の基礎を介して円環内周端に強制変位を負荷する。

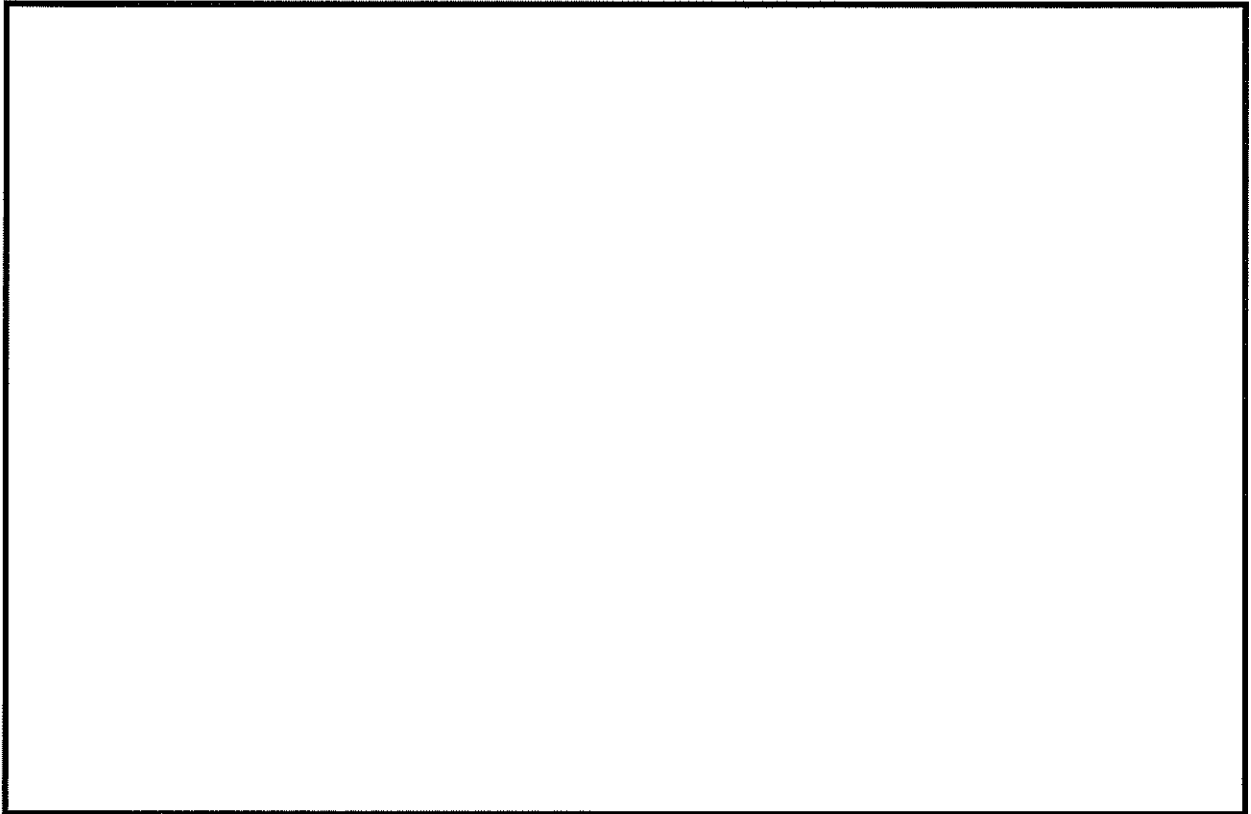


図 10 ダイヤフラム・フロア解析モデル図

強制変位を荷重させた際の変形図を図 11 に示す。ダイヤフラム・フロアのばね定数 K_7 は、解析結果から得た荷重－変位関係から算出する。

解析結果(荷重) (N)	強制変位量(mm)	ばね定数 K_7 (kN/m)

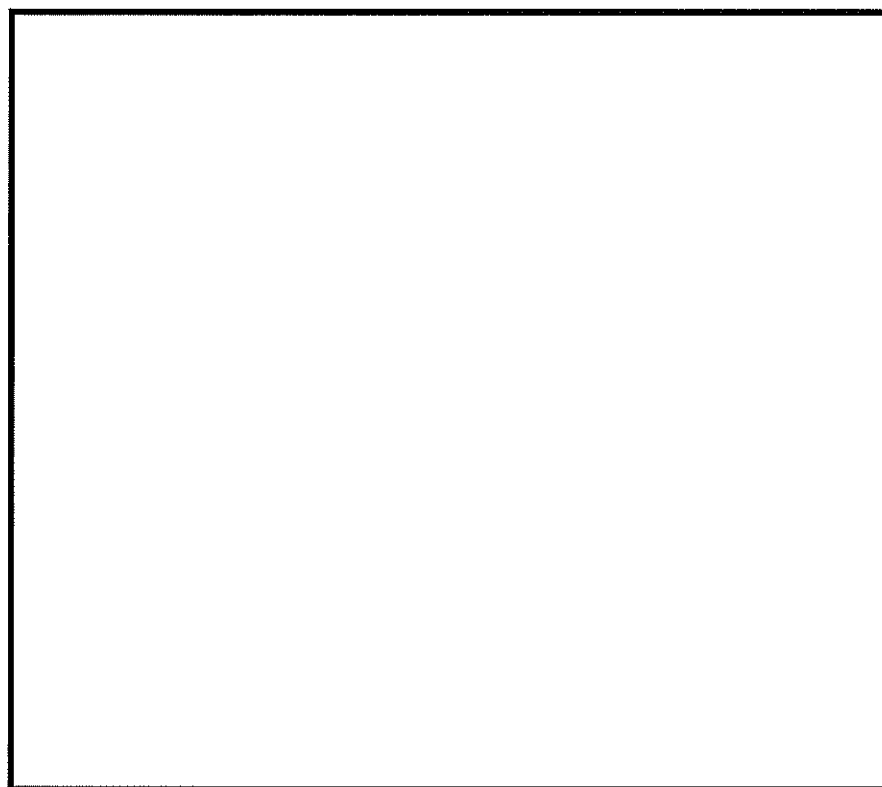


図 11 ダイヤフラム・フロアの変形図 (強制変位負荷)

(4) 上部シアラグ (K₉)

上部シアラグは、ドライウェル円錐胴の上部に周方向に 8 ヶ所設置され、原子炉格納容器外側のメイルシアラグが原子炉建屋側のフィメイルシアラグと嵌め合い構造となっており、水平方向変位を拘束する。(図 12 参照)

ばね定数は、メイルシアラグ及びフィメイルシアラグのせん断変形に対する剛性から算出する。

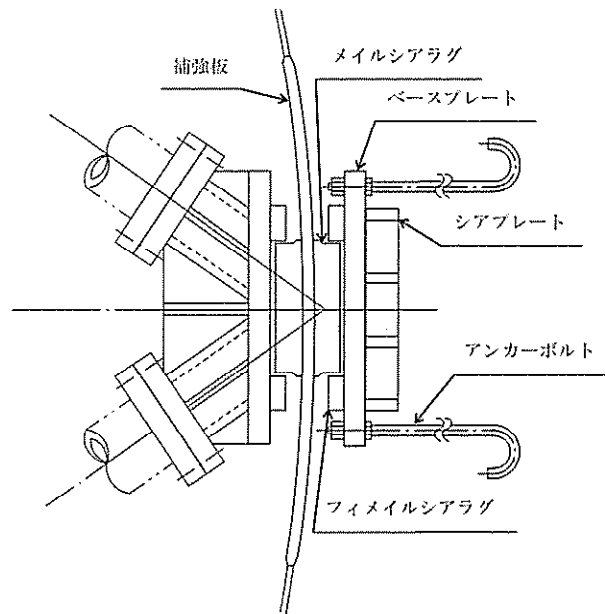


図 12 上部シアラグ概要図

せん断力 (F) を受ける際のせん断変形の式から求める荷重-変位関係より、図 13 に示すメイルシアラグ及びフィメイルシアラグの各部に対するシアラグ 1 基分のばね定数 (K_{9U}) を算出する。

$$v = \frac{1}{G} \int_0^x \kappa \left(\frac{F}{A} \right) dx = \frac{\kappa \cdot F}{G} \left(\frac{L_1 + L_2/2}{A_1} + \frac{L_3 + L_2/2}{A_2} \right)$$

$$K_{9U} = \frac{F}{v} = \frac{G}{\kappa} \left(\frac{L_1 + L_2/2}{A_1} + \frac{L_3 + L_2/2}{A_2} \right)^{-1}$$

よって、シアラグ 8 基全体のばね定数 K₉ は、円周状にシアラグが配置されていることから、次のとおりとなる。

$$K_9 = 4 \cdot K_{9U} = \boxed{}$$

ここで,

- v : せん断ひずみ
- G : せん断弾性係数
- κ : 断面の形状係数
- A_1 : フィメイルシアラグの断面積
- A_2 : メールシアラグの断面積
- L_1 : フィメイルシアラグの長さ
- L_2 : シアラグ接触面の長さ
- L_3 : メールシアラグの長さ

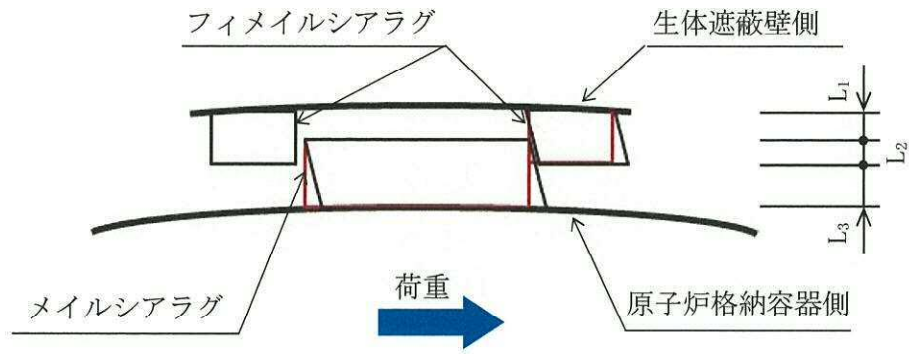
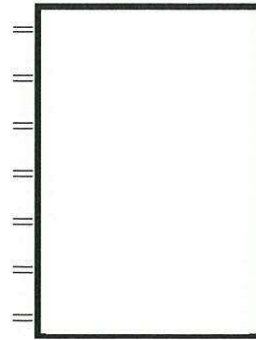


図 13 上部シアラグばね定数算出概念図

(5) 下部シアラグ (K_{10})

下部シアラグは、ドライウエル円錐胴の下部に周方向に 18ヶ所設置され、原子炉格納容器外側のマイルシアラグが原子炉建屋側のフィメイルシアラグと嵌め合い構造となっており、水平方向変位を拘束する。(図 14 参照)

ばね定数は、上部シアラグと同様に、マイルシアラグ及びフィメイルシアラグのせん断変形に対する剛性から算出する。

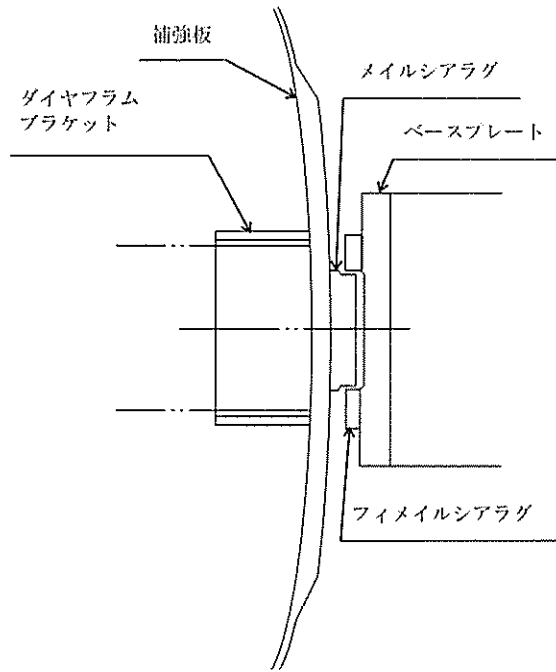


図 14 下部シアラグ概要図

せん断力 (F) を受ける際のせん断変形の式から求める荷重－変位関係より、図 13 に示すマイルシアラグ及びフィメイルシアラグの各部に対するシアラグ 1 基分のばね定数 (K_{9D}) を算出する。

$$v = \frac{1}{G} \int_0^x \kappa \left(\frac{F}{A} \right) dx = \frac{\kappa \cdot F}{G} \left(\frac{L_1 + L_2/2}{A_1} + \frac{L_3 + L_2/2}{A_2} \right)$$

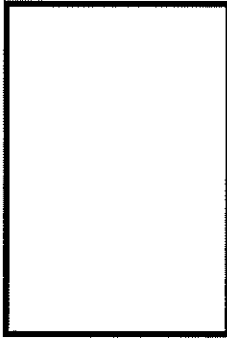
$$K_{10D} = \frac{F}{v} = \frac{G}{\kappa} \left(\frac{L_1 + L_2/2}{A_1} + \frac{L_3 + L_2/2}{A_2} \right)^{-1}$$

よって、シアラグ 18 基全体のばね定数 K_9 は、円周状にシアラグが配置されていることから、次のとおりとなる。

$$K_{10} = 9 \cdot K_{10D} = \boxed{}$$

ここで,

v	: せん断ひずみ	
G	: せん断弾性係数	=
κ	: 断面の形状係数	=
A_1	: フィメイルシアラグの断面積	=
A_2	: メールシアラグの断面積	=
L_1	: フィメイルシアラグの長さ	=
L_2	: シアラグ接触面の長さ	=
L_3	: メールシアラグの長さ	=



1.6 ダイアフラム・フロア質量のモデル化

ダイアフラム・フロアは、PCVのドライウェル部とサプレッション・チェンバ部との境界に設置される円環平板形状の構造物である。円環状の鉄筋コンクリート床スラブ、床スラブを支持する半径方向に20°間隔で18本配置した鋼製大梁及び大梁間に円周方向及び半径方向に複数配置した鋼製小梁により構成されている。円環内周端は原子炉本体の基礎に結合支持され、円環外周部で大梁を支持するためPCV底面から鋼製柱を18本設置している。円環外周端はPCVに設置したダイアフラムブラケットに、大梁端部が隙間をもって嵌め合う構造となっており、水平方向荷重を伝達するが、鉛直方向荷重は伝達しない。また、床スラブには、108本のジェットデフレクタ付きベント管及び18本の主蒸気排気管貫通部を有している。(図15参照)

ダイアフラム・フロア質量のモデル化は既工認と整合させ、内周端が結合支持された原子炉本体の基礎及び大梁を支持する柱とで負担させた。水平方向及び鉛直方向のモデル化において、ダイアフラム・フロア質量のうち に相当する ton を原子炉本体の基礎の質点 (No. 42) に負荷させている。

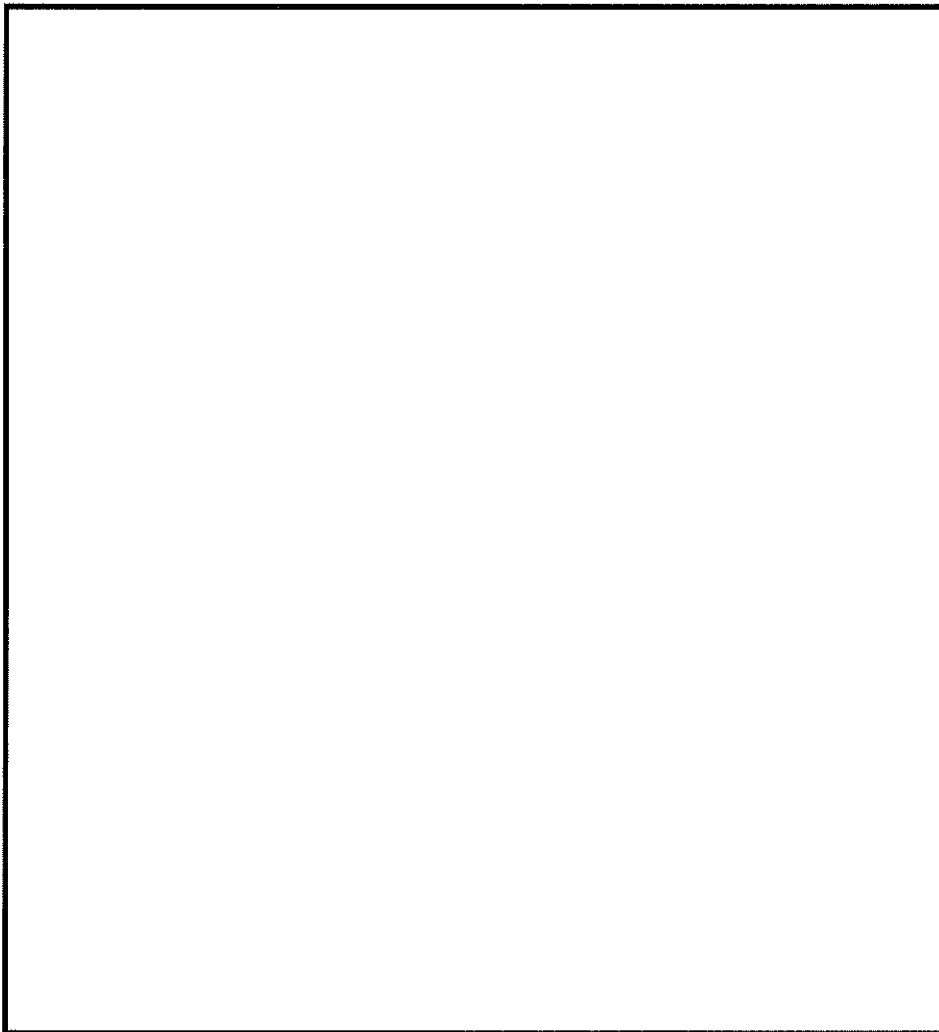


図15 ダイアフラム・フロア概要図

ダイヤフラム・フロア質量を原子炉本体の基礎及びPCVに負荷させた場合の地震応答

今回の工認申請では、ダイヤフラム・フロアの質量のモデル化については、既工認におけるモデル化と整合させることとし、水平方向及び鉛直方向のモデルにおいて、原子炉本体の基礎の質点 (No. 42) にダイヤフラム・フロア質量の 相当の ton を負荷させている。これは、ダイヤフラム・フロアを原子炉本体の基礎及び 18 本の柱で支持する構造であること並びに水平方向荷重をダイヤフラム・フロア大梁と PCV 側のダイヤフラムブラケットで伝達する構造であることによるものである。このため、PCV にはダイヤフラム・フロア質量は付加していない。

一方、東海第二発電所以降の Mark-II プラントでは、水平方向のモデル化において、ダイヤフラム・フロア質量を原子炉本体の基礎及び PCV で 1/2 ずつ負荷させて応答解析しているプラントがある。

そこで、他プラントにならない、ダイヤフラム・フロア質量を原子炉本体の基礎及び PCV で 1/2 ずつ負荷させた場合の水平方向の地震応答について、検討を行った。

(1) 検討方針

ダイヤフラム・フロア質量を原子炉本体の基礎及び PCV で 1/2 ずつ負荷させ、水平方向の地震応答解析について影響を確認する。

また、検討する地震動は S_s-D1 、地震方向は NS 方向とし、ダイヤフラム・フロア質量以外の解析条件の変更はない。

(2) 検討結果

影響検討として、せん断力、モーメント及びばね反力について、今回工認の応答結果と共に整理した。

地震応答解析結果のせん断力を別表 1 に、モーメントを別表 2 に、ばね反力を別表 3 に示す。下部シアラグ及びダイヤフラム・フロアのばね反力は付加質量増加に伴い 26%、10%増加しているが、せん断力及びモーメントの増加は数%程度である。

なお、下部シアラグ部シアプレートの設計用地震力 (1.5 倍) での耐震裕度は、1.25 である。

別表 1(1) 地震荷重 (NS方向, せん断力)

構造物	標高 EL(m)	せん断力(kN)		
		①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0 (今回工認)	比率 ①/②
原子炉格納容器		—	—	—
	132	131	1.01	
	446	444	1.00	
	1410	1390	1.01	
	1500	1480	1.01	
	1660	1640	1.01	
	7750	7740	1.00	
	7930	7920	1.00	
	8160	8150	1.00	
	8580	8560	1.00	
	8940	8930	1.00	
	9290	9280	1.00	
	9800	9790	1.00	
	9430	9330	1.01	
	9760	9660	1.01	
	9960	9850	1.01	
	10300	10200	1.01	
	10500	10400	1.01	
	10800	10700	1.01	
	22100	22000	1.00	
原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎	—	—	—	
	5200	5040	1.03	
	3350	3280	1.02	
	1620	1520	1.07	
	956	931	1.03	
	4930	4980	0.99	
	9420	9520	0.99	
	9690	9790	0.99	
	14700	14700	1.00	
	8760	8140	1.08	
	11000	10300	1.07	
	13600	12900	1.05	
	16800	16100	1.04	
18400	17700	1.04		
—	—	—		

別表 1(2) 地震荷重 (NS方向, せん断力)

構造物	標高 EL(m)	せん断力(kN)		
		①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0 (今回工認)	比率 ①/②
原子炉压力容器		—	—	—
	99	96	1.04	
	318	306	1.04	
	675	651	1.04	
	582	574	1.01	
	991	963	1.03	
	1650	1600	1.03	
	1840	1780	1.03	
	4330	4230	1.02	
	3920	3810	1.03	
	3500	3400	1.03	
	3390	3280	1.03	
	3290	3160	1.04	
	3240	3170	1.02	
	3290	3230	1.02	
	3320	3250	1.02	
	3320	3260	1.02	
	3280	3220	1.02	
	3200	3140	1.02	
	3110	3050	1.02	
	3010	2960	1.02	
	3430	3400	1.01	
	4440	4510	0.98	
	—	—	—	
	1070	1060	1.01	
	871	869	1.00	
	488	496	0.98	
	—	—	—	

別表 1(3) 地震荷重 (NS方向, せん断力)

構造物	標高 EL (m)	せん断力 (kN)		
		①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0 (今回工認)	比率 ①/②
気水分離器及び シユラウド		—	—	—
		238	233	1.02
		983	962	1.02
		1410	1390	1.01
		1640	1610	1.02
		2240	2200	1.02
		3930	3870	1.02
		4140	4090	1.01
		4340	4280	1.01
		4500	4440	1.01
		4640	4570	1.02
		4810	4730	1.02
		6080	6010	1.01
		6160	6080	1.01
		6200	6120	1.01
		6190	6120	1.01
		—	—	—
燃料集合体		—	—	—
		1010	1020	0.99
		677	679	1.00
		266	259	1.03
		224	224	1.00
		671	673	1.00
		1050	1050	1.00
	—	—	—	

別表 1(4) 地震荷重 (NS方向, せん断力)

構造物	標高 EL (m)	せん断力 (kN)		
		①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0 (今回工認)	比率 ①/②
制御棒案内管		—	—	—
		148	151	0.98
		54.3	55.7	0.97
		7.8	7.8	1.00
		75.3	77.2	0.98
		191	196	0.97
制御棒駆動機構 (内側)		—	—	—
		404	413	0.98
		439	447	0.98
		57.0	55.4	1.03
		16.7	16.4	1.02
		14.3	13.9	1.03
制御棒駆動機構 (外側)		44.3	42.7	1.04
		—	—	—
		50.9	49.6	1.03
		10.9	10.8	1.01
		19.6	19.1	1.03
	49.4	48.2	1.02	
	—	—	—	

別表 2(1) 地震荷重 (NS方向, モーメント)

構造物	標高 EL (m)	モーメント (kN・m)		
		①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0 (今回工認)	比率 ①/②
原子炉格納容器		34.4	33.5	1.03
		432	430	1.00
		1570	1570	1.00
		2880	2860	1.01
		6090	6020	1.01
		11300	11100	1.02
		34200	34100	1.00
		58000	57800	1.00
		82700	82500	1.00
		109000	109000	1.00
		136000	136000	1.00
		156000	155000	1.01
		183000	183000	1.00
		193000	193000	1.00
		204000	204000	1.00
		233000	232000	1.00
		263000	262000	1.00
		276000	275000	1.00
	326000	325000	1.00	
	397000	395000	1.01	
原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎		51.4	49.6	1.04
		16700	16200	1.03
		27100	26100	1.04
		31000	30300	1.02
		32500	31200	1.04
		36300	34200	1.06
		30900	30700	1.01
		33700	33700	1.00
		66000	67100	0.98
		78800	79500	0.99
		113000	113000	1.00
		197000	193000	1.02
		266000	259000	1.03
	297000	288000	1.03	

別表 2(2) 地震荷重 (NS方向, モーメント)

構造物	標高 EL (m)	モーメント (kN・m)		
		①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0 (今回工認)	比率 ①/②
原子炉圧力容器		-	-	-
		130	125	1.04
		545	525	1.04
		1090	1050	1.04
		1610	1550	1.04
		3470	3360	1.03
		4610	4470	1.03
		6570	6360	1.03
		3210	3260	0.98
		8030	7840	1.02
		11200	10900	1.03
		14500	14100	1.03
		16500	16000	1.03
		18500	17900	1.03
		20400	19700	1.04
		22300	21400	1.04
		24000	23100	1.04
		26800	25700	1.04
		28100	27400	1.03
		30900	30300	1.02
	31700	31100	1.02	
	14000	13400	1.04	
	20000	19700	1.02	
	940	924	1.02	
	403	392	1.03	
	199	205	0.97	
	531	541	0.98	

別表 2(3) 地震荷重 (NS方向, モーメント)

構造物	標高 EL (m)	モーメント (kN・m)		
		①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0 (今回工認)	比率 ①/②
気水分離器及び シユラウド		—	—	—
		254	249	1.02
		1760	1720	1.02
		4010	3930	1.02
		5600	5490	1.02
		7970	7810	1.02
		10600	10400	1.02
		13300	13100	1.02
		16100	15900	1.01
		19100	18800	1.02
		22100	21800	1.01
		25300	24900	1.02
		27800	27400	1.01
		31200	30700	1.02
	37200	36600	1.02	
	38700	38200	1.01	
燃料集合体		—	—	—
		663	666	1.00
		1110	1120	0.99
		1280	1280	1.00
		1130	1130	1.00
		686	687	1.00
	—	—	—	

別表 2(4) 地震荷重 (NS方向, モーメント)

構造物	標高 EL (m)	モーメント (kN・m)		
		①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0 (今回工認)	比率 ①/②
制御棒案内管		—	—	—
		142	146	0.97
		194	199	0.97
		194	199	0.97
		96.7	100	0.97
		—	—	—
制御棒駆動機構 (内側)		—	—	—
		246	251	0.98
		547	558	0.98
		30.7	29.9	1.03
		43.0	41.5	1.04
		32.5	31.4	1.04
制御棒駆動機構 (外側)		—	—	—
		40.6	39.8	1.02
		42.7	41.7	1.02
		50.7	49.4	1.03
		36.3	35.4	1.03
		—	—	—

別表 3 地震荷重 (NS方向, ばね反力)

構造物	ばね反力 (kN)		
	①Ss-D1×1.0 (質量付加)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
制御棒駆動機構 ハウジング レストレントビーム	276	269	1.03
原子炉圧力容器 スタビライザ	6270	6150	1.02
原子炉格納容器 スタビライザ	12200	12000	1.02
ダイヤフラム・フロア	10200	9310	1.10
上部シアラグ	7800	7530	1.04
下部シアラグ	13700	10900	1.26

1.7 原子炉本体の基礎のコンクリート物性

今回工認の地震応答計算では、原子炉本体の基礎のコンクリートは、既工認で適用している「鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」に基づき、ポアソン比0.17を使用している。一方、最新の「鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」では、ポアソン比は0.2である。

そこで、原子炉本体の基礎のコンクリートのポアソン比を0.2とした場合の影響について、検討を行った。

(1) 検討方針

ポアソン比は縦弾性係数と横弾性係数の関係から定まるものであり、地震応答解析に使用する諸元のうち、せん断剛性に関係する。このため、水平方向の地震応答解析について影響を確認する。

また、検討する地震動は、 S_S-D1 とし、せん断剛性以外の解析条件の変更はない。

(2) 検討結果

影響検討として、固有周期、応答加速度、ばね反力について整理した。

固有周期の比較を表1に示す。EW方向の9次モードにおいて、周期に変化がみられるが、これはRPVが卓越するモードである。それ以外に固有周期の変化はない。

応答加速度については、原子炉遮蔽、原子炉本体の基礎及びRPVについての比較を表2に示す。一部の節点で0.01の変化があるが、加速度への影響はほぼない。

ばね反力については、上部シアラグ及び下部シアラグについての比較を表3に示す。ばね反力への影響はごく小さい。

以上より、原子炉本体の基礎のコンクリートのポアソン比を0.2とした場合の応答解析を行った結果、固有周期に有意な変動はなく、地震応答に有意な変化は生じていない。よって、今回工認では、当該部位のポアソン比は既工認と同じとする。

表 1 固有周期の比較

固有周期(s)				
次数	NS方向		EW方向	
	ポアソン比 0.17	ポアソン比 0.2	ポアソン比 0.17	ポアソン比 0.2
1	0.411	0.411	0.413	0.413
2	0.203	0.203	0.203	0.203
3	0.196	0.196	0.195	0.195
4	0.136	0.136	0.134	0.134
5	0.114	0.114	0.113	0.113
6	0.103	0.103	0.106	0.106
7	0.086	0.086	0.087	0.087
8	0.084	0.084	0.084	0.084
9	0.077	0.077	0.076	0.077
10	0.063	0.063	0.063	0.063
11	0.059	0.059	0.059	0.059
12	0.057	0.057	0.056	0.056
13	0.052	0.052	0.05	0.05

表 2 加速度の比較

加速度 (G)					
節点 番号	部位	NS方向		EW方向	
		ポアソン比 0.17	ポアソン比 0.2	ポアソン比 0.17	ポアソン比 0.2
34	原子炉 遮蔽	0.9	0.9	0.89	0.89
35		0.89	0.89	0.86	0.86
36		0.88	0.88	0.84	0.84
37		0.85	0.85	0.81	0.81
38		0.8	0.8	0.75	0.75
39	原子炉 本体の 基礎	0.79	0.79	0.75	0.75
40		0.74	0.75	0.72	0.72
41		0.73	0.74	0.72	0.72
42		0.66	0.66	0.67	0.67
43		0.64	0.64	0.65	0.65
44		0.61	0.61	0.61	0.61
45		0.57	0.57	0.57	0.57
46		0.56	0.56	0.56	0.56
48	原子炉 圧力容 器	1.12	1.13	1.12	1.13
49		1.08	1.09	1.08	1.09
50		1.05	1.05	1.05	1.05
51		1.03	1.03	1.02	1.03
52		1	1	1	1
53		0.95	0.96	0.95	0.95
54		0.94	0.94	0.93	0.94
55		0.91	0.91	0.91	0.91
56		0.89	0.89	0.88	0.88
57		0.88	0.88	0.86	0.86
58		0.88	0.88	0.85	0.85
59		0.87	0.87	0.84	0.84
60		0.87	0.87	0.84	0.84
61		0.86	0.86	0.83	0.83
62		0.86	0.86	0.82	0.83
63		0.85	0.85	0.82	0.82
64		0.85	0.85	0.81	0.81
65		0.84	0.84	0.81	0.81
66		0.83	0.84	0.8	0.8
67		0.82	0.83	0.79	0.79
68		0.82	0.82	0.78	0.79
69		0.81	0.82	0.77	0.78
70		0.79	0.79	0.75	0.75
71		0.81	0.82	0.77	0.78
72		0.81	0.81	0.77	0.77
73		0.81	0.81	0.77	0.77

表 3 ばね反力の比較

バネ反力(kN)				
部位	NS方向		EW方向	
	ポアソン比 0.17	ポアソン比 0.2	ポアソン比 0.17	ポアソン比 0.2
上部シアラグ	7530	7540	7840	7840
下部シアラグ	10900	11000	7560	7660

1.8 解析モデルの扱い

(1) 検討方針

既工認では、建屋と連成して地震応答を計算する大型機器、構造物系の解析モデルについて、次の2つのモデルを用いていた。

これに対して今回工認では、炉内構造物等もモデル化したモデル②を用いて地震応答解析を実施している。

モデル①： 原子炉建屋～P C V～原子炉遮蔽・原子炉本体の基礎～R P V

モデル②： 原子炉建屋～P C V～原子炉遮蔽・原子炉本体の基礎～R P V～
炉内構造物（気水分離器・炉心シュラウド、燃料集合体、制御棒案内管）～制御棒駆動機構ハウジング

本資料において、2つのモデルを整理すると共に、モデル②のみを用いて地震応答解析を実施している理由について示す。

(2) 地震応答解析モデルの整理とモデル②を適用する理由

モデル①及び②についての整理を表4に示す。既工認では、評価対象設備に合わせ、まずモデル①による地震応答解析を実施し、その後、炉内構造物の耐震計算に合わせてモデル②による地震応答解析を実施した。これは、工認申請の進捗によるものである。モデル②での炉内構造物のモデル化の際に、R P Vについては、炉内構造物の質点標高に合わせて細分化している。

今回工認では、設計進捗に合わせてモデルを使い分ける必要はないことから、モデル②を用いて地震応答解析を実施するものとした。

表 4 地震応答解析モデルの整理

項目	モデル① [図 16 参照]	モデル② [図 17, 18 参照]
主なモデル化対象設備	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉建屋 [C/S] ・PCV [PCV] ・原子炉遮蔽 [S/WALL] ・原子炉本体の基礎 [PED] ・RPV [RPV] ・シアラグ (上部, 下部) [K₁, K₂] ・シールベロー [K₃] ・スタビライザ [K₄, K₆] ・ダイヤフラム・フロア [K₅] 	<ul style="list-style-type: none"> ← (同左) ← (同左) ← (同左) ← (同左) ← (同左) ※1 ← (同左) [K₉, K₁₀] ← (同左) [K₅] ← (同左) [K₄, K₆] ← (同左) [K₇] ・炉内構造物 (気水分離器, シュラウド, 燃料集合体, 制御棒案内管) ・制御棒駆動機構ハウジング
既工認での適用対象設備 (既工認分割申請回)	<p>(分割申請第 1 回)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・PCV ・原子炉遮蔽 ・原子炉本体の基礎 ・RPV ・シアラグ (上部, 下部) ・スタビライザ ・ダイヤフラム・フロア 	<p>(分割申請第 20 回)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・炉内構造物 (気水分離器, シュラウド, 燃料集合体, 制御棒案内管) ・制御棒駆動機構ハウジング
今回工認での適用対象設備	—	<ul style="list-style-type: none"> ・PCV ・原子炉遮蔽 ・原子炉本体の基礎 ・RPV ・シアラグ (上部, 下部) ・スタビライザ ・ダイヤフラム・フロア ・炉内構造物 (気水分離器, シュラウド, 燃料集合体, 制御棒案内管) ・制御棒駆動機構ハウジング

※1: 原子炉圧力容器については, 炉内構造物の質点標高に合わせ細分化している。

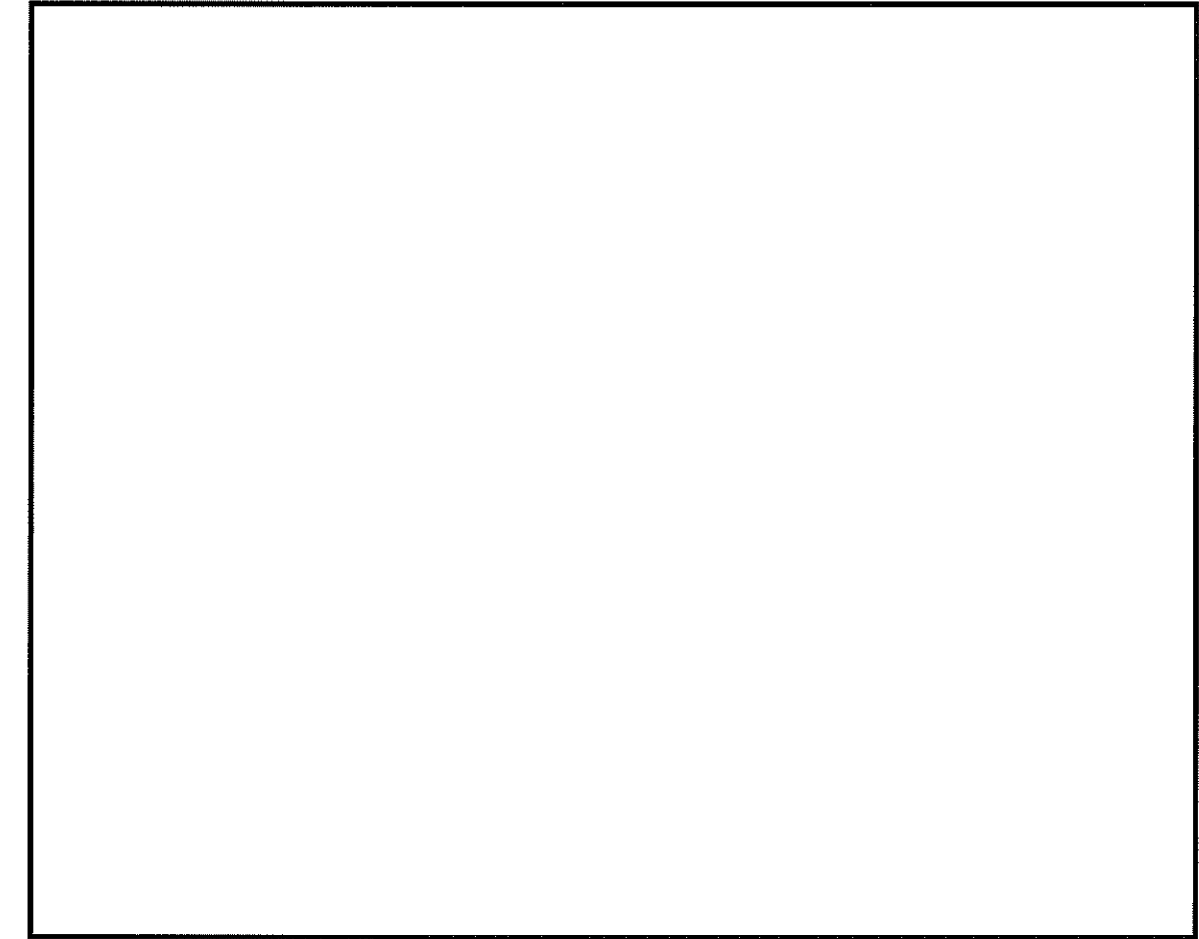


図 16 地震応答解析モデル：モデル①（既工認：分割申請第 1 回）

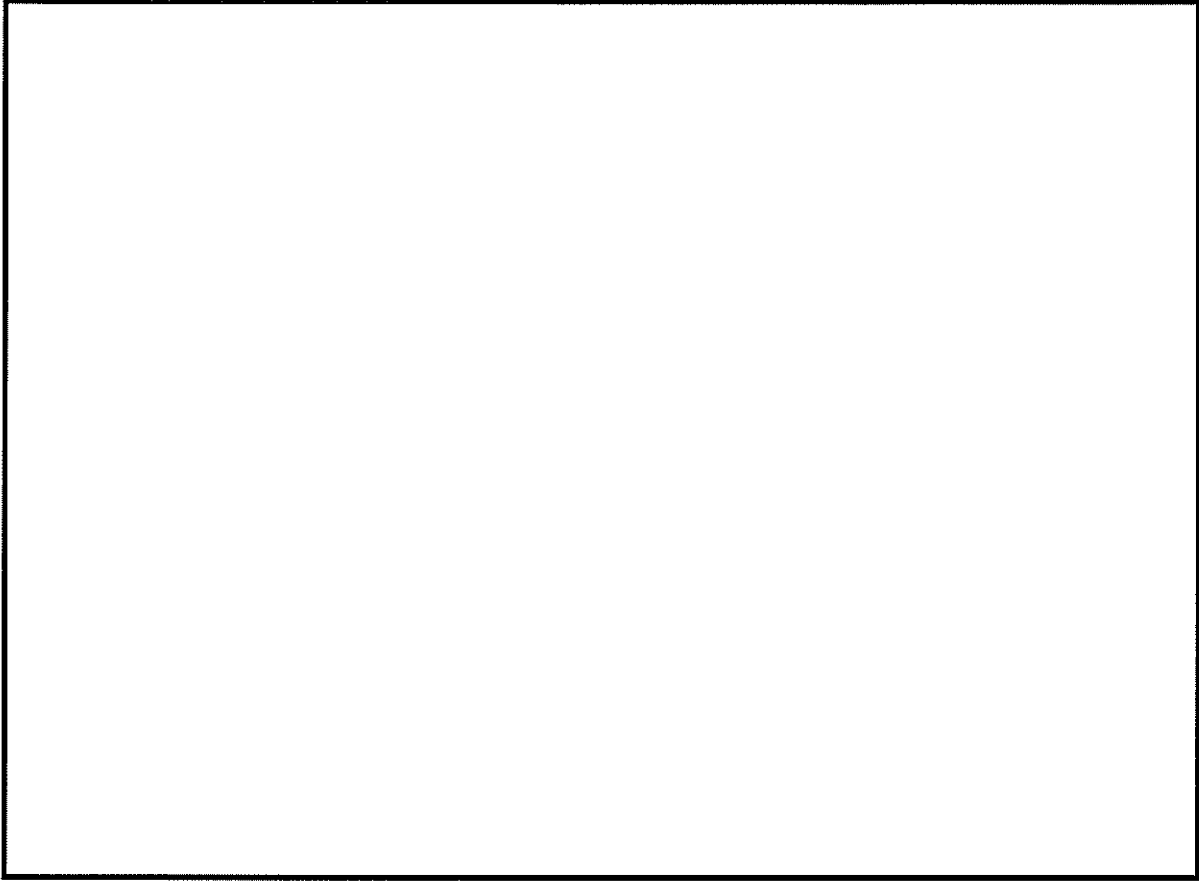


図 17 地震応答解析モデル：モデル②（既工認：分割申請第 20 回）

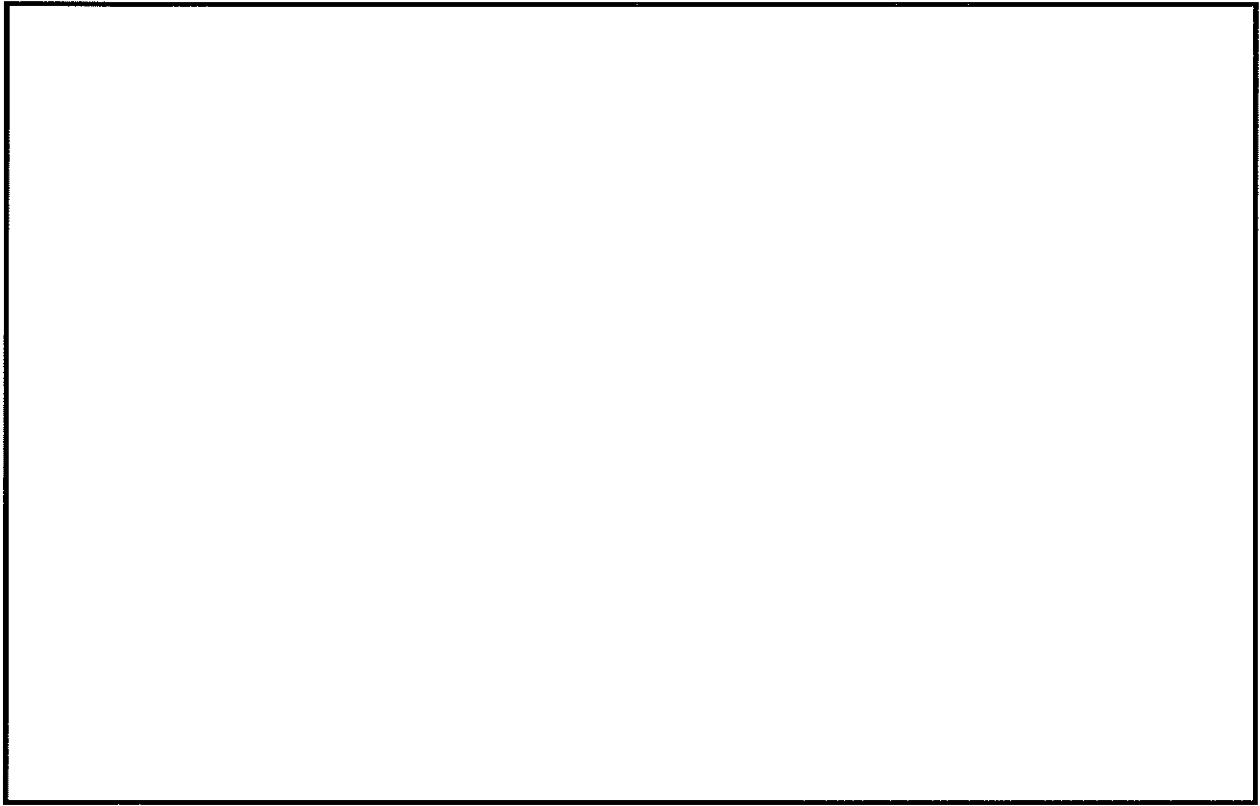


図 18 地震応答解析モデル：モデル②（今回工認）

1.9 原子炉内部構造物の水中での振動の影響を考慮するための付加質量について

(1) 水の付加質量

構造物が流体中で振動する場合、流体－構造物間の相互作用により水中構造物は、複雑な振動特性を示し、固有振動数及び応答が低下することが知られている。一般に、このような現象を評価するため、「付加質量」の概念が用いられている。

付加質量の概念としては、流体中にある構造物が加速度 α を受けて運動する場合、構造物は流体を押し進めて進むことになり、構造物には流体を排除するのに必要な力 F_W が作用する。 F_W は、 α に比例することが知られており、

$$F_W = m_V \cdot \alpha \quad (\text{式 1})$$

で表される。ここで、

m_V : 構造物の形状等によって決定される質量

また、周囲に流体が存在しないとした場合に、質量 M の物体に α の加速度を与えるために必要な力 F_S は、

$$F_S = M \cdot \alpha \quad (\text{式 2})$$

で表される。

したがって、流体中の場合、同一の加速度を与えるために必要な力 F は、上述の力の和として下記(式3)にて表せる。

$$F = F_S + F_W = (M + m_V) \cdot \alpha \quad (\text{式 3})$$

(式3)は、同一の加速度を与えるために流体中においてはあたかも質量が m_V だけ増加したような傾向を示すことを意味している。

このような現象を付加質量効果と呼び、 m_V を付加質量(又は仮想質量)と呼んでいる。

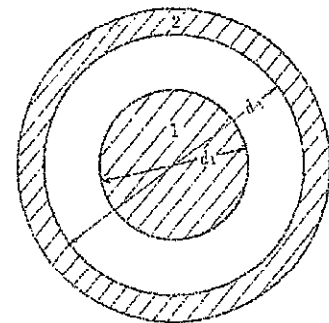
(2) 地震応答解析モデルにおける水の付加質量効果

地震応答解析モデルにおける水の付加質量効果については、燃料集合体と炉心シュラウドとの関係や、炉心シュラウドとRPVとの関係など等価な2重円筒と考え、水の付加質量を考慮した質量マトリックスを構造重量による質量マトリックスに足し合わせ、全体の運動方程式を(式4)を用い構築している。(出典：J E A G 4601-1987)

$$\begin{bmatrix} M^V & -M^V - M^D \\ -M^V - M^D & M^V + 2M^D + M^F \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{y}_1 \\ \ddot{y}_2 \end{Bmatrix} \quad (\text{式 4})$$

ここで、

- M^V : 仮想質量
- M^D : 排除質量
- M^F : 円筒間の水の質量
- \ddot{y}_1 : 内筒の変位
- \ddot{y}_2 : 外筒の変位



d_1 : 内筒外径 d_2 : 外筒内径

2重円筒モデル概念図

1.10 R P Vスタビライザに適用する減衰定数 2.0%の設定根拠について

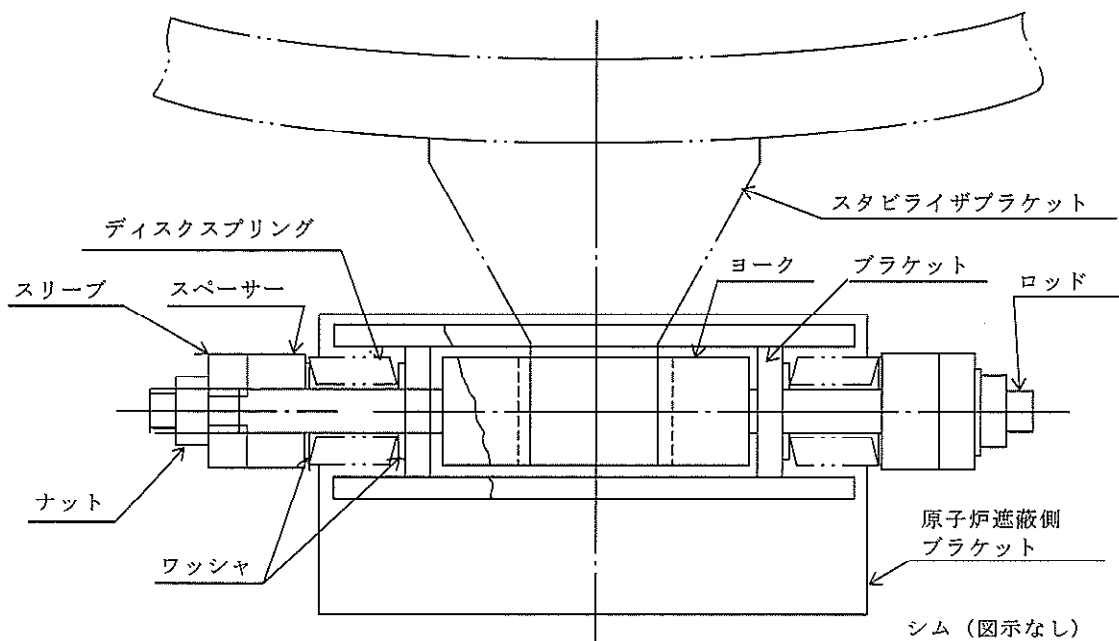
R P Vスタビライザは、地震応答解析において、R P Vと原子炉遮蔽との水平方向地震荷重を伝達するものとして、等価なばねでモデル化している。また、減衰定数はボルト及びリベット構造物の 2.0%を適用している。

1.5 項(1)に示すように、R P Vスタビライザは複数の構成部材があり、ディスクスプリング、ロッド、ナット等の部材に生じる摩擦により、減衰が生じる。したがって、J E A G 4601-1991 追補版で規定する、「ボルト及びリベット構造物」の減衰定数 2.0%を適用している。

なお、R P Vスタビライザの構成部材とそれら部材間の荷重伝達形態を整理したものを表 5 に示す。

表 5 R P Vスタビライザの構成部材と荷重伝達形態

部材名称	荷重伝達形態
スタビライザブラケット	接触
シム	接触
ヨーク	ねじ接合
ロッド	ねじ接合
ナット	接触
スリーブ	接触
スペーサー	接触
ワッシャ	接触
ディスクスプリング	接触
ブラケット	接触
原子炉遮蔽側ブラケット	溶接接合



1.11 P C V, 原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎の回転慣性を考慮しない場合の地震応答について

回転慣性は、広がりを持つ基礎と地盤の相互影響による回転応答成分を考慮するために地震応答解析モデルに取り入れている。既工認においては、P C V, 原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎も原子炉建屋と同様に、比較的大型の構造物であることを考慮して、回転慣性を取り入れた地震応答解析モデルとしていた。今回の工認においては、既工認の考え方と整合を図ることとし、P C V, 原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎の回転慣性を考慮して地震応答解析を実施している。

ここでは、P C V, 原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎の回転慣性が地震応答に与える影響について、定量的な確認を行った。

(1) 検討方針

回転慣性を考慮しているP C V (質点番号 14~32), 原子炉遮蔽 (質点番号 34~38) 及び原子炉本体の基礎 (質点番号 38~47) に対して、回転慣性を無視して水平方向の地震応答解析を実施することにより影響を確認する。また、検討する地震動はS_s-D 1, 方向はNS方向とし、回転慣性以外の解析条件に変更はない。

(2) 検討結果

影響検討として、加速度、地震荷重 (せん断力, モーメント) 及びばね反力について整理した。

回転慣性を考慮した場合と考慮しない場合の比較について、加速度を表 6 に、せん断力を表 7 に、モーメントを表 8 に、また、ばね反力を表 9 に示す。P C V 上部のモーメントにおいて、比率 (回転慣性なし/回転慣性あり) が 0.75~0.95 と小さくなっているものの、それ以外の構造物の比率は 0.97~1.03 であり、影響はごく小さい。

以上より、P C V, 原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎について回転慣性を考慮しない場合の応答解析を実施した結果、P C V 上部のモーメントを除き地震荷重及びばね反力に有意な変化は生じていないことを確認した。

表 6(1) 加速度 (N S 方向)

名称	質点 番号	標高 EL (m)	1.2×最大床加速度 (×9.8m/s ²)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
原子炉格納容器	14		1.10	1.05	1.05
	15		1.04	1.01	1.03
	16		0.96	0.96	1.00
	17		0.94	0.93	1.01
	18		0.89	0.88	1.01
	19		0.84	0.84	1.00
	20		0.79	0.79	1.00
	21		0.77	0.76	1.01
	22		0.74	0.73	1.01
	23		0.69	0.69	1.00
	24		0.63	0.63	1.00
	25		0.61	0.61	1.00
	26		0.60	0.60	1.00
	27		0.59	0.59	1.00
	28		0.59	0.59	1.00
	29		0.58	0.58	1.00
	30		0.57	0.57	1.00
31		0.57	0.57	1.00	
32		0.56	0.56	1.00	
原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎	34		0.89	0.90	0.99
	35		0.88	0.89	0.99
	36		0.87	0.88	0.99
	37		0.84	0.85	0.99
	38		0.79	0.80	0.99
	39		0.78	0.79	0.99
	40		0.74	0.74	1.00
	41		0.73	0.73	1.00
	42		0.66	0.66	1.00
	43		0.64	0.64	1.00
	44		0.61	0.61	1.00
	45		0.57	0.57	1.00
	46		0.56	0.56	1.00

表 6(2) 加速度 (NS 方向)

名称	質点 番号	標高 EL (m)	1.2×最大床加速度 (×9.8m/s ²)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
原子炉圧力容器	48		1.12	1.12	1.00
	49		1.09	1.08	1.01
	50		1.05	1.05	1.00
	51		1.03	1.03	1.00
	52		1.00	1.00	1.00
	53		0.95	0.95	1.00
	54		0.93	0.94	0.99
	55		0.90	0.91	0.99
	56		0.89	0.89	1.00
	57		0.88	0.88	1.00
	58		0.87	0.88	0.99
	59		0.87	0.87	1.00
	60		0.86	0.87	0.99
	61		0.86	0.86	1.00
	62		0.85	0.86	0.99
	63		0.84	0.85	0.99
	64		0.84	0.85	0.99
	65		0.83	0.84	0.99
	66		0.82	0.83	0.99
	67		0.82	0.82	1.00
68		0.81	0.82	0.99	
69		0.80	0.81	0.99	
72		0.80	0.81	0.99	
73		0.80	0.81	0.99	
74		0.79	0.80	0.99	
気水分離器及び シユラウド	75		2.60	2.59	1.00
	76		2.14	2.13	1.00
	77		1.68	1.68	1.00
	78		1.37	1.37	1.00
	79		1.25	1.24	1.01
	80		1.14	1.14	1.00
	81		1.08	1.09	0.99
	82		1.02	1.02	1.00
	83		0.96	0.96	1.00
	84		0.91	0.92	0.99
	85		0.86	0.87	0.99
	86		0.82	0.82	1.00
	87		0.80	0.80	1.00
	88		0.79	0.81	0.98
	89		0.81	0.82	0.99
	90		0.81	0.82	0.99

表 6(3) 加速度 (NS方向)

名称	質点 番号	標高 EL (m)	1.2×最大床加速度 (×9.8m/s ²)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
制御棒案内管	103		0.82	0.82	1.00
	104		0.86	0.87	0.99
	105		0.95	0.96	0.99
	106		0.97	0.98	0.99
	107		1.03	1.03	1.00
	108		1.04	1.04	1.00
制御棒駆動機構 (内側)	109		1.04	1.04	1.00
	110		0.86	0.87	0.99
	111		0.79	0.80	0.99
	112		0.79	0.80	0.99
	113		0.79	0.79	1.00
	114		0.77	0.77	1.00
	115		0.76	0.76	1.00
制御棒駆動機構 (外側)	91		0.80	0.81	0.99
	92		0.79	0.80	0.99
	93	0.78	0.79	0.99	
	94	0.77	0.78	0.99	
	95	0.75	0.76	0.99	

表 7(1) 地震荷重 (せん断力, N S 方向)

名称	質点 番号	標高 EL. (m)	せん断力 (kN)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
原子炉格納容器	14		—	—	—
	15		135	131	1.03
	16		453	444	1.02
	17		1390	1390	1.00
	18		1480	1480	1.00
	19		1630	1640	0.99
	20		7820	7740	1.01
	21		7990	7920	1.01
	22		8220	8150	1.01
	23		8640	8560	1.01
	24		9020	8930	1.01
	25		9370	9280	1.01
	26		9880	9790	1.01
	27		9370	9330	1.00
	28		9700	9660	1.00
	29		9900	9850	1.01
	30		10200	10200	1.00
	31		10500	10400	1.01
	32		10700	10700	1.00
	11		22000	22000	1.00
原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎	34		—	—	—
	35		4920	5040	0.98
	36		3250	3280	0.99
	37		1490	1520	0.98
	38		991	931	1.06
	39		5020	4980	1.01
	40		9560	9520	1.00
	41		9820	9790	1.00
	42		14700	14700	1.00
	43		8270	8140	1.02
	44		10400	10300	1.01
	45		13000	12900	1.01
	46		16200	16100	1.01
	11		17800	17700	1.01

表 7(2) 地震荷重 (せん断力, N S 方向)

名称	質点 番号	標高 EL. (m)	せん断力 (kN)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
原子炉圧力容器	48		—	—	—
	49		96	96	1.00
	50		307	306	1.00
	51		652	651	1.00
	52		574	574	1.00
	53		972	963	1.01
	54		1610	1600	1.01
	55		1790	1780	1.01
	56		4200	4230	0.99
	57		3780	3810	0.99
	58		3370	3400	0.99
	59		3240	3280	0.99
	60		3130	3160	0.99
	61		3150	3170	0.99
	62		3210	3230	0.99
	63		3240	3250	1.00
	64		3250	3260	1.00
	65		3210	3220	1.00
	66		3140	3140	1.00
	67		3050	3050	1.00
	68		2960	2960	1.00
	69		3410	3400	1.00
	70		4520	4510	1.00
	71		—	—	—
	72		1050	1060	0.99
	73		864	869	0.99
	74		494	496	1.00
気水分離器及び シュラウド	75		—	—	—
	76		234	233	1.00
	77		966	962	1.00
	78		1390	1390	1.00
	79		1610	1610	1.00
	80		2210	2200	1.00
	81		3880	3870	1.00
	82		4100	4090	1.00
	83		4290	4280	1.00
	84		4450	4440	1.00
	85		4590	4570	1.00
	86		4750	4730	1.00
	87		6010	6010	1.00
	88		6080	6080	1.00
	89		6120	6120	1.00
	90		6120	6120	1.00

表 7(3) 地震荷重 (せん断力, NS方向)

名称	質点 番号	標高 EL. (m)	せん断力 (kN)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
燃料 集合体	96		—	—	—
	97		1020	1020	1.00
	98		681	679	1.00
	99		258	259	1.00
	100		224	224	1.00
	101		676	673	1.00
	102		1050	1050	1.00
制御 棒案内管	103		—	—	—
	104		151	151	1.00
	105		55.1	55.7	0.99
	106		7.7	7.8	0.99
	107		76.8	77.2	0.99
	108		195	196	0.99
制御 棒駆動機構 (内側)	109		—	—	—
	110		411	413	1.00
	111		446	447	1.00
	112		55.4	55.4	1.00
	113		16.4	16.4	1.00
	114		13.7	13.9	0.99
	115		42.5	42.7	1.00
制御 棒駆動機構 (外側)	91		—	—	—
	92		48.9	49.6	0.99
	93		10.8	10.8	1.00
	94		18.9	19.1	0.99
	95		47.6	48.2	0.99

表 8(1) 地震荷重 (モーメント, NS 方向)

名称	質点 番号	標高 EL. (m)	モーメント (kN・m)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
原子炉格納容器	14		—	33.5	—
	15		323	430	0.75
	16		1380	1570	0.88
	17		2640	2860	0.92
	18		5720	6020	0.95
	19		10600	11100	0.95
	20		33600	34100	0.99
	21		57400	57800	0.99
	22		82000	82500	0.99
	23		108000	109000	0.99
	24		135000	136000	0.99
	25		155000	155000	1.00
	26		182000	183000	0.99
	27		192000	193000	0.99
	28		203000	204000	1.00
	29		231000	232000	1.00
	30		260000	262000	0.99
	31		274000	275000	1.00
	32		312000	325000	0.96
	11		382000	395000	0.97
原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎	34		—	49.6	—
	35		15800	16200	0.98
	36		25400	26100	0.97
	37		30000	30300	0.99
	38		30700	31200	0.98
	39		34400	34200	1.01
	40		31400	30700	1.02
	41		33100	33700	0.98
	42		65700	67100	0.98
	43		77600	79500	0.98
	44		111000	113000	0.98
	45		190000	193000	0.98
	46		257000	259000	0.99
	11		286000	288000	0.99

※ 質点番号 14 と 34 については、回転慣性を考慮することによりモーメントが発生するため、回転慣性を考慮した場合にはモーメント値を、回転慣性を考慮しない場合には「—」を記載している。

表 8(2) 地震荷重 (モーメント, NS 方向)

名称	質点 番号	標高 EL. (m)	モーメント (kN・m)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
原子炉圧力容器	48		—	—	—
	49		125	125	1.00
	50		526	525	1.00
	51		1050	1050	1.00
	52		1560	1550	1.01
	53		3390	3360	1.01
	54		4510	4470	1.01
	55		6420	6360	1.01
	56		3320	3260	1.02
	57		7750	7840	0.99
	58		10800	10900	0.99
	59		13900	14100	0.99
	60		15800	16000	0.99
	61		17700	17900	0.99
	62		19400	19700	0.98
	63		21200	21400	0.99
	64		22800	23100	0.99
	65		25400	25700	0.99
	66		27100	27400	0.99
	67		30100	30300	0.99
	68		30800	31100	0.99
	69		13600	13400	1.01
	70		20000	19700	1.02
	71		915	924	0.99
72		388	392	0.99	
73		204	205	1.00	
74		539	541	1.00	
気水分離器及びシユラウド	75		—	—	—
	76		250	249	1.00
	77		1730	1720	1.01
	78		3940	3930	1.00
	79		5510	5490	1.00
	80		7840	7810	1.00
	81		10400	10400	1.00
	82		13100	13100	1.00
	83		15900	15900	1.00
	84		18900	18800	1.01
	85		21900	21800	1.00
	86		25000	24900	1.00
	87		27500	27400	1.00
	88		30800	30700	1.00
	89		36700	36600	1.00
	90		38300	38200	1.00

表 8(3) 地震荷重 (モーメント, NS方向)

名称	質点 番号	標高 EL. (m)	モーメント (kN・m)		
			①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
燃料 集合体	96		—	—	—
	97		669	666	1.00
	98		1120	1120	1.00
	99		1280	1280	1.00
	100		1140	1130	1.01
	101		689	687	1.00
	102		—	—	—
制御 棒 案内 管	103		—	—	—
	104		145	146	0.99
	105		198	199	0.99
	106		198	199	0.99
	107		98.9	100	0.99
	108		—	—	—
制御 棒 駆動 機構 (内側)	109		—	—	—
	110		250	251	1.00
	111		556	558	1.00
	112		29.6	29.9	0.99
	113		41.2	41.5	0.99
	114		31.2	31.4	0.99
	115		—	—	—
制御 棒 駆動 機構 (外側)	91		39.9	39.8	1.00
	92		41.2	41.7	0.99
	93		48.8	49.4	0.99
	94		35.0	35.4	0.99
	95		—	—	—

表 9 ばね反力 (NS 方向)

名称	ばね反力 (kN)		
	①Ss-D1×1.0 (回転慣性なし)	②Ss-D1×1.0	比率 ①/②
上部シアラグ	7420	7530	0.99
下部シアラグ	10800	10900	0.99
原子炉格納容器スタビライザ	11800	12000	0.98
原子炉圧力容器スタビライザ	6120	6150	1.00
制御棒駆動機構ハウジング レストレントビーム	266	269	0.99
ダイヤフラム・フロア	9140	9310	0.98

1.12 P C Vの鉛直方向地震応答解析モデルにおける剛性比較について

鉛直方向地震応答解析モデルでは、2 質点間の剛性をばね定数にて設定した多質点はりモデルとしている。剛性については、水平方向の地震応答解析モデルのモデル化方針と同様に、円筒胴、円錐胴及び球形胴は2 質点間の平均断面を適用している。

そこで、円錐胴及び球形胴におけるモデル化の妥当性を確認するため、P C V円錐胴を対象に、軸対称シェル要素を用いた円錐胴の剛性を算出し、多質点はりモデルの剛性と比較を実施した。また、P C Vドライウェルトトップヘッドを対象に、三次元シェル要素を用いた球形胴の剛性を算出し、多質点はりモデルの剛性と比較を実施した。

(1) 円錐胴

軸対称シェル要素を用いた円錐胴の検討用モデルは、P C V円錐胴（標高 EL. 36.431m～12.344m）の胴板をモデル化した。軸ばね剛性は、円錐胴上端に軸方向の単位荷重を作用させ、その変形量から算出した。

検討対象のP C V円錐胴の形状及び軸ばね剛性比較を図 19 に示す。比較の結果、円錐胴の軸ばね剛性の偏差は約 %であるが、自重を支持するため軸方向の剛性は高いことから、鉛直方向の地震応答に有意な影響を与えることはないと判断する。

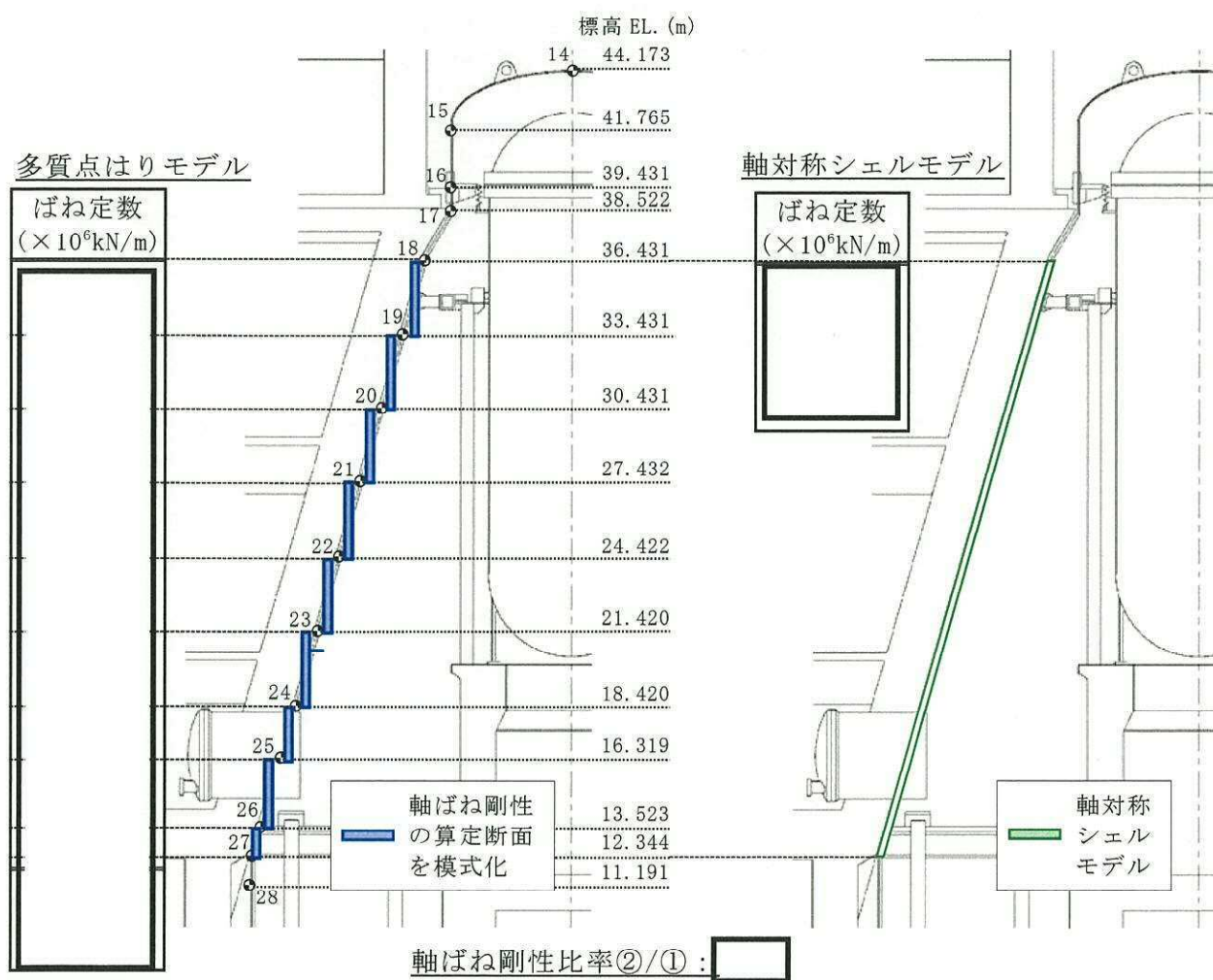


図 19 軸ばね剛性比較 (P C V円錐胴)

(2) PCVトップヘッド

PCVトップヘッドの軸ばね剛性について、三次元シェルモデルで算出し、多質点はりモデルのばね定数と比較した。

三次元シェルモデルは、主フランジ部を固定条件とし、球殻部上部に単位荷重を作用させて得られる変位量からばね定数を算出した。なお、PCVトップヘッドは、主フランジ部の円筒胴の上にさら型鏡板が取り付く構造で、鏡板は球形部及び球殻部の複合形状である。算出したばね定数の比較を下表に示す。

三次元シェルモデルによるばね定数は、多質点はりモデルのばね定数の17%と小さいものとなっているが、これは、PCVトップヘッド鏡板は内径に比べ板厚が薄く径厚比が大きいため、三次元シェルモデルによる軸方向ばね剛性が小さくなったものと考ええる。

なお、地震応答解析結果では、PCVトップヘッドの鉛直方向加速度は大きいですが、質量が小さく、軸力による応力は小さく、耐震性に有意な影響を与えることは無いと考える。

多質点はりモデル			三次元シェルモデル
質点 番号	標高 EL. (m)	ばね定数 ($\times 10^6 \text{kN/m}$)	ばね定数 ($\times 10^6 \text{kN/m}$)
			ばね比率②/①： 0.17

2. シアラグ部のクリアランスについて

2.1 はじめに

PCVと原子炉建屋シェル壁の間には空隙が設けられ、ドライウエルの上部及び下部に設置されたシアラグを介して水平方向地震荷重を伝達する構造になっている。

シアラグ部には、設計基準事象で設定する内圧及び熱膨張を考慮し、クリアランスを設けている。本資料において、重大事故等時の場合でもクリアランスが確保され、PCVの健全性に影響がないことを以下に示す。

2.2 シアラグ部概略構造とクリアランス評価

シアラグ部は、PCV側のメイルシアラグとシェル壁側のフィメールシアラグとから構成されており、PCV半径方向にクリアランスを設けている。上部及び下部シアラグの概略図を図 20 及び図 21 に示す。

このクリアランスにより、内圧及び熱膨張によりメイルシアラグとフィメールシアラグとが接触しPCVに過大な局部応力が生じることはない。

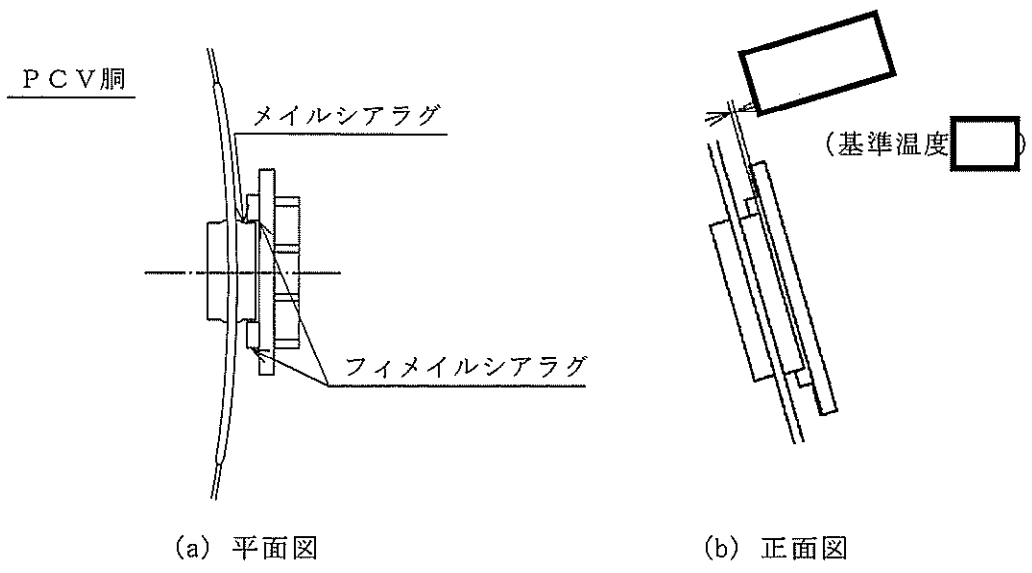


図 20 上部シアラグ概略図

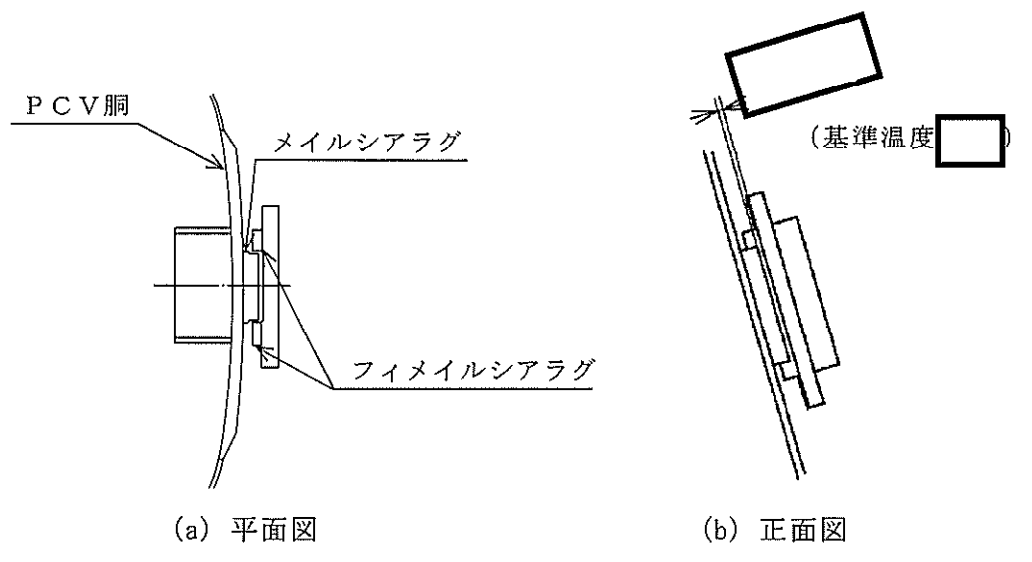


図 21 下部シアラグ概略図

当該部のクリアランスは、運転時及び事故時の温度条件によるPCV本体の変位と原子炉建屋シェル壁の変位の相対変位の分だけ減少することとなる。ここで、重大事故等時についてPCV本体と原子炉建屋シェル壁に想定する温度と圧力の組合せを表10のとおり整理した。

表10 PCV本体及び原子炉建屋シェル壁の重大事故等時の温度、圧力

PCV本体		原子炉建屋
温度	圧力	温度

※1：変位0の状態として基準温度 とする。

※2：PCV壁面での最大温度

※3：通常時運転温度

表10の整理に基づき、シアラグ部のクリアランスを評価した。評価結果を表11に示す。評価の結果、重大事故時等において、シアラグ部のクリアランスが確保されていることを確認した。

表11 シアラグ部のクリアランス評価

	クリアランス (mm)
上部シアラグ	
下部シアラグ	

3. 大型機器系の耐震評価における鉛直震度から算出した鉛直方向荷重と軸力との比較結果について

PCV, RPV, 炉心支持構造物等の耐震評価に用いる鉛直方向荷重の算定において、「①鉛直荷重（自重）に鉛直震度を乗じて鉛直方向荷重を算出している設備」と「②大型機器連成解析結果から得られる軸力」とを整理した。

また、「①鉛直荷重（自重）に鉛直震度を乗じて鉛直方向荷重を算出している設備」については、耐震評価に用いた鉛直方向荷重が「②大型機器連成解析結果から得られる軸力」よりも大きい値であることを確認した。

基準地震動 S_B の確認結果を表12に、弾性設計用地震動 S_d の確認結果を表13に示す。

「①鉛直荷重（自重）に鉛直震度を乗じて鉛直方向荷重を算出している設備」における耐震評価に用いた鉛直方向荷重は、「②大型機器連成解析結果から得られる軸力」よりも大きい値であることを確認した。

ここで、「①鉛直荷重（自重）に鉛直震度を乗じて鉛直方向荷重を算出している設備」には、鉛直震度から算出した鉛直方向荷重と軸力とを比較し保守的な荷重を使用するもの（RPV本体関係）及び通常運転時鉛直荷重と異なる燃料交換時鉛直荷重を使用するもの（PCV関係）がある。

また、鉛直震度に乗じる鉛直荷重（自重）については、設計条件や通常運転時での強度評価に適用することから保守的に設定している。このため、鉛直震度から算出した鉛直方向荷重は軸力に比べて大きな値となっている。

表12 鉛直震度から算出した鉛直荷重が軸力よりも上回ることの確認(基準地震動S_g)

目録番号	目録名称	鉛直方向の荷重算出に軸力(建屋機器連成解析結果)を用いているか ○:用いている(軸力を用いている。) ×:用いていない(鉛直震度から荷重を算出している。)	鉛直震度から荷重を算出している場合の追加検討		
			鉛直震度から算出した鉛直荷重の値(kN) (①)	軸力(kN) (②)	①>②
V-1-2-1	原子炉本体の基礎に関する説明書	×	2.16E+04	1.92E+04	○
V-2-3-3	炉心の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-3-1	燃料集合体の耐震性についての計算書	×			
V-2-3-3-2	炉心支持構造物の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-3-2-1	炉心支持構造物の応力解析の方針	-	-	-	-
V-2-3-3-2-2	炉心シュラウドの耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-3-2-3	シュラウドサポートの耐震性についての計算書	V1:○ V2:× ここで、V1:炉心シュラウドから作用する荷重 V2:容器胴板に作用する荷重	V2:2.01E+04	V2:8.39E+03	○
V-2-3-3-2-4	上部格子板の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-3-2-5	炉心支持板の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-3-2-6	燃料支持金具の耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-3-2-7	制御棒案内管の耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-4	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-1	原子炉圧力容器本体の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-1-1	原子炉圧力容器の応力解析の方針	-	-	-	-
V-2-3-4-1-2	原子炉圧力容器の応力計算書(その1)	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-2に含める)	下部鏡板の耐震性についての計算書	V1, V2: × ここで、V1:下部鏡板に作用する荷重 V2:容器胴板に作用する荷重	V1:2.02E+04 V2:2.01E+04	V1:1.85E+04 V2:8.39E+03	○
(V-2-3-4-1-2に含める)	給水ノズル(N4)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-2に含める)	原子炉圧力容器スカートの耐震性についての計算書	V1, V2: × ここで、V1:下部鏡板に作用する荷重 V2:容器胴板に作用する荷重	V1:2.02E+04 V2:2.01E+04	V1:1.85E+04 V2:8.39E+03	○
V-2-3-4-1-3	原子炉圧力容器の応力計算書(その2)	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	胴板の耐震性についての計算書	×	2.01E+04	8.39E+03	○
(V-2-3-4-1-3に含める)	制御棒駆動機構ハウジング貫通部の耐震性についての計算書	V1, V2: × ここで、V1:炉内側から作用する荷重 V2:炉外側から作用する荷重	V1:19.6kN V2:6.97kN	V1:19.3kN V2:6.14kN	○
(V-2-3-4-1-3に含める)	再循環水出口ノズル(N1)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	再循環水入口ノズル(N2)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	主蒸気ノズル(N3)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	炉心スプレインズル(N5)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	差圧検出・ほう酸水注入管ノズル(N10)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	低圧注水ノズル(N17)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	上鏡スプレインズル(N6)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	ベントノズル(N7)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	ジェットポンプ計測管貫通部ノズル(N8)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	針装ノズル(N11)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	針装ノズル(N12)の耐震性についての計算書	-	-	-	-

目録番号	目録名称	鉛直方向の荷重算出に軸力(建屋機器連成解析結果)を用いているか ○:用いている(軸力を用いている。) ×:用いていない(鉛直震度から荷重を算出している。)	鉛直震度から荷重を算出している場合の追加検討		
			鉛直震度から算出した鉛直荷重の値(kN) (①)	軸力(kN) (②)	①>②
(V-2-3-4-1-3に含める)	計装ノズル(N16)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	ドレンノズル(N15)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	ブラケット類の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	原子炉圧力容器の基礎ボルトの耐震性についての計算書	×	3.23E+04	2.53E+04	○
V-2-3-4-3	原子炉圧力容器付属建造物の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-3-1	原子炉圧力容器スタビライザの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-3-2	原子炉格納容器スタビライザの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-3-3	制御棒駆動機構ハウジング支持金具の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-3-4	差圧検出・ほう酸水注入管(ティーよりN10ノズルまでの外管)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4	原子炉圧力容器内部建造物の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-1	原子炉圧力容器内部建造物の応力解析の方針	-	-	-	-
V-2-3-4-4-2	蒸気乾燥機の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-3	気水分離器及びスタンドパイプの耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-4-4-4	シュラウドヘッドの耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-4-4-5	ジェットポンプの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-6	給水スパージャの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-7	高圧及び低圧炉心スプレイスパージャの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-8	残留熱除去系配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-9	高圧及び低圧炉心スプレイ配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-10	差圧検出・ほう酸水注入管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-11	中性子計測案内管の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9	原子炉格納施設の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-2	原子炉格納容器の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-2-1	原子炉格納容器本体の耐震性についての計算書	↓	↓	↓	↓
評価点1	EL.38301	×	1.81E+03	1.37E+03	○
評価点2	EL.36218	×	5.05E+05	1.62E+03	○
評価点3	EL.25320	×	1.48E+04	2.83E+03	○
評価点4	EL.12148	×	2.32E+04	7.15E+03	○
評価点5	EL.7958~EL.3958	×	2.32E+04	8.57E+03	○
評価点6(DB)	EL.-4010	×	2.45E+04	9.61E+03	○
評価点6(SA)	EL.-4010	×	1.07E+05	9.61E+03	○
V-2-9-2-2	原子炉格納容器底部コンクリートマットの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-2-3	上部シアラグ及びスタビライザの耐震性についての計算書(PCV胴の評価点③と同じ)	×	1.48E+04	2.83E+03	○
V-2-9-2-4	下部シアラグ及びダイヤフラムブラケットの耐震性についての計算書(PCV胴の評価点④と同じ)	×	2.32E+04	7.15E+03	○
V-2-9-2-5	胴アンカー部の耐震性についての計算書(DB)	×	2.45E+06	9.61E+03	○
	胴アンカー部の耐震性についての計算書(SA)	×	1.07E+05	9.61E+03	○
V-2-9-2-6	機器搬入用ハッチの耐震性についての計算書(PCV胴の評価点4と同じ)	×	2.32E+04	7.15E+03	○

目録番号	目録名称	鉛直方向の荷重算出に軸力(連層機器連成解析結果)を用いているか ○:用いている(軸力を用いている。) ×:用いていない(鉛直震度から荷重を算出している。)	鉛直震度から荷重を算出している場合の追加検討		
			鉛直震度から算出した鉛直荷重の値(kN) (①)	軸力(kN) (②)	①>②
V-2-9-2-7	所員用エアロックの耐震性についての計算書(PCV胴の評価点4と同じ)	×	2.32E+04	7.15E+03	○
V-2-9-2-8	サブプレッション・チェンバアクセスハッチの耐震性についての計算書(DB)(PCV胴の評価点6と同じ)	×	2.45E+04	9.61E+03	○
V-2-9-2-8	サブプレッション・チェンバアクセスハッチの耐震性についての計算書(SA)(PCV胴の評価点6と同じ)(突ばらつき条件)	×	8.54E+04	7.41E+03	○
V-2-9-2-9	配管貫通部の耐震性についての計算書(DB)	×	2.45E+04	9.61E+03	○
	配管貫通部の耐震性についての計算書(SA)	×	1.07E+05	9.61E+03	○
V-2-9-2-10	電気配線貫通部の耐震性についての計算書(DB)	↓	↓	↓	↓
評価点4	EL.12148	×	2.32E+04	7.15E+03	○
V-2-9-2-11	サブプレッションチェンバ底部ライナー部の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4	圧力低減設備その他の安全設備の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4-1	ダイヤフラム・フロアの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4-2	ペント管の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4-3	原子炉格納容器安全設備の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4-3-1	格納容器スプレイヘッドの耐震性についての計算書	-	-	-	-

表13 鉛直震度から算出した鉛直荷重が軸力よりも上回ることを確認(弾性設計用地震動 S_d)

目録番号	目録名称	鉛直方向の荷重算出に軸力(建屋機器連成解析結果)を用いているか ○:用いている(軸力を用いている。) ×:用いていない(鉛直震度から荷重を算出している。)	鉛直震度から荷重を算出している場合の追加検討		
			鉛直震度から算出した鉛直荷重の値(kN) (①)	軸力(kN) (②)	①>②
V-1-2-1	原子炉本体の基礎に関する説明書	×	1.60E+04	9.84E+03	○
V-2-3-3	炉心の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-3-1	燃料集合体の耐震性についての計算書	×	(燃料集合体の評価は、燃料棒単体についての強度評価を実施しており、建屋機器連成解析における軸力(燃料集合体の剛性を支配するチャンネルボックスに作用する軸力)ではなく、連成解析で得られた鉛直方向加速度の最大値に燃料棒自重を乗じた軸力が燃料被覆管に作用するものとして解析している。)		
V-2-3-3-2	炉心支持構造物の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-3-2-1	炉心支持構造物の応力解析の方針	-	-	-	-
V-2-3-3-2-2	炉心シュラウドの耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-3-2-3	シュラウドサポートの耐震性についての計算書	V1:○ V2:× ここで、V1:炉心シュラウドから作用する荷重 V2:容器胴板に作用する荷重	V2:1.09E+04	V2:4.5E+03	○
V-2-3-3-2-4	上部格子板の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-3-2-5	炉心支持板の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-3-2-6	燃料支持金具の耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-3-2-7	制御棒案内管の耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-4	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-1	原子炉圧力容器本体の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-1-1	原子炉圧力容器の応力解析の方針	-	-	-	-
V-2-3-4-1-2	原子炉圧力容器の応力計算書(その1)	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-2に含める)	下部鏡板の耐震性についての計算書	V1, V2:× ここで、V1:下部鏡板に作用する荷重 V2:容器胴板に作用する荷重	V1:1.10E+04 V2:1.09E+04	V1:9.95E+03 V2:4.50E+03	○
(V-2-3-4-1-2に含める)	給水ノズル(N4)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-2に含める)	原子炉圧力容器スカート耐震性についての計算書	V1, V2:× ここで、V1:下部鏡板に作用する荷重 V2:容器胴板に作用する荷重	V1:1.10E+04 V2:1.09E+04	V1:9.95E+03 V2:4.50E+03	○
V-2-3-4-1-3	原子炉圧力容器の応力計算書(その2)	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	胴板の耐震性についての計算書	×	1.09E+04	4.50E+03	○
(V-2-3-4-1-3に含める)	制御棒駆動機構ハウジング貫通部の耐震性についての計算書	V1, V2:× ここで、V1:炉内側から作用する荷重 V2:炉外側から作用する荷重	V1:10.7E+03 V2:3.80E+03	V1:10.5E+03 V2:3.28E+03	○
(V-2-3-4-1-3に含める)	再循環水出口ノズル(N1)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	再循環水入口ノズル(N2)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	主蒸気ノズル(N3)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	炉心スプレインズ(N5)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	差圧検出・ほう酸水注入管ノズル(N10)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	低圧注水ノズル(N17)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	上鏡スプレインズ(N6)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	ベントノズル(N7)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	ジェットポンプ計測管貫通部ノズル(N8)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	針装ノズル(N11)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	針装ノズル(N12)の耐震性についての計算書	-	-	-	-

目録番号	目録名称	鉛直方向の荷重算出に軸力(建屋機器連成解析結果)を用いているか ○:用いている(軸力を用いている。) ×:用いていない(鉛直震度から荷重を算出している。)	鉛直震度から荷重を算出している場合の追加検討		
			鉛直震度から算出した鉛直荷重の値(kN) (①)	軸力(kN) (②)	①>②
(V-2-3-4-1-3に含める)	計装ノズル(N16)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	ドレンノズル(N15)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	ブラケット類の耐震性についての計算書	-	-	-	-
(V-2-3-4-1-3に含める)	原子炉圧力容器の基礎ボルトの耐震性についての計算書	×	1.75E+04	1.36E+04	○
V-2-3-4-3	原子炉圧力容器付属構造物の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-3-1	原子炉圧力容器スタビライザの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-3-2	原子炉格納容器スタビライザの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-3-3	制御棒駆動機構ハウジング支持金具の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-3-4	差圧検出・ほう酸水注入管(ティーよりN10ノズルまでの外管)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4	原子炉圧力容器内部構造物の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-1	原子炉圧力容器内部構造物の応力解析の方針	-	-	-	-
V-2-3-4-4-2	蒸気乾燥器の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-3	気水分離器及びスタンドパイプの耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-4-4-4	シュラウドヘッドの耐震性についての計算書	○	-	-	-
V-2-3-4-4-5	ジェットポンプの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-6	給水スパージャの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-7	高圧及び低圧炉心スプレイスパージャの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-8	残留熱除去系配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-9	高圧及び低圧炉心スプレイ配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-10	差圧検出・ほう酸水注入管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-3-4-4-11	中性子計測案内管の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9	原子炉格納施設の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-2	原子炉格納容器の耐震についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-2-1	原子炉格納容器本体の耐震性についての計算書	↓	↓	↓	↓
評価点1	EL.38301	×	1.02E+03	7.67E+02	○
評価点2	EL.36218	×	2.85E+03	9.02E+02	○
評価点3	EL.25320	×	8.32E+03	1.53E+03	○
評価点4	EL.12148	×	1.31E+04	3.79E+03	○
評価点5	EL.7958~EL.3958	×	1.31E+04	4.54E+03	○
評価点6(DB)	EL.-4010	×	1.38E+04	5.08E+03	○
評価点6(SA)	EL.-4010	×	6.00E+04	5.08E+03	○
V-2-9-2-2	原子炉格納容器底部コンクリートマットの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-2-3	上部シアラグ及びスタビライザの耐震性についての計算書(PCV胴の評価点③と同じ)	×	8.32E+03	1.53E+03	○
V-2-9-2-4	下部シアラグ及びダイヤフラムブラケットの耐震性についての計算書(PCV胴の評価点④と同じ)	×	1.31E+04	3.79E+03	○
V-2-9-2-5	胴アンカー部の耐震性についての計算書(DB)	×	1.38E+04	5.08E+03	○

目録番号	目録名称	鉛直方向の荷重算出に軸力(建屋機器連成解析結果)を用いているか ○:用いている(軸力を用いている。) ×:用いていない(鉛直震度から荷重を算出している。)	鉛直震度から荷重を算出している場合の追加検討		
			鉛直震度から算出した鉛直荷重の値(kN) (①)	軸力(kN) (②)	①>②
	綱アンカー一部の耐震性についての計算書(SA)	×	6.00E+04	5.08E+03	○
V-2-9-2-6	機器搬入用ハッチの耐震性についての計算書(PCV綱の評価点4と同じ)	×	1.31E+04	3.79E+03	○
V-2-9-2-7	所員用エアロックの耐震性についての計算書(PCV綱の評価点4と同じ)	×	1.31E+04	3.79E+03	○
V-2-9-2-8	サブプレッション・チェンバアクセスハッチの耐震性についての計算書(DB) (PCV綱の評価点6と同じ)	×	1.38E+04	5.08E+03	○
V-2-9-2-8	サブプレッション・チェンバアクセスハッチの耐震性についての計算書(SA) (PCV綱の評価点6と同じ)(突ばらつき条件)	×	4.45E+04	3.84E+03	○
V-2-9-2-9	配管貫通部の耐震性についての計算書(DB)	×	1.38E+04	5.08E+03	○
	配管貫通部の耐震性についての計算書(SA)	×	6.00E+04	5.08E+03	○
V-2-9-2-10	電気配線貫通部の耐震性についての計算書(DB)	↓	↓	↓	↓
評価点3	EL.25320	×	8.32E+03	1.53E+03	○
評価点4	EL.12148	×	1.31E+04	3.79E+03	○
V-2-9-2-11	サブプレッションチェンバ底部ライナー一部の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4	圧力低減設備その他の安全設備の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4-1	ダイヤフラム・フロアの耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4-2	ベント管の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4-3	原子炉格納容器安全設備の耐震性についての計算書	-	-	-	-
V-2-9-4-3-1	格納容器スプレイヘッダの耐震性についての計算書	-	-	-	-

11. 配管解析における重心位置スペクトル法の適用について

1. 概要

配管のスペクトルモーダル解析において、配管モデルの重心位置の上階の床応答曲線を単一入力で用いる手法（以下、「重心位置スペクトル法」という。）は従来から適用しており、今回の管の耐震性についての計算書の配管解析についても適用している。

以下にその手法の妥当性を示す。

2. 重心位置スペクトル法について

配管系は、同じ建屋内の複数階、あるいは異なる建屋の間に渡って設置されることが多く、各支持点では異なった地震入力を受けるため、複数の床応答曲線を入力に用いる多入力解析法を適用することにより実現象に近い結果が算出される。しかしながら、実設計においては設計合理性等の観点より、床応答曲線の単一入力による解析を実施している。重心スペクトル法では、配管モデルの重心位置を求め、その重心位置レベルの上階の床応答曲線を単一入力で適用することを原則としている。

なお、複数建屋を渡る配管の入力震度は、配管モデルの重心位置を求め、その重心位置の上階となるそれぞれの建屋の床応答曲線を包絡したものを適用する。図 1 に複数建屋を渡る配管の床応答曲線適用概略図を、図 2 に各建屋の床応答曲線の包絡方法を示す。

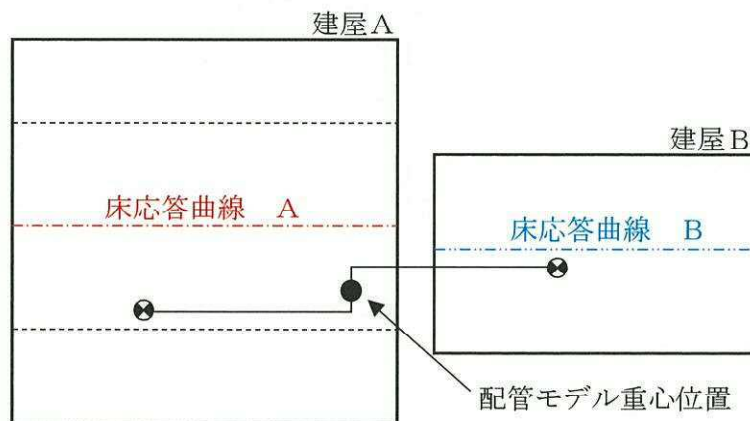


図 1. 複数建屋を渡る配管の床応答曲線適用概略図

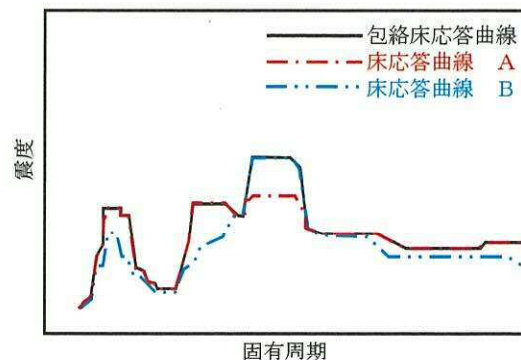


図 2. 各建屋の床応答曲線の包絡方法

3. 重心位置スペクトル法を適用する妥当性

上記重心位置スペクトル法を適用することの妥当性を示すものとして、J E A Gでの記載及び(財)原子力工学センターにおける検討を示す。

(1) J E A G 4 6 0 1 -1987 の記載

J E A G 4 6 0 1 -1987 には、以下記載があり重心位置スペクトル法が適用できると判断される。

「設計用床応答スペクトルは、当該系の重心位置に近いか、あるいは耐震支持点の最も多い床の物等、最も適切な床の物を採用することを基本とするが、耐震安全性評価上必要がある場合は、関連する床応答スペクトルによる多入力解析、またはそれと同等の近似解析を用いることができる。」

(2) (財)原子力工学センターにおける耐震設計の高度化に関する調査報告書

参考文献に示す(財)原子力工学センターにおける、耐震設計の高度化に関する調査報告書にて、重心位置の床応答スペクトルを用いた耐震解析が、実現象に対して保守性を有していることが確認されている。

4. 参考文献

- (1) 昭和 63 年度 耐震設計の高度化に関する調査報告書 別冊 2 (機器系) ((財)原子力工学センター 平成元年 3 月)
- (2) 平成 2 年度 耐震設計の高度化に関する調査報告書 別冊 2 (機器系) ((財)原子力工学センター 平成 3 年 3 月)

12. 応力を基準とした標準支持間隔法の適用について

1. 概要

緊急時対策所用代替電源設備に係る燃料油配管（以下「燃料油配管」という。）については、応力を基準とした標準支持間隔法を適用する計画としている。燃料油配管の主要仕様を表1に示す。燃料油配管の標準支持間隔の設定においては、燃料油配管が設置される緊急時対策所建屋及び緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンク基礎の設備評価用床応答曲線における水平方向及び鉛直方向の卓越振動数を踏まえた支持方針とする。

表1 燃料油配管主要仕様

名称		最高使用 圧力 (MPa)	最高使用 温度 (℃)	外径*1 (mm)	厚さ (mm)	材料
緊急時対策所用発電機	緊急時対策所用発電機 燃料油貯蔵タンク ～	静水頭*2	45*2	60.5	3.9*1	STPT370
	緊急時対策所用発電機 給油ポンプ	0.5*2		60.5	3.9*1	
				48.6	3.7*1	
	緊急時対策所用発電機 給油ポンプ ～	静水頭*2	45*2	48.6	3.7*1	STPT370
	緊急時対策所用発電機 燃料油サービスタンク 2	0.5*2				
	緊急時対策所用発電機 燃料油サービスタンク ～	静水頭*2	45*2	27.2	2.9*1	STPT370
緊急時対策所用発電機 内燃機関						

注記 *1：公称値を示す。

*2：重大事故等時における使用時の値を示す。

2. 燃料油配管の制限振動数について

燃料油配管の制限振動数を表 2 に示す。また燃料油配管を設置する緊急時対策所建屋及び緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンク基礎の床応答曲線と制限振動数の関係を図 1～図 4 に示す。標準支持間隔の設定に適用する制限振動数は、水平方向及び鉛直方向の床応答曲線のピークを剛側に避けた結果となっている。

表 2 燃料油配管の制限振動数

建 屋	床応答曲線高さ E. L (m)	制限振動数 (Hz)
緊急時対策所建屋		
緊急時対策所用発電機 燃料油貯蔵タンク基礎		

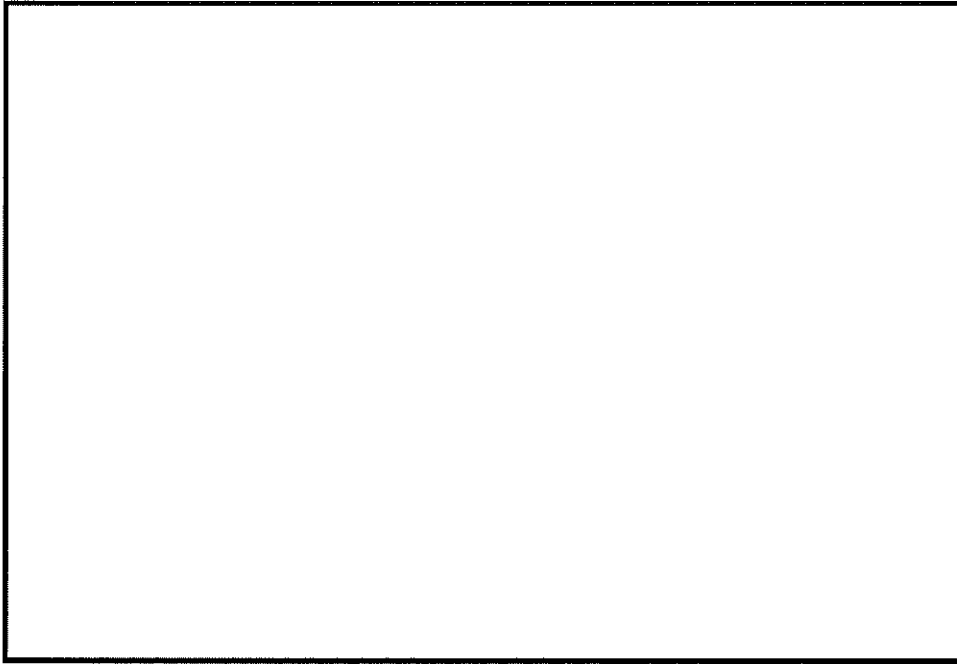


図 1 緊急時対策所建屋の床応答曲線と制限振動数との関係（水平方向）

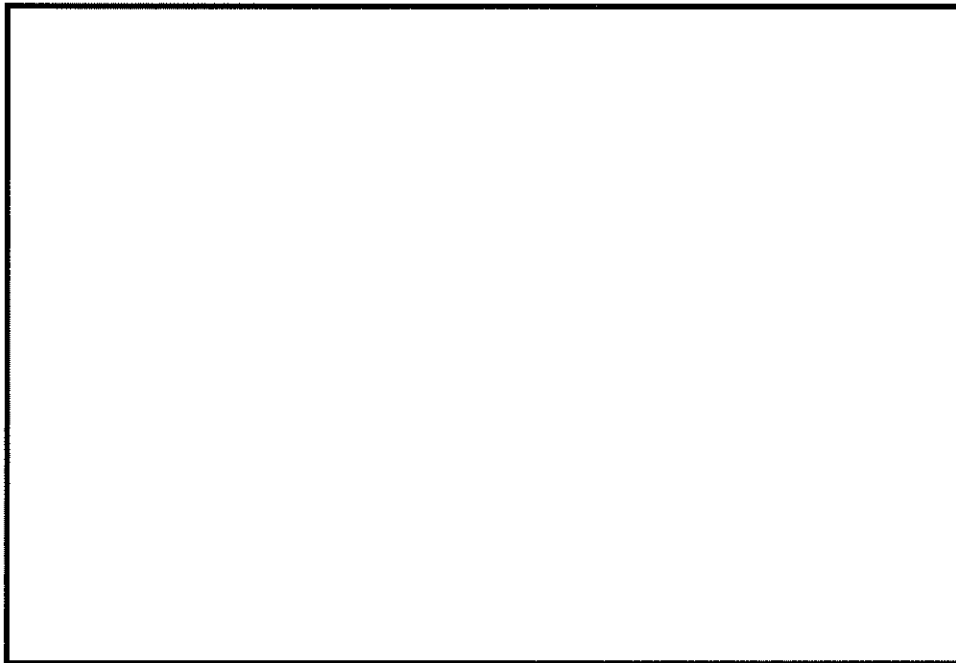


図 2 緊急時対策所建屋の床応答曲線と制限振動数との関係（鉛直方向）

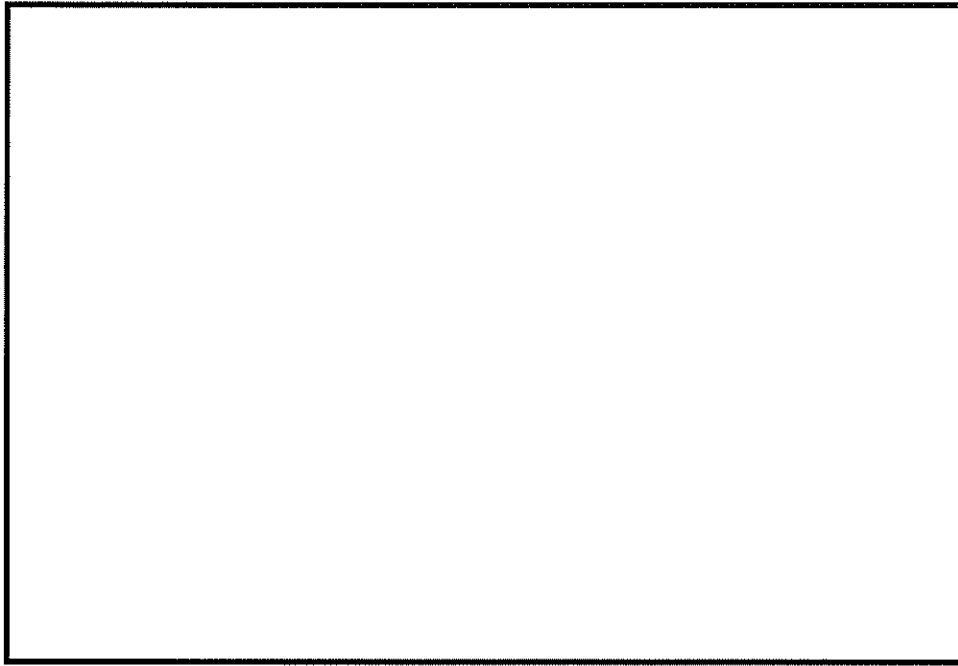


図 3 緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンク基礎の床応答曲線と制限振動数との関係（水平方向）

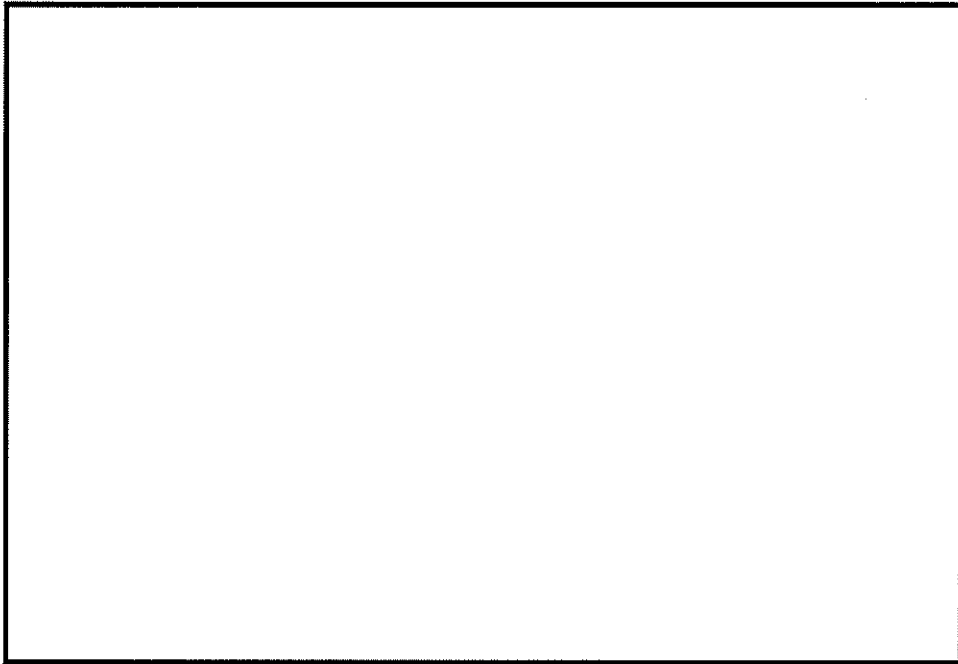


図 4 緊急時対策所用発電機燃料油貯蔵タンク基礎の床応答曲線と制限振動数との関係（鉛直方向）

3. 応力を基準とした標準支持間隔法における固有周期及び応力算定方法

応力基準における標準支持間隔法では、梁の運動方程式に境界条件を与えて解析的に解く事により得られた理論式に基づき、各振動モードの固有振動数、固有ベクトル、刺激係数を算出した上で、床応答曲線から選択した応答加速度を適用する事によって、応答スペクトル解析が行われている。

以下に運動方程式から求められた式の導出手順を示す。

(1) 配管系のモデル化

応力基準における標準支持間隔法では、図5に示す配管について、2スパン3点支持の等分布質量を持つ梁としてモデル化している。

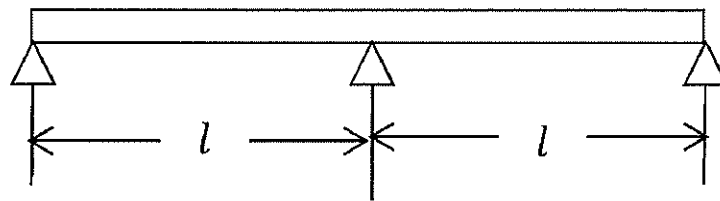


図5 等分布質量を持つ2スパン3点支持梁モデル

この時、図5に示す梁モデルの振動を表す運動方程式は、以下の様になる。

$$\text{運動方程式} \quad \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = -\frac{EI}{w} \frac{\partial^4 y}{\partial t^4} \quad \dots (1)$$

ここで

- w : 分布質量
- E : 縦弾性係数
- I : 断面二次モーメント
- y : 変位
- t : 時間

(2) 固有値解析

(1)式の運動方程式を解く事によって、固有振動数、固有関数、刺激係数を算出する。

運動方程式の解を

$$y=Y(x) (A\cos(\omega t)+B\sin(\omega t)) \quad \dots (2)$$

とにおいて、運動方程式に代入すると、次式が得られる。

$$\frac{d^4Y}{dx^4} - k^4Y = 0$$

ここで、 $k^4 = \frac{W}{EI} \omega^2$ とおく

また、運動方程式の一般解については次式となる。

$$y = A_r \cos(kx) + B_r \sin(kx) + C_r \sinh(kx) + D_r \cosh(kx) \quad \dots (3)$$

ここで、 A_r , B_r , C_r , D_r の係数は支持点の境界条件によって求められる

以上の関係式を踏まえて解析モデルの境界条件を踏まえて以下の関係式が算出される。

1スパン目の梁の固有関数

$$y_1 = A_2 (\operatorname{cosec}(kl) \cdot \sin(kx) - \operatorname{cosech}(kl) \cdot \sinh(kx)) \quad \dots (4)$$

同様に、2スパン目の梁の固有関数

$$y_2 = A_2 (\cos(kx) - \cosh(kx) - \cot(kl) \cdot \sin(kx) + \coth(kl) \cdot \sinh(kx)) \quad \dots (5)$$

また、固有振動数 f_p が求められる。

$$f_p = \frac{dAkn^2}{2\pi} \sqrt{\frac{EI}{wl^4}} \quad \dots (6)$$

ここで、 $dAkn$ は、振動数係数である。また、固有関数より、刺激係数 $n\beta$ が求まる。

$$n\beta = \frac{\int_0^l n y_1 dx}{\int_0^l n y_1^2 dx} \quad \dots (7)$$

ここで、
 $n\beta$: 刺激係数
 $n y_1$: n 次固有関数

一方、配管-サポート連成系の振動数の算出は、

$$f_{ps} = \frac{f_p}{\sqrt{1 + \left(\frac{f_p}{f_s}\right)^2}} \quad \dots (8)$$

となる。サポートの固有振動数は、配管とサポートの質量を付加した状態で算出されており、式(8)で配管とサポートの固有振動数を合成する事によって、サポートの質量の効果が配管系の固有振動数に反映される。

(3) 応答加速度の読み取り

応答加速度 α_n は作成された床応答曲線から各モードの配管-サポート連成系の振動数 f_{ps} で決定する。床応答曲線から各モードの応答加速度 α_n を求める方法を図6に示す。

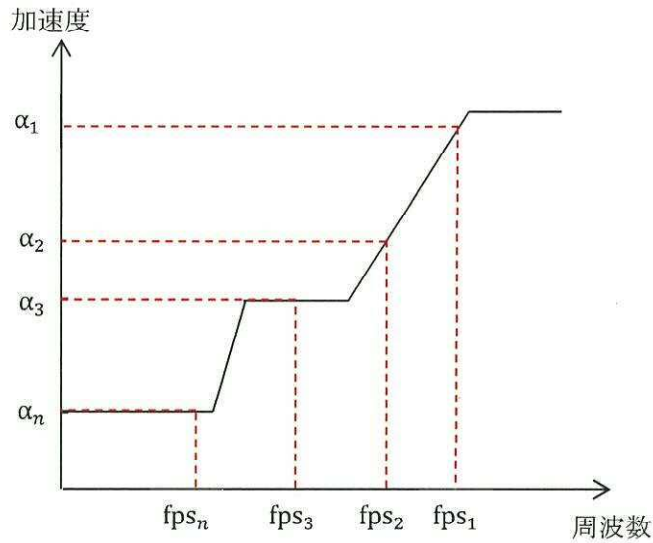


図6 床応答曲線

(4) 応答算出 (応答合成)

モーメントは、以下の梁理論式に基づき、先に求めた変位関数を微分して求める。

$$M = EI \frac{d^2y}{dx^2}$$

なお、最大モーメントは2スパン梁の中央支持点に生じることから、 $x=l$ において、

$$nM_{max} = -2w \cdot \beta_n \cdot \alpha_n \cdot \frac{1}{k_n^2} \quad \dots (9)$$

また、曲げモーメント式を配管の断面係数で割ると配管応力が得られる。

$$\sigma_{max} = \frac{M_{max}}{z} = -2w \cdot \beta_n \cdot \alpha_n \cdot \frac{1}{k_n^2} \cdot \frac{1}{z} \quad \dots (10)$$

定ピッチスパン法では、10次までのモード合成を実施していることから、配管応力は以下となる。なお、緊急時対策所建屋の燃料油配管の10次モードの固有周期は0.067秒となる。

$$\sigma_{max} = 2w \cdot \frac{1}{z} \cdot \left[\sum_{n=1}^{10} \left\{ \alpha_n \cdot \frac{\beta_n}{k_n^2} \right\}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad \dots (11)$$

(5) 応力評価

J E A G 4601 の規程に従い応力評価を行う。

13. ダクトの耐震計算方法について

1. 概要

主配管範囲のダクト支持点設計における直管部，曲がり部及び集中質量部の考慮について考え方を示すものである。

2. ダクト支持点設計

ダクトは適切な剛性を有するとともに，許容座屈曲げモーメントを満足する支持間隔とすることにより耐震性を確保している。ダクト系の直管部，曲がり部及び集中質量部の標準的な構成要素の支持間隔について，固有振動数，地震応力値等が適切であるかを検証した。

3. 直管部支持間隔

ダクト実機は連続梁であることから，ダクト1スパンに着目した場合は両端固定梁に近似されるが，設計では，支持間隔 L の算出を1スパン両端支持梁として定ピッチスパンを算出することにより，裕度を有するものとしている。両端固定梁を両端支持梁としてモデル化することによる保守性について，各計算式の比較を行い，検証した結果を以下に示す。

3.1 振動数基準スパンにおける裕度の検証

固有振動数を一定としたときの，両端支持梁の支持間隔 L_1 (計算結果)と両端固定梁の支持間隔 L_2 (実機近似)の比較結果を以下に示す。

$$L_1 = \sqrt{\frac{\pi^2}{2 \cdot \pi \cdot f} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I \cdot g}{w}}} \quad \dots \dots \dots (3.1) \quad \text{出典：機械工学便覧} \alpha 2 \text{編 振動力学}$$

$$L_2 = \sqrt{\frac{4.730^2}{2 \cdot \pi \cdot f} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I \cdot g}{w}}} \quad \dots \dots \dots (3.2) \quad \text{出典：機械工学便覧} \alpha 2 \text{編 振動力学}$$

L_1 ：等価分布質量を受ける両端支持梁の振動数基準支持間隔(mm)

L_2 ：等価分布質量を受ける両端固定梁の振動数基準支持間隔(mm)

f ：固有振動数(Hz)

E ：縦弾性係数(N/mm²)

I ：断面二次モーメント(mm⁴)

g ：重力加速度(mm⁴)

w ：ダクト単位長さ重量(N/mm)

(3.1)，(3.2)式より，同一断面，重量のダクトにおける支持間隔 L_1 は L_2 の0.67倍(33%の設計裕度を有する)である。したがって，実機に対し保守的な支持間隔が算出される結果となり，振動数基準スパンにおいて設計裕度を有している。

3.2 モーメント基準スパンにおける裕度の検証

モーメントを一定としたときに、両端支持梁の支持間隔 L_3 (計算結果) と両端固定梁の支持間隔 L_4 (実機近似) の比較結果を以下に示す。

$$L_3 = \sqrt{\frac{8 \cdot M}{w}} \quad \dots \dots \dots (3.3) \quad \text{出典：機械工学便覧 } \alpha 3 \text{ 編 材料力学}$$

$$L_4 = \sqrt{\frac{12 \cdot M}{w}} \quad \dots \dots \dots (3.4) \quad \text{出典：機械工学便覧 } \alpha 3 \text{ 編 材料力学}$$

L_3 : 等価分布質量を受ける両端支持梁の振動数基準支持間隔 (mm)

L_4 : 等価分布質量を受ける両端固定梁の振動数基準支持間隔 (mm)

M : 許容座屈曲げモーメント (N・mm)

(3.3), (3.4) 式より、同一断面、重量のダクトにおける支持間隔 L_3 は L_4 の 0.82 倍 (18% の設計裕度を有する) である。したがって、実機に対し保守的な支持間隔が算出される結果となり、モーメント基準スパンにおいて設計裕度を有していると言える。

4. 曲がり部支持間隔

ダクトの曲がり部については、これらの近傍を支持することを原則とし、その支持間隔は直管部の支持間隔以内に収まるよう支持点設計を行っている。

しかし、曲がり部は直管部に比べ曲がり面と直角な方向 (面外方向) の振動数が低下するため、面外振動を抑えるよう支持を行う必要性、並びに、曲がり角に対する振動数低下の関係についても考慮する必要がある。これに対し、曲がり部面外方向への振動数低下の影響については、曲がり部近傍にて面外振動を抑える支持を行うことで対策は可能であるが、曲がり角に対する振動数低下の影響については、直管部と同様にダクトを 1 スパン両端単純支持梁としたモデル化により支持間隔を算定することで、3. 項で検証した裕度内に曲がり角に対する振動数低下率が収まることの検証を行い、その結果を以下に示す。

4.1 曲がり角と振動数低下による縮小率の検証

曲がり角と面外方向の振動数係数 λ の関係を図 1 に示す。図 1 より、曲がり角が π (=直管) の場合、 $\lambda_{\pi/2} = 4.73$ であるのに対して、 $\theta_1 = \theta_2$ の場合に最も振動数係数が低下し、曲がり角が $\pi/2$ (=曲管) の場合で、 $\lambda_{\pi/2} = 3.95$ まで低下することがわかる。したがって、ダクトの振動数を低下させないようにするための支持間隔の縮小率は次式のとおりとなる。(4.1) 式より、直管部に対する曲がり部支持間隔の縮小率は 0.83 倍 (17%) である。

$$\frac{l_{\text{曲管}}}{l_{\text{直管}}} = \frac{\lambda_{\pi/2}}{\lambda_{\pi}} = \frac{3.95}{4.73} = 0.83 \dots \dots (4.1)$$

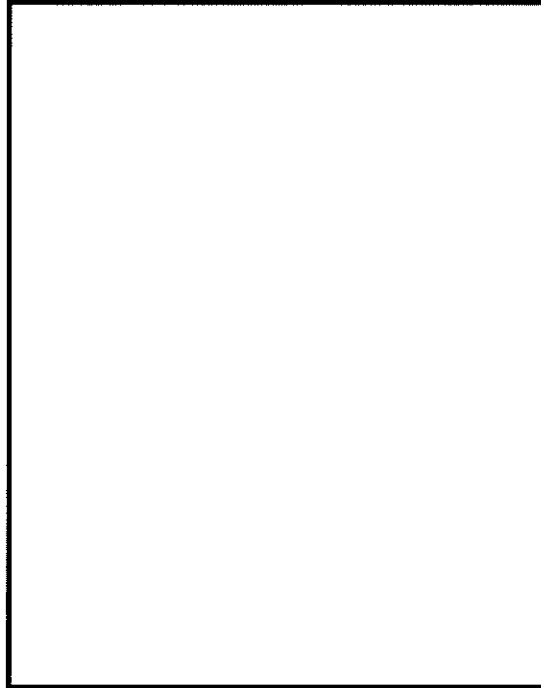


図1 曲がり角と振動数係数の関係
(JEAG4601-1987 より引用)

4.2 検証結果

以上の結果より、直管部に対する曲がり部支持間隔の縮小率(17%)は、第3章で検証した直管部支持間隔の裕度以内(min(33%, 18%))に収まる結果であり、現状、1スパン両端支持梁による直管部の定ピッチスパンは、実機の曲がり部に対して設計裕度を有している、と言える。

5. 集中質量部支持間隔

ダクトに自動ダンパ等の重量物を取り付く場合は、重量物自体又は近傍を支持するものとしている。また、設計考慮として、実際に集中重量を考慮した許容スパンを算定し、重量物の近傍支持としている実機の耐震支持間隔と比較することにより検証を行う。

14. Bijlaard の方法の適用文献について

1. 経緯

「V-2-5-4-1-1 残留熱除去系熱交換器の耐震性についての計算書」、 「V-2-5-3-1-1 アクチュエータの耐震性についての計算書」及び「V-2-9-5-4-1 低圧マニホールドの耐震性についての計算書」の胴の脚取付部の評価には、J E A G 4 6 0 1 -1987に基づき Bijlaardの方法を適用している。

J E A G 4 6 0 1 -1987では、表1に示す「Wichman, K.R. et al.: Local Stresses in Spherical and Cylindrical Shells due to External Loadings, Welding Research Council bulletin, WRC bulletin 107 / August 1965.」(以下、Bijlaard引用文献という。)の1979年版を適用することが記載されている。しかし、Bijlaard引用文献の1979年版の応力係数表には「 β_1/β_2 」と記載があり、他の発行年版「 β_2/β_1 」と違うため、上記の耐震性についての計算書においては、応力係数表を「 β_2/β_1 」として適用する。本資料では、応力係数表の「 β_1/β_2 」と「 β_2/β_1 」の違いによる影響を確認する。

2. 適用文献の発行年による応力係数表の違いについて

Bijlaardの方法は、胴及び脚付根部の形状からシェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β を決定し、Bijlaard引用文献に記載された図表から応力や応力係数を読み取ることにより、胴の脚付根部に発生する応力を算出する方法である。

ここで、J E A G 4 6 0 1 -1987では、Bijlaard引用文献1979年版を適用することが記載されているが、引用文献の発行年版により応力係数の「 β_1/β_2 」の記載に違いがある。各発行年版の違いを表1に示す。

表1 Bijlaardの方法に用いる引用文献の発行年による違い

引用文献名	発行年	応力係数表 (Table-8) の記載	備考
Wichman, K.R. et al.: Local Stresses in Spherical and Cylindrical Shells due to External Loadings, Welding Research Council bulletin, WRC bulletin 107 / August 1965.	(1)1965年	β_2/β_1	
	(2)1979年	β_1/β_2	J E A G 4 6 0 1 -1987にて引用
	(3)2002年	β_2/β_1	J E A G 4 6 0 1 -2015にて引用
Wichman, K.R. et al.: Precision Equations and Enhanced Diagrams for Local Stresses in Spherical and Cylindrical Shells Due to External Loadings for Implementation of WRC Bulletin 107, Welding Research Council bulletin, WRC bulletin 537 / 2010	(4)2010年	β_2/β_1	

3. 影響評価

Bijlaard の方法における応力係数表の「 β_1/β_2 」と「 β_2/β_1 」の違いによる影響について、アキームレータを代表として確認した結果を表 2 に示す。確認の結果、現状適用している 1979 年版「 β_1/β_2 」と 2002 年版「 β_2/β_1 」の違いによる影響は小さいことを確認した。

表 2 応力係数表の違いによる影響確認結果

1979年版 (β_1/β_2)		2002年版 (β_2/β_1)																																																	
(1) 計算条件 a. シェルパラメータ γ $r_m = (D_1 + t) / 2 = (550 + 12.0) / 2 = 281.0$ (mm) $\gamma = r_m / t = 281.0 / 12.0 = 23.4167$ b. アタッチメントパラメータ β $\beta_1 = C_1 / r_m = 75 / 281.0 = 0.266904$ $\beta_2 = C_2 / r_m = 90 / 281.0 = 0.320285$ $\beta_1 / \beta_2 = 0.266904 / 0.320285 = 0.833333$		(1) 計算条件 $\beta_2 / \beta_1 = 0.320285 / 0.266904 = 1.20000$																																																	
(2) 長手方向曲げモーメント M_L に対する応力係数 Table 8-Longitudinal Moment (M_L) より、		(2) 長手方向曲げモーメント M_L に対する応力係数 Table 8-Longitudinal Moment (M_L) より、																																																	
<table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>$\beta_1/\beta_2=0.5$</th> <th>$\beta_1/\beta_2=1$</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>γ</td> <td>15</td> <td>100</td> </tr> <tr> <td>Cf for $N\phi$</td> <td>0.90</td> <td>0.97</td> </tr> <tr> <td>Cf for Nx</td> <td>0.76</td> <td>0.68</td> </tr> <tr> <td>γ による補間</td> <td>$Cf_1 = 0.906931$</td> <td>1.00</td> </tr> <tr> <td></td> <td>$Cf_2 = 0.752078$</td> <td>1.00</td> </tr> <tr> <td>β_1/β_2 による補間</td> <td>$Cf_1 = 0.968977 \rightarrow 0.97$</td> <td>0.97</td> </tr> <tr> <td></td> <td>$Cf_2 = 0.917359 \rightarrow 0.92$</td> <td>0.92</td> </tr> </tbody> </table>			$\beta_1/\beta_2=0.5$	$\beta_1/\beta_2=1$	γ	15	100	Cf for $N\phi$	0.90	0.97	Cf for Nx	0.76	0.68	γ による補間	$Cf_1 = 0.906931$	1.00		$Cf_2 = 0.752078$	1.00	β_1/β_2 による補間	$Cf_1 = 0.968977 \rightarrow 0.97$	0.97		$Cf_2 = 0.917359 \rightarrow 0.92$	0.92	<table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>$\beta_2/\beta_1=1$</th> <th>$\beta_2/\beta_1=2$</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>γ</td> <td>—</td> <td>15</td> </tr> <tr> <td>Cf for $N\phi$</td> <td>—</td> <td>0.87</td> </tr> <tr> <td>Cf for Nx</td> <td>—</td> <td>1.30</td> </tr> <tr> <td>γ による補間</td> <td>$Cf_1 = 1.00$</td> <td>0.854059</td> </tr> <tr> <td></td> <td>$Cf_2 = 1.00$</td> <td>1.28515</td> </tr> <tr> <td>β_1/β_2 による補間</td> <td>$Cf_1 = 0.972812 \rightarrow 0.97$</td> <td>0.97</td> </tr> <tr> <td></td> <td>$Cf_2 = 1.057029 \rightarrow 1.06$</td> <td>1.06</td> </tr> </tbody> </table>			$\beta_2/\beta_1=1$	$\beta_2/\beta_1=2$	γ	—	15	Cf for $N\phi$	—	0.87	Cf for Nx	—	1.30	γ による補間	$Cf_1 = 1.00$	0.854059		$Cf_2 = 1.00$	1.28515	β_1/β_2 による補間	$Cf_1 = 0.972812 \rightarrow 0.97$	0.97		$Cf_2 = 1.057029 \rightarrow 1.06$	1.06
	$\beta_1/\beta_2=0.5$	$\beta_1/\beta_2=1$																																																	
γ	15	100																																																	
Cf for $N\phi$	0.90	0.97																																																	
Cf for Nx	0.76	0.68																																																	
γ による補間	$Cf_1 = 0.906931$	1.00																																																	
	$Cf_2 = 0.752078$	1.00																																																	
β_1/β_2 による補間	$Cf_1 = 0.968977 \rightarrow 0.97$	0.97																																																	
	$Cf_2 = 0.917359 \rightarrow 0.92$	0.92																																																	
	$\beta_2/\beta_1=1$	$\beta_2/\beta_1=2$																																																	
γ	—	15																																																	
Cf for $N\phi$	—	0.87																																																	
Cf for Nx	—	1.30																																																	
γ による補間	$Cf_1 = 1.00$	0.854059																																																	
	$Cf_2 = 1.00$	1.28515																																																	
β_1/β_2 による補間	$Cf_1 = 0.972812 \rightarrow 0.97$	0.97																																																	
	$Cf_2 = 1.057029 \rightarrow 1.06$	1.06																																																	
$\sigma_{\phi 3} = 2.203 \times \frac{4.01452E+04}{281^2 \times 12 \times 0.301399} \times 0.97 = 0.300389 \text{ (MPa)}$ $\sigma_{x 3} = 1.008 \times \frac{4.01452E+04}{281^2 \times 12 \times 0.301399} \times 0.92 = 0.130361 \text{ (MPa)}$		$\sigma_{\phi 3} = 2.203 \times \frac{4.01452E+04}{281^2 \times 12 \times 0.301399} \times 0.97 = 0.300389 \text{ (MPa)}$ $\sigma_{x 3} = 1.008 \times \frac{4.01452E+04}{281^2 \times 12 \times 0.301399} \times 1.06 = 0.150198 \text{ (MPa)}$																																																	
(3) 組合せ応力 (a) 一次応力 i) 水平方向地震力 (Z 方向) 及び鉛直方向地震力が作用した場合 (i) 第 1 脚付け根部 第 1 評価点		(3) 組合せ応力 (a) 一次応力 i) 水平方向地震力 (Z 方向) 及び鉛直方向地震力が作用した場合 (i) 第 1 脚付け根部 第 1 評価点																																																	
$\begin{aligned} \sigma_{\phi z 1} &= \sigma_{\phi 1} + \sigma_{\phi 3} + \sigma_{\phi 4} + \sigma_{\phi 7} + \sigma_{\phi 8} + \sigma_{\phi 9} \\ &\quad + \sigma_{\phi 61} + \sigma_{\phi 71} \\ &= 5.36180E+01 + 3.00389E-01 + 1.27287E-02 \\ &\quad + 0.00000E+00 + 3.75486E-01 + 1.59109E-02 \\ &\quad + 3.34240E-01 + 7.67129E-01 \\ &= 5.54239E+01 \text{ (MPa)} \end{aligned}$ $\begin{aligned} \sigma_{\phi x 1} &= \sigma_{x 1} + \sigma_{x 2} + \sigma_{x 3} + \sigma_{x 4} + \sigma_{x 5} + \sigma_{x 7} \\ &\quad + \sigma_{x 8} + \sigma_{x 9} + \sigma_{x 61} + \sigma_{x 71} \\ &= 2.68090E+01 + 1.38859E-01 + 1.30360E-01 \\ &\quad + 1.32265E-02 + 3.49412E-01 + 1.73574E-01 \\ &\quad + 1.62950E-01 + 1.65331E-02 + 3.47311E-01 \\ &\quad + 3.32913E-01 = 2.84741E+01 \text{ (MPa)} \end{aligned}$ $\begin{aligned} \sigma_{11} &= \frac{1}{2} \left\{ \left(\sigma_{\phi z 1} + \sigma_{\phi x 1} \right) \right. \\ &\quad \left. + \sqrt{\left(\sigma_{\phi z 1} - \sigma_{\phi x 1} \right)^2} \right\} \\ &= \frac{1}{2} \left\{ \left(5.54239E+01 + 2.84741E+01 \right) \right. \\ &\quad \left. + \sqrt{\left(5.54239E+01 - 2.84741E+01 \right)^2} \right\} \\ &= 5.54239E+01 = 56 \text{ (MPa)} \end{aligned}$		$\begin{aligned} \sigma_{\phi z 1} &= \sigma_{\phi 1} + \sigma_{\phi 3} + \sigma_{\phi 4} + \sigma_{\phi 7} + \sigma_{\phi 8} + \sigma_{\phi 9} \\ &\quad + \sigma_{\phi 61} + \sigma_{\phi 71} \\ &= 5.36180E+01 + 3.00389E-01 + 1.27287E-02 \\ &\quad + 0.00000E+00 + 3.75486E-01 + 1.59109E-02 \\ &\quad + 3.34240E-01 + 7.67129E-01 \\ &= 5.54239E+01 \text{ (MPa)} \end{aligned}$ $\begin{aligned} \sigma_{\phi x 1} &= \sigma_{x 1} + \sigma_{x 2} + \sigma_{x 3} + \sigma_{x 4} + \sigma_{x 5} + \sigma_{x 7} \\ &\quad + \sigma_{x 8} + \sigma_{x 9} + \sigma_{x 61} + \sigma_{x 71} \\ &= 2.68090E+01 + 1.38859E-01 + 1.50198E-01 \\ &\quad + 1.32265E-02 + 3.49412E-01 + 1.73574E-01 \\ &\quad + 1.62950E-01 + 1.65331E-02 + 3.47311E-01 \\ &\quad + 3.32913E-01 = 2.84940E+01 \text{ (MPa)} \end{aligned}$ $\begin{aligned} \sigma_{11} &= \frac{1}{2} \left\{ \left(\sigma_{\phi z 1} + \sigma_{\phi x 1} \right) \right. \\ &\quad \left. + \sqrt{\left(\sigma_{\phi z 1} - \sigma_{\phi x 1} \right)^2} \right\} \\ &= \frac{1}{2} \left\{ \left(5.54239E+01 + 2.84940E+01 \right) \right. \\ &\quad \left. + \sqrt{\left(5.54239E+01 - 2.84940E+01 \right)^2} \right\} \\ &= 5.54239E+01 = 56 \text{ (MPa)} \end{aligned}$																																																	
(4) 結論 バイラードの文献において、1979年版と2002年版について比較を実施したところ、上記に示すように、発生応力の差は軽微であり最終的に切上げ表示をした場合は変わらない結果である。 よって、1979年版を適用した計算結果と2002年版で適用した計算結果は大差ないことを確認した。																																																			

15. 主蒸気管の弾性設計用地震動 S_d での耐震評価
について

本資料では、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）における耐震重要度分類の考え方及び耐震評価結果について示す。

15-1 主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について

15-2 評価用地震動における評価結果

15-1 主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について

1. はじめに

主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）については、耐震Bクラスに分類され、また弾性設計用地震動 S_d に対して破損しないことの検討を行うこととしている。

本資料においては、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）の耐震重要度分類の考え方及び評価に適用する地震動の考え方について示す。

2. 耐震クラス設定の考え方

耐震重要度分類において、主蒸気管は、以下のクラス分類の規定に基づき、Bクラスに分類している。

「安全機能を有する施設のうち、機能喪失した場合の影響がSクラスの施設と比べ小さい施設であって、原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されていて、一次冷却材を内蔵しているか又は内蔵し得る施設」

さらに、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）については、仮に破断した場合に、一次冷却系から直接外部へ放射性気体（核分裂生成物）を放出する事象が引き起こされる可能性があることに配慮して、弾性設計用地震動 S_d に対して破損しないことの検討を行うこととした。

設備の耐震上の重要度分類にあたって、J E A G 4601・補-1984 重要度分類編において検討した内容が整理されている。（図1参照）

この中で、「放射性物質に関連する設備の耐震重要度分類と被ばく線量」に関して、設備単体が破損したときに全身0.5レム以上の被ばくを与えるものは基準地震動 S_1 による機能維持の確認を行うべき、としている。これにより、基準地震動 S_2 による設備の同時破損を想定しても、被ばく線量を「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」の目安線量に対して十分小さくすることができることになる。

また、主蒸気管については、仮に原子炉格納容器外で破損した場合の被ばく線量は、小児甲状腺1.5レム以下となることが当時の評価方法で得られており、基準地震動 S_1 に対し機能維持をする必要は必ずしもない。一方で、複数基立地の発電所で主蒸気管の同時破損を想定すると、仮定の仕方により目安線量を超える場合もあり得るとして、主塞止弁ま

での部分は、基準地震動 S_1 で破損しないことの確認を行っておくことが望ましいとしている。さらに、被ばく評価の基準が見直されたら、基準地震動 S_1 に対する検討も再度見直す必要があるとしている。

被ばく評価の基準に関しては、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成2年8月30日原子力安全委員会決定）で判断基準が示されている。主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）については、破損時に上記審査指針に定められている事故時の実効線量に関する判断基準（5mSv）を超えないという条件が満たされる必要がある。

東海第二の原子炉設置変更許可申請書における主蒸気管破断時の評価結果によると、被ばく量は0.18mSvであり、上記の判断基準（5mSv）と比較して小さい。このことから、主蒸気管は耐震Bクラスとすることは妥当である。一方で、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）が破断した場合、一次冷却系から直接外部へ放射性気体（核分裂生成物）を放出する事象が引き起こされる可能性があることに配慮することとし、念のため、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）を弾性設計用地震動 S_d で破損しないことの検討を行うこととしたものである。

以上のように、被ばく評価結果に基づき耐震Bクラスの妥当性を確認するとともに、放射性物質の放出の可能性に配慮して弾性設計用地震動 S_d に対して破損しないことの検討を行うこととしたものであり、基準地震動 S_1 を弾性設計用地震動 S_d に読み換えたものではない。

【参考：耐震設計審査指針改訂（平成18年9月）による耐震重要度と適用する地震動との関連について】

次に耐震重要度分類と適用する地震動に関して、J E A G 4601・補-1984 重要度分類編 発刊当時は、耐震Aクラスのうち特に重要な施設を耐震A_sクラスとし、耐震Aクラス施設に対して基準地震動 S_1 を、耐震A_sクラス施設に対して基準地震動 S_1 、 S_2 を適用することとなっていた。その後、平成18年に改訂された耐震設計審査指針において、耐震重要度分類については、A_sクラス及びAクラスを統合してSクラスとし、適用する地震動は基準地震動 S_s のみとなった。さらに、施設の安全機能の保持を高い精度で確認するため弾性設計用地震動 S_d を規定し、Sクラス施設に適用することとなった。

上記のような改訂経緯から、基準地震動 S_1 と弾性設計用地震動 S_d とは直接関連するものではない。

4. 放射性物質に関連する設備の耐震重要度分類と被ばく線量

4.1 原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されていて1次冷却材を内蔵しているか、又は内蔵し得る設備（特にBWR主蒸気管）⁽¹⁾

これらの設備は本文では、耐震Bクラスに分類されているが、耐震上の重要度分類に当たっては、基準地震動 S_2 による設備破損が想定される場合にはこれによる被ばくが少なくとも「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」（以下立地審査指針という。）の目安線量を超えないという条件が満たされる必要がある。また、基準地震動 S_2 より発生頻度の高い基準地震動 S_1 に対しては、これより小さい線量に抑えるべきと考えられるが、これに相当する線量としてその設備単体が破損した時に全身 0.5 レム⁽²⁾以上の被ばくを与えるものは基準地震動 S_1 による機能維持の確認を行うべきものとする。こうすることにより、たとえ基準地震動 S_2 による設備の同時破損を想定しても、その際の被ばく線量を立地審査指針の目安線量に対し十分小さくすることができる。

BWR主蒸気管がもし原子炉格納容器外で破損すれば現在の評価方法では、小児甲状腺1.5レム以下の被ばく線量となるので、基準地震動 S_1 に対し機能維持をする必要は必ずしもない。しかし、現在の被ばく評価法が保守的なため、一発電所に多数基が設置されている場合、基準地震動 S_1 による複数の主蒸気管の同時破損の仮定のしかたによっては、目安線量を超える場合もあり得る。したがって、BWR主蒸気管のうち主塞止弁までの部分は、当面基準地震動 S_1 で破損しないことの確認を行っておくことが望ましいと考えられる。

なお、現在の被ばく評価における線源、解析条件の設定は非常に苛酷なものであり、炉水の放射能濃度、沃素の燃料からの追加放出量等の線源の見直し、放出過程での大幅な放射能の減衰効果等の評価法の見直しが行われれば、かなりの基数があっても甲状腺被ばくを十分低く抑えることが可能と考えられるので、現在の被ばく評価の基準が見直された時点で、上記基準地震動 S_1 に対する検討について再度見直される必要がある。

それ以外の設備については、主蒸気管破断事故より被ばく線量が小さいので原則として耐震Bクラスとする。

注：(1) 原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されている配管としてはBWRの主蒸気管の他にBWRでは、①原子炉冷却材浄化系 ②給水系、PWRでは、①抽出系 ②余剰抽出系がある。BWRの逃がし安全弁排気管、PWRの加圧器逃がし弁排気管のようにその下流側が開放されており内蔵機能を持っていないものは、本分類に該当しないものとする。

(2) 目安線量として全身被ばく線量を 0.5 レム、小児甲状腺被ばく線量を 1.5 レムと考える。

図1 J E A G 4601・補-1984 重要度分類編（抜粋）

15-2 評価用地震動における評価結果

1. はじめに

説明資料〔15-1 主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について〕において、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）は、耐震Bクラス、かつ、弾性設計用地震動 S_d に対して破損しないことの検討を行うこととしている。

ここでは、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）について、弾性設計用地震動 S_d を作用させた場合の応力評価を示す。

2. 応力評価

(1) 評価条件

主蒸気管のうち、外側主蒸気隔離弁より主塞止弁までを評価対象とし、評価条件を下表に示す。また、評価に適用する設計用床応答曲線を添付-1に示す。なお、タービン建屋の設計用床応答曲線については、添付書類「V-2-11-2-11 タービン建屋の耐震性についての計算書」に示す地震応答解析モデルに弾性設計用地震動 S_d を入力して得られる各床の応答解析結果から設定した。

系統名称	耐震設計上の重要度分類	設置建屋	設置高さ EL. (m)	減衰定数 (%)
主蒸気系 (MS-T-1)	B	原子炉建屋		
		タービン建屋		

(2) 固有周期及び刺激係数

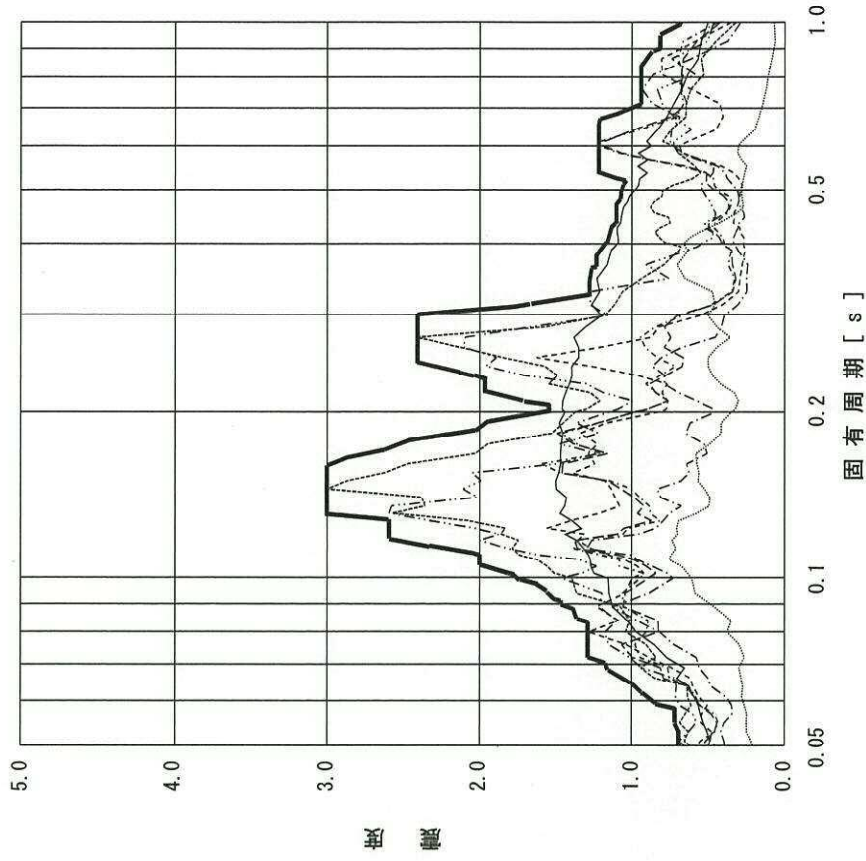
主蒸気系 (MS-T-1) の固有周期及び刺激係数を下表に示す。また、振動モードの代表として3次までのモード図を添付-2に示す。

モード	固有周期 (s)	刺激係数		
		X方向	Y方向	Z方向
1次				
2次				
3次				
4次				
5次				
6次				
7次				
8次				
102次				

(3) 評価結果

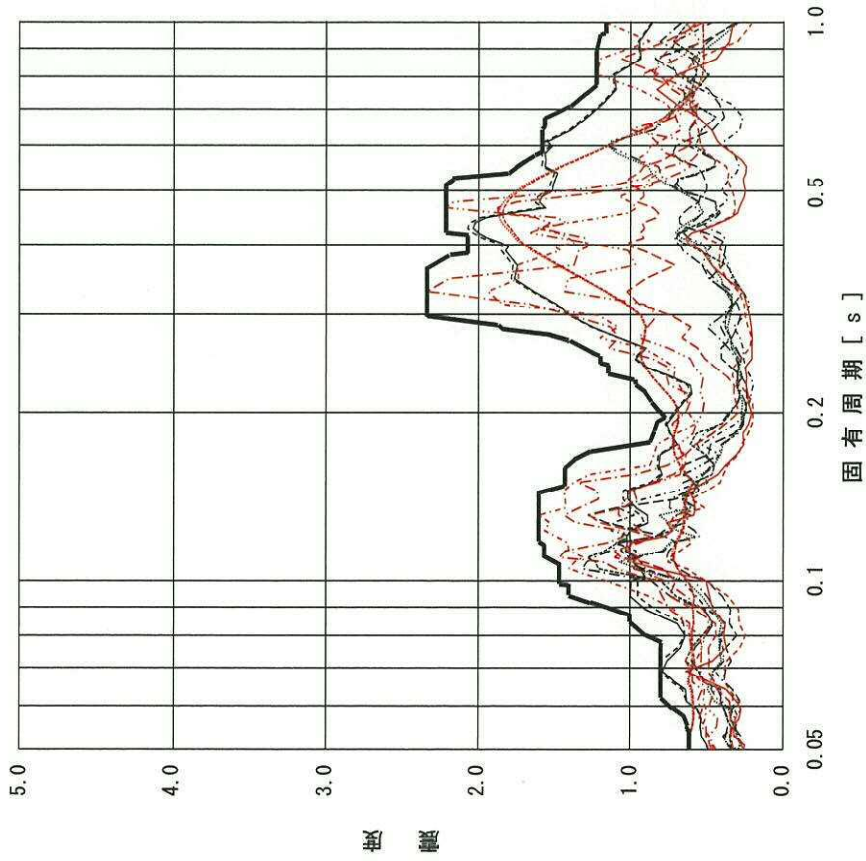
主蒸気系 (MS-T-1) の最大応力点の応力評価結果を下表に示す。また、最大応力点を添付-3に示す。なお、許容応力に関して、機能維持の観点からは許容応力状態IV_ASに対する評価で十分であるが、ここでは、許容応力状態III_ASにおける許容応力とする。

応力の種類	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
一次応力	168	380
一次+二次応力	256	418



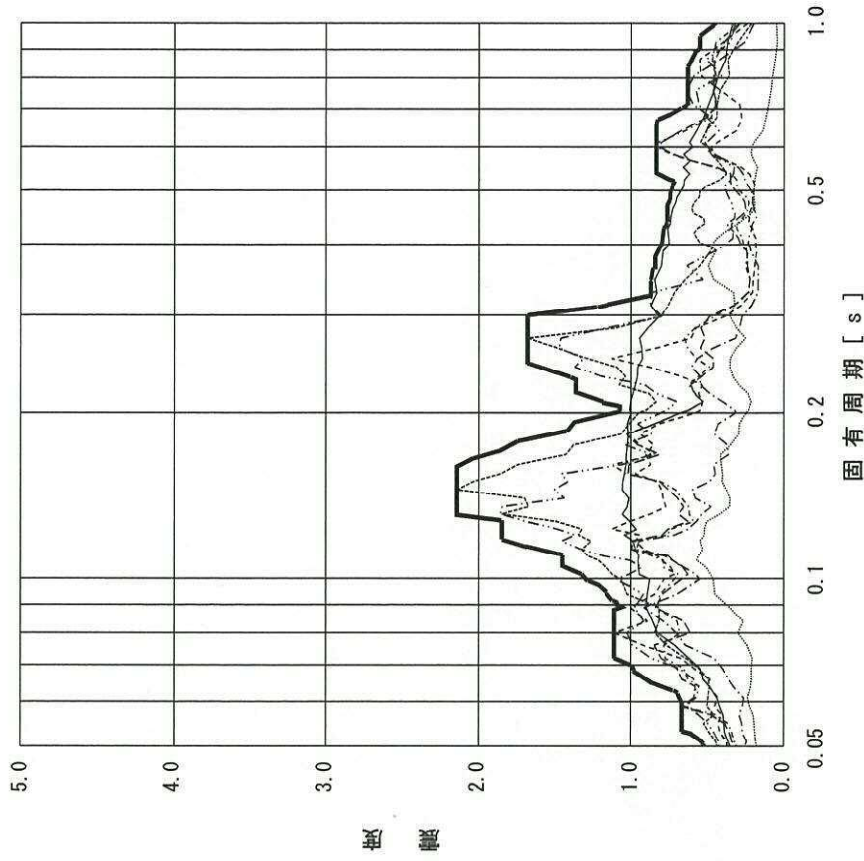
(彈性設計用地震動 S_d , 水平方向,
原子炉建屋, 標高 EL. 20.300m, 減衰定数 3.0%)

設計用床応答曲線



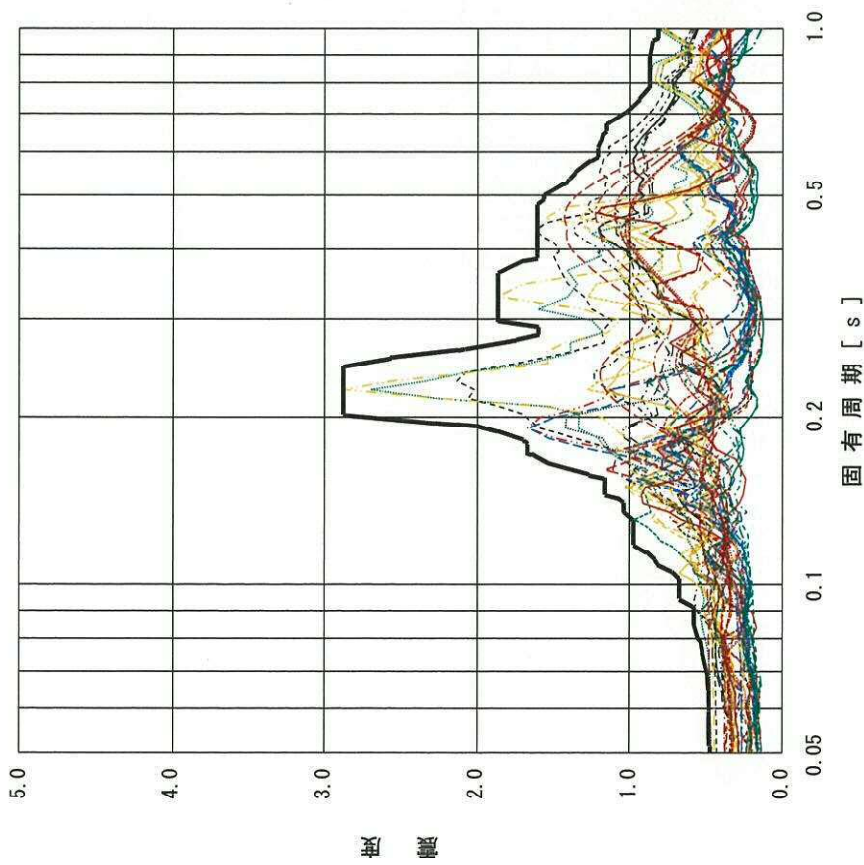
(彈性設計用地震動 S_d , 水平方向,
原子炉建屋, 標高 EL. 20.300m, 減衰定数 3.0%)

設計用床応答曲線



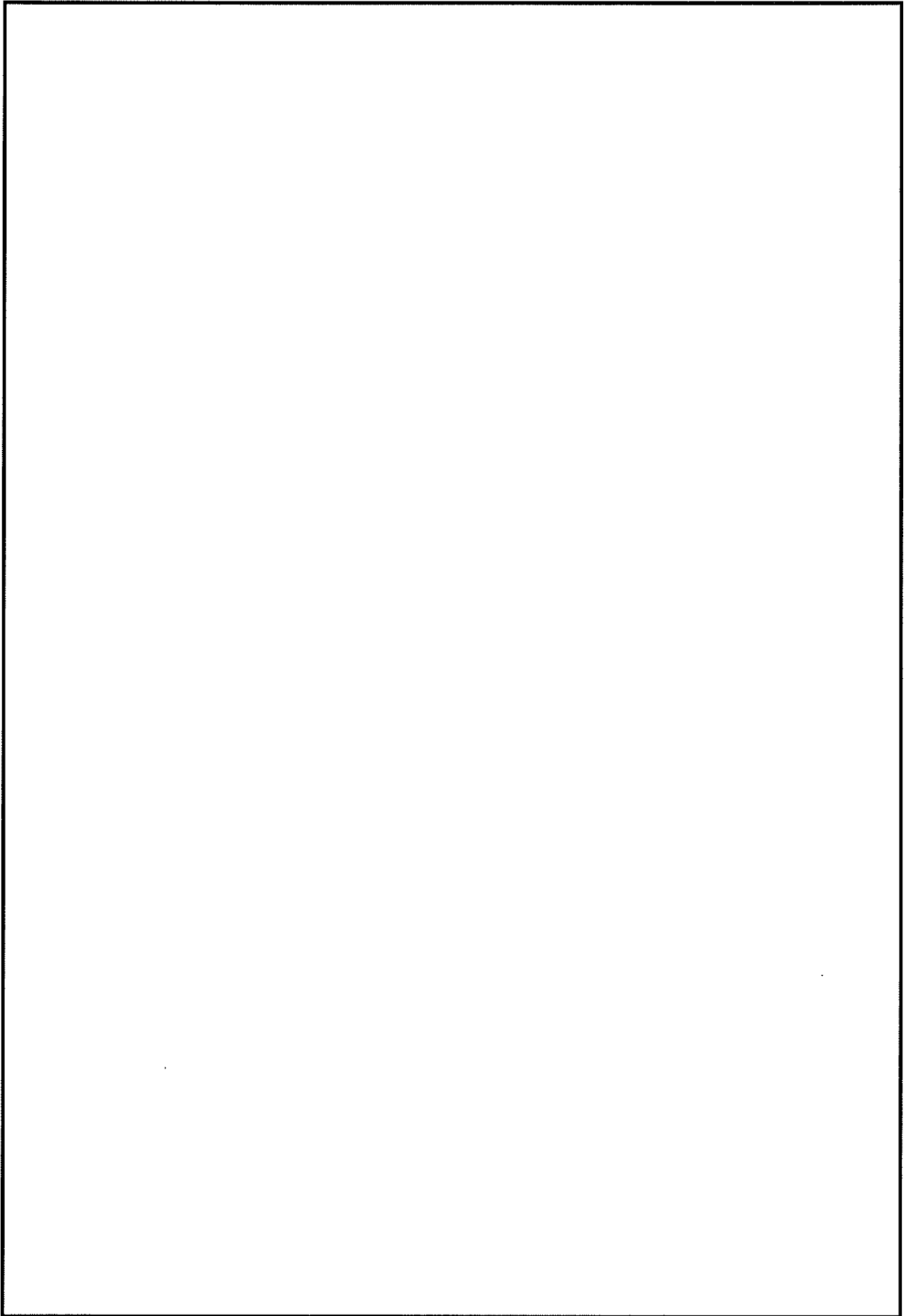
(弾性設計用地震動 S_d , 鉛直方向,
タービン建屋, 標高 EL. 18.000m, 減衰定数 3.0%)

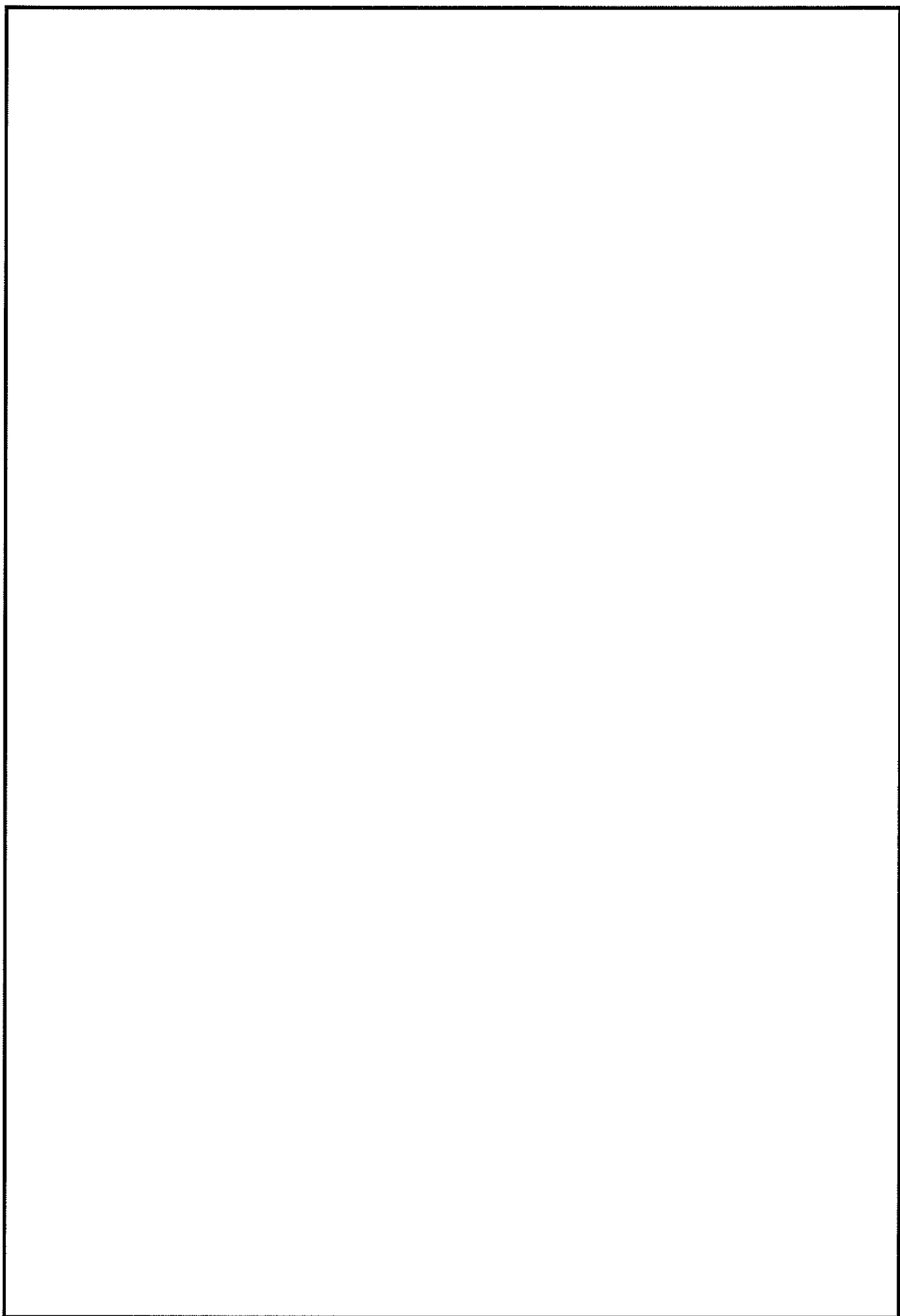
設計用床応答曲線

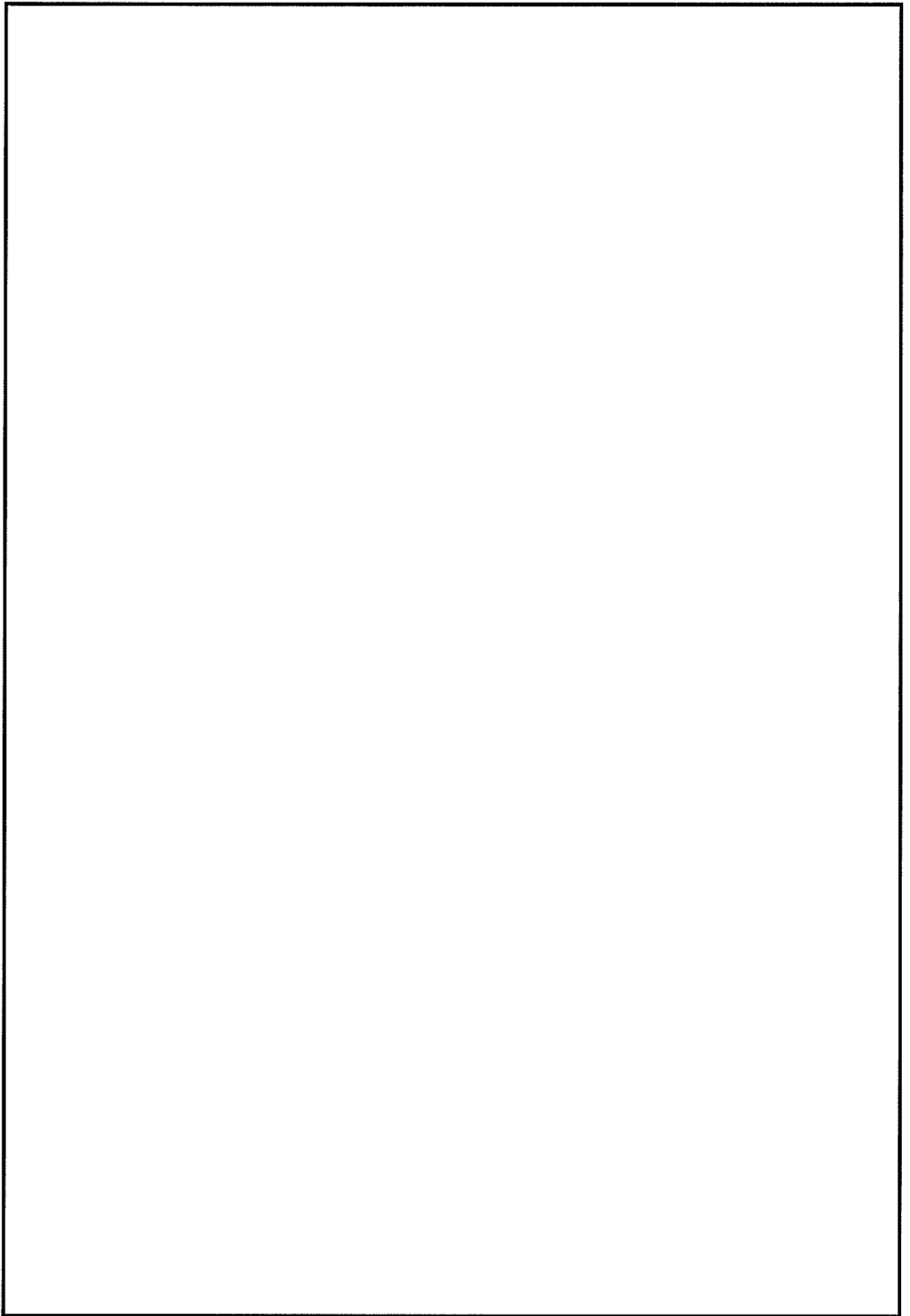


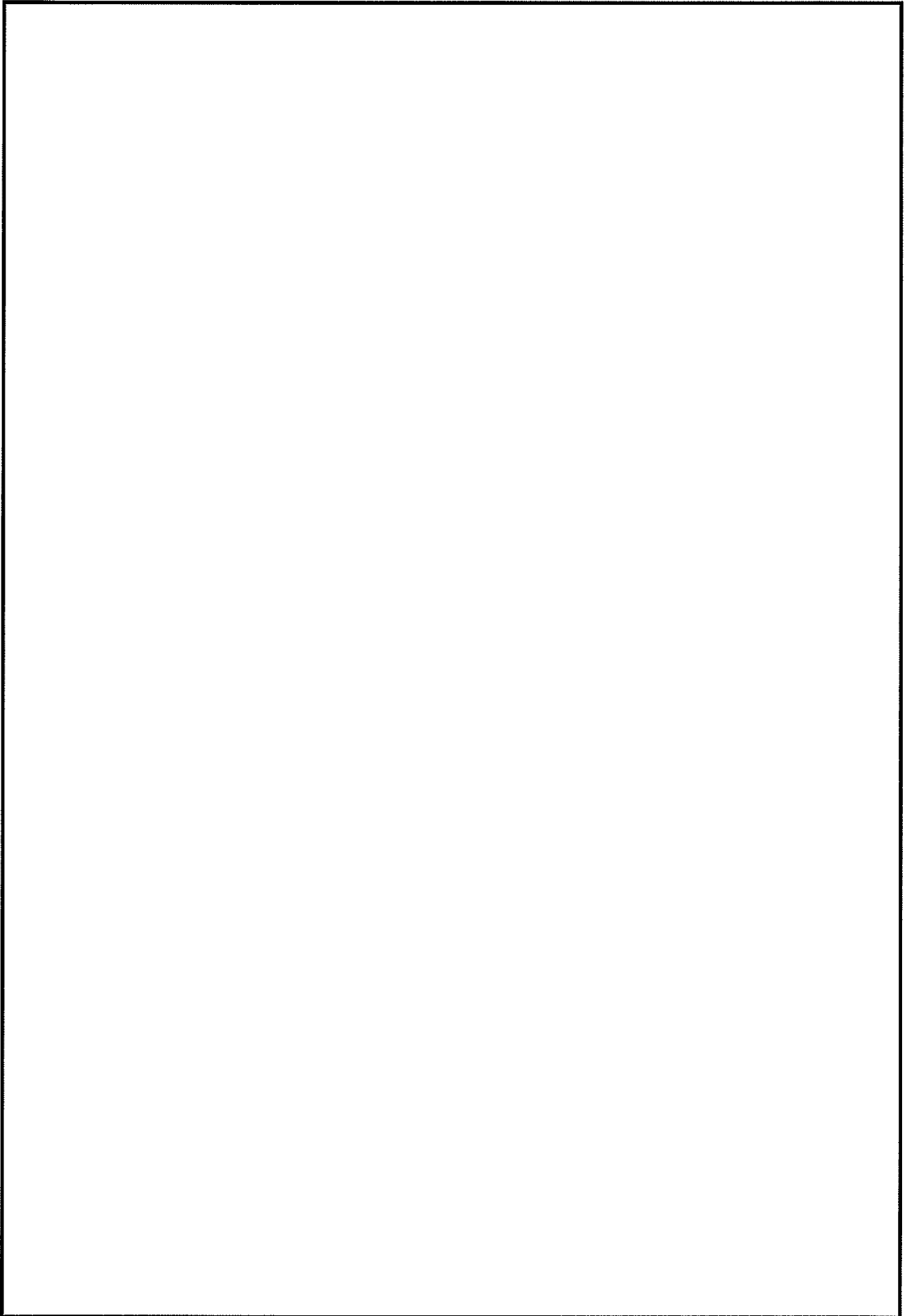
(弾性設計用地震動 S_d , 水平方向,
タービン建屋, 標高 EL. 18.000m, 減衰定数 3.0%)

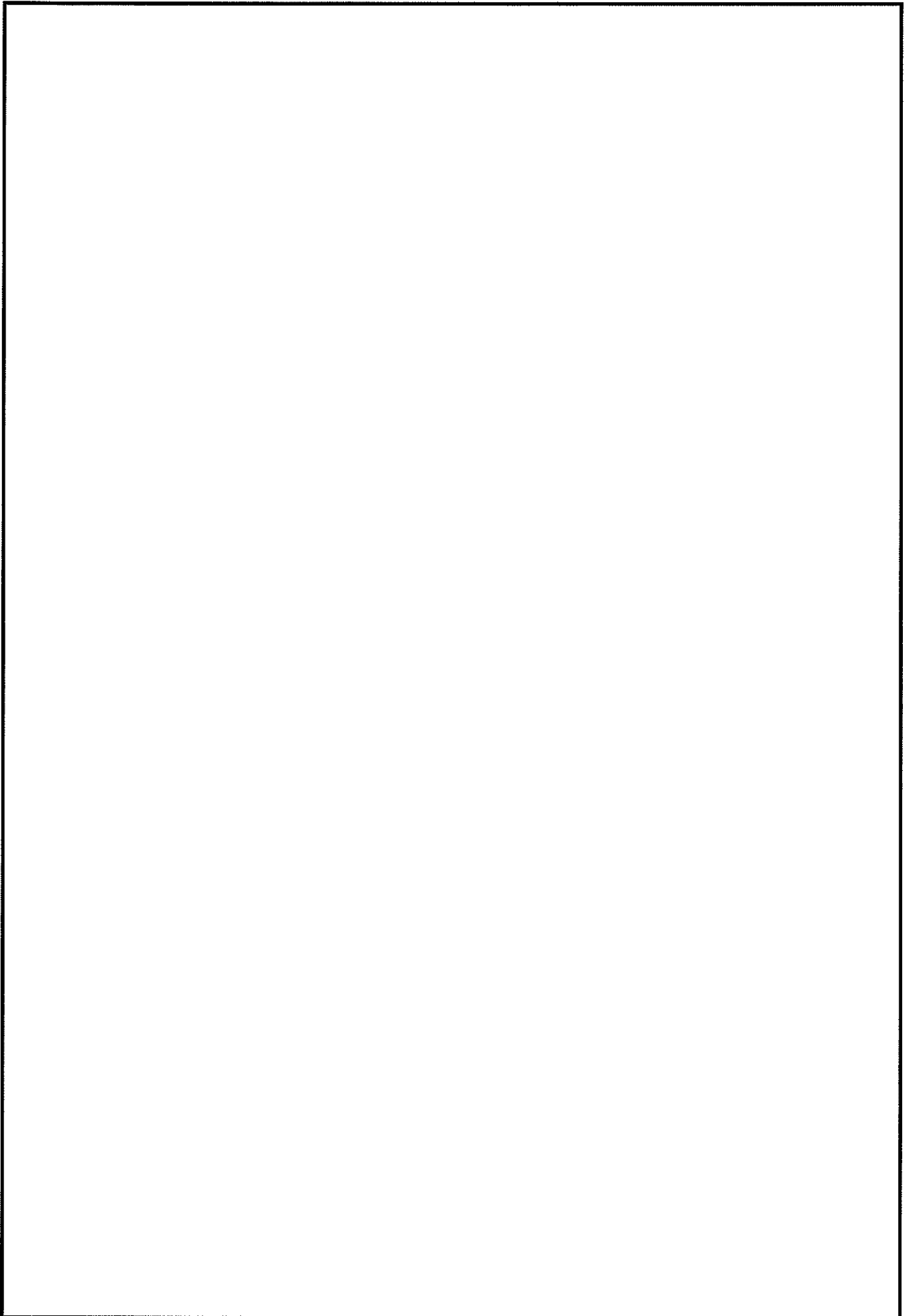
設計用床応答曲線











16. コンクリートのポアソン比に対する検討について

今回工認では、原子炉本体の基礎及びダイヤフラム・フロアにおけるコンクリートは、既工認で適用している「鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」に基づき、ポアソン比 0.167 を使用している。一方、最新の「鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」では、ポアソン比は 0.2 である。

ここでは、ポアソン比の差異による影響に関して以下の検討を行った。

- (1) 地震応答解析において、原子炉本体の基礎のコンクリートについてポアソン比を 0.2 とした場合の影響

本検討内容については、本補足説明資料〔補足-340-13〕の「10. 大型機器、構造物の地震応答計算書の補足について」に示す。

- (2) 耐震性評価において、原子炉本体の基礎のコンクリートについてポアソン比を 0.2 とした場合の影響

本資料の第 1 編に検討内容を示す。

- (3) 耐震性評価において、ダイヤフラム・フロアのコンクリートについてポアソン比を 0.2 とした場合の影響

本資料の第 2 編に検討内容を示す。

第1編 原子炉本体の基礎のポアソン比を0.2とした場合の耐震性

評価への影響

1. 概要

建設時の工事計画認可申請書の「原子炉本体の基礎に関する説明書」における適用規格は、「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本建築学会）」（以下「RC規準」という。）であり、本補正工事計画認可申請書における適用規格は「発電用原子力設備規格（コンクリート製原子炉格納容器規格） J S M E S N E 1 - 2 0 0 3 ）（日本機械学会）」（以下「CCV規格」という。）である。

建設時のRC規準と現行のCCV規格のポアソン比には相違があり、RC規準とCCV規格で規定されている値はそれぞれ0.167と0.2である。

本補正工事計画認可申請書の「原子炉本体の基礎に関する説明書」では、設計当時の評価の一貫性を考慮し、建設時のRC規準のポアソン比0.167をそのまま用いている。

本補足説明資料は、CCV規格で規定されているポアソン比0.2を用いた場合においても、原子炉本体の基礎の健全性が確保されていることを示すものである。

2. 評価結果

原子炉本体の基礎の耐震評価結果を表1～表7に示す。また、強度評価結果を表8及び表9に示す。

この結果から、ポアソン比0.167と0.2で結果に違いは出るものの、その差は微小であり、結果に影響を与えるものではないことを確認した。

また、発生値は許容値を満足しており、設計用地震力に対して十分な構造強度を有することを確認した。

表1 荷重状態Ⅲ 軸力及び曲げモーメントによる応力検討結果（たて方向）
（設計基準対象施設としての耐震評価）

箇所名	荷重番号	応力状態	設計応力		a _{ty} (mm ² /m)	引張応力及び圧縮応力			許容値			判定
			N _y (kN/m)	M _y (kN・m/m)		cσ _c N/mm ²	sσ _c N/mm ²	sσ _t N/mm ²	cfc N/mm ²	sfc N/mm ²	sft N/mm ²	
A	3	2	3775	-875	11998	0.0	113.1	201.7	-16.5	-345	345	可
B	3	2	8771	-1090	15970	0.0	233.2	316.1	-16.5	-345	345	可
C	3	2	815	-299	9697	0.0	12.9	71.2	-16.5	-345	345	可
D	3	2	-512	-36	7095	-0.8	-10.2	-5.1	-16.5	-345	345	可

表2 荷重状態Ⅳ 軸力及び曲げモーメントによるひずみ検討結果（たて方向）
（設計基準対象施設としての耐震評価）

箇所名	荷重番号	応力状態	設計応力		a _{ty} (mm ² /m)	引張ひずみ及び圧縮ひずみ			許容値			判定
			N _y (kN/m)	M _y (kN・m/m)		cε _c (×10 ⁻⁶)	sε _c (×10 ⁻⁶)	sε _t (×10 ⁻⁶)	cε _{cu} (×10 ⁻⁶)	sε _{cu} (×10 ⁻⁶)	sε _{tu} (×10 ⁻⁶)	
A	4	1	5510	-1958	11998	0	637	1604	-3000	-5000	5000	可
B	4	1	8438	-966	15970	0	1109	1469	-3000	-5000	5000	可
C	4	1	2183	-223	9697	0	443	656	-3000	-5000	5000	可
D	4	1	147	-117	7095	-66	-17	189	-3000	-5000	5000	可

表3 面外せん断の検討結果（たて方向）
（設計基準対象施設としての耐震評価）

箇所名	荷重状態	荷重番号	応力状態	設計応力		Q (N/mm)	許容値 面外(Q _A) (N/mm)	p _w (%)	判定
				M (kN・m/m)	Q (kN/m)				
A	Ⅲ	3	2	-307	605	605	2992	0.54	可
	Ⅳ	4	1	-1958	-853	853	3990	0.54	可
B	Ⅲ	3	2	-1091	-579	579	1551	0.00	可
	Ⅳ	4	1	-1113	-718	718	1757	0.00	可
C	Ⅲ	3	2	-299	-124	124	1364	0.00	可
	Ⅳ	4	1	-223	-119	119	1717	0.00	可
D	Ⅲ	3	2	-37	-160	160	576	0.00	可
	Ⅳ	4	1	-117	-171	171	576	0.00	可

表 4 脚部アンカー部の評価結果
(設計基準対象施設としての耐震評価)

荷重状態	荷重番号	アンカー引抜力		許容値		判定
		アンカーボルト (N/mm ²)	アンカー定着部 (N/2.65°)	アンカーボルト (N/mm ²)	アンカー定着部 (N/2.65°)	
Ⅲ	3	164	7.312×10 ⁵	651	8.084×10 ⁵	可
Ⅳ	4	233	1.061×10 ⁶		1.077×10 ⁶	可

表 5 荷重状態Ⅴ 軸力及び曲げモーメントによるひずみ検討結果 (たて方向)
(重大事故等時の機能維持のための耐震評価)

箇所名	荷重記号	応力状態	設計応力		a _{ty} (mm ² /m)	引張ひずみ及び圧縮ひずみ			許容値			判定
			N _y (kN/m)	M _y (kN・m/m)		cεc (×10 ⁻⁶)	sεc (×10 ⁻⁶)	sεt (×10 ⁻⁶)	cεcu (×10 ⁻⁶)	sεcu (×10 ⁻⁶)	sεtu (×10 ⁻⁶)	
A	(b)	1	2734	-1770	11998	0	119	993	-3000	-5000	5000	可
	(c)	1	3415	-1506	11998	0	323	1066	-3000	-5000	5000	可
B	(b)	1	5875	-1163	15970	0	682	1113	-3000	-5000	5000	可
	(c)	1	7971	-1387	15970	0	960	1475	-3000	-5000	5000	可
C	(b)	1	-211	-169	9697	-35	-25	30	-3000	-5000	5000	可
	(c)	1	1156	-234	9697	0	180	403	-3000	-5000	5000	可
D	(b)	1	157	-242	7095	-144	-52	340	-3000	-5000	5000	可
	(c)	1	166	-254	7095	-151	-55	357	-3000	-5000	5000	可

表 6 面外せん断の検討結果 (たて方向)
(重大事故等時の機能維持のための耐震評価)

箇所名	荷重状態	荷重記号	応力状態	設計応力		Q (N/mm)	許容値 面外(Q _A) (N/mm)	p _w (%)	判定
				M (kN・m/m)	Q (kN/m)				
A	V	(b)	1	-1771	-701	701	3990	0.54	可
	V	(c)	1	-1506	-461	461	3990	0.54	可
B	V	(b)	1	-1163	-705	705	2296	0.00	可
	V	(c)	1	-1388	-618	618	2131	0.00	可
C	V	(b)	1	-168	-80	80	1896	0.00	可
	V	(c)	1	-235	-121	121	1794	0.00	可
D	V	(b)	1	-244	-407	407	576	0.00	可
	V	(c)	1	-254	-418	418	576	0.00	可

表7 脚部アンカー部の評価結果
(重大事故等時の機能維持のための耐震評価)

荷重状態	荷重番号	アンカー引抜き力		許容値		判定
		アンカーボルト (N/mm ²)	アンカー定着部 (N/□)	アンカーボルト (N/mm ²)	アンカー定着部 (N/□)	
V	(c)	233	1.061×10 ⁶	651	1.077×10 ⁶	可

表8 荷重状態V 軸力及び曲げモーメントによるひずみ検討結果 (たて方向)
(重大事故等時の機能維持のための強度評価)

箇所名	荷重記号	応力状態	設計応力		a _{ty} (mm ² /m)	引張ひずみ及び圧縮ひずみ			許容値			判定
			N _y (kN/m)	M _y (kN・m/m)		c _{ec} (×10 ⁻⁶)	s _{ec} (×10 ⁻⁶)	s _{et} (×10 ⁻⁶)	c _{ecu} (×10 ⁻⁶)	s _{ecu} (×10 ⁻⁶)	s _{etu} (×10 ⁻⁶)	
A	(a)	1	-3024	-623	11998	-110	-103	-40	-3000	-5000	5000	可
B	(a)	1	-7122	-97	15970	-170	-169	-160	-3000	-5000	5000	可
C	(a)	1	-2267	-7	9697	-75	-74	-73	-3000	-5000	5000	可
D	(a)	1	114	-190	7095	-113	-42	264	-3000	-5000	5000	可

表9 面外せん断の検討結果 (たて方向)
(重大事故等時の機能維持のための強度評価)

箇所名	荷重状態	荷重記号	応力状態	設計応力		Q (N/mm)	許容値 面外(Q _A) (N/mm)	p _w (%)	判定
				M (kN・m/m)	Q (kN/m)				
A	V	(a)	1	638	570	570	2992	0.54	可
B	V	(a)	1	-98	-256	256	2488	0.00	可
C	V	(a)	1	-7	39	39	1538	0.00	可
D	V	(a)	1	-193	-347	347	576	0.00	可

第2編 ダイヤフラム・フロアのコンクリートのポアソン比を 0.2
とした場合の耐震性評価への影響

3. 概要

建設時の工事計画認可申請書の「ダイヤフラム・フロアの耐震性についての計算書」における適用規格は、「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（日本機械学会）」（以下「RC規準」という。）であり、本補正工事計画認可申請書における適用規格は「発電用原子力設備規格（コンクリート製原子炉格納容器規格） JSME S NE1-2003）（日本機械学会）」（以下「CCV規格」という。）である。

建設時のRC規準と現行のCCV規格のポアソン比には相違があり、RC規準とCCV規格で規定されている値はそれぞれ0.167と0.2である。

本補正工事計画認可申請書の「ダイヤフラム・フロアの耐震性についての計算書」では、設計当時から評価の一貫性を考慮し、建設時のRC規準のポアソン比0.167をそのまま用いている。

本補足説明資料は、CCV規格で規定されているポアソン比0.2を用いた場合においても、ダイヤフラム・フロアの健全性が確保されていることを示すものである。

4. 評価結果

ダイヤフラム・フロア的设计基準対象施設としての耐震評価結果を表1～表11に示す。また、重大事故等対処設備としての耐震評価結果を表12～表20に示す。

この結果から、ポアソン比0.167と0.2で結果に違いは出るものの、その差は微小であり、結果に影響を与えるものではないことを確認した。

また、発生値は許容値を満足しており、設計用地震力に対して十分な構造強度を有することを確認した。

表 1 荷重状態Ⅲの軸力及び曲げモーメントによる応力検討結果（円周方向）

評価部位	荷重状態	検討応力	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		a_{tx} (mm^2/m)	引張応力及び圧縮応力			許容値			判定
					N_x (kN/m)	M_x ($\text{kN}\cdot\text{m}/\text{m}$)		${}^c\sigma_c$ N/mm^2	${}^s\sigma_c$ N/mm^2	${}^s\sigma_t$ N/mm^2	${}^c f_c$ N/mm^2	${}^s f_c$ N/mm^2	${}^s f_t$ N/mm^2	
No.1	Ⅲ	${}^c\sigma_c$	13	2	-114	-9	3380	-0.5	-6.6	-0.6	-20.5	-345	345	可
	Ⅲ	${}^s\sigma_t$	13	2	-97	-9	3380	-0.5	-5.9	-0.2	-20.5	-345	345	可
No.2	Ⅲ	${}^c\sigma_c$	13	2	-2680	103	16900	-4.3	-59.9	-30.8	-20.5	-345	345	可
	Ⅲ	${}^s\sigma_t$	13	2	3159	103	16900	0.0	73.0	114.1	-20.5	-345	345	可
No.3	Ⅲ	${}^c\sigma_c$	13	2	-584	-142	13520	-2.9	-35.2	17.2	-20.5	-345	345	可
	Ⅲ	${}^s\sigma_t$	13	2	482	-142	13520	-1.5	-12.4	53.2	-20.5	-345	345	可
No.4	Ⅲ	${}^c\sigma_c$	13	2	-633	-174	13520	-3.4	-41.5	23.5	-20.5	-345	345	可
	Ⅲ	${}^s\sigma_t$	13	2	669	-174	13520	-1.7	-13.1	68.0	-20.5	-345	345	可

注1： は検討応力の最大値を示す。

表 2 荷重状態Ⅳの軸力及び曲げモーメントによるひずみ検討結果（円周方向）

評価部位	荷重状態	検討応力	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		a_{ix} (mm^2/m)	引張ひずみ及び圧縮ひずみ			許容値			判定
					N_x (kN/m)	M_x ($\text{kN}\cdot\text{m}/\text{m}$)		${}^c\varepsilon_c$ ($\times 10^{-6}$)	${}^s\varepsilon_c$ ($\times 10^{-6}$)	${}^s\varepsilon_t$ ($\times 10^{-6}$)	${}^c\varepsilon_{cu}$ ($\times 10^{-6}$)	${}^s\varepsilon_{cu}$ ($\times 10^{-6}$)	${}^s\varepsilon_{tu}$ ($\times 10^{-6}$)	
No.1	Ⅳ	${}^s\varepsilon_t$	14	1	1	-5	3380	-11	-7	26	-3000	-5000	5000	可
	Ⅳ	${}^s\varepsilon_t$	15	1	9	-3	3380	-6	-3	22	-3000	-5000	5000	可
No.2	Ⅳ	${}^s\varepsilon_t$	14	1	5212	178	16900	0	579	926	-3000	-5000	5000	可
	Ⅳ	${}^s\varepsilon_t$	15	1	2918	114	16900	0	310	533	-3000	-5000	5000	可
No.3	Ⅳ	${}^s\varepsilon_t$	14	1	996	-238	13520	-139	-64	468	-3000	-5000	5000	可
	Ⅳ	${}^s\varepsilon_t$	15	1	556	-137	13520	-82	-39	266	-3000	-5000	5000	可
No.4	Ⅳ	${}^s\varepsilon_t$	14	1	1200	-288	13520	-168	-78	564	-3000	-5000	5000	可
	Ⅳ	${}^s\varepsilon_t$	15	1	669	-168	13520	-101	-49	324	-3000	-5000	5000	可

注1： は検討ひずみの最大値を示す。

表 3 面外せん断力による検討結果（円周方向）

評価部位	荷重状態	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		Q_x (N/mm)	許容値 $Q_{\Delta 1}$ (N/mm)	判定
				M_x ($\text{kN}\cdot\text{m}/\text{m}$)	Q_x (kN/m)			
No.1	Ⅲ	13	2	-9	10	10	339	可
	Ⅳ	14	1	-2	16	16	339	可
No.2	Ⅲ	13	2	103	-250	250	5400	可
	Ⅳ	14	1	178	-351	351	5400	可
No.3	Ⅲ	13	2	-143	741	741	3780	可
	Ⅳ	14	1	-239	1275	1275	3780	可
No.4	Ⅲ	13	2	-175	-181	181	3780	可
	Ⅳ	14	1	-288	-301	301	3780	可

注1： は面外せん断力の最大値を示す。

表 4 荷重状態Ⅲの軸力及び曲げモーメントによる応力検討結果（半径方向）

評価部位	荷重状態	検討応力	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		a _{ty} (mm ² /m)	引張応力及び圧縮応力			許容値			判定
					N _y (kN/m)	M _y (kN・m/m)		σ _c	σ _c	σ _t	f _c	f _c	f _t	
No.1	Ⅲ	σ _c	13	2	11	32	3380	-1.2	-10.9	33.5	-20.5	-345	345	可
	Ⅲ	σ _t	13	2	86	32	3380	-1.0	-7.1	44.3	-20.5	-345	345	可
No.2	Ⅲ	σ _c	13	2	-336	11	16900	-0.6	-7.3	-4.1	-20.5	-345	345	可
	Ⅲ	σ _t	13	2	429	11	16900	0.0	10.5	15.0	-20.5	-345	345	可
No.3	Ⅲ	σ _c	13	2	-88	-231	13520	-3.6	-40.0	55.4	-20.5	-345	345	可
	Ⅲ	σ _t	13	2	38	-231	13520	-3.4	-37.3	59.7	-20.5	-345	345	可
No.4	Ⅲ	σ _c	13	2	-290	-94	13520	-1.8	-21.4	14.3	-20.5	-345	345	可
	Ⅲ	σ _t	13	2	242	-94	13520	-1.1	-10.1	32.4	-20.5	-345	345	可

注1： は検討応力の最大値を示す。

表 5 荷重状態Ⅳの軸力及び曲げモーメントによるひずみ検討結果（半径方向）

評価部位	荷重状態	検討応力	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		a _{ty} (mm ² /m)	引張ひずみ及び圧縮ひずみ			許容値			判定
					N _y (kN/m)	M _y (kN・m/m)		ε _c	ε _c	ε _t	ε _{cu}	ε _{cu}	ε _{tu}	
No.1	Ⅳ	ε _t	14	1	123	63	3380	-119	-56	388	-3000	-5000	5000	可
	Ⅳ	ε _t	15	1	68	37	3380	-71	-34	226	-3000	-5000	5000	可
No.2	Ⅳ	ε _t	14	1	684	23	16900	0	77	121	-3000	-5000	5000	可
	Ⅳ	ε _t	15	1	383	15	16900	0	41	70	-3000	-5000	5000	可
No.3	Ⅳ	ε _t	14	1	18	-403	13520	-382	-273	500	-3000	-5000	5000	可
	Ⅳ	ε _t	15	1	15	-227	13520	-213	-152	282	-3000	-5000	5000	可
No.4	Ⅳ	ε _t	14	1	490	-159	13520	-110	-62	281	-3000	-5000	5000	可
	Ⅳ	ε _t	15	1	274	-92	13520	-64	-36	161	-3000	-5000	5000	可

注1： は検討ひずみの最大値を示す。

表 6 面外せん断力による検討結果（半径方向）

評価部位	荷重状態	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		Q _y (N/mm)	許容値	判定
				M _y (kN・m/m)	Q _y (kN/m)			
No.1	Ⅲ	13	2	32	-26	26	339	可
	Ⅳ	14	1	63	-39	39	339	可
No.2	Ⅲ	13	2	12	14	14	5400	可
	Ⅳ	14	1	23	22	22	5400	可
No.3	Ⅲ	13	2	-231	-480	480	3780	可
	Ⅳ	14	1	-403	-850	850	3780	可
No.4	Ⅲ	13	2	-94	303	303	3780	可
	Ⅳ	14	1	-160	530	530	3780	可

注1： は面外せん断力の最大値を示す。

表7 大梁の水平方向荷重に対する評価結果 (評価部位 : No. 5)

荷重の 組合せ	M (kN・m)	Q (kN)	σ_b (N/mm ²)	τ (N/mm ²)	組合せ (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	
						せん断	曲げ 組合せ
13	142.7	1426.8	36.7	33.1	68.1	135	235
14	220.7	2207.2	56.7	51.1	105.2		
15	123.6	1235.5	31.7	28.6	58.9		

表8 大梁の鉛直方向荷重に対する評価結果 (評価部位 : No. 5)

荷重の 組合せ	M (kN・m)	Q (kN)	σ_b (N/mm ²)	τ (N/mm ²)	組合せ (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	
						せん断	曲げ 組合せ
13	755.7	999.8	31.4	31.3	62.7	135	235
14	1109.1	1554.6	46.1	48.6	96.0		
15	725.0	1004.3	30.2	31.4	62.2		

表9 小梁の評価結果 (評価部位 : No. 6)

荷重の 組合せ	M (kN・m)	Q (kN)	σ_b (N/mm ²)	τ (N/mm ²)	組合せ (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	
						せん断	曲げ 組合せ
13	624.6	383.9	69.6	26.7	83.6	135	235
14	1014.5	651.7	113.0	45.3	137.6		
15	643.4	383.1	71.7	26.6	85.3		

表 10 柱の評価結果 (評価部位 : No. 7)

荷重の 組合せ	N (kN)	断面積 (mm ²)	σ_c (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)
13	2349.9	52440	44.9	144
14	3426.7		65.4	
15	2355.0		44.9	

表 11 シヤーコネクタの評価結果 (評価部位 : No. 8)

荷重の 組合せ	F (kN)	T (kN/本)	本数	許容値 (kN/本)
13	1426.9	39.7	36	82
14	2207.2	61.4		
15	1235.6	34.4		

表 12 荷重状態Vの軸力及び曲げモーメントによるひずみ検討結果（円周方向）

評価部位	荷重状態	検討応力	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		a _{tx} (mm ² /m)	引張ひずみ及び圧縮ひずみ			許容値			判定
					N _x (kN/m)	M _x (kN・m/m)		cε _c (×10 ⁻⁶)	sε _c (×10 ⁻⁶)	sε _t (×10 ⁻⁶)	cε _{cu} (×10 ⁻⁶)	sε _{cu} (×10 ⁻⁶)	sε _{tu} (×10 ⁻⁶)	
No.1	V	sε _t	SA2'	1	51	-19	3380	-33	-14	126	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA7	1	25	-22	3380	-44	-24	125	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA8	1	1	-24	3380	-49	-29	114	-3000	-5000	5000	可
No.2	V	sε _t	SA2'	1	-46	179	16900	-148	-108	171	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA7	1	3453	218	16900	0	286	711	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA8	1	4774	289	16900	-324	408	971	-3000	-5000	5000	可
No.3	V	sε _t	SA2'	1	205	-13	13520	0	21	54	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA7	1	652	-148	13520	-83	-36	297	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA8	1	914	-250	13520	-159	-81	467	-3000	-5000	5000	可
No.4	V	sε _t	SA2'	1	-40	92	13520	-89	-65	107	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA7	1	688	-192	13520	-123	-64	356	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA8	1	1099	-275	13520	-165	-80	530	-3000	-5000	5000	可

注： は検討ひずみの最大値を示す。

表 13 荷重状態Vの面外せん断力による検討結果（円周方向）

評価部位	荷重状態	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		Q _x (N/mm)	許容値 Q _{A1} (N/mm)	判定
				M _x (kN・m/m)	Q _x (kN/m)			
No.1	V	SA2'	1	-26	7	7	339	可
	V	SA7	1	-23	15	15	339	可
	V	SA8	1	-20	19	19	339	可
No.2	V	SA2'	1	179	-595	595	5400	可
	V	SA7	1	244	-665	665	5400	可
	V	SA8	1	289	-706	706	5400	可
No.3	V	SA2'	1	-11	144	144	3780	可
	V	SA7	1	-147	839	839	3780	可
	V	SA8	1	-250	1344	1344	3780	可
No.4	V	SA2'	1	92	-414	414	3780	可
	V	SA7	1	-119	-431	431	3780	可
	V	SA8	1	-275	-432	432	3780	可

注1： は面外せん断力の最大値を示す。

表 14 荷重状態Vの軸力及び曲げモーメントによるひずみ検討結果（半径方向）

評価部位	荷重状態	検討応力	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		a _{ty} (mm ² /m)	引張ひずみ及び圧縮ひずみ			許容値			判定
					N _y (kN/m)	M _y (kN・m/m)		cε _c (×10 ⁻⁶)	sε _c (×10 ⁻⁶)	sε _t (×10 ⁻⁶)	cε _{cu} (×10 ⁻⁶)	sε _{cu} (×10 ⁻⁶)	sε _{tu} (×10 ⁻⁶)	
No.1	V	sε _t	SA2'	1	3	-12	3380	-18	-4	98	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA7	1	42	50	3380	-101	-55	268	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA8	1	118	68	3380	-130	-64	408	-3000	-5000	5000	可
No.2	V	sε _t	SA2'	1	-3	22	16900	-18	-13	21	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA7	1	452	28	16900	0	38	93	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA8	1	625	37	16900	0	54	127	-3000	-5000	5000	可
No.3	V	sε _t	SA2'	1	-21	99	13520	-94	-68	119	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA7	1	25	-229	13520	-214	-152	286	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA8	1	201	363	13520	-329	-229	481	-3000	-5000	5000	可
No.4	V	sε _t	SA2'	1	102	-7	13520	0	10	28	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA7	1	322	-98	13520	-66	-36	177	-3000	-5000	5000	可
	V	sε _t	SA8	1	449	-166	13520	-120	-70	282	-3000	-5000	5000	可

注： は検討ひずみの最大値を示す。

表 15 荷重状態Vの面外せん断力による検討結果（半径方向）

評価部位	荷重状態	荷重の組合せ	応力状態	設計応力		Q _y (N/mm)	許容値 Q _{A1} (N/mm)	判定
				M _y (kN・m/m)	Q _y (kN/m)			
No.1	V	SA2'	1	-13	-120	120	339	可
	V	SA7	1	35	-96	96	339	可
	V	SA8	1	68	-73	73	339	可
No.2	V	SA2'	1	22	29	29	5400	可
	V	SA7	1	31	37	37	5400	可
	V	SA8	1	38	43	43	5400	可
No.3	V	SA2'	1	99	123	123	3780	可
	V	SA7	1	217	429	429	3780	可
	V	SA8	1	363	789	789	3780	可
No.4	V	SA2'	1	8	-207	207	3780	可
	V	SA7	1	-106	393	393	3780	可
	V	SA8	1	-166	528	528	3780	可

注1： は面外せん断力の最大値を示す。

表 16 大梁の水平方向荷重に対する評価結果 (評価部位 : No. 5)

荷重の 組合せ	M (kN・m)	Q (kN)	σ_b (N/mm ²)	τ (N/mm ²)	組合せ (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	
						せん断	曲げ 組合せ
SA2'	47.6	475.8	12.3	11.1	22.9	135	235
SA7	145.9	1458.9	37.5	33.8	89.6		
SA8	201.6	2015.9	51.8	46.7	96.1		

表 17 大梁の鉛直方向荷重に対する評価結果 (評価部位 : No. 5)

荷重の 組合せ	M (kN・m)	Q (kN)	σ_b (N/mm ²)	τ (N/mm ²)	組合せ (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	
						せん断	曲げ 組合せ
SA2'	1054.9	1357.8	49.9	42.5	85.7	135	235
SA7	1548.1	1633.4	64.4	51.1	109.5		
SA8	1784.5	2150.9	74.2	67.3	138.2		

表 18 小梁の評価結果 (評価部位 : No. 6)

荷重の 組合せ	M (kN・m)	Q (kN)	σ_b (N/mm ²)	τ (N/mm ²)	組合せ (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)	
						せん断	曲げ 組合せ
SA2'	202.0	32.1	22.5	2.3	22.9	135	235
SA7	747.3	370.6	83.3	25.8	94.6		
SA8	1132.7	632.3	126.2	43.9	147.4		

表 19 柱の評価結果 (評価部位 : No. 7)

荷重の 組合せ	N (kN)	断面積 (mm ²)	σ_c (N/mm ²)	許容値 (N/mm ²)
SA2'	4118.5	52440	78.6	144
SA7	5175.2		98.7	
SA8	6144.8		117.2	

表 20 シヤーコネクタの評価結果 (評価部位 : No. 8)

荷重の 組合せ	F (kN)	T (kN/本)	本数	許容値 (kN/本)
SA2'	475.8	13.3	36	82
SA7	1458.9	40.6		
SA8	2015.9	56.0		

17. 剛な設備の固有周期の算出について

目 次

	頁
1. はじめに.....	1
2. 代表設備.....	1
3. 算出方針.....	1
4. 固有周期の算出.....	2
4.1 代替燃料プール冷却系ポンプの固有周期の算出	2
4.1.1 固有周期の計算方法	2
4.1.2 固有周期の算出	4
4.2 中央制御室換気系空気調和機ファンの固有周期の算出	7
4.2.1 固有周期の計算方法	7
4.2.2 固有周期の算出	9
4.3 中央制御室換気系フィルタユニットの固有周期の算出	11
4.3.1 固有周期の計算方法	11
4.3.2 固有周期の算出	12
4.4 非常用ディーゼル発電機用海水ストレーナの固有周期の算出	13
4.4.1 固有周期の計算方法	13
4.4.2 固有周期の算出	13
5. まとめ.....	14

1. はじめに

耐震設計においては、横軸ポンプ、ファン、空調ユニット、海水ストレーナ等について、固有周期は十分に小さく計算は省略している。本資料では、それらの代表設備に対して固有周期の算出を行い、固有周期は十分に小さく、剛体であることの確認を行った。

2. 代表設備

代表設備として以下の設備の固有周期の算出を行った。

- ・ 代替燃料プール冷却系ポンプ（横軸ポンプ）
- ・ 中央制御室換気系空気調和機ファン（ファン）
- ・ 中央制御室換気系フィルタユニット（空調ユニット）
- ・ 非常用ディーゼル発電機用海水ストレーナ（海水ストレーナ）

3. 算出方針

原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4601-1991 追補版に準拠し固有周期の算出を行う。

4. 固有周期の算出

4.1 代替燃料プール冷却系ポンプの固有周期の算出

4.1.1 固有周期の計算方法

代替燃料プール冷却系ポンプ（図 1-1）の固有周期は、ポンプ本体、ロータの 2 質点にて算出を行う（図 1-2 及び図 1-3 参照）。

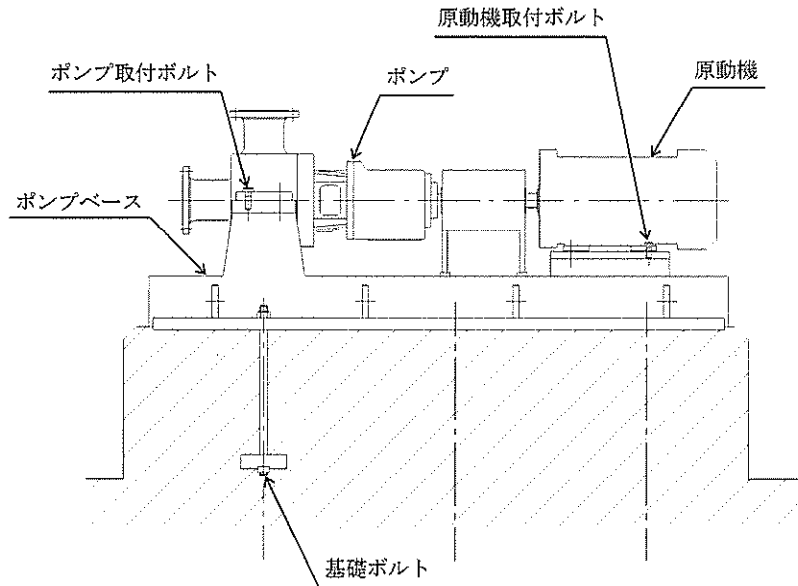


図 1-1 代替燃料プール冷却系ポンプ外形図

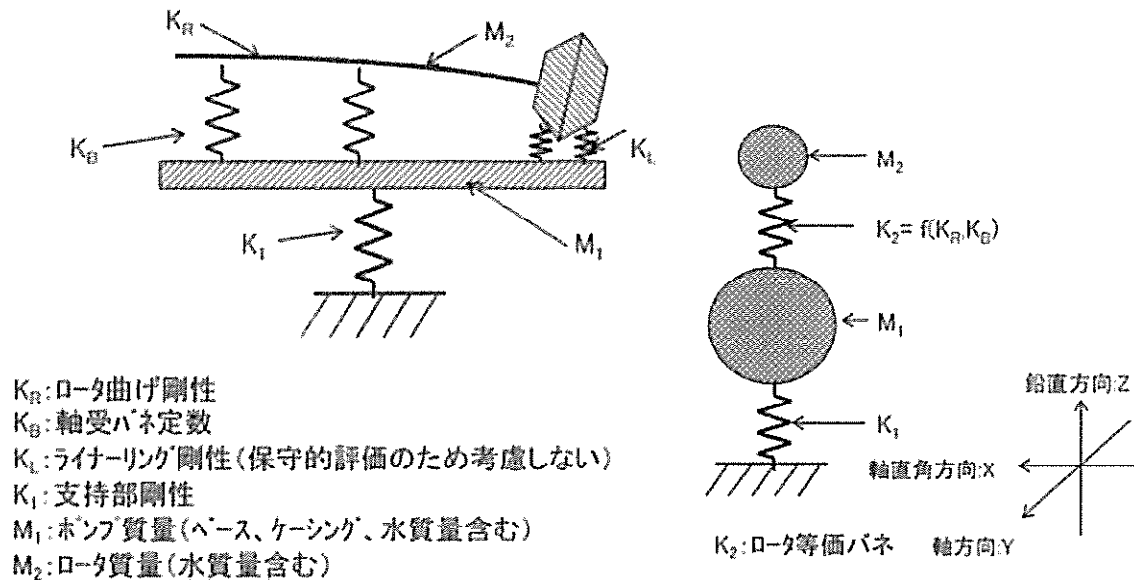


図 1-2 計算モデル（軸直角方向，鉛直方向）

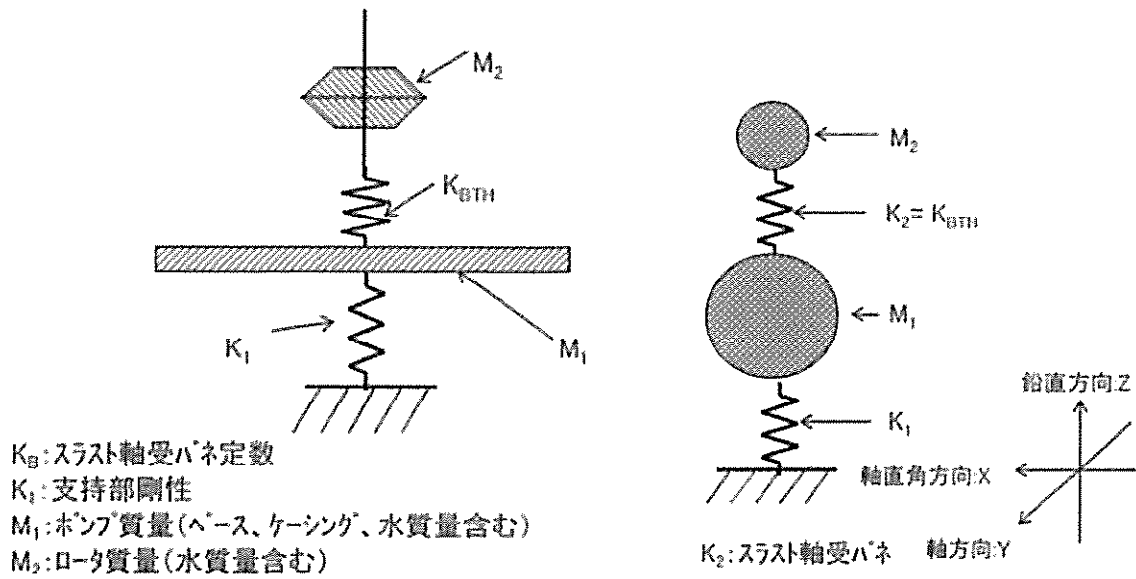


図 1-3 計算モデル (軸方向)

ポンプ全体系の固有値は下記式にて求める。

$$f_{1,2} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{a+e}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{a-e}{2}\right)^2 + b \times e}}$$

ここで

$$a = \frac{K_1 + K_2}{M_1}$$

$$b = \frac{K_2}{M_1}$$

$$e = \frac{K_2}{M_2}$$

よって、ポンプ全体系の固有周期は以下の通りとなる。

$$T_{1,2P} = \frac{1}{f_{1,2}}$$

原動機全体系の固有値は下記式にて求める。

$$f_{1M} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K_{1M}}{M_{1M}}}$$

よって、原動機全体系の固有周期は以下の通りとなる。

$$T_M = \frac{1}{f_{1M}}$$

4.1.2 固有周期の算出

機器要目及び計算結果を表1に示す。

表1(1) 軸直角方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
M_1	ポンプ質量 (ベース, ケーシング, 水質量含む)		kg
M_{1M}	原動機質量 (ベース質量含む)		kg
M_2	ポンプロータ質量		kg
K_R	ロータ曲げ剛性		N/m
K_{BCP}	ラジアル軸受C P側ばね定数		N/m
K_B	ラジアル軸受反C P側ばね定数		N/m
K_2	ロータ等価ばね定数		N/m
K_1	ポンプ支持部ばね定数		N/m
K_{1M}	原動機支持部ばね定数		N/m
f_1	ポンプ全体系固有値		Hz
f_2	ポンプ全体系固有値		Hz
f_{1M}	原動機全体系固有値		Hz
T_{1P}	ポンプ全体系固有周期		s
T_{2P}	ポンプ全体系固有周期		s
T_{1M}	原動機全体系固有周期		s

表1(2) 鉛直方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
M_1	ポンプ質量 (ベース, ケーシング, 水質量含む)		kg
M_{1M}	原動機質量 (ベース質量含む)		kg
M_2	ポンプロータ質量		kg
K_R	ロータ曲げ剛性		N/m
K_{BCP}	ラジアル軸受CP側ばね定数		N/m
K_B	ラジアル軸受反CP側ばね定数		N/m
K_2	ロータ等価ばね定数		N/m
K_1	ポンプ支持部ばね定数		N/m
K_{1M}	原動機支持部ばね定数		N/m
f_1	ポンプ全体系固有値		Hz
f_2	ポンプ全体系固有値		Hz
f_{1M}	原動機全体系固有値		Hz
T_{1P}	ポンプ全体系固有周期		s
T_{2P}	ポンプ全体系固有周期		s
T_{1M}	原動機全体系固有周期		s

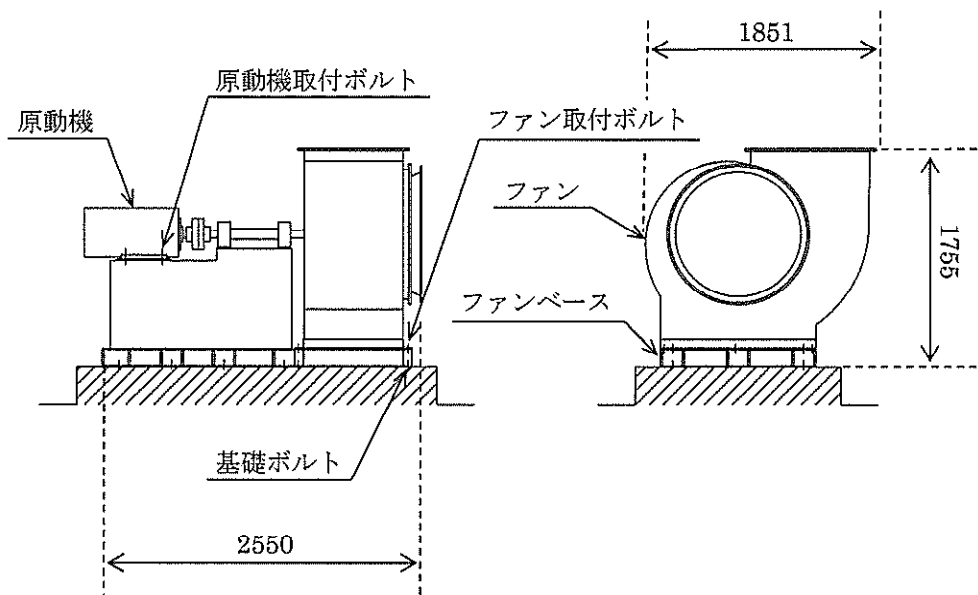
表1(3) 軸方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
M_1	ポンプ質量 (ベース, ケーシング, 水質量含む)		kg
M_{1M}	原動機質量 (ベース質量含む)		kg
M_2	ポンプロータ質量		kg
K_2	スラスト軸受ばね定数		N/m
K_1	ポンプ支持部ばね定数		N/m
K_{1M}	原動機支持部ばね定数		N/m
f_1	ポンプ全体系固有値		Hz
f_2	ポンプ全体系固有値		Hz
f_{1M}	原動機全体系固有値		Hz
T_{1P}	ポンプ全体系固有周期		s
T_{2P}	ポンプ全体系固有周期		s
T_{1M}	原動機全体系固有周期		s

4.2 中央制御室換気系空気調和機ファンの固有周期の算出

4.2.1 固有周期の計算方法

中央制御室換気系空気調和機ファン（図 2-1）の固有周期は、ケーシング系、軸系それぞれ算出を行う。



(単位：mm)

図 2-1 中央制御室換気系空気調和機ファン外形図

・ケーシング系

ケーシング系は図 2-2 に示すモデルで固有周期の算出を行う。

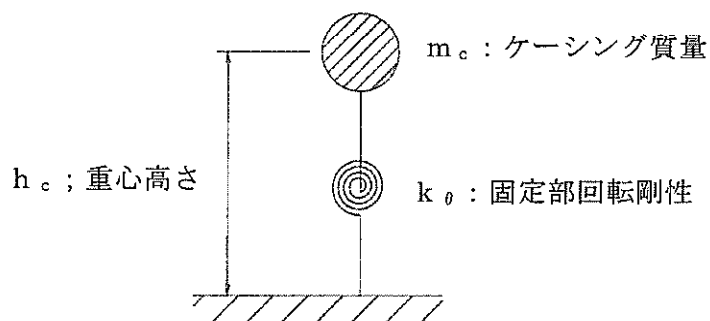


図 2-2 ケーシング系モデル

ケーシング系水平方向固有周期は下記式にて求める。なお、固定部剛性は、下記に示す各部剛性の直列ばねとして算出した。

- ・ ケーシングフランジ剛性
- ・ ベース上フランジ剛性
- ・ ベース下フランジ剛性
- ・ ケーシング固定ボルト剛性
- ・ 基礎ボルト剛性

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k\theta \cdot 1000}{m_c \cdot h_c}}$$

ケーシング系鉛直方向固有周期は下記式にて求める。

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_v \cdot 1000}{m_c}}$$

よって、ケーシング系の固有周期は以下の通りとなる。

$$T = \frac{1}{f}$$

・ 軸系

軸系は図 2-3 に示す解析モデルにて固有値解析を行い、固有値を算出した。ここで、ファン軸、電動機及び共通架台をそれぞれビーム要素で作成した。軸受のばね剛性はラジアル荷重と荷重—変位曲線から求めた変位置から算出した。共通架台固定部及び電動機固定部の剛性はケーシング系と同様の考えに従って算出した。

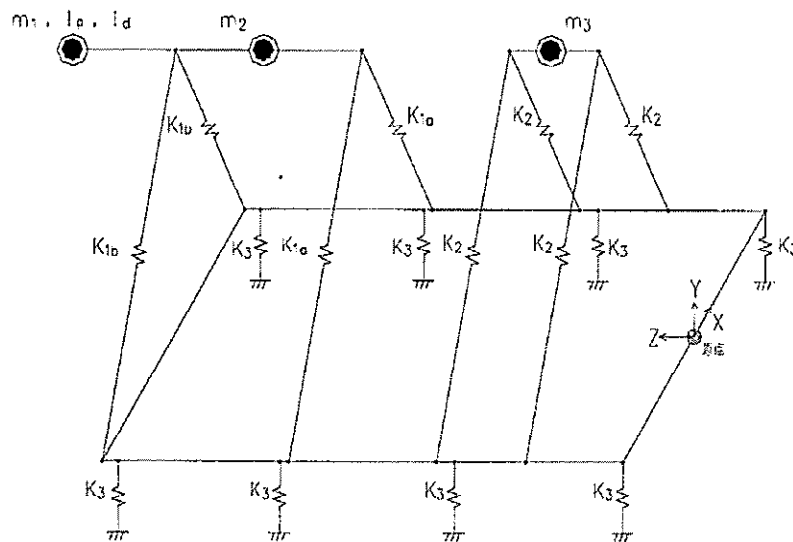


図 2-3 軸系モデル

4.2.2 固有周期の算出

機器要目及び計算結果を表2に示す。

表2(1) 軸直角方向 ケーシング系機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m_c	ケーシング質量		kg
h_c	ケーシング重心高さ		mm
k_θ	固定部回転剛性		$N \cdot mm/rad$
f	ケーシング系固有値		Hz
T	ケーシング系固有周期		s

表2(2) 軸方向 ケーシング系機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m_c	ケーシング質量		kg
h_c	ケーシング重心高さ		mm
k_θ	固定部回転剛性		$N \cdot mm/rad$
f	ケーシング系固有値		Hz
T	ケーシング系固有周期		s

表2(3) 鉛直方向 ケーシング系機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m_c	ケーシング質量		kg
k_v	固定部剛性		N/mm
f	ケーシング系固有値		Hz
T	ケーシング系固有周期		s

表2(4) 軸系機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
f	軸系固有値		Hz
T	軸系固有周期		s

4.3 中央制御室換気系フィルタユニットの固有周期の算出

4.3.1 固有周期の計算方法

中央制御室換気系フィルタユニット（図 3-1）は図 3-2 に示すモデルで固有周期の算出を行う。

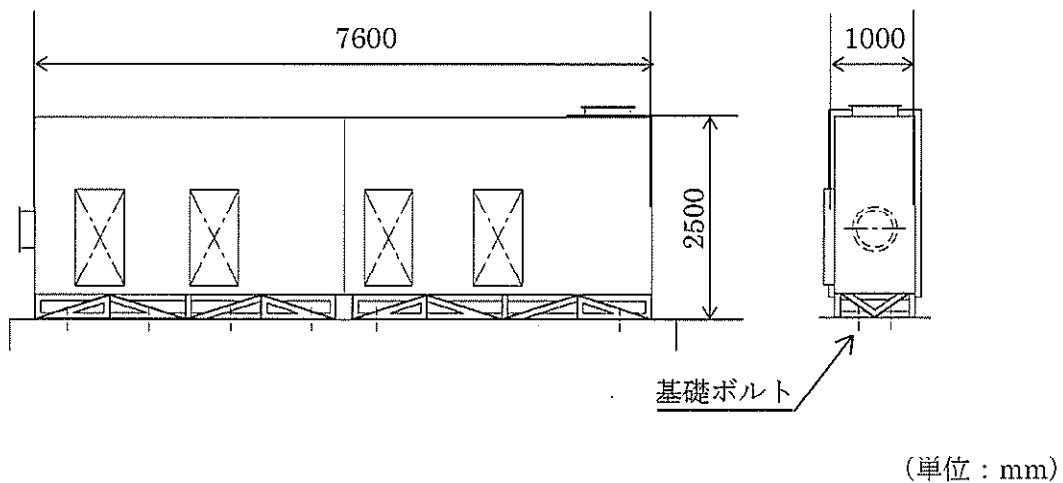


図 3-1 中央制御室換気系フィルタユニット外形図

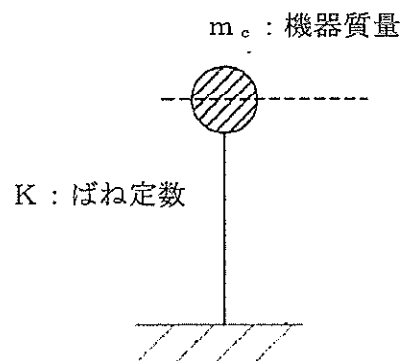


図 3-2 ケーシング系モデル

ケーシングの固有周期は下記式にて求める。

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K}{m_c}}$$

よって、ケーシング系の固有周期は以下の通りとなる。

$$T = \frac{1}{f}$$

4.3.2 固有周期の算出

機器要目及び計算結果を表3に示す。

表3(1) 水平方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m_c	機器質量		kg
K	水平方向ばね定数		N/m
f	固有値		Hz
T	固有周期		s

表3(2) 鉛直方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m_c	機器質量		kg
K	鉛直方向ばね定数		N/m
f	固有値		Hz
T	固有周期		s

4.4 非常用ディーゼル発電機用海水ストレーナの固有周期の算出

4.4.1 固有周期の計算方法

非常用ディーゼル発電機用海水ストレーナは図 4-1 に示すモデルで固有周期の算出を行う。水平方向ばね定数は剛性の小さい脚部の断面二次モーメントから算出する。

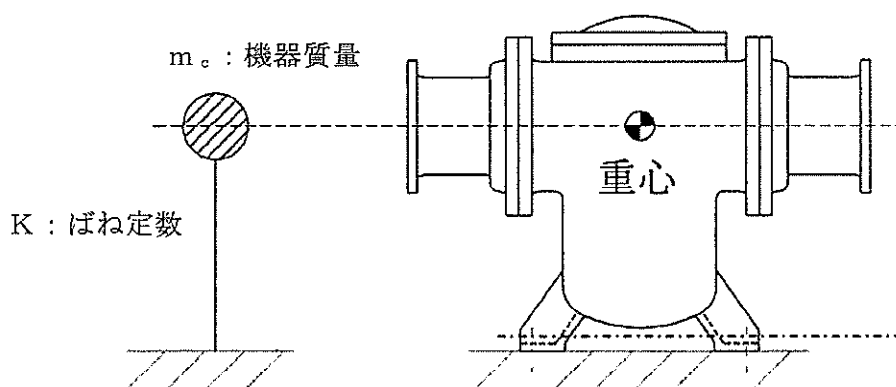


図 4-1 非常用ディーゼル発電機用海水ストレーナ モデル

4.4.2 固有周期の算出

機器要目及び計算結果を表4に示す。

表4 水平方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m_c	機器質量		kg
K	水平方向ばね定数		N/m
f	固有値		Hz
T	固有周期		s

鉛直方向は水平方向に比べ剛性が高く、水平方向が剛であるため、鉛直方向も剛であると判断し固有値計算を省略する。

5. まとめ

代替燃料プール冷却系ポンプ，中央制御室換気系空気調和機ファン，中央制御室換気系フィルタユニット，非常用ディーゼル発電機用海水ストレーナについて，固有周期の算出を行い，固有周期は十分に小さく（0.05s以下），剛体であることを確認した。そのため，他の横軸ポンプ，ファン，空調ユニット，海水ストレーナについても同様に，固有周期は十分に小さく剛体であると判断し，固有周期の計算は省略する。

補足-340-15 【常設代替高圧電源装置の耐震性についての計算書
に関する補足説明資料】

目次

1. 概要	1
2. 常設代替高圧電源装置置場における入力地震動	2
2.1 入力地震動	2
2.2 常設代替高圧電源装置の減衰定数	2
2.3 床応答曲線の包絡性	3
3. 常設代替高圧電源装置の耐震評価について	6
3.1 常設代替高圧電源装置の固縛装置について	6
3.2 評価手順	7
3.3 評価条件	8
3.4 加振試験	8
3.5 機能維持評価	12
3.6 すべり	13
3.7 保守性・不確実さのトータルバランスについて	14
別紙 3-1 加振試験で模擬できていない固縛装置の部材の健全性について	23
別紙 3-2 加振試験に用いた常設代替高圧電源装置及び固縛装置の仕様について	26
別紙 3-3 加振試験における設備評価用 F R S に対する加振波の F R S の裕度について	27

1. 概要

本補足説明資料は、添付書類「V-2-1-9 機能維持の基本方針」にて設定している構造強度及び機能維持の設計方針に基づき、耐震評価を実施し、添付書類「V-2-10-1-4 常設代替高圧電源装置の耐震性についての計算書」に評価結果をとりまとめている常設耐震重要重大事故防止設備及び常設重大事故緩和設備に該当する常設代替高圧電源装置の耐震評価について補足するものである。

2. 常設代替高圧電源装置置場における入力地震動

2.1 入力地震動

常設代替高圧電源装置は、常設代替高圧電源装置置場に設置している。

常設代替高圧電源装置の入力地震動算定における地盤モデル及び解析用物性値については、添付書類「V-2-2-22 常設代替高圧電源装置置場及び西側淡水貯水設備の地震応答計算書」に示すとおりである。

入力地震動は、水平方向及び鉛直方向に対して、解放基盤表面で定義される基準地震動 S_g を基に、常設代替高圧電源装置置場での地盤条件及び土木構造物の構造を考慮し、地盤及び土木構造物の地震応答解析により算定する。

2.2 常設代替高圧電源装置の減衰定数

加振試験における加振台の床応答曲線（以下「FRS」という。）が、各保管エリアの設備評価用FRSを上回ることを確認する際に用いる車両型設備の減衰定数は、8%としている。常設代替高圧電源装置はトレーラタイプの車両であり、トレーラタイプの車両については、既往の試験結果である国土交通省の国土技術政策総合研究所資料 第180号「大型車の振動特性が橋梁に及ぼす影響に関する研究（Ⅱ）」（2004年5月）（以下「国総研資料」という。）の人工段差落下試験により、トレーラ前部（トラクタヘッド後部）において計測された常設代替高圧電源装置と同型のリーフサスペンションの減衰比の結果を用いて設定する。ここで、国総研資料の減衰比のばらつきを考慮し、最下端の約10%より保守的な評価となるよう8%を用いる。図2-2-1に人工段差落下試験の概念図を、図2-2-2に人工段差落下試験の結果を示す。

国総研資料で実施されている人工落下試験結果は、複数のメーカーのトレーラタイプの車両を対象としており、本文の試験データは適用できる。

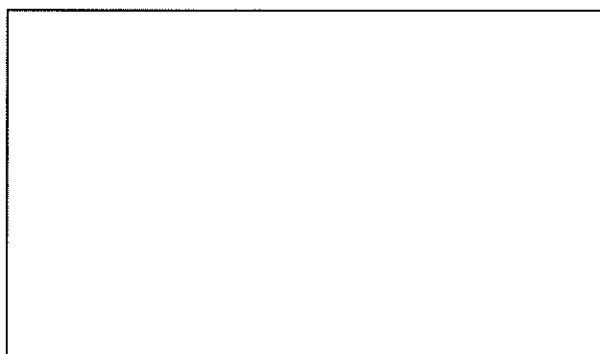


図 2-2-1 人工段差落下試験の概念図

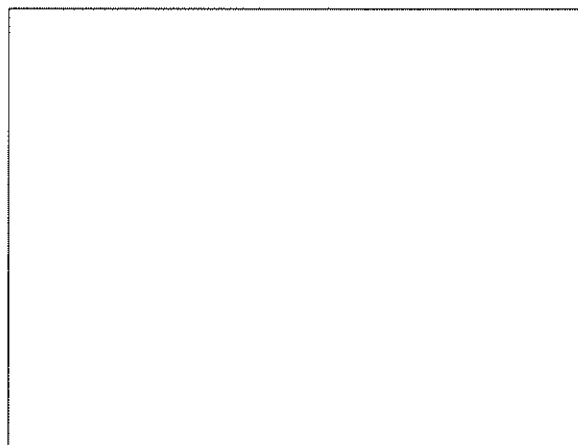


図 2-2-2 人工段差落下試験の結果
(減衰比と周波数の関係)

2.3 床応答曲線の包絡性

加振台の床応答曲線と常設代替高圧電源装置置場の床応答曲線の比較及び常設代替高圧電源装置の固有周期を図 2-3-1 に示す。

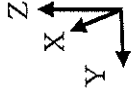
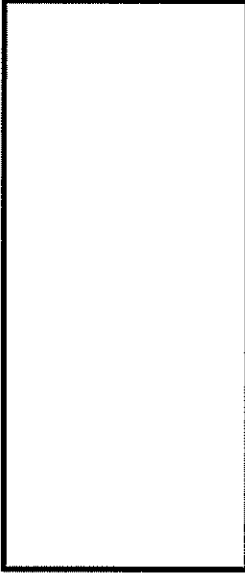
常設代替高圧電源装置の 1 次固有周期より小さい領域に対して、加振台の床応答曲線が常設代替高圧電源装置置場の床応答曲線を上回っていること、及び加振台の最大加速度が、常設代替高圧電源装置置場の最大加速度を上回っていることを確認した。

設備名：常設代替高压電源装置 (No. 1~No. 5)

保管場所：常設代替高压電源装置置場

凡例

- 設置場所における設備評価用 FRS (水平方向は X, Y 包絡) (標準ケース)
- - - 設置場所における設備評価用 FRS (水平方向は X, Y 包絡) (ばらつき最大の)
- 加振台の FRS (出力)
- 観測された設備の固有値



X 方向 (走行直角方向)

Y 方向 (走行方向)

Z 方向 (鉛直方向)

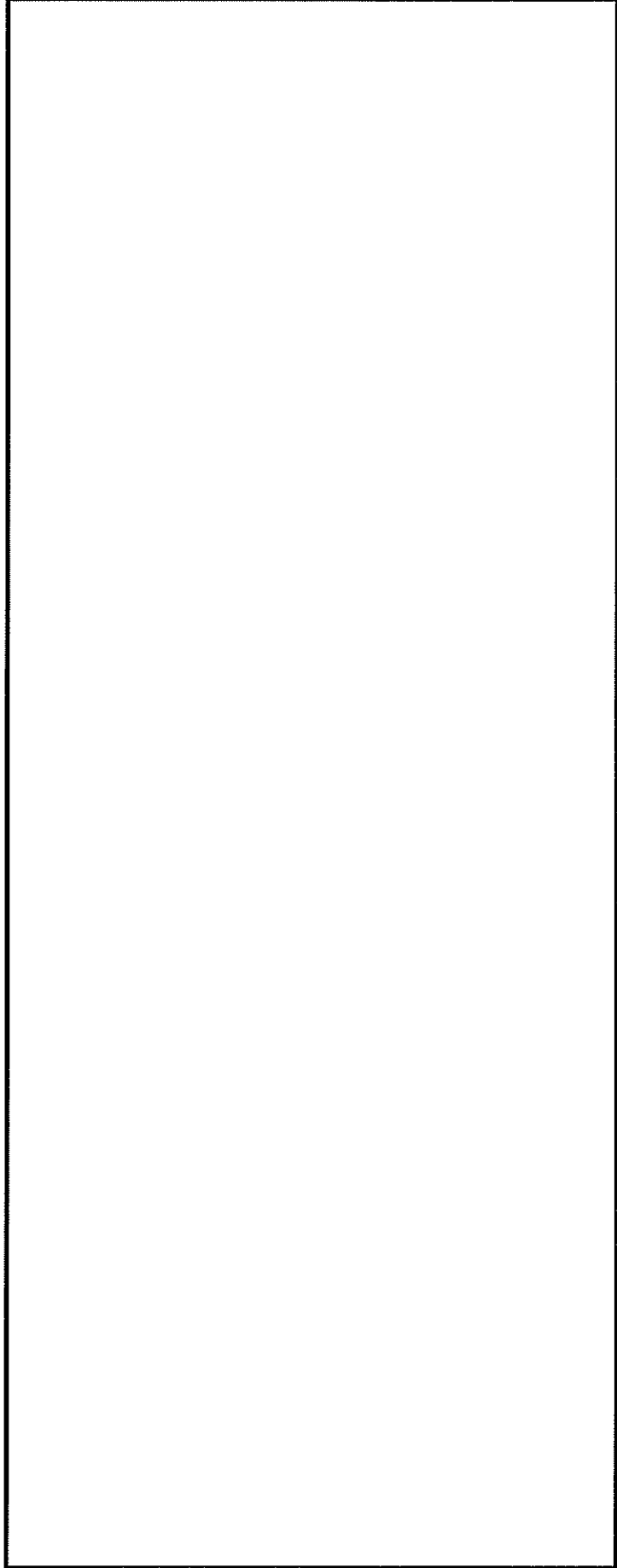


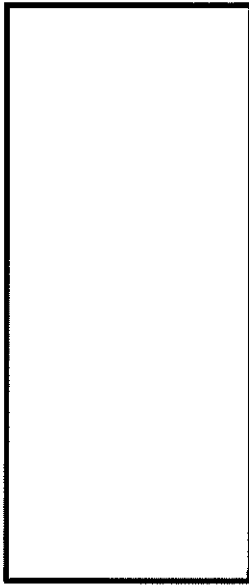
図 2-3-1 加振台の床応答曲線と設備評価用床応答曲線との比較 (1/2)

設備名：常設代替高压電源装置 (No. 6)

保管場所：常設代替高压電源装置置場

凡例

- 設置場所における設備評価用 F R S (水平方向は X, Y 包絡) (標準ケース)
- 設置場所における設備評価用 F R S (水平方向は X, Y 包絡) (ばらつき最大の)
- 加振台の F R S (出力)
- 観測された設備の固有値



X 方向 (走行直角方向)

Y 方向 (走行方向)

Z 方向 (鉛直方向)

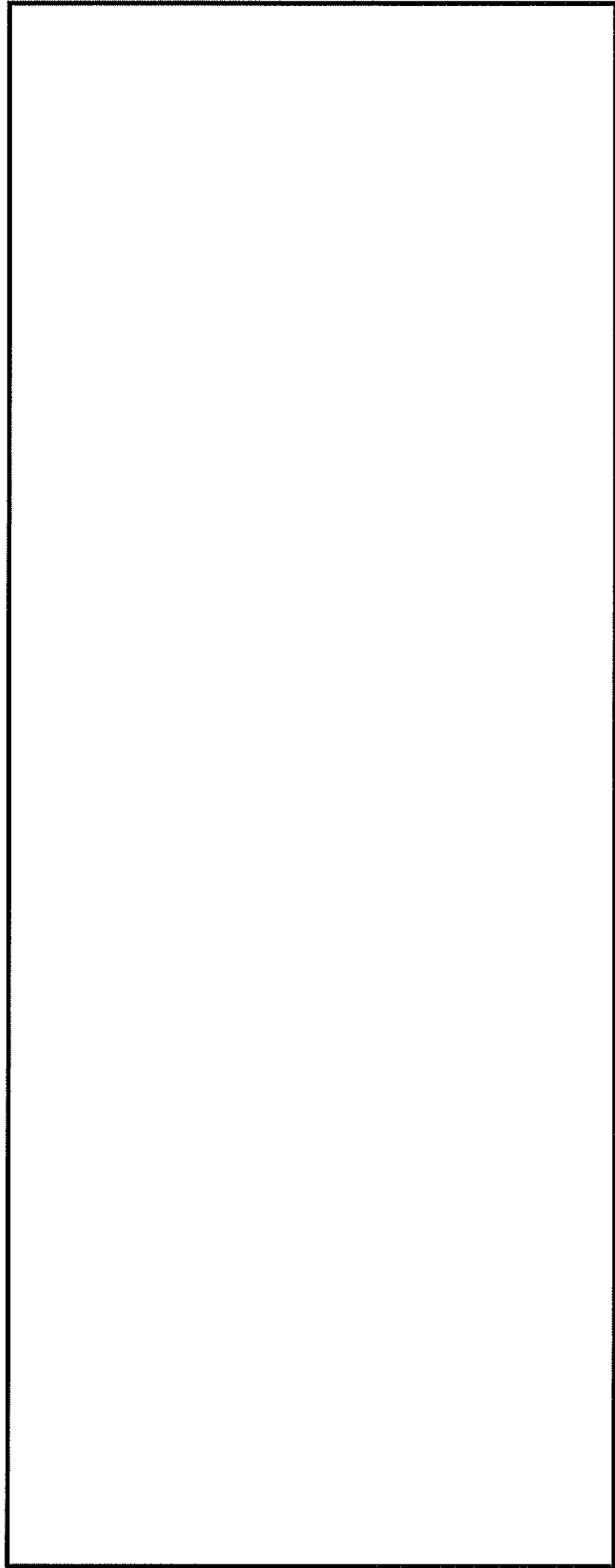


図 2-3-1 加振台の床応答曲線と設備評価用床応答曲線との比較 (2/2)

3. 常設代替高圧電源装置の耐震評価について

3.1 常設代替高圧電源装置の固縛装置について

常設代替高圧電源装置 (No. 1~No. 5) については、東海第二発電所で現状保有している常設代替高圧電源装置 (海外製) を当社独自に試験したものであり、加振試験の際の転倒防止を図る目的で、固縛装置を設置した状態で加振試験を実施している。

常設代替高圧電源装置 (No. 6) については、他社が保有している常設代替電源装置 (国内製) の加振試験の成果について開示を受けたものであり、固縛装置を設置しない状態で加振試験を実施している。

常設代替高圧電源装置については、設置場所が壁に囲まれた水密区画内となっており、竜巻の影響を受けないことから、竜巻による悪影響防止を目的とした固縛装置の設置は不要であるが、常設代替高圧電源装置 (No. 1~No. 5) については、固縛装置を設置した状態で加振試験を実施していることから、実際に現地に設置する際にも、固縛装置を設置する。

常設代替高圧電源装置 (No. 1~No. 5) に設置する固縛装置の構造を、以下に示す。固縛装置は、「連結材」と連結材を固定するための「固定材」及び「基礎部」から構成される。図 3-1-1 に固縛装置の構造概要を示す。

「連結材」は、常設代替高圧電源装置を胴巻きにするメインロープと固定材との取り合いとなるサイドロープで構成され、材質は高強度繊維ロープを使用している。サイドロープは、常設代替高圧電源装置の特徴であるサスペンションの耐震性 (振動抑制効果) を損なわないよう余長を持たせている。「固定材」は、アンカープレートとフレノリンクボルトで構成され、「基礎部」は固定材と基礎を定着する接着系アンカーボルト及び基礎で構成されている。

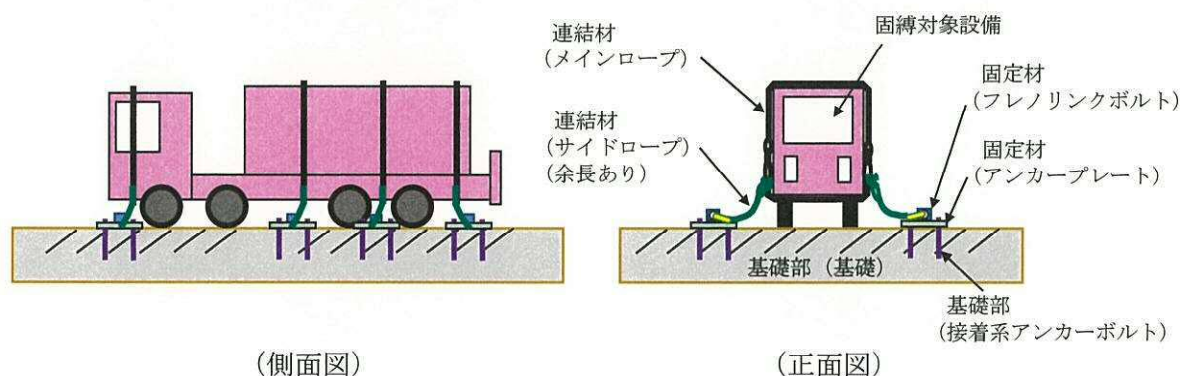


図 3-1-1 固縛装置の構造概要

3.2 評価手順

常設代替高压電源装置の評価に当たっては、常設代替高压電源装置に要求される機能を踏まえ、必要となる性能目標を設定し、評価方法及び評価内容を決定する。評価に関する概要を表した評価体系図を図3-2-1に示す。

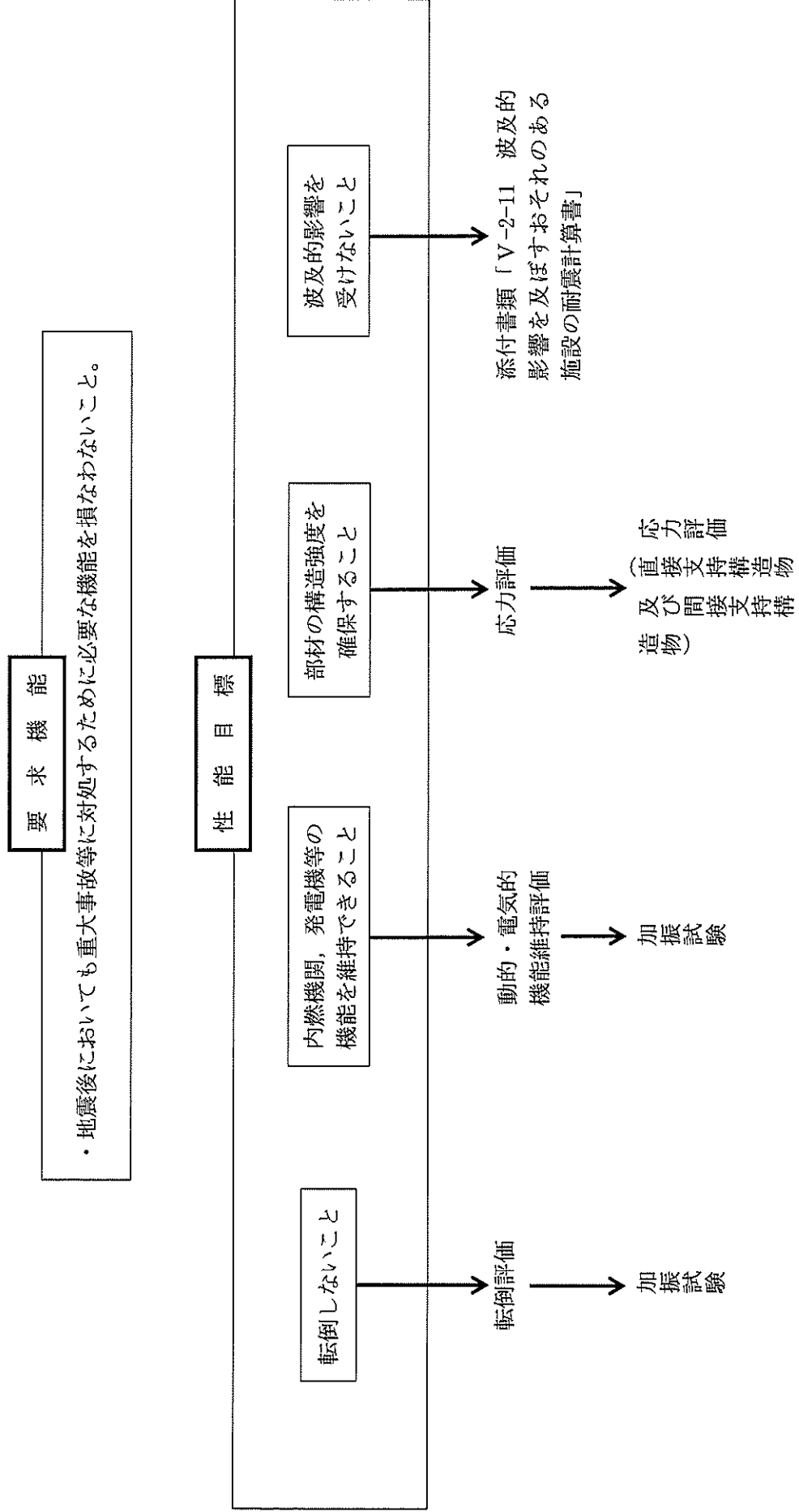


図3-2-1 評価体系図

3.3 評価条件

3.3.1 常設代替高圧電源装置の地震力に対する風荷重及び積雪荷重について

常設代替高圧電源装置については、壁に囲まれた水密区画内に設置することから、風は壁により遮られるため、風荷重による影響は受けない。よって、風荷重については考慮しない。

また、積雪については、気象予報により事前の予測が十分可能であり、あらかじめ体制を強化した上で、積雪状況を見計らいながら除雪することとしていることから、積雪荷重について考慮しない。

3.4 加振試験

3.4.1 加振試験結果

(1) 試験方法

常設代替高圧電源装置を図 3-4-1 に示すように加振台に設置し、以下に示す模擬地震波によるランダム波加振試験を行い、試験後に転倒していないこと、加振試験後に動的または電氣的機能が維持されること等を確認する。

- ・加振波：常設代替高圧電源装置置場の床応答曲線を包絡するように設定したランダム波。加振試験に用いた加振波（振動台上での観測データ）の時刻歴波形の例を図3-4-2に示す。
- ・加振方向：常設代替高圧電源装置（No. 1～No. 5）（海外製）
「水平（走行方向）＋水平（走行直角方向）＋鉛直」（3軸加振）
常設代替高圧電源装置（No. 6）（国内製）
「水平（走行方向）＋鉛直」及び「水平（走行直角方向）＋鉛直」（2軸加振）
- ・計測内容：車両全体の重心位置及び評価部位の頂部に加速度計を設置し、応力評価部位の評価に用いる加速度応答の最大値を計測した。
- ・固縛装置：常設代替高圧電源装置（No. 1～No. 5）については、固縛装置を設置した状態で加振試験を実施した。

(2) 加速度測定結果

常設代替高圧電源装置の加振試験時において、加振台の加速度を測定し、加振台の最大加速度が各対象機器設置床における最大加速度を上回っていたことを表 3-4-1 のとおり確認した。

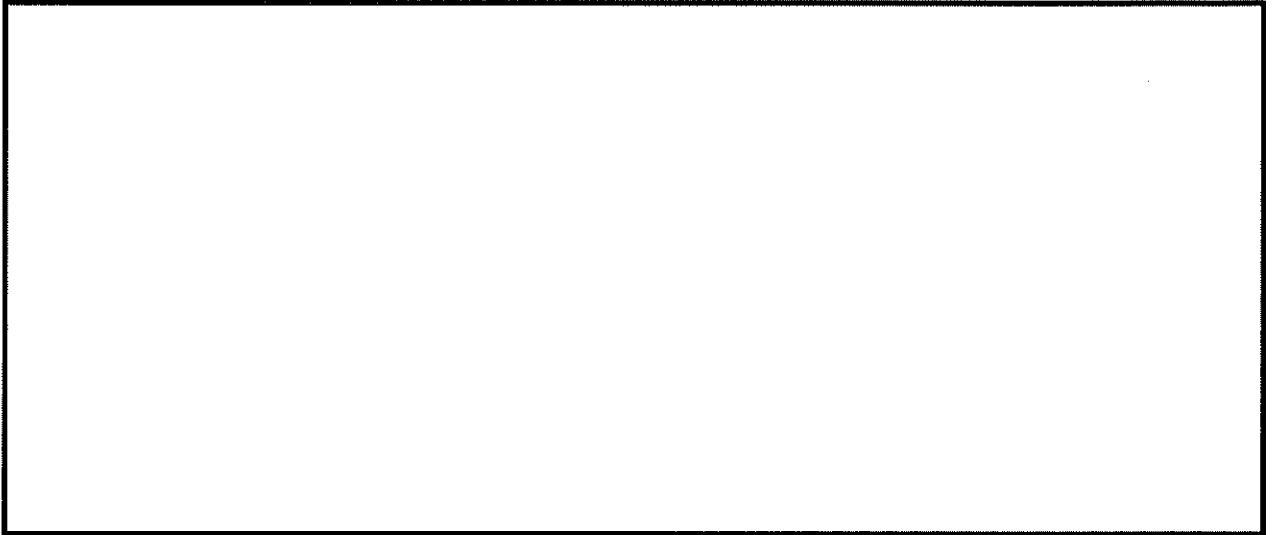


図 3-4-1 試験構成（常設代替高圧電源装置（No. 1～No. 5）（海外製））（1/2）

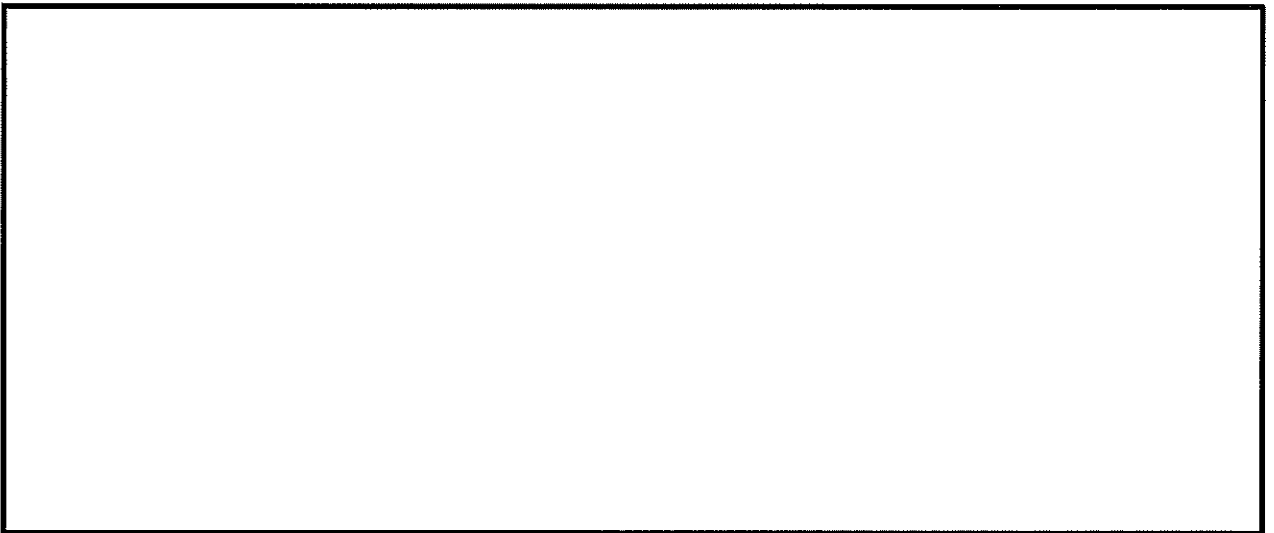


図 3-4-1 試験構成（常設代替高圧電源装置（No. 6）（国内製））（2/2）

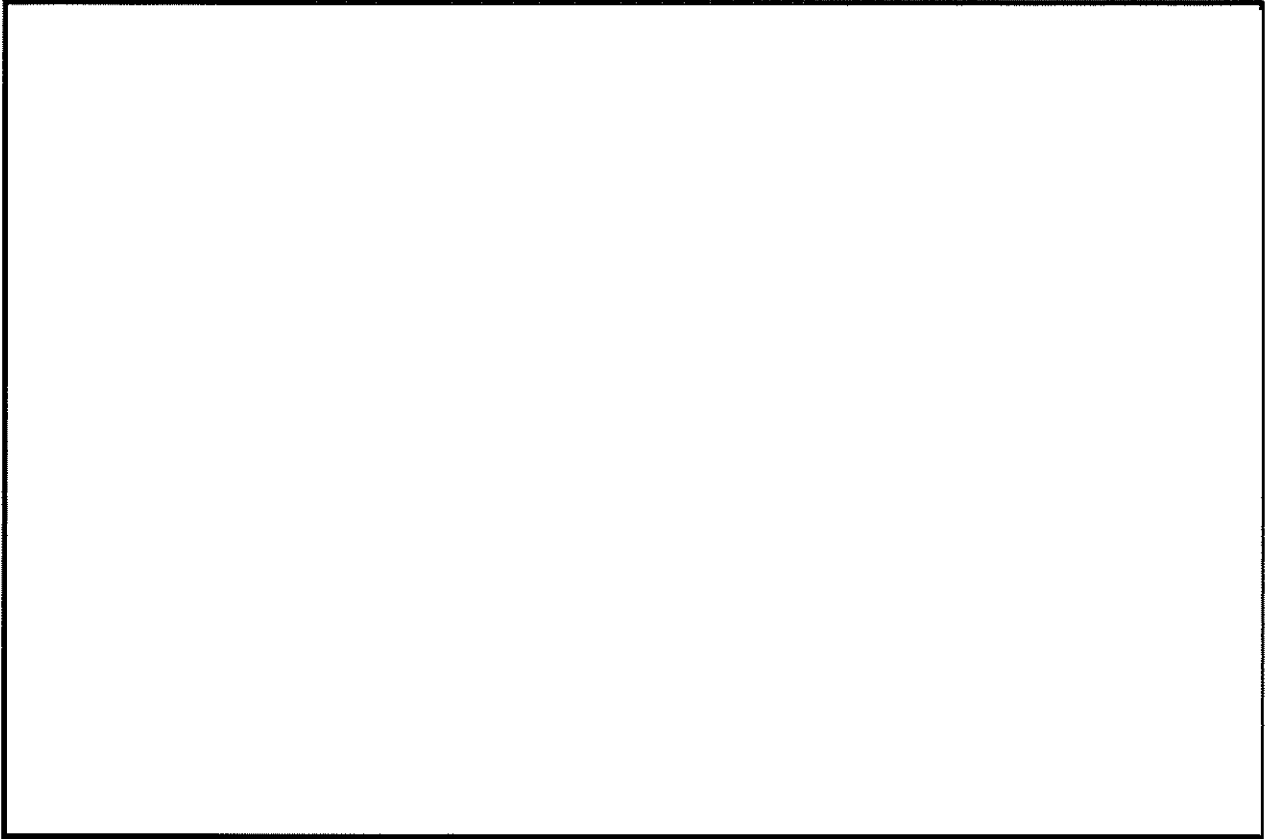


図 3-4-2 加振試験に用いた加振波の時刻歴波形の例（3軸加振用）（1/2）

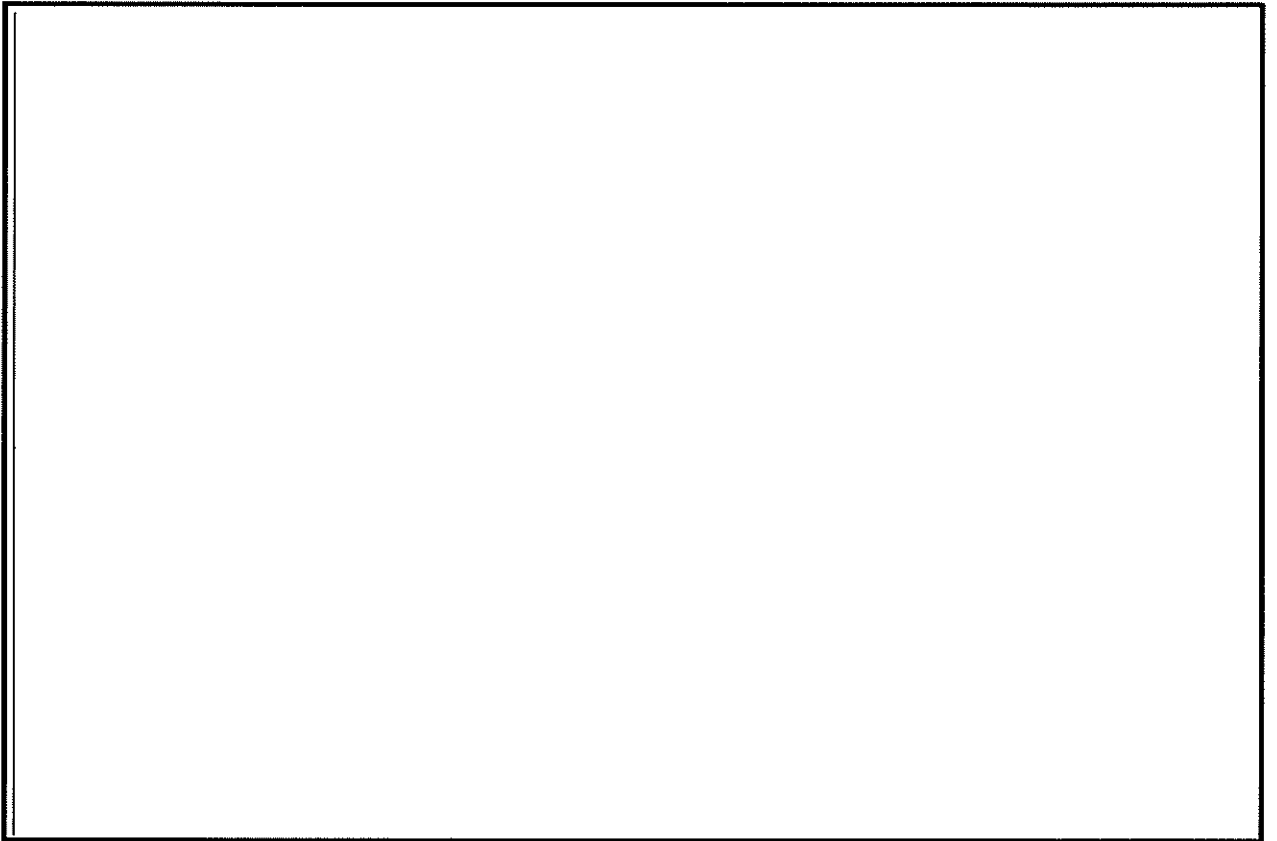


図 3-4-2 加振試験に用いた加振波の時刻歴波形の例（2軸加振用）（2/2）

表3-4-1 転倒評価及び機能維持評価確認結果

評価対象設備	常設代替高圧電源装置 (No. 1~No. 5)			常設代替高圧電源装置 (No. 6)		
	保管エリア 常設代替高圧電源装置置場					
加振方向*1	水平		鉛直	水平		鉛直
	X	Y	Z	X	Y	Z
S _s -D1(++) (G) *2,3	0.38	0.45	0.37	0.38	0.45	0.37
S _s -D1(+-) (G) *2,3	0.38	0.46	0.38	0.38	0.46	0.38
S _s -D1(-+) (G) *2,3	0.37	0.46	0.39	0.37	0.46	0.39
S _s -D1(--) (G) *2,3	0.37	0.45	0.38	0.37	0.45	0.38
S _s -11(++) (G) *2,3	0.15	0.15	0.31	0.15	0.15	0.31
S _s -12(++) (G) *2,3	0.21	0.24	0.35	0.21	0.24	0.35
S _s -13(++) (G) *2,3	0.20	0.24	0.34	0.20	0.24	0.34
S _s -14(++) (G) *2,3	0.15	0.17	0.28	0.15	0.17	0.28
S _s -21(++) (G) *2,3	0.17	0.34	0.42	0.17	0.34	0.42
S _s -22(++) (G) *2,3	0.23	0.39	0.40	0.23	0.39	0.40
S _s -31(++) (G) *2,3	0.33	0.39	0.18	0.33	0.39	0.18
S _s -31(-+) (G) *2,3	0.43	0.45	0.16	0.43	0.45	0.16
S _s -MAX (G) *2,3	0.43	0.46	0.42	0.43	0.46	0.42
加振台の最大加速度(G) *2,4	3軸加振			2軸加振		
	1.41	1.37	1.41	2.05	—	1.14
				—	2.11	1.19
転倒評価結果*5	○			○		
機能維持評価結果*6	○			○		

注記 *1: 地震応答波のX方向, Y方向はそれぞれ, NS方向, EW方向を示す。

加振台の最大加速度のX方向, Y方向はそれぞれ, 走行直角方向, 走行方向を示す。

*2: $G=9.80665 \text{ (m/s}^2\text{)}$

*3: 地震応答解析により求めた常設代替高圧電源装置置場床面の最大加速度値。

*4: 「水平(走行)+水平(走行直角)+鉛直」(3軸加振), 「水平(走行)+鉛直」及び「水平(走行直角)+鉛直」(2軸加振)の加振試験により計測された加振台の加速度値。

*5: 固縛装置を設置する常設代替高圧電源装置(No. 1~No. 5)は, 加振試験後に固縛装置が健全であることの確認を含む。

*6: 加振試験後の支持機能, 移動機能及び表3-5-1に示す機能維持確認項目の確認を含む。

3.5 機能維持評価

常設代替高圧電源装置は、加振試験後の機能維持確認として、各設備の機能に応じた試験を実施し、機器が問題なく動作することを確認している。加振試験後の機能維持確認方法と結果を、表 3-5-1 に示す。

表 3-5-1 加振試験後の機能維持確認方法と結果

設備名称	確認事項
常設代替 高圧電源装置	<ul style="list-style-type: none">・加振試験により、車両型設備が転倒していないことを確認した。また、常設代替高圧電源装置 (No. 1~No. 5) については、加振時に固縛装置が作用していることから、固縛装置も健全であることを確認した。・外観点検を行い、常設代替高圧電源装置の必要な機能に影響する損傷、燃料漏えい等の異常が無いことを確認した。・定格運転状態において、異常な振動、異音等の不具合が無いこと、発電機能が維持されていることを確認した。

3.6 すべり

地震の影響によるすべりが発生し周囲と干渉すると、耐震評価への影響があることから、すべりにより周囲との干渉がないことを確認している。加振試験により得られた実機のすべり量、傾きによる変位量、車両の最大変位量及び離隔距離について、表 3-6-1 及び表 3-6-2 に示す。

また、周囲に設置されている設備のうち、接続されている電源ケーブル、給油用フレキシブルホース等については、すべり及び傾きが発生しても影響を受けないように余長を設けている。

表 3-6-1 すべり及び傾きによる周囲との干渉確認結果（走行直角方向）

設備名称	すべり量 (mm)	傾きによる 変位量 (mm)	車両の最大変位量 (走行直角方向) (mm)	離隔距離 (走行直角方向) (mm)	結果
常設代替高圧電源装置 (No. 1～No. 5)	430	779	1209	2400	干渉なし
常設代替高圧電源装置 (No. 6)	1110	779	1889	2400	干渉なし

表 3-6-2 すべり及び傾きによる周囲との干渉確認結果（走行方向）

方向	すべり量 (mm)	傾きによる 変位量 (mm)	車両の最大変位量 (走行方向) (mm)	許容限界 (走行方向) (mm)	結果
常設代替高圧電源装置 (No. 1～No. 5)	160	—*1	160	600	干渉なし
常設代替高圧電源装置 (No. 6)	650	—*1	650	1400	干渉なし

注記 *1：走行方向に関しては、地震による車両の傾きがほとんど生じないことから、「—」と記載する。このため、すべり量が車両の最大変位量となる。

3.7 保守性・不確実さのトータルバランスについて

3.7.1 保守性・不確実さのトータルバランスの検討方針

常設代替高圧電源装置の耐震設計及び評価の各段階に含まれる保守性及び不確実さ（非保守性を含む。以下、同様。）の全体的な釣り合い（以下「トータルバランス」という。）の検討は、以下の手順により実施する。

- (1) 保守性及び不確実さの要因の抽出
- (2) 保守性及び不確実さの要因のスクリーニング
- (3) 選定された各要因に関する保守性及び不確実さの分析
- (4) 各要因の保守性及び不確実さの定量化
- (5) 保守性・不確実さのトータルバランスの検討

(1) 保守性及び不確実さ要因の抽出

常設代替高圧電源装置の耐震設計及び評価の各段階に含まれる保守性及び不確実さの要因となり得る項目を抽出する。

基準地震動 S_s による地震力に対する常設代替高圧電源装置の機能維持の評価は、「転倒評価」、「応力評価」及び「機能維持評価」の各段階に分けて実施されるが、これらの評価は常設代替高圧電源装置の加振試験の結果を用いて実施される。

したがって、保守性・不確実さ要因の抽出に当たっては、常設代替高圧電源装置の耐震設計及び評価を以下の各段階に分けて検討する。

- ①加振試験
- ②転倒評価
- ③応力評価
- ④機能維持評価

なお、①加振試験の検討対象範囲は、試験結果を出す段階までとし、これらの結果を用いた評価における評価手法そのものや評価条件の設定に含まれる保守性・不確実さ要因はそれぞれ②～④の中で抽出する。

上記の各段階を基本的に以下の要素に分割し、要素毎に試験及び評価結果へ影響を与える可能性のある要因、即ち、保守性・不確実さ要因を抽出する。

- ・手法（試験方法，評価方法）
- ・入力条件（加振試験入力波，設計用地震力等）
- ・評価モデル・評価条件（評価モデル，評価条件，試験条件等）

なお、各評価の特性を踏まえ、要素分類に当てはまらない評価要素があれば必要に応じて当該要素を追加する。

以上の設計・評価の段階・要素に対する保守性及び不確実さの要因の抽出は、実機との差異、各種条件設定の根拠となるデータの不確実さ等に注目して実施する。

(2) 保守性及び不確実さ要因のスクリーニング

(1)項により抽出された保守性及び不確実さの要因、特に不確実さに関連する要因について、他の設備の耐震評価において J E A G 4601 や工認（今回工認において妥当性確認済み

の項目を含む)と同様の取り扱いを行っている場合は、当該要因が評価結果に与える不確かさは無いと考え、以降の検討の対象外とする。

(3) 選定された各要因に関する保守性及び不確かさの分析

(2)項までに抽出された保守性及び不確かさの各要因について、保守性及び不確かさそれぞれの観点で常設代替高圧電源装置の耐震評価上及ぼす影響を定性的に分析する。

(4) 各要因の保守性及び不確かさの定量化

保守性及び不確かさの各要因について、その保守性や不確かさ・非保守性が定量化可能なものについて、その定量化を行う。

(5) 保守性・不確かさのトータルバランスの検討

「転倒評価」、「応力評価」及び「機能維持評価」の評価毎に、評価に関連する不確かさ要因を抽出し、不確かさ要因に対して、同じ要因が有する保守性や他の要因の保守性により、当該不確かさによる非保守性が包絡されることを確認する。

以上までの検討を基に、「転倒評価」、「応力評価」及び「機能維持評価」の評価毎に、評価全体として保守性が確保されていることを確認する。

3.7.2 検討結果

(1) 保守性及び不確かさ要因の抽出結果

保守性及び不確かさの要因の抽出結果を表 3-7-1 に示す。表 3-7-1 では、当該項目が保守性の要因と不確かさの要因のいずれに該当するかを併せて示している。

(2) 保守性及び不確かさ要因のスクリーニング結果

上記(1)項抽出された保守性及び不確かさ要因について、工認や J E A G 4601 での適用実績の有無を表 3-7-1 に併せて示す。

なお、「実績あり」(表中凡例“○”)の場合は下記(3)項以降の検討対象外とするが、その場合であっても、常設代替高圧電源装置の耐震評価上において保守性や不確かさの観点で重要な場合や評価結果に影響が大きいと考えられる場合は検討対象として追加する。

(3) 選定された各要因に関する保守性及び不確かさの分析

(2)項までに抽出された保守性及び不確かさ要因に関し、その影響に対する定性的な検討を以下の要領で行った。検討結果を表 3-7-2 に示す。

- ・同じ保守性及び不確かさ要因であっても、その保守性や不確かさの影響は、耐震評価にて使用する応答値の項目(加速度・変位・すべり量)毎に異なる。したがって、これらの項目毎に、保守性や不確かさが与える影響を定性的に分析した。
- ・車両型設備の耐震評価は、「転倒評価」、「応力評価」及び「機能維持評価」に分けられる。各評価において使用する応答値の項目が異なるため、各評価で使用する応答値を整理した。

- ・以上の整理を踏まえて、保守性及び不確実さに関する各要因が各応答値に与える保守性や不確実さの内容を整理した。
- ・また、当該要因が評価上与える相対的な影響度を定性的に検討し、「相対的に影響が大きい」、「相対的に影響が小さい」及び「影響は有意でない」の3種類に分類した。
- ・各保守性及び不確実さ要因について、その影響が定量化可能なものは定量化し、その結果を上記(3)項の影響度合い分類結果に反映した。

ここで、定量的あるいは定性的に評価結果に与える影響が概ね10%を超えると判断される場合は「相対的に影響が大きい」に、影響が概ね10%以下であると判断される場合は「相対的に影響が小さい」に分類する。また、影響が数%程度以下と判断される場合は「影響は有意でない」に分類した。「影響は有意でない」項目については、以降の検討の対象外とした。

(4) 保守性・不確実さのトータルバランスの検討

転倒評価、応力評価及び機能維持評価の評価毎に、表3-7-2の検討結果を以下の要領で整理することにより各評価が全体として保守的であることを確認した。

まず、表3-7-2から、不確実さの影響度が「相対的に影響が大きい」(凡例：【○】)及び「相対的に影響が小さい」(凡例：【△】)となっている要因を抽出する。

抽出した各要因を、その不確実さの内容と不確実さに対する対応から、「不確実さの残る要因」、「保守性の残る要因」及び「保守性と不確実さが同等である要因」に分類した。各分類の位置付けは以下のとおりである。

「不確実さの残る要因」:

当該要因の不確実さが、当該要因自身の保守性もしくは当該要因の不確実さに直接的に関連する他の要因が有する保守性により完全に包絡できないもの。

「保守性の残る要因」:

当該要因の保守性が、当該要因自身の不確実さもしくは直接的に関連する他の要因における不確実さを包絡し、その上で更に保守性が残存するもの。

「保守性と不確実さが同等である要因」:

当該要因の不確実さと、当該要因自身の保守性もしくは直接的に関連する他の要因における保守性がほぼ同等で相殺し合うもの。

なお、「不確実さの残る要因」は、さらに「保守性を有する直接的な対応のない不確実さ要因」と「定性的な確認のみの不確実さ」に分類する。前者は、保守性を有する直接的な対応がないため、不確実さの残存を否定できないものである。後者は、定性的な検討において、不確実さの程度、保守性の程度あるいはその両者が不明確であるために不確実さの残存を否定できないもの(影響が有意でないもの以外)である。

「保守性の残る要因」は、「未適用の保守性要因」と「保守性の残存する保守性要因」に分類する。前者は、当該要因に不確実さがなく、かつ、直接的に関連するほかの要因もないものである。後者は、当該要因自身の不確実さもしくは直接的に関連する他の要因における不確実さを包絡し、その上でさらに保守性が残存するものである。

「保守性と不確実さが同等である要因」は、「設計にて対応済みの要因」と「定性的に確認した要因」に分類する。前者は、当該要因の不確実さに対し設計上の対応で保守性が担保されるものである。後者は、当該要因の不確実さに対して特設設計上の対応は行っていないが、当該要因の持つ性質から当該要因の不確実さに対する保守性が確認されるものである。

以上に基づく各評価に対する抽出・分析結果を表 3-7-3～表 3-7-5 に示す。

上記各分類のうち「不確実さの残る要因」と「保守性が残る要因」を総合的に分析することにより、各評価全体として保守性が確保されていることを確認した。確認結果を表 3-7-3～表 3-7-5 の「総合評価」欄に示す。

以上の検討の結果、車両型設備の耐震設計・評価全体として、各種不確実さを包絡する適切な保守性を有することを確認した。

表 3-7-1 保守性及び不確かさ要因抽出結果

設計・評価段階	設計・評価要素	保守性・不確かさを有する項目	車両型設備の設計・評価での取り扱いの概要	保守性の要因	不確かさの要因	I 認・J E A G 等の実績の有無 (○ : 実績あり, ● : 実績なし)	備考
加振試験	試験方法	加振方向	水平方向 (走行あるいは走行直角方向) 及び鉛直方向の同時入力又は水平 2 方向及び鉛直方向の 3 方向同時入力。	-	-	○	
	設計用地震力 (入力地震動)	試験回数	当該設備の保管場所全ての設備評価用床応答曲線を, 車両の固有周期で包絡させた加振波で 1 回加振。	-	○	○	
		加振試験入力波	当該設備の保管場所全ての設備評価用床応答曲線を, 車両の固有周期で包絡させたラランダム波を使用。	○	○	○	実績はあるが, 保守性の観点で重要であるため除外しない。
		試験体及び諸元	試験体 設置環境 (該当なし)	実機と同一の車両を使用。 実機保管場所と同等のコンクリート上に設置。	-	-	○
転倒評価	荷重の組合せ及び許容限界 評価方法 設計用地震力	(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため, 荷重の組合せ及び許容限界の観点で保守性・不確かさ等に該当する要素はない)	-	-	-	
		(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため, 評価方法の観点で保守性・不確かさ等に該当する要素はない)	-	-	-	
		(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため, 設計用地震力の観点で保守性・不確かさ等に該当する要素はない)	-	-	-	
		許容限界	J E A G 4601 のその他の支持構造物の許容値を適用。	○	-	○	
応力評価	設計用地震力	ボルト応力評価 設置床での応答加速度	J E A G 4601 のポンプ等のボルト応力評価法を適用。 試験で得られた評価部位重心位置相当の応答加速度を設置床での応答としてしている。	○	-	○	実績はあるが, 保守性の観点で重要であるため除外しない。
		設計用加速度	上記の設置床での応答加速度 (評価部位重心位置相当の応答加速度) に対し, 更に 1.2 倍したものを設計用加速度としてしている。	○	-	○	実績はあるが, 保守性の観点で重要であるため除外しない。
		F R S 拡張 誘発上下動	加振試験入力波作成の際に, 拡張を考慮した F R S を用いている。 ローリング・ロッピング挙動により車両端部で鉛直方向へ応答が発生し得るが, 評価では各評価部位の応答加速度を使用。	○	-	○	実績はあるが, 不確かさの観点で重要であるため除外しない。
		荷重の組合せ及び許容限界 評価方法	(試験にて加振後に機能が維持されていることを直接的に確認するため, 荷重の組合せ及び許容限界の観点で保守性・不確かさに該当する要素はない)	-	-	-	
機能維持評価	設計用地震力 (入力地震動)	(該当なし)	(試験にて加振後に機能が維持されていることを直接的に確認するため, 評価方法の観点で保守性・不確かさに該当する要素はない)	-	-	-	
		(該当なし)	(試験にて加振後に機能が維持されていることを直接的に確認するため, 評価方法の観点で保守性・不確かさに該当する要素はない)	-	-	-	
		(該当なし)	(上記「加振試験」での当該項目と同様であり機能維持評価として新規に該当する項目はない)	-	-	-	

表 3-7-2 保守性・不確実さ要因の分析及び影響が有意でない不確実さのスクリーニング

設計・評価段階	設計・評価要素	保守性・不確実さ 要因	影響項目	評価との対応			保守性 [凡例] [○]: 相対的に影響度大 [△]: 相対的に影響度小	不確実さ [凡例] [○]: 相対的に影響度大 [△]: 相対的に影響度小 [-]: 影響が有意でない	影響が有意でない理由
				転倒評価	応力評価	機能維持 評価			
加振試験	設計用地震力 (入力地震動)	a. 加振試験入力 力波	加速度	○	○	○	-	-	
転倒評価	(該当なし)	-	-	-	-	-	-	-	
応力評価	設計用地震力	b. 設置床での 応答加速度	加速度	-	○	-	-	-	
		c. 設計用加速 度	加速度	-	○	-	-	-	
		d. 誘発上下動	加速度	-	○	-	-	応力評価においては、 各評価部位で計測した 加速度を用いて応力評 価を実施していること から、影響は有意でな い。	
機能維持評 価	(該当なし)	-	-	-	-	-	-	-	

表 3-7-3 転倒評価に関連する不確かさ要因

不確かさの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確かさ要因	保守性・不確かさ要因*1	不確かさ	不確かさに対する対応 (保守性) *2	備考
保守性が残る要因	定性的な確認のみの不確かさ要因	(該当なし)	-	-	
	未適用の保守性要因	(該当なし) a. 加振試験入力波	-	-	試験入力波は設備評価用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値(設備の固有周期により異なるが、1割~7倍程度)となる。【○】
保守性と不確かさが同等である要因	保守性の残存する保守性要因	(該当なし)	-	-	
	設計にて対応済みの要因	(該当なし)	-	-	
	定性的に確認した要因	(該当なし)	-	-	
【総合評価】					
転倒評価は、評価に用いる地震力(入力加速度)として実機に加振試験結果を直接用いているため有意な不確かさはない。一方、加振試験の入力地震動には保守性を有する。以上より、転倒評価について、評価全体として保守性が確保されている。					

注記 *1: 先頭の記号及び要因名称は、表 3-7-2 における「保守性・不確かさ要因」欄の記号及び要因名称と同じものを用いている。

*2: 【 】内の記号は、表 3-7-2 の「保守性」、「不確かさ」欄の記号を表している。

表 3-7-4 応力評価に関連する不確実さ要因

不確実さの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確実さ要因	保守性・不確実さ要因*1	不確実さ	不確実さに対する対応（保守性）*2	備考
保守性が残る要因	定性的な確認のみの不確実さ要因 未適用の保守性要因	(該当なし)	-	-	
		(該当なし)	-	-	
		a. 加振試験入力波	-	試験入力波は設備評価用応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値（設備の固有周期により異なるが、1割～7倍程度）となる。【○】	
保守性と不確実さが同等である要因	保守性の残存する保守性要因 設計にて対応済みの要因 定性的に確認した要因	b. 設置床での応答加速度	-	試験で得られた評価部位重心位置相当の応答加速度を、評価上はより低い位置である設備設置床（車両）での応答と仮定することによる保守性がある。【△】	
		c. 設計用加速度	-	試験で得られた評価部位重心位置相当の応答加速度を設置床での応答とするのに加えて、車両応答の不確実さを考慮して、1.2倍にした最大応答加速度を元に設計用加速度を算出している。【○】	
		(該当なし)	-	-	
【総合評価】		(該当なし)	-	-	

注記 *1：先頭の記号及び要因名称は、「保守性・不確実さ」欄の記号を表している。
*2：【 】内の記号は、「保守性」、「不確実さ」欄の記号及び要因名称と同じものを用いている。

【総合評価】
応力評価は、評価に用いる地震力（入力加速度）として評価部位重心位置相当の応答加速度を用いているため有意な不確実さはない。一方、未適用の保守性要因として「加振試験入力波」、「設置床での応答加速度」及び「設計用加速度」がある。以上より、加振試験結果に基づき構造強度評価について、評価全体として保守性が確保されている。

表 3-7-5 機能維持評価に関連する不確かさ要因

不確かさの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確かさ要因	保守性・不確かさ要因*1	不確かさ	不確かさに対する対応（保守性）*2	備考
保守性が残る要因	定性的な確認のみの不確かさ要因	(該当なし)	-	-	
	未適用の保守性要因	(該当なし) a. 加振試験入力波	-	-	試験入力波（機能維持確認済加速度）は設備評価用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値（設備の固有周期により異なるが、1割～7倍程度）となる。【○】
保守性と不確かさが同等である要因	保守性の残存する保守性要因	(該当なし)	-	-	
	設計にて対応済みの要因	(該当なし)	-	-	
	定性的に確認した要因	(該当なし)	-	-	
【総合評価】					
機能維持評価は、評価に用いる地震力（入力加速度）として実機の加振試験結果を直接用いているため有意な不確かさはない。 一方、加振試験の入力地震動には保守性を有する。 以上より、機能維持評価については、評価全体として保守性が確保されている。					

注記 *1：先頭の記号及び要因名称は、表 3-7-2 の「保守性・不確かさ要因」欄の記号及び要因名称と同じものを用いている。

*2：【 】内の記号は、表 3-7-2 の「保守性」、「不確かさ」欄の記号を表している。

加振試験で模擬できていない固縛装置の部材の健全性について

1. 概要

固縛装置の耐震評価については、固縛装置を模擬した状態で加振試験を実施することにより、健全性が確保できることを確認している。しかし、固縛装置の一部の部材については、加振試験において実際の設置状態を模擬できていないことから、当該部材の健全性について検討した。

2. 検討対象の選定及び検討内容

2.1 検討対象設備

検討対象設備は、加振試験時に固縛装置を模擬して試験を行った常設代替高圧電源装置 (No. 1～No. 5) を対象とする。

2.2 検討対象部材

固縛装置のうち、連結材（メインロープ、サイドロープ）及び固定材の一部（フレノリンクボルト）については、加振試験時に実際の設置状態と同じ状態を模擬していることから、加振試験により健全性が確保されることを確認している。一方、固定材の一部（アンカープレート）及び基礎部（アンカーボルト）（以下、「検討対象部材」という）については、加振試験時に実際の設置状態を模擬できていないことから、別途地震時に固縛装置の展張による荷重が作用した場合の健全性を確認する必要がある。固縛装置の検討対象部材を図1に示す。

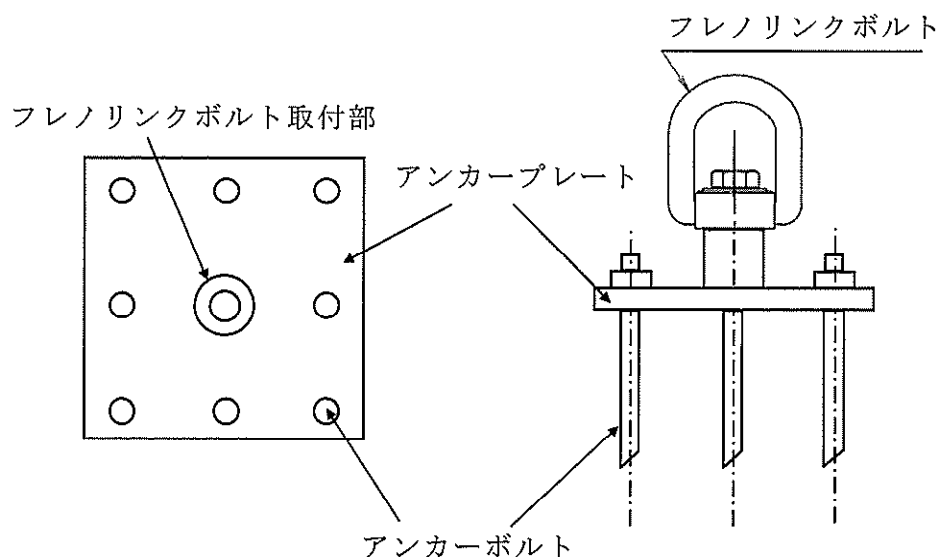


図1 固定材（アンカープレート）及び基礎部（アンカーボルト）の検討対象部材

2.3 検討内容

地震時の検討対象部材の健全性について、直接加振試験により確認することは困難であるため、「加振試験にて健全性を確認した固縛装置の部材に作用する荷重の許容荷重に対する裕度」と「検討対象部材に作用した荷重の許容荷重に対する裕度」を比較し、検討対象部材の裕度の方が大きいことを確認する。

固縛装置の各部材の裕度については、竜巻に対する固縛装置の強度計算書（添付書類「V-3-別添1-3-1 屋外重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算書」）において、固縛装置の詳細設計を行っており、各部材が有する裕度の関係が明確になっている。常設代替高圧電源装置は、竜巻の風荷重の影響を受けない配置としているため、固縛装置は転倒防止を目的とした対策となるが、固縛装置の仕様は同じであることから、上記強度計算書に基づき各部材の裕度を算出する。また、固縛装置に作用する地震荷重は明確ではないが、加振試験後に固縛装置が健全であることを確認していることから、最も裕度の小さい連結材の許容限界の荷重（250kN）が作用すると仮定した場合の各部材の裕度を算出する。算出した固縛装置の各部材の裕度の関係を、表2に整理する。

なお、地震又は竜巻により固縛装置に作用する荷重は、地震時のような明確な交番荷重であれ、竜巻時のように一定若しくはある程度の変動のある荷重であれ、評価時にはどちらもサイドロープを介して一方向に一定の荷重が作用すると想定して評価していることから、表2に記載した裕度関係の直接的な比較が可能である。

表2に示す固縛装置の各部材の裕度を比較すると、検討対象部材の裕度は、加振試験にて健全性を確認した連結材よりも裕度が大きいことから、地震時にも健全性が確保できる。

表2 固縛装置の各部材が有する裕度の関係
（常設代替高圧電源装置の連結材の許容限界荷重に対する評価例）

部材名称	評価値		裕度
	作用荷重 (kN)	許容限界 (kN)	
連結材（メインロープ、サイドロープ）	作用荷重 (kN)	250.0	1.00
	許容限界 (kN)	250	
固定材（フレノリンクボルト）	作用荷重 (kN)	250.0	2.94
	許容限界 (kN)	735	
固定材（アンカープレート）	曲げモーメント (kN・mm)	29850.2	2.13
	許容限界 (kN・mm)	63617.4	
基礎部（アンカーボルト）	引張力 (kN)	41.0	2.20
	許容限界 (kN)	90.5	

3. 結論

固縛装置を模擬した状態で加振試験を実施した常設代替高圧電源装置(No. 1～No. 5)において、固縛装置の一部の部材については、実際の設置状態を模擬できていないことから、当該部材の健全性について検討した。その結果、加振試験で模擬できていない部材（検討対象部材）についても健全性が確保できることを確認した。

以 上

加振試験に用いた常設代替高圧電源装置及び固縛装置の仕様について

車両型設備の加振試験に使用した常設代替高圧電源装置や固縛装置の仕様を表 1 に示す。

表 1 加振試験に使用した常設代替高圧電源装置や固縛装置の仕様

設備名称	車両仕様*	対象設備仕様	固縛装置仕様
常設代替高圧電源装置 (No. 1～No. 5)	型式：トレーラ 全長：15336mm 全幅：2990mm 高さ：4100mm 重量：46940kg	電 圧：6.6kV 周 波 数：50Hz 電気容量：1725kVA	ロープ材質：高強度繊維ロープ 固縛箇所数：5箇所 余 長：150mm
常設代替高圧電源装置 (No. 6)	型式：トレーラ 全長：17600mm 全幅：2990mm 高さ：4100mm 重量：51100kg	電 圧：6.6kV 周 波 数：50Hz 電気容量：1725kVA	固縛装置を模擬しない条件で加振試験を実施

注記 *：全長，全幅，高さ及び重量については，車両毎に個体差があるため，記載値は概略値を示す。

以 上

加振試験における設備評価用 F R S に対する加振波の F R S の裕度について

1. 概要

「3.7 保守性・不確実さのトータルバランスについて」において、「試験入力波は設備評価用床応答曲線を上回るように設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値（設備の固有周期により異なるが、1割～7倍程度）となる。」と記載している。ここでは、当該記載の根拠として、車両型設備の固有周期において加振波 F R S の加速度を設備評価用 F R S の加速度で除した際の裕度について整理する。

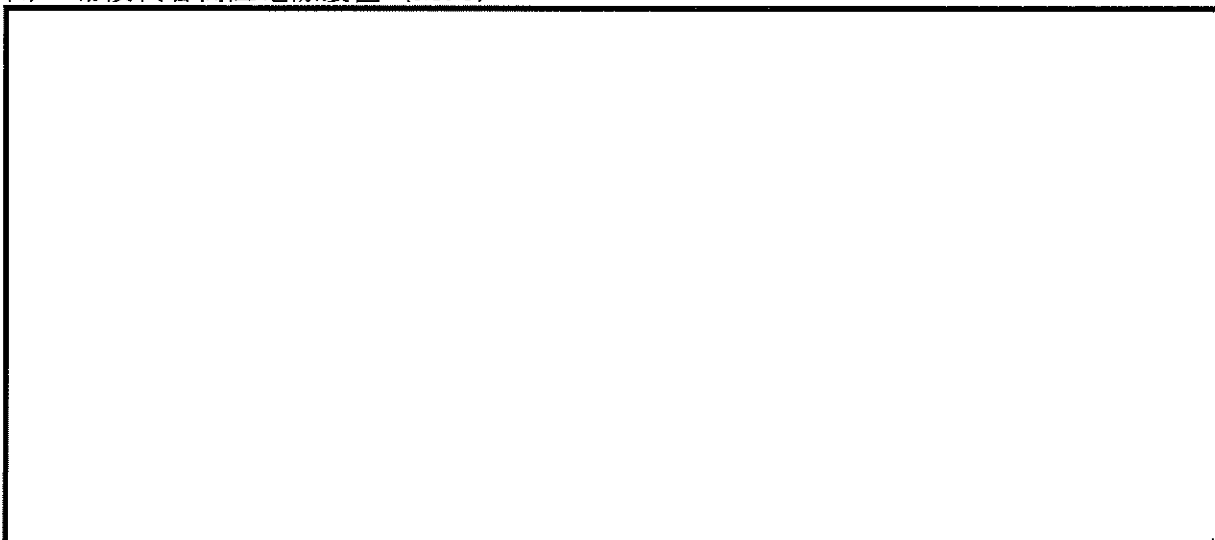
2. 裕度の整理結果

グラフ中に設備評価用 F R S に対する加振波の F R S の裕度を記載する。

(1) 常設代替高圧電源装置 (No. 1～No. 5)



(2) 常設代替高圧電源装置 (No. 6)



以上

【補足-340-16】 原子炉圧力容器の基礎ボルトにおける
特別点検での評価について

1. 概要

原子炉圧力容器の基礎ボルトについて、耐震評価結果を添付書類「V-2-3-4-1-3 原子炉圧力容器の応力計算書（その2）」に記載しているが、運転延長認可申請における特別点検での評価手法と異なることから、差異について説明するものである。

2. 工認耐震計算書と特別点検での差異について

工認耐震計算書では既認可「49 資庁第 14239 号（昭和 49 年 7 月 22 日）」から改造等の変更を行っていないことから、既認可と同じく原子炉圧力容器の基礎ボルト全 120 本を評価対象としている。一方、特別点検においては、曲がり構造ボルト 2 本を除く 118 本にて、より保守的な評価を行っている。

詳細は、別紙「東海第二発電所 特別点検（原子炉圧力容器）補足説明資料（平成 30 年 7 月 9 日）」参照。

東海第二発電所 審査資料	
資料番号	TKK補-Ⅱ-1 改20
提出年月日	平成30年7月9日

東海第二発電所 特別点検
(原子炉圧力容器)

補足説明資料

平成30年7月9日

日本原子力発電株式会社

本資料のうち、枠囲みの範囲は、営業秘密
又は防護上の観点から公開できません。

目次

1. はじめに	1
2. 要求事項	1
3. 点検方法	2
4. 点検結果	26
5. 特別点検結果に対する考察	31
6. まとめ	32

1. はじめに

本資料は、東海第二発電所で実施した原子炉圧力容器の特別点検について、実施した内容をとりまとめたものである。

2. 要求事項

対象の機器・構造物，その対象の部位，着目する劣化事象及び点検方法は，「実用発電用原子炉の運転期間延長認可申請に係る運用ガイド」（以下，「運用ガイド」という。）に定められている。

表 2.1 要求事項の概要

対象の機器・構造物	対象の部位	着目する劣化事象	点検方法/点検項目
原子炉圧力容器	母材及び溶接部（ジェットポンプライザーブレースアーム溶接部を含む。）（蒸気乾燥器，気水分離器，ジェットポンプビーム及びインレットミキサーを取り外した状態で点検可能な炉心領域の全て）	中性子照射脆化	○超音波探傷試験による欠陥の有無を確認
	給水ノズルコーナー部（最も疲労損傷係数が高い部位）	疲労	○磁粉探傷試験若しくは浸透探傷試験又は渦電流探傷試験による欠陥の有無の確認
	制御棒駆動機構（CRD）スタブチューブ（全数），CRDハウジング（全数），中性子束計測ハウジング（ICM）（全数）及び差圧検出・ほう酸水注入ノズル	応力腐食割れ	○目視試験（MVT-1）による炉内側からの溶接部の欠陥の有無の確認及び浸透探傷試験又は渦電流探傷試験による CRD ハウジング及び ICM に対する，内面の溶接熱影響部の欠陥の有無の確認
	ドレンノズル	腐食	○目視試験（VT-1）による内面の確認
	基礎ボルト（全数）	腐食	○超音波探傷試験によるボルト内部の欠陥の有無の確認

3. 4 基礎ボルト

3. 4. 1 点検の概要

基礎ボルトは、原子炉圧力容器支持スカートとペDESTAL上部の基礎コンクリートを固定するため、基礎コンクリートに埋め込まれており、原子炉圧力容器支持スカートの内側と外側にそれぞれ60本ずつ円周上に配置している。基礎ボルトの長さは2種類あり、ペDESTAL上部の制御棒駆動水圧系配管用開口部周辺には短尺のボルトが据え付けられ、この他の部位には長尺のボルトが据え付けられている。この長尺ボルトのうち、2本については基礎コンクリートを貫通する配管スリーブを回避するため、曲がり構造としている。

図 3. 4. 1. 1、図 3. 4. 1. 2 に基礎ボルトの概略図、曲がり構造基礎ボルト概要について示す。

供用期間中検査では、原子炉圧力容器の支持構造物（基礎ボルト含む）について目視試験（VT-3）を実施しているが、それ以外の試験方法による定期的な試験計画は無い。

今回の特別点検では、基礎ボルト全数を対象に UT を実施し、基礎ボルトの健全性を確認している。

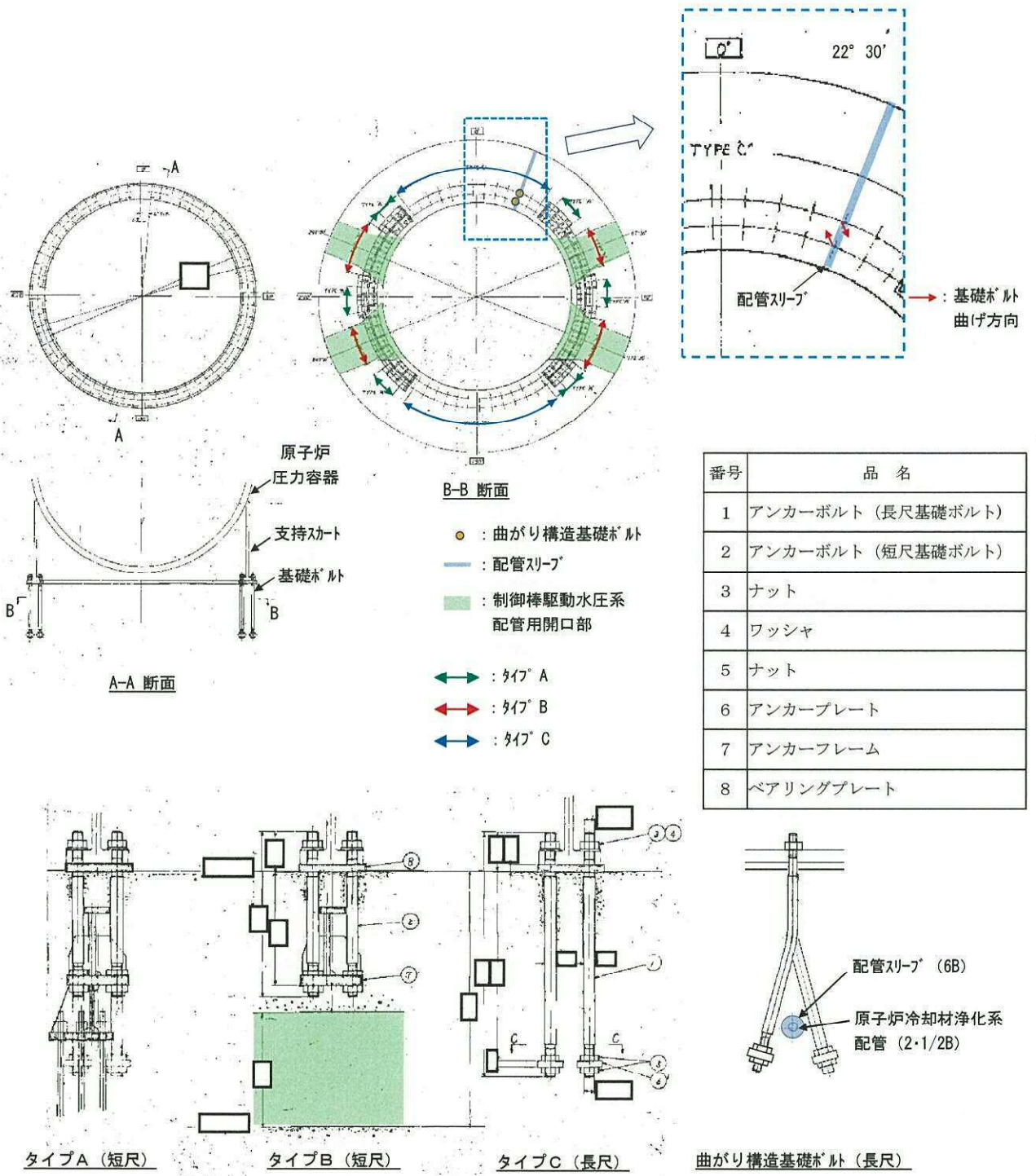


図 3.4.1.1 基礎ボルトの概略図

基礎ボルト全数 120 本の内、2 本については基礎ボルト上部から mm の位置で 程度の曲げ加工を施している。
 このため、基礎ボルト上部から mm の範囲について UT を実施した。

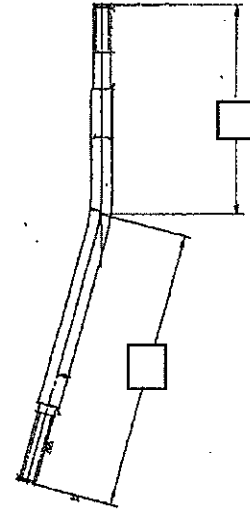


図 3.4.1.2 曲がり構造基礎ボルト概要

3. 4. 2 点検方法

基礎ボルトに対する UT は、基礎ボルトの頂部から垂直法（底面エコー方式）により実施した。感度校正については、底面エコー方式のため試験対象ボルトの設置面中央付近で行った。基準感度による表示器目盛において 5% 以上のエコーを有する指示部の位置及び最大エコー高さを求めた。これは JANTI-SANE-G2-第 1 版「地震後の機器健全性評価ガイドライン」（以下、「JANTI ガイドライン」という。）に従って設定したものであり、10 数% 以上の欠陥エコーを見逃さず、数% 程度以上の形状エコーを除去するような指示部の抽出基準を採用しているためである。JEAC4207-2008 によれば、エコー高さが DAC20% を超える場合に記録することが定められており、JANTI ガイドラインと比較するとより欠陥検出レベルが高い条件で試験を実施した。なお、曲がり構造となっている 2 本の基礎ボルトについては、曲がり部より上部を試験対象とし、同じ環境下に据え付けられている他の長尺基礎ボルト（同材質、同全長）の底面エコーで代替し、長尺及び短尺基礎ボルト 118 本の上部探傷結果から最も高い基準感度を適用して UT を実施した。

3. 4. 3 試験員の力量

非破壊検査（UT）従事者は、JEAC4207-2008 で定められている試験評価員及び試験員の項目に基づき、JIS Z 2305 で認定された UT レベル 1 以上の要員にて作業を実施（評価員はレベル 2 以上）し、認定された要員については、力量評価書にて計画時に力量を確認した。

したがって、今回適用した点検方法は、基礎ボルトの状態を確認する上で十分な欠陥検出性を有している。

3. 4. 4 点検方法の妥当性

基礎ボルトに対する UT は、JEAC4207-2008 を準拠して実施した。また、基礎ボルトについては、JANTI ガイドラインによる手順が制定されている。今回の特別点検では JEAC4207-2008 に加えて、こちらについても準拠した。なお、JANTI ガイドラインでは地震による植込みボルトに発生する欠陥として、ねじ溝を起点とする表面欠陥を想定しているため、そのねじ部を適用範囲として記載されている。しかし、その試験要領は JEAC4207-2008 に沿った内容となっており、基準感度の設定や記録レベルといった一部の記載で JEAC4207-2008 よりも欠陥検出レベルが高い条件を記載している（添付資料 9）。また、基礎ボルトの UT に際し、試験片を製作し、その欠陥検出性を確認した時に超音波がボルト内部を拡がって伝搬していることをダンピング※にて確認した。そのため、

今回の点検方法はねじ部に限定したのではなく、基礎ボルト内部の健全性を確認する方法として妥当と判断した。

また、基礎ボルトの UT に際し、深さ 1.6 mm の亀裂を付与した試験片を製作し、形状エコーとの分離識別をした上で欠陥の検出が可能であることを確認した。

なお、曲がり構造の基礎ボルトの探傷方法は、対象の基礎ボルトが曲がり構造であることから、底面エコーは確認できるものの反射を繰り返すことから、真直ぐなボルトの底面エコーよりも長い位置に検出される。そのため、仮に欠陥からの反射波を検出した場合、反射源位置を特定することが困難である。また、反射損失により底面エコーの強度が弱くなる。そのため、従来の底面エコー法を直接適用することはできないと判断した。その上で、曲がり構造となっている 2 本の基礎ボルトの曲がり部より上部にのみ適用することを考慮し、据え付け状況が同じ他の基礎ボルトの底面エコーで代替し、その探傷結果から最も高い基準感度を適用して探傷を実施した。

※ダンピングとは試験片のボルトの探傷中に側面を指で触れると超音波の一部が伝搬することを利用して、反射波のエコー高さが上下に動くことを確認するため、指で触れたり離したりする動作を指す。

4. 点検結果

原子炉圧力容器における特別点検対象部位の点検結果を以下に示す。各点検実施日を添付資料 10 に示す。

4. 1 母材及び溶接部

原子炉圧力容器外面からの点検については、平成 26 年 10 月 25 日から平成 26 年 12 月 19 日及び平成 28 年 1 月 23 日から平成 28 年 3 月 2 日までの間で実施した。追加の点検(9152 mm～TAF 9203 mm の範囲)については、平成 30 年 3 月 25 日から平成 30 年 4 月 20 日までの間で実施した。なお、実施にあたってはこの範囲に対して十分に余裕をもった範囲の探傷を行った。ジェットポンプライザーブレスアーム溶接部の点検については、平成 27 年 6 月 6 日から平成 27 年 7 月 11 日までの間で実施した。

原子炉圧力容器外面からの点検により、以下の部位において、DAC20%を超える反射波が検出されているが、JEAC4207-2008「表-2712-1 UT 指示エコーの分類」に照らして、以下のように分類され、割れその他の有害な欠陥と判定されるものは無かった。なお、製造時の溶接においてできた融合不良と評価しているものが一部あるが、溶接規格(JSME S NB1-2007)の判定基準を満足し、維持規格に基づく評価を行い割れ等の有害な欠陥でないことを確認した。加えて、建設時に実施した放射線透過試験、UT 及び過去の供用期間中検査のデータとの比較・検証を行い、異常のないことを確認した(添付資料 11)。

- ・原子炉圧力容器母材部(クラッド含む):非金属介在物(スラグ巻込み)、製造時の溶接時にできた融合不良
- ・原子炉圧力容器溶接継手(胴の周継手):非金属介在物(スラグ巻込み)、製造時の溶接時にできた融合不良、境界面エコー
- ・原子炉圧力容器溶接継手(胴の長手継手):非金属介在物(スラグ巻込み)、境界面エコー
- ・原子炉圧力容器と低圧注水管台の溶接部:製造時の溶接時にできた融合不良

ジェットポンプライザーブレスアーム溶接部の点検により、DAC20%を超える反射波が検出されているが、JEAC4207-2008「表-2712-1 UT 指示エコーの分類」に照らして、以下のように分類され、割れその他の有害な欠陥と判定されるものは無かった。

- ・ジェットポンプ 1:水エコー、非金属介在物(スラグ巻込み)
- ・ジェットポンプ 2:水エコー
- ・ジェットポンプ 3:水エコー、表面エコー、非金属介在物(スラグ巻込み)
- ・ジェットポンプ 4:水エコー、非金属介在物(スラグ巻込み)
- ・ジェットポンプ 5:水エコー、非金属介在物(スラグ巻込み)
- ・ジェットポンプ 6:水エコー、非金属介在物(スラグ巻込み)
- ・ジェットポンプ 7:水エコー、内表面エコー、非金属介在物(スラグ巻込み)
- ・ジェットポンプ 8:水エコー、内表面エコー
- ・ジェットポンプ 9:水エコー
- ・ジェットポンプ 10:水エコー、内表面エコー、非金属介在物(スラグ巻込み)

参考(JEAC4207-2008「表-2712-1 UT 指示エコーの分類」より)

境界面エコー:溶接金属と母材部の境界面からのエコー

表面エコー:探傷面と反対面にあるテーパ部等で反射され外表面が反射源となるエコー

内表面エコー:内面の小さな形状変化によって得られるエコー

水エコー:表面の凹凸により接触媒質の層ができ、超音波が多重反射したもの

4. 4 基礎ボルト

平成 26 年 2 月 5 日から平成 26 年 2 月 25 日までの間で点検を実施した。

基準感度による表示器目盛において 5%を超える反射波が検出されているが、いずれも評価の結果、段付部近傍及びねじ部よりの形状エコーであり、割れその他の有害な欠陥と判定されるものがないことを確認できた。

なお、点検実施前に実機ボルトと同様に製作した模擬試験体のねじ部に付与したスリットの検出性を確認しており、ねじ部や段付き部からの反射エコーは探触子をボルト端面で円周方向に走査しながら探傷すると、連続的な形状指示として現れるので、欠陥のような不連続な指示と識別することが可能であった。

全数 120 本中 2 本については曲がりボルト構造のため、曲がり部より上部に対して UT を実施し、割れその他の有害な欠陥は認められなかったが、曲がり部より下部に対しては探傷ができていない。この基礎ボルトは、曲げ加工が施されており、曲げ加工による影響がないことを同材質の素材を用いた曲げ部から採取した試験片にて機械試験（引張り試験、硬さ試験、衝撃試験）を実施して確認している。また、実機の検査として、寸法検査、非破壊検査（ねじ部の浸透探傷試験、全面の磁粉探傷試験、曲げ部の超音波探傷試験）が行われている。これら試験の後、据え付けがなされていることから、同環境下にある他の基礎ボルトと同様に現在においても異常は生じていないものと考えている。

5. 特別点検結果に対する考察

原子炉圧力容器については、これまで、供用期間中検査を添付資料 12 に示すとおり定期的に実施するとともに、インコネル 182 等で発生が予想される SCC についても添付資料 13 に示すとおり適正な保全を計画・実施してきた。今回これらの現状保全に加え、特別点検の実施により得られた知見は以下のとおりである。

5. 1 母材及び溶接部

従来、炉心領域の溶接部について定点に対する UT を実施しているが、母材及び溶接部（クラッド含む）の全ての領域については UT を実施していない。

今回、点検可能な炉心領域の全てに対して UT を実施した結果、母材及び溶接部（クラッド含む）において、割れその他の有害な欠陥が無いことが確認できた。

5. 2 給水ノズルコーナー部

従来、ノズルコーナー部の体積試験として UT を実施しているが表面試験は実施していない。今回、ECT を実施した結果、有意な欠陥は確認されなかったことから、疲労による割れを生じていないことが表面試験においても確認できた。

5. 3 CRD スタブチューブ、CRDハウジング、ICMハウジング、差圧検出・ほう酸水注入ノズル

従来、漏えいの有無及び定点に対する目視試験(VT-3)を実施しているが全数を対象とした詳細な点検は実施していない。今回、各対象部位の溶接部（熱影響部含む。）の目視試験(MVT-1)、CRDハウジング、ICMハウジング内面の溶接熱影響部の ECT を実施した結果、有意な欠陥は確認されなかったことから、各対象部位において応力腐食割れを生じていないことが確認できた。

5. 4 ドレンノズル

従来、漏えいの有無及びRPV内面ノズル近傍の目視試験(VT-3)を実施しているが、今回、ノズル第一溶接線までの範囲において目視試験(VT-1)を実施した結果、腐食を含む有意な欠陥は確認されなかった。

5. 5 基礎ボルト

従来、目視試験(VT-3)を実施しているがボルト内部の欠陥の有無について点検は実施していない。今回、全数を対象に UT を実施した結果、割れその他の有害な欠陥は確認されなかったことから、腐食に起因する内部の欠陥が無いことが確認できた。ただし、試験対象のうち 2 本については干渉物回避のため曲がり構造となっており、曲がり部より下部の探傷はできなかった。

この基礎ボルトは、曲げ加工が施されており、曲げ加工による影響がないことを機械試験等により確認し、据え付けがなされている。したがって、同環境下にある他の基礎ボルトと同様に現在においても異常は生じていないものと考えている。なお、全数 120 本の基礎ボルトから、曲がり構造の 2 本を除いた 118 本と仮定して強度評価を実施し、RPV の健全性に影響がないことを確認した（添付資料 14）。

6. まとめ

原子炉圧力容器の特別点検において、以下の範囲に対して点検を行った結果、いずれの点検においても割れその他の有害な欠陥は認められなかった。

- ・母材及び溶接部（点検可能な炉心領域の全て）
- ・給水ノズルコーナー部（全6箇所）
- ・CRDスタブチューブ（全数185体）、CRDハウジング（全数185体）、中性子束計測ハウジング（全数55体）及び差圧検出・ほう酸水注入ノズル（1箇所）
- ・ドレンノズル（1箇所）
- ・基礎ボルト（全数120本）

[添付資料]

1. 原子炉圧力容器炉心領域の追加点検（超音波探傷試験）について
2. 燃料集合体の製作公差及び据付誤差について
3. 特別点検（原子炉圧力容器 母材及び溶接部）検査対象図
4. 原子炉圧力容器点検部位毎の検査方法一覧
5. 給水ノズルコーナー部 ECT における信号波形の確認プロセス
6. 原子炉圧力容器給水ノズルコーナー部渦電流探傷試験検討実施状況まとめ
7. 給水ノズルコーナー部への渦電流探傷試験適用に対する確認項目と結果について
8. 給水ノズルコーナー部渦電流探傷試験における透磁率のばらつきについて
9. 特別点検（原子炉圧力容器 基礎ボルト）の点検方法における JANTI-SANE-G2-第1版「地震後の機器健全性評価ガイドライン」の適用箇所について
10. 原子炉圧力容器特別点検データ採取日詳細一覧
11. 炉心領域の溶接部の超音波探傷試験で確認された要記録エコーについて
（原子炉圧力容器点検工事 2014年度、2015年度実施分）
12. 原子炉圧力容器に対する供用期間中検査と特別点検の比較
13. 原子炉圧力容器に対する予防保全活動
14. 原子炉圧力容器基礎ボルトのうち曲がり構造のボルトを除いた強度評価について

[参考文献]

- 1) EJAM E-Journal of Advanced Maintenance HP（日本保全学会海外向け公開文書）
文書名:Development of the Eddy Current Testing (ECT) technique for the Feedwater nozzles of Nuclear Power Plant Reactor Pressure Vessels.
(<http://www.jsm.or.jp/ejam/Vol.8No.4/NT/NT82/82.html>)

特別点検（原子炉圧力容器 基礎ボルト）の点検方法における JANTI-SANE-G2-第1版
「地震後の機器健全性評価ガイドライン」の適用箇所について

東海第二発電所 特別点検（原子炉圧力容器）のうち、基礎ボルトに対する超音波探傷試験（以下、「UT」という。）は、JEAC4207-2008「軽水型原子力発電所用機器の供用期間中検査における超音波探傷試験規程」（以下、「JEAC4207-2008」という。）を準拠して実施した。加えて、JANTI-SANE-G2-第1版「地震後の機器健全性評価ガイドライン」（以下、「JANTI ガイドライン」という。）についても準拠して実施した。表1に JANTI ガイドラインに準拠した項目を記載し JEAC4207-2008 との比較を示す。

表1 JEAC4207-2008 と JANTI ガイドラインの比較（主要事項のみ）

項目	JANTI ガイドライン	JEAC4207-2008
基準感度	基準感度は以下とする。 1) 超音波入射側のねじ部：健全部底面からの反射エコーを探傷器画面の80%に調整した感度 2) 超音波入射反対側のねじ部：健全部底面からの反射エコーを探傷器画面の80%に調整した感度の4倍（+12dB）の感度	探触子をボルト端面に当てたとき健全部における反対側端面からのエコー高さを表示器の全目盛の80%になるように感度を調整し、このエコー高さを必要な時間範囲にわたって水平に延長してDAC曲線とする。
記録レベル	表示器目盛において5%	DAC20%

表1に示した項目については JANTI ガイドラインに準拠し実施した。なお、いずれの項目についても JEAC4207-2008 の要求事項を満足している。

参考

JANTI ガイドラインの記録レベルである「表示器目盛において5%」をDAC%に換算すると

$$\frac{5}{80} \times 100 \cong 6(\%)$$

となる。

JEAC4207-2008 で定めている記録レベルはDAC20%であり、JANTI ガイドラインの方が小さくなる。よって、JANTI ガイドラインの方が厳しい記録レベルを設定している。

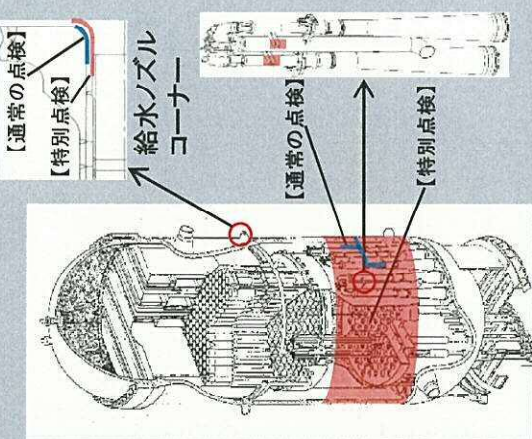
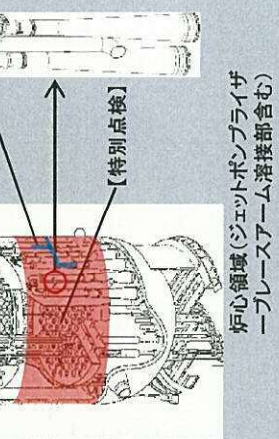
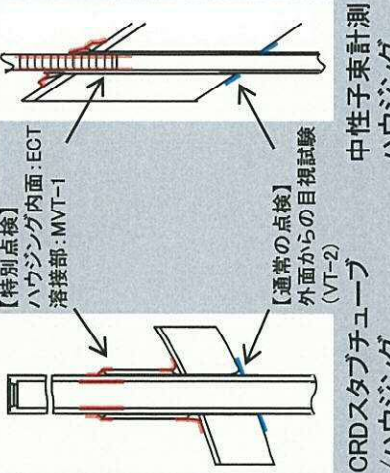
以上

原子炉圧力容器特別点検データ採取日詳細一覧

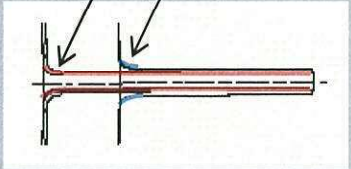
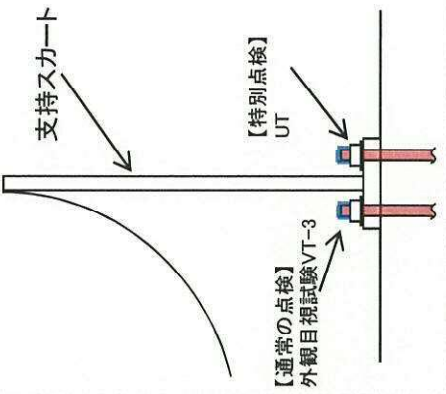
東海第二発電所原子炉圧力容器特別点検のデータ採取日について各部位・試験ごとに表のとおり記載する。

表 特別点検のデータ採取日詳細一覧

対象の部位	点検方法	データ採取日
母材及び溶接部（ジェットポンプライザーブレスアーム溶接部を含む。）（蒸気乾燥器、気水分離器、ジェットポンプビーム及びインレットミキサーを取り外した状態で点検可能な炉心領域の全て）	超音波探傷試験	原子炉圧力容器点検 ・平成 26 年 10 月 25 日～平成 26 年 12 月 19 日 ・平成 28 年 1 月 23 日～平成 28 年 3 月 2 日 ・平成 30 年 3 月 25 日～平成 30 年 4 月 20 日
		ジェットポンプライザーブレスアーム溶接部点検 ・平成 27 年 6 月 6 日～平成 27 年 7 月 11 日
給水ノズルコーナー部（最も疲労損傷係数が高い部位）	渦電流探傷試験	平成 27 年 7 月 22 日～平成 27 年 9 月 7 日
制御棒駆動機構（CRD）スタブチューブ（全数）、CRDハウジング（全数）、中性子束計測ハウジング（ICM）（全数）及び差圧検出・ほう酸水注入ノズル	渦電流探傷試験	制御棒駆動機構ハウジング ・平成 26 年 9 月 24 日～平成 27 年 1 月 25 日
		中性子束計測ハウジング ・平成 26 年 12 月 29 日～平成 27 年 1 月 4 日
	目視試験（MVT-1）	制御棒駆動機構スタブチューブ ・平成 26 年 2 月 7 日～平成 26 年 2 月 17 日 ・平成 26 年 9 月 9 日～平成 27 年 1 月 28 日
		中性子束計測ハウジング ・平成 26 年 9 月 18 日～平成 27 年 1 月 28 日
目視試験（VT-1）	差圧検出・ほう酸水注入ノズル ・平成 26 年 2 月 6 日～平成 26 年 2 月 17 日	
	ドレンノズル	平成 27 年 1 月 28 日
基礎ボルト（全数）	超音波探傷試験	平成 26 年 2 月 5 日～平成 26 年 2 月 25 日

部位	供用期間中検査	特別点検	点検対象範囲
母材及び溶接部 (点検可能な炉心領域 の全て)	<ul style="list-style-type: none"> 溶接線＋母材10mm幅 UT 頻度 1回/検査間隔※ 	<ul style="list-style-type: none"> 母材及び溶接部 UT 	
給水ノズルコーナー部	<ul style="list-style-type: none"> 溶接部及び管台内面の丸みの部分 UT 頻度 1回/検査間隔※ 	<ul style="list-style-type: none"> 給水ノズルコーナー ECT 	
CRDスタブチューブ、 CRDハウジング、中性 子束計測ハウジング 及び差圧検出・ほう 水注入ノズル	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器外面からの目視試験(VT-2) 頻度 毎定検 外観目視試験(VT-3) 頻度 1回/検査間隔※ 	<ul style="list-style-type: none"> 管内面(差圧検出・ほう酸水注入ノズルは除く): ECT 溶接部: ビデオカメラによる目視試験(MVT-1) 	

添付資料12

部位	供用期間中検査	特別点検	点検対象範囲
ドレンノズル	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉圧力容器外面からの目視試験(VT-2) 頻度 毎定検 	<ul style="list-style-type: none"> ドレンノズル ビデオカメラによる目視試験(VT-1) 	
基礎ボルト	<ul style="list-style-type: none"> 外観目視試験(VT-3) 頻度 1回/検査間隔※ 	<ul style="list-style-type: none"> 基礎ボルト UT 	

原子炉圧力容器基礎ボルトのうち曲がり構造のボルトを除いた強度評価について

1. 経緯

原子炉圧力容器（以下、「RPV」という）基礎ボルトのうち曲がり構造としている2本は、建設時に曲げ加工による影響のないことが確認されており、他の基礎ボルトと同様に異常は生じていないものと考えているが、全数120本の基礎ボルトから、この2本を除いた118本と仮定して強度評価を実施し、RPVの健全性に影響がないことを確認した。

2. 強度評価内容

工事計画認可申請書の耐震性に関する説明書での評価方法と同様に発電用原子力設備規格 設計・建設規格 JSME S NC1-2005（2007年追補版含む）及び原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 JEAG 4601・補-1984を適用して評価し、対象は全数120本の基礎ボルトから曲がり構造ボルト2本を除いた118本とする。

(1) 形状及び主要寸法

基礎ボルトの形状・寸法・材料を図1に示す。

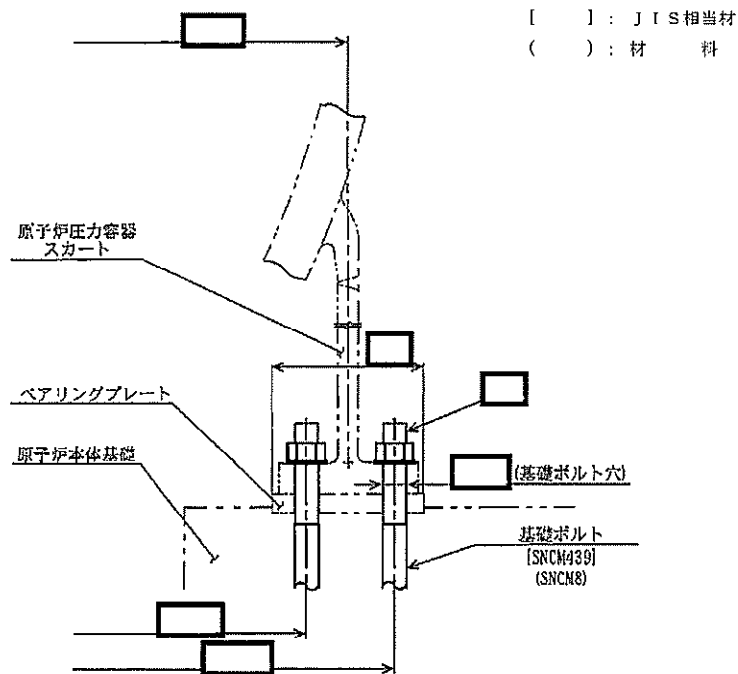


図1 基礎ボルトの形状及び主要寸法（単位：mm）

(2) 設計条件

① 荷重の組合せ及び許容応力

各運転状態と地震荷重の組合せ方とこれに対応する許容応力状態を表1に示す。

表1 荷重の組合せ及び許容応力状態

荷重の組合せ		許容応力状態
各運転状態による荷重	地震荷重	
供用状態A及びB	S_d^*	ⅢAS
供用状態A及びB	S_s	ⅣAS
供用状態D*	S_d^*	ⅣAS

注記*：冷却材喪失事故後（原子炉冷却材喪失直後を除く。）の荷重を示す。

② 外荷重条件

工事計画認可申請書「応力解析の方針」より外荷重条件を設定する。基礎ボルトに作用する応力は、この荷重値をもとに各供用状態ごとに求める。

(3) 応力計算及び評価

荷重の組合せにより許容応力状態ごとに引張応力，せん断応力，組合せ応力を算出し，各許容応力を満足することを確認する。

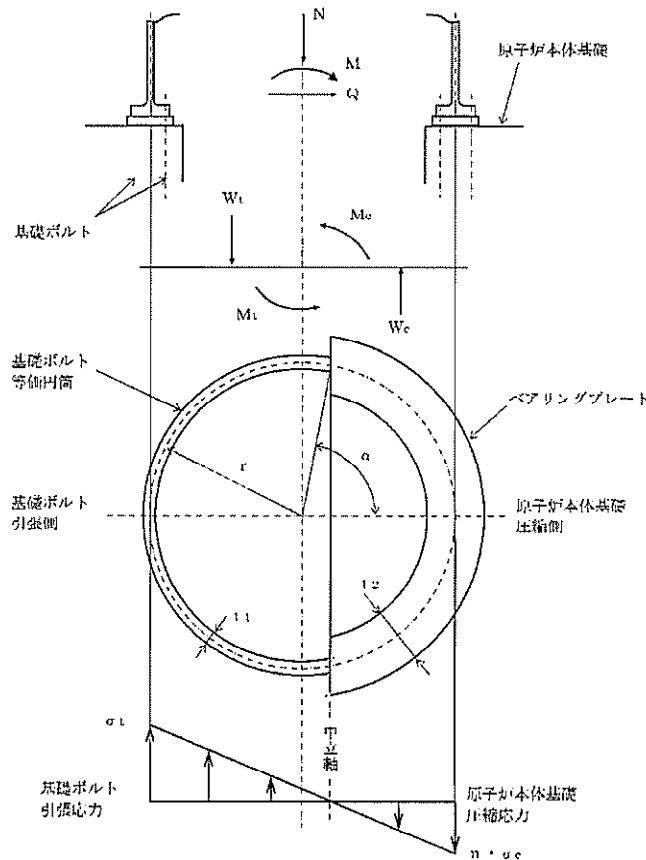


図2 基礎ボルトの等価円筒及び応力分布

3. 計算内容

応力計算は、表 1 に示す各荷重の組合せについて行い、基礎ボルトに生じる一次応力は、以下の方法で求める。

(1) 引張応力の計算方法

基礎ボルトに生じる引張応力 σ_t は、原子炉本体基礎に生じる圧縮応力 σ_c とともに以下の方法により求める。以下において基礎ボルトは、断面積の等しい等価な円筒として考える。この場合、等価円筒の板厚中心半径 r は、保守的に原子炉圧力容器スカート中心半径とする。

外荷重と応力の釣合いを図 2 に示す。図 2 において、中立軸の位置 α と応力の関係は次式で表す。

$$\frac{\sigma_t}{n \cdot \sigma_c} = \frac{1 + \cos \alpha}{1 - \cos \alpha} \quad \text{①}$$

また、軸力 N 及び曲げモーメント M との釣り合いから、次式が求まる。

$$N + W_t - W_c = 0$$

$$M - N \cdot r \cdot \cos \alpha - M_t - M_c = 0$$

W_t : 基礎ボルトに生じる力の合計

W_c : 原子炉本体基礎に生じる反力の合計

M_t : W_t によるモーメント

M_c : W_c によるモーメント

ここで、

$$W_t = 2 \cdot r \cdot t_1 \cdot \left\{ \frac{(\pi - \alpha) \cdot \cos \alpha + \sin \alpha}{1 + \cos \alpha} \right\} \cdot \sigma_t$$

$$W_c = 2 \cdot r \cdot t_2 \cdot \left(\frac{\sin \alpha - \alpha \cdot \cos \alpha}{1 - \cos \alpha} \right) \cdot \sigma_c$$

$$M_t = r^2 \cdot t_1 \cdot \left\{ \frac{2 \cdot (\pi - \alpha) \cdot \cos^2 \alpha + \pi - \alpha + 3 \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha}{1 + \cos \alpha} \right\} \cdot \sigma_t$$

$$M_c = r^2 \cdot t_2 \cdot \left(\frac{\alpha - 3 \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha + 2 \cdot \alpha \cdot \cos^2 \alpha}{1 - \cos \alpha} \right) \cdot \sigma_c$$

t_1 : 基礎ボルトの等価円筒板厚

t_2 : ベアリングプレートの等価幅

前述の関係より σ_t 及び σ_c は、次式で表す。

$$\sigma_t = \frac{n \cdot (1 + \cos \alpha) \cdot N}{2 \cdot r \cdot \{(t_2 - n \cdot t_1) \cdot (\sin \alpha - \alpha \cdot \cos \alpha) - n \cdot \pi \cdot t_1 \cdot \cos \alpha\}}$$

$$\sigma_c = \frac{(1 - \cos \alpha) \cdot N}{2 \cdot r \cdot \{(t_2 - n \cdot t_1) \cdot (\sin \alpha - \alpha \cdot \cos \alpha) - n \cdot \pi \cdot t_1 \cdot \cos \alpha\}}$$

実際の釣合い状態は、式①の α を仮定して求める。

なお、 $\alpha \geq \pi$ (rad) の場合は、基礎ボルトに引張応力は発生せず、原子炉本体基礎の圧縮応力のみが生じ、 σ_t 及び σ_c は次式で表す。

$$\sigma_t = 0$$

$$\sigma_c = \frac{N}{\pi \cdot \left\{ \left(r + \frac{t_2}{2} \right)^2 - \left(r - \frac{t_2}{2} \right)^2 \right\}} + \frac{32 \cdot (2 \cdot r + t_2) \cdot M}{\pi \cdot \{(2 \cdot r + t_2)^4 - (2 \cdot r - t_2)^4\}}$$

(2) せん断応力の計算方法

基礎ボルトに生じるせん断応力 τ は、安全側の仮定としてベアリングプレートと原子炉本体基礎の摩擦抵抗を無視し、次式で計算する。

$$\tau = \frac{Q}{N_b \cdot A}$$

Q : せん断力

N_b : 基礎ボルトの本数 (ここでは 118 本)

A : 基礎ボルト 1 本当たりの断面積

(3) 組合せ応力の計算方法

基礎ボルトに生じる組合せ応力の評価には、組合せ応力の許容値として許容引張応力を用いて、引張応力によって評価する。

(4) 計算条件

基礎ボルトに作用する外荷重条件を表 2-1, 表 2-2 に示す。基礎ボルトに作用する応力は表 2-1, 表 2-2 の荷重値をもとに許容応力状態ごとに求める。

表 2-1 外荷重条件 (各供用状態における荷重)

荷重		供用状態	A 及び B	D*
軸力 N[kN]	最大			
	最小			
曲げモーメント M[kN・m]				
せん断力 Q[kN]				

注記* : 冷却材喪失事故後 (原子炉冷却材喪失直後を除く。) の荷重を示す。

表 2-2 外荷重条件 (地震動による荷重)

荷重		地震荷重	S _d *	S _s
軸力 N[kN]	最大			
	最小			
曲げモーメント M[kN・m]				
せん断力 Q[kN]				

応力計算に用いた数値を表 3 に示す。

表 3 応力計算に用いた数値

記号の説明 (単位)	数値
基礎ボルトの呼び径 d (mm)	
基礎ボルトの本数 N _b	118
基礎ボルト 1 本当たりの断面積 A (mm ²)	
基礎ボルトの等価円筒の中心半径 r (mm)	
基礎ボルト穴の直径 D _h (mm)	
ベアリングプレートの幅 t _b (mm)	
基礎ボルトの等価円筒板厚 t ₁ (mm)	
ベアリングプレートの等価幅 t ₂ (mm)	
基礎ボルトと原子炉本体基礎の縦弾性係数の比 n	

4. 計算結果

表 1 の荷重の組合せにより，表 2-1，表 2-2，表 3 に示された数値を用いて求めた応力計算結果を表 4 に示す。

表 4 基礎ボルトの応力評価

許容応力状態	地震荷重	温度 (°C)	応力の種類	応力評価結果 (MPa)		許容応力 (MPa)
				120 本での評価 (工事計画認可申請書での評価値)	118 本での評価 (2 本除いた評価値)	
Ⅲ _A S	S _d *	66	引張応力	66	67	491
			せん断応力	11	11	378
			組合せ応力	66	67	491
Ⅳ _A S	S _s	66	引張応力	118	120	491
			せん断応力	16	16	378
			組合せ応力	118	120	491
Ⅳ _A S	S _d *	171	引張応力	66	67	458
			せん断応力	11	11	353
			組合せ応力	66	67	458

5. 結論

基礎ボルトに生じる応力は，全て許容応力以下である。

以上

補足-340-17 【常設高圧代替注水系ポンプの耐震性についての
計算書に関する補足説明資料】

常設高圧代替注水系ポンプ加振試験について

1. 試験概要

常設高圧代替注水ポンプは横形のポンプであるが、原動機であるタービンと一体構造となっており、既往の研究によって機能維持が確認された適用機種と構造・作動原理が異なることから、適用機種の機能確認済加速度を適用できない。そのため、機能確認済加速度を設定することを目的とし、を用いて東海第二発電所向けのポンプと同型式のポンプを加振した。本ポンプはタービンと一体構造であるため、ガバナ等の付属品を含む形で試験を実施した。ポンプ断面イメージ図を図 1-1 に示す。試験方法としては振動特性把握試験を実施し固有振動数を求め、剛構造であることを確認した後、機器の据付位置における評価用加速度を包絡する加振波で加振試験を実施した。また、加振試験に加え、試験前後の性能比較及び試験後に機器毎の部品に分解し目視検査を実施することで健全性を確認している。振動試験装置外観を図 1-2、加振台仕様を表 1-1 に示す。

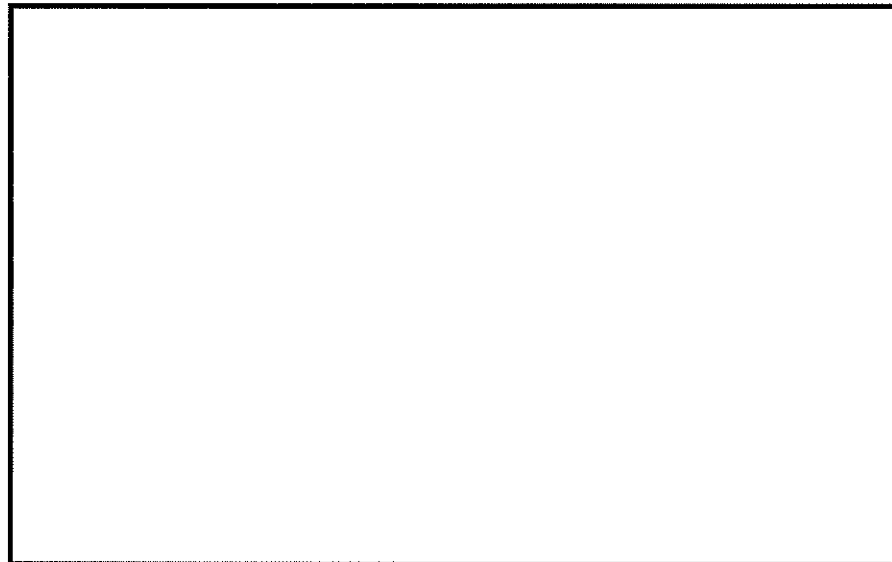


図 1-1 ポンプ断面イメージ図

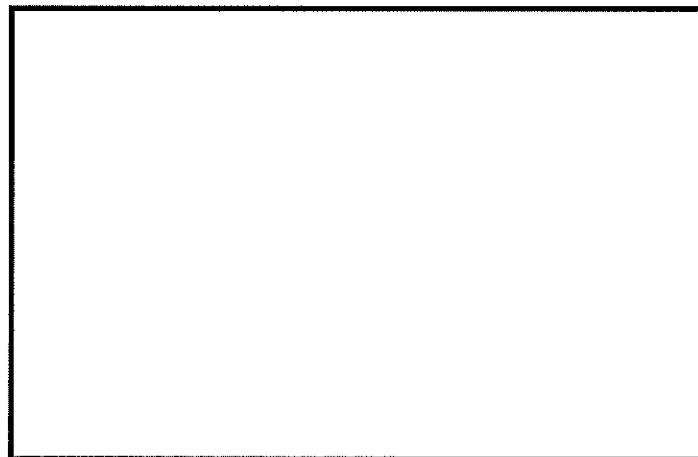


図 1-2 振動試験装置外観

表 1-1 加振台仕様

寸法		
最大積載量		
運転周波数帯域		

2. 振動特性把握試験

2.1 試験方法

ポンプに 3 軸加速度計を取付け、加振波として [] までの範囲でランダム波を使用した各軸単独加振を実施し、応答加速度から周波数応答関数を得て、固有周期について求める。

2.2 試験結果

試験により得られた固有周期のうち最大のものを表 2-1 に示す。各軸方向について剛構造と見なせる固有周期 0.05 秒を十分に下回る結果が得られた。

表 2-1 各軸方向での固有周期

方向	固有周期 (s)	固有振動数 (Hz)
X	[]	[]
Y	[]	[]
Z	[]	[]

3. 加振試験

3.1 試験方法

「2.2 試験結果」で示しているように、機器の固有周期は 0.05 秒を下回っており、剛構造と見なせることから、機器据付位置における評価用加速度を包絡するような加振波を生成し、加振試験を実施する。加振波は水平（前後）＋水平（左右）＋鉛直方向を加振方向として、次のように生成される。機器設置位置における設備評価用床応答曲線と等価な試験用床応答曲線を設定し、ランダム波を作成する。作成されたランダム波を入力とした加振台の時刻歴加速度波形から床応答曲線に変換し、試験用床応答曲線と比較する。ここで加振台での床応答曲線が試験用床応答曲線を満足する場合、これを最終的な入力加振波とする。満足していない場合、ランダム波を補正し、再度確認するプロセスを繰り返して試験用床応答曲線を満足する入力加振波を作成する。

3.2 試験結果

以下について機器に異常のないことを確認し、本試験において加振台での最大加速度を整数位で切り捨てた値を機能確認済加速度とした。図 3-1 に設備評価用床応答曲線及び加振台床応答曲線を示す。

- (1) 加振台への時刻歴入力 of 最大加速度が機器据付位置における評価用加速度以上であること。(表 3-1 参照)
- (2) 漏えいのないこと。
- (3) 構造上損傷のないこと。
- (4) 加振中にガバナが 以上変位しないこと。
- (5) トリップ装置が誤作動しないこと。
- (6) 動作試験として、加振試験前後の性能比較を実施し、機器の健全性ならびに動作性に異常のないこと。
 - a. 高圧および低圧時における定格流量点で設計揚程の の範囲にあること。
 - b. 高圧時による性能試験で、必要揚程を下回らないこと。
 - c. 高圧時による性能試験で、設定締切揚程を上回らないこと。
 - d. 正常にトリップ機能が動作すること
 - e. 漏えいのないこと
- (7) 加振試験後に機器毎の部品に分解し、外観目視点検により損傷のないこと。

表 3-1 評価用加速度と試験時の時刻歴最大加速度との比較

($\times 9.8 \text{ m/s}^2$)

方向	評価用加速度	機能確認済加速度		加振台加振試験時 最大加速度	
X	0.72	<input type="text"/>		<input type="text"/>	
Y	0.72	<input type="text"/>		<input type="text"/>	
Z	0.75	<input type="text"/>		<input type="text"/>	

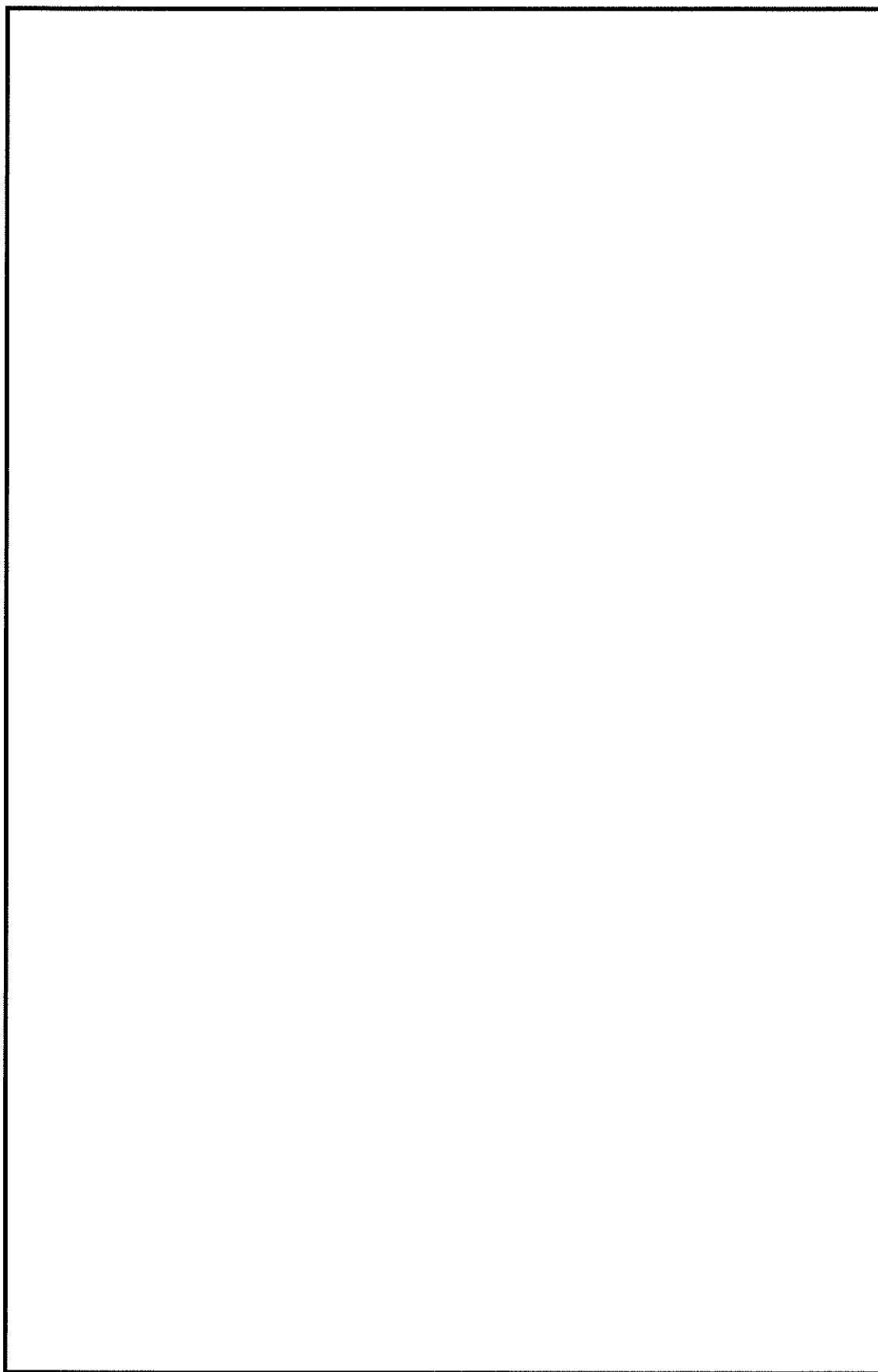


図 3-1 設備評価用床応答曲線と加振台床応答曲線との比較