

本資料のうち、枠囲みの内容は、  
営業秘密あるいは防護上の観点  
から公開できません。

東海第二発電所 工事計画審査資料	
資料番号	補足-340-13 改 24
提出年月日	平成 30 年 7 月 13 日

工事計画に係る補足説明資料

耐震性に関する説明書のうち

補足-340-13 【機電分耐震計算書の補足について】

平成 30 年 7 月

日本原子力発電株式会社



1. 炉内構造物への極限解析による評価の適用について
2. 設計用床応答曲線の作成方法及び適用方法
3. 建屋－機器連成解析モデルの時刻歴応答解析における拡張マージンの考慮について
4. 機電設備の耐震計算書の作成について
5. 弁の動的機能維持評価について
6. 動的機能維持の詳細評価について（新たな検討又は詳細検討が必要な設備の機能維持評価について）
7. 原子炉格納容器の耐震安全性評価について
8. 制御棒の挿入性評価について
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
10. 大型機器、構造物の地震応答計算書の補足について

下線：ご提出資料



## 7. 原子炉格納容器の耐震安全性評価について



## 1. はじめに

既工認との手法の相違点の整理において、今回工認に適用する評価手法が既工認で適用した評価手法と異なる場合には、他プラント既工認での評価手法の適用実績を確認することとしている。東海第二発電所（以下「東海第二」という。）では、以下に示す原子炉格納容器及びその他関連設備を除いて基本的に平成18年9月の耐震設計審査指針改訂後のプラントとして大間原子力発電所1号機（以下「大間1号機」という。）を適用実績確認の対象としている。

一方で、大間1号機はABWRであり、東海第二とは炉型が異なることから、原子炉格納容器及びその他関連設備については、その参照を適切に考慮する必要がある。このため、本資料においては既工認での適用例を参照するプラントについて整理するとともに、評価方針及び評価内容の概要について示す。

## 2. 他プラントでの適用例を参照する項目及びその説明

原子炉格納容器及びその他関連設備について、東海第二における既工認の手法と今回工認の手法との相違点に対して、他プラントでの適用例を参考とする項目を記載するとともに、参照するプラント名及びその説明を表1に整理した。



表 1 原子炉格納容器及びその他関連設備において参照するプラント及びその説明

No.	評価対象項目	他プラントでの適用例 を参考する項目	参照する プラント	説 明	備 考
原子炉格納容器					
1	ドライウエル	応答解析	解析モデル (鉛直)	美浜 3 号機	3.1 項に示す
				東海第二の鉛直方向の原子炉格納容器本体（ドライウエル部）の地震力を算定するにあたって、原子炉格納容器を多質点系モデルにモデル化し、建屋と大型機器系を連成させた地震応答解析（以下「建屋－機器連成解析」という。）を実施する。 参照するプラントとしては、東海第二と同様に鋼製格納容器を多質点系モデルにモデル化している美浜 3 号機としている。	
		減衰定数 (鉛直)		東海第二の建屋－機器連成解析に用いる原子炉格納容器の鉛直方向の減衰定数として、溶接構造物の 1 % を適用する。 参照するプラントとしては、東海第二と同様に鋼製格納容器であり鉛直方向の減衰定数として、1 % を適用している美浜 3 号機としている。	
		応力解析	—	—	—
2	サブプレッション・チェンバ	応答解析	解析モデル (鉛直)	美浜 3 号機	3.1 項に示す
		減衰定数 (鉛直)		東海第二の建屋－機器連成解析に用いる原子炉格納容器の鉛直方向の減衰定数として、溶接構造物の 1 % を適用する。 参照するプラントとしては、東海第二と同様に鋼製格納容器であり鉛直方向の減衰定数として、1 % を適用している美浜 3 号機としている。	
		応力解析	—	—	—



No.	評価対象項目	他プラントでの適用例を参考する項目	参照するプラント	説 明	備 考
3	上部シアラグ及びスラビライザ	応答解析	美浜3号機	東海第二の上部シアラグが取り付く原子炉格納容器本体の評価に際して、当該箇所の鉛直方向の地震力を算定する。地震力の算定にあたっては、原子炉格納容器を多質点系モデルにモデル化し、建屋－機器連成解析を実施する。 参照するプラントとしては、東海第二と同様に鋼製格納容器を多質点系モデルにモデル化している美浜3号機としている。	3.1 項に示す
				東海第二の建屋－機器連成解析に用いる原子炉格納容器の鉛直方向の減衰定数として、溶接構造物の1%を適用する。 参照するプラントとしては、東海第二と同様の鋼製格納容器であり鉛直方向の減衰定数として、1%を適用している美浜3号機としている。	
		応力解析	柏崎刈羽5号機	原子炉格納容器構造 (MARK－II 型) が同じ柏崎刈羽5号機を参照する。	3.2 項に示す
				同上	
4	下部シアラグとダイヤフラムブラケット	応答解析	美浜3号機	東海第二の下部シアラグが取り付く原子炉格納容器本体の評価に際して、当該箇所の鉛直方向の地震力を算定する。地震力の算定にあたっては、原子炉格納容器を多質点系モデルにモデル化し、建屋－機器連成解析を実施する。 参照するプラントとしては、東海第二と同様に鋼製格納容器を多質点系モデルにモデル化している美浜3号機としている。	3.1 項に示す
				東海第二の建屋－機器連成解析に用いる原子炉格納容器の鉛直方向の減衰定数として、溶接構造物の1%を適用する。 参照するプラントとしては、東海第二と同様の鋼製格納容器であり鉛直方向の減衰定数として、1%を適用している美浜3号機としている。	
		応力解析	柏崎刈羽5号機	原子炉格納容器構造 (MARK－II 型) が同じ柏崎刈羽5号機を参照する。	3.2 項に示す
				同上	



No.	評価対象項目	他プラントでの適用例を参考する項目	参照するプラント	説明	備考
5	胴アンカー部	応答解析	美浜 3 号機	東海第二の原子炉格納容器本体底部の鉛直方向の地震力を算定するにあたって、原子炉格納容器を多質点系モデルにモデル化し、建屋－機器連成解析を実施する。	3.1 項に示す
		解析モデル (鉛直)		参照するプラントとしては、東海第二と同様に鋼製格納容器を多質点系モデルにモデル化している美浜 3 号機としている。	
		減衰定数 (鉛直)	美浜 3 号機	東海第二の建屋－機器連成解析に用いる原子炉格納容器の鉛直方向の減衰定数として、溶接構造物の 1 % を適用する。	
6	機器搬入用ハッチ	応力解析	－	参照するプラントとしては、東海第二と同様の鋼製格納容器であり鉛直方向の減衰定数として、1 % を適用している美浜 3 号機としている。	－
		応答解析	－		－
		解析手法	大間 1 号機	鋼製円筒状である基本構造は同じであることから、大間 1 号機を参照する。また、大間 1 号機はコンクリート製格納容器であるが、下部ドライウエルアクセストンネル鏡板に機器搬入用ハッチを取り付けており、東海第二と同様の形状を有している。	3.3 項に示す
7	所員用エアロック	解析モデル	大間 1 号機	同上	－
		応力解析	－		
		解析手法	大間 1 号機	鋼製円筒状である基本構造は同じであることから、大間 1 号機を参照する。 また、大間 1 号はコンクリート製格納容器であるが、下部ドライウエルアクセストンネル鏡板に所員用エアロックを取り付けており、東海第二と同様の形状を有している。	
8	サブプレッジョン・チェンバアクセスハッチ	解析モデル	大間 1 号機	同上	－
		応答解析	－		
		解析手法	大間 1 号機	鋼製円筒状である基本構造は同じであることから、大間 1 号機を参照する。 ただし、大間 1 号炉のサブプレッジョン・チェンバ用のアクセスハッチはコンクリート構造物に直接取り付け構造であるため、当該部の評価は、類似設備として機器搬入用ハッチを参照する。	3.3 項に示す
		解析モデル	大間 1 号機	同上	



No.	評価対象項目	他プラントでの適用例 を参考する項目	参照する プラント	説 明	備 考
9	配管貫通部	応答解析	大間 1 号機	配管貫通部に発生する反力は、配管解析により算出する。配管解析は炉型に関係なく同様に実施するため大間 1 号機を参照する。	－
		応力解析	東北電力 東通 1 号機	配管貫通部の構造は、鋼製格納器プラントでは同一構造であるため、最新プラントである東通 1 号機を参照する。	3. 4 項に示す
		解析モデル	東北電力 東通 1 号機	同上	
10	電気配線貫通部	応答解析	福島第一 4 号 (H22 年改造工認)	東海第二と同手法*を適用した実績を有する当該プラントを参照する。 * 電気配線貫通部に発生する地震外力を用いた F E M 解析の実施	3. 5 項に示す
		解析モデル	福島第一 4 号 (H22 年改造工認)	同上	
		減衰定数	福島第一 4 号 (H22 年改造工認)	同上	
		応力解析	福島第一 4 号 (H22 年改造工認)	東海第二と同手法*を適用した実績を有する当該プラントを参照する。 * 電気配線貫通部に発生する地震外力を用いた F E M 解析の実施	3. 6 項に示す
		解析モデル	福島第一 4 号 (H22 年改造工認)	同上	



No.	評価対象項目	他プラントでの適用例を参考する項目	参照するプラント	説明	備考
圧力低減装置その他関連の安全設備					
11	ダイヤフラム・フロア	応答解析	解析モデル (鉛直) (設置位置 の応答加速 度算出)	大飯3, 4号	東海第二のダイヤフラム・フロアの評価に際しては、当該設備の設置位置として原子炉本体の基礎及び原子炉建屋基礎版上の鉛直方向加速度を用いる。原子炉本体の基礎の鉛直方向加速度の算定にあたっては、多質点系モデルにモデル化し、建屋－機器連成解析を実施する。なお、原子炉建屋基礎版上の鉛直方向加速度は、原子炉建屋の地震応答解析結果を用いる(別途整理済み)。 参照するプラントとしては、東海第二と同様の鉄筋コンクリートが多質点系モデルにモデル化している大飯3, 4号としている。 東海第二の建屋－機器連成解析に用いる原子炉本体の基礎の鉛直方向の減衰定数として、鉄筋コンクリートの5%を適用する。 参照するプラントとしては、東海第二と同様の鉄筋コンクリートの鉛直方向の減衰定数として、5%を適用している大飯3, 4号としている。
		減衰定数 (鉛直)	大飯3, 4号		
		応力解析	柏崎刈羽 4号機	原子炉格納容器構造 (MARK-II型) が同じ柏崎刈羽4号機を参照する。	
12	ベント管	応答解析	解析モデル (モデル形 状の変更)	大飯3, 4号	3.7項に示す
		解析手法	柏崎刈羽 4号機	原子炉格納容器構造 (MARK-II型) が同じ柏崎刈羽4号機を参照する。	
		解析モデル	柏崎刈羽 4号機	同上	
		応力解析	－	－	－
13	格納容器スプレッド	応答解析	減衰定数 (鉛直)	大間1号機	3.9項に示す
		応力解析	－	一般的配管解析であるため、大間1号機を参照する。	
			－	－	－



### 3. 各評価対象項目の評価方針及び評価内容

2. 項で整理した参照プラント及びその説明を基に、以降に東海第二の評価方針及び評価内容を示す。

#### 3.1 原子炉格納容器の応答解析手法について

今回工認では鉛直方向に動的地震動が導入され、原子炉格納容器の耐震性評価に適用する鉛直方向の地震荷重を新たに設定するため、原子炉格納容器をモデル化した建屋－機器連成解析モデルを追加している。つぎの評価対象項目について、追加した建屋－機器連成解析モデルの応答解析結果から得られる地震力を用いて耐震評価を行う。以降に、評価対象項目の構造を示すと共に、地震応答解析モデルのモデル化方針及び減衰定数について示す。

##### 【評価対象項目】

- ・ドライウエル（応答解析）
- ・サプレッション・チェンバ（応答解析）
- ・上部シアラグ及びスタビライザ（応答解析）
- ・下部シアラグ及びダイヤフラムブラケット（応答解析）
- ・胴アンカー部（応答解析）

#### (1) 構造

原子炉格納容器の概要図を図 1 に示す。原子炉格納容器は、全高 48.0m の鋼製の容器であり、ドライウエルトップヘッド、ドライウエル本体、サプレッション・チェンバ本体及び付属構造物から構成されている。ドライウエルトップヘッドは内径 9.65m、板厚 34mm の円筒胴及びその上に板厚 28mm の鏡板を有している。ドライウエル本体及びサプレッション・チェンバ本体の基本形状は各々円錐形、円筒形で、サプレッション・チェンバ本体は円筒内径 29.8m であり、原子炉格納容器の板厚は 28～38mm である。また、サプレッション・チェンバの基部である胴アンカー部は、原子炉建屋基礎に埋設されている。アンカー部は、ベースプレート、アンカープレート及びベースプレートとアンカープレートとを接続する基礎ボルトで構成されている。

主要な付属構造物として、上部シアラグ、下部シアラグ、ダイヤフラムブラケット、機器搬入用ハッチ、所員用エアロック、サプレッション・チェンバアクセスハッチ及



び複数の配管貫通部，電気配線貫通部等がある。

原子炉格納容器の内部には，主要構造物として原子炉圧力容器，原子炉遮蔽，原子炉本体の基礎，原子炉圧力容器スタビライザ，原子炉格納容器スタビライザ，ダイヤフラム・フロアがある。また，サプレッション・チェンバ内に 3400ton の水を保有している。

上部及び下部シアラグ部は，原子炉格納容器側のメイルシアラグと原子炉建屋遮蔽側のフィメールシアラグとの嵌め合い構造を有しており，水平方向変位を拘束している。また，原子炉格納容器スタビライザは原子炉遮蔽頂部に設置され，トラス構造の片持ち梁でその端部は原子炉格納容器の上部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している。原子炉圧力容器スタビライザは原子炉遮蔽頂部に設置され，原子炉圧力容器のスタビライザブラケットを介して水平方向変位を拘束している。

水平地震力は，上部シアラグ，下部シアラグ及びサプレッション・チェンバの基部から伝達され，鉛直地震力は，サプレッション・チェンバの基部から伝達される。

応答解析で参照プラントとした美浜 3 号機の原子炉格納容器は，鋼製の円筒形で上下に鏡板を有する容器である。基本形状が円筒形である点で，東海第二の原子炉格納容器は美浜 3 号機の原子炉格納容器と大きな構造の差を有していない。



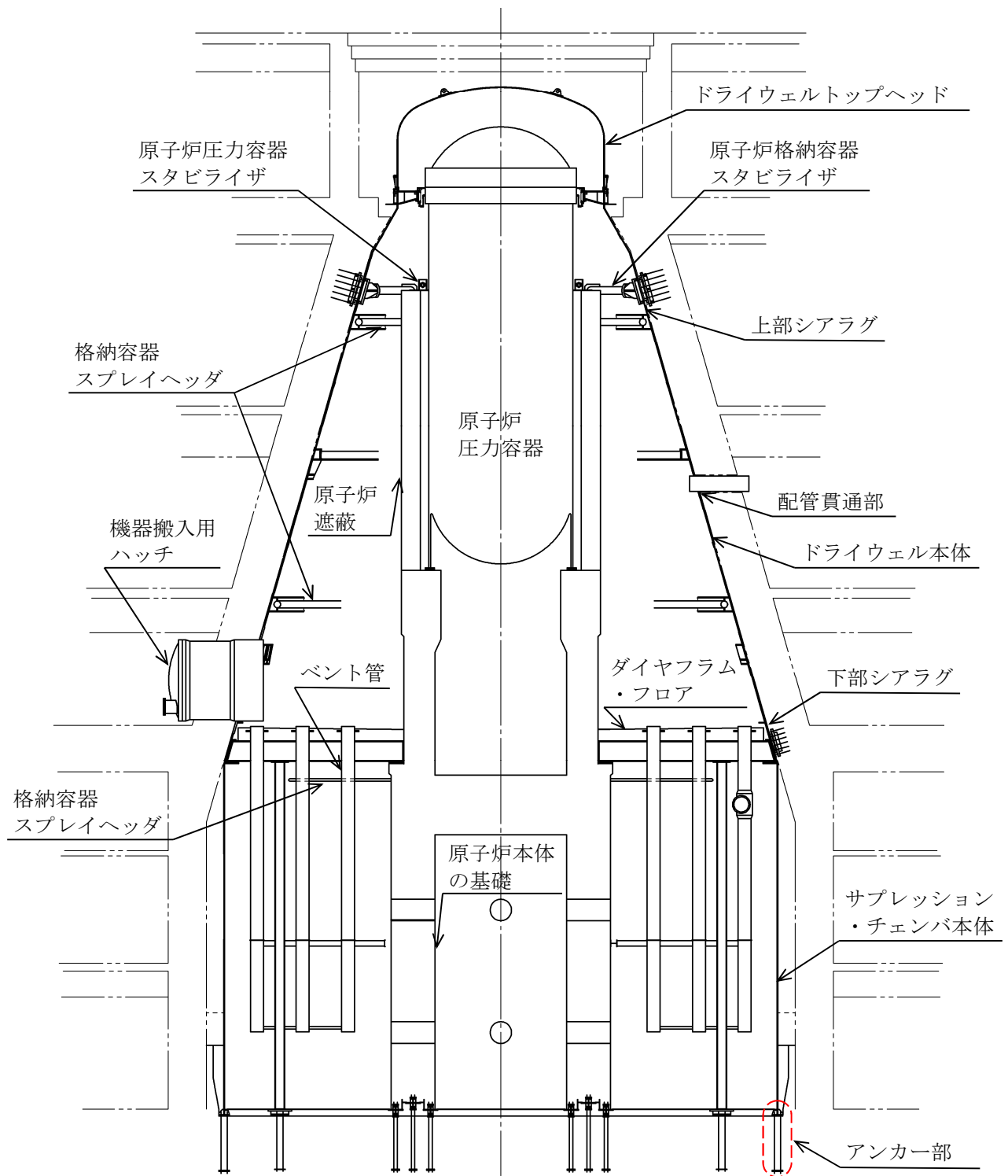


図1 原子炉格納容器の概要図



## (2) 地震応答解析モデル及び減衰定数

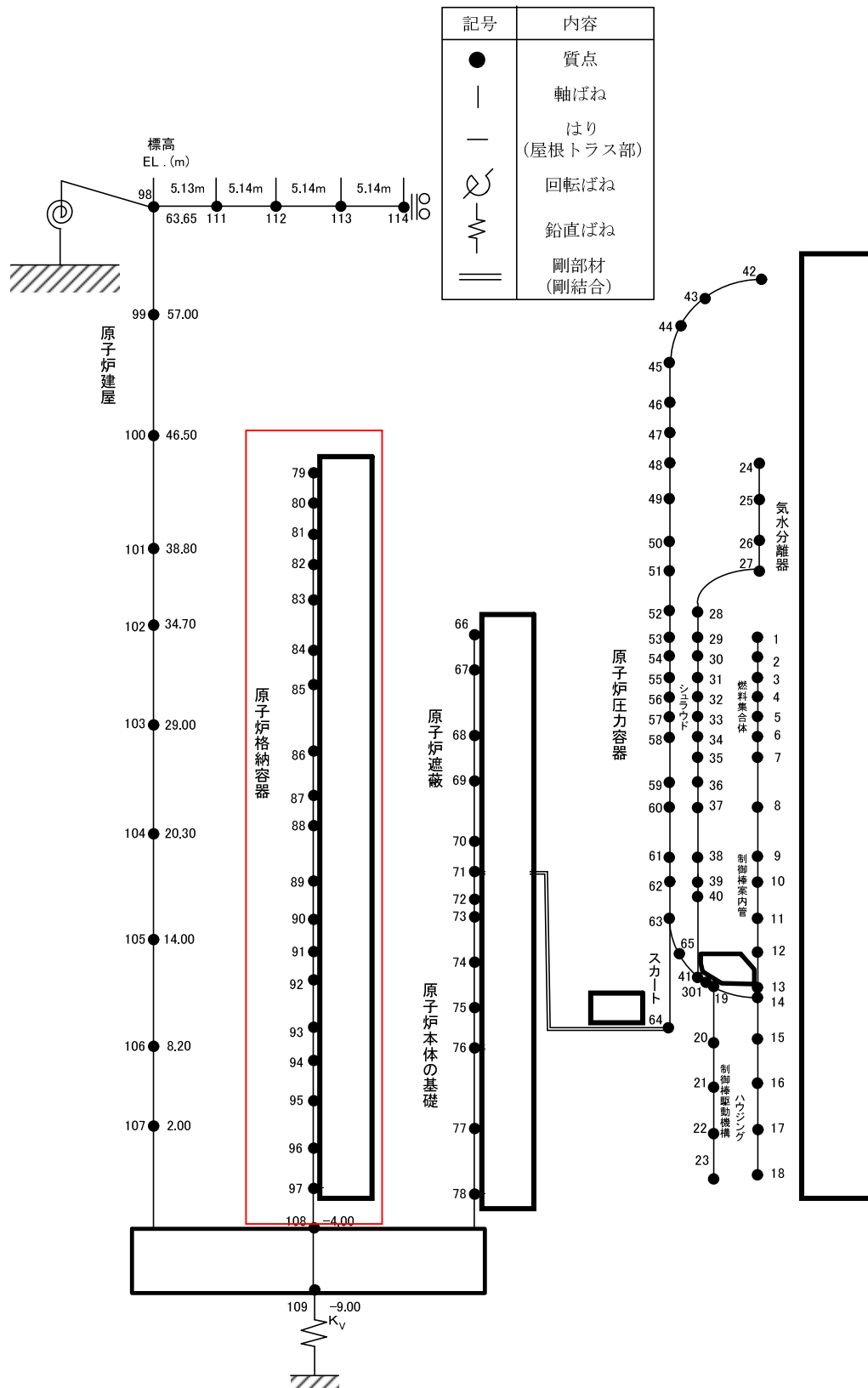
原子炉格納容器の地震応答解析モデルは、**水平方向及び鉛直方向共に**、ドライウェルトップヘッド、ドライウェル本体、サプレッション・チェンバ本体を多質点系はりモデルにてモデル化し、原子炉格納容器の質量分布は質点質量に置き換える。質点位置は、水平方向地震応答解析モデルと鉛直方向地震応答解析モデルとで同じであり、形状不連続部、ハッチ類等の付加物接合部などを選定している。

水平方向地震応答解析モデルは、**各質点間を等価な曲げ及びせん断剛性を有する無質量のばねにより結合する多質点系はりモデルであり、既工認と同じモデルである。**鉛直方向地震応答解析モデルは、**各質点間を等価な軸方向剛性を有する無質量のばねにより結合する多質点系はりモデルである。なお、球殻部及び円錐殻部は、質点間の平均断面における曲げ、せん断及び軸方向剛性としている。**

原子炉格納容器のモデルを含んだ**鉛直方向の**建屋－機器連成解析モデル図を図 2 に示す。原子炉格納容器を多質点系はりモデルにてモデル化する考え方は、美浜 3 号機と同様である。

また、減衰定数については、溶接構造物であるため 1.0%を適用しており、美浜 3 号機の減衰定数と同様である。





原子炉格納容器モデル化の範囲

図2 鉛直方向の建屋—機器地震応答解析モデル



### (3) 応力解析モデル

応力解析に適用するモデルは、既工認では軸対称殻要素であるのに対し、今回工認ではシェル要素による三次元モデルにてモデル化する。解析モデルは、形状不連続、板厚変化及びビームシート等付加構造物の形状を考慮したモデルであり、局所的な応力を算出できるよう要素分割する。全周の  $180^{\circ}$  分をモデル化し、境界を対称条件としている。また、基部は固定条件である。

東海第二の三次元シェルモデル図を図 3 に示す。原子炉格納容器を三次元シェルモデルでモデル化する考え方は、トップヘッドやサプレッション・チェンバアクセストンネル鏡板を三次元シェルモデルでモデル化する大間 1 号機の考え方と同様である。

なお、東海第二と同じ原子炉格納容器構造（MARK-II 型）のプラントでは、原子炉格納容器本体の応力解析に適用するモデルは軸対称殻要素を採用している。また、MARK-I 型原子炉格納容器構造の一部のプラントでは、三次元シェルモデルを採用している。



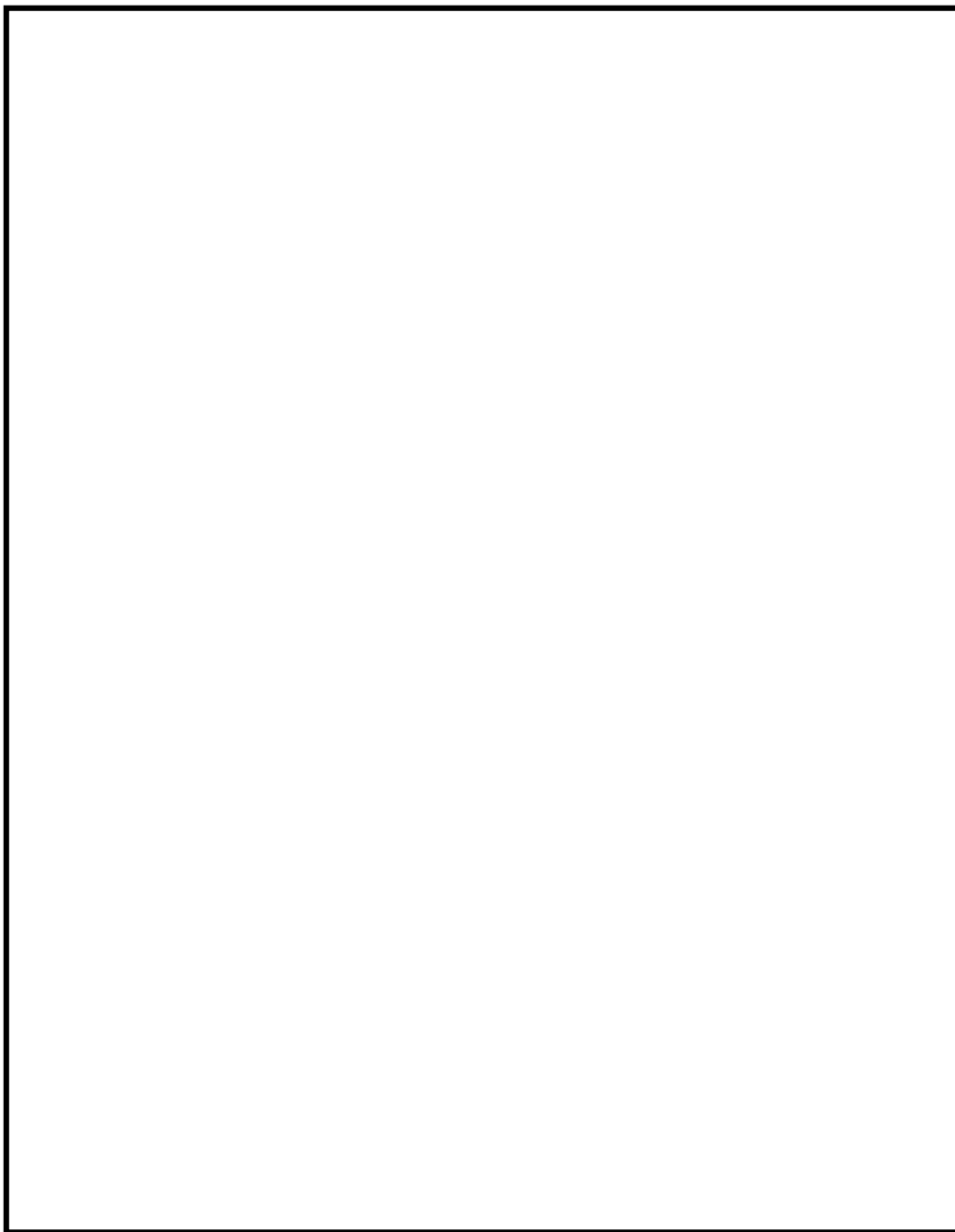


図 3 三次元シェルモデル図（原子炉格納容器）



### 3.2 シアラグ部等の応力解析手法について

今回工認では、つぎの評価対象項目に対して、三次元シェルモデルにてモデル化した有限要素解析手法を用いて、シアラグ部等に発生する応力を算定し応力評価を行う。以降に、評価対象項目の構造を示すと共に、応力解析モデルのモデル化方針について示す。

#### 【評価対象項目】

- ・ 上部シアラグ及びスタビライザ（応力解析）
- ・ 下部シアラグ及びダイヤフラムブラケット（応力解析）

#### (1) 構造

上部シアラグ部及び下部シアラグ部の概要図を図 4 及び図 5 に示す。

上部シアラグ及び下部シアラグは、ドライウエルの水平方向地震力を原子炉建屋に伝達するために設置している。

上部シアラグ及びスタビライザは、ドライウエル円錐胴の上部に周方向に 8 ヶ所設置されている。原子炉格納容器外側のメイルシアラグは原子炉建屋側のフィメールシアラグと嵌め合い構造に、また、原子炉格納容器内側のメイルシアラグはスタビライザ側のフィメールシアラグと嵌め合い構造になっており、水平方向変位を拘束する一方で、鉛直方向には変位拘束はない。メイルシアラグはドライウエル円錐胴の厚肉部に溶接されており、原子炉建屋側のフィメールシアラグはベースプレートを介してアンカーボルトで原子炉建屋に固定され、スタビライザ側のフィメールシアラグはウェブを介して原子炉格納容器スタビライザとフランジ構造で接続されている。

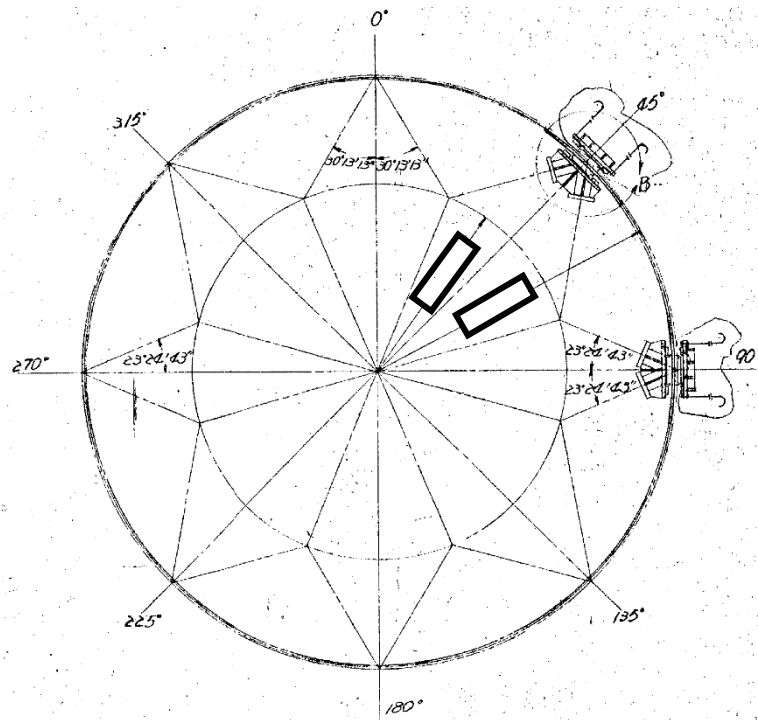
下部シアラグ及びダイヤフラムブラケットは、ドライウエル円錐胴の下部に周方向に 18 ヶ所設置されている。原子炉格納容器外側のメイルシアラグは原子炉建屋側のフィメールシアラグと嵌め合い構造に、また、原子炉格納容器内側のダイヤフラムブラケットはダイヤフラム・フロアの半径方向大梁と嵌め合い構造になっており、水平方向変位を拘束する一方で、鉛直方向には変位拘束はない。メイルシアラグはドライウエル円錐胴の厚肉部に溶接されており、原子炉建屋側のフィメールシアラグはベースプレートを介してアンカーボルトで原子炉建屋に固定され、ダイヤフラムブラケットはドライウエル円錐胴の厚肉部に溶接されている。

応力解析で参照プラントとした柏崎刈羽 5 号機は原子炉格納容器構造（MARK-Ⅰ

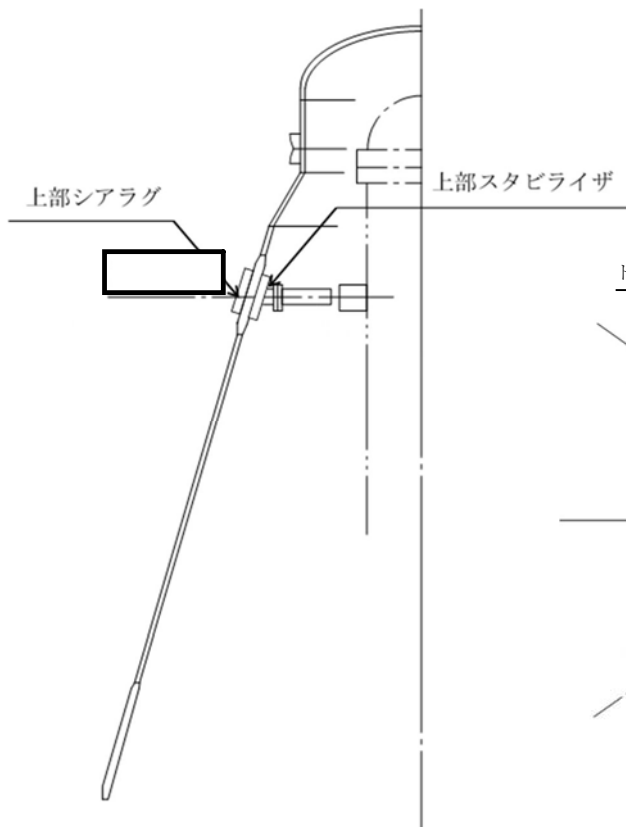


Ⅱ型）が同じであり，シアラグ部を含めて大きな構造の差を有していない。なお，同じ原子炉格納容器構造を有するプラントには柏崎刈羽４号機があるが，工認計算書を添付していないことから，参照プラントは柏崎刈羽５号機としている。

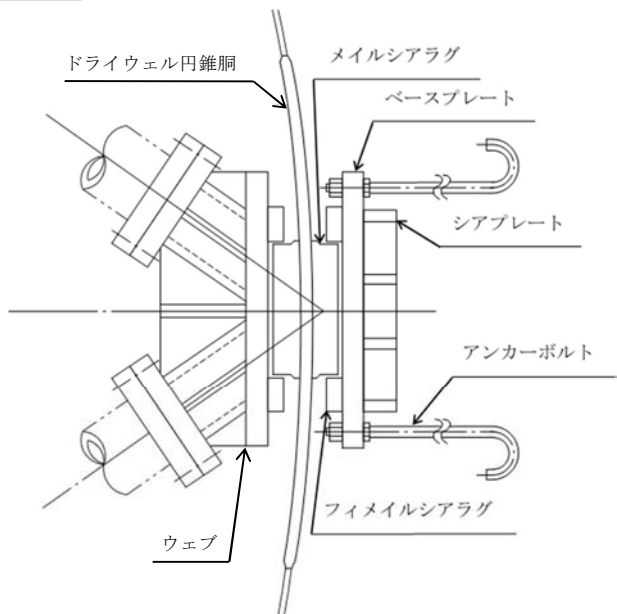




(a) 水平断面図



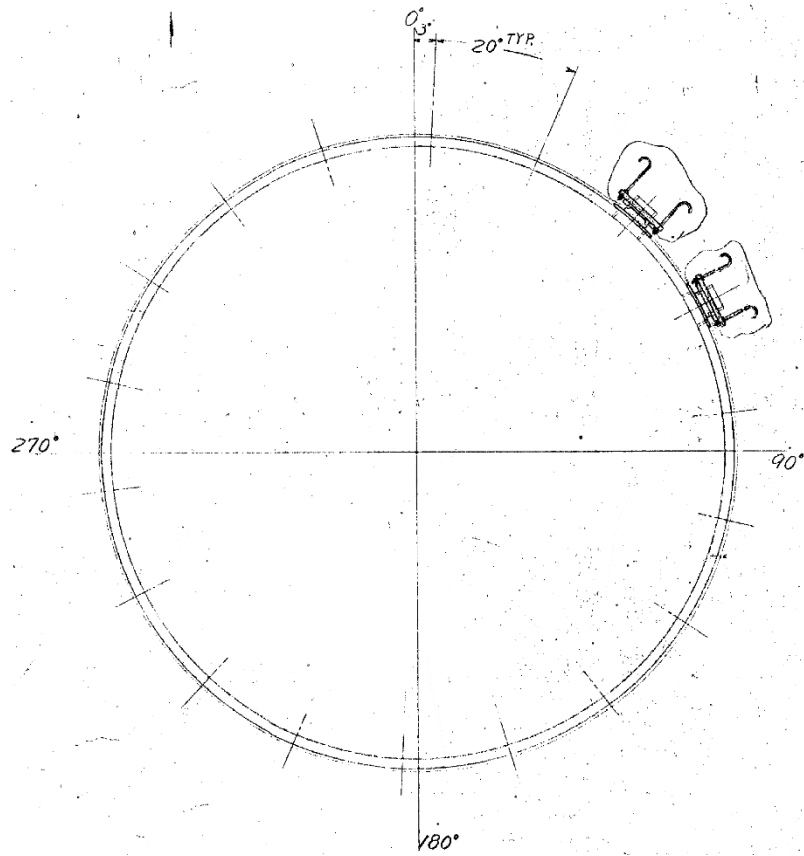
(b) 垂直断面図



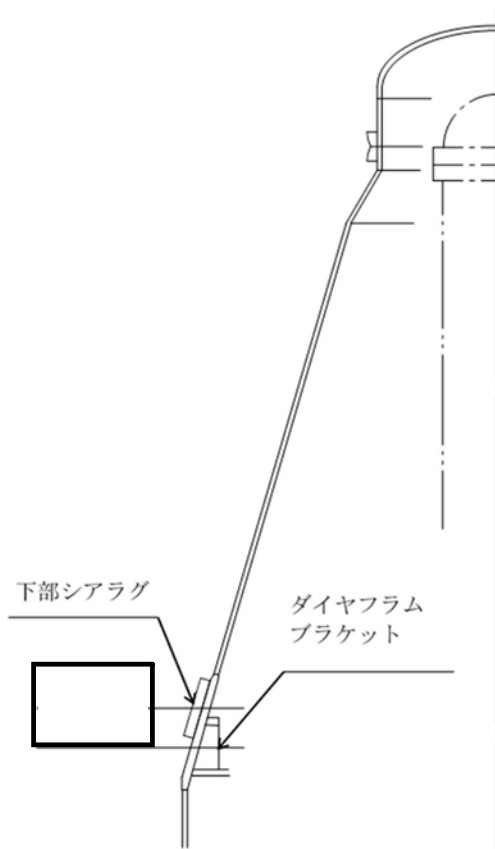
(c) 上部シアラグ詳細平面図

図4 上部シアラグ及びスタビライザの概要図

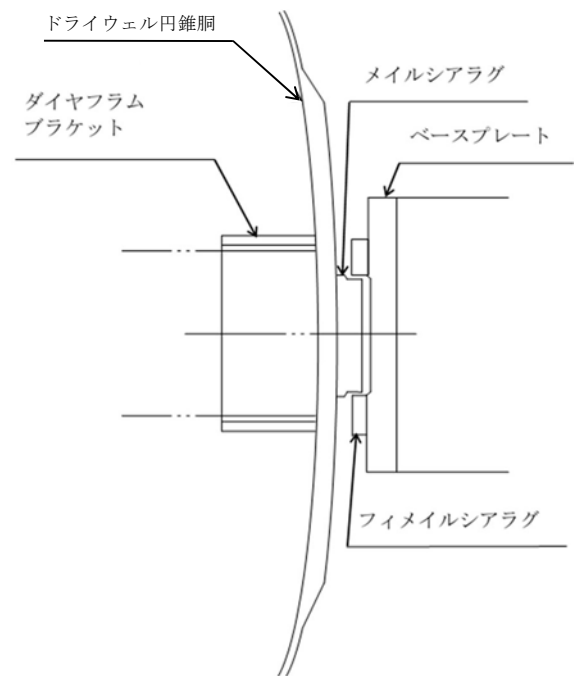




(a) 水平断面図



(b) 垂直断面図



(c) 下部シアラグ詳細平面図

図5 下部シアラグ及びダイヤフラムブラケットの概要図



## (2) 応力解析モデル

応力解析に適用するモデルは三次元シェルモデルにてモデル化する。原子炉格納容器胴板、シアラグ取付厚板部及びメイルシアラグをシェル要素でモデル化する。解析モデルは、形状不連続、板厚変化及び付加構造物の形状を考慮したモデルであり、局所的な応力を算出できるよう要素分割する。シアラグ部 1 基に作用する水平方向地震力により発生するシアラグ部近傍の応力に着目し、全周の  $90^\circ$  分をモデル化し境界を対称条件としている。また、基部は固定条件である。

シアラグ部等を含んだ三次元シェルモデル図を図 6 及び図 7 に示す。シアラグ部を三次元シェルモデルでモデル化する考え方は、柏崎刈羽 5 号機の考え方と同様である。



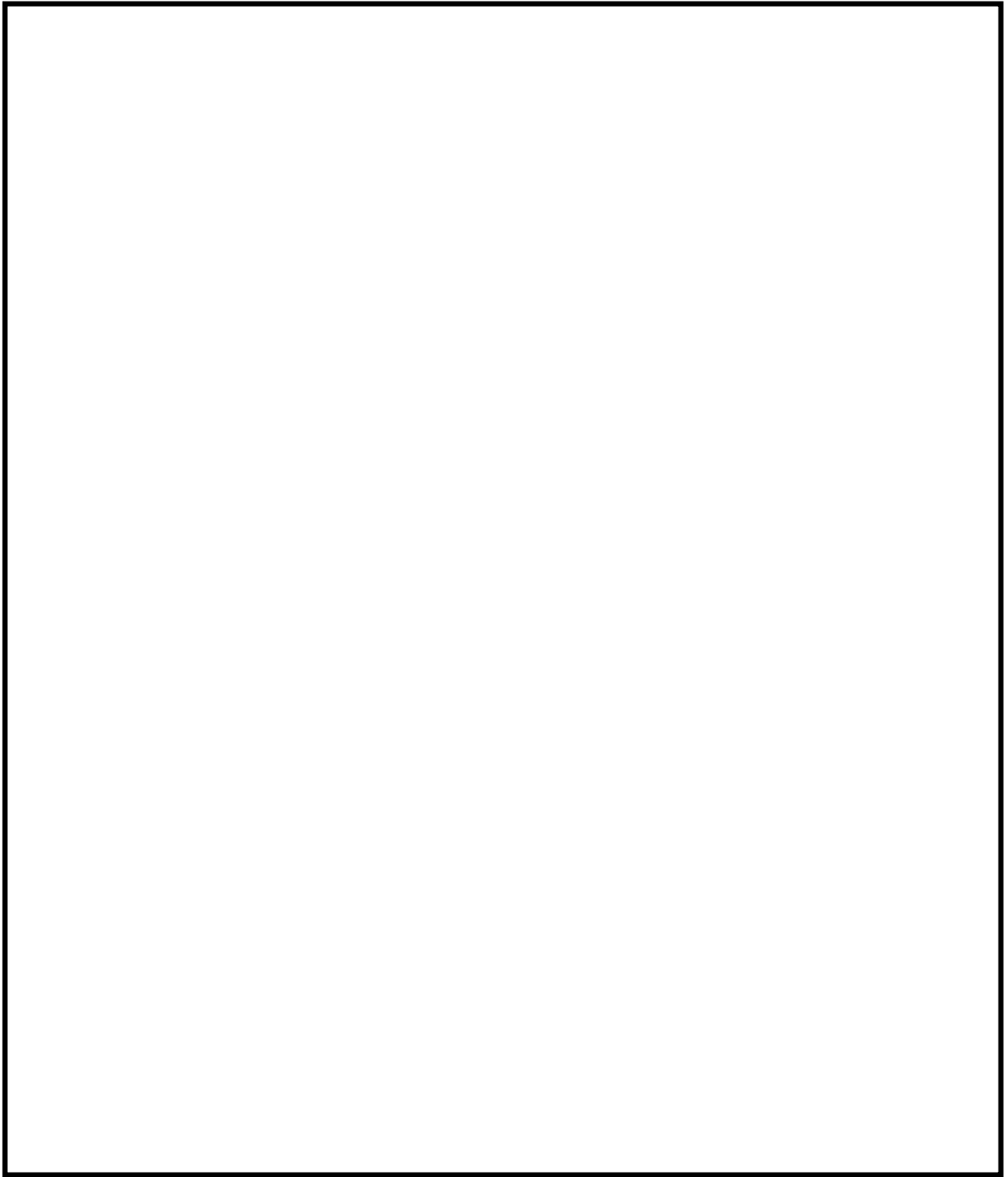


図 6 三次元シェルモデル（上部シアラグ部）



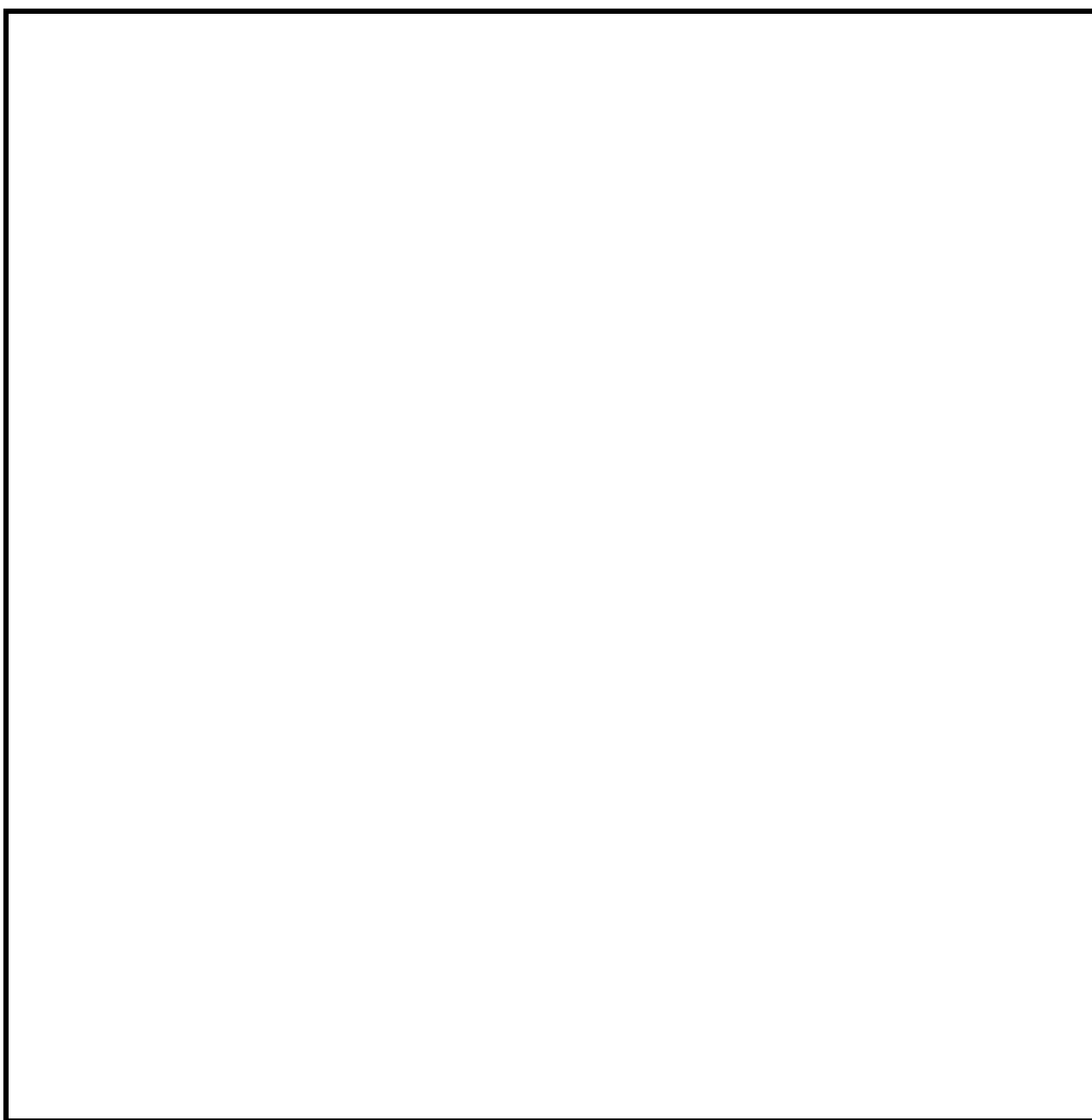


図 7 三次元シェルモデル（下部シアラグ部）



### 3.3 機器搬入用ハッチ等の応力解析手法について

今回工認では、つぎの評価対象項目に対して、三次元シェルモデルにてモデル化した有限要素解析手法を用いて、機器搬入用ハッチ等に発生する応力を算定し応力評価を行う。以降に、評価対象項目の構造を示すと共に、応力解析モデルのモデル化方針について示す。

#### 【評価対象項目】

- ・ 機器搬入用ハッチ（応力解析）
- ・ 所員用エアロック（応力解析）
- ・ サプレッション・チェンバアクセスハッチ（応力解析）

#### (1) 構造

機器搬入用ハッチ等の概要図を図 8 から図 10 に示す。機器搬入用ハッチ等は鋼製円筒形の構造であり、機器搬入用ハッチ及び所員用エアロックはドライウェル円錐胴部に、サプレッション・チェンバアクセスハッチはサプレッション・チェンバ円筒胴部にそれぞれ溶接により取り付けられている。機器搬入用ハッチは内径 3638mm、板厚 16～80mm の円筒胴及びフランジ接続の板厚 65mm の球形鏡板を、所員用エアロックは内径 2400mm、板厚 16～70mm の円筒胴で原子炉格納容器の内側及び外側に扉を、サプレッション・チェンバアクセスハッチは内径 1982mm、板厚 16～70mm の円筒胴及びフランジ接続の板厚 38mm の球形鏡板を有している。

大間 1 号機と東海第二発電所の機器搬入用ハッチ等は、鋼製円筒形状である基本構造は同じであり、大きな構造の差を有していない。ただし、大間 1 号機のサプレッション・チェンバ用のアクセスハッチはコンクリート構造物に直接取り付く構造であるため、当該部の評価は類似設備として機器搬入用のハッチを参照する。



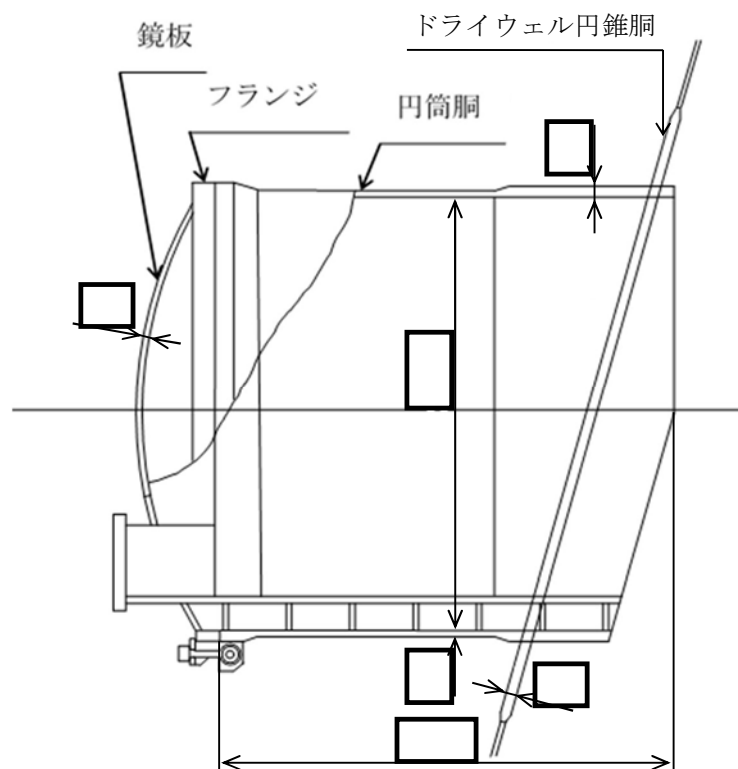


図8 機器搬入用ハッチの概要図

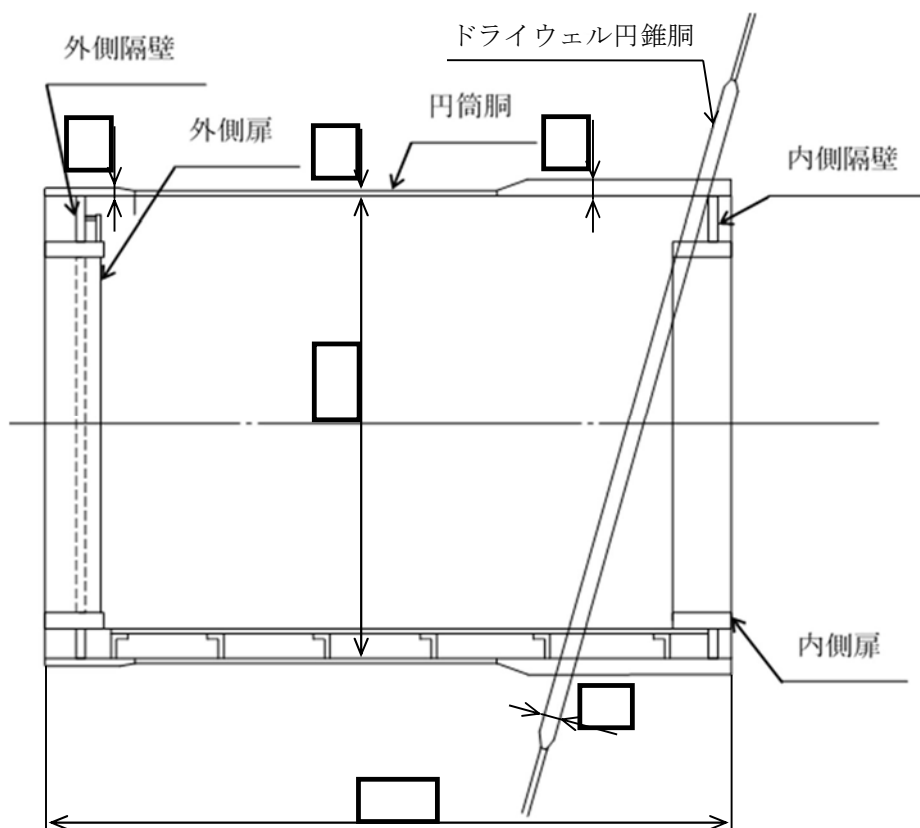


図9 所員用エアロックの概要図



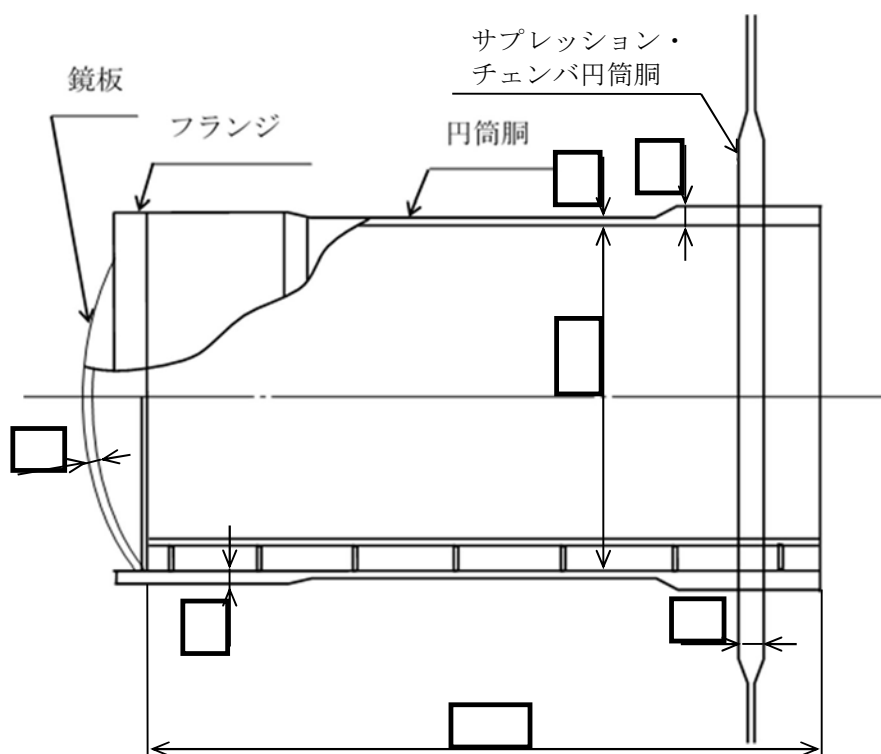


図 10 サプレッション・チェンバアクセスハッチの概要図



## (2) 応力解析モデル

応力解析に適用するモデルは三次元シェルモデルにてモデル化する。機器搬入用ハッチ等の主要構造部材及び原子炉格納容器胴板をシェル要素でモデル化する。解析モデルは、形状不連続、板厚変化及び付加構造物の形状を考慮したモデルであり、局所的な応力を算出できるよう要素分割する。原子炉格納容器の円周方向全体の変形挙動に着目してモデル化し、基部は固定条件である。

機器搬入用ハッチ等を含んだ三次元シェルモデル図を図 11 から図 13 に示す。機器搬入用ハッチ等を含んだ原子炉格納容器を三次元シェルモデルでモデル化する方法は、大間 1 号機と同様である。

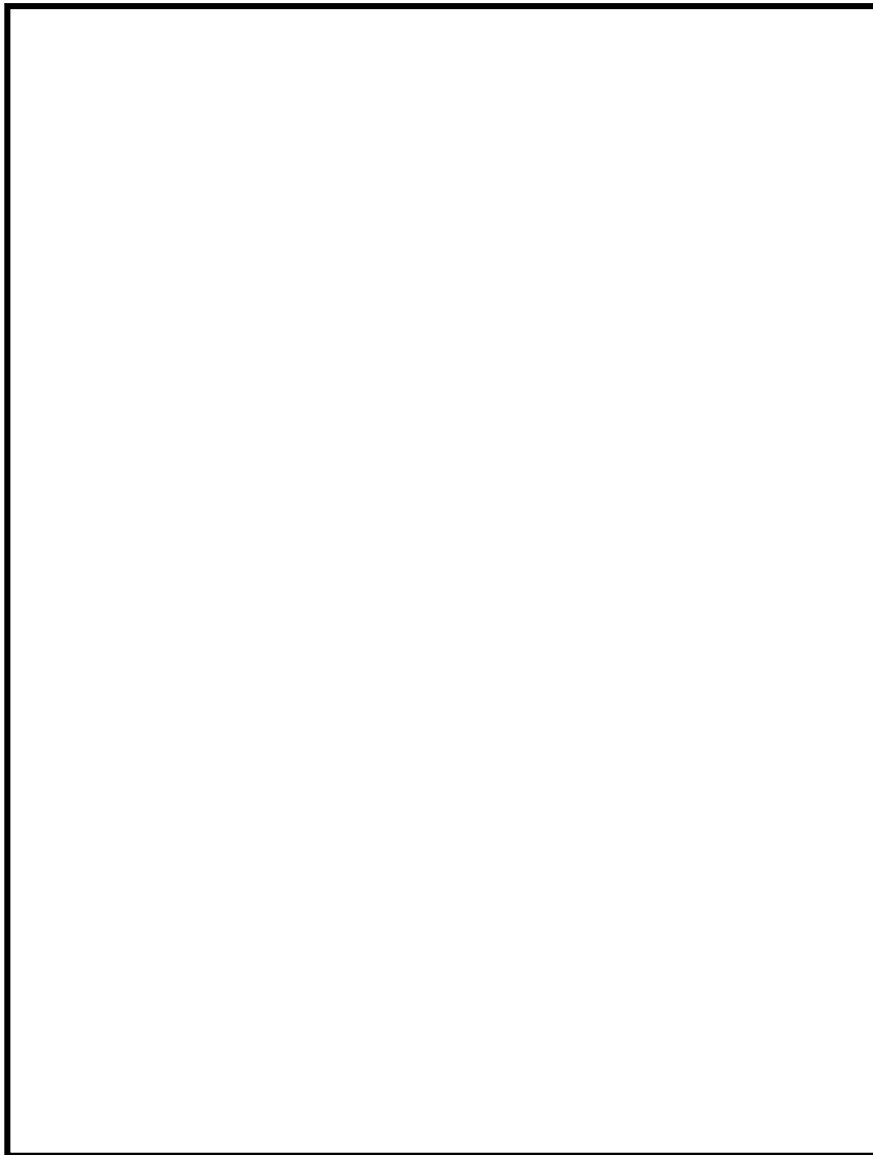


図 11 三次元シェルモデル（機器搬入用ハッチ）



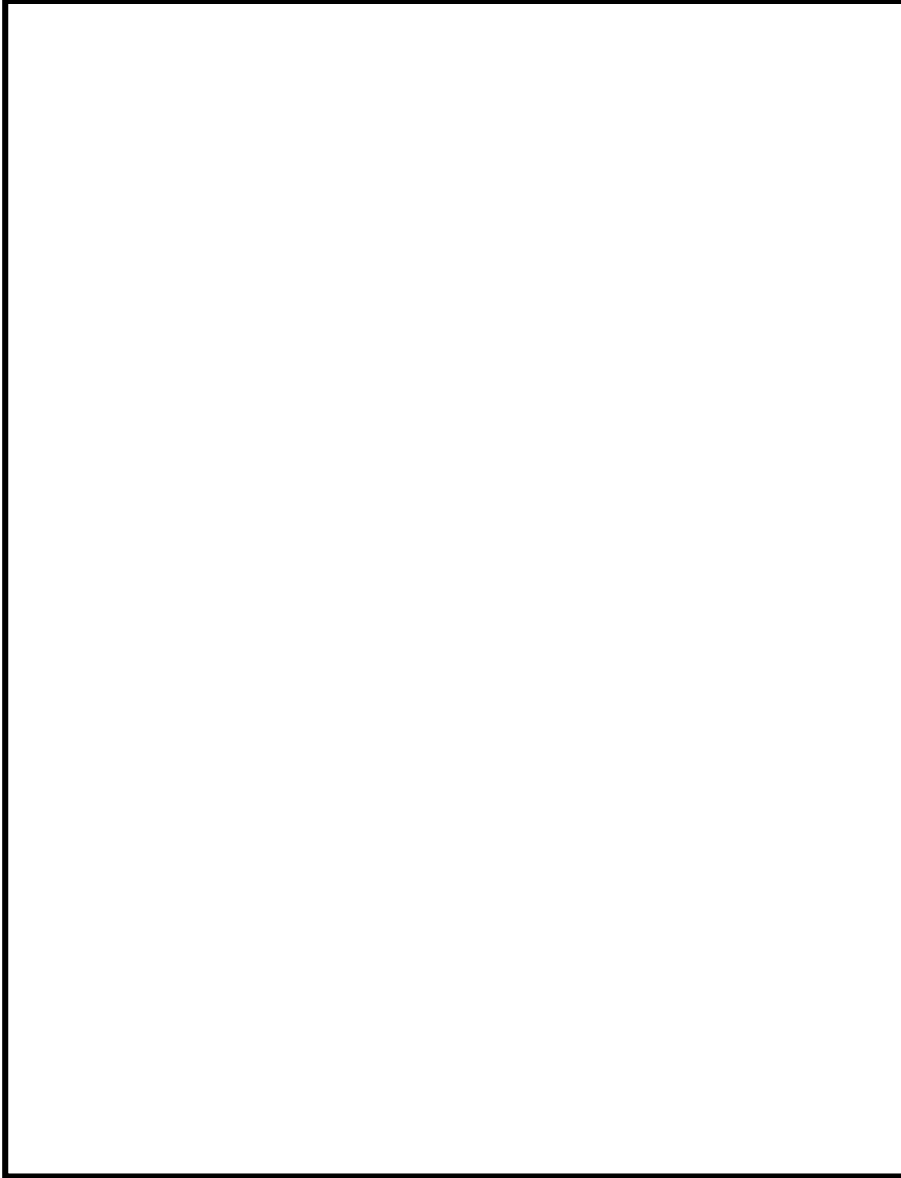


図 12 三次元シェルモデル（所員用エアロック）



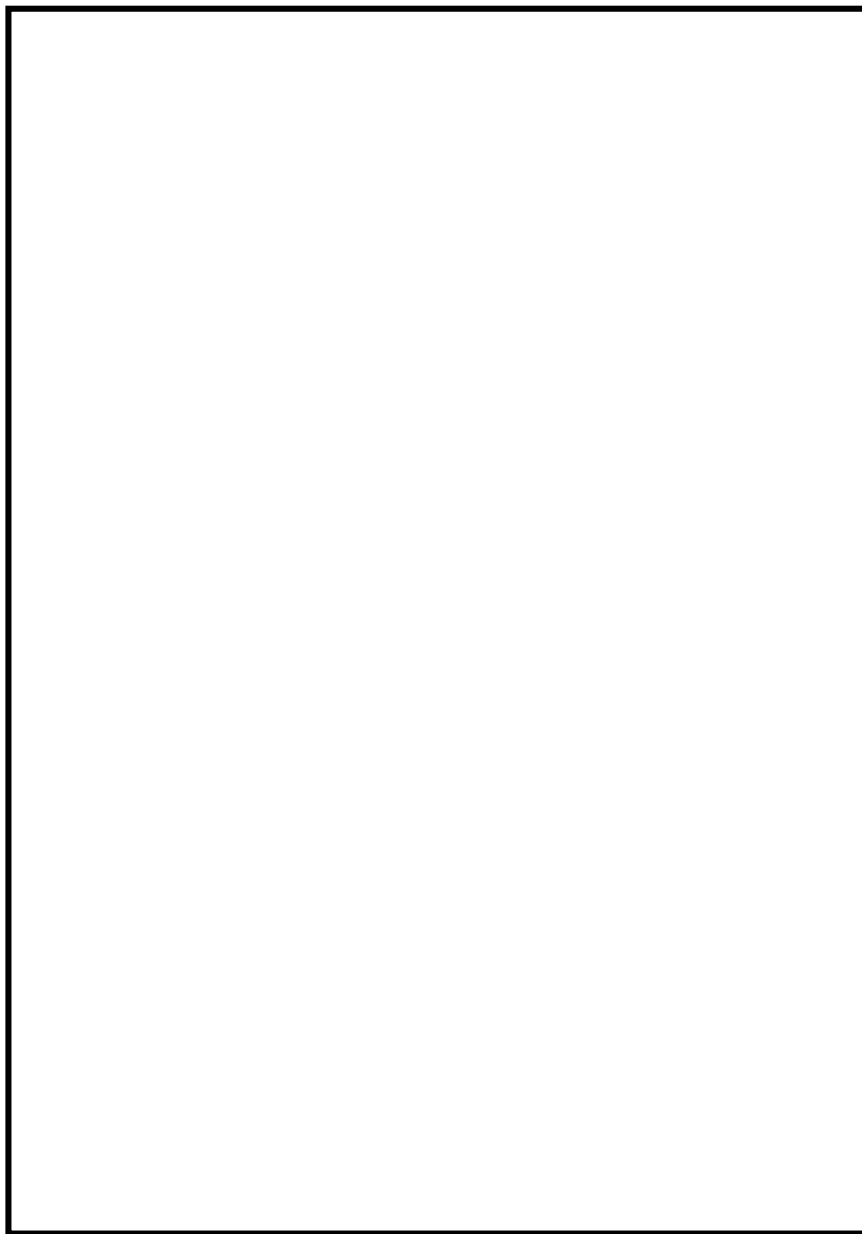


図 13 三次元シェルモデル（サプレッション・チェンバアクセスハッチ）



### 3.4 配管貫通部の応力解析手法について

今回工認では、つぎの評価対象項目に対して、三次元シェルモデルにてモデル化した有限要素解析手法を用いて、配管貫通部に発生する応力を算定し応力評価を行う。以降に、評価対象項目の構造を示すと共に、応力解析モデルのモデル化方針について示す。

#### 【評価対象項目】

- ・配管貫通部（応力解析）

#### (1) 構造

配管貫通部の概要図を図 14 に示す。配管貫通部は鋼製円筒形の構造であり、原子炉格納容器を貫通する配管が直接溶接にて接合する型式と、原子炉格納容器に接合されたスリーブを介して、配管とスリーブとを接合する型式とがある。

東北電力東通 1 号機と東海第二の配管貫通部は、鋼製円筒形状である基本構造は同じであり、大きな構造の差を有していない。

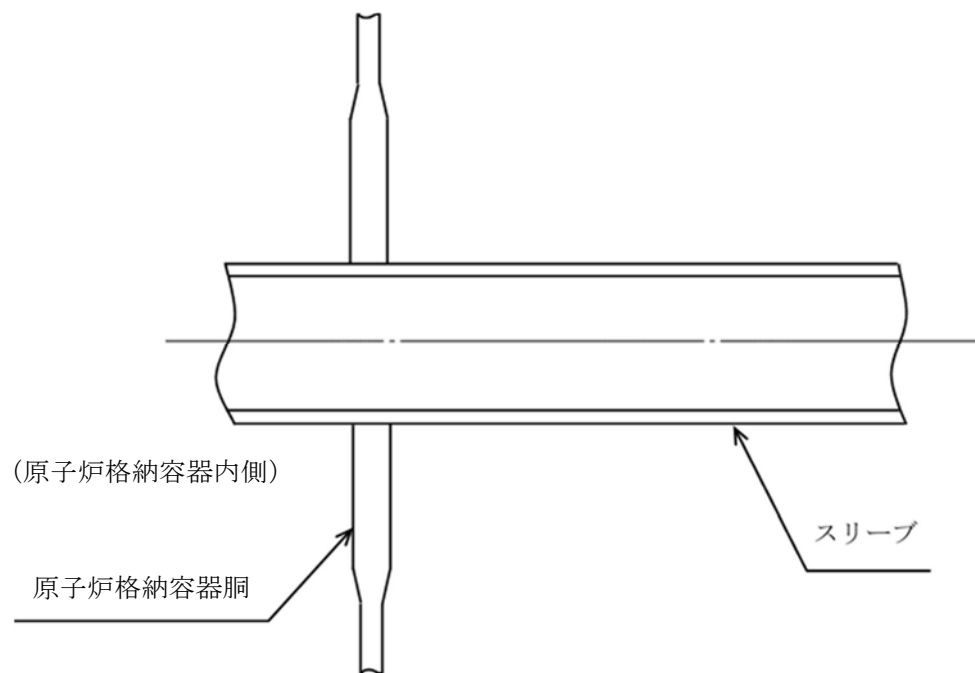


図 14 配管貫通部の概要図



## (2) 応力解析モデル

応力解析に適用するモデルは三次元シェルモデルにてモデル化する。配管貫通部及び原子炉格納容器胴板をシェル要素でモデル化する。解析モデルは、形状不連続、板厚変化及び付加構造物の形状を考慮したモデルであり、局所的な応力を算出できるように要素分割する。配管貫通部に作用する地震力により発生する配管貫通部近傍の応力に着目し、全周の  $90^\circ$  分をモデル化し境界を対称条件としている。また、基部は固定条件である。

配管貫通部を含んだ三次元シェルモデルの例を図 15 に示す。配管貫通部を三次元シェルモデルでモデル化する考え方は、東北電力東通 1 号機と同様である。

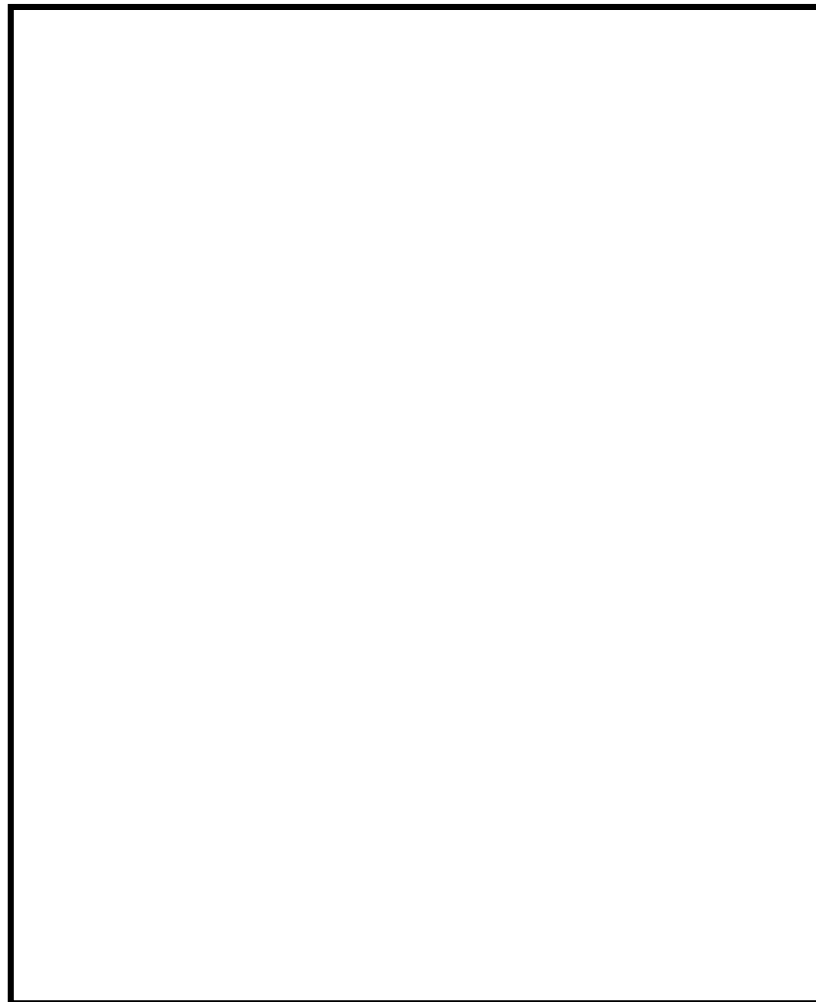


図 15 三次元シェルモデル例（配管貫通部）



### 3.5 電気配線貫通部の解析手法について

今回工認では、つぎの評価対象項目に対して、三次元ビームモデルにてモデル化した電気配線貫通部の応答解析結果から得られる地震力を用いて耐震評価を行う。また、三次元シェルモデルにてモデル化した有限要素解析手法を用いて、電気配線貫通部に発生する応力を算定し応力評価を行う。以降に、評価対象項目の構造を示すと共に、地震応答解析モデルのモデル化方針、減衰定数及び応力解析モデルのモデル化方針について示す。

#### 【評価対象項目】

- ・電気配線貫通部（応答解析）
- ・電気配線貫通部（応力解析）

#### (1) 構造

電気配線貫通部の概要図を図 16 に示す。電気配線貫通部は、原子炉格納容器を貫通するスリーブの外側端部に溶接したアダプタ・ヘッドを介して接続箱を、スリーブの内側端部に接続箱を取り付けている。

福島第一4号機と東海第二の電気配線貫通部は、鋼製円筒形状である基本構造は同じであり、大きな構造の差を有していない。

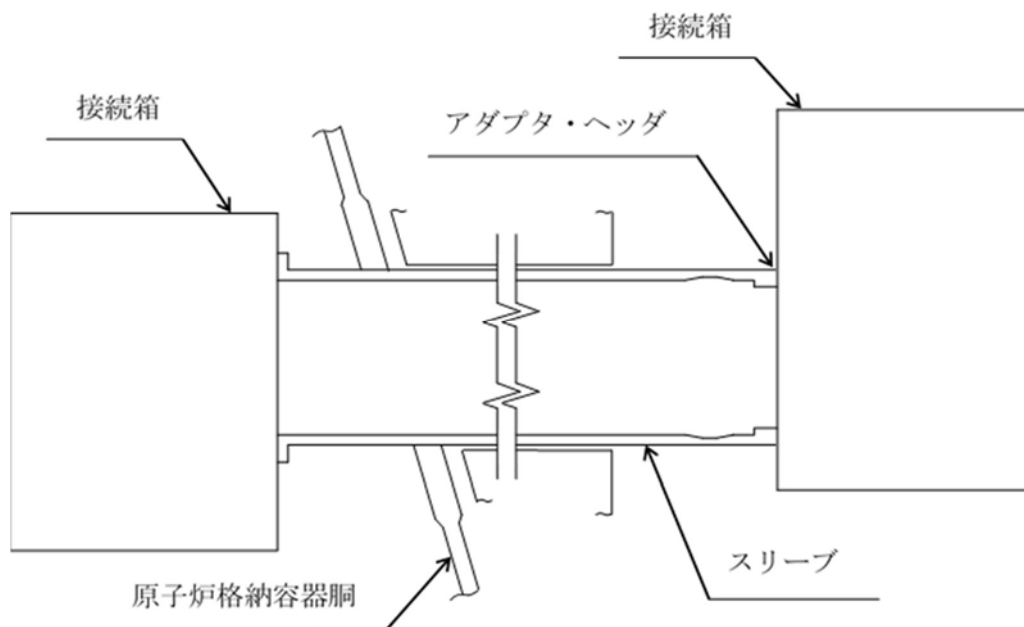


図 16 電気配線貫通部の概要図



## (2) 応答解析モデル及び減衰定数

スペクトルモーダル解析に適用するモデルは、多質点系はりモデルにてモデル化する。接続箱の質量は質点に、スリーブの質量は等分布に置き換え、原子炉格納容器剛性を模擬したシェルばねにより結合する。ここで、シェルばねは、電気配線貫通部を含めた原子炉格納容器の三次元シェルモデル（応力解析モデルと同一）を用いて算出する。

電気配線貫通部の三次元ビームモデル図を図 17 に示す。電気配線貫通部のモデル化の考え方は福島第一 4 号機（改造工認）と同様である。

また、減衰定数については、溶接構造物であるため 1.0%を適用しており、福島第一 4 号機（改造工認）の減衰定数と同様である。

なお、福島第一 4 号機（改造工認）より以前のプラントでは、理論式に基づき固有周期を算出し、適用する設計用床応答曲線から応答加速度を設定している。

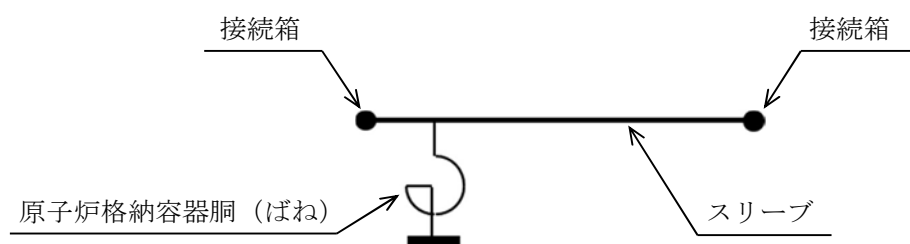


図 17 三次元ビームモデル（電気配線貫通部）



### (3) 応力解析モデル

応力解析に適用するモデルは三次元シェルモデルにてモデル化する。電気配線貫通部及び原子炉格納容器胴板をシェル要素でモデル化する。解析モデルは、形状不連続、板厚変化及び付加構造物の形状を考慮したモデルであり、局所的な応力を算出できるよう要素分割する。電気配線貫通部に作用する地震力により発生する電気配線貫通部近傍の応力に着目し、全周の  $90^\circ$  分をモデル化し境界を対称条件としている。また、基部は固定条件である。

電気配線貫通部を含んだ三次元シェルモデルの例を図 18 に示す。電気配線貫通部を三次元シェルモデルでモデル化する考え方は、福島第一 4 号機と同様である。

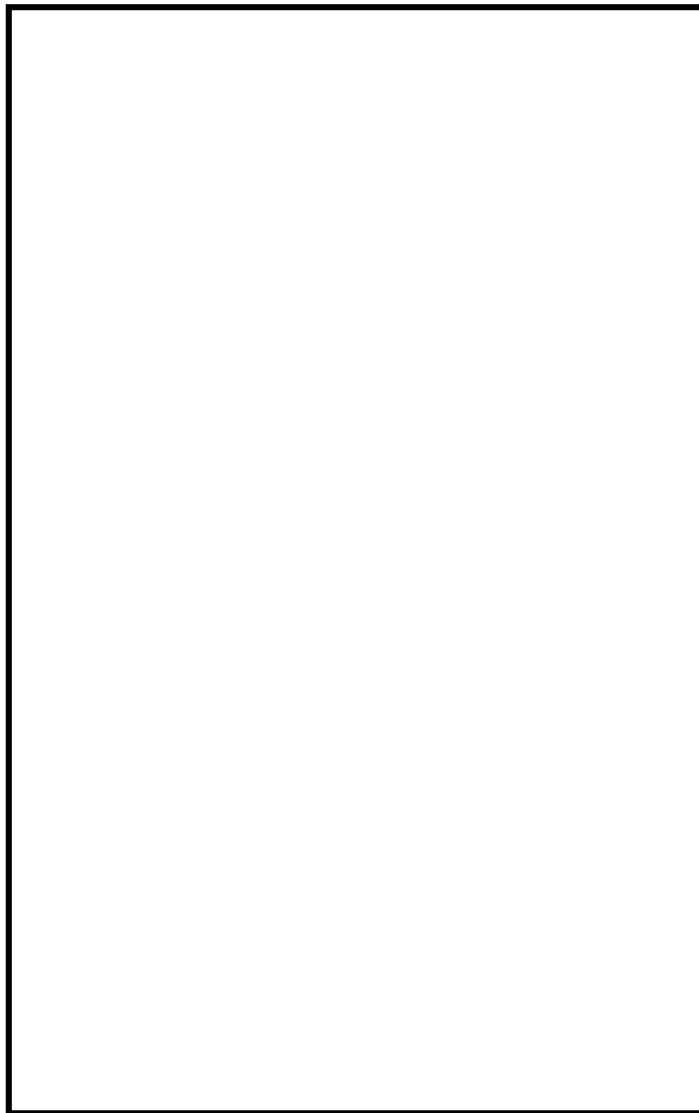


図 18 三次元シェルモデル例（電気配線貫通部）



### 3.6 ダイヤフラム・フロアの解析手法について

今回工認では、つぎの評価対象項目に対して、建屋－機器連成解析モデルにてモデル化したダイヤフラム・フロア設置位置での応答解析結果から得られる地震力を用いて耐震評価を行う。また、三次元シェル及びはりモデルにてモデル化した有限要素解析手法を用いて、ダイヤフラム・フロアに発生する応力を算定し応力評価を行う。以降に、評価対象項目の構造を示すと共に、地震応答解析モデルのモデル化方針、減衰定数及び応力解析モデルのモデル化方針、並びに固有振動数について示す。

#### 【評価対象項目】

- ・ダイヤフラム・フロア（応答解析）
- ・ダイヤフラム・フロア（応力解析）

#### (1) 構造

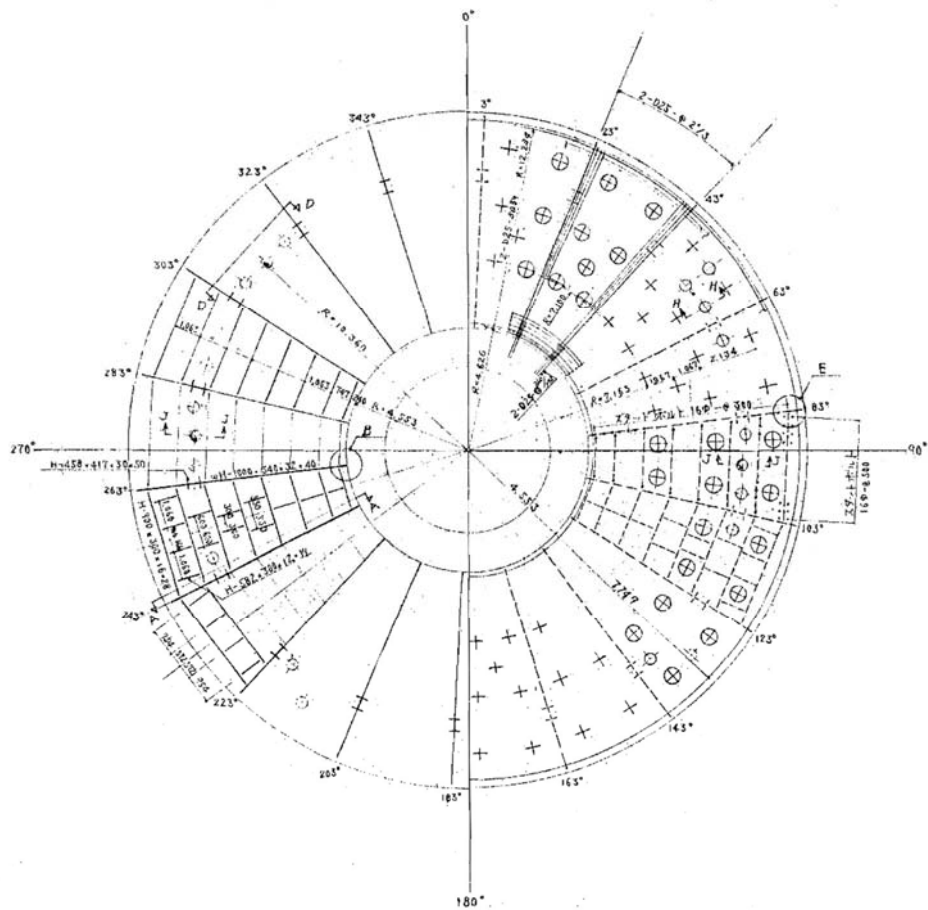
ダイヤフラム・フロアの概要図を図 19 に示す。ダイヤフラム・フロアは、ドライウエル部とサプレッション・チェンバ部との境界に設置される軸対称形の円環平板形状の構造物である。円環状の鉄筋コンクリート床スラブ、床スラブを支持する半径方向に配置した鋼製大梁及び大梁間に円周方向に複数配置した鋼製小梁により構成されている。円環内周端は原子炉本体の基礎に結合支持され、円環外周部で大梁を支持するため原子炉格納容器底面から鋼製柱を円周状に 20° 間隔で 18 本設置している。円環外周端は原子炉格納容器に設置したダイヤフラムブラケットに、大梁端部が水平方向で隙間をもって嵌め合う構造となっている。

また、ダイヤフラム・フロアの内周端を支持する原子炉本体の基礎は、鉄筋コンクリート製の円筒形の構造物である。

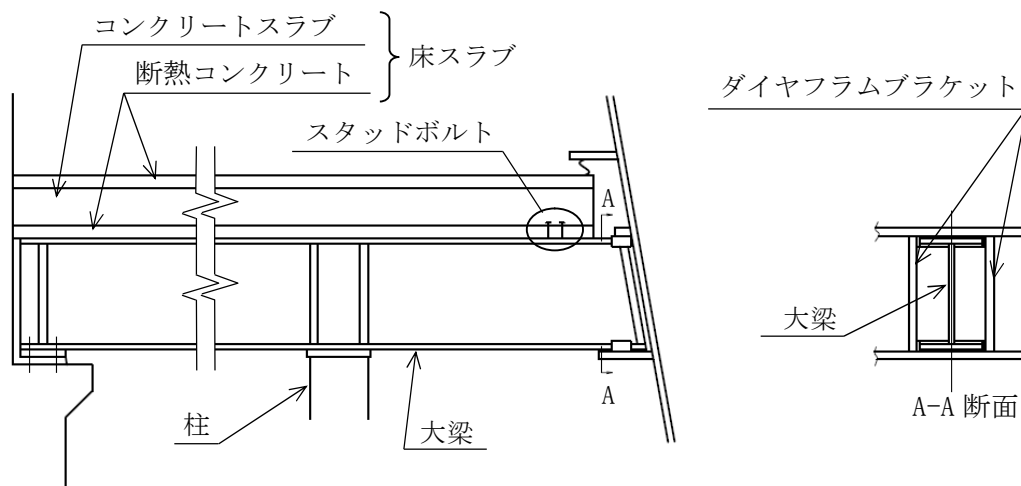
応答解析で参照プラントとした大飯 3，4 号機は鉄筋コンクリート製の円筒形構造物で、東海第二の原子炉本体の基礎と同じであり、大きな構造の差を有していない。

応力解析で参照プラントとした柏崎刈羽 5 号機は原子炉格納容器構造（MARK-II 型）と同じであり、ダイヤフラム・フロアに大きな構造の差を有していない。





(a) 平面図



(b) 断面図

図 19 ダイヤフラム・フロアの概要図



## (2) 応答解析モデル及び減衰定数

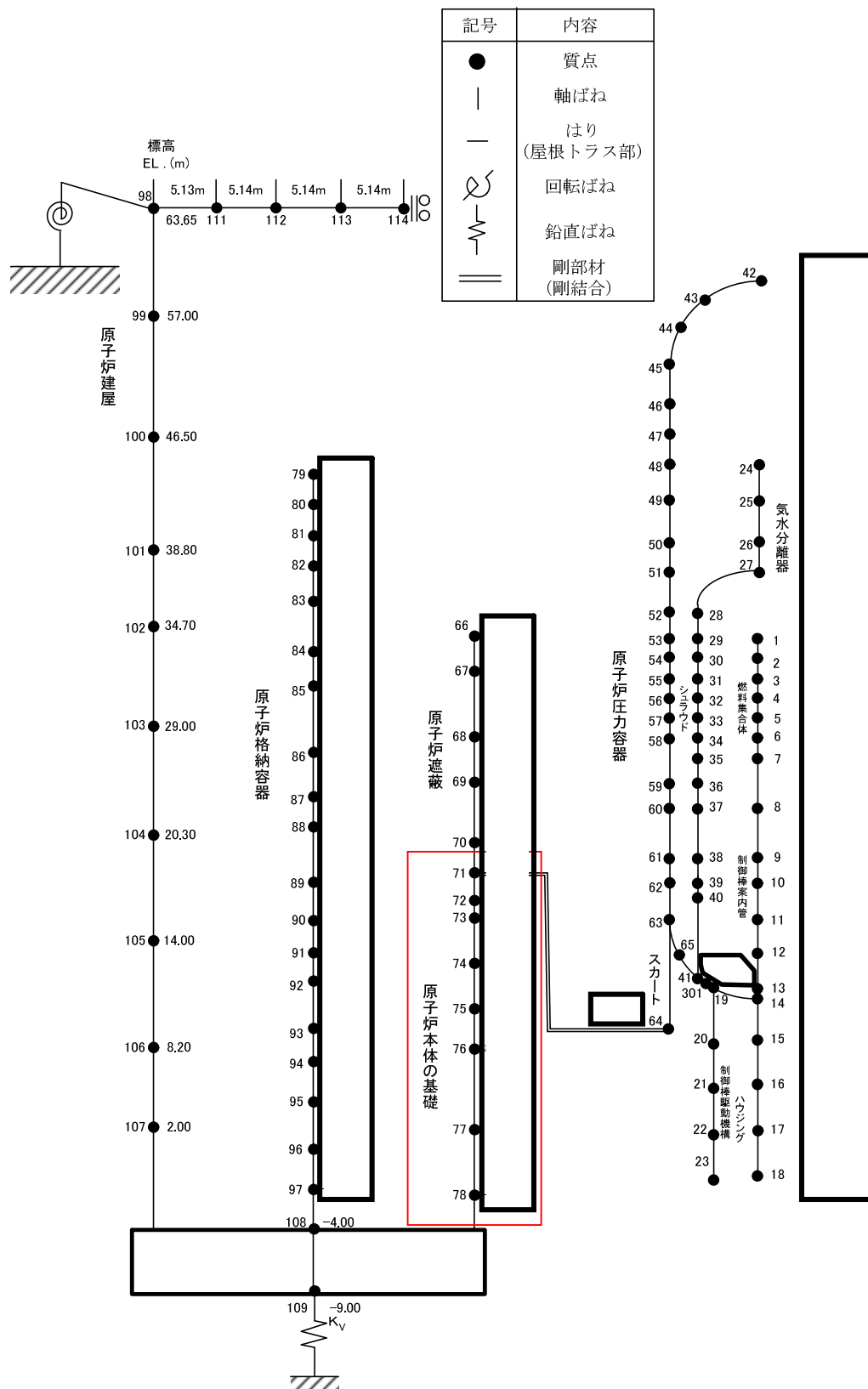
ダイヤフラム・フロアは、本項「(4) 固有振動数」に記載のとおり剛構造であることを確認していることから、鉛直方向の応答増幅はない。よって、ダイヤフラム・フロアの評価に際して鉛直方向加速度は、当該設備の設置位置として原子炉本体の基礎及び原子炉建屋基礎版の最大応答加速度を適用する。

鉛直方向応答解析に適用するモデルは、原子炉本体の基礎を多質点系はりモデルにてモデル化し、ダイヤフラム・フロアの重量は原子炉本体の基礎の質点及び原子炉建屋基礎版に付加している。

ダイヤフラム・フロアを含む建屋－機器連成解析モデル図を図 20 に示す。原子炉本体の基礎を多質点系はりモデルにてモデル化する考え方は、大飯 3，4 号機と同様である。

また、減衰定数については、鉄筋コンクリートであるため 5%を適用しており、大飯 3，4 号機の減衰定数と同様である。





原子炉本体の基礎モデル化の範囲

図 20 建屋—機器連成解析モデル図



### (3) 応力解析モデル

応力解析に適用するモデルは三次元シェル及びビームモデルにてモデル化する。鉄筋コンクリートスラブをシェル要素で、鉄骨の大梁、小梁及び柱をビーム要素でモデル化する。ベント管、格納容器スプレイヘッダ（サプレッション・チェンバ側）等の構造物を付加質量として考慮する。解析モデルは、形状不連続、板厚変化及び付加構造物の形状を考慮したモデルであり、局所的な応力を算出できるよう要素分割する。ダイヤフラム・フロアに作用する地震力により発生する応力に着目し、原子炉本体の基礎との接合部及び柱基部を固定条件とし、大梁外周端を自由条件としている。

ダイヤフラム・フロアの解析モデル図を図 21 に示す。ダイヤフラム・フロアを三次元シェル及びビームモデルでモデル化する考え方は、柏崎刈羽 4 号機と同じである。

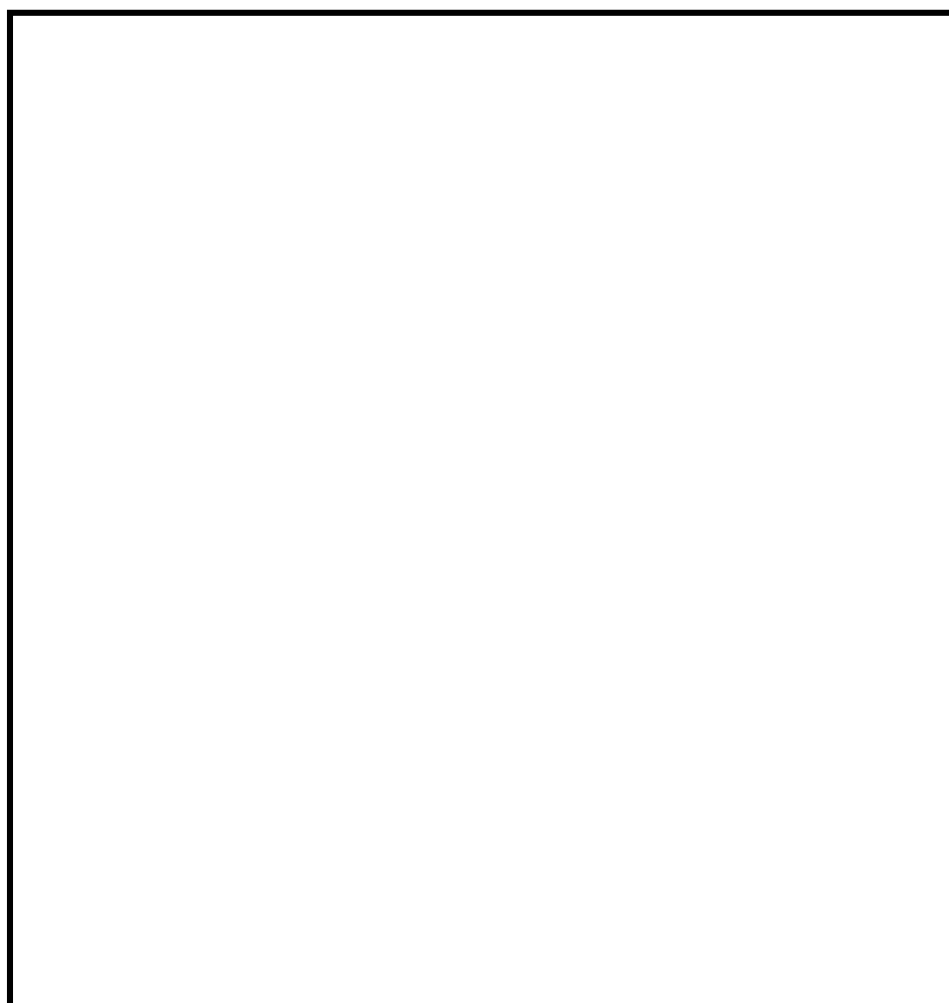


図 21 三次元シェル及びビームモデル（ダイヤフラム・フロア）



(4) 固有振動数

三次元シェル及びビームモデルにてモデル化したダイヤフラム・フロアの固有値解析を実施した。得られた固有値の中で、ダイヤフラム・フロア全体の振動が卓越する固有振動数を表 2 に、振動モードを図 22 から図 24 に示す。解析の結果、固有振動数は 20Hz を超えており、ダイヤフラム・フロアは剛構造である。なお、鉛直方向の卓越モードは 1 次, 2 次ともに床スラブが面外(鉛直方向)に変形するモードとなっている。1 次モードは外周端側の変形が卓越し、2 次モードは内周端と柱との間の領域の変形が卓越している。

表 2 固有振動数

次数	固有振動数 (Hz)	卓越モード



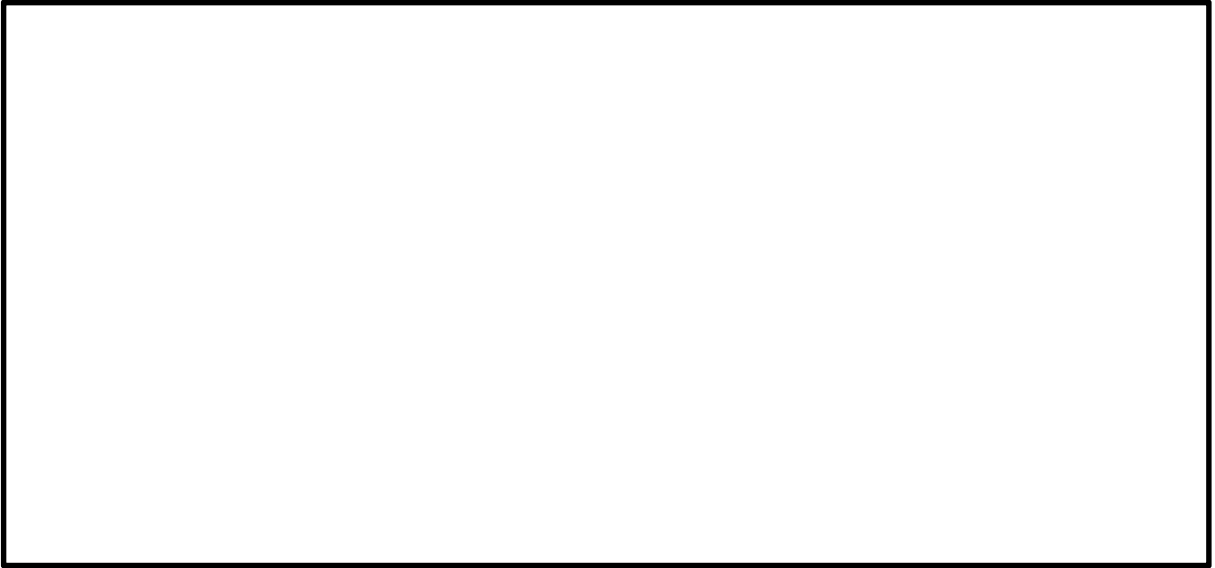


図 22 振動モード図 (1 次, 23.57Hz, 鉛直方向 1 次)

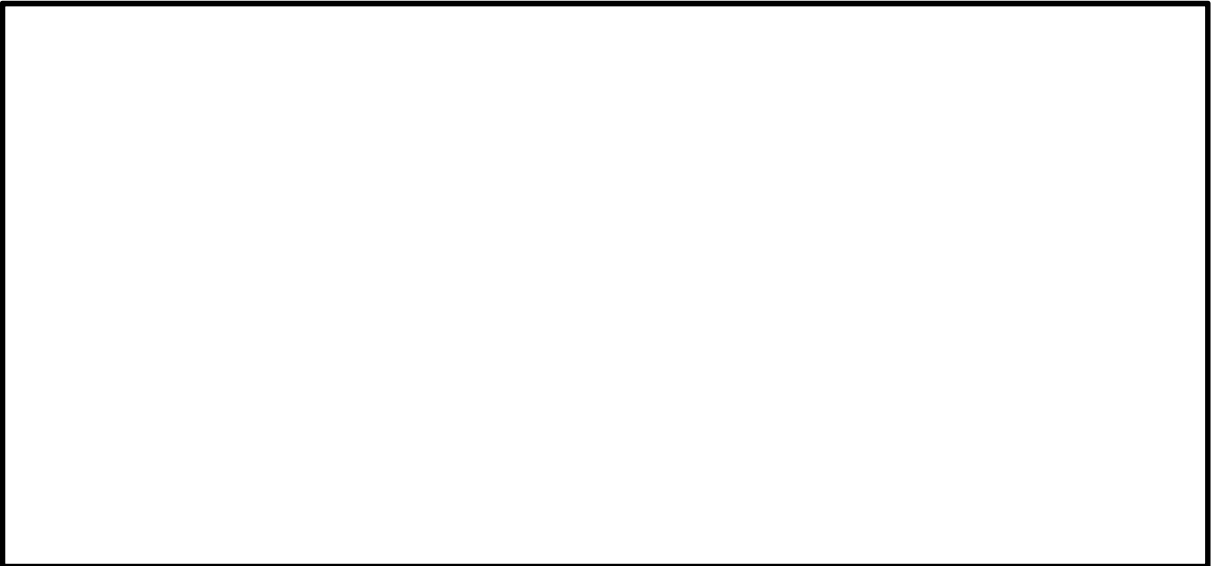


図 23 振動モード図 (12 次, 32.23Hz, 鉛直方向 2 次)

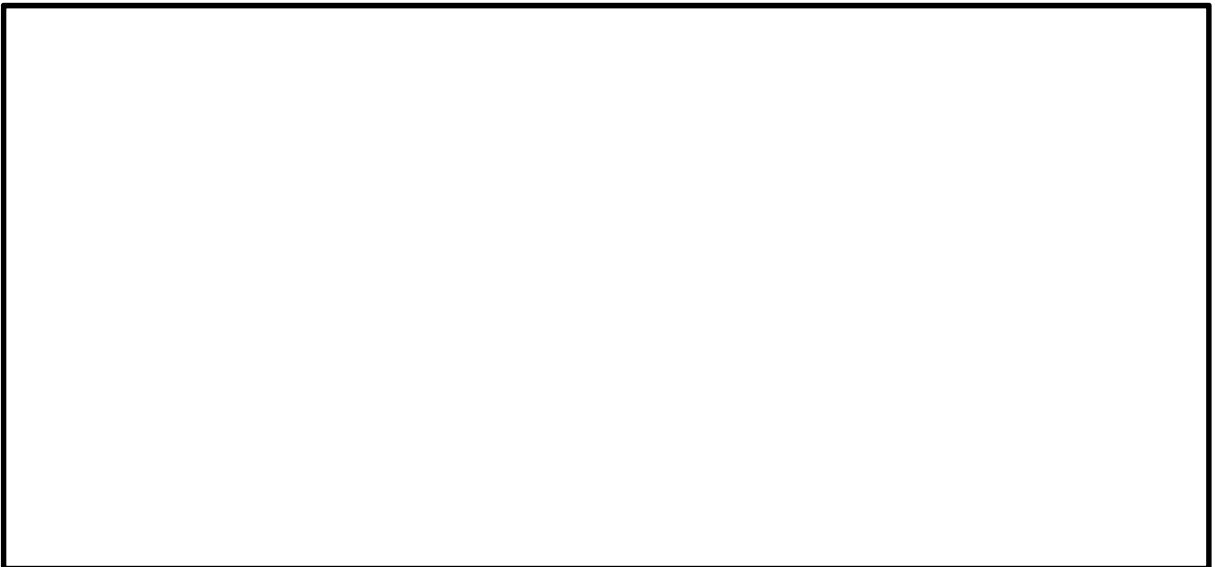


図 24 振動モード図 (32 次, 67.63Hz, ねじり方向 1 次)



### 3.7 ベント管の応答解析手法について

今回工認では、つぎの評価対象項目に対して、三次元ビームモデルにてモデル化したベント管の応答解析結果から得られる地震力を用いて耐震評価を行う。以降に、評価対象項目の構造を示すと共に、地震応答解析モデルのモデル化方針及び減衰定数について示す。

#### 【評価対象項目】

- ・ベント管（応答解析）

#### (1) 構造

ベント管の概要図を図 25 に示す。ベント管は、外径  mm, 板厚  mm, 長さ  m の管で、通常時、下部  m が水中に入っている。ベント管のダイヤフラム・フロア貫通部上部には、事故時ジェット力が作用しないようジェットデフレクタが設置されており、鉄筋コンクリート製床スラブに固定されている。ベント管の最下部（水中部）にはベント管相互を少なくとも 3 本接続する水平ブレーシングを、ベント管下部（気中部）にはベント管相互及び原子炉本体の基礎を接続する水平ブレースを設置している。

これにより、ベント管が独立して振動することを抑制すると共に、原子炉本体の基礎と接続することで水平方向の過大な振動を抑えることができる。

応力解析で参照プラントとした柏崎刈羽 4 号機は原子炉格納容器構造（MARK-II 型）が同じであり、ベント管に大きな構造の差を有していない。



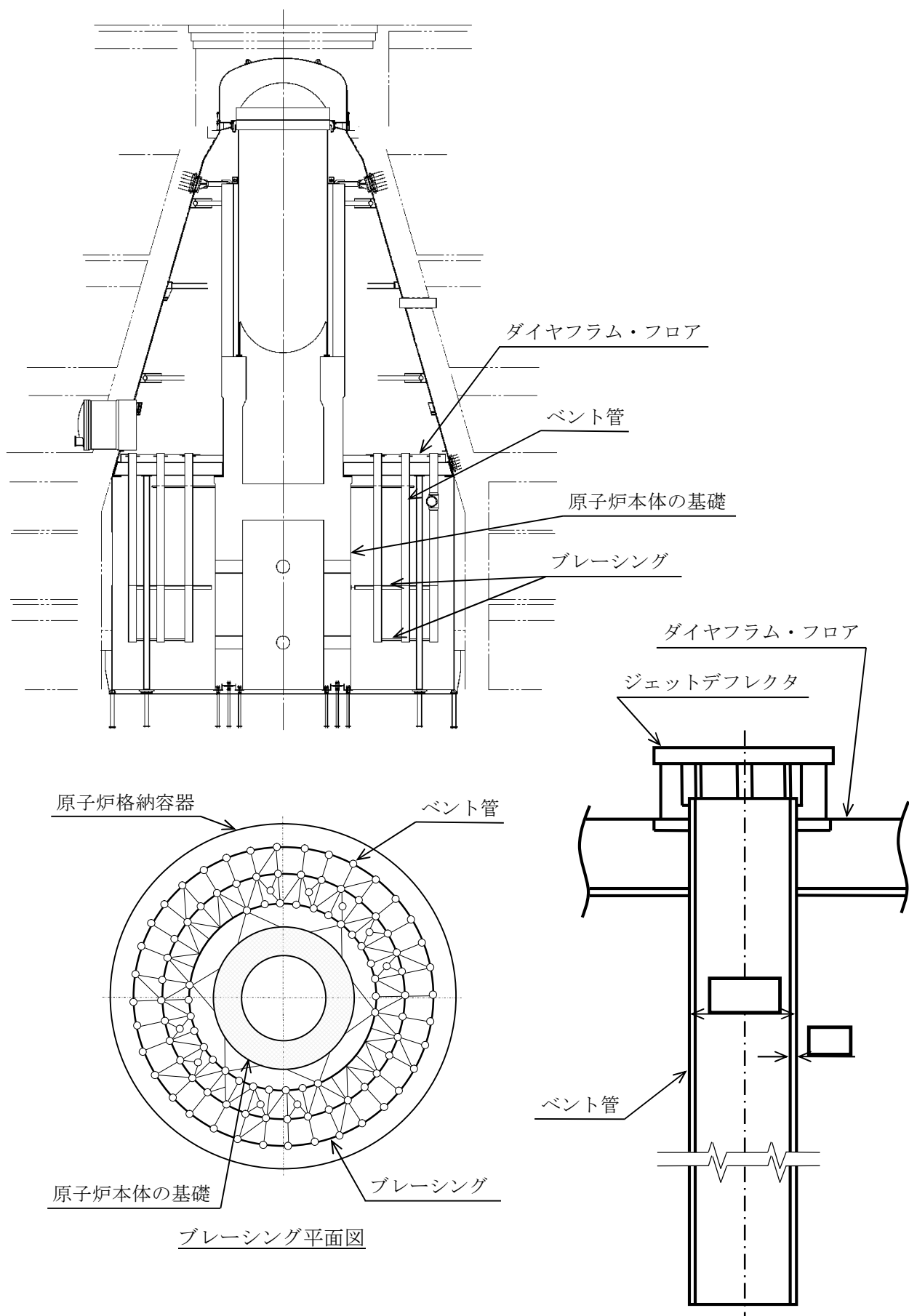


図 25 ベント管の概要図



(2) 応答解析モデル，固有振動数及び減衰定数

応答解析手法はスペクトルモーダル解析であり，適用するモデルは，三次元ビーム要素でモデル化しベント管の質量は等分布に置き換え，各節点間を等価な剛性で結合する。ベント管上部は，ダイヤフラム・フロア接続部で固定条件とし，原子炉本体の基礎と接続するブレーシング取付位置において，水平方向変位をばねによる拘束条件としている。

三次元ビームモデル図を図 26 に，ベント管の固有振動数を表 3 に示す。ベント管を三次元ビームモデルでモデル化する考え方は，柏崎刈羽 4 号機と同じである。

また，減衰定数については，J E A G 4601-1991 の配管系の設計用減衰定数における規定の適用条件を満足していないことから 0.5%としている。減衰定数を 0.5%とする考え方は，柏崎刈羽 4 号機と同じである。

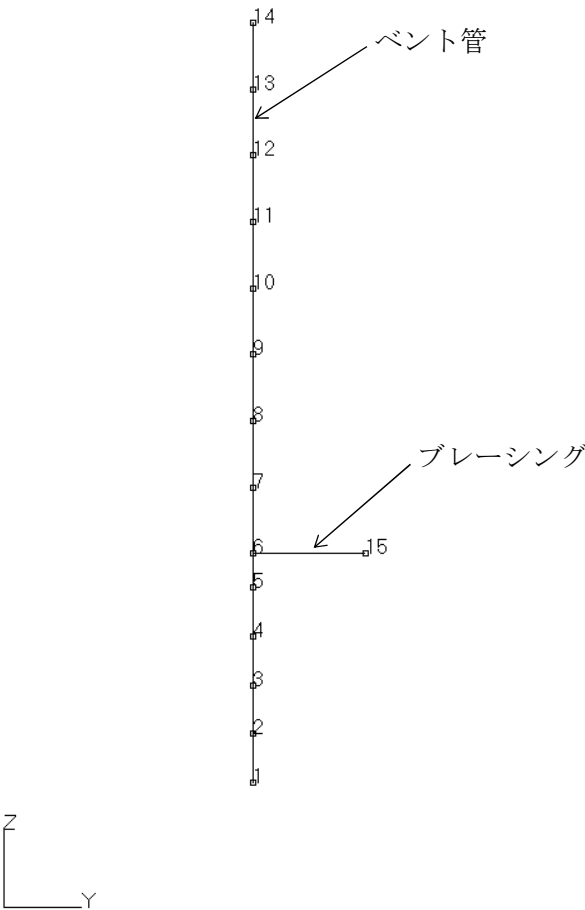


表 3 ベント管の固有振動数

次数	固有振動数 (Hz)

図 26 三次元ビームモデル（ベント管）



### 3.8 格納容器スプレイヘッダの応力解析手法について

今回工認では、つぎの評価対象項目に対して、三次元ビームモデルにてモデル化した有限要素解析手法を用いて、格納容器スプレイヘッダに発生する応力を算定し応力評価を行う。以降に、評価対象項目の構造を示すと共に、応力解析モデルのモデル化方針について示す。

#### 【評価対象項目】

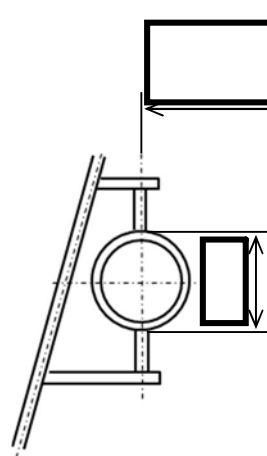
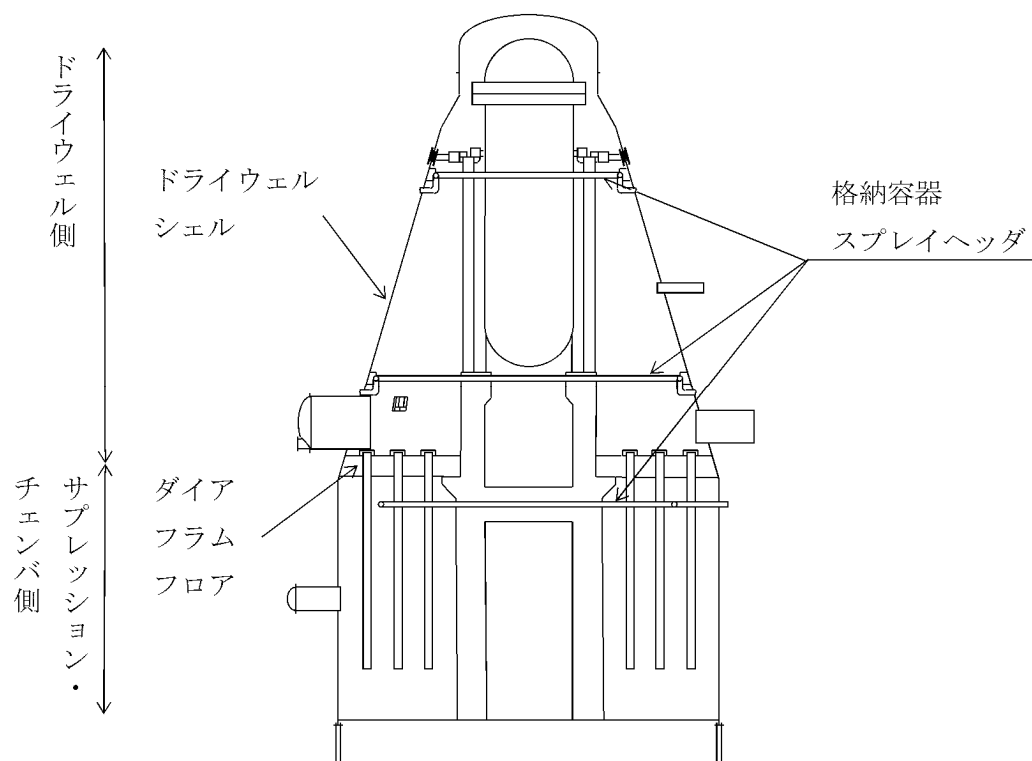
- ・ 格納容器スプレイヘッダ（応力解析）

#### (1) 構造

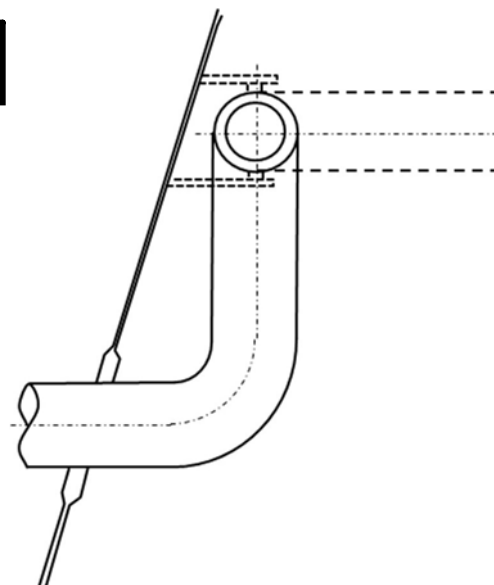
格納容器スプレイヘッダの概要図を図 27 に示す。ドライウエルの上部及び下部に格納容器スプレイヘッダ（ドライウエル側）が、サブプレッション・チェンバに格納容器スプレイヘッダ（サブプレッション・チェンバ側）が各々設置されている。格納容器スプレイヘッダ（ドライウエル側）は、外径  mm の管で作られ、上部スプレイヘッダは直径約  mm、下部スプレイヘッダは直径約  mm の円環構造となっていて、案内管により配管貫通部を介して、原子炉格納容器外側と系統接続している。円環部分はドライウエル部に接合されており、ドライウエルと一体で挙動する。格納容器スプレイヘッダ（サブプレッション・チェンバ側）は、外径  mm の管で作られ、直径約  mm の円環構造となっていて、案内管により配管貫通部を介して、原子炉格納容器外側と系統接続している。円環部分がダイヤフラム・フロアの柱に支持されている。

応答解析で参照プラントとした大間 1 号機の格納容器スプレイヘッダは、配管支持構造物が鉄筋コンクリート製原子炉格納容器やダイヤフラム・フロアに設置されている円環構造の配管である。基本形状が円環構造の配管である点で、東海第二の格納容器スプレイヘッダは大間 1 号機の格納容器スプレイヘッダと大きな構造の差を有していない。





格納容器スプレイヘッド（ドライ  
ウエル側）



格納容器スプレイヘッド（ドライ  
ウエル側）案内管

図 27 格納容器スプレイヘッドの概要図



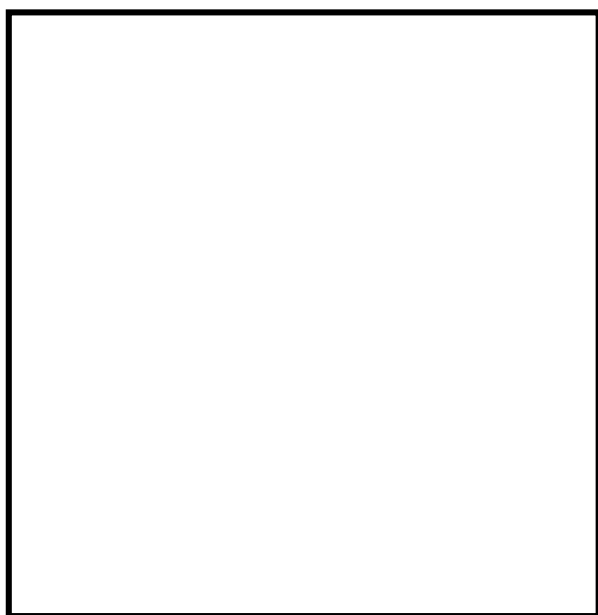
## (2) 応答解析モデル

格納容器スプレイヘッダ（ドライウェル側）のうち、円環部は原子炉格納容器と一体で挙動することから、案内管に**対する**地震応答を取得する。案内管の応答解析手法は静的解析である。格納容器スプレイヘッダ（サプレッション・チェンバ側）**について**の応答解析手法はスペクトルモーダル解析である。減衰定数については、J E A G 4601-1991 **の配管系の設計用減衰定数における規定の適用条件を満足していないことから 0.5%としている。**

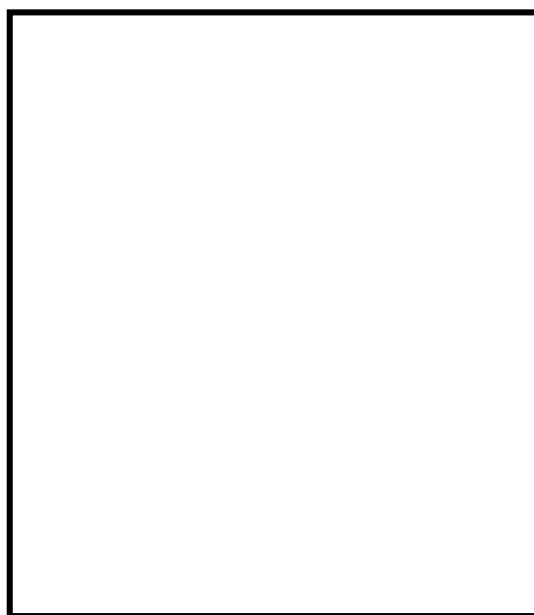
応答解析に適用するモデルは、三次元ビーム要素でモデル化し格納容器スプレイヘッダの質量は等分布に置き換え、各節点間を等価な剛性で結合する。

三次元ビームモデル図を図 28 に示す。格納容器スプレイヘッダの減衰定数を 0.5% とする考え方は、大間 1 号機と同じである。

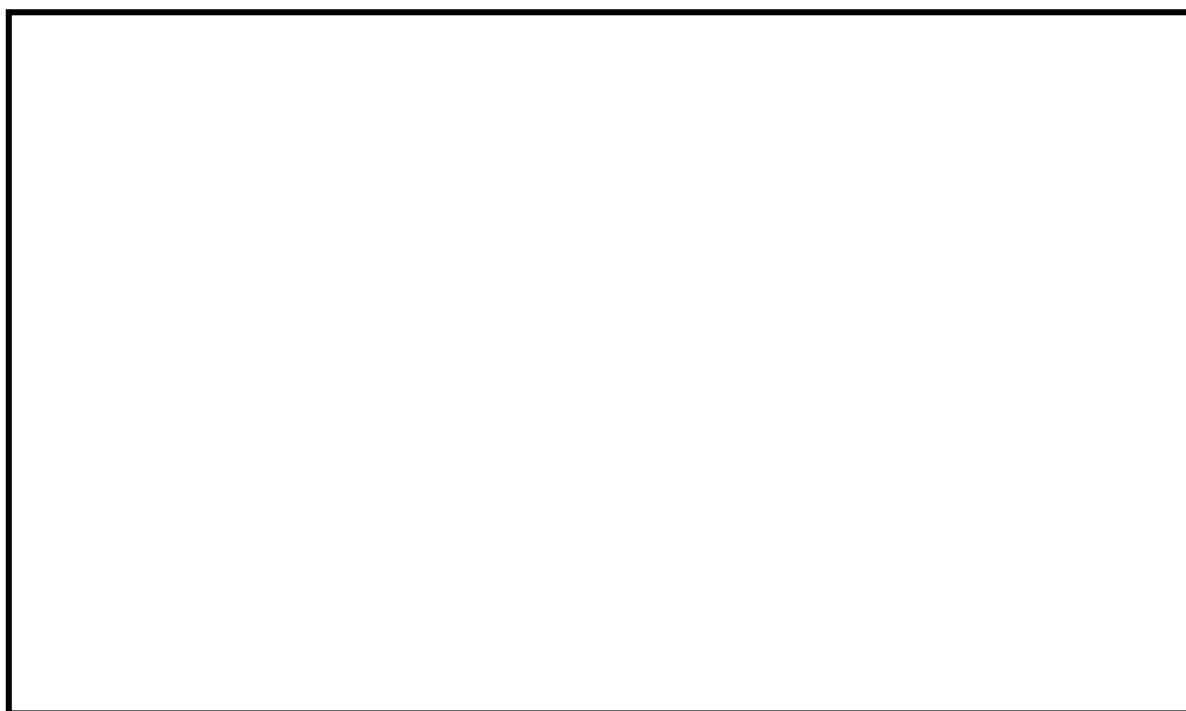




上部ドライウェルスプレイヘッダ  
案内管



下部ドライウェルスプレイヘッダ  
案内管



格納容器スプレイヘッダ（サプレッション・チェンバ側）

図 28 三次元ビームモデル（格納容器スプレイヘッダ）



## 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、JEAG4601-1991 追補版でのBWR用制御棒の評価手法を適用する。JEAG4601-1991 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 <sup>*1</sup>	約40mm <sup>*3</sup>	0.83 <sup>*2</sup> (1.24 <sup>*1</sup> )

\*1： 資料V-2-3-2「炉心，原子炉压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<sub>s</sub>における地震応答解析結果に，設計上の配慮を考慮して1.5倍した値

\*2： 資料V-2-3-2「炉心，原子炉压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<sub>s</sub>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GE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，資料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。

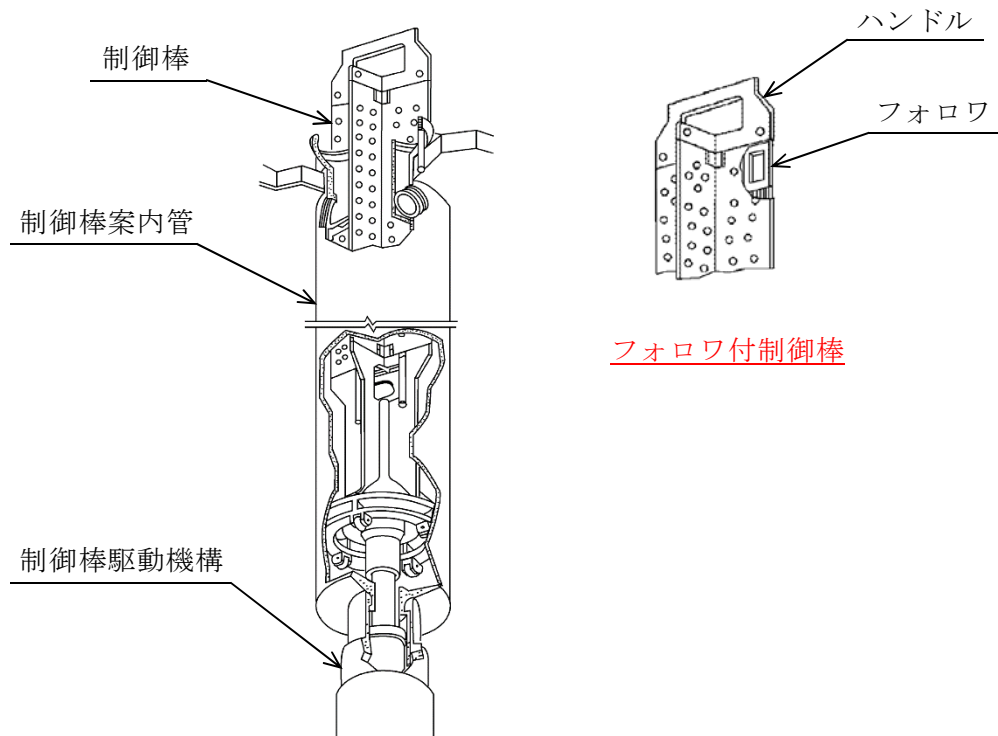


図 2 制御棒概略構造図



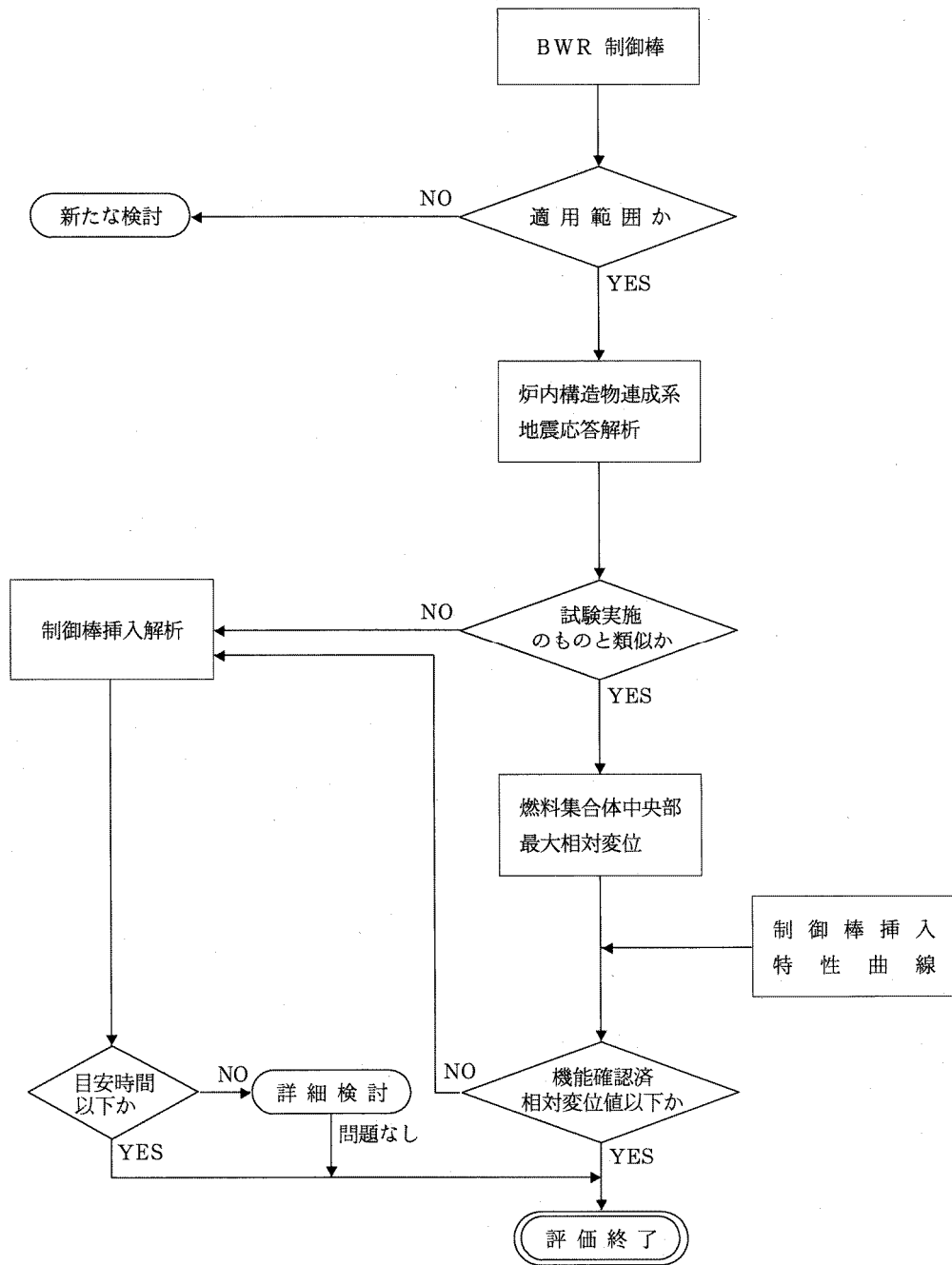


図1 制御棒挿入性の評価手順（BWR）（JEAG 4601-1991 追補版）



### 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が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。



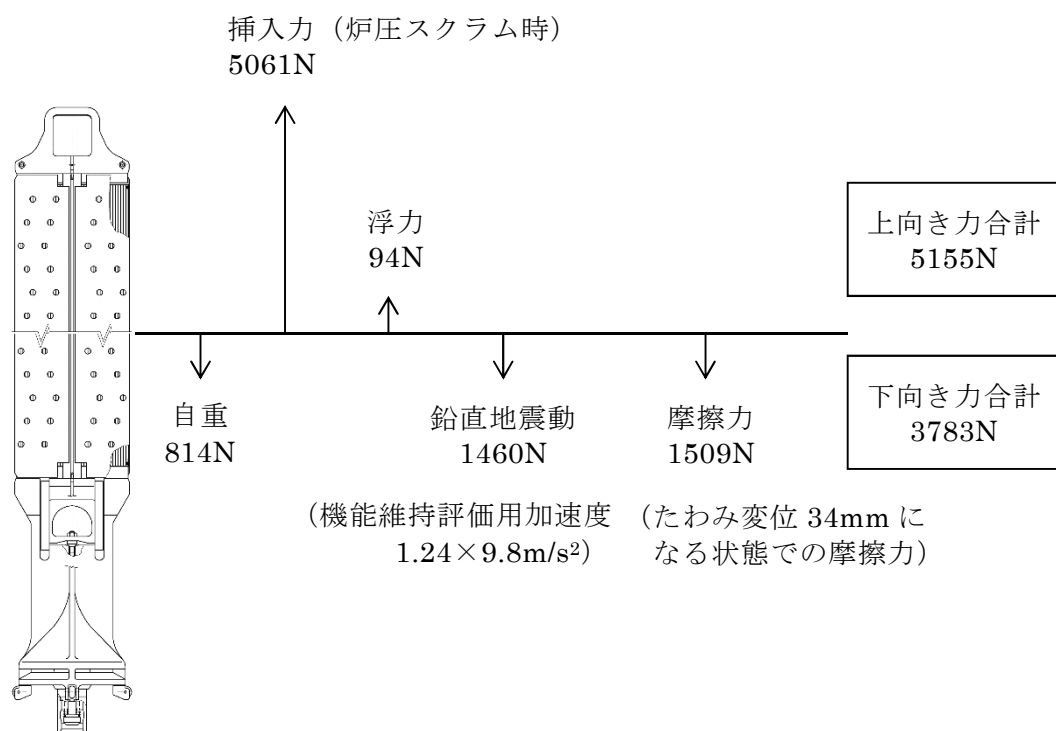


図 3 制御棒に作用する鉛直方向荷重



〔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。

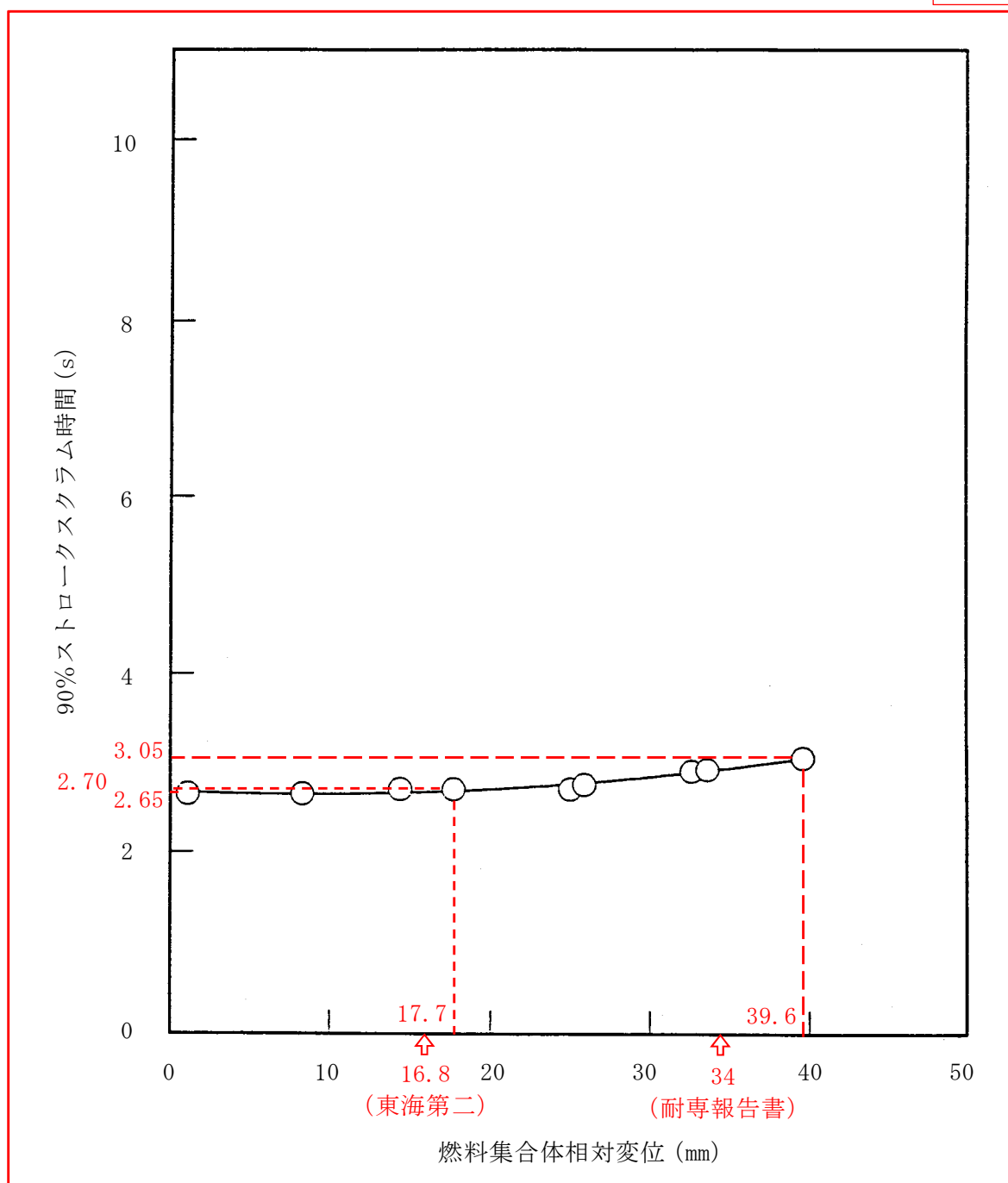
(2) 評価結果

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(1.1mm 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 39.6mm におけるスクラム時間は 3.05 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対比するとして  $0.4 \times (1460/1509) = 0.39$  (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 17.7mm でのスクラム時間を保守的に用いて 2.7 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  $2.7 + 0.39 = 3.09$  (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

(資料 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 1.24G 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、燃料支持金具設置深さ 60mm の約 1/2 以下の浮上り量と推定される。



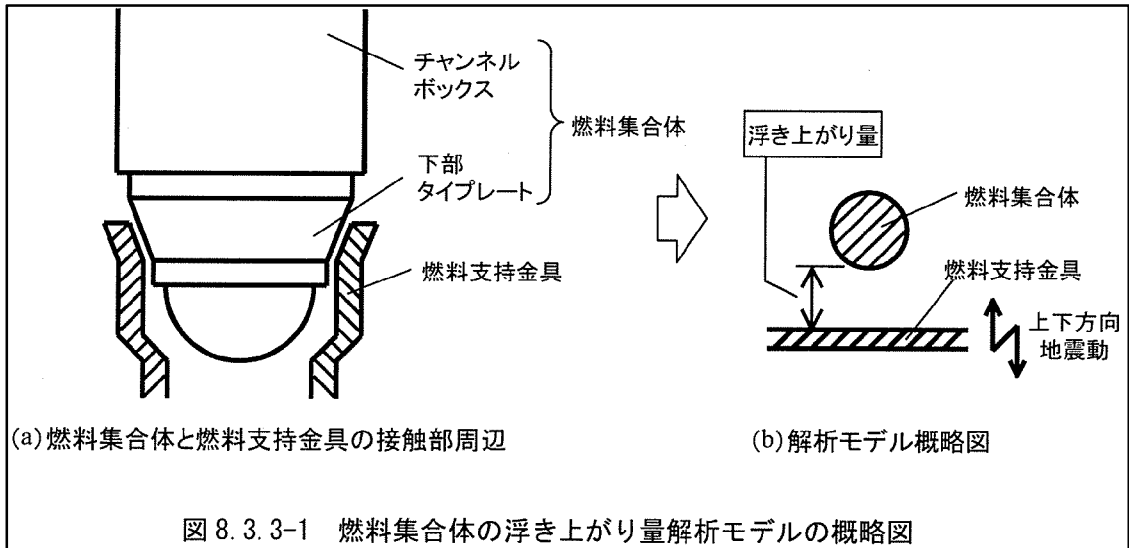


図 4 燃料集合体の浮上り量解析モデルの概略図（機器耐力その 2 報告書）

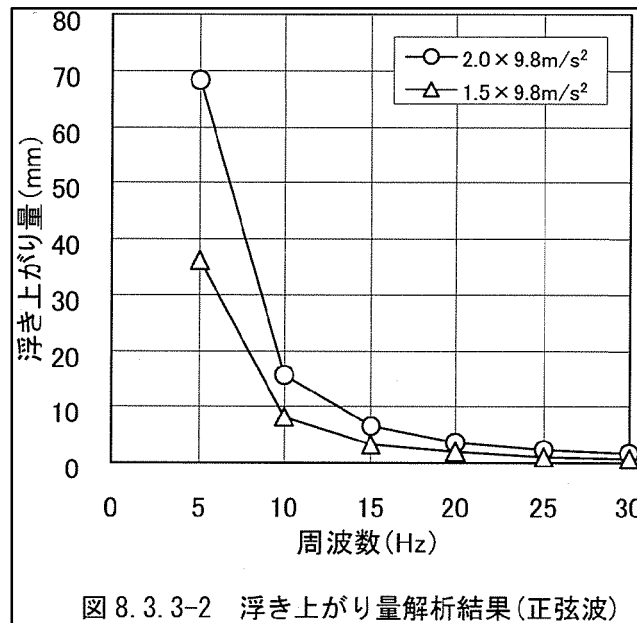


図 5 浮上り量解析結果（正弦波）（機器耐力その 2 報告書）



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。

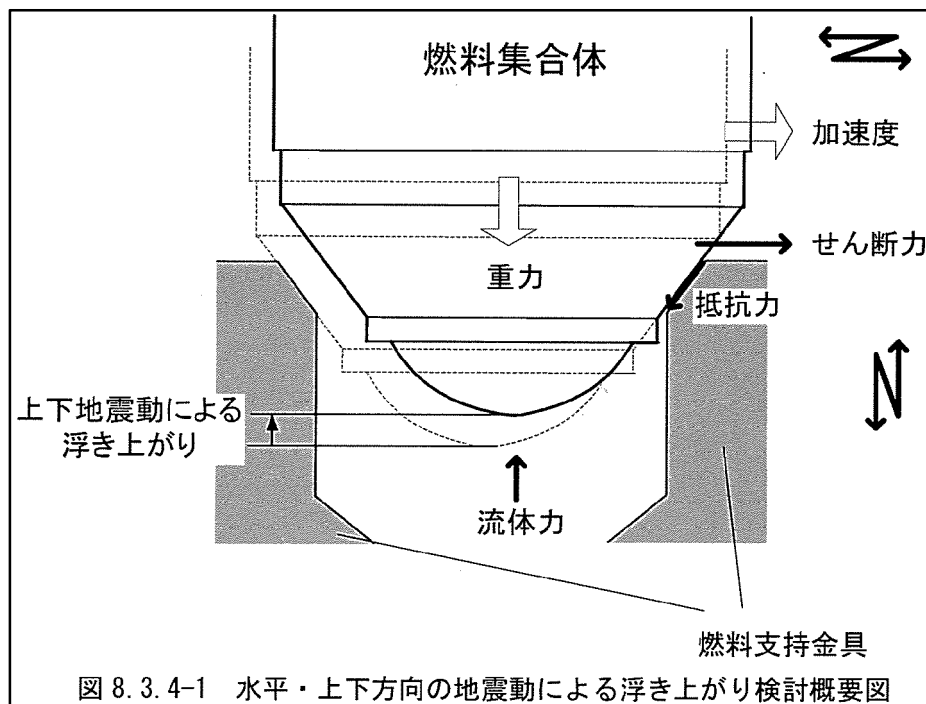


図6 水平・上下方向の地震動による浮上り検討概要図（機器耐力その2報告書）



表 4  $2.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$  及び  $1.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$  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 $2.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 及び $1.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ のときの移動量評価条件			
上下地震動 最大加速度 [ $\text{m/s}^2$ ]	燃料集合体下端 加速度最大値 (水平方向) [ $\text{m/s}^2$ ]	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]
$1.5 \times 9.8$	$7.62 \times 9.8$	$5.23 \times 10^6$	5.8
$2.0 \times 9.8$	$10.0 \times 9.8$	$5.50 \times 10^6$	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  $S_s$  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 ( $1.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$  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。

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 ( $\text{m/s}^2$ )	燃料集合体下端 加速度最大値 (水平方向) ( $\text{m/s}^2$ )	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	$1.5 \times 9.8$	$7.62 \times 9.8$	$5.23 \times 10^6$
	$2.0 \times 9.8$	$10.0 \times 9.8$	$5.50 \times 10^6$
東海第二	$1.24 \times 9.8$	$1.25 \times 9.8$	$2.01 \times 10^6$



#### 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  $S_s$  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える。



## 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	1
1.3 質点質量	4
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）	5
1.5 構造物間ばね定数	6
1.6 ダイヤフラム・フロア質量のモデル化	18
1.7 原子炉本体の基礎のコンクリート物性	19
1.8 解析モデルの扱い	23
2. シアラグ部のクリアランスについて	27
2.1 はじめに	27
2.2 シアラグ部概略構造とクリアランス評価	27

下線：本日まで提出資料



## 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、資料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、資料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。

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。

### 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。

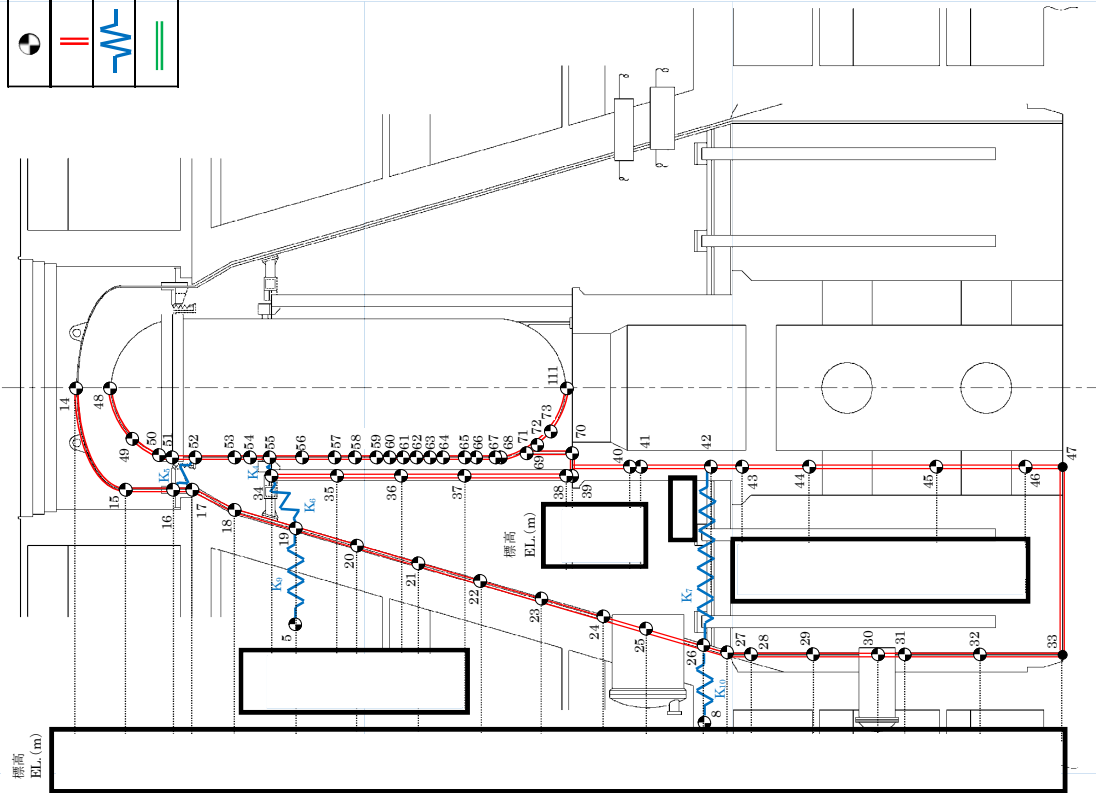
質点位置は、各構造物の形状不連続部、ハッチ類等の付加物接合部及び各構造物の接続部などに設け、振動モードを把握できる間隔としている。**各質点位置の設定について図1に示す。**



凡例

	質点
	はり
	ばね
	剛部材

構造物	質点番号	標高 EL. (m)	設定根拠
原子炉遮蔽	34		頂部
	35		
	36		等間隔に分割
	37		
原子炉本体の基礎	38		原子炉遮蔽下端から最も近い補強リングまでの中間点
	39		R P V スカー ト 取 合 い 部
	40		ハウジンググレストレント
	41		ビーム取合い部
	42		人員用開口の上端
	43		ダイヤフラムフロア取合い部
	44		ペデスタル中間スラブ
	45		中間スラブと上部開口との中間
	46		ペデスタル上部開口と下部開口との中間
	47		ペデスタル下部開口と基礎盤上端の中間
			基礎盤上端

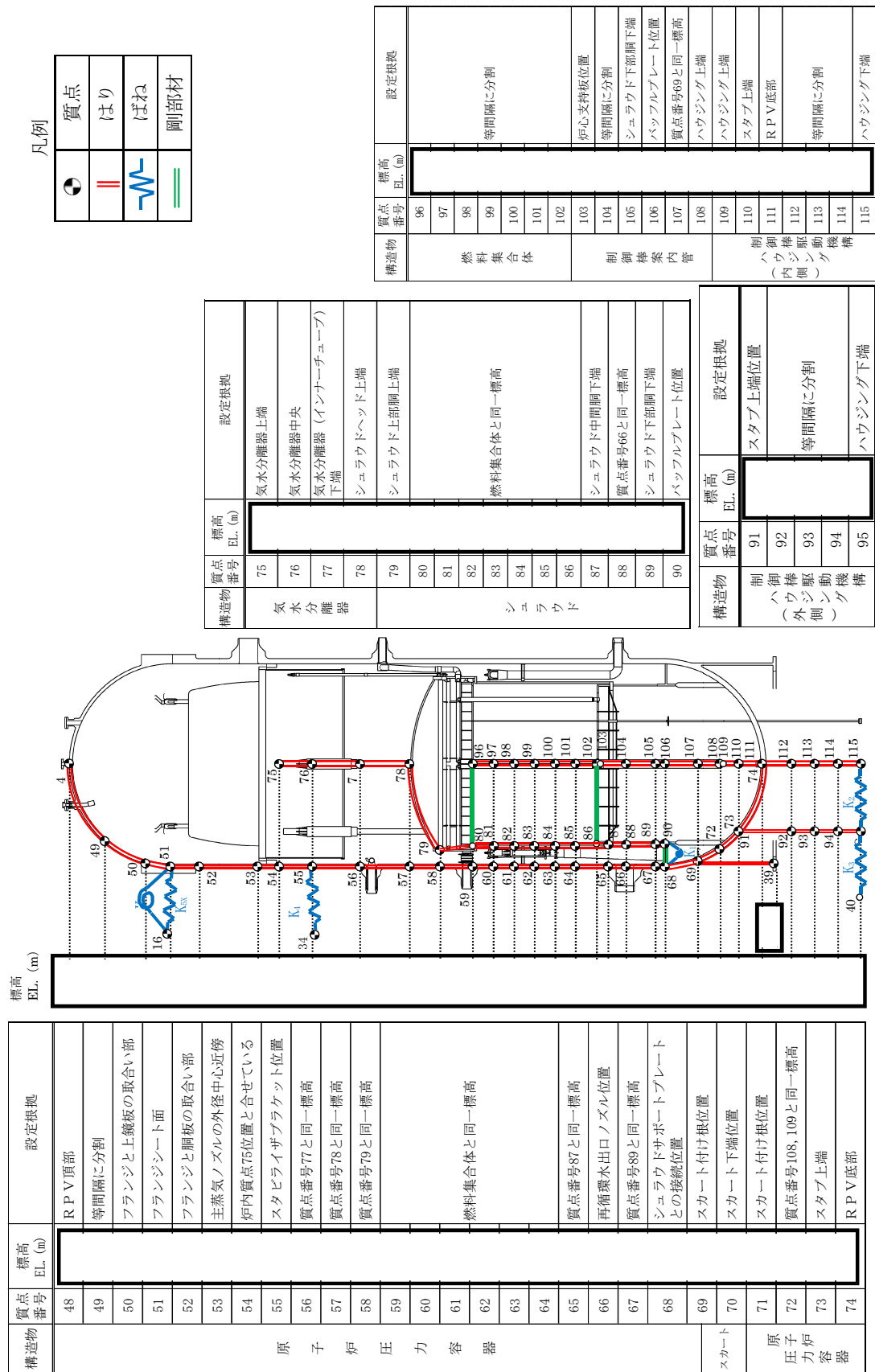


構造物	質点番号	標高 EL. (m)	設定根拠
原子炉格納容器	14		P C V 頂部
	15		鏡板と円筒部の境界
	16		シールペロー取合部
	17		トップヘッドフランジ部
	18		円錐角度切り替わり部
	19		上部シアラグ・スタビライザ取合い部
	20		円錐部を等間隔に分割
	21		
	22		
	23		
	24		板厚切り替わり部
	25		シアラグ取合部
	26		
	27		同一板厚部を等間隔に分割
	28		
	29		同一板厚部を等間隔に分割
	30		
	31		サブレーション・チェンバアクセスハッチ部
	32		没水部を等間隔に分割
	33		
			基礎盤上端

(1) 原子炉格納容器、原子炉遮蔽及び原子炉本体の基礎

図 1 地震応答解析モデル (水平方向)





(2) 原子炉圧力容器、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

図1 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、P C V 円筒胴部の質点 No. 31 について図 2 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/m<sup>3</sup> を使用

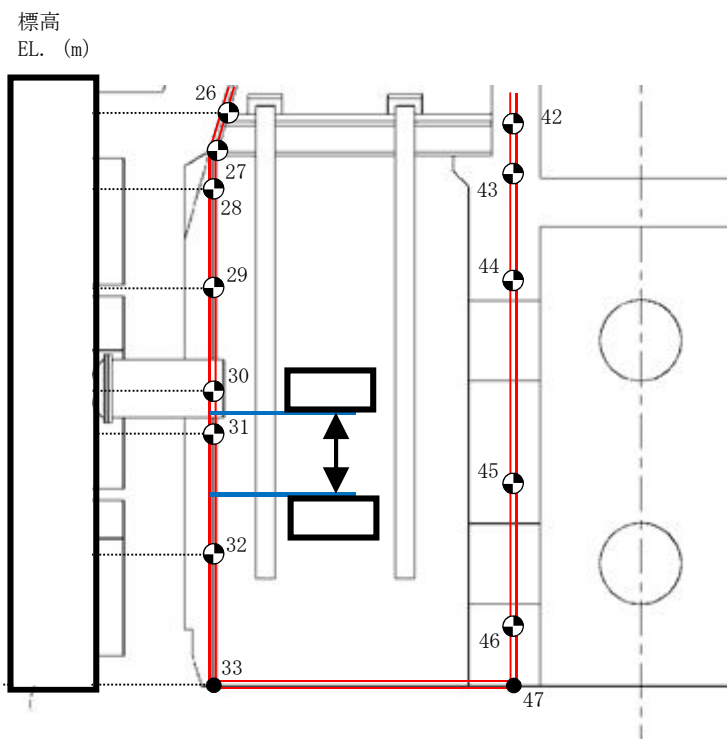


図 2 質点質量の算出例 (質点 No. 31)



#### 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、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 3 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 <sup>2</sup> ) ※1	断面二次モーメント (m <sup>4</sup> ) ※2	有効せん断断面積 (m <sup>2</sup> )	断面二次モーメント (m <sup>4</sup> )
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    を採用して、算定する。

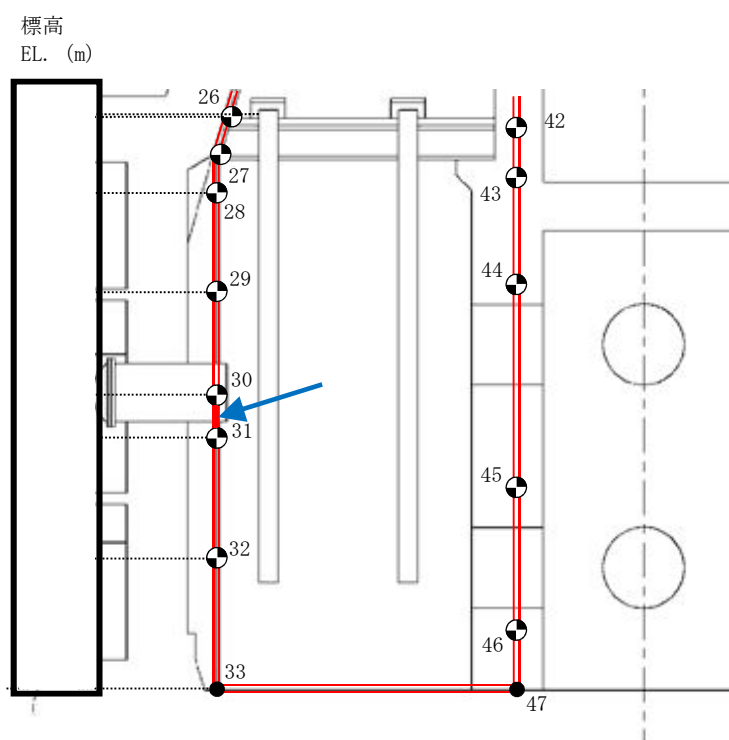


図 3 断面剛性の算出例（質点 No. 30～31）



### 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R P Vスタビライザ (K<sub>4</sub>)、P C Vスタビライザ (K<sub>6</sub>)、ダイヤフラム・フロア (K<sub>7</sub>)、上部シアラグ (K<sub>9</sub>) 及び下部シアラグ (K<sub>10</sub>) 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<sub>4</sub>)

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 4 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  $K_{1\text{half}}(\text{C})$

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

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  $K_4$

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

ここで、

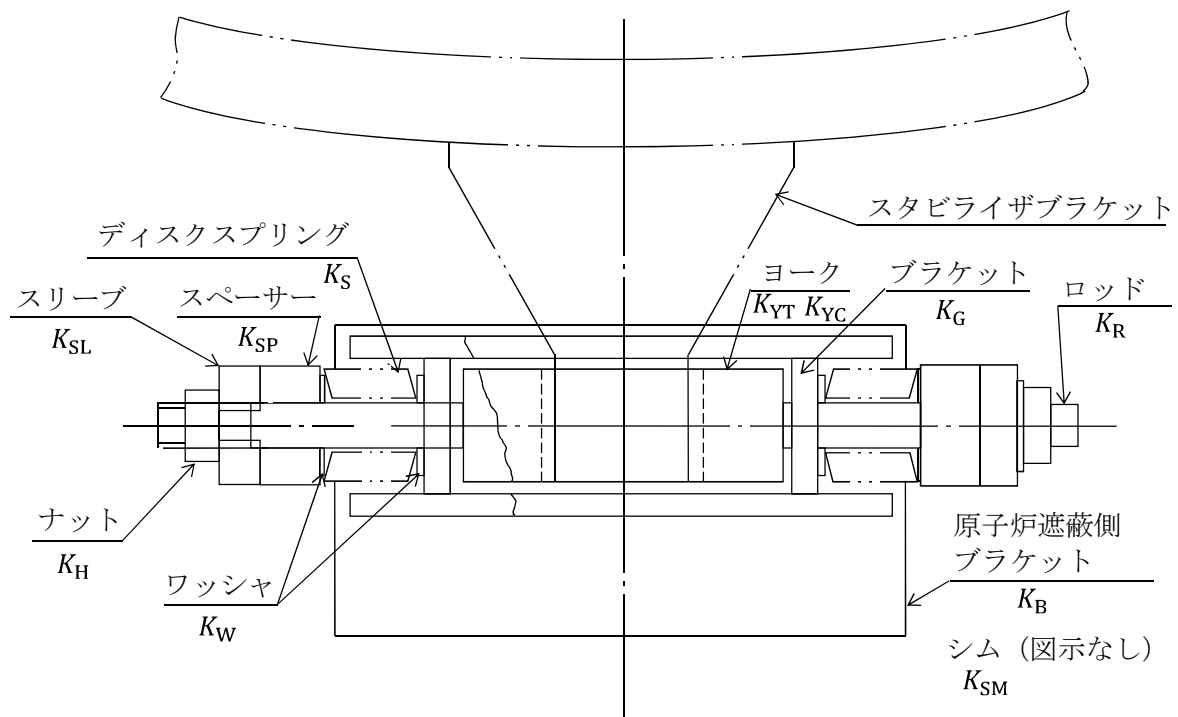
 $K_H$  : 六角ナットのばね定数 $K_{SI}$  : スリーブのばね定数 $K_{SP}$  : スペーサーのばね定数 $K_S$  : ディスクスプリングのばね定数

$K_W$  : ワッシャのばね定数

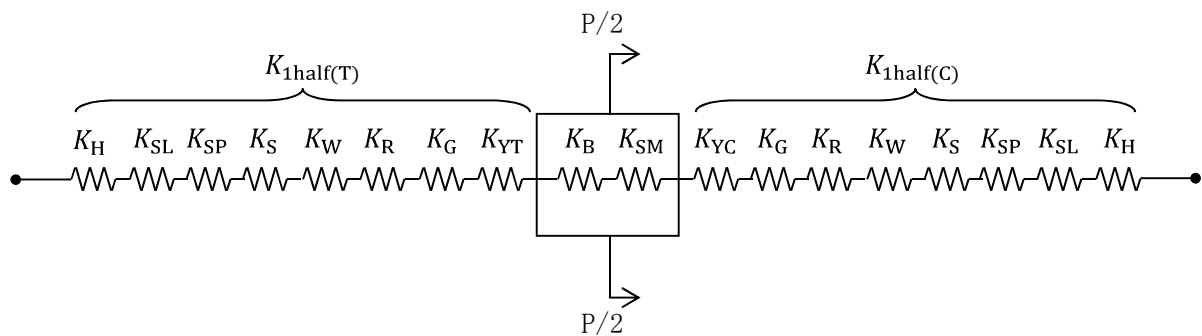
 $K_R$  : ロッドのばね定数 $K_G$  : ブラケットのばね定数



$K_{YT}$  : 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) R P Vスタビライザ構造



(2) ばね定数算出モデル

図 4 R P V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 (K<sub>6</sub>)

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5参照）

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。

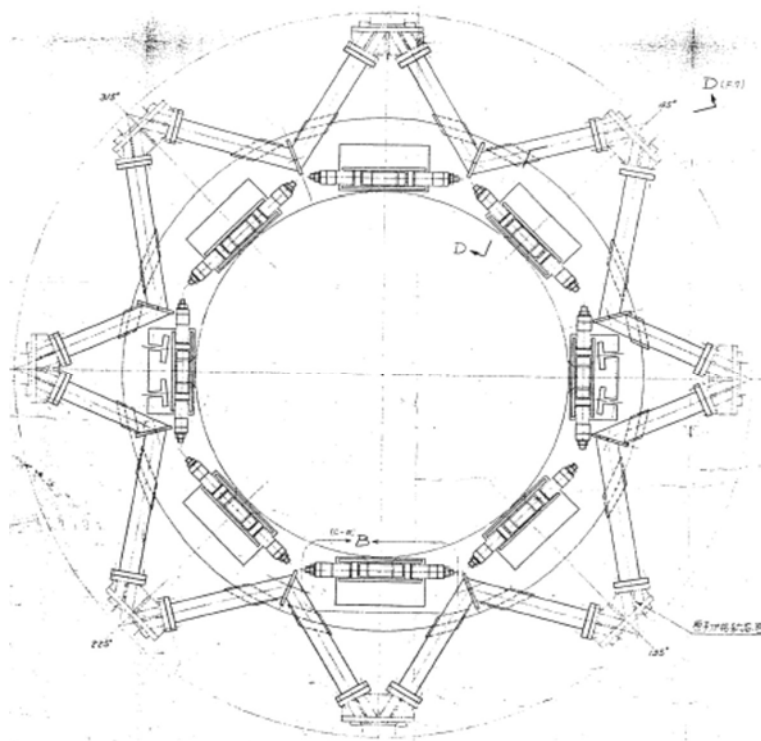


図5 PCVスタビライザ概要図（平面図）



ばね定数算定用の解析モデルを図 6 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 6 P C Vスタビライザ解析モデル図



強制変位を負荷させた際の変形図を図 7 に示す。P C V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)
N S			
E W			



図 7 P C V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 (K<sub>7</sub>)

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 8 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。

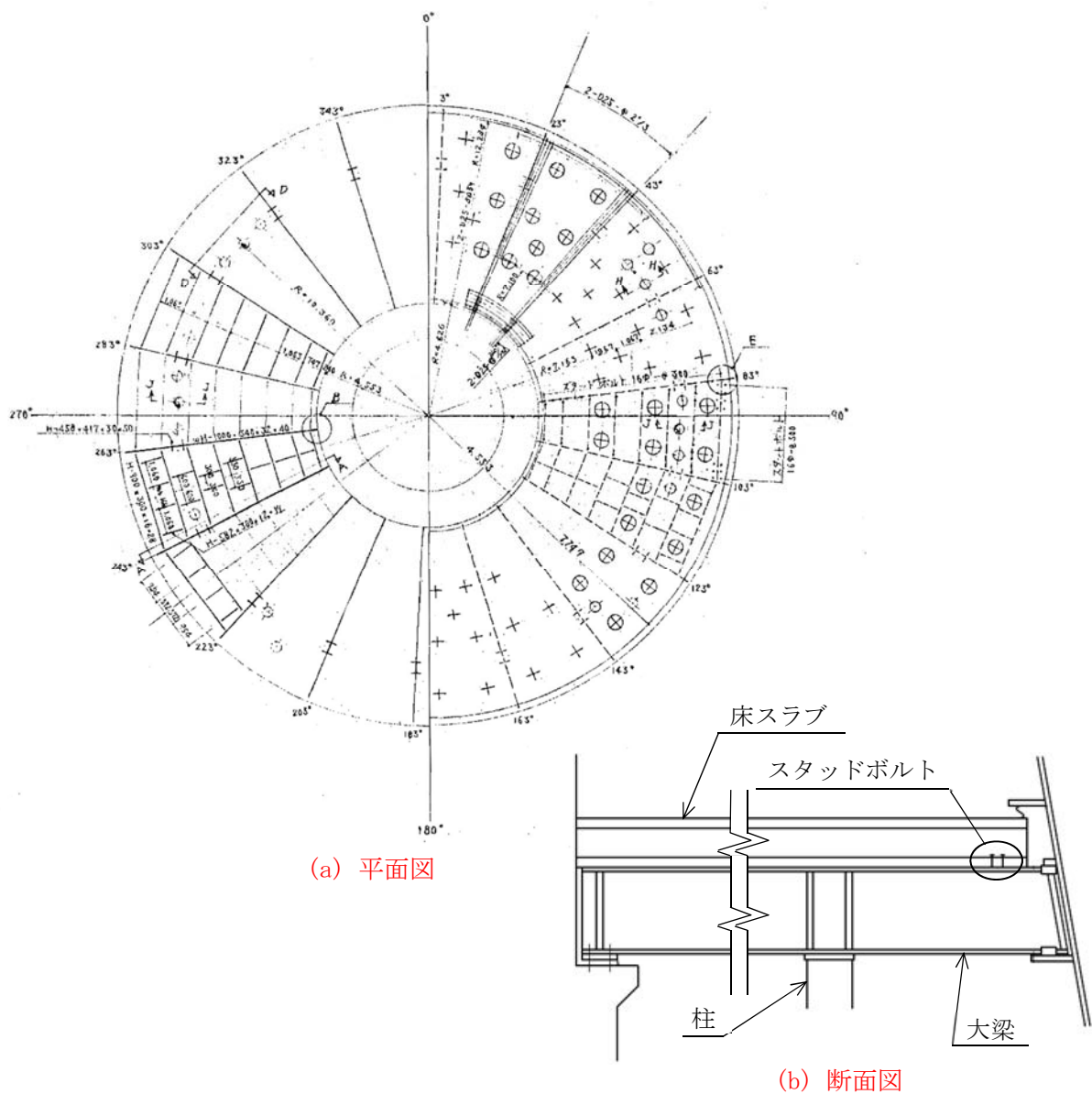


図 8 ダイヤフラム・フロア概要図



ばね定数算定用の解析モデルを図 9 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。

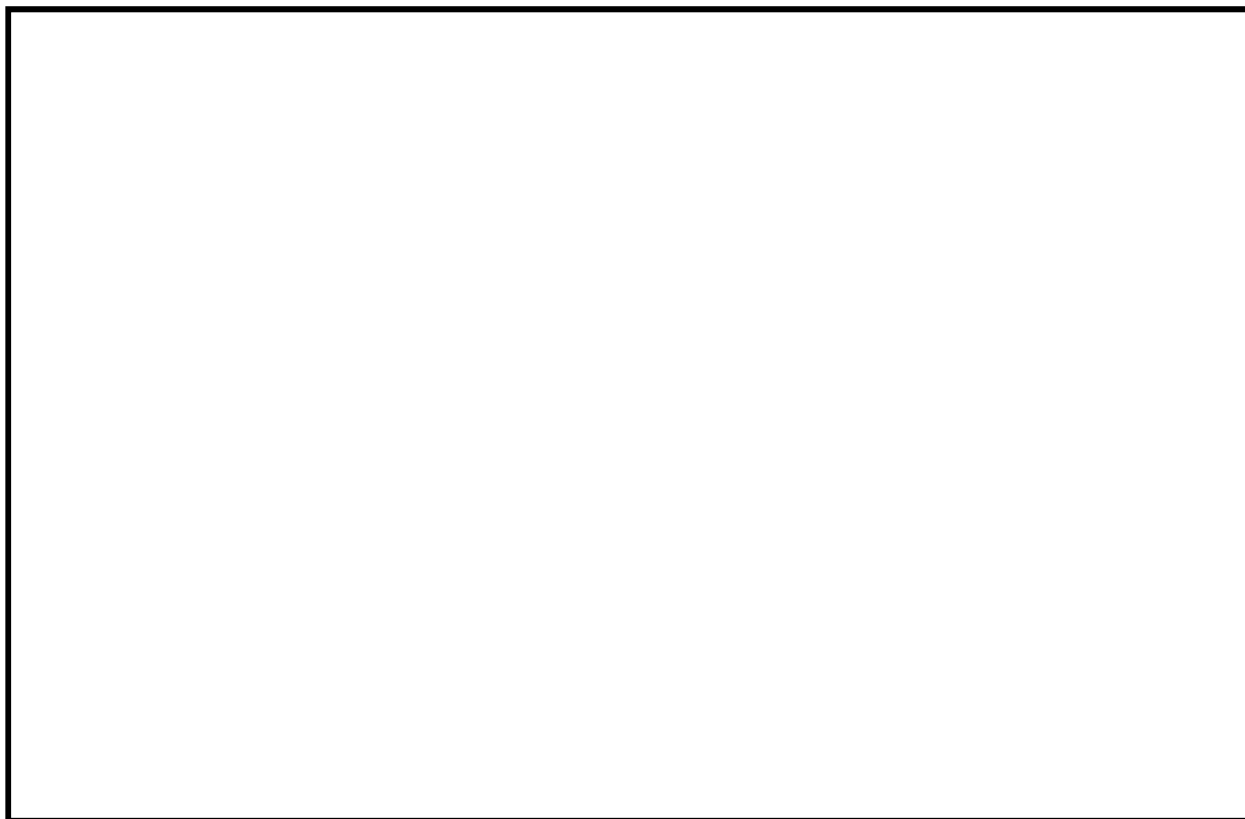


図 9 ダイヤフラム・フロア解析モデル図



強制変位を負荷させた際の変形図を図 10 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 $K_6$ (kN/m)

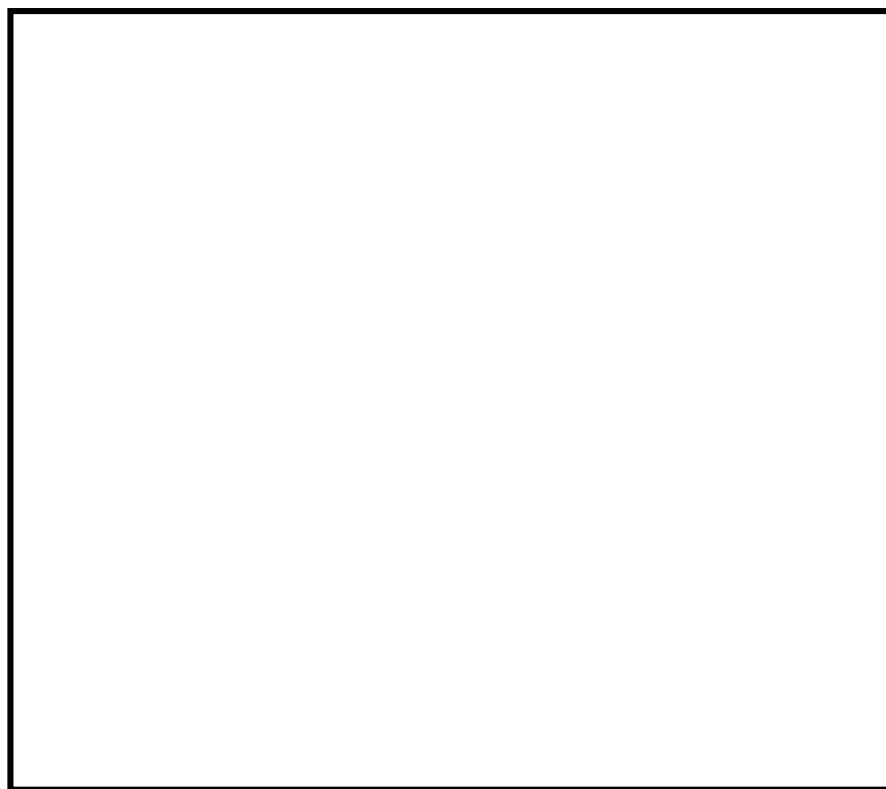


図 10 ダイヤフラム・フロアの変形図（強制変位負荷）



(4) 上部シアラグ (K<sub>9</sub>)

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 11 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。

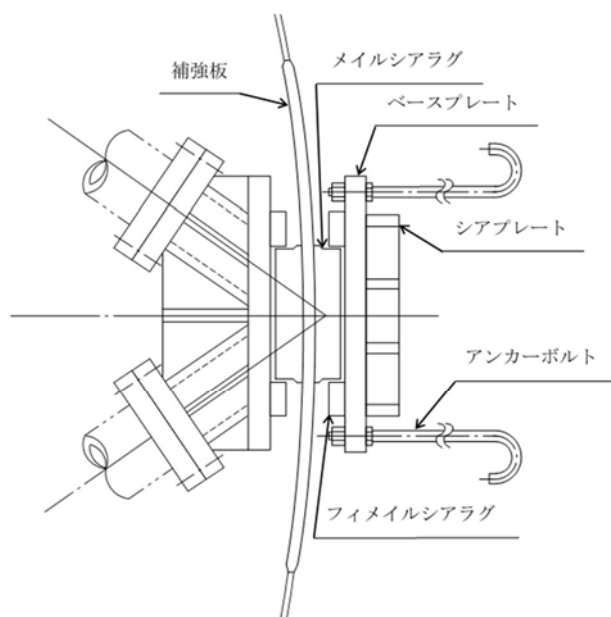


図 11 上部シアラグ概要図

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 12 に示すメイルシアラグ及びフィメールシアラグの各部に対するシアラグ 1 基分のばね定数 ( $K_{GU}$ ) 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  $K_8$  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。

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



ここで,

$v$  : せん断ひずみ

$G$  : せん断弾性係数

$\kappa$  : 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

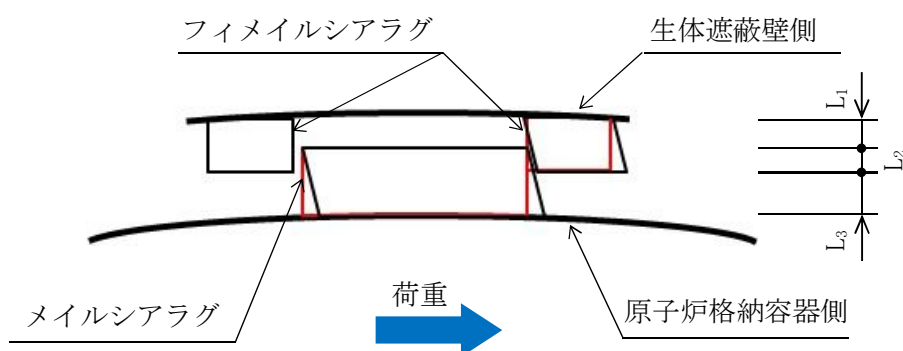
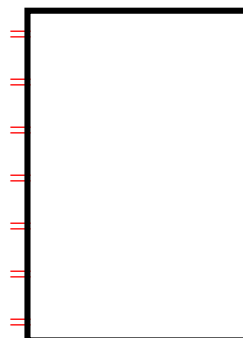


図 12 上部シアラグばね定数算出概念図



(5) 下部シアラグ ( $K_{10}$ )

下部シアラグは、ドライウェ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メイルシアラグが原子炉建屋側のフィメー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 13 参照)

ばね定数は、上部シアラグと同様に、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。

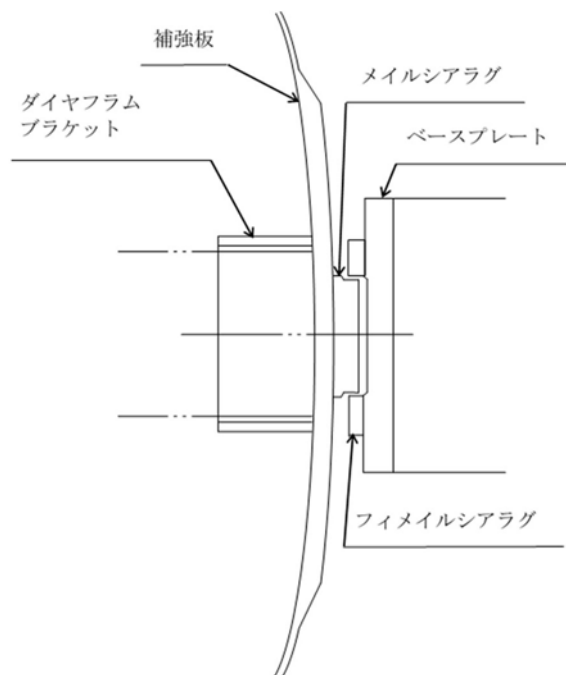


図 13 下部シアラグ概要図

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 12 に示すメイルシアラグ及びフィメー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。

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



ここで,

$v$  : せん断ひずみ

$G$  : せん断弾性係数

$\kappa$  : 断面の形状係数

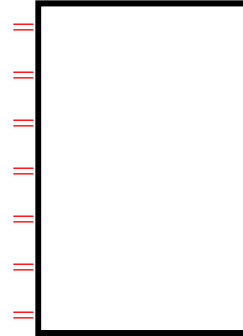
$A_1$  : フィメイルシアラグの断面積

$A_2$  : メイ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

$L_3$  : メイルシアラグの長さ





## 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配置した鋼製大梁及び大梁間に円周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、大梁端部が水平方向で隙間をもって嵌め合う構造となっている。(図14参照)

ダイアフラム・フロア自重は、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する。柱は円周状に  $20^\circ$  間隔で 18 本設置しており、ダイアフラム・フロア自重を原子炉本体の基礎及び柱 18 本とで、 の割合で分担する。

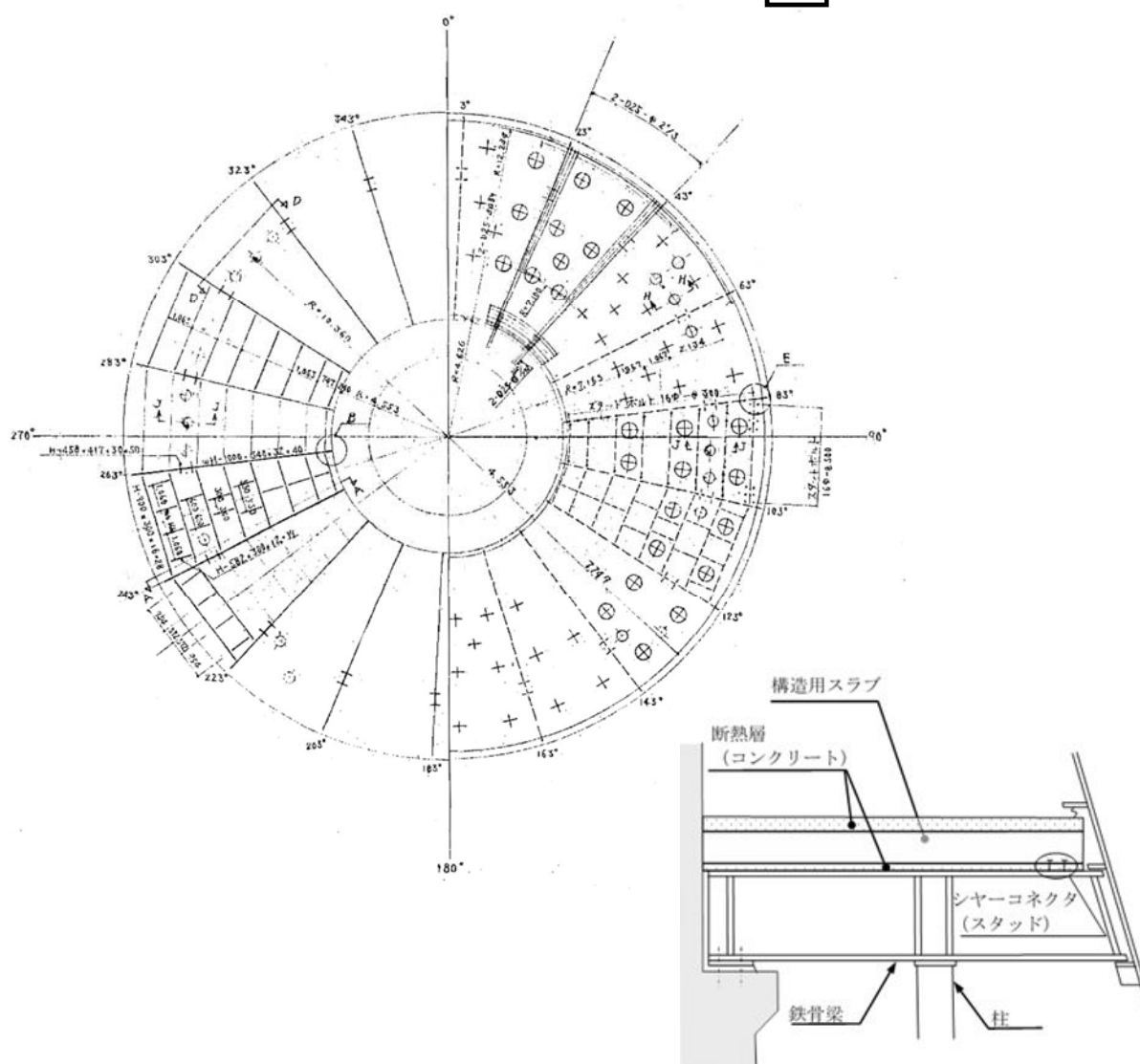


図14 ダイアフラム・フロア概要図



## 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 R P V 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 R P V 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	ポアソン比	ポアソン比	ポアソン比
	0.17	0.2	0.17	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 バネ反力の比較

バネ反力 (kN)				
部位	NS方向		EW方向	
	ポアソン比	ポアソン比	ポアソン比	ポアソン比
	0.17	0.2	0.17	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 15 参照〕	モデル②〔図 16, 17 参照〕
主なモデル化対象 設備	<ul style="list-style-type: none"> <li>・原子炉建屋〔C/S〕</li> <li>・P C V〔PCV〕</li> <li>・原子炉遮蔽〔S/WALL〕</li> <li>・原子炉本体の基礎〔PED〕</li> <li>・R P V〔RPV〕</li> <li>・シアラグ（上部，下部）〔K<sub>1</sub>, K<sub>2</sub>〕</li> <li>・シールベロー〔K<sub>3</sub>〕</li> <li>・スタビライザ〔K<sub>4</sub>, K<sub>6</sub>〕</li> <li>・ダイヤフラム・フロア〔K<sub>5</sub>〕</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>←（同左）</li> <li>←（同左）</li> <li>←（同左）</li> <li>←（同左）</li> <li>←（同左）※1</li> <li>←（同左）〔K<sub>9</sub>, K<sub>10</sub>〕</li> <li>←（同左）〔K<sub>5</sub>〕</li> <li>←（同左）〔K<sub>4</sub>, K<sub>6</sub>〕</li> <li>←（同左）〔K<sub>7</sub>〕</li> <li>・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）</li> <li>・制御棒駆動機構ハウジング</li> </ul>
既工認での適用対 象設備 （既工認分割申請 回）	（分割申請第 1 回） <ul style="list-style-type: none"> <li>・P C V</li> <li>・原子炉遮蔽</li> <li>・原子炉本体の基礎</li> <li>・R P V</li> <li>・シアラグ（上部，下部）</li> <li>・スタビライザ</li> <li>・ダイヤフラム・フロア</li> </ul>	（分割申請第 20 回） <ul style="list-style-type: none"> <li>・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）</li> <li>・制御棒駆動機構ハウジング</li> </ul>
今回工認での適用 対象設備	—	<ul style="list-style-type: none"> <li>・P C V</li> <li>・原子炉遮蔽</li> <li>・原子炉本体の基礎</li> <li>・R P V</li> <li>・シアラグ（上部，下部）</li> <li>・スタビライザ</li> <li>・ダイヤフラム・フロア</li> <li>・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）</li> <li>・制御棒駆動機構ハウジング</li> </ul>

※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。



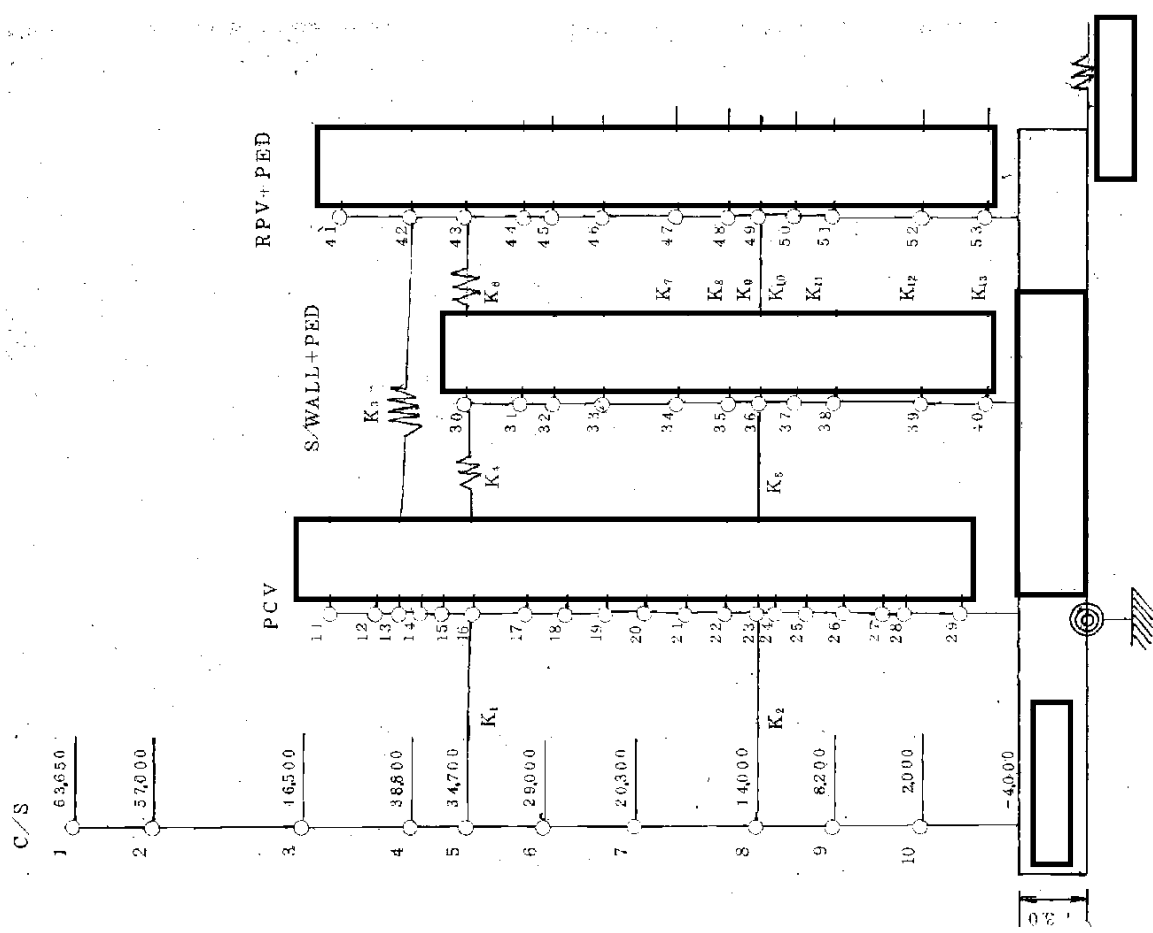


図 15 地震応答解析モデル：モデル①（既工認：分割申請第 1 回）

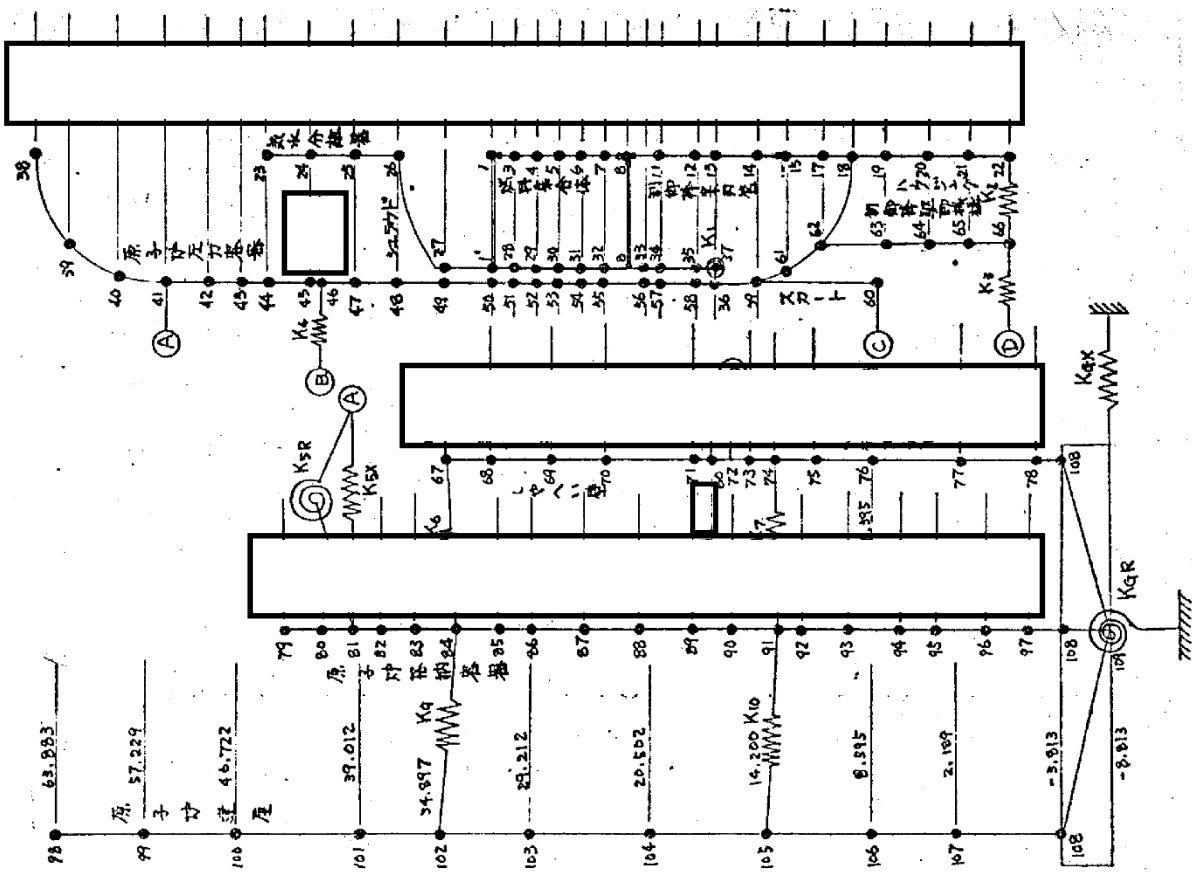


図 16 地震応答解析モデル：モデル②（既工認：分割申請第 20 回）



記号	内容
●	質点
— —	はり
— — —	水平ばね
φ	回転ばね
○—	剛部材 (ピン結合)
≡	剛部材 (剛結合)

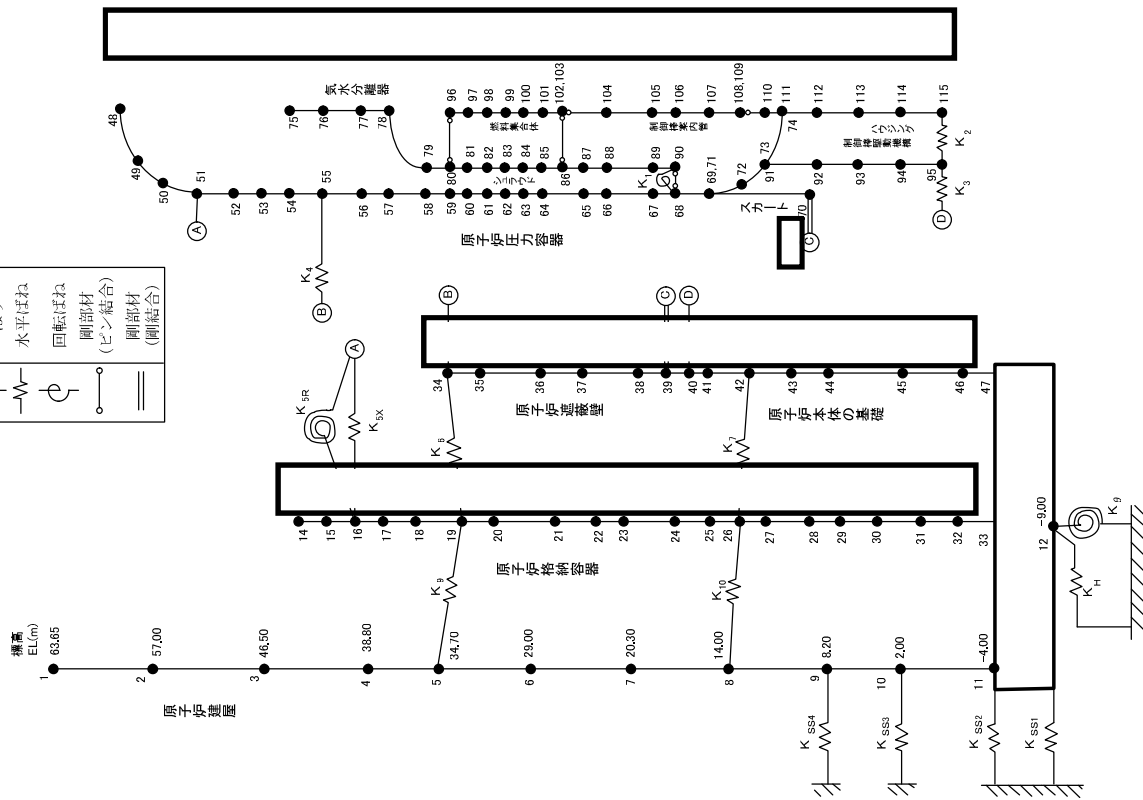


図 17 地震応答解析モデル：モデル②（今回工認）



## 2. シアラグ部のクリアランスについて

### 2.1 はじめに

P C Vと原子炉建屋シェル壁の間には空隙が設けられ、ドライウェ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、P C V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、P C V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、P C V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 18 及び図 19 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P C Vに過大な局部応力が生じることはない。



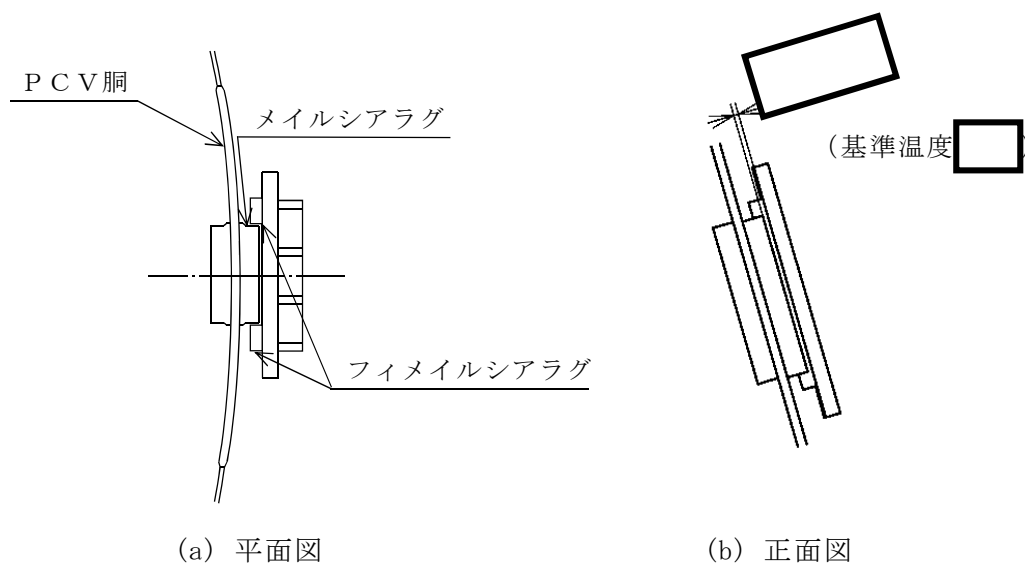


図 18 上部シアラグ概略図

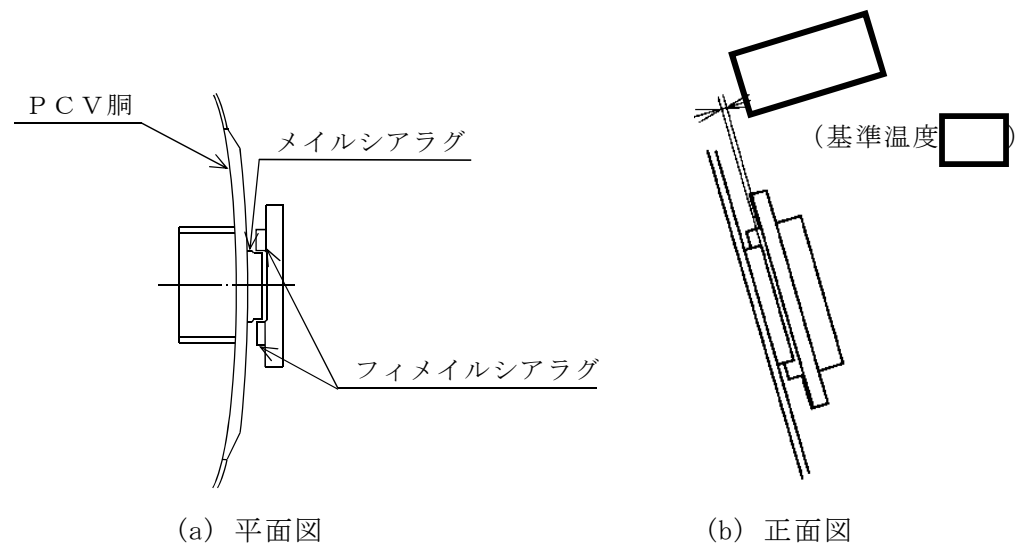


図 19 下部シアラグ概略図



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5のとおり整理した。

表5 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5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6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6 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	