

別紙(3) クレーン車輪部の非線形要素 (摩擦・接触・減衰)

クレーン車輪部のモデル化では、すべり、浮き上がり及び衝突の挙動を模擬するためギャップ要素を用いる。また、接触部位の局所変形による接触剛性をばね要素で、衝突による減衰効果を減衰要素で模擬し、別図3-1に示すように、配置する。

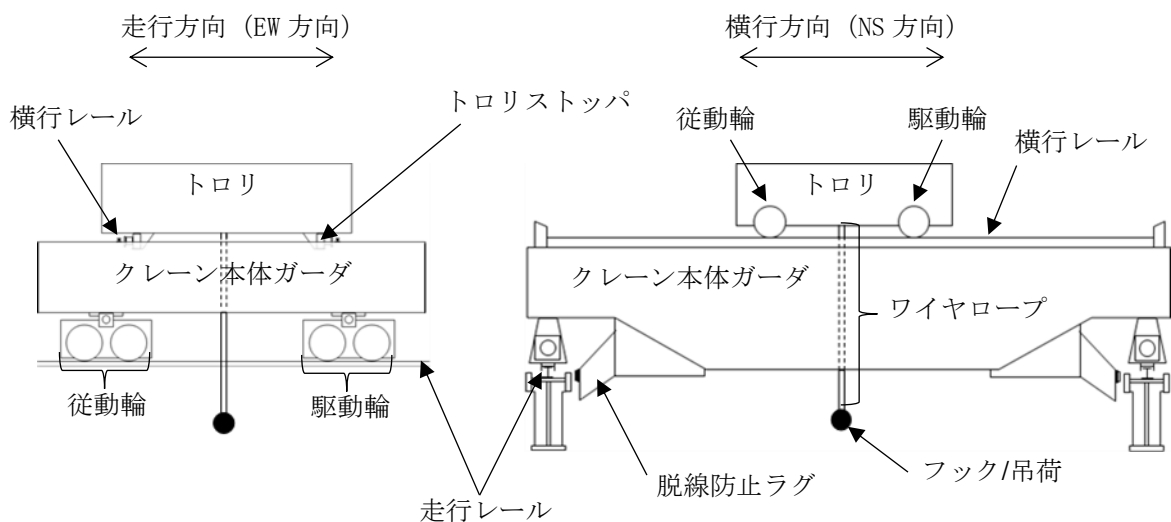


別図3-1 車輪部の非線形要素

a. 車輪とレール間の摩擦特性

別図3-2に示すように、クレーンの車輪には電動機及び減速機等の回転部分と連結された駆動輪と、回転部分と連結されていない従動輪の2種類がある。このうち駆動輪は回転が拘束されているため、地震の加速度を車輪部に入れると回転部分が追従できず、最大静止摩擦力以上の力が加わればレール上をすべる。

ここで、摩擦係数は既工認と同様の0.3を用いる。



別図3-2 概要図

b. 車輪とレールの接触剛性

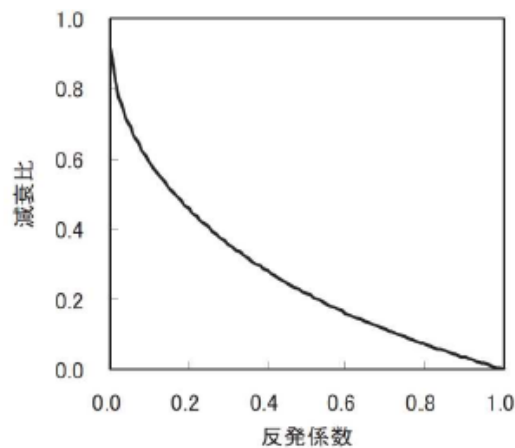
接触剛性は、「平成 20 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（09 耐部報-0008,（独）原子力安全基盤機構）」を参照し、車輪とレールの衝突時の剛性を模擬するものとして接触剛性を考慮したばね要素とクレーン質量で構成される 1 自由度系の固有振動数が 20Hz 相当になるよう設定する。

c. 車輪とレール間の衝突による減衰

衝突による減衰は、「平成 19 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（08 耐部報-0021,（独）原子力安全基盤機構）」にて実施した要素試験のうちの車輪反発係数試験結果から評価した反発係数から換算する。なお、減衰比と反発係数の関係式には次式を用いる。

$$e = \exp\left(-\frac{h\pi}{\sqrt{1-h^2}}\right)$$

ここで、 $e$  は反発係数、 $h$  は減衰比である。別図 3-3 に、上記の式で表される反発係数と減衰比の関係を示す。



別図 3-3 反発係数と減衰比の関係

別紙(4) 原子炉建屋クレーンの地震時挙動に関する補足説明

1. 車輪とレールとの摩擦力及び落下防止部材との接触による摩擦力の考慮について

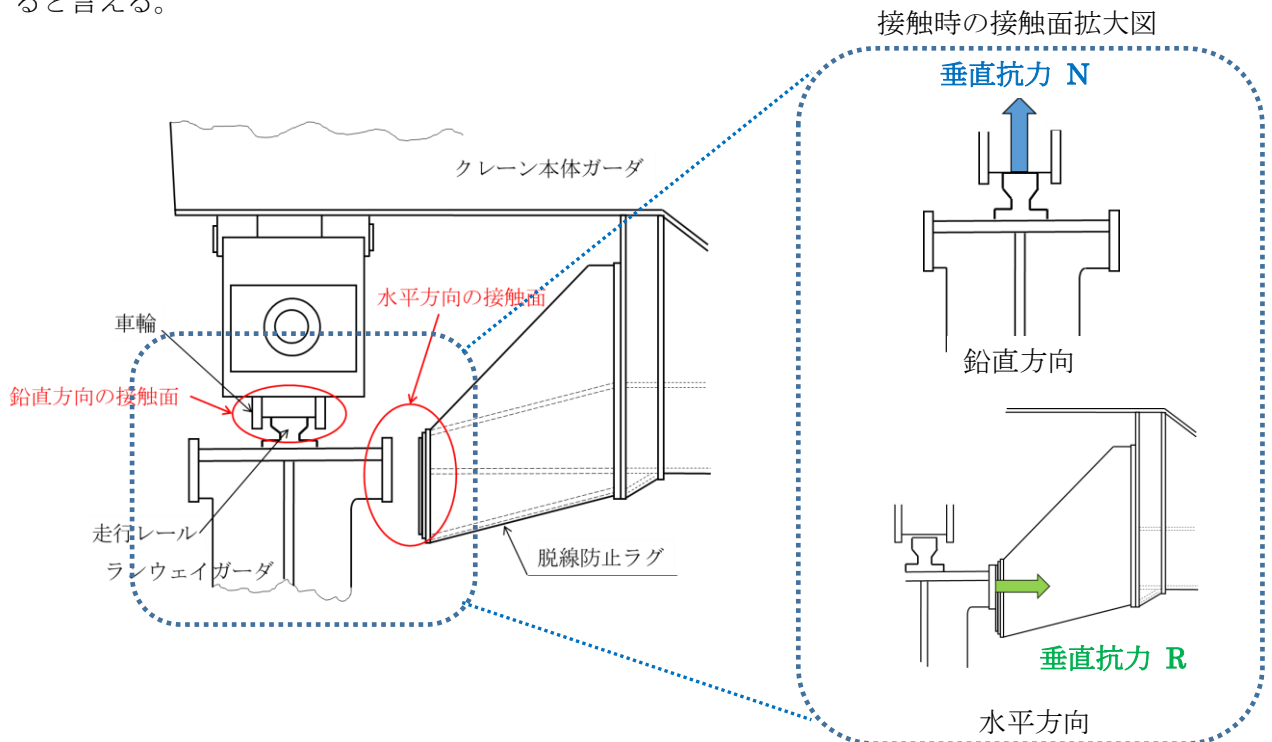
クレーンはレール上を車輪で移動する構造であるため、建屋に固定されておらず、地震時にはレールに沿う方向にはすべりが発生し、摩擦力以上の荷重を受けない構造である。

クレーン本体とランウェイガード間の取り合い部を例とすると、すべりを想定する面としては、鉛直方向（車輪～レール間）と水平方向（脱線防止ラグ～ランウェイガード間）が挙げられる。（別図 4-1）

鉛直方向には、自重が常時下向きに加わっており、地震による鉛直方向加速度が 1G を上回りクレーン本体ガードが浮き上がりの挙動を示すごく僅かな時間帯を除き、常に車輪はレール上面に接触し垂直抗力  $N$  が発生する状態であることから、摩擦係数（ $\mu=0.30$ ）一定の条件の下、垂直抗力  $N$  を時々刻々変化した摩擦力（ $f=\mu N$ ）を考慮している。

これに対して、水平方向には常時作用する荷重が無く、水平方向（横行方向）の地震力が作用し脱線防止ラグがランウェイガード側面に接触する際にのみ垂直抗力  $R$  が発生する。しかしながら、地震力は交番荷重であること及び、接触後も部材間の跳ね返りが発生することから、側面の接触時間はごく僅かな時間となる。また、大きな摩擦力が発生するためには、横行方向の地震力により瞬間的に垂直抗力  $R$  が発生する間に、走行方向の大きな地震力が同時に作用することが必要であることから、各方向地震動の非同時性を考慮し、側面の接触による摩擦力は考慮していない。

なお、基準地震動  $S_s$  による地震力に対して、駆動輪に接続される電動機及び減速機等の回転部分が破損し駆動輪が自由に回転する可能性も考えられるが、その場合は駆動輪が回転することにより摩擦力は低減することから、上記のように摩擦力を考慮した評価を行うことで保守的な評価となると言える。



別図 4-1 鉛直方向と水平方向の接触面

## 2. レール等の破損による解析条件への影響について

クレーンのモデル化にあたっては、車輪がレール上にあり、レール直角方向に対しては脱線防止ラグ又はトロリストoppaが接触して機能することを前提としている。

ここでは、地震応答解析モデルの前提としている「レール上に車輪が乗っていること」が、脱線防止ラグ又はトロリストoppaの健全性を確認することで満足されることを、クレーン本体ガードとランウェイガード間の取り合い部を例として示す。

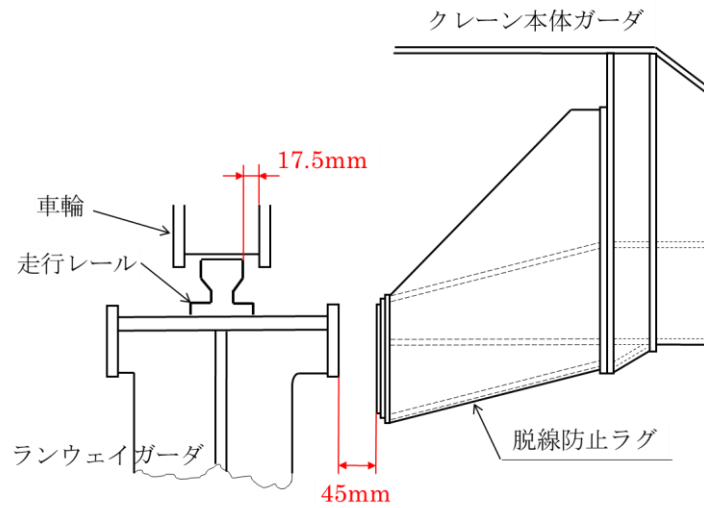
クレーン横行方向に地震力が作用する際は、車輪のつばがレール上に乗り上がる挙動が想定されるが、脱線防止ラグがランウェイガードに接触することで、横行方向の移動量は制限される。脱線防止ラグは構造強度部材として基準地震動 $S_s$ によって生じる地震力に対して、許容応力を満足する設計としており、地震で破損することは無いため、脱線防止ラグとランウェイガード間のギャップ量に相当する移動量となった場合であっても、構造上車輪はレール上から落ちることは無い。

(別図 4-2)

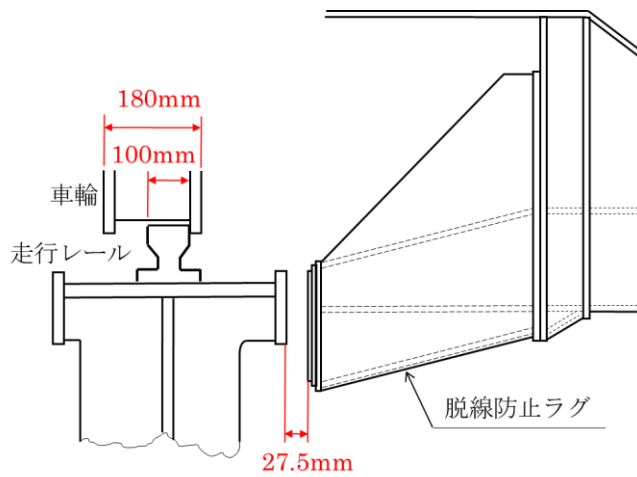
クレーン本体ガードとトロリストoppaの寸法も同様の関係となっている。

また、脱線防止ラグとランウェイガードが接触するより前に、車輪からレールに荷重が伝わることとなるが、車輪のつばとレールが接触（移動量 17.5mm）してから脱線防止ラグとランウェイガードが接触（移動量 45mm）し移動が制限されるまでの移動量は 27.5mm (=45mm-17.5mm) 程度であることから、脱線防止ラグが接触して機能する前に鋼製部材であるレールが大きく破損することは無いと考えられる。

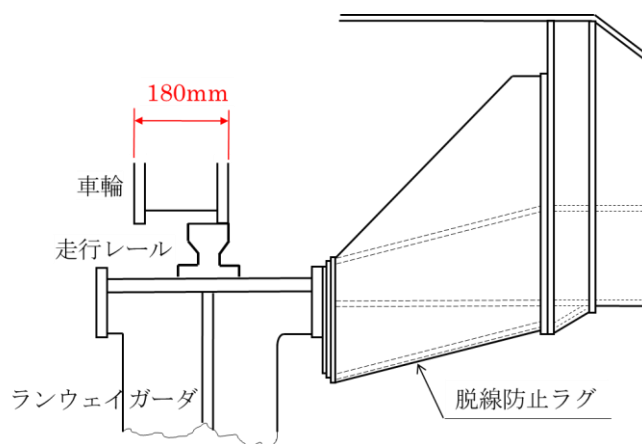
以上より、地震時に脱線防止ラグがランウェイガードに接触して機能する前に、車輪がすべり面であるレールから落下することや、レールが大きく破損することが無いことから、脱線防止ラグが機能する前に地震応答解析モデルの前提を満足しなくなるおそれは無いと言える。



(a) 通常時



(b) 水平方向地震力により車輪のつばが走行レールに接触（水平移動量：17.5mm）



(c) 水平方向地震力により脱線防止ラグがランウェイガーダに接触（水平移動量：45mm）

別図 4-2 概念図

(本図は車輪が走行レールから外れないことを示す概念図であり、縮尺、構造物の大きさは実物と異なる。)

たて軸ポンプの解析モデルの精緻化について

1. たて軸ポンプの解析モデルの精緻化

既工認における残留熱除去系ポンプ，高圧炉心注水系ポンプ及び原子炉補機冷却海水ポンプの解析モデルは，たて軸ポンプの構造を模擬したバレル部及びポンプケーシング等による質点系モデルを構築していた。今回設工認では，最新の知見によるモデル化を行う観点から，J E A G 4 6 0 1-1991追補版に基づき，モデルの精緻化を行う（図1～図3参照）。

なお，本解析モデルは柏崎刈羽7号機の新規制基準対応工認及び大間1号機の建設工認にて適用実績がある。

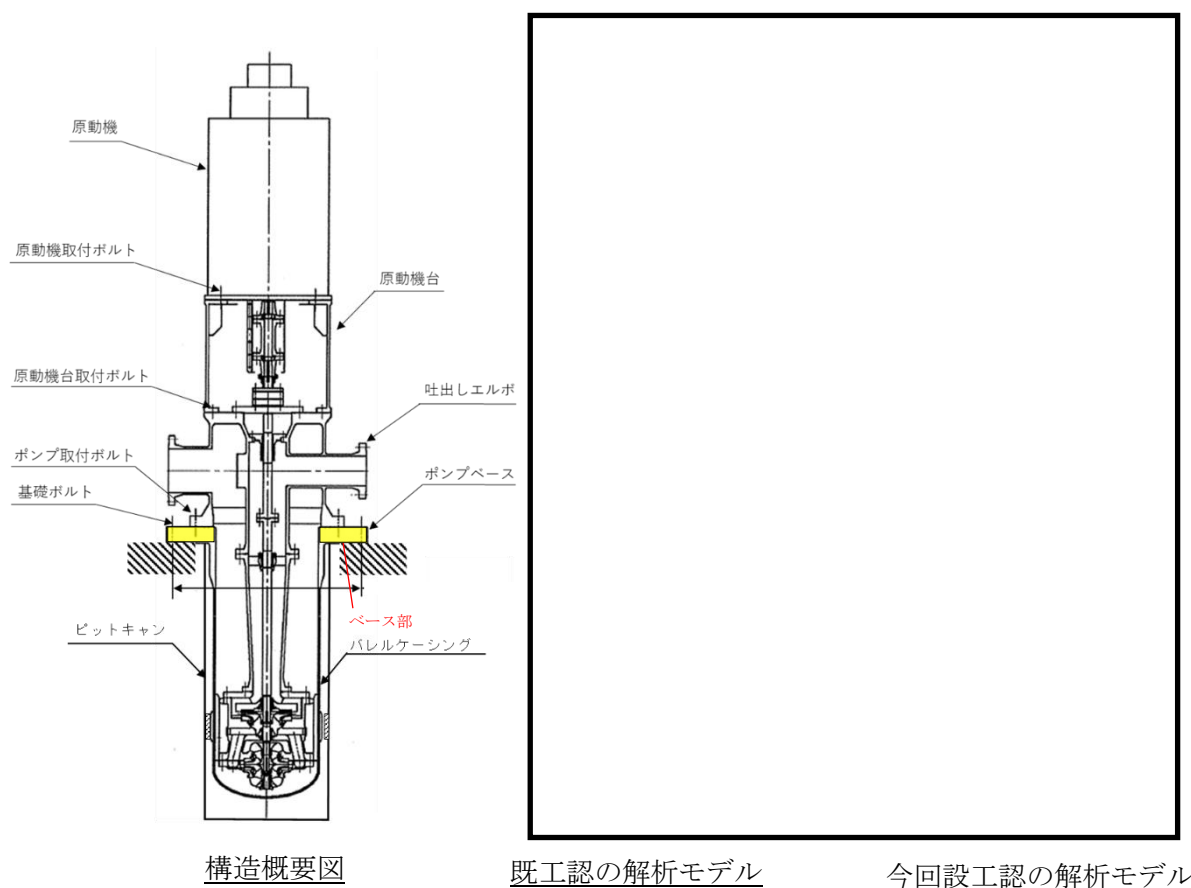
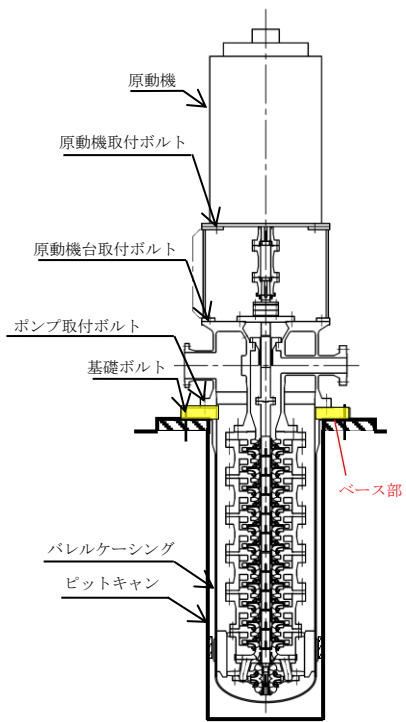
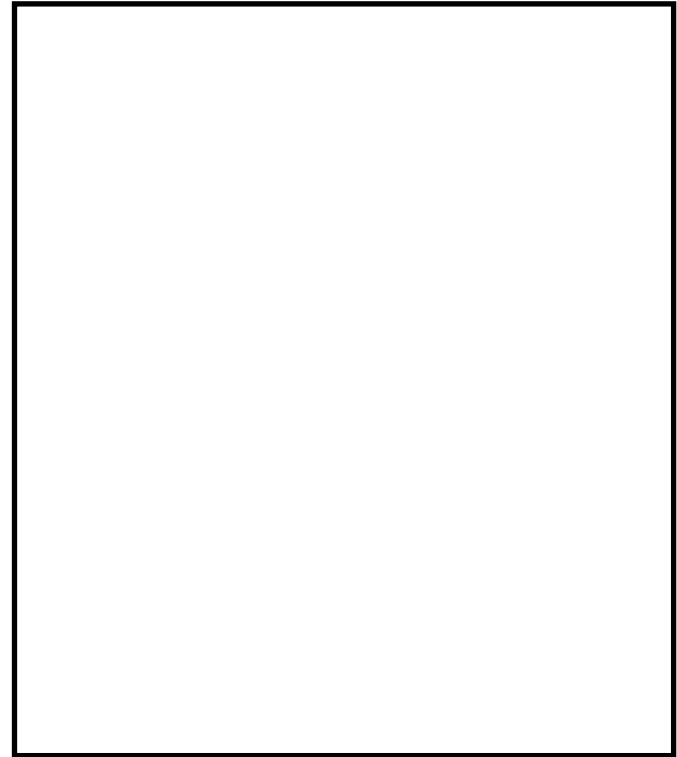


図1 たて軸ポンプ（残留熱除去系ポンプ）の解析モデル図



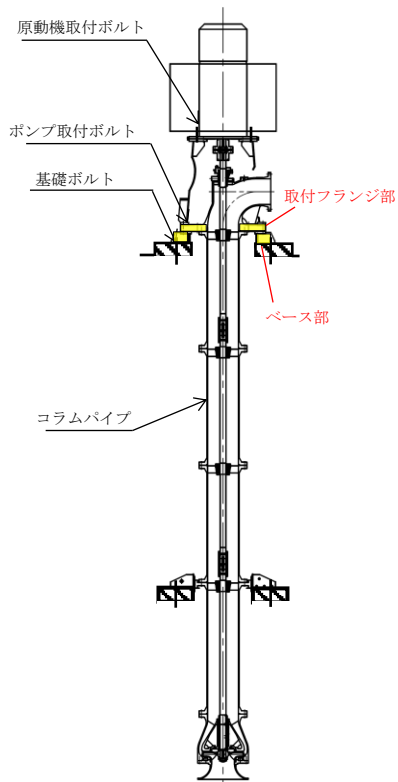
構造概要図



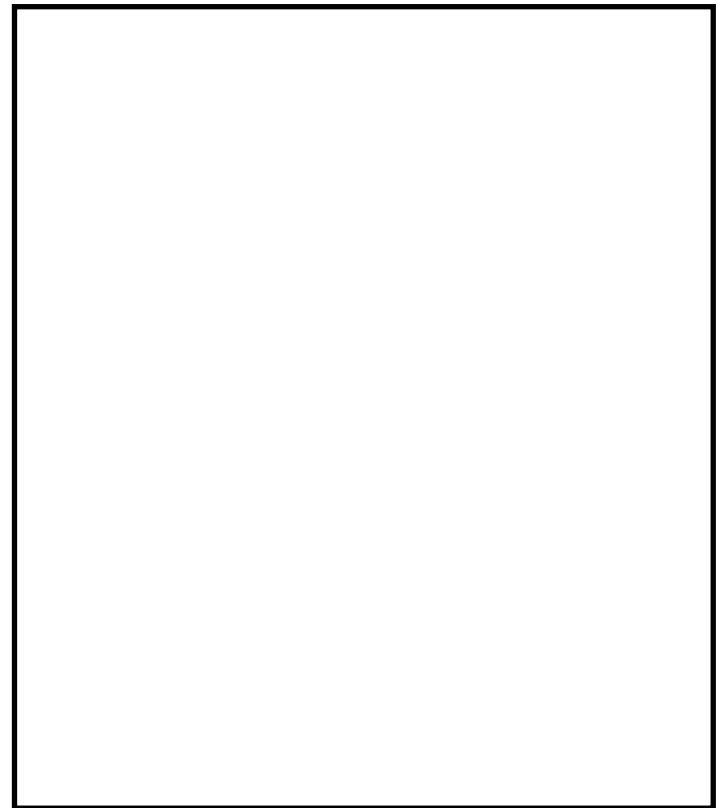
既工認の解析モデル

今回設工認の解析モデル

図2 たて軸ポンプ（高圧炉心注水系ポンプ）の解析モデル図



構造概要図



既工認の解析モデル

今回設工認の解析モデル

図3 たて軸ポンプ（原子炉補機冷却海水ポンプ）の解析モデル図

## 最新知見として得られた減衰定数の機器・配管系設備への適用について

## 1. 概要

今回設工認では、以下の設備について最新知見として得られた減衰定数を採用することとしており、VI-2-1-6「地震応答解析の基本方針」に記載している。これらの変更は、振動試験結果を踏まえ設計評価用として安全側に設定した減衰定数を最新知見として反映したものであり、柏崎刈羽 6 号機と同じ ABWR プラントである大間 1 号機の建設工認及び柏崎刈羽 7 号機の新規制基準対応工認において適用実績がある。

- ① 原子炉建屋クレーンの減衰定数<sup>※1</sup>
- ② 燃料取替機の減衰定数<sup>※1</sup>
- ③ 配管系の減衰定数<sup>※2※3</sup>

(使用済燃料貯蔵ラックの減衰定数の設定については「KK6 補足-028-10-20 最新知見として得られた減衰定数の採用について (使用済燃料貯蔵ラック)」に示す。)

※1 電力共通研究「鉛直地震動を受ける設備の耐震評価手法に関する研究 (H7～H10)」

※2 電力共通研究「機器・配管系に対する合理的耐震評価法の研究 (H12～H13)」

※3 (財) 原子力工学試験センター「BWR 再循環系配管耐震実証試験 (S55～S59)」

なお、本資料に記載する内容については、「大間原子力発電所 1 号機の工事計画認可申請に関わる意見聴取会 (平成 20 年 12 月 4 日)」において聴取されたものである。

また、鉛直方向の動的地震力を適用することに伴い、鉛直方向の設計用減衰定数についても大間 1 号機と同様に新たに設定している。



2. 今回設工認で用いる設計用減衰定数

最新知見として反映した原子炉建屋クレーン，燃料取替機及び配管系の設計用減衰定数を表1～表3に示す。

表1 原子炉建屋クレーン及び燃料取替機の設計用減衰定数

設 備	設計用減衰定数 (%)			
	水平方向		鉛直方向	
	JEAG4601*1	柏崎刈羽*2	JEAG4601*1	柏崎刈羽*2
原子炉建屋クレーン	1.0	2.0	—	2.0
燃料取替機	1.0	2.0	—	1.5(2.0)*3

注記 \*1：原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版（社団法人日本電気協会）

\*2：柏崎刈羽原子力発電所 6 号機

\*3：（ ）外は，燃料取替機のトロリ位置が端部にある場合

（ ）内は，燃料取替機のトロリ位置が中央部にある場合

 ：新たに設定したもの

 ： J E A G 4 6 0 1 から見直したもの

表2 配管系の設計用減衰定数

配管区分		設計用減衰定数 <sup>(注1)</sup> (%)			
		保温材無		保温材有 <sup>(注2)</sup>	
		JEAG 4601*1	柏崎 刈羽*2	JEAG 4601*1	柏崎 刈羽*2
I	支持具がスナバ及び架構レストレイント主体の配管系で、その数が4個以上のもの	2.0	同左	2.5	3.0
II	スナバ、架構レストレイント、ロッドレストレイント、ハンガ等を有する配管系で、アンカ及びUボルトを除いた支持具の数が4個以上であり、配管区分Iに属さないもの	1.0	同左	1.5	2.0
III*3	Uボルトを有する配管系で、架構で水平配管の自重を受けるUボルトの数が4個以上のもの	—	2.0	—	3.0
IV	配管区分I、II及びIIIに属さないもの	0.5	同左	1.0	1.5

注記 \*1：原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG 4601-1991 追補版（社団法人 日本電気協会）

\*2：柏崎刈羽原子力発電所6号機

\*3：区分III（Uボルトを有する配管系）については、新たに設定したものであり、現行JEAG 4601では区分IVに含まれている。

 ：新たに設定したもの  
 ：JEAG 4601から見直したもの

(注1) 水平方向及び鉛直方向の設計用減衰定数は同じ値を使用

(注2) 保温材有の設計用減衰定数は、無機多孔質保温材による付加減衰定数として1.0%を考慮したものである。金属保温材による付加減衰定数は、配管全長に対する金属保温材使用割合が40%以下の場合1.0%を適用するが、金属保温材使用割合が40%を超える場合は0.5%とする。

(適用条件)

- a) 適用対象がアンカからアンカまでの独立した振動系であること。  
 大口径管から分岐する小口径管は、その口径が大口径管の口径の1/2倍以下である場合、その分岐部をアンカ相当とする独立の振動系とみなしてよい。
- b) 配管系全体として、配管系支持具の位置及び方向が局所的に集中していないこと。
- c) 配管系の支持点間の間隔が次の条件を満たすこと。  
 配管系全長 / (配管区分ごとに定められた支持具の支持点数) ≤ 15 (m / 支持点)  
 ここで、支持点とは、支持具が取り付けられている配管節点をいい、複数の支持具が取り付けられている場合も1支持点とする。

- d) 配管と支持構造物の間のガタの状態等が施工管理規程に基づき管理されていること。  
ここで、施工管理規程とは、支持装置の設計仕様に要求される内容を反映した施工要領等をいう。

### 3. 設計用減衰定数の考え方

#### 3.1 原子炉建屋クレーン及び燃料取替機の設計用減衰定数

##### a. 既工認の設計用減衰定数

原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版（社団法人 日本電気協会）（以下「J E A G 4 6 0 1」という。）において原子炉建屋クレーン及び燃料取替機は溶接構造物として分類されているため、設計用減衰定数は 1.0%と規定されている。既工認では、上記の設計用減衰定数 1.0%を適用していた。

##### b. 設計用減衰定数の見直し

原子炉建屋クレーン及び燃料取替機の減衰定数に寄与する要素には、材料減衰と部材間に生じる構造減衰に加え、車輪とレール間のガタや摩擦による減衰があり、溶接構造物としての 1.0%より大きな減衰定数を有すると考えられることから、実機を試験体とした振動試験が実施された。

振動試験の結果、原子炉建屋クレーンの減衰定数については水平 2.0%、鉛直 2.0%が得られた。また、燃料取替機の減衰定数については水平 2.0%、鉛直 1.5%（燃料取替機のトロリ位置が端部にある場合）、2.0%（燃料取替機のトロリ位置が中央部にある場合）が得られた。

##### c. 柏崎刈羽原子力発電所 6 号機への適用性

振動試験の概略と、振動試験における試験体と柏崎刈羽原子力発電所 6 号機、並びに先行認可実績のある大間 1 号機の実機との仕様の比較を参考資料 1, 2 に示す。

柏崎刈羽原子力発電所 6 号機の原子炉建屋クレーン及び燃料取替機については、試験結果の適用性が確認されている大間 1 号機の原子炉建屋クレーンと同等の基本仕様であり、重量比（トロリ重量／総重量）との比較から振動特性は同等である。

ここで、原子炉建屋クレーン（トロリ中央／端部）及び燃料取替機（トロリ中央位置）の鉛直方向の減衰定数については、応答振幅の増加に伴い減衰比は増加する傾向が試験結果から得られており、柏崎刈羽原子力発電所 6 号機の応答振幅はこの試験における応答振幅よりも大きくなる。

一般的に構造物の減衰は、材料減衰及び構造減衰によるものが支配的であると考える。材料減衰は、材料が変形する際の内部摩擦による減衰であり、減衰比は振幅によらず一定となる。一方の構造減衰は、部材の接合部における摩擦現象によって発生し、振幅とともに増大すると言われている。

実機のクレーン類は、機上に駆動部品や搭載機器類（取付器具、電気盤、巻上機、ワイヤロープ、燃料取替機マストチューブ等）を多数持つ構造であり、振幅とともに増大する構造減衰を期待できると考えられる。

また、燃料取替機のトロリ端部位置については、試験結果から明確な応答振幅に対する増加傾向は確認できていないものの、燃料取替機にはボルト締結部等の摩擦減衰を期待できる電気盤等の上部構造物が多数設置されていることから、応答振幅の増加に伴い減衰比は少なくとも増加する傾向となり 1.5%以上で推移すると考えられる。

さらに、水平方向の減衰定数については原子炉建屋クレーン及び燃料取替機ともに鉛直方向よりも大きい減衰が得られている。

従って、今回の評価における原子炉建屋クレーンの減衰定数については水平 2.0%、鉛直 2.0%を用いる。また、燃料取替機の減衰定数については水平 2.0%、鉛直 1.5%（燃料取替機のトロリ位置が端部にある場合）、2.0%（燃料取替機のトロリ位置が中央部にある場合）を用いる。

### 3.2 配管系の設計用減衰定数

#### a. 既工認の設計用減衰定数

J E A G 4 6 0 1における配管系の設計用減衰定数は、配管支持装置の種類や個数によって3区分に分類されており、さらに保温材を設置した場合の設計用減衰定数が規定されている。既工認では、上記の設計用減衰定数を適用していた。

#### b. 今回の評価で用いる設計用減衰定数

以下、(a)、(b)に示す項目については、配管系の振動試験の研究成果に基づき、J E A G 4 6 0 1に規定する値を見直し設定する。

##### (a) Uボルト支持配管系

J E A G 4 6 0 1におけるUボルト支持配管系の設計用減衰定数は、0.5%と規定されている。

Uボルト支持配管系の減衰に寄与する要素には、主に配管支持部における摩擦があり、架構レストレイントを支持具とする配管系と同程度の減衰定数を有すると考えられることから、振動試験等が実施され、減衰定数2.0%が得られた。

振動試験で用いられたUボルトについては、原子力発電所で採用されている代表的なものを用いていることから、振動試験等により得られた減衰定数を適用できると判断し、今回の評価におけるUボルト支持配管系の設計用減衰定数は、振動試験結果から得られた減衰定数2.0%を設定する。

なお、参考として振動試験結果の概略を参考資料3に示す。

##### (b) 保温材を設置した配管系

J E A G 4 6 0 1における保温材を設置した配管系の設計用減衰定数は、振動試験の結果に基づき、保温材を設置していない配管系に比べ設計用減衰定数を0.5%付加できることが規定されている。

その後、保温材の有無に関する減衰定数の試験データが拡充され、保温材を設置した場合に付加できる設計用減衰定数を見直すための検討が行われた。

今回の評価における保温材を設置した場合に付加する設計用付加減衰定数は、振動試験結果から得られた減衰定数1.0%を、保温材無の場合に比べて付加することとする。また、金属保温材が施行されている場合は、金属保温材が施工されている配管長さが配管全長に対して40%以下の場合には1.0%を付加し、配管全長に対して40%を超える場合には0.5%を付加する。

なお、参考として振動試験結果の概略を参考資料4に示す。

c. 柏崎刈羽原子力発電所 6 号機への適用性

減衰定数の検討においては、要素試験結果から減衰定数を算出するための評価式を求め、その上で、実機配管系の解析を行い、減衰定数を求めている。

まず要素試験においては、原子力発電所で採用されている代表的な 4 タイプ（参考資料 3 補足参照）を選定しており、柏崎刈羽原子力発電所 6 号機においても、この 4 タイプの U ボルトを採用している。

次に実機配管系の解析対象とした 28 モデルには、BWR プラントの実機配管も含まれている。また配管仕様（口径，肉厚，材質），支持間隔・配管ルートも異なり、様々な配管剛性や振動モードに対応している。（参考資料 3 参照）

従って、今回検討した設計用減衰定数は柏崎刈羽原子力発電所 6 号機へ適用可能と判断し、柏崎刈羽原子力発電所 6 号機における配管の設計用減衰定数として設定する。

4. 鉛直方向の設計用減衰定数について

今回設工認では、鉛直方向の動的地震力を適用することに伴い、鉛直方向の設計用減衰定数を新たに設定している。

機器・配管系の設計用減衰定数を表3に示す。鉛直方向の設計用減衰定数は、基本的に水平方向と同様とするが電気盤や燃料集合体等の鉛直地震動に対し剛体挙動する設備は1.0%とする。また、原子炉建屋クレーン、燃料取替機及び配管系については、既往の試験等により確認されている値を用いる。

なお、これらの設計用減衰定数は、大間1号機の建設工認にて適用例がある。

表3 機器・配管系の設計用減衰定数

設 備	設計用減衰定数 (%)			
	水平方向		鉛直方向	
	既工認	今回工認	既工認	今回工認
溶接構造物	1.0	同左	—	1.0
ボルト及びリベット構造物	2.0	同左	—	2.0
ポンプ・ファン等の機械装置	1.0	同左	—	1.0
燃料集合体	7.0	同左	—	1.0
制御棒駆動機構	3.5	同左	—	1.0
電気盤	4.0	同左	—	1.0
使用済燃料貯蔵ラック	1.0	Ss : 7.0 Sd : 5.0	—	1.0
原子炉建屋クレーン	1.0	2.0	—	2.0
燃料取替機	1.0	2.0	—	1.5(2.0)*
配管系	0.5~2.5	0.5~3.0	—	0.5~3.0

注記 \* : ( ) 外は、燃料取替機のトロリ位置が端部にある場合

( ) 内は、燃料取替機のトロリ位置が中央部にある場合

# 原子炉建屋クレーンの振動試験～減衰比の検討～設計用減衰定数の設定

実機を試験体とした振動試験から得られた、原子炉建屋クレーンの減衰特性に基づき、設計用減衰定数の検討を行った。

## 1. 代表試験体の選定

原子炉建屋天井クレーン8タイプ、一般用2タイプの基本仕様(トロリ及びガーダの質量、高さ、スパン)を調査。

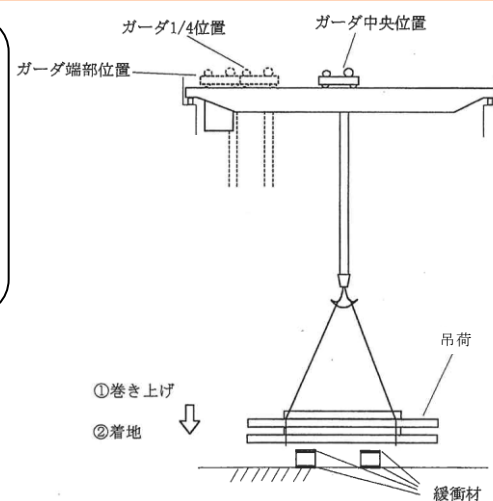
各天井クレーンの構成要素、基本構造及び減衰定数に影響を与えられられる天井クレーン全質量とトロリ質量の比、及び振動特性が同等であることを確認。

一般用天井クレーンを代表試験体とし、個体差、及びガーダ形状の相違の影響を確認するために、ガーダの断面形状が異なるタイプの同一仕様の試験体 No.1, No.2, 及びガーダの断面形状が同じタイプの試験体 No.3 を使用し、合計3機の試験体で実施。

## 2. 振動試験

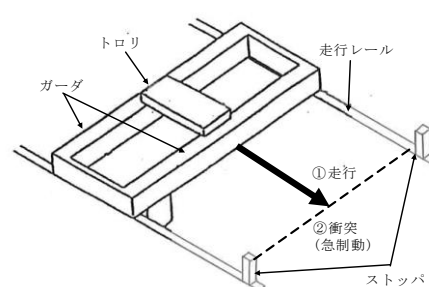
### 【鉛直方向の加振方法】

吊荷を床から50mm程度まで持ち上げた後、最大速度で下降させて床に着地させ、この時の自由振動を計測する。



### 【水平方向の加振方法】

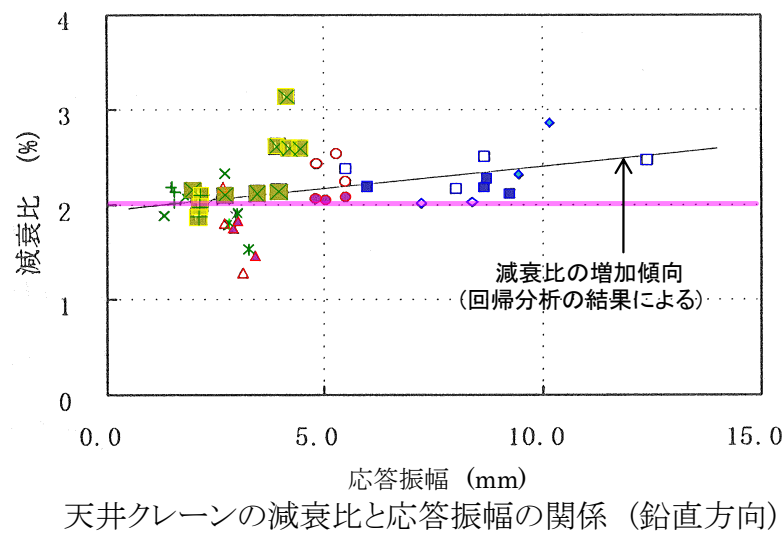
クレーンを1m程度走行させ、急停止することにより、自由振動を計測する。



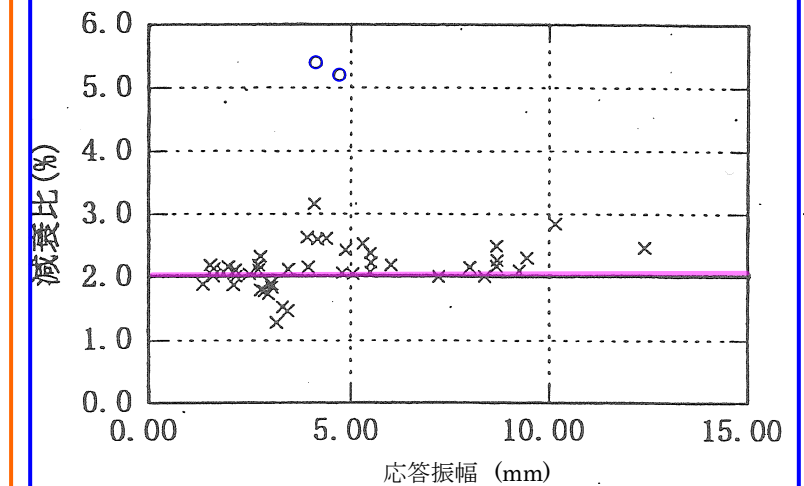
## 3. 計測データの処理

振動試験で得られた自由振動波形から減衰比を算定。

- 【凡例】
- 試験体 No.1 (試験体 No.2) <ガーダ形状が異なるタイプ> (同一タイプ2機で試験を実施)
  - (■) トロリ中央, 走行ギヤ側
  - (□) トロリ中央, 架線側
  - ▲(◆) トロリ1/4, 走行ギヤ側
  - △(◇) トロリ1/4, 架線側
  - 試験体 No.3 <ガーダ形状が同一なタイプ>
  - × トロリ主中補中, A側
  - ☒ トロリ主中補中, B側
  - \* トロリ主1/4補1/4, A側
  - ☒ トロリ主1/4補1/4, B側
  - + トロリ主端補端, A側
  - 田 トロリ主端補端, B側



- 【凡例】
- 試験体 No.2 ○ 水平方向減衰比[トロリ中央部]
  - 試験体 No.1~No.3 × 鉛直方向減衰比 (左図に示した鉛直方向の結果を参考として記載)



## 4. 設計用減衰定数の設定

### 【試験結果 (鉛直方向)】

応答振幅に対する減衰比の傾向は、応答振幅が比較的小さい場合には減衰比のばらつきが大きいですが、応答振幅が大きくなると、減衰比の発生源となる構造減衰が増加し、減衰比が徐々に増加するとともに、そのばらつきが小さくなる。応答振幅 5.0mm で減衰比 2.0%以上が得られている。

### 【設計用減衰定数 (鉛直方向)】

応答振幅の増加に伴い減衰比は増加傾向にあり、設計応答振幅レベルで減衰比 2.0%以上となっていることから、設計用減衰定数 2.0%とした。

### 【試験結果 (水平方向)】

水平方向の減衰比は、応答振幅 4.7mm において 5.2% という結果が得られている。

### 【設計用減衰定数 (水平方向)】

水平方向の減衰比は、応答振幅レベル 4.7mm において 5%程度の減衰比が得られているが、データ点数が少ないため、鉛直方向と同じ 2.0%を水平方向の設計用減衰定数とした。



■ 原子炉建屋クレーンの試験体と実機との仕様比較

原子炉建屋クレーンは、ガーダ 2 本の上にトロリが設置されている構造である。天井クレーン試験体、柏崎刈羽原子力発電所6号機並びに大間 1 号機の原子炉建屋クレーンの主要な仕様を以下に示す。

天井クレーン試験体と柏崎刈羽原子力発電所6号機並びに大間 1 号機の原子炉建屋クレーン実機の仕様の比較

仕 様		試験体		実機 原子炉建屋クレーン		備 考
		一般用天井クレーン		柏崎刈羽	大間	
		No.1,2	No.3	6 号機	1 号機	
トロリ	質量 Wt(ton)	43.5	71.0	95.0	80.0	
	高さ h(m)	2.265	3.0	2.4	2.815	
	スパン l <sub>1</sub> (m)	5.8	5.8	8.1	7.7	
	スパン l <sub>2</sub> (m)	4.1	3 (主巻用) 2.5(補巻用)	5.4	4.6	
ガーダ	質量 Wg(ton)	104.5	191.5	217.5	190	
	高さ H(m)	1.32	2.3	2.5	2.5	
	スパン L <sub>1</sub> (m)	33.0	33.0	36.2	34.9	
	スパン L <sub>2</sub> (m)	7.06	8.9	10.4	9.38	
総質量	W(ton)	148.0	262.5	312.5	270.0	
トロリ質量と 総質量の比	Wt/W	0.294	0.270	0.304	0.296	

■ 試験体と実機の比較の考え方

減衰比は、一般的に振動エネルギーと消散エネルギーの比で表される。消散エネルギーはガーダ等の構造部材の材料減衰、トロリ、ガーダ等のガタや摩擦による構造減衰により発生すると考えられ、天井クレーンにおいては、ガーダ、トロリは固定構造ではなく、レールと車輪間にすべりが発生する構造であることから、トロリとガーダとの微小な相対運動によるエネルギーの消散が減衰特性に最も影響が大きい因子と考えられる。

ここで、トロリとガーダとの相対運動による消散エネルギーはトロリ質量に比例し、振動エネルギーはクレーンの振動質量に比例する。天井クレーンは建屋に対して走行車輪部のみで支持された両端支持はりの構造をしており、地震時の振動モードは上下・水平方向共にガーダ中央のたわみが最大となる 1 次モードが支配的となる。そのため、振動質量はクレーンの総質量に比例し、減衰比はトロリ質量とクレーンの総質量の比に影響を受けることになる。

上表より、柏崎刈羽原子力発電所 6 号機の原子炉建屋クレーンのトロリ質量と総質量の比は、試験体及び先行認可実績のある大間 1 号機の実機と同程度になることを確認している。

以上から、柏崎刈羽原子力発電所 6 号機の原子炉建屋クレーンの設計用減衰定数としては、水平 2.0%、鉛直 2.0%を適用する。

# 燃料取替機の振動試験～減衰比の検討～設計用減衰定数の設定

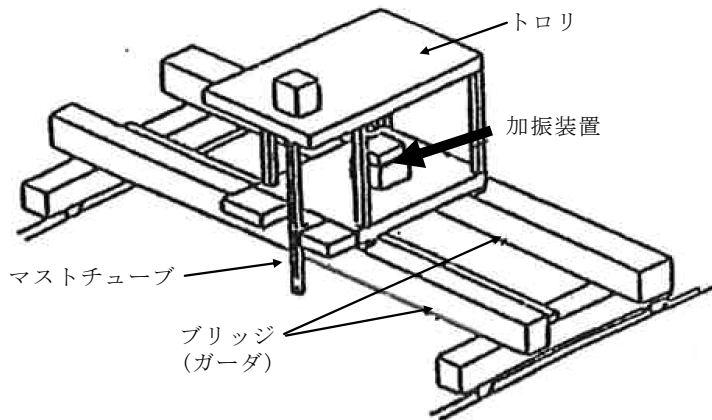
実機を試験体とした振動試験から得られた、燃料取替機の減衰特性に基づき、設計用減衰定数の検討を行った。

## 1. 代表試験体の選定

燃料取替機 5 機について、基本仕様(トロリ及びブリッジの質量, 高さ, スパン)を調査。  
各燃料取替機の構成要素、基本構造、サイズ、質量及び振動特性が同等であることを確認。

燃料取替機 5 機の中から建設中プラントの燃料取替機を代表試験体として選定。

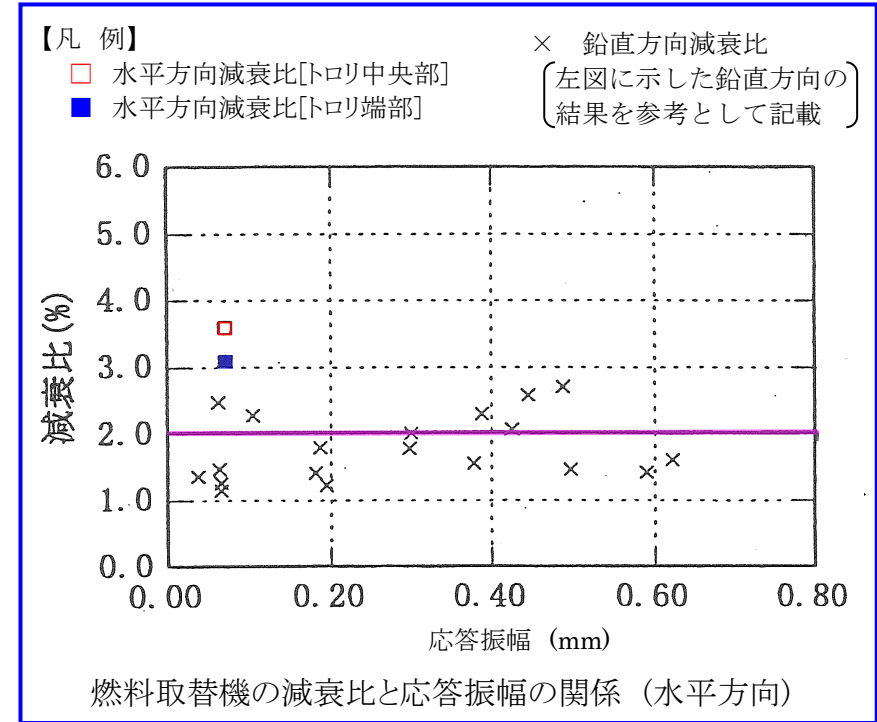
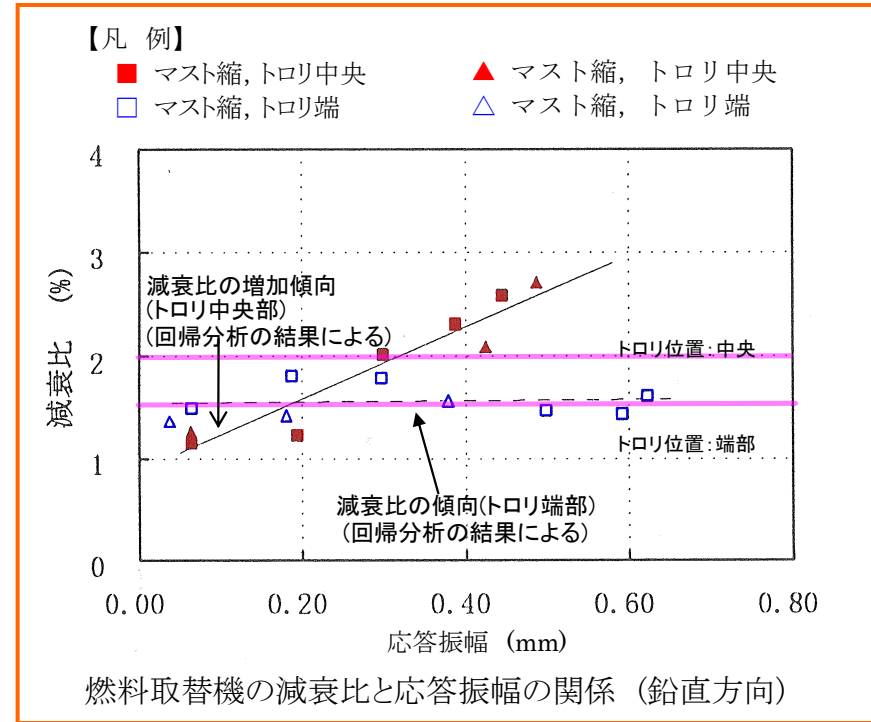
## 2. 振動試験



【加振方法(鉛直・水平方向)】  
トロリ中央部に設置した加振装置による強制加振。  
(正弦波 5Hz～20Hz)

## 3. 計測データの処理

振動試験で得られた周波数応答曲線からハーフパワー法で減衰比を算定。



## 4. 設計用減衰定数の設定

【試験結果(鉛直方向)】  
トロリ位置が中央部の場合では、応答振幅の増加にしたがって減衰比は増加する傾向を示している。応答振幅 0.40mm で減衰比 2.0%以上が得られている。  
トロリ位置が端部の場合では、応答振幅に係らず 1.5%程度の減衰比が得られている。

【設計用減衰定数(鉛直方向)】  
トロリ位置が中央部の場合では、応答振幅の増加に伴い減衰比は増加傾向にあり、応答振幅レベル 0.40mm でも減衰比 2.0%以上となっていることから、設計用減衰定数 2.0%としたとしている。  
トロリ位置が端部の場合では、応答振幅に係らず 1.5%程度の減衰比が得られていることから、設計用減衰定数 1.5%とした。

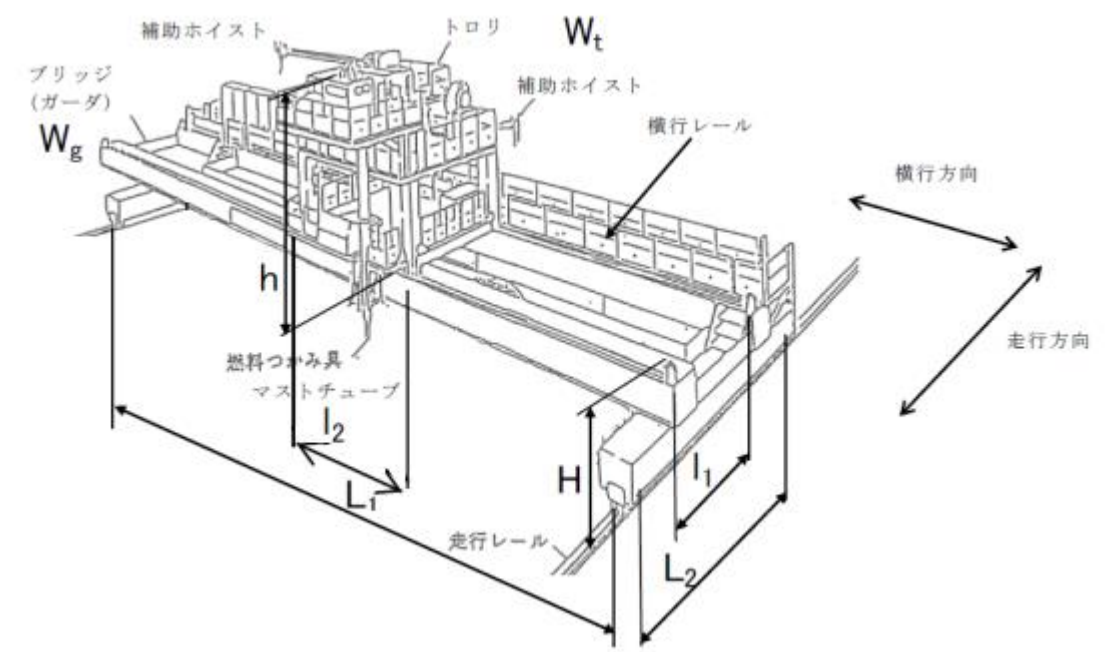
【試験結果(水平方向)】  
燃料取替機の水平方向の減衰比は、トロリ位置が中央部では応答振幅 0.07mm において 3.6%, トロリ位置が端部では応答振幅 0.07mm において 3.1%という結果が得られている。

【設計用減衰定数(水平方向)】  
水平方向の減衰比は、応答振幅レベル 0.07mm で 3.6%(トロリ中央部)及び 3.1%(トロリ端部)の減衰比が得られているが、データ点数が少ないため、鉛直方向と同じ 2.0%を水平方向の設計用減衰定数とした。

■ 燃料取替機の試験体と実機との仕様比較

燃料取替機は、フレーム構造のブリッジ上にトロリが設置されている構造である。燃料取替機試験体、柏崎刈羽原子力発電所 6 号機並びに大間 1 号機の燃料取替機の主要な仕様を以下に示す。

燃料取替機試験体と柏崎刈羽原子力発電所 6 号機並びに大間 1 号機の実機の仕様の比較

仕様		試験体	実機		備考
			柏崎刈羽 6 号機	大間(参考) 1 号機	
トロリ	質量 Wt(ton)	15.5	19.8	27.0	
	高さ h(m)	4.795	4.312	5.795	
	スパン l1(m)	3.0	2.8	3.0	
	スパン l2(m)	2.6	3.0	3.0	
ブリッジ	質量 Wg(ton)	23.6	34.3	40.0	
	高さ H(m)	2.005	2.768	2.075	
	スパン L1(m)	12.46	15.16	15.16	
	スパン L2(m)	4.6	4.8	4.43	
総質量	W(ton)	39.1	54.1	67.0	

■ 試験体と実機の比較の考え方

燃料取替機については、ブリッジ等の骨組み構造の材料減衰、トロリ、ブリッジ等のガタや摩擦による構造減衰が減衰比に影響を与えると考えられる。トロリの構造減衰はトロリ位置によって異なる。試験で得られた減衰比データとしては、ブリッジ中央にトロリがある場合、ブリッジの端部にトロリがある場合の 2 種類ある。鉛直方向に関しては、ブリッジの中央にトロリがある場合の方が、ブリッジの端部にトロリがある場合に比べて、減衰比は高くなっている。

ブリッジ中央にトロリがある場合、鉛直方向に関しては、応答振幅の増加に伴い減衰比は増加傾向にあり、応答振幅レベル 0.40mm で減衰比 2.0%以上となっていることから、設計用減衰定数を 2.0%とする。水平方向の減衰比は、応答振幅レベル 0.07mm で 3.6%の減衰比が得られているが、データ点数が少ないため、鉛直方向と同じ 2.0%を水平方向の設計用減衰定数とした。

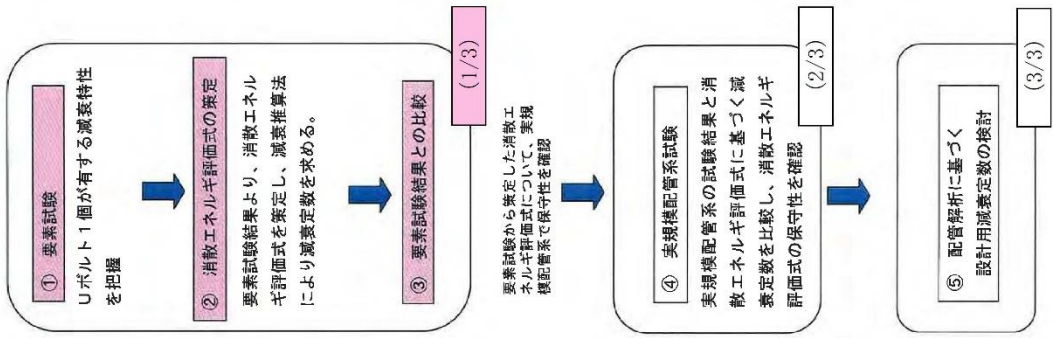
ブリッジ端部にトロリがある場合、鉛直方向に関しては、応答振幅に係らず 1.5%程度の減衰比が得られていることから、設計用減衰定数 1.5%とした。水平方向の減衰比は、応答振幅レベル 0.07mm で 3.1%の減衰比が得られているが、データ点数が少ないため、鉛直方向と同じ 2.0%を水平方向の設計用減衰定数とした。

実機への適用性の観点では、上表の試験体と柏崎刈羽原子力発電所 6 号機における燃料取替機の構造の比較から、ブリッジスパン、質量は同等以上となっており、振動特性として応答は大きくなる傾向にあると考えられる。また、試験では低加速度レベル（水平約 100Gal、鉛直約 200Gal）にて実施されているが、実際の基準地震動 Ss はそれよりも大きな加速度レベルとなる。試験結果から、応答の増加に伴い減衰比も増加傾向にあるため、上記の試験結果より得られた減衰比は適用可能と考えられる。

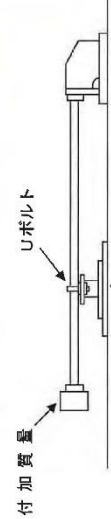
以上から、燃料取替機の設計用減衰定数として水平 2.0%、鉛直 1.5%(燃料取替機のトロリ位置が端部にある場合)、2.0%(燃料取替機のトロリ位置が中央部にある場合)を適用する。

Uボルト支持配管系の振動試験 (1/3) : ①要素試験～②消散エネルギー評価式の策定～③要素試験結果との比較

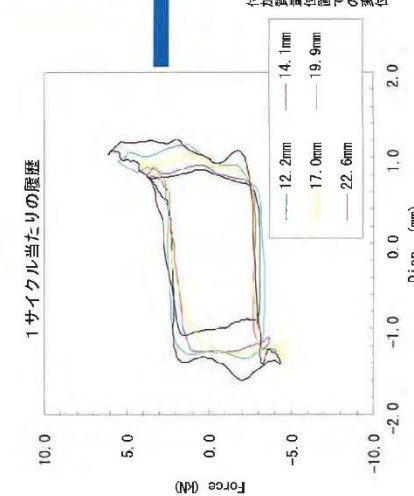
Uボルト支持配管系の研究の流れ



要素試験装置

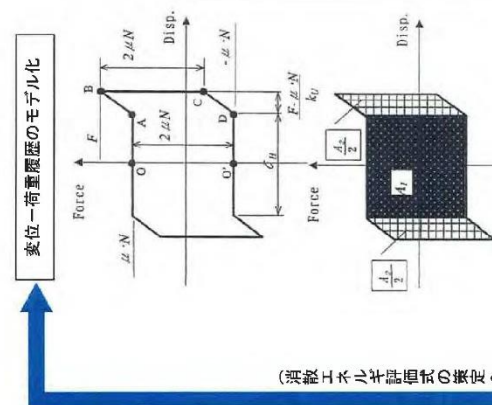


付加質量  
Uボルト  
水平支持力と水平変位を測定



1サイクル当たりの履歴

付加質量位置での変位



変位一荷重履歴のモデル化

(消散エネルギー評価式の策定)

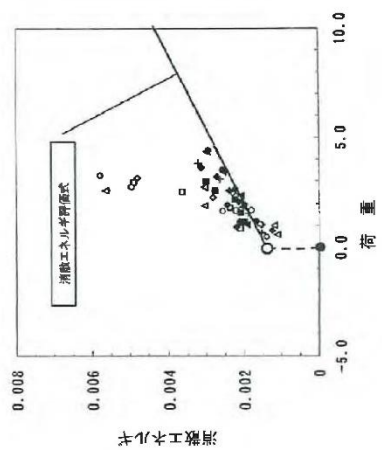
【消散エネルギー評価式の策定】  
○モデル内部の面積が消散されるエネルギーであり、この面積を数式化

$$\Delta E = A_1 + A_2$$

$$A_1 = 4 \cdot \mu \cdot N \cdot \frac{\delta_H}{2}$$

$$A_2 = 4 \cdot \mu \cdot N \cdot \frac{F - \mu \cdot N}{k_U}$$

要素試験結果と消散エネルギー評価式の結果の比較。  
↓  
消散エネルギー評価式の保守性の確認

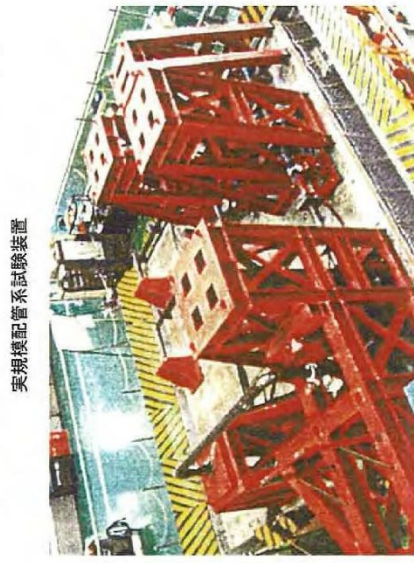
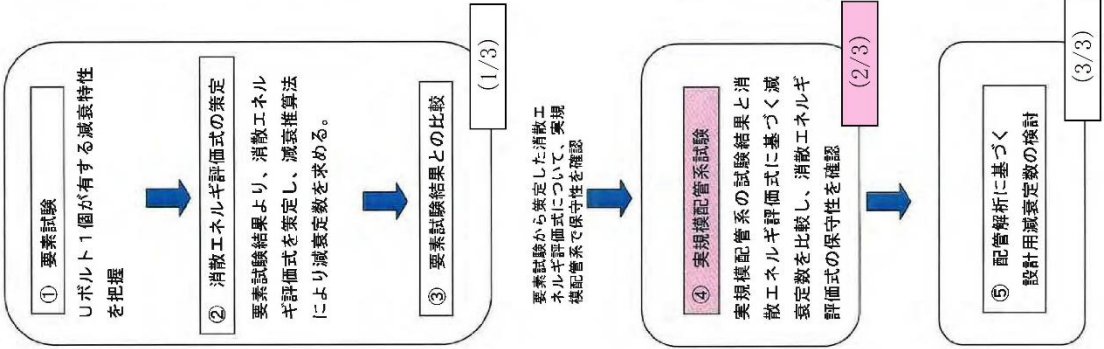


Uボルト支持配管系の減衰定数に関する研究の流れ (要素試験)

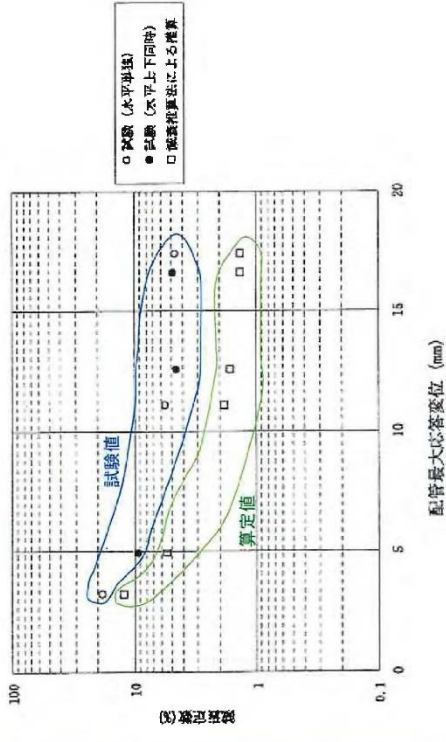
Uボルト支持配管系の研究の流れ

Uボルト支持配管系の振動試験 (2/3) : ④実規模配管系試験

要素試験結果に基づき策定した消散エネルギー評価式の実機への適用性確認のため、実規模配管系試験による振動試験を実施し、試験結果より得られる減衰定数と消散エネルギー評価式より得られる減衰定数の比較検討を行った。



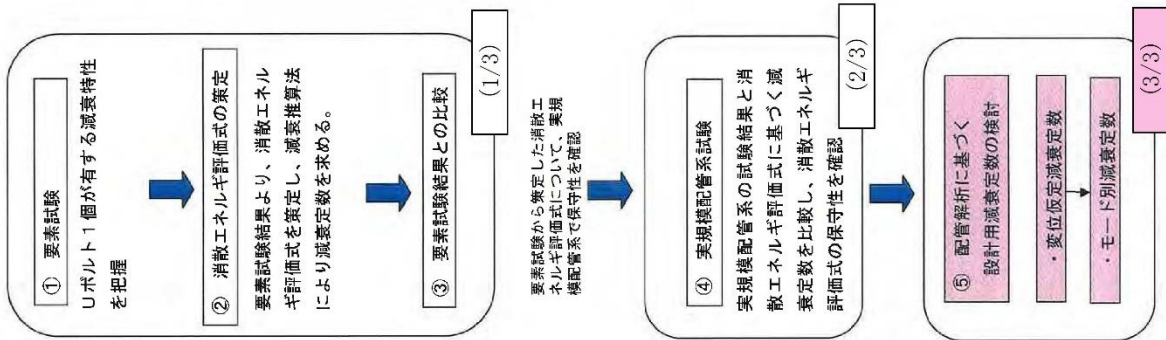
試験結果と消散エネルギー評価式による減衰定数の比較



試験結果と消散エネルギー評価式による減衰定数を比較した結果、消散エネルギー評価式の方が全変位領域で下回っており、消散エネルギー評価式の保守性が確認された。

要素試験から策定した消散エネルギー評価式について、実規模配管系で保守性を確認

Uボルト支持配管系の研究の流れ



Uボルト支持配管系の振動試験 (3/3) : ⑤配管解析に基づく設計用減衰定数の検討

実機プラントにおいては、配管系の支持箇所やルートは多種多様である。ここでは、実機配管系の計算モデルに対して消散エネルギー評価式を用いて減衰定数を算出し、さらに、Uボルト支持配管系の設計用減衰定数の検討を行った。

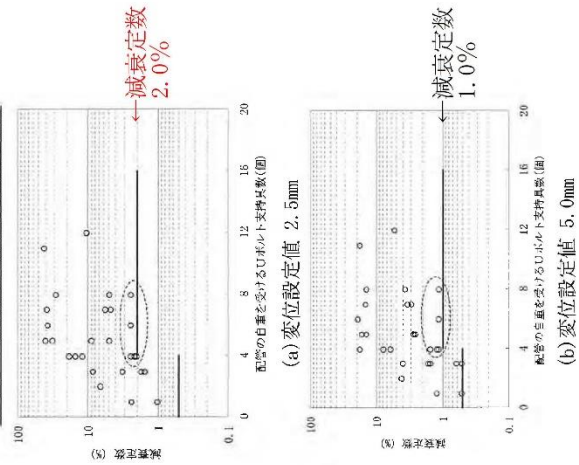
Uボルト支持配管系 (28 モデル) に対する解析による検討 (各振動モードが全で一連の変位が生じると仮定)

実規模配管系試験にて消散エネルギー評価式の保守性を確認したが、設計用減衰定数を設定するにあたっては、Uボルト支持具数や配管ルートなど様々な配管系について検討する必要がある。ここでは、消散エネルギー評価式による減衰定数が配管変位に依存するため、配管系の振動モード変位を一定と仮定した状態で減衰定数(変位仮定減衰定数)を算出した。対象はUボルト支持部を有する実機配管系(28モデル)とした。

解析の結果、Uボルト4個以上の配管系において

- ・ 仮定変位 2.5mm の場合、減衰定数 2.0% 以上が得られた。
- ・ 仮定変位 5.0mm の場合、減衰定数 1.0% 以上が得られた。

Uボルト支持配管系の減衰推算結果



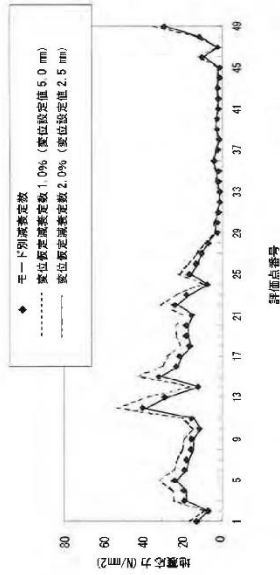
詳細計算による減衰定数の検討 (モード別減衰定数による検討)

変位仮定減衰定数は計算結果からも判るように「仮定する変位」に依存する。そこで、変位 2.5mm の減衰定数及び変位 5.0mm の減衰定数のそれぞれ 2% 及び 1% を与える下限値を示した配管モデルに対して、より詳細な解析を行い、Uボルト支持配管系の設計用減衰定数を検討した。

比較検討の結果、詳細計算結果と変位 2.5mm を与えた場合の結果がよく一致していることがわかり、Uボルト支持配管系の設計用減衰定数を 2.0% に設定することとしたとしている。

なお、2.0% の適用に当たっては、以下の項目を条件ととしている。

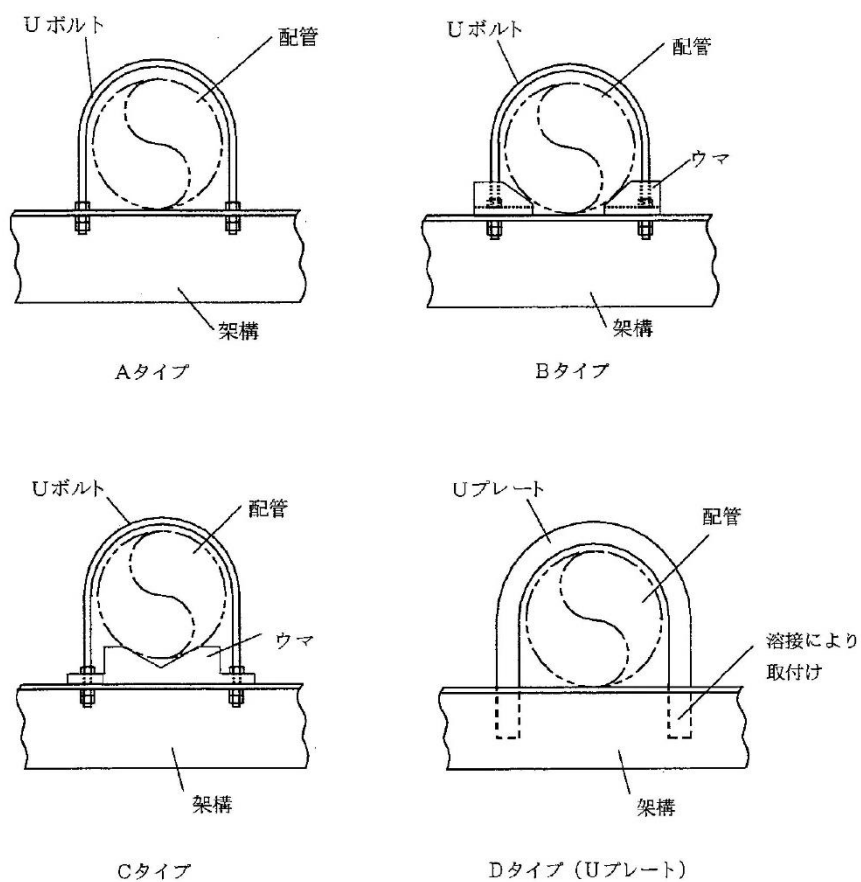
- Uボルトは、運転時に配管とボルト頂部との間に隙間があるよう施工されること。
- 今回、検討対象としたUボルトの据付状態であること(架構で水平配管の自重を受けるUボルト)。



Uボルト支持配管系の減衰定数に関する研究の流れ (設計用減衰定数の検討)

【補足】要素試験に用いたUボルト支持構造物のタイプ

試験に用いたUボルトは，原子力発電所で採用されている代表的な4タイプを選定した。



【解析を行った配管仕様】

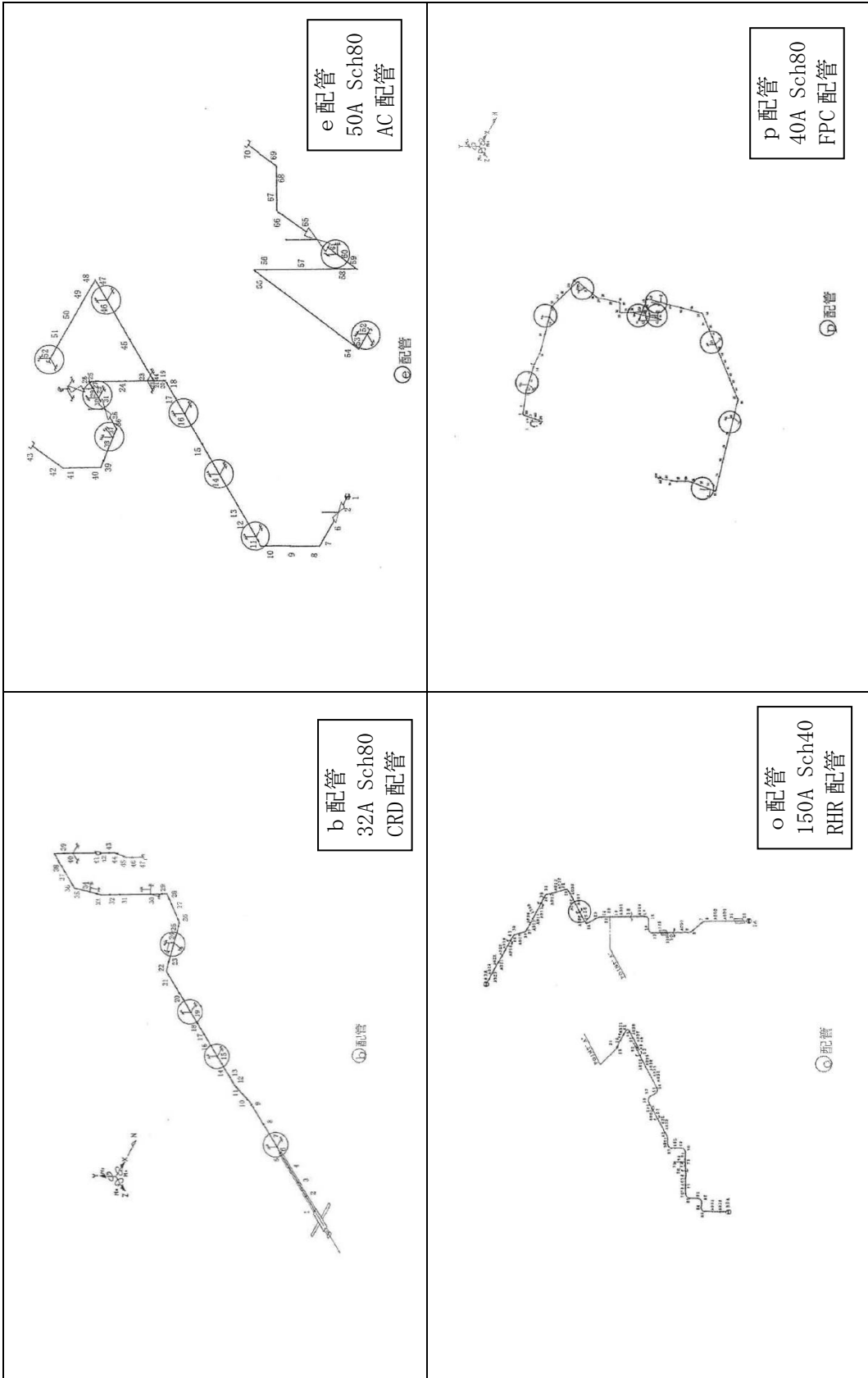
- ・口径：20A～400A
- ・材質：ステンレス鋼，炭素鋼

上記のうちBWR実機配管

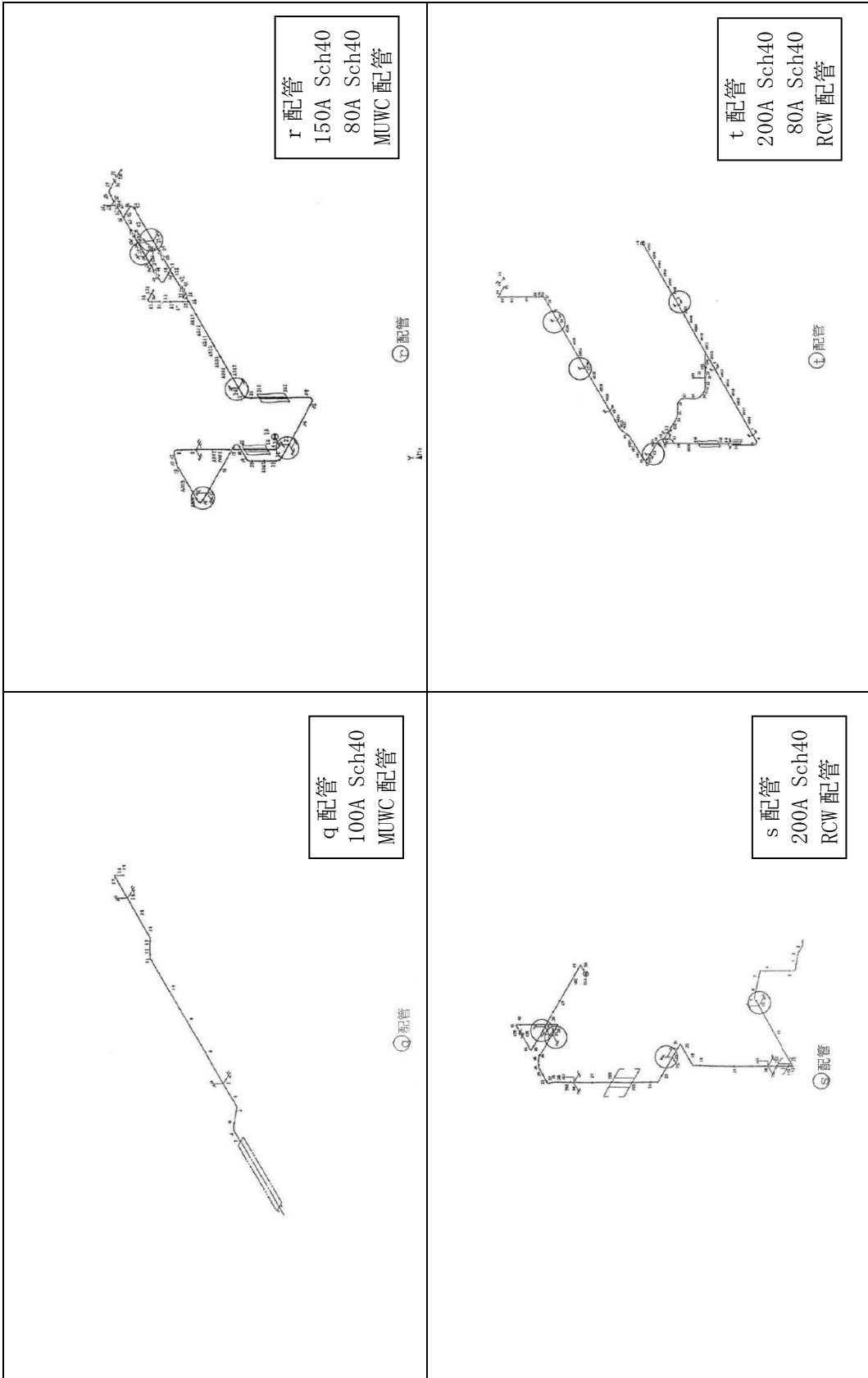
	系統	口径
b 配管	CRD	32A
e 配管	AC	50A
o 配管	RHR	150A
p 配管	FPC	40A
q 配管	MUWC	100A
r 配管	MUWC	150A, 80A
s 配管	RCW	200A
t 配管	RCW	200A, 80A
u 配管	CRD	32A



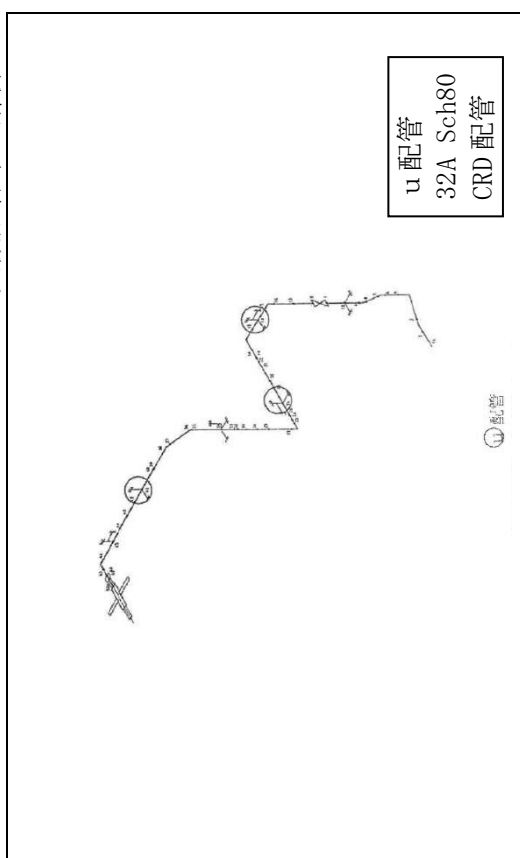
実機配管系の解析モデル図 ( b ・ e ・ o ・ p 配管 )



実機配管系の解析モデル図 (q・r・s・t 配管)



実機配管系の解析モデル図 (u 配管)



配管系の保温材による付加減衰定数 (無機多孔質保温材)

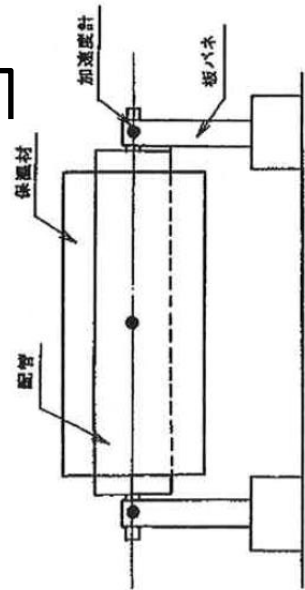
試験体 (無機多孔質保温材) を使用した振動試験から得られた配管系の保温材による付加減衰定数に基づき、設計用減衰定数の検討を行った。

1. 試験体

3 種類の配管口径  
 ① 8B(200A)  
 ② 12B(300A)  
 ③ 20B(500A)  
 の試験体を用いて振動試験を実施

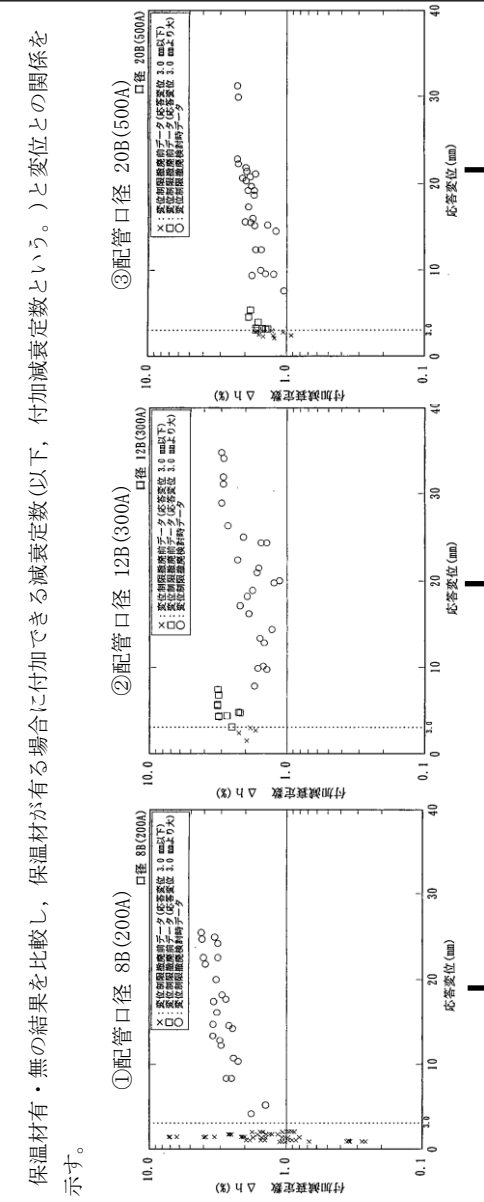
2. 振動試験

振動試験は保温材有りの場合及び  
 保温材無しの場合について実施  
 (保温材厚さ 75mm)



試験装置の概略図

3. 試験結果



4. 設計用減衰定数の設定

【試験結果 (8B, 12B, 20B)】  
 ○ 応答変位 3.0mm 以上の領域  
 保温材による付加減衰定数は 1.0%以上、応答変位の増大に伴い、漸増または一定の値を示す傾向  
 ○ 応答変位 3.0mm 以下の領域 (小応答領域)  
 減衰データにはばらつきがあり、付加減衰定数 1%以下の場合もある

【設計用減衰定数の設定】  
 小応答変位領域については、配管強度上問題とならないことから、保温材による付加減衰定数は 1.0%とする。

配管系の保温材による付加減衰定数 (金属保温材及び無機多孔質保温材)

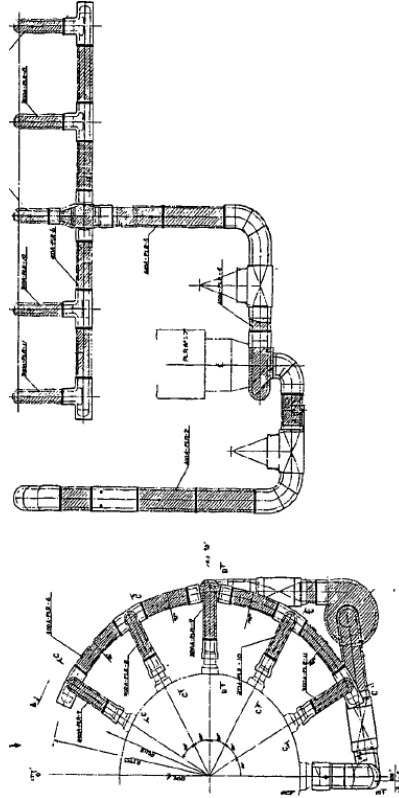
試験体 (金属保温材及び無機多孔質保温材) を使用した振動試験から得られた配管系の保温材による付加減衰定数に基づき、設計用減衰定数の検討を行った。

1. 試験体

BWR 型プラントの再循環系 (PLR) 配管 2 ループのうち 1 ループを模擬した実物大モデル

2. 振動試験

振動試験は保温材有・無の場合について実施。保温材については、金属保温材と無機多孔質保温材が混在して配管全長に施工され、金属保温材が施工されている配管長さは、配管全長に対し 43% を占める。



PLR 配管を模擬した試験体の保温材施工図

(ハッチング部：無機多孔質保温材、白抜き部：金属保温材)

3. 試験結果

試験体を再現した解析モデルを用いて固有値解析を行った結果、一次モードが応答に支配的であることが分かった。

一次モードにおける保温材有・無の減衰定数を下表に示す。

減衰定数 [%]	
保温材有	9.4
保温材無	5.5

4. 減衰定数の設定

- ・付加減衰定数は、保温材有の減衰定数 (9.4%) と保温材無の減衰定数 (5.5%) の差より、3.9% と評価できる。
- ・一次モードにおける卓越部位はポンプ廻りの配管系であり、当該部位での金属保温材の使用割合は、約 75% (ポンプ入口弁ボロボ部からポンプ出口弁ボロボ部の範囲) であることから、付加減衰定数 3.9% は金属保温材の影響が支配的であったと考えられる。

【設計用減衰定数の設定】

試験より得られた付加減衰定数 3.9% は、設計用減衰定数として設定した保温材による付加減衰定数 1.0% を上回ることから、金属保温材と無機多孔質保温材が混在する場合についても適用できると考えられる。ただし本試験において、金属保温材が施工されている配管長さは配管全長に対して 43% であったことから、下記の適用条件を設定した。

- ① 金属保温材が施工されている配管長さが配管全長に対して 40% 以下の場合  
.....1.0% を付加する。
- ② 金属保温材が施工されている配管長さが配管全長に対して 40% を超える場合  
.....0.5% を付加する。

## 機器・配管系における水平方向と鉛直方向の動的地震力の組合せについて

### 1. 概要

今回設工認の耐震設計では、これまで静的な取扱いのみであった鉛直方向の地震力について、動的地震力（基準地震動  $S_s$  及び弾性設計用地震動  $S_d$  に基づく地震力）を考慮することとなるとともに、水平方向及び鉛直方向の動的地震力による荷重を適切に組み合わせることが必要となる。

従来の水平方向及び鉛直方向の荷重の組合せは、静的地震力\*による鉛直方向荷重もしくは基準地震動の最大加速度を  $1/2$  とした鉛直震度より求まる鉛直地震力を適用しており、これらの鉛直方向荷重については地震継続時間や最大加速度の生起時刻のような時間の概念がなかったことから、水平方向及び鉛直方向の地震力による荷重の最大値同士の絶対値の和としていた。（以下「絶対値和法」という。）

一方、水平方向及び鉛直方向の両者がともに動的地震力である場合、両者の最大加速度の生起時刻に差があるという実挙動を踏まえると、従来と同じように絶対値和法を用いるのではなく、時間的な概念を取り入れた荷重の組み合わせ法を検討する必要がある。

本資料では、水平方向及び鉛直方向の動的地震力の組み合わせに関する既往知見<sup>(1)(2)</sup>をもとに、二乗和平方根法（以下「SRSS 法 (Square Root of the Sum of the Squares)」という。）及び組合せ係数法について説明するものである。

なお、SRSS 法及び組合せ係数法による荷重の組み合わせは、柏崎刈羽 7 号機の新規制基準対応工認において適用実績のある手法である。

\*：水平地震力については、地震層せん断力係数  $C_i$  に、耐震重要度分類に応じた係数を乗じ、更に当該層以上の重量を乗じて算定するもの、ここで、地震層せん断力係数  $C_i$  は、標準せん断力係数  $C_0$  を  $0.2$  以上とし、建物・構築物の振動特性、地盤の種類等を考慮して求められる値とする。鉛直地震力については震度  $0.3$  以上を基準とし、建物・構築物の振動特性、地盤の種類を考慮し、高さ方向に一定として求めた鉛直震度より算定するもの。

### 2. 水平方向と鉛直方向の地震力の組み合わせ法

静的震力による組合せ（静的な地震力と動的地震力を組み合わせる場合も含む。）については、従来どおり絶対値和法を用いて評価を行う。また、動的地震力同士による組合せについては、既往知見に基づき、SRSS 法又は組合せ係数法を用いて評価を行うことも可能である。

### 3. 水平方向及び鉛直方向の地震力による荷重の組み合わせ法に関する研究の成果

#### 3.1 荷重の組み合わせ法の概要

絶対値和法、SRSS法及び組合せ係数法の概要を以下に示す。

##### (1) 絶対値和法

本手法は、水平方向及び鉛直方向の地震力による最大荷重（又は応力）※を絶対値和で組み合わせる方法である

この方法は、水平方向及び鉛直方向の地震力による最大荷重が同時刻に同位相で生じることを仮定しており、組合せ法の中で最も大きな荷重を与える。本手法は、主に地震力について時間の概念がない静的地震力による荷重の組合せに使用する。

$$\text{組合せ荷重（又は応力）} = |M_H|_{\max} + |M_V|_{\max}$$

$M_H$ ：水平方向地震力による荷重（又は応力）

$M_V$ ：鉛直方向地震力による荷重（又は応力）

##### (2) SRSS法

本手法は、水平方向及び鉛直方向の地震力による最大荷重（又は応力）※を二乗和平方根で組み合わせる方法である。

この方法は、水平方向及び鉛直方向の地震力による最大荷重の生起時刻に時間的なずれがあるという実挙動を考慮しており、水平方向及び鉛直方向地震動の同時入力による時刻歴応答解析結果との比較において平均的な荷重を与える。本手法は、動的地震力による荷重同士の組合せに使用する。

$$\text{組合せ荷重（又は応力）} = \sqrt{(M_H)_{\max}^2 + (M_V)_{\max}^2}$$

$M_H$ ：水平方向地震力による荷重（又は応力）

$M_V$ ：鉛直方向地震力による荷重（又は応力）

※：荷重の段階で組み合わせる場合と、荷重により発生した応力の段階で組み合わせる場合がある。（「補足」参照）

応力で組み合わせる場合は、妥当性を確認した上で適用する。

### (3) 組合せ係数法

本手法は、水平方向及び鉛直方向の地震力による最大荷重（又は応力）※について、組合せ係数を乗じて組み合わせる方法である。

この方法は、SRSS 法と同様に最大荷重の生起時刻に時間的なずれがあるという実挙動を考慮するもので、組合せ係数には米国 Regulatory Guide 1.92 の「2. Combining Effect Caused by Three Spatial Components of an Earthquake」において SRSS 法に対して一般的に同等又は大きい荷重を与えるとされている値として、0.4 を用いる。本手法は、動的地震力による荷重同士の組合せに使用する。

$$\text{組合せ荷重(又は応力)} = \max[0.4|M_H|_{\max} + |M_V|_{\max}, |M_H|_{\max} + 0.4|M_V|_{\max}]$$

$M_H$  : 水平方向地震力による荷重（又は応力）

$M_V$  : 鉛直方向地震力による荷重（又は応力）

※：荷重の段階で組み合わせる場合と、荷重により発生した応力の段階で組み合わせる場合がある。（「補足」参照）

応力で組み合わせる場合は、妥当性を確認した上で適用する。



(補足) 荷重または応力による組み合わせについて

水平方向及び鉛直方向の動的地震力を SRSS 法 **又は組合せ係数法** で組み合わせる際、評価対象の機器の形状や部位に応じて荷重の段階で組み合わせる場合と、荷重により発生した応力の段階で組み合わせる場合がある。ここでは、その使い分けについて具体例を用いて説明する。

#### A. 荷重の段階で組み合わせを行う場合

横形ポンプの基礎ボルトの引張応力の評価を例とすると、以下の式 1、式 2 で示すように水平方向地震力と鉛直方向地震力の組み合わせは、荷重である水平方向地震力によるモーメント ( $m \cdot \mathbf{g} \cdot C_H \cdot h$ ) と鉛直方向地震力によるモーメント ( $m \cdot \mathbf{g} \cdot C_V \cdot \lambda_1$ ) を組み合わせる (図 1)。

本手法については、非同時性を考慮する地震荷重についてのみ SRSS 法で組み合わせしており、実績のある妥当な手法である。

#### 【絶対値和法】

$$F_b = \frac{1}{L} \{ mg(C_H h + C_V \lambda_1) + mgC_p(h + \lambda_1) + M_p - mg\lambda_1 \} \quad \dots \text{(式 1)}$$

#### 【SRSS 法】

$$F_b = \frac{1}{L} \{ mg\sqrt{(C_H h)^2 + (C_V \lambda_1)^2} + mgC_p(h + \lambda_1) + M_p - mg\lambda_1 \} \quad \dots \text{(式 2)}$$

#### 【組合せ係数法】

(式 1) において、 $C_H$  又は  $C_V$  のいずれかに 0.4 を乗じて算出した  $F_b$  のうち、大きい方を適用する。

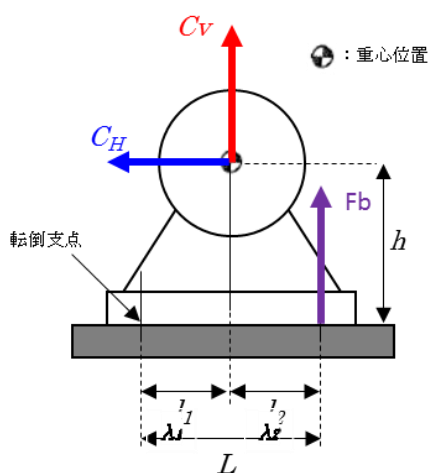


図 1 横形ポンプに作用する震度

$F_b$	: 基礎ボルトに生じる引張力
$C_H$	: 水平方向震度
$C_V$	: 鉛直方向震度
$C_p$	: ポンプ振動による震度
$g$	: 重力加速度
$h$	: 据付面から重心までの距離
$\lambda_1, \lambda_2$	: 重心と基礎ボルト間の水平方向距離 ( $\lambda_1 \leq \lambda_2$ )
$L$	: 支点としている基礎ボルトより最大引張応力がかかる基礎ボルトまでの距離
$m$	: 機器の運転時質量
$M_p$	: ポンプ回転により働くモーメント

B. 応力による組み合わせを行う場合

横置円筒容器の第1脚の組合せ応力の評価を例とすると、第1脚には、水平方向地震力による曲げモーメント  $M_{\lambda 1}$  及び鉛直方向荷重  $P_{\lambda}$ 、鉛直方向地震力による鉛直荷重  $(R_1+m_{s1}g) C_v$  が作用する。(図2)

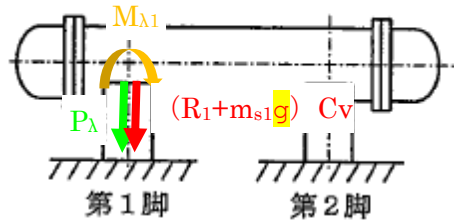


図2 横置円筒容器の脚部に作用する荷重

水平地震力による圧縮応力  $\sigma_{s2}$  及び鉛直方向地震力による圧縮応力  $\sigma_{s4}$  は式3、式4で表され、第1脚の組合せ応力の評価の際はこれらの応力をSRSS法により組み合わせる式を用いて評価を行う。

$$\sigma_{s2} = \frac{M_{\lambda 1}}{Z_{sy}} + \frac{P_{\lambda}}{A_s} \quad \dots \text{(式3)}$$

$\sigma_{s2}$  : 水平方向地震力により第1脚に生じる曲げ及び圧縮応力の和  
 $M_{\lambda 1}$  : 水平方向地震力により第1脚底面に作用する曲げモーメント  
 $P_{\lambda}$  : 水平方向地震力により胴の第1脚つけ根部に作用する鉛直方向荷重  
 $Z_{sy}$  : 第1脚の断面係数  
 $A_s$  : 脚の断面積

$$\sigma_{s4} = \frac{R_1 + m_{s1}g}{A_s} C_v \quad \dots \text{(式4)}$$

$\sigma_{s4}$  : 鉛直方向地震力により第1脚に生じる圧縮応力  
 $R_1$  : 第1脚が受ける自重による荷重  
 $m_{s1}$  : 第1脚の質量  
 $g$  : 重力加速度  
 $C_v$  : 鉛直方向震度

【絶対値和法】

$$\sigma_{s\lambda} = \sqrt{(\sigma_{s1} + \sigma_{s2} + \sigma_{s4})^2 + 3\tau_{s2}^2} \quad \dots \text{(式5)}$$

【SRSS法】

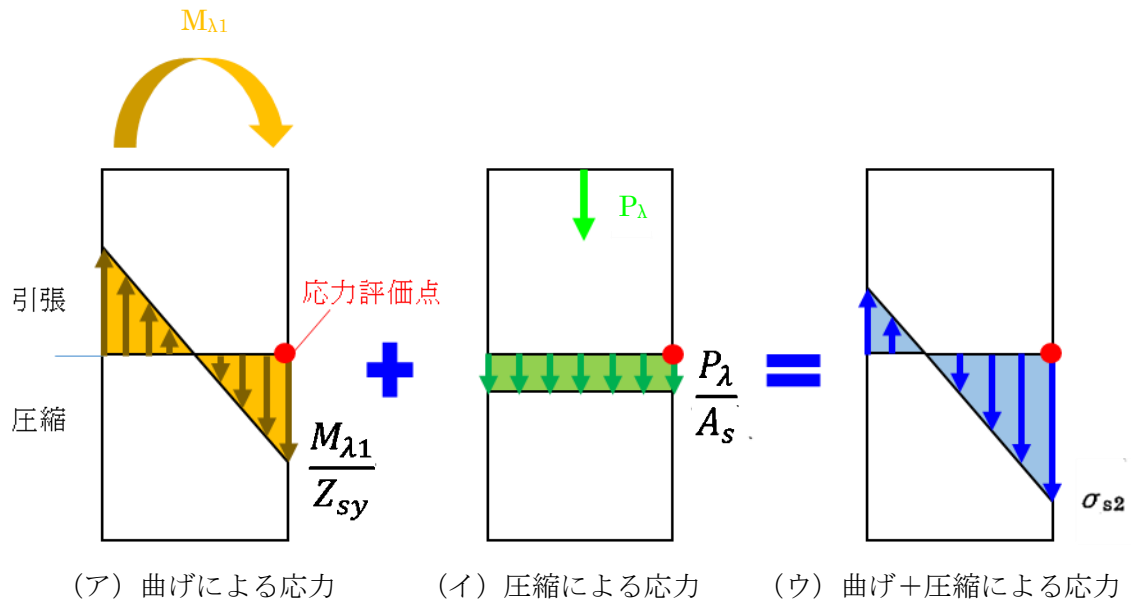
$$\sigma_{s\lambda} = \sqrt{(\sigma_{s1} + \sqrt{\sigma_{s2}^2 + \sigma_{s4}^2})^2 + 3\tau_{s2}^2} \quad \dots \text{(式6)}$$

$\sigma_{s\lambda}$  : 水平方向地震力及び鉛直方向地震力が作用した場合の第1脚の組合せ応力  
 $\sigma_{s1}$  : 運転時質量により第1脚に生じる圧縮応力  
 $\tau_{s2}$  : 水平方向地震力により第1脚に生じるせん断応力

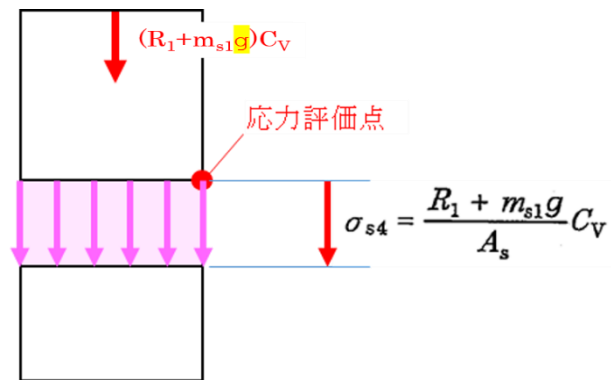
【組合せ係数法】

(式 5) において、 $\sigma_{s2}$  又は  $\sigma_{s4}$  のいずれかに 0.4 を乗じて算出した  $\sigma_{s\lambda}$  のうち、大きい方を適用する。

ここで、水平地震力による圧縮応力  $\sigma_{s2}$  及び鉛直方向地震力による圧縮応力  $\sigma_{s4}$  は図 3 に示すように、ともに脚の外表面の圧縮応力を表すものであり、脚の同一評価点、同一応力成分であることから、これらの組み合わせを SRSS 法又は組合せ係数法により行うことは妥当である。



(a) 水平地震力による応力評価点の圧縮応力



(b) 鉛直地震力による応力評価点の圧縮応力

図 3 横置円筒容器の脚部に作用する地震力による応力概念図

## 3.2 SRSS 法の妥当性

### 3.2.1 配管系に対する検討

既往知見（参考文献（1））では、実機配管系に対して、水平及び鉛直地震動による最大荷重を SRSS 法により組み合わせた場合と水平及び鉛直地震動の同時入力による時刻歴応答解析法により組み合わせた場合との比較検討を以下の通り行っている。

#### (1) 解析対象配管系モデル

解析対象とした配管は、代表プラントにおける格納容器内の配管系で給水系（FDW）× 2 本、残留熱除去系（RHR）及び主蒸気系（MS）の計 4 本の配管モデルである。当該配管系は、耐震 S クラスに分類されるものである。

#### (2) 入力地震動

解析に用いた入力地震動は、地震動の違いによる影響を確認するため、兵庫県南部地震（松村組観測波）、人工波及びエルセントロ波の 3 波を用いた。機器・配管系への入力地震動となる原子炉建屋中間階の応答波の例を図 4～図 6 に示す。

#### (3) 解析結果

解析結果を図 7～図 10 に示す。図 7～図 10 は、水平方向及び鉛直方向の応力に対して、同時入力による時刻歴応答解析法及び SRSS 法により組み合わせた結果をまとめたものであり、参考までに絶対値和法による結果も併記した。

図 7～図 10 より、いずれの配管系においても最大応力発生点においては、時刻歴応答解析法に対して SRSS 法の方が約 1.1 倍から約 1.4 倍の比率で上回る結果となった。最大応力発生点における SRSS 法と同時入力による時刻歴応答解析法との評価結果の比較を表 1 に示す。また、最大応力発生点の部位を図 11～図 14 に示す。

さらに、配管系全体の傾向を確認するため、配管系の主要な部位における発生応力の比較を図 15 に示す。図 15 は、図 7～図 10 に基づき、各配管モデルの節点の応力値をプロットしたものである。図 15 より、SRSS 法は発生応力の低い領域では同時入力による時刻歴応答解析法に対して平均的な結果を与え、発生応力の増加に伴い保守的な結果を与える傾向にあることが確認できる。

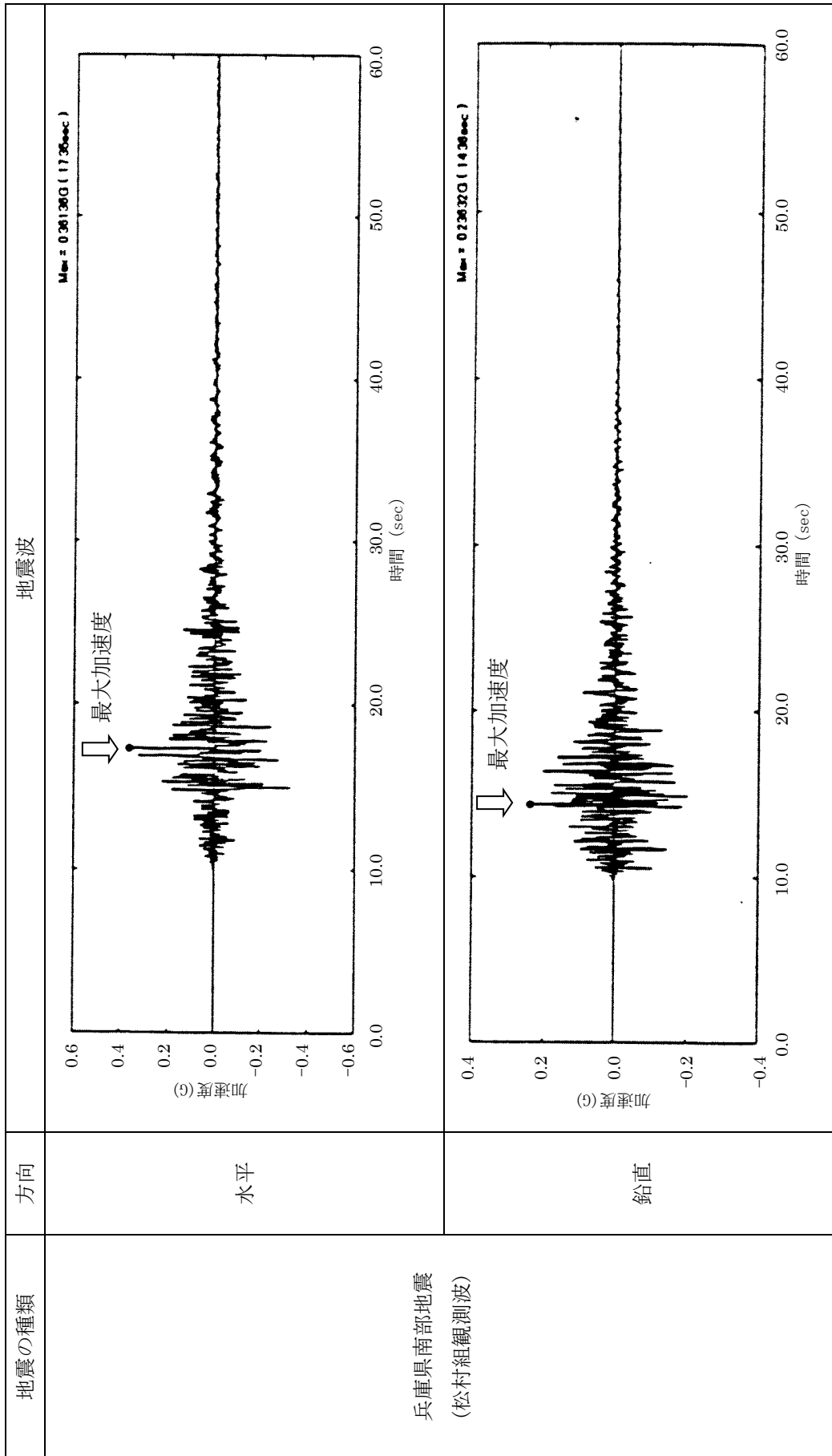


図4 機器・配管系への入力地震動（兵庫県南部地震）

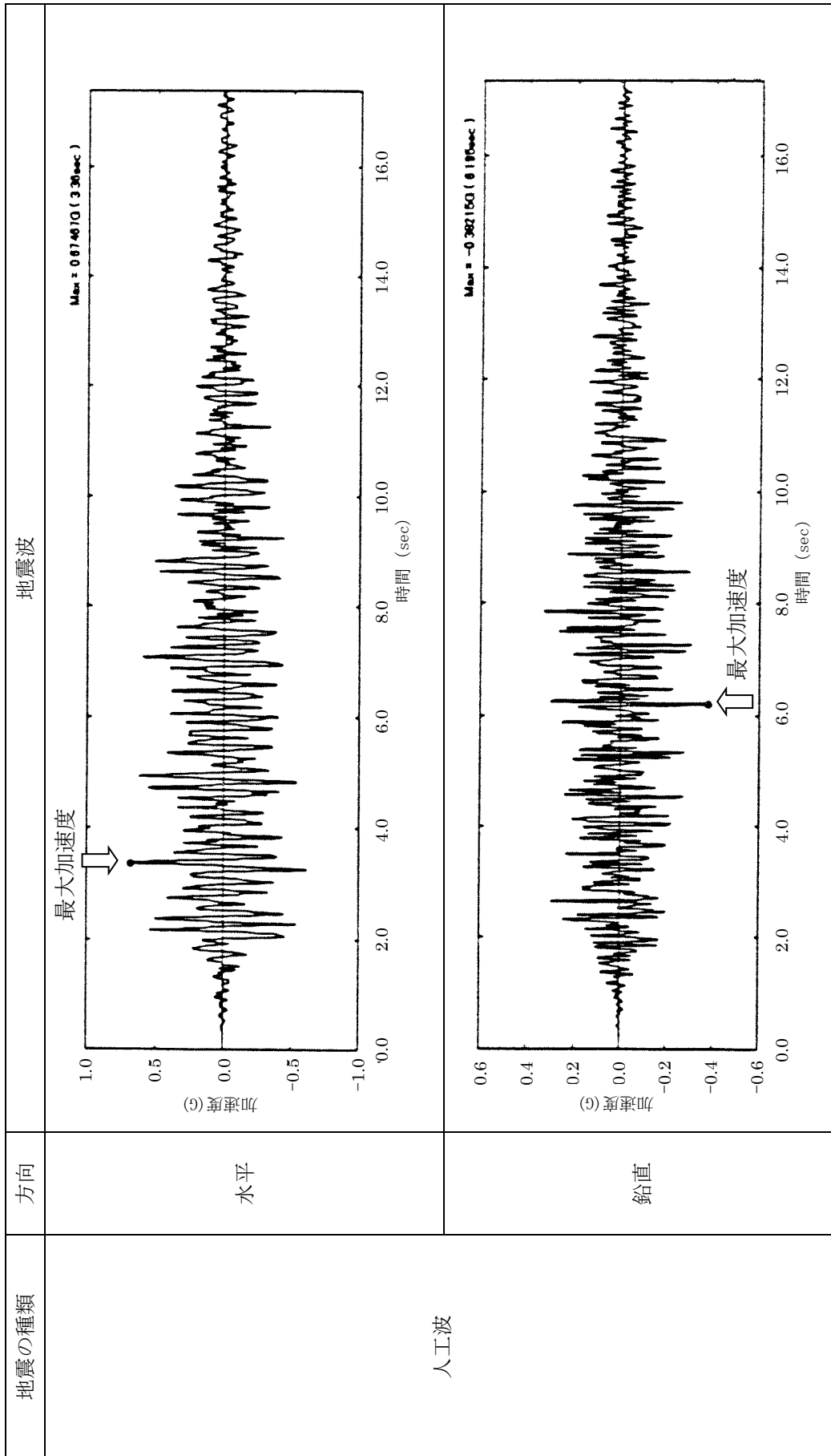


図5 機器・配管系への入力地震動（人工波）

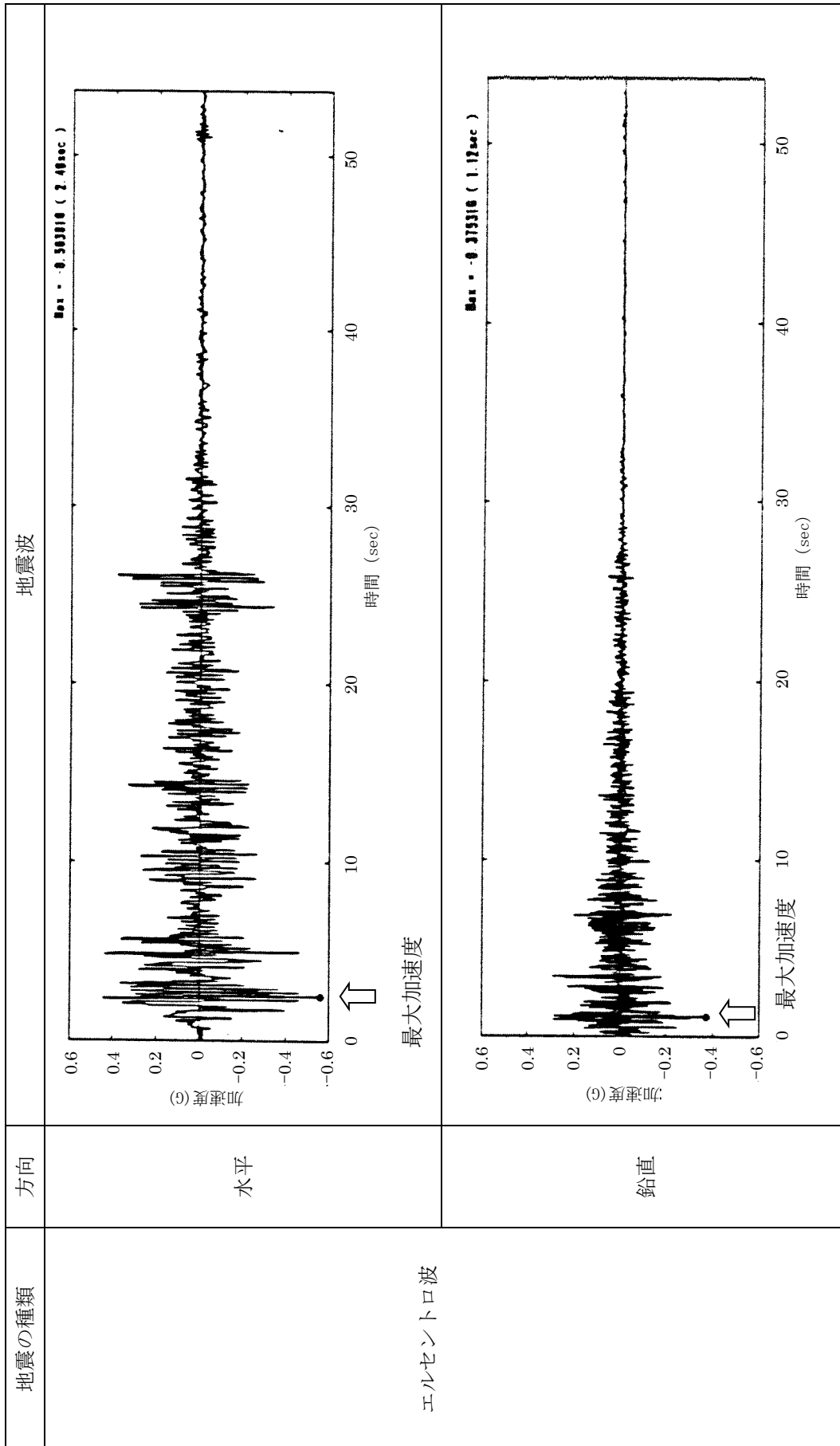
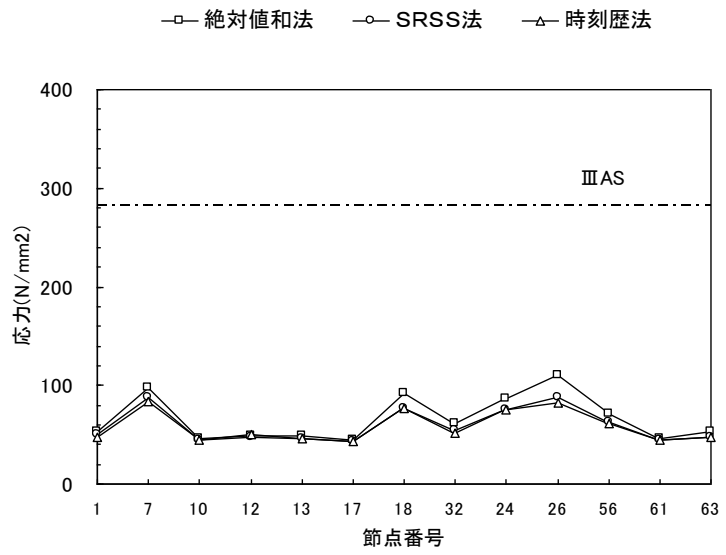
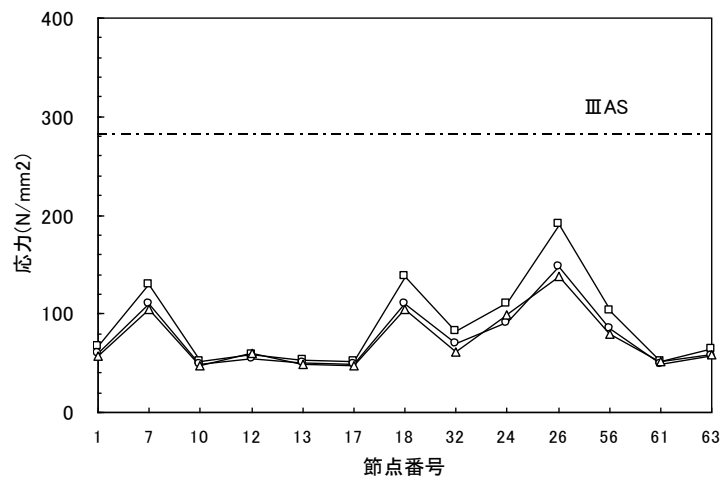


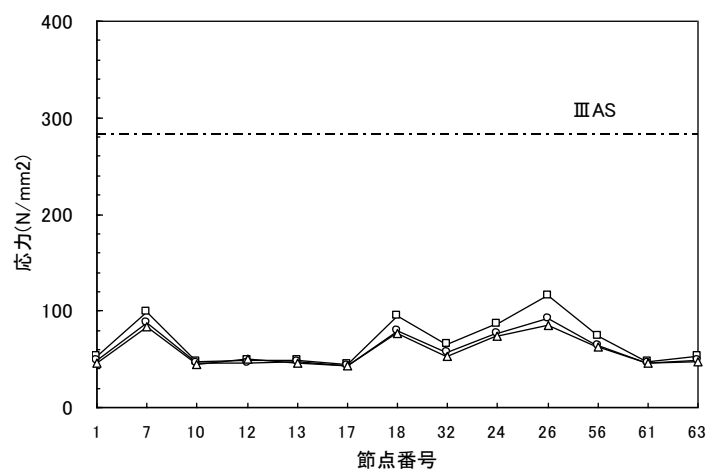
図6 機器・配管系への入力地震動 (エルセントロ波)



兵庫県南部地震（松村組観測波）



人工波

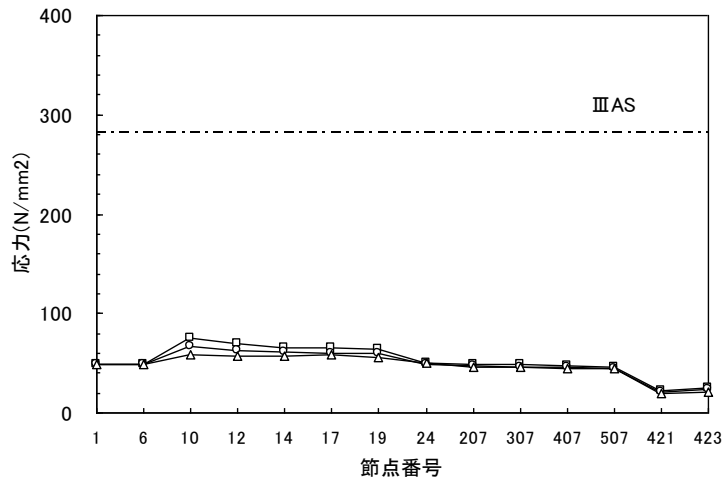


エルセントロ波

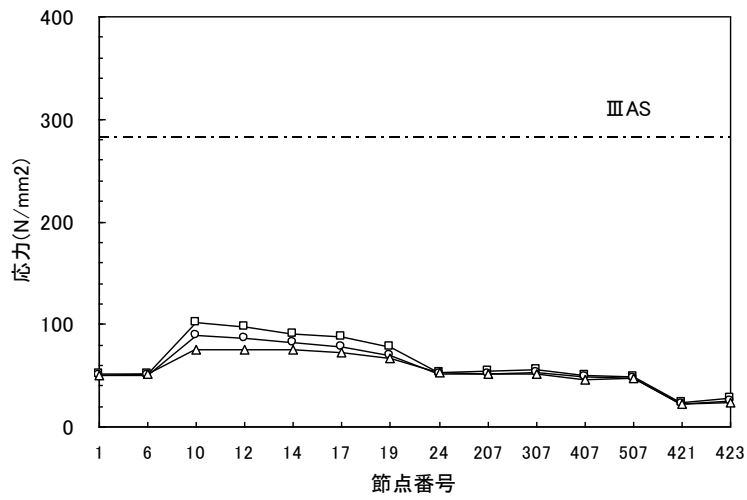
図7 主要な部位における発生応力 (FDW-001 Aプラント)



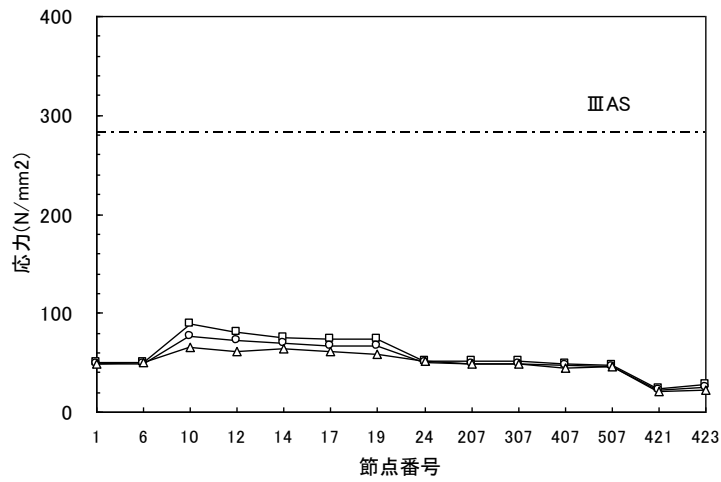
□—絶対値和法    ○—SRSS法    △—時刻歴法



兵庫県南部地震（松村組観測波）



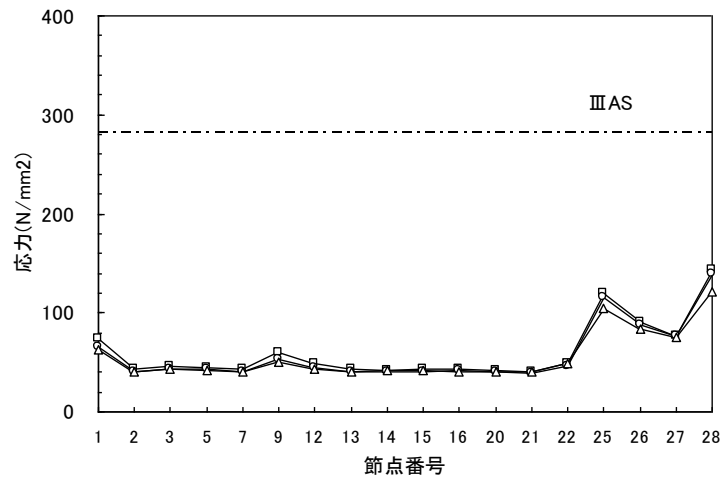
人工波



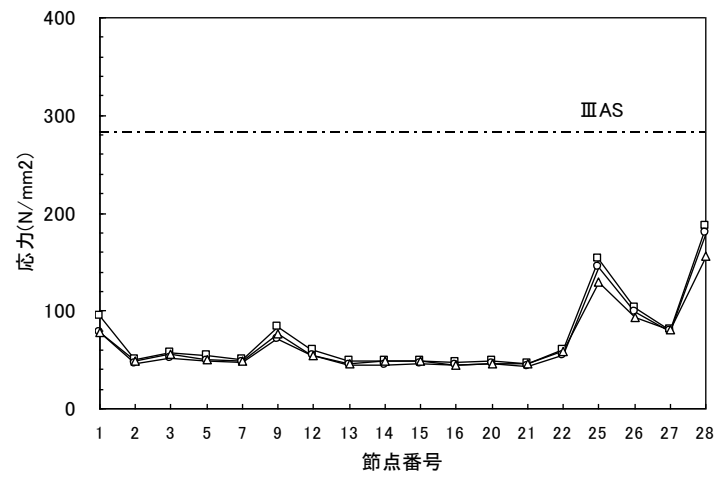
エルセントロ波

図8 主要な部位における発生応力 (MS-001 Aプラント)

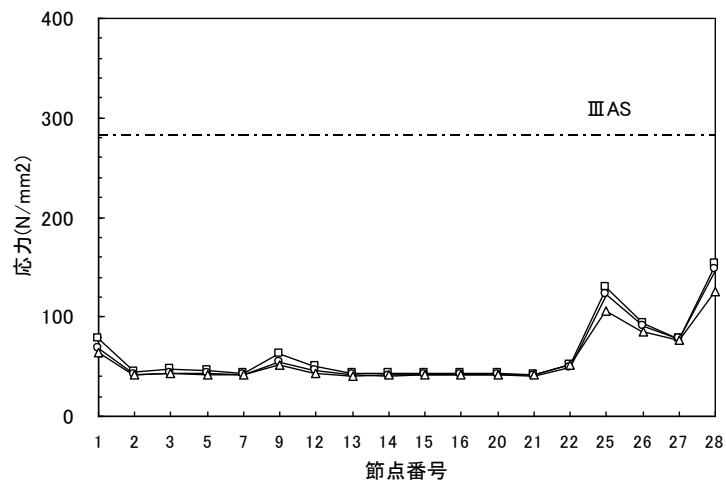
—□— 絶対値和法    —○— SRSS法    —△— 時刻歴法



兵庫県南部地震（松村組観測波）



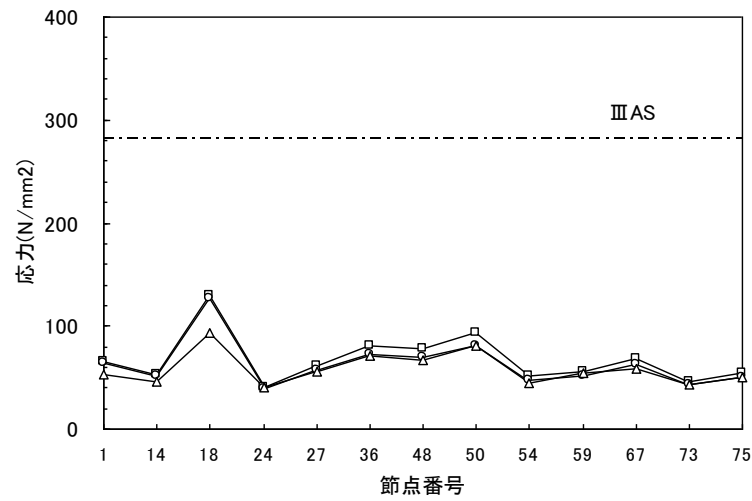
人工波



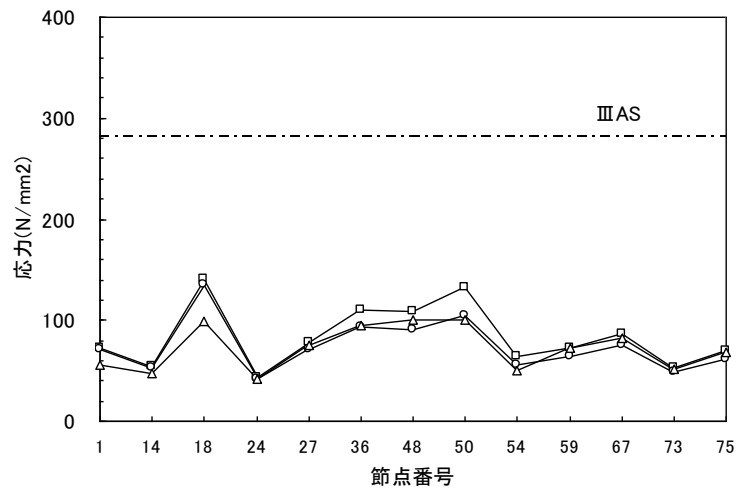
エルセントロ波

図9 主要な部位における発生応力（RHR-001 Aプラント）

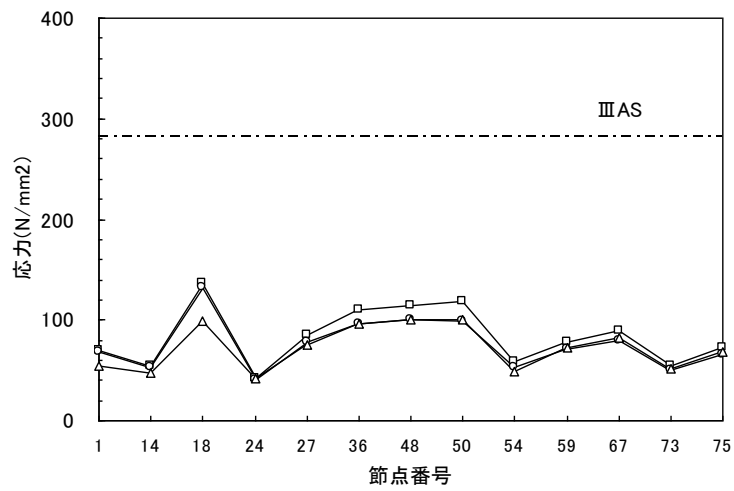
□ 絶対値和法    ○ SRSS法    △ 時刻歴法



兵庫県南部地震 (松村組観測波)



人工波



エルセントロ波

図 10 主要な部位における発生応力 (FDW-001 Bプラント)

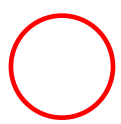
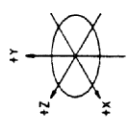
表1 SRSS法と同時入力による時刻歴応答解析法との比較（最大応力発生点）

解析対象配管	入力地震波	最大応力発生点	SRSS法/同時入力
FDW-001 (Aプラント)	松村組観測波	分岐部(節点 No26)	1.08
	人工波	分岐部(節点 No26)	1.08
	エルセントロ波	分岐部(節点 No26)	1.08
MS-001 (Aプラント)	松村組観測波	分岐部(節点 No10)	1.15
	人工波	分岐部(節点 No10)	1.20
	エルセントロ波	分岐部(節点 No10)	1.18
RHR-001 (Aプラント)	松村組観測波	拘束点(節点 No28)	1.15
	人工波	拘束点(節点 No28)	1.15
	エルセントロ波	拘束点(節点 No28)	1.18
FDW-001 (Bプラント)	松村組観測波	拘束点(節点 No18)	1.35
	人工波	拘束点(節点 No18)	1.37
	エルセントロ波	拘束点(節点 No18)	1.34

FDW：給水系配管

MS：主蒸気系配管

RHR：残留熱除去系配管



最大応力発生点

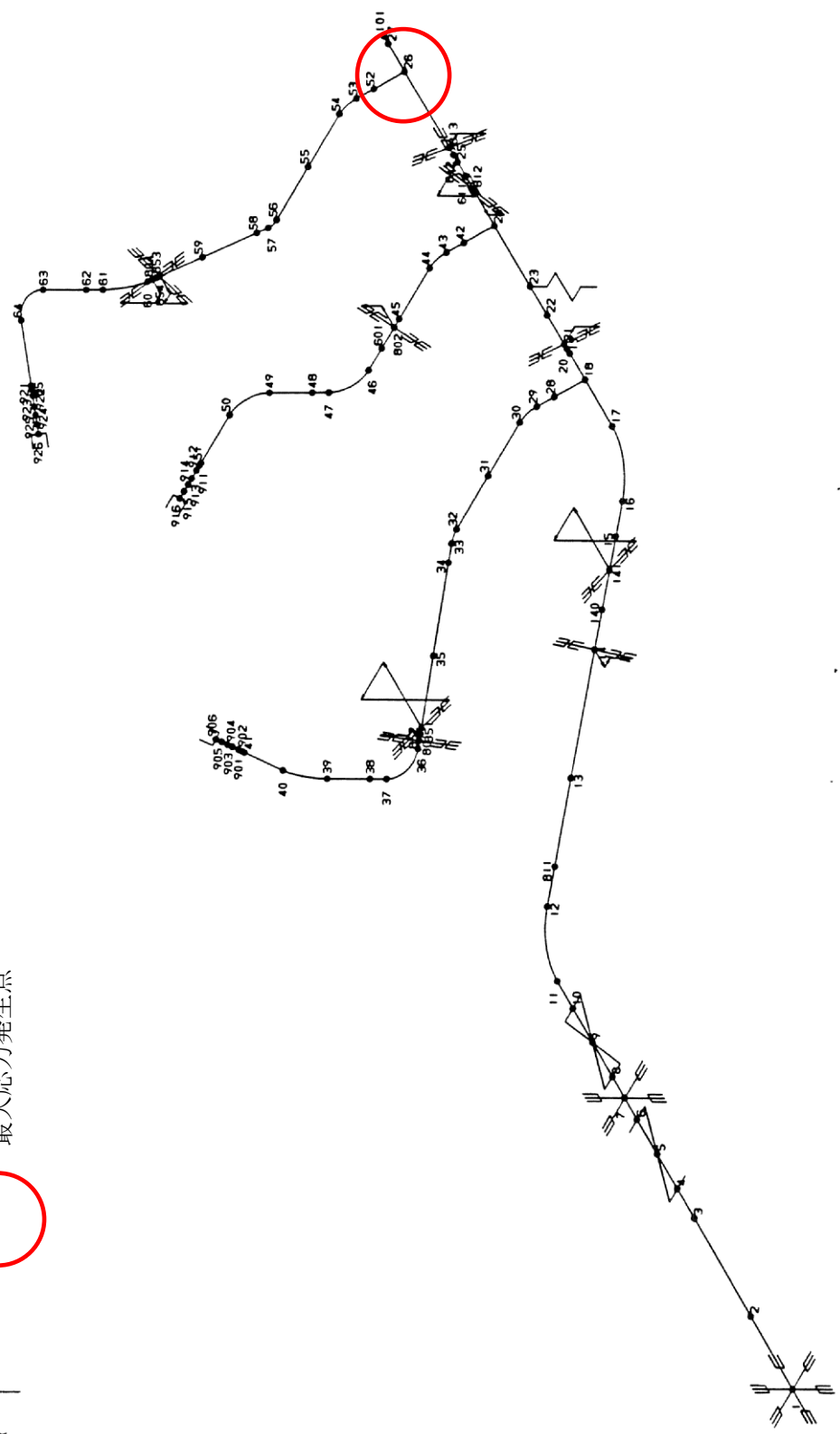


図 11 給水系配管 (FDW-001 A プラント)

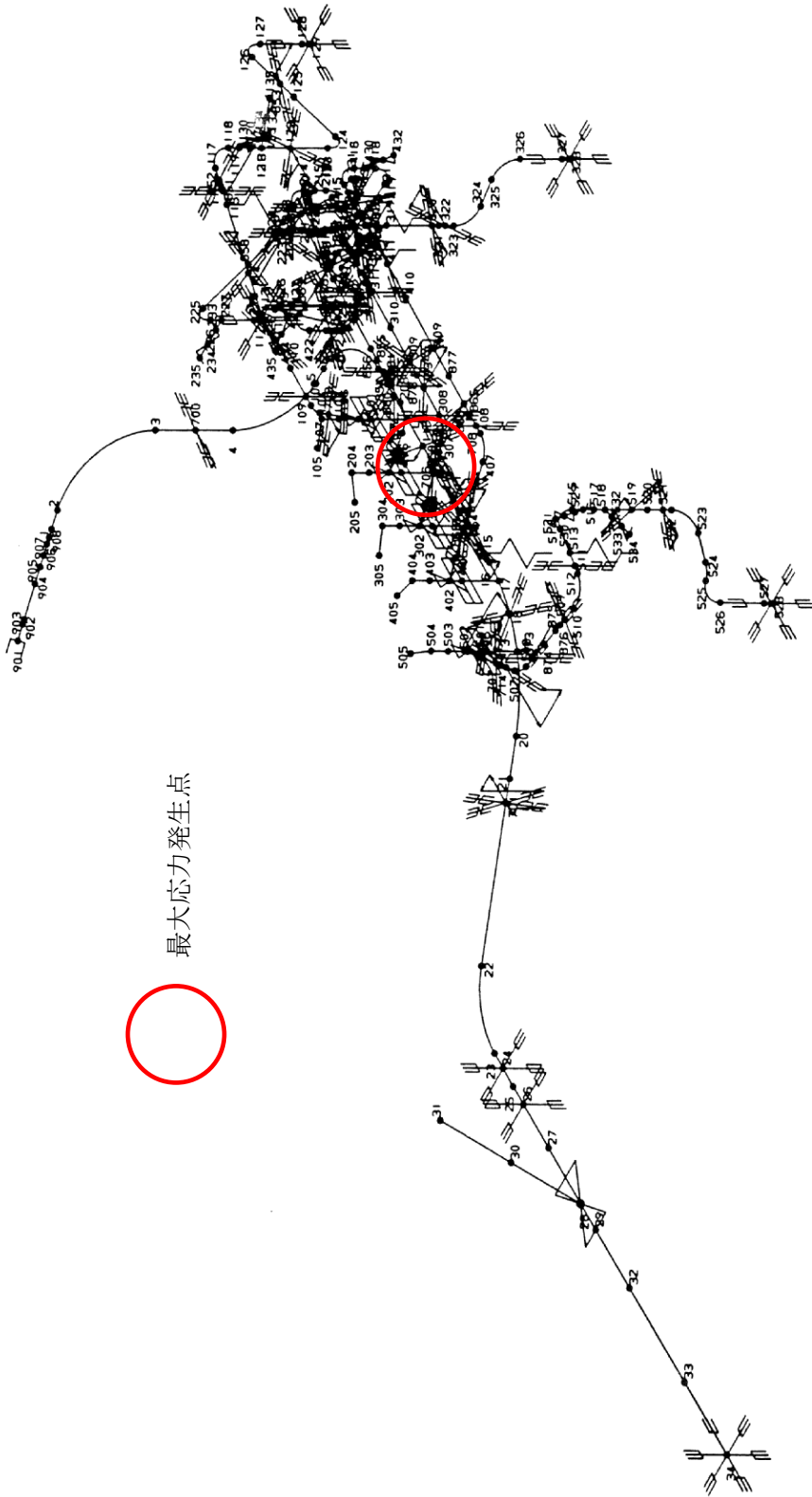
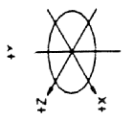


図 12 主蒸気系配管 (MS-001 A プラント)

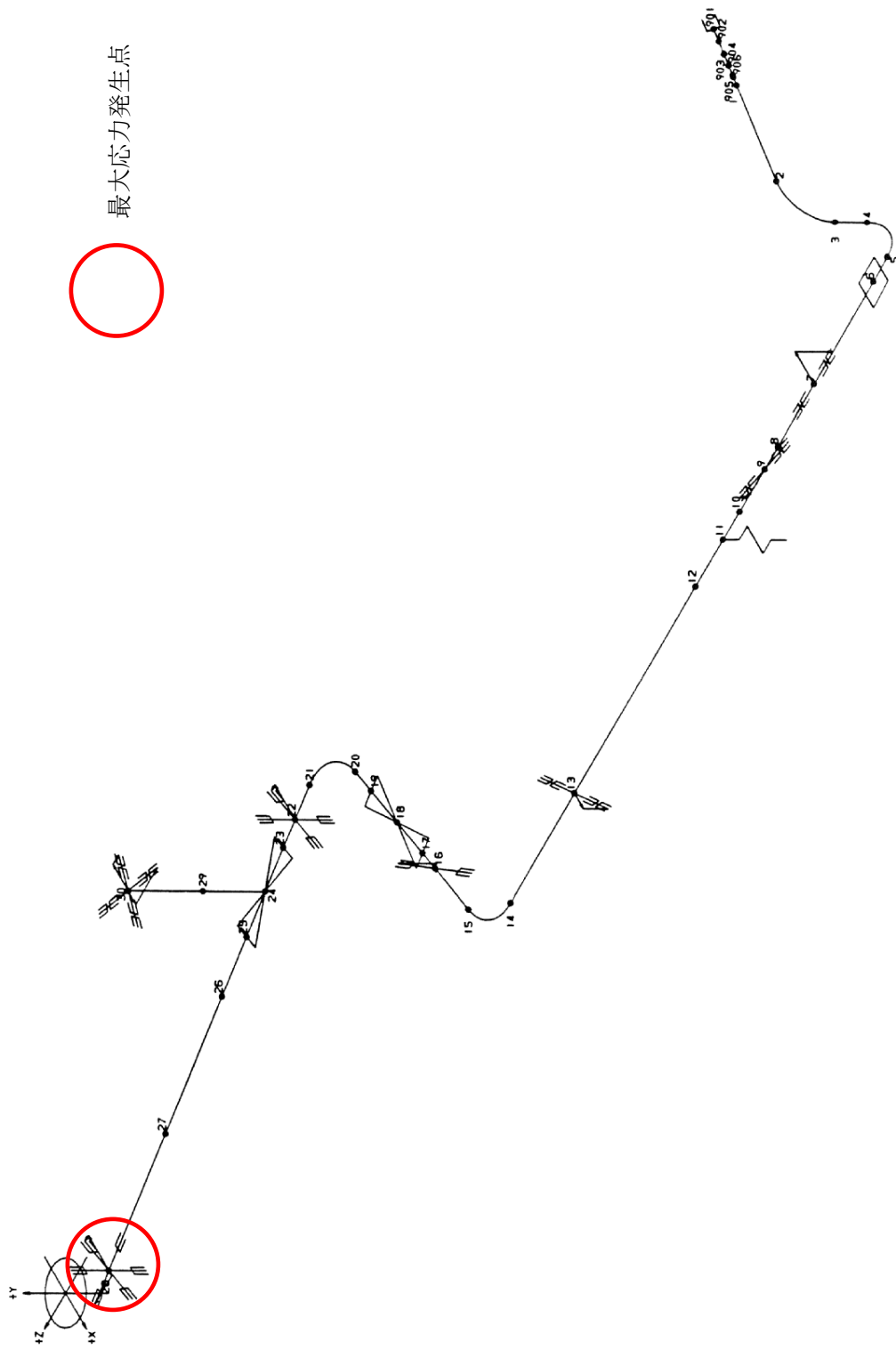
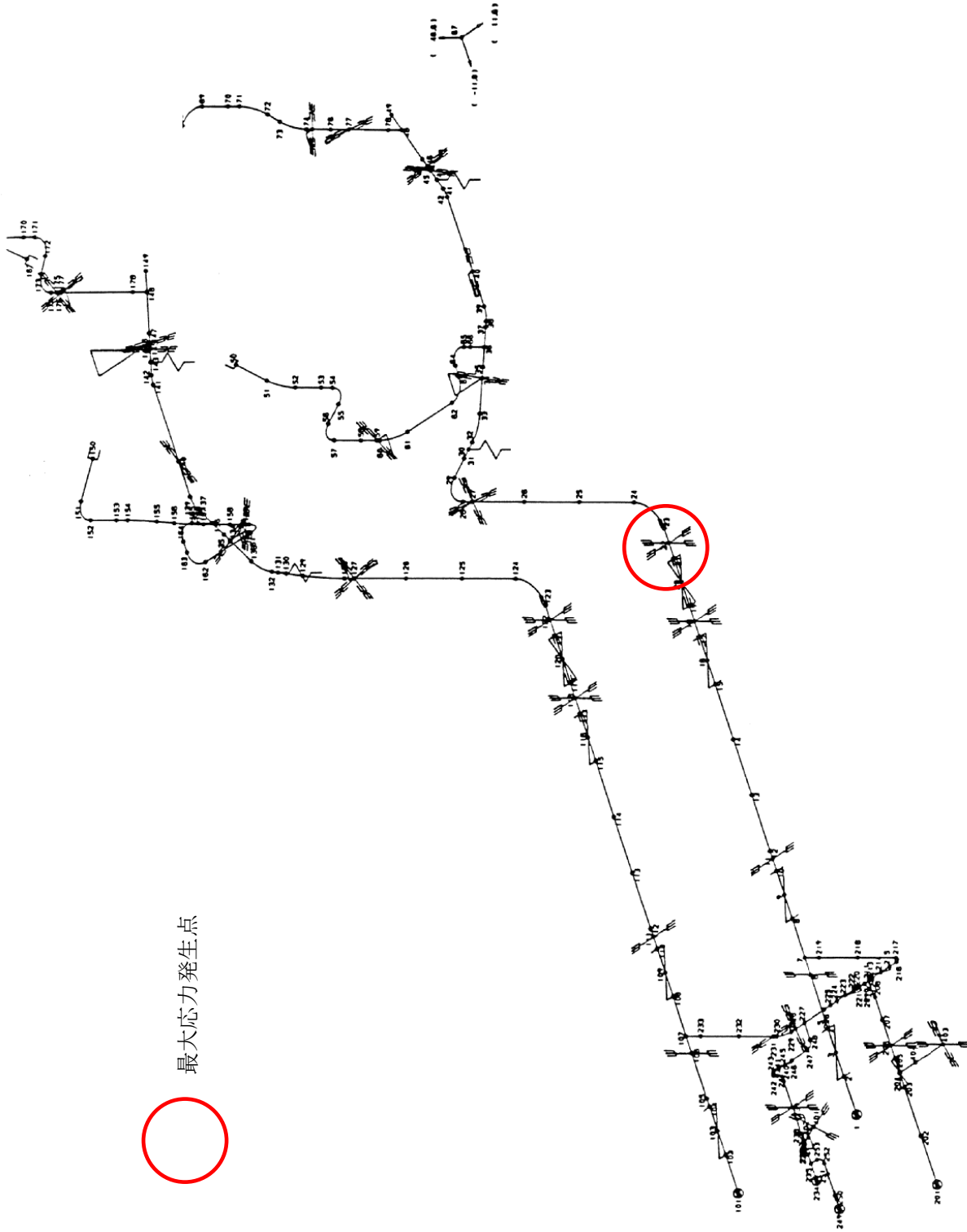


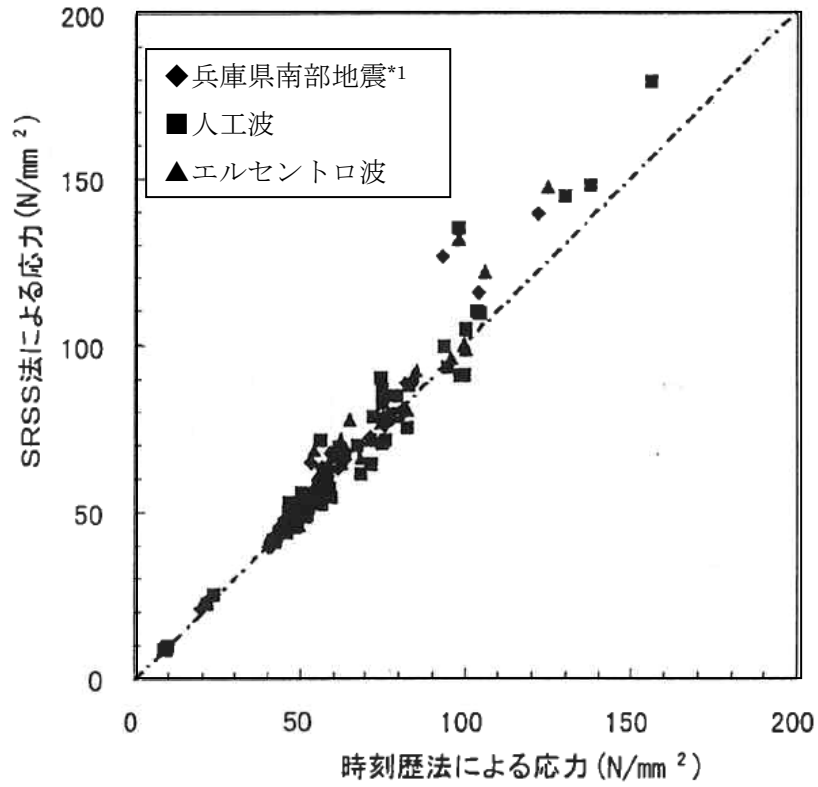
図 13 残留熱除去系配管 (RHR-001 A プラント)



最大応力発生点

図 14 給水系配管 (FDW-001 B プラント)





注記

\* 1 : 松村組観測波

図 15 SRSS 法による応力と時刻歴応答解析法による応力の比較(主要部位)

### 3.2.2 燃料取替機に対する検討

原子力発電技術機構（以下「NUPEC」という。）で検討されている既往知見（参考文献（2））では、BWR の燃料取替機に対して、水平及び鉛直地震動による最大荷重を SRSS 法により組合せた場合と水平及び鉛直方向地震動の同時入力による時刻歴応答解析法により組み合わせた場合との比較検討を以下の通り行っている。

#### （1） 検討対象

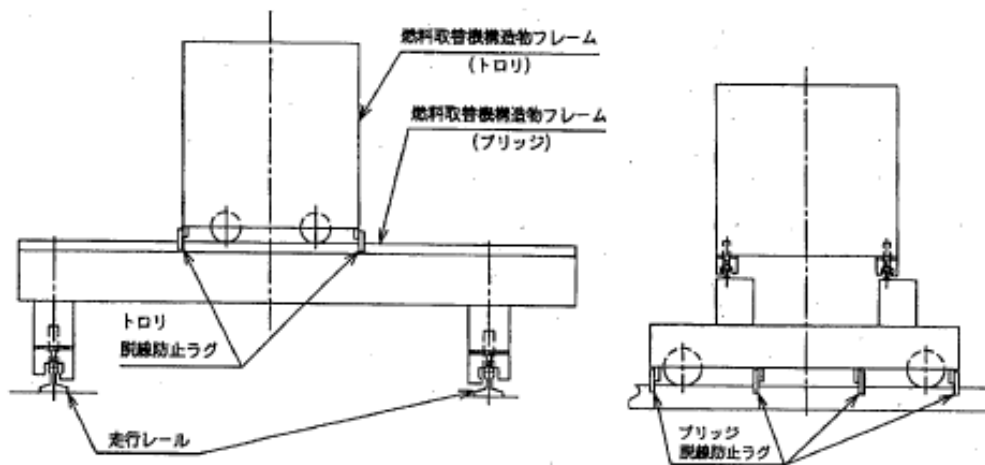
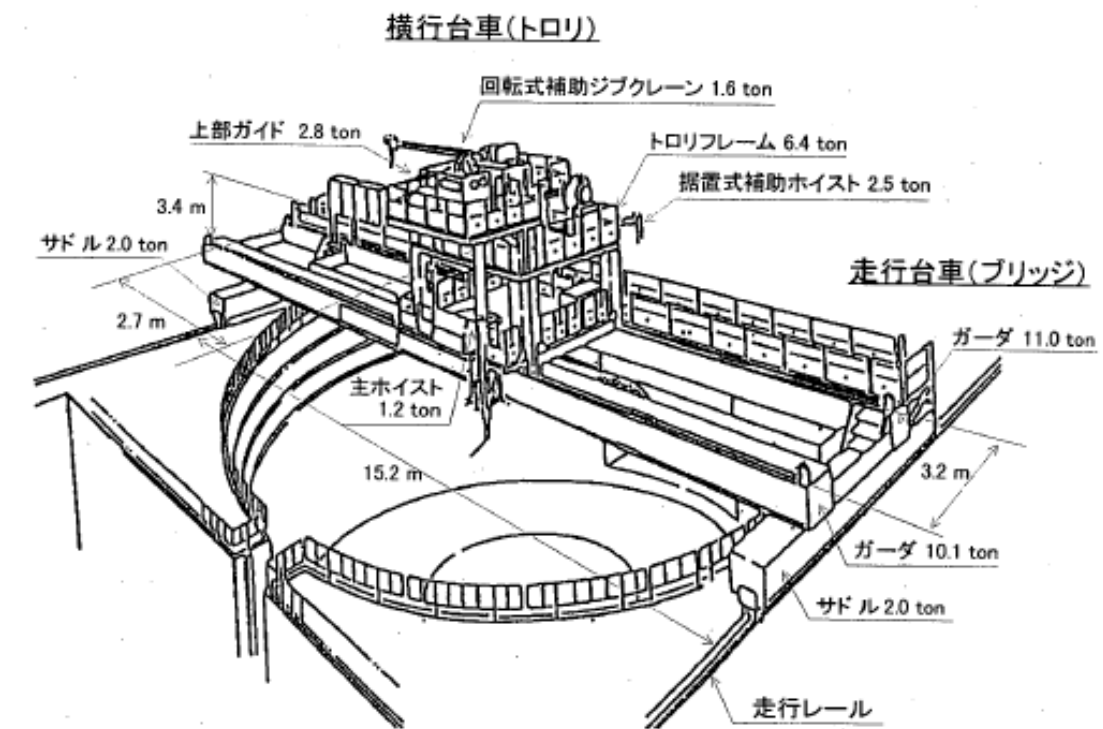
水平及び鉛直地震動の組合せ法についての検討対象とした設備は、上下地震動の影響を受けやすい機器として BWR の燃料取替機を対象としている。対象とした燃料取替機の構造概要を図 16 に、解析モデルを図 17 に示す。

#### （2） 入力地震動と解析ケース

解析に用いた入力地震動について図 18 に示す。また、解析ケースについては表 2 に示す。NUPEC の検討では、入力地震動の影響やトリ位置の影響を検討するため時刻歴解析において単軸入力の解析などのパラメータスタディを実施している。

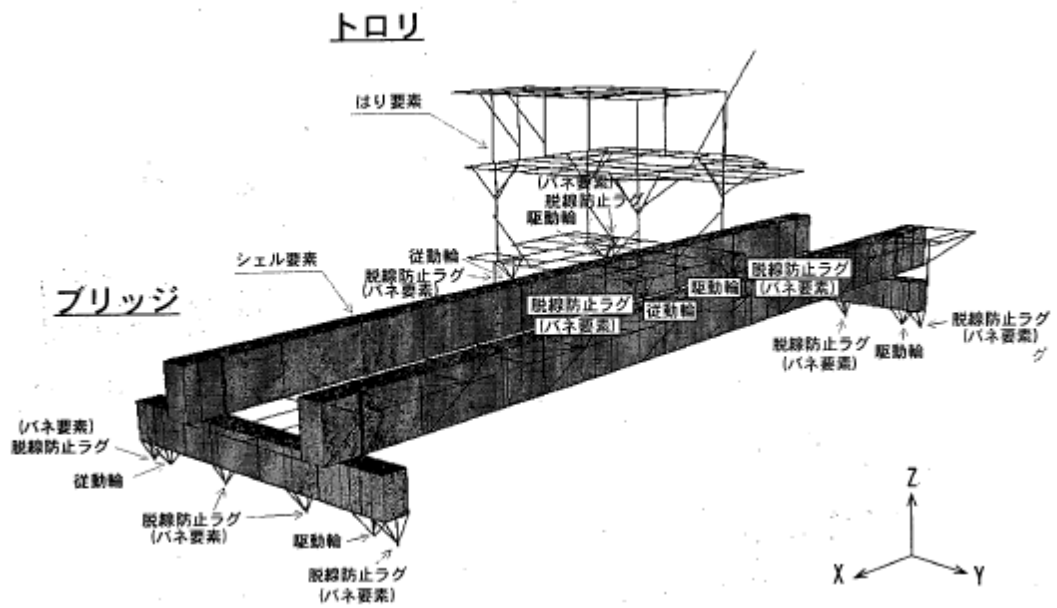
#### （3） 解析結果

表 2 に示した解析ケースのうち、時刻歴解析結果と SRSS 法により組合せた場合の結果（表 2 の赤枠）の比較を図 19, 20 に示す。図 19, 20 に示すとおり、振幅なしのスペクトルを用いた場合の SRSS 法による評価結果は時刻歴解析による評価結果と同程度かこれを上回る結果となっている。

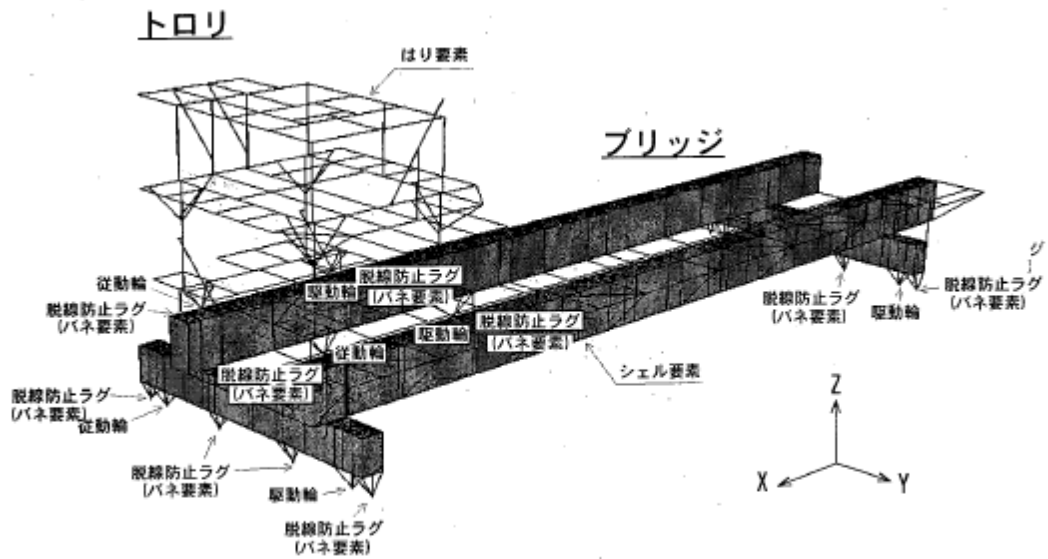


(参考文献 (2) より抜粋)

図 16 燃料取替機の構造概要図



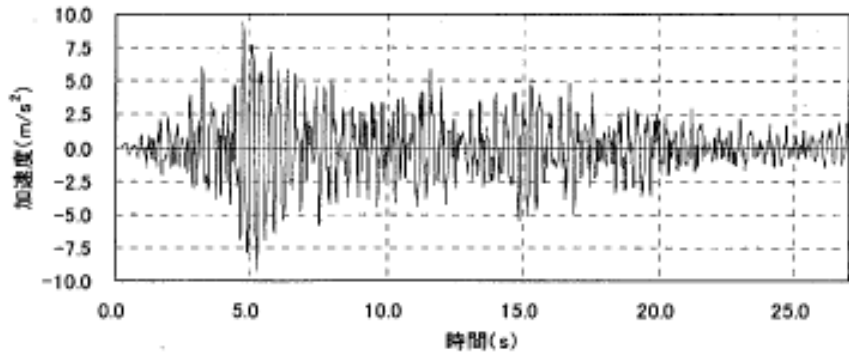
(1) トロリがブリッジの中央にある場合



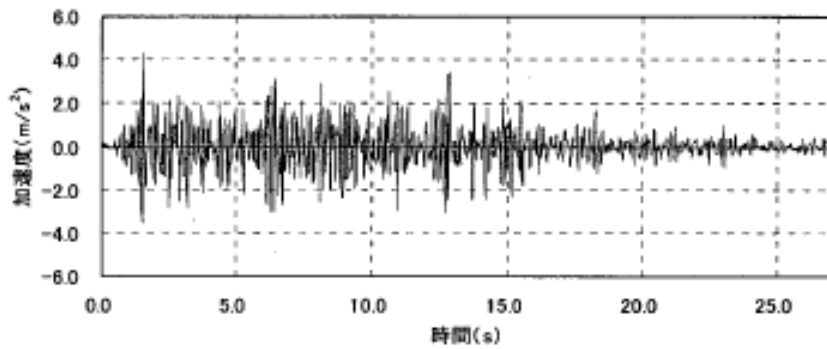
(2) トロリがブリッジの端部にある場合

(参考文献 (2) より抜粋)

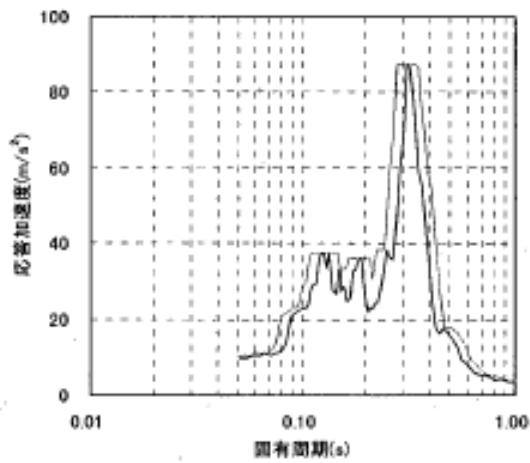
図 17 燃料取替機の解析モデル



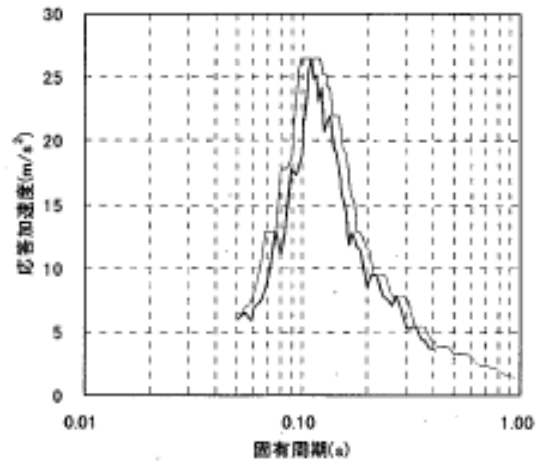
(1) 水平地震動波形



(2) 上下地震動波形



(3) 水平動の加速度応答スペクトル  
(減衰比 2.0%)



(4) 上下動の加速度応答スペクトル  
(減衰比 2.0%)

(参考文献 (2) より抜粋)

注記：本地震動は NUPEC で平成 9 年度に検討した高度化 BWR 型 MARK II 建屋モデルの燃料取替機設置レベルの建屋応答

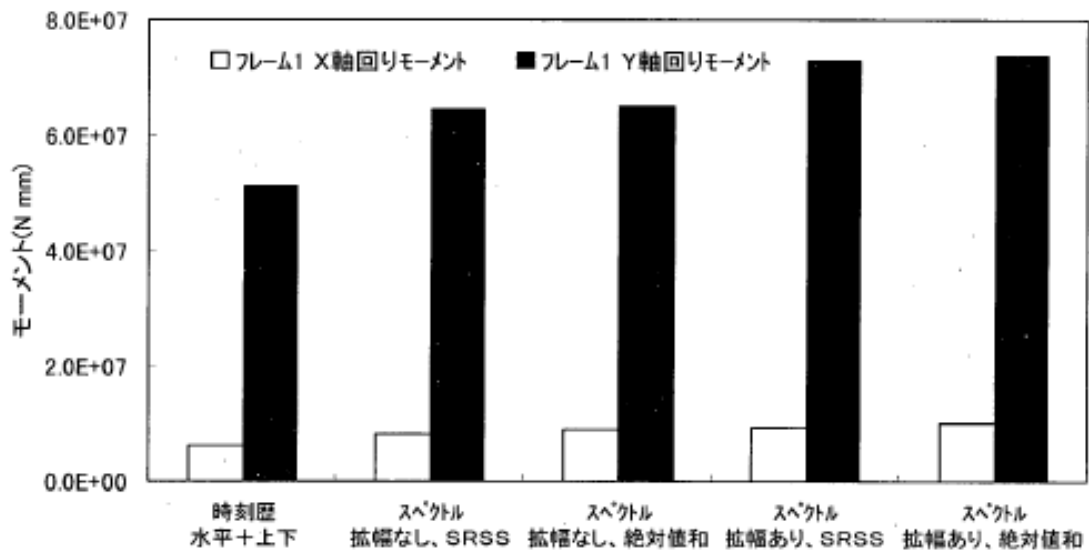
図 18 燃料取替機の解析に適用した入力地震動

表2 燃料取替機の解析ケース

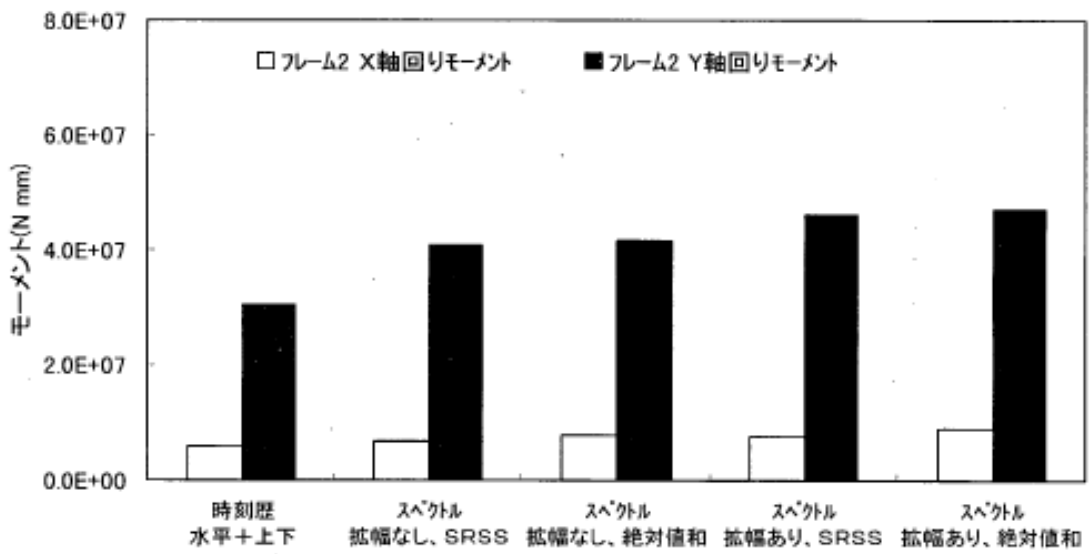
解析方法	荷重の組合せ方法	トロリ位置	床応答スペクトルの拡幅
モーダル時刻歴解析	水平動単独入力	中央	
	上下動単独入力		
	水平動+上下動同時入力		
	水平動単独入力	端	
	上下動単独入力		
応答スペクトル解析	絶対値和法	中央	拡幅なしの床応答スペクトルを使用
	S R S S 法		
	絶対値和法		拡幅ありの床応答スペクトルを使用
	S R S S 法		

(参考文献(2)より抜粋)

     : 図19, 20に示す解析ケース



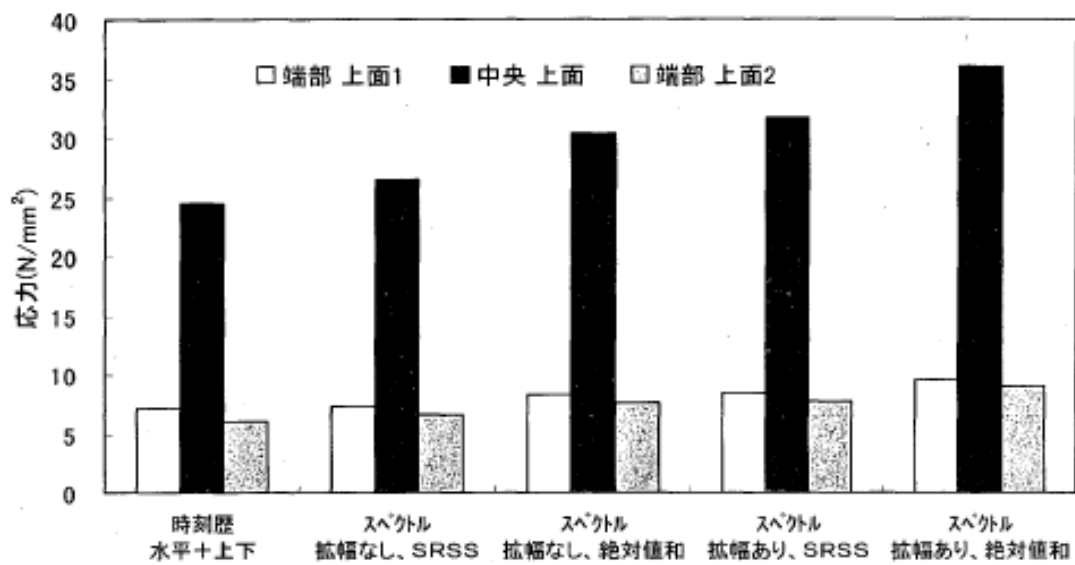
(1) トロリ・フレーム1のモーメント評価結果



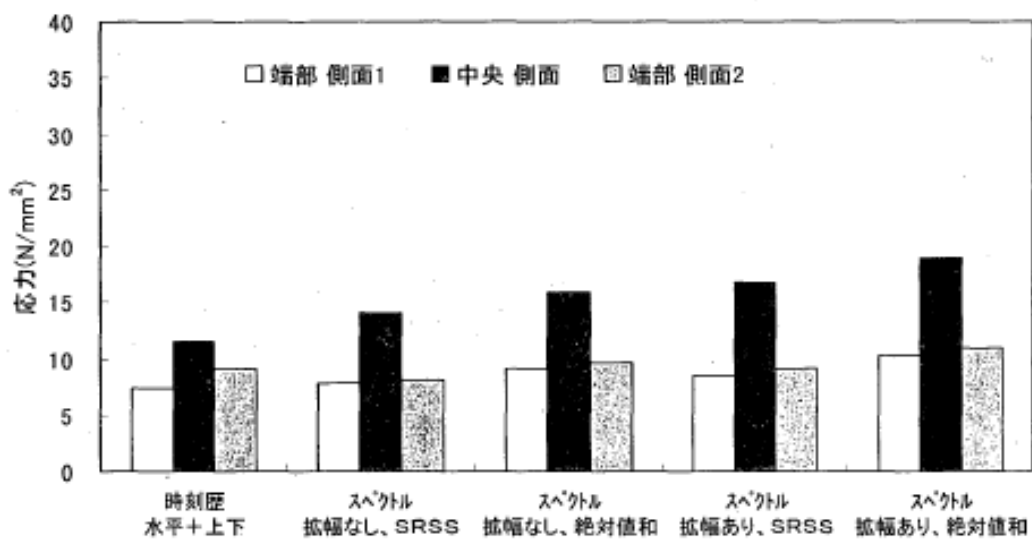
(2) トロリ・フレーム2のモーメント評価結果

(参考文献(2)より抜粋)

図 19 時刻歴応答解析及び応答スペクトル解析によるトロリ・フレームのモーメントの評価結果



(1) ガーダの上面の応力評価結果



(2) ガーダの側面の応力評価結果

(参考文献 (2) より抜粋)

図 20 時刻歴解析及び応答スペクトル解析によるブリッジ・ガーダの応力の評価結果



### 3.3 組合せ係数法の適用及び妥当性

#### 3.3.1 組合せ係数法の適用

機器・配管系の耐震評価において、実挙動を考慮した荷重の組合せ方法としてはSRSS法を適用することを基本とするが、以下に該当する場合は組合せ係数法を適用する。

##### (1) 方向性を考慮する場合

SRSS法を適用する場合、荷重又は応力を二乗和により足し合わせるため、荷重又は応力の向き(±)を考慮することができない。このため、荷重又は応力の向きを考慮した上で実挙動を考慮した荷重を適用する場合は、組合せ係数法を適用する。

<今回設工認における適用対象機器>

原子炉本体の基礎\*、ダイヤフラムフロア\*

\*：耐震評価上、建物・構築物として整理

原子炉本体の基礎の評価概要イメージ図を図13に示す。図13に示す水平方向地震力による荷重(H：原子炉本体の基礎水平方向荷重)と鉛直方向地震力による荷重(V：原子炉本体の基礎鉛直方向荷重)により発生する各成分応力(たて方向応力度 $\sigma_N$ 、円周方向応力度 $\sigma_\theta$ 、面内せん断応力度 $\tau$ )を組合せて評価する。この際、各荷重方向における各成分応力は(式1)～(式3)において応力の向き(±)を考慮したうえで代数和で組み合わせるため、SRSS法が適用できない。

$$\sigma_N = \sigma_N(H) + \sigma_N(V) \quad \dots (式1)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_\theta(H) + \sigma_\theta(V) \quad \dots (式2)$$

$$\tau = \tau(H) + \tau(V) \quad \dots (式3)$$

(式1)～(式3)において応力の向き(±)を考慮して算出した成分応力を用いて、(式4)により応力強さを算出する。

$$\text{組合せ応力度 } \sigma = \sqrt{\sigma_N^2 + \sigma_\theta^2 - \sigma_N \sigma_\theta + 3\tau^2} \quad \dots (式4)$$

組合せ係数法の適用にあたっては、(式1)～(式3)において、水平又は鉛直の地震力による応力( $\sigma_t$ ,  $\sigma_l$ ,  $\tau$ )のいずれかに0.4を乗じて算出した応力強さのうち、最大値を用いて評価する。

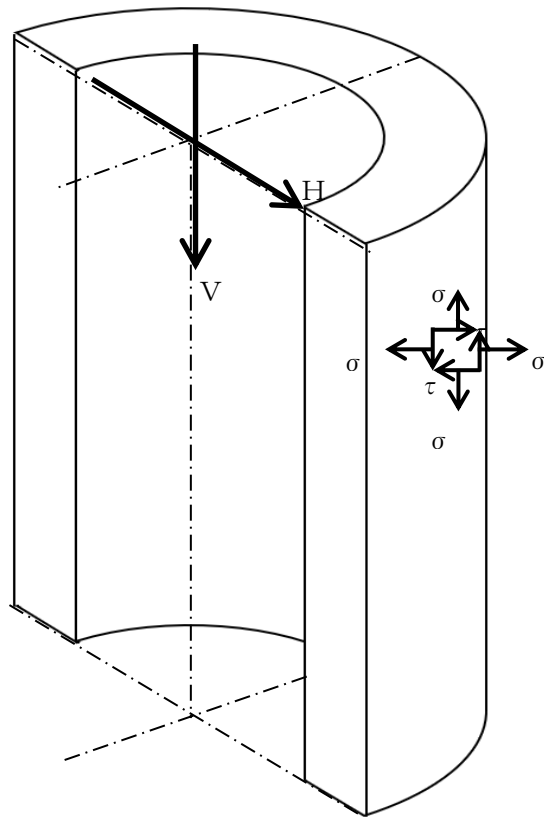


図 13 原子炉本体の基礎の評価概要イメージ図

### 3.3.2 組合せ係数法の妥当性

原子炉補機冷却水ポンプを例として、組合せ係数法及びSRSS法を適用した場合の耐震評価結果の比較を表2に示す。表2において、組合せ係数法による結果はSRSS法に対して同等な結果が得られることを確認した。

表2 組合せ係数法とSRSS法による評価結果

対象設備	部材	応力	荷重の組合せ	算出応力 <sup>*1, 3</sup> (MPa)
原子炉補機冷却水 ポンプ (A), (B), (D), (E)	原動機取付 ボルト	引張	組合せ係数法	7 <sup>*2</sup>
			SRSS法	7

注記\*1：VI-2-5-6-1-2「原子炉補機冷却水ポンプの耐震性についての計算書」における基準地震動S<sub>s</sub>に対する評価条件を適用する。

\*2：組合せ係数0.4を鉛直方向の動的地震力に乗じた結果を示す。

\*3：算出過程について以下に示す。

$$\sigma_b = \frac{F_b}{A_b}$$

【組合せ係数法】

$$F_b = \frac{m \cdot g \cdot (C_H \cdot h + 0.4C_V \cdot l_1) + m \cdot C_P \cdot g \cdot (h + l_1) + M_P - m \cdot g \cdot l_1}{n_f \cdot (l_1 + l_2)}$$

【SRSS法】

$$F_b = \frac{m \cdot g \cdot \sqrt{(C_H \cdot h)^2 + (C_V \cdot l_1)^2} + m \cdot C_P \cdot g \cdot (h + l_1) + M_P - m \cdot g \cdot l_1}{n_f \cdot (l_1 + l_2)}$$

$\sigma_b$ ：ボルトに生じる引張応力

$A_b$ ：ボルトの軸断面積

$g$ ：重力加速度 (=9.80665)

$h$ ：据付面又は取付面から重心までの距離

$C_V$ ：鉛直方向設計震度

$l_1$ ：重心とボルト間の水平方向距離

$l_2$ ：重心とボルト間の水平方向距離

$C_P$ ：ポンプ振動による震度

$M_P$ ：ポンプ回転により作用するモーメント

$n_f$ ：評価上引張力を受けるとして期待するボルトの本数

$F_b$ ：ボルトに作用する引張力

$m$ ：運転時質量

$C_H$ ：水平方向設計震度

4. 柏崎刈羽原子力発電所における水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻の差について

柏崎刈羽原子力発電所における水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻の差について、6号機の原子炉建屋を例に、柏崎刈羽原子力発電所の施設の耐震性評価において支配的な地震動である基準地震動 Ss-1, 2 に対する水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻の差を確認した。ここで、機器・配管系の耐震評価に用いる水平方向の設計用震度は、全ての地震動に対する NS 方向と EW 方向の最大応答加速度を包絡した値を用いることを踏まえ、水平方向の最大応答値の生起時刻については、Ss-1, 2 並びに NS 方向及び EW 方向を通じた最大応答加速度の生起時刻を用いた。

図 21 及び表 3 に示すように、水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻には約 4 秒～約 17 秒の差があり、柏崎刈羽原子力発電所においても水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻には差があることを確認した。

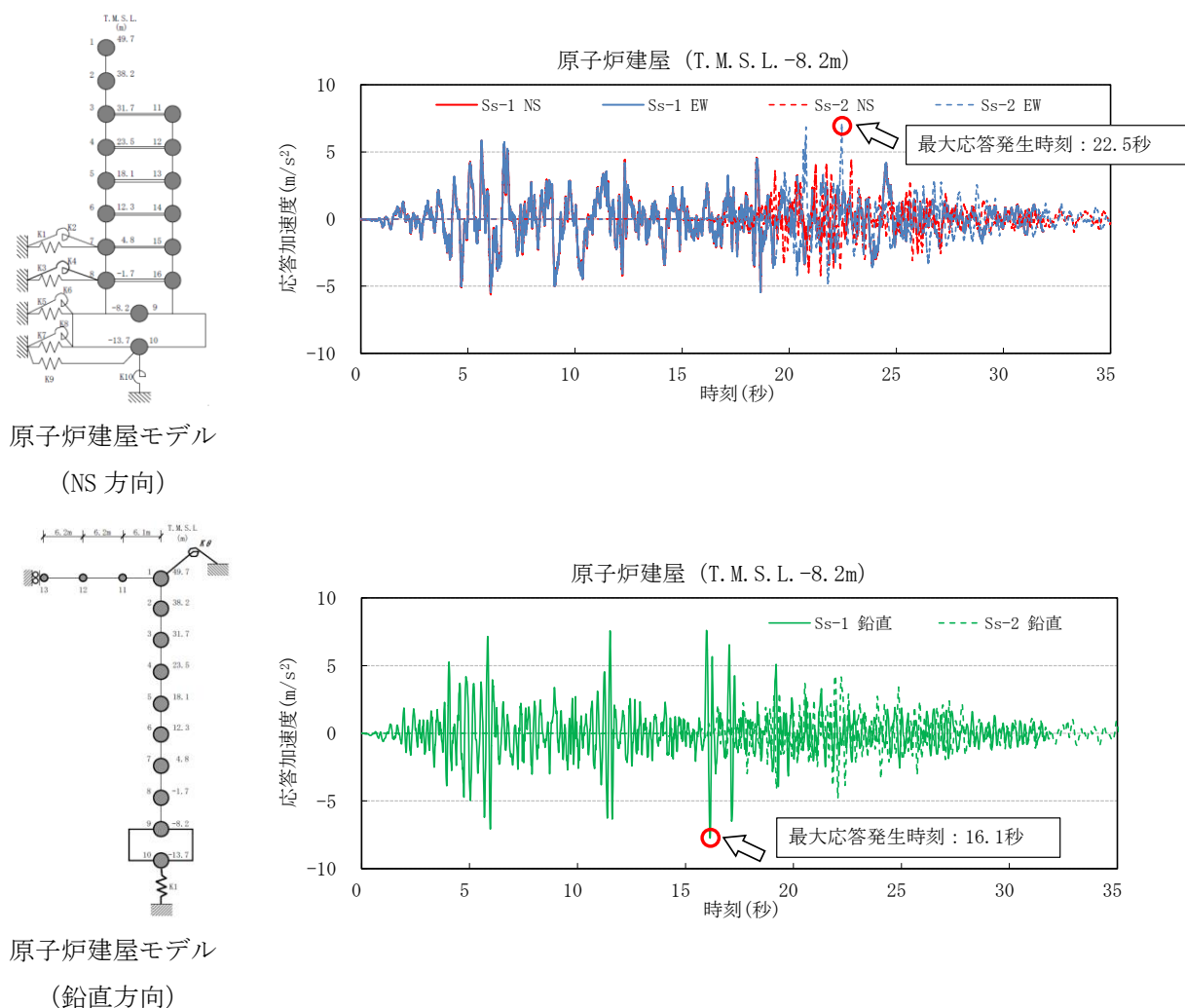


図 21 6号機原子炉建屋の応答値 (T. M. S. L. -8.2m の例)

表 3 最大応答値の生起時刻の差 (6号機原子炉建屋)

標 高 (m)	最大応答値の生起時刻 (秒)		生起時刻の差 (秒)
	水平方向	鉛直方向	
49.7	18.7	5.9	12.8
38.2	18.7	5.9	12.8
31.7	18.7	5.9	12.8
23.5	22.5	5.9	16.6
18.1	22.5	5.9	16.6
12.3	20.8	16.1	4.7
4.8	20.8	16.1	4.7
-1.7	22.4	16.1	6.3
-8.2	22.5	16.1	6.4
-13.7	22.5	16.1	6.4

## 5. まとめ

3.2項に示すとおり、既往知見では柔な配管系及び燃料取替機に対して検討を行っており、時刻歴解析法とSRSS法による応力を比較した結果、SRSS法が保守的な結果を与える傾向であることを確認している。これは柔な設備であっても水平方向及び鉛直方向それぞれの最大応力発生の生起時刻に差があるための結果であることを示している。また、3.3項に示すとおり、組合せ係数法とSRSS法による応力を比較した結果、同等な結果が得られることを確認している。一方、4項や7項で示すとおり、柏崎刈羽原子力発電所6号機の地震応答については、水平方向及び鉛直方向それぞれの最大加速度の生起時刻に差があることを確認している。従って、最大加速度を適用して評価する剛な設備についても水平、鉛直それぞれの最大応答が同時刻に重畳することはないと考えられる。

以上の検討結果より、柏崎刈羽原子力発電所6号機では、水平方向及び鉛直方向の動的地震力の荷重の組合せとしてSRSS法及び組合せ係数法を用いることとする。

## 6. 参考文献

- (1) 電力共通研究「鉛直地震動を受ける設備の耐震評価手法に関する研究(ステップ2)」  
(平成7年～平成10年)
- (2) 「平成10年度 耐震設計高度化調査 原子炉建屋・機器の水平・上下応答特性評価法の調査」(平成11年3月 (財)原子力発電技術機構)

## 7. 参考資料

- (参考) 新潟県中越沖地震による柏崎刈羽原子力発電所の水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻の差について

(参考) 新潟県中越沖地震による柏崎刈羽原子力発電所の水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻の差について

### 1. はじめに

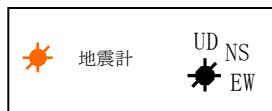
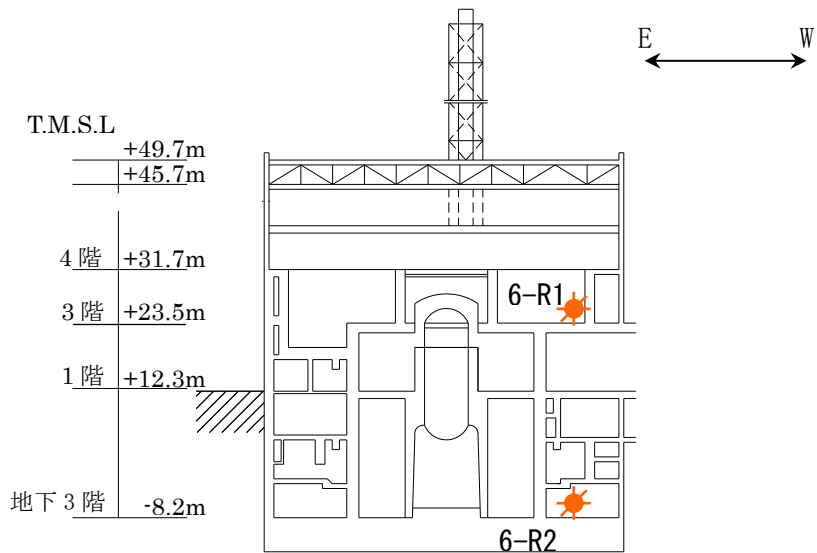
柏崎刈羽原子力発電所では、平成 19 年 7 月 16 日に新潟県中越沖地震による観測記録が得られている。本資料では、新潟県中越沖地震による柏崎刈羽原子力発電所の水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻の差について参考として確認する。

### 2. 確認結果

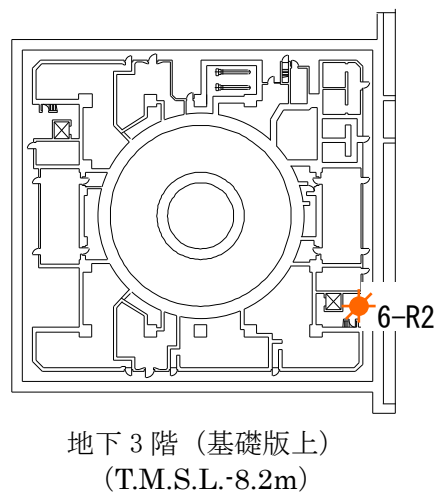
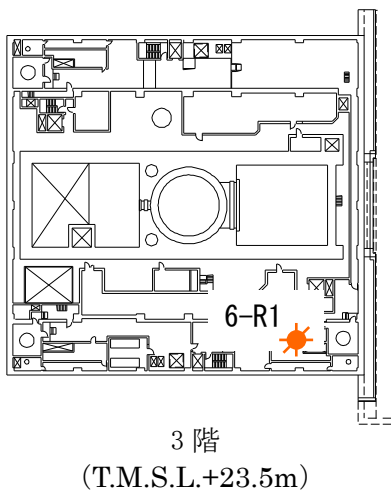
参考表 1 に示すように、水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻には約 1 秒～約 4 秒の差があり、柏崎刈羽原子力発電所において観測された実地震についても、水平方向及び鉛直方向の最大応答値の生起時刻には差があることを確認した。参考図 1 に原子炉建屋の地震計設置位置、参考図 2 に観測記録の加速度時刻歴データを示す。

参考表 1 新潟県中越沖地震の観測記録における最大応答値の生起時刻の差

位置 (m)	最大応答値の生起時刻 (秒)			生起時刻の差 (秒)	
	南北方向 (NS)	東西方向 (EW)	鉛直方向 (UD)	NS-UD	EW-UD
6号機 -8.2	32.3	33.4	34.6	2.3	1.2

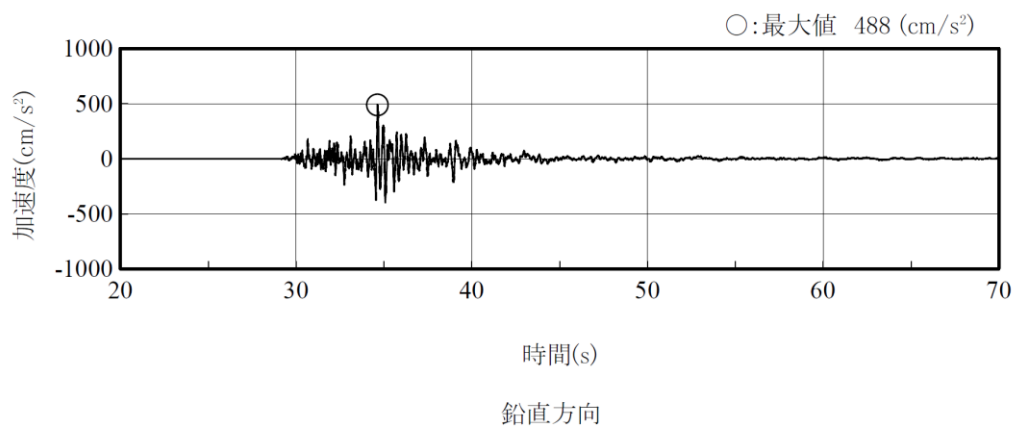
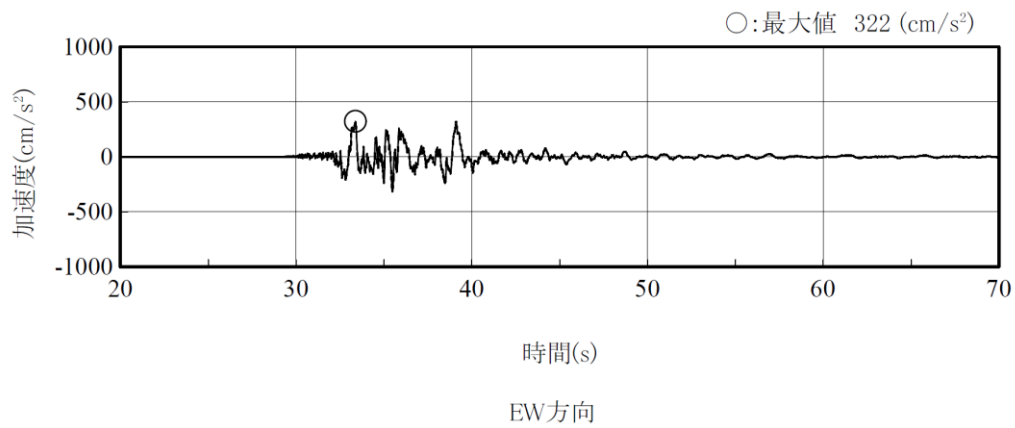
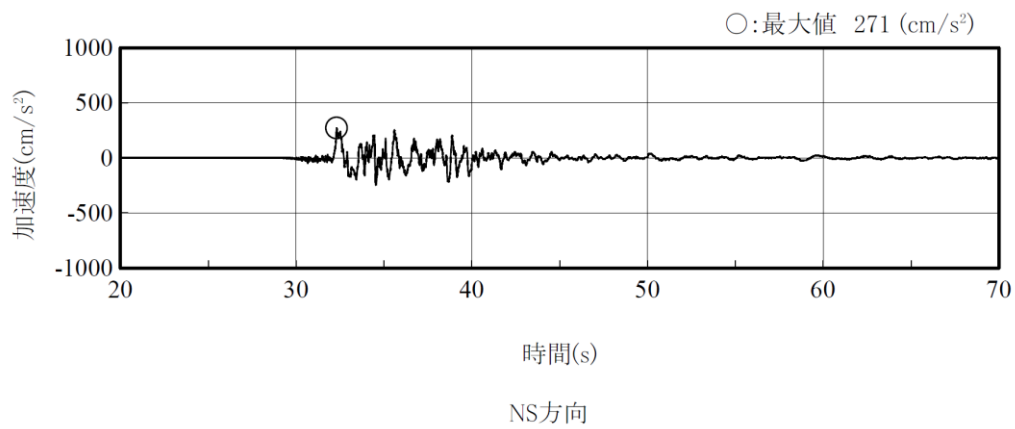


※T.M.S.L.とは、東京湾平均海面のことを指す。



参考図 1 6号機原子炉建屋 地震計設置位置





(記録の主要動を含む 50 秒間を表示)

参考図 2 原子炉建屋基礎上の観測記録 加速度時刻歴波形 (6号機)

(6-R2 : T. M. S. L. -8. 2m)

## 回転体の回転により働くモーメント及び回転体の振動による加速度の考慮について

既工認では、空気圧縮機及び原動機については通常時起動しておらず、地震発生中に運転する可能性は低いと見做され、基礎ボルト、空気圧縮機本体取付ボルト及び原動機取付ボルトの評価において空気圧縮機本体又は原動機の回転により作用するモーメント及び空気圧縮機振動による震度を考慮していない。

しかし、大間 1 号機の建設工認においては、既工認のボルト評価式に対して、空気圧縮機本体又は原動機の回転により作用するモーメントを転倒モーメントに加算し、空気圧縮機振動による震度を重力加速度に対して加算した評価式を用いた保守的な評価を実施している。地震による震度と空気圧縮機振動による震度は周波数成分も異なり、影響は小さいと考えられるが、大間 1 号機の建設工認を踏まえ、今回の応力評価では同様の計算式を用いている。

なお、この計算方法は J E A G 4 6 0 1 に規定されている横形ポンプの評価方法に準拠するものであり、空気圧縮機本体又は原動機の回転により作用するモーメントは軸直角方向転倒の評価でのみ考慮する。ただし、基礎ボルトの評価においては、空気圧縮機本体と原動機が共通の据付台床上にあり、それぞれのモーメントは互いに打ち消しあうため、空気圧縮機本体又は原動機の回転により作用するモーメントを考慮しない。

<既工認における引張力の算出式>

$$F_b = \frac{C_H \cdot m \cdot g \cdot h - (1 - C_V) \cdot m \cdot g \cdot l_1}{n_f \cdot (l_1 + l_2)}$$

<今回設工認における引張力の算出式>

$$F_b = \frac{(C_H + C_{EH}) \cdot m \cdot g \cdot h + M_E - (1 - C_{EV} - C_V) \cdot m \cdot g \cdot l_1}{n_f \cdot (l_1 + l_2)}$$

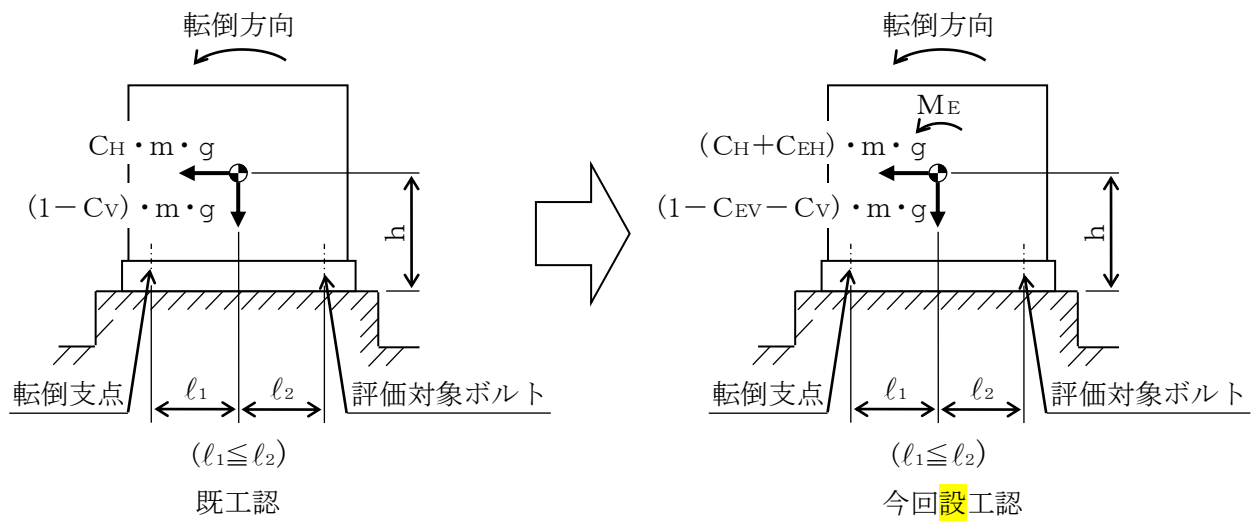


図1 空気圧縮機の転倒モデル（概念図）

記号	記号の説明	単位
$C_{EH}$	空気圧縮機振動による水平方向震度	—
$C_{EV}$	空気圧縮機振動による鉛直方向震度	—
$C_H$	水平方向設計震度	—
$C_V$	鉛直方向設計震度	—
$F_b$	ボルトに作用する引張力（1本当たり）	N
$g$	重力加速度（=9.80665）	m/s <sup>2</sup>
$h$	据付面又は取付面から重心までの距離	mm
$l_1$	重心とボルト間の水平方向距離*	mm
$l_2$	重心とボルト間の水平方向距離*	mm
$M_E$	空気圧縮機又は原動機の回転により作用するモーメント	N・mm
$m$	運転時質量	kg
$n_f$	評価上引張力を受けるとして期待するボルトの本数	—

注記\*： $l_1 \leq l_2$

## 下部ドライウェルアクセストンネルの応力評価へのスペクトルモーダル解析の適用

## 1. 概要

下部ドライウェルアクセストンネルの耐震評価は、既工認において、静解析による評価にて耐震計算を実施していたが、柏崎刈羽 7 号機の新規制基準対応工認での実績を踏まえて、スペクトルモーダル解析による評価に変更する。

なお、下部ドライウェルアクセストンネルの応力評価へのスペクトルモーダル解析の適用は、大間 1 号機の建設工認において適用実績のある手法である。

## 2. 既工認と今回設工認の変更点

下部ドライウェルアクセストンネルの構造図を図 1 に、解析モデルを図 2 に示す。下部ドライウェルアクセストンネルは図 1 に示すとおり、原子炉本体の基礎及び原子炉格納容器に支持される。解析モデルは図 2 に示すとおり、1/2 モデルの 3 次元シェルモデルとしてモデル化している。図 1, 2 に示した下部ドライウェルアクセストンネルの構造及び解析モデルについては、既工認と今回設工認で差異はない。

今回設工認で変更しているのは、図 2 の解析モデルを用いた地震応答解析を静解析からスペクトルモーダル解析に変更した点のみである。既工認及び今回設工認の評価方法を表 1 に示す。

下部ドライウェルアクセストンネルは柔構造であるものの、既工認においては代表的な振動モード（ビーム振動）が静荷重を荷重した場合と等価な変形を生じるモードであり、それ以外のオーバル形振動のモードは発生応力への寄与が小さいと考えられたため、簡便に静解析による評価を実施していた。

今回設工認では、重大事故等時において下部ドライウェルアクセストンネル全体が水没することとなったため、耐震評価で考慮する内部水重量が増加し、固有周期が柔側にシフトすることが予想され、加えて評価圧力として原子炉格納容器の限界圧力 2Pd (620kPa) を考慮することとなり、評価条件としても厳しくなる見込みであったことから、精緻な評価を行うためスペクトルモーダル解析による評価に変更したものである。

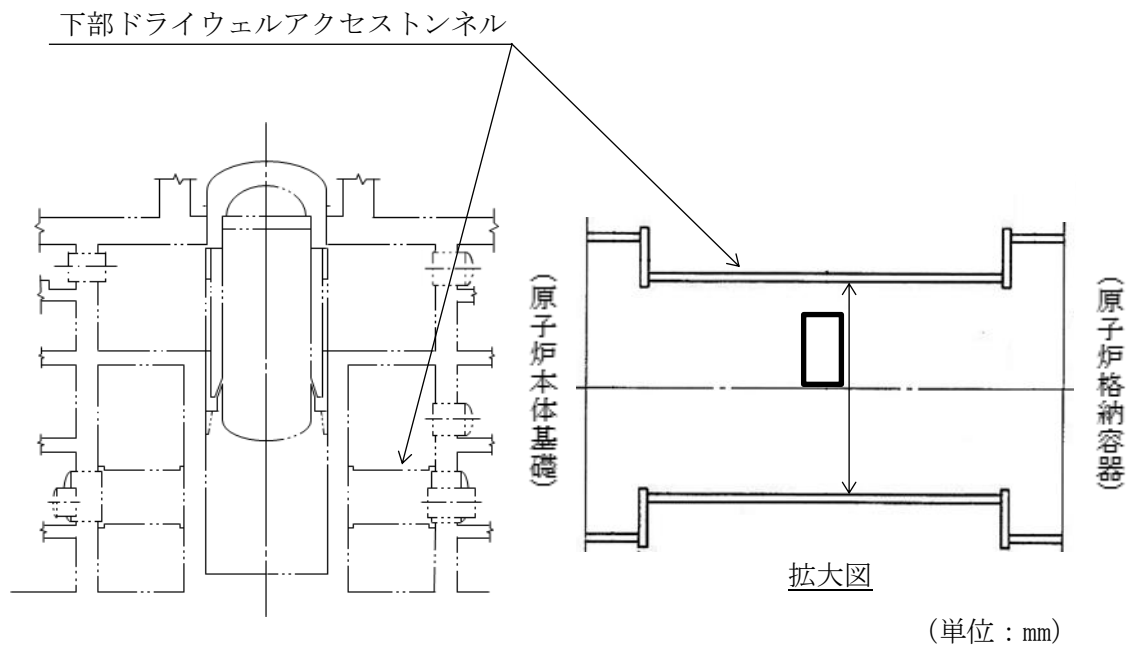


図1 下部ドライウェルアクセストンネル構造図

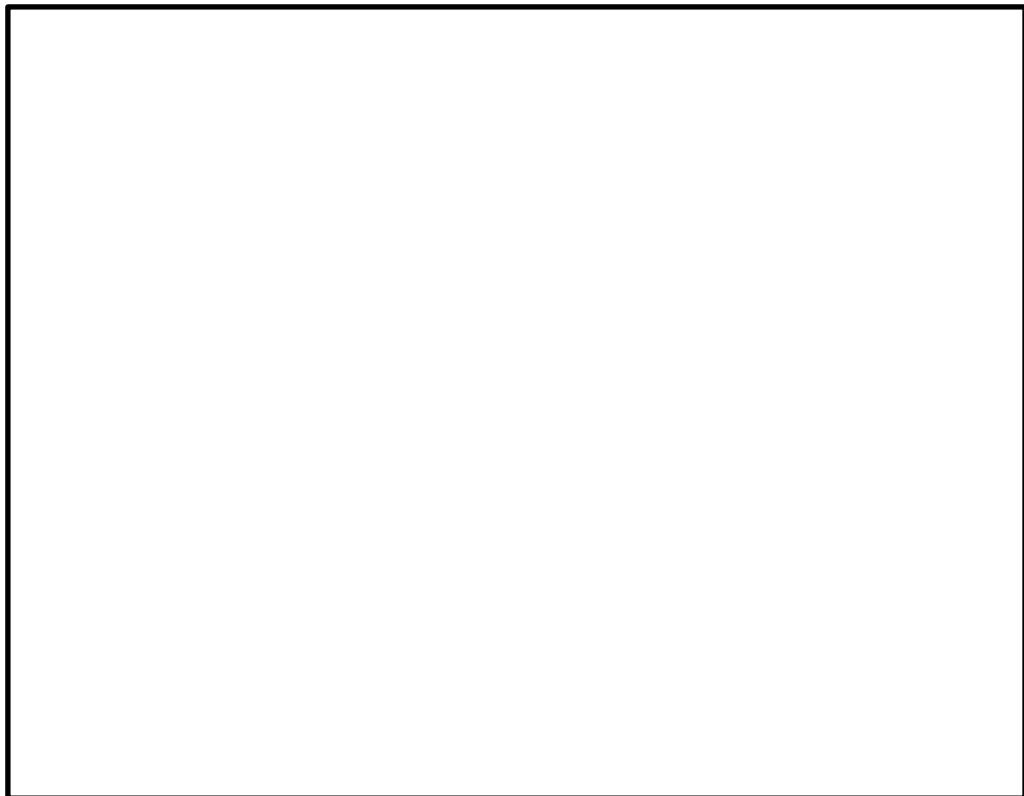


図2 下部ドライウェルアクセストンネル解析モデル

表 1 既工認及び今回設工認の評価方法の比較

項目		既工認	今回設工認
解析手法		静解析	スペクトルモーダル解析
解析モデル		3次元シェルモデル	
地震力	水平	動的地震力*	動的地震力 (FRS)
	鉛直	静的地震力	
減衰定数	水平	—	1.0 %
	鉛直		

注記\* : 代表的な振動モードの固有周期に対し, 設計用床応答曲線より得られる震度。

### 地震応答解析結果を引用している設備の整理

#### 1. はじめに

今回設工認における耐震計算書においては、基本的に地震応答解析、応力解析のモデル、方法、結果を記載している。しかしながら、一部の設備（炉心支持構造物等）については、他の耐震計算書等にて得られた結果を引用しているため、地震応答解析のモデル、結果を記載していない。他の耐震計算書等から地震応答解析結果を引用している設備について整理する。

#### 2. 他の耐震計算書等から地震応答解析結果を引用している設備について

他の耐震計算書等から地震応答解析結果を引用している設備を抽出し、引用している地震応答解析結果を記載している計算書を整理した結果を表1に示す。

表1 他の耐震計算書等から地震応答解析結果を引用している設備の整理(1/2)

対象設備		応答解析方法	応答解析結果を記載している計算書	
炉心	燃料集合体	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-3-1 炉心、原子炉圧力容器及び圧力容器内部構造物の地震応答計算書	
炉心支持構造物	炉心シュラウド	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-3-1 炉心、原子炉圧力容器及び圧力容器内部構造物の地震応答計算書	
	シュラウドサポート			
	上部格子板			
	炉心支持板			
	燃料支持金具			
	制御棒案内管			
原子炉圧力容器	胴板	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-2-4 原子炉本体の基礎の地震応答計算書 VI-2-3-1 炉心、原子炉圧力容器及び圧力容器内部構造物の地震応答計算書	
	下部鏡板			
	制御棒駆動機構ハウジング貫通孔			
	原子炉圧力容器スタビライザブラケット			
		蒸気乾燥器支持ブラケット		
		給水スパージャブラケット	配管の3次元はりモデル解析	VI-2-3-3-3 給水スパージャの応力計算書
	低圧注水スパージャブラケット	配管の3次元はりモデル解析	VI-2-3-3-3 低圧注水スパージャの応力計算書	
原子炉圧力容器支持構造物	原子炉圧力容器スカート	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-2-4 原子炉本体の基礎の地震応答計算書	
	原子炉圧力容器基礎ボルト			
原子炉圧力容器付属構造物	原子炉圧力容器スタビライザ	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-2-4 原子炉本体の基礎の地震応答計算書	
	制御棒駆動機構ハウジングレストレイントビーム	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-3-1 炉心、原子炉圧力容器及び圧力容器内部構造物の地震応答計算書	
	原子炉冷却材再循環ポンプモータケーシング			
原子炉圧力容器内部構造物	蒸気乾燥器ユニット及び蒸気乾燥器ハウジング	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-3-1 炉心、原子炉圧力容器及び圧力容器内部構造物の地震応答計算書	
	気水分離器及びスタンドパイプ			
	シュラウドヘッド			
制御材	ボロンカーバイド型制御棒	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-3-1 炉心、原子炉圧力容器及び圧力容器内部構造物の地震応答計算書	
制御材駆動装置	制御棒駆動機構	原子炉建屋－大型機器連成解析	VI-2-3-1 炉心、原子炉圧力容器及び圧力容器内部構造物の地震応答計算書	



表1 他の耐震計算書等から地震応答解析結果を引用している設備の整理(2/2)

対象設備		応答解析方法	応答解析結果を記載している計算書
原子炉格納容器	原子炉格納容器ライナ部	原子炉格納容器ライナ部のひずみ	VI-2-9-2-1 原子炉格納容器コンクリート部の耐震性についての計算書
	原子炉格納容器配管貫通部	配管の3次元はりモデル解析	VI-2-5-1 管の耐震性についての計算書 (原子炉冷却材の循環設備 復水給水系) 管の耐震性についての計算書 (原子炉冷却材浄化設備 原子炉冷却材浄化系) VI-2-5-2-1-2 管の耐震性についての計算書 (主蒸気系) VI-2-5-3-1-5 管の耐震性についての計算書 (残留熱除去系) VI-2-5-4-1-4 管の耐震性についての計算書 (高圧炉心注水系) VI-2-5-4-2-5 管の耐震性についての計算書 (原子炉隔離時冷却系) VI-2-5-6-1-6 管の耐震性についての計算書 (原子炉補機冷却水系及び原子炉補機冷却海水系) VI-2-6-4-1-3 管の耐震性についての計算書 (ほう酸水注入系) VI-2-6-6-1-1 管の耐震性についての計算書 (高圧窒素ガス供給系) VI-2-9-4-5-2-1 管の耐震性についての計算書 (可燃性ガス濃度制御系) VI-2-9-4-6-1-1 管の耐震性についての計算書 (不活性ガス系)
	ドライウエル上鏡	原子炉建屋一大型機器連成解析	VI-2-2-4 原子炉本体の基礎の地震応答計算書
	クエンチャサポート基礎	配管の3次元はりモデル解析	VI-2-5-2-1-2 管の耐震性についての計算書 (主蒸気系)
	圧力低減設備その他の安全設備	ダイヤフラムフロア	原子炉建屋一大型機器連成解析
間接支持構造物	原子炉本体基礎	原子炉建屋一大型機器連成解析	VI-2-2-4 原子炉本体の基礎の地震応答計算書
波及的影響に係る耐震評価を実施する設備	原子炉遮蔽壁	原子炉建屋一大型機器連成解析	VI-2-2-4 原子炉本体の基礎の地震応答計算書