

14. ドレン移送ポンプの耐震性についての計算書に関する補足説明資料

## ドレン移送ポンプ加振試験について

### 1. 試験概要

ドレン移送ポンプは横型のポンプであるが、原動機であるモータと一体構造となっており、J E A G 4 6 0 1 における適用形式が異なることから、機能確認済加速度を用いた評価とすることができない。そのため、機能確認済加速度を設定することを目的とし、IMV 株式会社所有の加振設備を用いて柏崎刈羽原子力発電所 7 号機向けのポンプと同型式のポンプを加振した。ポンプの断面図を図 1-1 に示す。試験方法としては振動特性把握試験を実施し、固有振動数を求め、剛構造であることを確認した後、機器の据付位置における機能維持評価用加速度を包絡する加振波で加振試験を実施した。また、加振試験に加え、加振試験後の性能試験及び性能試験後の分解点検を実施することで健全性を確認している。振動試験装置外観を図 1-2、加振台仕様を表 1-1 に示す。また、試験体と実機の主な仕様の比較を表 1-2 に示す。

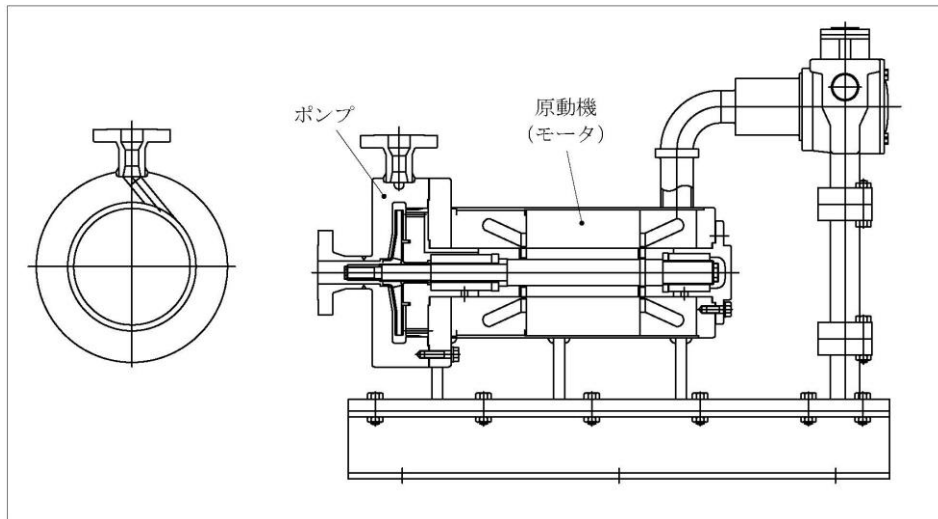


図 1-1 ドレン移送ポンプ断面図

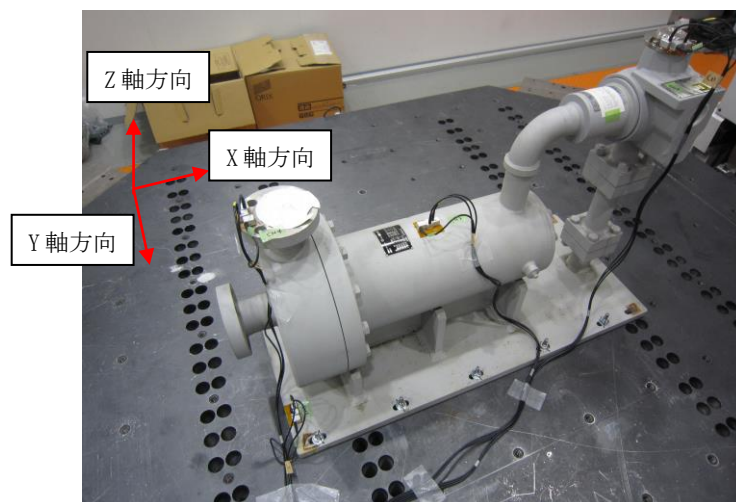





図 1-2 振動試験装置外観

表 1-1 加振台仕様

寸法	2500 [mm] × 2500 [mm]	
最大積載量	2.5t	
運転周波数帯域	0 - 100 Hz	
最大加速度	X 方向	47 [m/s <sup>2</sup> ]
	Y 方向	60 [m/s <sup>2</sup> ]
	Z 方向	28.5 [m/s <sup>2</sup> ]

表 1-2 ドレン移送ポンプの主な仕様の比較

仕様		試験体	実機
外径寸法			同左
重量			同左
ポンプ	種類	うず巻形	同左
	容量	10m <sup>3</sup> /h	同左
原動機	種類	誘導電動機	同左
	出力		同左

## 2. 振動特性把握試験

### 2.1 試験方法

ポンプの各計測位置に 1 軸計測可能な計測センサーを 3 つ (X, Y, Z) 取付け、加振波として 5Hz から 100Hz までの範囲でランダム波を使用した各軸単独加振を実施し、応答加速度から周波数応答関数を得て、固有周期について求める。計測センサー取付位置を図 2-1 から図 2-3 に示す。

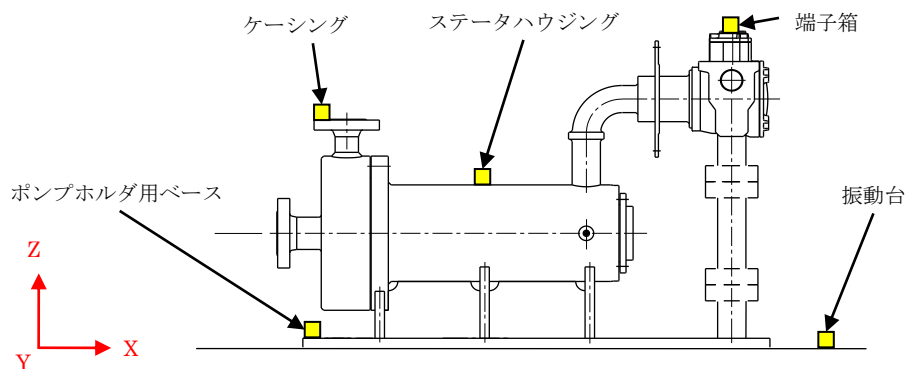


図 2-1 計測センサー取付位置 (その 1)

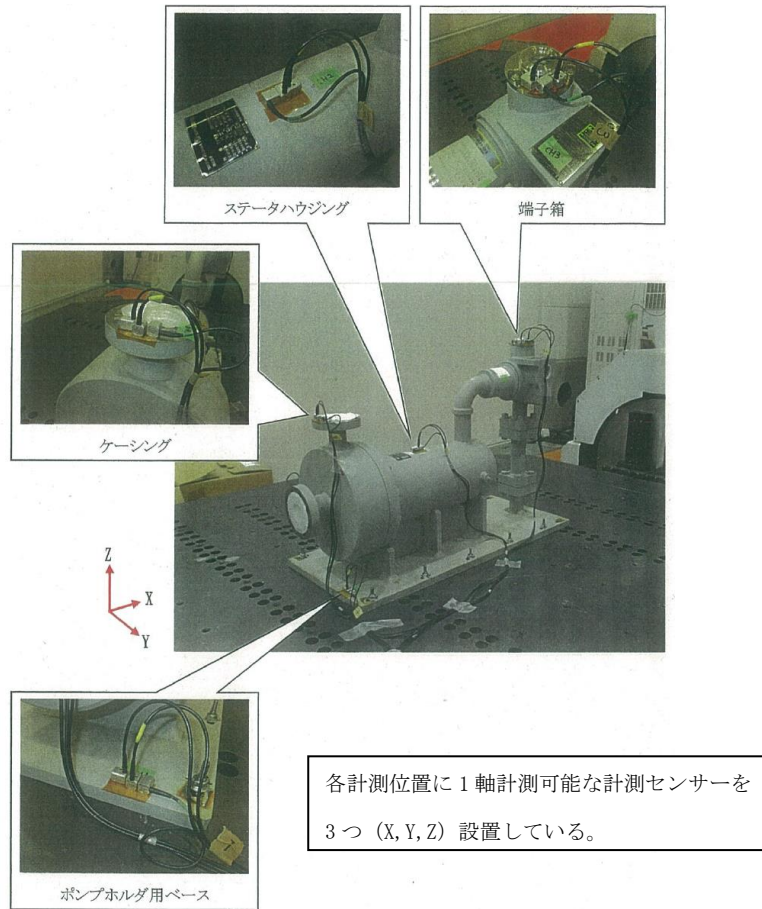


図 2-2 計測センサー取付位置 (その 2)

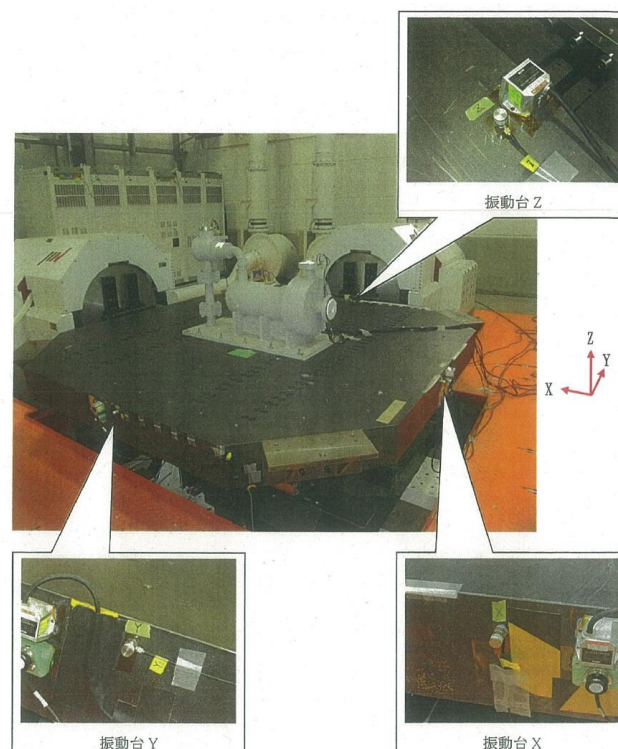
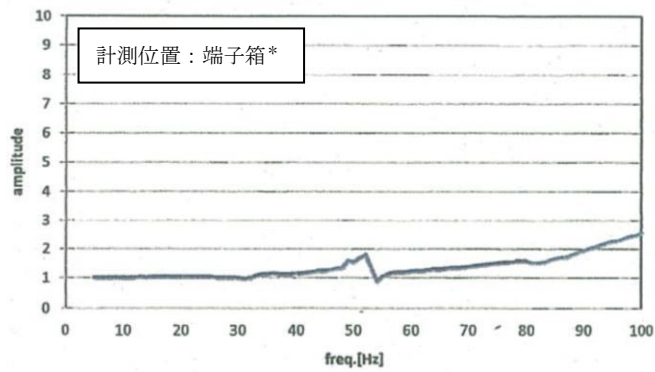


図 2-3 計測センサー取付位置 (その 3)

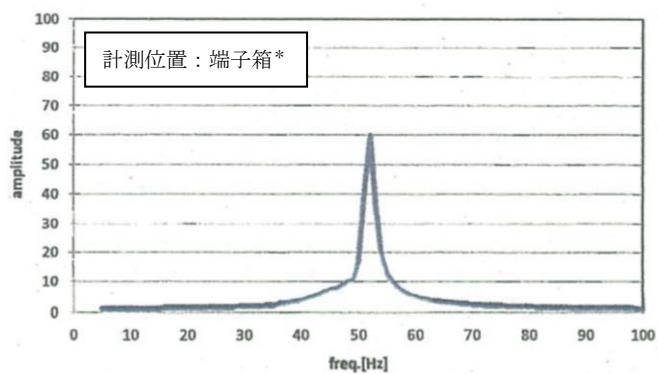
## 2.2 試験結果

試験により得られた周波数応答関数を図 2-4 に、各軸方向の固有周期を表 2-1 に示す。各軸方向について剛構造と見なせる固有周期 0.05 秒を十分に下回る結果が得られた。



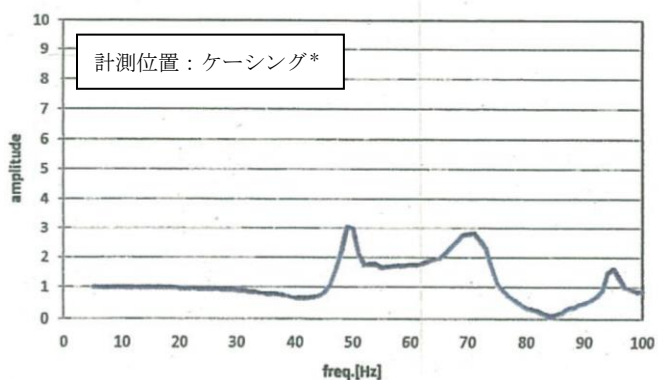
a. 水平 X 方向

卓越振動数		
	振動数	応答倍率
1	52	1.78
2	—	—
3	—	—
4	—	—
5	—	—



b. 水平 Y 方向

卓越振動数		
	振動数	応答倍率
1	52	59.80
2	—	—
3	—	—
4	—	—
5	—	—



c. 鉛直 Z 方向

卓越振動数		
	振動数	応答倍率
1	49	3.02
2	71	2.77
3	95	1.60
4	—	—
5	—	—

注記\*：各計測位置のうち、応答が卓越しているものを代表で記載。

図 2-4 周波数応答関数

表 2-1 各軸方向での固有周期

方向	固有周期(s)	固有振動数(Hz)
X	0.019	52
Y	0.019	52
Z	0.020	49

### 3. 加振試験

#### 3.1 試験方法

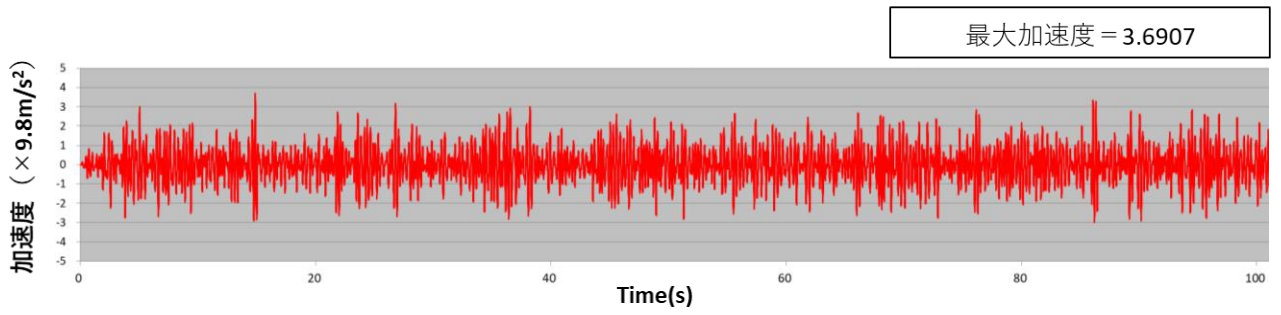
「2.2 試験結果」で示しているように、機器の固有周期は 0.05 秒を下回っており、剛構造と見なせることから、機器据付位置における機能維持評価用加速度を包絡するような加振波を生成し、加振試験を実施する。加振波は水平（前後）＋水平（左右）＋鉛直方向を加振方向として、次のように生成される。

- ・ 機器据付位置における設計用床応答曲線と等価な試験用床応答曲線を設定し、ランダム波を作成する。
- ・ 作成されたランダム波を入力とした加振台の時刻歴加速度波形から床応答曲線に変換し、試験用床応答曲線と比較する。
- ・ ここで加振台での床応答曲線が試験用床応答曲線を満足する場合、これを最終的な入力加振波とする。満足していない場合、ランダム波を補正し、再度確認するプロセスを繰り返して試験用床応答曲線を満足する入力加振波を作成する。

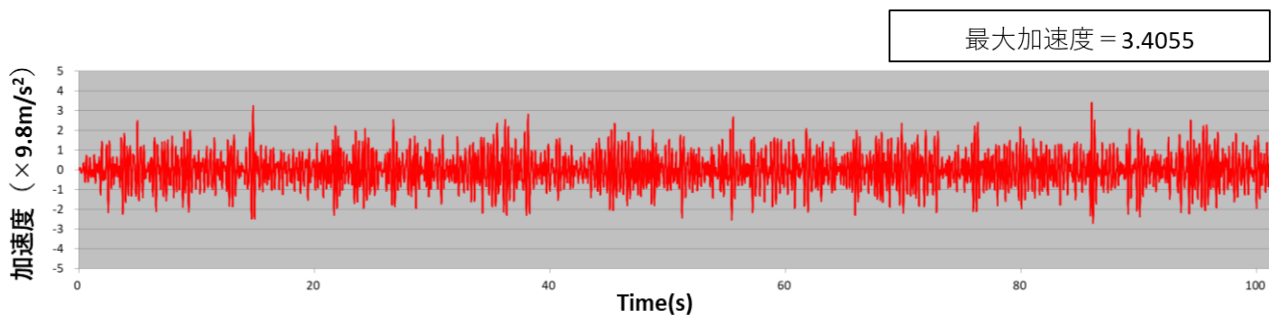
加振試験における試験条件を表 3-1 に、加振波を図 3-1 に示す。

表 3-1 加振試験条件

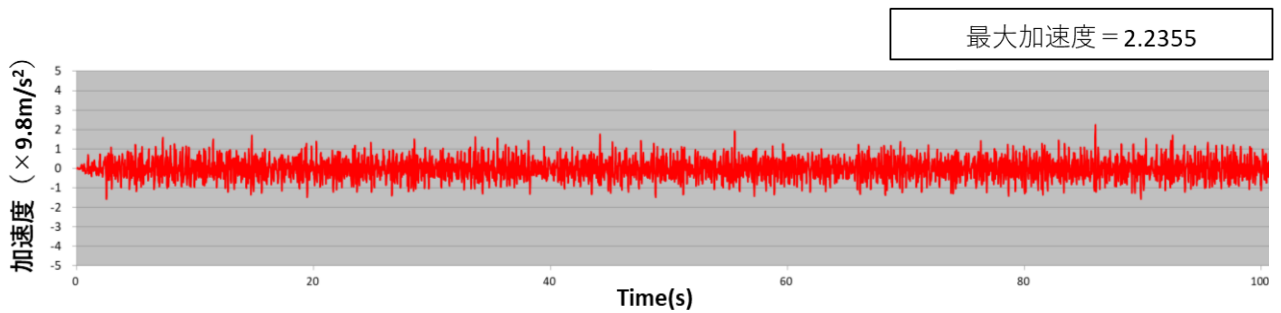
項目	試験条件
加振地震波	ランダム波
加振方向	水平 2 方向，鉛直方向の 3 軸同時加振
運転状態	停止中加振
取付状態	加振台上に設置された台板にボルトにて取り付け
試験回数	1 回



a. 水平 X 方向



b. 水平 Y 方向



c. 鉛直 Z 方向

図 3-1 加振試験に用いた加振波（加振台上での計測データ）の加速度時刻歴波形

### 3.2 試験結果

以下について機器に異常がないことを確認し、本試験において加振台での最大加速度を小数点以下第2位で切捨てた値を機能確認済加速度とした。

図 3-2 に設計用床応答曲線及び加振台床応答曲線を示す。また、加振試験後の性能試験結果を図 3-3 に示す。

- (1) 加振台への時刻歴入力 of 最大加速度が機器据付位置における機能維持評価用加速度以上であること。(表 3-2 参照)
- (2) 加振試験後に亀裂等がないこと。
- (3) 加振試験後にケーシング等のボルトに緩み・脱落が無いこと。
- (4) 加振試験後にポンプ取付ボルトの緩みが無いこと。
- (5) 加振試験後の性能試験において、機器の健全性及びに動作性に異常のないこと。
  - a. 性能試験時に吐出量  $10\text{m}^3/\text{h}$  ( $\approx 166[\text{l}/\text{min}]$ ) で、全揚程が  $50\text{m}$  以上あること。
  - b. 性能試験時の騒音が許容値以下  であること。
  - c. 性能試験時の振動が許容値以下  であること。
- (6) 性能試験後の分解点検において、内部構造物に割れ等の異常がないこと。

表 3-2 機能維持評価用加速度と試験時の機能確認済加速度との比較

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

方向	機能維持評価用加速度	機能確認済加速度	加振台加振試験時 最大応答加速度
X	3.16	3.6	3.6907
Y	3.16	3.4	3.4055
Z	1.42	2.2	2.2355

### 3.3 まとめ

加振試験で水平方向は  $3.4 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 、鉛直方向は  $2.2 \times 9.8 \text{ m/s}^2$  まで問題ないことを確認した。また、加振試験後に亀裂やボルトの緩みが無いこと及び性能試験において機器の健全性及びに動作性に異常のないこと(図 3-3 参照)を確認し、ドレン移送ポンプの動的機能が維持されることを確認した。



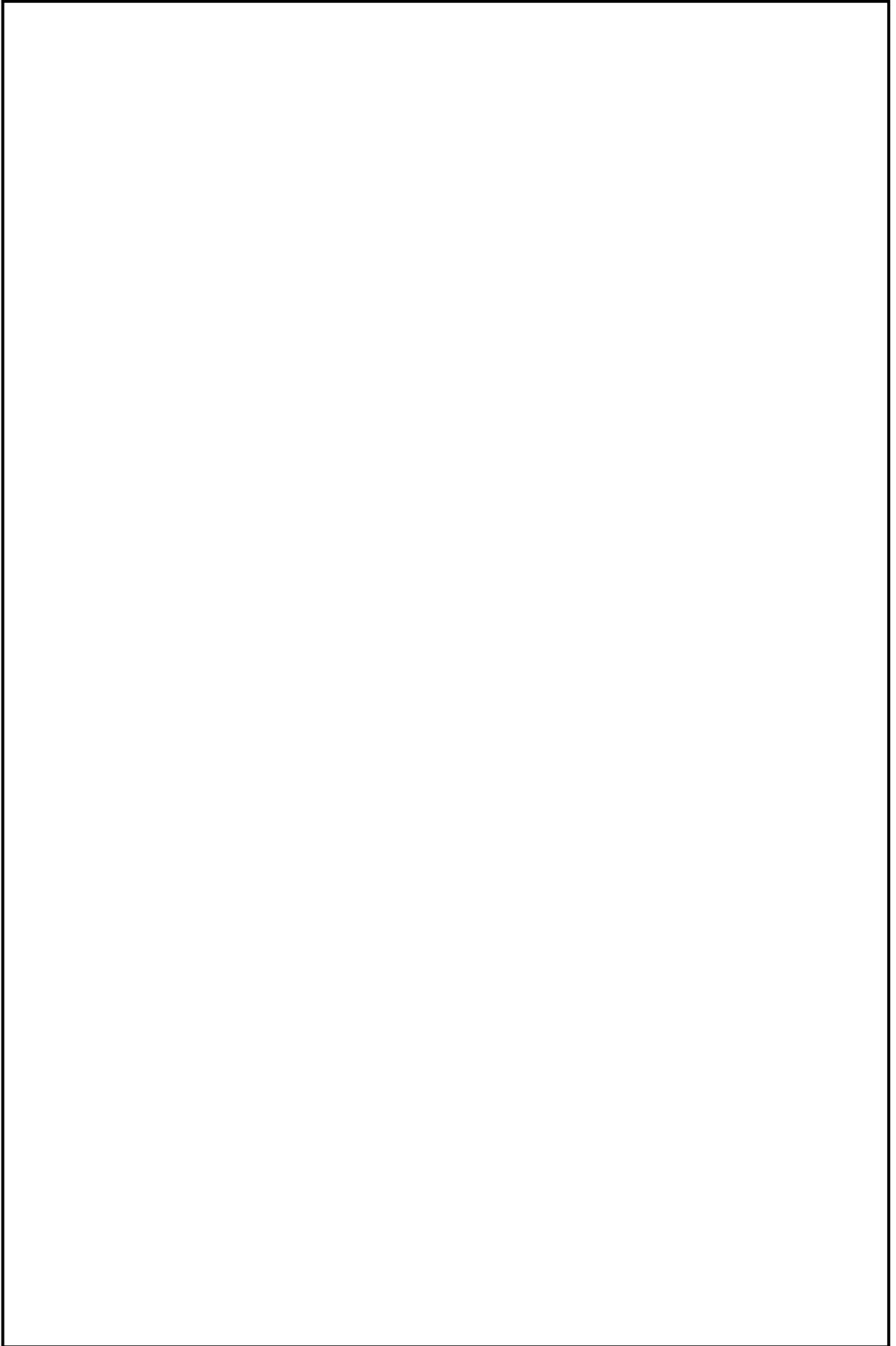


図 3-2 設計用床応答曲線と加振台床応答曲線との比較

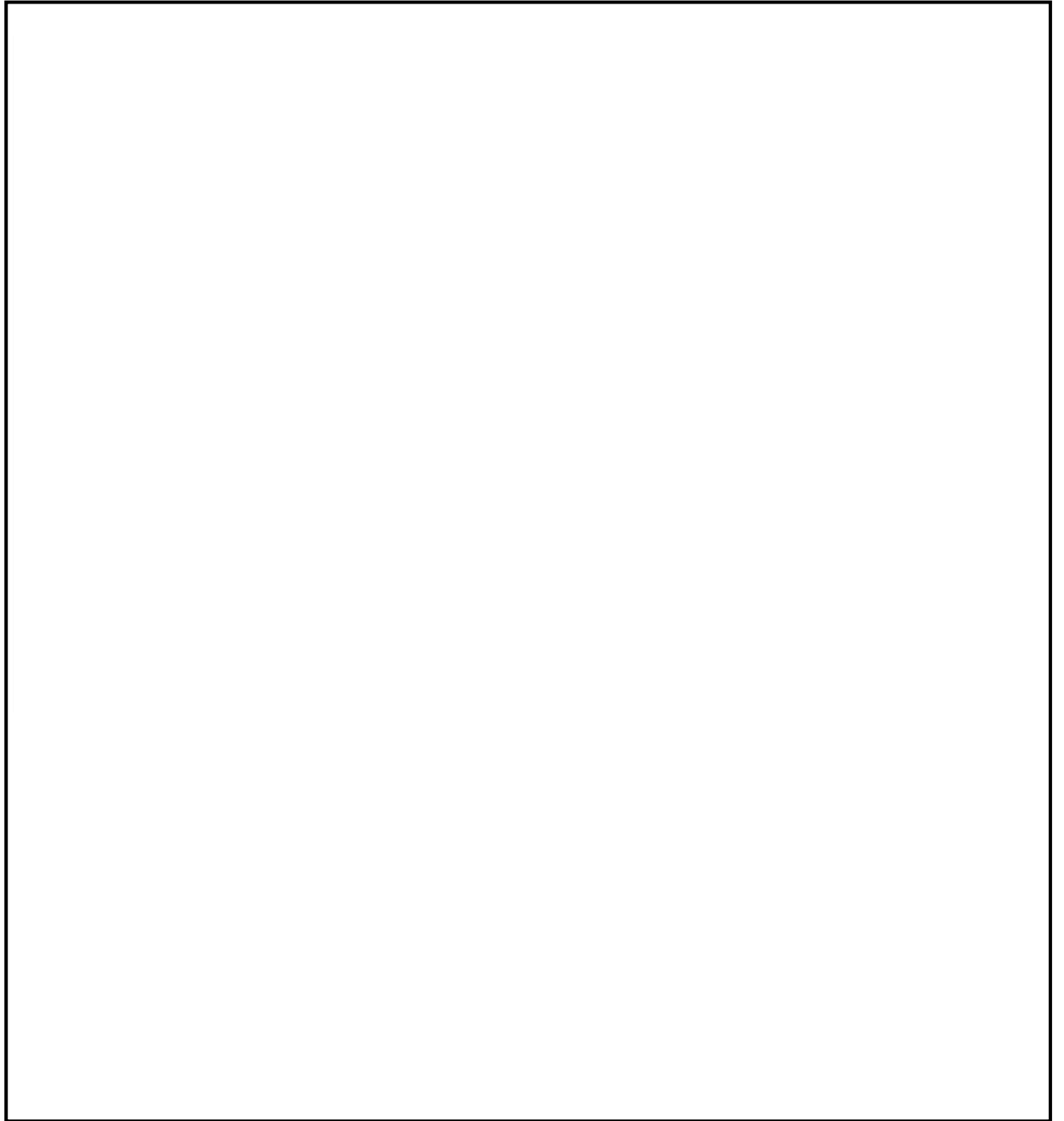


図 3-3(1) 加振試験後の性能試験結果

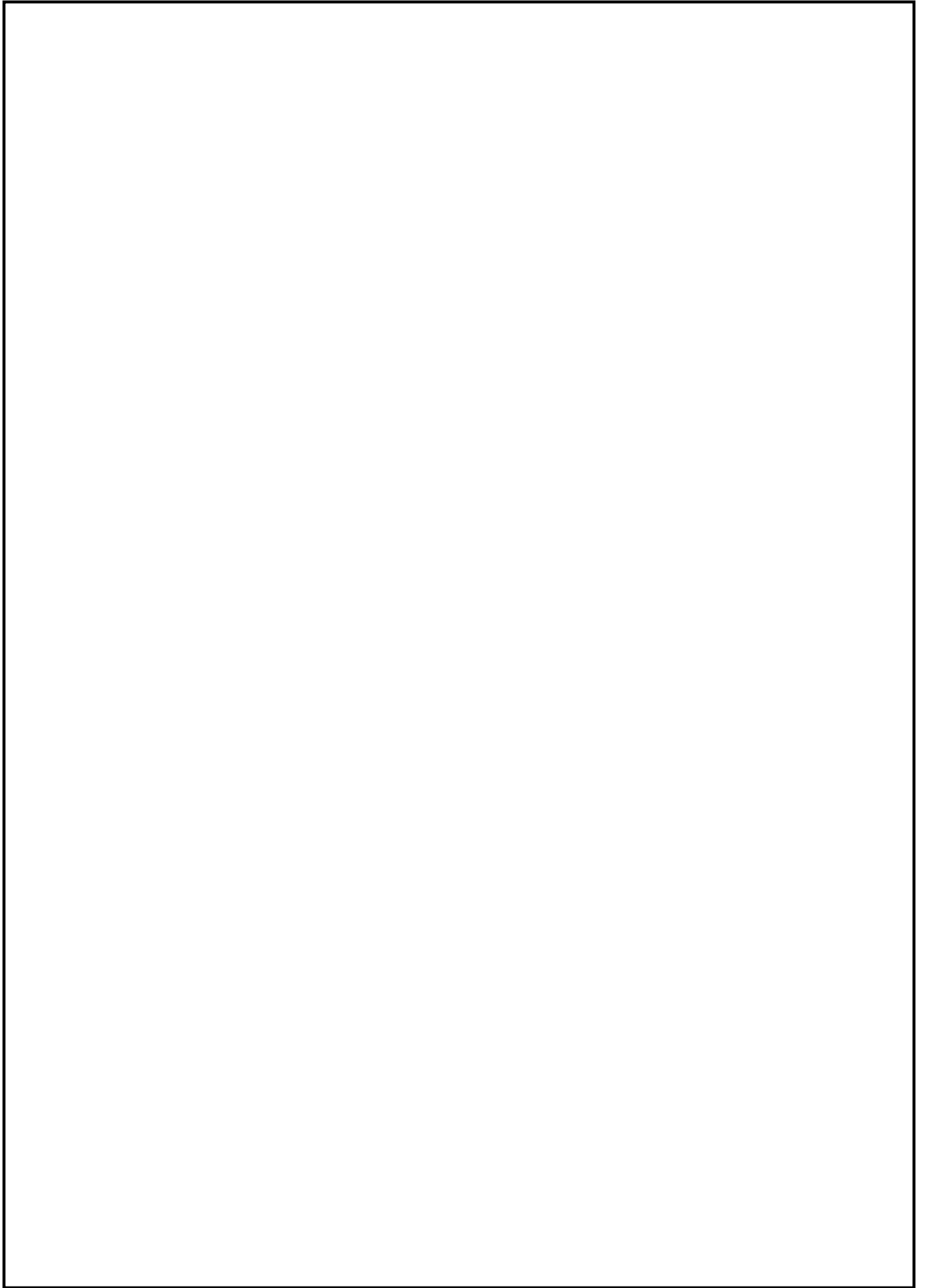


図 3-3(2) 加振試験後の性能試験結果

15. 第一ガスタービン発電機の耐震性についての計算書に関する  
補足説明資料

## 目 次

1. 概要	1
2. 第一ガスタービン発電機基礎における入力地震動	1
2.1 入力地震動	1
2.2 第一ガスタービン発電機の減衰定数	1
2.3 床応答曲線の包絡性	2
3. 第一ガスタービン発電機の耐震評価について	3
3.1 第一ガスタービン発電機の転倒防止装置について	3
3.2 評価手順	4
3.3 評価条件	6
3.4 加振試験	7
3.5 機能維持評価	11
3.6 すべり	12
3.7 保守性・不確実さのトータルバランスについて	13
別紙3-1 転倒防止装置の部材の健全性について	23
別紙3-2 加振試験における設計用FRSに対する加振波のFRSの裕度について	35

## 1. 概要

本補足説明資料は、V-2-1-9「機能維持の基本方針」にて設定している構造強度及び機能維持の設計方針に基づき、耐震評価を実施し、V-2-10-1-2-2-1「第一ガスタービン発電機の耐震性についての計算書」に評価結果をとりまとめている常設耐震重要重大事故防止設備及び常設重大事故緩和設備に該当する第一ガスタービン発電機の耐震評価について補足するものである。

## 2. 第一ガスタービン発電機基礎における入力地震動

### 2.1 入力地震動

第一ガスタービン発電機は、第一ガスタービン発電機基礎に設置している。

第一ガスタービン発電機基礎の入力地震動算定における地盤モデル及び解析用物性値については、V-2-2-21「常設代替交流電源設備基礎の地震応答計算書」に示すとおりである。

入力地震動は、水平方向及び鉛直方向に対して、解放基盤表面で定義される基準地震動  $S_s$  を基に、第一ガスタービン発電機基礎での地盤条件を考慮し、地盤の地震応答解析により算定する。

### 2.2 第一ガスタービン発電機の減衰定数

試験における加振台の床応答曲線（以下「FRS」という。）が、保管エリアの設計用FRSを上回ることを確認する際に用いる第一ガスタービン発電機の減衰定数は、5%としている。

第一ガスタービン発電機のような車両構造の設備については、J E A G 4 6 0 1 に減衰定数の規定はなく、減衰機構も複雑であることから、様々な文献に複数の減衰定数に関する記載\*がある。これらの文献によると、車両構造の設備は、高い減衰が期待できる。加振試験により確認した第一ガスタービン発電機の減衰定数は、最も低いもので約8%であるため、試験結果を参考に減衰定数を5%とした。

注記\*：自動車技術ハンドブックによるとサスペンションの減衰定数は20%～80%であり、国土交通省の国土技術政策総合研究所資料第180号「大型車の振動特性が橋梁に及ぼす影響に関する研究(Ⅱ)」によると10%以上とされている。

### 2.3 床応答曲線の包絡性

第一ガスタービン発電機の耐震評価においては、大型構造物を搭載可能な能力を有した国立研究開発法人 防災科学技術研究所 兵庫耐震工学研究センターの3次元震動台（以下「加振台」という。）を用いることにより、加振試験にて評価している。加振台の仕様を表2-1に示す。

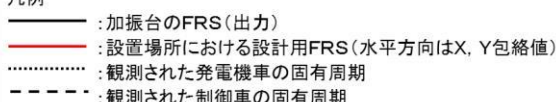
加振台の床応答曲線と第一ガスタービン発電機の床応答曲線の比較及び第一ガスタービン発電機の固有周期を図2-3-1に示す。

第一ガスタービン発電機の固有周期において、加振台の床応答曲線が第一ガスタービン発電機基礎の床応答曲線を上回っていることを確認した。

表2-1 加振台の仕様

加振台の大きさ		20000mm×15000mm
最大搭載質量		1200t
最大加速度	水平	9 m/s <sup>2</sup>
	鉛直	15 m/s <sup>2</sup>

設置名: 第一ガスタービン発電機  
設置場所: 第一ガスタービン発電機基礎

凡例  


- : 加振台のFRS(出力)
- : 設置場所における設計用FRS(水平方向はX, Y包絡値)
- ..... : 観測された発電機車の固有周期
- - - - : 観測された制御車の固有周期

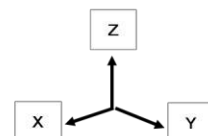


図2-3-1 加振台の床応答曲線と設計用床応答曲線との比較

### 3. 第一ガスタービン発電機の耐震評価について

#### 3.1 第一ガスタービン発電機の転倒防止装置について

第一ガスタービン発電機に設置する転倒防止装置の構造を、以下に示す。転倒防止装置は、「リンク機構」、「ダンパー装置」及び「タイヤ止め架台」から構成される。図3-1-1に転倒防止装置の構造概要を示す。

「リンク機構」は構造上ローリング（走行軸回りの回転）が発生しようとする時、水平部材に圧縮もしくは引張荷重が加わり、水平荷重が相殺され、ローリングを大幅に抑制する。「ダンパー装置」は、ローリングの抑制には寄与しないが、車両の上下応答やロッキング（走行軸直角方向回りの回転）の応答を低減する。「タイヤ止め架台」は、車輪止めと横ずれ防止架台から構成され、車輪の走行軸方向には車輪止め、走行軸直角方向には横ずれ防止架台を設置することで、地震動を受けた際に、車輪には前後方向および横滑りが発生しない。

このため、リンク機構及びダンパー装置の状態が適切に保持される。

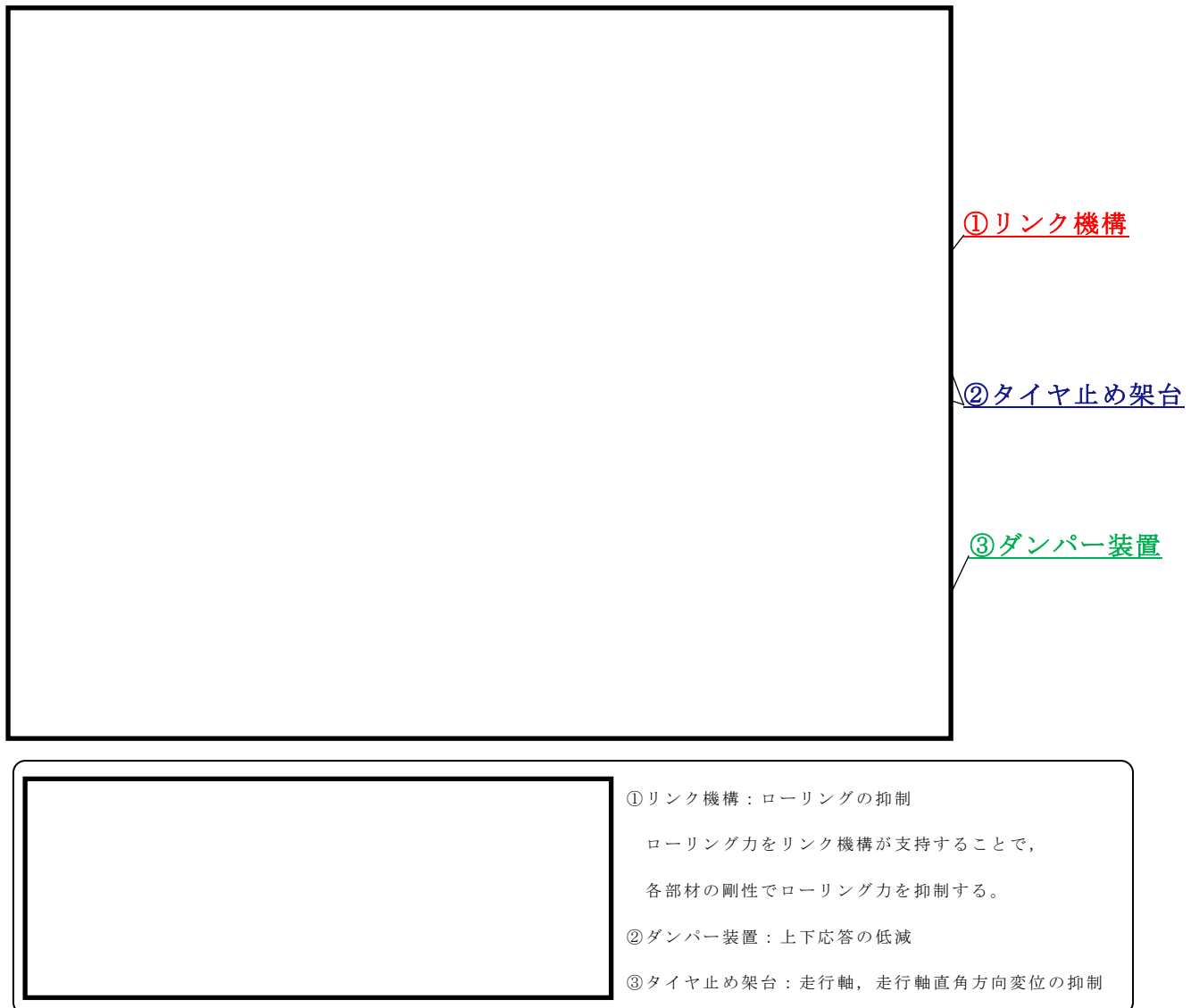


図3-1-1 転倒防止装置の構造概要



### 3.2 評価手順

第一ガスタービン発電機の評価に当たっては、第一ガスタービン発電機に要求される機能を踏まえ、必要となる性能目標を設定し、評価方法及び評価内容を決定する。評価に関する概要を表した評価体系図を図3-2-1に示す。

要求機能

地震後においても重大事故等に対処するために必要な機能を損なわないこと。

性能目標

転倒しないこと

ガスタービン、発電機等の機能を維持できること

部材の構造強度を確保すること

波及的影響を受けないこと

転倒評価

加振試験

機能維持評価

加振試験

構造強度評価

応力評価  
(直接支持構造物及び  
間接支持構造物)

V-2-11「波及的影響を  
及ぼすおそれのある施設  
の耐震性についての計算書」

図3-2-1 評価体系図

### 3.3 評価条件

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

### 3.4 加振試験

#### 3.4.1 加振試験結果

##### (1) 試験方法

第一ガスタービン発電機を図3-4-1 に示すように加振台に設置し、以下に示す模擬地震波によるランダム波加振試験を行い、試験後に転倒していないこと、加振試験後に動的または電氣的機能が維持されること等を確認する。

- ・ 加振波 : 第一ガスタービン発電機基礎の床応答曲線を包絡するように設定したランダム波。加振試験に用いた加振波（振動台上での観測データ）の例を図3-4-2に示す。
- ・ 加振方向 : 水平（走行軸方向）＋水平（走行軸直角方向）＋鉛直（3軸加振）
- ・ 計測内容 : 評価部位の頂部に加速度計を設置し、応力評価部位の評価に用いる加速度応答の最大値を計測した。
- ・ 転倒防止 : 第一ガスタービン発電機については、転倒防止装置を設置した状態で加振試験を実施した。

##### (2) 加速度測定結果

第一ガスタービン発電機の加振台の床応答曲線が第一ガスタービン発電機基礎の床応答曲線を上回っていることを確認した。



図3-4-1 試験構成

		時刻歴波形	床応答スペクトル
水平方向 (走行軸直角方向)	X方向		
水平方向 (走行軸方向)	Y方向		
鉛直方向	Z方向		

図3-4-2 加振試験に用いた加振波の時刻歴波形の例

(3) 加速度の測定位置

発電機車の加速度の測定位置を図3-4-3 に, 制御車の加速度の測定位置を図3-4-4 に示す。なお, 加速度は加振方向に合わせて3軸方向を測定した。

● : 加速度の測定位置

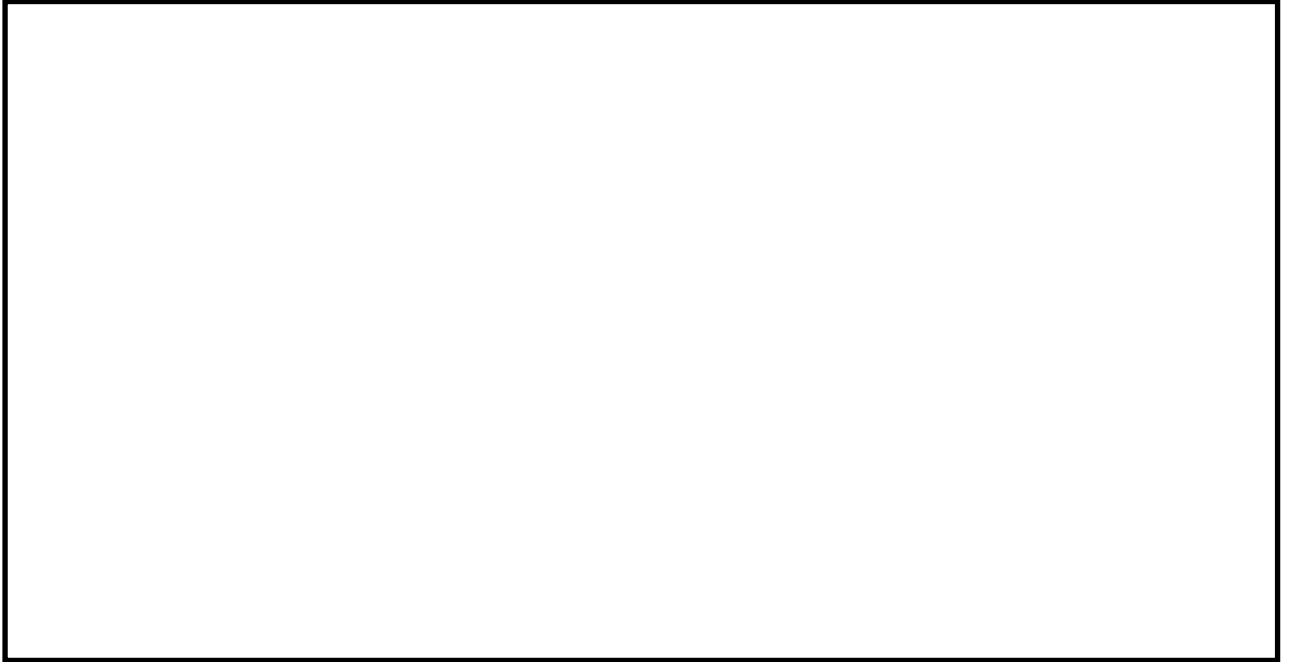


図 3-4-3 発電機車の加速度の測定位置

● : 加速度の測定位置

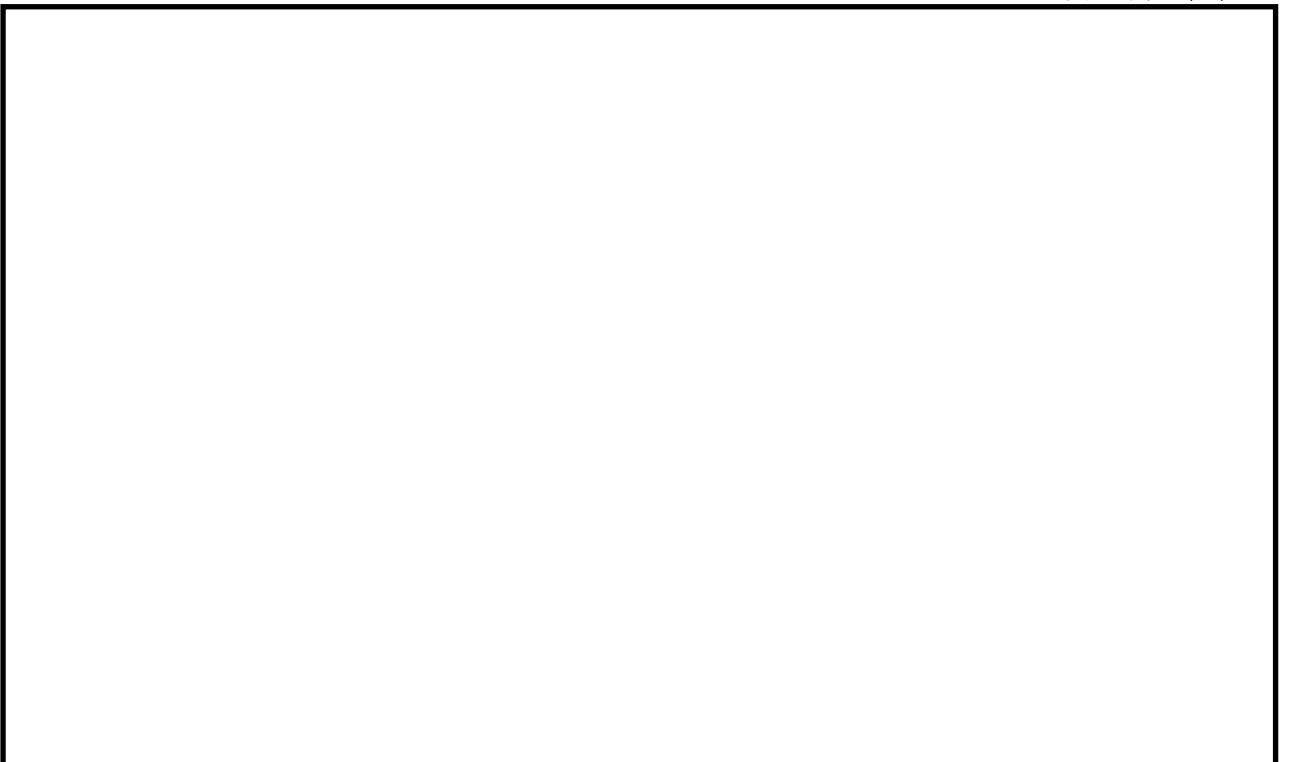


図 3-4-4 制御車の加速度の測定位置

(4) ひずみの測定位置

リンク機構のひずみの測定位置を図3-4-5に示す。測定位置は各リンク機構で同様の位置にて測定をしている。なお、第一ガスタービン発電機（リンク機構）は動作原理から車両のローリングにより受ける力が引張及び圧縮荷重になるため、これらの荷重が第一ガスタービン発電機（リンク機構）に発生する荷重の中で支配的となることから、発生する荷重に合わせた方向のひずみを測定している。

●：ひずみの測定位置

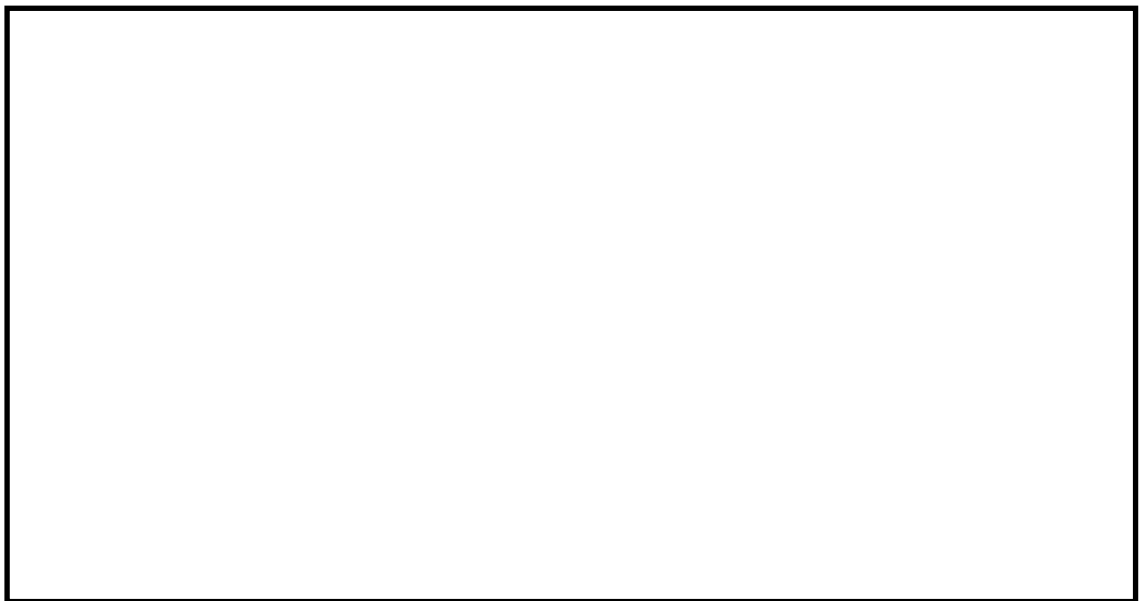


図 3-4-5 リンク機構のひずみの測定位置

### 3.5 機能維持評価

第一ガスタービン発電機は、加振試験後の機能維持確認として、各設備の機能に応じた試験を実施し、機器が問題なく動作することを確認している。加振試験後の機能維持確認方法と結果を、表3-5-1 に示す。

また、加振台の最大加速度である機能確認済加速度と第一ガスタービン発電機基礎の最大加速度である設計用最大応答加速度 I を機能維持評価用加速度として比較を行い、機能確認済加速度が機能維持評価用加速度を上回っていることを確認している。機能確認済加速度と機能維持評価用加速度を表3-5-2に示す。

表3-5-1 加振試験後の機能維持確認方法と結果

設備名称	確認事項
第一ガスタービン発電機	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 加振試験により、第一ガスタービン発電機が転倒していないことを確認した。また、加振時に転倒防止装置が作用していることから、転倒防止装置も健全であることを確認した。</li> <li>・ 外観点検を行い、第一ガスタービン発電機の必要な機能に影響する損傷、燃料漏えい等の異常がないことを確認した。</li> <li>・ 定格運転状態において、異常な振動、異音等の不具合が無いこと、発電機能が維持されていることを確認した。</li> </ul>

表3-5-2 機能確認済加速度

(単位：×9.8m/s<sup>2</sup>)

項目	機能確認済加速度	機能維持評価用加速度
水平（走行軸直角方向）		0.69
水平（走行軸方向）		0.69
鉛直		0.71



### 3.6 すべり

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

また、周囲に設置されている設備のうち、接続されている電源ケーブル、GTGF0フレキシブルホースについては、すべり及び傾きが発生しても影響を受けないように余長を設けている。

表3-6-1 すべり及び浮き上がりによる周囲との干渉確認結果  
(走行軸直角方向)

設備名称	すべり量 (mm)	傾きによる 変位量 (mm)	車両の最大 変位量 (mm)	離隔距離 (mm)	結果
発電機車				2880	干渉なし
制御車				2880	干渉なし

表3-6-2 すべり及び浮き上がりによる周囲との干渉確認結果 (走行軸方向)

設備名称	すべり量 (mm)	傾きによる 変位量 (mm)	車両の最大 変位量 (mm)	離隔距離 (mm)	結果
発電機車				- *	干渉なし
制御車				- *	干渉なし

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

### 3.7 保守性・不確実さのトータルバランスについて

#### 3.7.1 保守性及び不確実さのトータルバランスの検討方針

第一ガスタービン発電機の耐震設計及び評価の各段階に含まれる保守性及び不確実さ（非保守性を含む。以下、同様。）の全体的な釣り合い（以下「トータルバランス」という。）の検討は、以下の手順により実施する。

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

#### (1) 保守性及び不確実さ要因の抽出

第一ガスタービン発電機の耐震設計及び評価の各段階に含まれる保守性及び不確実さの要因となり得る項目を抽出する。

基準地震動 $S_s$ による地震力に対する第一ガスタービン発電機の機能維持の評価は、「転倒評価」，「応力評価」及び「機能維持評価」の各段階に分けて実施されるが、これらの評価は第一ガスタービン発電機の加振試験結果を用いて実施される。

したがって、保守性・不確実さ要因の抽出にあたっては、第一ガスタービン発電機の耐震設計及び評価を以下の各段階に分けて検討する。

- ① 加振試験
- ② 転倒評価
- ③ 応力評価
- ④ 機能維持評価

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

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

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

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

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

する。

(2) 保守性及び不確実さ要因のスクリーニング

(1)項により抽出された保守性及び不確実さの要因,特に不確実さに関連する要因について,他の設備の耐震評価においてJ E A G 4 6 0 1や工認(今回工認において妥当性確認済みの項目を含む)と同様の取り扱いを行っている場合は,当該要因が評価結果に与える不確実さは無いと考え,以降の検討の対象外とする。

(3) 選定された各要因に関する保守性及び不確実さの分析

(2)項までに抽出された保守性及び不確実さの各要因について,保守性及び不確実さのそれぞれの観点で第一ガスタービン発電機の耐震評価上及ぼす影響を分析する。

(4) 各要因の保守性及び不確実さの定量化

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

(5) 保守性・不確実さのトータルバランスの検討

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

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

### 3.7.2 検討結果

#### (1) 保守性及び不確実さ要因の抽出結果

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

#### (2) 保守性及び不確実さ要因のスクリーニング結果

上記(1)項抽出された保守性及び不確実さ要因について、工認やJ E A G 4 6 0 1での適用実績の有無を表3-7-1に併せて示す。

なお、「実績あり」（表中凡例“○”）の場合は下記(3)項以降の検討対象外とするが、その場合であっても、第一ガスタービン発電機の耐震評価上において保守性や不確実さの観点で重要な場合や評価結果に影響が大きいと考えられる場合は検討対象として追加する。

#### (3) 選定された各要因に関する保守性及び不確実さの分析

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

- ・同じ保守性及び不確実さ要因であっても、その保守性や不確実さの影響は、耐震評価にて使用する応答値の項目（加速度・変位・すべり量）毎に異なる。したがって、これらの項目毎に、保守性や不確実さが与える影響を定性的に分析した。
- ・車両型設備の耐震評価は、「転倒評価」、「応力評価」及び「機能維持評価」に分けられる。各評価において使用する応答値の項目が異なるため、各評価で使用する応答値を整理した。
- ・以上の整理を踏まえて、保守性及び不確実さに関する各要因が各応答値に与える保守性や不確実さの内容を整理した。
- ・また、当該要因が評価上与える相対的な影響度を定性的に検討し、「相対的に影響が大きい」、「相対的に影響が小さい」及び「影響は有意でない」の3種類に分類した。
- ・各保守性及び不確実さ要因について、その影響が定量化可能なものは定量化し、その結果を上記(3)項の影響度合い分類結果に反映した。

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

でない」項目については、以降の検討の対象外とした。

#### (4) 保守性・不確実さのトータルバランスの検討

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

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

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

「不確実さの残る要因」：

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

「保守性の残る要因」：

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

「保守性と不確実さが同等である要因」：

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

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

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

「保守性と不確実さが同等である要因」は、「設計にて対応済みの要因」と「定

性的に確認した要因」に分類する。前者は、当該要因の不確実さに対し設計上の対応で保守性が担保されるものである。後者は、当該要因の不確実さに対して特段設計上の対応は行っていないが、当該要因の持つ性質から当該要因の不確実さに対する保守性が確認されるものである。

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

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

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

表3-7-1 保守性及び不確かさ要因の抽出結果

設計・評価段階	設計・評価要素	保守性及び不確かさを有する項目	設計・評価での取り扱いの概要	保守性の要因 (○：該当あり, －：該当なし)	不確かさの要因 (○：該当あり, －：該当なし)	J E A G・先行プ ラント等での実績 の有無 (○：実績あり, ●：実績なし)	備 考
加振試験	試験方法	加振方向	水平2方向及び鉛直方向の3方向同時入力。	－	－	○	
		試験回数	当該設備の保管場所での設計用床応答曲線を、車両の固有周期で包絡させた加振波で1回加振。	－	○	○	
	設計用地震力(入力地震動)	加振試験入力波	当該設備の保管場所での設計用床応答曲線を、車両の固有周期で包絡させたランダム波を使用。	○	○	○	実績はあるが、保守性の観点で重要であるため除外しない。
	試験体及び諸元	試験体	実機と同一の車両型設備を使用。	－	－	○	
		試験環境	実機設置エリアと同等の設置状態を模擬。	－	－	○	
転倒評価	荷重の組合せ及び許容限界	(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため、荷重の組合せ及び許容限界の観点で保守性・不確かさ等に該当する要素はない。)	－	－	－	
	評価方法	(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため、評価方法の観点で保守性・不確かさ等に該当する要素はない。)	－	－	－	
	設計用地震力	(該当なし)	(試験にて直接的に転倒の有無を確認するため、設計用地震力の観点で保守性・不確かさ等に該当する要素はない。)	－	－	－	
応力評価	荷重の組合せ及び許容限界	許容限界	J E A G 4 6 0 1 のその他の支持構造物の許容値を適用。	○	－	○	
	評価方法	ボルト応力評価法 (評価モデル)	J E A G 4 6 0 1 のポンプ等のボルト応力評価法を適用。	○	－	○	
	設計用地震力	設置床での応答加速度	加振試験で得られた評価部位頂部での応答を設置床での応答としている。	○	－	○	実績はあるが、保守性の観点で重要であるため除外しない。
		設計用加速度	設置床での応答加速度（評価部位頂部の応答加速度）に対し、更に1.2倍したものを設計用加速度としている	○	－	○	実績はあるが、保守性の観点で重要であるため除外しない。
		FRS拡張	加振試験入力波作成の際に、拡張を考慮したFRSを用いている。	○	－	○	
		誘発上下動	ローリング・ロッキング挙動により車両端部で鉛直方向へ応答が発生し得るが、評価では各評価部位頂部での応答加速度を使用。	－	○	○	実績はあるが、不確かさの観点で重要であるため除外しない。
機能維持	荷重の組合せ及び許容限界	(該当なし)	(加振試験にて加振後に機能が維持されていることを直接的に確認するため、荷重の組合せ及び許容限界の観点で保守性・不確かさに該当する要素はない。)	－	－	－	
	評価方法	(該当なし)	(加振試験にて加振後に機能が維持されていることを直接的に確認するため、評価方法の観点で保守性・不確かさに該当する要素はない。)	－	－	－	
	設計用地震力	(該当なし)	(上記「加振試験」での当該項目と同様であり、機能維持評価として新規に該当する項目はない。)	－	－	－	

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

設計・評価段階	設計・評価要素	保守性及び不確かさ要因	影響項目	評価との対応			保守性 【凡例】 【○】：相対的に影響度大 【△】：相対的に影響度小 【-】：影響が有意でない	不確かさ 【凡例】 【○】：相対的に影響度大 【△】：相対的に影響度小 【-】：影響が有意でない	影響が有意でない理由
				転倒評価 (○：該当あり, -：該当なし)	応力評価 (○：該当あり, -：該当なし)	機能維持評価 (○：該当あり, -：該当なし)			
加振試験	設計用地震力 (入力地震動)	a. 加振試験入力波	加速度	○	○	○	試験入力波は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値(設備の固有周期により異なるが、 <span style="border: 1px solid black; padding: 0 2px;"> </span> 倍程度)となる。 【○】	-	-
転倒評価	(該当なし)	-	-	-	-	-	-	-	-
応力評価	設計用地震力	b. 設置床での応答加速度	加速度	-	○	-	試験で得られた評価部位頂部での応答加速度を、評価上は、より低い位置である設備設置床での応答と仮定することによる保守性がある。【△】	-	-
		c. 設計用加速度	加速度	-	○	-	試験で得られた評価部位頂部の応答加速度を設置床での応答とするのに加えて、車両応答の不確かさを考慮して、1.2倍にした最大応答加速度を基に設計用加速度を算出している。【○】	-	-
		d. 誘発上下動	加速度	-	○	○	水平方向の地震に伴い発生するローリングやロックンク挙動により、重心位置から離れた箇所では、誘発上下動が発生し、鉛直応答が増加する可能性がある。 【-】	-	応力評価においては、各評価部位で計測した加速度を用いて応力評価を実施していることから、影響は有意ではない。
機能維持	(該当なし)	-	-	-	-	-	-	-	-



表3-7-3 転倒評価に関連する不確かさ要因

		不確かさ要因*1	不確かさ	不確かさに対する対応(保守性) *2	備考
不確かさの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確かさ要因	(該当なし)	—	—	
	定性的な確認のみの不確かさ要因	(該当なし)	—	—	
保守性の残る要因	未適用の保守性要因	a. 加振試験入力波	—	試験入力波は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値(設備の固有周期により異なるが、 <span style="border: 1px solid black; padding: 0 5px;">  </span> 倍程度)となる。【○】	
	保守性の残存する保守性要因	(該当なし)	—	—	
保守性と不確かさが同等である要因	設計にて対応済みの要因	(該当なし)	—	—	
	定性的に確認した要因	(該当なし)	—	—	
【総合評価】		転倒評価は、評価に用いる地震力(入力加速度)として実機の加振試験結果を直接用いているため有意な不確かさはない。一方、加振試験の入力地震動には保守性を有する。以上より、転倒評価について、評価全体として保守性が確保されている。			

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

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

表3-7-4 応力評価に関連する不確実さ要因

		不確実さ要因*1	不確実さ	不確実さに対する対応(保守性)*2	備考
不確実さの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確実さ要因	(該当なし)	—	—	
		c. 誘発上下動	—	—	
	定性的な確認のみの不確実さ要因	(該当なし)	—	—	
保守性の残る要因	未適用の保守性要因	a. 加振試験入力波	—	試験入力波は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値(設備の固有周期により異なるが、 <span style="border: 1px solid black; padding: 0 5px;"> </span> 倍程度)となる。【○】	
		b. 設置床での応答加速度	—	試験で得られた評価部位頂部の応答加速度を、評価上はより低い位置である設備設置床での応答と仮定することによる保守性がある【△】	
		c. 設計用加速度	—	試験で得られた評価部位頂部の応答加速度を設置床での応答とするのに加えて、車両応答の不確実さを考慮して、1.2倍にした最大応答加速度を元に設計用加速度を算出している。【○】	
	保守性の残存する保守性要因	(該当なし)	—	—	
保守性と不確実さが同等である要因	設計にて対応済みの要因	(該当なし)	—	—	
	定性的に確認した要因	(該当なし)	—	—	
【総合評価】		応力評価は、評価に用いる地震力(入力加速度)として評価部位頂部の応答加速度を用いているため有意な不確実さはない。 一方、未適用の保守性要因として「加振試験入力波」、「設置床での応答加速度」及び「設計用加速度」がある。 以上より、加振試験結果に基づく応力評価について、評価全体として保守性が確保されている。			

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

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

表3-7-5 機能維持評価に関連する不確かさ要因

		不確かさ要因*1	不確かさ	不確かさに対する対応(保守性)*2	備考
不確かさの残る要因	保守性を有する直接的な対応のない不確かさ要因	(該当なし)	—	—	
	定性的な確認のみの不確かさ要因	(該当なし)	—	—	
保守性の残る要因	未適用の保守性要因	a. 加振試験入力波	—	試験入力波(機能確認済加速度)は設計用床応答曲線を上回るよう設定したものであり、地震により設備が受ける加速度よりも保守的な値(設備の固有周期により異なるが、 <span style="border: 1px solid black; padding: 0 5px;"> </span> 倍程度)となる。【○】	
	保守性の残存する保守性要因	(該当なし)	—	—	
保守性と不確かさが同等である要因	設計にて対応済みの要因	(該当なし)	—	—	
	定性的に確認した要因	(該当なし)	—	—	
【総合評価】		機能維持評価は、評価に用いる地震力(入力加速度)として実機の加振試験での計測値を直接用いているため有意な不確かさはない。 一方、加振試験の入力地震動には保守性を有する。 以上より、機能維持評価について、評価全体として保守性が確保されている。			

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

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

## 転倒防止装置の部材の健全性について

### 1. 概要

転倒防止装置の耐震評価については、転倒防止装置を設置した状態で加振試験を実施することにより、健全性が確保できることを確認していることから、評価方法とその結果について示す。

### 2. 加振試験による転倒防止装置の評価

#### 2.1 リンク機構の評価

リンク機構がローリングの抑制に寄与し、異常がないことを確認した。

(評価方法)

- ①ローリングが抑制されていることを確認した。
- ②ひずみゲージから、部材に発生する応力を算出し、圧縮および引張が設計許容応力内であることを確認した。
- ③上記実測応力から、リンク取付部に発生する荷重を算出し、圧縮および引張が設計許容荷重内であることを確認した。
- ④加振試験後の点検において異常がないことを確認した。



図2-1 リンク機構概要図

## 2.2 ダンパー装置の評価

ダンパー装置が上下の応答に寄与し、異常がないことを確認した。ダンパー装置の仕様について表2-1に示す。

(評価方法)

- ①ダンパー装置を設置することにより応答が低減していることを確認した。
- ②ダンパー装置のストロークが可動範囲内に入ることを確認した。
- ③加振試験後の点検において異常がないことを確認した。

表2-1 ダンパ装置の仕様




図2-2 ダンパ装置概要図

## 2.3 タイヤ止め架台の評価

タイヤ止め架台が前後、左右方向変位の抑制に寄与し、異常がないことを確認した。

(評価方法)

- ①車両の前後変位および左右変位が抑制されていることを確認した。
- ②加振試験後の点検において異常がないことを確認した。

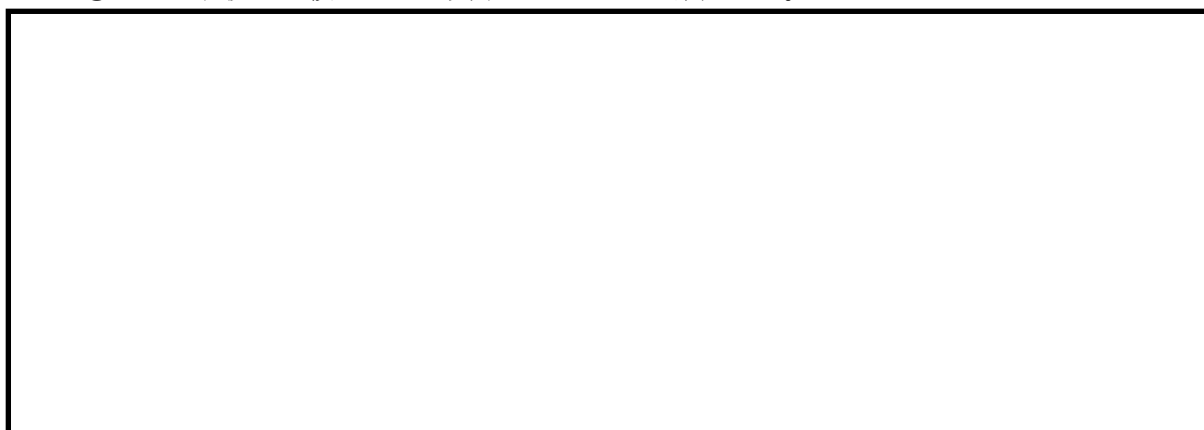


図2-3 タイヤ止め架台概要図

### 3. 加振試験におけるリンク機構の評価結果

リンク機構の評価結果について、V-2-10-1-2-2-1「第一ガスタービン発電機の耐震性についての計算書」にて示しているが、裕度の最も厳しい箇所を代表として記載しているため、それ以外の評価結果について確認した。

#### 3.1 リンク機構の構造

リンク機構の構造を図3-1～図3-3に示す。

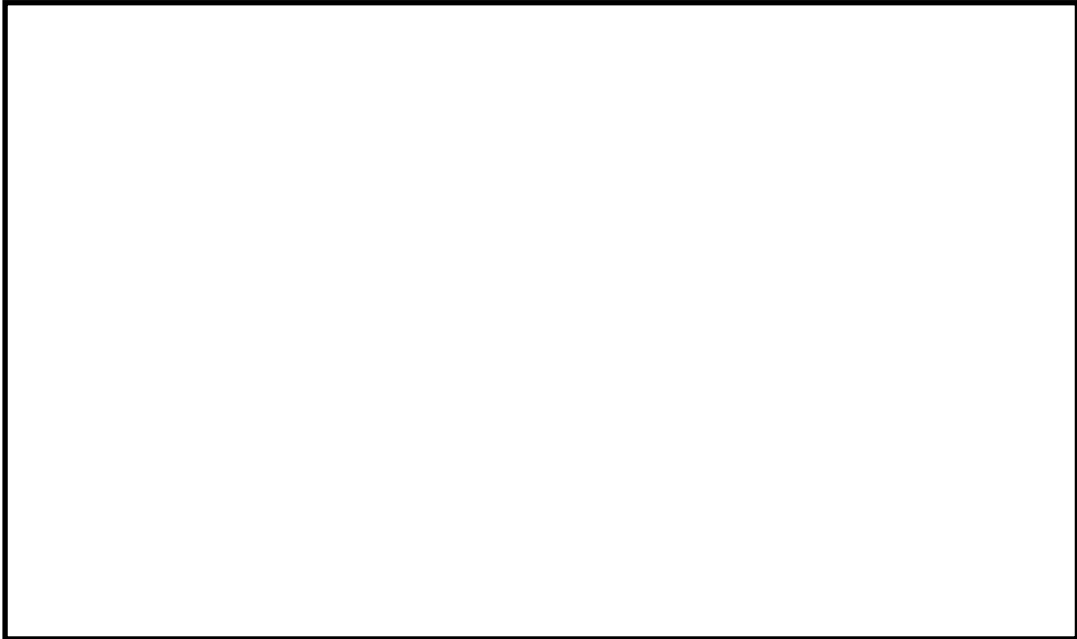


図3-1 発電機車のリンク機構配置



図3-2 制御車のリンク機構配置

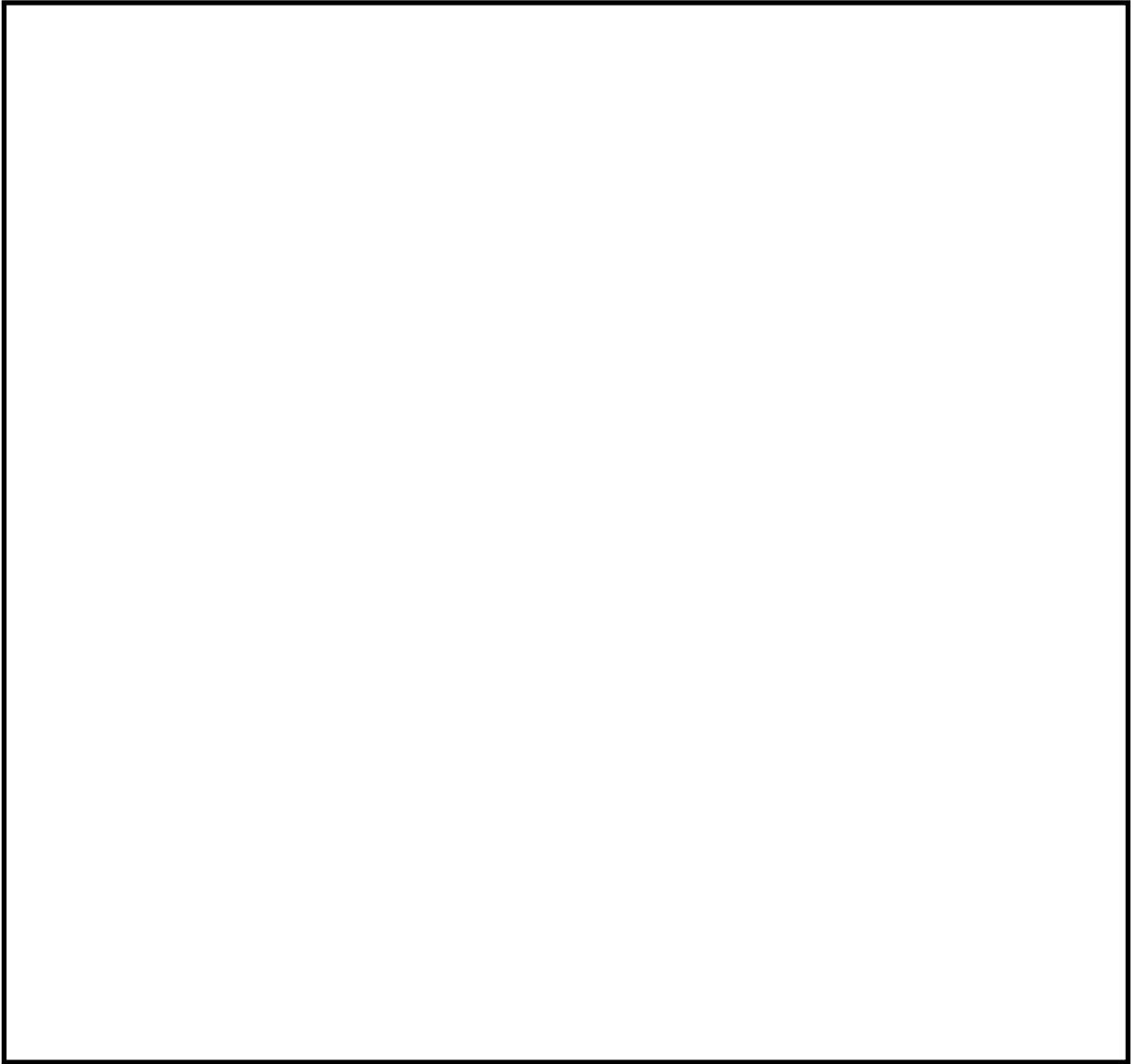


図3-3 リンク機構概要構造及び各部名称

### 3.2 リンク機構の評価結果

リンク機構の各部の評価結果を表3-1～3-6に示す。

表3-1 発電機車 リンク部材の応力評価結果 (1/2)

リンク名称	リンク部材	荷重方向	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度
リンク機構1 (前方)	水平部材	引張	30		
		圧縮	38		
	右上部材	引張	14		
		圧縮	10		
	右下部材	引張	19		
		圧縮	16		
	左上部材	引張	12		
		圧縮	9		
左下部材	引張	23			
	圧縮	12			
リンク機構2 (中央)	水平部材	引張	28		
		圧縮	37		
	右上部材	引張	17		
		圧縮	17		
	右下部材	引張	32		
		圧縮	15		
	左上部材	引張	13		
		圧縮	22		
左下部材	引張	14			
	圧縮	13			



表3-1 発電機車 リンク部材の応力評価結果 (2/2)

リンク名称	リンク部材	荷重方向	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度	
リンク機構3 (後方)	水平部材	引張	41			
		圧縮	34			
	右上部材	引張	10			
		圧縮	16			
	右下部材	引張	18			
		圧縮	26			
	左上部材	引張	11			
		圧縮	14			
	左下部材	引張	26			
		圧縮	19			
	リンク機構4 (後方)	水平部材	引張			41
			圧縮			40
右上部材		引張	13			
		圧縮	16			
右下部材		引張	24			
		圧縮	17			
左上部材		引張	14			
		圧縮	16			
左下部材		引張	25			
		圧縮	18			

注：各計算結果のうち、裕度が最も厳しくなるケースを赤枠で示す。

表3-2 制御車 リンク部材の応力評価結果

リンク名称	リンク部材	荷重方向	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度
リンク機構1 (前方)	水平部材	引張	21		
		圧縮	14		
	右上部材	引張	19		
		圧縮	15		
	右下部材	引張	9		
		圧縮	12		
	左上部材	引張	8		
		圧縮	19		
	左下部材	引張	5		
		圧縮	9		
リンク機構2 (中央)	水平部材	引張	40		
		圧縮	29		
	右上部材	引張	9		
		圧縮	18		
	右下部材	引張	19		
		圧縮	15		
	左上部材	引張	10		
		圧縮	17		
	左下部材	引張	13		
		圧縮	17		
リンク機構3 (後方)	水平部材	引張	35		
		圧縮	27		
	右上部材	引張	8		
		圧縮	13		
	右下部材	引張	21		
		圧縮	17		
	左上部材	引張	7		
		圧縮	6		
	左下部材	引張	16		
		圧縮	20		

注：各計算結果のうち、裕度が最も厳しくなるケースを赤枠で示す。

表3-3 発電機車 取付部及びリンク連結部の荷重の評価結果

リンク名称	部位	発生荷重 (kN)	許容荷重 (kN)	裕度
リンク機構1 (前方)	取付部上部	51.83		
	取付部下部	65.43		
	リンク連結部	65.43		
リンク機構2 (中央)	取付部上部	81.22		
	取付部下部	88.63		
	リンク連結部	88.63		
リンク機構3 (後方)	取付部上部	57.81		
	取付部下部	72.03		
	リンク連結部	72.03		
リンク機構4 (後方)	取付部上部	59.47		
	取付部下部	69.73		
	リンク連結部	69.73		

注：各計算結果のうち、裕度が最も厳しくなるケースを赤枠で示す。

表3-4 制御車 取付部及びリンク連結部の荷重の評価結果

リンク名称	部位	発生荷重 (kN)	許容荷重 (kN)	裕度
リンク機構1 (前方)	取付部上部	69.85		
	取付部下部	33.23		
	リンク連結部	69.85		
リンク機構2 (中央)	取付部上部	65.19		
	取付部下部	52.53		
	リンク連結部	65.85		
リンク機構3 (後方)	取付部上部	48.60		
	取付部下部	57.04		
	リンク連結部	57.04		

注：各計算結果のうち、裕度が最も厳しくなるケースを赤枠で示す。

表3-5 発電機車 リンク機構取付ボルト応力評価結果 (1/2)

名称	部位	応力状態	応力分類	構造強度		裕度
				発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	
リンク機構1 (前方)	取付部 上部		引張	105		
			せん断	36		
			組合	105		
			引張	97		
			せん断	53		
			組合	97		
	取付部 下部		引張	87		
			せん断	69		
			組合	87		
			引張	35		
			せん断	105		
			組合	35		
リンク機構2 (中央)	取付部 上部	引張	108			
		せん断	25			
		組合	108			
		引張	96			
		せん断	56			
		組合	96			
	取付部 下部	引張	102			
		せん断	44			
		組合	102			
		引張	48			
		せん断	100			
		組合	48			

注：各計算結果のうち、裕度が最も厳しくなるケースを赤枠で示す。

表3-5 発電機車 リンク機構取付ボルト応力評価結果 (2/2)

名称	部位	応力状態	応力分類	構造強度		裕度
				発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	
リンク機構3 (後方)	取付部 上部		引張	104		
			せん断	38		
			組合	104		
			引張	77		
			せん断	80		
			組合	77		
	取付部 下部		引張	104		
			せん断	38		
			組合	104		
			引張	77		
			せん断	80		
			組合	77		
リンク機構4 (後方)	取付部 上部		引張	104		
			せん断	38		
			組合	104		
			引張	77		
			せん断	80		
			組合	77		
	取付部 下部		引張	104		
			せん断	38		
			組合	104		
			引張	77		
			せん断	80		
			組合	77		

表3-6 制御車 リンク機構取付ボルト応力評価結果 (1/2)

名称	部位	応力状態	応力分類	構造強度		裕度
				発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	
リンク機構1 (前方)	取付部 上部		引張	106		
			せん断	32		
			組合	106		
			引張	96		
			せん断	55		
			組合	96		
	取付部 下部		引張	94		
			せん断	59		
			組合	94		
			引張	43		
			せん断	102		
			組合	43		
リンク機構2 (中央)	取付部 上部		引張	106		
			せん断	34		
			組合	106		
			引張	96		
			せん断	56		
			組合	96		
	取付部 下部		引張	92		
			せん断	62		
			組合	92		
			引張	40		
			せん断	103		
			組合	40		

表3-6 制御車 リンク機構取付ボルト応力評価結果 (2/2)

名称	部位	応力状態	応力分類	構造強度		裕度
				発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	
リンク機構3 (後方)	取付部 上部		引張	108		
			せん断	24		
			組合	108		
			引張	82		
			せん断	75		
			組合	82		
	取付部 下部		引張	108		
			せん断	24		
			組合	108		
			引張	82		
			せん断	75		
			組合	82		

注：各計算結果のうち、裕度が最も厳しくなるケースを赤枠で示す。

加振試験における設計用FRSに対する加振波のFRSの裕度について

1. 概要

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

2. 裕度の整理結果

各固有周期に対する設計用FRSに対する加振波のFRSの裕度を示す。また、グラフ中に最も裕度が小さい箇所について裕度を記載する。

		固有周期(Hz)		裕度		
X方向 (走行軸直角方向)	発電機車					
	制御車					
	Y方向 (走行軸方向)	発電機車				
制御車						
Z方向 (鉛直方向)		発電機車				
	制御車					



1 6. 排除水質量による応答低減の考慮（制御棒・破損燃料貯蔵ラック）

## 排除水質量による応答低減の考慮（制御棒・破損燃料貯蔵ラック）

### 1. 概要

制御棒・破損燃料貯蔵ラック（以下「ラック」という。）について、今回工認の基準地震動  $S_s$  で耐震性の評価を実施した場合、サポート部基礎ボルトの許容値を満足しない状況となった。そこで、近年の先行プラント等での適用事例に注目し、今回工認では、発生応力の算出において、水とラックの相互影響を精緻に評価するため、排除水質量の考慮による応答低減の効果を織り込んで、評価を実施している。

### 2. ラックの耐震計算における質量条件の考え方

#### (1) 付加質量

ラックは水中に設置され、地震時の振動は周囲の水の影響を受けるため、従来から水の影響を付加質量として考慮し、気中での振動挙動として解いている。

#### (2) 排除水質量

既工認における評価では、浮力に相当するものとして、水中に設置される機器が排除する流体の質量（排除水質量）の減算を考慮していなかったが、今回工認では、この排除水質量の考慮による応答低減の効果を織り込んで評価を実施している。

上記(1)、(2)の質量の概念は、後述する(2.2-1)式から展開する考え方であり、「原子力発電所耐震設計技術指針JEAG4601-1991 追補版」の立形ポンプの例で引用されている二重円筒モデルの考え方によるものと同じ式で表される。なお、先行プラントにおいても、上記事項について適用しており、一般的な考え方である。

以下に、ラックの耐震計算における水の影響について、付加質量及び排除水質量の考え方を示す。

#### 2.1 付加質量について

構造物が流体中で振動する場合、流体－構造物間の相互作用により水中構造物は、複雑な振動特性を示し、固有振動数及び応答が低下することが知られている。一般に、このような現象を評価するためには、付加質量の概念が用いられており、流体中にある物体が加速度を受けて運動する場合、構造物は流体を押し退けて進むことになり、流体を排除するのに必要な力  $F_w$  が作用する。

$F_w$  は、加速度  $\alpha$  に比例し、

$$F_w = m_v \cdot \alpha \quad (2.1-1)$$

$m_v$  : 構造物の形状等によって決定される質量（付加質量）

で表される。

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

$$F_s = M \cdot \alpha \quad (2.1-2)$$

で表される。

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

$$F = F_s + F_w = (M + m_v) \cdot \alpha \quad (2.1-3)$$

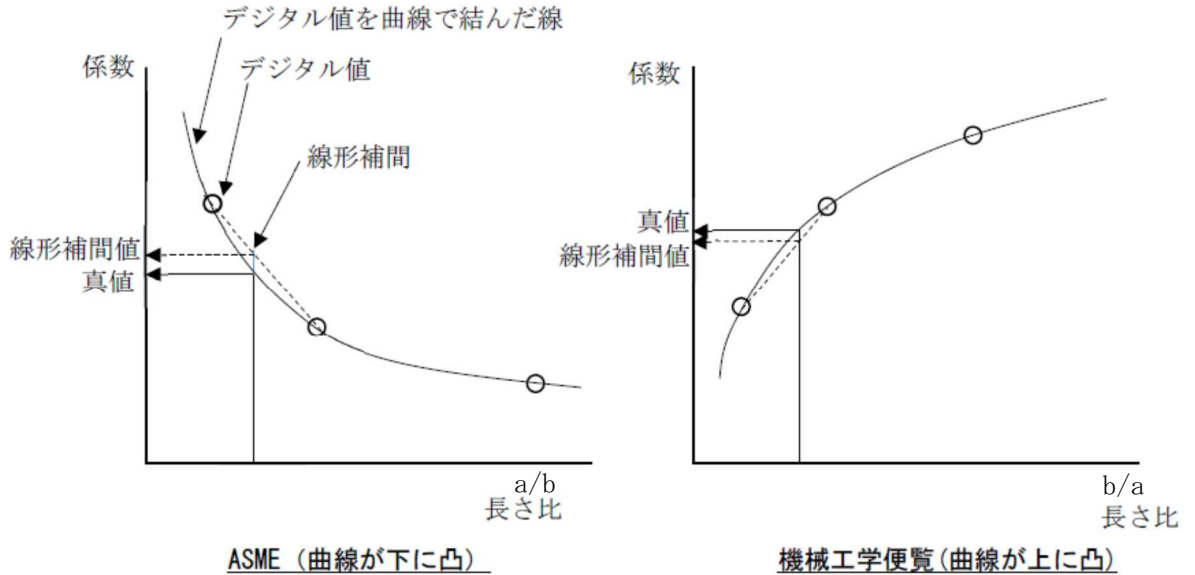
(2.1-3)式は、同一の加速度を与えるために流体中においては、あたかも質量が  $m_v$  だけ増加したような傾向を示すことを意味しており、 $m_v$  を付加質量と呼び ASME 「Table of Hydrodynamic Mass Factors for Translational Motion」(以下「ASME テーブル」という。)で構造物の形状ごとにこの付加質量を算出する方法がまとめられている(長方形断面の場合の抜粋を表 2.1-1 に示す。表では、付加質量を  $m_h$  として表している。)

表 2.1-1 ASME テーブル



注：付加質量係数の算出

付加質量係数を線形補間して求める場合、機械工学便覧と比較して付加質量係数が大きくなる ASME に記載の値を使用している。



ASME と機械工学便覧の付加質量係数の比較

## 2.2 付加質量及び排除水質量の概念

### (1) 二重円筒モデル

ラックの耐震設計においては、前述のように ASME テーブルの値から付加質量を求めて計算しているが、その考え方は参考文献(1)においては、二重円筒の流体連成振動のモデルとして説明されている。二重円筒モデルを図 2.2-1 に示す。ここで、二重円筒の間に流体が存在する系の振動は、(2.2-1)式にて表すことができ、付加質量の定義式から内筒の排除水質量については、(2.2-2)式にて表すことができる。

一方、実際のラック類の評価では、矩形のプール内のラックを対象としているが、表 2.1-1 に示されるように、矩形であっても単位長さあたりの流体力学的質量（付加質量）は、 $\pi\rho a^2$  の倍数となる形で整理され、二重円筒モデルと同様といえる。

よって、ラック及び使用済燃料貯蔵プールを二重円筒で簡易的に表すと、内筒をラック、外筒をプールとみなすことができる。

なお、 $M_{11}, M_{12}, M_{22}$  は Fritz の論文（参考文献(2)）に基づき算出される。

$$\left( \begin{bmatrix} M_1 & 0 \\ 0 & M_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{bmatrix} \right) \begin{bmatrix} \ddot{u}_1 \\ \ddot{u}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & 0 \\ 0 & k_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = 0 \quad (2.2-1)$$

ここに

$M_1, M_2$  : 内筒及び外筒の質量

$$M_{11} = \pi a^2 L \rho \left( \frac{a^2 + b^2}{b^2 - a^2} \right) \quad : \text{内筒の自己付加質量} \quad (2.2-1a)$$

$$M_{12} = M_{21} = -2\pi a^2 L \rho \left( \frac{b^2}{b^2 - a^2} \right) \quad : \text{相互影響による付加質量} \quad (2.2-1b)$$

$$M_{22} = \pi b^2 L \rho \left( \frac{a^2 + b^2}{b^2 - a^2} \right) \quad : \text{外筒の自己付加質量} \quad (2.2-1c)$$

- $a$  = 内筒の外半径
- $b$  = 外筒の内半径
- $\ddot{u}_1, \ddot{u}_2$  = 内筒, 外筒の絶対加速度
- $x_1, x_2$  = 内筒, 外筒の相対変位
- $k_1, k_2$  = 内筒, 外筒の剛性
- $L$  = 内筒および外筒の長さ
- $\rho$  = 流体の密度

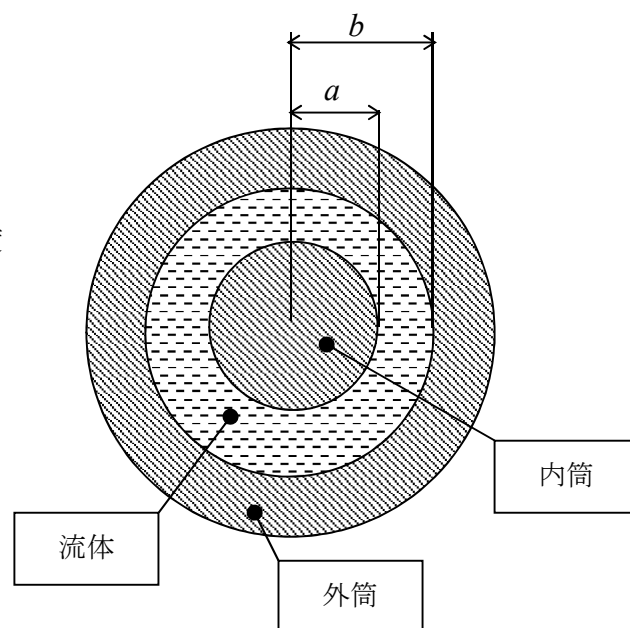


図 2.2-1 二重円筒モデル

ここで、上記の式の定義により、二重円筒の外筒が内筒に対して十分に大きいとすると、(2.2-1a)式及び(2.2-1b)式は下式になることから、 $M_{11} + M_{12}$ は(2.2-2)式となる。

$$M_{11} = \pi a^2 L \rho \quad (2.2-1a')$$

$$M_{12} = -2\pi a^2 L \rho \quad (2.2-1b')$$

$$M_{11} + M_{12} = -\pi a^2 L \rho (= -M_d) \quad (2.2-2)$$

(2.2-2)式は、内筒の排除水質量に相当する。これを $-M_d$ と表現する。

## (2) 二重円筒モデルの矩形ラックへの適用について

図 2.2-1 の二重円筒モデルと比較して、矩形ラックと使用済燃料貯蔵プールからなる体系は、流体部分が広いこと、内筒及び外筒の形状が矩形であることが相違している。それでも二重円筒モデルを矩形ラックに適用することが可能であることを以下に説明する。

「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1991 追補版」の立形ポンプの例において、「なお、バレルがない立形斜流ポンプの場合には、 $d_2$ を無限大にして用いる。」( $d_2$ は図 2.2-1 の外筒内側直径  $2b$ に相当)とあり、これはポンプと取水槽壁(一般に矩形)との間の広い流体

部分に対して二重円筒モデルを適用することに相当する。この例において、このような取り扱いが可能であるのは、理論の前提「①相対変位は微小である。②軸方向流れは無視できる。③ポテンシャル流れである。」を逸脱しないためである。同様に、矩形ラックと使用済燃料貯蔵プールからなる体系の場合も理論の前提を逸脱しない。

また、排除水質量は、二重円筒モデルの(2.2-2)式のとおり、単に機器体積と流体密度の積であることから、矩形ラックの場合にも応用が可能である。

以上から、二重円筒モデルの矩形ラックへの適用が可能である。

### 2.3 ラックに加わる力

付加質量及び排除水質量を用いて、ラックに加わる力を求める。

$\ddot{u}_g$ を地震による入力加速度とすると

$$\ddot{u}_1 = \ddot{u}_g + \ddot{x}_1$$

$$\ddot{u}_2 = \ddot{u}_g + \ddot{x}_2$$

これを用いて、(2.2-1)式は以下に書き換えられる。

$$\begin{bmatrix} M_1 + M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_2 + M_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & 0 \\ 0 & k_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = -\ddot{u}_g \begin{bmatrix} M_1 + M_{11} + M_{12} \\ M_2 + M_{21} + M_{22} \end{bmatrix} \quad (2.3-1)$$

ここで、外筒の剛性が非常に大きい場合には、 $x_2 = 0$ となり、(2.3-1)式は下式のように書き換えられる。

$$(M_1 + M_{11}) \cdot \ddot{x}_1 + k_1 x_1 = -\ddot{u}_g (M_1 + M_{11} + M_{12}) \quad (2.3-2)$$

上記(2.3-2)式は、水中において質量 $(M_1 + M_{11})$ の振動は、外筒からの相互影響による付加質量 $M_{12}$ の影響を受けて、加振されていることを表している。

ここで、(2.3-2)式の右辺質量を左辺と同様に $(M_1 + M_{11})$ で代表して、これを補正するために、右辺について比率 $\beta$ を用いて書き換えると(2.3-3)式を得る。

(2.3-3)式は、気中において質量 $(M_1 + M_{11})$ が地震加速度の $\beta$ 倍に低減された入力で、振動することと同様であると考えることができる。

$$(M_1 + M_{11}) \cdot \ddot{x}_1 + k_1 x_1 = -\beta \cdot (M_1 + M_{11}) \cdot \ddot{u}_g \quad (2.3-3)$$

この係数  $\beta$  は各質量を用いて下式で与えられ、これを低減係数と呼ぶこととする。

$$\beta = \frac{M_1 + M_{11} + M_{12}}{M_1 + M_{11}} \quad (2.3-4)$$

ここで、(2.2-2)式より、

$$\beta = \frac{M_1 - M_d}{M_1 + M_{11}} \quad (2.3-5)$$

と表されることから、ラックに加わる力  $F$  として下記 (2.3-6) 式が得られる。

$$F = (M_1 + M_{11}) \left\{ \frac{M_1 - M_d}{M_1 + M_{11}} \alpha \right\} = (M_1 - M_d) \cdot \alpha \quad (2.3-6)$$

一方、固有振動数については、(2.3-3)式から水中の場合が求められ、気中の場合については自己付加質量  $M_{11}$  が無いとして下記の通り求められる。

$$\text{水中：} \quad \omega_w^2 = \frac{k_1}{M_1 + M_{11}} \quad (2.3-7)$$

$$\text{気中：} \quad \omega_a^2 = \frac{k_1}{M_1} \quad (2.3-8)$$

両者の比を取って整理すると固有振動数の比として下記を得る。

$$\frac{\omega_w}{\omega_a} = \sqrt{\frac{M_1}{M_1 + M_{11}}} \quad (2.3-9)$$

3. 耐震評価上の付加質量及び排除水質量の扱い

耐震評価上のラックが水中で振動する場合の固有振動数と発生応力は、気中で振動する場合に比較して表 3-1 に示すとおりとなる。

既工認では、付加質量のみ考慮して固有振動数の低減を織り込んでいたが、今回工認でラックの耐震評価を行うにあたり、ラック本体、ラック内の貯蔵物及びラックセル内と構造物の含水が占める体積に相当する水質量分を、応力計算において排除水質量  $M_d$  として応答低減を考慮した。

表 3-1 気中で振動する場合と比較した固有振動数と発生応力

	既工認	今回工認
固有振動数	$\sqrt{\frac{M_1}{M_1 + M_{11}}}$ 倍	同左
低減係数	$\frac{M_1}{M_1 + M_{11}}$ 倍	$\frac{M_1 - M_d}{M_1 + M_{11}}$ 倍
発生応力	$F = M_1 \cdot \alpha$	$F = (M_1 - M_d) \cdot \alpha$

$M_1$  : 内筒の質量 (ラックの質量)

$M_{11}$  : 付加質量

$M_d$  : 排除水質量

$\alpha$  : 加速度



4. 付加質量の計算について

4.1 ラック部

(1) 長辺方向

ラック長辺方向時  $a=300$  mm

ラック長辺方向時  $b=842.5$  mm

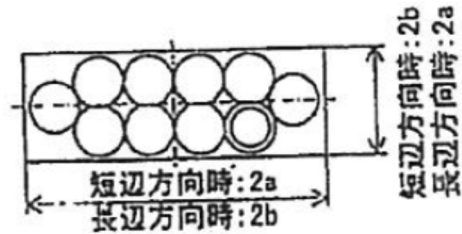


図 4-1 計算モデル図 (ラック上面)

$$\frac{a}{b} = 0.3561$$

ASME テーブルより  $a/b=0.5$  の時 付加質量係数  $k1 =$

$a/b=0.2$  の時 付加質量係数  $k2 =$

$\therefore a/b=0.3561$  の時

$$k = k1 + \frac{(k2 - k1)}{(0.2 - 0.5)} \cdot (0.3561 - 0.5)$$

付加質量係数  $k=1.8343$

ラック高さ  $h1=3102$  mm

水の密度  $\rho = 1.0 \times 10^{-6}$  kg/mm<sup>3</sup>

付加質量  $mv11 = k \cdot \pi \cdot \rho \cdot a^2 \cdot h1$

$$= 1609 \text{ kg}$$

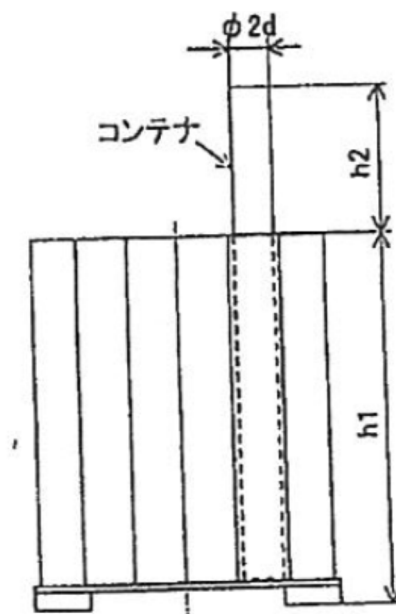


図 4-2 計算モデル図 (ラック側面)

(2)短辺方向

ラック短辺方向時  $a=842.5 \text{ mm}$

ラック短辺方向時  $b=300 \text{ mm}$

$$\frac{a}{b}=2.8083$$

ASME テーブルより  $a/b=5$  の時 付加質量係数  $k1=$

$a/b=2$  の時 付加質量係数  $k2=$

$\therefore a/b=2.8083$  の時

$$k=k1+\frac{(k2-k1)}{(2-5)} \cdot (2.8083-5)$$

付加質量係数  $k=1.3196$

ラック高さ  $h1=3102 \text{ mm}$

水の密度  $\rho=1.0 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$

$$\begin{aligned} \text{付加質量 } mvs1 &= k \cdot \pi \cdot \rho \cdot a^2 \cdot h1 \\ &= 9128 \text{ kg} \end{aligned}$$

4.2 コンテナ上部

円形断面のためラック長辺、短辺で付加質量は同じ。

円形断面の時 付加質量係数  $k=1.00$

コンテナ径  $d=$   mm

コンテナ上部高さ  $h2=$   mm

水の密度  $\rho=1.0 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$

$$\begin{aligned} \text{付加質量 (長辺方向) } mv12 &= k \cdot \pi \cdot \rho \cdot d^2 \cdot h2 \times 10 \\ &= 497 \text{ kg} \end{aligned}$$

付加質量 (短辺方向)  $mvs2=mv12=497 \text{ kg}$

4.3 コンテナ上端 (鉛直方向)

コンテナ 10 体が装填されている場合、コンテナ上端に  mm (2d) の平板が 10 面構成されるが、保守的評価として、シートプレート短辺 600 mm (2a) を直径とする平板の水平板の質量がコンテナ上端に働くとした。

平板の時 付加質量係数  $k=1.00$

コンテナ上端  $a=300 \text{ mm}$

コンテナ上端  $b=842.5 \text{ mm}$

コンテナ長辺  $h=2 \cdot b$

水の密度  $\rho=1.0 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$

$$\begin{aligned} \text{付加質量 } mvz &= k \cdot \pi \cdot \rho \cdot a^2 \cdot h \\ &= 476 \text{ kg} \end{aligned}$$

#### 4.4 全体付加質量

- (1)長辺方向 :  $m_{vx} = m_{v11} + m_{v12} = 2106 \text{ kg}$
- (2)短辺方向 :  $m_{vy} = m_{vs1} + m_{vs2} = 9625 \text{ kg}$
- (3)鉛直方向 :  $m_{vz} = 476 \text{ kg}$

#### 5. 排除水質量の計算について

##### 5.1 ラックの質量

###### (1)質量内訳

- (a)ラック本体 :  $m_R = 1200 \text{ kg}$
- (b)破損燃料 (燃料集合体) :  $m_F = 3000 \text{ kg}$  (300 kg/体×10体)
- (c)コンテナ :  $m_C = 800 \text{ kg}$  (80 kg/体×10体)

コンテナ質量の内訳は以下の通り

$$\begin{aligned} \square &: m_c \square = \square \text{ kg} \\ \square &: m_c \square = \square \text{ kg} \end{aligned}$$

- (d)内部水1 (ラックパイプーコンテナ間) :  $m_{w1} = 767 \text{ kg}$
- (e)内部水2 (コンテナー燃料集合体間) :  $m_{w2} = 982 \text{ kg}$
- (f)内部水3 (ラックパイプ間) :  $m_{w3} = 165 \text{ kg}$

###### (2)密度

- ・水 :  $\rho_w = 1.0 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$
- ・SUS304 :  $\rho_{sus} = 7.93 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$
- ・ $\square$  :  $\rho \square = \square \text{ kg/mm}^3$

###### (3)破損燃料 (燃料集合体) 排除水体積

$$v_F = \square \text{ mm}^3$$

###### (4)排除水質量内訳

- (a)ラック本体体積分 :  $m_{Rth} = \left( \frac{m_R}{\rho_{sus}} \right) \cdot \rho_w = 151.324 \text{ kg} \approx 150 \text{ kg}$
- (b)破損燃料 (燃料集合体) 体積分 :  $m_{Fth1} = v_F \cdot \rho_w = \square \text{ kg}$   
(10本分)  $m_{Fth} = m_{Fth1} \times 10 = \square \text{ kg}$
- (c)コンテナ体積分 :  $m_{cth1} = \square = 11.57046 \text{ kg}$   
(10本分)  $m_{cth} = m_{cth1} \times 10 = 115.705 \text{ kg} \approx 115 \text{ kg}$
- (d)内部水1 (ラックパイプーコンテナ間) :  $m_{w1th} = 767 \text{ kg}$
- (e)内部水2 (コンテナー燃料集合体間) :  $m_{w2th} = 982 \text{ kg}$
- (f)内部水3 (ラックパイプ間) :  $m_{w3th} = 165 \text{ kg}$

(5) ラック全体排除水質量

$$m_{th} = m_{R_{th}} + m_{F_{th}} + m_{c_{th}} + m_{w1_{th}} + m_{w2_{th}} + m_{w3_{th}} = 2540 \text{ kg}$$

6. まとめ

既工認では、(2.3-5)式において排除水質量  $M_d = 0$  とし、安全側の評価として排除水質量の考慮による応答低減の効果を織り込んでいなかったが、実機が水中構造物であることから、評価の精緻化のため、付加質量及び排除水質量の両方を考慮することとした。これまで述べた通り排除水質量の考慮による応答低減は、理論式から求められるものであることから、解析方法の種類に係わらず適用可能であると考えられる。

よって、今回工認では、(2.3-5)式による低減係数  $\beta$  を用いて、発生応力の評価時に排除水質量の考慮による応答低減の効果を織り込んで、評価を実施している。

7. 参考文献

- (1) ASCE, 2000, Seismic Analysis of Safety Related Nuclear Structures (ASCE 4-98)
- (2) R. J. FRITZ, 1972, 「The Effect of Liquids on the Dynamic Motions of Immersed Solid」, Journal of Engineering for Industry.

## 耐震評価における水中構造物の付加質量及び応答低減効果の考慮について

### 1. 概要

水中構造物の耐震評価における付加質量及び応答低減効果について、既工認及び今回工認における考慮の有無及びその手法を整理した。

### 2. 既工認及び今回工認における付加質量及び応答低減効果の考慮の有無について

水中構造物の耐震評価における付加質量及び応答低減効果について、既工認及び今回工認における考慮の有無及びその手法を表1に示す。なお、付加質量及び排除水質量の定義並びに手法は、以下のとおりである。

- ・手法1：理論式で求めた付加質量及び排除水質量を考慮して解析モデルを作成し、解析コードにより固有値解析，地震応答解析等を行う方法
- ・手法2：解析コードの機能（Virtual Mass法：仮想質量法）を用いて，水中構造物の付加質量及び応答低減の効果を検討して解析する方法
- ・手法3：理論式で求めた付加質量及び排除水質量を用いて，理論式による応力計算を実施する方法

付加質量：構造物が流体中で振動する場合において，あたかも質量が増加したような傾向（付加質量効果）を示すことから，流体による付加質量効果を模擬するための機器の形状により定まる仮想質量

排除水質量：機器が流体中にある場合に，機器の形状により排除する流体の質量

表1 既工認及び今回工認における付加質量及び応答低減効果の考慮の有無について (1/3)

図書番号	図書名	既工認		今回工認		手法	備考
		付加質量	応答低減	付加質量	応答低減		
V-2-3-1	炉心，原子炉圧力容器，原子炉圧力容器内部構造物の地震応答計算書	有	有	有	有	手法1	炉心，原子炉圧力容器及び原子炉圧力容器内部構造物の地震応答解析モデルにおいて，付加質量，排除水質量を考慮
V-2-4-1(1)	制御棒・破損燃料貯蔵ラックの耐震性についての計算書	有	無	有	有	手法3	今回工認の応力評価において，排除水質量を考慮
V-2-4-2	使用済燃料貯蔵ラックの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	
V-2-4-2-3	使用済燃料貯蔵プール水位・温度(SA)の耐震性についての計算書	—	—	有	無	手法1	今回工認での新規申請対象の機器
V-2-4-2-4	使用済燃料貯蔵プール水位・温度(SA広域)の耐震性についての計算書	—	—	有	無	手法1	今回工認での新規申請対象の機器
V-2-5-3-1-2	残留熱除去系ポンプの耐震性についての計算書	有	有	有	有	手法1	
V-2-5-3-1-2	残留熱除去系ストレナーの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	
V-2-5-3-1-3	残留熱除去系ストレナー部ティーの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	
V-2-5-3-1-4	残留熱除去系ストレナー取付部コネクタの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	
V-2-5-4-1-1	高圧炉心注水系ポンプの耐震性についての計算書	有	有	有	有	手法1	
V-2-5-4-1-2	高圧炉心注水系ストレナーの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	
V-2-5-4-1-3	高圧炉心注水系ストレナー部ティーの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	
V-2-5-4-1-4	高圧炉心注水系ストレナー取付部コネクタの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	

表1 既工認及び今回工認における付加質量及び応答低減効果の考慮の有無について (2/3)

図書番号	図書名	既工認		今回工認		手法	備考
		付加質量	応答低減	付加質量	応答低減		
V-2-5-4-2-3	原子炉隔離時冷却系ストレナーの耐震性についての計算書	—	—	有	無	手法1	今回工認での新規申請対象の機器
V-2-5-4-2-4	原子炉隔離時冷却系ストレナー部ティーの耐震性についての計算書	—	—	有	無	手法1	今回工認での新規申請対象の機器
V-2-9-4-3	ベント管の耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	
V-2-9-4-8-1	下部ドライウェルアクセストンネルの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法2	
V-2-5-6-1-3	原子炉補機冷却海水ポンプの耐震性についての計算書	有	有	有	有	手法1	
V-2-3-3-3-2	原子炉圧力容器内部構造物の耐震計算結果 ・中性子束計測案内管	有	無	有	無	手法1	剛な設備であるため、今回工認では既工認の解析結果を比倍評価
V-2-3-3-3-3	原子炉圧力容器内部構造物の応力計算書 ・給水スパージャ ・高圧炉心注水スパージャ ・低圧注水スパージャ ・高圧炉心注水系配管 (原子炉圧力容器内部)	有	無	有	無	手法1	剛な設備であるため、今回工認では既工認の解析結果を比倍評価
V-2-6-5-1	起動領域モニタの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	
V-2-6-5-2	出力領域モニタの耐震性についての計算書	有	無	有	無	手法1	

表1 既工認及び今回工認における付加質量及び応答低減効果の考慮の有無について (3/3)

図書番号	図書名	既工認		今回工認		手法	備考
		付加質量	応答低減	付加質量	応答低減		
V-2-9-2-4	下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）の耐震性についての計算書	－	－	有	無	手法1	水没するSA時の評価においてのみ考慮
V-2-9-2-5	下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）の耐震性についての計算書	－	－	有	無	手法1	水没するSA時の評価においてのみ考慮
V-2-9-2-8	下部ドライウェル機器搬入用ハッチの耐震性についての計算書	－	－	有	無	手法1	水没するSA時の評価においてのみ考慮
V-2-9-2-11	下部ドライウェル所員用エアロックの耐震性についての計算書	－	－	有	無	手法1	水没するSA時の評価においてのみ考慮



## 17. 配管解析における重心位置スペクトル法の適用について

## 1. 概要

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

以下にその手法の妥当性を示す。

## 2. 重心位置スペクトル法について

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

なお、複数建屋を渡る配管の入力震度は、配管モデルの重心位置を求め、その重心位置の上階となる主たる建屋\*の床応答スペクトルを適用する。

注記\*：主たる建屋とは、配管物量及び支持点が多い建屋をいう。

## 3. 重心位置スペクトル法を適用する妥当性

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

### (1) J E A G 4 6 0 1 -1987<sup>(1)</sup>の記載

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

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

### (2) （財）原子力工学試験センターにおける耐震設計の高度化に関する調査報告書<sup>(2), (3)</sup>

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

## 4. 参考文献

- (1) 原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 -1987（（社）日本電気協会 電気技術基準調査委員会 昭和62年8月）
- (2) 昭和63年度 耐震設計の高度化に関する調査報告書 別冊2（機器系）（（財）原子力工学試験センター 平成元年3月）
- (3) 平成2年度 耐震設計の高度化に関する調査報告書 別冊2（機器系）（（財）原子力工学試験センター 平成3年3月）

## 18. 剛な設備の固有周期の算出について

## 目次

1. はじめに .....	1
2. 代表設備 .....	1
3. 算出方針 .....	1
4. 固有周期の算出 .....	2
4.1 燃料プール冷却浄化系ポンプ .....	2
4.1.1 固有周期の計算方法 .....	2
4.1.2 固有周期の算出 .....	5
4.2 非常用ガス処理系排風機 .....	7
4.2.1 固有周期の計算方法 .....	7
4.2.2 固有周期の算出 .....	9

1. はじめに

耐震計算書において、横軸ポンプ、ファンについては、全体的に一つの剛体と見なせるため固有周期は十分に小さく計算は省略している。本資料では、これらの代表設備について固有周期の算出を行い、固有周期が十分に小さく剛であることの確認を行った。

2. 代表設備

代表設備として、以下の設備の固有周期を算出した。

- ・燃料プール冷却浄化系ポンプ（横軸ポンプ）
- ・非常用ガス処理系排風機（ファン）

3. 算出方針

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（日本電気協会 電気技術基準調査委員会 平成3年6月）に準拠し、固有周期の算出を行った。

#### 4. 固有周期の算出

##### 4.1 燃料プール冷却浄化系ポンプ

##### 4.1.1 固有周期の計算方法

燃料プール冷却浄化系ポンプ（図 4-1-1）の固有周期は、ポンプ本体、ロータの 2 質点にてモデル化し、算出を行う（図 4-1-2 及び図 4-1-3 参照）。

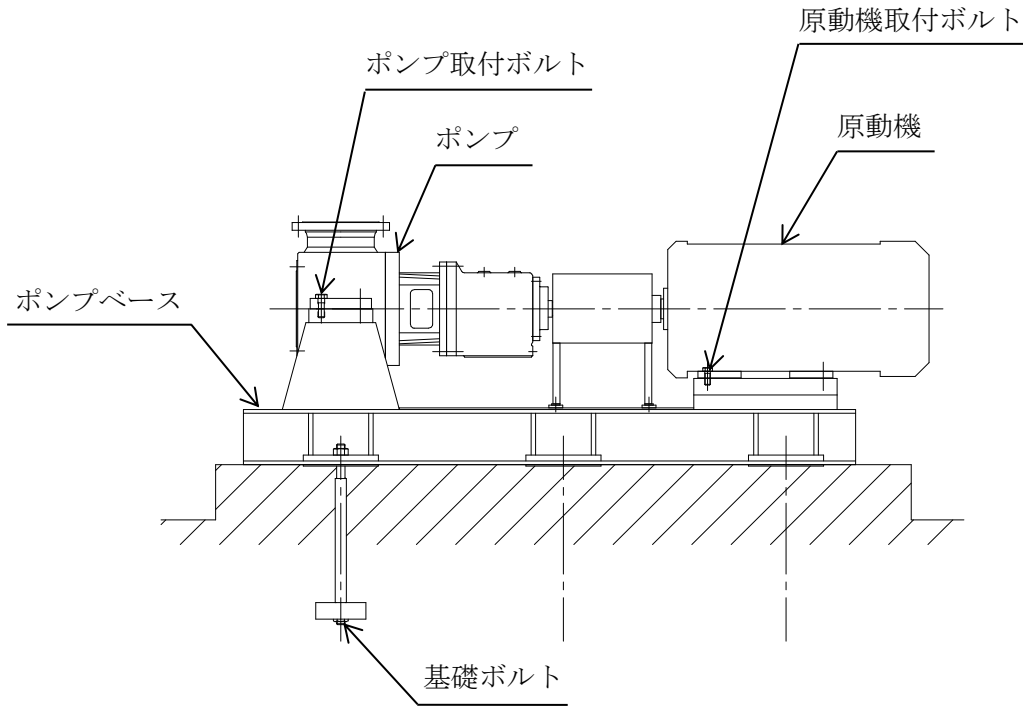


図 4-1-1 燃料プール冷却浄化系ポンプ外形図

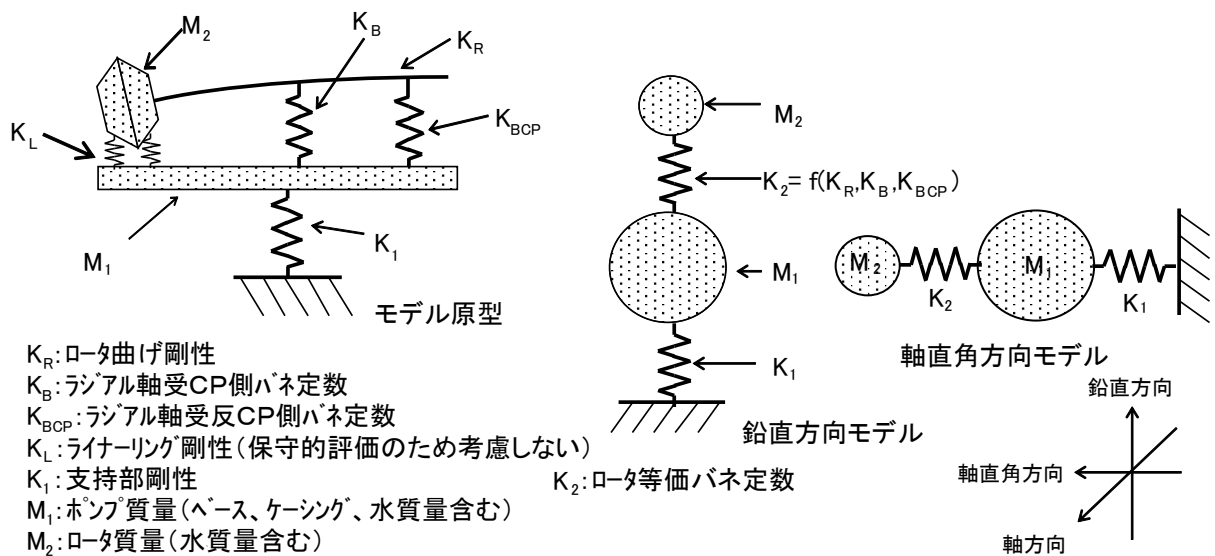


図 4-1-2 計算モデル (鉛直方向, 軸直角方向)

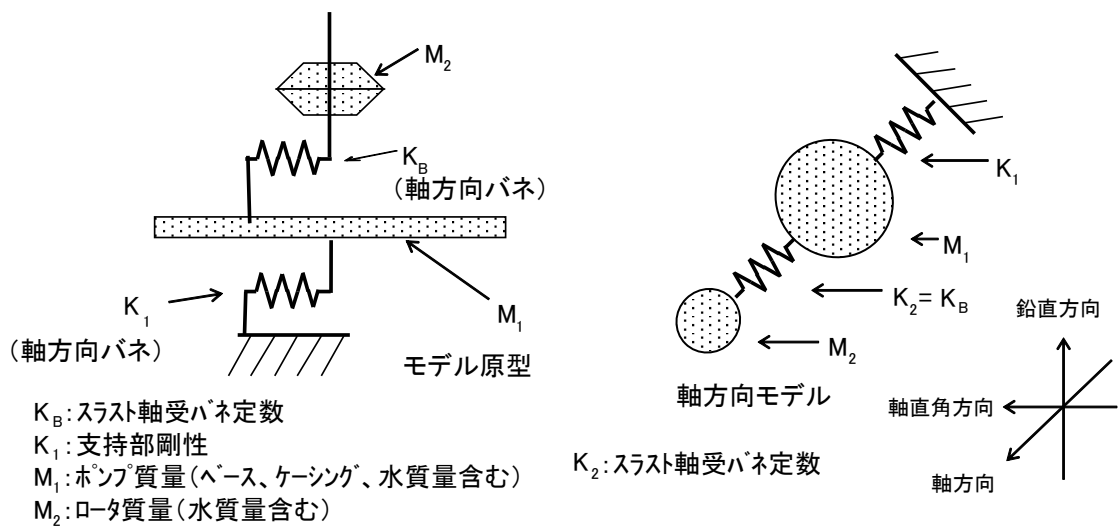


図 4-1-3 計算モデル (軸方向)

ポンプ全体系の固有値は下記式にて求める。

$$f_1 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{a+e}{2} - \sqrt{\left(\frac{a-e}{2}\right)^2 + b \cdot e}}$$

$$f_2 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{a+e}{2} + \sqrt{\left(\frac{a-e}{2}\right)^2 + b \cdot e}}$$

ここで

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

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

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

$$K_2 = 1 / \left( \frac{1}{K_R} + \frac{1}{K_B + K_{BCP}} \right)$$

よって、ポンプ全体系の固有周期は以下のとおりとなる。

$$T_{1P} = \frac{1}{f_1}$$

$$T_{2P} = \frac{1}{f_2}$$

原動機全体系の固有値は下記式にて求める。

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

よって、原動機全体系の固有周期は以下のとおりとなる。

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



#### 4.1.2 固有周期の算出

機器要目及び計算結果を表 4-1 に示す。

表 4-1(1) 軸直角方向 機器要目及び計算結果

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

表 4-1(2) 軸方向 機器要目及び計算結果

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

表 4-1(3) 鉛直方向 機器要目及び計算結果

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

## 4.2 非常用ガス処理系排風機

### 4.2.1 固有周期の計算方法

非常用ガス処理系排風機（図 4-2-1）の固有周期は，ケーシング系及び軸系のそれぞれについて算出を行う。

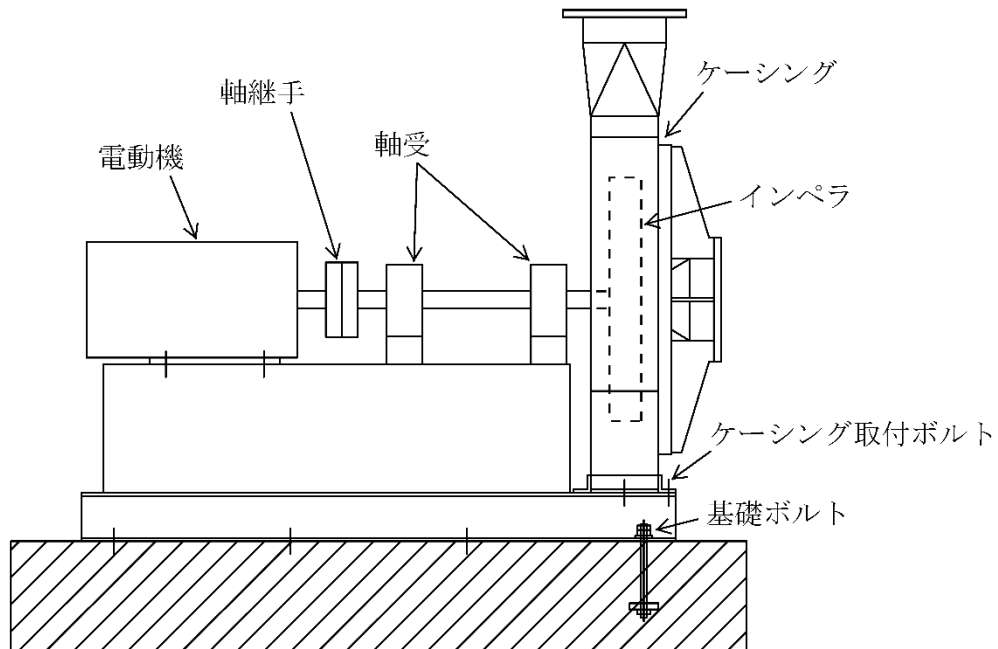


図 4-2-1 概略構造図

#### (1) ケーシング系

ケーシング系の固有周期は，ケーシング全体を剛体として1質点でモデル化し，算出を行う（図 4-2-2 参照）。

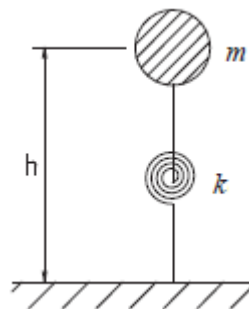


図 4-2-2 ケーシング系モデル

ケーシング系の固有値は下記式にて求める。

$$\text{軸・軸直角方向} \quad f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_{\theta} \cdot 1000}{m \cdot h^2}}$$

$$\text{鉛直方向} \quad f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_v \cdot 1000}{m}}$$

ケーシング系の固有値は以下のとおりとなる。

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

なお、固定部回転剛性は、下記に示す各部剛性の直列ばねとして算出する。

- ・ケーシングフランジの剛性
- ・ベース上フランジの剛性
- ・ベース下フランジの剛性
- ・ケーシング取付ボルトの剛性
- ・基礎ボルトの剛性
- ・ケーシングと共通架台の接続部の剛性(軸方向のみ考慮)

## (2) 軸系

軸系は、ファン軸、電動機及び共通架台をそれぞれビーム要素で解析モデルを作成し、算出を行う(図4-2-3参照)。なお、軸受のばね剛性はラジアル荷重と荷重-変位曲線から求めた変位量から、共通架台固定部及び電動機固定部の剛性はケーシング系と同様の考え方により算出する。

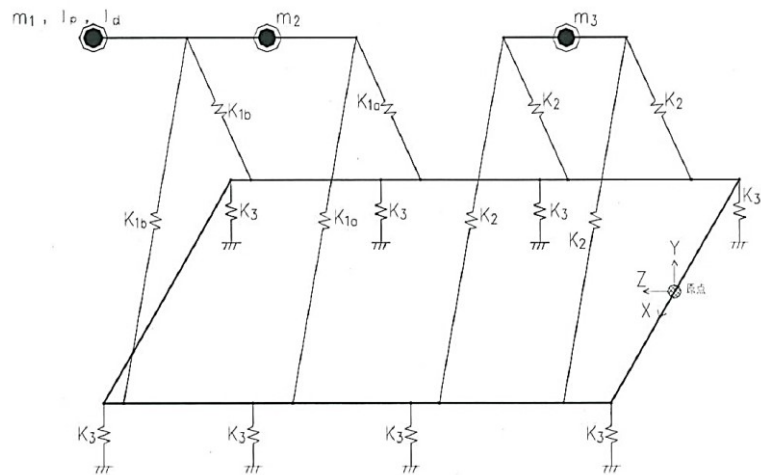


図4-2-3 軸系モデル

#### 4.2.2 固有周期の算出

機器要目及び計算結果を表 4-2 及び表 4-3, 図 4-2-4 に示す。

表 4-2(1) ケーシング系 軸直角方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m	ケーシング質量	□	kg
h	ケーシング重心高さ		mm
$k_{\theta}$	固定部回転剛性		$\text{N}\cdot\text{mm}/\text{rad}$
f	ケーシング系固有値		Hz
T	ケーシング系固有周期		s

表 4-2(2) ケーシング系 軸方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m	ケーシング質量	□	kg
h	ケーシング重心高さ		mm
$k_{\theta}$	固定部回転剛性		$\text{N}\cdot\text{mm}/\text{rad}$
f	ケーシング系固有値		Hz
T	ケーシング系固有周期		s

表 4-2(3) ケーシング系 鉛直方向 機器要目及び計算結果

記号	記号説明	値	単位
m	ケーシング質量	□	kg
$k_v$	固定部剛性		$\text{N}/\text{mm}$
f	ケーシング系固有値		Hz
T	ケーシング系固有周期		s

表 4-3 軸系 機器要目及び計算結果

□			
記号	記号説明	値	単位
f	軸系固有値	□	Hz
T	軸系固有周期		s

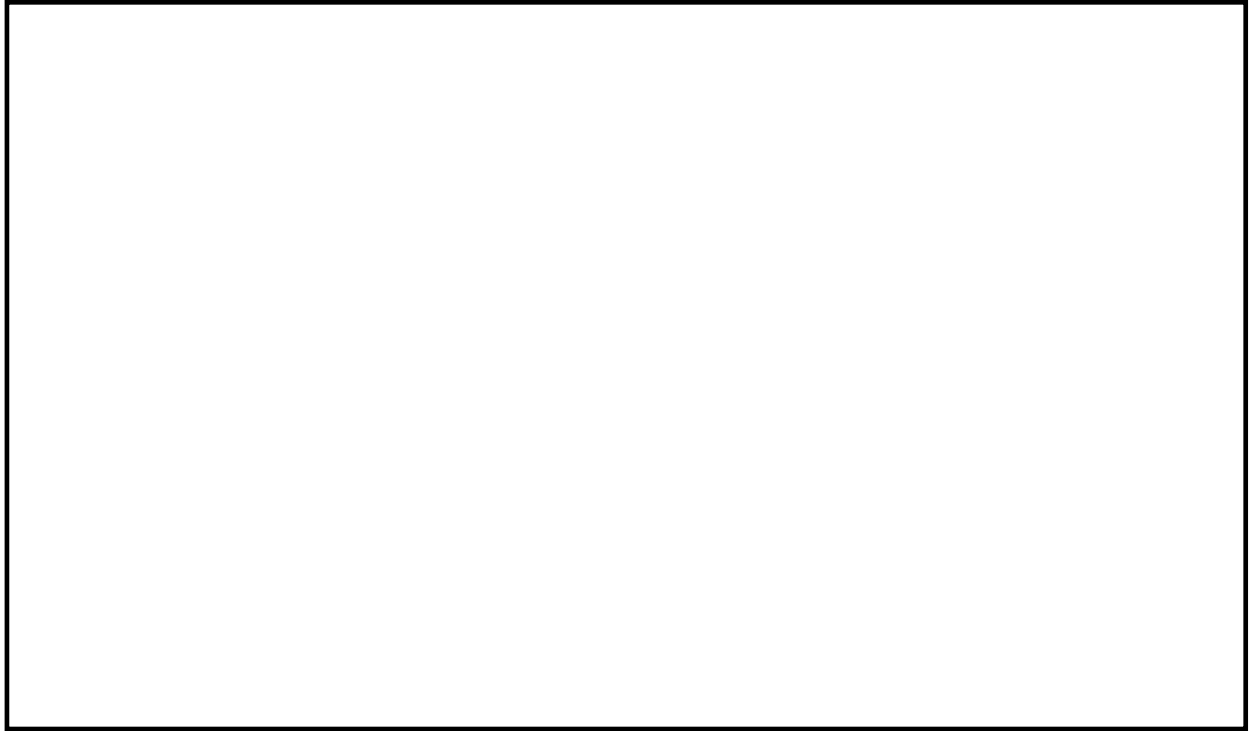


図 4-2-4 軸系 計算結果 (振動モード図)

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)

## 目 次

1.	はじめに	1
2.	燃料ラックの概要及び既工認と今回工認の耐震設計手法の比較	1
2.1	燃料ラックの構造と燃料プール内の配置	1
2.2	燃料ラックの耐震設計手法について	3
2.3	既工認と今回工認の耐震設計手法の比較	4
3.	減衰特性の確認試験	5
3.1	実物大試験供試体の概要	5
3.2	燃料ラックの水中加震試験装置及び試験手法について	6
3.3	試験結果	16
3.4	実物大試験における試験条件の妥当性	20
4.	試験結果に基づく燃料ラックの設計用減衰定数の設定	21
4.1	実機応答と供試体応答の比較	21
4.2	設計用減衰定数の設定	23
5.	結論	26

別紙-1 プール水及び燃料集合体の体数が減衰定数に与える影響

別紙-2 試験水槽の形状決定方法

別紙-3 試験における水深の影響について

別紙-4 試験方法及び減衰定数の算出方法

別紙-5 ハーフパワー法について

別紙-6 自由振動波形からの減衰定数の算出方法

別紙-7 正弦半波加振試験における振動台の影響について

別紙-8 スロッシングによる減衰への影響について

別紙-9 固有振動数と減衰定数の関係について



## 1. はじめに

使用済燃料貯蔵ラック（以下「燃料ラック」という。）の水平方向の設計用減衰定数は、既工認では、「原子力発電所耐震設計技術指針JEAG4601-1991 追補版」（以下「JEAG4601」という。）に規定される溶接構造物の設計用減衰定数1.0%を用いている。

しかし、実際の燃料ラックは使用済燃料貯蔵プール（以下「燃料プール」という。）内の水中に設置され、燃料集合体を貯蔵していることから、燃料集合体のガタつき、ラック内壁と燃料集合体の衝突及び水の抵抗により、運動エネルギーの消散が大きくなり、減衰定数1.0%より大きな減衰があると考えられる。

そのため、今回工認の耐震設計において、燃料ラックの設計用減衰定数は、実物大加振試験の結果に基づき設定している。

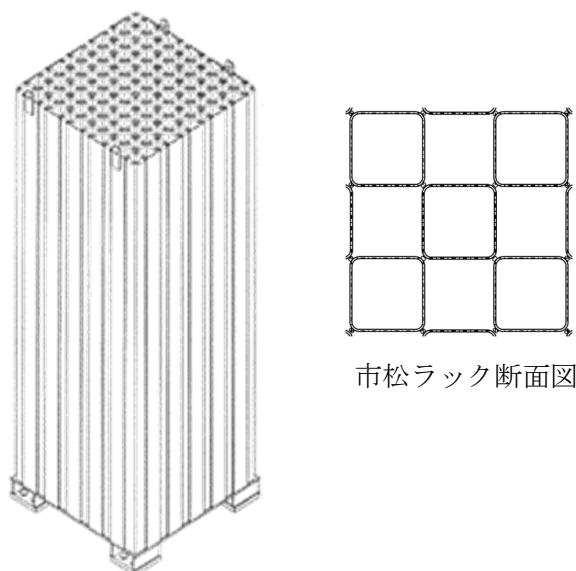
本資料は、加振試験の試験方法及び今回工認の耐震設計に適用する設計用減衰定数について、まとめたものである。

## 2. 燃料ラックの概要及び既工認と今回工認の耐震設計手法の比較

### 2.1 燃料ラックの構造と燃料プール内の配置

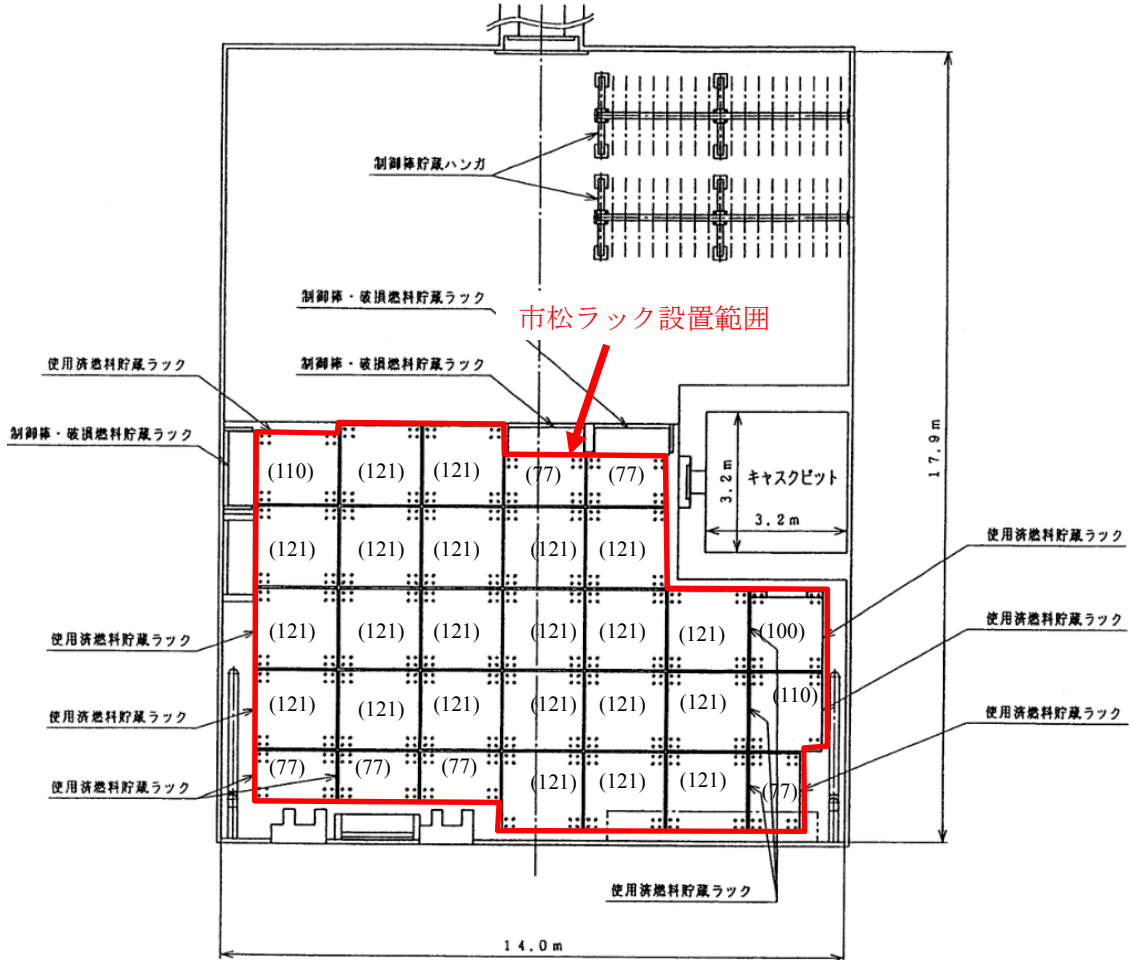
柏崎刈羽原子力発電所第7号機の燃料プールには、角管市松型燃料ラック（以下「市松ラック」という。）を設置している。

市松ラックは角管を溶接することで燃料集合体を貯蔵する格子状のセルを構成している。ラックの構造図を第1図に、燃料プール内における燃料ラックの配置を第2図に示す。



第1図 燃料ラックの構造図（概要）

貯蔵体数	台数
77 体 (7×11)	6 台
100 体 (10×10)	1 台
110 体 (11×10)	2 台
121 体 (11×11)	22 台



※( )内の数字はラックの貯蔵体数

第2図 燃料ラック配置図

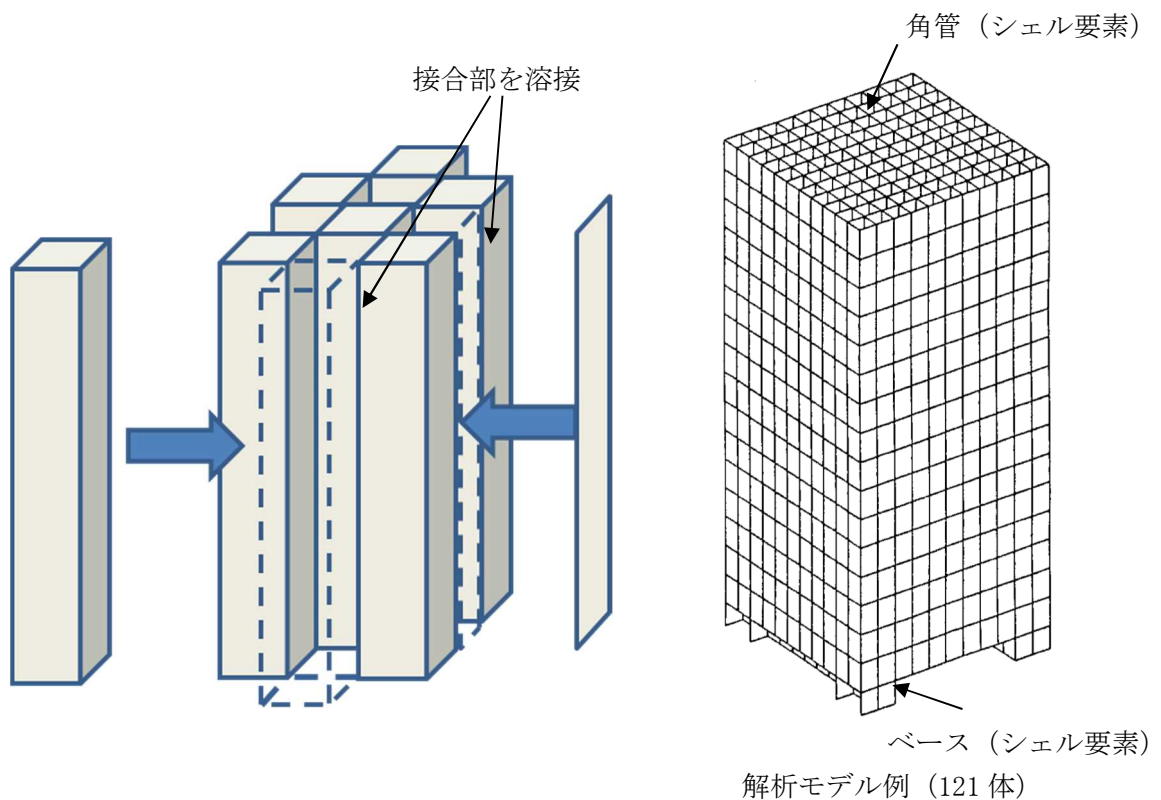
## 2.2 燃料ラックの耐震設計手法について

燃料ラックの構造及び解析モデルの概要を第3図に示す。市松ラックは、角管を市松に配列し、角管同士の角を断続的に溶接し格子状のラックセルを形成していることから、燃料ラックをシェル要素にてモデル化した3次元有限要素モデル（FEMモデル）としている。

燃料ラックの質量には、燃料ラック自身の質量、燃料集合体の質量、燃料ラックに含まれる水の質量及び水中の機器の形状により排除される機器周囲の流体の質量である付加質量（排除水質量）を考慮している。これらの燃料集合体及び燃料ラックに含まれる水の質量並びに付加質量は、角管及び板の全長にわたって均等分布としている。

既工認の応力評価は、部材及び基礎ボルトに対して行っており、部材の応力は第3図の解析モデルを用いて、スペクトルモーダル解析による最大応答加速度から、部材に作用する最大荷重を算出し、応力を評価している。基礎ボルトの応力は、燃料ラック設置位置における水平・鉛直震度を用いて、ラック基礎に生じるモーメントとせん断力から基礎ボルトに作用する最大荷重を算出し、評価している。

なお、各部の許容応力は「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601・補-1984」に規定されている「その他支持構造物」の許容応力を用いている。



第3図 市松ラックの概要

### 2.3 既工認と今回工認の耐震設計手法の比較

燃料ラックの耐震設計における既工認と今回手法の比較を第1表に示す。既工認からの変更は設計用減衰定数のみである。

第1表 燃料ラックの耐震設計法の既工認と今回手法の比較

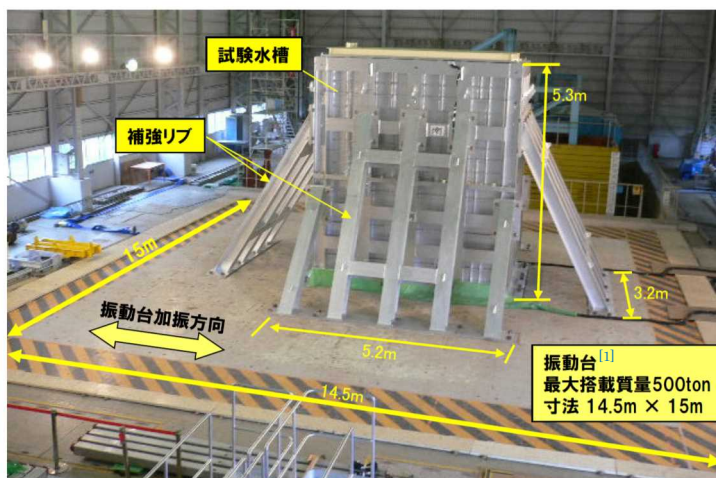
		既工認手法	今回工認手法
解析モデル		3次元有限要素モデル	同左
耐震解析手法	水平方向	スペクトルモーダル解析	同左
	鉛直方向	静的解析	同左（剛構造のため）
設計用減衰定数	水平方向	1.0%	Ss : 7.0% Sd : 5.0%
	鉛直方向	—	—
許容応力		JEAG4601	同左
地盤・建屋等の不確実さの考慮		床応答スペクトルの周期方向への±10%拡幅	同左
モデルの考え方		剛性は燃料ラック本体の寸法及びヤング率より設定。 質量は燃料ラック本体、燃料ラック内の燃料集合体、水及び付加質量を考慮。	同左

### 3. 減衰特性の確認試験

#### 3.1 実物大試験供試体の概要

既工認で考慮していなかった燃料集合体を貯蔵していること、また、燃料ラックが水中に設置されていることによる効果を確認する試験を行った。

燃料プール内の環境（水中）及び使用状態（燃料集合体貯蔵）において、燃料ラックが加振された際の減衰特性を確認することを目的に、模擬燃料集合体を貯蔵した模擬燃料ラック（以下「供試体ラック」という。）の水槽内での加振試験を実施した（第4図）。試験は、振動台上に、供試体ラックを設置した試験水槽を据え付け、長辺及び短辺方向に加振した。供試体ラックは、燃料プール床との固定状態と同一とするために、水槽床に基礎ボルトで固定した自立式とした。



(1) 試験状況

(2) 供試体の水槽内設置状態

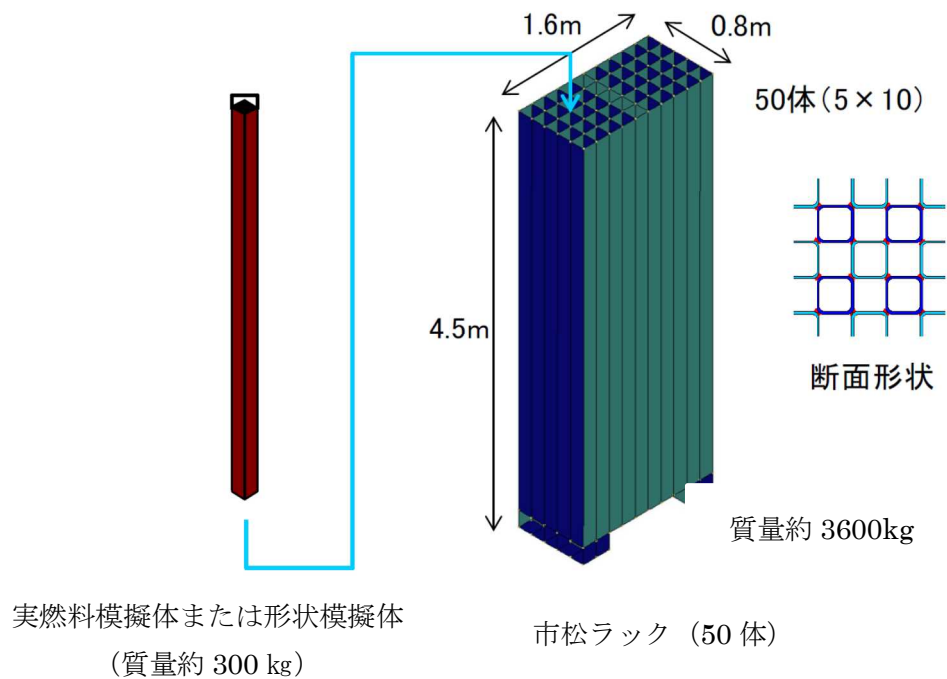
第4図 加振試験の実施状況

### 3.2 燃料ラックの水中加振試験装置及び試験手法について

#### (1) 供試体ラック

供試体ラックの寸法等は、実機の市松ラックと同等となるよう設定した。

また、燃料ラック全体の減衰効果は、燃料集合体の体数増加に伴い、前述の燃料集合体を貯蔵していること及び燃料ラックが水中に設置されていることによる減衰効果が大きくなると考えられるため、実機の市松ラック（77体～121体）に対して、貯蔵体数が小さくなるよう、供試体ラックの貯蔵体数は、50体とした（第5図）。



第5図 供試体の構造(市松ラック供試体) [2]

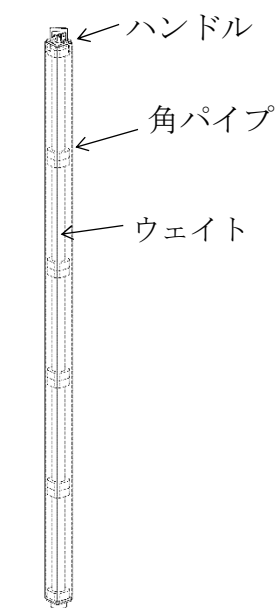
## (2) 模擬燃料集合体

供試体ラックに貯蔵する模擬燃料集合体には、実燃料模擬体と形状模擬体の2種類を用いた。実燃料模擬体は、チャンネルボックス等は実機と同一とし、燃料ペレットの代わりに鉛で質量を一致させたもので、実燃料模擬体自身の先端部の加速度を測定し、挙動を把握する目的で使用する。一方、形状模擬体は、実機燃料集合体の質量及びチャンネルボックス外形を模擬したもので、減衰定数に寄与する条件である燃料体とラックのギャップ、燃料体の付加質量を考慮し、外形寸法及び質量をほぼ同じとしている。形状模擬体は、合理的な試験方法を行うために使用する。いずれの模擬燃料集合体も実機燃料集合体と形状、質量及び振動特性が同様になるように作成されている。第6図に模擬燃料集合体の内部構造を、第2表に実機燃料集合体と模擬燃料集合体仕様の比較を示す。

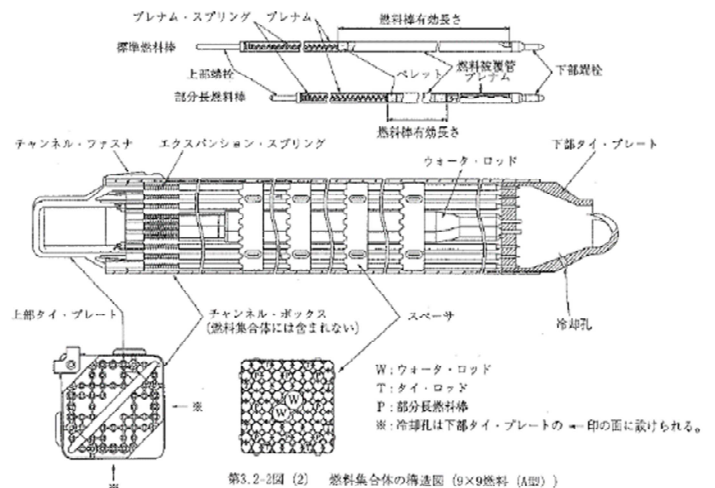
なお、実機ラックに貯蔵されている燃料集合体の一部については、チャンネルファスナが取り外されているが、チャンネルファスナを取り付けた状態の方が、ガタつきが少なくなることで減衰が小さくなると考えられることから、試験はチャンネルファスナを全数取り付け実施している。

チャンネルボックスについては、照射成長による有意な曲げの影響がないよう、炉心内の燃料配置を管理している。ウォータ・ロッドについては他プラントにて曲がり確認されたため、平成25年にウォータ・ロッドに曲がりがないことを確認し、併せて、曲がりの原因となったチャンネルボックスの装着作業の手順を見直している<sup>[3]</sup>ため、ウォータ・ロッドには曲がりはない。

よって、模擬燃料集合体のチャンネルボックス及びウォータ・ロッドには、実機と同様に曲がりの無いものを使用している。



(a) 形状模擬体



実燃料のペレットを鉛ペレットにて製作

(b) 実燃料模擬体

第6図 模擬燃料集合体の内部構造

第2表 実機燃料集合体と模擬燃料集合体仕様の比較

	模擬燃料集合体		柏崎刈羽 7号機
	実燃料模擬体	形状模擬体	8×8燃料*2
長さ	4469mm	4430mm	4468mm
断面寸法*1	□139.14mm	□139mm	□139.14mm
質量	約300kg	約300kg	約300kg
材質	SUS及びZr材	SUS及びSS材	SUS及びZr材

注記\*1：チャンネルボックス外形寸法

\*2：柏崎刈羽7号機に貯蔵されている燃料集合体のうち、最も質量が大きいもの



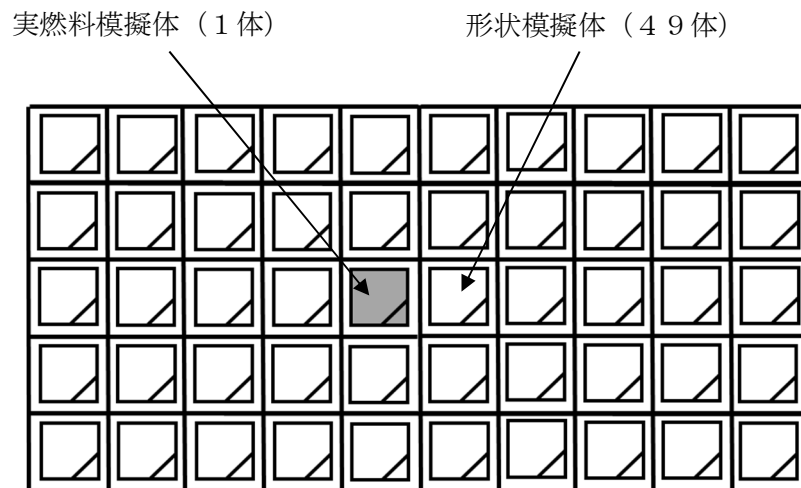
### (3) 模擬燃料集合体の配置方法

本試験では第7図に示すとおり、実燃料模擬体と形状模擬体を貯蔵して試験を行なった。形状模擬体はウェイトにて実機燃料集合体の荷重分布を模擬し、質量、外形もほぼ同様になるよう設定しているため、実燃料模擬体と形状模擬体の配置による減衰への影響は小さいと考えられる。

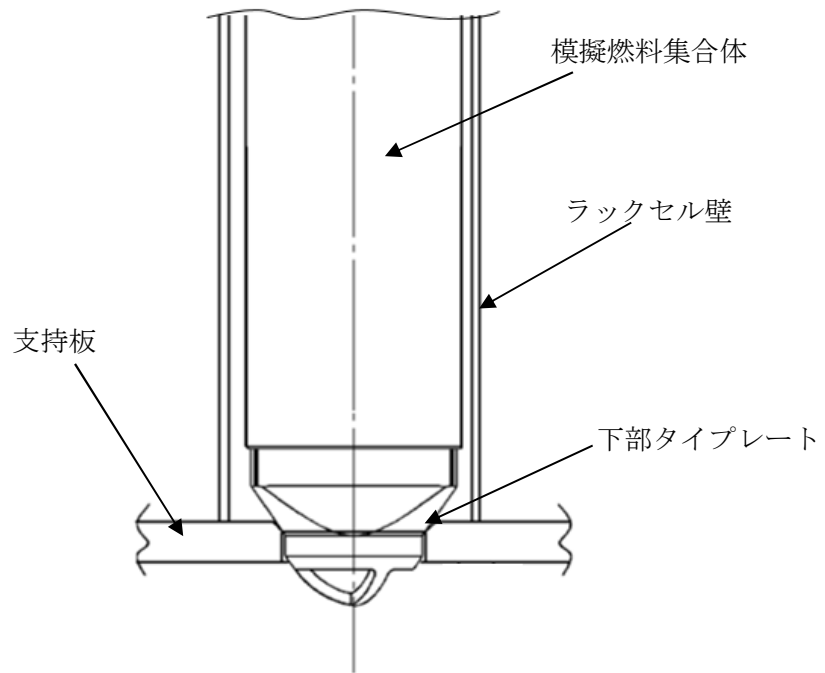
模擬体自身の挙動を把握するため、実燃料模擬体を1体使用し、減衰定数に寄与する条件と合理的な試験方法を考慮して、形状燃料模擬体49体を使用した。

また、燃料集合体の貯蔵体数は、最も条件が厳しくなる100%貯蔵条件にて加振試験を行った(別紙-1)。

なお、模擬燃料集合体と供試体ラック底部の取り合い部は、燃料ラック底部の支持板に開けられた孔の面取り部と下部タイプレートであり、これらの寸法及び形状は実機と同様に設定したため、実機と供試体で減衰に違いはないと考えられる(第8図)。



第7図 模擬燃料集合体の配置



第8図 模擬燃料集合体の設置状況

#### (4) 試験水槽

燃料プール内に設置されている状態を模擬するため試験水槽を製作し、その大きさは、燃料ラックの流体減衰に大きな影響を与えないよう流体の影響が十分小さくなる大きさに設定した（別紙-2）。

(5) 実機と供試体等の主要諸元比較

供試体ラック及び試験水槽等（以下「供試体等」という。）と実機との主要諸元の比較を第3表に示す。

第3表 市松ラックと供試体等の主要諸元比較

項目	実機	供試体等	実機への適用性	
燃料ラック	ラックセルの形式	角管市松型	同左	実機と同一。
	燃料ラックの支持形式	ボルトによる床固定式	同左	
		自立型	同左	
	貯蔵体数	77体 (7×11) 100体 (10×10) 110体 (10×11) 121体 (11×11)	50体 (5×10)	供試体は流体及び燃料集合体による減衰効果が実機よりも小さいと考えられるラックを選定したことから、本試験結果に基づく減衰定数は、実機の全ての燃料ラックに適用可能と考えられる。
	ラックセル頂部と燃料集合体の最小隙間			ラックセルと燃料集合体の隙間は実機とほぼ同等と考えられることから、その影響は小さいと考えられる。
	燃料ラックから壁までの距離	約 250～900mm	約 470～1600mm	流体による減衰効果が最も小さくなるよう設定した（別紙-2）。
	ラックセル高さ			実機と同一。
	ラックセルのピッチ			実機ラックとほぼ同等であることから、その影響は小さいと考えられる
	ラックセルの厚さ			実機と同一。
ラックセルの材質	B-SUS	同左	実機と同一。	
燃料集合体	燃料タイプ	8×8 燃料	模擬燃料集合体	工認では、燃料プール共用化条件を考慮し、評価結果の厳しくなる質量が大きい燃料条件により評価している。
	質量	約 300kg	約 300kg	実機とほぼ同等であることから、その影響は小さいと考えられる。
	外形寸法	148.4mm	同左	実機と同一。
	チャンネルボックス材料	ジルカロイ-4	同左	
	チャンネルボックス厚さ			
燃料プール	水深	約 12m	約 5m	高さ（水深）は実機と異なるが、燃料ラックの振動特性に与える影響が小さいことを確認した（別紙-3）。

(6) 試験方法

供試体ラックに模擬燃料集合体を設置し、試験水槽に注水した状態において、加振試験を実施した。加振レベルの小さい範囲では正弦波による掃引試験を行い、得られた振動台上の加速度及び供試体ラック頂部の加速度から求めた伝達関数より、ハーフパワー法を適用して減衰定数を評価した。また、加振レベルの大きい範囲では共振させ続けることにより、供試体の振動が過大になり、試験装置及び供試体を損傷させるおそれがあることから、正弦半波の加振試験を行い、自由減衰波形から減衰定数を評価した（別紙-4～7）。

なお、正弦波掃引試験及び正弦半波加振試験は、弾性範囲にある事を確認しており、供試体ラックの応答は再現性があることから、各々、供試体ラックの長辺方向及び短辺方向で加速度を変えた3ケースを1回ずつ実施した（第4表）。

第4表 減衰定数の評価に用いた試験条件

No.	試験方法	加振方向	入力加速度* (m/s <sup>2</sup> )	備考
1	正弦波掃引試験	短辺	0.62	減衰定数をハーフパワー法により算出（別紙-5）
2			0.91	
3			1.22	
4		長辺	0.72	
5			0.97	
6			1.22	
7	正弦半波加振試験	短辺	2.91	減衰定数を自由振動波形から算出（別紙-6）
8			3.98	
9			5.00	
10		長辺	2.96	
11			3.75	
12			4.50	

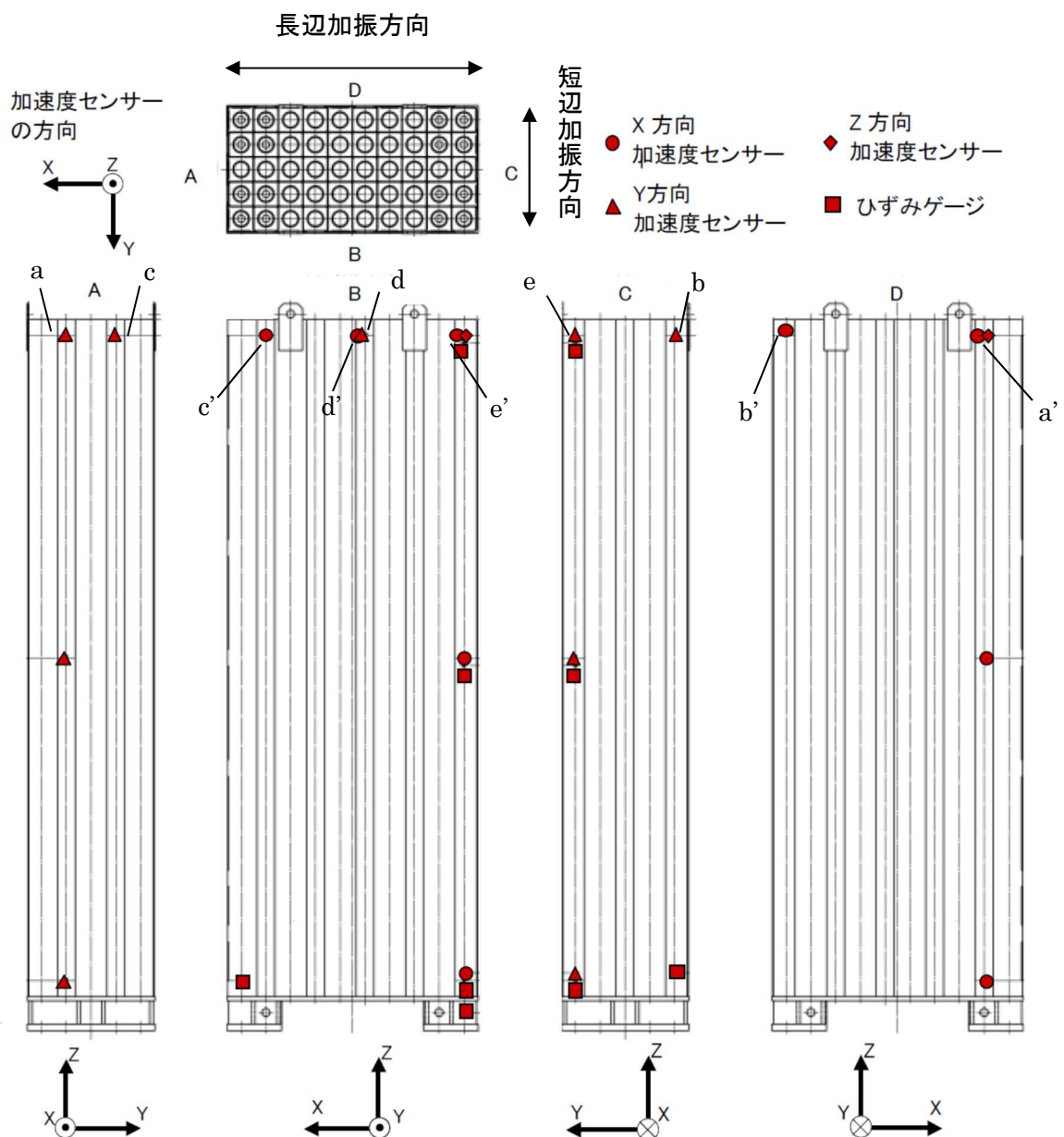
注記\*：振動台上の実測加速度（最大値）

(7) 加速度の計測方法

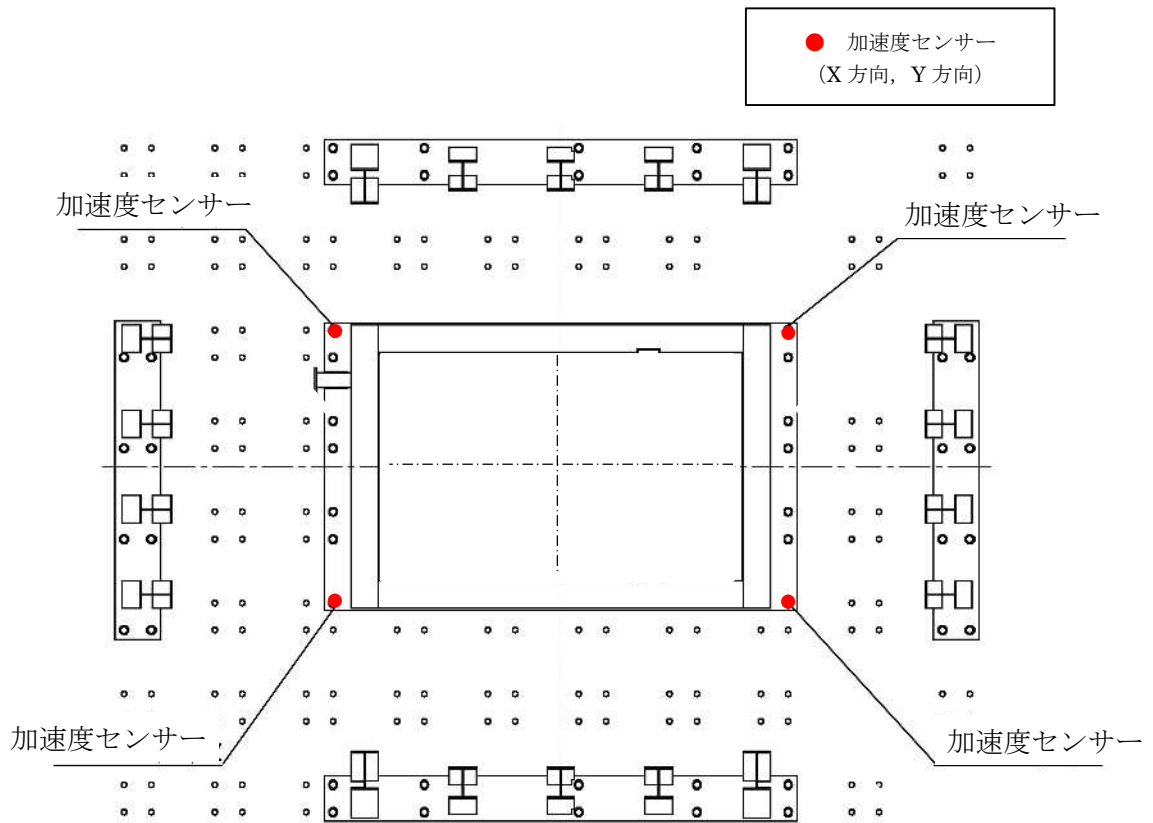
供試体ラックの減衰定数を算出するため、供試体ラック頂部の加速度と、振動台上の加速度を計測した。燃料ラック頂部には、短辺方向の加速度を計測する加速度センサーを5台、長辺方向の加速度を計測する加速度センサーを5台の計10台を設置し（第9図）、振動台上には短辺方向と長辺方向の加速度を計測する加速度センサーを4台設置した（第10図）。

また、燃料ラックの頂部、中間部及び基部のひずみにより、燃料ラックが弾性範囲内で加振されていることを確認した。

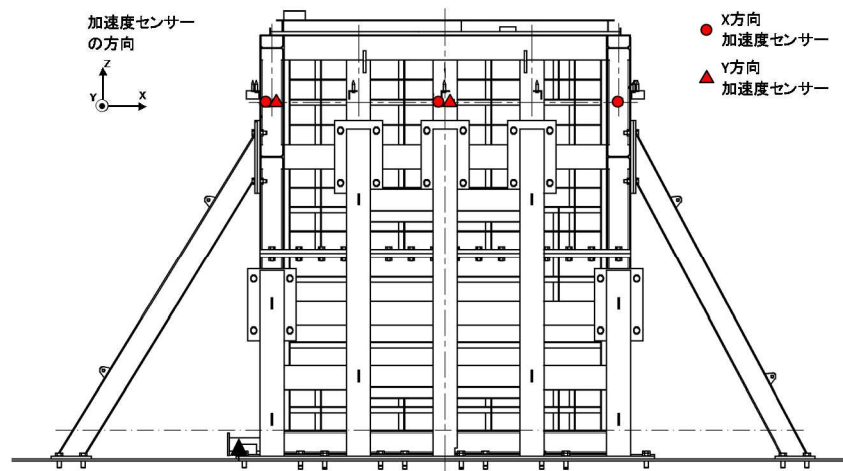
なお、試験水槽は剛構造で設計しており、試験水槽が剛として挙動し、供試体ラックへ影響を与えないことを確認するため水槽周囲の加速度を計測した（第11図）。



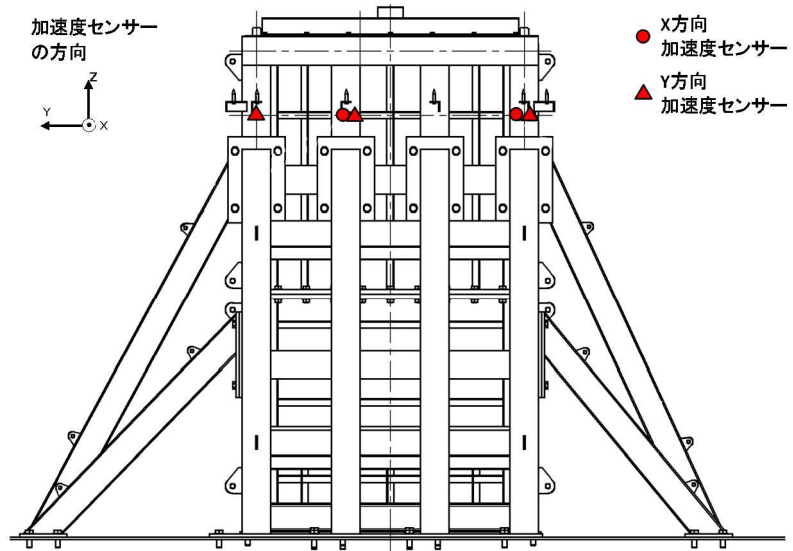
第9図 供試体の加速度とひずみの計測位置



第 10 図 振動台上の加速度の計測位置



(a) 水槽長辺方向



(b) 水槽短辺方向

第 11 図 水槽の加速度計測位置

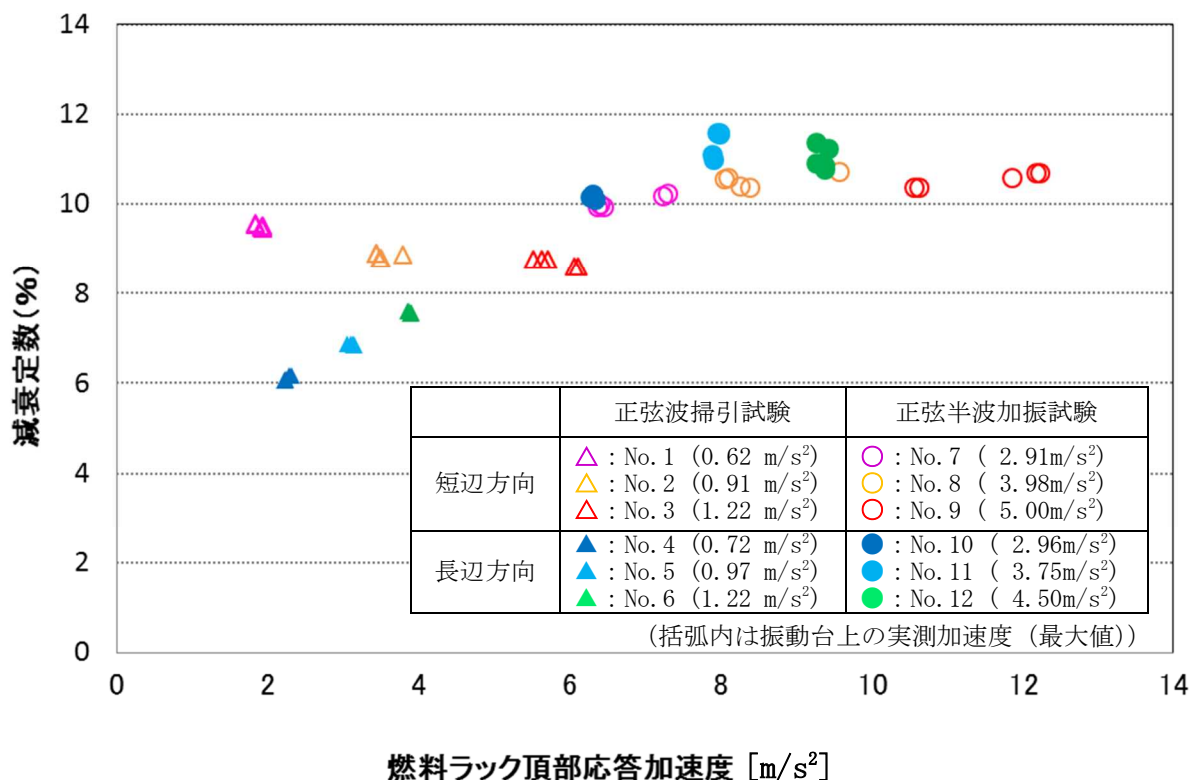
### 3.3 試験結果

正弦波掃引試験結果から算出した減衰定数と、正弦半波加振試験の自由減衰波形から得られた減衰定数について、横軸を燃料ラック頂部の応答加速度で整理した結果を第 12 図及び第 5 表に示す。

供試体ラックの減衰定数は各試験ケース最少のものであっても 6~11%であり、既工認で適用している設計用減衰定数の 1%よりも大きな減衰効果を示すことを確認した。

正弦半波加振試験での短辺方向の結果において、応答加速度のばらつきが大きくなっている。これは、試験方法及び加振方向の相違による影響が考えられる。

試験方法に関して、正弦波掃引試験は一定振動数・一定振幅で継続加振をおこなうため、供試体ラック頂部の応答が安定しばらつきが小さく、正弦半波加振試験は入力レベルが大きい正弦半波にて加振するため、最大加速度の領域では燃料のガタつきによる高次モード成分が減衰しきらずに応答加速度に影響しばらつきが大きくなっていると考えられる（第 13 図）。また、加振方向に関して、短辺方向の応答加速度は、供試体ラックの幾何形状及び応答レベルの違いにより、長辺方向の応答加速度と比較し、振動台制御の不安定性による振動台の加振軸以外の振動成分の影響を受けやすいため、応答加速度に比べばらつきが大きくなっている（第 14 図）。



第 12 図 燃料ラック頂部最大応答加速度と減衰定数の関係



第5表 加振試験結果データ一覧 (1/2)

No.	試験方法	加振方向	入力加速度*1 (m/s <sup>2</sup> )	計測位置*2	頂部加速度 (m/s <sup>2</sup> )	減衰定数 (%)
1	正弦波掃引試験	短辺	0.62	a	1.9	9.5
				b	1.8	9.5
				c	1.9	9.5
				d	1.9	9.5
				e	1.8	9.6
2	正弦波掃引試験	短辺	0.91	a	3.5	8.8
				b	3.4	8.9
				c	3.5	8.8
				d	3.8	8.9
				e	3.4	8.9
3	正弦波掃引試験	短辺	1.22	a	6.1	8.6
				b	5.7	8.8
				c	6.1	8.6
				d	5.5	8.8
				e	5.6	8.8
4	正弦波掃引試験	長辺	0.72	a'	2.3	6.2
				b'	2.3	6.2
				c'	2.2	6.1
				d'	2.2	6.1
				e'	2.2	6.1
5	正弦波掃引試験	長辺	0.97	a'	3.1	6.9
				b'	3.1	6.9
				c'	3.1	6.9
				d'	3.1	6.9
				e'	3.2	6.9
6	正弦波掃引試験	長辺	1.22	a'	3.9	7.6
				b'	3.9	7.6
				c'	3.9	7.6
				d'	3.9	7.6
				e'	3.9	7.6

注記\*1：振動台上の実測加速度（最大値）

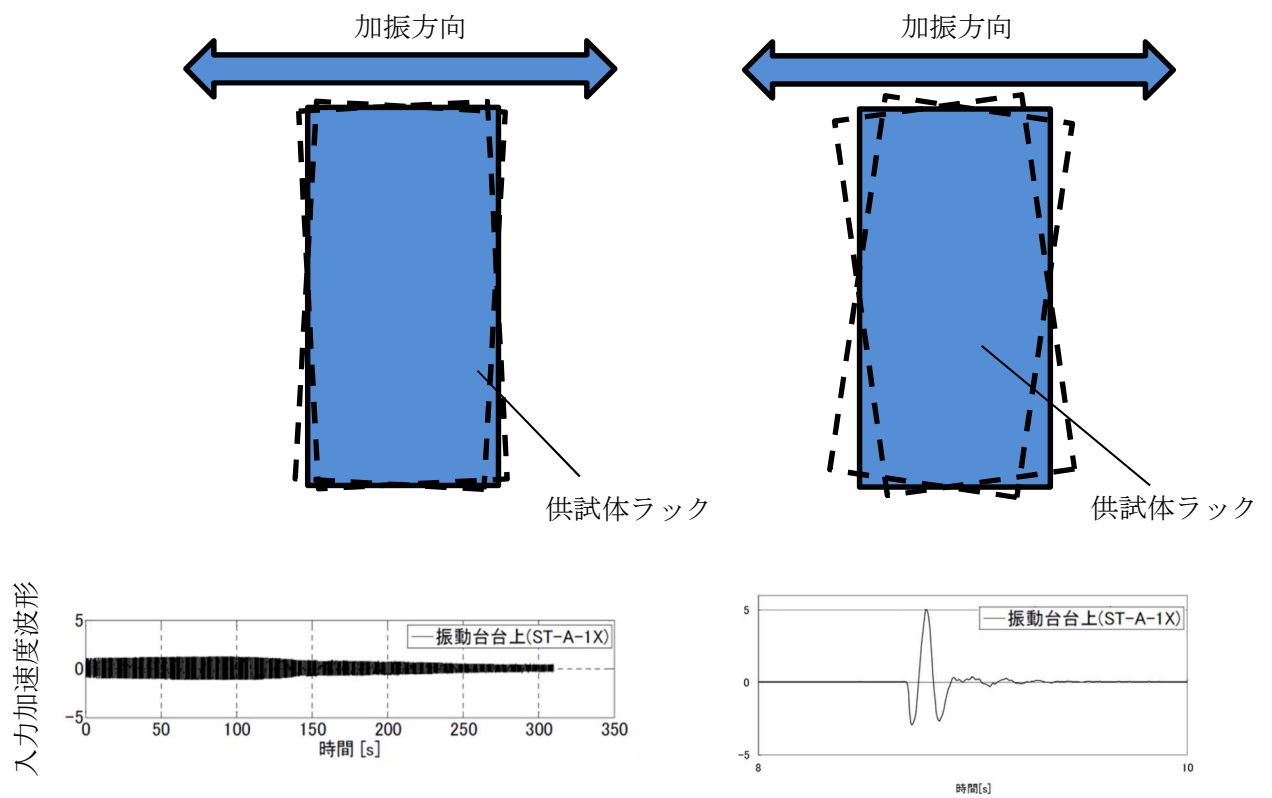
\*2：計測位置は第9図参照

第5表 加振試験結果データ一覧 (2/2)

No.	試験方法	加振方向	入力加速度* <sup>1</sup> (m/s <sup>2</sup> )	計測位置* <sup>2</sup>	頂部加速度 (m/s <sup>2</sup> )	減衰定数 (%)
7	正弦半波加振試験	短辺	2.91	a	7.3	10.2
				b	6.4	9.9
				c	7.2	10.2
				d	6.4	10.0
				e	6.4	10.0
8	正弦半波加振試験	短辺	3.98	a	8.4	10.4
				b	8.1	10.6
				c	8.3	10.4
				d	9.6	10.7
				e	8.1	10.6
9	正弦半波加振試験	短辺	5.00	a	12.2	10.7
				b	10.6	10.4
				c	12.2	10.7
				d	11.9	10.6
				e	10.6	10.4
10	正弦半波加振試験	長辺	2.96	a'	6.3	10.2
				b'	6.3	10.1
				c'	6.3	10.2
				d'	6.3	10.2
				e'	6.3	10.2
11	正弦半波加振試験	長辺	3.75	a'	7.9	11.1
				b'	7.9	11.0
				c'	8.0	11.6
				d'	7.9	11.6
				e'	8.0	11.6
12	正弦半波加振試験	長辺	4.50	a'	9.3	10.9
				b'	9.3	11.4
				c'	9.4	10.9
				d'	9.4	10.8
				e'	9.4	11.3

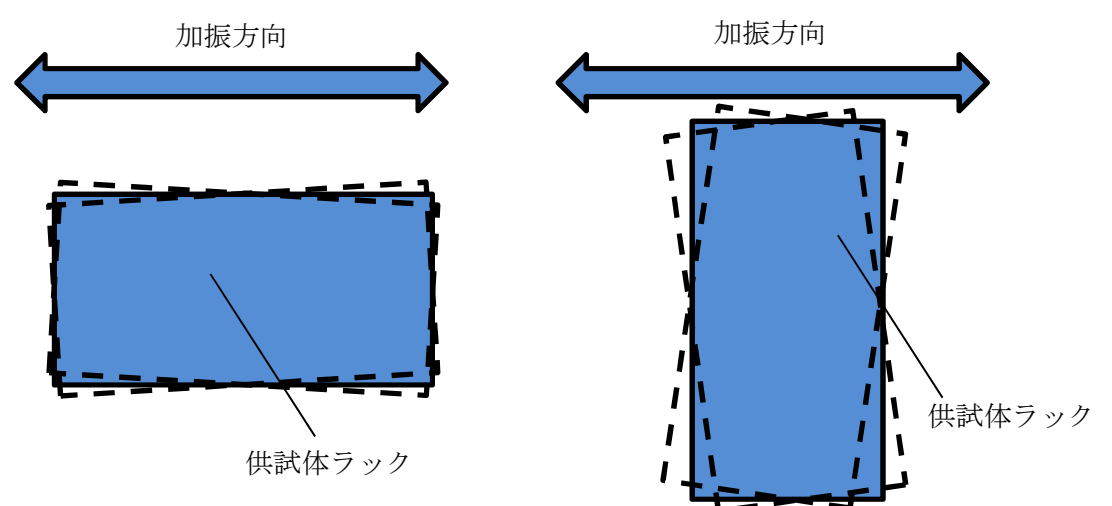
注記\*1：振動台上の実測加速度（最大値）

\*2：計測位置は第9図参照



(a) 正弦波掃引試験 (b) 正弦半波加振試験

第 13 図 試験方法の違いによるばらつき (概念図)



(a) 長辺方向 (b) 短辺方向

第 14 図 加振方向の違いによる最大加速度のばらつき (概念図)

#### 3.4 実物大試験における試験条件の妥当性

実物大供試体の加振試験は、実機ラックの減衰傾向を把握することを目的とした試験であり、3.2で述べたように、供試体ラックの主要諸元及び試験水槽の大きさは実機及び実機環境と同等、または実機と比較して減衰定数が小さくなるように設定した。試験水槽の水深は実機とは異なるが、燃料ラックの振動特性に与える影響が小さいことを確認している（別紙-3）。試験水槽は剛構造とし、その寸法が供試体ラックの減衰定数に影響を与えないようにしている（別紙-2）。

試験は水槽内でスロッシングが励起されない条件で実施しており、スロッシングが供試体ラックの減衰定数に影響を与えないようにしている。一方、実機では地震動の長周期成分の大きさによっては、使用済燃料貯蔵プールでのスロッシングが励起され、スロッシングにより減衰定数が大きくなるため、スロッシングの影響を考慮していない本試験は安全側の試験条件である（別紙-8）。

実機ラック及び供試体ラックはいずれも基礎ボルトにて燃料プールまたは水槽底部と固定されており、底部と燃料ラックに隙間ができるほど基礎ボルトが緩んだ場合には振動特性が変わり、減衰定数への影響があると考えられる。しかし、実機ラック設置時に基礎ボルトについて規定トルク値による締付確認を実施しているほか、新潟県中越沖地震後の点検でも基礎ボルトに緩みが無いこと、また、実機ラックは建屋内の使用済燃料貯蔵プール内にあり、環境が一定に管理されている静的機器であることから、トルク低下により減衰定数へ影響を与える可能性は低いと考えられる。

なお、基礎ボルトに緩みが生じた場合、基礎ボルトと部材のガタつき等によるエネルギー消散が増加し、減衰定数がより大きくなることから、基礎ボルトに緩みが無い状態で行った本試験により取得した減衰定数は安全側の設定となると考えられる。

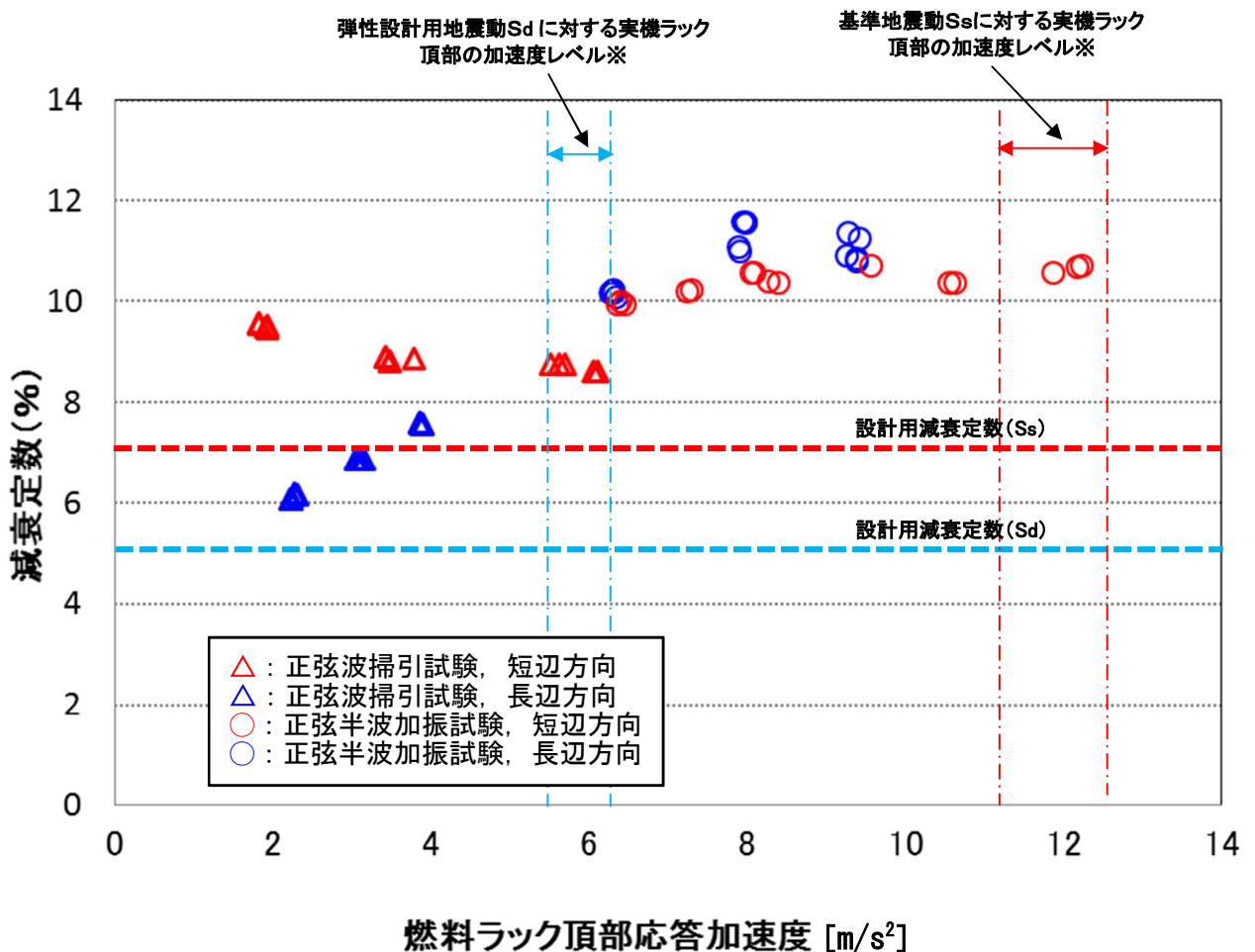
以上より、本試験で得られた減衰定数を実機へ適用することは妥当と考えられる。

#### 4. 試験結果に基づく燃料ラックの設計用減衰定数の設定

##### 4.1 実機応答と供試体応答の比較

「第 12 図 燃料ラック頂部最大応答加速度と減衰定数の関係」に、実機ラックの基準地震動  $S_s$ 、弾性設計用地震動  $S_d$  に対する応答加速度を追加したものを示す (第 15 図)。なお、基準地震動  $S_s$  及び弾性設計用地震動  $S_d$  は、V-2-1-7「設計用床応答曲線の作成方針」の設計用床応答曲線 I を使用している。第 17 図から第 18 図に使用した設計用床応答曲線を示す。

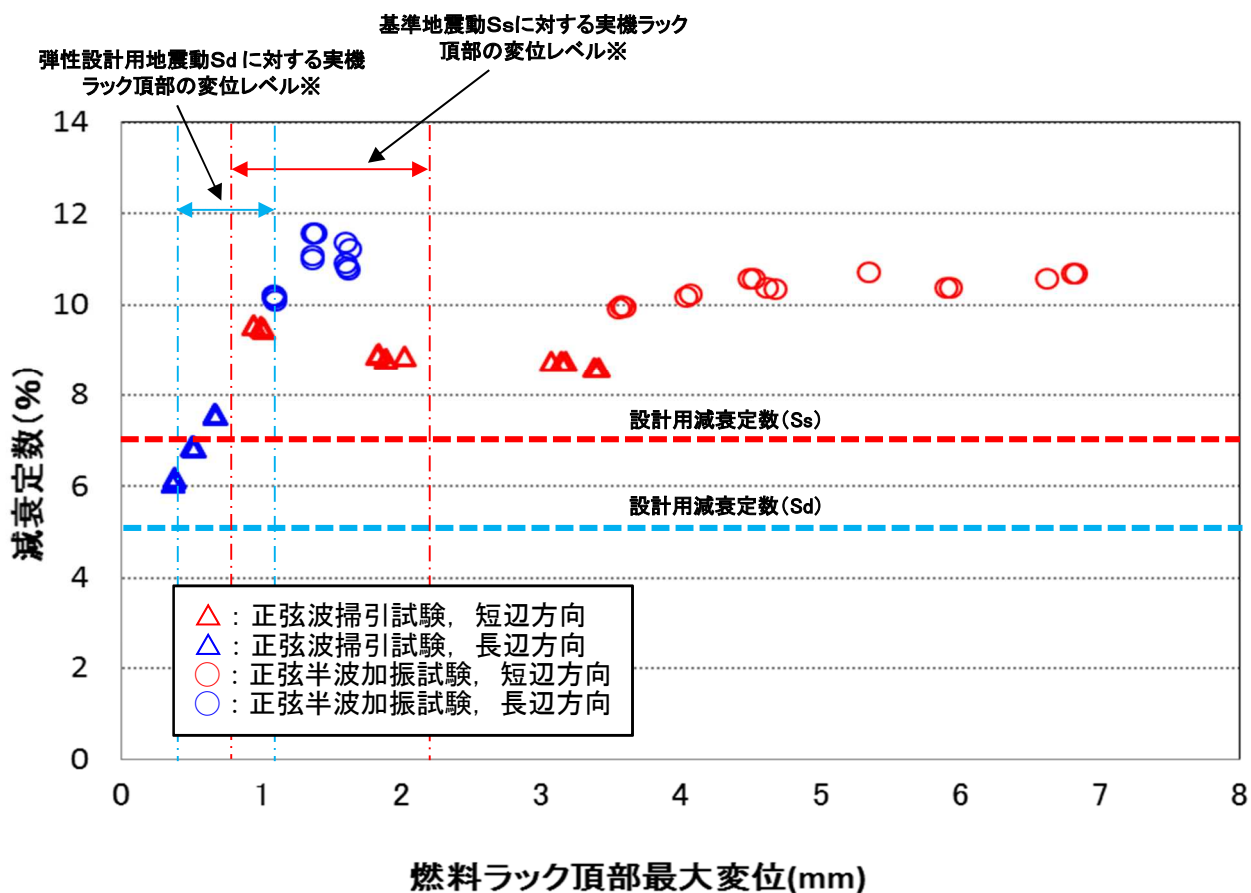
基準地震動  $S_s$  に対する実機ラックの応答加速度レベルにおける減衰定数は、全て 10%以上であった。弾性設計用地震動  $S_d$  に対する減衰定数は、概ね 8~10%であった。なお、一部ラックの基準地震動  $S_s$  に対する応答加速度が供試体の最大応答加速度を上回っているが、加速度が大きい領域ではほぼ一定の減衰定数となっているため、これらのラックにおける減衰定数は 10%程度と考えられる。



※床応答スペクトルと実機ラックの固有周期 (長辺/短辺) から求めた値の最小値~最大値を実機応答レベルとして記載した (詳細は第 6 表参照)。

第 15 図 実機ラック頂部の最大加速度と減衰定数の関係

また、燃料ラック頂部応答加速度をそれぞれの固有周期を用い近似的に変位に換算し、減衰定数との関係を検討した（第 16 図）。応答変位が 1mm 付近までは減衰が増加し、以降は概ね一定となる傾向を示している。これは、変位が大きくなるとラックセル内部でチャンネルファスナがラックセルと衝突し、減衰効果が飽和するためと考えられ、短辺・長辺ともに同様の傾向を示すと考えられる。



※床応答スペクトルと実機ラックの固有周期（長辺/短辺）から求めた値の最小値～最大値を実機応答レベルとして記載した（詳細は第 6 表参照）。

第 16 図 実機ラック頂部の最大変位と減衰定数の関係

本試験では、以上の試験により得られた減衰定数を応答加速度及び変位により整理しており、同一の応答加速度レベルに対して、短辺方向の変位が長辺方向の変位に比較し、大きくなっている。これは、応答加速度が同一の場合、長辺は固有振動数が高く剛性も大きいため応答変位が小さくなり、短辺方向の場合固有振動数が低く剛性も小さいため、応答変位が大きくなったためである。

実機への減衰定数を適用するにあたり、本試験で得られた減衰定数と同等の加速度及び変位であることを確認するため、実機ラックでの加速度及び変位の計算した結果を第 6 表に示す。

第 6 表の実機の加速度及び変位と計算結果との対応について、第 15 図へ実機の加速度レベル

の最小値～最大値を記載し、第 16 図へ変位レベルの最小値～最大値を記載した。これより、減衰定数を取得した加速度及び変位と実機の加速度及び変位が同等であることを確認した。

なお、燃料ラックの減衰定数と固有振動数の関係については、減衰の要因として、構造減衰、燃料ラックが水中に設置されていることによる減衰、燃料集合体を貯蔵していることによる減衰の 3 つに分類し、既往の知見及び試験結果を用いて検討した（別紙-9）。その結果、実機ラックの固有振動数領域においては、明確な固有振動数依存性は確認されず、供試体ラックと実機ラックの減衰定数は同程度であると考ええる。

以上より、減衰定数は応答依存性が強く、実機ラックの応答との対応を評価することにより、設計用減衰定数を設定することは、妥当であると考ええる。

#### 4.2 設計用減衰定数の設定

4.1 項より、実機ラックの減衰定数は、貯蔵体数によらず、基準地震動  $S_s$  では 7.0%以上、弾性設計用地震動  $S_d$  では 5.0%以上であることを確認した。ただし、耐震設計に適用する設計用減衰定数の設定は、試験結果のばらつき、耐震設計の簡便さと余裕を考慮して、燃料ラックの貯蔵体数によらず、基準地震動  $S_s$  では 7.0%、弾性設計用地震動  $S_d$  では 5.0%を設定する。

第6表 実機ラックの固有周期と加速度・変位の関係

評価用 地震動	加振 方向	ラック種類*1	①固有周期 (s)	②震度 (-)	③応答加速度 (m/s <sup>2</sup> )	④変位 (mm)
基準地震動 Ss-1~8 減衰 7.0%	短辺	77体タイプ I		1.24	12.2	2.1
		77体タイプ II		1.23	12.1	2.2
		100体		1.15	11.3	1.1
		110体タイプ I		1.15	11.3	1.1
		110体タイプ II		1.16	11.4	1.1
		121体		1.18	11.6	1.0
	長辺	77体タイプ I *2		-	-	-
		77体タイプ II *2		-	-	-
		100体		1.18	11.6	1.0
		110体タイプ I		1.17	11.5	0.9
		110体タイプ II		1.17	11.5	0.8
		121体		1.18	11.6	1.0
弾性設計用 地震動 Sd-1~8 減衰 5.0%	短辺	77体タイプ I		0.64	6.3	1.1
		77体タイプ II		0.64	6.3	1.1
		100体		0.59	5.8	0.6
		110体タイプ I		0.59	5.8	0.6
		110体タイプ II		0.59	5.8	0.5
		121体		0.60	5.9	0.5
	長辺	77体タイプ I *2		-	-	-
		77体タイプ II *2		-	-	-
		100体		0.60	5.9	0.5
		110体タイプ I		0.59	5.8	0.4
		110体タイプ II		0.59	5.8	0.4
		121体		0.60	5.9	0.5

注：V-2-4-2-2「使用済燃料貯蔵ラックの耐震性についての計算書」では、裕度が一番小さくなる77体タイプ I を評価している。

注記\*1：タイプ I についてはベースが長辺方向に、タイプ II については短辺方向に配置しており、重量が異なる。

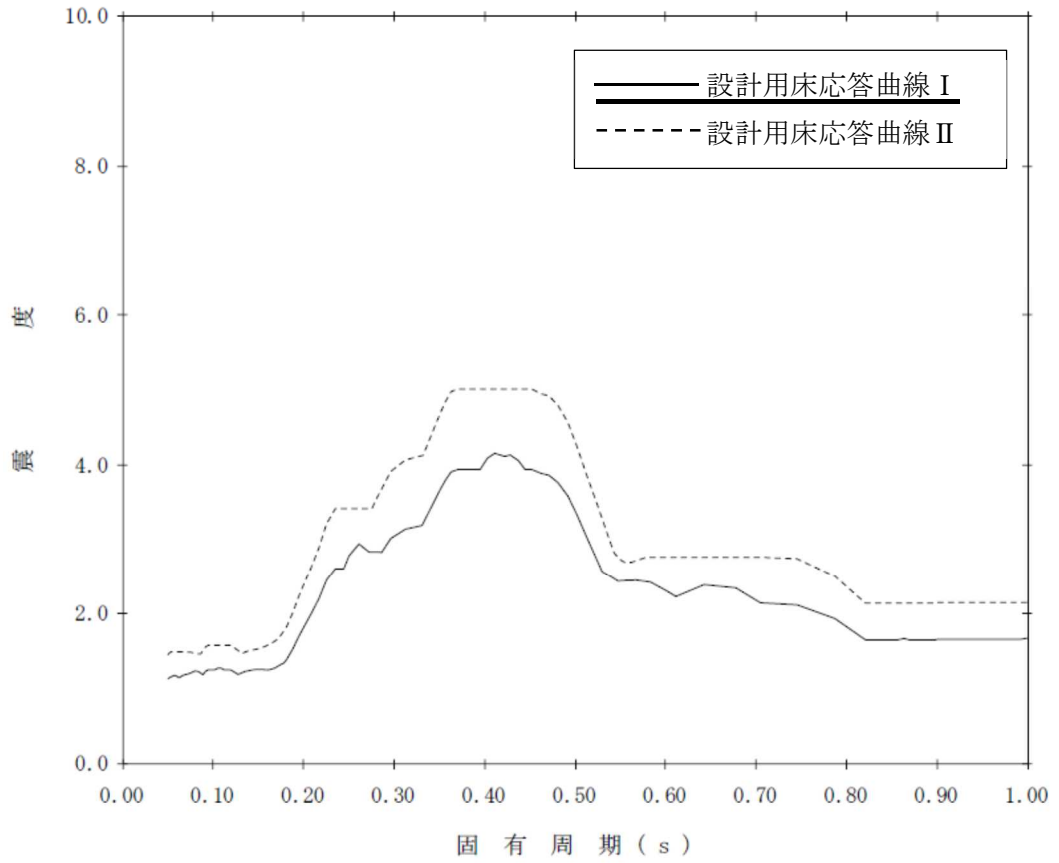
\*2：剛構造のため減衰の設定不要

$$\textcircled{3} = \textcircled{2} \times g \text{ (m/s}^2\text{)} \text{ (重力加速度)}$$

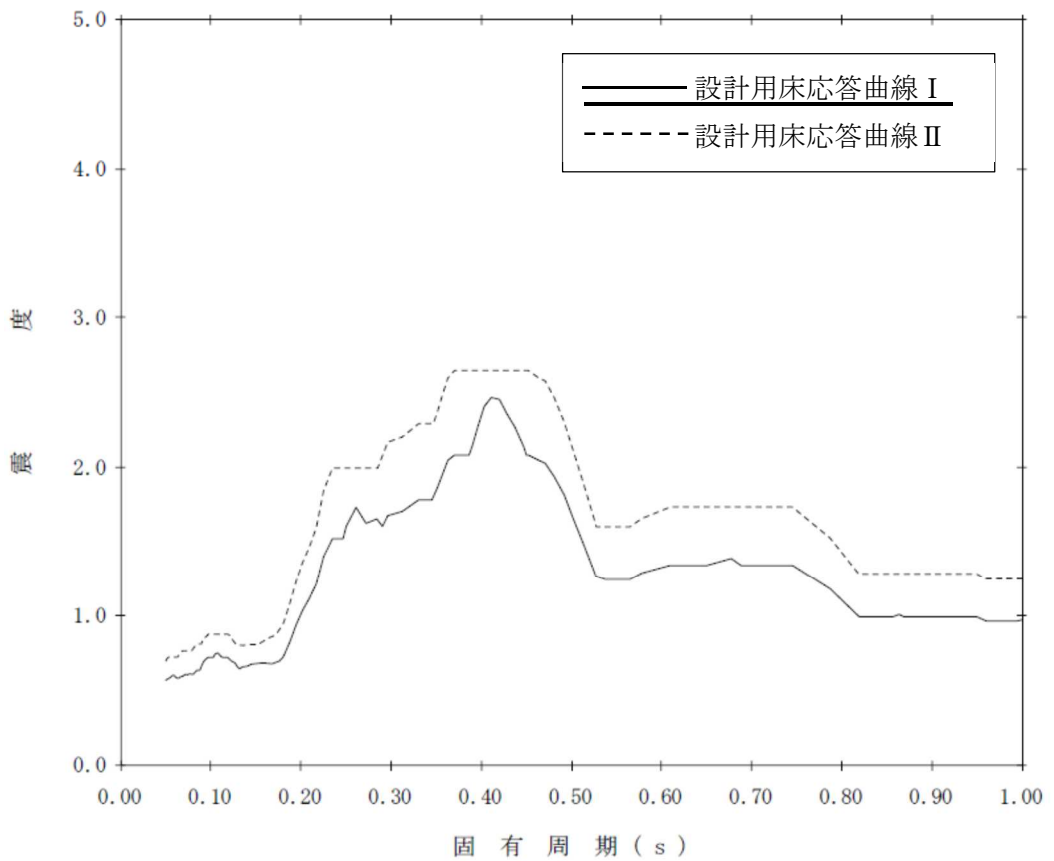
$$\textcircled{4} = \{\textcircled{3} / (2\pi f)\}^2 \times 1000$$

$$f = 1/\textcircled{1}$$





第 17 図 設計用応答曲線 (基準地震動  $S_s$  減衰 7.0% T.M.S.L. 23.5m)



第 18 図 設計用応答曲線 (弾性設計用地震動  $S_d$  減衰 5.0% T.M.S.L. 23.5m)

## 5. 結論

今回工認において、柏崎刈羽原子力発電所第7号機の燃料ラックに用いる水平方向の設計用減衰定数は、基準地震動  $S_s : 7.0\%$ 、弾性設計用地震動  $S_d : 5.0\%$ を適用した。これらは、実機ラックと同等な供試体を用いて、実機と同等な試験条件により行われた加振試験で得られた結果に対して余裕を考慮した上で設定した値であることから、設計用減衰定数として妥当であることを確認した。

## 引用文献

- [1] 大型耐震実験施設(LARGE-SCALE EARTHQUAKE SIMULATOR)パンフレット，独立行政法人 防災科学技術研究所
- [2] 浪田他，「水中振動試験による BWR 使用済燃料貯蔵ラックの減衰比」，日本機械学会 [No. 10-8] Dynamics and Design Conference 2010 論文集 No. 417
- [3] 東京電力株式会社 当社原子力発電所における燃料集合体ウォータ・ロッドの曲がりに係る調査結果について（最終報告）平成 25 年 7 月

別紙-1 プール水及び燃料集合体の体数が減衰定数に与える影響

(1) 燃料集合体の体数と減衰定数の関係

燃料集合体の体数による減衰定数への影響を確認するため、模擬燃料集合体の貯蔵率を変えて水中での加振試験を行った。また、プール水の減衰定数への影響を確認するため、市松ラック単体（燃料集合体 0%）で気中と水中それぞれで、加振試験を行った。

試験条件を第 1-1 表に示す。

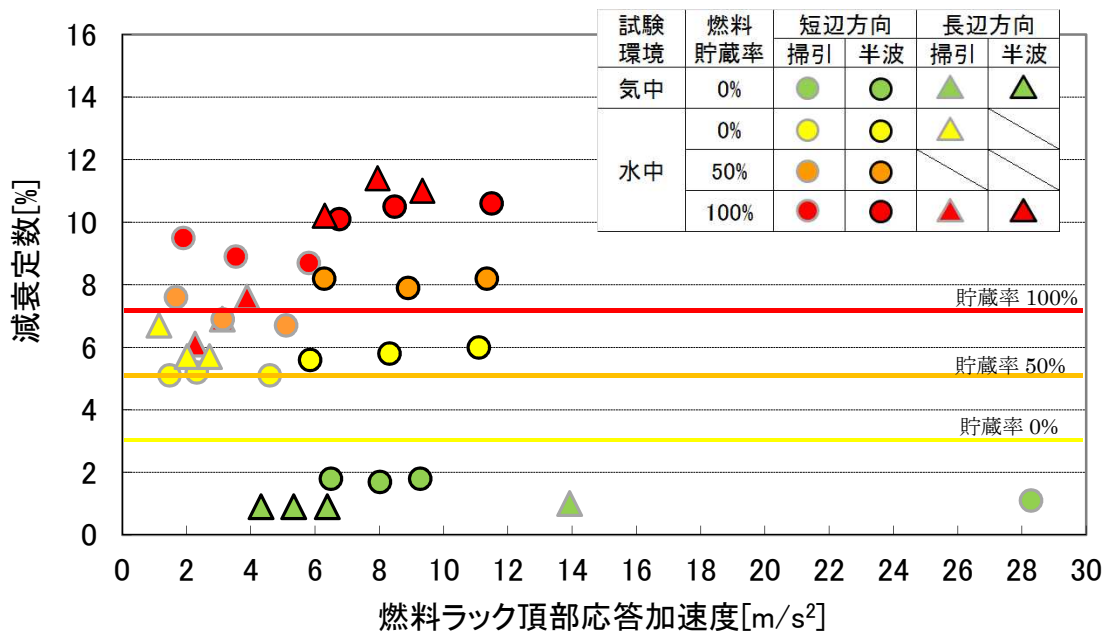
第 1-1 表 プール水及び燃料集合体数の影響評価に用いた試験条件

試験方法	方向	入力加速度* (m/s <sup>2</sup> )	気中/水中	燃料貯蔵率 (%)	備考
正弦波掃引試験	短辺	0.71	気中	0	減衰定数をハーフパワー法により算出 (別紙-5)
		0.61, 0.61, 0.62	水中	0, 50, 100	
		0.89, 0.89, 0.91	水中	0, 50, 100	
		1.19, 1.22, 1.22	水中	0, 50, 100	
	長辺	0.36	気中	0	
		0.45, 0.72	水中	0, 100	
		0.73, 0.97	水中	0, 100	
		0.98, 1.22	水中	0, 100	
正弦半波加振試験	短辺	3.38, 4.25, 5.22	気中	0	減衰定数を自由振動波形より算出 (別紙-6)
		3.13, 4.06, 5.10	水中	0	
		3.05, 3.74, 4.91	水中	50	
		2.91, 3.98, 5.00	水中	100	
	長辺	3.09, 3.85, 4.67	気中	0	
		2.96, 3.75, 4.50	水中	100	

※振動台上の実測加速度（最大値）。

試験結果から、試験を実施したいずれの燃料ラック頂部応答加速度の範囲においても、貯蔵される燃料集合体の貯蔵率の増加に伴い、減衰定数が増加する傾向があることがわかる（第 1-1 図）。これは、燃料の貯蔵体数の増加により、ラックセル内部での各燃料集合体とラック間の摩擦、衝突、流体減衰等による振動エネルギーの消散が大きくなることで、減衰が大きくなったと考えられる。

また、燃料貯蔵率 0%における気中及び水中の試験結果を比較すると、流体付加減衰効果により減衰定数が大きくなることがわかる。



第 1-1 図 燃料貯蔵率と減衰定数の関係

(2) 燃料集合体の体数と減衰定数及び発生応力の関係

燃料ラックの減衰定数は、模擬燃料集合体の貯蔵率の増加に伴い変化することから、燃料ラックの耐震評価で考慮すべき貯蔵率と減衰定数及び発生応力について確認した。

許容応力に対する発生応力が最も大きい 77 体ラックを対象に、燃料ラックへの発生応力を貯蔵率と減衰定数をパラメータにし、解析にて求めた値を第 1-2 表に示す。

評価の結果、発生応力は燃料ラック重量による依存性が高く、100%設置の状態が最も厳しい設計条件となることから、設計上は燃料集合体 100%設置を仮定して評価すれば良いと考えられる。

第 1-2 表 燃料貯蔵率と発生応力の関係\*1

貯蔵率(%)	減衰定数(%) *2	総重量(ton)	発生応力(MPa)	許容応力(MPa)
0	3	13.9	48	153
50	5	24.3	87	153
100	7	34.3	122	153

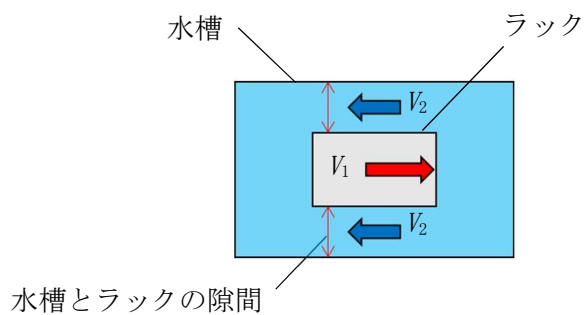
注記\*1：基礎ボルトの応力

\*2：試験結果より仮定

## 別紙-2 試験水槽の形状決定方法

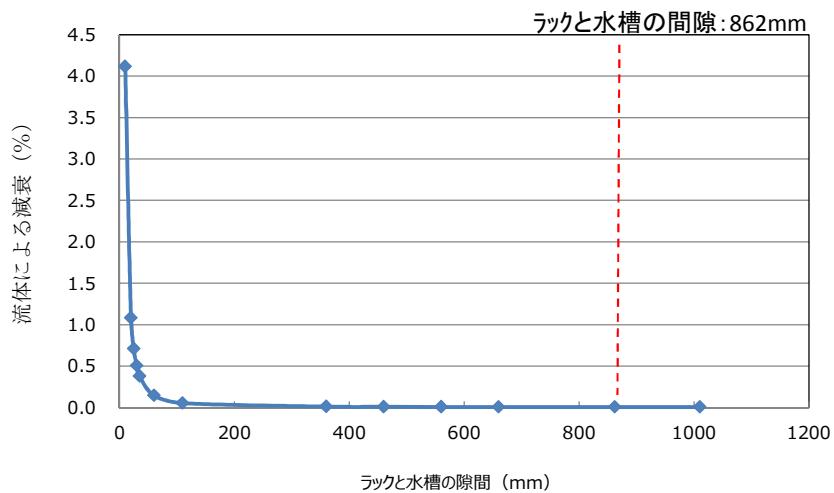
燃料ラックの減衰効果には、燃料ラックが流体中を振動することによる流体減衰の効果の影響が考えられ、燃料ラックと水槽間の隙間が小さいほど流速が速くなり、より大きな流体減衰効果が生じる。そのため、試験水槽の大きさは、流体減衰の効果が影響しないような隙間として設定した。

第 2-1 図に水槽とラックの隙間を変化させた場合の、ラックが流体から受ける減衰比を示す。今回の実物大試験供試体における水槽と試験ラックの隙間における流体の減衰効果は、試験で得られた供試体ラックの減衰に影響を与えるものではないことを確認した。

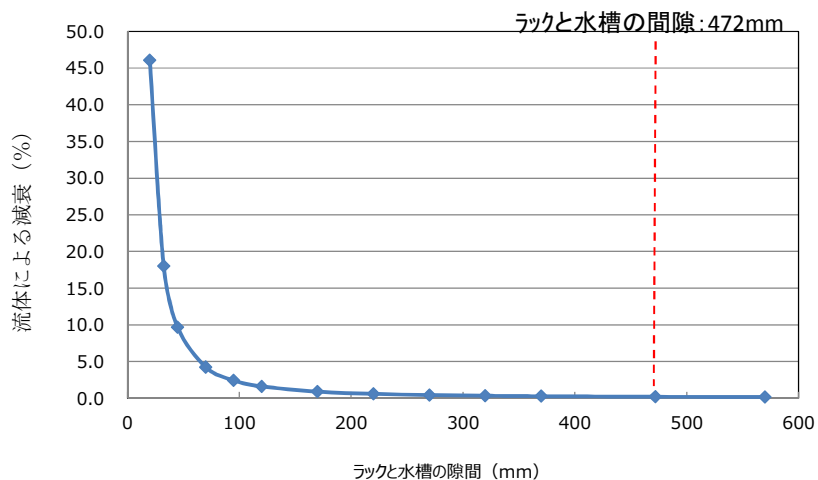
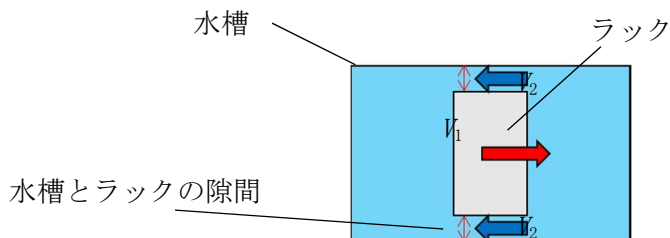


$V_1$ : 振動中のラック自身の速度

$V_2$ : 水槽とラック間隙間の流速



(a) 長辺方向



(b) 短辺方向

第 2-1 図 水槽とラック間隙間が与える流体減衰

試験水槽内で振動する供試体ラックに与える流体減衰は以下の式<sup>[1]</sup>に従い算出した。

燃料ラックが水中を振動することによって生じる流体抵抗力によるエネルギー消費は、ラックの単位高さあたりの流体抵抗力が速度の二乗に比例し、次のように表される。

$$F = \frac{1}{2} C_D \rho d \int_0^L |V| V dz \cdots (1)$$

ここで、

$$V = \alpha_m \dot{X}$$

$$X = ag(z)\sin(\omega t)$$

$$\alpha_m = \frac{d}{D-d} + 1 = \frac{D}{D-d}$$

$g(z)$  : ラックの高さ方向振動モードベクトル

流体力が一周期あたりに消費されるエネルギーは式(1)を用いると、

$$E = \int_0^T F \dot{X} dt \cdots (2)$$

$$E = \frac{4}{3} C_D \rho d \alpha_m^2 a^3 \omega^2 \beta L \cdots (3)$$

ここで、

$C_D$  : 角柱の流体抗力係数

$\rho$  : 流体密度

$d$  : ラックの振動方向幅

$L$  : ラックの高さ

$a$  : ラックの変位振幅

$\omega$  : ラックの固有円振動数

$\alpha_m$  : ラック自身の速度とラックから見た流体の相対速度の比

$D$  : 水槽の振動方向の幅

$\beta$  : 高さ方向の流速分布に関する係数

等価減衰として速度比例型減衰力を考えれば、減衰力によって一周期あたりに消費されるエネルギーは次のように表される。

$$E_0 = C_{eq} a^2 \pi \omega \cdots (4)$$

ここで、流体減衰と等価な減衰として、式(3)と(4)が等しいとして等価減衰比を求めると、

$$\zeta_{eq} = \frac{C_{eq}}{2(m+m_v)\omega} = \frac{2\beta}{3\pi} \frac{1}{(m+m_v)} C_D \rho d L \alpha_m^2 a \cdots (5)$$

ここで、

$m$  : ラックの質量

$m_v$  : 水中におけるラックの付加質量

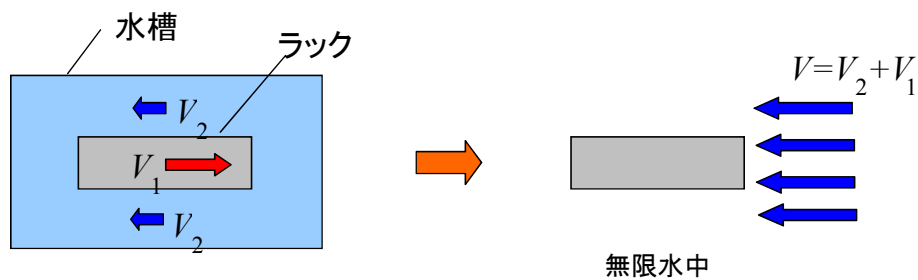
以上の計算式から、水槽内で振動するラックの流体減衰と等価な減衰は以下となり、燃料ラックの減衰に対し、ラックと水槽の隙間による流体減衰の影響は十分に小さい。

市松ラックの等価減衰比

長辺方向の加振：  $\zeta_{eq} = 0.005\%$

短辺方向の加振：  $\zeta_{eq} = 0.203\%$

ここで、流体低抗力の計算における一様流の流速  $V$  はラックから見た流体の相対速度  $V=V_2+V_1$  を用いた（第2-2図）。ここで、 $V_1$ はラック自身の速度、 $V_2$ は流路内の流速である。



一様流中に置かれた角柱で近似  
第2-2図 一様流の流速の考え方

参考文献[1]：藤本他，「流体中で振動する角柱群の減衰特性」，日本機械学会論文集（C編）51 巻  
471 号



### 別紙-3 試験における水深の影響について

実機ラックは水深 11.5m のところに設置されているが、試験では試験設備の関係から試験水槽の水深は 4.8m とした。この水深の相違が供試体ラックの振動特性に影響を与えないか確認するため、解析モデルを作成し NASTRAN の MFLUID 機能（解析モデル上考慮している流体の付加質量を計算する機能）を用いて水深が異なる場合の振動特性を検討した。

#### (1) 検討方法

供試体ラックの解析モデルを作成し、水深による振動特性への影響を評価した。

試験における地震動入力はスロッシングの影響を回避するような波を使用しているため、水深の影響評価としての本解析においてもスロッシング効果は考慮していない。

供試体ラックの代表寸法は、幅 1584mm、奥行き 804mm、高さ 4493mm である。NASTRAN の MFLUID 機能を用いて試験水槽の水深 4.8m の場合と実機水深 11.5m の場合の固有振動数と周波数応答を算出した。ラック外側の水平方向は無限水中とした。

#### (2) 検討結果

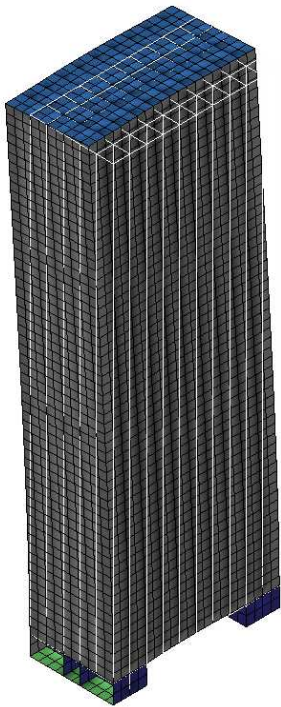
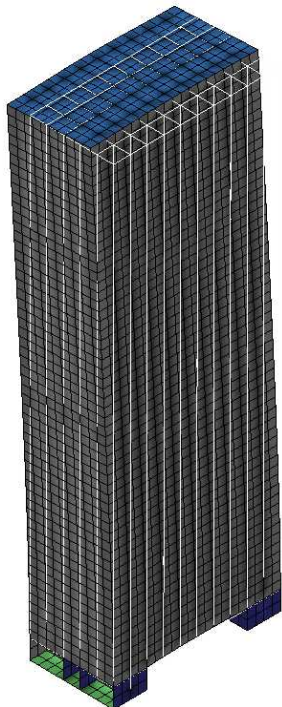
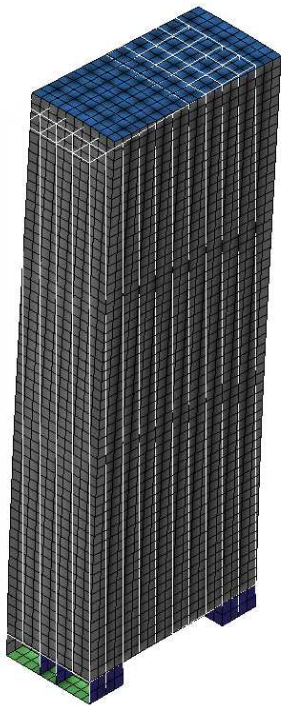
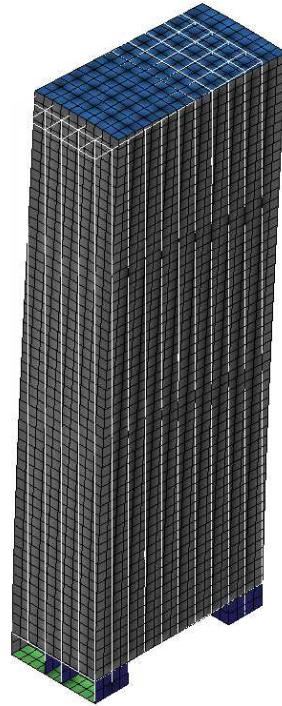
##### (a) 固有振動数

水深 4.8m の場合と水深 11.5m の場合の固有振動数及び固有振動モードを第 3-1 表及び第 3-1 図に示す。

この結果から、試験水槽の水深 4.8m の場合と実機水深 11.5m の場合の固有振動数の差異は小さいことを確認した。

第 3-1 表 固有振動数の比較

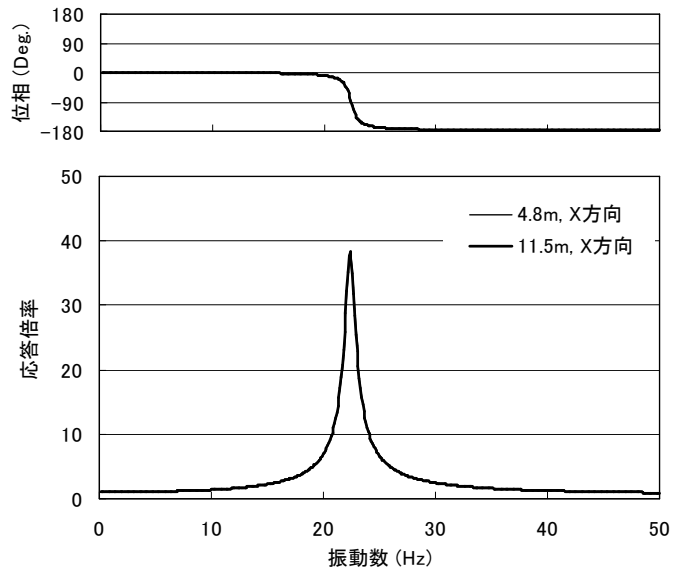
次数	水深4.8m		水深11.5m	
	固有振動数 [Hz]	振動モード	固有振動数 [Hz]	振動モード
1	10.25	Y方向変形	10.20	Y方向変形
2	22.43	X方向変形	22.40	X方向変形

	解析モデル	
	水深 4.8m (試験相当)	水深 11.5m (実機相当)
1次モード	 <p>10.25Hz</p>	 <p>10.20Hz</p>
2次モード	 <p>22.43Hz</p>	 <p>22.40Hz</p>

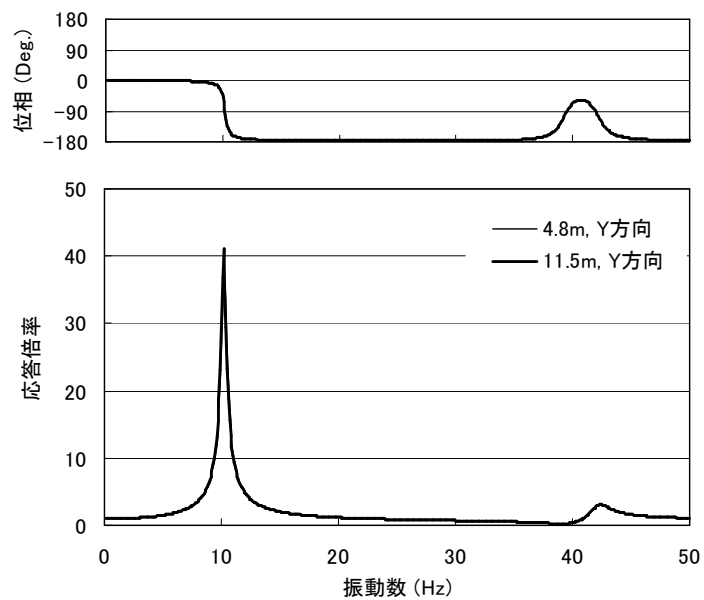
第 3-1 図 水深 4.8m と 11.5m の供試体ラック振動モード

(b) 周波数応答

固有振動数の違いは小さいことがわかったが、応答特性の違いも小さいことを確認するために、上記の解析モデルを用いて周波数応答計算を行った。第 3-2 図に X 方向加振時の周波数応答、Y 方向加振時の周波数応答を示す。水深が 4.8m の場合と 11.5m の場合で違いはほとんどないことがわかる。なお、減衰定数は 2% と仮定した。



(1) X 方向加振時



(2) Y 方向加振時

第 3-2 図 周波数応答解析結果

(3) 検討結果のまとめ

実機ラックは水深 11.5m のところに設置されているが、試験では試験設備の関係から試験水槽の水深は 4.8m とした。試験水槽の水深 4.8m の試験で、実機ラックの振動特性に影響を与えないか検討するため、解析モデルを作成し NASTRAN の MFLUID 機能を用いて水深が異なる場合の振動特性を検討した。その結果、水深 4.8m 及び水深 11.5m の条件において、水位は付加質量に対して影響を与えないため、固有振動数及び周波数応答に差異がなく、水深 4.8m の試験水槽を用いた試験で実機の振動特性を模擬できることを確認した。

なお、水位をラック高さ以下に変化させることでラックに掛かる付加質量を変化させて、本解析モデルで指定した水深が付加質量に影響していることを確認した検討結果を以下に示す。

(4) 水深の影響によるラックの固有値解析

本検討では水深 11.5m と水深 4.8m の固有値解析結果に対して、水位高さ 4.473m (ラック高さ) と 2m (ラック高さ以下の水位) の 2 ケースの固有値解析を追加実施した。本解析では、付加質量を考慮した計算を実施している。

第 3-2 表に供試体ラックの短辺方向及び長辺方向について、水深と固有振動数の関係を示す。表より、水深 11.5m の固有振動数に対してラック高さと同等の水深 4.473m の固有振動数はほぼ変化しないが、ラック高さ以下の水深 2m の固有振動数では変化率が大きいことがわかる。ラック高さ以下のケースとして実施した水深 2m の固有値解析ではラック高さの半分程度が水中にないため、ラックに対して付加質量を受けない部分があり、固有振動数が高くなったといえる。すなわち、本解析結果においてラック高さ以上の水位ではラックに与える付加質量は変わらず、試験計画の水深 4.8m で実機プラントでの水深 11.5m の振動特性を模擬できているといえる。

第 3-2 表 水深と固有振動数

No.	水深[m]	固有振動数[Hz]		備考
		短辺方向	長辺方向	
1	11.5	10.20	22.40	
2	4.8	10.25	22.43	
3	4.473	10.31	22.46	ラック高さ
4	2	12.10	23.86	ラック高さ以下の水位

#### 別紙-4 試験方法及び減衰定数の算出方法

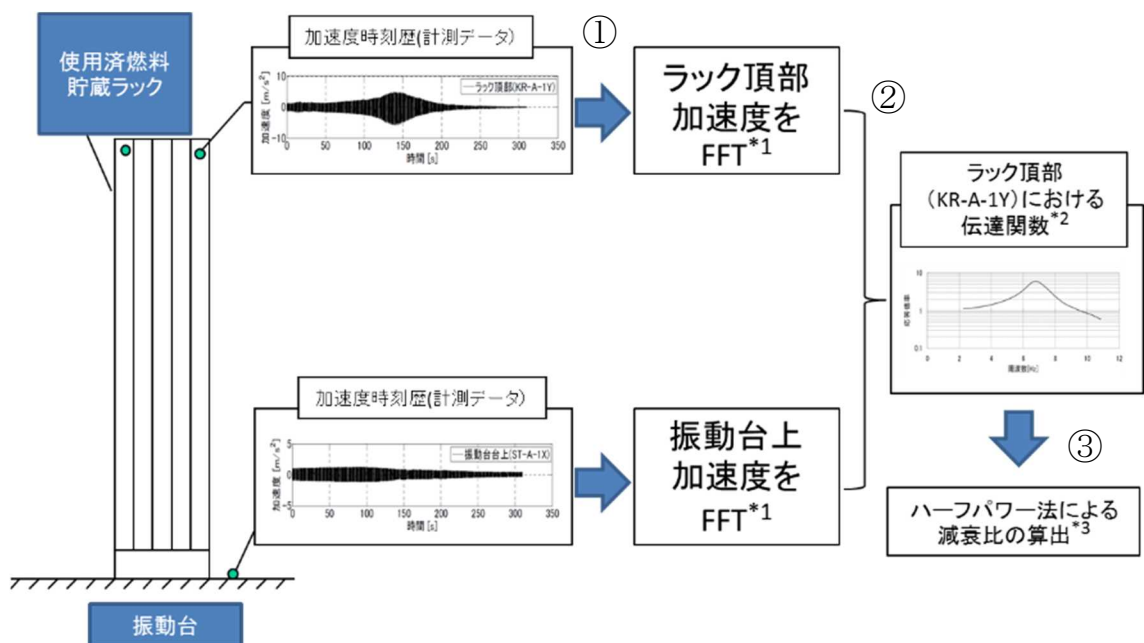
本試験では、正弦波掃引試験と正弦半波加振試験の2種類の加振をおこない、正弦波掃引試験では振動台上加速度と供試体頂部加速度から伝達関数を求め、ハーフパワー法を用い減衰定数を算定し、正弦半波加振試験は自由減衰波形の振幅より減衰定数を算定した。いずれの方法も、一般的で実績のある方法である。

加振試験をおこなうに当たり、ランダム波により供試体ラックの固有振動数を探索した。次に、正弦波掃引試験にて、探索したラックの一次固有振動数を中心に±5Hz程度の帯域を持った正弦波による加振をおこない、固有振動数を確認するとともに、入力レベルを段階的に増加させた正弦波掃引試験により、応答の傾向及び減衰定数を確認した。さらに、高い応答レベルの減衰傾向を取得するため、正弦波掃引試験で得られた固有振動数を目標に正弦半波加振試験をおこない、応答の傾向及び減衰定数を確認した。以下にそのデータ処理方法を示す。

a. 正弦波掃引試験

正弦波掃引試験にて、ハーフパワー法を適用し、減衰定数を算定するまでのデータ処理の流れは、以下の通り。

- ① 正弦波掃引試験において、取得したラック頂部の加速度時刻歴データ及び振動台上加速度時刻歴データについて、振動数解析を行う。
- ② 振動台上加速度の振動数解析データとラック頂部の振動数解析結果から、伝達関数を計算する。
- ③ ラック頂部の加速度計測点それぞれに対応する伝達関数に対し、ハーフパワー法を適用し減衰定数を算定する（詳細は別紙-5 参照）。



\*1: 高速フーリエ変換処理にて、振動数に対する加速度最大値を算出する（FFT: Fast Fourier Transform, 高速フーリエ変換）。

\*2: 伝達関数: ラック頂部加速度 FFT 結果/振動台上加速度 FFT とした結果をプロットしたもの。

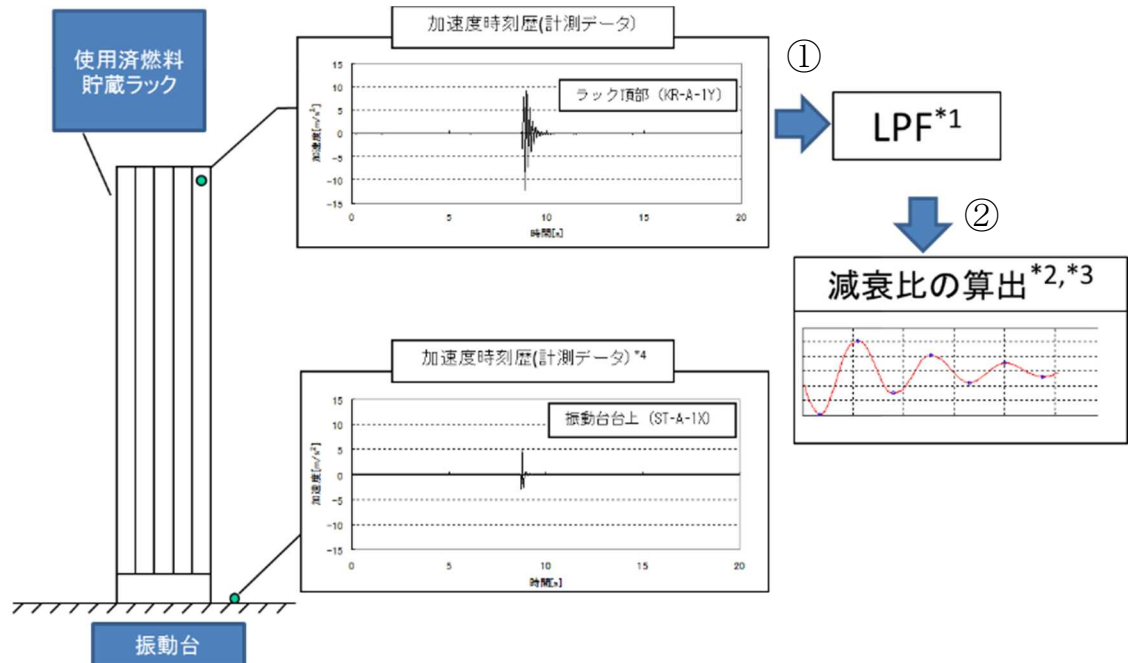
\*3: ラック頂部の加速度計測点 4 点 (KR-A-1Y~4Y) について KR-A-1Y と同様の処理を実施

第 4-1 図 正弦波掃引試験データの処理の例（短辺方向，目標入力加速度  $1.00\text{m/s}^2$ ）

## b. 正弦半波加振試験

正弦半波加振試験にて、自由減衰波形から減衰定数を算定するまでのデータ処理の流れは、以下の通り。

- ① 正弦半波加振試験にて取得したラック頂部の加速度時刻歴データを、試験体の一次モードで評価するため、ローパスフィルタ（LPF）により高周波成分を除去する。
- ② フィルタ処理後の加速度波形に対し、振動台加振時間帯を除く加速度のピーク値より減衰比を求める（詳細は別紙-6 及び別紙-7 参照）。



\*1:ローパスフィルタにて最低次数のモードだけの応答で評価するため、高周波成分を除去する（LPT : Low-pass Filter : ローパスフィルタ）。

\*2:振動台加振時間帯を除く加速度波形のピーク値より減衰比を算定する。

\*3:ラック頂部の加速度計測点4点（KR-A-1Y～4Y）についてKR-A-1Yと同様の処理を実施する。

\*4:振動台上加速度が小さいことを確認する。

第 4-2 図 正弦半波加振試験データ処理の例（短辺方向，振動台上加速度  $5.00\text{m/s}^2$ ）

別紙-5 ハーフパワー法について

加振力  $Fe^{i\omega t}$  を受ける 1 自由度系の振動方程式は式(1)で表される。

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = Fe^{i\omega t} \quad (1)$$

上式の解を  $x = Ae^{i\omega t}$  とし、式(1)に代入すると、

$$A = \frac{F}{-m\omega^2 + ic\omega + k} = \frac{F}{k \left\{ \left( 1 - \frac{m}{k} \omega^2 \right) + i \frac{c}{k} \omega \right\}}$$

ここで、固有円振動数  $\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$ 、減衰定数  $\zeta = \frac{c}{c_c} = \frac{c}{2\sqrt{mk}} = \frac{c\omega_0}{2k}$  とおくと

$$A = \frac{F}{k \left[ \left\{ 1 - \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 \right\} + i 2\zeta \frac{\omega}{\omega_0} \right]}$$

よって、

$$x = \frac{1}{k \left[ \left\{ 1 - \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 \right\} + i 2\zeta \frac{\omega}{\omega_0} \right]} Fe^{i\omega t}$$

となる。

よって、加振力  $Fe^{i\omega t}$  に対する変位の振動伝達特性の振幅は式(2)で与えられる。

$$A' = \frac{1}{k} \frac{1}{\sqrt{\left( 1 - \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 \right)^2 + \left( 2\zeta \frac{\omega}{\omega_0} \right)^2}} \quad (2)$$

いま  $\zeta \leq 1$  とすると式(2)の振幅曲線はピーク値付近で  $\omega = \omega_p$  に対しほぼ対称である。

そこで  $\omega_p$  より少し低い  $\omega_L$  点の振幅を  $A_L$  とする。

$$\Delta\omega/2 = \omega_p - \omega_L = \omega_0 - \omega_L \quad (\omega_p \approx \omega_0) \text{ より}$$



$$A_L = \frac{1}{k} \frac{1}{\sqrt{\left(1 - (\omega_0 - \Delta\omega/2)^2 / \omega_0^2\right)^2 + 4\zeta^2 (\omega_0 - \Delta\omega/2)^2 / \omega_0^2}}$$

$$\approx \frac{1}{k} \frac{1}{\sqrt{(\Delta\omega / \omega_0)^2 + 4\zeta^2}}$$

一方,

$$A_{\max} = \frac{1}{2k\zeta\sqrt{1-\zeta^2}} \approx \frac{1}{2\zeta k}$$

となる。 $A_{\max}$ と $A_L$ の比 $R$ は

$$R = \frac{A_{\max}}{A_L} = \frac{\sqrt{(\Delta\omega / \omega_0)^2 + 4\zeta^2}}{2\zeta}$$

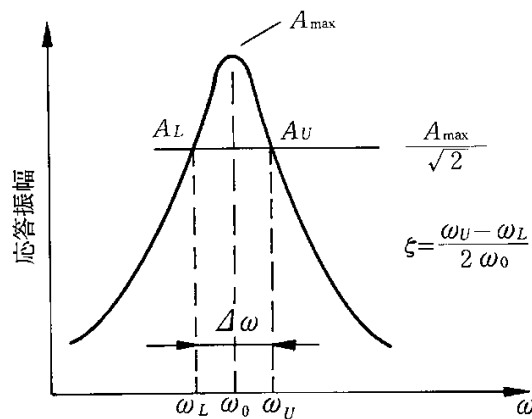
となり, 整理すると

$$\zeta = \frac{1}{2} \frac{\Delta\omega / \omega_0}{\sqrt{R^2 - 1}}$$

となる。 $R = \sqrt{2}$ とすると以下のように簡単になる。

$$\zeta = \frac{1}{2} \frac{\Delta\omega}{\omega_0} = \frac{1}{2} \frac{\omega_U - \omega_L}{\omega_0} = \frac{f_U - f_L}{2f_0}$$

よって, 周波数応答の $A_{\max} / \sqrt{2}$ を示す周波数 $f_U$ と $f_L$ 及び固有振動数 $f_0$ を計測すれば減衰定数 $\zeta$ を求めることができる。この減衰定数測定方法をハーフパワー法という(第5-1図)。



第5-1図 ハーフパワー法

【補足事項】減衰定数算定に適用したハーフパワー法の導出式について

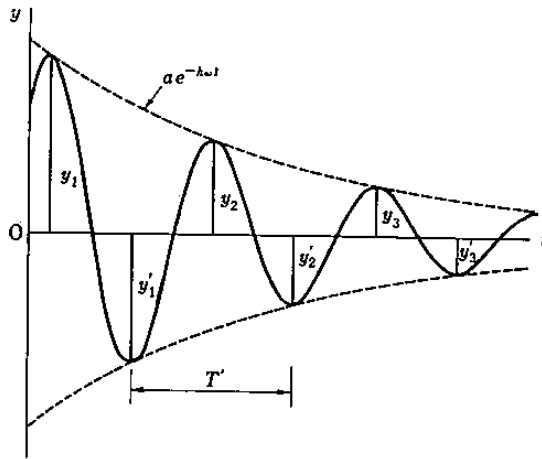
第5-1表にハーフパワー法の導出式の比較を示す。別紙5では、一般的な①相対変位から求める導出式を記載した。一方、別紙4正弦波掃引試験では絶対応答加速度を用いているため、②絶対応答加速度から求める導出式が、試験方法との整合性からは妥当である。ただし、減衰定数 $\zeta$ を求める算定式は、同一の式が得られる。

第5-1表 ハーフパワー法の導出式の比較

	①相対変位から求める場合 (別紙5記載)	②絶対応答加速度から求める場合 (別紙4正弦波掃引試験)
運動方程式	$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = Fe^{i\omega t}$	$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -m\ddot{x}_o$
応答振幅 $A'$	$A' = \frac{1}{k} \frac{1}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2\right)^2 + \left(2\zeta \frac{\omega}{\omega_0}\right)^2}}$	$A' = \frac{\sqrt{1 + \left(2\zeta \frac{\omega}{\omega_0}\right)^2}}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^2\right)^2 + \left(2\zeta \frac{\omega}{\omega_0}\right)^2}}$
$A_L$	$A_L \approx \frac{1}{k} \frac{1}{\sqrt{(\Delta\omega/\omega_0)^2 + 4\zeta^2}}$	$A_L \approx \frac{\sqrt{1 + 4\zeta^2}}{\sqrt{(\Delta\omega/\omega_0)^2 + 4\zeta^2}}$
$A_{max}$	$A_{max} \approx \frac{1}{2\zeta k}$	$A_{max} \approx \frac{\sqrt{1 + 4\zeta^2}}{2\zeta}$
比率 $R$	$R = \frac{A_{max}}{A_L} = \frac{\sqrt{(\Delta\omega/\omega_0)^2 + 4\zeta^2}}{2\zeta}$	$R = \frac{A_{max}}{A_L} = \frac{\sqrt{(\Delta\omega/\omega_0)^2 + 4\zeta^2}}{2\zeta}$
減衰定数 $\zeta$	$\zeta = \frac{1}{2} \frac{\Delta\omega}{\omega_0} = \frac{1}{2} \frac{\omega_U - \omega_L}{\omega_0} = \frac{f_U - f_L}{2f_0}$	$\zeta = \frac{1}{2} \frac{\Delta\omega}{\omega_0} = \frac{1}{2} \frac{\omega_U - \omega_L}{\omega_0} = \frac{f_U - f_L}{2f_0}$

別紙-6 自由振動波形からの減衰定数の算出方法

自由減衰振動波形は、指数関数的に減衰することから、隣り合う振幅の比の対数をとると常に一定の値となり、この隣り合う振幅の比の自然対数から対象とする構造の減衰定数を求めることができる（第6-1図）。



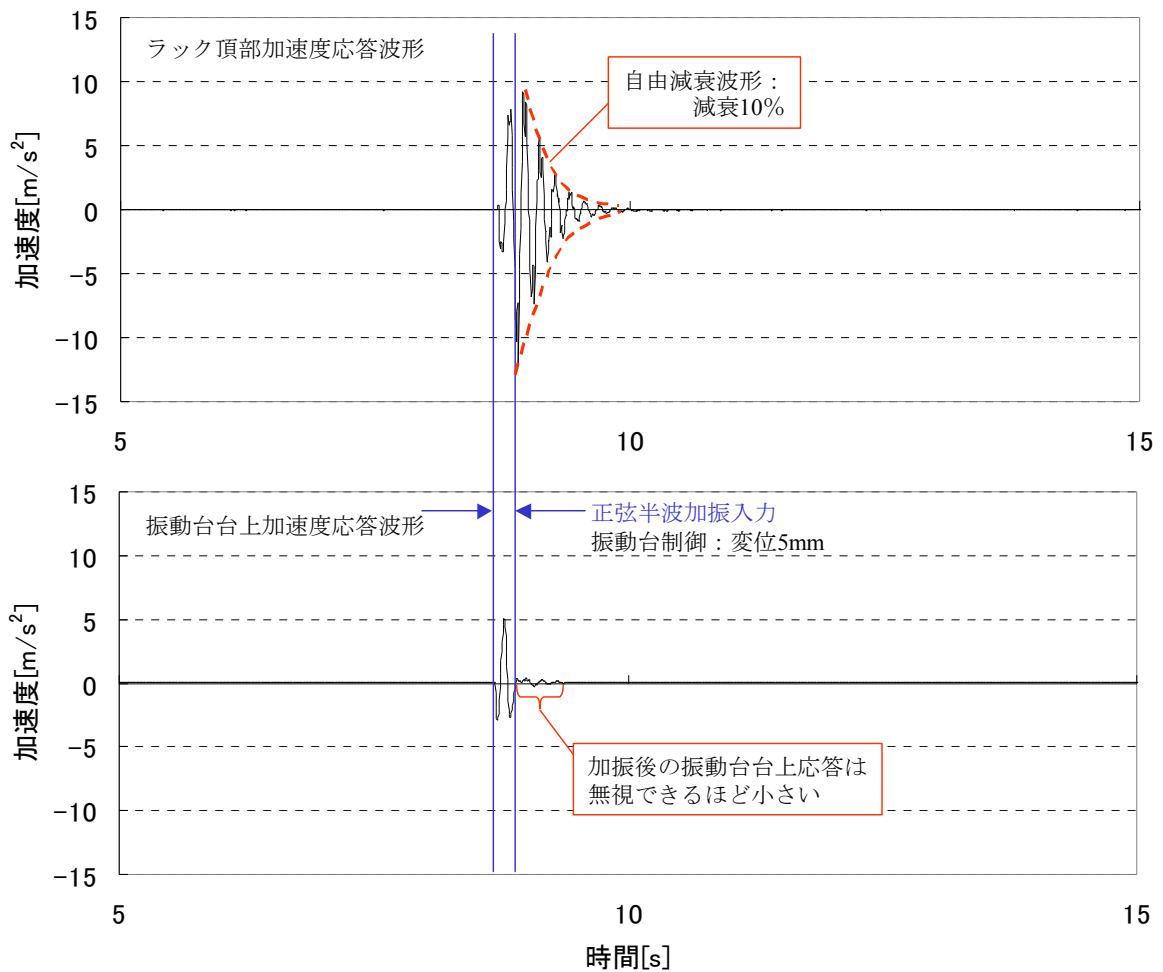
$$\text{(振幅比)} \quad d = \frac{y_1}{y_2} = \frac{y_2}{y_3} = \dots$$

$$h = \left( \frac{\ln d}{2\pi} \right) / \sqrt{1 + \left( \frac{\ln d}{2\pi} \right)^2}$$

第6-1図 減衰定数の算出方法(自由振動波形からの減衰定数の算定方法)

別紙-7 正弦半波加振試験における振動台の影響について

正弦半波加振におけるラック頂部及び振動台上の加速度時刻歴波形を第 7-1 図に示す。振動台上加速度応答波形において、正弦半波加振入力後の台上応答加速度は、ラック頂部加速度に比べて無視できるほど小さいことがわかる。なお、振動台上応答加速度がほぼゼロとなる時点からラック頂部応答加速度の自由減衰波形として減衰定数を求めている。



第 7-1 図 燃料ラックの自由振動波形と減衰定数  
(正弦半波加振試験, 短辺方向, 振動台上加速度  $5.00\text{m/s}^2$ )

別紙-8 スロッシングによる減衰への影響について

本試験は、供試体ラックの固有周期を含む振動数範囲で加振試験を行なっている。試験水槽のスロッシングの固有周期は入力振動数範囲に対し十分大きいため、本試験ではスロッシングが励起されない（第 8-1 表）。一方、実機では、地震動の長周期成分の大きさによっては燃料プールのスロッシングが励起される可能性が考えられるため、その影響を検討する。

実機燃料プールのスロッシングの固有周期は、実機ラックの固有周期に対し十分に大きい（第 8-2 表）。地震によって実機燃料プールにスロッシングが励起された場合、燃料ラックの振動速度に対して、スロッシングによるプール水の流速はほぼ一定とみなせる状態であると考えられ、流速一定の流れの中で物体が振動する場合、流速に依存して減衰定数が大きくなることもあるが<sup>[1]</sup>、今回設定する設計用減衰定数はこの影響を考慮せず設定した減衰定数であるため、スロッシングの影響が無い試験条件で取得した減衰定数を実機の燃料ラックの耐震設計に適用できると考える。

第 8-1 表 試験水槽のスロッシングの固有周期及び加振試験周期

	試験	
	試験水槽のスロッシング	入力加速度の周期
市松ラック	1.8～2.3 秒	振動台振動 0.050～0.500 秒

第 8-2 表 実機燃料プールのスロッシングの固有周期及び実機ラックの固有周期

	実機	
	実機燃料プールのスロッシング	実機ラック
市松ラック	4.3～4.9 秒	0.054～0.084 秒

参考文献[1] : Robert D. Blevins, “Flow-Induced Vibration Second Edition”, (1990), Van Nostrand Reinhold.

別紙-9 固有振動数と減衰定数の関係について

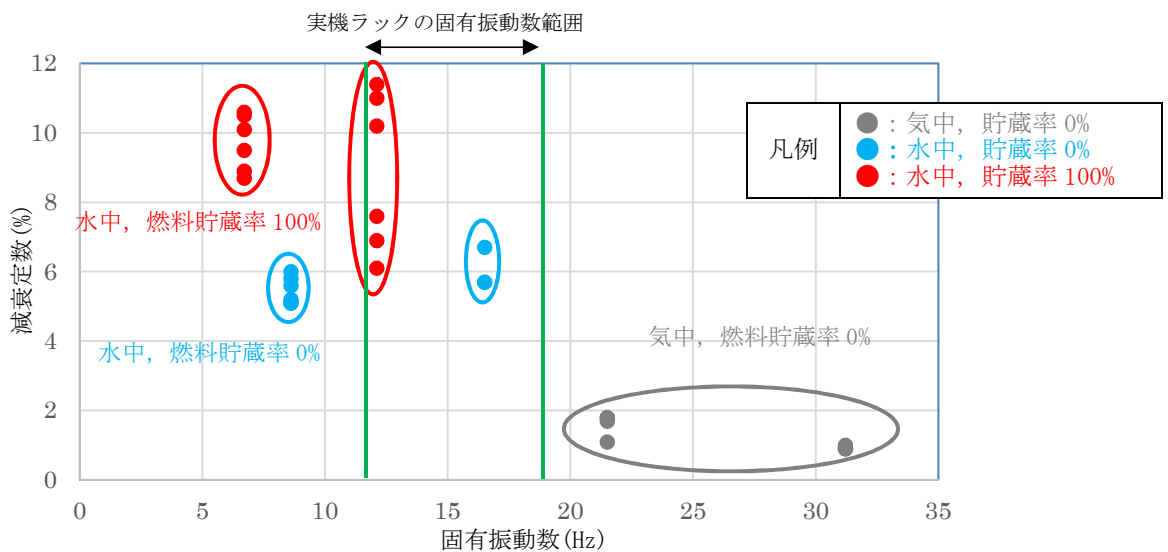
本試験に用いた供試体ラックと実機ラックは、第 9-1 表に示す通り、固有振動数が異なることから、実機ラックへの適用性を確認するために固有振動数と減衰定数の関係について検討する。

第 9-1 表 水中・燃料貯蔵率 100%における燃料ラックの固有振動数について

ラック型式	貯蔵体数 (列数)	固有振動数 (Hz)	
		短辺	長辺
角管市松型	100 体 (10 列×10 列)		
角管市松型	110 体タイプ I (10 列×11 列)		
角管市松型	110 体タイプ II (10 列×11 列)		
角管市松型	121 体 (11 列×11 列)		
角管市松型	77 体タイプ I (7 列×11 列)		—※
角管市松型	77 体タイプ II (7 列×11 列)		—※

※：剛構造のため

本試験より得られた減衰定数について横軸を固有振動数として整理した結果 (第 9-1 図)、同一の固有振動数に対しても減衰定数がばらついており、固有振動数との相関が不明確であることから、燃料ラックの減衰効果を細分化し、既往の知見及び試験結果を用いて減衰定数との関係を検討する。



第 9-1 図 固有振動数と減衰定数の関係

## 1. 燃料ラックの減衰効果

燃料ラックは、水中に設置された溶接構造物であり、燃料集合体を貯蔵していることから、減衰として以下に示す効果によるものがあると考えられる。

### a. 構造減衰

燃料ラックが曲げモーメント及びせん断力を受けて変形することによる減衰。

### b. 燃料ラックが水中に設置されていることによる減衰

水中で燃料ラックが振動する際の水の抵抗による減衰。

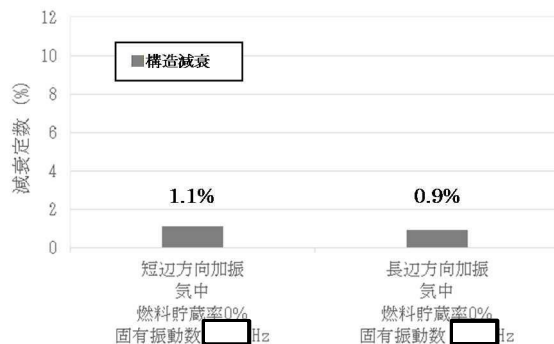
### c. 燃料集合体を貯蔵していることによる減衰

燃料ラックに貯蔵された燃料集合体のガタつきにより、振動エネルギーを吸収することによる減衰。

## 2. 各減衰効果の振動数依存性について

### a. 構造減衰の振動数依存性について

気中・燃料貯蔵率 0%の試験結果より、構造減衰は約 1%であった（第 9-2 図）。



第 9-2 図 構造減衰（試験結果）

構造減衰の主要因は材料減衰、即ち材料の分子間の摩擦による減衰と考えられる。簡単のため、燃料ラックの振動モデルを第 9-3 図に示すような 1 自由度系のモデルと考え、構造減衰について検討する。

構造減衰による減衰定数  $\zeta_s$  は系全体の運動エネルギー  $E$  と摩擦による消散エネルギー  $\Delta E$  との比に比例するので、 $\zeta_s$  は以下の式で表される。

$$\zeta_s \propto \frac{\Delta E}{E} \quad (1)$$

ここで、 $K$  を剛性、 $x$  を変位、 $\mu$  を摩擦係数、 $N$  を抗力、 $\mu N$  を摩擦力とするとひずみエネルギー  $E$  は

$$E = \frac{1}{2} Kx^2 \quad (2)$$

と表される。

一方、摩擦減衰による消散エネルギー  $\Delta E$  は第 9-4 図の荷重 - 変位特性の囲む面積で表され、

$$\Delta E = 4\mu Nx \quad (3)$$

となる。

抗力  $N$  が系の剛性  $K$  に比例すると考えて  $N \propto Kx$  とすると (3) 式は

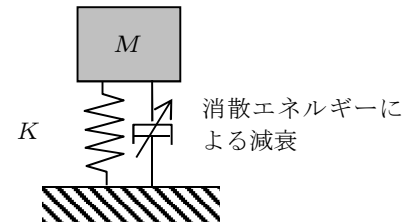
$$\Delta E = 4\mu Kx^2 \quad (4)$$

となるため、

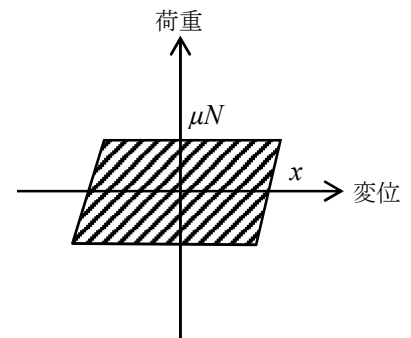
$$\frac{\Delta E}{E} \propto \frac{4\mu Kx^2}{\frac{1}{2} Kx^2} = 8\mu \quad (5)$$

となり、構造減衰による減衰定数は  $8\mu$  に比例し、固有振動数には依存しない。

以上より、構造減衰は固有振動数によらず一定の値となると考えられる。これは JEAG4601 に溶接構造物の減衰定数が 1.0% と規定されていること及び試験結果（気中・燃料貯蔵率 0% の短辺方向加振結果及び長辺方向加振結果）と矛盾しないことから、構造減衰として 1.0% を想定することは妥当であると考えられる。



第 9-3 図 ラック振動モデル

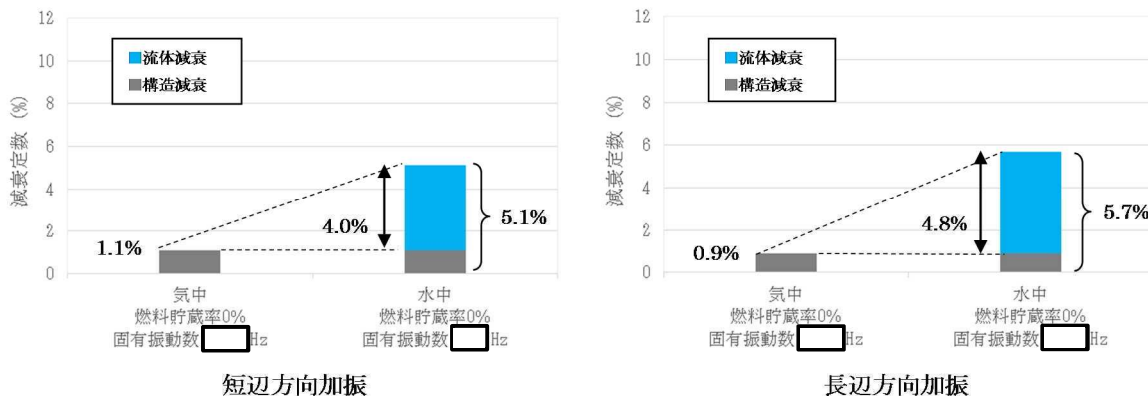


第 9-4 図 荷重—変位特性



b. 燃料ラックが水中に設置されていることによる減衰の振動数依存性について

気中・燃料貯蔵率 0%の試験結果及び水中・燃料貯蔵率 0%の試験結果より、水の抵抗による減衰定数は短辺方向加振で 4.0%，長辺方向加振で 4.8%であった（第 9-5 図）。



第 9-5 図 燃料ラックが水中に設置されていることによる減衰（試験結果）

供試体ラックの固有振動数及び減衰定数と実機ラックの固有振動数を整理した結果（第 9-2 表）より以下のことがわかる。

- (a) 供試体ラック短辺方向加振結果と長辺方向加振結果の減衰定数の差は 0.6%  
（第 9-2 表の (a)）
- (b) 供試体ラック短辺方向と長辺方向加振結果の固有振動数の差は約 8Hz  
（第 9-2 表の (b)）
- (c) 供試体ラックの最大固有振動数と実機ラックの最大固有振動数の差は約 2Hz  
（第 9-2 表の (c)）

第 9-2 表 各条件での固有振動数と減衰定数

	供試体ラック 水中燃料貯蔵率 0% 短辺方向加振	実機ラック 水中・燃料貯蔵率 100% 最小固有振動数	供試体ラック 水中・燃料貯蔵率 0% 長辺方向加振	実機ラック 水中・燃料貯蔵率 100% 最大固有振動数
固有振動数 (Hz)	□	□	□	□
減衰定数 (%)	5.1	— (b)	5.7	—

(a)

上記の通り、(a) 供試体ラックの短辺方向加振時と長辺方向加振時の減衰定数の差は小さく、(b) 供試体ラックの短辺方向加振時と長辺方向加振時の固有振動数の差よりも (c) 供試体ラック長辺方向加振時の固有振動数と実機ラックのうち最大となる固有振動数の差の方がより小さいことから、固有振動数による実機ラックの減衰定数への大きな影響はないと考えるが、ここで

は固有振動数と流体による減衰の関係について、以下の静止流体中で振動する円柱構造物の減衰の式<sup>[1]</sup>を用いて検討する。

$$\zeta_f = \frac{2}{3\pi} \frac{\rho_f D^2}{M} \frac{X_d}{D} \frac{\omega}{\omega_n} C_D \quad (6)$$

$\rho_f$  : 流体の密度 [kg/m<sup>3</sup>]

$D$  : 代表長さ [m]

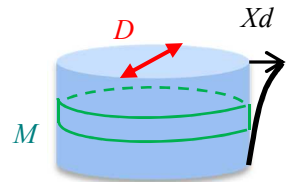
$M$  : 高さ方向への単位長さあたりの質量 [kg/m]

$X_d$  : 変位振幅 [m]

$\omega$  : 加振円振動数 [rad/s]

$\omega_n$  : 固有円振動数 [rad/s]

$C_D$  : 抗力係数



(6)式において、右辺第一項は定数項、第二項は質量に関する項、第三項は応答変位に関する項、第四項は振動数に関する項、第五項は抗力係数となっている。したがって、固有振動数の影響は、第四項にて考慮することとなる。

第四項は加振円振動数と固有円振動数の比となっているが、加振試験にて減衰定数の評価をおこなう際、正弦波掃引試験では固有振動数を中心とした加振試験をおこない、伝達関数を求めて、燃料ラックの共振状態での減衰を評価していること、正弦半波加振試験では試験体の固有振動数成分を含む正弦半波加振をおこない、固有振動数で振動する自由減衰波形にて減衰を評価していることから、加振円振動数と固有円振動数は同一となる。

また、実機ラックの耐震設計では、応答が最も大きくなる共振状態を想定し、床応答スペクトルを用いて固有振動数に応じた地震力を設定していることから、加振円振動数と固有円振動数は同一となる。

以上より、加振円振動数と固有円振動数は同一となり、その比は常に1であるため、流体による減衰効果に対して固有振動数依存性はないと考えられる。

c. 燃料集合体を貯蔵していることによる減衰の振動数依存性について

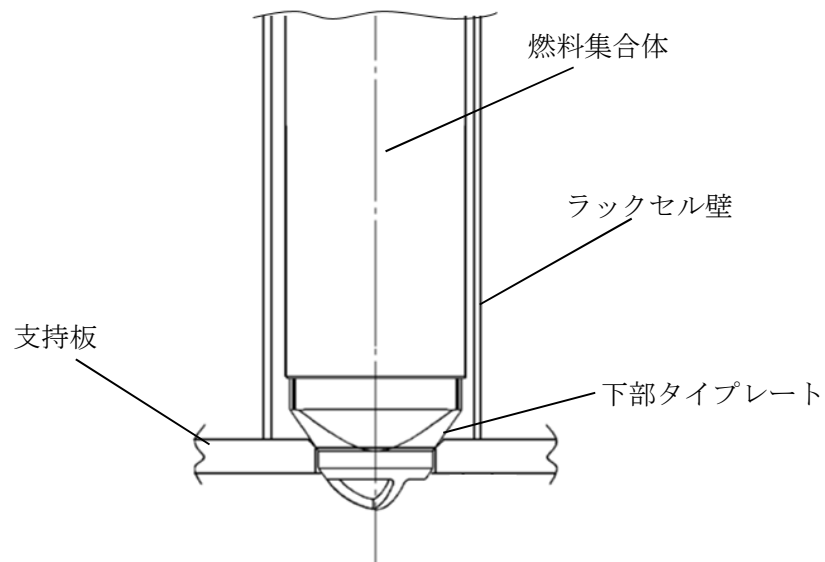
(i) 燃料ラック加振時の燃料集合体の挙動について

燃料集合体を貯蔵していることによる減衰について検討を行うにあたり、燃料ラック加振時の燃料集合体の挙動について整理を行う。

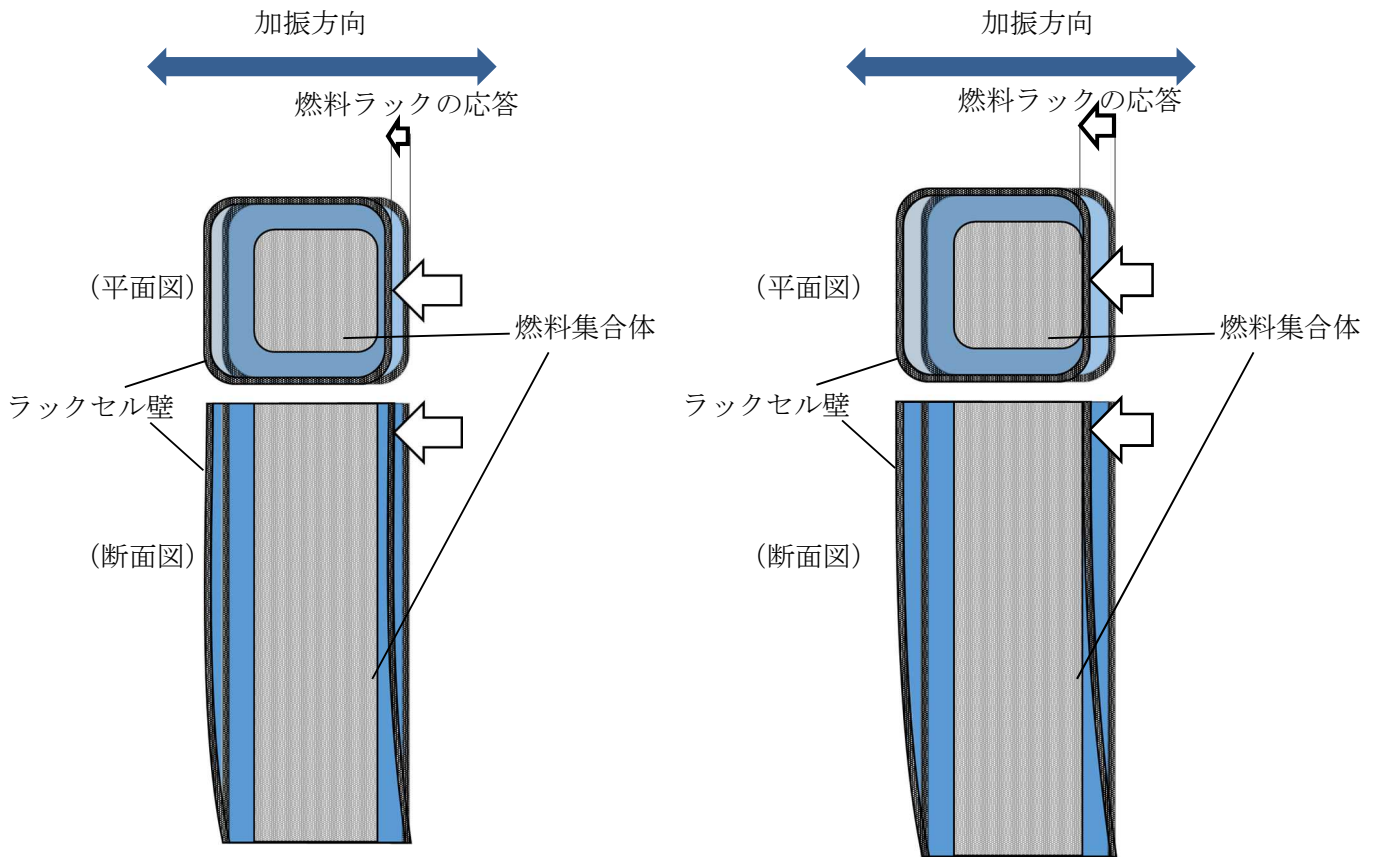
燃料集合体は、燃料ラック支持板の円孔に燃料集合体の下部タイプレートが着座しており、固定されていないため（第9-6図）、燃料ラックを振動させた場合、燃料ラックの挙動が燃料集合体に伝わりにくく、燃料ラックと比較して燃料集合体はあまり振動しない（第9-7図

(1)）。ただし、燃料ラックの応答変位が大きくなるにつれて、燃料ラックと燃料集合体の相対的な振動は徐々に増加する。

また、燃料ラックの応答変位がさらに大きくなると燃料ラックと燃料集合体頂部の最小隙間以上に燃料ラックが振動し、ラックセルと燃料集合体頂部が衝突し、燃料集合体もラックセルに押される形で振動するものと考えられる（第9-7図(2)）。



第9-6図 燃料集合体の設置状況



(1) 燃料ラックの応答変位が小さいとき (2) 燃料ラックの応答変位が大きいとき

第 9-7 図 燃料ラックと燃料集合体の挙動

(ii) 燃料集合体を貯蔵していることによる減衰のメカニズム

(i) より、燃料集合体を貯蔵していることによる減衰としては燃料ラックの応答変位によって以下の 2 つのメカニズムが考えられる。

- ・燃料ラックの応答変位が小さい領域：

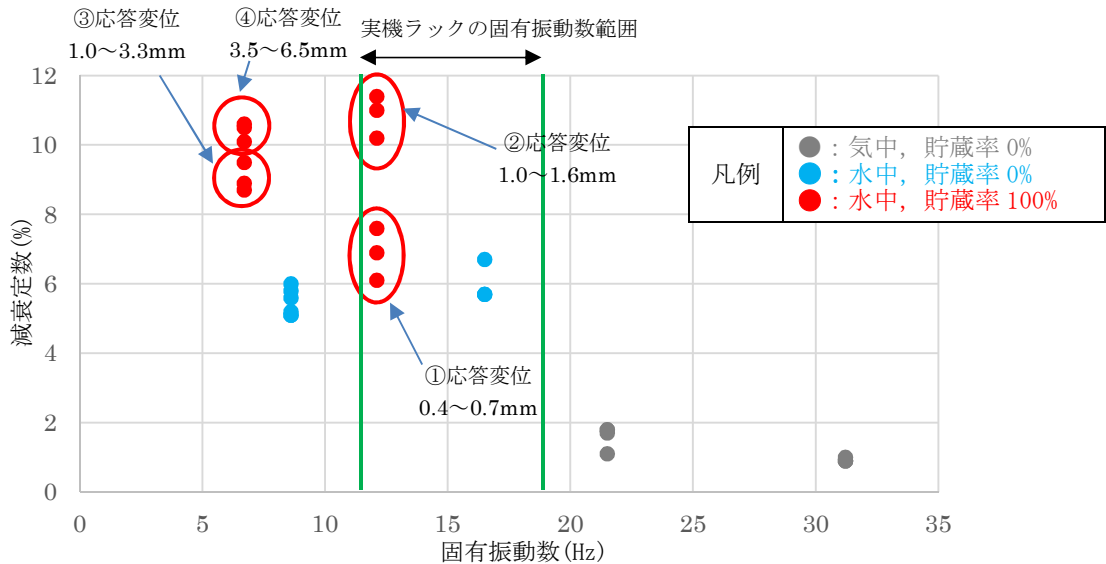
ラックセル内の燃料集合体が相対的に振動する際の燃料集合体周囲の流体による減衰

- ・燃料ラックの応答変位が大きい領域：

ラックセル内の燃料集合体が相対的に振動する際の燃料集合体周囲の流体による減衰に加え、ラックセルと燃料集合体の衝突により生じる燃料集合体のガタつきによる減衰

(iii) 試験結果における燃料ラックの応答変位と減衰定数

(ii) における減衰のメカニズムを検討するため、水中・燃料貯蔵率 100%の試験結果に応答変位を追加したものを、第 9-8 図に示す。



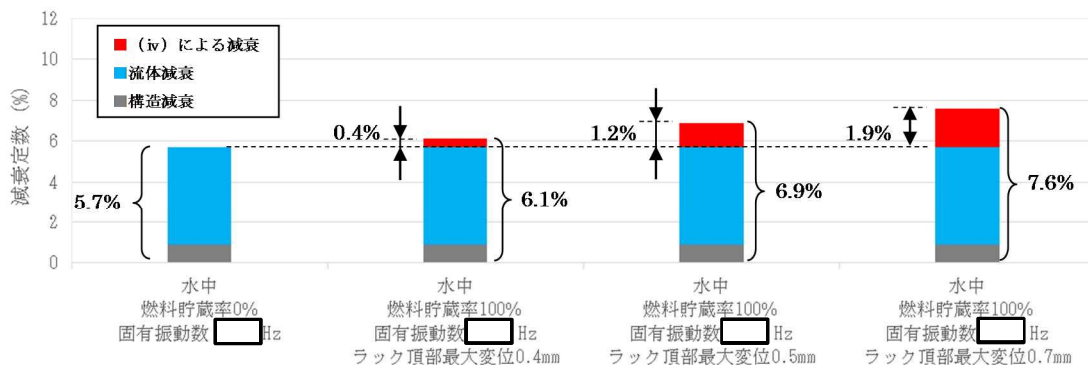
第 9-8 図 固有振動数と減衰定数の関係

本試験における供試体ラックと燃料集合体頂部の最小隙間は  mm であり、供試体ラックの応答変位が  mm より小さい領域（第 9-8 図 ①）においてはラックセルと燃料集合体が衝突しておらず、燃料集合体が相対的に振動することによる減衰が生じており、応答変位が  mm よりも大きい領域（第 9-8 図 ②～④）においてはラックセルと燃料集合体の衝突により生じる燃料集合体のガタつきによってより大きな減衰が生じていると考えられる。

(iv) 燃料集合体の相対的な振動による減衰効果

供試体ラックの応答変位が小さい領域における減衰に着目すると、水中・燃料貯蔵率 0%の試験結果及び水中・燃料貯蔵率 100%の試験結果より、燃料集合体が相対的に振動することによる減衰定数は応答変位の増加に伴って増加しており、その増加分は 2%未満である（第 9-9 図）。

これは燃料集合体の相対的な振動により、燃料集合体周囲の流体による減衰が生じていると考えられ、流体による減衰については前述の通り固有振動数依存性はないと考えられる。



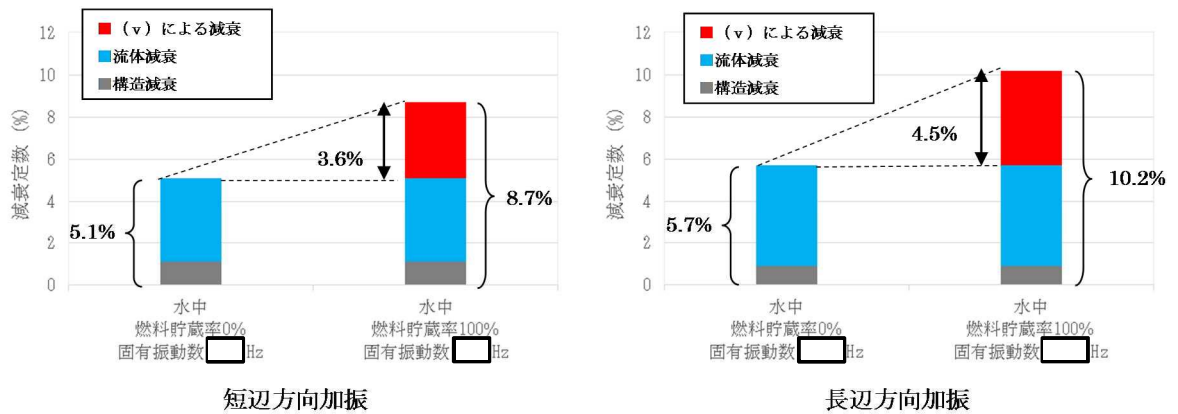
長辺方向加振

※短辺方向加振は応答変位がラックセルと燃料集合体の最小隙間 □ mm より小さい試験結果が存在しないため、長辺方向加振の試験結果のみを記載する。

第 9-9 図 応答変位が小さい領域での燃料集合体を貯蔵していることによる減衰 (試験結果)

(v) ラックセルと燃料集合体の衝突により生じるガタつきによる減衰

実機ラックの応答変位が大きい領域における減衰に着目すると、水中・燃料貯蔵率 0%の試験結果及び水中・燃料貯蔵率 100%の試験結果では、燃料集合体のガタつきによる減衰定数の増加分はラックセル内の燃料集合体が相対的に振動する際の燃料集合体周囲の流体による増加分を含めて、短辺方向加振で 3.6%、長辺方向加振で 4.5%であった（第 9-10 図）。



第 9-10 図 応答変位が大きい領域での燃料集合体を貯蔵していることによる減衰  
(試験結果)

前述の通り応答変位が大きい領域については、ラックセルが燃料集合体と衝突することによる燃料集合体のガタつきによって減衰効果が発生していると考えられるため、その減衰効果の振動数依存性について検討を行う。

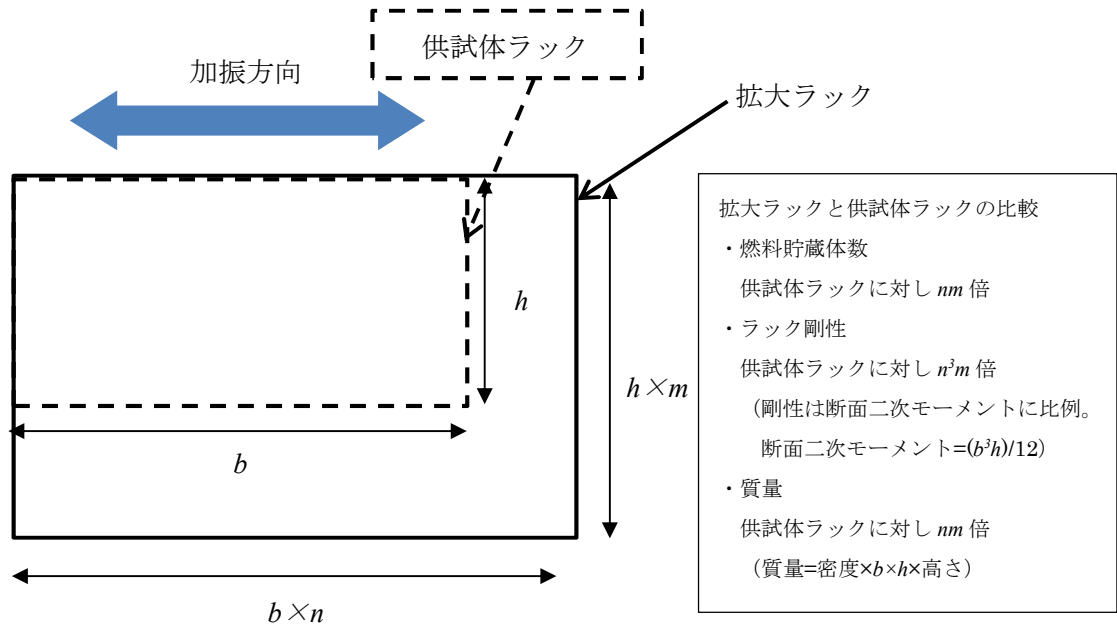
燃料集合体のガタつきによる減衰定数  $\zeta_f$  は、燃料集合体のガタつきによる消散エネルギー  $\Delta E$  と燃料ラックのひずみエネルギー  $E$  の比であるため、 $\zeta_f$  は以下の式で表される。

$$\zeta_f = \frac{\Delta E}{E} = \frac{\Delta E}{\frac{1}{2} K x^2} \quad (7)$$

$K$  : 燃料ラックの剛性

$x$  : 燃料ラックの変位振幅

ここで、燃料集合体のガタつきによる減衰定数の振動数依存性を検討するため、第9-11図に示す通り供試体ラックを加振方向へ $n$ 倍、加振と直交方向へ $m$ 倍拡大した燃料ラック（以下「拡大ラック」という。）を想定し、それらの減衰定数を比較検討する。



第9-11図 供試体ラックと拡大ラック（概念図）

なお、以降の検討においては以下の仮定を行う。

- ・燃料ラック断面を長方形とみなして剛性（断面二次モーメント）を算出する
- ・燃料集合体は、燃料ラックに押されて振動すると考えられることから、燃料集合体と燃料ラックの応答加速度・応答速度は同一であるとみなす
- ・燃料集合体のガタつきによる消散エネルギーは燃料集合体の運動エネルギーに比例する

拡大ラックの固有振動数 $f'$ は、供試体ラックの剛性を $K$ 、質量を $M$ 、拡大ラックの剛性を $K'$ 、質量を $M'$ とすると、 $K'$ は断面二次モーメントに比例し、ラック高さは供試体ラックと拡大ラックで一定とすると $M'$ はラック面積に比例することから、

$$f' = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K'}{M'}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{n^3 \times m \times K}{n \times m \times M}} = nf \quad (8)$$

となる。



また、変位を  $x$ 、速度を  $v$ 、加速度を  $a$ 、振動数を  $f$  とすれば、これらの関係は

$$x = \frac{a}{(2\pi f)^2} \quad (9)$$

$$v = \frac{a}{2\pi f} \quad (10)$$

であるため、拡大ラックの変位を  $x'$ 、速度を  $v'$ 、加速度を  $a'$ 、振動数を  $f'$  とすれば、

$$x' = \frac{a'}{(2\pi f')^2} = \frac{a'}{(2\pi n f)^2} \quad (11)$$

$$v' = \frac{a'}{2\pi f'} = \frac{a'}{2\pi n f} \quad (12)$$

となる。

ここで、拡大ラックを供試体ラックと同じ応答加速度で加振する場合を想定すると、 $a' = a$  であるため、

$$x' = \frac{a}{(2\pi n f)^2} = \frac{a}{n^2 (2\pi f)^2} = \frac{x}{n^2} \quad (13)$$

$$v' = \frac{a}{2\pi n f} = \frac{a}{n 2\pi f} = \frac{v}{n} \quad (14)$$

となる。

拡大ラックにおける燃料集合体のガタつきによる消散エネルギー  $\Delta E'$  は、拡大ラックの燃料集合体貯蔵体数が供試体ラックに対し  $nm$  倍、燃料集合体 1 本当たりの運動エネルギーが速度の 2 乗に比例するため  $1/n^2$  倍となることから、

$$\Delta E' = (nm) \times \frac{1}{n^2} \times \Delta E = \frac{m}{n} \Delta E \quad (15)$$

となる。なお、ここでは燃料集合体は燃料ラックに押されて振動するため、両者の速度は同一であるとしている。

一方、拡大ラックのひずみエネルギー  $E'$  は、供試体ラックのひずみエネルギー  $E$  に対し、剛性と変位の 2 乗に比例することから、

$$E' = n^3 m \times \frac{1}{n^4} \times E = \frac{m}{n} E \quad (16)$$

となる。

以上より、拡大ラックの減衰定数 $\zeta_f'$ は、

$$\zeta_f' = \frac{\Delta E'}{E'} = \frac{\frac{m}{n} \Delta E}{\frac{m}{n} E} = \frac{\Delta E}{E} = \zeta_f \quad (17)$$

となるため、燃料ラックの固有振動数が変化した場合（燃料ラックを加振方向へ $n$ 倍、加振と直交方向へ $m$ 倍した場合）においても燃料集合体のガタつきによる減衰は一定の値となる。

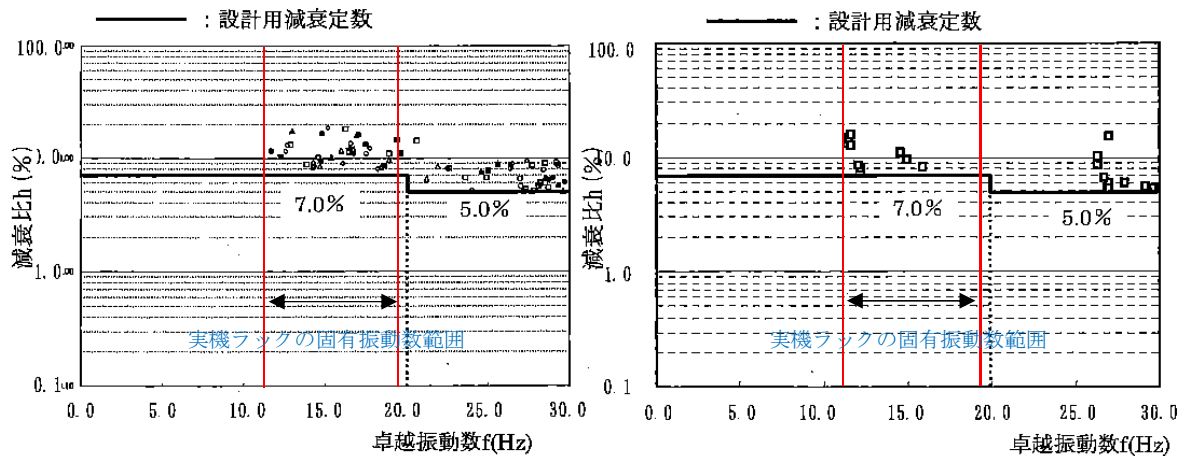
(vi) 燃料集合体を貯蔵していることによる減衰の振動数依存性について

燃料集合体を貯蔵していることによる減衰は、燃料集合体が相対的に振動することによる減衰及び燃料集合体のガタつきによる減衰であると考え、それぞれについて振動数依存性を検討した結果、いずれもその依存性は確認されなかった。

### 3. 固有振動数と減衰定数の関係について

燃料ラックの減衰定数について、構造減衰、燃料ラックが水中に設置されていることによる減衰、燃料集合体を貯蔵していることによる減衰の3つの要因に分類し、固有振動数との関係を既往の知見及び試験結果を用いて検討した。その結果、実機ラックの固有振動数領域においては明確な固有振動数依存性は確認されず、供試体ラックと実機ラックの減衰定数は同程度であると考えられる。

なお、参考として類似構造物（水中に設置された溶接構造物）である加圧水型軽水炉におけるキャン型燃料ラックの固有振動数と減衰定数の関係を第9-12図に示す。同図より実機ラックの固有振動数領域においては、固有振動数の増加に伴う減衰定数の変化はあまり見られず、さらに高振動数領域（20Hz以上）においては、固有振動数の増加に伴い減衰定数が低下する傾向が見られる。



(1) 壁支持型, キャン型

(2) 自立型, キャン型

第9-12図 類似構造物における減衰定数と振動数の関係<sup>[2]</sup>

#### 参考文献

[1] 事例に学ぶ流体関連振動[第2版] 日本機械学会

[2] 原子力発電所耐震設計技術規程 JEAC4601-2008 日本電気協会より引用（一部加筆）

21. 燃料取替床ブローアウトパネル閉止装置の耐震性について

## 目次

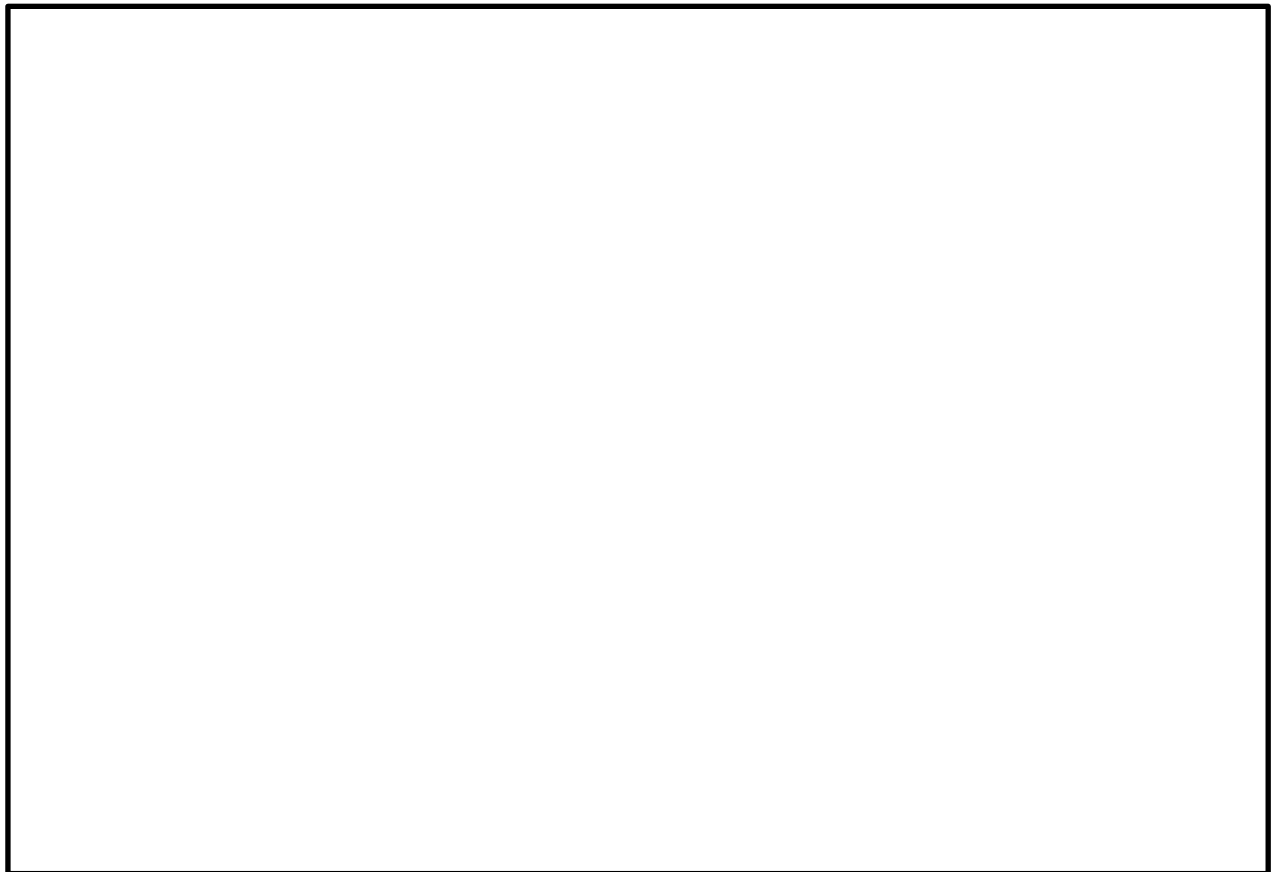
1. 概要	1
2. オペフロ BOP 閉止装置の構造	1
3. 評価部位	2
3.1 考慮する荷重	2
3.2 荷重伝達経路	3
3.2.1 地震荷重	3
3.2.2 圧力荷重及び機械的荷重	6
3.3 評価部位	6
3.3.1 扉、支持部材及び駆動部（主要部材）の考慮する荷重方向	6
3.3.2 応力評価部位	6
4. 評価条件	9
4.1 荷重の組合せ及び許容値	9
4.1.1 扉及び支持部材	9
4.1.2 駆動部	10
4.2 設計条件	11
4.2.1 温度条件	11
4.2.2 死荷重	11
4.2.3 圧力荷重	11
4.2.4 地震荷重	11
4.2.5 チェーン張力	12
4.3 各評価部位の許容応力	13
5. 評価	15
5.1 オペフロ BOP 閉止装置の固有周期の計算方法	15
5.1.1 計算モデル	15
5.1.2 固有周期の算出結果	16
5.2 応力計算方法	17
5.2.1 扉の応力計算	17
5.2.2 面外方向支持部材の応力計算	22
5.2.3 面内方向支持部材の応力計算	32
5.2.4 鉛直方向支持部材の応力計算	36
5.3 評価結果	42

## 1. 概要

本資料は、ブローアウトパネル関連設備のうち、燃料取替床ブローアウトパネル閉止装置（以下「オペフロ BOP 閉止装置」という。）の耐震評価手法について説明するものである。

## 2. オペフロ BOP 閉止装置の構造

オペフロ BOP 閉止装置は、燃料取替床ブローアウトパネル（以下「オペフロ BOP」という。）が開放された状態で炉心損傷した場合において、扉を電動機又は手動操作により動作させ、オペフロ BOP 開口部を閉止する装置である。図 2-1 にオペフロ BOP 閉止装置の構造を示す。オペフロ BOP 閉止装置は、装置上部に取り付けられた電動機により作動する。電動機からの駆動力は減速機を介し出力軸に伝えられ、扉に取り付けられたチェーンを送ることで扉を水平方向に移動させる。また、扉開状態及び扉閉状態では、門により扉の面内方向への移動を防止する。



- |           |           |             |
|-----------|-----------|-------------|
| ① 扉       | ②扉枠       | ③面外方向支持部材   |
| ・内梁       | ・扉枠       | ・ガイドレール     |
| ・外梁       |           | ・ガイドローラ     |
| ・中央梁      |           | ・側面プッシュローラ  |
| ・面板       |           | ・上下面プッシュローラ |
|           |           | ・テーパブロック    |
| ④面内方向支持部材 | ⑤鉛直方向支持部材 | ⑥駆動部        |
| ・門        | ・ハンガーレール  | ・チェーン       |
|           | ・ハンガーローラ  | ・電動機        |
|           | ・吊具       |             |

図 2-1 オペフロ BOP 閉止装置の構造

### 3. 評価部位

評価部位は、荷重の伝達経路を考慮して選定する。以下に考慮する荷重、荷重伝達経路及び評価部位を示す。

#### 3.1 考慮する荷重

オペフロ BOP 閉止装置は、V-1-1-3-1-1「発電用原子炉施設に対する自然現象等による損傷の防止に関する基本方針」及びV-1-1-7-別添 4「ブローアウトパネル関連設備の設計方針」に基づき、表 3-1 に示す荷重を考慮する。

表 3-1 オペフロ BOP 閉止装置に考慮する荷重

状態	死荷重	差圧	S s 地震	風（台風）	竜巻		津波	火山の 影響	積雪
					風 (92 m/s)	飛来物			
扉開	○	—	○	—	—	—	—	—	—
扉閉	○	○	○	—	—	—	—	—	—

### 3.2 荷重伝達経路

#### 3.2.1 地震荷重

オペフロ BOP 閉止装置が扉開及び扉閉それぞれの状態で、地震荷重が作用した場合の各方向の荷重伝達経路を以下に示す。

##### (1) 面外方向

地震動が作用した場合の面外方向の荷重は、ガイドローラを介してガイドレールに、またテーパブロックを介してプッシュローラに伝達される。面外方向の荷重伝達経路を図 3-1 に示す。扉開及び扉閉状態ともに面外方向の荷重伝達経路は以下に示すとおりである。

- 1) 地震動により扉に面外方向の慣性力が作用する。
- 2) 扉を支持するガイドローラやテーパブロックに扉慣性力が作用する。
- 3) 扉、ガイドローラ及びテーパブロックを支持するガイドレール及びプッシュローラに扉慣性力が作用する。

以上から面外方向の地震動に対しては、扉慣性力を支持する部位のうち、ガイドレール、ガイドローラ、プッシュローラ及びテーパブロックが主要な荷重伝達経路になる。

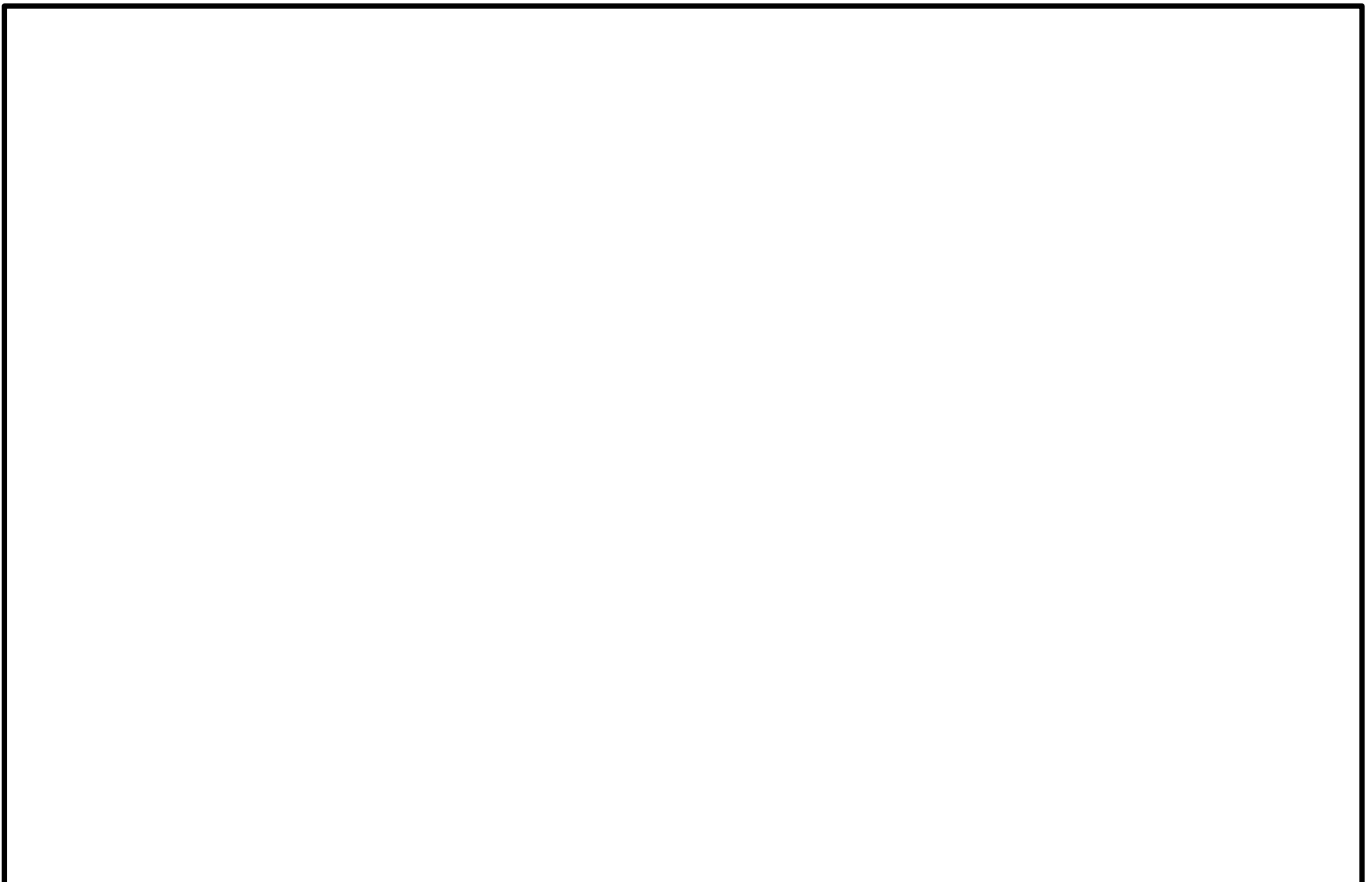


図 3-1 面外方向の荷重伝達経路



(2) 面内方向

地震動が作用した場合の面内方向の荷重は、門受板（扉側）から門ピンを介して門受板（枠側）に伝達される。面内方向の荷重伝達経路を図 3-2 に示す。扉開及び扉閉状態ともに面内方向の荷重伝達経路は以下に示すとおりである。

- 1) 地震動により扉に面内方向の慣性力が作用する。
- 2) 扉を支持する門に扉慣性力が作用する。

以上から、面内方向の地震動に対しては、扉慣性力を支持する部位のうち、面内方向に扉を支持する門受板（扉側）、門ピン及び門受板（枠側）が主要な荷重伝達経路となる。

また、門部には面内方向に最大で  mm のギャップがあり、扉が移動しチェーンの伸びによる張力が駆動部に作用するため、駆動部についてはチェーン張力を用いた評価を実施する。

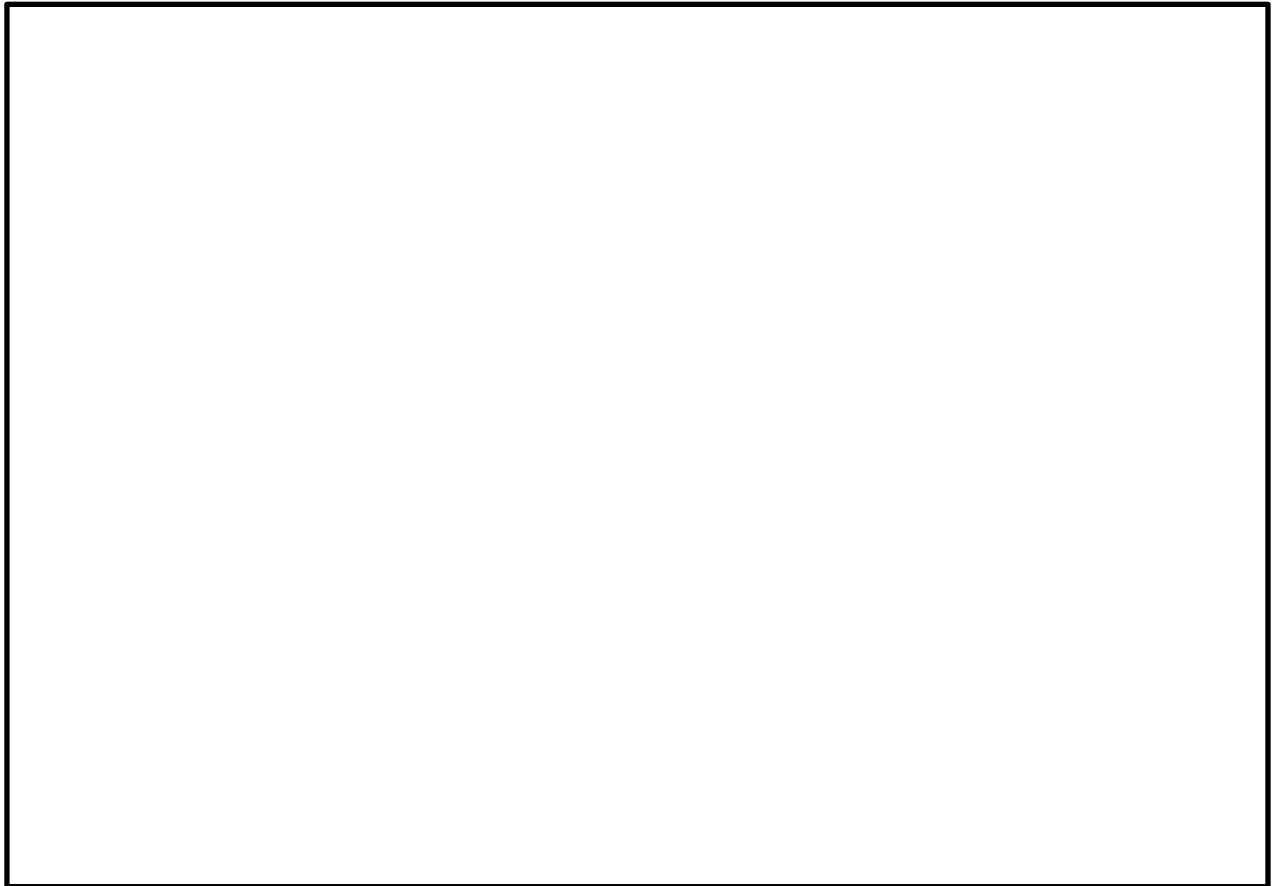


図 3-2 面内方向の荷重伝達経路

(3) 鉛直方向

地震動が作用した場合の鉛直方向の荷重は、吊具及びハンガーローラを介してハンガーレールに伝達される。鉛直方向の荷重伝達経路を図 3-3 に示す。扉開及び扉閉状態ともに鉛直方向の荷重伝達経路は以下に示すとおりである。

- 1) 地震動により扉に鉛直方向の慣性力が作用する。
- 2) 扉を支持する吊具に扉慣性力が作用する。
- 3) 扉及び吊具を支持するハンガーレール及びハンガーローラに扉慣性力が作用する。

以上から、鉛直方向の地震動に対しては、扉慣性力を支持する部位のうち、ハンガーレール、ハンガーローラ及び吊具が主要な荷重伝達経路となる。

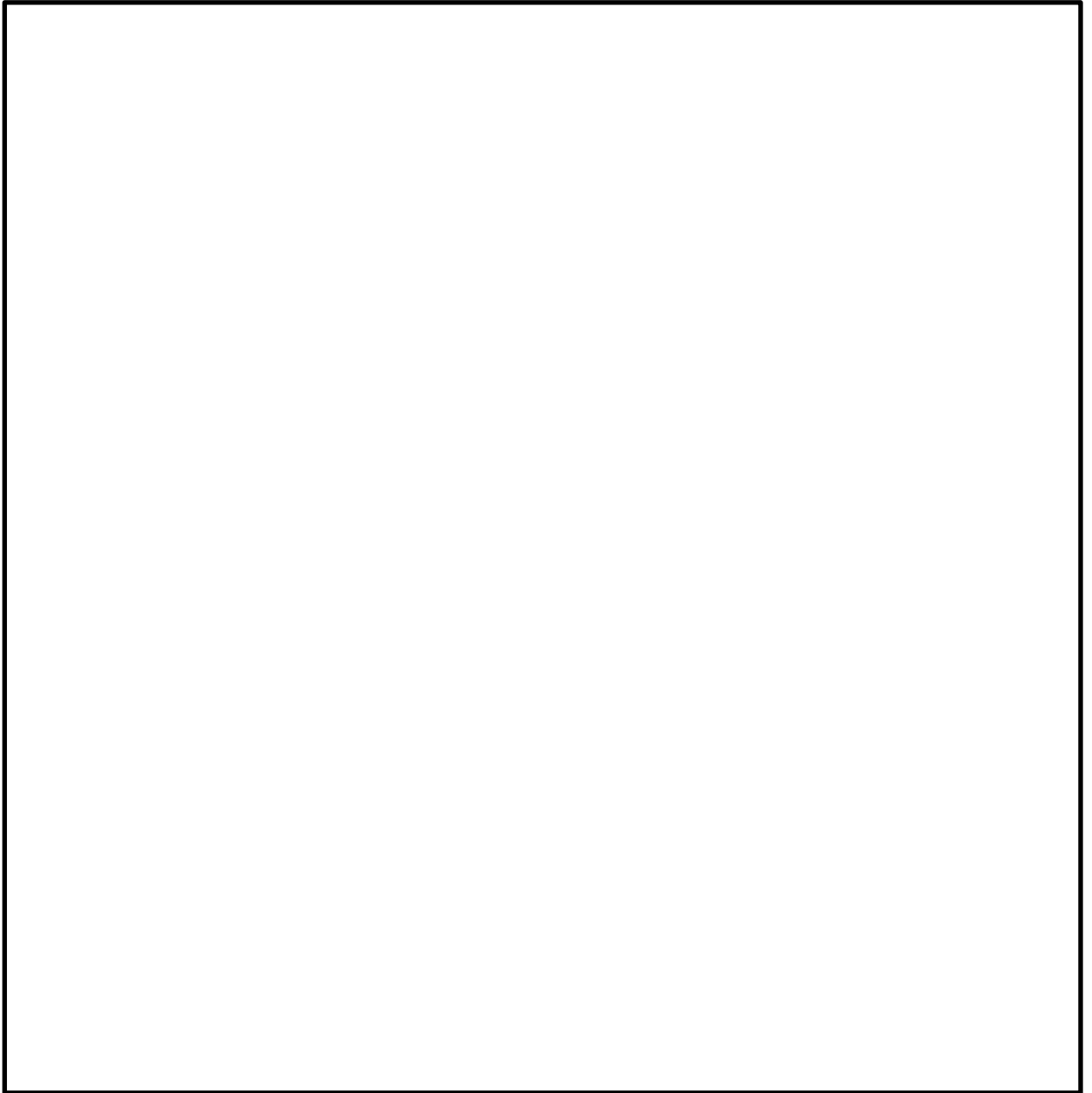


図 3-3 鉛直方向の荷重伝達経路

### 3.2.2 圧力荷重及び機械的荷重

圧力荷重は扉面外方向に分布荷重として作用するため、地震荷重が面外方向に作用した場合と同様の荷重伝達経路である。またオペフロ BOP 閉止装置は、地震荷重と機械的荷重（風荷重）を組合せないために、機械的荷重は考慮しない。

### 3.3 評価部位

#### 3.3.1 扉，支持部材及び駆動部（主要部材）の考慮する荷重方向

3.2 項に示す地震荷重の作用方向の荷重伝達経路から、扉，扉を支持する支持部材及び駆動部の主要部材に対して、評価する状態及び強度評価で考慮する荷重方向を表 3-2 に示す。

表 3-2 扉，支持部材及び駆動部の考慮する荷重方向

No.	主要部材		状態		考慮する荷重方向			
			扉開	扉閉	面外	面内	鉛直	
1	扉	梁	○	○	○	○	○	
		板	○	○	○	○	○	
2	支持部材	面外方向	ガイドレール	○	—	○	—	—
3			ガイドローラ	○	—	○	—	—
4			側面プッシュローラ	○	○	○	—	—
5			上下面プッシュローラ	—	○	○	—	—
6			テーパブロック	—	○	○	—	—
7			面内方向	門	○	○	—	○
8		鉛直方向	ハンガーレール	○	○	—	—	○
9			ハンガーローラ	○	○	—	—	○
10			吊具	○	○	—	—	○
11		駆動部	面内方向	チェーン	○	○	—	○

#### 3.3.2 応力評価部位

応力評価部位は、表 3-2 に示す主要部材のうち、構造強度評価上厳しい箇所とする。評価部位をまとめたものを表 3-3 に示す。評価部位を示したオペフロ BOP 閉止装置構造の全体図を図 3-4 に示す。支持部材の評価部位は 3.2 項で記載した荷重伝達経路に基づいて選定を行う。駆動部については、加振試験で機能維持の確認を行っており、構造強度評価上厳しいチェーンの強度評価を実施する。

表 3-3 評価を実施する部位

No.	評価部位			応力評価箇所	備考*
1	扉			外梁	①
				内梁	
				中央梁	
				面板	②
2	支持部材	面外方向	ガイドレール	ガイドレール	③
3			ガイドローラ	ピン	④
4			側面プッシュローラ	ピン	⑤
				ブラケット	⑥
5			上下面プッシュローラ	ピン	⑦
6			テーパブロック	取付ボルト	⑧
7		面内方向	門	ピン	⑨
				受板（扉側）	⑩
				受板（枠側）	⑪
8		鉛直方向	ハンガーレール	ハンガーレール	⑫
9	ハンガーローラ		ローラ軸	⑬	
10	吊具		ブラケット	⑭	
11	駆動部	面内方向	チェーン	チェーン	⑮

注記 \* : 備考欄に記載の数値は、図 3-4 中の番号を示す。

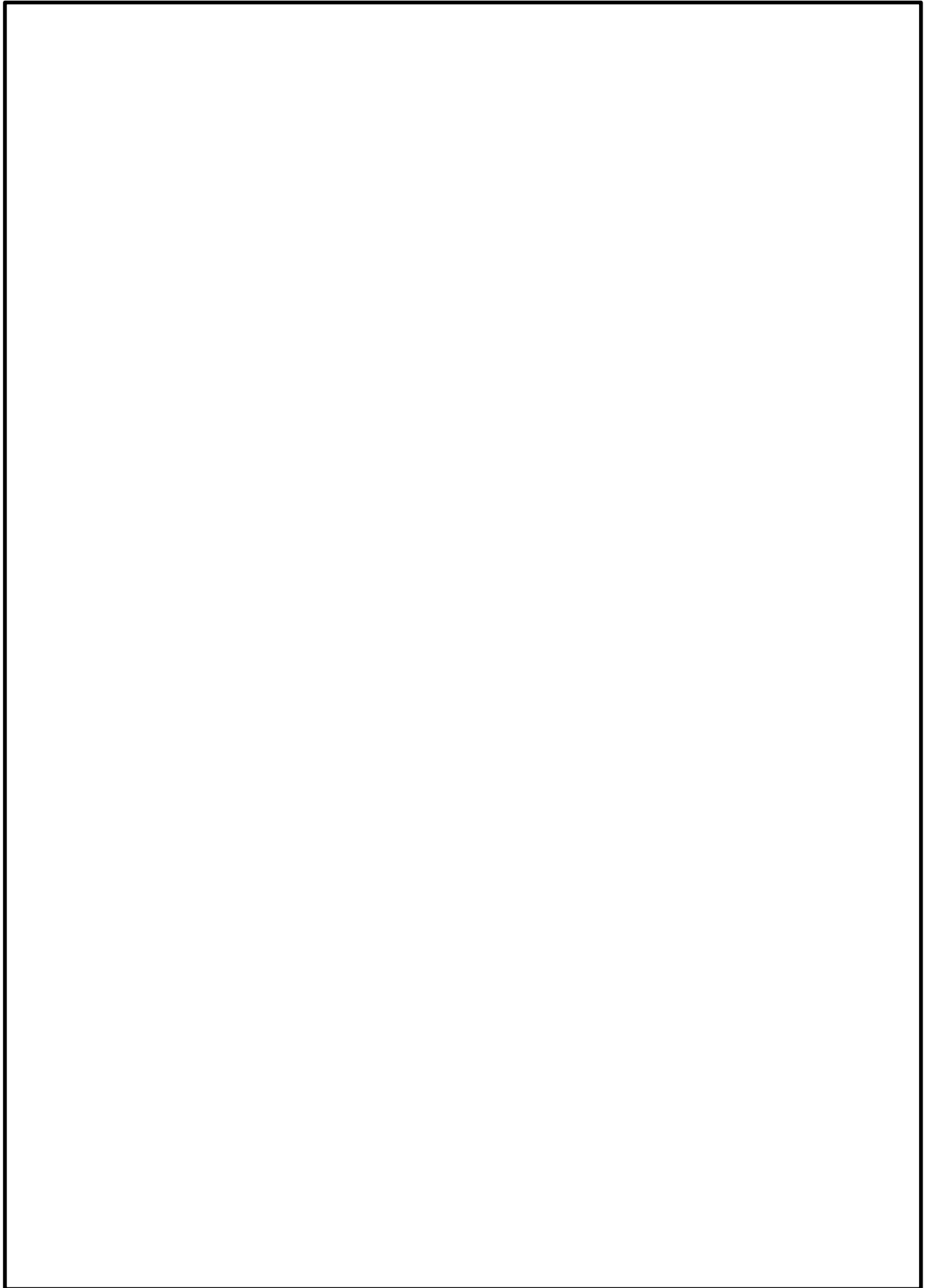


図 3-4 オペフロ BOP 閉止装置構造の全体図

#### 4. 評価条件

##### 4.1 荷重の組合せ及び許容値

各部位の許容値の考え方を以下に示す。オペフロ BOP 閉止装置に作用する荷重は、死荷重、地震荷重、圧力荷重が主であることから、一次応力について評価を実施する。

##### 4.1.1 扉及び支持部材

オペフロ BOP 閉止装置のうち、扉及び支持部材は、重大事故等対処施設（耐震クラス：一）として、「その他の支持構造物」の許容応力を適用する。耐震評価のための荷重の組合せ及び許容応力は、V-2-1-9「機能維持の基本方針」に基づき、表 4-1 に示すとおりとする。

表 4-1 オペフロ BOP 閉止装置の荷重の組合せ及び許容応力（扉及び支持部材）

状態	荷重の組合せ	許容応力 状態	許容限界 (ボルト等以外)			許容限界 (ボルト等)
			引張	せん断	組合せ	せん断
扉開	D + P <sub>D</sub> + M <sub>D</sub> + S <sub>s</sub>	Ⅲ <sub>A</sub> S <sup>*1</sup>	1.5・f <sub>t</sub>	1.5・f <sub>s</sub>	1.5・f <sub>t</sub>	—
		Ⅳ <sub>A</sub> S	1.5・f <sub>t</sub> <sup>*</sup>	1.5・f <sub>s</sub> <sup>*</sup>	1.5・f <sub>t</sub> <sup>*</sup>	—
扉閉	D + P <sub>SAD</sub> + M <sub>SAD</sub> + S <sub>s</sub>	Ⅲ <sub>A</sub> S <sup>*1</sup>	1.5・f <sub>t</sub>	1.5・f <sub>s</sub>	1.5・f <sub>t</sub>	—
		V <sub>A</sub> S	1.5・f <sub>t</sub> <sup>*</sup>	1.5・f <sub>s</sub> <sup>*</sup>	1.5・f <sub>t</sub> <sup>*</sup>	1.5・f <sub>s</sub> <sup>*</sup>

注：

D : 死荷重

P<sub>D</sub> : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲ及び地震従属事象として運転状態Ⅳに包絡する状態がある場合にはこれを含む。）又は当該設備に設計上定められた最高使用圧力による荷重（オペフロ BOP 閉止装置では開状態において圧力荷重は作用しないため考慮しない）

M<sub>D</sub> : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲ及び地震従属事象として運転状態Ⅳに包絡する状態がある場合にはこれを含む。）又は当該設備に設計上定められた機械的荷重（オペフロ BOP 閉止装置では考慮しない）

S<sub>s</sub> : 基準地震動 S<sub>s</sub> により定まる地震力

P<sub>SAD</sub> : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）における運転状態等を考慮して当該設備に設計上定められた設計圧力による荷重（オペフロ BOP 閉止装置では建屋内外差圧とする）

M<sub>SAD</sub> : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）における運転状態等を考慮して当該設備に設計上定められた機械的荷重（オペフロ BOP 閉止装置では考慮しない）

Ⅲ<sub>A</sub>S : 発電用原子力設備規格（設計・建設規格（2005年版（2007年追補版含む。）））J S ME S NC 1-2005/2007（日本機械学会 2007年9月）（以下「設計・建設規

格」という。)の供用状態C相当の許容応力を基準として、それに地震により生じる  
 応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態

IV<sub>A</sub>S : 設計・建設規格の供用状態D相当の許容応力を基準として、それに地震により生じる  
 応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態

V<sub>A</sub>S : 運転状態V相当の応力評価を行う許容応力状態を基本として、それに地震により生じ  
 る応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態

$f_t$  : 許容応力状態III<sub>A</sub>Sでの許容引張応力

$f_s$  : 許容応力状態III<sub>A</sub>Sでの許容せん断応力

$f_t^*$  : 許容応力状態IV<sub>A</sub>S及びV<sub>A</sub>Sでの許容引張応力

$f_s^*$  : 許容応力状態IV<sub>A</sub>S及びV<sub>A</sub>Sでの許容せん断応力

注記 \*1 : 門ピン等の扉の作動性に関わる部位は、地震後も機能維持する設計とすることから、  
 III<sub>A</sub>Sの許容限界を用いる。

#### 4.1.2 駆動部

チェーンについては、設計・建設規格 SSB-3200の規定を準用し、チェーンの引張試験(□本分)から得られた破断荷重の0.6倍を許容荷重として作用荷重と比較し評価する。  
 表4-2に駆動部の荷重の組合せ及び許容荷重を示す。

表4-2 オペフロ BOP 閉止装置の荷重の組合せ及び許容荷重 (駆動部)

状態	荷重の組合せ	許容荷重
扉開	チェーン張力	チェーン : 0.6×破断荷重
扉閉		

## 4.2 設計条件

### 4.2.1 温度条件

評価する際の温度条件（許容値算出条件）は以下とする。

扉開状態：50 °C

扉閉状態：100 °C

### 4.2.2 死荷重

死荷重（D）として考慮する扉の単体質量（m）は  kg，吊具等の質量を含めた支持部材の評価に考慮する扉の質量（m<sub>d</sub>）は  kg である。

### 4.2.3 圧力荷重

扉閉状態において，非常用ガス処理系による原子炉建屋内外最大差圧である  Pa（負圧）を圧力荷重（P<sub>SAD</sub>）として考慮する。

### 4.2.4 地震荷重

地震荷重（基準地震動 S<sub>s</sub>）は，V-2-1-9「機能維持の基本方針」のうち「2. 機能維持の確認に用いる設計用地震力」に基づく設計用地震力によりオペフロ BOP 閉止装置に作用する震度を用いて算定する。地震荷重の算出の際に考慮する質量は「4.2.2 死荷重」で示す数値と同一のものを使用する。

#### (1) 固有周期

固有周期の計算結果を表 4-3 に示す。固有周期の計算方法は「5.1 オペフロ BOP 閉止装置の固有周期の計算方法」に示す。

表 4-3 固有周期

(単位：s)

固有周期	面内方向	面外方向		鉛直方向
		扉開状態	扉閉状態	
	0.05 以下	0.072	0.072	0.05 以下

#### (2) 評価用震度

下記の評価用震度を適用する。

- ・面内方向及び鉛直方向  
1.2ZPA を評価用震度とする。
- ・面外方向

表 4-3 に示すように，扉開及び扉閉状態において固有周期が 0.05s 以上に存在するため，設計用床応答曲線（S<sub>s</sub>）及び固有周期から評価用震度を設定する。



上記により設定した評価用震度を表 4-4 に示す。

表 4-4 評価用震度（設計震度）

機器名称	据付場所及び 床面高さ (m)	地震力	水平方向設計震度		鉛直方向 設計震度*3
			面外方向*2	面内方向*3	
オペフロ BOP 閉止装置	原子炉建屋 T. M. S. L. <input type="text"/> *1	S s	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>

注記 \*1：基準床レベルを示す。

\*2：基準地震動 S s に基づく設計用床応答曲線から得られる値

\*3：オペフロ BOP 閉止装置設置位置上部の基準床レベルでの 1.2ZPA

#### 4.2.5 チェーン張力

評価に使用するチェーンが、門部の最大ギャップである  mm 分伸びる場合の張力  kN は、図 4-1 に示すように、チェーン引張試験（チェーン端部から出力軸スプロケットまでの  リンク分）での最大値であり、加振試験でのチェーン張力を上回るものである。

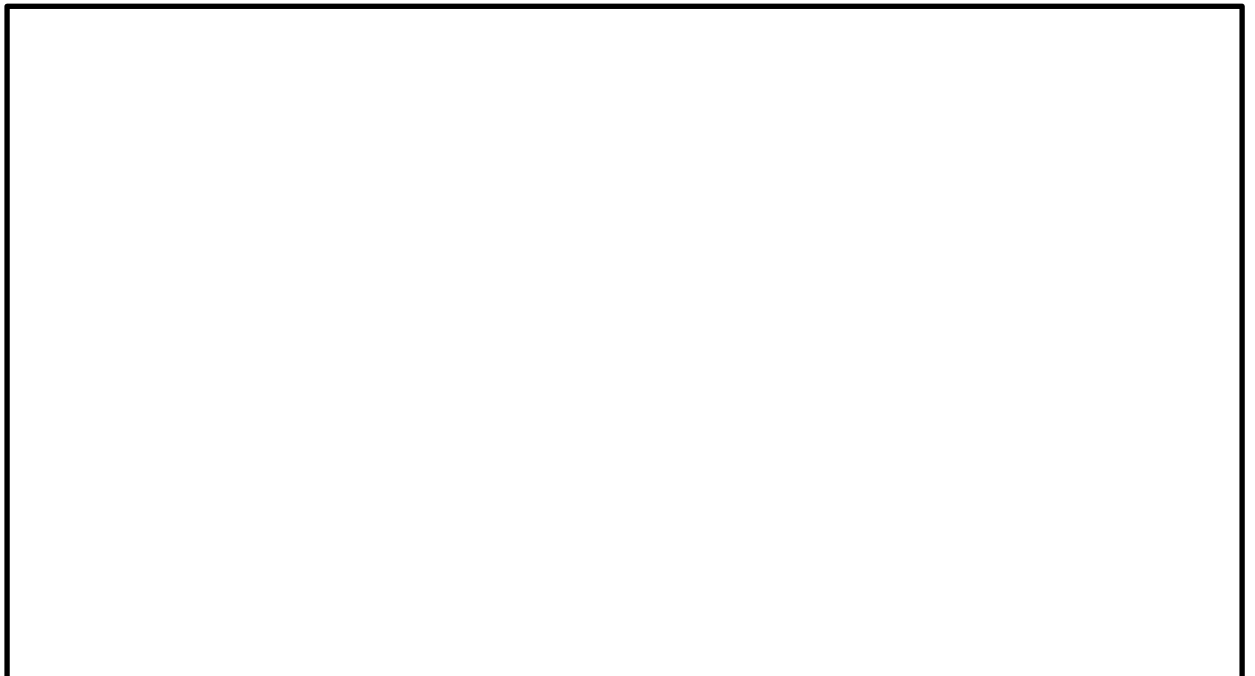


図 4-1 チェーン引張試験結果

#### 4.3 各評価部位の許容応力

各評価部位の許容応力は、各部位の材料及び設計・建設規格 付録材料図表 Part 5 に規定される各温度の設計降伏点 ( $S_y$ ) 及び設計引張強さ ( $S_u$ ) から設定する。材料及び許容応力を表 4-5 に示す。駆動部についてはチェーンの許容荷重を用いて評価する。チェーンの許容荷重を表 4-6 に示す。

表 4-5(1) 扉の許容応力

評価部位	材料	温度 (°C)	許容 応力 状態	$S_y$ (MPa)	$S_u$ (MPa)	$S_y$ (RT) (MPa)	許容限界	
							$1.5 f_t^*$ (MPa)	$1.5 f_s^*$ (MPa)
外梁	□	50	$IV_A S$	□	□	□	□	□
		100	$V_A S$	□	□	□	□	□
内梁	□	50	$IV_A S$	□	□	□	□	□
		100	$V_A S$	□	□	□	□	□
中央梁	□	50	$IV_A S$	□	□	□	□	□
		100	$V_A S$	□	□	□	□	□
面板	□	50	$IV_A S$	□	□	□	□	□
		100	$V_A S$	□	□	□	□	□

表 4-5(2) 面外方向支持部材の許容応力

評価部位	材料	温度 (°C)	許容 応力 状態	$S_y$ (MPa)	$S_u$ (MPa)	$S_y$ (RT) (MPa)	許容限界	
							$1.5 f_t^*$ (MPa)	$1.5 f_s^*$ (MPa)
ガイドレール	□	50	$IV_A S$	□	□	□	□	□
ガイドローラピン	□	50	$IV_A S$	□	□	□	□	□
側面プッシュ ローラピン	□	50	$IV_A S$	□	□	□	□	□
		100	$V_A S$	□	□	□	□	□
側面プッシュ ローラブラケット	□	50	$IV_A S$	□	□	□	□	□
		100	$V_A S$	□	□	□	□	□
上下面プッシュ ローラピン	□	100	$V_A S$	□	□	□	□	□
テーパブロック 取付ボルト	□	100	$V_A S$	□	□	□	□	□

表 4-5(3) 面内方向支持部材の許容応力

評価部位	材料	温度 (°C)	許容 応力 状態	S <sub>y</sub> (MPa)	S <sub>u</sub> (MPa)	S <sub>y</sub> (RT) (MPa)	許容限界	
							1.5 f <sub>t</sub> (MPa)	1.5 f <sub>s</sub> (MPa)
門ピン	□	50	III <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□
		100		□	□	□	□	□
門受板 (扉側)	□	50	III <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□
		100		□	□	□	□	□
門受板 (枠側)	□	50	III <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□
		100		□	□	□	□	□

表 4-5(4) 鉛直方向支持部材の許容応力

評価部位	材料	温度 (°C)	許容 応力 状態	S <sub>y</sub> (MPa)	S <sub>u</sub> (MPa)	S <sub>y</sub> (RT) (MPa)	許容限界	
							1.5 f <sub>t</sub> (MPa)	1.5 f <sub>s</sub> (MPa)
ハンガーレール	□	50	IV <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□
		100	V <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□
ハンガーローラ ローラ軸	□	50	IV <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□
		100	V <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□
吊具ブラケット	□	50	IV <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□
		100	V <sub>A</sub> S	□	□	□	□	□

表 4-6 駆動部の許容荷重

評価部位	温度 (°C)	許容荷重
		0.6 T <sub>L</sub> * (kN)
チェーン	50	□

注記 \* : 設計・建設規格 SSB-3200 の規定を準用し, チェーン□本の最小破断荷重の  
0.6 倍とする。

## 5. 評価

### 5.1 オペフロ BOP 閉止装置の固有周期の計算方法

#### 5.1.1 計算モデル

固有周期は、解析コード「MSC NASTRAN」を使用し、有限要素法（FEM）解析により図 5-1 に示す解析モデルにて算出する。解析モデルの概要を以下に示す。

- (1) 扉を構成する部材のうち、外梁、内梁、中央梁及び補強板をはり要素で、面板をシェル要素でモデル化した有限要素法モデルによって固有周期を求める。
- (2) 拘束条件は、吊具、門及びローラ部の並進方向拘束とする。
- (3) 質量は、扉を構成する部材の質量を考慮する。
- (4) 解析に使用した機器諸元を表 5-1 に示す。

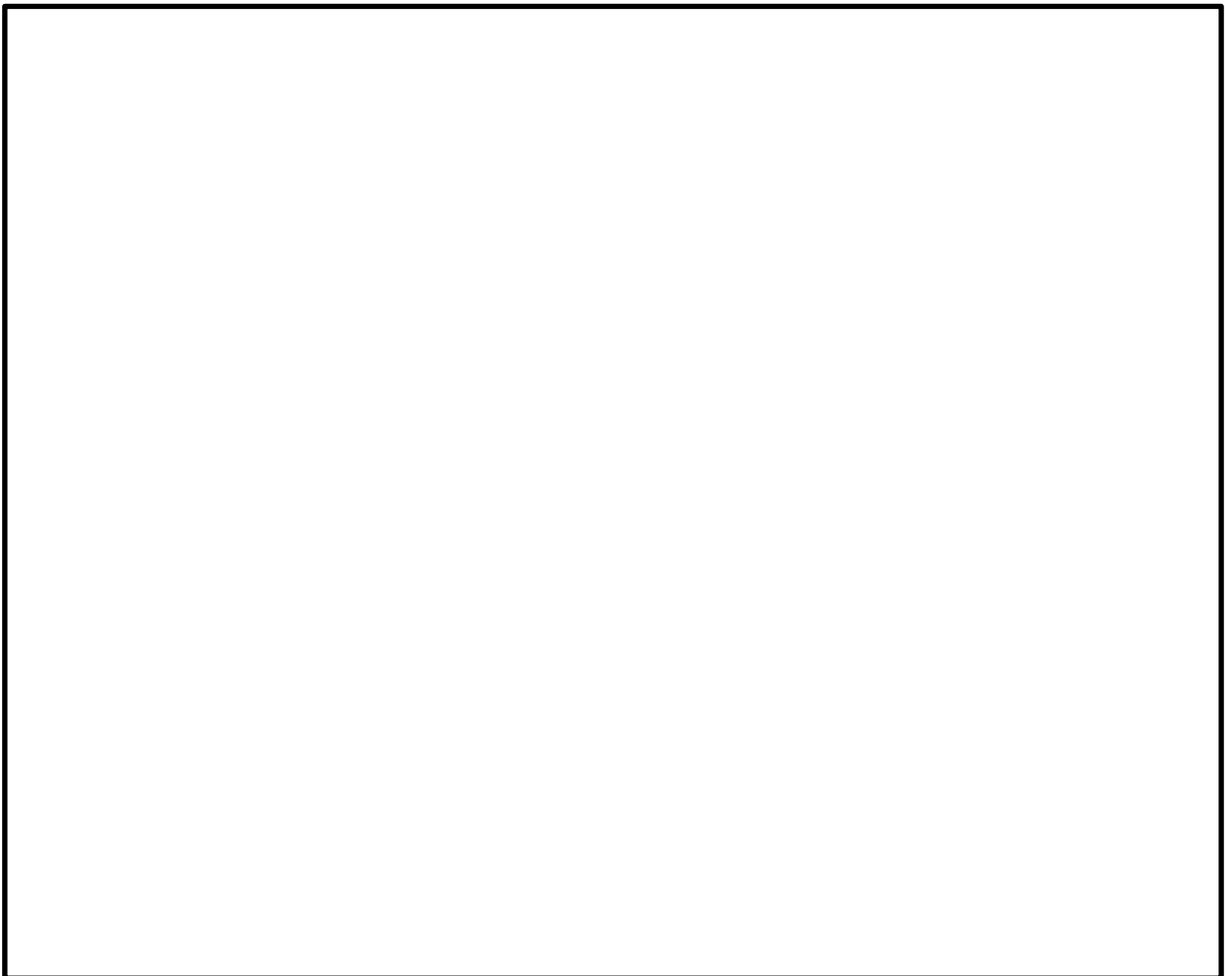


図 5-1 解析モデル

表 5-1 計算モデルの機器諸元

項目		記号	単位	入力値
材料		—	—	<input type="text"/>
質量		m	kg	<input type="text"/>
温度条件	扉開状態	T	℃	50
	扉閉状態			100
縦弾性係数	扉開状態	E	MPa	<input type="text"/>
	扉閉状態			<input type="text"/>
ポアソン比		$\nu$	—	<input type="text"/>
要素数		—	個	<input type="text"/>
節点数		—	個	<input type="text"/>

5.1.2 固有周期の算出結果

扉開状態の固有値解析結果を表 5-2 に示す。また扉閉状態での固有値解析結果を表 5-3 に示す。振動モード図（1 次モードのみ）を図 5-2 に示す。

表 5-2 扉開状態の固有値解析結果

モード	固有周期 (s)	卓越方向	刺激係数		
			面外方向	面内方向	鉛直方向
1 次	0.072	面外	-1.144	0.000	0.000
2 次	0.047	面外	—	—	—

表 5-3 扉閉状態の固有値解析結果

モード	固有周期 (s)	卓越方向	刺激係数		
			面外方向	面内方向	鉛直方向
1 次	0.072	面外	1.161	0.000	0.000
2 次	0.046	面外	—	—	—

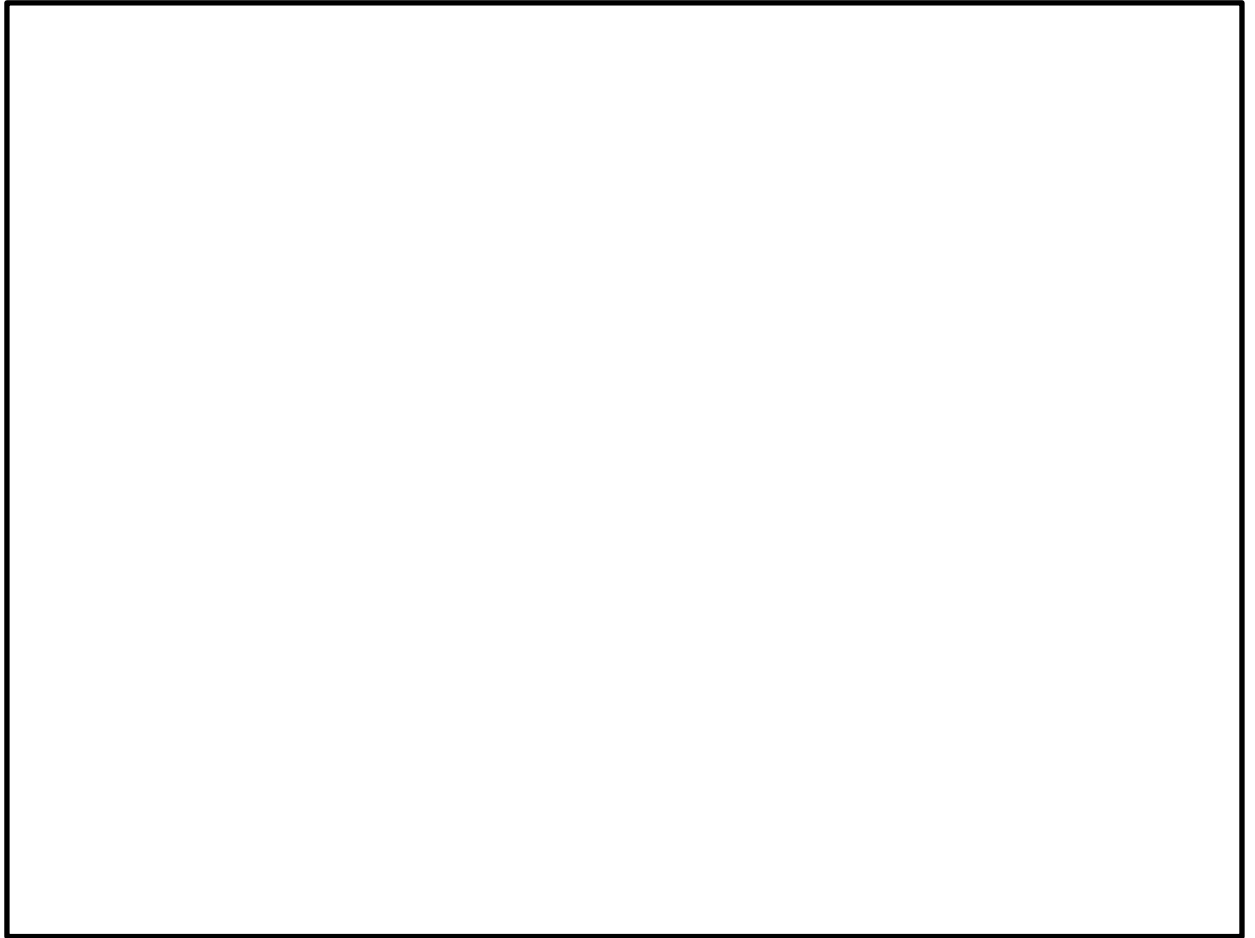


図 5-2 振動モード図 (1 次)

## 5.2 応力計算方法

3.3 項で述べた評価部位に対し、それぞれ有限要素法等により、扉開状態と扉閉状態それぞれの荷重条件における応力を算出する。ここで、後述する応力計算の詳細においては、扉開状態と扉閉状態で条件が同じものについては統一することとし、扉開状態もしくは扉閉状態のみで用いる条件については、その旨を述べることとする。

### 5.2.1 扉の応力計算

#### (1) 梁に作用する荷重

5.1.1 項に示した計算モデルに対し、以下の荷重を考慮し、モデル要素に発生する荷重を算出し、強度評価において組み合わせる。

- a. 地震荷重により生じる荷重は、扉に対して面外方向（水平）、面内方向（水平）及び鉛直方向それぞれについて算出する。各方向の地震荷重に対する変形図を図 5-3 に示す。
- b. 圧力荷重は、扉に対して面外方向に等分布に作用するものとし、評価は外梁 4 辺を面外方向に拘束し、単位圧力による荷重に対して実施する。圧力荷重による変形図を図 5-3 に示す。
- c. 死荷重は、扉に対して鉛直方向に作用するものとして、算出する。死荷重による変形

図は、鉛直方向の地震荷重と同等である。

上記 a. ～c. より算出した荷重を、以下の SRSS 法を用いて水平 2 方向及び鉛直方向地震荷重を組み合わせる。

$$\begin{aligned} (\text{合成荷重}) = & \sqrt{((\text{面外方向地震荷重})^2 + (\text{面内方向地震荷重})^2 + (\text{鉛直方向地震荷重})^2)} \\ & + (\text{圧力荷重}) + (\text{死荷重}) \end{aligned}$$

(2) 梁の応力計算

梁の応力は、FEM解析により算出した荷重から以下に示す式で算出する。荷重は、並進力  $F_x$ 、 $F_y$ 、 $F_z$ 、モーメント力  $M_x$ 、 $M_y$ 、 $M_z$  とする。ただし、添字  $x$ 、 $y$ 、 $z$  は要素に与えられた座標軸で、 $x$  軸は常に要素の長手方向にとる。

a. 応力成分

上記荷重による応力成分は次式となる。

$$\sigma_x = \frac{F_x}{A}, \quad \sigma_y = \frac{M_y}{Z_y}, \quad \sigma_z = \frac{M_z}{Z_z} \dots\dots\dots (5.2.1.1)$$

$$\tau_x = \frac{M_x}{Z_x}, \quad \tau_y = \frac{F_y}{A}, \quad \tau_z = \frac{F_z}{A} \dots\dots\dots (5.2.1.2)$$

ここで、

- A : 断面積
- $Z_x$  : ねじり断面係数
- $Z_y$  : 断面係数 (y 軸周り)
- $Z_z$  : 断面係数 (z 軸周り)

b. 引張応力

引張応力  $\sigma_t$  は次式となる。

$$\sigma_t = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \dots\dots\dots (5.2.1.3)$$

c. せん断応力

せん断応力  $\tau$  は次式となる。

$$\tau = \left. \begin{aligned} & \sqrt{(\tau_x + \tau_y)^2 + \tau_z^2} \\ & , \sqrt{\tau_y^2 + (\tau_x + \tau_z)^2} \end{aligned} \right\} \text{大きい方} \dots\dots\dots (5.2.1.4)$$

d. 組合せ応力

組合せ応力  $\sigma_c$  は次式となる。

$$\sigma_c = \sqrt{\sigma_t^2 + 3 \cdot \tau^2} \dots\dots\dots (5.2.1.5)$$

(3) 面板の応力

面板の応力は、各荷重（地震荷重及び圧力荷重）からFEM解析により算出した引張応力及びせん断応力を各々合計し、以下に示す式で組合せ応力を算出する。

a. 組合せ応力

組合せ応力は次式となる。

$$\sigma_c = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_x \cdot \sigma_y + 3 \cdot \tau_{xy}^2} \dots \dots \dots (5.2.1.6)$$

ここで、

$\sigma_x, \sigma_y$  : 面板面内に生じる互いに直交する引張応力

$\tau_{xy}$  : 面板面内に生じるせん断応力



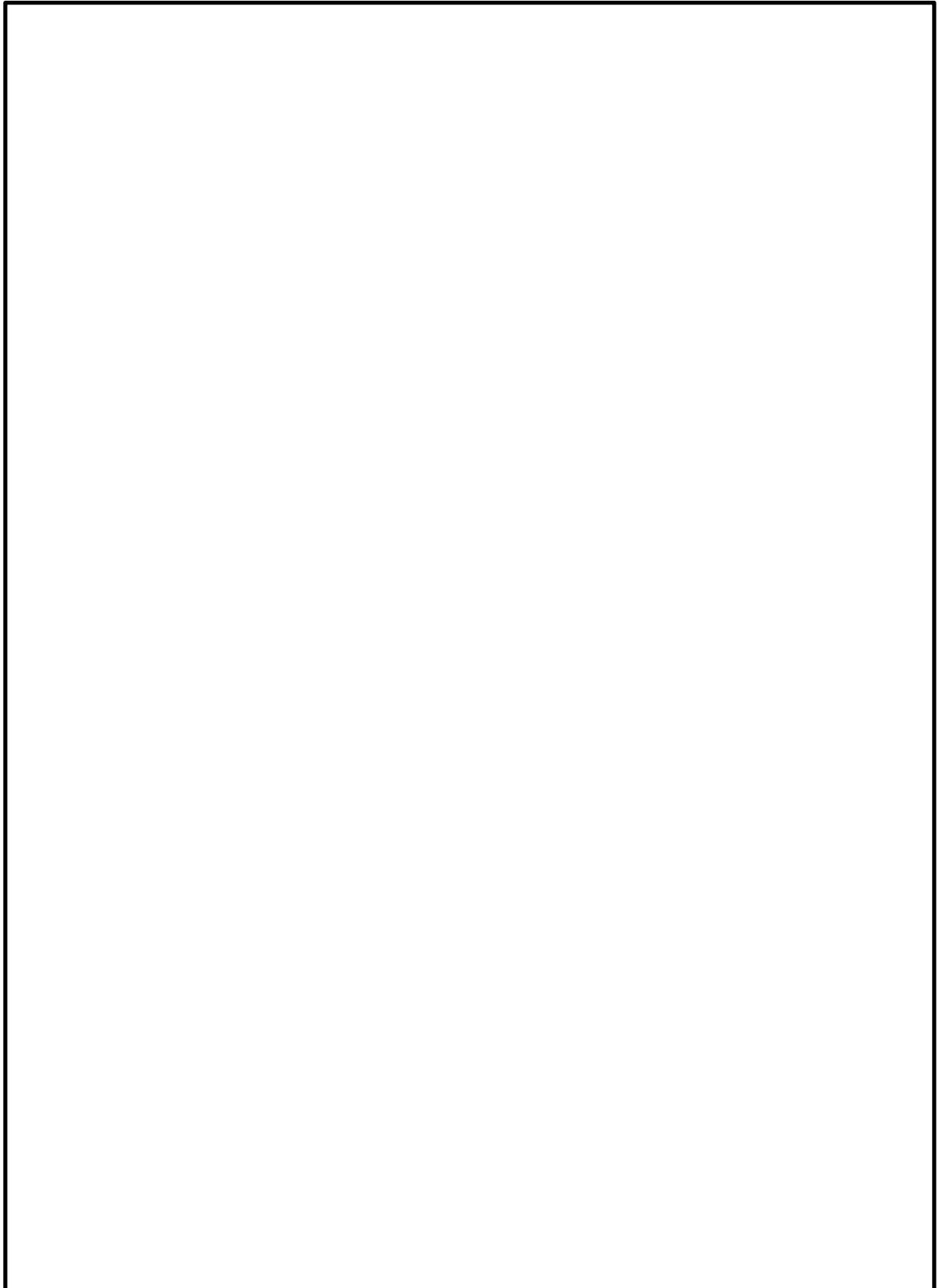


図 5-3(1/2) 各荷重による変形<扉開>

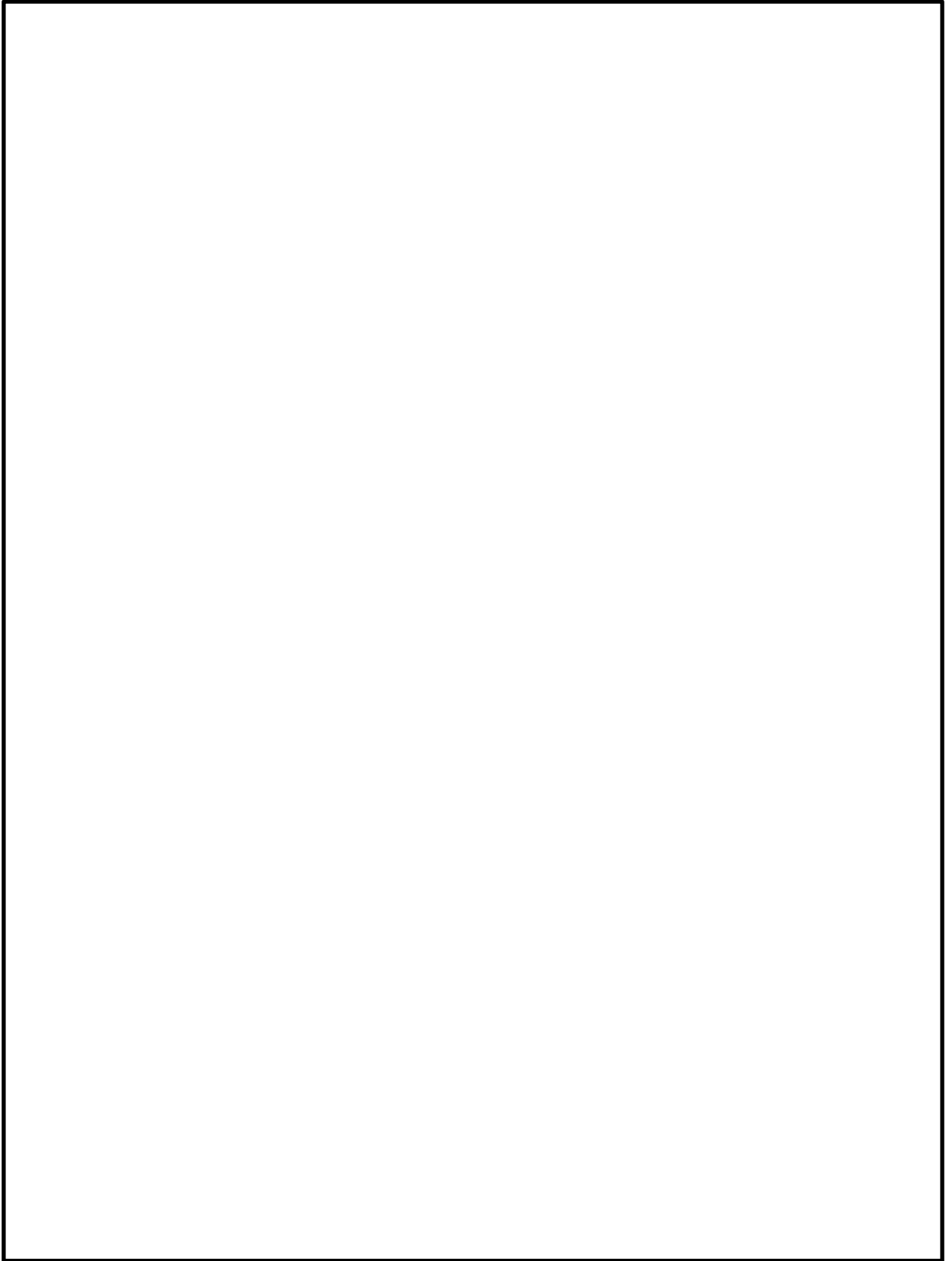


図 5-3(2/2) 各荷重による変形<扉閉>

### 5.2.2 面外方向支持部材の応力計算

面外方向の主要な荷重伝達経路であるガイドレール、ガイドローラ（ピン）、側面プッシュローラ（ピン、ブラケット）、上下面プッシュローラ（ピン）及びテーパブロック（取付ボルト）について応力評価を実施する。

#### (1) ガイドレール（扉開状態のみ）

##### a. 計算モデル

扉の面外方向地震荷重がガイドローラを介してガイドレールに集中荷重として作用する。集中荷重の作用箇所まわりに高い応力が生じると考えられるため、以下に示す計算モデルで評価する。

ガイドレールの計算モデルは図 5-4 に示すように、機械工学便覧 α3 材料力学 表 3・2 番号 1 の片持ち梁として計算する。ここで日本産業規格 JIS B 8821:2013 クレーン鋼構造部分の計算基準より、荷重は作用点から  度の方向内に均等に分布されると考え、荷重負荷範囲は荷重作用点から固定部までの距離（図 5-4 中の  $H_3$ ）の  倍  とした。

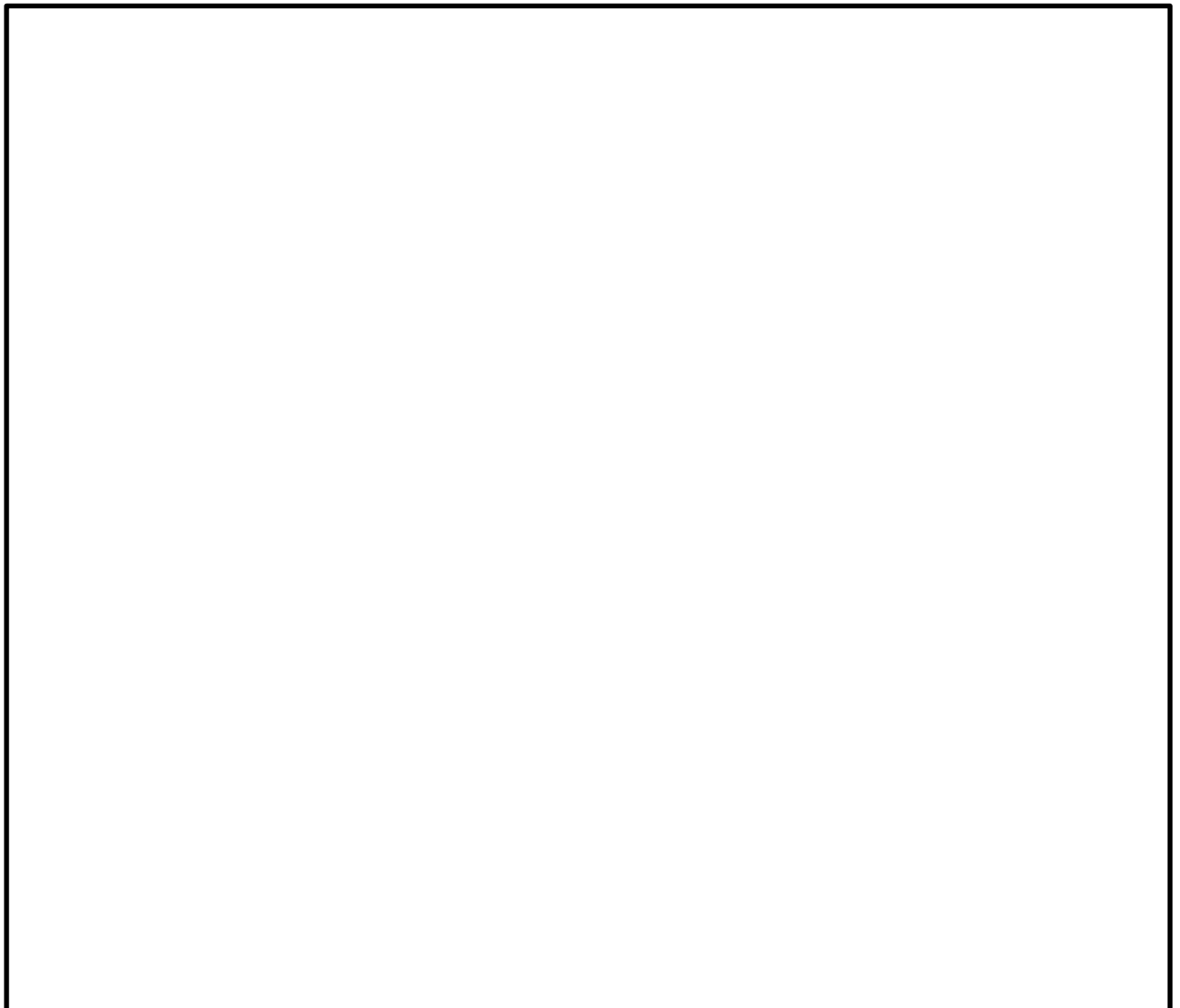


図 5-4 ガイドレール計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 面外方向設計震度による引張応力

面外方向設計震度により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_3 = W_{3h} \cdot H_3 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.1)$$

ここで、

$$W_{3h} : \text{地震荷重} = m_d \cdot g \cdot C_{h1} / n_3$$

$n_3$  : 扉の面外方向支持点の数

$m_d$  : 扉の質量

$C_{h1}$  : 面外方向の設計震度

面外方向設計震度により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_3 = M_3 / Z_3 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.2)$$

ここで、

$Z_3$  : ガイドレールの断面係数

(b) せん断応力

イ. 面外方向設計震度によるせん断応力

面外方向設計震度により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_3 = W_{3h} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.3)$$

面外方向設計震度により生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_3 = F_3 / A_3 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.4)$$

ここで、

$A_3$  : ガイドレールの断面積

(c) 組合せ応力

$$\sigma_{3c} = \sqrt{(\sigma_3^2 + 3 \cdot \tau_3^2)} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.5)$$

(2) ガイドローラピン (扉開状態のみ)

a. 計算モデル

ガイドレールに作用する面外方向荷重の反力がガイドローラピンに集中荷重として作用する。計算モデルは図 5-5 に示す片持ち梁として計算する。



図 5-5 ガイドローラピン計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 面外方向設計震度による引張応力

面外方向設計震度により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_4 = W_{4h} \cdot H_4 \dots\dots\dots (5.2.2.6)$$

ここで、

$$W_{4h} : \text{地震荷重} = m_d \cdot g \cdot C_{h1} / n_4$$

$n_4$  : 扉の面外方向支持点の数

$m_d$  : 扉の質量

$C_{h1}$  : 面外方向の設計震度

面外方向設計震度により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_4 = M_4 / Z_4 \dots\dots\dots (5.2.2.7)$$

ここで、

$Z_4$  : ガイドローラピンの断面係数

(b) せん断応力

イ. 面外方向設計震度によるせん断応力

面外方向設計震度により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_4 = W_{4h} \dots\dots\dots (5.2.2.8)$$

面外方向設計震度により生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_4 = F_4 / A_4 \dots\dots\dots (5.2.2.9)$$

ここで、

$A_4$  : ガイドローラピンの断面積

(c) 組合せ応力

$$\sigma_{4c} = \sqrt{(\sigma_4^2 + 3 \cdot \tau_4^2)} \dots\dots\dots (5.2.2.10)$$

(3) 側面プッシュローラピン

a. 計算モデル

扉の面外方向荷重が側面プッシュローラピンに集中荷重として作用する。計算モデルは図 5-6 に示す集中荷重を受ける両端支持梁として計算する。

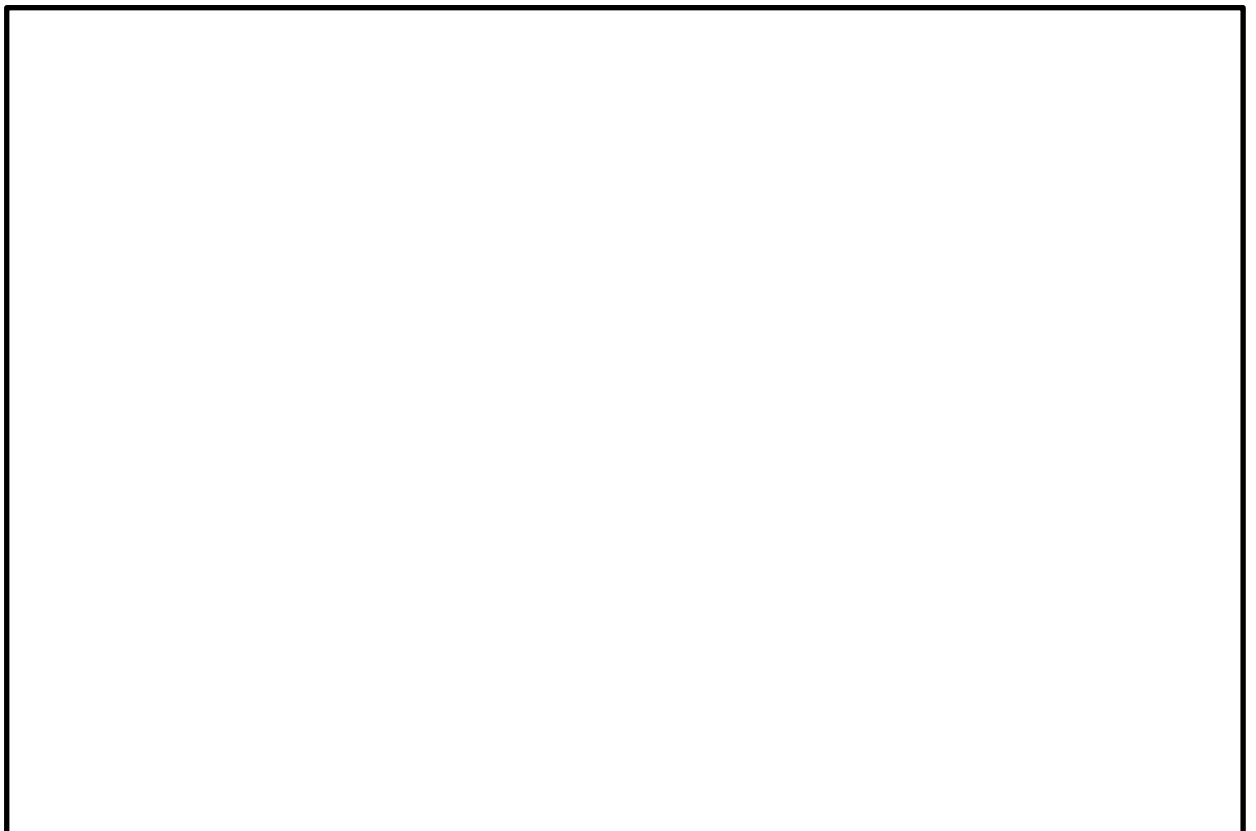


図 5-6 側面プッシュローラピン計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 面外方向設計震度による引張応力

面外方向設計震度により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_{5h} = W_{5h} \cdot H_5 / 4 \dots\dots\dots (5.2.2.11)$$

ここで、

$W_{5h}$  : 地震荷重 =  $m_d \cdot g \cdot C_{h1} / n_5$

$m_d$  : 扉の質量

$C_{h1}$  : 面外方向の設計震度

$n_5$  : 扉の面外方向支持点の数

面外方向設計震度により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{5h} = M_{5h} / Z_5 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.12)$$

ここで、

$Z_5$  : 側面プッシュローラピンの断面係数

- ロ. 面圧（扉開状態：考慮なし，扉閉状態：圧力荷重）による引張応力  
面圧により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_{5p} = W_{5p} \cdot H_5 / 4 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.13)$$

ここで、

$W_{5p}$  : 圧力荷重 =  $\Delta P \cdot A_p / n_5$

（ただし，扉開状態では作用しないため， $W_{5p} = 0$ ）

$\Delta P$  : 差圧

$A_p$  : 扉の受圧面積

面圧により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{5p} = M_{5p} / Z_5 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.14)$$

- ハ. 側面プッシュローラピンに生じる引張応力

$$\sigma_5 = \sigma_{5h} + \sigma_{5p} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.15)$$

(b) せん断応力

- イ. 面外方向設計震度によるせん断応力

面外方向設計震度により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{5h} = W_{5h} / 2 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.16)$$

面外方向設計震度により生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_{5h} = F_{5h} / A_5 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.17)$$

ここで、

$A_5$  : 側面プッシュローラピンの断面積

- ロ. 面圧（扉開状態：考慮なし，扉閉状態：圧力荷重）によるせん断応力  
面圧により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{5p} = W_{5p} / 2 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.18)$$

面圧により生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_{5p} = F_{5p} / A_5 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.19)$$

- ハ. 側面プッシュローラピンに生じるせん断応力

$$\tau_5 = \tau_{5h} + \tau_{5p} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.20)$$

(c) 組合せ応力

$$\sigma_{5c} = \sqrt{(\sigma_5^2 + 3 \cdot \tau_5^2)} \dots \dots \dots (5.2.2.21)$$

(4) 側面プッシュローラブラケット

a. 計算モデル

扉の面外方向荷重がプッシュローラブラケットに曲げモーメントと引張荷重として作用する。計算モデルは図5-7に示す片持ち梁として計算する。

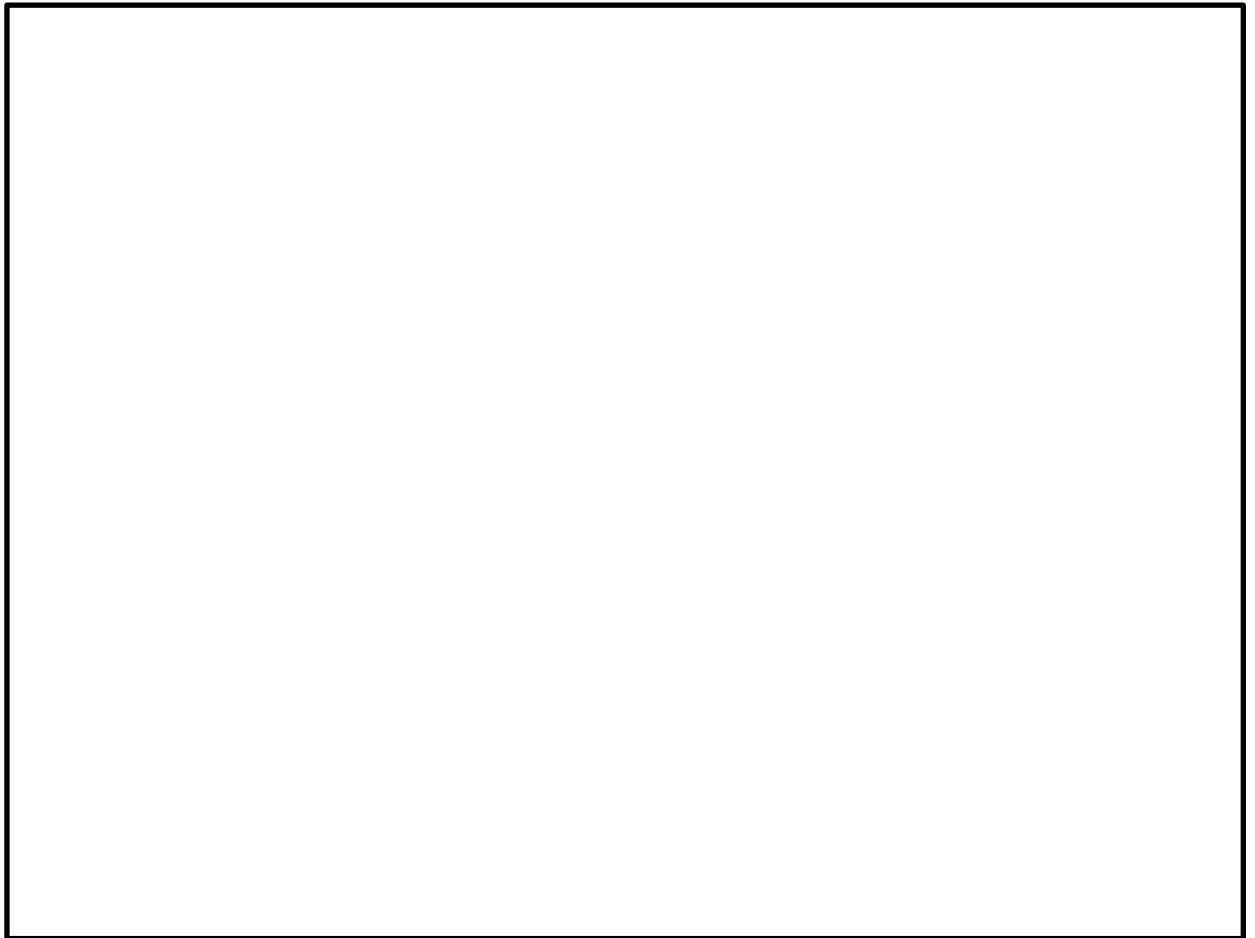


図5-7 側面プッシュローラブラケット計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 面外方向設計震度による引張応力

面外方向設計震度により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_{6h} = W_{6h} \cdot L_6 \dots \dots \dots (5.2.2.22)$$

ここで、

$W_{6h}$  : 地震荷重 =  $m_d \cdot g \cdot C_{h1}/n_6$

$m_d$  : 扉の質量



$C_{h1}$  : 面外方向の設計震度

$n_6$  : 扉の面外方向支持点の数

面外方向設計震度の引張荷重により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{6ht} = W_{6h}/A_6 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.23)$$

ここで,

$A_6$  : 側面プッシュローラブラケットの断面積

面外方向設計震度の曲げモーメントにより生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{6hb} = M_{6h}/Z_6 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.24)$$

ここで,

$Z_6$  : 側面プッシュローラブラケットの断面係数

ロ. 面圧 (扉開状態 : 考慮なし, 扉閉状態 : 圧力荷重) による引張応力

面圧により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_{6p} = W_{6p} \cdot L_6 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.25)$$

ここで,

$W_{6p}$  : 圧力荷重 =  $\Delta P \cdot A_p/n_6$

(ただし, 扉開状態では作用しないため,  $W_{6p}=0$ )

$\Delta P$  : 差圧

$A_p$  : 扉の受圧面積

面圧の引張荷重により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{6pt} = W_{6p}/A_6 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.26)$$

面圧の曲げモーメントにより生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{6pb} = M_{6p}/Z_6 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.27)$$

ハ. 側面プッシュローラブラケットに生じる引張応力

$$\sigma_6 = \sigma_{6ht} + \sigma_{6hb} + \sigma_{6pt} + \sigma_{6pb} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.28)$$

(5) 上下面プッシュローラピン (扉閉状態のみ)

a. 計算モデル

図5-8に示す上下面プッシュローラピンに集中荷重が作用する場合に, 生じる引張応力及びせん断応力を計算する。計算モデルとして片持ち梁を考える。

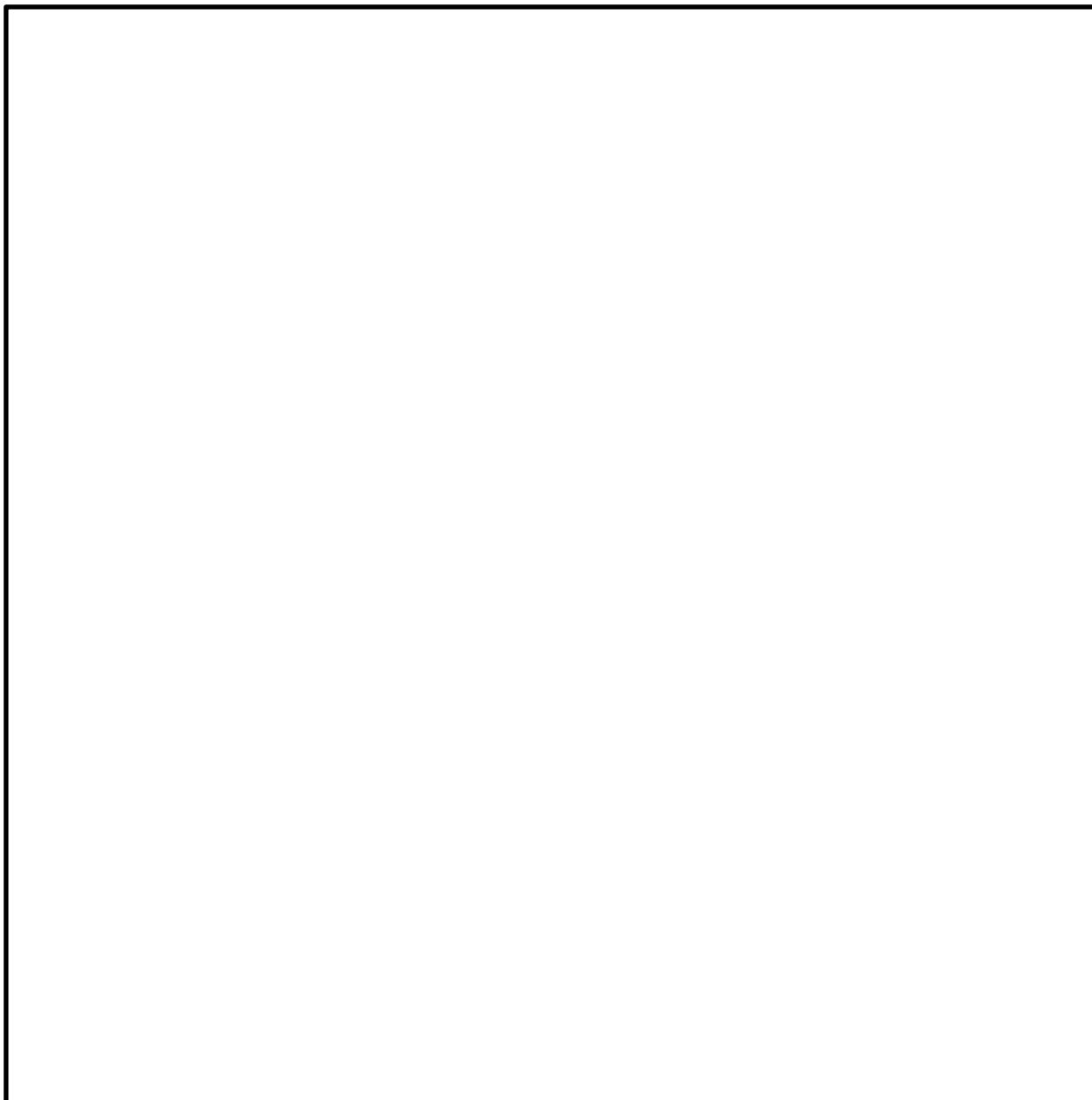


図 5-8 上下面プッシュローラピン計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 面外方向設計震度による引張応力

面外方向設計震度により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_{7h} = W_{7h} \cdot H_7 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.29)$$

ここで,

$W_{7h}$  : 地震荷重 =  $m_d \cdot g \cdot C_{h1} / n_7$

$m_d$  : 扉の質量

$C_{h1}$  : 面外方向の設計震度

$n_7$  : 扉の面外方向支持点の数

面外方向設計震度により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{7h} = M_{7h} / Z_7 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.30)$$

ここで、

$Z_7$  : 上下面プッシュローラピンの断面係数

ロ. 面圧（圧力荷重）による引張応力

面圧により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_{7p} = W_{7p} \cdot H_7 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.31)$$

ここで、

$W_{7p}$  : 圧力荷重 =  $\Delta P \cdot A_p / n_7$

$\Delta P$  : 差圧

$A_p$  : 扉の受圧面積

面圧により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{7p} = M_{7p} / Z_7 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.32)$$

ハ. 上下面プッシュローラピンに生じる引張応力

$$\sigma_7 = \sigma_{7h} + \sigma_{7p} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.33)$$

(b) せん断応力

イ. 面外方向設計震度によるせん断応力

面外方向設計震度により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{7h} = W_{7h} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.34)$$

面外方向設計震度により生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_{7h} = F_{7h} / A_7 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.35)$$

ここで、

$A_7$  : 上下面プッシュローラピンの断面積

ロ. 面圧（圧力荷重）によるせん断応力

面圧により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{7p} = W_{7p} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.36)$$

面圧により生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_{7p} = F_{7p} / A_7 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.37)$$

ハ. 上下面プッシュローラピンに生じるせん断応力

$$\tau_7 = \tau_{7h} + \tau_{7p} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.38)$$

(c) 組合せ応力

$$\sigma_{\tau c} = \sqrt{(\sigma_{\tau}^2 + 3 \cdot \tau_{\tau}^2)} \dots\dots\dots (5.2.2.39)$$

(6) テーパブロック取付ボルト (扉閉状態のみ)

a. 計算モデル

扉の面外方向荷重の反力がテーパブロック取付ボルトに作用する。図 5-9 に示すボルトの断面に生じるせん断応力を計算する。

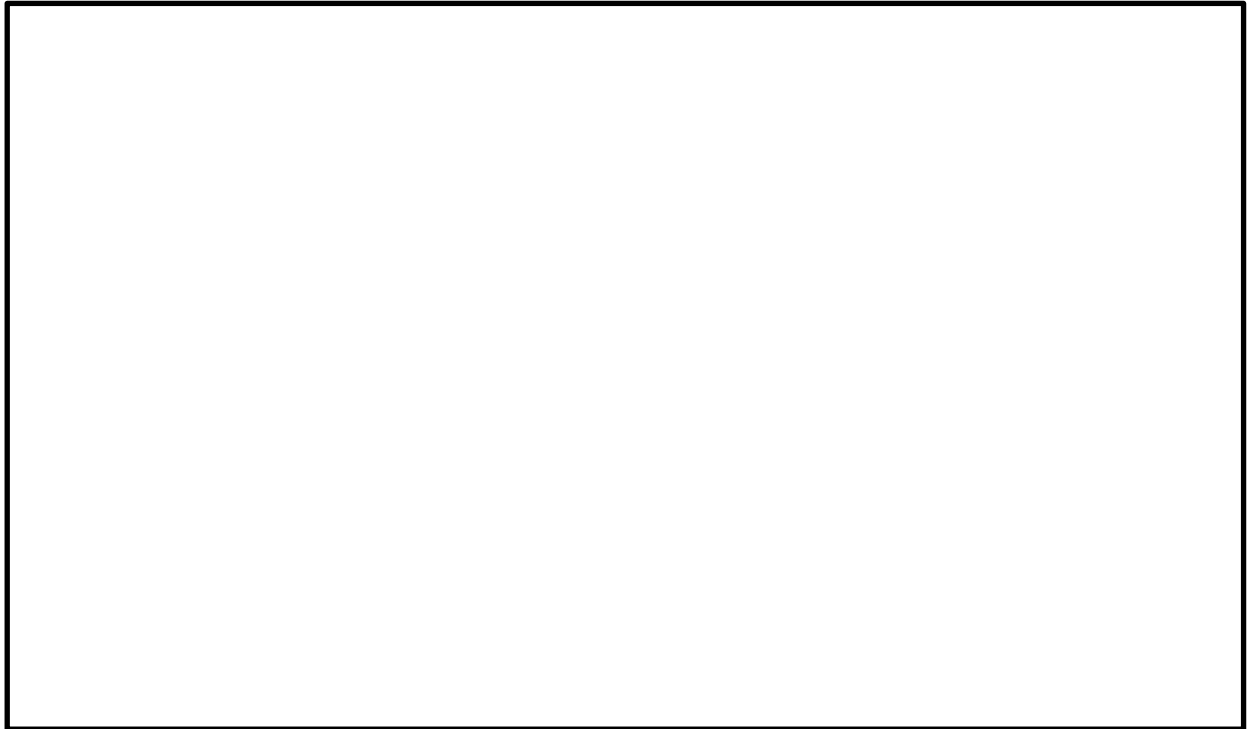


図 5-9 テーパブロック取付ボルト計算モデル

b. 応力計算

(a) せん断応力

イ. 面外方向設計震度によるせん断応力

面外方向設計震度により作用するせん断力は次式により求められる。

$$F_{8h} = W_{8h} \dots\dots\dots (5.2.2.40)$$

ここで、

$$W_{8h} : \text{地震荷重} = m_d \cdot g \cdot C_{h1} / (n_{8a} \cdot n_{8b})$$

$m_d$  : 扉の質量

$C_{h1}$  : 面外方向の設計震度

$n_{8a}$  : 扉の面外方向支持点の数

$n_{8b}$  : テーパブロック取付ボルトの数

面外方向設計震度により生じるせん断応力は次式により求まる。

$$\tau_{8h} = F_{8h} / A_8 \dots\dots\dots (5.2.2.41)$$

ここで、

$A_8$  : テーパーブロック取付ボルトの断面積

ロ. 面圧 (圧力荷重) によるせん断応力

面圧により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{8p} = W_{8p} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.42)$$

ここで、

$W_{8p}$  : 圧力荷重 =  $\Delta P \cdot A_p / (n_{8a} \cdot n_{8b})$

$\Delta P$  : 差圧

$A_p$  : 受圧面積

面圧により生じるせん断力は次式により求める。

$$\tau_{8p} = F_{8p} / A_8 \cdots \cdots \cdots (5.2.2.43)$$

ハ. テーパーブロック取付ボルトに生じるせん断応力

$$\tau_8 = \tau_{8h} + \tau_{8p} \cdots \cdots \cdots (5.2.2.44)$$

### 5.2.3 面内方向支持部材の応力計算

面内方向の主要な荷重伝達経路である閘ピン, 閘受板 (扉側), 閘受板 (枠側) について応力評価を実施する。

(1) 閘ピン

a. 計算モデル

閘ピンに作用する荷重によるせん断力及び曲げモーメントを算出し, 閘ピンに生じる応力を計算する。計算モデルは図 5-10 に示すとおり, 閘ピンに 1 点集中荷重が作用する両端支持梁として計算する。



図 5-10 閘ピン計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 面内方向設計震度による引張応力

面内方向設計震度により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_9 = W_9 \cdot L_9 / 4 \cdots \cdots \cdots (5.2.3.1)$$

ここで、

$W_9$  : 地震荷重 =  $m_d \cdot C_{h2} \cdot g / n_9$

$m_d$  : 扉の質量

$C_{h2}$  : 面内方向の設計震度

$n_9$  : 扉の面内方向支持点の数

面内方向設計震度により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_9 = M_9 / Z_9 \cdots \cdots \cdots (5.2.3.2)$$

ここで、

$Z_9$  : 門ピンの断面係数

(b) せん断応力

イ. 面内方向設計震度によるせん断応力

面内方向設計震度により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_9 = W_9 / 2 \cdots \cdots \cdots (5.2.3.3)$$

面内方向設計震度により生じるせん断応力は次式より求める。

$$\tau_9 = F_9 / A_9 \cdots \cdots \cdots (5.2.3.4)$$

ここで、

$A_9$  : 門ピンの断面積

(c) 組合せ応力

$$\sigma_{9c} = \sqrt{(\sigma_9^2 + 3 \cdot \tau_9^2)} \cdots \cdots \cdots (5.2.3.5)$$

(2) 門受板 (扉側)

a. 計算モデル

扉の面内方向地震荷重の反力が門受板 (扉側) に集中荷重として作用する。応力計算は図 5-11 に示す A~A 断面に生じる引張応力と B~B 断面に生じるせん断応力を計算する。

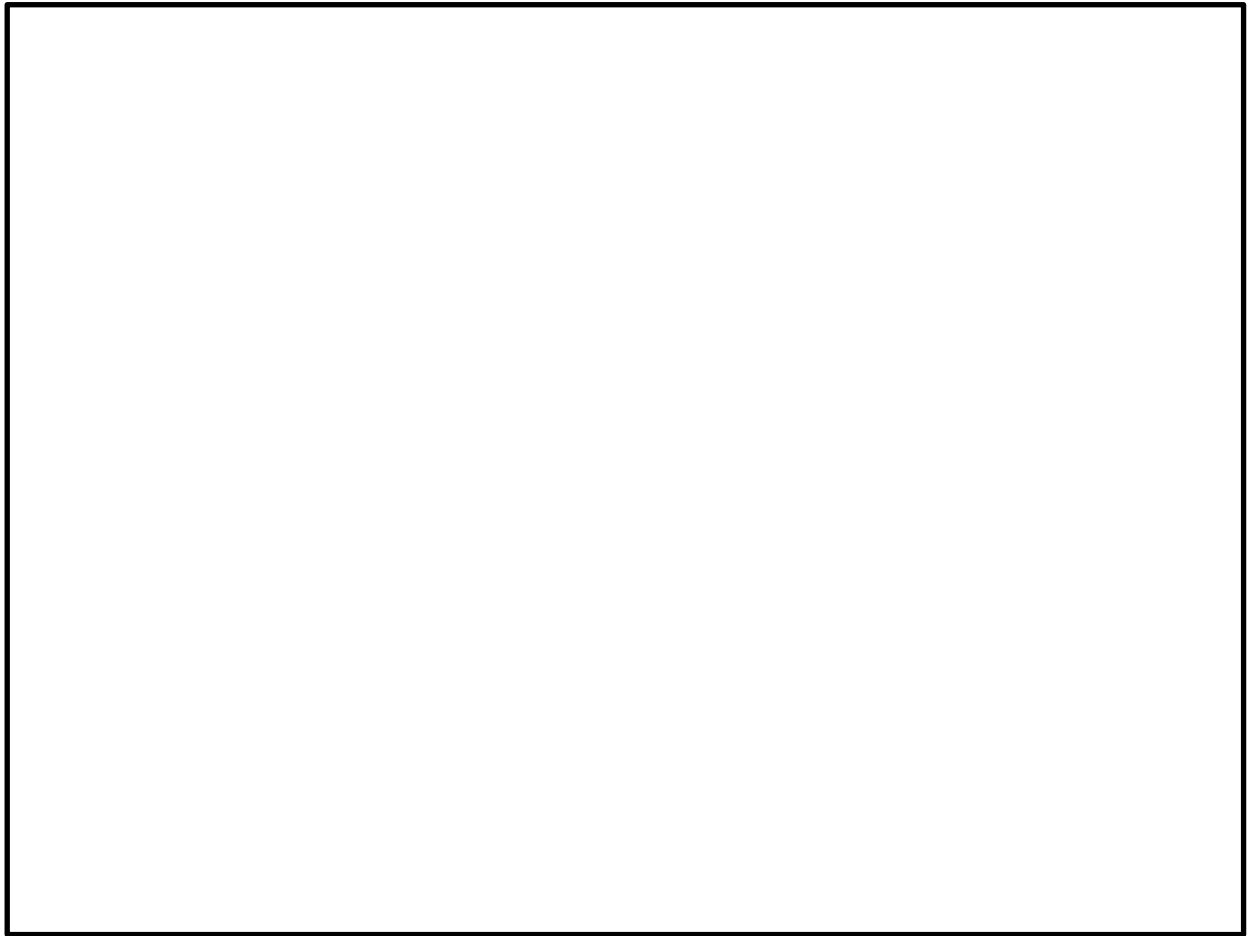


図 5-11 門受板（扉側）計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 面内方向設計震度による引張応力

面内方向設計震度により A～A断面に作用する引張力は次式により求める。

$$W_{10} = m_d \cdot C_{h2} \cdot g / n_{10} \cdots \cdots (5.2.3.6)$$

ここで、

$m_d$  : 扉の質量

$C_{h2}$  : 面内方向の設計震度

$n_{10}$  : 扉の面内方向支持点の数

面内方向設計震度により A～A断面に生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{10} = W_{10} / A_{10A} \cdots \cdots (5.2.3.7)$$

ここで、

$A_{10A}$  : A～A断面の断面積

(b) せん断応力

イ. 面内方向設計震度によるせん断応力

面内方向設計震度により B～B 断面に作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{10} = W_{10} \cdots \cdots \cdots (5.2.3.8)$$

面内方向設計震度により B～B 断面に生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_{10} = F_{10} / A_{10B} \cdots \cdots \cdots (5.2.3.9)$$

ここで、

$A_{10B}$  : B～B 断面の断面積

### (3) 門受板 (枠側)

#### a. 計算モデル

扉の面内方向地震荷重の反力が、門受板 (枠側) に集中荷重として作用する。応力計算は図 5-12 に示す A～A 断面に生じる引張応力と B～B 断面に生じるせん断応力を計算する。

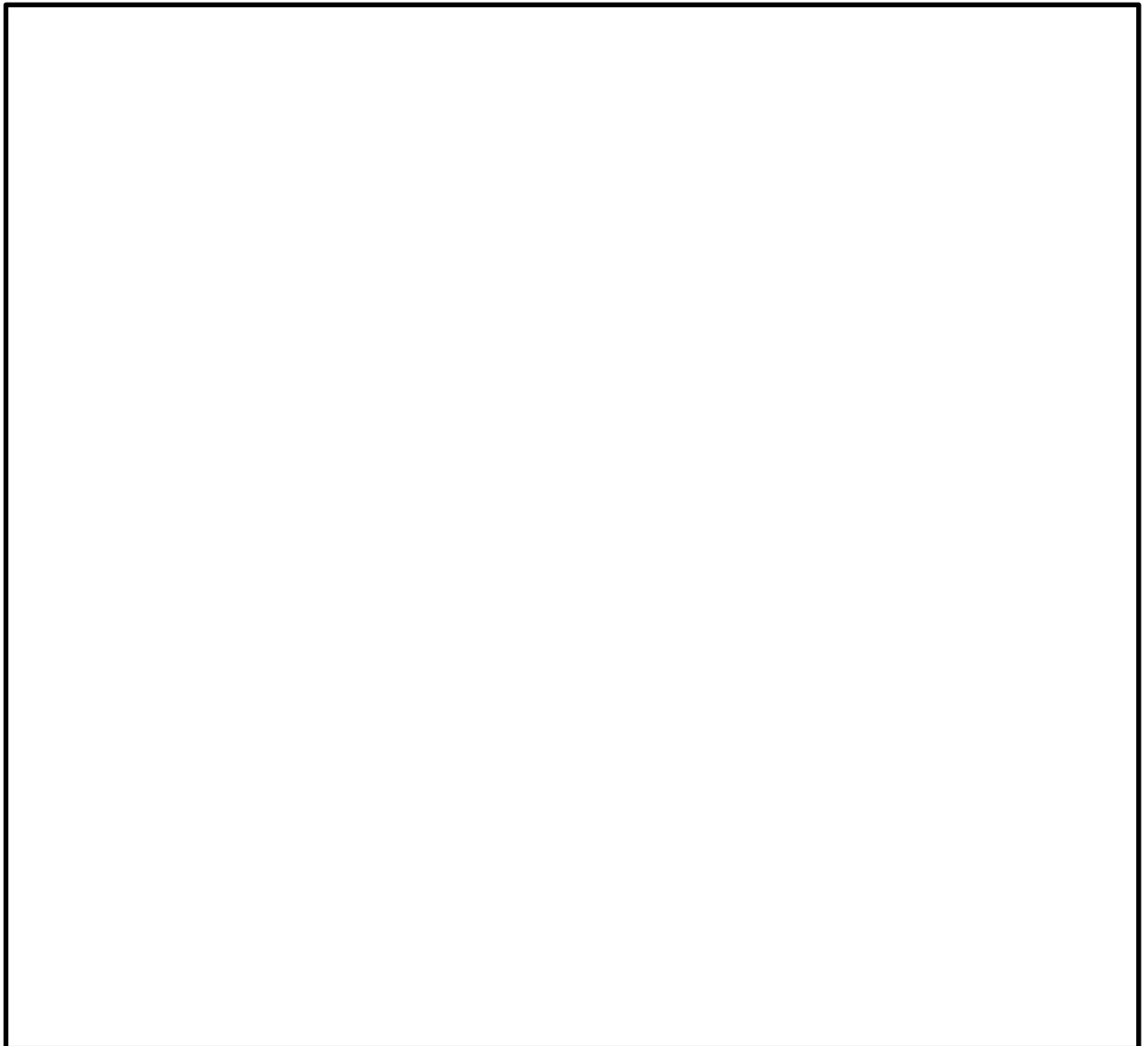


図 5-12 門受板 (枠側) 計算モデル



b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 面内方向設計震度による引張応力

面内方向設計震度により A～A 断面に作用する引張力は次式により求める。

$$W_{11} = m_d \cdot C_{h2} \cdot g / (n_{11a} \cdot n_{11b}) \cdots \cdots \cdots (5.2.3.10)$$

ここで、

$m_d$  : 扉の質量

$C_{h2}$  : 面内方向の設計震度

$n_{11a}$  : 扉の面内方向支持点の数

$n_{11b}$  : 門 1 箇所当たりの受板個数

面内方向設計震度により A～A 断面に生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{11} = W_{11} / A_{11A} \cdots \cdots \cdots (5.2.3.11)$$

ここで、

$A_{11A}$  : A～A 断面の断面積

(b) せん断応力

イ. 面内方向設計震度によるせん断応力

面内方向設計震度により B～B 断面に作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{11} = W_{11} \cdots \cdots \cdots (5.2.3.12)$$

面内方向設計震度により B～B 断面に生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_{11} = F_{11} / A_{11B} \cdots \cdots \cdots (5.2.3.13)$$

ここで、

$A_{11B}$  : B～B 断面の断面積

5.2.4 鉛直方向支持部材の応力計算

鉛直方向の主要な荷重伝達経路であるハンガーレール、ハンガーローラ、吊具について応力評価を実施する。

(1) ハンガーレール

a. 計算モデル

図 3-4 に示すように、吊具 1 個あたりに  個のハンガーローラが付いており、図 5-13 に示すように吊具は扉に  箇所設置しているために、ハンガーレールは合計  個のハンガーローラと接触している。扉の鉛直方向荷重はハンガーローラを通じてハンガーレールに集中荷重として作用し、集中荷重の作用箇所まわりに高い応力が発生すると考えられるため、以下の計算モデルで評価する。

ハンガーレールの計算モデルは図 5-13 に示すように、機械工学便覧 α3 材料力学表 3・2 番号 1 の片持ち梁として計算する。ここで日本産業規格 JIS B 8821:2013 ク

レール鋼構造部分の計算基準より、荷重は作用点から□度の方向内に均等に分布され  
ると考え、荷重負荷範囲は荷重作用点から固定部までの距離（図 5-13 中の  $L_{12}$ ）の □  
倍 □とした。

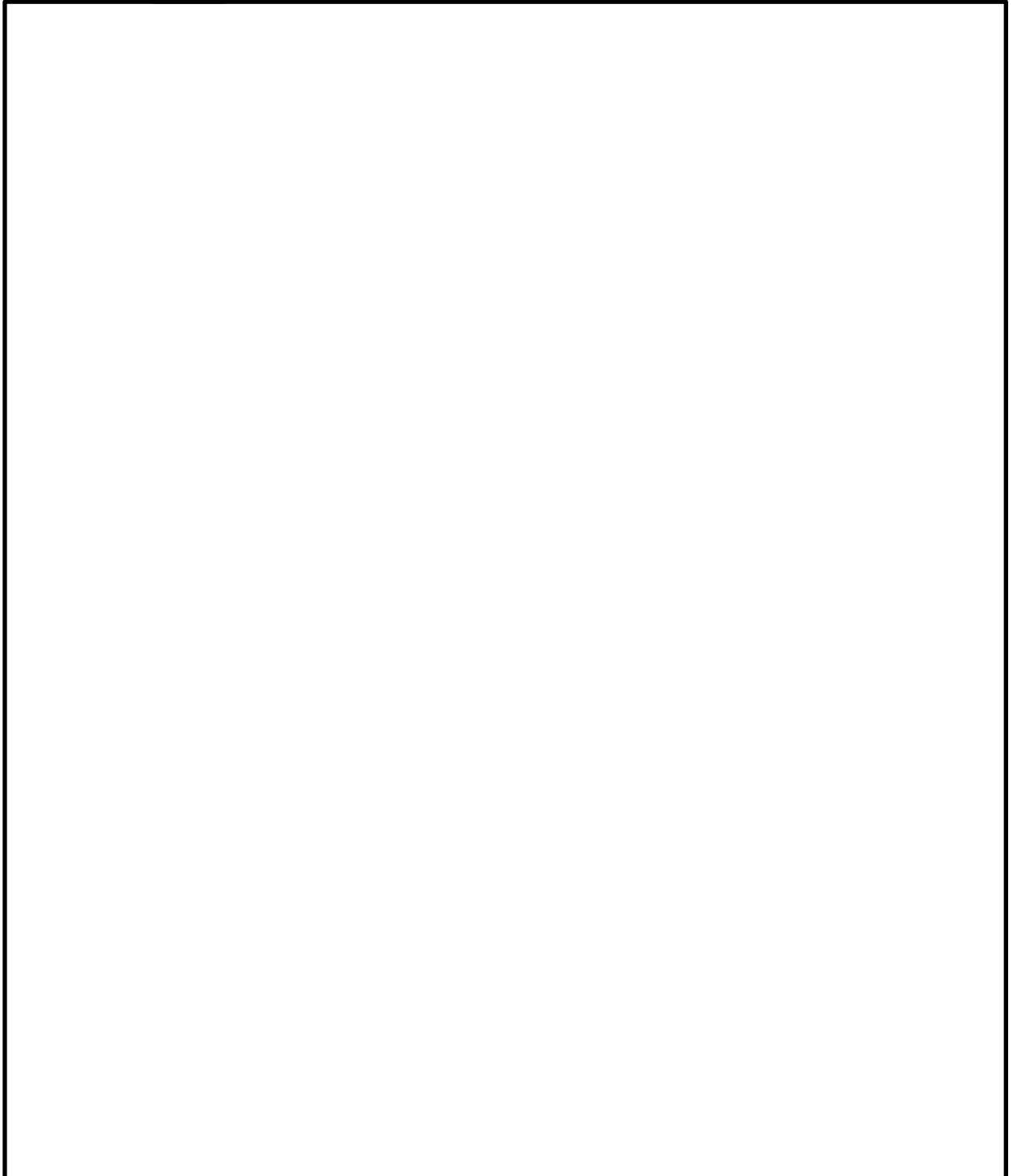


図 5-13 ハンガーレール計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 死荷重及び鉛直方向設計震度による引張応力

死荷重及び鉛直方向設計震度により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_{12} = W_{12} \cdot L_{12} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.1)$$

ここで、

$$W_{12} : \text{死荷重} + \text{地震荷重} = m_d \cdot g \cdot (1 + C_v) / (n_{12a} \cdot n_{12b})$$

$m_d$  : 扉の質量

$C_v$  : 鉛直方向の設計震度

$n_{12a}$  : 扉の鉛直方向支持点の数

$n_{12b}$  : 吊具 1 体当たりのローラ軸の数

死荷重及び鉛直方向設計震度により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{12} = M_{12} / Z_{12} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.2)$$

ここで、

$Z_{12}$  : ハンガーレールの断面係数

#### (b) せん断応力

##### イ. 死荷重及び鉛直方向設計震度によるせん断応力

死荷重及び鉛直方向設計震度により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{12} = W_{12} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.3)$$

死荷重及び鉛直方向設計震度により生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_{12} = F_{12} / A_{12} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.4)$$

ここで、

$A_{12}$  : ハンガーレールの断面積

#### (c) 組合せ応力

$$\sigma_{12c} = \sqrt{(\sigma_{12}^2 + 3 \cdot \tau_{12}^2)} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.5)$$

### (2) ハンガーローラローラ軸

#### a. 計算モデル

図 5-14 に示すように、ハンガーローラは合計   箇所  でハンガーレールと接触して、ハンガーレールから反力を受ける。計算モデルはハンガーローラローラ軸について、ホルダーとの取り付け箇所を固定端とみなして、図 5-14 に示す片持ち梁として計算する。

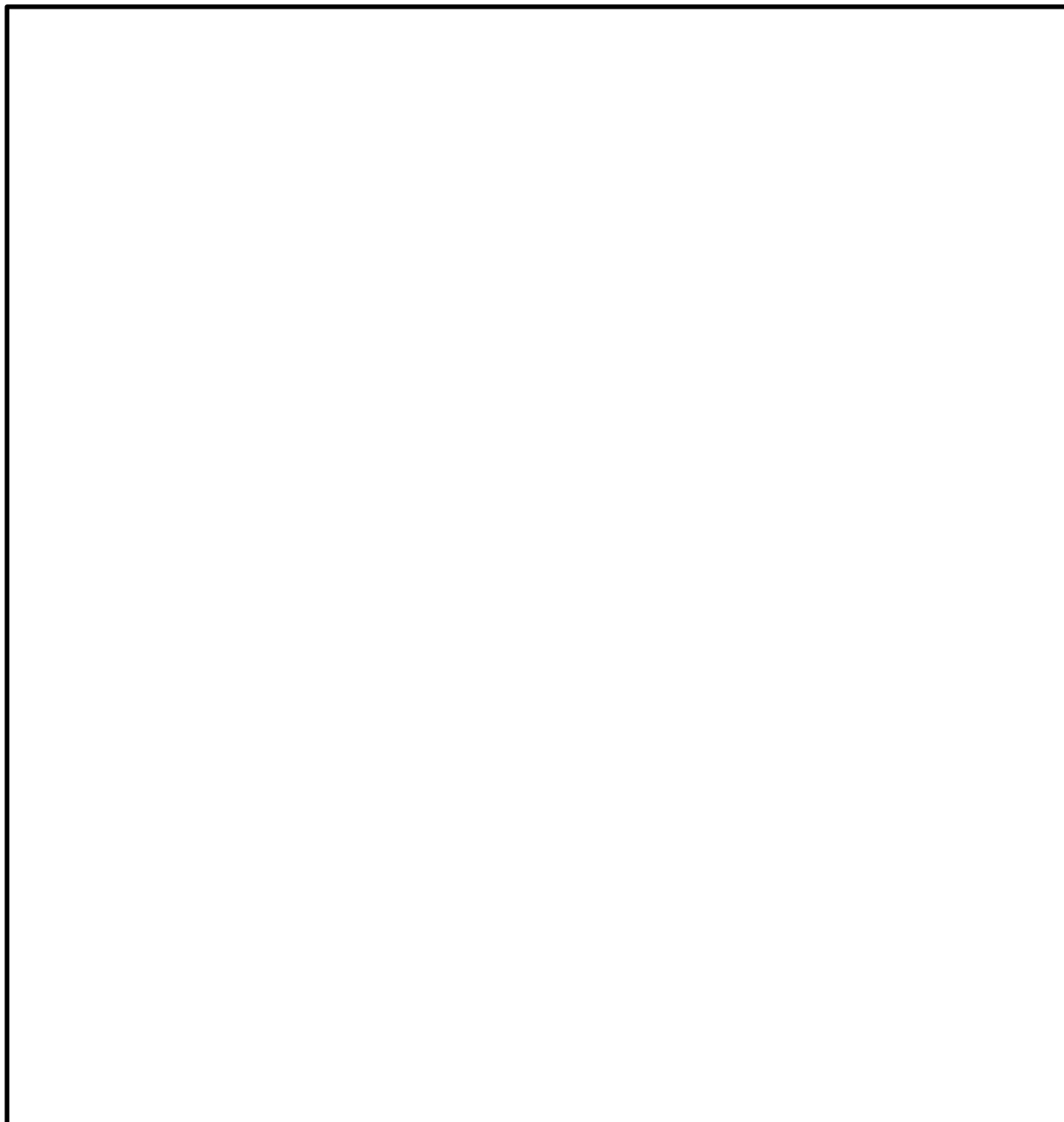


図 5-14 ハンガローラローラ軸計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 死荷重及び鉛直方向設計震度による引張応力

死荷重及び鉛直方向設計震度により作用する曲げモーメントは次式により求める。

$$M_{13} = W_{13} \cdot L_{13} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.6)$$

ここで,

$$W_{13} : \text{死荷重} + \text{地震荷重} = m_d \cdot g \cdot (1 + C_v) / (n_{13a} \cdot n_{13b})$$

$m_d$  : 扉の質量

$C_v$  : 鉛直方向の設計震度

$n_{13a}$  : 扉の鉛直方向支持点の数

$n_{13b}$  : 吊具 1 体当たりのローラ軸の数

死荷重及び鉛直方向設計震度により生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{13} = M_{13} / Z_{13} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.7)$$

ここで,

$Z_{13}$  : ハンガーローラローラ軸の断面係数

(b) せん断応力

イ. 死荷重及び鉛直方向設計震度によるせん断応力

死荷重及び鉛直方向設計震度により作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{13} = W_{13} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.8)$$

死荷重及び鉛直方向設計震度により生じるせん断応力は次式により求める。

$$\tau_{13} = F_{13} / A_{13} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.9)$$

ここで,


$A_{13}$  : ハンガーローラローラ軸の断面積

(c) 組合せ応力

$$\sigma_{13c} = \sqrt{(\sigma_{13}^2 + 3 \cdot \tau_{13}^2)} \cdots \cdots \cdots (5.2.4.10)$$

(3) 吊具ブラケット

a. 計算モデル

吊具の概形を図 5-15 に示す。吊具は扉に  箇所取り付けられている。吊具は複数の部品から構成されているが、評価上最も厳しくなると考えられる上部の吊具ブラケットを評価モデルに選定する。応力計算は図 5-15 に示す A~A 断面に生じる引張応力と B~B 断面に生じるせん断応力を計算する。

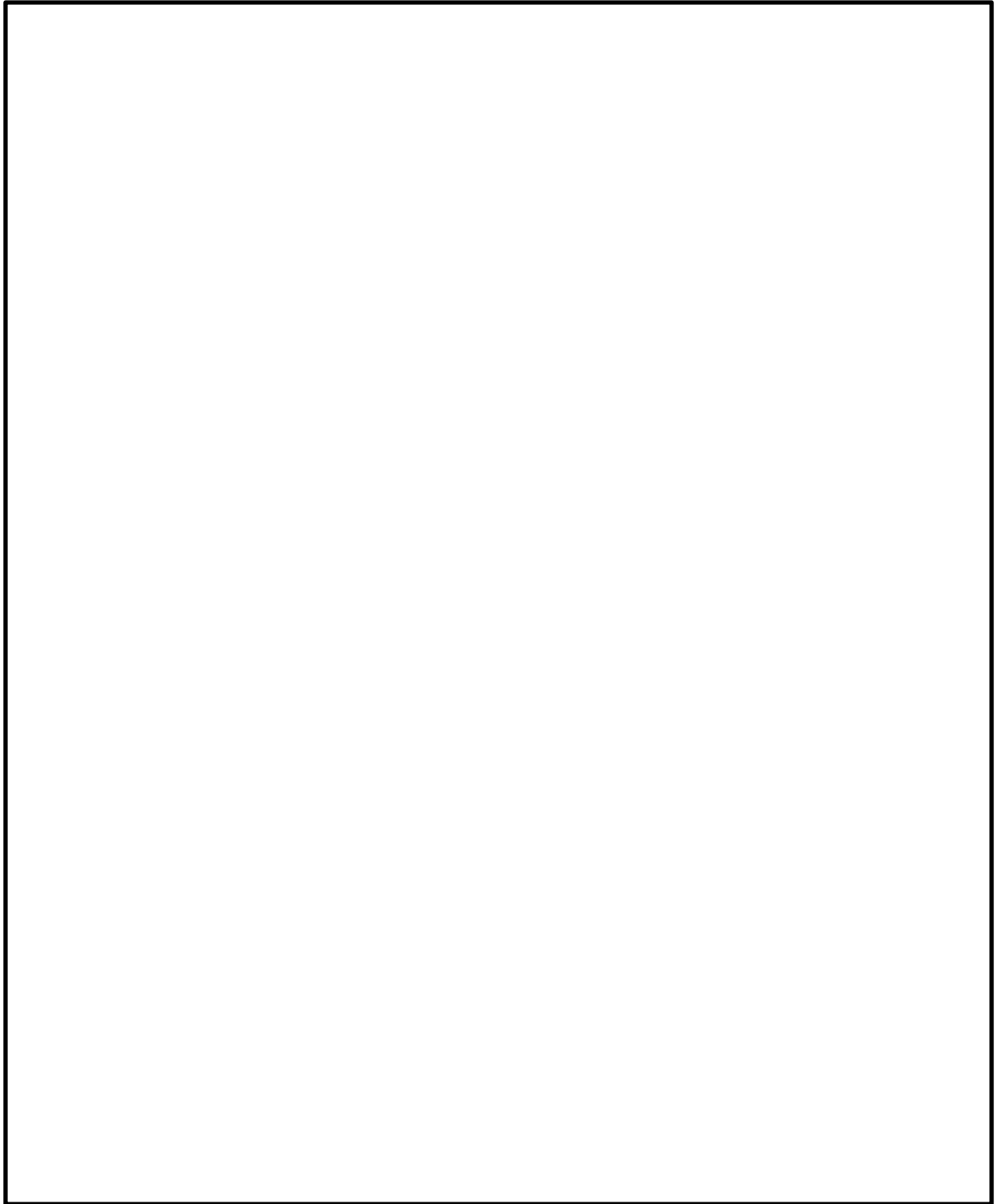


図 5-15 吊具ブラケット計算モデル

b. 応力計算

(a) 引張応力

イ. 死荷重及び鉛直方向設計震度による引張応力

死荷重及び鉛直方向設計震度により A～A 断面に作用する引張力は次式により求

める。

$$W_{14} = m_d \cdot g \cdot (1 + C_v) / (n_{14a} \cdot n_{14b}) \dots\dots\dots (5.2.4.11)$$

ここで、

$m_d$  : 扉の質量

$C_v$  : 鉛直方向の設計震度

$n_{14a}$  : 扉の鉛直方向支持点の数

$n_{14b}$  : 吊具 1 体当たりのブラケットの数

死荷重及び鉛直方向設計震度により A～A 断面に生じる引張応力は次式により求める。

$$\sigma_{14} = W_{14} / A_{14A} \dots\dots\dots (5.2.4.12)$$

ここで、

$A_{14A}$  : A～A 断面の断面積

(b) せん断応力

イ. 死荷重及び鉛直方向設計震度によるせん断応力

死荷重及び鉛直方向設計震度により B～B 断面に作用するせん断力は次式により求める。

$$F_{14} = W_{14} \dots\dots\dots (5.2.4.13)$$

死荷重及び鉛直方向設計震度により B～B 断面に生じるせん断力は次式により求める。

$$\tau_{14} = F_{14} / A_{14B} \dots\dots\dots (5.2.4.14)$$

ここで、

$A_{14B}$  : B～B 断面の断面積

5.3 評価結果

オペフロ BOP 閉止装置の強度評価結果を以下に示す。全ての評価部位の算出応力は許容応力を満足しており、耐震性を有することを確認した。

(1) 扉及び支持部材に対する評価

扉及び支持部材に対する扉開状態での基準地震動  $S_s$  に対する応力評価結果を表 5-4 (1)、扉閉状態での基準地震動  $S_s$  に対する応力評価結果を表 5-4 (2) に示す。

(2) 駆動部に対する評価

駆動部に対する評価結果を表 5-5 に示す。

工認計算書においては、扉、各方向の支持部材及び駆動部の代表部位（評価上最も厳しい部位）についての評価結果を記載する。

表 5-4 (1) 扉及び支持部材応力評価結果 (扉開状態 基準地震動 S s)

評価対象設備	評価部位		応力	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度*	代表	
オペフロ BOP 閉止装置	扉	外梁	引張り	54.43			○	
			せん断	0.55				
			組合せ	54.44				
		内梁	引張り	18.30			-	
			せん断	3.02				
			組合せ	19.04				
		中央梁	引張り	25.22			-	
			せん断	1.43				
			組合せ	25.34				
		面板	引張り	13.59			-	
			せん断	5.01				
			組合せ	17.34				
	支持部材	面外方向	ガイドレール	引張り	26.18			○
				せん断	1.53			
				組合せ	26.31			
			ガイドローラピン	引張り	34.84			-
				せん断	5.44			
				組合せ	36.09			
			側面プッシュローラピン	引張り	51.42			-
				せん断	7.56			
				組合せ	53.06			
			側面プッシュローラブラケット	引張り	25.56			-
				せん断				
				組合せ				
		面内方向	門ピン	引張り	78.73			○
				せん断	7.87			
				組合せ	79.90			
			門受板 (扉側)	引張り	9.12			-
				せん断	7.42			
			門受板 (枠側)	引張り	5.71			-
せん断	4.32							
鉛直方向	ハンガーレール	引張り	69.98			○		
		せん断	3.89					
		組合せ	70.30					
	ハンガーローラローラ軸	引張り	35.64			-		
		せん断	7.43					
		組合せ	37.89					
	吊具ブラケット	引張り	16.20			-		
		せん断	16.20					

注記 \* : 裕度 = (許容応力) / (算出応力)



表 5-4 (2) 扉及び支持部材応力評価結果 (扉閉状態 基準地震動 S s)

評価対象設備	評価部位		応力	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度*	代表			
オペフロ BOP 閉止装置	扉	外梁	引張り	53.99	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	○			
			せん断	0.96	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
			組合せ	54.01	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
		内梁	引張り	23.99	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	-			
			せん断	1.11	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
			組合せ	24.06	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
		中央梁	引張り	31.24	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	-			
			せん断	1.38	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
			組合せ	31.33	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
		面板	引張り	15.26	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	-			
			せん断	5.68	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
			組合せ	19.41	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
	支持部材	面外方向	側面プッシュローラピン	引張り	56.97	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	-		
				せん断	8.38	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
				組合せ	58.79	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
			側面プッシュローラブラケット	引張り	28.33	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	-		
				上下面プッシュローラピン	引張り	75.41	<input type="checkbox"/>		<input type="checkbox"/>	-
					せん断	9.43	<input type="checkbox"/>		<input type="checkbox"/>	
		組合せ	77.15		<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
		面内方向	テーパーブロック取付ボルト	せん断	19.64	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	○		
				門ピン	引張り	78.73	<input type="checkbox"/>		<input type="checkbox"/>	○
					せん断	7.87	<input type="checkbox"/>		<input type="checkbox"/>	
			組合せ		79.90	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
			門受板 (扉側)	引張り	9.12	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	-		
				せん断	7.42	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
		門受板 (枠側)		引張り	5.71	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		-	
			せん断	4.32	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>				
			鉛直方向	ハンガーレール	引張り	69.98	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		○
		せん断			3.89	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
		組合せ			70.30	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
ハンガーローラローラ軸	引張り	35.64		<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	-				
	せん断	7.43		<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>					
	組合せ	37.89		<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>					
吊具ブラケット	引張り	16.20	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	-					
	せん断	16.20	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>						

注記 \* : 裕度 = (許容応力) / (算出応力)

表 5-5 駆動部評価結果

評価対象設備	評価部位		荷重 (kN)	許容荷重 (kN)	裕度*	代表
	駆動部	チェーン				
オペフロ BOP 閉止装置	駆動部	チェーン	□	□	1.15	○

注記 \* : 裕度 = (許容荷重) / (荷重)

加振試験により得られた荷重による応力評価結果

1. 概要

本資料は、燃料取替床ブローアウトパネル閉止装置（以下「オペフロ BOP 閉止装置」という。）の加振試験の結果から得られた荷重に対する強度評価結果について纏めたものである。

加振試験による荷重の算出に関しては、閉止装置の支持部に取り付けたひずみゲージの計測値から算出した荷重を閉止装置の慣性力として設定する方法を採用した。

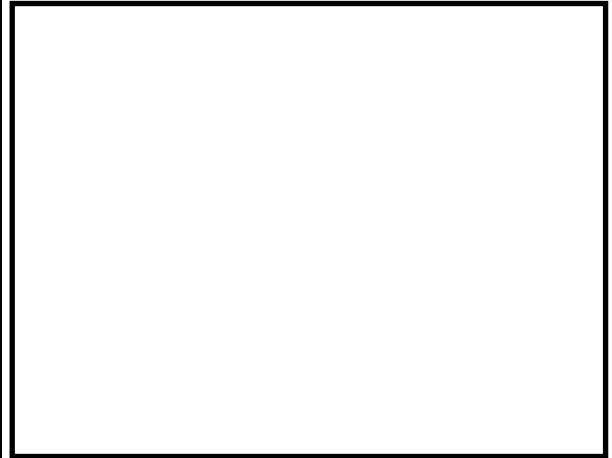
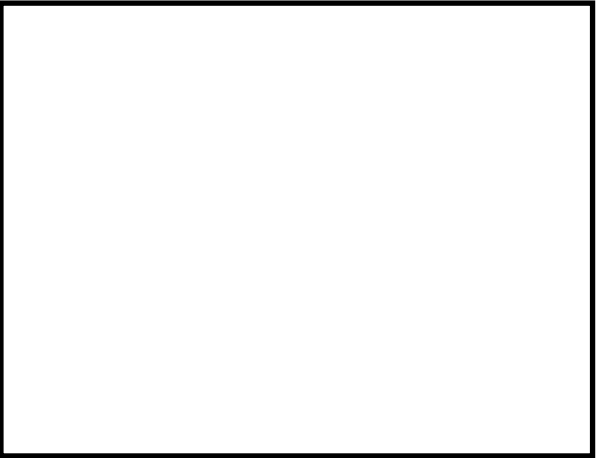
2. ひずみゲージ設置位置

扉の慣性力を算出するためのひずみゲージは、面外、面内及び鉛直方向について、扉全体の荷重伝達経路となる支持部材に設置した。また、チェーンの張力を算出するためのひずみゲージは、チェーン両端の支持部材に設置した。各ひずみゲージの設置位置について以下に示す。

(1) 面外方向

荷重伝達経路は、プッシュローラ及びガイドローラ計  箇所である（開側及び閉側各  箇所）。

扉慣性力の伝達は、荷重伝達経路  箇所のうち  箇所で代表されるものとして、ひずみゲージは開側側面プッシュローラブラケット  箇所及び閉側側面プッシュローラブラケット  箇所に設置した。

<p>荷重伝達経路： プッシュローラ及びガイドローラ計 <input type="checkbox"/> 箇所</p>	<p>ひずみゲージ設置位置： 開側側面プッシュローラブラケット <input type="checkbox"/> 箇所 閉側側面プッシュローラブラケット <input type="checkbox"/> 箇所</p>
	

(2) 面内方向

荷重伝達経路は、門□箇所である（開側及び閉側各□箇所）。

ひずみゲージは開側の門受板□箇所及び閉側の門受板□箇所に設置した。

荷重伝達経路： 門□箇所	ひずみゲージ設置位置： 開側門受板□箇所 閉側門受板□箇所

(3) 鉛直方向

荷重伝達経路は、吊具□箇所である（開閉共通）。

ひずみゲージは吊具のリンク□箇所に設置した。

荷重伝達経路： 吊具□箇所	ひずみゲージ設置位置： 吊具□箇所

(4) チェーン張力

チェーンの張力を測定するため、チェーン両端のエンドボルト箇所（開閉共通）にひずみゲージを設置した。



3. ひずみデータからの荷重算出

支持部材等の構造強度評価については、加振試験時に測定した支持部材そのものの変形量であるひずみデータを用いて、別途実施した要素試験により得られた単位ひずみ当たりの荷重（校正値）で換算することにより扉の慣性力を算出し、その慣性力を扉の質量で除して相当震度を求める。また、加振試験では、試験体を設置している架台の剛性に起因する応答増幅の影響により、架台の下部に対して上部の加速度が増加している。このため相当震度から架台の応答増幅の影響を除いた補正震度を求める。加振試験で得られたひずみからの震度算出フローを図 3-1 に示す。

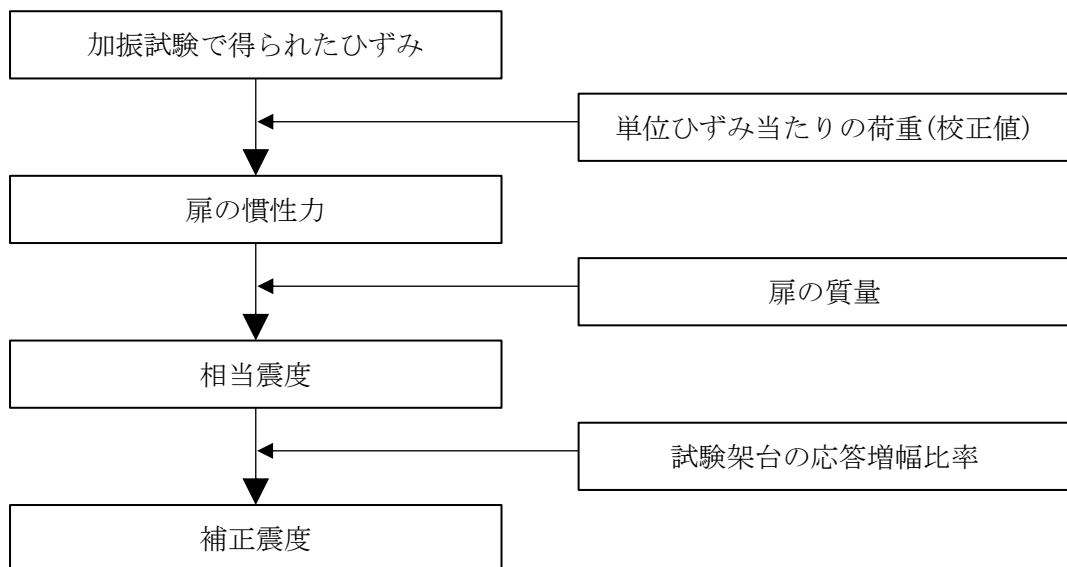


図 3-1 ひずみからの震度算出フロー

(1) 複数支持部のひずみ最大値 ( $\epsilon_{max}$ )

複数の支持部材で荷重を受ける場合, 各支持部材に発生する荷重の合計が全体の荷重になる。このため, 支持部材の各計測点のひずみデータを加振時間ごとに合計し, 計測した部材全体で発生したひずみデータを作成する。作成したひずみデータから最大値を抽出し, 計測点数で除して支持部材 1 箇所あたりに換算したひずみ最大値 ( $\epsilon_{max}$ ) を表 3-1 に示す。

表 3-1 加振試験で得られた各支持部材 1 箇所あたりのひずみ最大値 ( $\epsilon_{max}$ )

部材	ひずみ ( $\mu\epsilon$ )		備考
	1.0×S <sub>s</sub> 加振		
	扉開	扉閉	
プッシュローラ	<input type="text"/>	<input type="text"/>	面外方向
門受板	<input type="text"/>	<input type="text"/>	面内方向
吊具	<input type="text"/>	<input type="text"/>	鉛直方向
エンドボルト	<input type="text"/>	<input type="text"/>	チェーン用

(2) 単位ひずみ ( $\mu\epsilon$ ) 当たりの荷重 (校正值) ( $k_0$ )

単位ひずみ ( $\mu\epsilon$ ) 当たりの荷重 (校正值) を表 3-2 に示す。

加振試験で得られたひずみから計測点に発生している荷重を算出するため, 各支持部材について, 加振試験と同じ位置にひずみゲージを設置した要素試験体に対する引張 (圧縮) 試験により単位ひずみ当たりの荷重を求めた。試験の概要及び結果を別紙 1 に示す。

表 3-2 各支持部材の校正值 ( $k_0$ )

部材	単位ひずみ当たりの荷重 (kN/ $\mu\epsilon$ )
プッシュローラ	<input type="text"/>
門受板	<input type="text"/>
吊具	<input type="text"/>
エンドボルト	<input type="text"/>

(3) 扉の相当震度

荷重は、以下の式により扉の慣性力（及びチェーン張力）を求める。

$$W = \varepsilon_{max} \times k_0 \times n \dots \dots \dots (3.1)$$

ここで、

- W : 扉の慣性力（及びチェーン張力）(kN)
- $\varepsilon_{max}$  : 支持部材 1 箇所当たりの発生ひずみ ( $\mu\varepsilon$ )
- $k_0$  : 校正值 (kN/ $\mu\varepsilon$ )
- n : 各方向の支持点数

さらに、以下の式により扉の慣性力を震度に換算する。算出結果を表 3-3 に示す。

$$\alpha = W / (M \times g) = \varepsilon_{max} \times k_0 \times n / (M \times g) \dots \dots \dots (3.2)$$

ここで、

- $\alpha$  : 相当震度 (G)
- M : 扉の質量 =  (kg)
- g : 重力加速度 = 9.80665 (m/s<sup>2</sup>)

表 3-3 扉の相当震度（及びチェーン張力）

単位：(G)

		1.0 × S <sub>s</sub> 加振	
		扉開	扉閉
扉の相当震度	面外方向	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	面内方向	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	鉛直方向	<input type="text"/>	<input type="text"/>
チェーン張力 (kN)		<input type="text"/>	<input type="text"/>

注 : 扉の相当震度は小数点以下第 3 位を切上げ。

チェーン張力は小数点以下第 2 位を切上げ。

(4) 架台の応答増幅の影響を除いた補正震度

加振試験では試験体を設置している架台の応答増幅の影響により、加振台への入力加速度に対して架台加速度が増加している。試験体は、この増加した加速度で加振されているため、その影響を除いた補正震度を求める。なお、架台加速度は面外及び面内方向は振動台加速度と架台上部加速度の平均値を用い、鉛直方向は扉が上部のみで支持されていることから、架台上部加速度を用いた。算出結果を表 3-4 に示す。

$$\alpha' = a_0 / a_1 \times \alpha \dots\dots\dots (3.3)$$

ここで、

$\alpha'$  : 補正震度 (G)

$a_0$  : 入力加速度 (m/s<sup>2</sup>)

$a_1$  : 架台加速度 (m/s<sup>2</sup>)

( $a_0 / a_1$  の比率は別紙 2 による)

表 3-4 架台の応答増幅を除いた扉の補正震度

単位 : (G)

		1.0×S <sub>s</sub> 加振	
		扉開	扉閉
扉の補正震度	面外方向	□	□
	面内方向	□	□
	鉛直方向	□	□

注 : 小数点以下第 3 位を切上げ

4. 結果

(1) 扉及び支持部材の評価

3 項で算出した扉の補正震度を用いて強度評価を実施した。結果は表 4-1 に示す通りで、算出応力は許容応力を満足しており、加振試験による扉の補正震度に対して構造強度を有していることを確認した。



表 4-1 (1) 扉及び支持部材応力評価結果 (扉開状態)

評価対象設備	評価部位		応力	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度*		
オペフロ BOP 閉止装置	扉	外梁	引張り	50.75	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	0.17	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	50.75	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		内梁	引張り	38.48	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	4.59	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	39.29	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		中央梁	引張り	35.64	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	1.17	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	35.70	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		面板	引張り	24.88	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	13.89	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	37.90	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
	支持部材	面外方向	ガイドレール	引張り	27.62	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				せん断	1.61	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				組合せ	27.76	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			ガイドローラピン	引張り	36.76	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				せん断	5.74	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				組合せ	38.08	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			側面プッシュローラピン	引張り	54.25	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				せん断	7.98	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				組合せ	55.98	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			側面プッシュローラブラケット	引張り	26.97	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			面内方向	門ピン	引張り	196.66	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
					せん断	19.67	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
		組合せ			199.59	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
		門受板 (扉側)		引張り	22.79	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				せん断	18.53	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
		門受板 (枠側)		引張り	14.26	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			せん断	10.80	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		鉛直方向	ハンガーレール	引張り	76.26	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				せん断	4.24	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				組合せ	76.61	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			ハンガーローラ	引張り	38.84	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				せん断	8.09	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				組合せ	41.29	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			吊具ブラケット	引張り	17.65	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
せん断	17.65			<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			

注記 \* : 裕度 = (許容応力) / (算出応力)

表 4-1 (2) 扉及び支持部材応力評価結果 (扉閉状態)

評価対象設備	評価部位		応力	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度*		
オペフロ BOP 閉止装置	扉	外梁	引張り	31.16	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	0.52	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	31.17	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		内梁	引張り	39.53	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	3.59	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	40.02	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		中央梁	引張り	27.14	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	0.68	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	27.16	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		面板	引張り	28.17	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	15.59	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	43.01	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
	支持部材	面外方向	側面プッシュローラピン	引張り	37.63	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				せん断	5.53	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				組合せ	38.84	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			側面プッシュローラブラケット	引張り	18.71	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				上下面プッシュローラピン	引張り	49.81	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
					せん断	6.23	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
		組合せ	50.96		<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		面内方向	テーパーブロック取付ボルト	せん断	12.97	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
				門ピン	引張り	216.43	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
					せん断	21.64	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
			組合せ		219.65	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
			門受板 (扉側)	引張り	25.08	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	
	せん断			20.40	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
	門受板 (枠側)	引張り	15.69	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
		せん断	11.88	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
	鉛直方向	ハンガーレール	引張り	81.59	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	4.53	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	81.97	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
		ハンガーローラ	引張り	41.55	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			せん断	8.66	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
			組合せ	44.18	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>		
	吊具ブラケット	引張り	18.89	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			
		せん断	18.89	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>			

注記 \* : 裕度 = (許容応力) / (算出応力)

(2) チェーン張力の評価

加振試験時に測定したエンドボルトのひずみデータを用いてチェーン張力を求めた結果、チェーン張力は、 kN であり、地震力が作用した場合に扉の慣性力によってチェーンが門のギャップの範囲内で引張られた場合に発生するチェーン張力の最大値（チェーン  mm 変形時に作用する張力）を超えていないことを確認した。チェーン張力と  mm 変形時のチェーン張力との比較を表 4-2 に示す。

表 4-2 加振試験において確認されたチェーン張力と  mm 変形時のチェーン張力との比較

部位	チェーン張力 (kN)	<input type="text"/> mm 変形時のチェーン張力 (kN)
チェーン	<input type="text"/>	<input type="text"/>

6. 別紙

別紙 1 各支持部材の試験に基づく校正值算出

別紙 2 架台の応答増幅の影響低減

## 各支持部材の試験に基づく校正値算出

本資料は、各支持部材に対して、加振試験で計測したひずみから荷重に換算するための校正値（単位ひずみ当たりの荷重）を算出するものである。校正値は、各支持部材の要素試験体に対して加振試験と同じ位置にひずみゲージを設置し、荷重を負荷した時のひずみを計測し、負荷した荷重と計測したひずみより、算出する。

対象の支持部材は以下である。

- ・プッシュローラブラケット : 面外方向支持部材
- ・門受板 : 面内方向支持部材
- ・吊具 : 鉛直方向支持部材
- ・エンドボルト : チェーン支持部材

## 1. 各支持部材の構造及びひずみゲージ設置位置

各支持部材の構造及びひずみゲージ設置位置を図1～4に示す。



図1 各支持部材の構造及びひずみゲージ設置位置（プッシュローラブラケット）

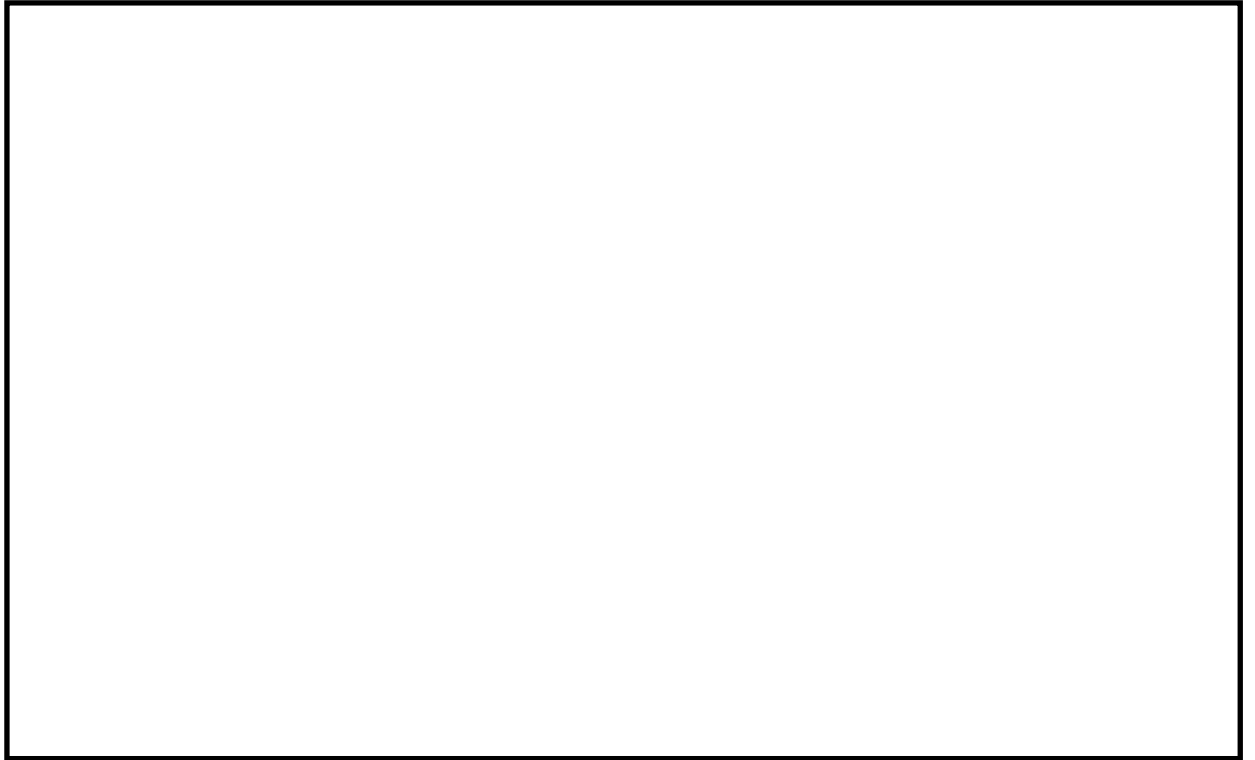


図2 各支持部材の構造及びひずみゲージ設置位置（門受板）

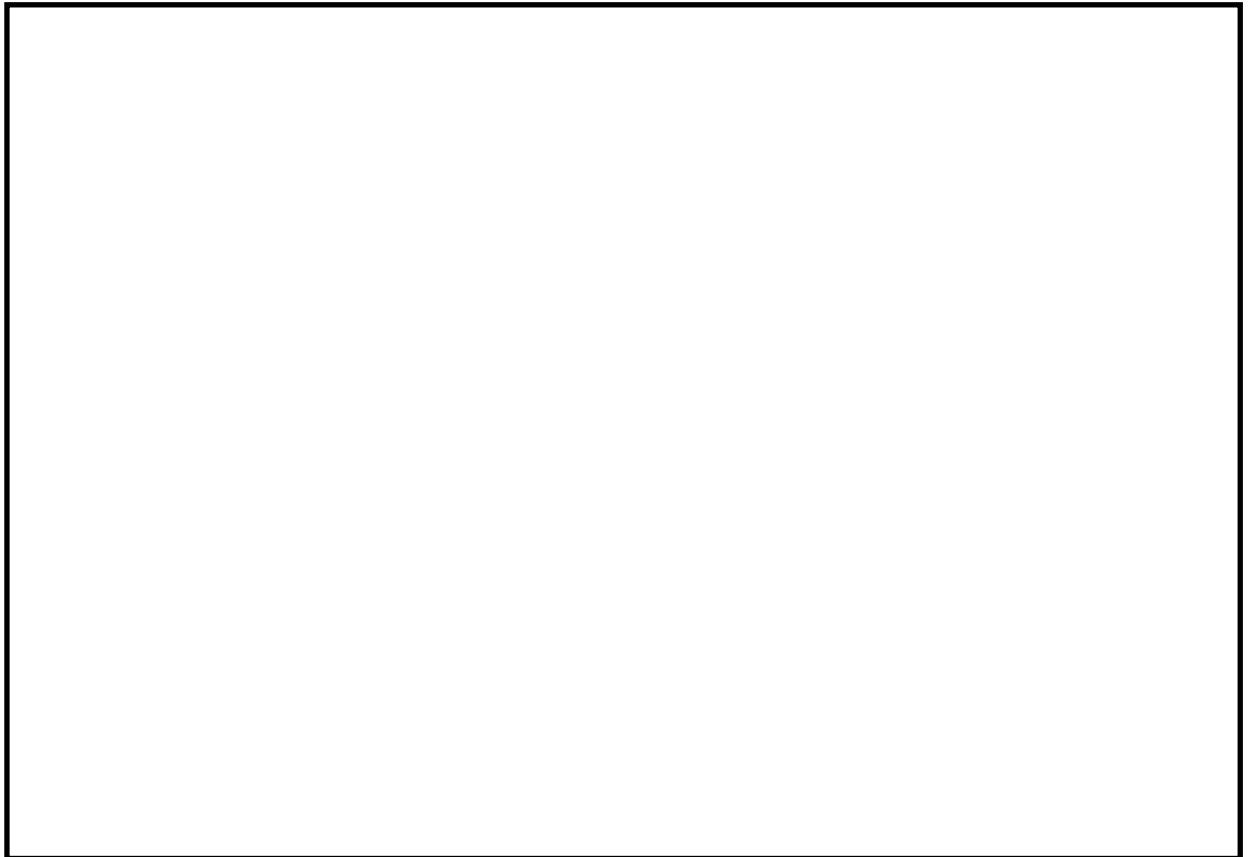


図3 各支持部材の構造及びひずみゲージ設置位置（吊具）

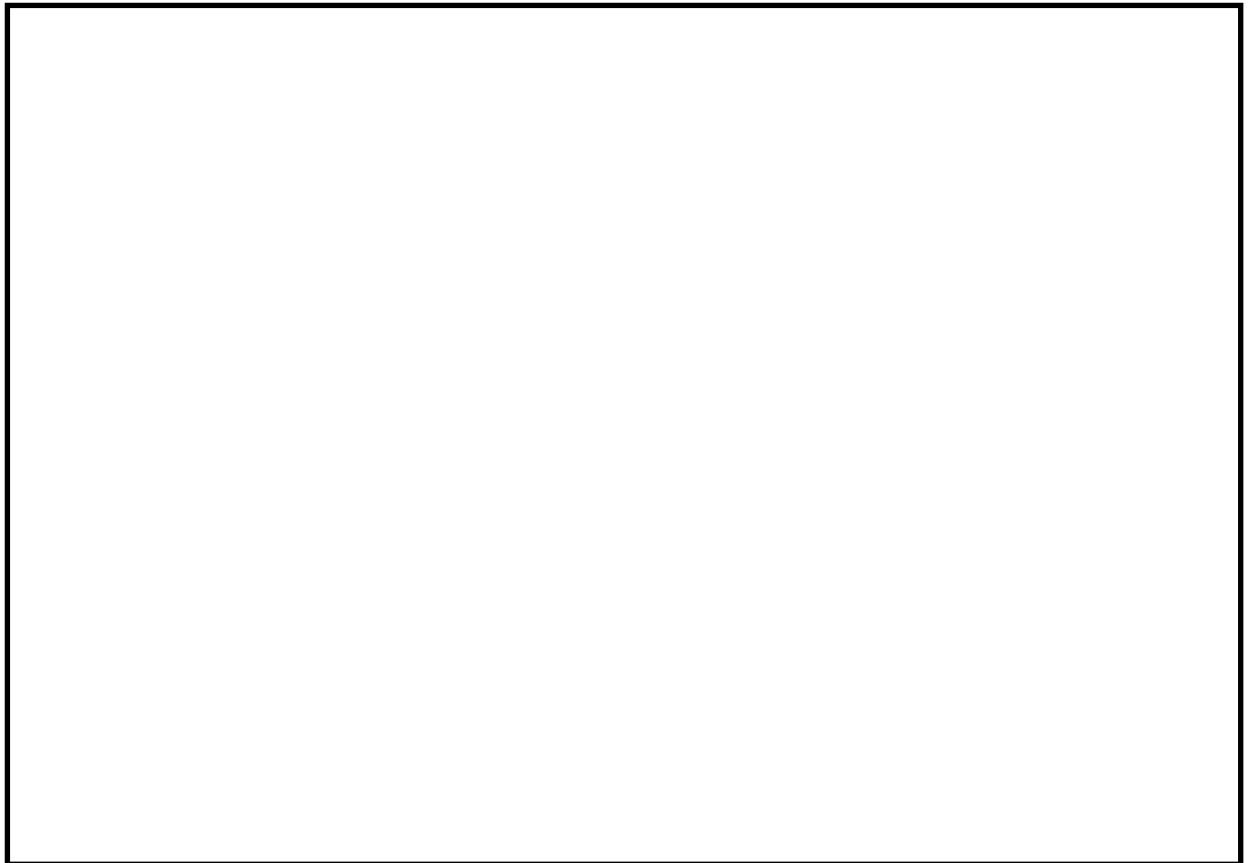


図4 各支持部材の構造及びひずみゲージ設置位置（エンドボルト）

## 2. ひずみ計測試験の概要

各支持部材について、引張試験機で荷重を準静的に負荷したときのひずみを計測した。ひずみゲージは、加振試験における各支持部材のひずみゲージ設置位置と同じ位置に設置した。

荷重条件としては各試験体に対して表1の荷重を準静的に負荷し、これを3セット繰り返した。

表1 ひずみ校正試験 荷重条件

試験体	荷重条件 (kN)
プッシュローラ ブラケット	
門受板	
吊具	
エンドボルト	

3. 試験結果

試験で得られた最大荷重と最大ひずみ値を表2に示す。

表2 ひずみ校正試験結果

試験体	回数	ゲージ No.	最大荷重 (kN)	最大ひずみ ( $\mu\epsilon$ )
プッシュローラ ブラケット	1回目	P-1	□	□
		P-2		□
		P-3		□
		P-4		□
	2回目	P-1		□
		P-2		□
		P-3		□
		P-4		□
	3回目	P-1		□
		P-2		□
		P-3		□
		P-4		□
門受板	1回目	K-1	□	□
	2回目			□
	3回目			□
吊具	1回目	H-1	□	□
		H-2		□
	2回目	H-1		□
		H-2		□
	3回目	H-1		□
		H-2		□
エンドボルト	1回目	E-1	□	□
		E-2		□
	2回目	E-1		□
		E-2		□
	3回目	E-1		□
		E-2		□

4. 単位ひずみ ( $1 \mu \varepsilon$ ) 当たりの荷重 (校正値) の算出

本試験により得られたひずみと荷重の値を用いて、加振試験で計測したひずみから荷重に換算するための校正値を以下により求める。

$$\text{校正値} = \text{最大荷重} / \text{最大ひずみ}$$

この時、試験は3回実施しているため算出に用いる最大ひずみの値は3回の平均値とする。

校正値の算出結果のまとめを表3に、各支持部材の算出結果を表4に示す。



表 3 校正值算出結果<まとめ>

部材	最大荷重 (kN)*1	最大ひずみ( $\mu\epsilon$ )			校正值 (kN/ $\mu\epsilon$ )
		1回目	2回目	3回目	
プッシュローラブラケット	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
門受板	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
吊具	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
エンドボルト	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>

\*1：プッシュローラブラケットは1体当たりの荷重を示す。

表 4(1) 校正值算出結果<ひずみ平均値算出(プッシュローラブラケット)>

回数	最大ひずみ( $\mu\epsilon$ )				平均値 ( $\mu\epsilon$ )
	No. P-1	No. P-2	No. P-3	No. P-4	
1回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
2回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>
3回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>	<input type="text"/>

表 4(2) 校正值算出結果<ひずみ平均値算出(門受板)>

回数	最大ひずみ( $\mu\epsilon$ )				平均値 ( $\mu\epsilon$ )
	No. K-1	-	-	-	
1回目	<input type="text"/>	-	-	-	<input type="text"/>
2回目	<input type="text"/>	-	-	-	<input type="text"/>
3回目	<input type="text"/>	-	-	-	<input type="text"/>

表 4(3) 校正值算出結果<ひずみ平均値算出(吊具)>

回数	最大ひずみ( $\mu\epsilon$ )				平均値 ( $\mu\epsilon$ )
	No. H-1	No. H-2	-	-	
1回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	-	-	<input type="text"/>
2回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	-	-	<input type="text"/>
3回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	-	-	<input type="text"/>

表 4(4) 校正值算出結果<ひずみ平均値算出(エンドボルト)>

回数	最大ひずみ( $\mu\epsilon$ )				平均値 ( $\mu\epsilon$ )
	No. E-1	No. E-2	-	-	
1回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	-	-	<input type="text"/>
2回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	-	-	<input type="text"/>
3回目	<input type="text"/>	<input type="text"/>	-	-	<input type="text"/>

## 架台の応答増幅の影響低減

本資料は、地震応答解析結果 [ ] と加振試験結果の最大加速度の比率を算定したものである。

## 1. 比率算定の考え方

今回得られたオペフロ BOP 閉止装置の加振試験結果では、支持架台による応答増幅があるため、扉の上部（計測点 A3 又は A4）、下部（計測点 A1-1 又は A2-1）の計測結果に差異が生じている。これは実機条件と試験条件に差異がある事を示している。よって、試験条件として生じる支持架台の増幅分を取り除くための比率を以下の通り算出した。

$$\text{比率} (a_0 / a_1) = a_0 / a_1$$

$a_0$ （水平方向）：扉上下端位置（T.M.S.L. [ ] m 及び [ ] n）における [ ] の平均値

（鉛直方向）：扉上端位置（T.M.S.L. [ ] n）における [ ]

$a_1$ （水平方向）：扉上下端位置の加速度計（計測点 A1-1 と A3、または A2-1 と A4）の計測結果の平均値

（鉛直方向）：扉上端位置の加速度計（計測点 A3、または A4）の計測結果

 $a_0$  及び  $a_1$  の設定の考え方

- ・水平方向（扉の面外、開閉方向）：

扉に対する上部、下部からの加速度入力の影響が同じと考え、上部と下部（計測点 A1-1 と A3、または A2-1 と A4）の計測結果の平均値を比率算定に用いる。ここで  $a_0$  [ ] としては、計測結果と同様、扉の上部と下部（T.M.S.L. [ ] m 及び [ ] n）の平均値を用いる。

- ・鉛直方向：

扉が吊るされている上部からの加速度入力の影響が支配的と考え、上部（計測点 A3 または A4）の計測結果を比率算定に用いる。ここで  $a_0$  [ ] としては、計測結果と同様、扉の上部（T.M.S.L. [ ] n）の値を用いる。

## 2. 比率の算定結果

地震応答解析結果の [ ] と加振試験結果の最大加速度の比率算定結果を表 1 に示す。

表1 地震応答解析結果 ( ) と加振試験結果の比率算定結果

方向	$a_0$ ( ) *1 [ $\times 9.8 \text{ m/s}^2$ ]	計器番号	$a_1$ (加振試験結果*2) [ $\times 9.8 \text{ m/s}^2$ ]		$a_0/a_1$ (比率)*3	
			扉開	扉閉	扉開	扉閉
	①	—	②	③	①/②	①/③
X 方向 (面外方向)	( )	A1-1	( )	—	( )	( )
		A2-1	—	( )		
		A3	( )	—		
		A4	—	( )		
		平均値	( )	( )		
Y 方向 (面内方向)	( )	A1-1	( )	—	( )	( )
		A2-1	—	( )		
		A3	( )	—		
		A4	—	( )		
		平均値	( )	( )		
Z 方向 (鉛直方向)	( )	A3	( )	—	( )	( )
		A4	—	( )		

注記 \*1：設定の考え方は，1項参照。小数点3桁目を四捨五入。

\*2：設定の考え方は，1項参照。

扉開の場合には計測位置 A1-1 及び A3，扉閉の場合には計測位置 A2-1 及び A4 の加速度計測結果を示す。

\*3：小数点4桁目を切上げ

22. 原子炉補機冷却海水系ポンプの耐震性についての計算書に関する

補足説明資料

## 原子炉補機冷却海水系ポンプの高振動数領域を考慮した評価について

### 1. はじめに

本資料では、弁の動的機能維持評価にて配管系が柔な場合に高振動数領域を考慮した評価を実施していることを踏まえ、水平方向に柔な機器である原子炉補機冷却海水系ポンプについて、高振動数領域を考慮した場合の影響評価を実施した。

### 2. 評価方法

現行の手法にて考慮する振動数領域は20Hzまでとしてスペクトルモード解析を実施しているが、高振動数領域の影響検討として、新たに50Hzまで考慮した構造強度評価及び動的機能維持評価を行う。解析モデル図を図2-1に示す。

原子炉補機冷却海水系ポンプの評価に用いるタービン建屋の設計用床応答曲線は、20Hz近傍で応答が卓越するものではないため、KK7 補足-028 資料5「弁の動的機能維持評価について」における検討を踏まえ、影響評価に用いる床応答スペクトル（検討用床応答曲線）は20Hzを超えた範囲を最大加速度（1.0ZPA）として作成する。検討用床応答曲線を図2-2に示す。

また、固有振動数及び刺激係数を表2-1に、50Hzまでの主要次数のモード図を図2-3に示す。

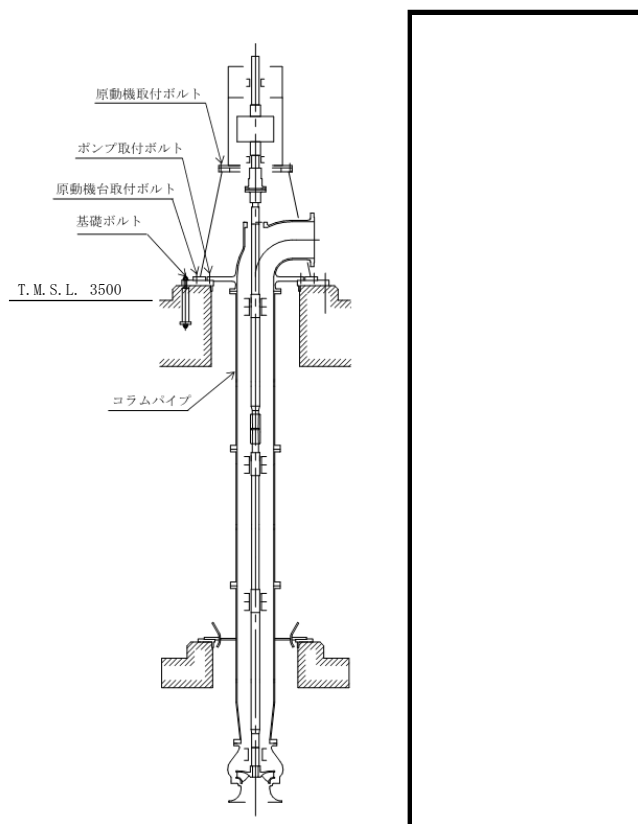


図2-1 解析モデル図

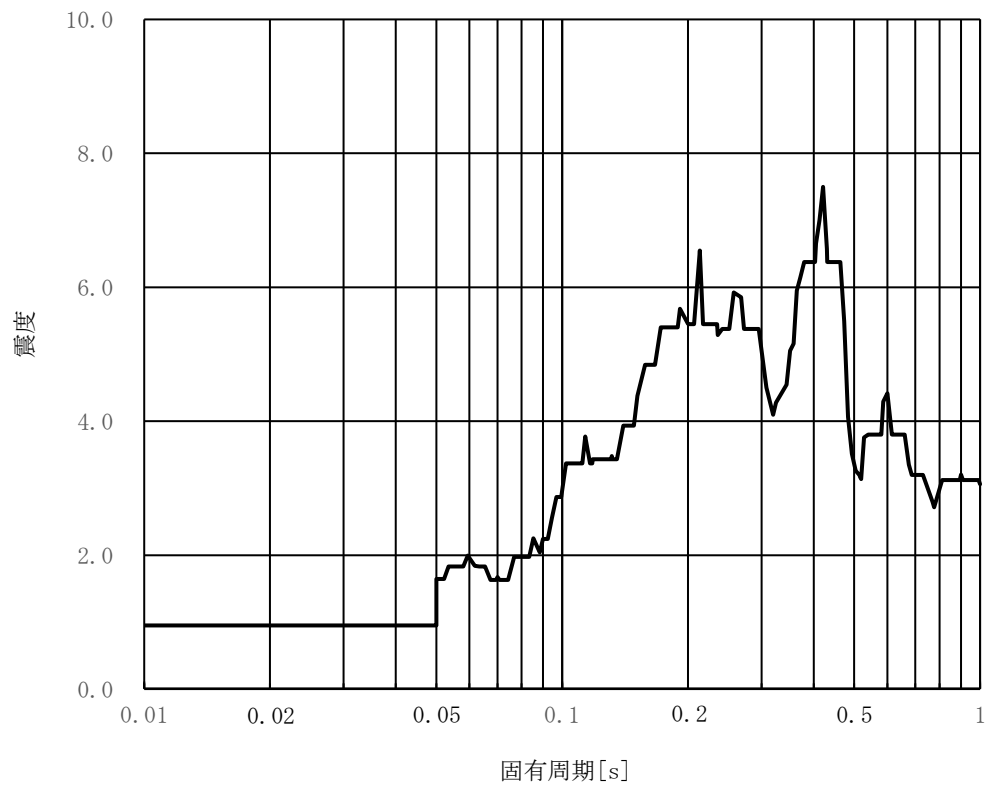


図2-2 検討用床応答曲線\* (タービン建屋 T.M.S.L.4.9m 水平方向 減衰定数1.0%)

注記\* : V-2-1-7「設計用床応答曲線の作成方針」の設計用床応答曲線 I の20Hzを超えた範囲を設計用最大応答加速度 I (1.0ZPA) として作成したもの

表2-1 固有振動数及び刺激係数

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数	
			水平方向	鉛直方向
1次	8.76	0.114	1.111	0.000
2次	24.80	0.040	0.090	0.000
3次	28.33	0.035	1.798	0.000
4次	38.26	0.026	-0.097	0.000
5次	39.32	0.025	1.939	0.000
6次	40.31	0.025	0.000	-2.408

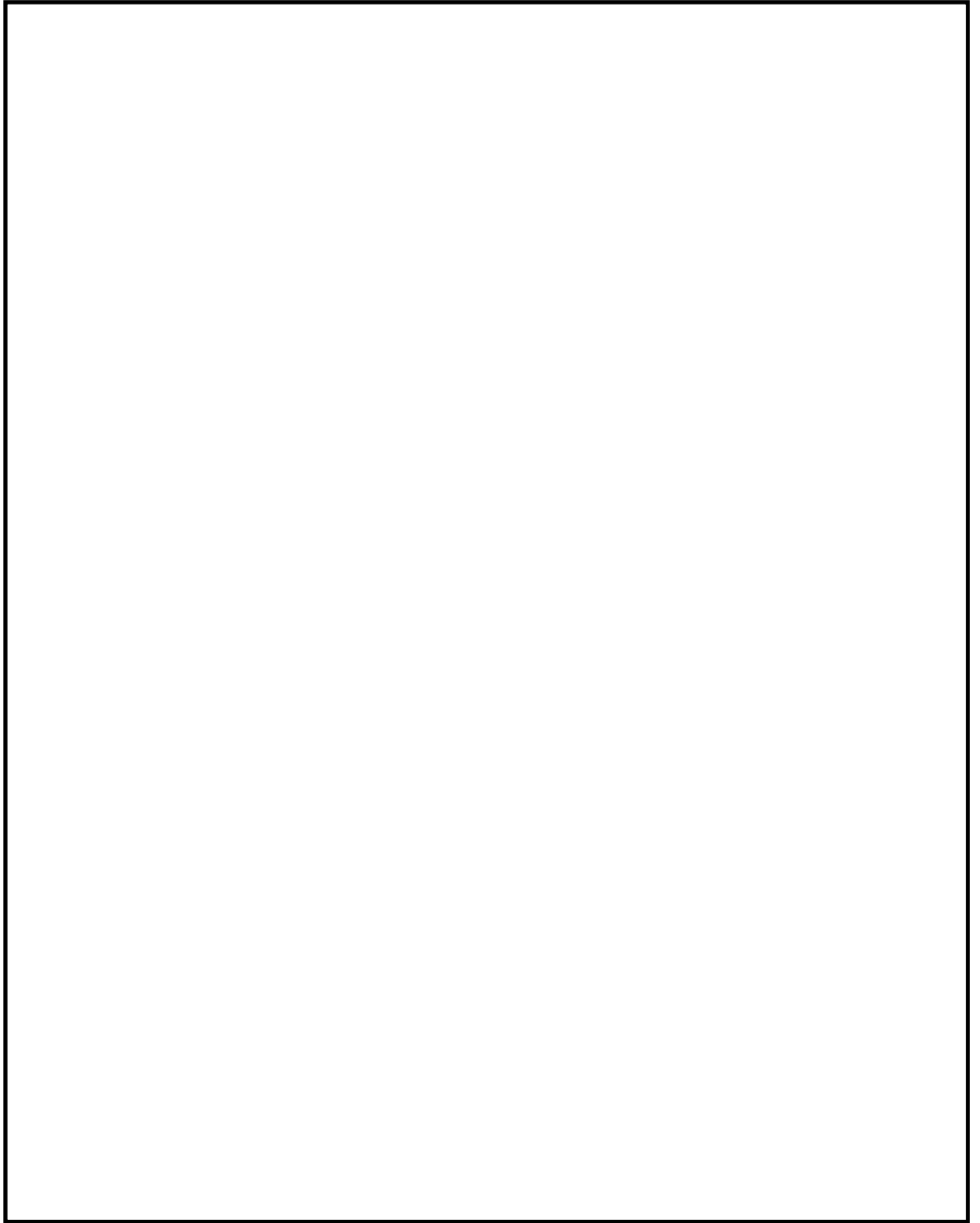


図 2-3 モード図

### 3. 評価結果

評価結果を表3-1に示す。

#### (1) 構造強度評価

ボルト類については、現行の手法による評価結果として静的解析の評価が支配的な結果となり、基礎ボルト（引張）とポンプ取付ボルト（引張）以外は現行の手法と50Hzまでの影響評価結果は同等、もしくは現行の手法による評価結果が上回る結果となった。基礎ボルト（引張）は現行手法の発生応力23MPaに対して、影響評価の発生応力は27MPaとなり4MPaの増加が認められ、ポンプ取付ボルト（引張）は現行手法の発生応力12MPaに対して、影響評価の発生応力は13MPaとなり1MPaの増加が認められたが、いずれも応力の増分は僅かであった。

コラムパイプについては、現行の手法による評価結果に対して影響評価結果の増減はなかった。

#### (2) 動的機能維持評価

現行手法のコラム先端部の応答加速度 $3.49 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ に対して、影響評価のコラム先端部の応答加速度は $3.51 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ となり、コラム先端部の応答加速度の増分は僅かであった。



表3-1(1) 構造強度評価結果

(単位：MPa)

		基礎		ポンプ		原動機台		原動機		コラム
		ボルト		取付ボルト		取付ボルト		取付ボルト		パイプ
		引張	せん断	引張	せん断	引張	せん断	引張	せん断	一次一般膜
現行の手法による評価結果	20Hzまでの領域を考慮した地震応答解析結果(設計用床応答曲線)	11	5	12	4	—*	1	—*	2	74
	静的解析(1.2ZPA)	23	13	—*	3	16	6	32	18	35
	包絡値	23	13	12	4	16	6	32	18	74
影響評価	50Hzまでの領域を考慮した地震応答解析結果(検討用床応答曲線)	27	10	13	4	11	3	29	12	74
許容応力		184	142	184	142	184	142	184	142	283

注記\*：転倒モーメントが小さく、ボルトに引張力が作用しないため、引張応力が発生しない。

表3-1(2) 動的機能維持評価結果

(単位：×9.8 m/s<sup>2</sup>)

		コラム先端部の応答加速度(水平方向)
現行の手法による評価結果	20Hzまでの領域を考慮した地震応答解析結果(設計用床応答曲線)	3.49
	最大加速度(1.0ZPA)	0.95
	包絡値	3.49
影響評価	50Hzまでの領域を考慮した地震応答解析結果(検討用床応答曲線)	3.51
機能確認済加速度		10.0

4. まとめ

原子炉補機冷却海水系ポンプの構造強度評価及び動的機能維持評価において、高振動数領域を考慮した場合の影響評価を行い、現行手法による評価結果と比較し、応力及びコラム先端部の応答加速度の有意な増加はなく、影響は小さいことを確認した。

本資料のうち、枠囲みの内容は、機密事項に属しますので公開できません。

柏崎刈羽原子力発電所第7号機 工事計画審査資料	
資料番号	KK7 補足-028-10-23 改 11
提出年月日	2020年10月12日

容器のスロッシングによる影響評価について

2020年10月

東京電力ホールディングス株式会社

## 容器のスロッシングによる影響評価について

### 1. 概要

容器の内包流体には、水平方向の地震によりスロッシングが発生し、地震のエネルギーが分散される。そのため、容器胴板及び基礎ボルトの耐震強度評価は、スロッシングを考慮して内包流体を固定質量と揺動質量に分けて評価するより、スロッシングを考慮せずに内包流体全てを固定質量で評価の方が保守的な評価結果となる（参考1）。したがって、容器の耐震強度評価においては、内包流体を固定質量で評価している。

一方、容器の屋根においては、スロッシングで内包流体が屋根に到達する場合、スロッシングによる荷重が作用する。そこで、スロッシングで内包流体が容器の屋根に与える影響について評価する。この屋根への影響評価でも内包流体を固定質量で評価する保守的な評価方法を用いる。

### 2. 評価対象の選定

スロッシングによる影響評価の対象は、耐震重要度分類Sクラス及び重大事故等対処設備から、スロッシングによる溢水等のおそれがあるものを選定する。なお、V-1-1-9「発電用原子炉施設の溢水防護に関する説明書」において、地震時に溢水源とする容器（基準地震動S<sub>s</sub>に対する耐震性を確認していない機器）は、本評価の対象外とする。表1に影響評価の対象とした容器を示す。

表1 影響評価の対象容器

名称	形状	耐震重要度分類	設備分類	内径 (mm)	全高 (mm)	胴高さ (mm)	液位 (mm)
軽油タンクA (7号機)	平底たて置き 円筒形容器	S	常設/防止 (DB拡張) 常設/緩和 (DB拡張)	9,800	10,392	9,500	7,495
軽油タンクB (7号機)	平底たて置き 円筒形容器	S	常設/防止 (DB拡張) 常設/緩和 (DB拡張)	9,800	10,344	9,500	7,495
軽油タンクA (6号機)	平底たて置き 円筒形容器	—	常設耐震/防止 常設/緩和	9,800	10,344	9,500	7,495
軽油タンクB (6号機)	平底たて置き 円筒形容器	—	常設耐震/防止 常設/緩和	9,800	10,392	9,500	7,495
ほう酸水注入 系貯蔵タンク	平底たて置き 円筒形容器	S	常設耐震/防止	3,300	4,200	4,194	3,771
復水貯蔵槽	ライニング槽 (矩形)	B	常設耐震/防止 常設/緩和	たて:11,500 横:11,850	16,600	16,544	11,860

### 3. 評価方法

#### 3.1 評価方針

容器のスロッシングによる波面が屋根に衝突することで、屋根に荷重が作用する。スロッシングによる波高は地震動の増加により大きくなるが、波面衝突によってスロッシング形状の乱れが大きくなり、衝突圧力が抑えられる傾向がある。一方、波面衝突による荷重は、内包流体の上部（揺動質量）が屋根に沿って上昇することによるものである。

本評価ではスロッシングによる流体力として、容器内包液の質量 $m$ に、内包液のスロッシングによる水平方向応答加速度 $\alpha_H$ が作用した際の荷重 $F$ が、側壁や重力の影響を受けずに、屋根に対して鉛直上向き方向に全て作用するものと保守的に仮定し評価（以降「保守的な評価」と称す。）を行う。保守的な評価の概略図（軽油タンクの例）を図1に示す。

内包液をスロッシングにより生じる動液圧荷重として考慮した場合、内包液の荷重は一部が上方向に逃げてしまうが、「保守的な評価」を用いる場合、内包液に作用する荷重の全てが一方向に作用するものと扱うことから、保守的な評価となる。また、スロッシングによる波は、衝突により砕けること、発生する荷重のうち瞬間的な荷重は、屋根の変形に与える影響は限定的であることが電力共同研究「円筒形タンクのスロッシング評価」（参考2）に示されている。

なお、スロッシングによる波が屋根に衝突し離れる際の負圧の影響は参考6に示すとおり軽微である。また、評価に用いる荷重については、屋根の鉛直方向地震力による慣性力とスロッシングによる荷重 $F$ との組合せが考えられるが、参考8に示すとおり柏崎刈羽原子力発電所6/7号機での屋根の質量は容器内包液の質量 $m$ に比べて十分に小さいため、本評価ではスロッシングによる荷重 $F$ のみを評価する。

#### 3.2 応力評価方法

本評価ではスロッシングによる流体力として、タンクを上方から見たときの屋根の接続部より内側の面積（水平投影面積）で液位の高さの容器内包液の質量 $m$ に、内包液のスロッシングによる水平方向応答加速度 $\alpha_H$ が作用した際の荷重 $F$ が、側壁や重力の影響を受けずに、鉛直上向き方向に全て作用するものとする。

スロッシングによる荷重が、屋根全面に均一に作用するものとした場合、屋根に負荷される荷重を設計弱部である屋根の接続部で負担すると仮定し、屋根の健全性を屋根の接続部に対して確認する。評価部位の妥当性を参考3に示す。

評価部位は、屋根と胴板の溶接部（部位Ⅰ）及び、屋根の設計弱部（部位Ⅱ）（以下、部位Ⅰと部位Ⅱを合わせ「屋根の接続部」という。）とする。評価部位を図1に示す。

屋根の接続部は円周方向に一様の断面であり、荷重が均等かつ一様に引張荷重として上向き一方向のみ作用し、せん断破壊は想定されないことから、屋根の接続部に作用する応力は、せん断応力ではなく膜応力として扱う。応力評価モデルを図2に示す。なお、設計・建設規格において、溶接部の継手効率に関する要求は、屋根部に対して規定されていない。

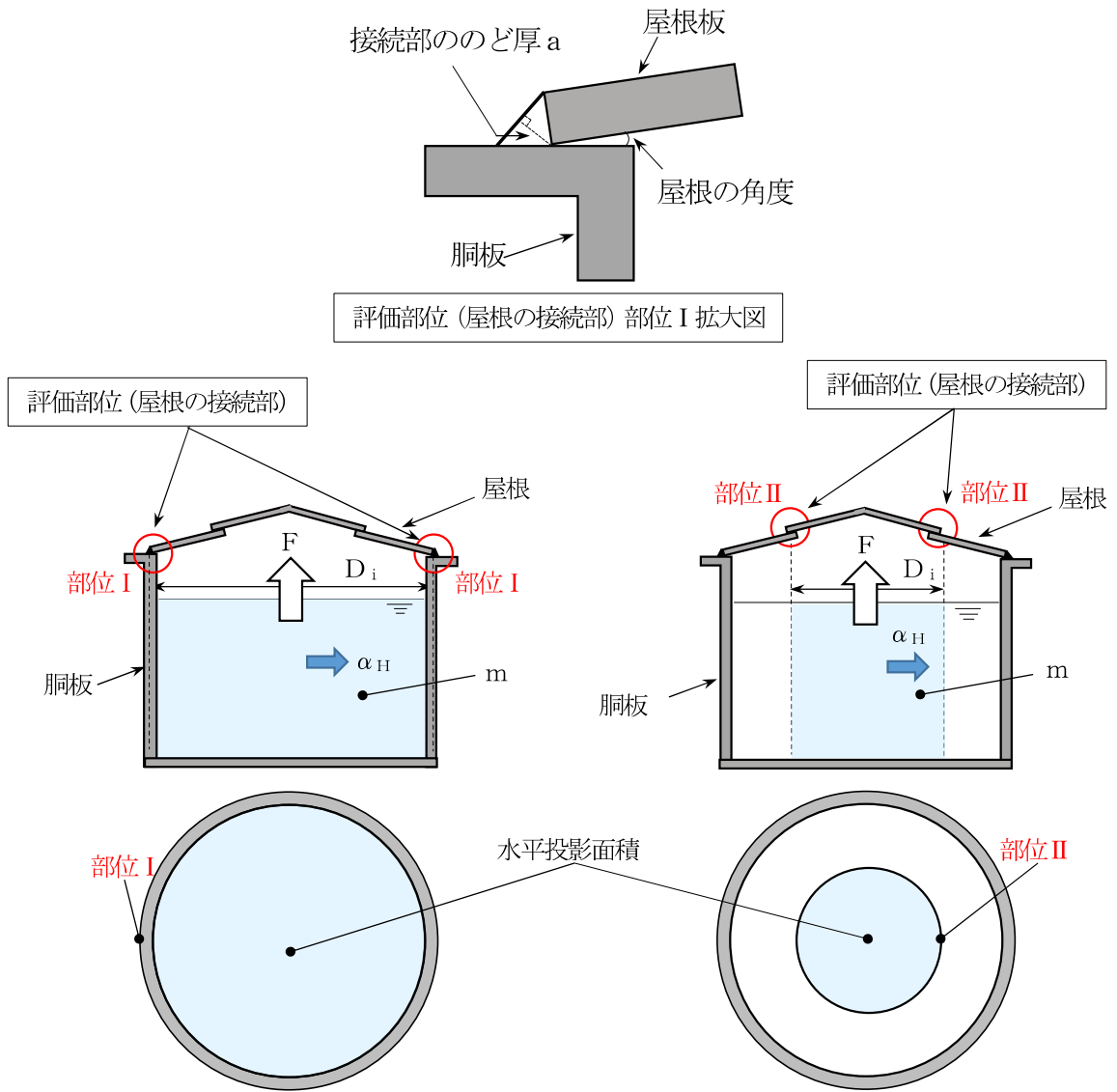


図1 保守的な評価の概略図 (軽油タンクの例)

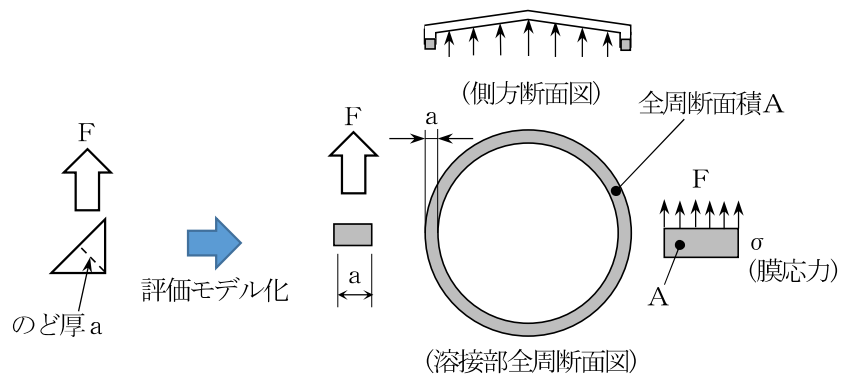


図2 応力評価モデル図

荷重Fを、屋根の接続部の全周断面積Aで除した応力  $\sigma$  が許容値以下となることを確認することで、屋根の接続部の応力評価を行う。スロッシングによる評価に用いる評価式を以下に、記号の説明を表2に示す。

一般にスロッシング評価では、速度応答スペクトルを用いるため、内包液のスロッシングによる水平方向応答加速度  $\alpha_H$  は、速度応答スペクトルから求める。減衰定数は、V-2-1-6「地震応答解析の基本方針」に記載の減衰定数（液体の揺動0.5%）を用いる。

$$\text{発生応力 } \sigma = \frac{F}{A}$$

$$\text{ここで, } F = m \alpha_H$$

$$A = \pi a D_i$$

表2 評価に用いる記号

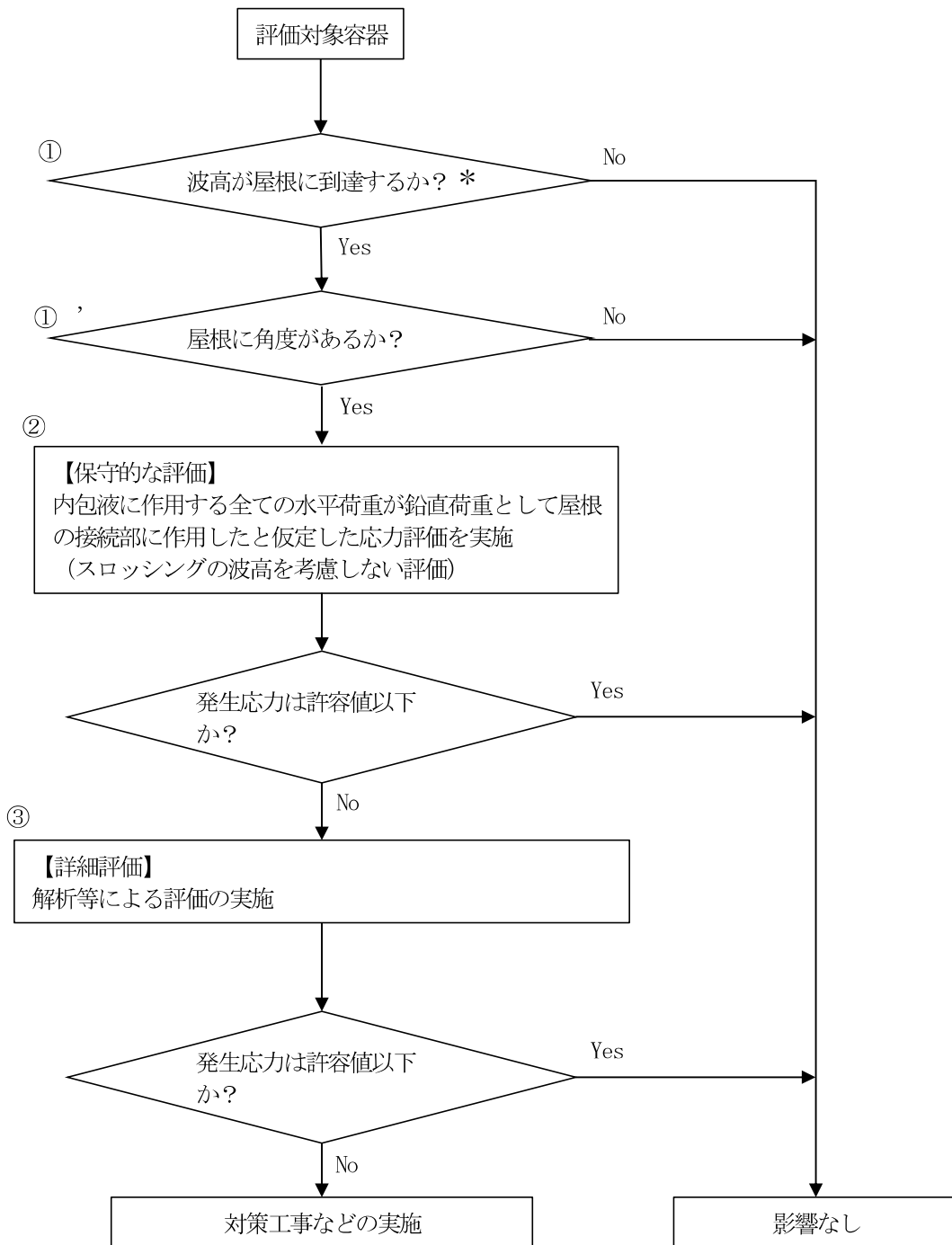
記号	記号の説明	単位
F	スロッシングによる荷重	N
m	容器内包液の質量	kg
$\alpha_H$	容器内包液の水平方向応答加速度	m/s <sup>2</sup>
a	屋根の接続部ののど厚	mm
$D_i$	屋根の接続部の平均直径	mm
A	屋根の接続部の全周断面積	mm <sup>2</sup>

### 3.3 評価フロー

容器について、屋根の接続部の強度を下記の手順で評価し、スロッシングの影響が無いことを確認する。評価フローを図3に示す。

- ① 屋根に内包液が到達するか。
- ①' 屋根に角度があるか\*1。
- ② 内包液が到達する場合は、「保守的な評価」で屋根の接続部の発生応力が許容値以下か。
- ③ 屋根の接続部の発生応力について、「詳細評価」が必要な場合は、解析等による評価を実施。

\*1 参考資料（容器構造設計指針・同解説（参考4））より容器の屋根の角度が小さい場合、固定屋根によるスロッシングの影響が拘束され、スロッシングを起こした内包液が上昇できず腰掛圧が生じないことが示されている。また、参考資料（固定屋根を有する円筒液体タンクの耐震設計（第2報）（参考5））にも、腰掛圧は受圧点における最高液位からの静水圧に大略等しいので、平板及び平板に近い屋根の場合は無視してよいと示されている。よって、平板屋根の場合には、②以降の評価の対象外とする。



\* : 柏崎刈羽原子力発電所 6/7 号機の基準地震動  $S_s$  は長周期成分の地震動が大きいため、スロッシングによる波高は屋根に到達するものとして評価を行う。

図 3 柏崎刈羽原子力発電所 6/7 号機の屋根の接続部に対する耐震評価フロー

4. 屋根の接続部に対する評価手法の選定について

図3に示す評価フローにおいて、①にて波高は容器屋根に到達するものとして評価し、①'にて容器の屋根に角度がある場合には、「②【保守的な評価】」を実施し、判定を満足しない場合はフローにより「③【詳細評価】」の評価を行う。

図3の評価フローによる各容器の評価手法の選定結果を表3に、構造概要図を図4から図6に示す。

軽油タンクは、図3の評価フローにて①'屋根に角度があることから、②「保守的な評価」を行う。ほう酸水注入系貯蔵タンク及び復水貯蔵槽は、図3の評価フローにて①'屋根に角度がないことから、影響なしとして評価を終了する。

表3 容器の評価手法の選定結果

名称	形状	屋根形状 (角度)	選定結果
軽油タンク A (7号機)	平底たて置き円筒形容器	円すい形 (約9°)	②「保守的な評価」
軽油タンク B (7号機)	平底たて置き円筒形容器	円すい形 (約9°)	②「保守的な評価」
軽油タンク A (6号機)	平底たて置き円筒形容器	円すい形 (約9°)	②「保守的な評価」
軽油タンク B (6号機)	平底たて置き円筒形容器	円すい形 (約9°)	②「保守的な評価」
ほう酸水注入系貯蔵タンク	平底たて置き円筒形容器	平板	—
復水貯蔵槽	ライニング槽 (矩形)	平板	—

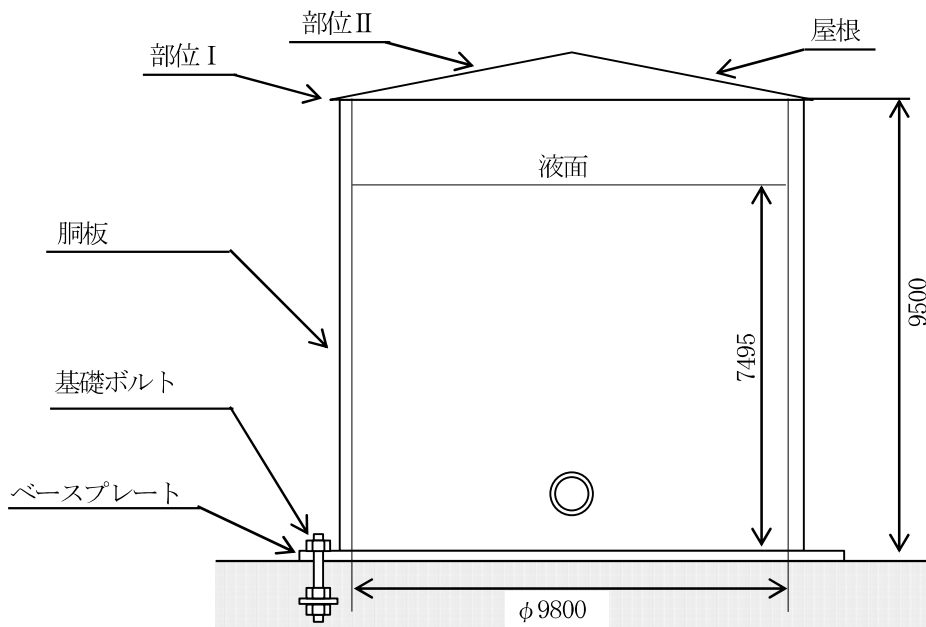


図4 構造概要図 (軽油タンク)



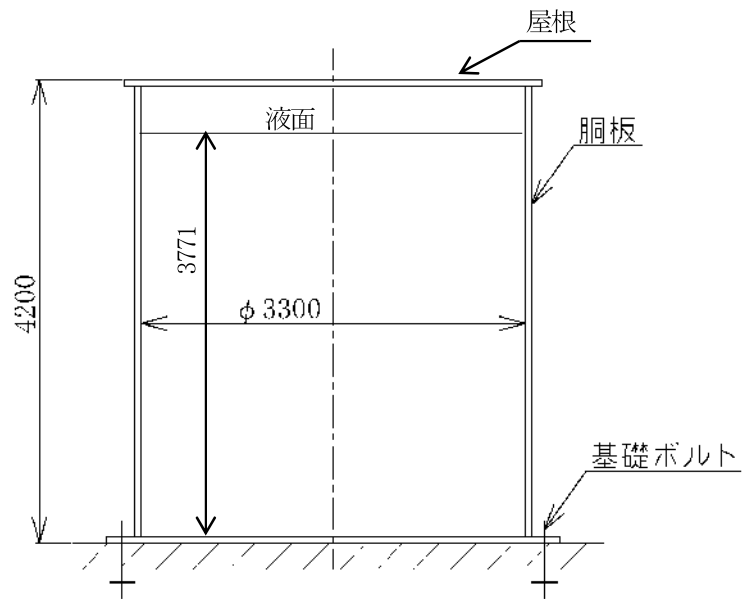


図5 構造概要図 (ほう酸水注入系貯蔵タンク)

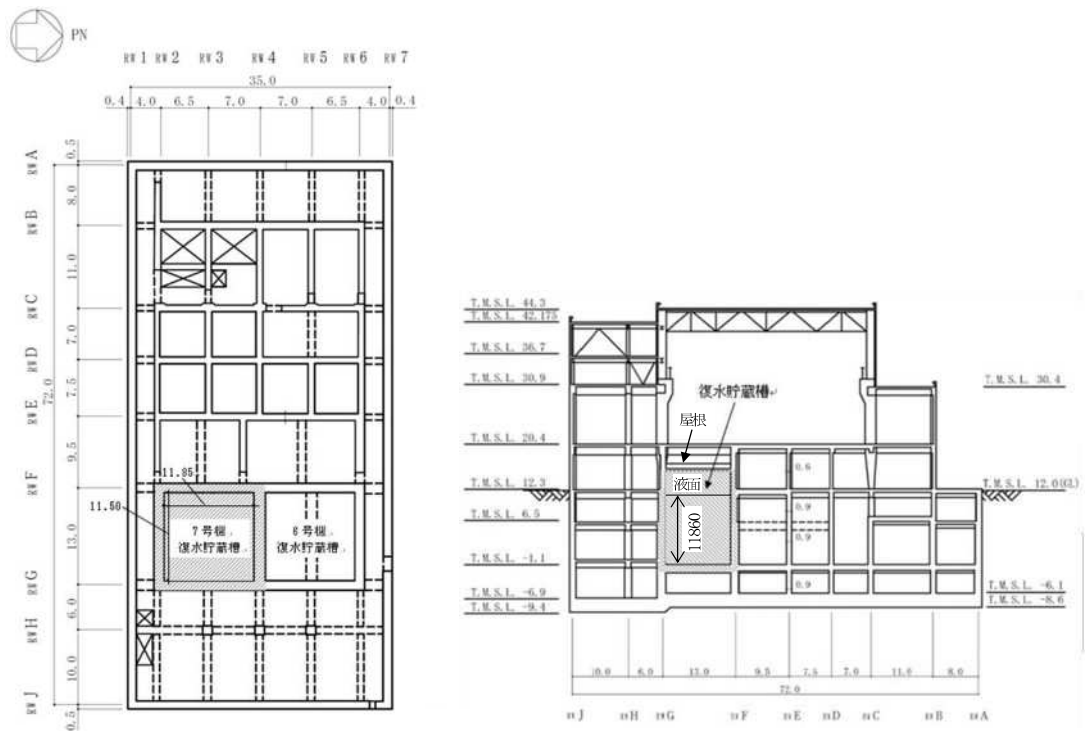


図6 構造概要図 (復水貯蔵槽を含む廃棄物処理建屋)

5. 屋根の接続部に対するスロッシングの影響評価結果

5.1 評価対象

4項の選定結果から軽油タンクの評価を行った。

5.2 評価条件

軽油タンクについて、評価諸元を表4-1及び表4-2に、評価条件を表5に示す。

柏崎刈羽原子力発電所6/7号機の基準地震動 $S_s$ は、長周期成分の大きい地震動であることから波高が大きくなる可能性がある。参考7に示すとおり、速度ポテンシャル理論が適用できるスロッシングと仮定したときの内包液のスロッシング1次固有周期は3秒程度である。そこで、図7に示す基準地震動 $S_s$ のスロッシング評価用速度応答スペクトルの固有周期が2秒以上の範囲に着目する。容器内包液の水平方向応答加速度は、図7に示す速度応答スペクトルに固有円振動数( $\omega=2\pi/T$ )を乗じることで求め、そのときの最大となる応答加速度を用いる。

表4-1 評価諸元（軽油タンク，部位I）

記号	記号の説明	7号機		6号機		単位
		A	B	A	B	
m	容器内包液の質量					kg
a	屋根の接続部ののど厚					mm
$D_i$	屋根の接続部の平均直径					mm
$\alpha_H$	容器内包液の水平方向応答加速度 (固有周期2秒以上の範囲の最大) $\alpha_H = S_v \cdot 2\pi/T$					$m/s^2$
T	卓越した固有周期*2					s
$S_v$	速度応答スペクトル*2					m/s

\*1：体積   $m^3$  × 密度   $kg/m^3$ ，体積は容器内径及び液位より求める ( $1/4 \times \pi \times 9.8^2 \times 7.495$ )。

\*2：固有周期2秒以上の範囲で水平方向応答加速度が最大となる時の値。速度ポテンシャル理論によるスロッシングの1次固有周期とは異なる。

表4-2 評価諸元（軽油タンク，部位Ⅱ）

記号	記号の説明	7号機		6号機		単位
		A	B	A	B	
m	容器内包液の質量					kg
a	屋根の接続部ののど厚					mm
D <sub>i</sub>	屋根の接続部の平均直径					mm
α <sub>H</sub>	容器内包液の水平方向応答加速度 (固有周期2秒以上の範囲の最大) $\alpha_H = S_v \cdot 2\pi/T$					m/s <sup>2</sup>
T	卓越した固有周期*3					s
S <sub>v</sub>	速度応答スペクトル*3					m/s

\*1：体積  m<sup>3</sup> × 密度  kg/m<sup>3</sup>，体積は屋根の接続部の平均直径及び液位より求める  
(1/4 × π ×  × 7.495)。

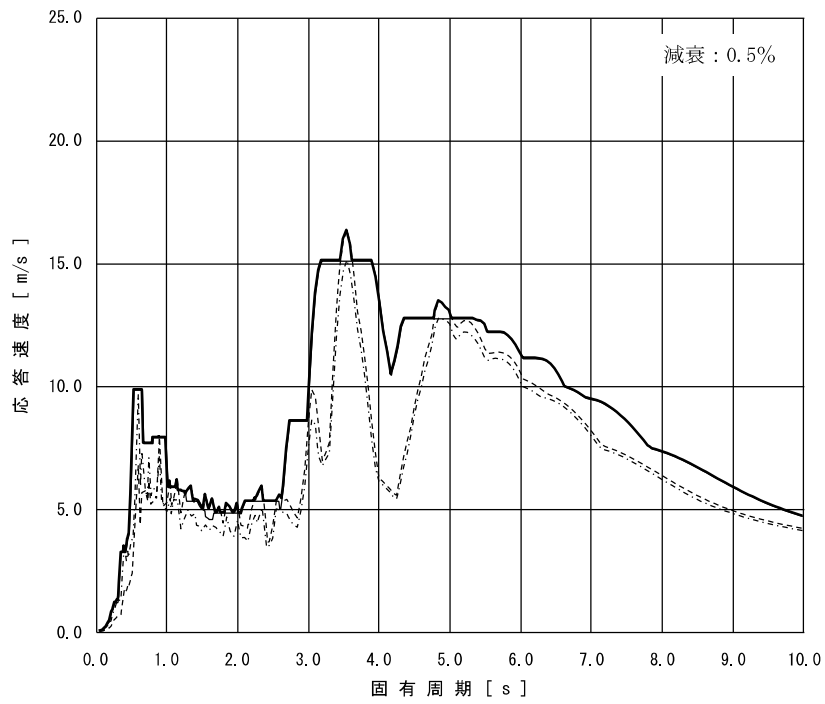
\*2：体積  m<sup>3</sup> × 密度  kg/m<sup>3</sup>，体積は屋根の接続部の平均直径及び液位より求める  
(1/4 × π ×  × 7.495)。

\*3：固有周期2秒以上の範囲で水平方向応答加速度が最大となるときの値。速度ポテンシャル理論によるスロッシングの1次固有周期とは異なる。

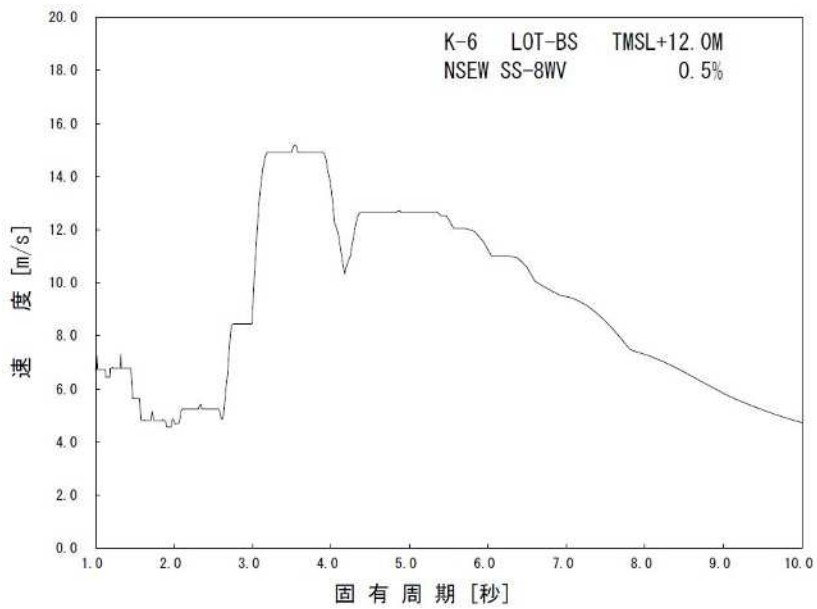
表5 評価条件（軽油タンク，部位Ⅰ及び部位Ⅱ）

名称	材料	温度条件 [°C]	許容応力状態	許容限界*
軽油タンク A (7号機)		66	IV <sub>A</sub> S	0.6・S <sub>u</sub>
軽油タンク B (7号機)		66	IV <sub>A</sub> S	0.6・S <sub>u</sub>
軽油タンク A (6号機)		66	IV <sub>A</sub> S	0.6・S <sub>u</sub>
軽油タンク B (6号機)		66	IV <sub>A</sub> S	0.6・S <sub>u</sub>

\*：許容限界は，発生応力を全周にわたる溶接部に一様に作用する荷重を全断面積にて除して求めることから，膜応力に対する許容限界として，J E A G 4601・補-1984における第3，4種容器（クラス2，3容器）の一次一般膜応力の許容応力を適用した。



7号機



6号機

図7 スロッシング評価用速度応答スペクトル (S s)

### 5.3 評価結果

評価結果を表6-1及び表6-2に示す。3項で示す評価式を用いて軽油タンク屋根について「保守的な評価」を行った結果、屋根の接続部の発生応力は許容応力を下回っており、スロッシングで内包流体が容器の屋根に与える影響については、構造強度上問題がないことを確認した。

表6-1 評価結果（軽油タンク，部位Ⅰ）

名称	発生応力 [MPa]	許容応力 [MPa]
軽油タンク A (7号機)	42	
軽油タンク B (7号機)	31	
軽油タンク A (6号機)	31	
軽油タンク B (6号機)	42	

表6-2 評価結果（軽油タンク，部位Ⅱ）

名称	発生応力 [MPa]	許容応力 [MPa]
軽油タンク A (7号機)	85	
軽油タンク B (7号機)	85	
軽油タンク A (6号機)	85	
軽油タンク B (6号機)	84	

#### 参考資料

- 〈参考1〉 スロッシングを考慮した場合の内包液の挙動について
- 〈参考2〉 円筒形タンクのスロッシング評価 抜粋（日本保全学会第7回学術講演会2010.7.15予稿集）
- 〈参考3〉 スロッシングに対する評価対象部位の妥当性について
- 〈参考4〉 容器構造設計指針・同解説 抜粋
- 〈参考5〉 固定屋根を有する円筒液体タンクの耐震設計（第2報） 抜粋（圧力技術17巻（1979）4号）
- 〈参考6〉 スロッシングにより屋根に衝突する液体が屋根を離れる際の負圧の影響について
- 〈参考7〉 速度ポテンシャル理論によるスロッシングの1次固有周期及び波高の算出方法
- 〈参考8〉 屋根板における地震時の慣性力とスロッシングによる荷重の重畳について

(参考1) スロッシングを考慮した場合の内包液の挙動について

タンクに地震荷重が作用した際に、内包液にスロッシングが生じる。

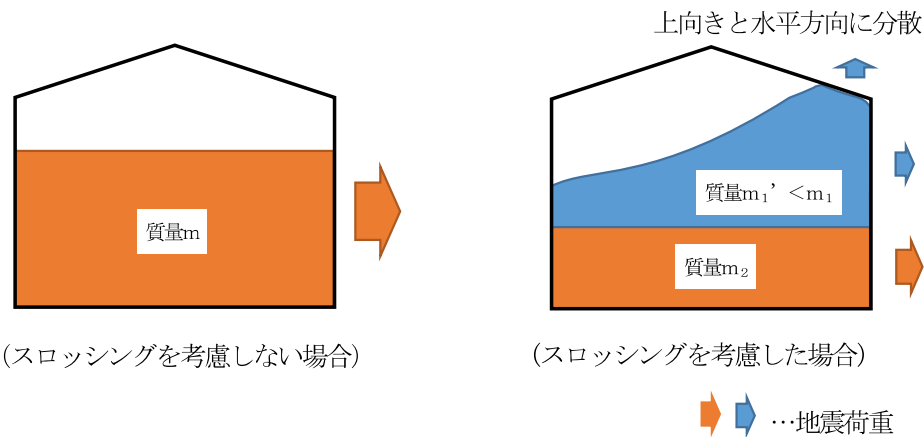
スロッシングが生じることで内包液は上下方向にも動くことになり、内包液に作用する地震エネルギーの一部が上下方向のエネルギーに変換され、タンク胴板に水平方向荷重として作用するエネルギーの総量が減少する。

また、内包液がスロッシングにより揺動することで荷重の作用方向が逸散し、内部流体に対する荷重作用点の重心高さが、内包液を揺動しない固定質量と見做した場合に比べ低くなる。

それらを考慮することで、水平方向に作用するエネルギー総量の減少及び荷重作用点の低下となり、タンク本体及び基礎ボルトに作用する地震荷重（水平方向荷重及び転倒モーメント）が低減される。

スロッシングによる重心高さ及び荷重低減のイメージを以下に示す。

スロッシングによる波高は地震動の増加により大きくなるが、波面衝突によってスロッシング形状の乱れが大きくなり、衝突圧力が抑えられる傾向である。したがって、地震動が大きいときのスロッシングによる内包液の挙動に対しても考え方は同様である。



(スロッシングを考慮しない場合)

(スロッシングを考慮した場合)

…地震荷重

モーメントを水平方向荷重で除したものが重心高さ $l_g$ は以下の式で表される。

モーメント $M$ =水平方向荷重 $F$ ×重心高さ $l_g$ より、 $l_g=M/F$

ここで、水平方向荷重 $F$ =水平方向加速度 $\alpha_H$ ×質量 $m$

内包液を揺動液と固定液に分けて考えた場合、質量 $m$ =揺動液質量 $m_1$ +固定液質量 $m_2$ となる。

スロッシングを考慮した場合、揺動液質量 $m_1$ は揺動により荷重作用方向が分散することから、水平方向荷重が減少するが、加速度は変化していないため質量 $m_1$ が小さくなるものとして、等価質量 $m_1'$ と見做す。次に、重心高さ $l_g$ は、

$l_g = (m_1 \times m_1 \text{の重心高さ} l_{g1} + m_2 \times m_2 \text{の重心高さ} l_{g2}) / \text{質量} m$  により求まる。

スロッシングを考慮することにより、 $m_1$ が等価質量 $m_1'$ として小さくなることで、 $m_1'$ の重心高さも等価重心高さ $l_{g1}'$ と見做し、スロッシングを考慮した重心高さは、

$l_g' = (m_1' \times l_{g1}' + m_2 \times l_{g2}) / m$  となり、 $l_g$ より低くなる。

**注**：揺動液質量 $m_1$ はスロッシングにより揺動すると仮定する内包液の質量を、固定質量 $m_2$ はスロッシングにより揺動しないと仮定する内包液の質量として、質量 $m$ を分けたそれぞれの質量を示す。また、等価質量 $m_1'$ は揺動することによる荷重分散を質量が低減するものとして表したものである。

以上より、スロッシングを考慮した場合、上下方向へのエネルギーの分散が生じることにより、水平方向の地震荷重は低減される。また、揺動液質量部分の荷重低減を等価質量として質量低減と見做すことにより、荷重作用点である重心高さが低くなり、水平方向モーメントも低減される。

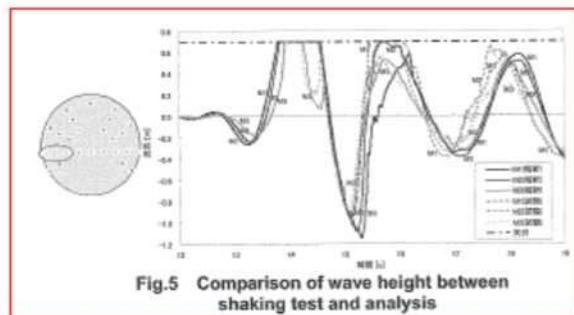


Fig.5 Comparison of wave height between shaking test and analysis

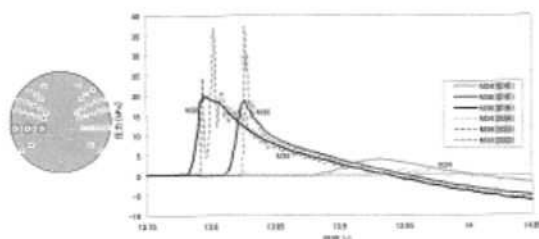


Fig.6 Comparison of pressure between shaking test and analysis

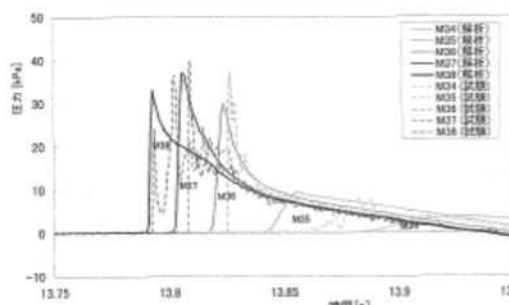


Fig.7 Analysis with segmentalized model

それぞれのひずみの時刻歴結果を Fig.9 に示す。応答解析結果は周期的な振動が発生しているが平均的には試験結果をほぼ再現している。また、20000Pa 以上をカットした応答解析結果においては、振動の各ピークで若干小さくなっているものの、衝撃圧を含む結果とほとんど変わらない。よって瞬間的な衝撃圧が変形に与える影響は限定的であり全体的なひずみはそれ以外の圧力の影響が支配的であると言える。

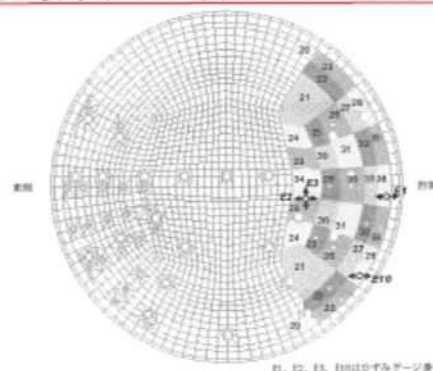


Fig.8 Analysis model to calculate strain on top board

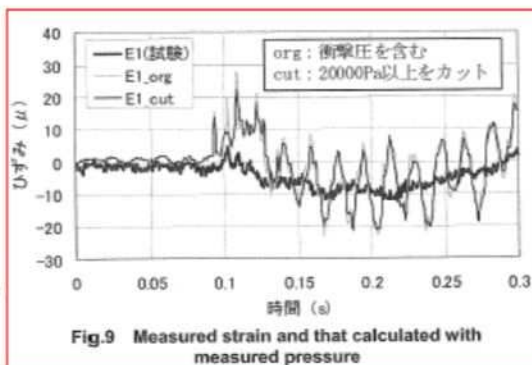


Fig.9 Measured strain and that calculated with measured pressure

### 3.3 天板の健全性評価

スロッシングによる波面衝突が天板強度へ与える影響を確認することにより、天板健全性の合理的な評価手法を検討した。

天板の健全性評価に必要な変形量は、振動試験においてひずみデータとして取得している。また先述のとおり天板の圧力データも得られているため、Fig.8 に示すように天板をモデル化し、各圧力計の周囲の領域に圧力時刻歴を与えて応答解析を実施し、発生するひずみを試験により計測されたひずみと比較した。さらに、瞬間的な圧力のピークが天板の変形に与える影響を評価するため、20000Pa 以上の衝撃圧をカットした圧力時刻歴による応答解析結果も合わせて確認した。

また、流動解析により得られた圧力時刻歴を用いたひずみを Fig.10 に示す。衝撃圧に相当する部分はないが、全体として試験圧力による応答解析およびひずみを模倣しており、流動解析で得られた圧力時刻歴を用いた天板の動的応答解析によっても、天板の変形挙動を模擬できることが分かった。

最後に、試験で計測された圧力時刻歴および、流動解析で得られた圧力時刻歴それぞれの最大値を静的に加えた結果を Fig.11 に示す。いずれの結果も試験で計測されたひずみに対し大きく、これらの評価が安全側の評価であることが分かった。



〈参考3〉 スロッシングに対する評価対象部位の妥当性について

平底たて置円筒形容器を含む開放型タンクの屋根については、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2005/2007年追補版) JSME S NC1-2005/2007」のうち、クラス2容器に係る要求事項である「PVC-3930 屋根がない場合の形状規定」及び同解説(別紙参照)に基づき、以下のとおり設計を行っている。

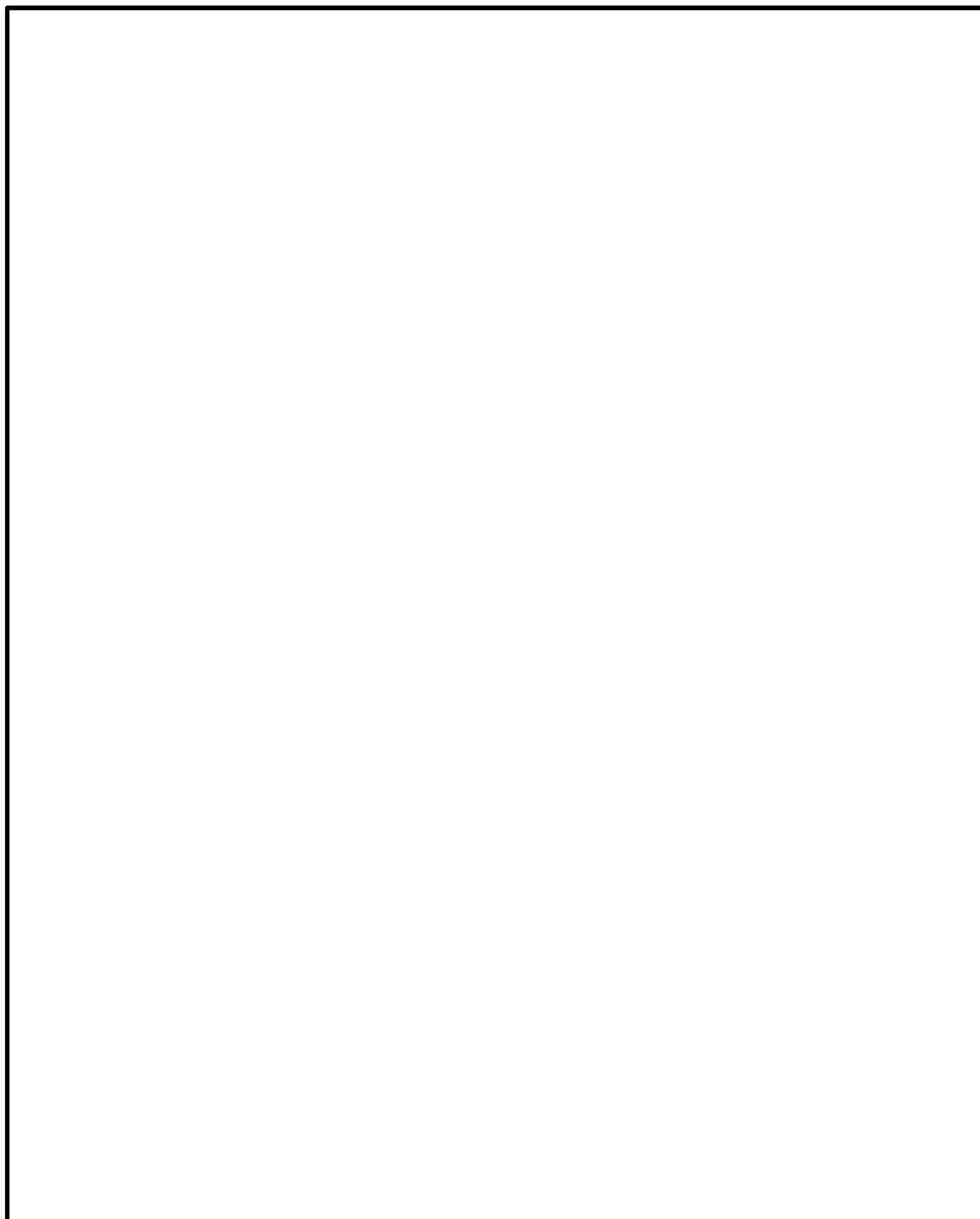
- ・屋根の板厚は、4.5 mm 以上であること。
- ・(屋根と胴板の) すみ肉溶接部が4.5 mm を超える場合は、過圧力時の逃がし装置を設けること。

上記2点から、すみ肉溶接部を4.5 mm 未満と設計する場合は、当該部位が最弱部となり、過圧時にここから圧力を逃がすような設計となっている。

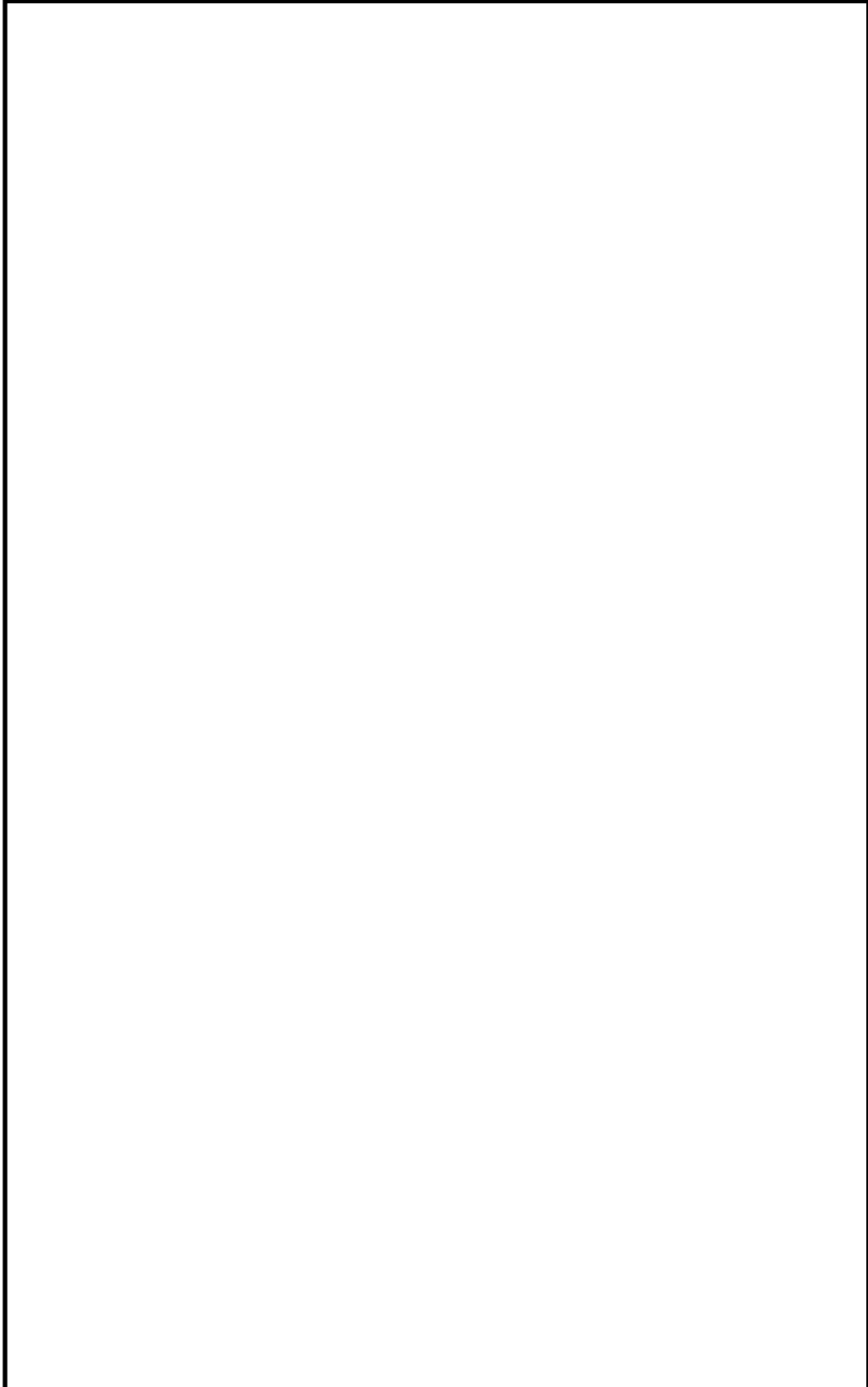
軽油タンクは、平底たて置円筒形容器に該当し、

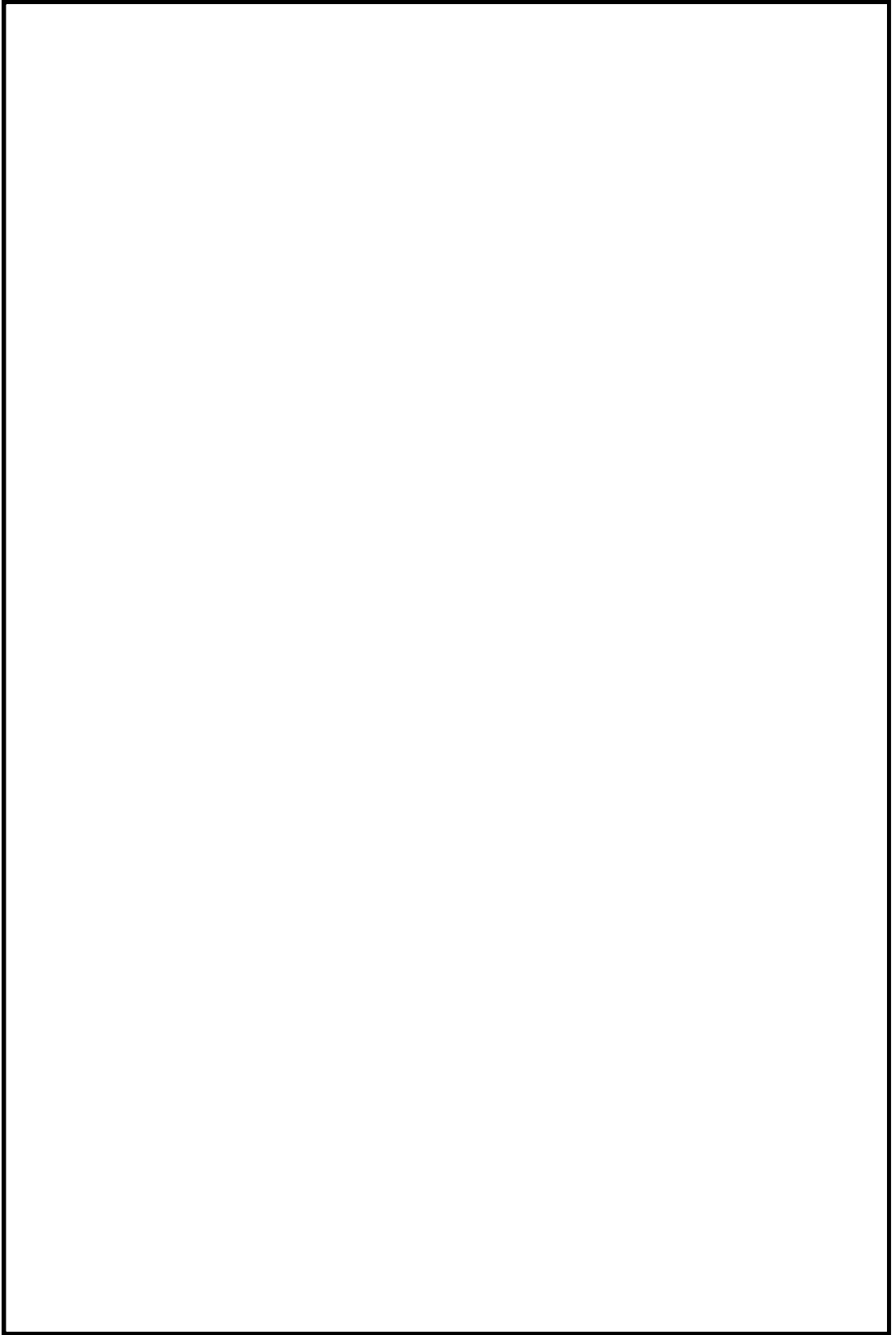
スロッシングによる荷重は、屋根と胴板の接続部(図1の部位I)に最も大きな荷重が作用する。

荷重を負担する断面積が小さいことから、当該すみ肉溶接部(「屋根の接続部」)を評価対象部位に設定し、当該屋根の接続部の水平投影面に対する内包流体の質量を考慮して評価を行うことは妥当であると考える。



〈参考4〉 容器構造設計指針・同解説 抜粋





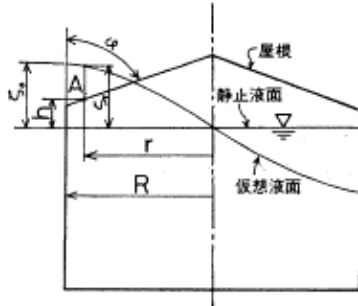


図1 衝撃圧力

る。文献(6)ではこの問題について充分検討を加えていない。平板の落下衝撃に関する2, 3の研究例<sup>(3),(4)</sup>を参考にして、第3章にて実験式を考える。

屋根圧  $P_h$  は、図1の受圧点Aにおける最高液位からの静水圧に大略等しいので、(2)式から求められる。

$$P_h = \rho g (\zeta_0 - h) \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (2)$$

平板及び平板に近い屋根の場合  $P_h$  は無視してよいと考えられる。

又、 $\zeta_0$ 及び $\zeta_r$ は次のようにして求められる。

屋根により波高の成長がさまたげられないときの円筒容器内のスロッシング波高 $\zeta$ は速度ポテンシャルから求められ<sup>(3),(4),(6)</sup>、特に正弦波過渡応答については簡略計算式がある。 $n$ 波目の応答波高 $\zeta_r(n)$ は

$$\zeta_r(n) = \frac{\alpha}{g} R A_{(n)} \beta_p \frac{J_1\left(1.841 \frac{r}{R}\right)}{J_1(1.841)} \quad (\text{cm}) \quad (3)$$

となる。ここで

- $\alpha$  : 加振加速度 ( $\text{cm/sec}^2$ )
- $R$  : タンク半径 (cm)
- $r$  : タンク中心からの距離 (cm)
- $A_{(n)}$  :  $n$ 波目の応答倍率 (図12)
- $J_1$  : 第1種1次の Bessel 関数 (図13)
- $\beta_p$  : 刺激係数 0.8371

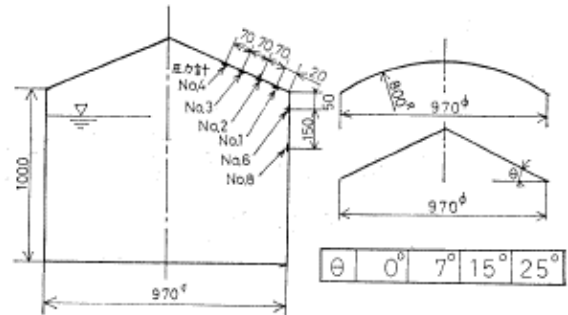


図2 円筒タンク、圧力計配置図

$\zeta_0$ は(3)式で $r=R$ とおけば求まる。 $\zeta_r$ は加振力と同じ振動数で正弦振動しているの、その円振動数を $\omega_f$ 、静止液面と屋根の受圧点Aの間隔を $h$ とすれば

$$h = \zeta_r \sin \omega_f t \quad (\text{cm}) \quad (4)$$

と近似できるから、タンク屋根に到達した時の液面速度 $\dot{\zeta}_r$ は(5)式で示される。

$$\dot{\zeta}_r = \zeta_r \omega_f \cos^{-1}\left(\sin \frac{h}{\zeta_r}\right) \quad (\text{cm/sec}) \quad (5)$$

(5)式で、 $r$ を変えて液面速度を計算することにより、衝撃圧の分布は定まる。

共振時の $\omega_f$ は次式で示される。

$$\omega_f = \sqrt{1.841 \frac{g}{R} \tanh 1.841 \frac{H}{R}} \quad (\text{rad/sec}) \quad (6)$$

ここで

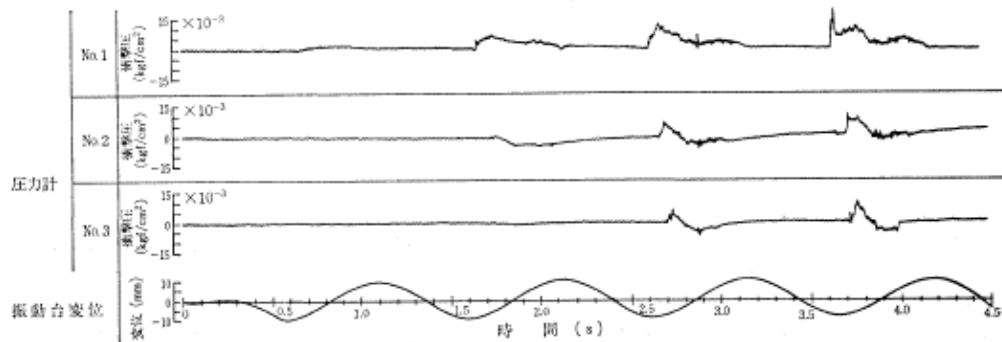
$H$  : 液位 (cm)

### 3. 実験

#### 3.1 ドーム及び円錐屋根

スロッシング時、タンク屋根に作用する荷重を調べるため、アクリル製の直径1m×高さ1mの円筒模型タンクによる実験を行った。<sup>(6)</sup> 模型タンク及び圧力計配置を図2に示す。

実験はタンク内容液の一次固有振動数にて、変位振巾



液位 100 cm: 変位 10 mm

図3 ドーム屋根圧力波形

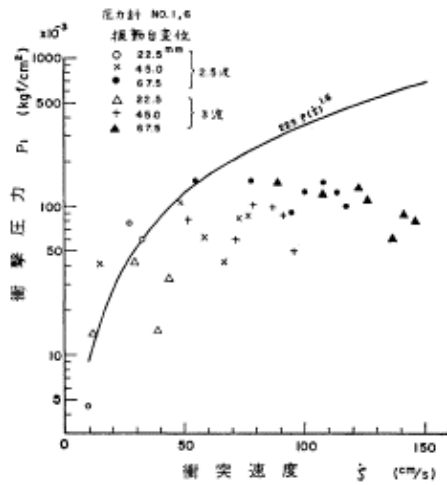


図 11 衝撃圧力と衝突速度 (3波までの最大値)

#### 4. 応答計算

3章までの実験結果を用いて応力計算をする上での留意すべきことは衝撃圧力と腰掛圧力の作用時間の違いである。

腰掛圧は、その圧力値としては衝撃圧より小さいことも多いが、作用時間が長いので静的な力として取り扱って良い。他方、衝撃圧は、圧力値としては大きい、作用時間が短いため、力積としては小さい。そこで、この場合は動的な応答を考慮してやる必要がある。

又、作用時間の特性から、腰掛圧はタンクの全体応力解析の荷重として用いるべきであり、衝撃圧は屋根の局所的な応力解析に用いるべきであろう。

#### 5. 結言

地震時、円筒形液体タンクが受ける流体力のうち、スロッシング時に固定屋根に作用する力について実験を行い、次のことを明らかにした。

- 1) 固定屋根に作用する圧力には衝撃圧力と腰掛圧力がある。
- 2) 衝撃圧力は圧力値は大きいことが多いが、作用時間は短い。
- 3) 腰掛圧力は、ある程度角度がある屋根で発生し、平板又は平板に近い屋根では発生しない。
- 4) 腰掛圧は、圧力値は衝撃圧より小さいことが多いが作用時間が長い。
- 5) 衝撃圧および腰掛圧力の簡略計算式を提案した。なお、本報告の実験には、内容液として水を用いた。

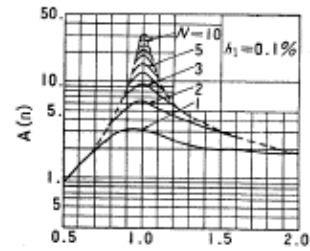


図 12 応答倍率

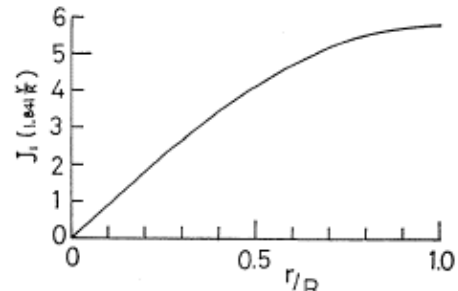


図 13 J<sub>1</sub>の値

実際のタンクにおいて水と異なる貯蔵液の場合、空気の捲込み等が水と異なれば(9)式は若干の修正を要することも考えられる。これについては機会を見つけて確認したい。

#### 参考文献

- (1) 浅井修, 内藤深, 石田和雄, 越智義夫, 小林信之, “固定屋根を有する円筒液体タンクの耐震設計(その1)” 圧力技術, Vol. 17, No3 (1979)
- (2) 例えば 曾我部深, 柴田碧, “円筒液体貯槽の液面動揺の応答 第2報”, 生産研究, 第26巻4号, (1974.4) pp 22~25
- (3) K. Senda & K. Nakagawa, “On the Vibration of an Elevated Water Tank (I)” Tech. Rep. of Osaka Univ. Vol. 4 No 17 (1954)
- (4) 曾我部深, 柴田碧, “円筒液体貯槽の液面動揺の応答 第3報” 生産研究, 第26巻8号, (1976.8) pp 1~4
- (5) 山本鎮男, “貯槽類(円筒)の耐震設計”, コンビナート保安防災技術指針(資料編)(1974)
- (6) 越智義夫, 小林信之, “円筒形タンクのスロッシング実験”, 石川島播磨技報, 17巻6号 (1977) pp 607~615
- (7) 山本善之, “地震による石油タンクの液面の動揺と衝撃圧力”, 高圧力, 3巻1号 (1965) pp 370~376
- (8) S. L. Chuang, “Investigation of Impact of Rigid and Elastic Bodies with Water” Naval Ship Research and Development Center AD 702 727 (1970)
- (9) 安藤良夫, 藤田鏡, 山口勇男, “平板の水面衝撃について”, 造船協会論文集, 90号 (1956) pp 69~75

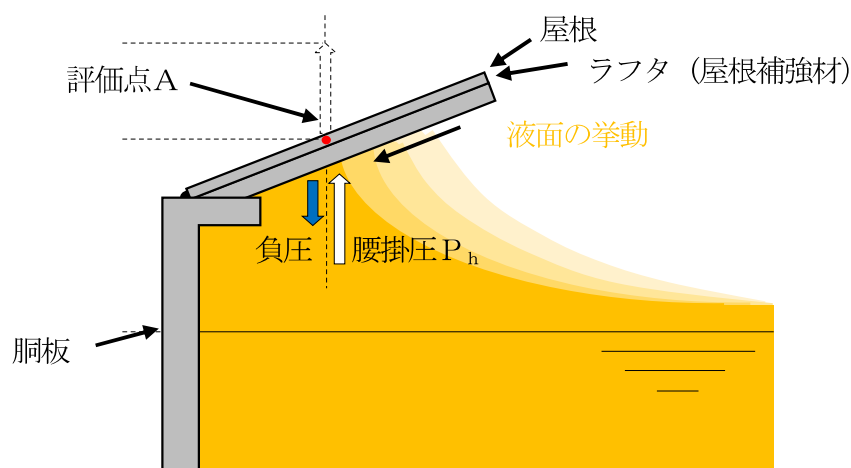
〈参考6〉 スロッシングにより屋根に衝突する液体が屋根を離れる際の負圧の影響について

1. はじめに

地震時のタンクの内包流体のスロッシングによって発生する液面の変位によって、内包流体が屋根に衝突することを考慮した場合の屋根の健全性について評価を行っている。評価に用いる荷重は、「保守的な評価」として、内包流体の全質量に水平方向加速度が作用したものをを用いている。この過程で、内包流体が屋根から離れる際に、負圧が作用することが懸念されるため、屋根の評価に与える負圧の影響について検討する。

2. 屋根への荷重の作用形態

スロッシングによって発生する液面の変位（最大波高以降で内包流体が元に戻る状態）の挙動は図に示すとおりであり、内包流体と接している部分（評価点A）には、腰掛圧 $P_h$ が作用している。ここで、液面が低下する際に、屋根と液面の間に負圧が発生することが懸念されるが、液面は屋根に沿って連続的に下がることから、速やかに負圧が解消され、大きな負圧が発生するまでに至らないと考えるため、影響は軽微である。また、負圧によって作用する荷重は、屋根とラフタで負担することになるため、屋根の強度評価上影響は軽微である。



3. 屋根の応力評価における負圧の取扱い

2. で示すように液面低下による負圧の影響は軽微であると考え。また、仮に負圧によって作用する荷重（鉛直下向き）を考慮すると、内包液体と屋根が接している部分には腰掛圧 $P_h$ （鉛直上向き）も同時に作用することから、屋根に作用する荷重が減少することとなり、非保守的な評価と考える。

以上のことから、屋根の応力評価においては腰掛圧 $P_h$ を包絡する「保守的な評価」を用いた評価を行うことが妥当であると考え。

〈参考7〉速度ポテンシャル理論によるスロッシングの1次固有周期及び波高の算出方法

柏崎刈羽原子力発電所6/7号機の基準地震動S<sub>s</sub>は長周期成分の大きい地震動であることからスロッシングの波高が大きくなる可能性があり、速度ポテンシャル理論が適用できる範囲の外であるが、参考として速度ポテンシャル理論によるスロッシングの1次固有周期及び波高を示す。

速度ポテンシャル理論におけるスロッシングの1次固有周期及び波高の算出方法及び算出結果を以下に示す。

$$T : \text{スロッシングの1次固有周期[s]} \quad ((2\pi/T)^2 = 1.841 g/R \cdot \tanh(1.841H/R))$$

$$\zeta : \text{スロッシングの波高[m]} \quad (\zeta = 0.245T \cdot \tanh(1.841H/R) \cdot S_v)$$

記号	記号の説明	7号機		6号機		単位
		A	B	A	B	
R	タンク内半径	4.900	4.900	4.900	4.900	m
H	液位	7.495	7.495	7.495	7.495	m
g	重力加速度	9.80665	9.80665	9.80665	9.80665	m/s <sup>2</sup>
T	スロッシングの1次固有周期					s
S <sub>v</sub>	速度応答スペクトル					m/s
ζ	スロッシングの波高					m



(参考8) 屋根板における地震時の慣性力とスロッシングによる荷重の重畳について

## 1. 概要

スロッシング評価において許容値に対して最も厳しい値となった7号機軽油タンクの部位Ⅱに関して地震時の慣性力とスロッシングによる荷重の重畳による軽油タンクの屋根板への影響について検討を行った。地震時の慣性力とスロッシングによる荷重の重畳により屋根板に作用する荷重は、屋根板の接続部に同時に作用するものとして評価する。

## 2. 評価条件

軽油タンクの屋根部に作用する地震動による荷重は、床面における地震動がタンク胴部を經由して屋根板に伝達する。屋根板は支持部であるラフタにより支えられている構造であり、上向きと下向きで振動挙動が異なるため、固有周期を算出することは難しい。一方、地震時慣性力のうち水平方向慣性力については、タンク胴部と屋根が溶接により固定されており、これらが一体で振動し屋根部は胴部との接続部でのみ固定されていることから、互いの変形による有意な荷重が生じない。したがって、屋根板の接続部には、本評価で想定している鉛直上向き一方向の荷重に対し、屋根の構造強度に影響を与えるような、重畳させるべき水平方向慣性力はない。このことから、水平方向慣性力を考慮する必要はない。そのため、地震時の慣性力は、鉛直方向のみ考慮し、屋根に作用する地震時の荷重は、軽油タンク基礎の設計用床応答曲線の最大震度から算出する。

軽油タンクの屋根板における地震時の慣性力の評価条件を表1に示す。図1に鉛直方向の設計用床応答曲線を示す。

表1 地震時慣性力の評価条件 (7号機 軽油タンクB, 部位Ⅱ)

記号	記号の説明	値	単位
m	屋根部質量		kg
C <sub>v</sub>	鉛直方向震度	5.04	—
g	重力加速度	9.80665	m/s <sup>2</sup>
F <sub>v</sub>	地震荷重		N

C<sub>v</sub> : 基準地震動S<sub>s</sub>における設計用床応答 (減衰定数1.0%) における震度

$$F_v = m \times (C_v - 1) \times g$$

スロッシングによる荷重は、内包液の質量にスロッシングによる水平応答加速度を乗じた荷重が鉛直方向荷重として屋根板に作用するものとして算出する（「保守的な評価」）。なお、スロッシングによる水平応答加速度は、図2に示すスロッシング評価用速度応答スペクトルより固有周期が2秒以上の範囲で最大となる応答加速度を用いる。評価条件を表2に示す。

表2 スロッシングの評価条件（7号機 軽油タンクB，部位II）

記号	記号の説明	値	単位
m	容器内包液の質量		kg
a	屋根の接続部ののど厚		mm
D <sub>i</sub>	屋根の接続部の平均直径		mm
α <sub>H</sub>	容器内包液の水平方向応答加速度 (固有周期2秒以上の範囲の最大) α <sub>H</sub> = S <sub>v</sub> · 2π / T		m/s <sup>2</sup>
F <sub>s</sub>	スロッシング荷重		N
T	卓越した固有周期*		s
S <sub>v</sub>	速度応答スペクトル*		m/s

\*：固有周期2秒以上の範囲で水平方向応答加速度が最大となるときの値。速度ポテンシャル理論によるスロッシングの1次固有周期とは異なる。

$$F_s = m \times \alpha_H$$

構造物名：軽油タンク基礎

標高：T.M.S.L. 12.000m

—— 設計用床応答曲線 I (鉛直方向)

減衰定数：1.0%

波形名：基準地震動 S s

- - - - 設計用床応答曲線 II (鉛直方向)

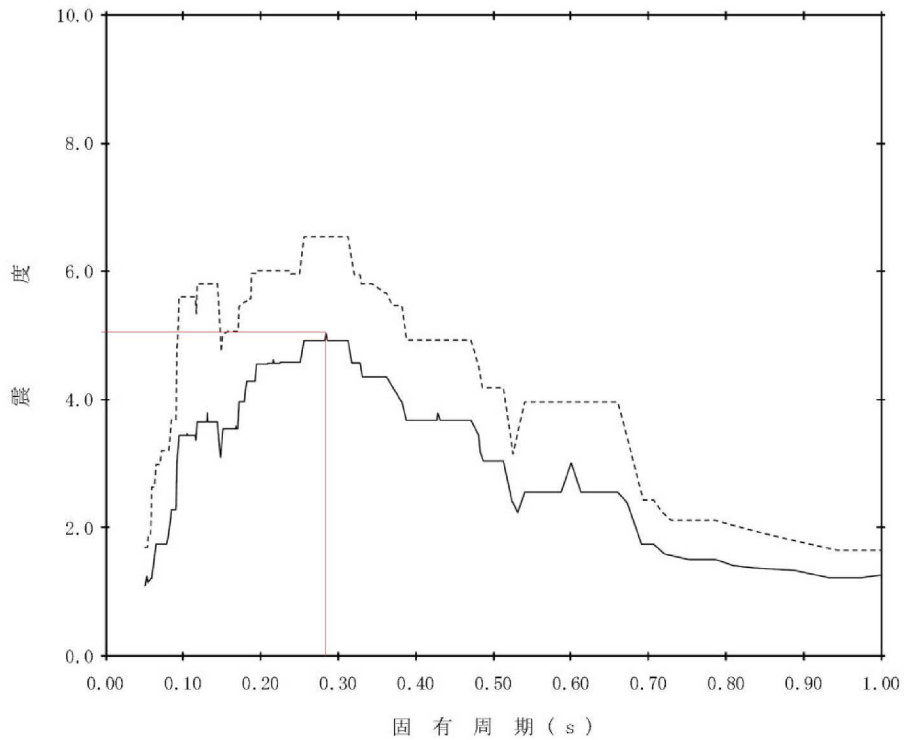


図1 基準地震動S s 設計用床応答曲線 I (減衰定数 1.0%)



図2 基準振動S s スロッシング評価用速度応答スペクトル

### 3. 評価結果

評価結果を表 3 に示す。屋根板の接続部に地震時の慣性力とスロッシングによる荷重が同時に作用した場合においても、発生応力は許容応力を大きく下回っており、問題ない。

表 3 評価結果 (7号機 軽油タンクB, 部位II)

記号	記号の説明	値	単位
F <sub>v</sub>	地震荷重		N
F <sub>s</sub>	スロッシング荷重		N
F	荷重		N
σ	発生応力	95	MPa
f	許容応力		MPa

$$F = F_v + F_s$$

$$\sigma = F / A$$

$$A = \pi \times a \times D_i$$

24. 炉心支持構造物，原子炉圧力容器及び原子炉圧力容器内部構造物の  
重大事故等における耐震評価について

## 1. はじめに

原子炉圧力容器，炉心支持構造物及び原子炉圧力容器内部構造物は，重大事故等対処設備であることから，設計基準対象施設としての耐震評価と同様に，重大事故等時の条件下における耐震評価においても十分な構造強度を有することを確認する必要がある。

本書では，柏崎刈羽原子力発電所第7号機において重大事故等時に機能要求のある原子炉圧力容器，炉心支持構造物及び原子炉圧力容器内部構造物について，今回の補正工認における設計基準対象施設としての耐震評価に適用する基準及び耐震評価状況の整理を行い，重大事故等時の条件下における耐震評価においても機器が十分な構造強度を有することを示すための方針を記載する。

## 2. 補正における基準及び耐震評価状況

原子炉圧力容器，炉心支持構造物及び原子炉圧力容器内部構造物について，今回の補正工認における基準及び耐震評価状況を表2-1に示す。

今回の補正工認における設計基準対象施設としての耐震評価は，原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 J E A G 4 6 0 1・補-1984（（社）日本電気協会）（以下「J E A G」という。）に基づくこととしており，各運転状態での圧力及び温度条件に対して，それぞれ地震動 S 1\*及び S 2 を組み合わせた応力評価が要求されている。

ここで，耐震評価の条件として考慮する地震動 S 1\*及び S 2 は，S d\*（弾性設計用地震動 S d により定まる地震力又は S クラス設備に適用される静的地震力のいずれか大きい方の地震力）及び基準地震動 S s に読み替えることで評価を実施している。

なお，運転状態Ⅲ及び運転状態Ⅳは，事象の継続時間が短く，地震動との組合せの確率的評価において，発生確率が  $10^{-7}$  以下となることから，地震との組合せは省略され，運転状態Ⅰ及びⅡと地震動とを組合せて評価を実施している。

表 2-1 補正における基準及び耐震評価状況

	原子炉圧力容器	炉心支持構造物	原子炉圧力容器 内部構造物
基準 (J E A G 要求)	各運転状態における圧力及び温度条件に対して，地震動 S 1*及び S 2 を組み合わせた応力評価	同左	各運転状態における圧力及び温度条件に対して，地震動 S 1*を組み合わせた応力評価
耐震評価状況	運転状態Ⅰ及びⅡにおける圧力及び温度条件に対して，地震動 S d*及び S s による地震荷重を含む外荷重を組み合わせた応力評価	同左	同左

3. 原子炉圧力容器、炉心支持構造物及び原子炉圧力容器内部構造物の耐震評価方針  
前章に記載の状況を踏まえ、V-2-1-9「機能維持の基本方針」に基づき、原子炉圧力容器、炉心支持構造物及び原子炉圧力容器内部構造物の耐震評価方針を表3-1に示す。

### 3.1 原子炉圧力容器

原子炉圧力容器は、地震との組み合わせが必要となる事故発生時から「 $1 \times 10^{-2}$  年以降、 $2 \times 10^{-1}$  年未満（運転状態V (L)）」及び「 $2 \times 10^{-1}$  年以降（運転状態V (LL)）」における圧力及び温度条件に対して、地震荷重を含む外荷重を考慮して耐震評価を行う必要がある。

原子炉圧力容器の耐震評価は、重大事故等時における評価条件が、設計基準対象施設としての評価条件に包絡されるため、参照図書(1)a.では設計基準対象施設としての評価結果を示し、重大事故等時における評価結果の記載を省略する。

### 3.2 炉心支持構造物

炉心支持構造物は、地震との組み合わせが必要となる事故発生時から「 $1 \times 10^{-2}$  年以降、 $2 \times 10^{-1}$  年未満（運転状態V (L)）」及び「 $2 \times 10^{-1}$  年以降（運転状態V (LL)）」における圧力及び温度条件に対して、地震荷重を含む外荷重を考慮して耐震評価を行う必要がある。

炉心支持構造物の耐震評価は、重大事故等時における評価条件が、設計基準対象施設としての評価条件に包絡されるため、参照図書(1)b.では設計基準対象施設としての評価結果を示し、重大事故等時における評価結果の記載を省略する。

### 3.3 原子炉圧力容器内部構造物

原子炉圧力容器内部構造物は、地震との組み合わせが必要となる事故発生時から「 $1 \times 10^{-2}$  年未満（運転状態V (S)）」を含む重大事故等時の運転状態等を考慮した圧力及び温度条件に対して、地震荷重を含む外荷重を考慮して耐震評価を行う必要がある。

原子炉圧力容器内部構造物の耐震評価は、設計・建設規格における最高使用圧力及び最高使用温度を下記のとおり読み替えることで定義する重大事故等時の評価条件が、設計基準対象施設としての評価条件に包絡されないため、参照図書(1)c.に設計基準対象施設としての評価結果と重大事故等時における評価結果を示す。

- ・重大事故等時の評価条件（圧力及び温度）の定義

重大事故等時の評価条件（圧力及び温度）は、地震との組み合わせが必要となる事故発生時から「 $1 \times 10^{-2}$  年未満」を含む重大事故等時の運転状態において機器が受ける最高の圧力及び温度以上の圧力及び温度とする。

表 3-1 原子炉圧力容器，炉心支持構造物及び原子炉圧力容器内部構造物の耐震評価方針

対象機器	設計基準対象施設として要求される評価	重大事故等対処設備としての耐震評価方針
原子炉圧力容器	運転状態Ⅰ及びⅡにおける圧力及び温度に対して，地震動 $S_d^*$ 及び $S_s$ を組み合わせた応力評価	重大事故等時の評価条件が，設計基準対象施設としての評価条件に包絡されることを本書で確認したうえで，参照図書(1)a.では重大事故等時の評価結果の記載を省略する。
炉心支持構造物	同上	重大事故等時の評価条件が，設計基準対象施設としての評価条件に包絡されることを本書で確認したうえで，参照図書(1)b.では重大事故等時の評価結果の記載を省略する。
原子炉圧力容器内部構造物	同上	重大事故等時の評価条件が，設計基準対象施設としての評価条件に包絡されないため，参照図書(1)c.に重大事故等時における評価結果を示す。



#### 4. 原子炉圧力容器の耐震評価方法

原子炉圧力容器の耐震評価は、以下の確認内容のとおり、設計基準対象施設の評価として実施する許容応力状態Ⅳ A S の評価結果を用いることにより、重大事故等時の評価結果が包絡されることを確認する。

##### 4.1 確認内容

###### 4.1.1 荷重の組合せ及び許容限界

V-2-1-9「機能維持の基本方針」及びKK7 補足-024-6「重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」に示される許容応力状態Ⅳ A S 及びⅤ A S における荷重の組合せ及び許容限界を表 4-1 に示す。

表 4-1 に示すとおり、許容応力状態Ⅴ A S における許容限界には、V-2-1-9「機能維持の基本方針」に従い、J E A G に規定される許容応力状態Ⅳ A S における許容限界を用いることから、許容応力状態Ⅴ A S における評価条件が、許容応力状態Ⅳ A S における評価条件に包絡されることを確認する。

###### 4.1.2 評価条件

重大事故等事象は、運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故に対して原子炉の安全性を損なうことがないように設計することが求められる構造物、系統及び機器の安全機能が喪失した場合に発生する又は発生する可能性があるものである。

ここで、評価対象とする重要事故シーケンスについては、技術基準規則第 54 条に基づき、「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」（平成 25 年 6 月 28 日 原子力規制委員会規則第五号）第 37 条における炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する事故シーケンスグループから有効性評価にて選定された重要事故シーケンスとする。重大事故等時の事故時荷重、使用圧力及び使用温度を表 4-2 に、設計基準事象時（運転状態Ⅰ及びⅡ）の事故時荷重を表 4-3 に示す。

###### (1) 事故時荷重

表 4-2 及び表 4-3 に示すとおり、原子炉圧力容器において重大事故等時に地震と組み合わせられる長期間作用する事故時荷重は、生じない。

###### (2) 圧力及び温度

表 4-2 及び 4-3 に示すとおり、重大事故等時において、地震との組み合わせが必要となる事故発生時から「 $1 \times 10^{-2}$  年以降、 $2 \times 10^{-1}$  年未満（運転状態Ⅴ (L)）」及び「 $2 \times 10^{-1}$  年以降（運転状態Ⅴ (LL)）」の使用圧力及び使用温度は、設計基準事象時（運転状態Ⅰ及びⅡ）の評価圧力及び評価温度に包絡されている。

表 4-1 許容応力状態IVAS及びVASにおける荷重の組合せ（原子炉圧力容器）

施設分類	荷重の組合せ	許容応力状態
原子炉圧力容器	$D + P + M + S_s$ $(D + P_L + M_L + S_{d^*})$	IVAS
	$D + P_{SALL} + M_{SALL} + S_s$ $(D + P_{SAL} + M_{SAL} + S_d)$	VAS (VASとしてIVASの 許容限界を用いる)

【記号の説明】

- D : 死荷重
- M : 地震及び死荷重以外で地震と組み合わせすべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態IV, Vは除く）で設備に作用している機械的荷重
- $M_L$  : 地震との組合せが独立な運転状態IVの事故の直後を除き、その後に生じている死荷重及び地震荷重以外の機械的荷重
- $M_{SAL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態V）で長期的（長期(L））に作用する機械的荷重
- $M_{SALL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態V）で長期的（長期(L））より更に長期的（長期(LL））に作用する機械的荷重
- P : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態IV, Vは除く）における圧力荷重
- $P_L$  : 地震との組合せが独立な運転状態IVの事故の直後を除き、その後に生じている圧力荷重
- $P_{SAL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態V）で長期的（長期(L））に作用する圧力荷重
- $P_{SALL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態V）で長期的（長期(L））より更に長期的（長期(LL））に作用する圧力荷重
- $S_d$  : 弾性設計用地震動 $S_d$ により定まる地震力
- $S_{d^*}$  : 弾性設計用地震動 $S_d$ により定まる地震力又はSクラス設備に適用される静的地震力のいずれか大きい方の地震力
- $S_s$  : 基準地震動 $S_s$ により定まる地震力

表 4-2 重大事故等事象に対する荷重の整理表（原子炉压力容器）

重大事故等事象			運転状態Ⅰ及びⅡの評価 (表 4-3)との関係		
重要事故 シーケンス	事故発生後の 期間	(注 1) 事故時荷重	事故時 荷重の 包絡性	ピーク圧力の 包絡性	温度の 包絡性
全重要事故 シーケンス	1×10 <sup>-2</sup> 年以降, 2×10 <sup>-1</sup> 年未満	左記の期間にお いて配管破断に よる事故時荷重 は生じない。	—	タービントリッ プ又は給水ポン プ停止のピーク 圧力 <input type="text"/> MPa に 包絡される。	タービントリッ プ又は給水ポン プ停止の温度 <input type="text"/> °C に包絡さ れる。
	2×10 <sup>-1</sup> 年以降	左記の期間にお いて配管破断に よる事故時荷重 は生じない。	—	タービントリッ プ又は給水ポン プ停止のピーク 圧力 <input type="text"/> MPa に 包絡される。	タービントリッ プ又は給水ポン プ停止の温度 <input type="text"/> °C に包絡さ れる。

(注 1) 事故時に発生する機械的荷重

表 4-3 設計基準事故事象に対する事故時荷重（原子炉压力容器）

事象	事故時荷重 (注 1)		ピーク圧力 (MPa [gage])	温度 (°C)	耐震評価上の取扱い
運 転 状 態 Ⅰ 及 び Ⅱ	タービントリ ップ又は給水 ポンプ停止	配管破断を伴 わない事象で あり, 事故時荷 重は生じない。	<input type="text"/>	<input type="text"/>	ピーク圧力及び差圧 (動圧含む) に機械 的荷重及び自重を加 えた荷重を用いる。

(注 1) 事故時に発生する機械的荷重

## 5. 炉心支持構造物の耐震評価方法

炉心支持構造物の耐震評価は、以下の確認内容のとおり、設計基準対象施設の評価として実施する許容応力状態Ⅳ A S の評価結果を用いることにより、重大事故等時の評価結果が包絡されることを確認する。

### 5.1 確認内容

#### 5.1.1 荷重の組合せ及び許容限界

V-2-1-9「機能維持の基本方針」及びKK7 補足-024-6「重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」に示される許容応力状態Ⅳ A S 及びⅤ A S における荷重の組合せ及び許容限界を表 5-1 に示す。

表 5-1 に示すとおり、許容応力状態Ⅴ A S における許容限界には、V-2-1-9「機能維持の基本方針」に従い、J E A G に規定される許容応力状態Ⅳ A S における許容限界を用いることから、許容応力状態Ⅴ A S における評価条件が、許容応力状態Ⅳ A S における評価条件に包絡されることを確認する。

#### 5.1.2 評価条件

重大事故等事象は、運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故に対して原子炉の安全性を損なうことがないように設計することが求められる構造物、系統及び機器の安全機能が喪失した場合に発生する又は発生する可能性があるものである。

ここで、評価対象とする重要事故シーケンスについては、技術基準規則第 54 条に基づき、「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」（平成 25 年 6 月 28 日 原子力規制委員会規則第五号）第 37 条における炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する事故シーケンスグループから有効性評価にて選定された重要事故シーケンスとする。重大事故等時の事故時荷重、使用圧力及び使用温度を表 5-2 に、設計基準事象時（運転状態Ⅰ及びⅡ）の事故時荷重を表 5-3 に示す。

##### (1) 事故時荷重

表 5-2 及び表 5-3 表に示すとおり、炉心支持構造物において重大事故等時に地震と組み合わせられる長期間作用する事故時荷重は、生じない。

##### (2) 圧力及び温度

表 5-2 及び 5-3 に示すとおり、重大事故等時において、地震との組み合わせが必要となる事故発生時から「 $1 \times 10^{-2}$  年以降、 $2 \times 10^{-1}$  年未満（運転状態Ⅴ (L)）」及び「 $2 \times 10^{-1}$  年以降（運転状態Ⅴ (LL)）」の使用圧力及び使用温度は、設計基準事象時（運転状態Ⅰ及びⅡ）の評価圧力及び評価温度に包絡されている。

表 5-1 許容応力状態IVAS及びVASにおける荷重の組合せ（炉心支持構造物）

施設分類	荷重の組合せ	許容応力状態
炉心支持構造物	$D + P + M + S_s$ $(D + P_L + M_L + S_{d^*})$	IVAS
	$D + P_{SALL} + M_{SALL} + S_s$ $(D + P_{SAL} + M_{SAL} + S_d)$	VAS (VASとしてIVASの 許容限界を用いる)

【記号の説明】

- D : 死荷重
- M : 地震及び死荷重以外で地震と組み合わせすべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態IV, Vは除く）で設備に作用している機械的荷重
- $M_L$  : 地震との組合せが独立な運転状態IVの事故の直後を除き、その後に生じている死荷重及び地震荷重以外の機械的荷重
- $M_{SAL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態V）で長期的（長期(L））に作用する機械的荷重
- $M_{SALL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態V）で長期的（長期(L））より更に長期的（長期(LL））に作用する機械的荷重
- P : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態IV, Vは除く）における圧力荷重
- $P_L$  : 地震との組合せが独立な運転状態IVの事故の直後を除き、その後に生じている圧力荷重
- $P_{SAL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態V）で長期的（長期(L））に作用する圧力荷重
- $P_{SALL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態V）で長期的（長期(L））より更に長期的（長期(LL））に作用する圧力荷重
- $S_d$  : 弾性設計用地震動 $S_d$ により定まる地震力
- $S_{d^*}$  : 弾性設計用地震動 $S_d$ により定まる地震力又はSクラス設備に適用される静的地震力のいずれか大きい方の地震力
- $S_s$  : 基準地震動 $S_s$ により定まる地震力

表 5-2 重大事故等事象に対する荷重の整理表（炉心支持構造物）

重大事故等事象			運転状態Ⅰ及びⅡの評価 (表 5-3)との関係		
重要事故 シーケンス	事故発生後の 期間	(注 1) 事故時荷重	事故時 荷重の 包絡性	ピーク差圧の 包絡性	温度の 包絡性
全重要事故 シーケンス	1×10 <sup>-2</sup> 年以降, 2×10 <sup>-1</sup> 年未満	左記の期間にお いて配管破断に よる事故時荷重 は生じない。	—	定格出力運転の 差圧に包絡され る。	タービントリッ プ又は給水ポン プ停止の温度 □℃に包絡さ れる。
	2×10 <sup>-1</sup> 年以降	左記の期間にお いて配管破断に よる事故時荷重 は生じない。	—	定格出力運転の 差圧に包絡され る。	タービントリッ プ又は給水ポン プ停止の温度 □℃に包絡さ れる。

(注 1) 事故時に発生する機械的荷重

表 5-3 設計基準事故事象に対する事故時荷重（炉心支持構造物）

事象	事故時荷重(注 1)		ピーク差圧 (MPa)	温度 (℃)	耐震評価上の取扱い
運 転 状 態 Ⅰ 及 び Ⅱ	タービントリ ップ又は給水 ポンプ停止	配管破断を伴 わない事象で あり, 事故時荷 重は生じない。	定格出力運 転の差圧	□	ピーク差圧に自重を 加えた荷重を用い る。

(注 1) 事故時に発生する機械的荷重

## 6. 原子炉圧力容器内部構造物の耐震評価方法

原子炉圧力容器内部構造物の耐震評価は、以下の確認内容のとおり、重大事故等時の使用圧力及び使用温度が、設計基準対象施設の評価として実施する許容応力状態ⅣＡＳの評価圧力及び評価温度に包絡されないため、重大事故等時における評価として、許容応力状態ⅤＡＳの評価を実施する。

### 6.1 確認内容

#### 6.1.1 荷重の組合せ及び許容限界

V-2-1-9「機能維持の基本方針」及びKK7補足-024-6「重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」に示される許容応力状態ⅣＡＳ及びⅤＡＳにおける荷重の組合せ及び許容限界を表6-1に示す。

表6-1に示すとおり、許容応力状態ⅤＡＳにおける許容限界には、V-2-1-9「機能維持の基本方針」に従い、J E A Gに規定される許容応力状態ⅣＡＳにおける許容限界を用いる。

#### 6.1.2 評価条件

重大事故等事象は、運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故に対して原子炉の安全性を損なうことがないように設計することが求められる構造物、系統及び機器の安全機能が喪失した場合に発生する又は発生する可能性があるものである。

ここで、評価対象とする重要事故シーケンスについては、技術基準規則第54条に基づき、「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」（平成25年6月28日原子力規制委員会規則第五号）第37条における炉心の著しい損傷に至る可能性があるとして想定する事故シーケンスグループから有効性評価にて選定された重要事故シーケンスとする。

##### (1) 事故時荷重

表6-2及び表6-3に示すとおり、原子炉圧力容器内部構造物において、重大事故等時の事故時荷重は、生じない。

##### (2) 圧力及び温度

表6-2及び表6-3に示すとおり、地震との組み合わせが必要となる事故発生時から「 $1 \times 10^{-2}$ 年未満（運転状態Ⅴ（S）」を含む重大事故等時の運転状態等を考慮した評価圧力及び評価温度は、設計基準事象時（運転状態Ⅰ及びⅡ）の評価圧力及び評価温度に包絡されないため、重大事故等時における評価として、許容応力状態ⅤＡＳの評価を実施する。

表 6-1 許容応力状態Ⅳ<sub>A</sub>S 及びⅤ<sub>A</sub>S における荷重の組合せ  
(原子炉压力容器内部構造物)

施設分類	荷重の組合せ	許容応力状態
原子炉压力容器 内部構造物	$D + P_D + M_D + S_s$	Ⅳ <sub>A</sub> S
	$D + P_{SAD} + M_{SAD} + S_s$	Ⅴ <sub>A</sub> S (Ⅴ <sub>A</sub> S としてⅣ <sub>A</sub> S の 許容限界を用いる)

【記号の説明】

- D : 死荷重
- $M_D$  : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲ及び地震従属事象として運転状態Ⅳに包絡する状態がある場合にはこれを含む。）又は当該設備に設計上定められた機械的荷重
- $M_{SAD}$  : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）における運転状態等を考慮して当該設備に設計上定められた機械的荷重
- $P_D$  : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態Ⅰ及びⅡ（運転状態Ⅲ及び地震従属事象として運転状態Ⅳに包絡する状態がある場合にはこれを含む。）又は当該設備に設計上定められた最高使用圧力による荷重
- $P_{SAD}$  : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）における運転状態等を考慮して当該設備に設計上定められた設計圧力による荷重
- $S_s$  : 基準地震動  $S_s$  により定まる地震力



表 6-2 重大事故等事象に対する荷重の整理表（原子炉圧力容器内部構造物）

重大事故等事象			運転状態 I 及び II の評価 (表 6-3) との関係		
重要事故 シーケンス	事故発生後の 期間	(注 1) 事故時荷重	事故時 荷重の 包絡性	ピーク差圧の 包絡性	温度の 包絡性
全重要事故 シーケンス	$1 \times 10^{-2}$ 年未満	左記の期間において配管破断による事故時荷重は生じない。	—	機器毎に事象を考慮することで定められた差圧に包絡されない。	タービントリップ又は給水ポンプ停止の温度 <input type="text"/> °C に包絡されない。
	$1 \times 10^{-2}$ 年以降, $2 \times 10^{-1}$ 年未満	左記の期間において配管破断による事故時荷重は生じない。	—	機器毎に事象を考慮することで定められた差圧に包絡されない。	タービントリップ又は給水ポンプ停止の温度 <input type="text"/> °C に包絡される。
	$2 \times 10^{-1}$ 年以降	左記の期間において配管破断による事故時荷重は生じない。	—	機器毎に事象を考慮することで定められた差圧に包絡されない。	タービントリップ又は給水ポンプ停止の温度 <input type="text"/> °C に包絡される。

(注 1) 事故時に発生する機械的荷重

表 6-3 設計基準事故事象に対する事故時荷重（原子炉圧力容器内部構造物）

事象	事故時荷重 (注 1)		ピーク差圧 (MPa)	温度 (°C)	耐震評価上の取扱い
運転状態 I 及び II	タービントリップ又は給水ポンプ停止	配管破断を伴わない事象であり、事故時荷重は生じない。	機器毎に事象を考慮することで定められた差圧	<input type="text"/>	ピーク差圧に自重を加えた荷重を用いる。

(注 1) 事故時に発生する機械的荷重

7. 参照図書

- (1) 柏崎刈羽原子力発電所第7号機 補正申請工認 添付書類
- a. V-2-3-3-1-3 原子炉压力容器本体の応力計算書
  - b. V-2-3-2-3 炉心支持構造物の応力計算書
  - c. V-2-3-3-3-3 原子炉压力容器内部構造物の応力計算書

25. ジルカロイ設計疲労曲線の高燃焼度燃料への適用性について

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. ジルカロイ設計疲労曲線 .....	1
3. 検討結果 .....	2
4. 引用文献 .....	2

## 1. はじめに

地震時の燃料被覆管の閉じ込め機能維持の評価項目として、下部端栓溶接部応力解析より得られた応力振幅と Langer-0' Donnell のジルカロイ設計疲労曲線<sup>[1]</sup>に基づく疲労評価を実施している。このジルカロイ設計疲労曲線は、ジルカロイ-2 の未照射材及び照射材についての疲労試験結果に基づくものであるが、試験に供された照射材の照射量は  $1.5 \times 10^{21} \text{cm}^{-2} \sim 5.5 \times 10^{21} \text{cm}^{-2}$  ( $>0.625 \text{eV}^*$ ) であり、疲労特性の照射量依存性は小さいと報告されている。

その後実施された研究<sup>[2]</sup>において、高速中性子照射量  $1.3 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$  までのジルカロイ-2 被覆管の疲労試験データが採取されている。

本資料は、Langer-0' Donnell のジルカロイ設計疲労曲線の  $9 \times 9$  燃料の被覆管疲労評価への適用性について、過去の研究で実施されたジルカロイ-2 被覆管の疲労試験のデータに基づいて検討した結果を示すものである。

## 2. ジルカロイ設計疲労曲線の適用性

Langer-0' Donnell のジルカロイ設計疲労曲線<sup>[1]</sup>は、ジルカロイ-2 の未照射材及び照射材の疲労試験結果をベースに、未照射材及び照射材のベストフィット曲線について最大平均応力の補正を施した上で、応力を 1/2 倍した曲線及びサイクル数を 1/20 倍した曲線の 4 つの曲線の包絡線を設計疲労曲線としたものである。(図 1)

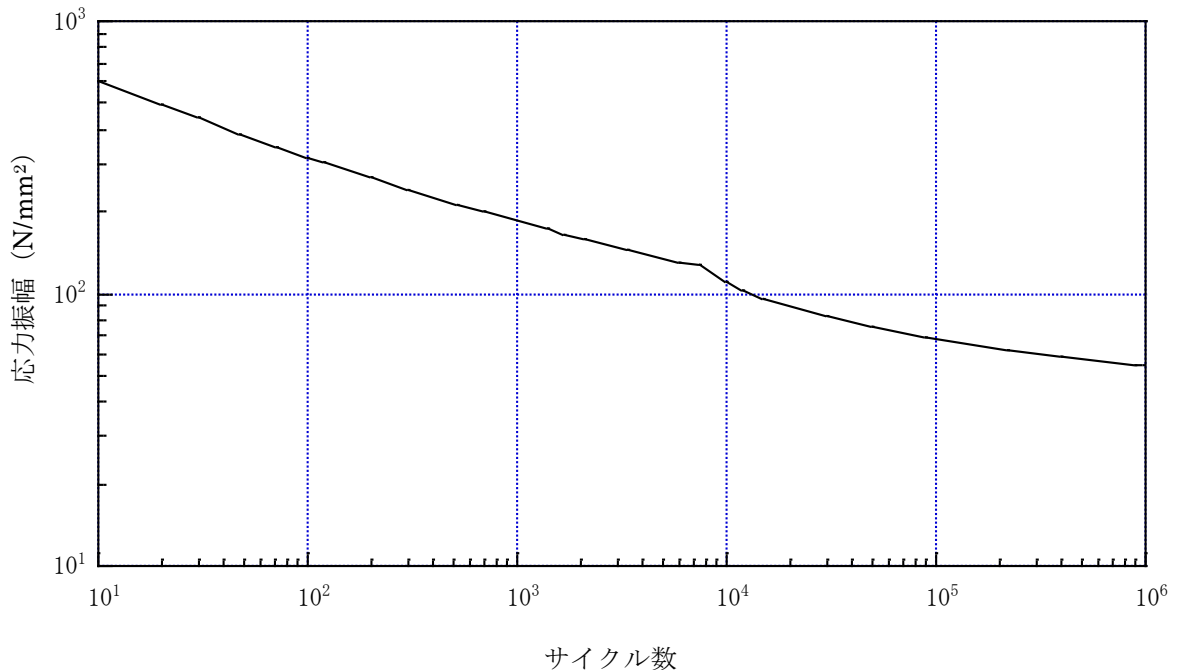


図 1. ジルカロイ設計疲労曲線

未照射材の疲労試験では室温及び 316°C (600 °F) における、ジルカロイ-2 平滑材 (圧延-焼鈍材及び溶接材) を用いた軸方向引張・圧縮及び曲げの完全交番試験 (平均ひずみが 0) による定ひずみ振幅データ (ひずみの負荷方向は圧延方向, 圧延直角方向, 溶接方向及び溶接直角方向) が得られている。ここで, 疲労試験結果の縦軸は, 仮想的な弾性挙動を仮定した下記の式を用いて, 疲労試験におけるひずみ振幅から応力振幅に換算されたものである。

$$S_a = E \cdot \varepsilon_a = E \cdot \varepsilon_t / 2$$

ここで,  $S_a$ : 応力振幅 (psi)

$E$ : ヤング率 (室温;  $14.0 \times 10^6$  psi, 316°C;  $11.5 \times 10^6$  psi)

$\varepsilon_a$ : 全ひずみ振幅 (-)

$\varepsilon_t$ : ひずみ範囲 (ピーク-ピーク間の変化幅)

照射材の疲労試験は, 照射量  $1.5 \times 10^{21} \text{cm}^{-2} \sim 5.5 \times 10^{21} \text{cm}^{-2}$  ( $>0.625 \text{eV}^*$ ) の供試材を用いて, 316°C における軸方向引張・圧縮及び曲げの完全交番試験が行われており, 約  $1.0 \times 10^{21} \text{cm}^{-2}$  以上では照射による疲労特性への影響は小さいと報告されている。

また, 過去の研究<sup>[2]</sup>において, 実機的设计条件を超える高速中性子照射量約  $1.3 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$  までのジルカロイ-2 燃料被覆管の疲労試験データが採取され, Langer-0' Donnell の照射材疲労試験データに包絡されることが確認されている。なお, 9×9 燃料の燃料被覆管応力解析に係わる設計パラメータの高速中性子照射量は  $1.2 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$  <sup>[3]</sup>であり, 上記疲労試験<sup>[1,2]</sup>の範囲内にある。

### 3. 検討結果

9×9 燃料の燃料被覆管応力解析に係わる設計パラメータの高速中性子照射量  $1.2 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$  <sup>[3]</sup>を超える  $1.3 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$  まで照射されたジルカロイ-2 被覆管を用いた疲労試験データを Langer-0' Donnell のジルカロイ設計疲労曲線<sup>[1]</sup>と比較し, ジルカロイ設計疲労曲線は, 高照射量の被覆管の疲労試験データに対して十分な余裕を有しており, 9×9 燃料に適用可能と判断された。

### 4. 引用文献

- [1] W. J. O'Donnell and B. F. Langer, "Fatigue Design Basis for Zircaloy Components", Nuclear Science and Engineering, 20, 1-12 (1964)
- [2] S. Ishimoto, et al., "Improved Zr Alloys for High Burnup BWR Fuel", Top\_Fuel 2006 (2006 International Meeting on LWR Fuel Performance, 22-26 October 2006, Salamanca, Spain)
- [3] 「沸騰水型原子力発電所 9×9 燃料について」 (株式会社 グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパン, GLR-001 改訂 1, 平成 17 年 3 月)

---

\* 熱中性子を除く高エネルギー領域 ( $>0.625 \text{eV}$  の中性子束は, 高速中性子束 ( $\geq 1 \text{MeV}$ ) の約 4 倍)

27. 下部端栓溶接部の応力評価に使用する  
有限要素法解析コードについて

## 目 次

1. 概要 .....	1
2. ANSYSの概要 .....	1
3. 下部端栓溶接部の応力評価の方法 .....	1
4. 再現解析の条件 .....	3
5. 再現解析の結果 .....	3
6. 検討結果 .....	3
7. 引用文献 .....	3



## 1. 概要

下部端栓溶接部の応力評価は、端栓溶接部が切り欠き形状を含む複雑形状のため有限要素法を用いる。9×9燃料（A型）の下部端栓溶接部の応力評価に使用する有限要素法解析コードについては、既認可の評価<sup>[1]</sup>ではMARCを使用しているが、「燃料集合体の耐震性についての計算書」に記載した応力評価においては、ANSYSを使用している。MARCとANSYSの概要を比較して、表1-1に示す。MARCとANSYSは、ほぼ同年代に開発され、その後40年以上の実績を有した汎用の有限要素法解析コードである。また、両者とも伝熱解析や構造解析だけでなく幅広い解析機能を有した同等の解析が可能な解析コードである。いずれのコードも様々な分野の構造解析に広く利用されている汎用の解析コードであり、ANSYSは9×9燃料（B型）の下部端栓溶接部の応力評価や工事計画認可申請書における応力解析等、これまで多くの構造解析に対し使用実績がある。

本資料は、9×9燃料（A型）の評価にANSYSを適用するにあたり、既認可の9×9燃料（A型）の下部端栓溶接部応力解析に使用されたMARCと同等な入力条件（有限要素モデル、ペレットやジルカロイ被覆管の物性値、荷重条件及び境界条件）を設定可能なこと、MARCとANSYSとで同等な解析結果となることを説明する。

## 2. ANSYSの概要

ANSYSは、スワンソン・アナリシス・システムズ（現、アンシス）により開発された有限要素法による解析コードである。

ANSYSは、広範囲にわたる多目的有限要素法解析コードであり、伝熱、構造、流体、電磁界、マルチフィジックス解析を実施するものである。

ANSYSは、ISO9001及びASME NQA-1の認証を受けた品質保証システムのもとで開発され、アメリカ合衆国原子力規制委員会による10CFR50並びに10CFR21の要求を満たしており、数多くの研究機関や企業において、航空宇宙、自動車、機械、建築、土木等の様々な分野の構造解析に広く利用されている。また、9×9燃料（B型）の原子炉設置（変更）許可申請書や燃料体設計認可申請書における下部端栓溶接部の応力評価に対し使用実績がある。

ANSYSを適用するにあたり、以下の確認を行っている。

- ・ 開発元のリリースノートの例題集において、多くの解析例に対する理論解と解析結果との比較により検証されている。
- ・ ANSYS配布時に同梱されたANSYS Mechanical APDL Verification Testing Packageを入力とした解析により、上記例題集の検証を再現できることを確認している。
- ・ ANSYSの運用環境について、開発元から提示された要件を満足していることを確認している。

## 3. 下部端栓溶接部の応力評価の方法

MARCによる既認可の解析結果とANSYSによる解析結果を比較するため、MARCによる下部端栓部応力評価と同等の入力条件に基づきANSYSによる解析（再現解析）を実施し、MARCとANSYSの応力設計比の比較を行った。

### (1) 下部端栓溶接部の応力評価モデル

図 3-1 に、下部端栓溶接部の応力評価のフローを示す。また図 3-2 に、再現解析で使用した ANSYS の熱解析及び機械解析の解析モデルを示す。

下部端栓溶接部の応力評価では、最初に下部端栓溶接部近傍の下部端栓、被覆管及びペレットをモデル化し、有限要素法を用いた熱解析により下部端栓溶接部近傍での温度分布を評価する。次に、熱解析で得られた下部端栓溶接部近傍の温度分布を読み込み、熱膨張差による熱応力の分布、通常運転時及び過渡時における荷重条件に基づき発生する応力分布を、有限要素法を用いた機械解析により評価する。

なお、ペレット及び被覆管等の物性値については、燃料棒熱・機械設計コード「PRIME」に組み込まれている物性モデル（以下、PRIME モデルという）を用い、物性値以外の燃料棒特性については PRIME により別途解析される燃料棒熱・機械解析における統計解析結果に基づいて入力値を設定する。

## (2) 下部端栓溶接部の熱解析での入力データ

通常運転時及び過渡時における下部端栓溶接部近傍の温度分布を評価するため、以下の項目を入力している。

- ・ ペレットの発熱
- ・ ジルカロイ部材の $\gamma$ 発熱
- ・ ペレット-被覆管ギャップ熱伝達
- ・ 被覆管表面熱伝達係数
- ・ ペレット及びジルカロイ部材の熱伝導率

なお、解析モデル上下端は断熱の境界条件とし、ペレット-下部端栓接触面には熱抵抗がないものとして、上記の保守側の入力と合わせて、下部端栓溶接部近傍の温度分布による熱応力が大きくなるような解析を実施する。

## (3) 下部端栓溶接部の応力評価で考慮する荷重

通常運転時及び過渡時に下部端栓溶接部に作用する荷重として、以下を考慮する。

- ・ 下部端栓及び被覆管部における温度分布（熱解析結果を読み込む）
- ・ 燃料棒内圧
- ・ 冷却材圧力
- ・ 内外圧力差による軸方向荷重（軸方向応力）
- ・ 被覆管周方向温度差及び端栓取付角公差による初期曲りに基づく曲げ荷重（曲げ応力）

## (4) 設計比の評価

設計比の評価では、燃料被覆管温度、燃料棒内圧、炉心条件、燃料棒寸法及び許容応力の統計的分布を考慮し、それぞれの 95% 確率上/下限値に基づき解析結果が保守側となるように設定した入力値を用いて決定論的評価を実施する。応力計算は、下部端栓溶接部に発生する三軸方向（半径方向、円周方向及び軸方向）の応力を解析し、それらより相当応力を計算する。また、許容応力については下部端栓溶接部の温度及び照射の影響を考慮した保守側の 95% 確率下限値を用いる。

#### 4. 再現解析の条件

以下に、再現解析の条件を示す。また、MARC及びANSYSによる端栓溶接部の応力評価における解析入力値の比較を表4-1にまとめる。同表に示すとおり、MARCとANSYSの解析入力値は、一部の物性値について温度依存性を関数式で入力するかテーブル形式で入力するかの差があることを除いてはすべて同一であり、同等な入力条件を設定可能である。

(1)燃料タイプ：9×9燃料（A型）

(2)評価部位：下部端栓溶接部

(3)解析コード：

①有限要素法解析コードMARC Ver. K4

②有限要素法解析コードANSYS Ver. 14

(4)評価点：燃料寿命初期，中期，末期\*<sup>1</sup>

(5)運転状態：圧力過渡（冷却材圧力  MPa[abs]（公称値））\*<sup>2</sup>

(6)考慮する荷重：3.(3)の通り。

(7)許容応力：引張強さ（Su）

\*<sup>1</sup>：燃料寿命初期，中期，末期は，燃料棒熱・機械解析で設定された評価点を引き継ぎ，炉内滞在期間がそれぞれ0年、2.2年、8.0年に相当する評価点。

\*<sup>2</sup>：下部端栓部の燃料棒の出力は低く，出力過渡時に発生する応力は圧力過渡時の応力より小さいため，圧力過渡時を評価対象とした。

#### 5. 再現解析の結果

表5-1に再現解析結果を示す。MARCとANSYSによる同等な入力条件に基づく解析結果の差分は0.02であり，判定基準（応力設計比が1以下であること）に対し十分小さく同等な結果が得られた。

#### 6. 検討結果

MARCとANSYSによる同等な入力条件が設定可能であり，同等な入力に基づく再現解析で，下部端栓溶接部の解析モデルに負荷した温度分布と機械的荷重の重畳した変形挙動に基づく応力について同等な結果が得られた。

これらの解析の機械的荷重には地震時の荷重が含まれていないが，被覆管周方向温度差及び端栓取付角公差による初期曲りに基づく曲げ荷重及び内外圧力差による軸方向荷重が地震時の荷重と同様に解析モデル上端に負荷されていることから，負荷する荷重は増大するが地震時の荷重についても同様に解析可能と考えられる。

以上のことから，下部端栓部の地震時の応力評価へのANSYSの適用は支障ないものと考えられる。

#### 7. 引用文献

[1] 柏崎刈羽原子力発電所第6号機及び第7号機「燃料体設計認可申請書」（GNF燃設認第42-A号，平成24年9月7日認可）

表 1-1 MARC と ANSYS の概要

項 目		MARC	ANSYS
開発元		ペドロ・マサル(Pedro <u>Marcal</u> )博士 MARC Co. → MSC Software Co. (米国)	Swanson Analysis Systems, Inc. → ANSYS, Inc. (米国)
開発時期		1960 年代後半	1970 年
離散化手法		有限要素法	同左
解析機能	伝熱解析	定常／非定常解析	同左
	構造解析	線形／非線形静解析, 動解析	同左
	その他	電磁場, 流体, 音響及び連成解析等	同左

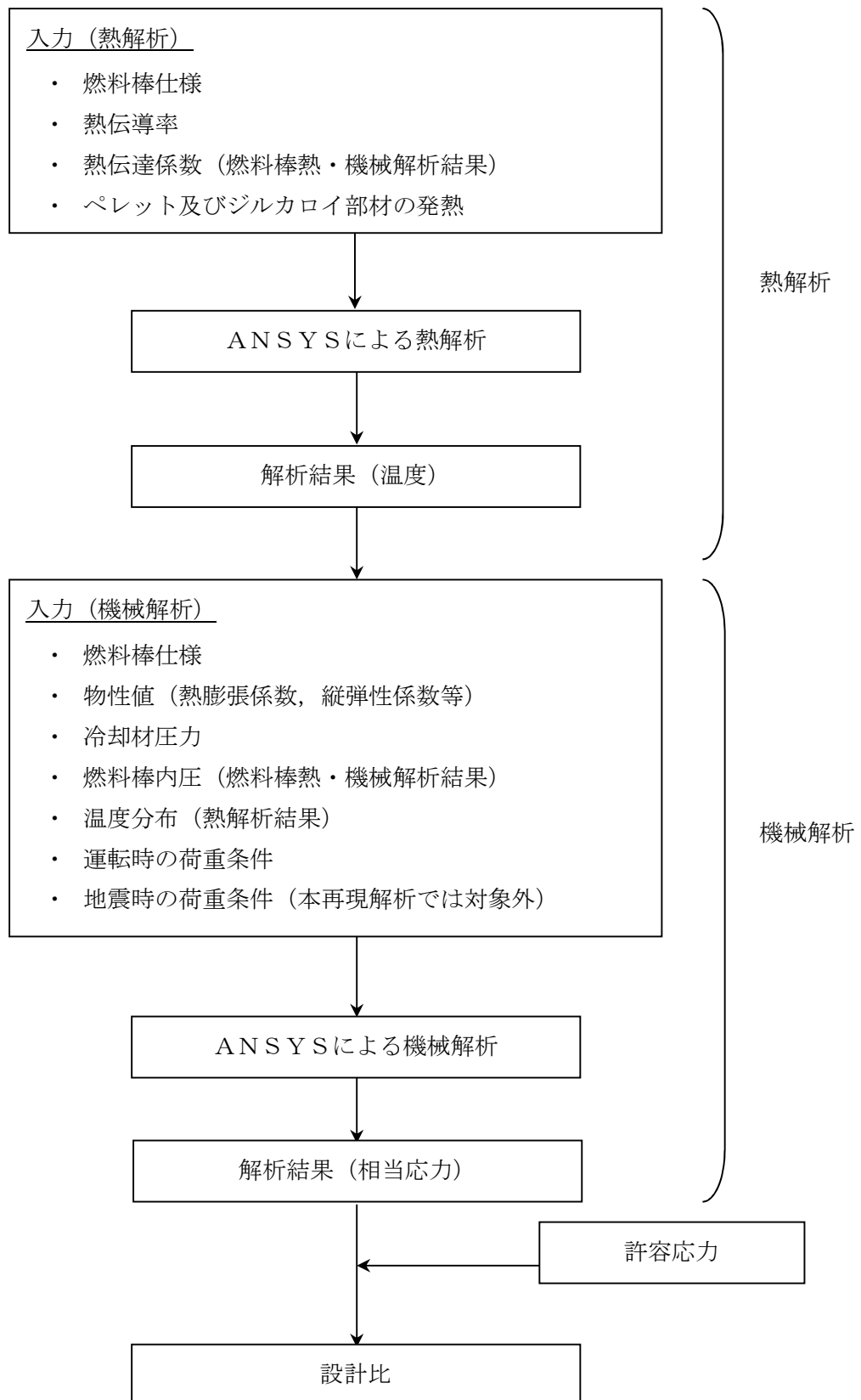
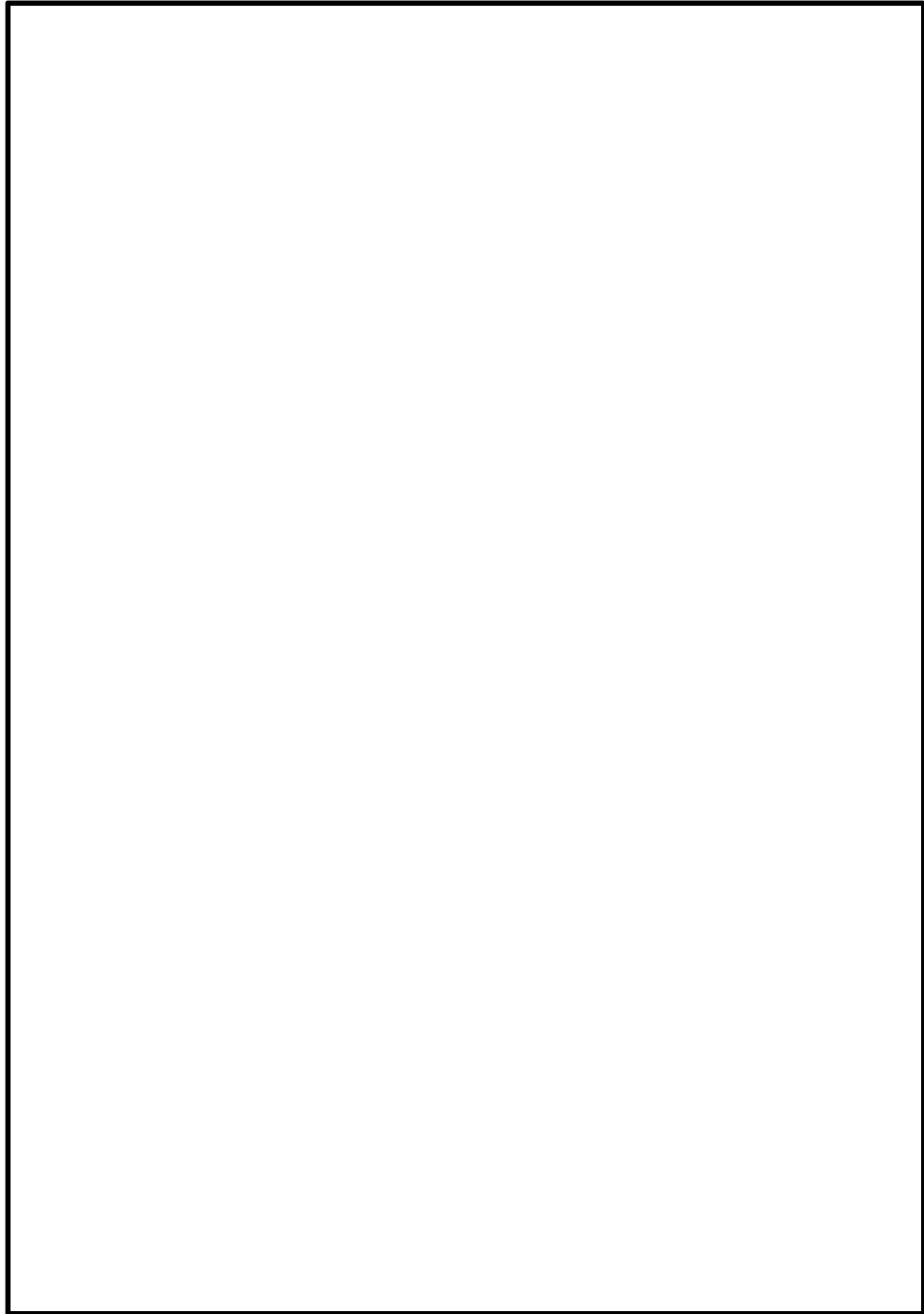


図3-1 下部端栓溶接部の応力評価のフロー



(1) 熱解析

(2) 機械解析

図 3-2 再現解析で使したANSYSの熱解析及び機械解析の解析モデル

表4-1 MARC及びANSYSによる端栓溶接部の応力評価における解析入力値(1/2)

解 析	項 目	MARCへの 入力	ANSYSへの 入力

表4-1 MARC及びANSYSによる端栓溶接部の応力評価における解析入力値(2/2)

解 析	項 目	MARCへの 入力	ANSYSへの 入力

表 5-1 下部端栓溶接部の再現解析結果

解析コード	運転条件	許容応力	応力設計比		
			寿命初期	寿命中期	寿命末期
MARC	圧力過渡	S u	0.39	0.43	0.28
ANSYS	同上	同上	0.40	0.41	0.27



## 28. 原子炉建屋クレーンの耐震性についての計算書に関する

補足説明資料

本書は、「耐震性に関する説明書に係る補足説明資料（耐震評価対象の網羅性、既工認との手法の相違点の整理について）」の「添付6-1 原子炉建屋クレーンの時刻歴応答解析の適用について」に続く原子炉建屋天井クレーンに関する補足説明資料の位置づけである。

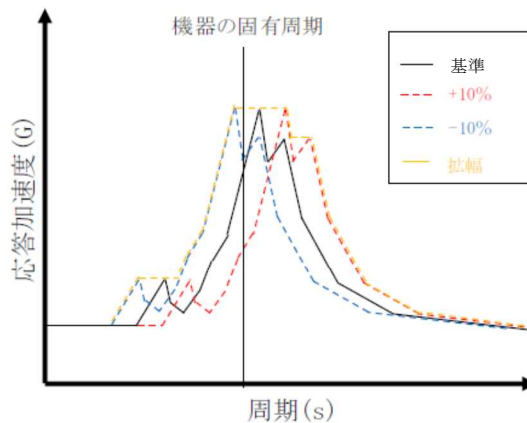
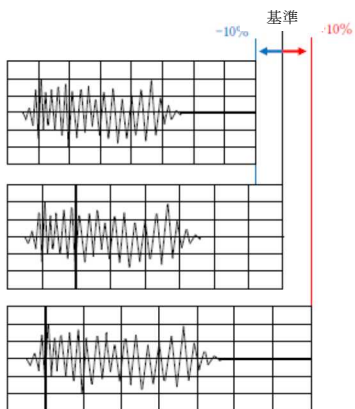
資料1	時刻歴解析における材料物性の不確かさ等に関する検討	2
資料2	ワイヤロープの長さや吊荷の速度変化及び衝撃荷重との関係について	10
資料3	原子炉建屋クレーンの地震時におけるすべり量	12
資料4	走行レール及び車輪つばの耐震評価結果	17
資料5	主巻ワイヤのブレーキ制動力	20
資料6	側面の接触による摩擦力の影響について	24
資料7	原子炉建屋クレーンガード鉄骨の基準地震動（Ss）地震力に対する検討	27

## 資料1 時刻歴解析における材料物性の不確かさ等に関する検討

### 1. 目的

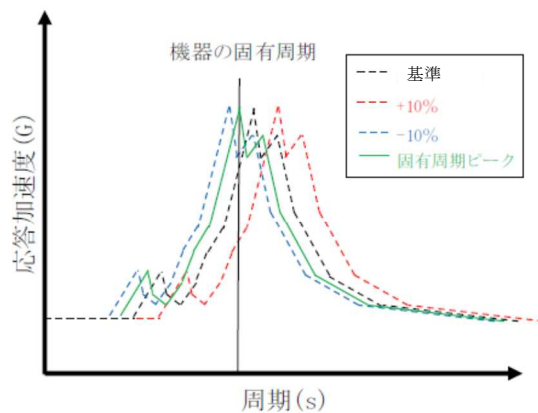
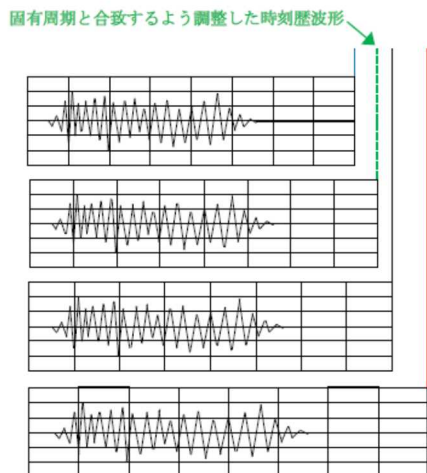
設計用床応答曲線は、建屋の地盤物性等の不確かさによる固有周期のシフトを考慮して周期方向に±10%拡幅したものを採用している。原子炉建屋クレーン（以下「クレーン」という。）の評価では、設計用床応答曲線を用いない時刻歴解析手法を採用していることから、建屋の固有周期シフトに対する不確かさを考慮する必要がある。

本評価では、上記の不確かさの考慮として、固有周期シフトを考慮していない時刻歴加速度波による解析以外に A S M E Boiler Pressure Vessel Code SECTION III, DIVISION1-NONMANDATORY APPENDIX N-1222.3 Time History Broadeningの規定を参考に時刻歴加速度波を時間軸方向に設計用床応答曲線の拡幅の考慮分として時間刻みを±10%シフトさせた時刻歴加速度波による解析で評価する。また、±10%シフトさせた設計用床応答曲線の中にピークが存在する場合は、A S M Eの規定に基づきピーク位置を考慮した評価も行う。Time History Broadeningの概念を図1-1に示す。



- ・基準の時刻歴波に加えて時間刻みを±10%シフトさせた時刻歴波を作成

- ・各時刻歴波を床応答スペクトル化



- ・機器の固有周期が床応答スペクトルピークの谷間に存在する場合、ピークと合うような時刻歴波を作成し、時刻歴応答解析を実施

図 1-1 Time History Broadening 概念図

## 2. 時刻歴解析の保守性の評価フロー

評価部位はクレーンの主要構造であり，耐震計算書で評価しているクレーン本体ガーダで検討する。この時の計算方法は耐震計算書と同様に，非線形挙動を考慮した時刻歴解析で評価する。また，時刻歴解析の保守性の評価フローを図1-2に示す。なお，解析モデルはV-2-11-2-4「原子炉建屋クレーンの耐震性についての計算書」に基づくものである。

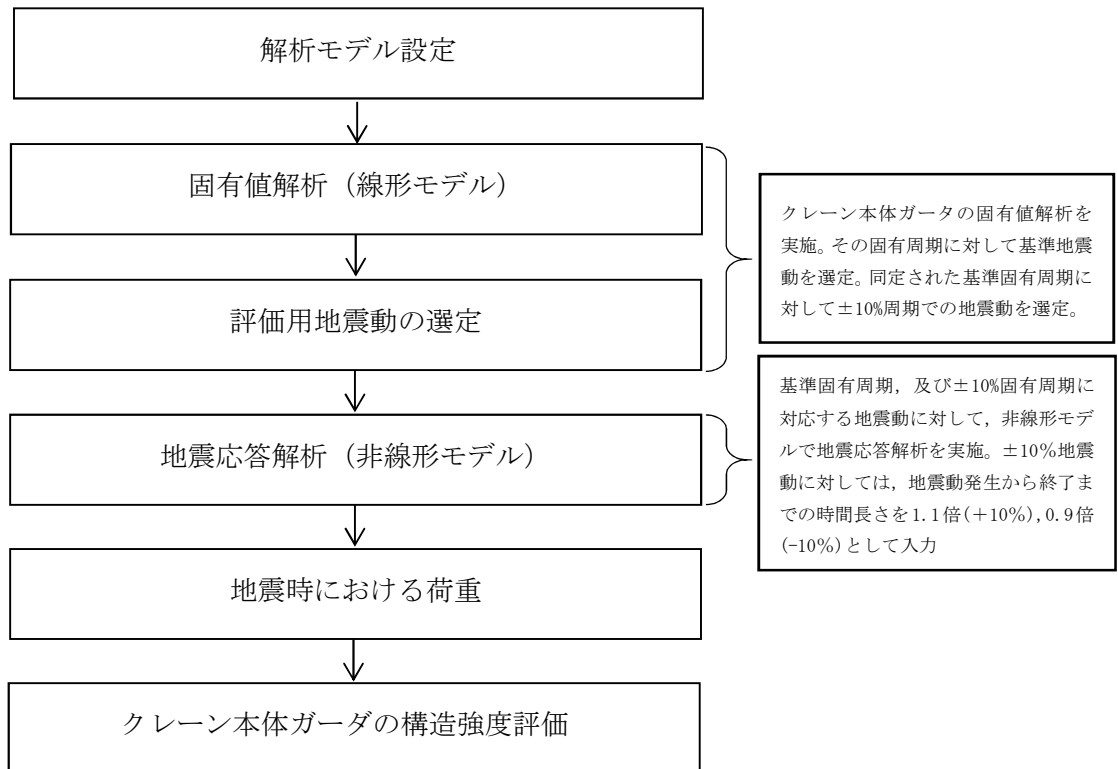


図 1-2 時刻歴解析の保守性の評価フロー

### 3. 評価用地震動の選定について

クレーンは、走行車輪部で支持された両端支持はりの構造をしていることから、鉛直動の影響を受け易い。そのため、クレーンにとって支配的となる鉛直方向の地震条件から、評価に用いる地震動を選定した。

クレーンは、トロリ位置（中央、端部）と吊荷の有無の組合せで固有周期が解析ケース毎で異なるため、組み合わせの各ケースで固有値解析（線形モデル）を行い、基準の固有周期を求める。基準の固有周期から周期±10%シフト（±10%の幅）で、評価に用いる地震動を各解析ケースに対して選定した。

設計用床応答曲線とクレーンの固有周期を重ね書きした結果を図1-3～図1-5に示す。

地震動Ss-2におけるEW+UD, EW-UDとは、鉛直方向モデル(単独)による鉛直応答に、EW方向加振による誘発上下動応答を加速度時刻歴上で加算/減算した設計用床応答曲線である。時刻歴加速度波の時間刻みを±10%シフトさせるため、本来、地震動の選定時に設計用床応答曲線を±10%シフトさせるところを、図を見やすくするため、図1-3～図1-5ではクレーンの固有周期を±10%シフトして図示している。

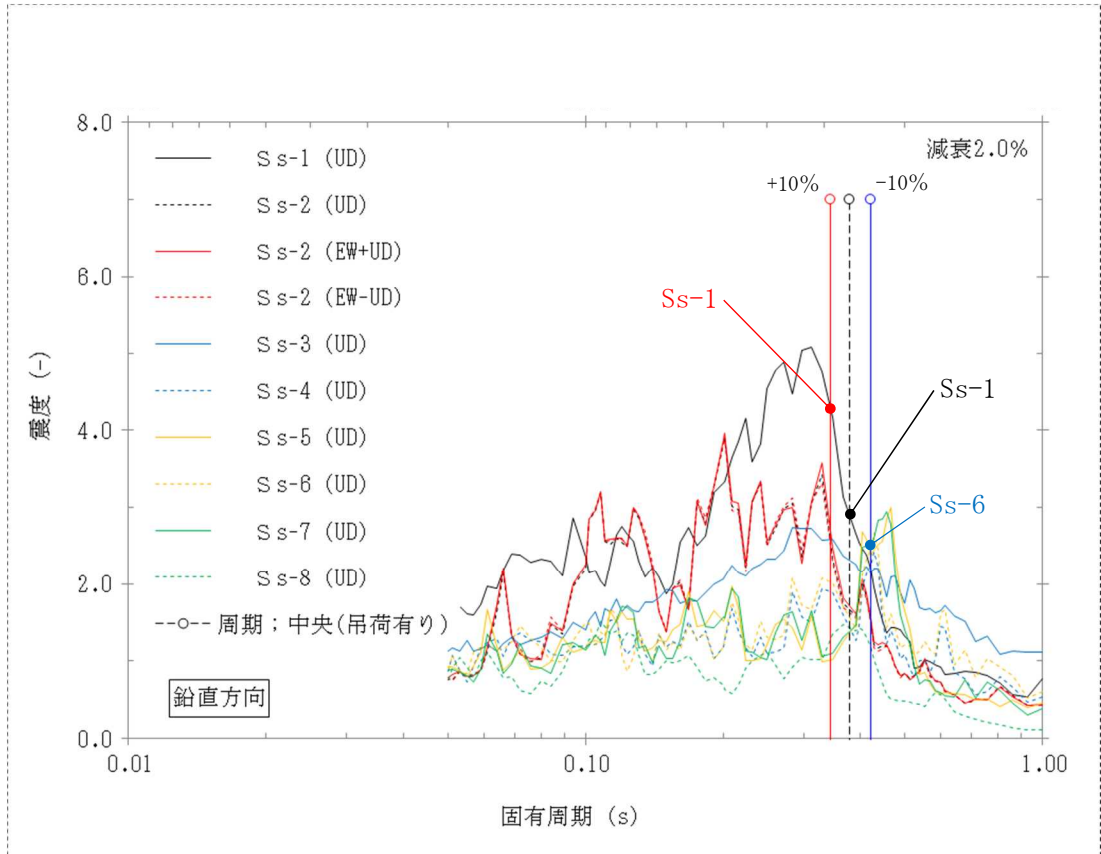


図1-3 設計用床応答曲線とクレーン固有周期（トロリ中央／吊荷有り）との重ね書き図

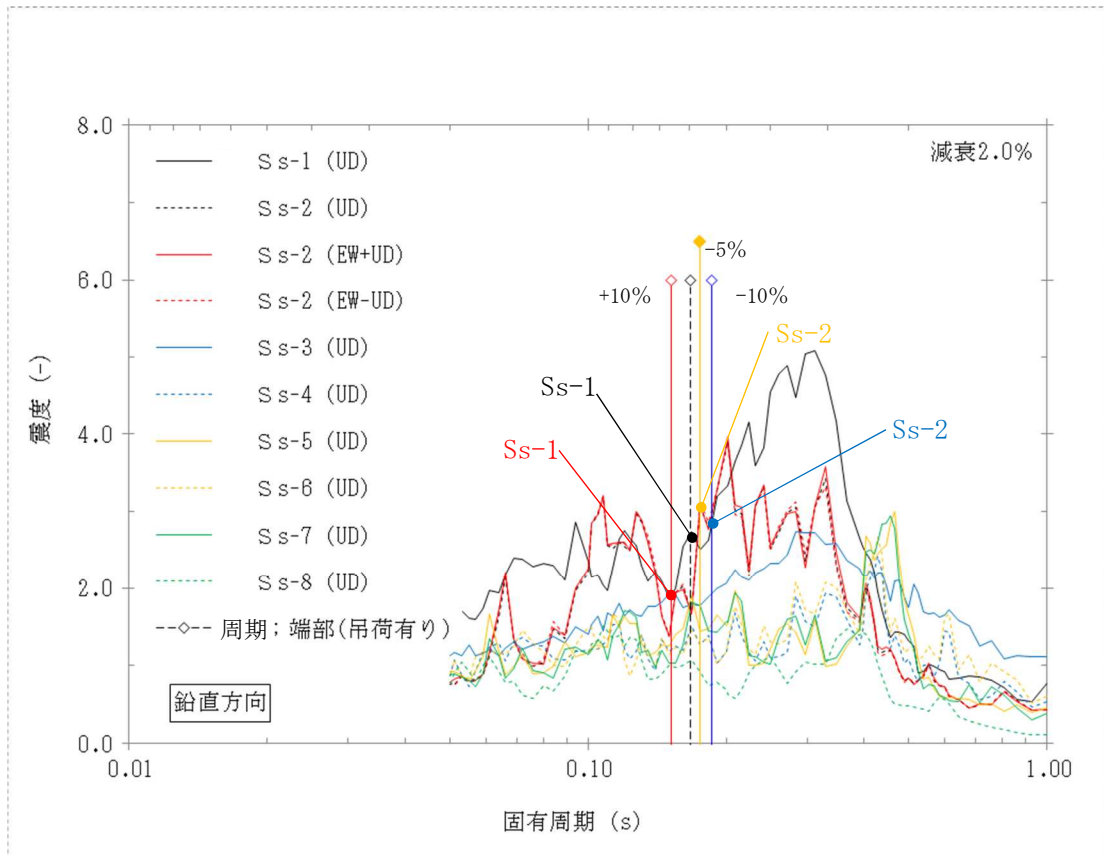


図1-4 設計用床応答曲線とクレーン固有周期（トロリ端部／吊荷有り）との重ね書き図

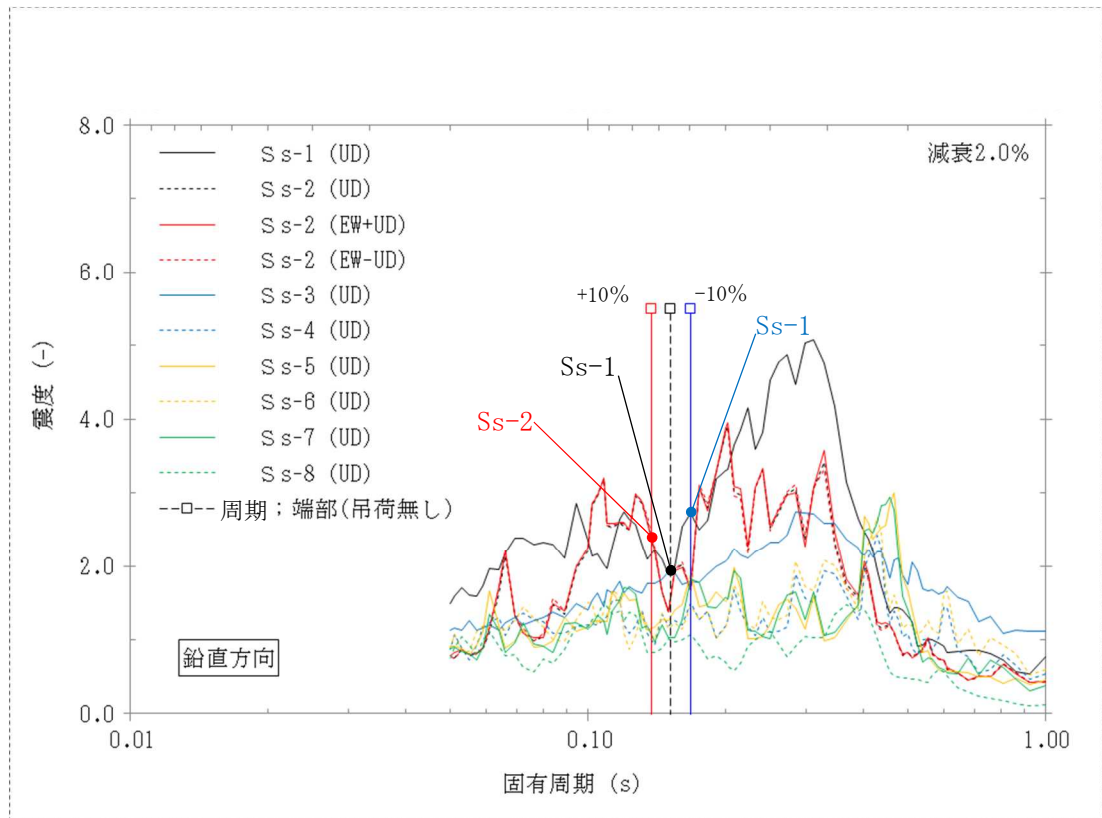


図1-5 設計用床応答曲線とクレーン固有周期（トロリ端部／吊荷無し）との重ね書き図

各解析ケースに対して，地震動の選定結果を以下に示す。

**【地震動の選定結果】**

トロリ中央／吊荷有り（図1-3）

- ・シフト無し : Ss-1
- ・+10%シフト : Ss-1
- ・-10%シフト : Ss-6

トロリ端部／吊荷有り（図1-4）

- ・シフト無し : Ss-1
- ・+10%シフト : Ss-1
- ・-5%シフト : Ss-2 (EW-UD) (FRSピーク考慮)
- ・-10%シフト : Ss-2 (EW-UD)

トロリ端部／吊荷無し（図1-5）

- ・シフト無し : Ss-1
- ・+10%シフト : Ss-2 (EW-UD)
- ・-10%シフト : Ss-1

トロリ端部/吊荷有りの解析ケースでは，0 ～ -10%間の設計用床応答曲線にピークを有することから，さらに評価に用いる地震動として，-5%シフトのSs-2 (EW-UD) も選定した。



#### 4. 時刻歴波の時刻刻み±10%シフトについて

図 1-3～図 1-5 で選定した地震動に対して、時刻刻み±10%シフトした例を図 1-6 に示す。  
+10%シフトについては各地震動の時刻歴波の時刻刻みを 1.1 倍，-10%シフトについては時刻刻みを 0.9 倍したものを用いている。

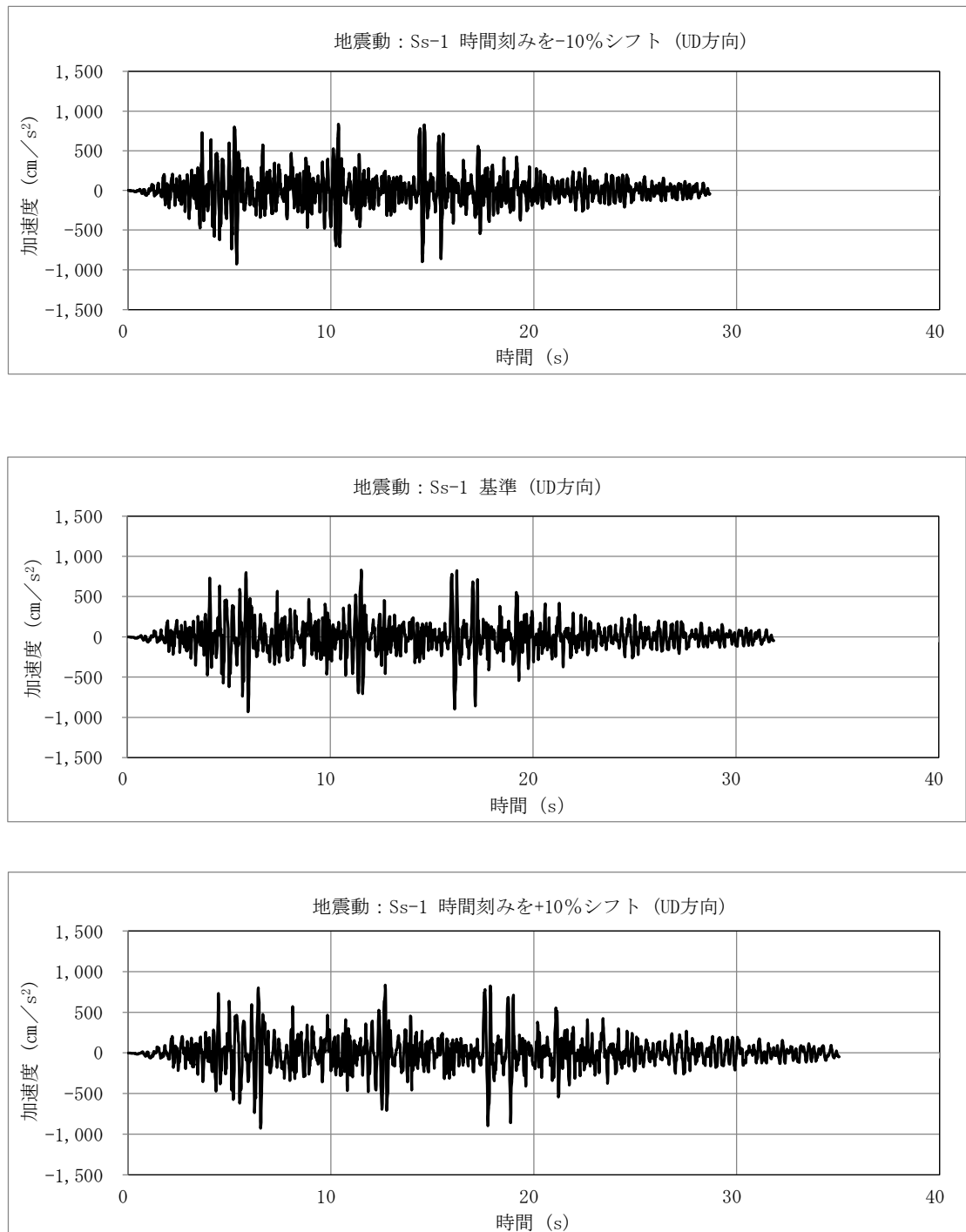


図 1-6 時刻歴波の時刻刻み±10%シフト

## 5. 地震応答解析結果

表 1-1 に非線形時刻歴解析である地震応答解析で、トロリ位置や吊荷有り無しの各組み合わせにおける解析結果を示す。

原子炉建屋クレーンは、車輪部を非線形要素としているため、トロリやクレーン本体の浮き上がりにより非線形な挙動が加わり、地震応答解析では複雑な挙動を示すため、設計用床応答曲線と発生応力の大きさの傾向は必ずしも一致していない。

基準の固有周期±10%シフト評価、及び±10%内の設計用床応答曲線ピークを評価した結果、基準の固有周期（シフト無し）の結果と大きな差がなく、かつ許容応力に対して十分な余裕があることから、本評価内容で地震応答解析における材料物性の不確かさ等に関して問題ないことを確認した。

表 1-1 ±10%ピークシフトによる地震応答解析結果

No.	解析ケース				応力分類	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
	トロリ位置	吊荷	地震動	ピークシフト			
1	中央	有り	Ss-1	シフト無し	曲げ 応力	262*	336
2			Ss-1	+10%シフト		252	
3			Ss-6	-10%シフト		210	
4	端部	有り	Ss-1	シフト無し		141	
5			Ss-1	+10%シフト		143	
6			Ss-2	-10%シフト		111	
7			Ss-2	-5%シフト		96	
8		無し	Ss-1	シフト無し		100	
9			Ss-2	+10%シフト		70	
10			Ss-1	-10%シフト		98	

注記\*：V-2-11-2-4「原子炉建屋クレーンの耐震性についての計算書」の記載値

## 資料2 ワイヤロープの長さや吊荷の速度変化及び衝撃荷重との関係について

### 1. 目的

解析では、運用上可能な範囲でワイヤロープの長さを短くして、モデル化している。

ワイヤロープの長さを短くすれば、固有周期が短くなるため吊荷の速度変化が大きくなり、ワイヤロープ及びフックの評価において、衝撃荷重が大きくなる。

解析モデルの妥当性の観点から、「ワイヤロープの長さが短くなれば固有周期が短くなる理由」と「吊荷の速度変化が大きくなると衝撃荷重が大きくなる理由」について述べる。

### 2. ワイヤロープの長さを短くすれば固有周期が短くなる理由

吊荷とワイヤの系による衝撃荷重を検討する際に、ワイヤをバネとみなした一自由度の質量－バネ振動系を考える。

ここで固有周期は、ワイヤの長さ方向の伸縮運動の周期になり、質量－バネ系として、固有周期はワイヤのばね定数 $k$ と質量 $m$ に依存し、固有周期 $T$ は、以下のとおりとなる。

$$T = 2\pi\sqrt{m/k}$$

バネ定数 $k$ は、バネ（ここではワイヤ）の長さに依存し、

$$k = E \cdot A/L$$

これより、

$$T = 2\pi\sqrt{m \cdot L/(E \cdot A)}$$

$E$ ：ワイヤの縦弾性係数

$A$ ：ワイヤの断面積

$L$ ：ワイヤの長さ

したがって、ワイヤ長さ $L$ を短くすれば、固有周期 $T$ は短くなる。

なお、上記式により算定される固有周期は、0.153秒となる。

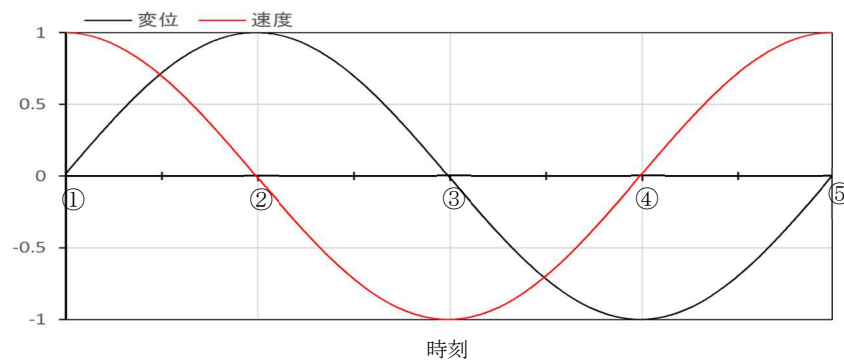
3. 吊荷の速度変化（単位時間当たり）が大きくなると衝撃荷重が大きくなる理由

ワイヤをバネとみなした場合の質量－バネ系の一自由度振動系において、変位波形は、正弦波となる。

時刻が、固有周期の（①時刻 0）→（②1/4 周期）→（③半周期）→（④3/4 周期）→（⑤1 周期）にあたる点において、

変位は、初期位置（①時刻 0）→最上点（②1/4 周期）→初期位置（③半周期）→最下点（④3/4 周期）→初期位置（⑤1 周期）を繰り返すことになる。

速度は、上向き最大（①時刻 0）→速度 0（②1/4 周期）→下向き最大（③半周期）→速度 0（④3/4 周期）→上向き最大（⑤1 周期）を繰り返すこととなる。



衝撃荷重は、吊荷の質量に、時間当たりの吊荷の速度変化（加速度）を乗じたものとなる。また、加速度  $\alpha$ （＝時間当たりの吊荷の速度変化）は、（③半周期）から（④ 3/4 周期）の間（ $=0.25T$ ）で、下向き最大速度  $V_{max}$  が、速度 0 に減速していることから、

$$\alpha = (V_{max}-0) / (0.25T)$$

となる。

つまり、時間当たりの吊荷の速度変化は、固有周期の大きさに反比例する。したがって、固有周期が短くなると、時間当たりの吊荷の速度変化（加速度）が大きくなり、衝撃荷重が大きくなる。

地震応答解析においても「ワイヤロープの長さは、短くすれば固有周期が短くなり、吊荷の速度変化が大きくなることから、衝撃荷重が大きくなる。」

地震応答解析においてクレーンのワイヤロープは非線形トラスでモデル化しており、引張方向に荷重が作用する場合のみ引張ばねとして作用するよう設定し、圧縮方向の荷重を受けないよう設定している。

ここで、ワイヤロープは解析では非線形要素として扱っているが、引張り側には線形バネとして扱われる。このバネが初期位置（③）から引張りを受けて、最下点（④）に到達し、初期位置に戻るまで（上図では③→⑤までの 1/2周期）は、線形バネの挙動を示す。なお、その後の初期位置（⑤）→最上点（②）→初期位置（③）への挙動は、バネの振動周期とは異なる。

衝撃力を発生させる加速度は、初期位置（③）から、最下点（④）に到達するまでの 1/4 周期期間中の速度変化であるため、地震応答解析であっても、同様の説明になる。

### 資料3 原子炉建屋クレーンの地震時におけるすべり量

#### 1. 目的

V-1-3-3「燃料体等又は重量物の落下による使用済燃料貯蔵槽内の燃料体等の破損の防止及び使用済燃料貯蔵槽の機能喪失の防止に関する説明書」において、原子炉建屋クレーン（以下「クレーン」という。）の待機状態においては地震時に想定される滑り量を考慮した運用としていることから、地震時のすべり量を、水平方向の時刻歴加速度波から算出した。

#### 2. 手計算によるすべり量の評価

##### 2.1 算出方針

クレーンのすべり量は、クレーンが走行方向の水平地震動によって受ける力が、自重による摩擦力を上回ることにより、クレーン自体が走行レール上でずれ、このずれ量が地震継続中に累積されたものである。

すべり量の算出では、クレーンの走行方向（EW方向）地震動の時刻歴加速度波が、クレーンの摩擦力相当の加速度以上となる時刻の間は、クレーンがすべるものとする。

クレーンがすべるときに受ける加速度は、建屋との相対加速度となり、時刻歴加速度から摩擦力相当の加速度を引いた値となる。一方、時刻歴加速度が摩擦力相当の加速度未満のときは、クレーンはすべらないので、加速度は零とする。

ここではクレーンがすべっている時刻間は、上記の加速度により等加速度運動をしているものとみなす。各時刻間での等加速度運動時の移動距離（ずれ量）を算出し、時刻歴波の終了時刻まで、ずれ量を逐次積算していく。このずれ量の逐次積算値の中で、最大となるものを、クレーンのすべり量とする。

##### 2.2 算出内容

###### (1) 地震動

評価に使用する水平地震動の時刻歴波は、以下とし、各々の地震動に対してすべり量を算出する。

- ・地震動：ケース1(基本ケース)…8波(Ss-1, Ss-2, Ss-3, Ss-4, Ss-5, Ss-6, Ss-7, Ss-8)  
ケース2(建屋剛性+ $\sigma$ /地盤剛性+ $\sigma$ )…4波(Ss-1, Ss-2, Ss-3, Ss-8)  
ケース3(建屋剛性- $\sigma$ /地盤剛性- $\sigma$ )…4波(Ss-1, Ss-2, Ss-3, Ss-8)  
ケース4(建屋剛性コア平均)…4波(Ss-1, Ss-2, Ss-3, Ss-8)  
ケース5(建屋剛性- $2\sigma$ )…4波(Ss-1, Ss-2, Ss-3, Ss-8)  
ケース6(回転ばね低減)…4波(Ss-1, Ss-2, Ss-3, Ss-8)
- ・方向：EW方向(走行方向)
- ・標高：T.M.S.L. 39.700m(クレーン設置位置)

(2) 要目

算出に使用する要目を以下に示す。

記号	名称	単位	数値	説明
g	重力加速度	m/s <sup>2</sup>	9.80665	—
$\mu c$	車輪とレールの 静止摩擦係数	—	0.075	クレーンの走行車輪は8個のうち2個は駆動輪，他の6個が従動輪である。また最大静止摩擦係数を $\mu = 0.3$ から算出した値とする。 ・ $\mu c = \mu \times 2 / 8 = 0.075$
dt	微小時間 (時間刻み)	s	0.001	時刻歴加速度波の時間刻みとする。

(3) 算出方法

図3-1にすべり量算出方法の概略を示す。

(a) 時刻歴波の交番に対する扱い

時刻歴加速度波は正負に交番するものであり，それに伴いクレーンのずれもレール長手方向に対して，行き/戻りが発生する。ここでは正負の影響を考慮し，正值のみ，負値のみの積算とはしないものとする。

(b) 計算方法

時刻歴波の各時刻の加速度を確認し，クレーンの摩擦力に相当する加速度以上となる時刻を，時刻歴データより選定する。選定された時刻の加速度は，その加速度からクレーンの摩擦力相当の加速度を引いた値とする。

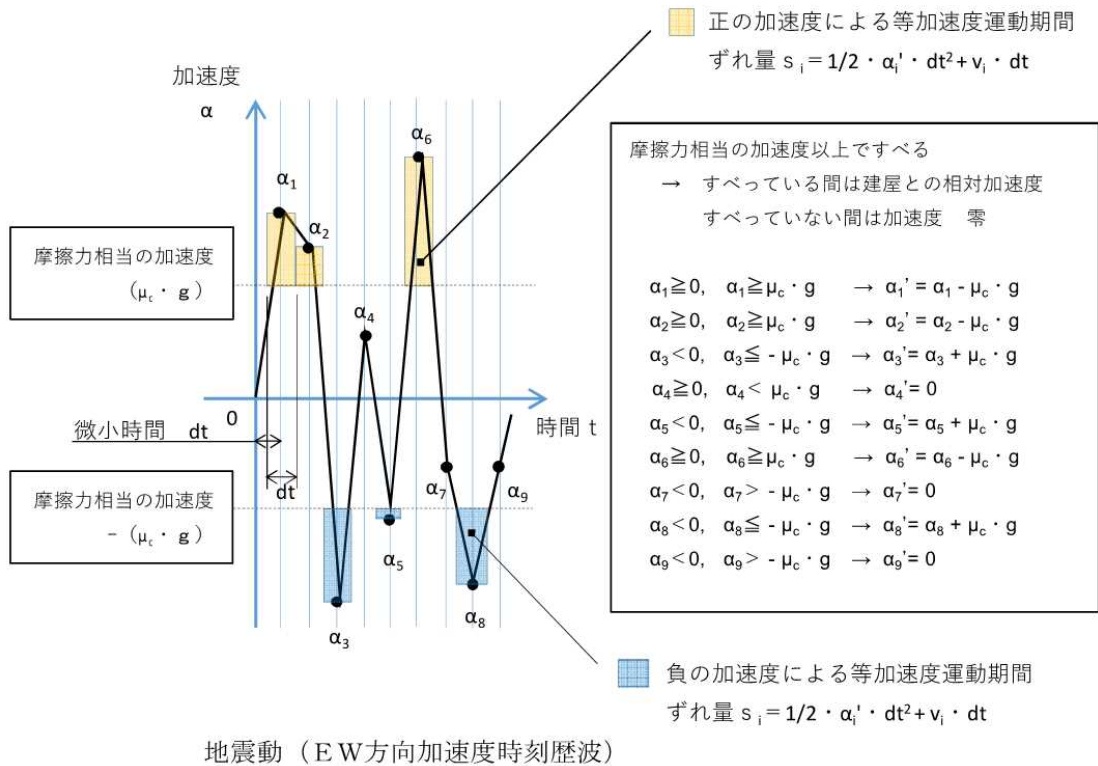
速度は，時刻歴波の時間刻み間隔に上記の加速度を乗じた値と，前時刻の速度の和とする。（クレーンは摩擦力相当の加速度未満ではすべらないため，加速度が摩擦力相当の加速度未満となる時点で前時刻の速度は零となるものとする。）

この加速度および速度から，等加速度運動による移動距離を求める。得られる各時刻の移動量を，地震継続中において逐次積算し，この積算値の中で絶対値の最大となるものを当該時刻歴波でのすべり量とする。

すべての時刻歴波に対してこの計算を行い，最大となるすべり量をクレーンのすべり量とする。

2.3 すべり量算出結果

表3-1にすべり量算出結果を示す。クレーンのすべり量は，Ss-7（基本ケース）で614mmとなる。



等加速度運動による微小時間のずれ量  $s_i$

$$s_i = 1/2 \cdot \alpha_i' \cdot dt^2 + v_i \cdot dt$$

ここで、速度  $v_i$  は以下とする。

$$v_i = \alpha_i' \cdot dt + \sum v_{i-1}$$

(摩擦力を上回らなければすべらないため、速度  $v_i$  の計算式のうち、それまでの累積速度を示す  $\sum v_{i-1}$  は、加速度が摩擦力未満となる時点で零となるものとする。)

上記の微小時間のずれ量  $s_i$  を逐次積算していくと、その積算値  $S_i$  は地震加速度の交番に伴い、正值、負値へ交番する。(レール上での行き/戻りの挙動に相当する。)

$$S_i = s_i + \sum s_{i-1}$$

したがって、最大のすべり量  $S$  は、ずれ量逐次積算値  $S_i$  のうち、絶対値の最大となるものとする。

$$S = \max (|S_i|)$$

図3-1 すべり量算出方法の概略

表3-1 クレーンすべり量算出結果

地震動		すべり量 [mm]	最大
ケース	地震波		
ケース 1 ・基本ケース	Ss-1	185	
	Ss-2	107	
	Ss-3	319	
	Ss-4	241	
	Ss-5	352	
	Ss-6	264	
	Ss-7	614	◎
	Ss-8	127	
ケース 2 ・建屋剛性+ $\sigma$ ・地盤剛性+ $\sigma$	Ss-1	292	
	Ss-2	142	
	Ss-3	193	
	Ss-8	88	
ケース 3 ・建屋剛性- $\sigma$ ・地盤剛性- $\sigma$	Ss-1	327	
	Ss-2	219	
	Ss-3	340	
	Ss-8	169	
ケース 4 ・建屋剛性コア平均	Ss-1	178	
	Ss-2	106	
	Ss-3	324	
	Ss-8	117	
ケース 5 ・建屋剛性- $2\sigma$	Ss-1	190	
	Ss-2	108	
	Ss-3	324	
	Ss-8	131	
ケース 6 ・回転ばね低減	Ss-1	190	
	Ss-2	126	
	Ss-3	367	
	Ss-8	150	



### 3. 時刻歴解析によるすべり量

#### 3.1 算出方針

時刻歴解析によるすべり量でも、工事計画認可申請書耐震計算で使用している解析モデルを使用する。クレーンのすべり量はクレーンの待機状態を想定した評価のため、解析ケースには「トロリ端部／吊荷なし」を適用する。

また、時刻歴解析に適用する地震動は、手計算の評価ですべり量が最大となった、「ケース1 Ss-7」とする。

#### 3.2 算出結果

時刻歴解析によるすべり量は、図3-2のとおり2221mmとなる。

なお、“2.3 すべり量評価結果”にて手計算評価として算出したすべり量（614mm）との違いは、本評価では鉛直方向も考慮していることから、クレーンの瞬間的な浮き上がりの繰り返しによる入力波に偏りが発生したり、水平方向にクレーンが振られた際に一方向側に継続的に入力波を受けることでクレーンが加速され、すべり量が大きくなったと考えられる。

□

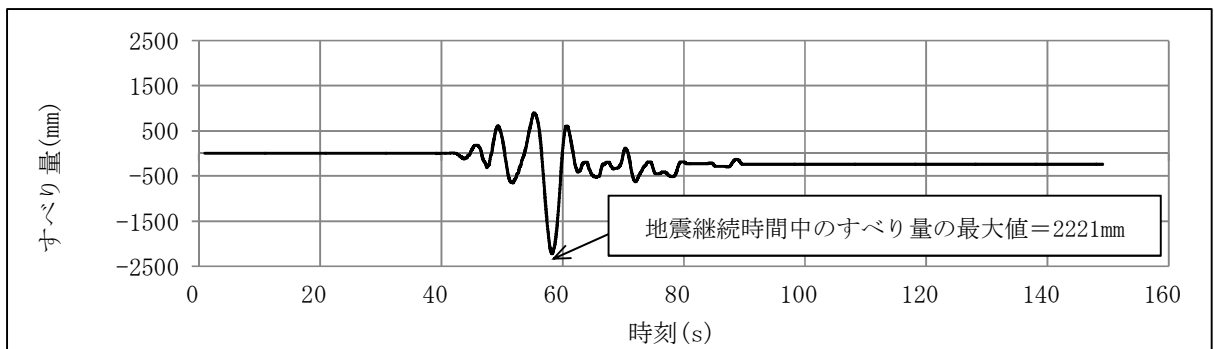


図 3-2 時刻歴解析より算出したすべり量

資料4 走行レール及び車輪つばの耐震評価結果

1. 目的

原子炉建屋クレーン（以下「クレーン」という。）の走行レール及び車輪つばの耐震評価を行う。

2. 走行レール及び車輪つばの耐震評価結果

基準地震動Ssにおける，クレーンの走行レール及び車輪つばに発生する応力値は，ともに許容応力以内であることを確認した。耐震評価結果を表4-1に示す。

表4-1 原子炉建屋クレーンの走行レール及び車輪つばの耐震評価結果

部材	応力分類	算出応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
走行レール	曲げ	690	780
	せん断	26	450
	組合せ	691	780
車輪つば	曲げ	190	532
	せん断	53	307
	組合せ	211	532

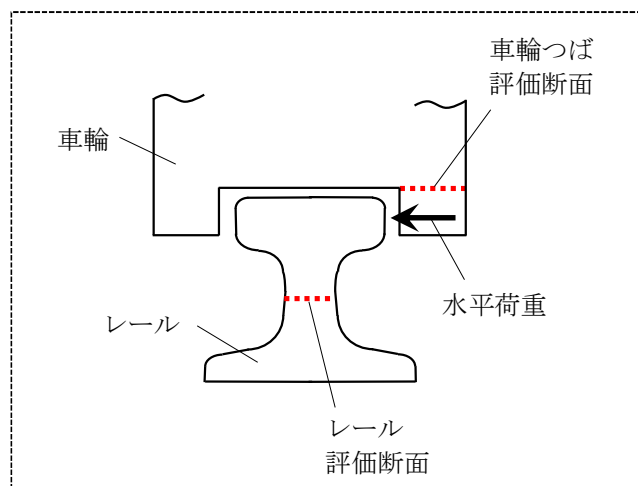


図4-1 原子炉建屋クレーンの走行レール及び車輪つばの耐震評価断面

【算定条件】

(1) 評価用地震力：基準地震動  $S_s$

水平震度：ガード部 1.72，トロリ部 0.15（摩擦係数より算出した値）

(2) 構造材料及び許容応力（表 4-2）

表 4-2 構造材料及び許容応力

構造部材	材料	Su (MPa)	許容応力 (MPa)	
			曲げ	せん断
走行レール	CR73	780	780	450
車輪つば	炭素鋼	760	532	307

(3) 計算条件（表 4-3，表 4-4，図 4-2 及び図 4-3）

表 4-3 走行レールの計算条件

項目		単位	数値
作用幅	$b_{1H}$	mm	
	$b_{2H}$	mm	
	$b_{3H}$	mm	
アーム長さ	$h_1$	mm	
高さ	$L_1$	mm	
	$L_2$	mm	
ウェブ厚さ	$t_1$	mm	
ウェブ断面積	$A_1$	mm <sup>2</sup>	
水平力	$F_H$	N	
曲げモーメント	$M$	N・mm	
ウェブ断面係数	$Z$	mm <sup>3</sup>	

表 4-4 車輪つば計算条件

項目		単位	数値
車輪径（つば）	$D_f$	mm	
車輪径（踏面）	$D_W$	mm	
車輪つばの厚さ	$t$	mm	
車輪つばの受け長さ	$\ell$	mm	
アーム長さ	$h$	mm	
水平力	$F_H$	N	
断面積	$A$	mm <sup>2</sup>	
曲げモーメント	$M$	N・mm	
断面係数	$Z$	mm <sup>3</sup>	

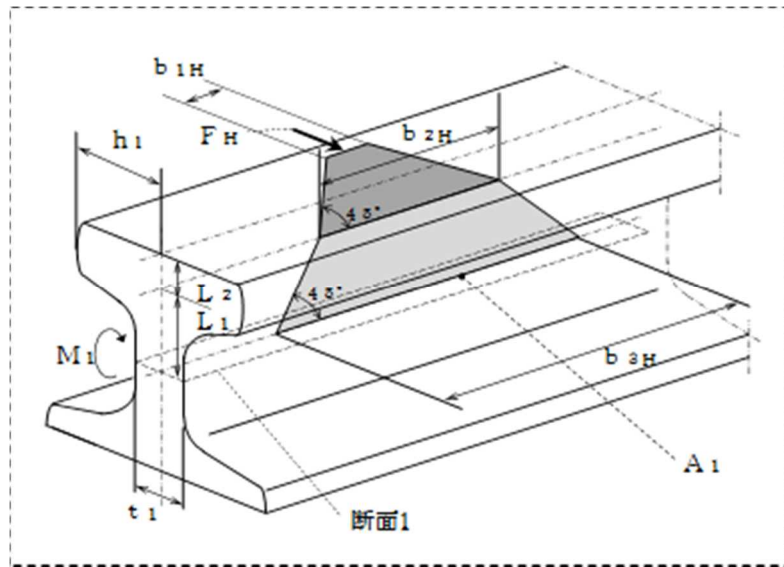


図 4-2 走行レールの評価断面説明図

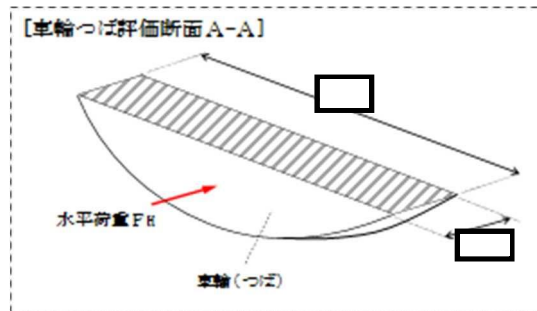
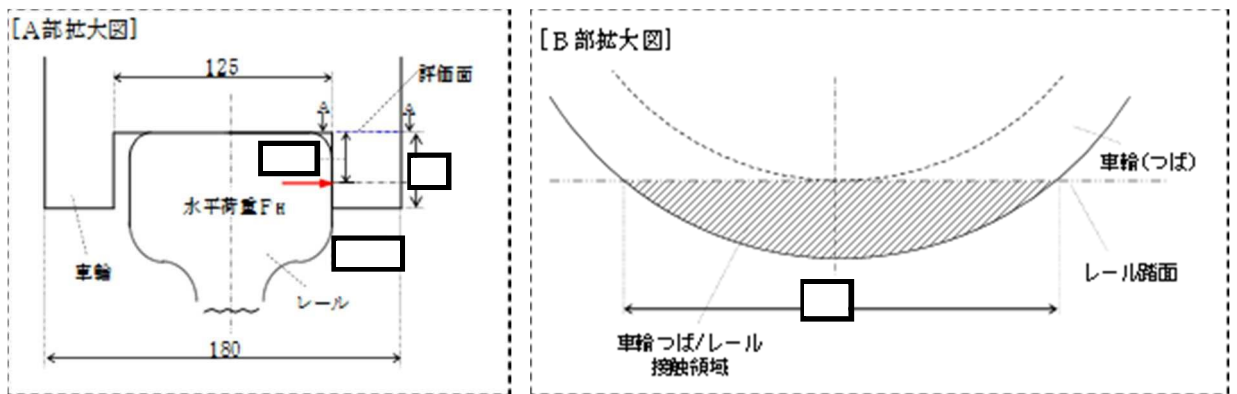
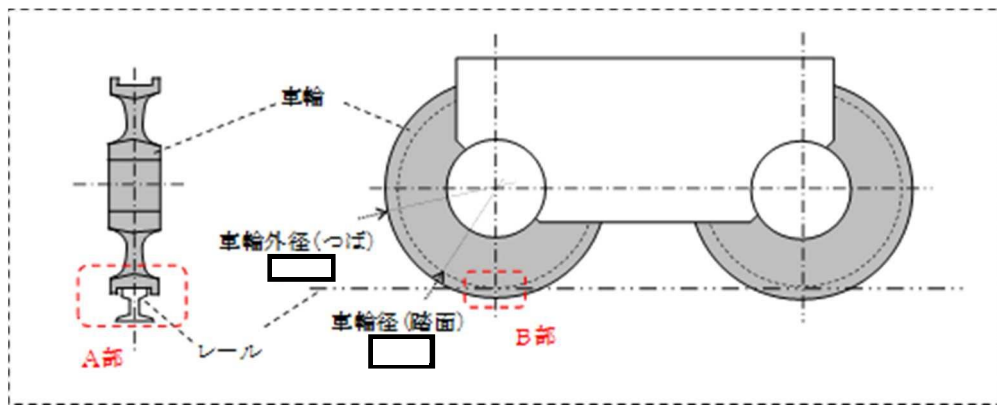


図 4-3 車輪つばの評価断面説明図

## 資料5 主巻ワイヤのブレーキ制動力

### 1. 目的

原子炉建屋クレーン（以下「クレーン」という。）の主巻ワイヤのブレーキ制動力の評価を行い、地震時のすべりによる影響評価を行う。

### 2. ブレーキ制動力の評価

主巻ワイヤのブレーキによる制動力の評価結果を表5-1に示す。基準地震動 $S_s$ によりワイヤに発生する荷重は、許容荷重であるブレーキ制動力（吊荷を保持している力）を上回り、吊荷は一時的にすべることを確認した。

表5-1 原子炉建屋クレーンの主巻ワイヤのブレーキ制動力の評価結果

基準地震動 $S_s$ により ワイヤに発生する荷重 (N)	許容荷重 (N)
$1.022 \times 10^7$	$8.139 \times 10^6$

### 3. ブレーキのすべり量の評価

すべり量は、時刻歴解析結果から、吊荷がすべった各時間帯（地震時に荷重がブレーキ制動力を上回った場合）の荷重最大速度から各々のすべり量を算出し、最終的に合算することで地震発生から収束するまでのすべり量を算出した。

地震時のすべり量は、約353mmとなる。（図5-1）

### 4. 地震時のすべりによる影響評価

ブレーキについては、制動力を上回る負荷トルクが発生し、スリップ（ブレーキがすべる）することが考えられるが、地震による加速度は交番加速度であり、スリップは一時的なものと考えられ、吊荷が大きく落下することはない。

通常の吊荷の取扱い高さを考慮すれば、吊荷が原子炉建屋オペレーティングフロアの床面及び使用済燃料貯蔵プール水面に達することはないと評価した。

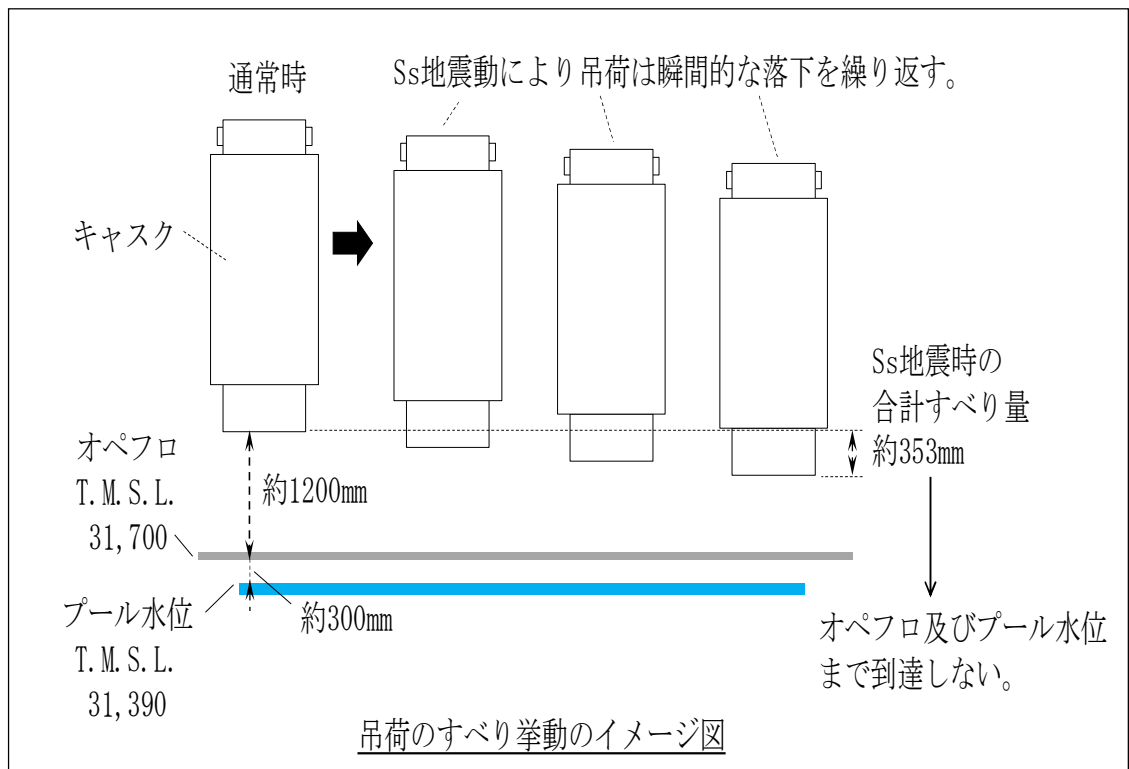
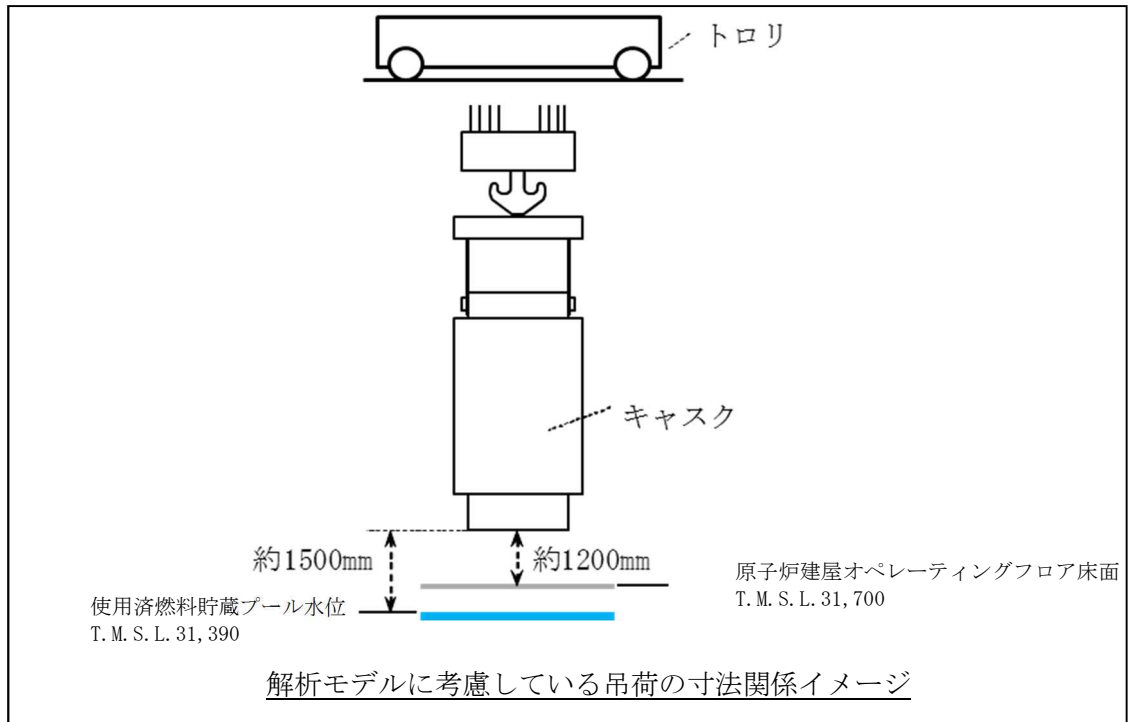


図 5-1 地震時のすべり量

【算定条件】

- (1) ワイヤに発生する荷重  $1.022 \times 10^7$  N  
 (基準地震動  $S_s$  による地震応答解析結果)
- (2) ブレーキ制動力の算定

ブレーキ制動力の算定に用いる計算条件を表5-2に、算出説明図を図5-2に示す。

表5-2 ブレーキ制動力の計算条件

項目		単位	数値	備考	
ドラム径	D	Mm			
定格質量	$m_L$	Kg			
フック質量	$m_H$	Kg			
ロープ掛数	N	本			
ドラムの巻取本数	$N'$	本			
ブレーキ台数	n	個			
ブレーキ容量	$T_B$	N・mm			
重力加速度	g	$m/s^2$			
シープ効率	$\eta$	—			
減速機減速比	i	—			
ロープ荷重	F	N			$(m_L + m_H)g / (N\eta)$
負荷トルク	T	N・mm			$N' F \cdot (D/2 \cdot i)$
安全率	S	—			$nT_B / T$
許容荷重	—	N		$8.139 \times 10^6$	$(m_L + m_H)g \cdot S$

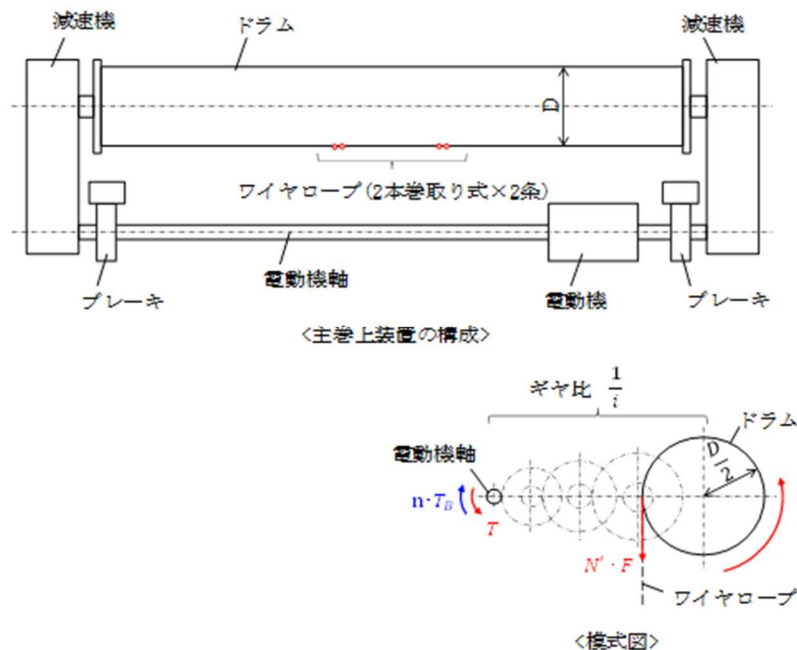
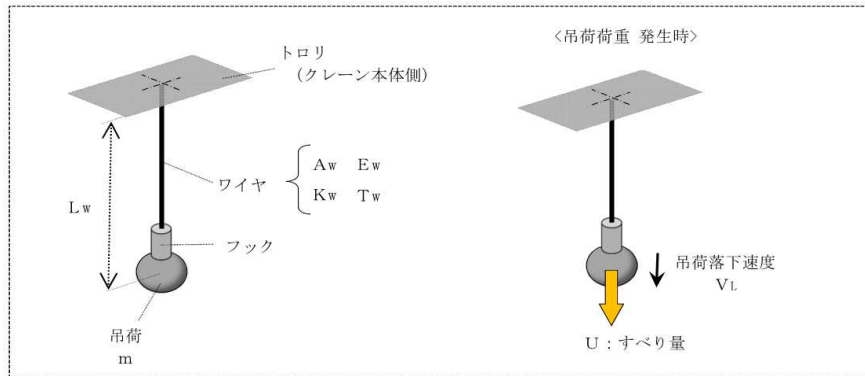


図5-2 ブレーキ制動力算出説明図

【評価方法】



ワイヤの剛性 Kw

$$Kw = \frac{Ew \cdot Aw}{Lw}$$

ここで、

Lw : ワイヤ長さ  mm

Aw : ワイヤ断面積(ワイヤ1本の断面積×掛数)  mm<sup>2</sup>

Ew : 縦弾性係数  MPa

ワイヤの固有周期 Tw

$$Tw = 2 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{m}{Kw}}$$

ここで、

m : 吊荷質量

以上より、ブレーキがすべる時間は固有周期÷2の時間であることから、すべり量Uは

$$U = \frac{VL \cdot Tw}{2}$$

ここで、

VL : 吊荷落下速度 (非線形時刻歴応答解析結果の吊荷の最大速度)



資料6 側面の接触による摩擦力の影響について

1. 目的

「水平2方向と鉛直方向の地震力の非同時性を考慮することにより脱線防止ラグの側面摩擦を考慮しない」ことについて、側面の接触による摩擦力の影響を評価し、クレーン本体ガーダの曲げ応力への影響を確認した。

2. 車輪つばとレール側面が接触する場合のクレーン本体ガーダの曲げ応力への影響

車輪つばとレール側面が接触する場合のクレーン本体ガーダの曲げ応力への影響が小さいことについて、確認結果を表6-1に示す。

応力の増加は、1%以下であり、側面の接触による摩擦力の影響は小さいことを確認した。

表6-1 側面摩擦の影響確認結果

側面摩擦 有無	クレーン本体ガーダの曲げ応力(MPa)	
	評価値	許容値
側面摩擦なし	262	336
側面摩擦あり	264	

【算定条件】

(1) 側面摩擦の発生箇所

クレーンとランウェイガーダの接触に関しては、図6-1に示す寸法関係より、脱線防止ラグとランウェイガーダが接触するよりも先に車輪つばとレール側面が接触する。このため、摩擦の影響が発生する箇所は車輪つばとレール側面の接触部とする。

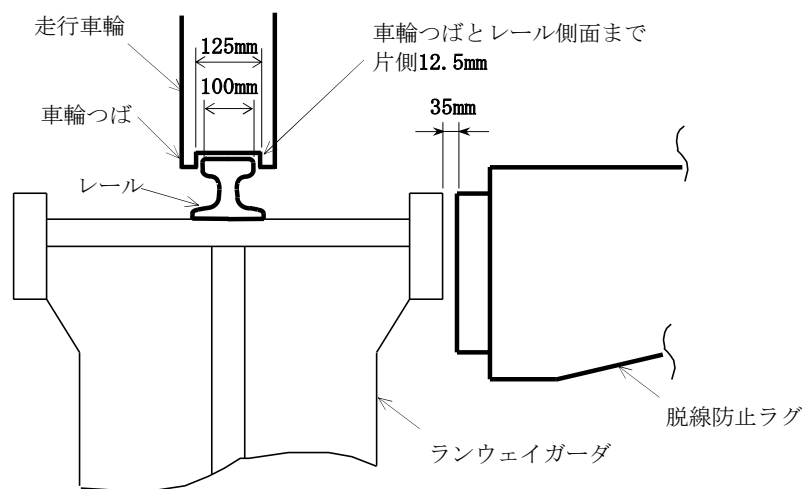


図6-1 走行車輪と脱線防止ラグの隙間関係

(2) 検討方針

側面摩擦の影響確認においては、工事計画認可申請書評価部位のうち発生応力が大きく、側面摩擦による荷重増加の影響を受けると考えられる「クレーン本体ガーダの曲げ応力」に着目し、検討する。

(3) 影響試算方法

図6-2に示すとおり、横行荷重から側面摩擦の荷重を試算し、側面摩擦による走行荷重の増加分をガーダ応力に考慮した評価を行う。

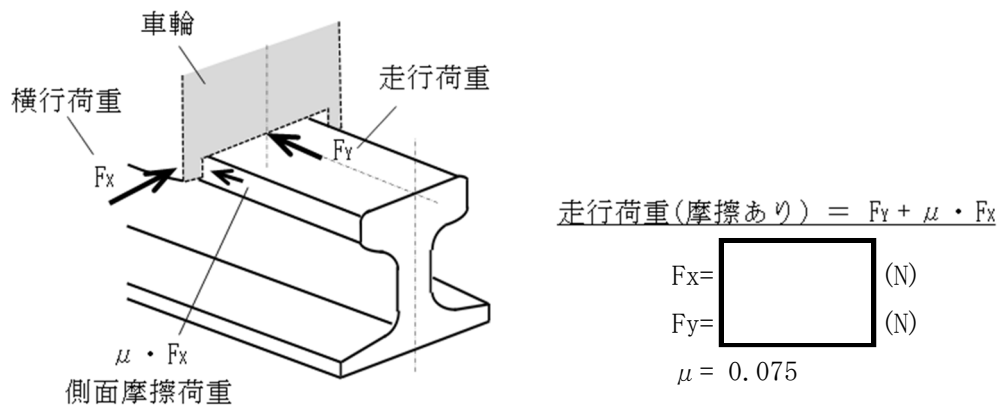


図6-2 側面摩擦の影響試算

3. ランウェイガーダと脱線防止ラグが接触する場合のクレーン本体ガーダの曲げ応力への影響

ランウェイガーダと脱線防止ラグが接触することによるクレーン本体ガーダの曲げ応力への影響が小さいことについて、確認結果を表6-2に示す。

応力の増加は、2%以下であり、側面の接触による摩擦力の影響は小さいことを確認した。

表6-2 側面摩擦の影響確認結果

側面摩擦 有無	クレーン本体ガーダの曲げ応力 (MPa)	
	評価値	許容値
側面摩擦なし	262	336
側面摩擦あり	266	

【算定条件】

(1)側面摩擦の発生箇所

クレーン横行方向に地震力が作用し、車輪が走行レールに乗り上げた場合に脱線防止ラグとランウェイガードが接触することによる摩擦の影響を検討する。

(2)検討方針

側面摩擦の影響確認においては、工事計画認可申請書評価部位のうち発生応力が大きく、側面摩擦による荷重増加の影響を受けると考えられる「クレーン本体ガードの曲げ応力」に着目し検討する。

(3)影響試算方法

図6-3に示すとおり、横行荷重から側面摩擦の荷重を試算し、側面摩擦による走行荷重の増加分をガード応力に考慮した評価を行う。

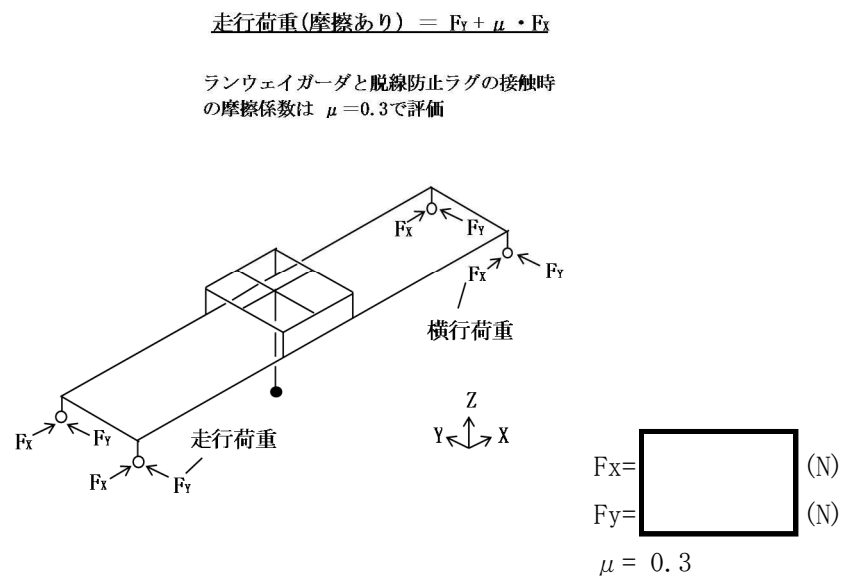


図6-3 荷重の概要図

資料7 原子炉建屋クレーンガーダ鉄骨の基準地震動 (S<sub>s</sub>) 地震力に対する検討

1. 検討概要

原子炉建屋天井クレーンにおける原子炉建屋に設置されているクレーンガーダ鉄骨について、基準地震動 S<sub>s</sub> に対して健全性を有していることを確認する。

図 1-1 にクレーン概要を、図 1-2 にクレーンガーダ鉄骨の断面図を、図 1-3 に上フランジ、下フランジの平面及び上フランジの断面をそれぞれ示す。

クレーンガーダ鉄骨の評価は、支持スパンが最も大きくなる R2 通り側の RF-RG 通り間について検討を実施する。

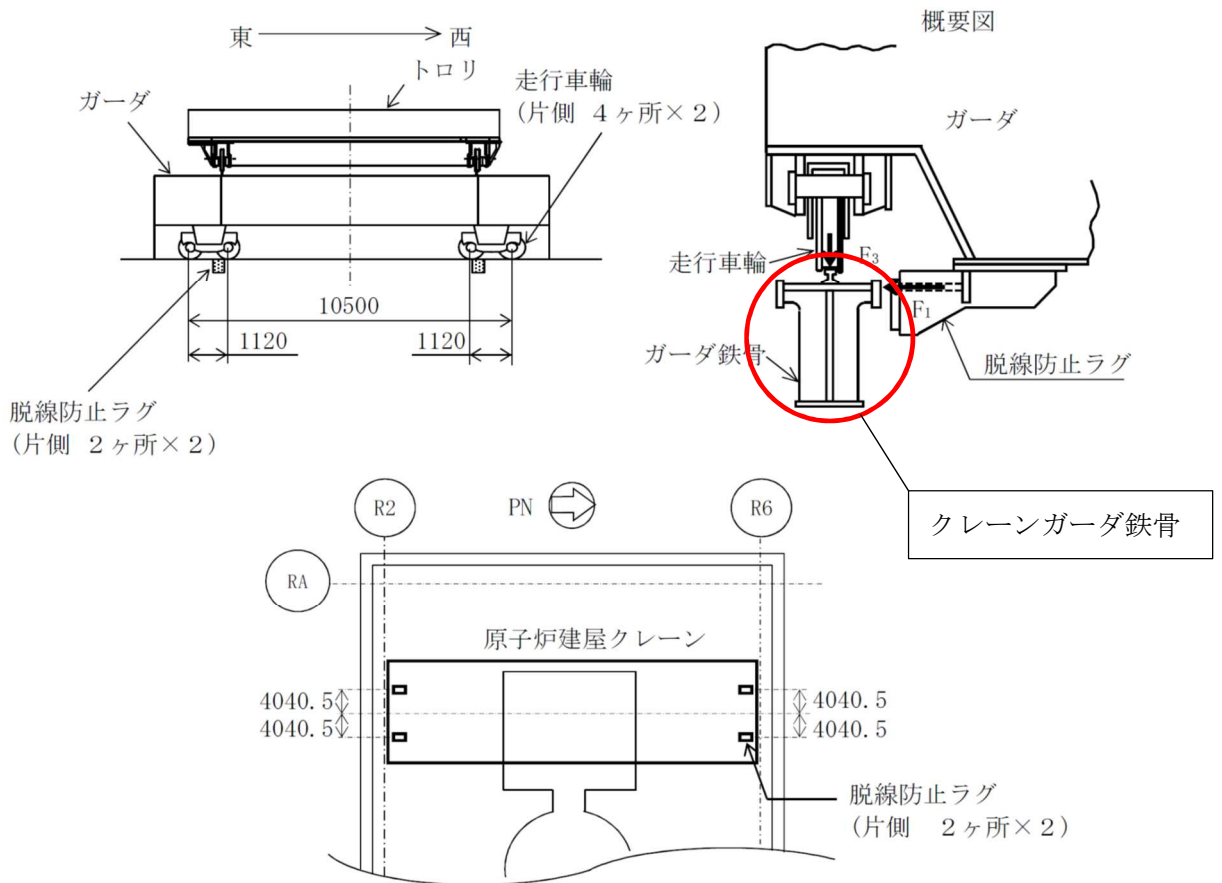


図 1-1 クレーン概要

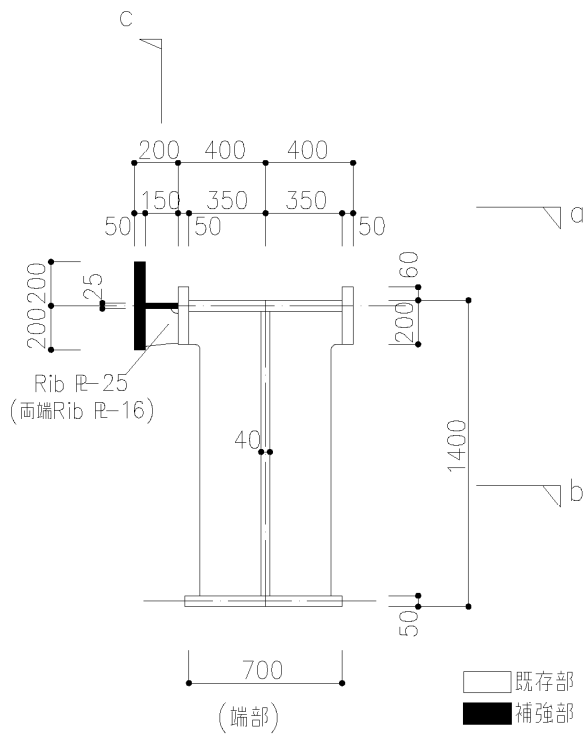
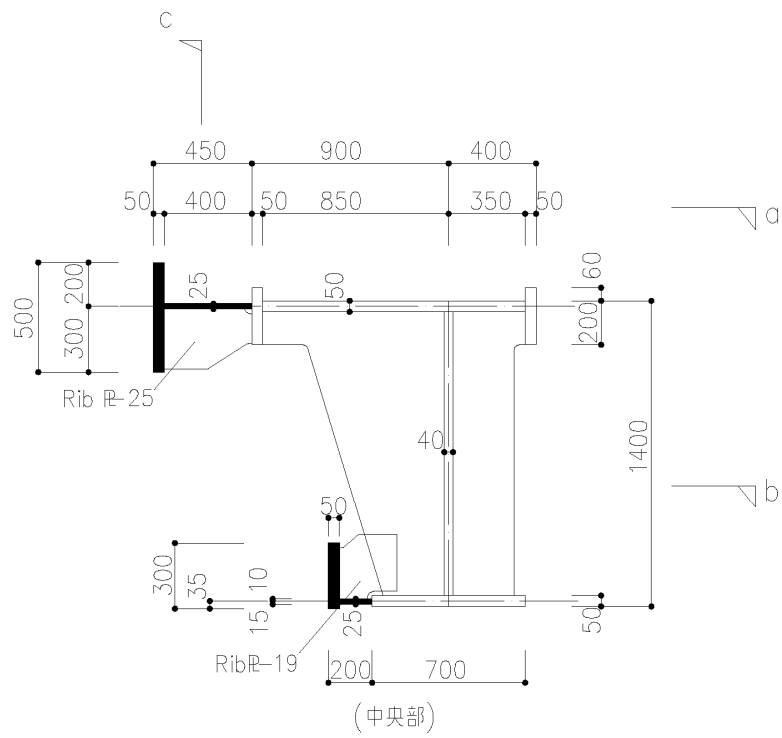
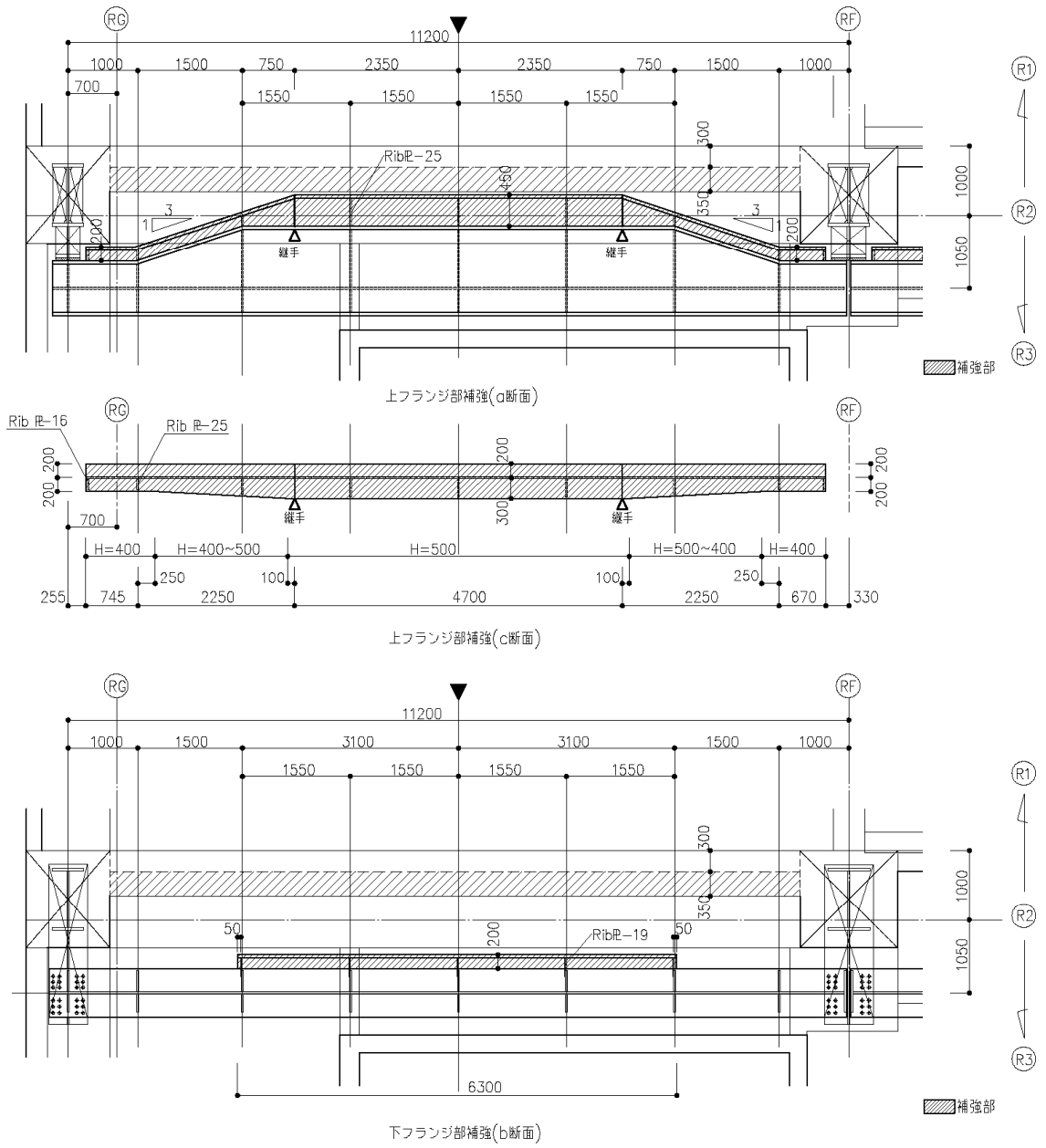


図 1-2 クレーンガーダ鉄骨断面図



注記：切断位置 a~c は図 1-2 参照

図 1-3 クレーンガーダ鉄骨の代表平断面図

## 2. 使用材料の許容応力度

使用する鋼材の基準強度及び材料強度を表 2-1 に示す。鋼材の材料強度については、「2015 年版 建築物の構造関係技術基準解説書（国土交通省国土技術政策総合研究所・国立研究開発法人建築研究所）」に基づき、F 値を 1.1 倍して用いる。また、鋼材の許容応力度は、「鋼構造設計規準—許容応力度設計法—（（社）日本建築学会，2005 年）」に従い、表 2-1 中の材料強度より求める。

表 2-1 使用鋼材の材料強度

	材料	板厚	基準強度 F (N/mm <sup>2</sup> )	材料強度
構造用鋼材	SM400A* <sup>1</sup>	t ≤ 40 mm	235	F × 1.1
	SN400B* <sup>2</sup>	t > 40 mm	215	

注記\*1：既存部

\*2：補強部

## 3. 荷重組合せ

水平動と鉛直動の地震荷重の組合せについては、「原子力発電所耐震設計技術規程 J E A C 4601-2015」に基づき下式で示される組合せ係数法を用いる。

組合せ係数法による地震時応力

$$= \max \left\{ (1.0 \times \text{水平地震力による応力} + 0.4 \times \text{鉛直地震力による応力}), \right. \\ \left. (0.4 \times \text{水平地震力による応力} + 1.0 \times \text{鉛直地震力による応力}) \right\}$$

#### 4. 応力算定

##### (1) クレーンガーダ鉄骨に作用する地震荷重

クレーンガーダ鉄骨に作用する荷重を図4-1に示す。また、表4-1に荷重値を示す。

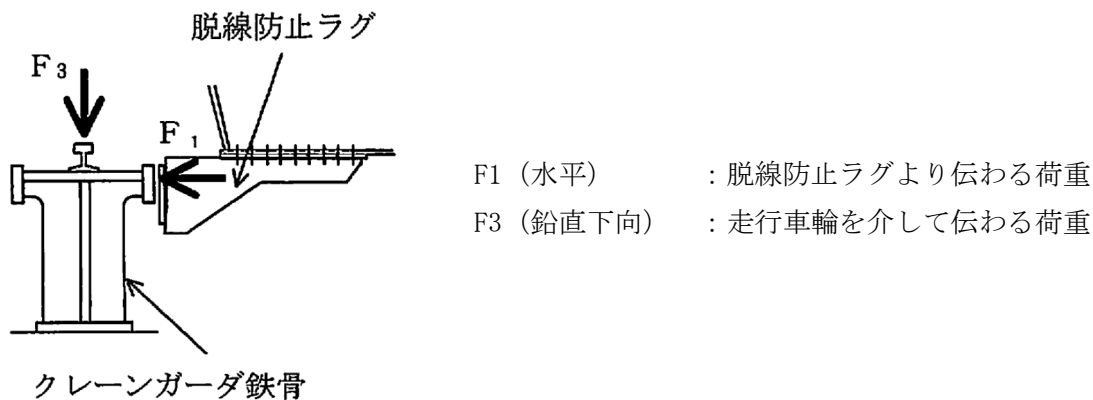


図4-1 クレーンガーダ鉄骨に作用する荷重

表4-1 クレーンガーダ鉄骨検討用荷重

方向	地震荷重 (kN)
	基準地震動 S <sub>s</sub>
水平 (F1) *1	2277
鉛直 (F3) *2	2605

注記\*1 : F1 は脱線防止ラグ 1箇所当たりの荷重。

\*2 : F3 は走行車輪 1箇所当たりの荷重 (自重分を含む)。



(2) クレーンガーダ鉄骨自重による地震荷重

クレーンガーダ鉄骨自重による地震力は、原子炉建屋の質点形モデルの基準地震動  $S_s$  による地震応答解析結果（V-2-2-1 原子炉建屋の地震応答計算書の補足説明資料 別紙 3-2 材料物性の不確かさを考慮した地震応答解析結果）に基づく水平及び鉛直地震動より算定する。

クレーンガーダ鉄骨の自重による地震荷重は、クレーンガーダ鉄骨の重量に震度を乗じることにより算定する。クレーンガーダ鉄骨自重による地震荷重を表 4-2 に示す。

表 4-2 クレーンガーダ鉄骨自重による地震荷重

	クレーンガーダ鉄骨		震度*1	地震荷重 (kN/m)
	質量 (t/m)	重量 (kN/m)		
鉛直 (全断面)	2.0	20	1.988*2	39.76
水平 (上フランジ)	1.3	13	1.387	18.03
水平 (下フランジ)	0.7	7.0	1.387	9.71

注記\*1：レール天端位置 T. M. S. L. 39.7m の震度に換算。

\*2：鉛直震度は、鉛直下向きを考慮し  $1+0.988=1.988$  としている。

(3) 解析ケース

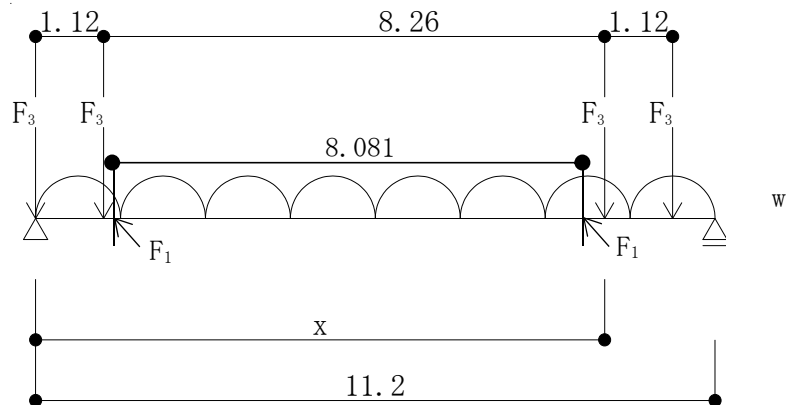
クレーンガーダ鉄骨の応力解析ケースを表 4-3-1 に示し、荷重作用の概念図と荷重作用位置を図 4-2、表 4-3-2 に示す。

表 4-3-1 応力解析ケース

荷重状態	荷重ラベル	内容	車輪位置 x (m)
基準地震動 $S_s$	SL1	鉛直曲げモーメント最大 (中央部)	5.32
	SL2	鉛直せん断力最大 (端部* <sup>1</sup> )	9.38
	SL3	水平曲げモーメント最大 (中央部)	5.6895
	SL4	水平せん断力最大 (端部* <sup>1</sup> )	8.1705
	SL5	鉛直曲げモーメント最大 (端部* <sup>2</sup> )	9.08
	SL6	水平曲げモーメント最大 (端部* <sup>2</sup> )	10.2895

注記\*1：せん断力最大 (端部) の端部とは、支点位置。

\*2：曲げモーメント最大 (端部) の端部とは、支点から 1.0 m 位置。



F1 (水平) : 脱線防止ラグより伝わる荷重

F3 (鉛直下向) : 走行車輪を介して伝わる荷重

W (水平・鉛直下向) : クレーンガーダ鉄骨自重による地震荷重

図 4-2 荷重作用の概念図 (車輪位置 x の場合)

表 4-3-2 荷重作用位置 (1/3)

入力荷重値				
荷重ラベル 部位	SL1 鉛直曲げモーメント最大 (中央部)		SL2 鉛直せん断力最大 (端部)	
鉛直荷重		$w_1=39.76 \text{ kN/m}$ $F_3=2605 \text{ kN}$		$w_1=39.76 \text{ kN/m}$ $F_3=2605 \text{ kN}$
水平荷重 (上フランジ)		$w_2=18.03 \text{ kN/m}$ $F_1=2277 \text{ kN}$		$w_2=18.03 \text{ kN/m}$ $F_1=2277 \text{ kN}$
水平荷重 (下フランジ)		$w_3=9.71 \text{ kN/m}$		$w_3=9.71 \text{ kN/m}$

表 4-3-2 荷重作用位置 (2/3)

入力荷重				
荷重ラベル 部位	SL3 水平曲げモーメント最大 (中央部)		SL4 水平せん断力最大 (端部)	
鉛直荷重		$w_1=39.76 \text{ kN/m}$ $F_3=2605 \text{ kN}$		$w_1=39.76 \text{ kN/m}$ $F_3=2605 \text{ kN}$
水平荷重 (上フランジ)		$w_2=18.03 \text{ kN/m}$ $F_1=2277 \text{ kN}$		$w_2=18.03 \text{ kN/m}$ $F_1=2277 \text{ kN}$
水平荷重 (下フランジ)		$w_3=9.71 \text{ kN/m}$		$w_3=9.71 \text{ kN/m}$

表 4-3-2 荷重作用位置 (3/3)

入力荷重値				
荷重ラベル 部位	SL5 鉛直曲げモーメント最大 (端部)	SL6 水平曲げモーメント最大 (端部)	SL5 鉛直曲げモーメント最大 (端部)	SL6 水平曲げモーメント最大 (端部)
鉛直荷重	<p><math>w_1=39.76 \text{ kN/m}</math> <math>F_3=2605 \text{ kN}</math></p>	<p><math>w_1=39.76 \text{ kN/m}</math> <math>F_3=2605 \text{ kN}</math></p>		
水平荷重 (上フランジ)	<p><math>w_2=18.03 \text{ kN/m}</math> <math>F_1=2277 \text{ kN}</math></p>	<p><math>w_2=18.03 \text{ kN/m}</math> <math>F_1=2277 \text{ kN}</math></p>		
水平荷重 (下フランジ)	<p><math>w_3=9.71 \text{ kN/m}</math></p>	<p><math>w_3=9.71 \text{ kN/m}</math></p>		

(4) 部材応力

基準地震動  $S_s$  におけるクレーンガーダ鉄骨の各部に生じる荷重を以下に示す。

表 4-4 部材応力一覧

部位		荷重状態	荷重方向	曲げ最大部				せん断最大部*1	
				荷重ラベル	M(kN・m)	Q(kN)	位置(m)	荷重ラベル	Q(kN)
端部	上フランジ	短期	鉛直	SL5	4878	4858	10.2	—	—
			水平	SL6	2596	2587	10.2	SL4	3012
	下フランジ	短期	鉛直	SL5	4878	4858	10.2	—	—
			水平	SL1~6*2	50	45	10.2	SL1~6*2	54
	ウェブ	短期	鉛直	SL5	4878	4858	10.2	SL2	5758
中央部	上フランジ	短期	鉛直	SL1	13788	2486	5.32	—	—
			水平	SL3	6658	1139	5.60	—	—
	下フランジ	短期	鉛直	SL1	13788	2486	5.32	—	—
			水平	SL1~6*2	152	0	5.60	—	—
	ウェブ	短期	鉛直	SL1	13788	2486	5.32	—	—

注記 \*1：せん断最大部は支点位置。

\*2：下フランジの水平荷重は、クレーンガーダ鉄骨自重による地震荷重であり、荷重ラベル SL1 から SL6 で同値となる。

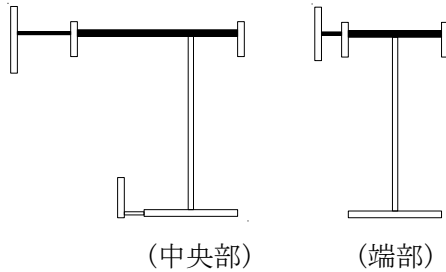
(5) 断面算定

クレーンガーダ鉄骨の断面算定に用いる断面性能を表 4-5 に示す。

なお、クレーンガーダ鉄骨の断面算定に当たっては、以下に示す各部位ごとに検討を行う。

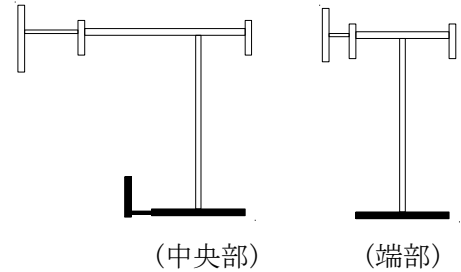
①上フランジ (2 軸曲げ+水平せん断力)

水平方向最大せん断力の検定 (端部)

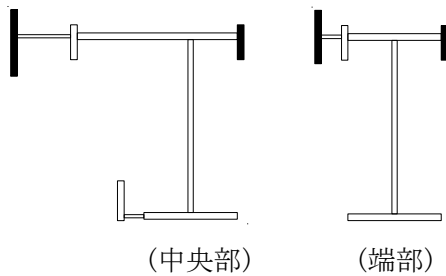


②下フランジ (2 軸曲げ+水平方向せん断力)

水平方向最大せん断力の検定 (端部)

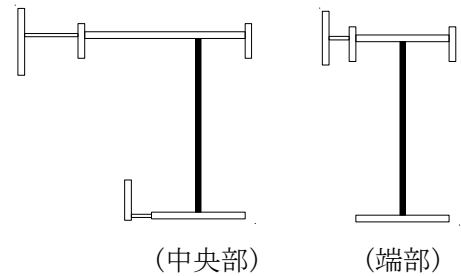


③上フランジ (2 軸曲げ)




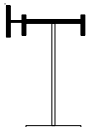
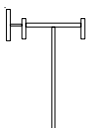
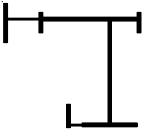
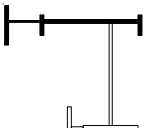
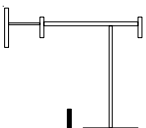
④ウェブ (鉛直曲げ+鉛直せん断力)

鉛直方向最大せん断力の検定 (端部)



注記：黒塗り部は有効断面ではなく、応力評価位置を示している。

表 4-5 クレーンガーダ鉄骨の断面性能

部材	荷重 方向	せん断 断面積 $A_s$ (cm <sup>2</sup> )	断面二次モーメント ( $\times 10^4$ cm <sup>4</sup> )		断面係数 ( $\times 10^3$ cm <sup>3</sup> )				
			$I_x$	$I_y$	$Z_x$		$Z_y$		
					$Z_{+x}^{*1}$	$Z_{-x}^{*1}$	$Z_{+y}^{*2}$	$Z_{-y}^{*2}$	
端 部		鉛直	520.0	546.7	—	79.7	61.5	—	—
		水平 (上フランジ)	387.5	—	104.8	—	—	18.8	23.6
		水平 (下フランジ)	350.0	—	14.3	—	—	4.1	4.1
中 央 部		鉛直	520.0	736.7	—	108.7	81.2	—	—
		水平 (上フランジ)	700.0	—	432.7	—	—	45.9	53.6
		水平 (下フランジ)	387.5	—	45.8	—	—	8.7	12.3

注記：表中の黒塗り部は、断面性能として評価する部分を示す。

\*1：断面中心から上端側 (+x) 及び下端側 (-x) の断面係数。

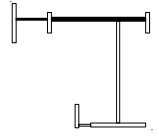
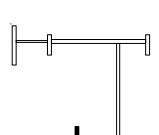
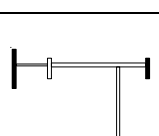
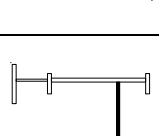
\*2：断面中心から右端側 (+y) 及び左端側 (-y) の断面係数。



## 5. 評価結果

クレーンガーダ鉄骨の断面算定結果を表 5-1 に示す。クレーンガーダ鉄骨における基準地震動  $S_s$  による地震力に対する断面算定の評価結果としては、許容応力に対する算出応力の比が全て1以下となり、健全性を有していることを確認した。

表 5-1 断面算定結果（中央部）（1/2）

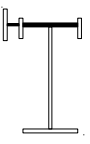
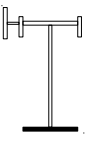
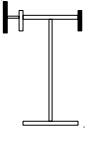
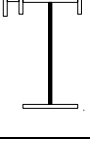
部材位置	荷重 ケース	組合せ 係数	許容応力度 (N/mm <sup>2</sup> )			応力度 (N/mm <sup>2</sup> )		$\frac{\sigma_{bx}}{f_b}, \frac{\sigma_{by}}{f_b}$	$\frac{\tau_x}{f_s}, \frac{\tau_y}{f_s}$	$\frac{\sigma_{bx} + \sigma_{by}}{f_t}$	$\frac{\sqrt{(\sigma_{bx} + \sigma_{by})^2 + 3\tau_y^2}}{f_t}$	$\frac{\sqrt{\sigma_{bx}^2 + 3\tau_x^2}}{f_t}$
			引張 f <sub>t</sub>	曲げ f <sub>b</sub>	せん断 f <sub>s</sub>	曲げ ( $\sigma_{bx}, \sigma_{by}$ )* <sup>1</sup>	せん断 ( $\tau_x, \tau_y$ )* <sup>2</sup>					
中央部		鉛直 0.4	236	236	136	37.7* <sup>3</sup>	—	0.160	—	—	0.751	—
		水平 1.0				137.3* <sup>3</sup>	16.3	0.582	0.120			
		鉛直 1.0	236	236	136	94.1* <sup>3</sup>	—	0.399	—	—	0.634	—
		水平 0.4				54.9* <sup>3</sup>	6.5	0.233	0.048			
		鉛直 0.4	236	236	136	67.9	—	0.288	—	—	0.362	—
		水平 1.0				17.5	0.0	0.074	0.000			
		鉛直 1.0	236	236	136	169.8	—	0.720	—	—	0.749	—
		水平 0.4				7.0	0.0	0.030	0.000			
		鉛直 0.4	236	236	—	50.8	—	0.216	—	0.830	—	—
		水平 1.0				145.0	—	0.615	—			
		鉛直 1.0	236	236	—	126.9	—	0.538	—	0.784	—	—
		水平 0.4				58.0	—	0.246	—			
	鉛直 1.0	258	258	149	158.5* <sup>3</sup>	47.8	0.615	0.321	—	—	0.694	

注記\*1： $\sigma_{bx}$ は鉛直方向の曲げモーメント， $\sigma_{by}$ は水平方向の曲げモーメントにより生じる応力度をそれぞれ示す。

\*2： $\tau_x$ は鉛直方向のせん断力， $\tau_y$ は水平方向のせん断力により生じる応力度をそれぞれ示す。

\*3：線形補間により応力度を算定していることを示す。

表 5-1 断面算定結果（端部）（2/2）

部材位置		荷重 ケース	組合せ 係数	許容応力度 (N/mm <sup>2</sup> )			応力度 (N/mm <sup>2</sup> )		$\frac{\sigma_{bx}}{f_b}, \frac{\sigma_{by}}{f_b}$	$\frac{\tau_x}{f_s}, \frac{\tau_y}{f_s}$	$\frac{\sigma_{bx} + \sigma_{by}}{f_t}$	$\frac{\sqrt{(\sigma_{bx} + \sigma_{by})^2 + 3\tau_y^2}}{f_t}$	$\frac{\sqrt{\sigma_{bx}^2 + 3\tau_x^2}}{f_t}$	
				引張 f <sub>t</sub>	曲げ f <sub>b</sub>	せん断 f <sub>s</sub>	曲げ ( $\sigma_{bx}, \sigma_{by}$ )* <sup>1</sup>	せん断 ( $\tau_x, \tau_y$ )* <sup>2</sup>						
端 部		Ss 地 震 荷 重 時	鉛直 0.4	236	236	136	18.2* <sup>3</sup>	—	0.078	—	—	0.782	—	
			水平 1.0				125.5* <sup>3</sup>	66.8 (77.7)* <sup>4</sup>	0.532	0.491 (0.572)* <sup>4</sup>				
			鉛直 1.0	236	236	136	45.6* <sup>3</sup>	—	0.194	—	—	0.451	—	
			水平 0.4				50.2* <sup>3</sup>	26.7	0.213	0.197				
		Ss 地 震 荷 重 時	鉛直 0.4	236	236	136	31.7	—	0.135	—	—	0.187	—	
			水平 1.0				12.2	1.3 (1.5)* <sup>4</sup>	0.052	0.010 (0.012)* <sup>4</sup>				
			鉛直 1.0	236	236	136	79.3	—	0.337	—	—	0.357	—	
			水平 0.4				4.9	0.5	0.021	0.004				
		Ss 地 震 荷 重 時	鉛直 0.4	236	236	—	24.5	—	0.104	—	0.689	—	—	
			水平 1.0			—	137.9	—	0.585	—				
			鉛直 1.0	236	236	—	61.2	—	0.260	—	0.494	—	—	
			水平 0.4			—	55.2	—	0.234	—				
				鉛直 1.0	258	258	149	74.8* <sup>3</sup>	93.4 (110.7)* <sup>4</sup>	0.291	0.628 (0.744)* <sup>4</sup>	—	—	0.692

注記\*1:  $\sigma_{bx}$  は鉛直方向の曲げモーメント,  $\sigma_{by}$  は水平方向の曲げモーメントにより生じる応力度をそれぞれ示す。

\*2:  $\tau_x$  は鉛直方向のせん断力,  $\tau_y$  は水平方向のせん断力により生じる応力度をそれぞれ示す。

\*3: 線形補間により応力度を算定していることを示す。

\*4: ( )内は最大せん断力による評価値を示す。

## 29. 燃料取替機の耐震性についての計算書に関する

補足説明資料

資料 1	燃料取替機の大型構成品の落下評価に対する検討	2
資料 2	燃料取替機の地震時におけるストッパへの影響評価	14
資料 3	燃料取替機のスロッシングによる波及的影響評価	18

資料1 燃料取替機の大型構成品の落下評価に対する検討

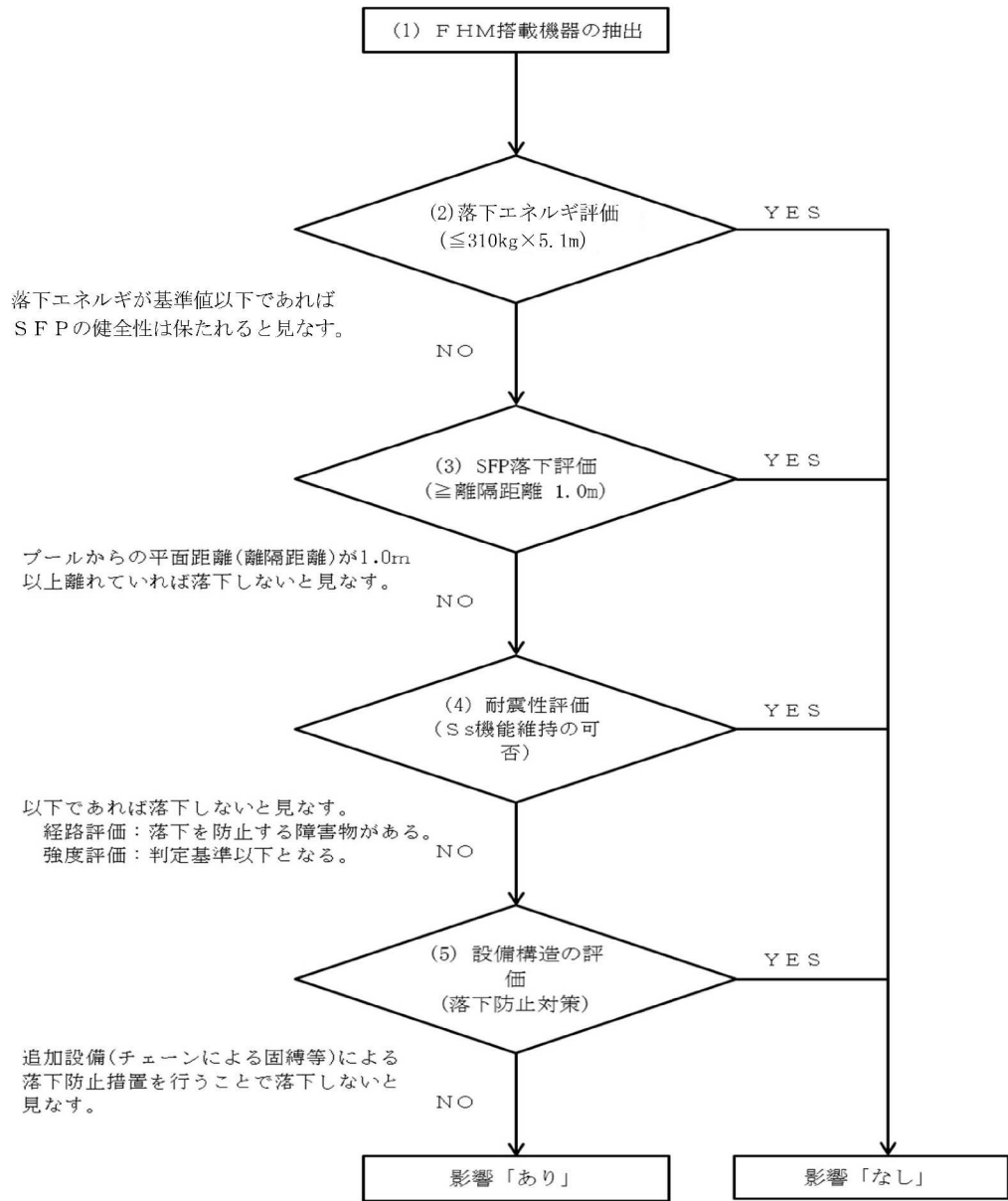
1. 目的

使用済燃料貯蔵プールへの重量物落下に対する使用済燃料貯蔵プールの健全性について、燃料取替機に積載される大型構成品の落下評価に対する検討を行う。

2. 検討内容

図1に、落下評価に対する健全性評価フローを示す。

概要は下記(1)～(5)の流れであり、これに従い検討を行うものである。



YES : 評価完了  
NO : 次ステップ

図1 落下評価に対する健全性評価フロー

## 2.1 落下物のスクリーニング

### (1) 燃料取替機の搭載機器の抽出

燃料取替機の搭載機器については、構造図から抽出する。

なお、燃料取替機本体（構造物フレーム）及び吊荷（吊具）については耐震評価済であることから、ここでは評価対象外とする。

### (2) 落下エネルギー評価

上記(1)で抽出した機器に関し、使用済燃料貯蔵プールの健全性が確認されている落下エネルギー（310kg×5.1m, 気中落下）を判定基準として各機器の落下エネルギーを算出し、判定基準を満たす機器については、仮に使用済燃料貯蔵プールへ落下したとしても使用済燃料貯蔵プールの健全性に影響を及ぼさないと判断し、その時点で評価対象外とする。判定基準に満たない機器については次ステップで評価する。

なお、落下エネルギーの算出については、使用済燃料貯蔵プールの最深位置である T. M. S. L. 19.88 m への落下（気中落下）を想定し、判定基準は下記とする。

#### 【判定基準】

落下エネルギーが 15.5kJ (310kg×5.1m×9.8m/s<sup>2</sup>) 以下 ⇒ 「影響なし」

### (3) 使用済燃料貯蔵プール落下評価（離隔距離）

落下エネルギー評価で次ステップとなった搭載機器について、落下位置評価を行う。

落下評価に関し、各機器に対する離隔距離：1 m 以上を判定基準とし、基準に満たない機器については次ステップで評価する。具体的には、プールサイドから 1 m 以上離れた場所にある機器は、使用済燃料貯蔵プールへ落下しないものと判断する。この考え方を燃料取替機の搭載機器にも当てはめ、落下位置を「使用済燃料貯蔵プール」と「使用済燃料貯蔵プール以外」に分け、機器の外形から 1 m 以上離れた場所に使用済燃料貯蔵プールがあるかを確認する。

なお、当該評価は平面距離での評価とし、高さ方向の条件は含まないとする。

#### 【判定基準】

搭載機器の使用済燃料貯蔵プールまでの離隔距離が 1 m 以上 ⇒ 「影響なし」（落下しない）

## 2.2 耐震性評価

### (1) 経路評価

上記スクリーニング評価で次ステップとなった機器について、経路評価を行う。

使用済燃料貯蔵プール落下評価は平面距離での評価であるが、ここでは手摺り等、機器落下を防止する障害物となるもの拾い出し、改めて落下評価を行うものである。

## (2) 強度評価

手摺りにより落下防止が見込まれる機器について、障害物となる手摺りの取付ボルト評価を行う。その結果、判定を満足しなかった機器については既に強度評価対象となっている機器と同様、機器の取付ボルト評価を行う。

取付ボルトの強度評価は、設計引張強さ（Su 値）に対して評価を行う。

## 2.3 設備構造評価

耐震性評価で落下の可能性を否定できない機器は、固縛等の追加設備による落下防止対策の検討を行う。

## 3. 検討結果

### 3.1 落下物のスクリーニング

表 1 に、燃料取替機における落下物のスクリーニング結果を示す。

搭載機器に関し、落下エネルギー評価及び使用済燃料貯蔵プール落下評価を行った結果、以下の機器が判定を満足せず、次ステップでの評価による。

- ・ブリッジ側：走行駆動装置，ケーブルベア（横行）等
- ・トロリ側 1F：横行駆動装置，盤類等
- ・〃 2F：R I Pホイスト関連機器等
- ・〃 3F：補助ホイスト，上部ガイド等

### 3.2 耐震性評価

#### (1) 経路評価

表 2 に、経路評価結果を示す。

落下物のスクリーニング評価で次ステップとなった搭載機器に関し、使用済燃料貯蔵プール落下に至る移動上に障害物となるものがあるかを評価した結果、以下の搭載機器が判定を満足せず、次ステップでの評価による。

- ・トロリ 1F：振れ止め装置，機上操作盤
- ・〃 2F：ホースリール，ケーブルリール
- ・〃 3F：補助ホイスト

これら判定を満足しなかった搭載機器は、機器の取付ボルトの強度評価を行う。また、手摺りにより落下防止となった搭載機器についても、手摺りの取付ボルト強度評価を行うこととする。



## (2) 強度評価

表 3 に、強度評価の結果を示す。

手摺りの取付ボルト評価については、手摺りが障害物となり使用済燃料貯蔵プールへ落下しないとした搭載機器の中から、機器質量が大きいもの及び荷重（重心）高さが高いものを代表機器として評価した。その結果、手摺りの取付ボルトが破断することはなく、使用済燃料貯蔵プール落下の障害物となり、損傷を防止できる。

経路評価で次ステップとなった搭載機器についても、強度評価の結果、機器の取付ボルトが破断することはなく、使用済燃料貯蔵プール落下には至らないと判断される。

## 3.3 設備構造評価

上述の強度評価結果を受けて、健全性評価が必要な燃料取替機搭載機器は全て落下しない見通しであることから、追加設備（チェーンによる固縛等）による落下防止対策の検討は不要である。

## 4. まとめ

表 4 に、重量物落下評価のまとめを示す。

燃料取替機の搭載機器について健全性評価フローに基づき、使用済燃料プール落下の可能性及び使用済燃料プールの健全性に影響を及ぼす可能性が高い機器の強度評価結果から耐震成立性の確認が得られ、使用済燃料貯蔵プールの健全性に影響を及ぼす燃料取替機の搭載機器の落下はないという結果が得られた。

表1 (1/4) 落下物のスクリーニング (搭載機器, ブリッジ側)

No.	搭載位置	機器名称	落下エネルギー評価			SFP落下評価(離隔距離)			
			評価値 [kJ]	許容値 [kJ]	判定	SFP	SFP以外 ホバフロ FHM	判定	
1	ホバフロ	ケーブルヘア(走行)	195.4	15.5	×			○	
2	ケーブル	走行駆動装置	211.1		×	◇		×	
3		階段	6.3		○	-	-	-	
4		ケーブルヘア(横行)	64.5		×	◇		×	
5		プラットフォーム	把握機		92.4	×		◇	○
6			検出部			43.7	×		◇
7			本体		48.7	×		◇	○
8			RIP		55.9	×	◇		×
9			中継端子箱		16.4	×		◇	○
10		走行位置検出器	7.0		○	-	-	-	
11		ブリッジ	盤		機上電源盤	26.9	×		◇
12	機上補助盤1				40.3	×	◇		×
13	ギャリ		手摺り(1)		7.1	○	-	-	-
14			"(2)		11.9	○	-	-	-
15			"(3)		9.9	○	-	-	-
16			"(4)		9.9	○	-	-	-
17			"(5)		1.6	○	-	-	-
18			"(6)		2.0	○	-	-	-
19			"(7)		1.3	○	-	-	-
20			"(8)		1.3	○	-	-	-
21			"(9)		1.7	○	-	-	-
22	梯子		梯子(1)		3.5	○	-	-	-
23		"(2)	3.5		○	-	-	-	

○ : 評価完了 (評価値 ≤ 許容値)  
 × : 次ステップ (評価値 > 許容値)

○ : 評価完了 (SFP以外)  
 × : 次ステップ (SFP)



表1 (2/4) 落下物のスクリーニング (搭載機器, トロリ側 1F)

No.	搭載位置		機器名称	落下エネルギー評価			SFP落下評価(離隔距離)				
				評価値 [kJ]	許容値 [kJ]	判定	SFP	SFP以外		判定	
								ホ° フロ	FHM		
24	トロリ	1F	横行駆動装置	139.3	15.5	×	◇			×	
25			振れ止め装置	16.4		×	◇			×	
26			盤	机上操作盤		56.1	×	◇			×
27				机上補助盤2		42.0	×	◇			×
28			位置検出器	デジタル位置検出器盤		42.0	×	◇			×
29			検出器	横行位置検出器		8.0	○	◇			
30				シュラット° ハット° ボ° ル° フロ° 架台	12.1	○	-	-	-		
31			1F 手摺り	手摺り(1)	6.9	○	-	-	-		
32				〃 (2)	1.4	○	-	-	-		
33				〃 (3)	6.6	○	-	-	-		
34				〃 (4)	4.6	○	-	-	-		
35				〃 (5)	1.4	○	-	-	-		

○ : 評価完了 (評価値 ≤ 許容値)  
 × : 次ステップ (評価値 > 許容値)

○ : 評価完了 (SFP以外)  
 × : 次ステップ (SFP)

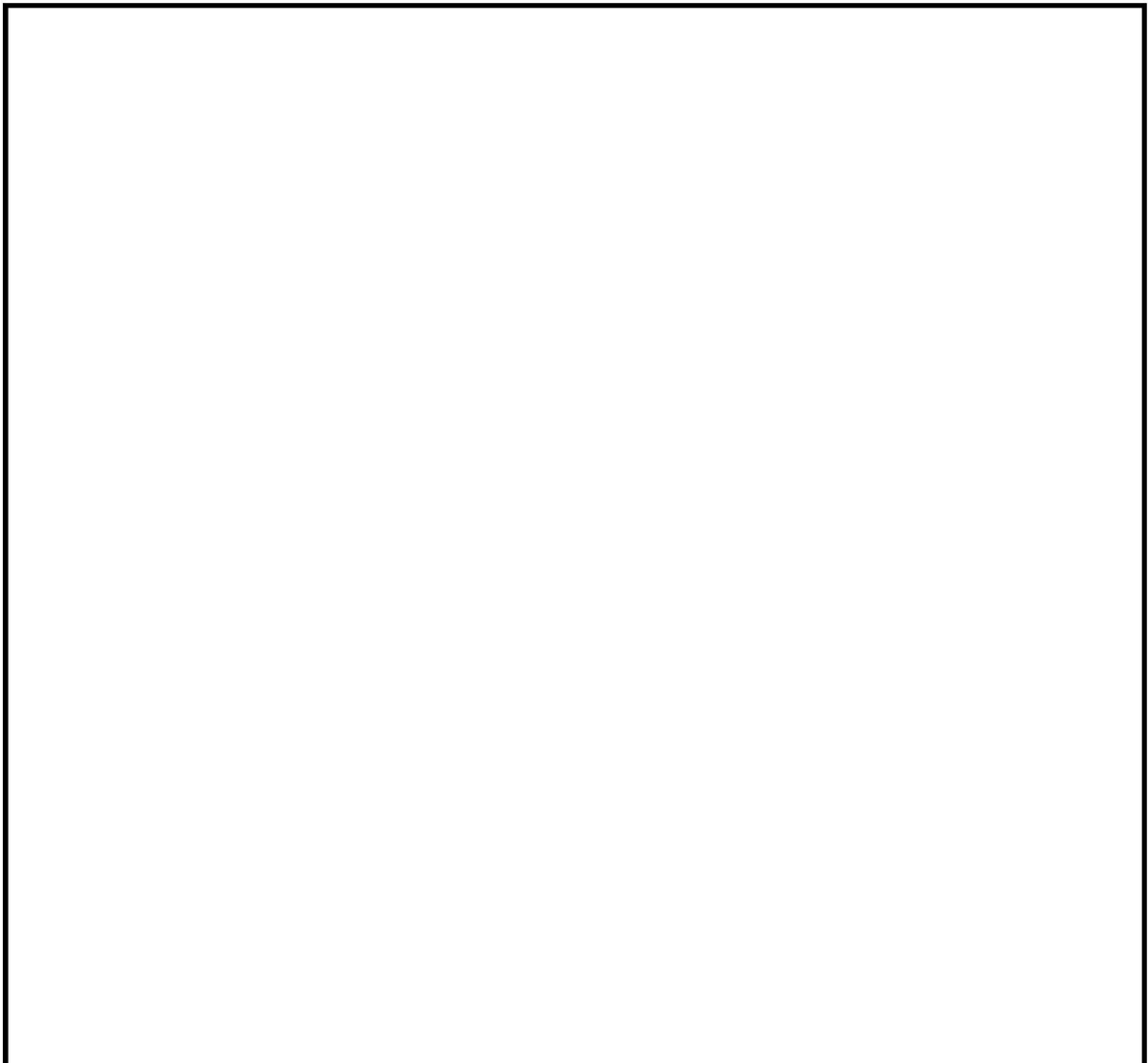


表1 (3/4) 落下物のスクリーニング〈搭載機器, トロリ側 2F〉

No.	搭載位置		機器名称	落下エネルギー評価			SFP落下評価(離隔距離)					
				評価値 [kJ]	許容値 [kJ]	判定	SFP	SFP以外		判定		
							オペ	FM				
36	トロリ	2F	主ホスト	307.2	15.5	×	◇			×		
37			空気圧縮機	17.9		×	◇			×		
38			圧力計ユニット	7.0		○	-	-	-			
39			CR-FS	ガイドプーリ		7.5	※	○	-	-	-	
40				ホースリール		25.9	×	◇			×	
41				ケーブルリール		24.3	×	◇			×	
42			RIP	ホスト本体		350.9	×	◇			×	
43				シーブ		104.9	×	◇			×	
44				ケーブルリール		17.8	×	◇			×	
45				ワイヤ回転機構		151.0	×	◇			×	
46				ホースリール		25.9	×	◇			×	
47				2F 手摺り		手摺り(1)	9.5	○	-	-	-	
48			"(2)			2.3	○	-	-	-		
49			"(3)			1.5	○	-	-	-		
50			"(4)			1.3	○	-	-	-		
51			"(5)			9.5	○	-	-	-		
52			"(6)			9.1	○	-	-	-		

※ トロリ2F床の搭載機器ではあるが、  
取付位置高さを考慮

○ : 評価完了 (評価値 ≤ 許容値)  
× : 次ステップ (評価値 > 許容値)

○ : 評価完了 (SFP以外)  
× : 次ステップ(SFP)

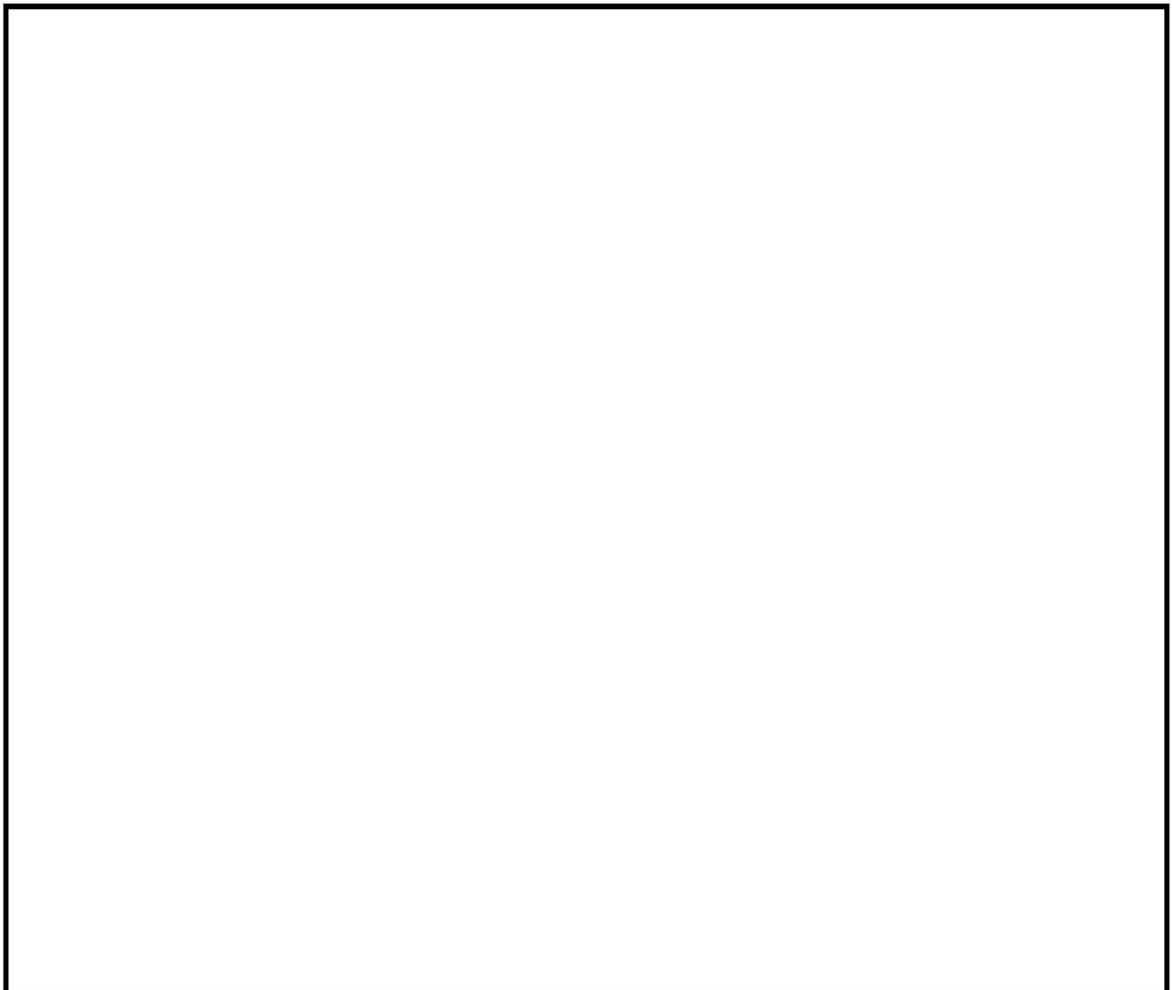


表 1 (4/4) 落下物のスクリーニング〈搭載機器, トロリ側 3F〉

No.	搭載位置	機器名称	落下エネルギー評価			SFP落下評価(離隔距離)			
			評価値 [kJ]	許容値 [kJ]	判定	SFP	SFP以外 ホベ70 FHM	判定	
53	トロリ 3F	荷重検出器盤	34.7	15.5	×	◇		×	
54		燃料把握機	163.7		×	◇		×	
55		伸縮管 グラブ	160.6		×	◇		×	
56			3.2		○	-	-	-	
57		補助ホスト(本体)	312.2		×	◇		×	
58		ホースル(1連)	19.1		×		◇	○	
59		ホースル(2連)	24.3		×	◇		×	
60		上部カイト	279.3		×	◇		×	
61		CR・FS	カイトブーリー		1.9	○	-	-	-
62			ホースル		27.8	×	◇		×
63			CR・FS同時つかみ具制御盤		6.1	○	-	-	-
64		3F 手摺り	手摺り(1)		7.5	○	-	-	-
65			"(2)		10.1	○	-	-	-
66			"(3)		4.0	○	-	-	-
67			"(4)		5.6	○	-	-	-
68		3F梯子	3.8		○	-	-	-	

○ : 評価完了 (評価値 ≤ 許容値)  
 × : 次ステップ (評価値 > 許容値)

○ : 評価完了 (SFP以外)  
 × : 次ステップ(SFP)

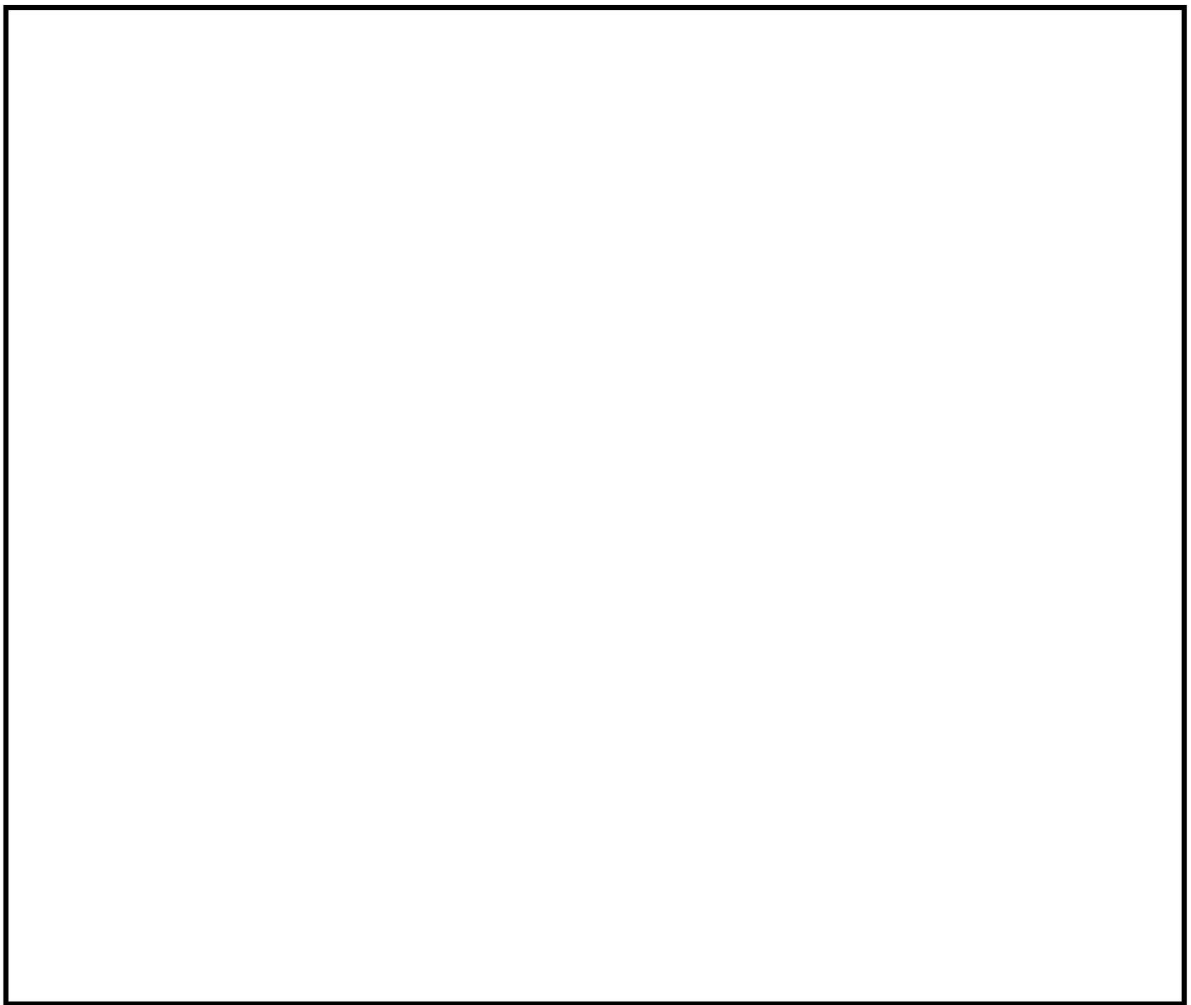


表2 耐震性評価<経路評価>

No.	搭載位置		機器名称	障害物		判定	備考	
				有	無			
2	ブリッジ	ガード	走行駆動装置	◇		○	本体フレームにより落下し難いと考えられる	
4		プラットフォーム	ケーブルベア(横行)	◇		○	本体フレームにより落下し難いと考えられる	
8		フォーム	テンプレートスイッチ RIP	◇		○	最短距離方向にあるガードを超える必要がある	
12		ギャラリ	機上補助盤1	◇		(○)	手摺りにより落下し難いと考えられる(※1)	
24		トロリ1F		横行駆動装置	◇		○	トロリ床張りにより落下し難いと考えられる
25				振れ止め装置		◇	×	
26				機上操作盤		◇	×	
27				機上補助盤2	◇		(○)	ギャラリへ落下したとしても、ギャラリの手摺りによりSFPへは落下し難いと考えられる(※1)
28			デジタル位置検出器盤	◇		(○)		
36	トロリ2F		主ホスト	◇		○	手摺りにより落下し難いと考えられる	
37			空気圧縮機	◇		○		
40			ホースリール		◇	×		
41			ケーブルリール		◇	×		
42			RIP	ホスト本体	◇		○	手摺りにより落下し難いと考えられる
43				シーブ	◇		○	他機器との取合いにより落下し難いと考えられる
44				ケーブルリール	◇		○	
45				ワイヤ回転機構	◇		○	手摺りにより落下し難いと考えられる(他機器との取合いにより落下し難いと考えられる)
46				ホースリール	◇		○	
53			トロリ3F		荷重検出器盤	◇		○
54	燃料把握機	◇				○		
55	伸縮管	◇				○	落下防止機構により落下し難いと考えられる	
57	補助ホスト(本体)				◇	×		
59	ホースリール(2連)	◇				○		
60	上部ガード	◇				○	手摺りにより落下し難いと考えられる(他機器との取合いにより落下し難いと考えられる)	
62		CR・FSホースリール	◇		○			

※1 手摺り接触に対する挙動が予測困難につき、当該機器の取付ボルトを評価する。

↑  
○：評価完了(落下しない)  
×：次ステップ(落ドする)



表3 (1/2) 耐震性評価 (強度評価 (手摺り))

No.	搭載位置	機器名称	質量 [kg]	高さ [mm]	ボルトの強度			備考	
					評価値 [MPa]	許容値 [MPa]	判定		
37	トロリ 2F	空気圧縮機	[ ]	[ ]	-	-	(○)		
42		RIP			ホスト本体	120.96	295	○	
44					ケーブルリール	-	-	(○)	
45					ワイヤ回転機構	-	-	(○)	
59	トロリ 3F	ホースリール(2連)			-	-	(○)		
60		上部ガイド			283.82	295	○		
62		CR・FSホースリール	-	-	(○)				

Su値

- : 評価完了 (落下しない)
- × : 次ステップ (落下する可能性あり)
- (○) : 代表機器判定により成立 (落下しない)

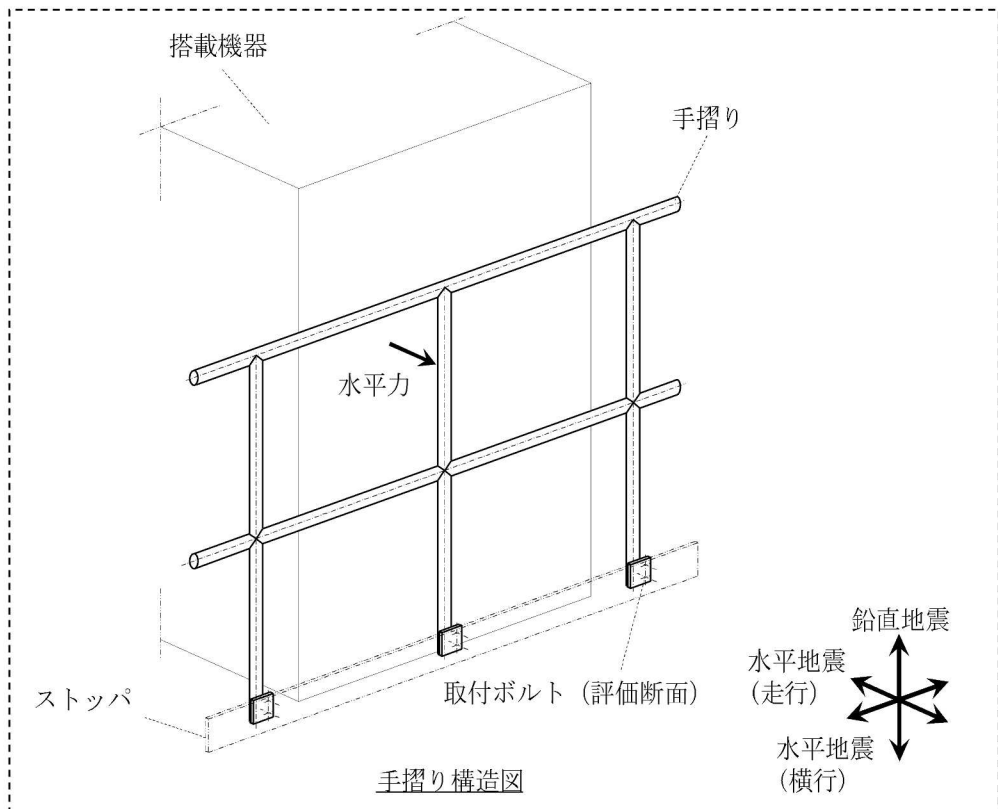


表3 (2/2) 耐震性評価 (強度評価結果 (搭載機器))

No.	搭載位置		機器名称	ボルトの強度			備考	
				評価値 [MPa]※1	許容値 [MPa]	判定		
12	ブリッジ	ギャラリ	機上補助盤1	10.16	295	○		
25			振れ止め装置	11.14	295	○		
26		トロリ 1F	機上操作盤	20.06	295	○		
27			機上補助盤2	10.16	295	○		
28			デジタル位置検出器盤	9.88	295	○		
37			空気圧縮機	-	-	-	手摺り評価よりOK	
40		トロリ 2F	ホースリール	14.82	295	○		
41			ケーブルリール	32.45	295	○		
42			RIP	ホイス本体	-	-	-	手摺り評価よりOK
44				ケーブルリール	-	-	-	〃
45				ワイヤ回転機構	-	-	-	〃
57		トロリ 3F	補助ホイス(本体)	93.04	295	○		
59		トロリ 3F	ホースリール(2連)	-	-	-	手摺り評価よりOK	
60			上部ガイド	-	-	-	〃	
62			CR・FSホースリール	-	-	-	〃	

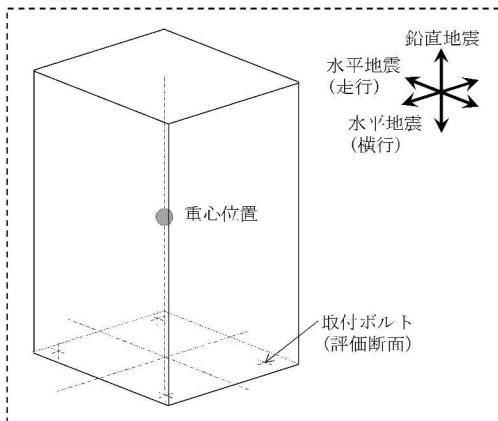
※1: ボルトの評価値は、ボルトにかかる引張応力とせん断応力の組合せ応力を示す。

↑  
Su値

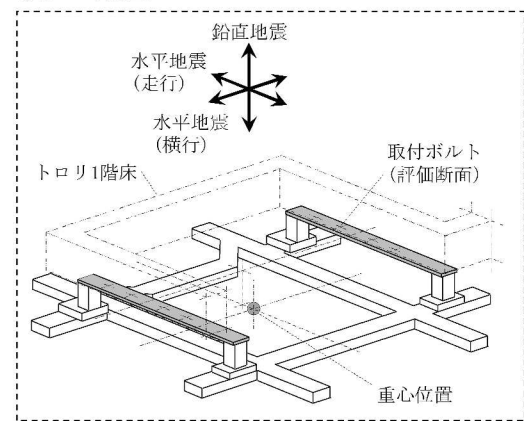
○: 評価完了(落下しない)

×: 次ステップ(落下する可能性あり)

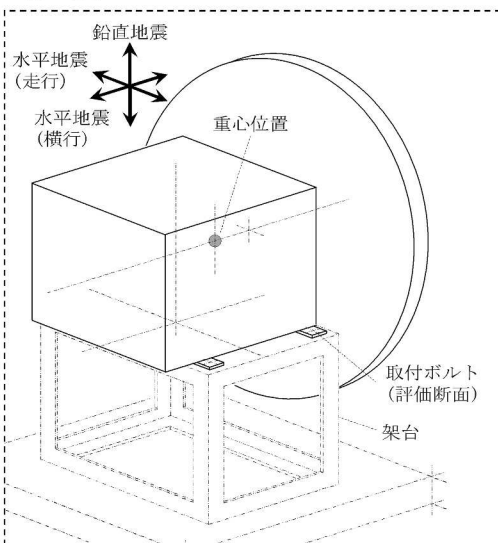
<盤>



<振れ止め装置>



<リール>



<補助ホイス>

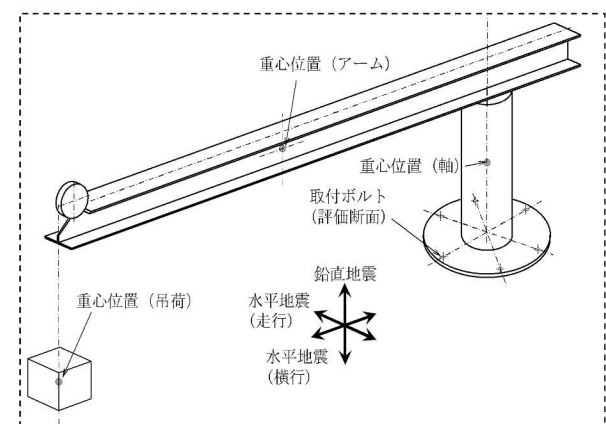




表4 重量物落下評価まとめ〈搭載機器〉

No.	搭載位置	機器名称	評価項目				最終結果	
			落下エネルギー評価	隔離距離	耐震性評価			
		経路評価			強度評価			
1	オペフロ	ケーブルヘア(走行)	×	○			○	
2	プラットフォーム	走行駆動装置	×	×	○		○	
3		階段	○				○	
4		ケーブルヘア(横行)	×	×	○		○	
5		把握機	検出部	×	○			○
6			本体	×	○			○
7			RIP	×	×	○		○
8								
9		中継端子箱	×	○			○	
10		走行位置検出器	○				○	
11		ギヤリ	機上電源盤	×	○			○
12	機上補助盤1		×	×	(○)	○	○	
13	手摺り		手摺り(1)	○				○
14			〃(2)	○				○
15			〃(3)	○				○
16			〃(4)	○				○
17			〃(5)	○				○
18			〃(6)	○				○
19			〃(7)	○				○
20			〃(8)	○				○
21			〃(9)	○				○
22	梯子		梯子(1)	○				○
23			〃(2)	○				○
24	トロリ1F	横行駆動装置	×	×	○		○	
25		振れ止め装置	×	×	×	○	○	
26		機上操作盤	機上補助盤2	×	×	(○)	○	○
27								
28		位置検出器	デジタル位置検出器盤	×	×	(○)	○	○
29			横行位置検出器	○				○
30		シユウトヘットホルトレンチ架台	○				○	
31		1F手摺り	手摺り(1)	○				○
32			〃(2)	○				○
33			〃(3)	○				○
34			〃(4)	○				○
35			〃(5)	○				○
36		トロリ2F	主ホイス	×	×	○		○
37			空気圧縮機	×	×	○		○
38			圧力計ユニット	○				○
39	CR・FS同時つかみ具用		ガイドプーリ	○				○
40			ホースリール	×	×	×	○	○
41			ケーブルリール	×	×	×	○	○
42	RIP		ホイス本体	×	×	(○)	○	○
43			シユブ	×	×	○		○
44			ケーブルリール	×	×	○		○
45			ワイヤ回転機構	×	×	○		○
46	ホースリール		×	×	○		○	
47	2F手摺り		手摺り(1)	○				○
48		〃(2)	○				○	
49		〃(3)	○				○	
50		〃(4)	○				○	
51		〃(5)	○				○	
52		〃(6)	○				○	
53	トロリ3F	荷重検出器盤	×	×	○		○	
54		燃料把握機	×	×	○		○	
55		伸縮管	×	×	○		○	
56		クランプ	○				○	
57		補助ホイス(本体)	×	×	×	○	○	
58		ホースリール(1連)	×	○			○	
59		ホースリール(2連)	×	×	○		○	
60		上部ガイド	×	×	(○)	○	○	
61		CR・FS同時つかみ具用	ガイドプーリ	○				○
62			ホースリール	×	×	○		○
63	制御盤		○				○	
64	3F手摺り		手摺り(1)	○				○
65		〃(2)	○				○	
66		〃(3)	○				○	
67		〃(4)	○				○	
68	3F梯子	○				○		

○ : SFPの健全性に影響を及ぼさない  
(○) : " (代表機器判定<強度評価>でSFPの健全性を確認するもの)  
× : SFPの健全性に影響を及ぼす可能性がある

## 資料2 燃料取替機の地震時におけるストッパへの影響

### 1. 目的

V-1-3-3「燃料体等又は重量物の落下による使用済燃料貯蔵槽内の燃料体等の破損の防止及び使用済燃料貯蔵槽の機能喪失の防止に関する説明書」において、燃料取替機は走行方向に対する脱線を防止するためにストッパが設置されており、使用済燃料貯蔵プールへ落下することはないとしていることから、走行ストッパに対する評価を行う。

### 2. 評価方法

図1の計算モデルに基づき、地震時に燃料取替機がすべって走行ストッパに衝突した時の荷重を算出し、ストッパへの影響を評価する。

表1に評価諸元を示す。

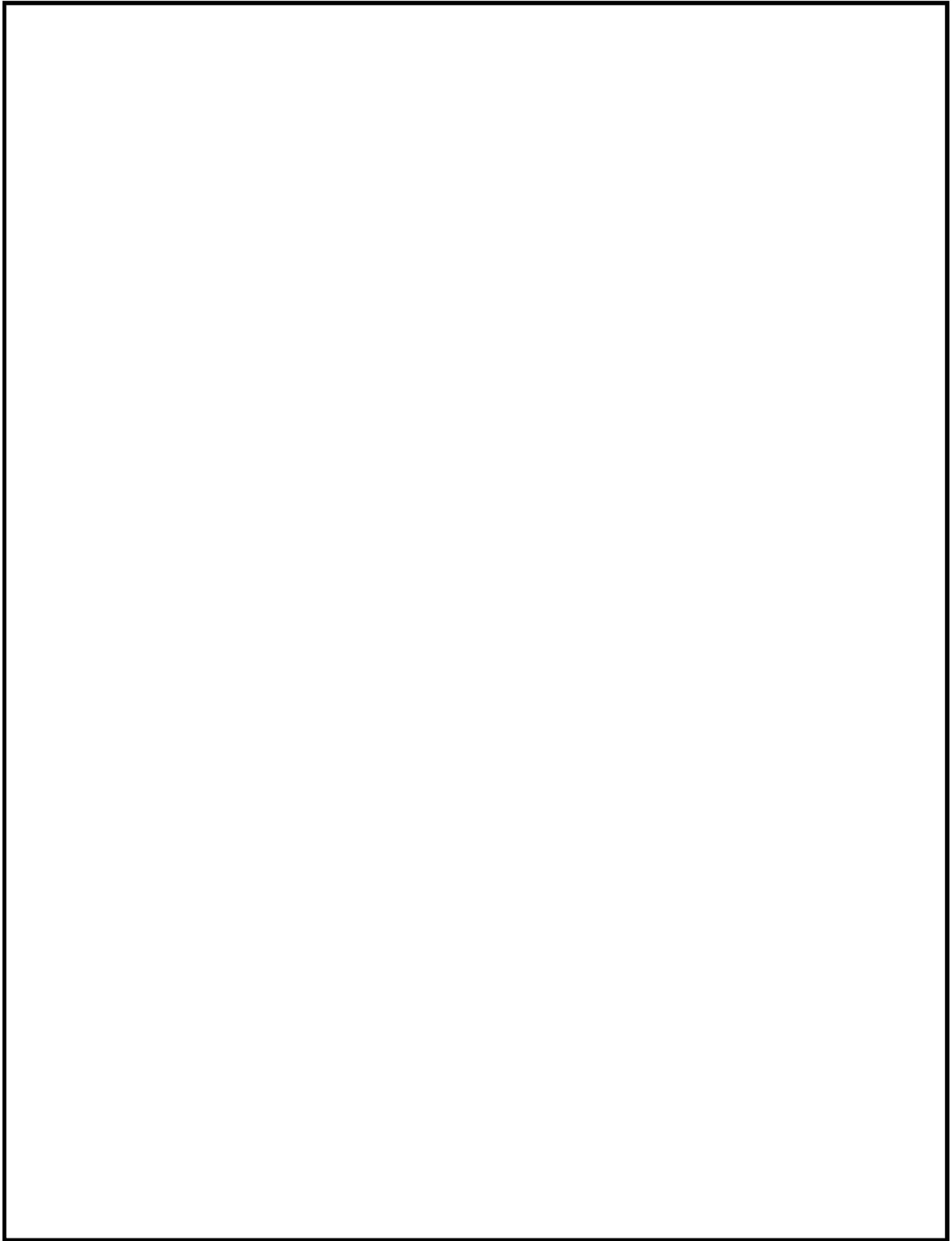


図1 (1/2) 計算モデル〈ストップパ強度評価, 衝撃荷重〉

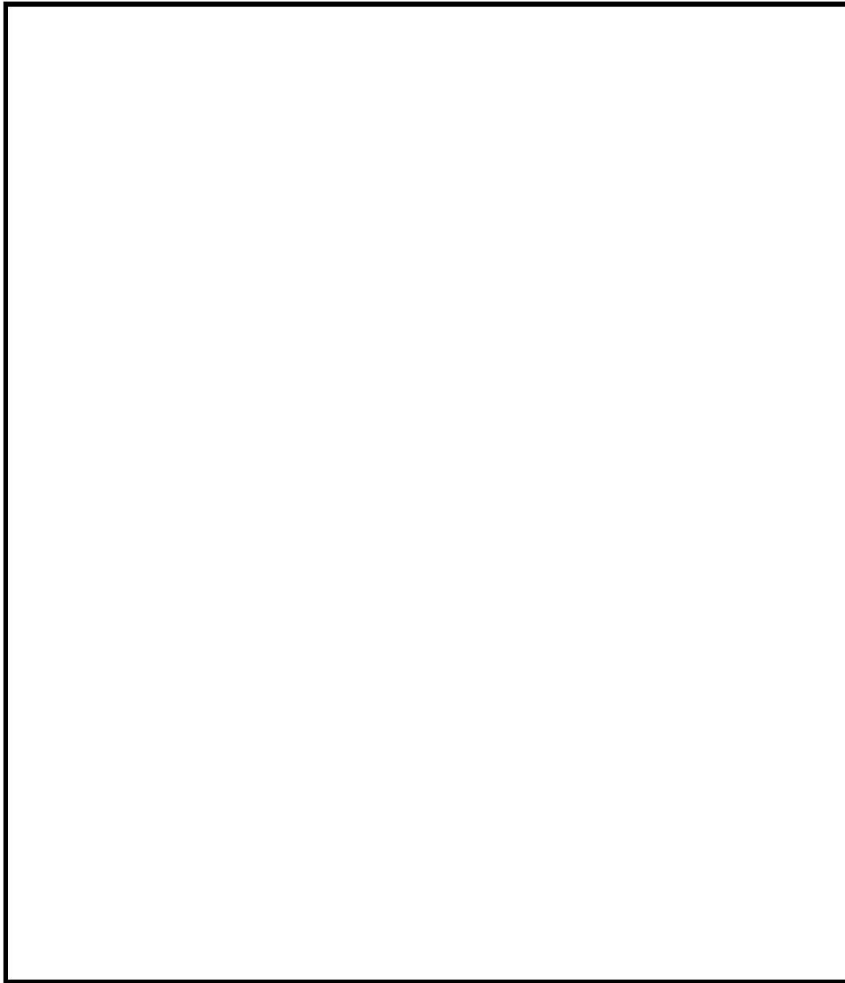


図1 (2/2) 計算モデル〈ストップ強度評価, 応力〉

表1 評価諸元

記号	記号の説明	入力値	単位
m	FHM質量	<input type="text"/>	kg
T <sub>f</sub>	FHM走行卓越周期	トロリ位置中央 : 0.266 トロリ位置端部 : 0.091	s
α <sub>f</sub>	FHM走行応答震度	0.15	-
V <sub>B</sub>	建屋応答速度	0.00	mm/s
g	重力加速度	9806.65	mm/s <sup>2</sup>
L <sub>s</sub>	ストップ高さ	395.5	mm
A <sub>s</sub>	ストップ断面積	7.680×10 <sup>3</sup>	mm <sup>2</sup>
Z <sub>s</sub>	ストップ断面係数	5.864×10 <sup>5</sup>	mm <sup>3</sup>
I <sub>s</sub>	断面二次モーメント	7.682×10 <sup>7</sup>	mm <sup>4</sup>
E <sub>s</sub>	縦弾性係数	<input type="text"/>	MPa
G <sub>s</sub>	せん断弾性係数	77,300	MPa
t	板厚	<input type="text"/>	mm

### 3. 評価結果

表2の通り、トロリ位置によらず許容値を満足することを確認し、ストッパ機能へ影響を及ぼさないことを確認した。

表2 ストッパ応力評価結果まとめ

判定  
 ○ : 1.0 ≤ 裕度  
 × : 1.0 > 裕度

▼ 走行ストッパ

・トロリ位置中央

種類	評価応力 (MPa)	許容値 (MPa)		裕度		判定	
		D <sub>s</sub>	S <sub>u</sub>	D <sub>s</sub>	S <sub>u</sub>	D <sub>s</sub>	S <sub>u</sub>
引張 $\sigma$	104.59	275	394	2.62	3.76	○	○
せん断 $\tau$	20.19	158	227	7.82	11.24	○	○
組合せ $\sigma_c$	110.28	275	394	2.49	3.57	○	○

・トロリ位置端部

種類	評価応力 (MPa)	許容値 (MPa)		裕度		判定	
		D <sub>s</sub>	S <sub>u</sub>	D <sub>s</sub>	S <sub>u</sub>	D <sub>s</sub>	S <sub>u</sub>
引張 $\sigma$	35.78	275	394	7.68	11.01	○	○
せん断 $\tau$	6.91	158	227	22.87	32.85	○	○
組合せ $\sigma_c$	37.73	275	394	7.28	10.44	○	○

### 資料3 燃料取替機のスロッシングによる波及的影響評価

#### 1. 検討概要

地震による使用済燃料プールの液面揺動（以下「スロッシング」という。）が発生した場合における燃料取替機の波及的影響評価結果を示す。

スロッシング荷重は、V-1-1-9-3「溢水評価条件の設定」に示す評価条件を用いて実施した三次元流動解析の結果に基づき設定する。減衰定数は、V-2-1-6「地震応答解析の基本方針」に記載の減衰定数を用いる。

評価対象部位となるブリッジガーダ及び脱線防止ラグは、使用済燃料貯蔵プール表面の水の鉛直速度成分から荷重を算出し、同じく伸縮管は、使用済燃料貯蔵プール水中の水の水平速度成分から荷重を算出して、地震による荷重を加えて構造強度を評価する。

#### 2. 評価条件

##### 2.1 検討対象地震動

使用済燃料貯蔵プールの三次元流動解析は、使用済燃料貯蔵プールの固有周期に対する地震力が最大となる地震波を用いることとし、図 2-1 のスロッシング評価用床応答スペクトルより、EW方向及びNS方向ともに固有周期に対する地震力が最大となる基準地震動  $S_s-7$  とする。

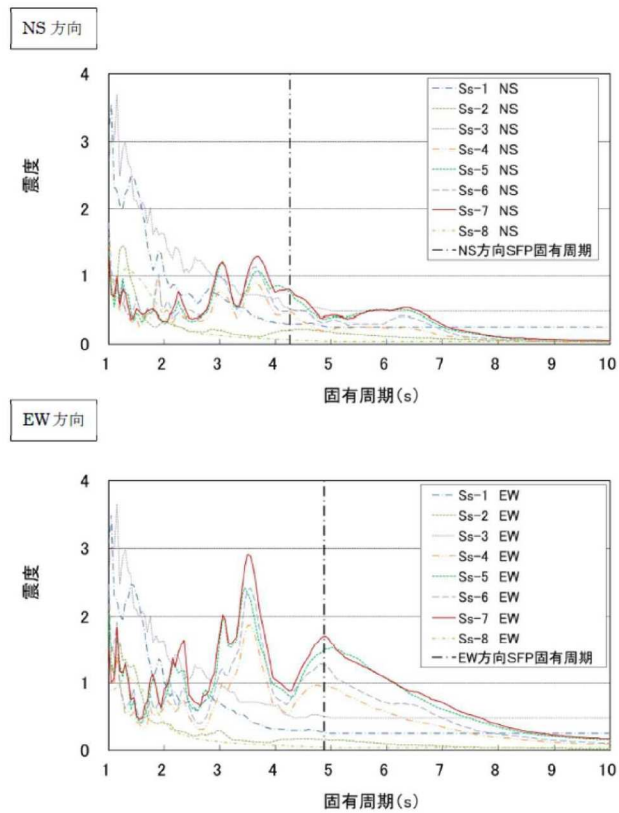


図 2-1 スロッシング評価用床応答スペクトル（減衰定数:0.5%）

## 2.2 スロッシング流動解析

使用済燃料貯蔵プールの三次元流動解析は、使用済燃料貯蔵プール及び上部空間をモデル化する。データ評価点は、水平方向はNS及びEW方向それぞれ約1m間隔とし、高さ方向は50cm毎とする。

### 2.2.1 ブリッジガーダ及び脱線防止ラグ用評価データ

水平方向のデータ評価点は、NS方向で1箇所、EW方向で4箇所とし、それぞれの評価点について、次項の影響評価では溢水として影響を受ける燃料取替機のブリッジガーダ下面高さ(T.M.S.L. 32700mm)における鉛直方向の流速を抽出・整理する。

### 2.2.2 伸縮管用評価データ

水平方向のデータ評価点は、NS方向で1箇所、EW方向で6箇所とし、それぞれの評価点について、次項の影響評価では燃料取替機の伸縮管高さ(T.M.S.L. 19880 ~ 32700mm)毎の水平方向の流速を抽出・整理する。

## 2.3 燃料取替機評価対象部位

スロッシングの影響評価部位については、使用済燃料貯蔵プール上の水面に近いブリッジガーダと脱線防止ラグ、プール水中で横方向荷重を受ける燃料把握機の伸縮管とする。ブリッジガーダの構造概要を図2-2に、伸縮管の構造概要および評価部位を図2-3、図2-4に示す。

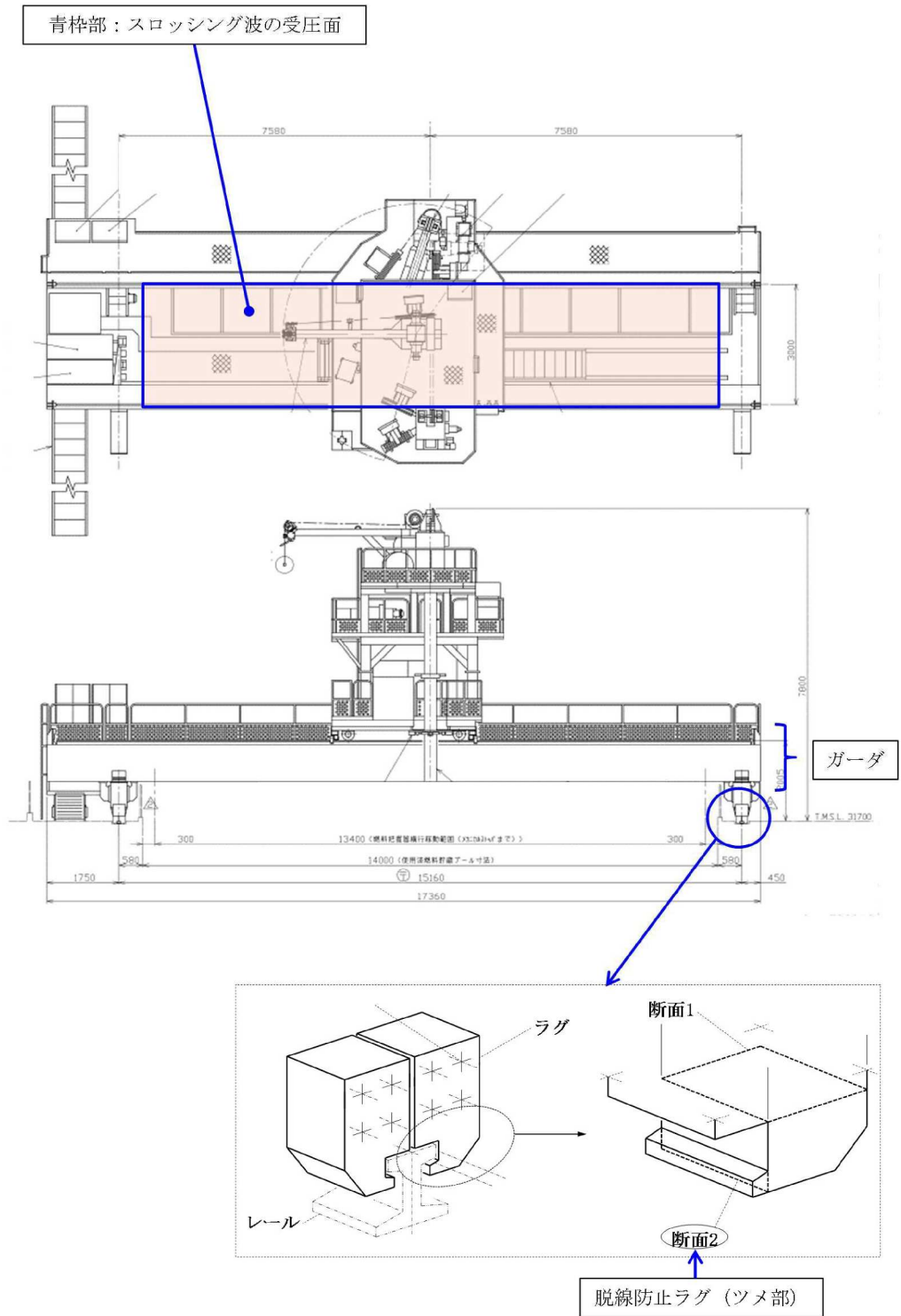


図 2-2 ブリッジガーダの構造概要図



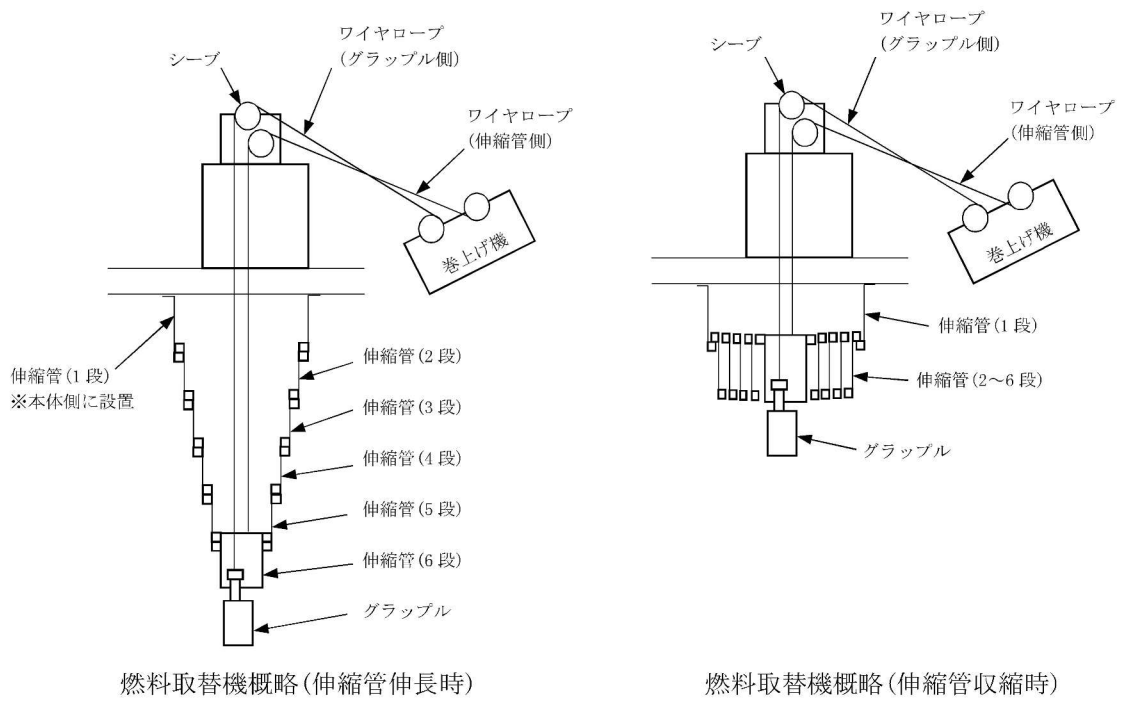


図 2-3 伸縮管の構造概要図

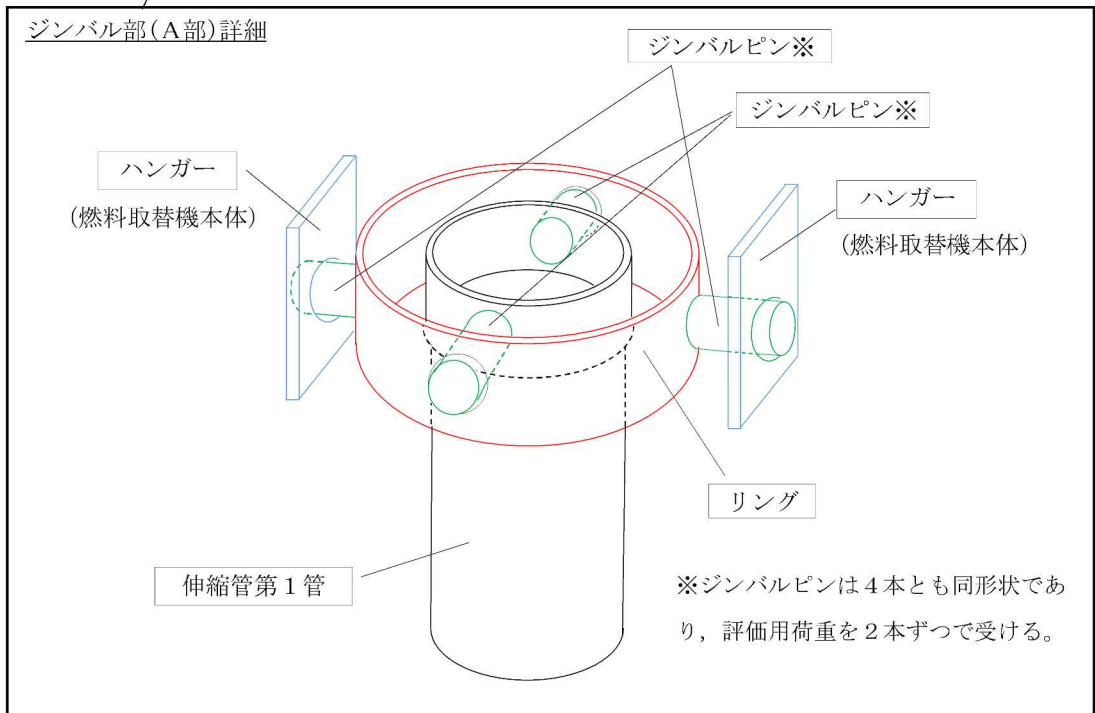
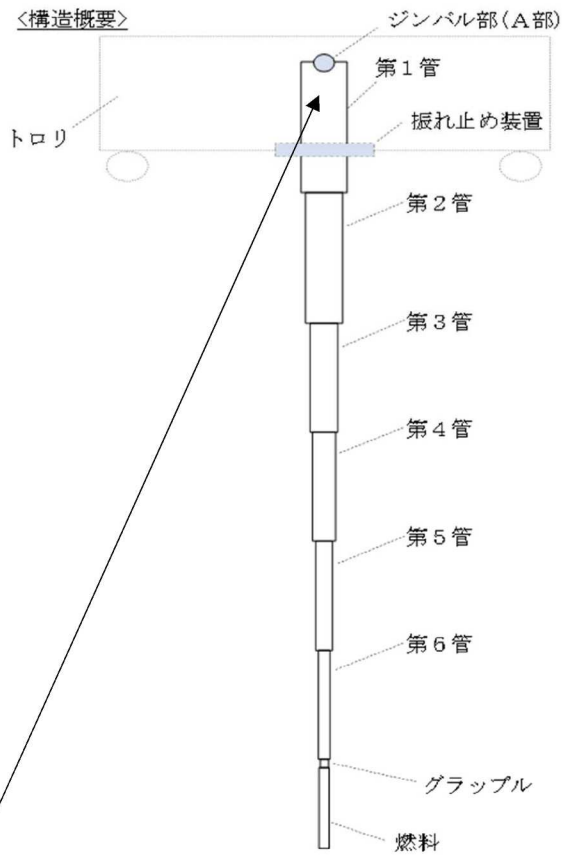


図 2-4 伸縮管の評価部位

### 3. 評価方法

燃料取替機のスロッシングによる影響評価では、地震により燃料取替機に生じる応力及びスロッシング影響の重畳を考慮する。

#### 3.1 ブリッジガーダ及び脱線防止ラグの影響評価について

スロッシング時にプール水が燃料取替機の下面に届いた場合、燃料取替機はプール水により押し上げられる可能性が考えられるため、以下の観点から評価対象をブリッジガーダと脱線防止ラグとする。なお、水平方向のスロッシングによる影響は、仮にプール水をブリッジガーダの側面で受けたとしても、燃料取替機は走行レール上を移動することができるため、本評価では考慮しない。

- ・ブリッジガーダ : 燃料取替機の主要部位
- ・脱線防止ラグ : 燃料取替機の浮き上がりを防止する部位

#### (1) 荷重算出

2.2.1 に示すスロッシングの流動解析結果の各評価点出力（プール水のスロッシング速度）から動水圧を算出し、その動水圧を負荷させた条件で燃料取替機の該当箇所（使用済燃料貯蔵プール幅とブリッジガーダに囲まれた範囲）の受圧面積に乗じてスロッシング荷重を求める。

このとき、燃料取替機の下面においてスロッシング荷重はブリッジガーダとプラットフォームの各々に分散して掛かるが、本計算では主要部材であるブリッジガーダが全て負担するとした。

なお、脱線防止ラグに掛かる荷重は、反力が厳しい側となる脱線防止ラグに対し、スロッシング荷重を1箇所あたりの荷重に換算する。

#### (2) 応力評価

ブリッジガーダ及び脱線防止ラグとも、スロッシングによる発生応力と地震による発生応力を足し合わせ、波及的影響の観点から部材の塑性を許容(S<sub>u</sub>値を適用)した許容応力と比較する。

### 3.2 伸縮管の影響評価について

伸縮管は図 2-4 に示すとおり、トロリとジンバル機構(構造)で取り合っており、この取り付け構造により、伸縮管は水平方向荷重が作用しても当該部を支点として可動することで、荷重を逃す構造となっている。評価対象としては、荷重伝達経路となる伸縮管(第1管)、ジンバルピン、リング、ハンガとする。

#### (1) 荷重算出

伸縮管(第1管)周りの評価用荷重は、スロッシング流動解析で設定した評価点に沿って伸縮管(各段)を分割し、各々分割された伸縮管の高さ方向の中間位置にプール流速から算出した動水圧を負荷した場合を想定する。それら動水圧は、対応した伸縮管の投影面積と乗じることで荷重に換算されるため、各伸縮管の位置によるモーメントを考慮して伸縮管(第1管)位置における荷重を算出する。

伸縮管の受圧面積(投影面積)は、使用済燃料貯蔵プール内での伸縮量及び燃料集合体の寸法を考慮する。

また、地震による荷重の影響については、V-2-11-2-5「燃料取替機の耐震性についての計算書」に沿って、水平方向は燃料取替機のすべりを考慮した(0.15G\*<sup>1</sup>相当の)荷重を、鉛直方向は評価上厳しくなるトロリ位置が中央にある場合の卓越周期を考慮した荷重を、伸縮管質量から算出して重畳させる。

なお、鉛直方向荷重については、図 2-3 伸縮管の構造概要図に示すとおり、二重のワイヤロープにより燃料集合体をつり下げる構造で、吊荷質量が伸縮管に直接は掛からないことから、鉛直方向荷重の算出では伸縮管質量のみ考慮する。

図 2-5 に伸縮管に対するスロッシング速度と伸縮管分割の関係、図 2-6 に伸縮管に対する地震荷重の模式図を示す。

注記\*1：最大静止摩擦力より求めた水平方向設計震度

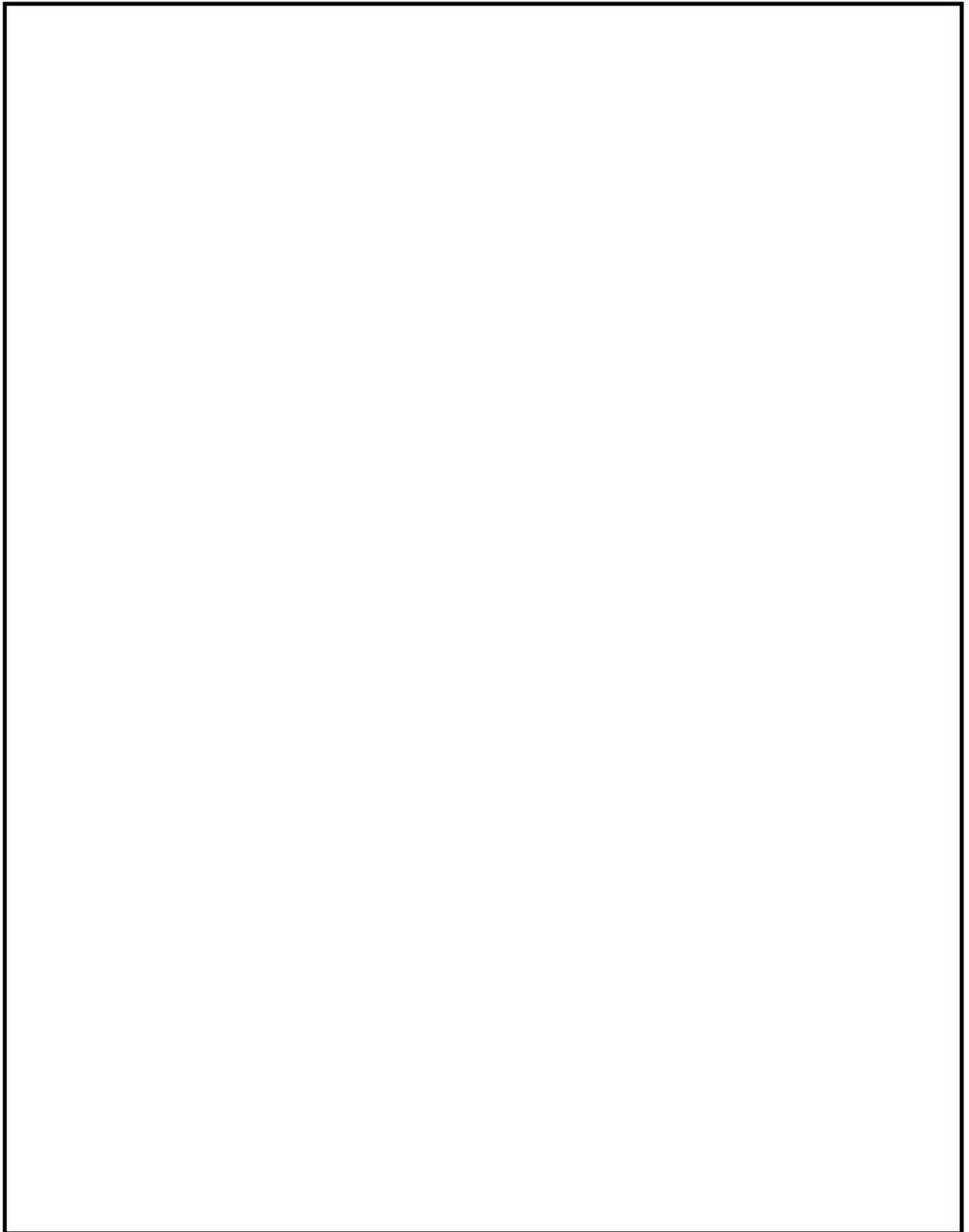


図 2-5 伸縮管に対するスロッシング速度と伸縮管分割の関係

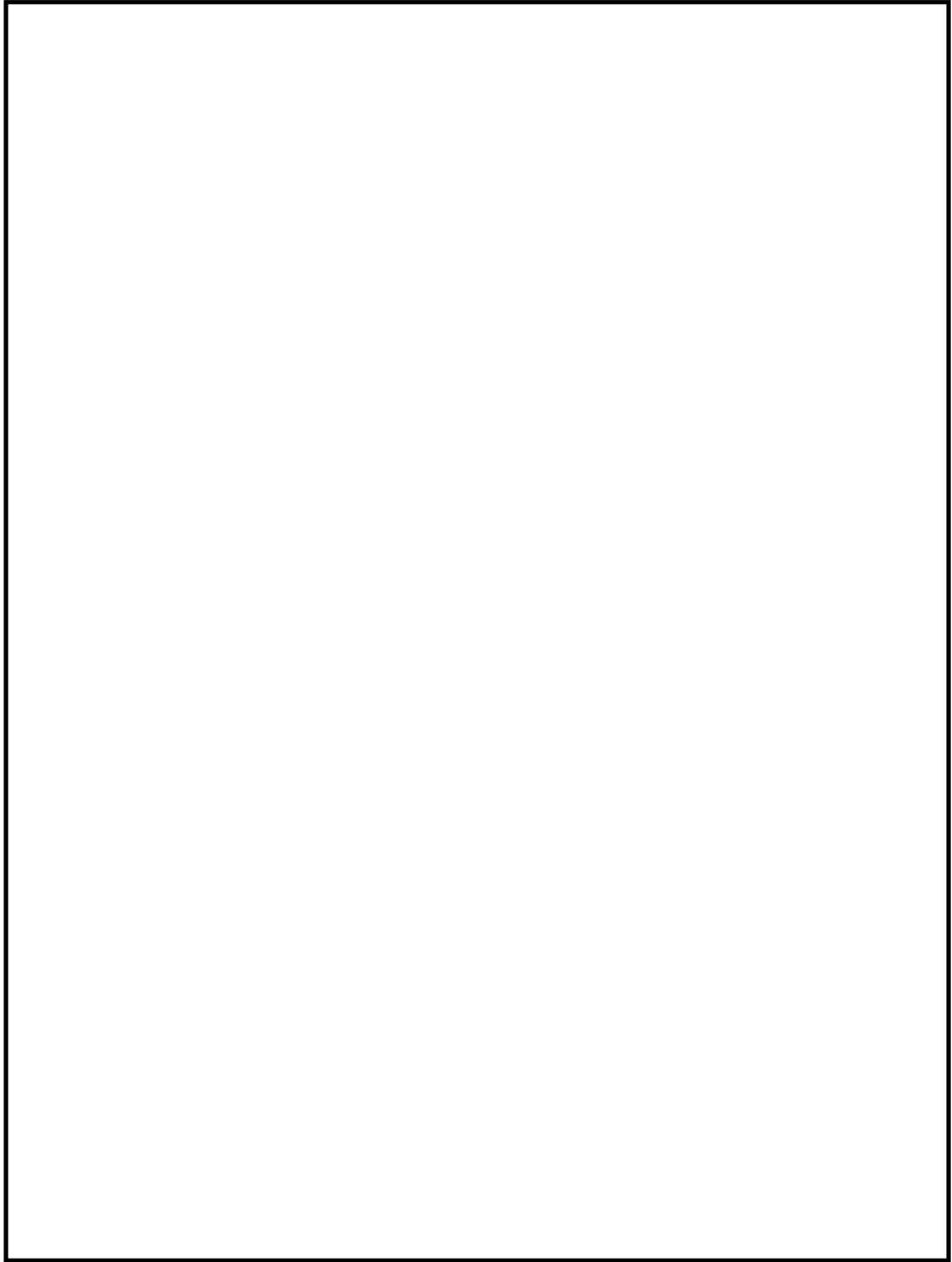


図 2-6 伸縮管に対する地震荷重の模式図

(2) 応力評価

全ての評価部位について、スロッシングによる荷重と地震による荷重から算出した応力を、波及的影響の観点から部材の塑性を許容(S<sub>u</sub>値を適用)した許容応力と比較する。

4. 評価結果

4.1 ブリッジガーダ及び脱線防止ラグ

表 4-1 に示すとおり、ブリッジガーダ及び脱線防止ラグともにスロッシングを考慮した発生応力が、許容応力を下回っていることを確認した。

表4-1 ブリッジガーダ及び脱線防止ラグの評価結果

部 位	応力分類	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
ブリッジガーダ	曲げ応力	154	394
	せん断応力	17	227
	組合せ応力	157	394
脱線防止ラグ	曲げ応力	65	394
	せん断応力	20	227
	組合せ応力	74	394

4.2 伸縮管

表 4-2 に示すとおり、伸縮管の評価対象部位(部品)において、スロッシングを考慮した発生応力が、許容応力を下回っていることを確認した。

表 4-2 伸縮管の評価結果

部 位	材質	応力分類	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
伸縮管(第1管)		曲げ応力	228	425
		せん断応力	13	245
		組合せ応力	229	425
ジンバルピン		曲げ応力	371	906
		せん断応力	72	523
		組合せ応力	391	906
リング		曲げ応力	98	504
		せん断応力	24	290
		組合せ応力	106	504
ハンガ	曲げ応力	131	556	
	せん断応力	8	321	
	組合せ応力	132	556	

## 5. 結論

燃料取替機ブリッジガーダ及び伸縮管ともに，地震による使用済燃料プールのスロッシングに対して十分な強度を有していることを確認した。



30. 遠隔手動弁操作設備の耐震性についての計算書に関する補足説明資料

## 遠隔手動弁操作設備加振試験について

### 1. 試験概要

遠隔手動弁操作設備は、既往の研究において動的機能維持が確認されている設備ではないことから、遠隔手動弁操作設備の構成要素毎の機能確認済加速度を設定することを目的とし、加振設備を用いて遠隔手動弁操作設備の構成要素毎の代表機器を加振した。

遠隔手動弁操作設備の外観図の例を図 1-1、構成要素の断面図を図 1-2 から図 1-5 に示す。試験方法としては振動特性把握試験を実施し、固有振動数を求め、柔構造又は剛構造であることを確認した後、機器の据付位置における機能維持評価用加速度を包絡する加振波で加振試験を実施した。また、加振試験に加え、加振試験後の構成要素毎の動作試験及び分解検査又は外観検査を実施することで健全性を確認している。振動試験装置外観を図 1-6 から図 1-8、加振台仕様を表 1-1 から表 1-3 に示す。また、試験体と実機の主な使用の比較を表 1-4 に示す。

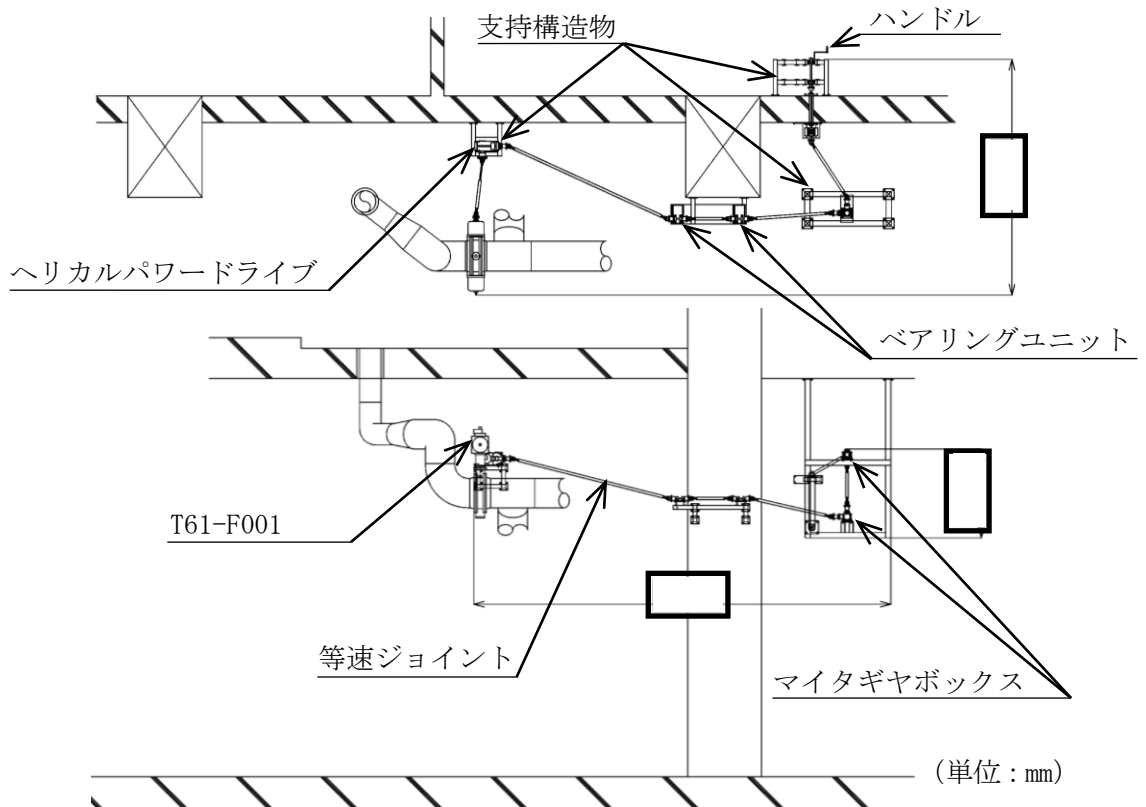


図 1-1 遠隔手動弁操作設備の外観図 (T61-A0-F001 の場合)

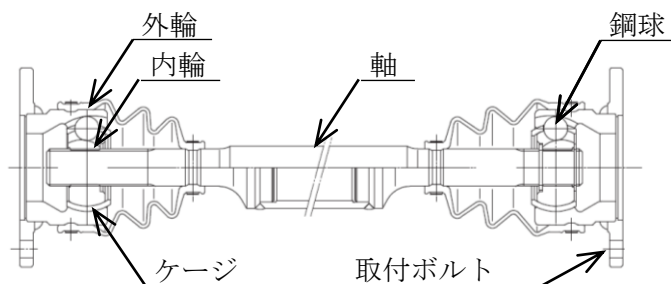


図 1-2 等速ジョイント (伸縮機構無し) 断面図

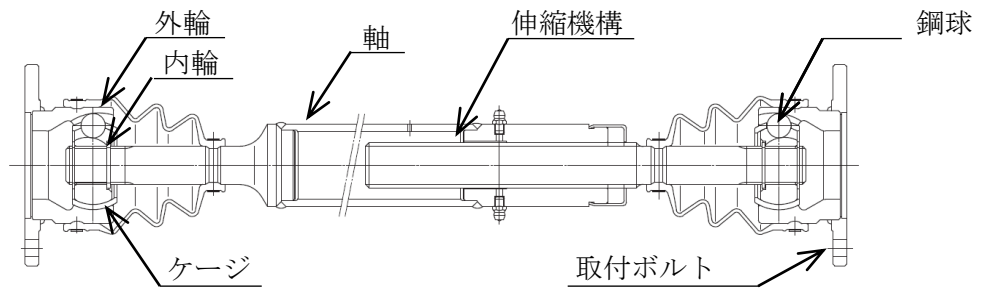
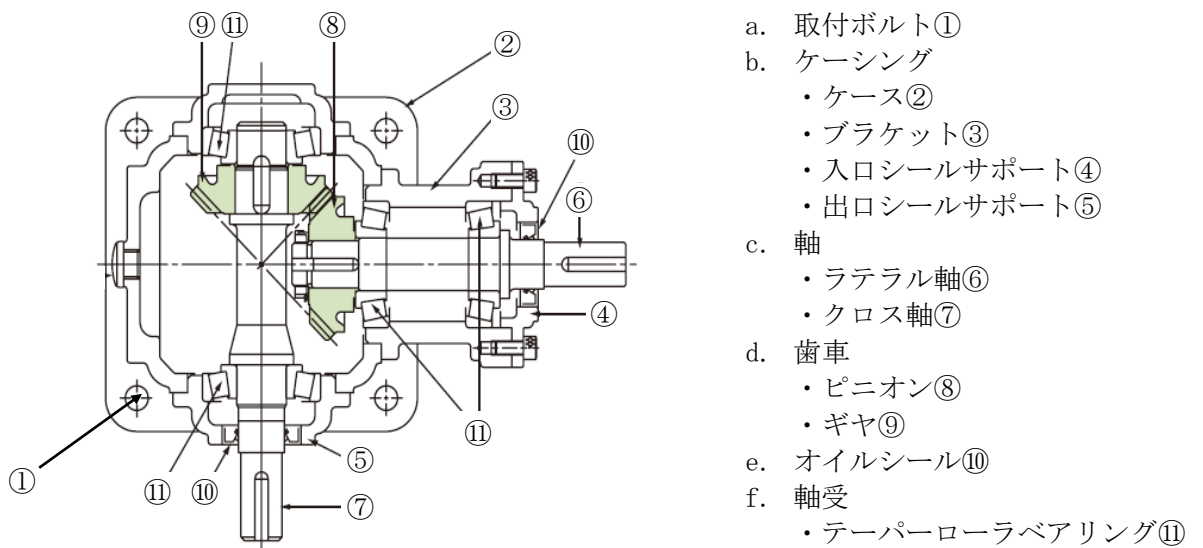
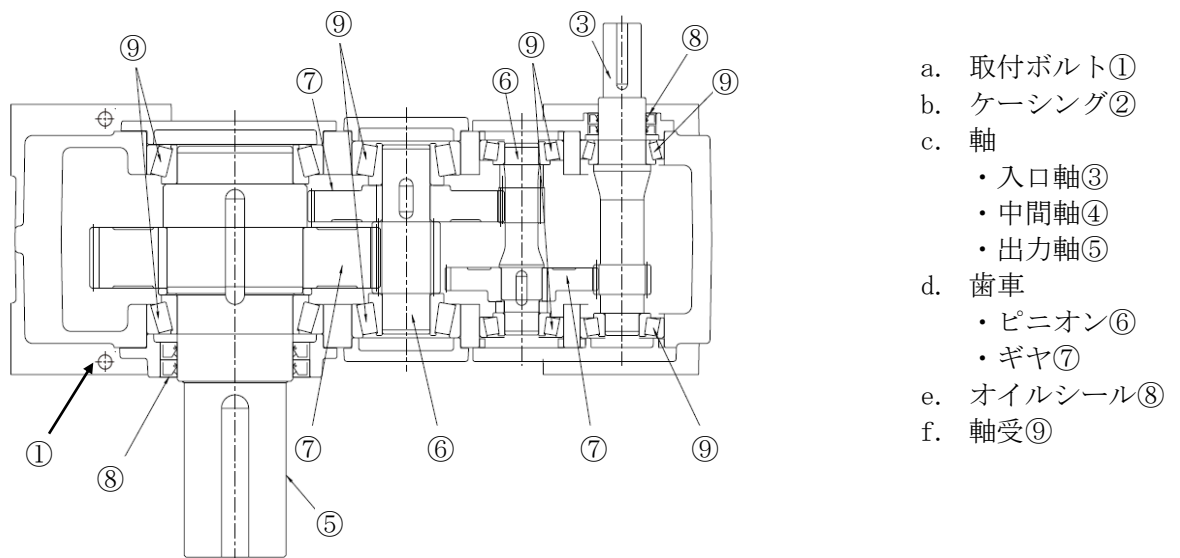


図 1-3 等速ジョイント（伸縮機構有り）断面図



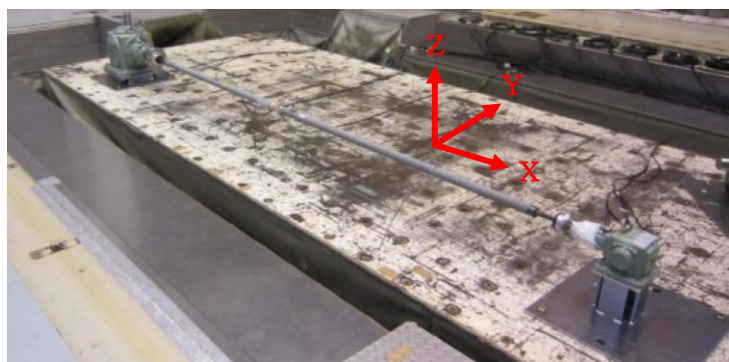
- a. 取付ボルト①
- b. ケーシング
  - ・ケース②
  - ・ブラケット③
  - ・入口シールサポート④
  - ・出口シールサポート⑤
- c. 軸
  - ・ラテラル軸⑥
  - ・クロス軸⑦
- d. 歯車
  - ・ピニオン⑧
  - ・ギヤ⑨
- e. オイルシール⑩
- f. 軸受
  - ・テーパローラベアリング⑪

図 1-4 マイタギヤボックス 断面図

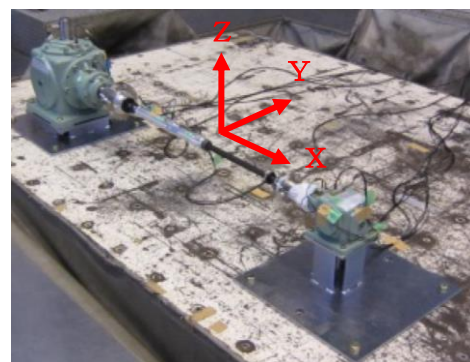


- a. 取付ボルト①
- b. ケーシング②
- c. 軸
  - ・入口軸③
  - ・中間軸④
  - ・出力軸⑤
- d. 歯車
  - ・ピニオン⑥
  - ・ギヤ⑦
- e. オイルシール⑧
- f. 軸受⑨

図 1-5 ヘリカルパワードライブ 断面図



伸縮機構無し (BJ75LACC102/103)



伸縮機構有り (BJ75LACC403)

図 1-6 振動試験装置外観 (等速ジョイント)



図 1-7 振動試験装置外観 (マイタギヤボックス (ED6M-1-L-Y))

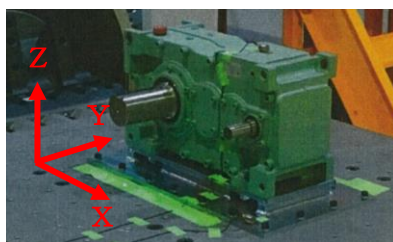


図 1-8 振動試験装置外観 (ヘリカルパワードライブ (HDR0103CL41N-1))

表 1-1 加振台仕様 (等速ジョイント)

試験場	株式会社 MTI
寸法	2.6[m]×6.2[m]
最大積載量	20[t]
運転周波数帯域	0.5~80[Hz]
最大加速度	水平：±2.0[×9.8 m/s <sup>2</sup> ] 鉛直：±3.0[×9.8 m/s <sup>2</sup> ] (5t 負荷時)

表 1-2 加振台仕様 (マイタギヤボックス)

試験場	日測エンジニアリング株式会社
寸法	水平テーブル：2.0[m]×2.0[m] 鉛直テーブル：1.1[m]×1.1[m]
最大積載量	1.6[t]
運転周波数帯域	2~2100[Hz]
最大加速度	1000[m/s <sup>2</sup> ]

表 1-3 加振台仕様 (ヘリカルパワードライブ)

試験場	IMV 株式会社
寸法	1.15[m]×1.15[m]
最大積載量	2.0[t]
運転周波数帯域	5~2000[Hz]
最大加速度	1000[m/s <sup>2</sup> ]

表 1-4 遠隔手動弁操作設備の主な仕様の比較

構成要素	仕様	試験体	実機
等速ジョイント (伸縮機構無し)	型式	BJ75LACC102/103	同左
	重量	22.1kg	20.7kg
	長さ	3673mm	3445mm
等速ジョイント (伸縮機構有り)	型式	BJ75LACC403	同左
	重量	8.8kg	同左
	長さ	1200mm	1046~1159mm
マイタギヤ ボックス	型式	ED6M-1-L-Y	同左
	重量	21kg	同左
ヘリカル パワードライブ	型式	HDR0103CL41N-1	同左
	重量	100kg	同左

## 2. 振動特性把握試験

### 2.1 試験方法

等速ジョイント、マイタギヤボックス及びヘリカルパワードライブに3軸加速度計を取付け、加振波として5Hzから100Hzまでの範囲で、掃引速度1[オクターブ/min]の連続正弦波を使用した各軸単独加振を実施し、固有振動数を求める。なお、加振加速度に対する応答倍率が2倍以上となる加振周波数を共振点（固有振動数）と定義する。

計測センサー取付位置を図2-1から図2-4に示す。

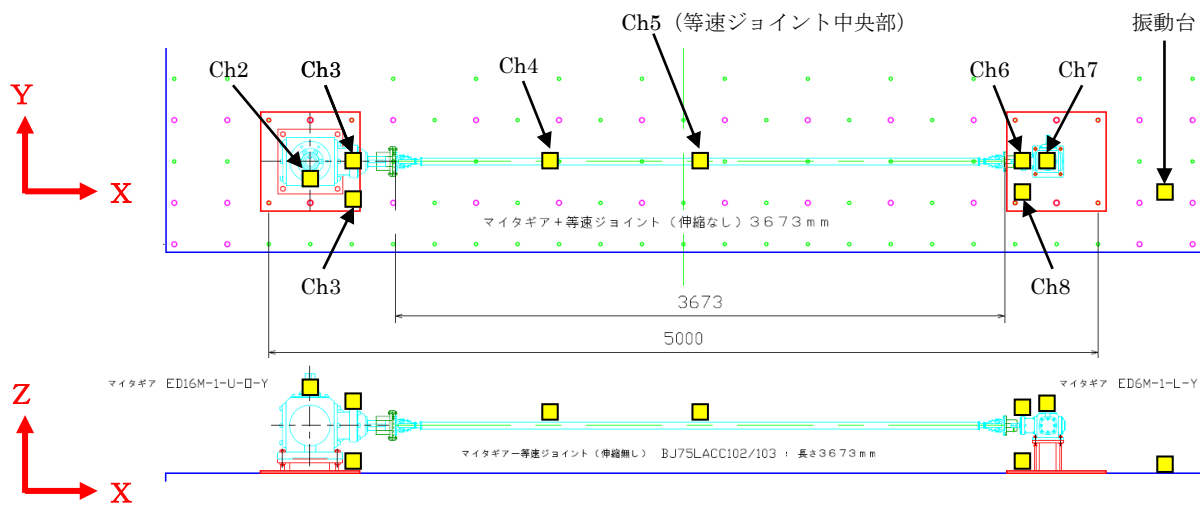


図2-1 計測センサー取付位置（等速ジョイント（伸縮機構無し））

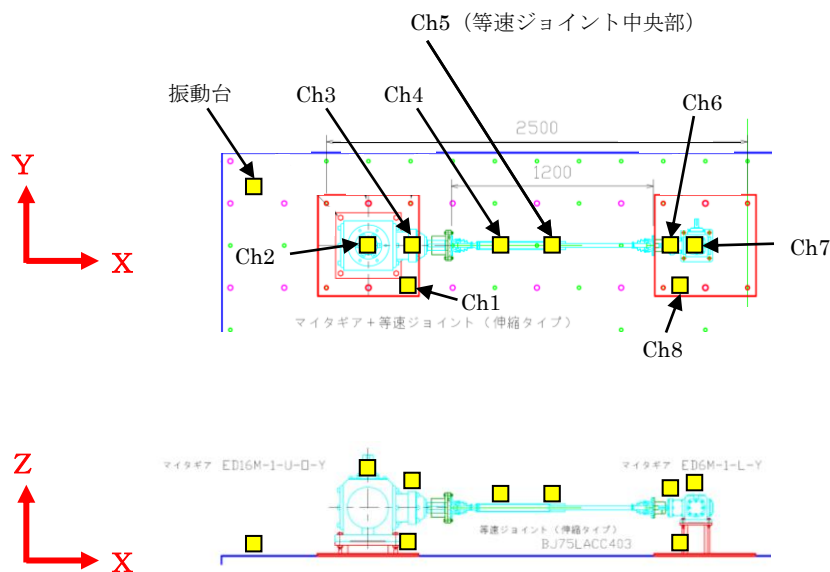


図2-2 計測センサー取付位置（等速ジョイント（伸縮機構有り））

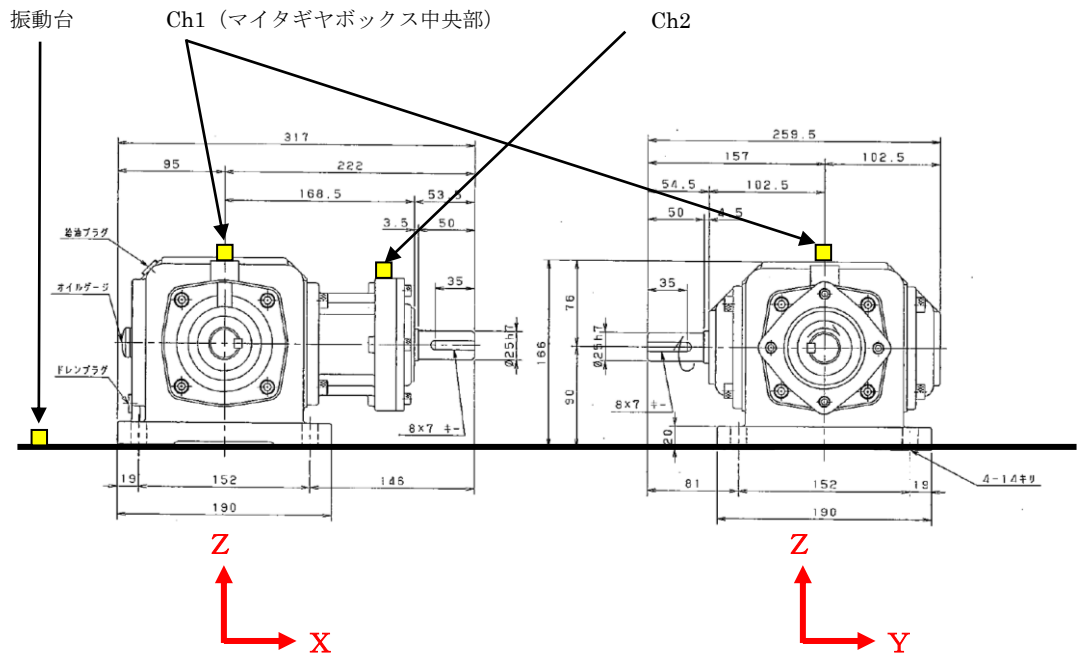


図 2-3 計測センサー取付位置 (マイタギヤボックス)

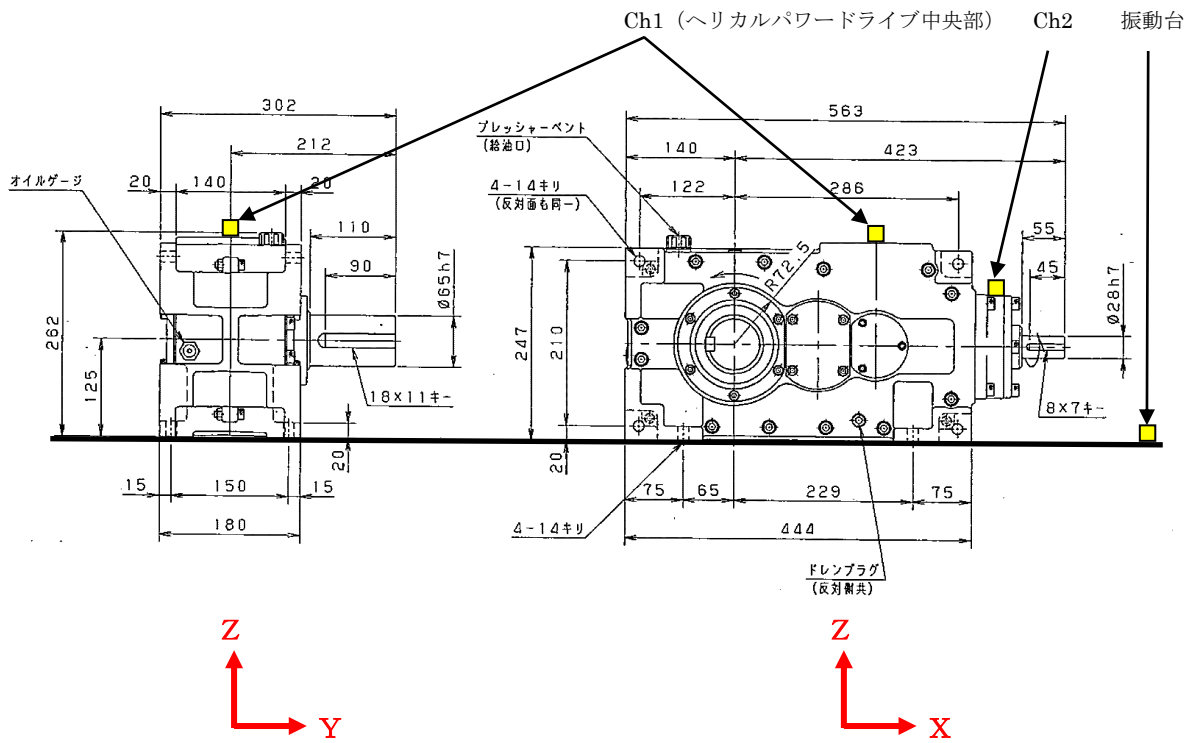
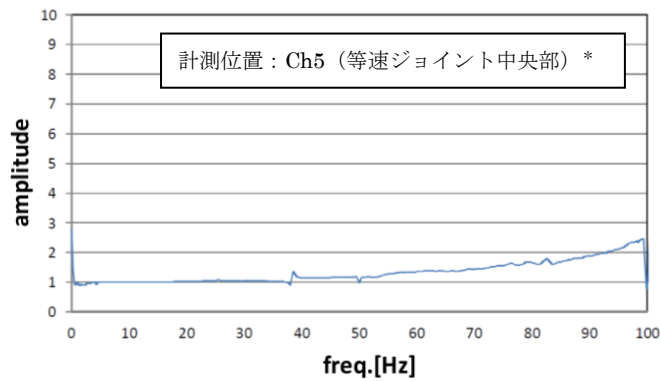


図 2-4 計測センサー取付位置 (ヘリカルパワードライブ)

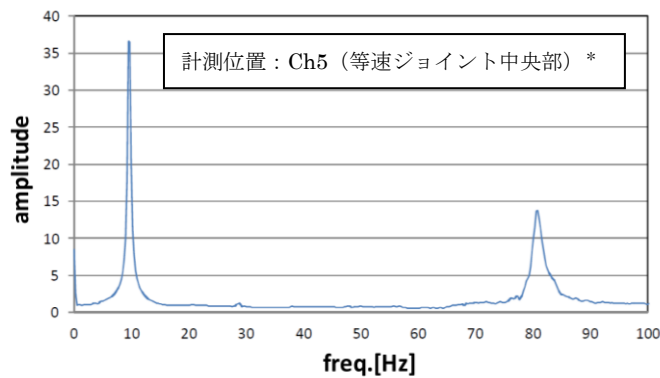
## 2.2 試験結果

試験により得られた周波数応答関数を図 2-5 から図 2-8 に、各軸方向の固有周期を表 2-1 から表 2-4 に示す。等速ジョイント（伸縮機構無し）の固有周期は 0.05 秒を超えており、柔構造であることを確認した。また、等速ジョイント（伸縮機構有り）、マイタギヤボックス、ヘリカルパワードライブは剛構造と見なせる固有周期 0.05 秒以下の結果が得られた。



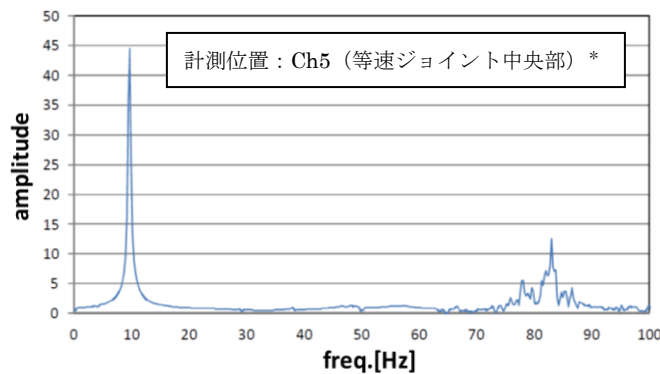
a. 水平 X 方向

卓越振動数 Ch5-X		
	振動数	応答倍率
1	—	—
2	—	—
3	—	—
4	—	—
5	—	—



b. 水平 Y 方向

卓越振動数 Ch5-Y		
	振動数	応答倍率
1	9.5	36.56
2	80.8	13.78
3	—	—
4	—	—
5	—	—



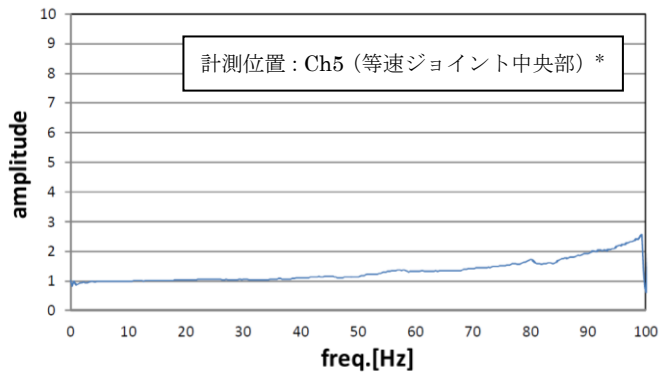
c. 鉛直 Z 方向

卓越振動数 Ch5-Z		
	振動数	応答倍率
1	9.8	44.55
2	83.0	12.50
3	—	—
4	—	—
5	—	—

注記\* : 各計測位置のうち、応答が卓越しているものを代表で記載。

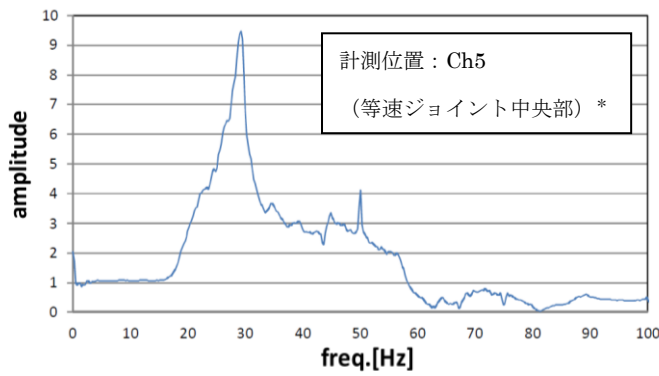
図 2-5 周波数応答関数（等速ジョイント（伸縮機構無し））





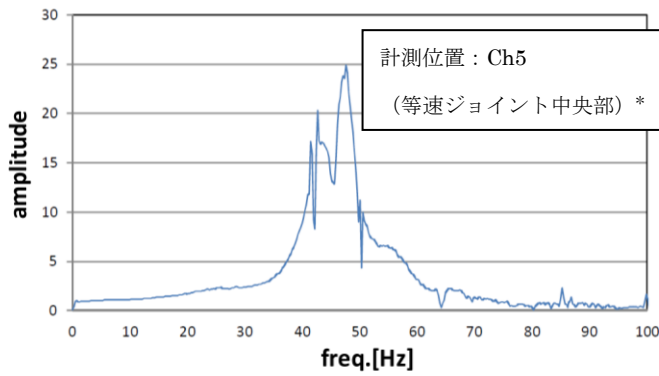
卓越振動数 Ch5-X		
	振動数	応答倍率
1	—	—
2	—	—
3	—	—
4	—	—
5	—	—

a. 水平 X 方向



卓越振動数 Ch5-Y		
	振動数	応答倍率
1	29.3	9.47
2	—	—
3	—	—
4	—	—
5	—	—

b. 水平 Y 方向

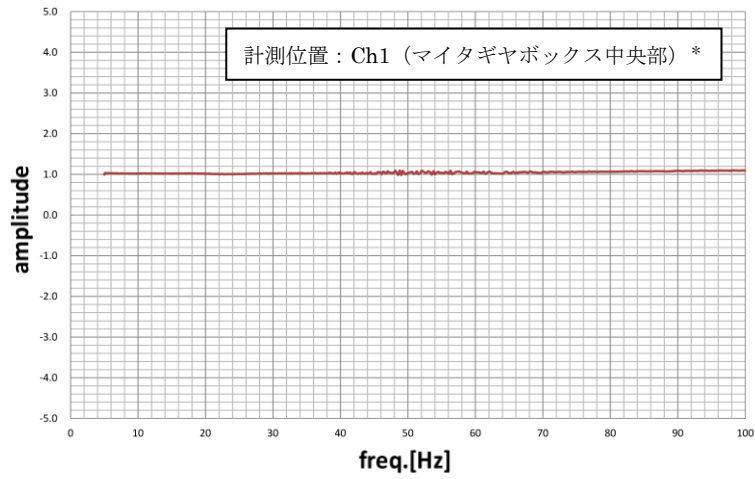


卓越振動数 Ch5-Z		
	振動数	応答倍率
1	47.6	24.91
2	42.7	20.31
3	—	—
4	—	—
5	—	—

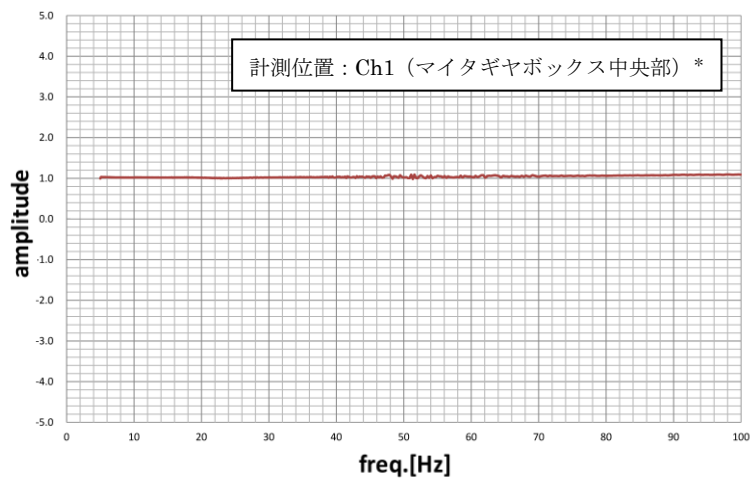
c. 鉛直 Z 方向

注記\* : 各計測位置のうち、応答が卓越しているものを代表で記載。

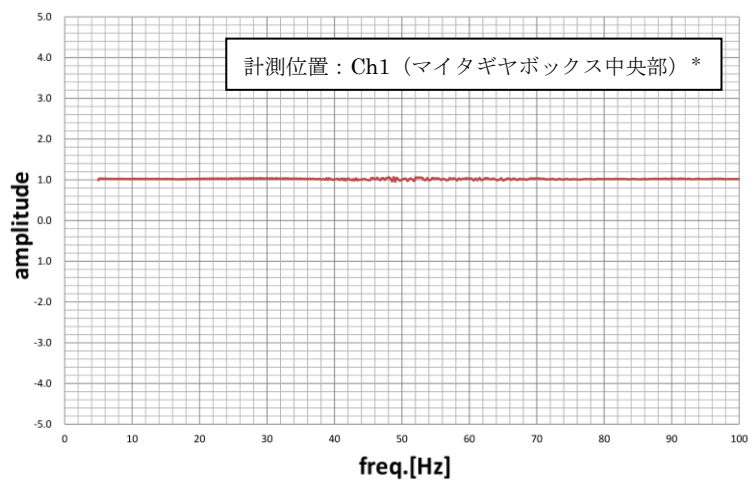
図 2-6 周波数応答関数 (等速ジョイント (伸縮機構有り))



a. 水平 X 方向



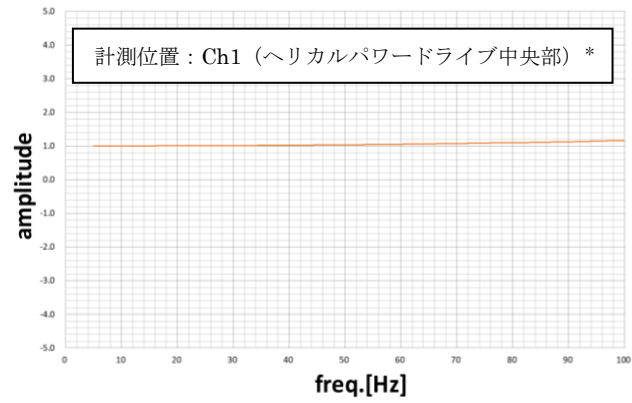
b. 水平 Y 方向



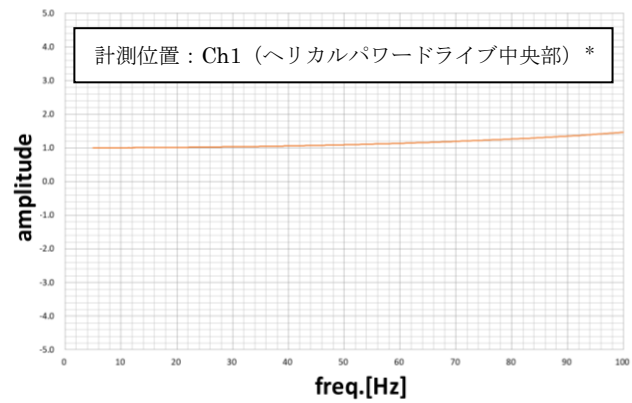
c. 鉛直 Z 方向

注記\* : 各計測位置のうち、応答が卓越しているものを代表で記載。

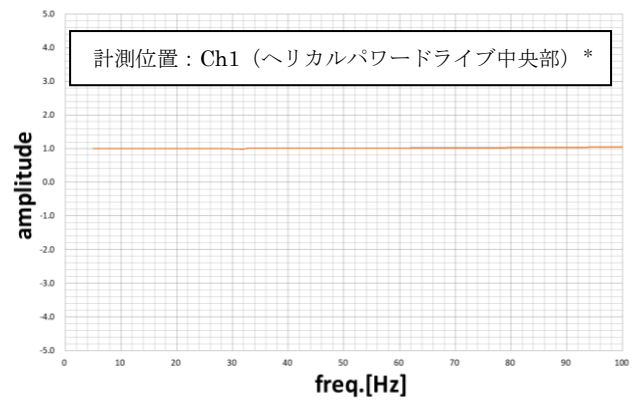
図 2-7 周波数応答関数 (マイタギヤボックス)



a. 水平 X 方向



b. 水平 Y 方向



c. 鉛直 Z 方向

注記\*：各計測位置のうち、応答が卓越しているものを代表で記載。

図 2-8 周波数応答関数（ヘリカルパワードライブ）

表 2-1 各軸方向での固有周期（等速ジョイント（伸縮機構無し））

方向	固有周期[s]	固有振動数[Hz]
X	—*	—*
Y	0.10	9.5
Z	0.10	9.8

注記\*：5Hz から 100Hz までの範囲に共振点無し

表 2-2 各軸方向での固有周期（等速ジョイント（伸縮機構有り））

方向	固有周期[s]	固有振動数[Hz]
X	—*	—*
Y	0.03	29.3
Z	0.02	47.6

注記\*：5Hz から 100Hz までの範囲に共振点無し

表 2-3 各軸方向での固有周期（マイタギヤボックス）

方向	固有周期[s]	固有振動数[Hz]
X	—*	—*
Y	—*	—*
Z	—*	—*

注記\*：5Hz から 100Hz までの範囲に共振点無し

表 2-4 各軸方向での固有周期（ヘリカルパワードライブ）

方向	固有周期[s]	固有振動数[Hz]
X	—*	—*
Y	—*	—*
Z	—*	—*

注記\*：5Hz から 100Hz までの範囲に共振点無し

### 3. 加振試験

#### 3.1 試験方法

##### (1) 等速ジョイント（伸縮機構無し）

「2.2 試験結果」で示しているように、等速ジョイントの固有周期は 0.05 秒を超えており、柔構造であることから、機器据付位置における設計用床応答曲線を包絡するような加振波を生成し、各軸単独加振試験を実施する。加振波は水平（前後）＋水平（左右）＋鉛直方向を加振方向として、次のように生成される。

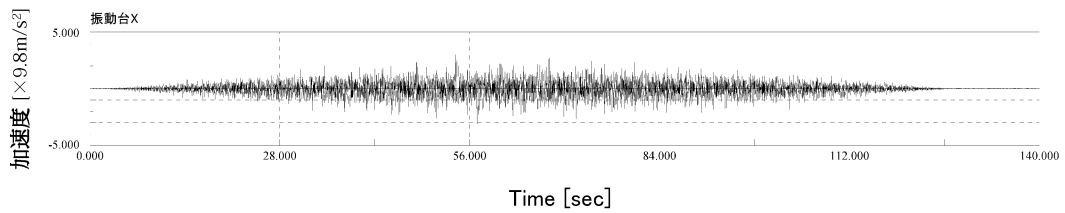
- ・ 機器据付位置における設計用床応答曲線と等価な試験用床応答曲線を設定し、ランダム波を作成する。

- ・ 作成されたランダム波を入力とした加振台の時刻歴加速度波形から床応答曲線に変換し、試験用床応答曲線と比較する。
- ・ ここで加振台での床応答曲線が試験用床応答曲線を満足する場合、これを最終的な入力加振波とする。満足していない場合、ランダム波を補正し、再度確認するプロセスを繰り返して試験用床応答曲線を満足する入力加振波を作成する。

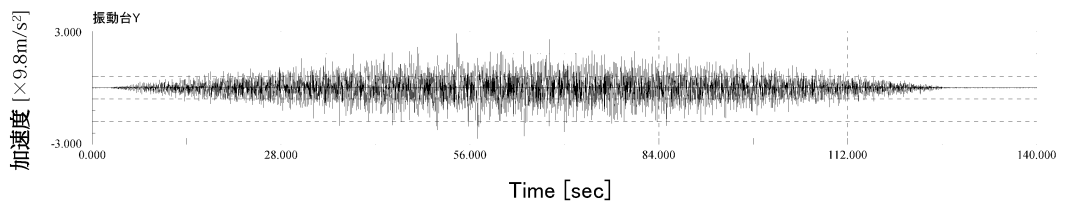
加振試験における試験条件を表 3-1 に、加振波を図 3-1 に示す。

表 3-1 加振試験条件

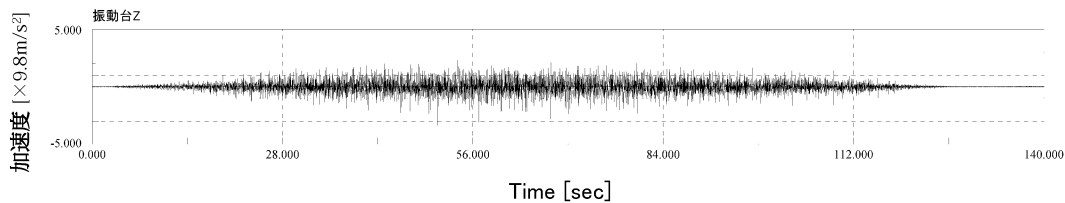
項目	試験条件
加振地震波	ランダム波
加振方向	水平 2 方向，鉛直方向の各軸単独加振
運転状態	停止中加振
取付状態	加振台上に設置された台板にボルトにて取り付け
試験回数	1 回



a. 水平 X 方向



b. 水平 Y 方向



c. 鉛直 Z 方向

図 3-1 加振試験に用いた加振波（加振台上での計測データ）の加速度時刻歴波形（等速ジョイント（伸縮機構無し））

- (2) 等速ジョイント（伸縮機構有り）、マイタギヤボックス、ヘリカルパワードライブ  
「2.2 試験結果」で示しているように、等速ジョイント（伸縮機構有り）、マイタギヤボックス、ヘリカルパワードライブの固有周期は0.05秒以下であり、剛構造とみなせることから、機器据付位置における機能維持評価用加速度（1.0ZPA）を包絡するような連続正弦波（33Hz）にて各軸単独加振試験を実施する。

加振試験における試験条件を表3-2に示す。

表3-2 加振試験条件

項目	試験条件
加振地震波	正弦波
加振方向	水平2方向、鉛直方向の各軸単独加振
運転状態	停止中加振
取付状態	加振台上に設置された台板にボルトにて取り付け
試験回数	1回

### 3.2 試験結果

- (1) 等速ジョイント（伸縮機構無し）

等速ジョイント（伸縮機構無し）は柔構造であり、共振による増幅を考慮する必要があるため、等速ジョイント中央部で測定された最大加速度を小数点以下第2位で切捨てた値を機能確認済加速度とした。表3-3に機能確認済加速度を示す。また、図3-2に設計用床応答曲線及び加振台床応答曲線を示す。

なお、加振試験後に以下について機器に異常がないことを確認した。

- ・変形が無いこと（外観検査）
- ・内部に損傷が無いこと（分解検査）
- ・試験体の軸を回転させ、試験前後で変化が無いこと（動作試験）

表3-3 機能維持評価用加速度と試験時の機能確認済加速度との比較  
（等速ジョイント（伸縮機構無し））

(×9.8 m/s<sup>2</sup>)

方向	機能維持評価用加速度	機能確認済加速度	加振台加振試験時 最大応答加速度
X	2.15		
Y	2.15		
Z	5.40		

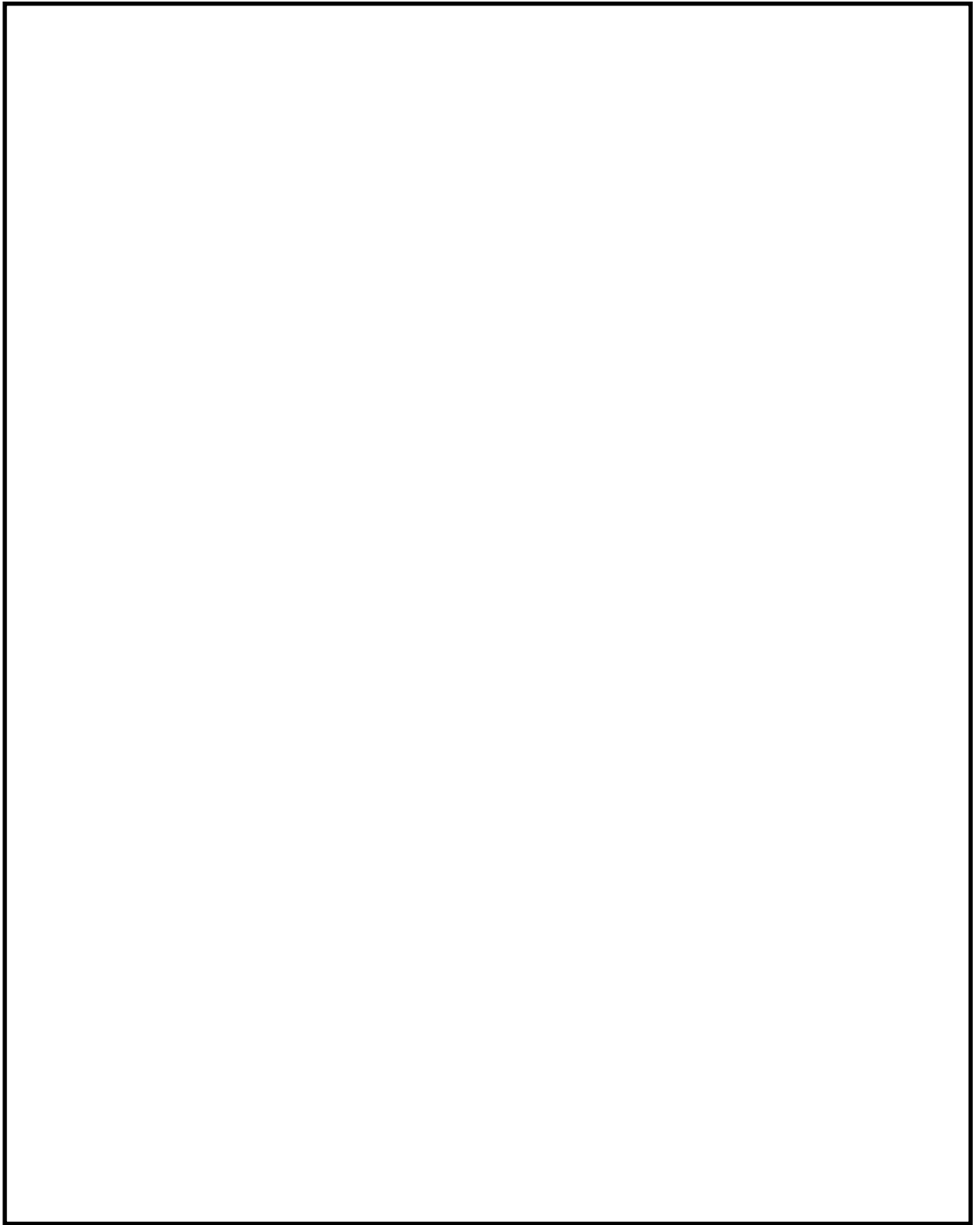


図 3-2 設計用床応答曲線と加振台床応答曲線との比較

(2) 等速ジョイント（伸縮機構有り）

以下について機器に異常がないことを確認し、本試験において加振台での最大加速度を小数点以下第2位で切捨てた値を機能確認済加速度とした。表3-4に機能確認済加速度を示す。

- ・変形が無いこと（外観検査）
- ・内部に損傷が無いこと（分解検査）
- ・試験体の軸を回転させ、試験前後で変化が無いこと（動作試験）

表 3-4 機能維持評価用加速度と試験時の機能確認済加速度との比較  
（等速ジョイント（伸縮機構有り））

(×9.8 m/s<sup>2</sup>)

方向	機能維持評価用加速度	機能確認済加速度	加振台加振試験時 最大応答加速度
X	1.15		
Y	1.15		
Z	0.96		

(3) マイタギヤボックス，ヘリカルパワードライブ

以下について機器に異常がないことを確認し、本試験において加振台での最大加速度を小数点以下第2位で切捨てた値を機能確認済加速度とした。表3-5、表3-6に機能確認済加速度を示す。

- ・変形，破損等がないこと（外観検査）
- ・試験体の軸を回転させ、試験前後で変化が無いこと（動作試験）

表 3-5 機能維持評価用加速度と試験時の機能確認済加速度との比較  
（マイタギヤボックス）

(×9.8 m/s<sup>2</sup>)

方向	機能維持評価用加速度	機能確認済加速度	加振台加振試験時 最大応答加速度
X	1.15		
Y	1.15		
Z	0.96		



表 3-6 機能維持評価用加速度と試験時の機能確認済加速度との比較  
(ヘリカルパワードライブ)

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

方向	機能維持評価用加速度	機能確認済加速度	加振台加振試験時 最大応答加速度
X	1.15		
Y	1.15		
Z	0.96		

### 3.3 まとめ

加振試験の結果、等速ジョイント（伸縮機構無し）は、水平方向  $16.6 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 、鉛直方向  $12.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$  まで、等速ジョイント（伸縮機構有り）は、水平方向  $3.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 、鉛直方向  $5.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$  まで、マイタギヤボックスは、水平方向  $3.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 、鉛直方向  $2.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$  まで、ヘリカルパワードライブは、水平方向  $6.1 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 、鉛直方向  $6.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$  まで問題ないことを確認した。また、加振試験後の外観検査、分解検査、動作試験において機器の健全性及び動作性に異常のないことを確認し、遠隔手動弁操作設備の動的機能が維持されることを確認した。

## 加振試験を行う構成要素毎の代表機器選定の考え方について

## 1. 概要

本資料では、加振試験を行う遠隔手動弁操作設備の構成要素毎の代表機器選定の考え方について示す。

## 2. 遠隔手動弁操作設備の構成要素

遠隔手動弁操作設備は、格納容器圧力逃がし装置及び耐圧強化ベント系の隔離弁を原子炉建屋二次格納施設外から人力により開閉操作するための設備である。

遠隔手動弁操作設備の構成要素のうち駆動力を伝達する等速ジョイントは、剛構造のマイタギヤボックス、ヘリカルパワードライブ又はベアリングユニットを経由して対象弁に接続され、マイタギヤボックス、ヘリカルパワードライブ及びベアリングユニットは剛構造の支持構造物を経由して基礎ボルトにより原子炉建屋の床又は壁に固定されている。

各隔離弁の遠隔手動弁操作設備の構成要素は基本的に同じであるが、隔離弁から操作位置までの経路は各々の遠隔手動操作設備で異なることから、構成要素の寸法や個数が異なる。

遠隔手動弁操作設備の構成要素を表 2-1 に示す。

表 2-1 遠隔手動弁操作設備の構成要素

等速ジョイント
マイタギヤボックス
ヘリカルパワードライブ
ベアリングユニット
支持構造物

## 3. 構成要素毎の加振試験

遠隔手動弁操作設備の構成要素のうち、マイタギヤボックス、ヘリカルパワードライブ、ベアリングユニットは振動特性把握試験により剛構造であることを確認している。また、支持構造物については、原子炉建屋と共振しないように十分な剛性を持たせた設計としている。

そのため、遠隔手動弁操作設備の原子炉建屋への固定部はアンカと見なすことができ、構成要素間の連成影響は無視できることから、遠隔手動弁操作設備の加振試験は構成要素毎に分けて実施する。

なお、遠隔手動弁操作設備の構成要素のうち支持構造物は、静的機器であるため加振試験の対象外とする。

#### 4. 構成要素毎の代表選定の考え方

遠隔手動弁操作設備の構成要素（支持構造物を除く）は、寸法、重量が異なるものの、基本的な構造は同じであることから、遠隔手動弁操作設備毎の構成要素を抽出し、構成要素の種類毎に寸法、重量を整理することで評価上最も厳しくなる代表を選定する。

遠隔手動弁操作設備の構成要素毎の整理結果を表 4-2 から表 4-5、遠隔手動弁操作設備の構成要素毎の代表選定の考え方を以下に示す。

##### (1) 等速ジョイント

最も長く重い等速ジョイントの1次固有周期は、振動特性把握試験において0.10s（計算機コード「ABAQUS」による解析において0.094s）であり、柔構造であることから共振に対する考慮が必要となる。なお、等速ジョイントの構造は長さが変わっても同じであり、その固有周期は短く軽くなるほど小さくなることから、各等速ジョイントの固有周期は0.10s以下に分布していると考えられる。ここで、耐震計算で用いている原子炉建屋（T.M.S.L. 31700mm）の設計用床応答曲線は図 4-1 の通りであり、固有周期が0.10s以下の範囲では震度は減少傾向となり0.10sの震度が最大となることから、最も長く重い等速ジョイントの地震荷重が最大となる。また、長く重い等速ジョイントほど地震荷重によるたわみ量も大きくなる。

以上のことから、長く重い等速ジョイントほど、構造上最も厳しい評価となることから、最も長く重い等速ジョイントを代表に選定する。

また、等速ジョイントは伸縮機構無しと伸縮機構有りの2種類が存在するため、それぞれについて最も長く重い等速ジョイントを代表に選定する。

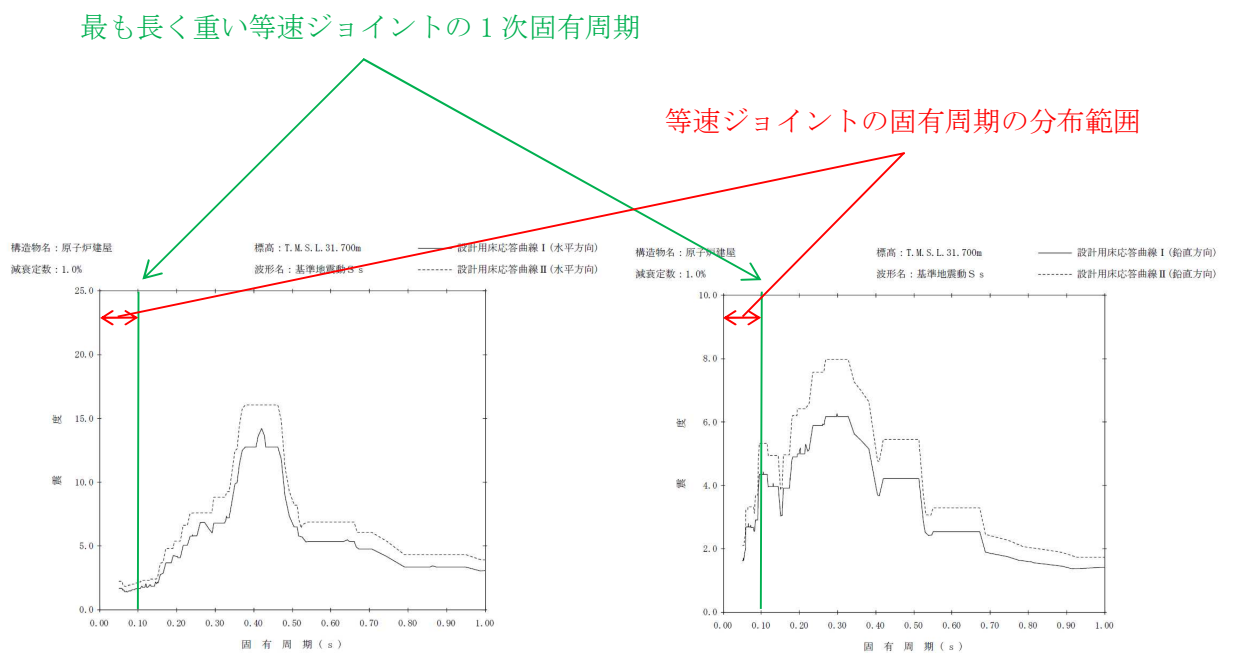


図 4-1 設計用床応答曲線（原子炉建屋，減衰定数：1%，標高：T.M.S.L 31.7m）

(2) マイタギヤボックス

マイタギヤボックスは、2つの傘歯車（マイタギヤ）により駆動力の軸方向を変えるためのギヤボックスである。遠隔手動弁操作設備では、取付方向に対する傘歯車の軸配置の違う3種類のマイタギヤボックスを使用しているが、基本構造及び重量は全て同一あることから、このうちの1つを代表に選定する。

(3) ヘリカルパワードライブ

ヘリカルパワードライブは、同時かみ合い歯数の多いはすば歯車（ヘリカルギヤ）を用いて高効率に減速を行うギヤボックスである。遠隔手動弁操作設備では、重量の異なる2種類のヘリカルパワードライブ（100kg, 75kg）を使用しているが、重量が大きいほど構造上最も厳しい評価となることから、重量の大きい方を代表に選定する。

(4) ベアリングユニット

ベアリングユニットは、軸受箱に軸受が組み込まれたものである。構造上マイタギヤボックス、ヘリカルギヤボックスの軸受部と同様であり、これらの加振試験に包絡されていること及び重量が軽く応答も小さいため共振による影響は軽微であると考えられることから、加振試験の代表として選定しない。

なお、等速ジョイント側からの反力の影響については、ベアリングユニットの定格荷重内であり問題無い事を確認している（表 4-1 参照）。ベアリングユニットを図 4-1 に示す。

表 4-1 ベアリングユニットに加わる反力と定格荷重の関係

等速ジョイント反力	460.7[N] (計算機コード「ABAQUS」 による解析において)
ベアリングユニット 定格荷重	7.85[kN]



図 4-1 ベアリングユニット

表 4-2 等速ジョイント（伸縮機構無し）の整理結果及び代表設備

弁番号	設備名	重量[kg]	長さ[mm]	代表	選定理由
T31-F019	BJ75LACC102/103	15	2288	—	—
	BJ75LACC102/103	8.8	1016	—	—
	BJ75LACC102/103	11.2	1505	—	—
	BJ75LACC102/103	11.3	1520	—	—
	BJ75LACC102/103	9.2	1084	—	—
	BJ75LACC102/103	10.6	1383	—	—
T31-F022	BJ75ACP101	5.2	298	—	—
	BJ75LACC102/103	9.1	1078	—	—
	BJ75LACC102/103	10.4	1345	—	—
	BJ75LACC102/103	7.4	730	—	—
	BJ75LACC102/103	10.4	1335	—	—
	BJ75LACC102/103	9.8	1296	—	—
	BJ75ACP101	5.1	304	—	—
T31-F070	BJ75LACM909	10.1	1149	—	—
T31-F072	BJ75LACC403	8.9	877	—	—
	BJ75LACC102/103	7.1	1195	—	—
	BJ75LACC102/103	14.2	2994	—	—
	BJ75LACC102/103	7.6	758	—	—
	BJ75LACC102/103	12.4	1746	—	—
	BJ75LACC102/103	8.3	920	—	—
	BJ75LACC102/103	10.5	1355	—	—
T61-F001	<b>BJ75LACC102/103</b>	<b>20.7</b>	<b>3445</b>	○	<b>重量：最大 長さ：最長</b>
	BJ75LACC102/103	7.9	833	—	—
	BJ75LACC102/103	11.8	1626	—	—
	BJ75LACC102/103	7.3	710	—	—
	BJ75LACC102/103	10.6	1355	—	—
T61-F002	BJ75LACC102/103	12.1	1692	—	—
	BJ75LACC102/103	14.3	2139	—	—
	BJ75LACC102/103	7.9	833	—	—
	BJ75LACC102/103	10.8	1429	—	—
	BJ75LACC102/103	11.1	1473	—	—

表 4-3 等速ジョイント（伸縮機構有り）の整理結果及び代表設備

弁番号	設備名	重量[kg]	長さ[mm]	代表	選定理由
T31-F019	BJ75LACC403	8.9	879～1011	—	—
T31-F022	<b>BJ75LACC403</b>	<b>8.9</b>	<b>1046～1159</b>	○	<b>重量：同等 長さ：最長</b>
T61-F001	BJ75LACC403	8.9	1006～1138	—	—
T61-F002	BJ75LACC403	8.9	848～980	—	—

表 4-4 マイタギヤボックスの整理結果及び代表設備

弁番号	設備名	重量[kg]
T31-F019	ED6M-1-D-Y	21
	ED6M-1-U-0-Y	21
	ED6M-1-L-Y	21
	ED6M-1-U-0-Y	21
	ED6M-1-D-Y	21
T31-F022	ED6M-1-D-Y	21
	ED6M-1-U-0-Y	21
	ED6M-1-L-Y	21
	ED6M-1-D-Y	21
	ED6M-1-U-0-Y	21
	ED6M-1-D-Y	21
	ED6M-1-U-0-Y	21
T31-F072	ED6M-1-L-Y	21
	ED6M-1-U-0-Y	21
	ED6M-1-D-Y	21
T61-F001	ED6M-1-U-0-Y	21
	ED6M-1-D-Y	21
T61-F002	ED6M-1-L-Y	21
	ED6M-1-L-Y	21

パターン	重量[kg]	代表	選定理由
ED6M-1-D-Y	21	—	同等
ED6M-1-U-0-Y	21	—	同等
ED6M-1-L-Y	21	○	同等

表 4-5 ヘリカルパワードライブの整理結果及び代表設備

弁番号	設備名	重量[kg]
T31-F019	HDR0103CL41N-1	100
T31-F022	HDR0003AL41N-1	75
T61-F001	HDR0003AL41N-1	75
T61-F002	HDR0003AL41N-1	75

パターン	重量[kg]	代表	選定理由
HDR0103CL41N-1	100	○	重量：最大
HDR0003AL41N-1	75	—	—

31. 5号機原子炉建屋内緊急時対策所（対策本部）  
二酸化炭素吸収装置の耐震性についての計算書に  
関する補足説明資料

## 目 次

1. 概要	1
2. 試験概要	1
3. 共振点検索試験について	3
3.1 試験方法	3
3.2 試験結果	3
4. 加振試験について	4
4.1 試験方法	4
4.2 試験結果	4



## 1. 概要

本補足説明資料は、V-2-1-9「機能維持の基本方針」にて設定している構造強度及び機能維持の設計方針に基づき、耐震評価を実施し、V-2-10-4-2-1「5号機原子炉建屋内緊急時対策所（対策本部）二酸化炭素吸収装置の耐震性についての計算書」に評価結果をとりまとめている常設耐震重要重大事故防止設備及び常設重大事故緩和設備に該当する5号機原子炉建屋内緊急時対策所（対策本部）二酸化炭素吸収装置（以下「二酸化炭素吸収装置」という。）の耐震評価について補足するものである。

## 2. 試験概要

二酸化炭素吸収装置は、5号機原子炉建屋内緊急時対策所（対策本部・高気密室）（以下「緊急時対策所（対策本部）」という。）（T.M.S.L. 28450mm）に設置している。概略構造を図2-1に、主な仕様を表2-1に示す。

二酸化炭素吸収装置の耐震評価では、機能確認済加速度を設定することを目的とし、エア・ウォーター防災（株）振動試験センターの3軸同時振動試験装置（以下「加振台」という。）を用いて二酸化炭素吸収装置の加振試験を実施した。試験方法としては、共振点検索試験を実施し、固有振動数を求め、剛構造であることを確認した後、機器の据付位置における機能維持評価用加速度を包絡する加振波で加振試験を実施した。また、加振試験に加え、加振試験後の機能維持確認を実施することで健全性を確認している。加振台の外観及び加振台の仕様を表2-2に示す。

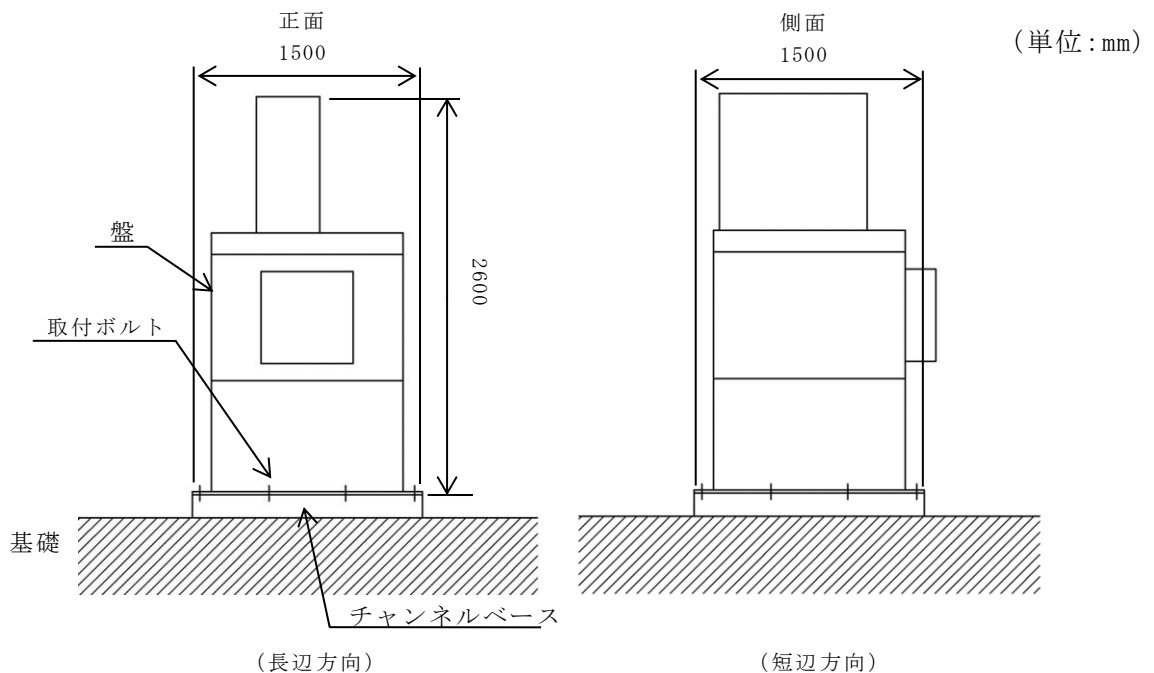
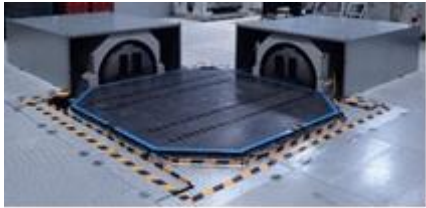


図 2-1 二酸化炭素吸収装置の概略構造

表2-1 二酸化炭素吸収装置の主な仕様

仕様	試験体
外形寸法	1500mm (幅)
	1500mm (奥行)
	2600mm (高さ)
質量	1660kg

表2-2 加振台の仕様

加振台の大きさ		2500mm×2500mm	
最大搭載質量		2500kg	
最大加速度	X軸	45.1 m/s <sup>2</sup>	
	Y軸	58.8 m/s <sup>2</sup>	
	Z軸	28.4 m/s <sup>2</sup>	

### 3. 共振点検索試験について

#### 3.1 試験方法

二酸化炭素吸収装置に加速度計を取り付け、加振波として5Hzから33Hzの振動数領域を含む正弦波を使用した各軸単独加振を実施し、応答加速度から共振点を得て、固有周期について求める。加速度計の取付位置を図3-1に示す。

#### 3.2 試験結果

試験により得られた固有周期を表3-1に示す。固有周期は水平、鉛直ともに0.05秒以下であり、剛であることを確認した。

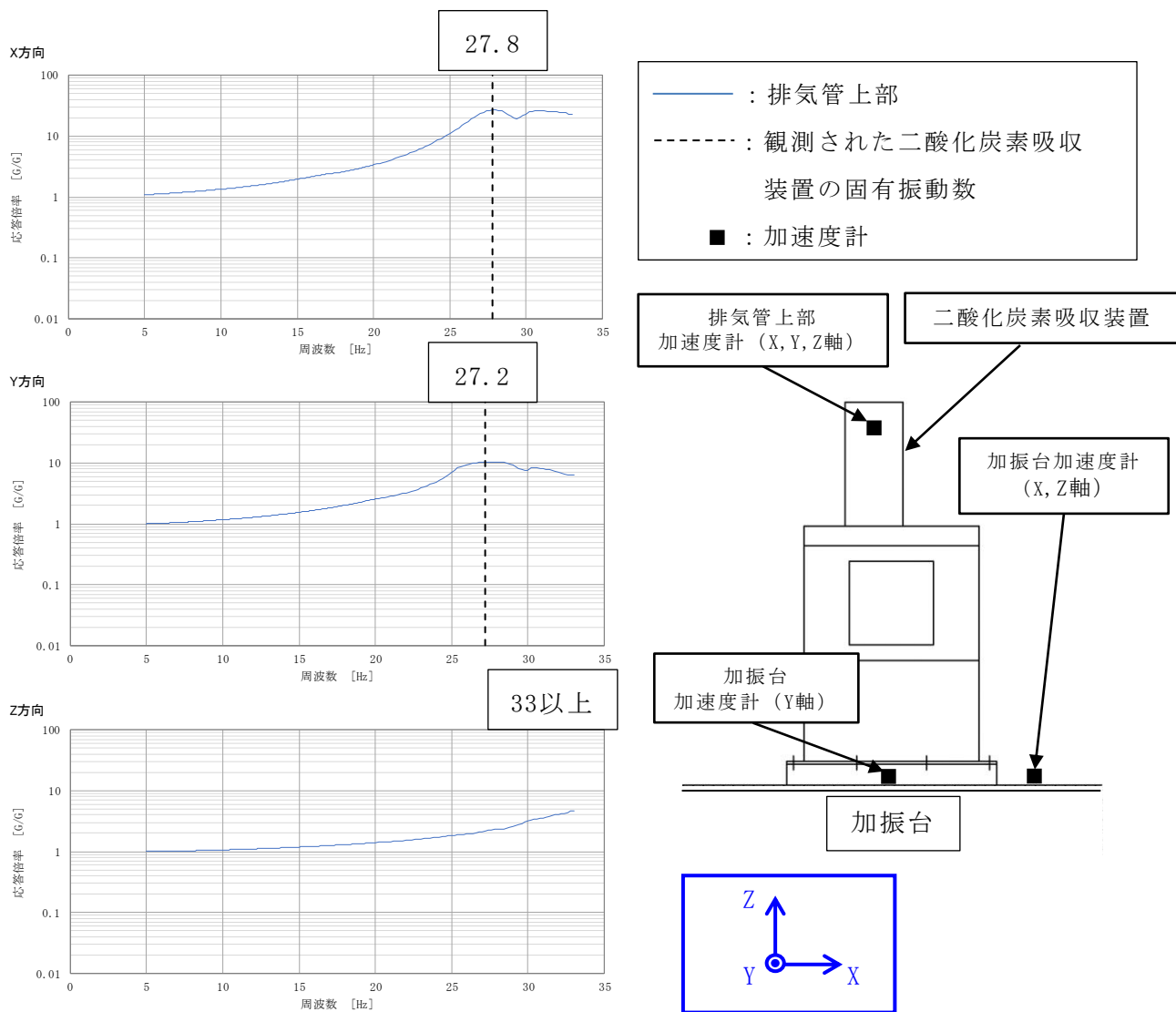


図3-1 加速度計の取付位置及び二酸化炭素吸収装置の固有振動数

表3-1 各軸方向での固有周期

方向	固有周期 (s)	固有振動数 (Hz)
X	0.036	27.8
Y	0.037	27.2
Z	0.05以下	33以上

#### 4. 加振試験について

##### 4.1 試験方法

二酸化炭素吸収装置の固有周期は0.05秒を下回っており、剛構造と見なせることから、機器据付位置における機能維持評価用加速度を包絡するような加振波を生成し、加振試験を実施する。加振波は水平2方向+鉛直方向を加振方向として、次のように生成される。

- ・ 機器据付位置の設計用床応答曲線を包絡するように設定した加振試験用床応答曲線を設定し、ランダム波を作成する。
- ・ 作成されたランダム波を入力とした加振台の時刻歴加速度波形から床応答曲線に変換し、加振試験用床応答曲線と比較する。
- ・ ここで加振台での床応答曲線が加振試験用床応答曲線を満足する場合、これを最終的な入力加振波とする。満足していない場合、ランダム波を補正し、再度確認するプロセスを繰り返して加振試験用床応答曲線を満足する入力加振波を作成する。
  - ・ 加振波 : ランダム波
  - ・ 加振方向 : 水平2方向+鉛直方向 (3軸加振)
  - ・ 計測内容 : 加速度計を設置し、電氣的機能維持の評価に用いる  
加速度応答の最大値を計測した。
  - ・ 試験回数 : 1回

加振試験に用いた加振波（加振台上での観測データ）を図4-1に示す。

##### 4.2 試験結果

二酸化炭素吸収装置に異常がないことを確認し、本試験において加振台での最大加速度を小数点以下第2位で切り捨てた値を機能確認済加速度とした。

図4-1より、加振台の最大応答加速度が機器据付位置の設計用最大応答加速度を上回っていることを確認した。また、加振試験後の機能維持確認結果を表4-1に示す。

加振試験で水平方向は $2.01 \times 9.8 \text{m/s}^2$ 、鉛直方向は $1.77 \times 9.8 \text{m/s}^2$ まで問題ないことが確認でき、加振試験後の機能維持確認にてボルトの緩みや外観の異常、二酸化炭素吸収装置の動作確認を実施し、二酸化炭素吸収装置の電氣的機能が維持されることを確認した。

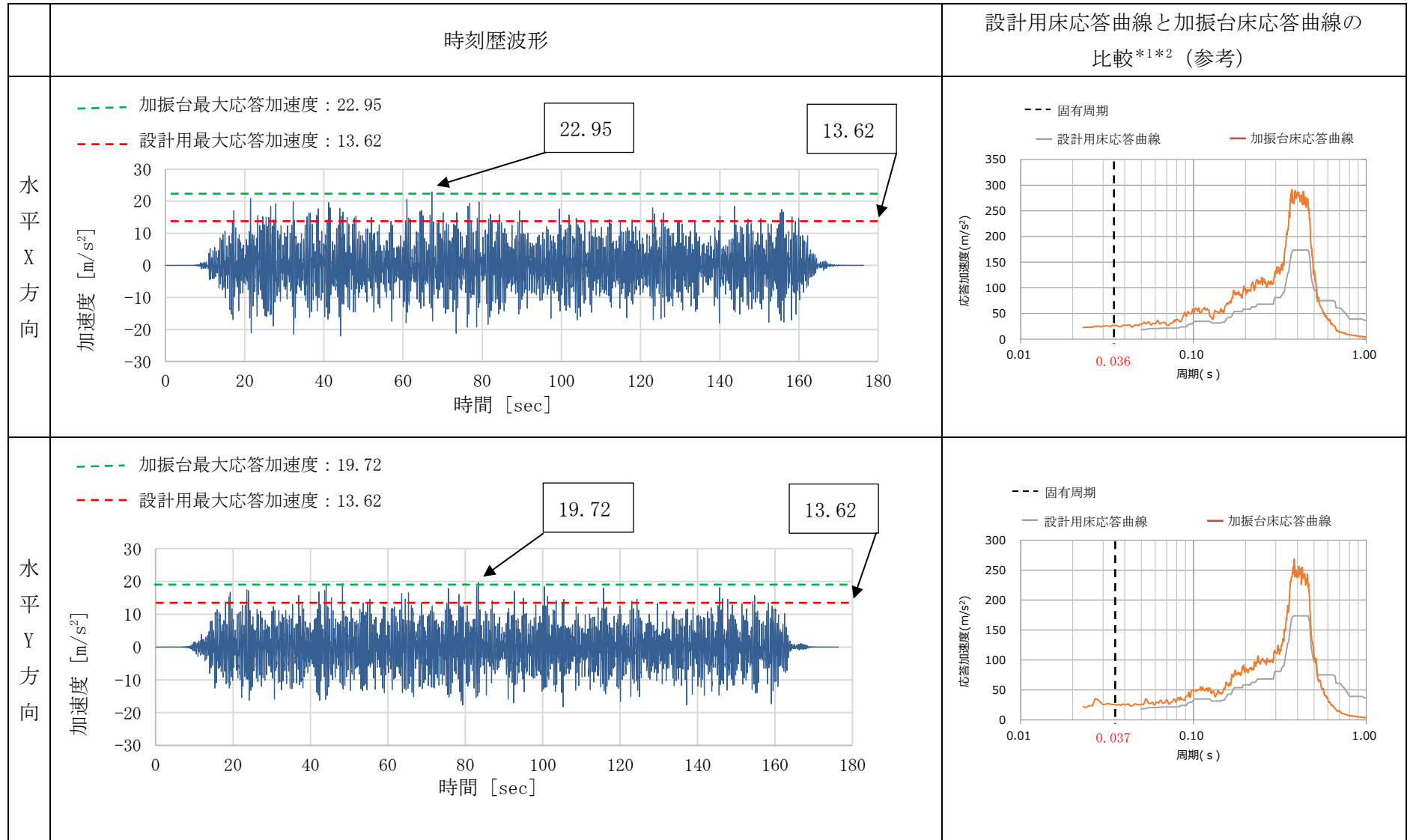
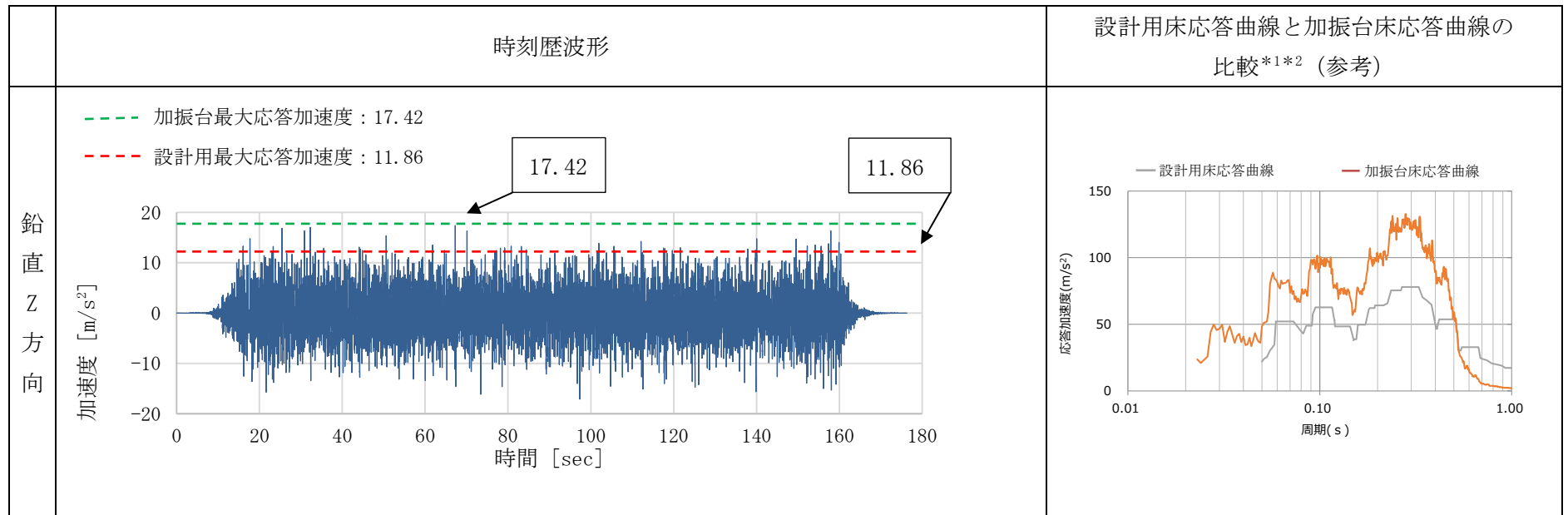


図4-1 加振台の最大応答加速度と機器据付位置の設計用最大応答加速度の比較 (1/2)



注記\*1 : V-2-1-7「設計用床応答曲線の作成方針」の設計用床応答曲線Ⅱ

\*2 : 減衰定数 : 1.0%

図4-1 加振台の最大応答加速度と機器据付位置の設計用最大応答加速度の比較 (2/2)

表4-1 加振試験後の機能維持確認方法と結果

設備名称	確認事項
二酸化炭素吸収装置	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 加振台への時刻歴入力 of 最大加速度が機器据付位置における機能維持評価用加速度以上であることを確認した。(表4-2参照)</li> <li>・ 外観点検を行い, 外観の異常がないこと(塗装に著しい劣化や汚れがないことを含む), 二酸化炭素吸収装置のボルトの緩み等の異常がないことを確認した。</li> <li>・ 動作確認を実施し, 二酸化炭素吸収装置の電氣的機能が維持されることを確認した。</li> </ul>

表4-2 機能維持評価用加速度と機能確認済加速度との比較

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

方向	機能維持 評価用加速度	機能確認済加速度	加振台加振試験時 最大応答加速度
X	1.39	2.34	2.3418
Y	1.39	2.01	2.0122
Z	1.21	1.77	1.7775

### 33. 配管及び支持構造物の耐震計算に関する補足説明資料



1. はじめに

本資料では、-2-1-12「配管及び支持構造物の耐震計算について」(以下「-2-1-12」という。)に記載している支持装置の定格荷重及び許容応力、並びに管の耐震計算書に記載している支持装置の許容荷重について説明する資料である。

2. -2-1-12に記載している定格荷重及び許容応力について

今回工認では、支持装置の定格荷重を表1に示す許容応力状態における許容荷重としており、-2-1-12には定格荷重及び定格荷重に対する部材の強度評価結果を代表として記載している。なお、定格荷重での部材の強度評価には表1に示す許容応力を用いている。

表1 各支持装置の定格荷重及び部材の強度評価に用いている許容応力一覧

支持装置名称	支持装置分類	定格荷重	定格荷重に対する部材の強度評価に用いた許容応力(一次応力)				
			引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧
ロッドレストレイント	耐震	許容応力状態 $A_S$ における許容荷重	$1.5 \cdot f_t$	$1.5 \cdot f_s$	$1.5 \cdot f_c$	$1.5 \cdot f_b$	$1.5 \cdot f_p$
オイルスナップ			$f_t$	$f_s$	$f_c$	$f_b$	$f_p$
メカニカルスナップ			$f_t$	$f_s$	$f_c$	$f_b$	$f_p$
スプリングハンガ	耐震以外	許容応力状態 $A_A$ における許容荷重	$f_t$	$f_s$	$f_c$	$f_b$	$f_p$
コンスタントハンガ			$f_t$	$f_s$	$f_c$	$f_b$	$f_p$
リジットハンガ							

注：許容応力の説明に用いている記号は -2-1-9「機能維持の基本方針」に基づく

3. 管の耐震計算書に記載している許容荷重について

今回工認において使用している耐震支持装置は、許容応力状態  $A_S$  及び  $A_S$  で異なる許容荷重を設定しており、許容応力状態  $A_S$  については原則として表2に示す許容荷重を用いている。

管の耐震計算書には、-2-1-14「計算書作成の方法」に基づき許容応力状態  $A_S$  又は  $A_S$  における評価結果のうち、裕度が最小となる許容応力状態における評価結果及び許容荷重を記載している。

なお、許容荷重は支持装置メーカーにて設計・建設規格\*に則った応力評価を実施して定められたものであり、許容応力状態  $A_S$  における許容荷重に対する部材の強度評価は表2に示す許容応力を用いて実施している。

注記\*：発電用原子力設備規格(設計・建設規格(2005年版(2007年追補版含む。))J S M E S N C 1 - 2005/2007)(日本機械学会 2007年9月)

表2 許容応力状態  $A_S$  における許容荷重及び部材の強度評価に用いている許容応力一覧

支持装置名称	許容応力状態 $A_S$ における許容荷重	許容応力状態 $A_S$ における許容荷重に対する部材の強度評価に用いている許容応力(一次応力)				
		引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧
ロッドレストレイント	定格荷重 × 1.2	$1.5 \cdot f_t^*$	$1.5 \cdot f_s^*$	$1.5 \cdot f_c^*$	$1.5 \cdot f_b^*$	$1.5 \cdot f_p^*$
オイルスナップ	定格荷重 × 1.5	$1.5 \cdot f_t$	$1.5 \cdot f_s$	$1.5 \cdot f_c$	$1.5 \cdot f_b$	$1.5 \cdot f_p$
メカニカルスナップ		$1.5 \cdot f_t$	$1.5 \cdot f_s$	$1.5 \cdot f_c$	$1.5 \cdot f_b$	$1.5 \cdot f_p$

注：許容応力の説明に用いている記号は -2-1-9「機能維持の基本方針」に基づく

34. 機器・配管系の設備の既工認からの構造変更について

1. 機器・配管系の設備の既工認からの構造変更

本資料では、柏崎刈羽原子力発電所第7号機の建設工認あるいは改造工認で認可されている構造からの変更点のうち、耐震性に影響のあるものをまとめている。

既工認から構造変更した設備の一覧を表1のとおり整理した。また、これらの変更の概要を添付-1に示す。

表1 既工認からの構造変更実績のある設備の一覧表

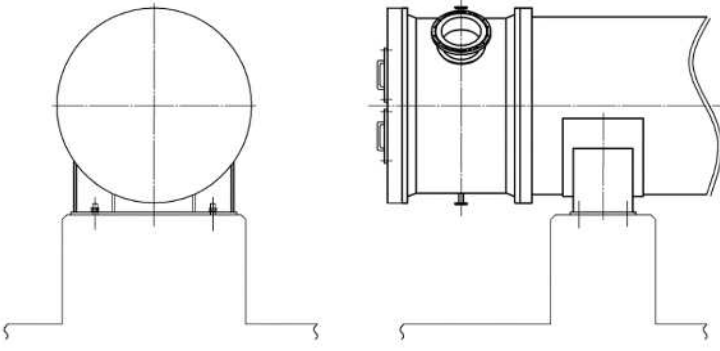
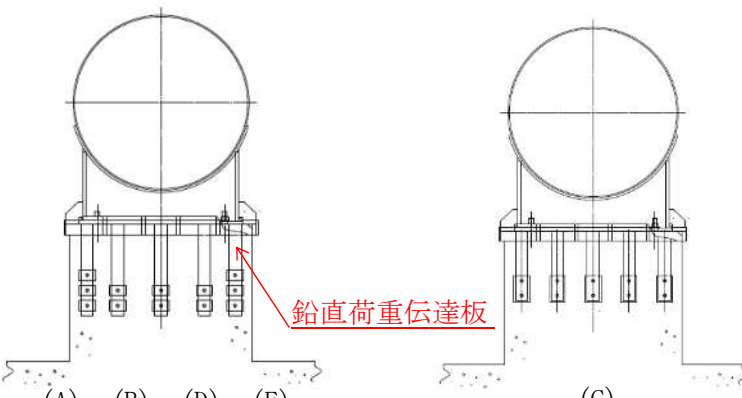
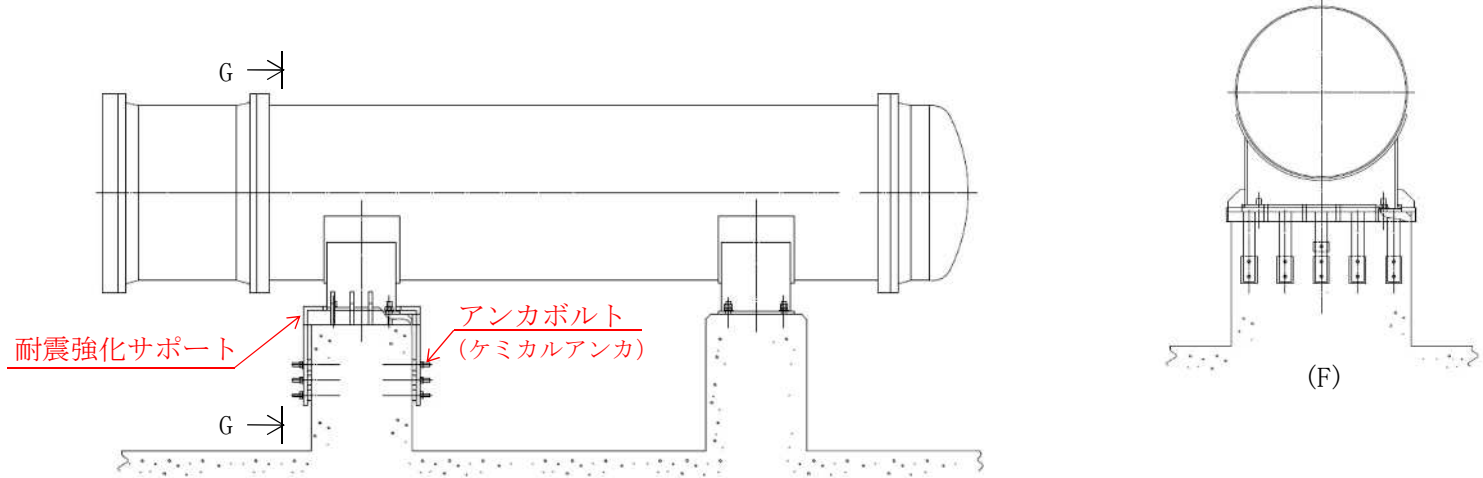
設備名称	柏崎刈羽原子力発電所第7号機での既工認からの構造変更の有無		備考
	○：構造変更あり ×：構造変更なし	工事概要	
原子炉補機冷却水系熱交換器	○	熱交換器の脚部に支持構造物を追加設置	耐震強化による変更
原子炉建屋クレーン	○	本体ガード脱線防止ラグとトロリストッパの形状変更 主巻ワイヤーロープの種類変更	耐震強化による変更
燃料取替機	○	本体及びトロリの走行時の脱線を防止する措置を強化	耐震強化による変更
起動領域モニタ	○	材料及び溶接位置の変更	取替による変更
軽油タンク	○	軽油タンクの取替（厚肉品に交換）	飛来物対策による変更
配管本体及びサポート（ダクト含む） 代表例：残留熱除去系配管	【配管本体】× 【サポート】○	サポート強化・追設	耐震強化による変更

2. 添付資料

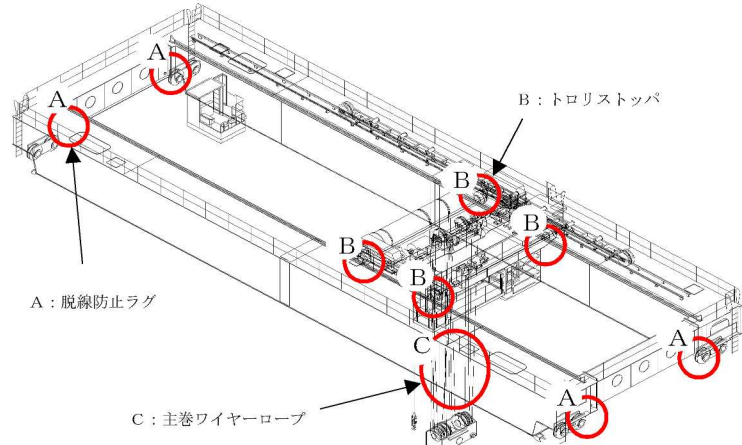
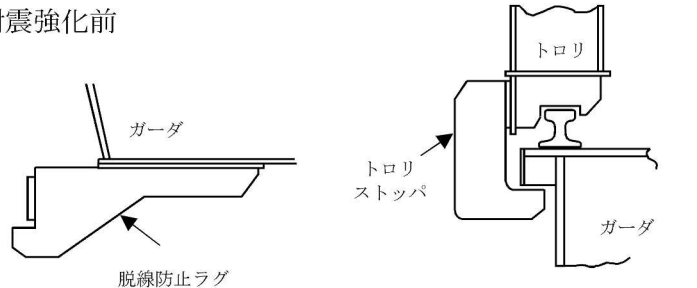
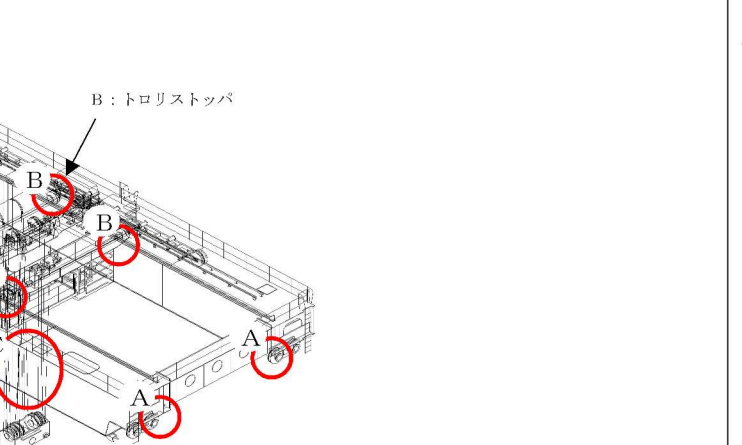
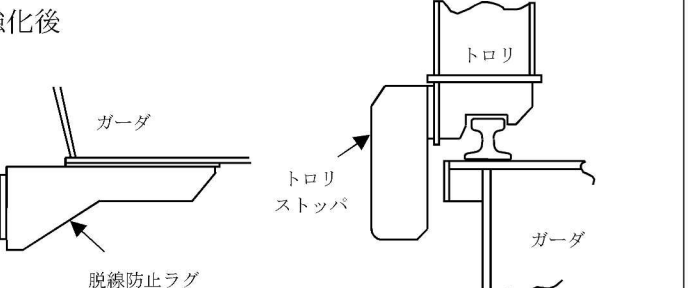
添付-1 構造変更した設備の変更点の概要

構造変更した設備の変更点の概要

原子炉補機冷却水系熱交換器の耐震強化による変更点

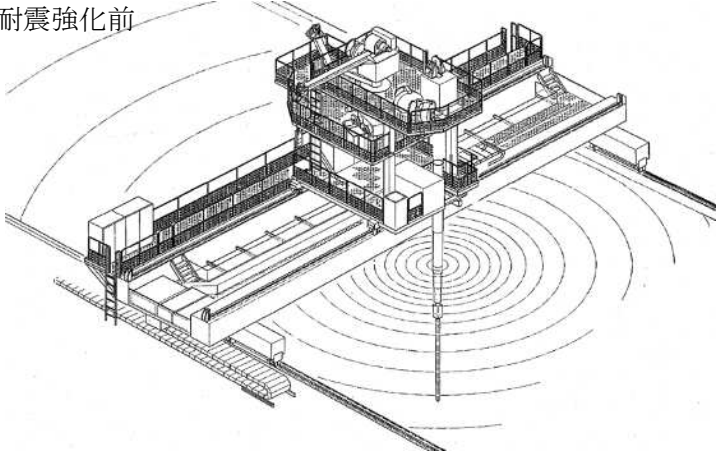
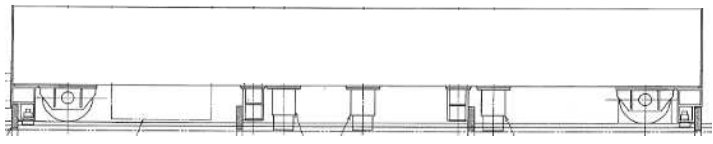
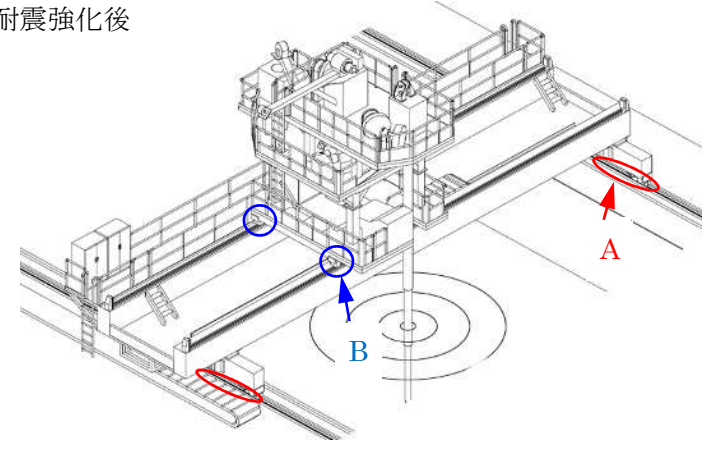
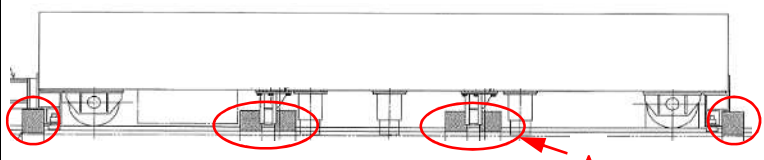
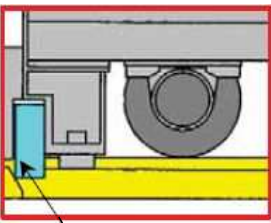
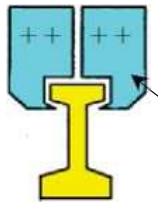
変更前	変更後	備考
<p>耐震強化サポート追設前</p> 	<p>耐震強化サポート追設後</p> <p>G-G</p>  <p>鉛直荷重伝達板</p> <p>(A), (B), (D), (E) (C)</p>	<p>耐震強化サポートを追設。</p>
 <p>耐震強化サポート</p> <p>アンカボルト (ケミカルアンカ)</p> <p>G</p> <p>G</p> <p>(F)</p>		

原子炉建屋クレーンの耐震強化による変更点

変更前	変更後	備考
 <p>A : 脱線防止ラグ</p> <p>B : トロリストップ</p> <p>C : 主巻ワイヤーロープ</p> <p>耐震強化前</p>  <p>ガーダ</p> <p>トロリ</p> <p>トロリストップ</p> <p>ガーダ</p> <p>脱線防止ラグ</p> <p>A : 脱線防止ラグの形状</p> <p>B : トロリストップの形状</p> <p>C : ワイヤロープ種類</p>	 <p>A : 脱線防止ラグ</p> <p>B : トロリストップ</p> <p>C : 主巻ワイヤーロープ</p> <p>耐震強化後</p>  <p>ガーダ</p> <p>トロリ</p> <p>トロリストップ</p> <p>ガーダ</p> <p>脱線防止ラグ</p> <p>A : 脱線防止ラグの形状</p> <p>B : トロリストップの形状</p> <p>C : ワイヤロープ種類</p>	<p>耐震強化を目的とした、脱線防止ラグおよびトロリストップの形状変更、主巻ワイヤーロープの種類の変更。</p>

燃料取替機の耐震強化による変更点

4

変更前	変更後	備考
<p>耐震強化前</p>  <p>ブリッジ脱線防止ラグ部</p> 	<p>耐震強化後</p>  <p>A : ブリッジ脱線防止ラグ部</p>  <p>B : トロリ脱線防止ラグ部</p>  <p>トロリ脱線防止ラグ</p>  <p>断面図</p> <p>ラグ (両ツメ化)</p>	<p>耐震強化を目的とした、脱線防止ラグの追加・変更。</p>
<p>A : ブリッジ脱線防止ラグの追加・変更： 片側 4箇所→6箇所，増厚及び両ツメ化</p> <p>B : トロリ脱線防止ラグの追加・変更： 増厚及び両ツメ化</p>		

起動領域モニタの取替による変更点 (1/2)

5

変更前	変更後	備考
<p>[ ] : 材 料</p> <p>寸法 (単位 : mm)</p>	<p>[ ] : 材 料</p> <p>寸法 (単位 : mm)</p>	<p>取替に伴う, 材料・溶接位置の変更。                  製造メーカーの異なる2種類の起動領域モニタに変更しているため, 変更後の構造は2種類記載している。                  (本頁1頁目)</p>

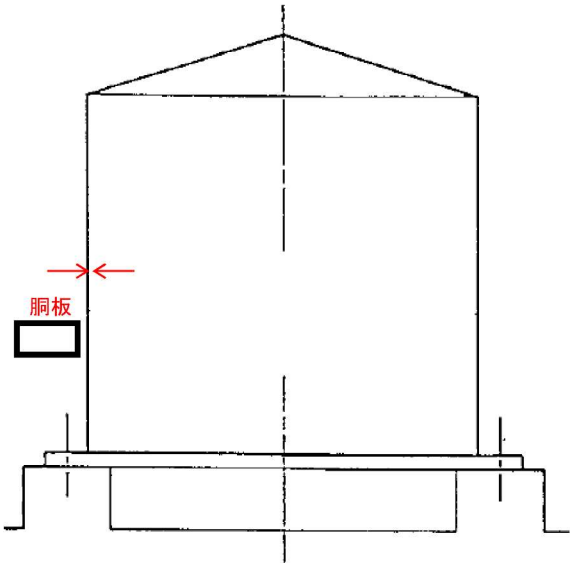
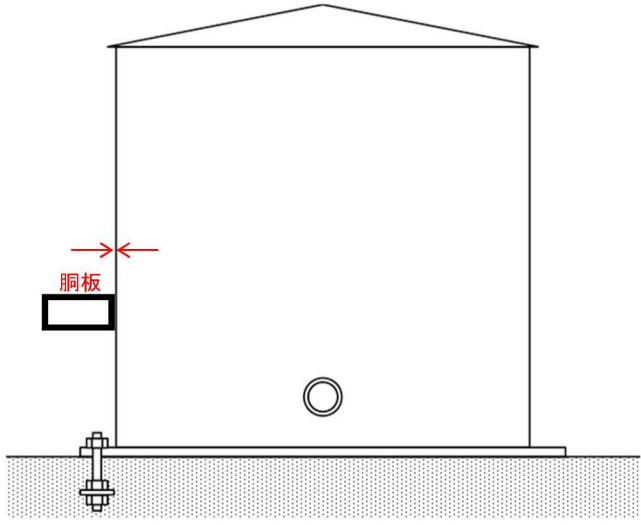
起動領域モニタの取替による変更点 (2/2)

変更前	変更後	備考
<p>[ ] : 材 料</p> <p>寸法 (単位 : mm)</p>	<p>( ) : 応力評価点 [ ] : 材 料</p> <p>* : Lは解析モデル下端から上端までの節点間の長さを表しており、構造上の長さには変更がない。</p> <p>寸法 (単位 : mm)</p>	<p>取替に伴う、材料・溶接位置の変更。 製造メーカーの異なる2種類の起動領域モニタに変更しているため、変更後の構造は2種類記載している。 (本頁2頁目)</p>

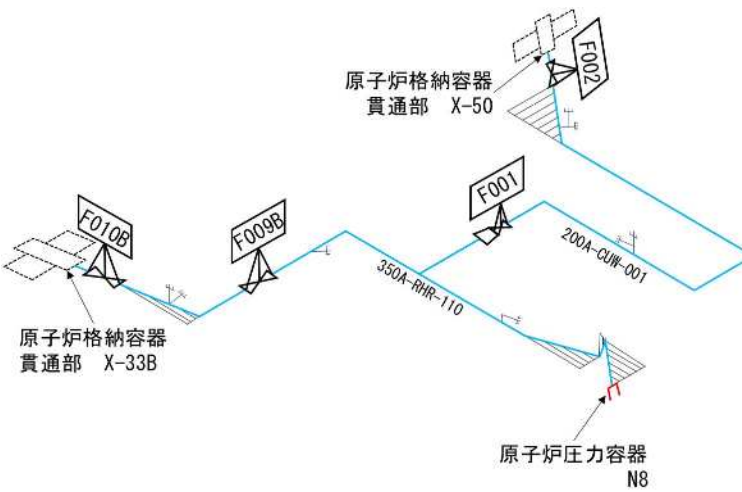
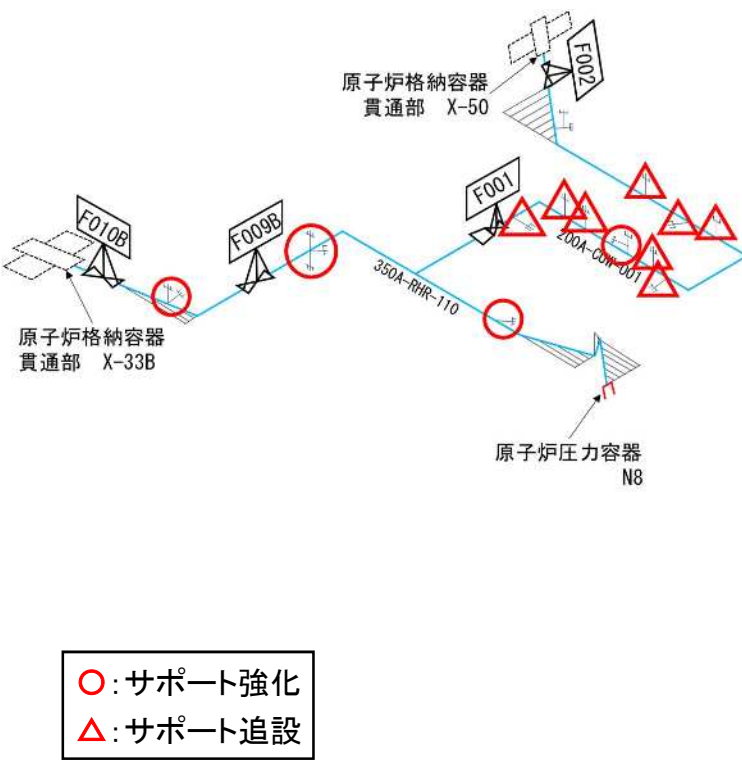


軽油タンクの飛来物対策による構造変更点

7

変 更 前			変 更 後			備 考
名称	寸法	材料	名称	寸法	材料	飛来物対策を目的とした、胴板厚さの変更。
胴板			胴板			
						
寸法 (単位 : mm)			寸法 (単位 : mm)			
			<p>* : 基礎部の構造図が変更前後で異なるが、実際の基礎部の構造に変更はない。</p>			

配管本体及びサポート（ダクト含む）の耐震強化による変更点（残留熱除去系配管の例）

変 更 前	変 更 後	備 考
<p>耐震強化前</p> 	<p>耐震強化後</p>  <p>○: サポート強化 △: サポート追設</p> <p>鳥瞰図 No. RHR-PD-2(1/2)</p>	<p>耐震強化を目的とした、サポートの追設・強化。 (配管の変更はなし)</p>

35. 重大事故等条件における下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ  
及び鏡板の耐震評価について

## 重大事故等条件における下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板の耐震評価について

### 1. はじめに

本資料は、下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（以下「スリーブ鏡板」という。）（所員用エアロック付（以下「エアロック付」という。）及び機器搬入用ハッチ付（以下「ハッチ付」という。））について、水質量の取り扱い及び地震による応力の解析方法について述べ、これらの妥当性について説明する資料である。

### 2. 水質量の取り扱い

重大事故等時に下部ドライウェルアクセストンネル内は水没することから、スリーブ鏡板の評価におけるこの水質量の取り扱いについて説明する。

#### 2. 1 スリーブ鏡板（エアロック付）

スリーブ鏡板及びアクセストンネル内が水没した場合の内包水質量及び鋼材質量について、表1にまとめ、図1に対応する領域を示す。

これらの水質量について、固有値解析及び応力解析時に分けて解析モデル上の取り扱いについて述べる。

表1 スリーブ鏡板（エアロック付）及びアクセストンネル水没時の質量のまとめ

項目	鋼材質量 [ $\times 10^3\text{kg}$ ]	内包水質量 [ $\times 10^3\text{kg}$ ]	備考
エアロック			括弧内記号は図1中 対応する質量を表 す。
スリーブ鏡板			
トンネル			



図1 スリーブ鏡板（エアロック付）及びアクセストンネル水没時の質量分布

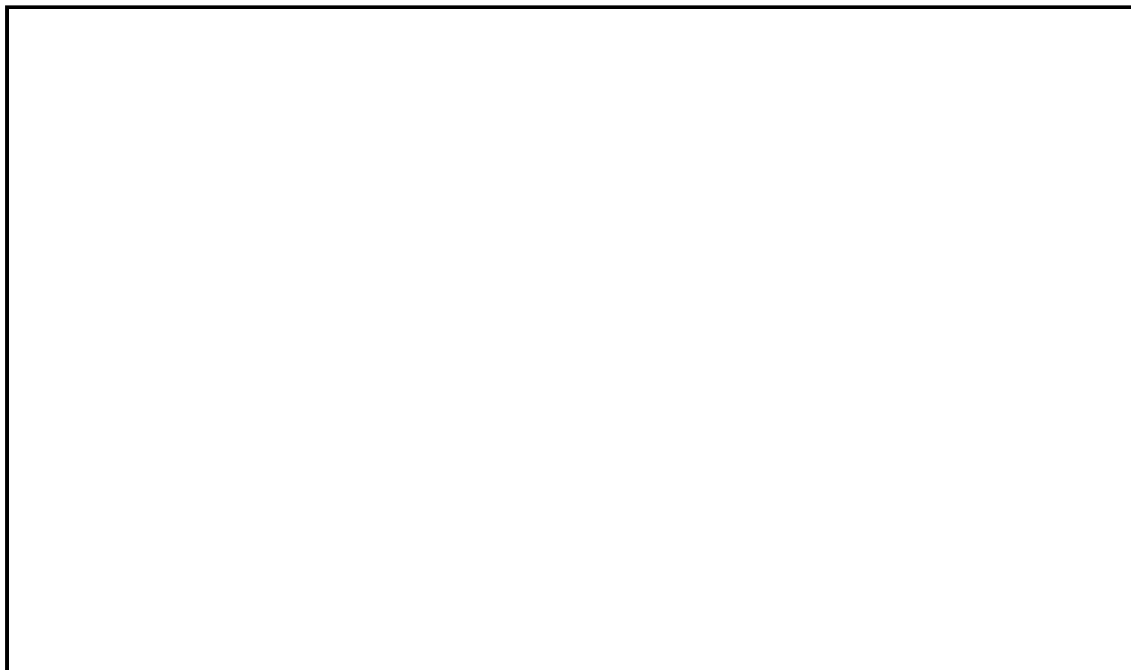
2. 1. 1 固有値解析における水質量の取り扱い

スリーブ鏡板（エアロック付）及び下部ドライウェルアクセストンネル内に存在する水の質量を振動方向に応じて適切にエアロック及びスリーブ鏡板に振り分けて固有値解析を実施する。なお、軸直角方向の解析において、エアロック内包水を除くスリーブ鏡板内部の水は全量をエアロックに付加質量として考慮し、固有値が小さくなるよう配慮する。

固有値解析における鋼材及び水質量を表 2 に示す。また、表 2 における整理結果のうち軸方向を図 2 に、軸直角方向を図 3 に図示する。

表2 スリーブ鏡板（エアロック付）の固有値解析用質量の整理

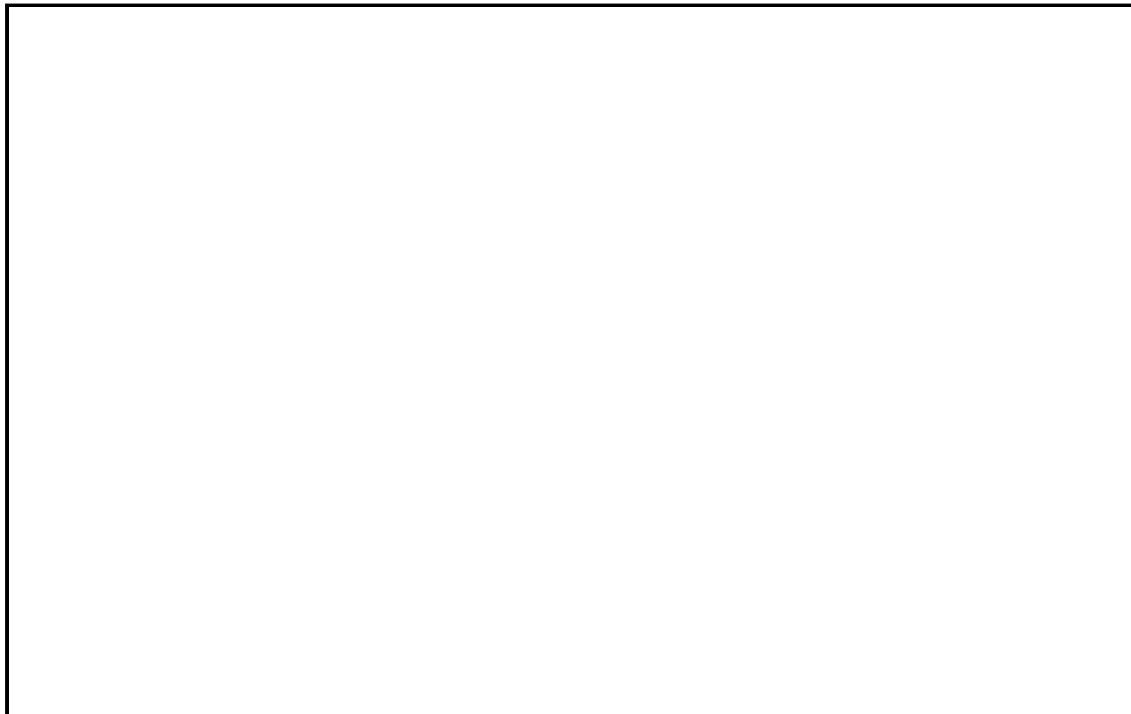
項目	解析方向	鋼材質量 [ $\times 10^3$ kg]	内包水質量 [ $\times 10^3$ kg]	備考
エアロック	軸			括弧内記号は図2, 3中の対応する質量を表す。
	軸直角			
スリーブ鏡板	軸			
	軸直角			



エアロック部分

スリーブ鏡板部分

図2 スリーブ鏡板（エアロック付）における固有値解析用質量（軸方向）



エアロック部分

スリーブ鏡板部分

図3 スリーブ鏡板（エアロック付）における固有値解析用質量（軸直角方向）

## 2. 1. 2 応力解析における水質量の取り扱い

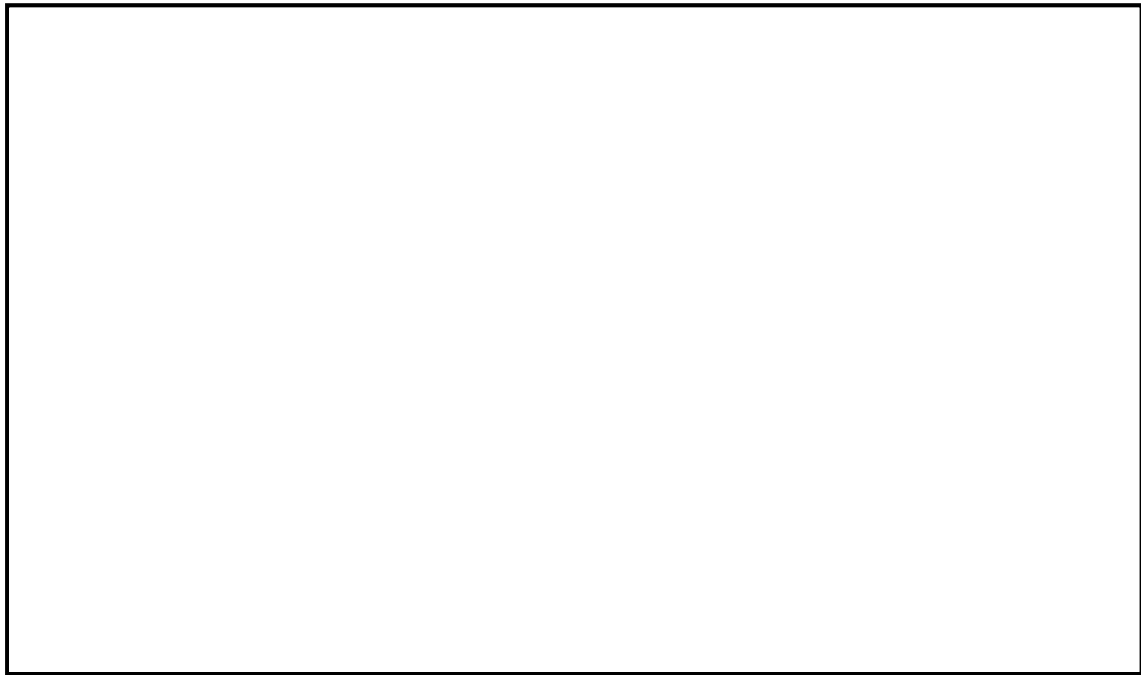
スリーブ鏡板（エアロック付）及び下部ドライウェルアクセストンネル内に存在する水の質量を振動方向に応じて適切にエアロック及びスリーブ鏡板に振り分けて応力解析を実施する。なお、軸直角方向の解析について、固有値解析においては、エアロック内包水を除くスリーブ鏡板内部の水は全量をエアロックに付加質量として考慮したが、付加質量は応力への寄与はないことから、応力解析においてはスリーブ鏡板の質量として考慮する。

固有値解析における鋼材及び水質量を表3に示す。また、表3における整理結果のうち軸方向を図4に、軸直角方向を図5に図示する。

表3 スリーブ鏡板（エアロック付）の応力解析用質量の整理

項目	解析方向	鋼材質量 [×10 <sup>3</sup> kg]	内包水質量 [×10 <sup>3</sup> kg]	備考
エアロック	軸			括弧内記号は図4, 5中の対応する質量を表す。
	軸直角			
スリーブ鏡板	軸			
	軸直角			





エアロック部分

スリーブ鏡板部分

図4 スリーブ鏡板（エアロック付）における応力解析用質量（軸方向）



エアロック部分

スリーブ鏡板部分

図5 スリーブ鏡板（エアロック付）における応力解析用質量（軸直角方向）

## 2. 2 スリーブ鏡板（ハッチ付）

スリーブ鏡板（ハッチ付）及びアクセストンネル内が水没した場合の内包水質量及び鋼材質量について、表4にまとめ、図6に対応する領域を示す。

これらの水質量について、解析モデル上の取り扱いについて述べる。

表4 スリーブ鏡板（ハッチ付）及びアクセストンネル水没時の質量のまとめ

項目	鋼材質量 [ $\times 10^3\text{kg}$ ]	内包水質量 [ $\times 10^3\text{kg}$ ]	備考
ハッチ			括弧内記号は図6中 対応する質量を表 す。
スリーブ鏡板			
トンネル			



図6 スリーブ鏡板（ハッチ付）及びアクセストンネル水没時の質量分布

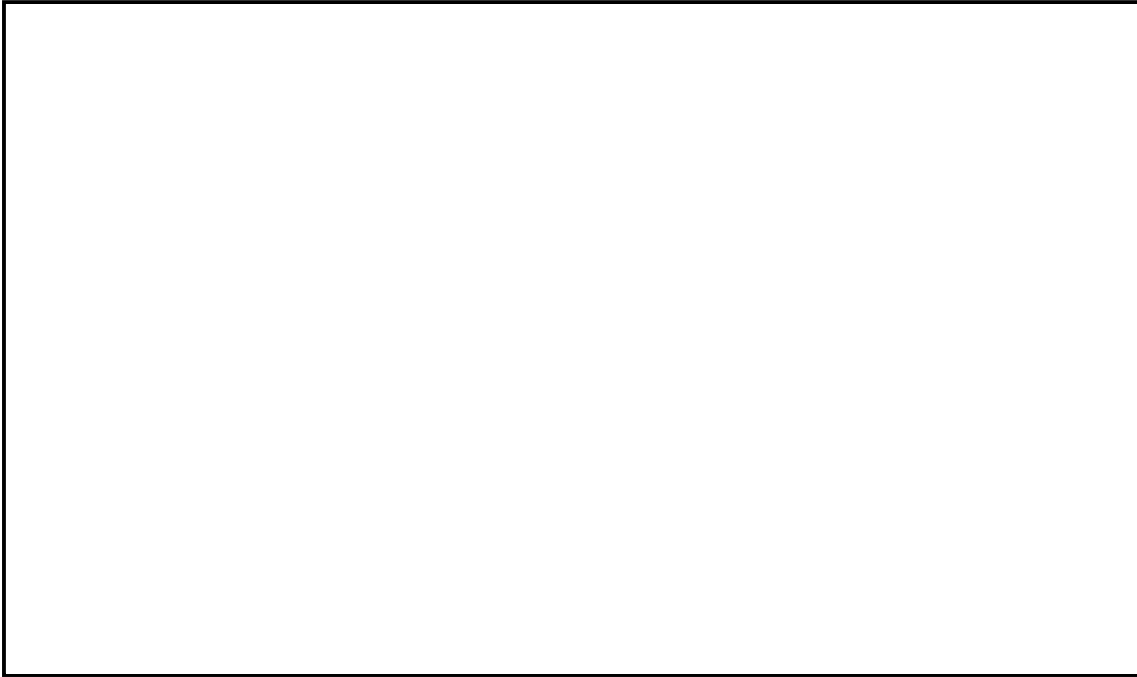
## 2. 2. 1 固有値及び応力解析における水質量の取り扱い

スリーブ鏡板（ハッチ付）及び下部ドライウェルアクセストンネル内に存在する水の質量を振動方向に応じて適切にハッチ及びスリーブ鏡板に振り分けて固有値及び応力解析を実施する。なお，スリーブ鏡板（エアロック付）と異なり，スリーブ鏡板（ハッチ付）においてはハッチ部の大部分が気中に存在するため，付加質量を考慮する必要がないことから，水質量の取り扱いは固有値解析及び応力解析において共通となる。

固有値及び応力解析における鋼材及び水質量を表5に示す。また，表5における整理結果のうち軸方向を図7に，軸直角方向を図8に図示する。

表5 スリーブ鏡板（ハッチ付）の固有値及び応力解析用質量の整理

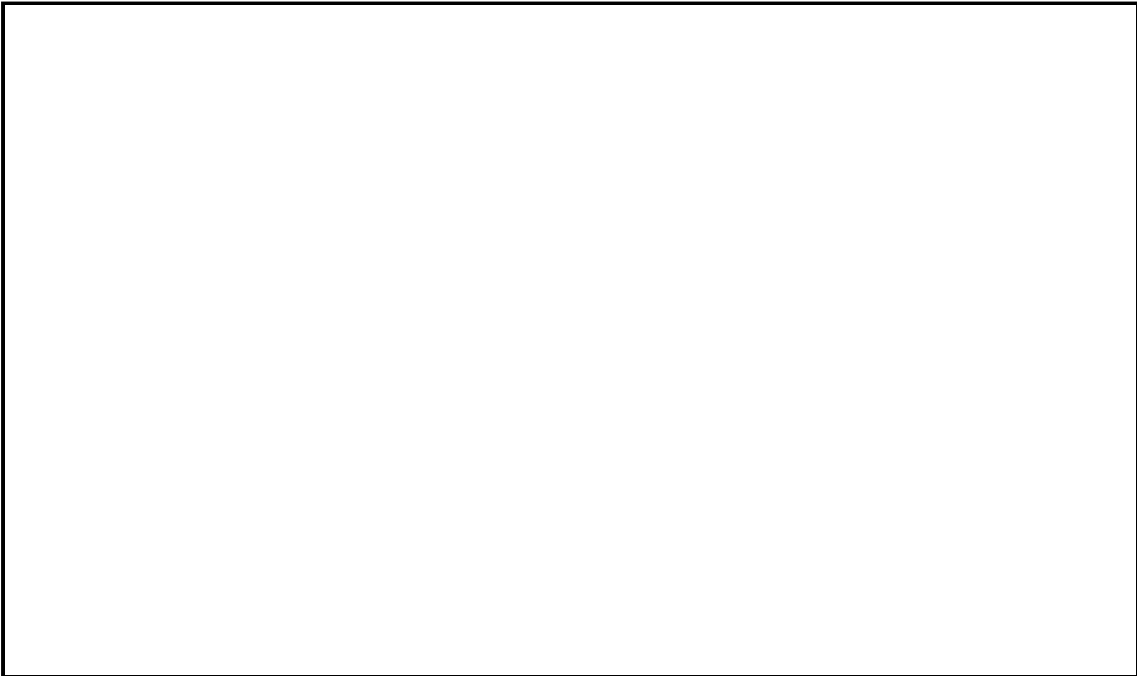
項目	解析方向	鋼材質量 [×10 <sup>3</sup> kg]	内包水質量 [×10 <sup>3</sup> kg]	備考
ハッチ	軸			括弧内記号は図7,8中の対応する質量を表す。
	軸直角			
スリーブ鏡板	軸			
	軸直角			



ハッチ部分

スリーブ鏡板部分

図7 スリーブ鏡板（ハッチ付）における固有値及び応力解析用質量（軸方向）



ハッチ部分

スリーブ鏡板部分

図8 スリーブ鏡板（ハッチ付）における固有値及び応力解析用質量（軸直角方向）

### 3. 地震による応力の解析方法について

スリーブ鏡板における地震による応力の解析にあたっては、スリーブ鏡板の固有値が柔領域において各方向の主要なモードが 1 つのみであることを確認した上で、各方向の固有周期に対応する震度を応力評価に用いている。本項ではその詳細について説明する。

なお、本項ではスリーブ鏡板 (エアロック付) を代表として説明するが、スリーブ鏡板 (ハッチ付) についても同様である。

#### 3. 1 固有値解析結果について

V-2-9-2-4「下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ鏡板 (所員用エアロック付) の耐震性についての計算書」における固有値解析結果について、軸方向の結果を表 6 に、軸直角方向の結果を表 7 に示す。また、振動モード図を図 9 に示す。

固有値解析モデルは、「2. 水質量について」に示したように、軸方向及び軸直角方向で固有周期に対して寄与する水質量が変わるため、軸方向と軸直角方向用の解析モデルをそれぞれ設定し解析を実施している。

固有値解析結果から分かるように、柔領域において抽出されたモードは、軸方向、軸直角方向 (水平)、軸直角方向 (鉛直) の各 1 モードずつであり、いずれのモードにおいても、鏡板のシェルバネの影響でエアロックが各方向に変形するモードであることが確認できる。なお、表 6 の軸方向固有値算定モデルによる結果は、軸方向用に設定したモデルであるが、数値計算上、軸直角方向の結果が算出されてしまう。ここで、表 6 では、2 次モードの軸方向の刺激係数がわずかながら出力されているが、これは、軸直角方向 (鉛直) のモードに引きずられ軸方向の応答が出てしまうことで、軸方向の刺激係数が出たものと考えられる。そのため、2 次モードは軸方向モードとして考える必要はなく、また、1 次モードは刺激係数が 0 であるため、3 次モードの周期 0.059[s] を軸方向の主要モードの固有値とみなすことができる。

表 6 固有値解析結果  
(軸方向固有値算定用モデルによる)

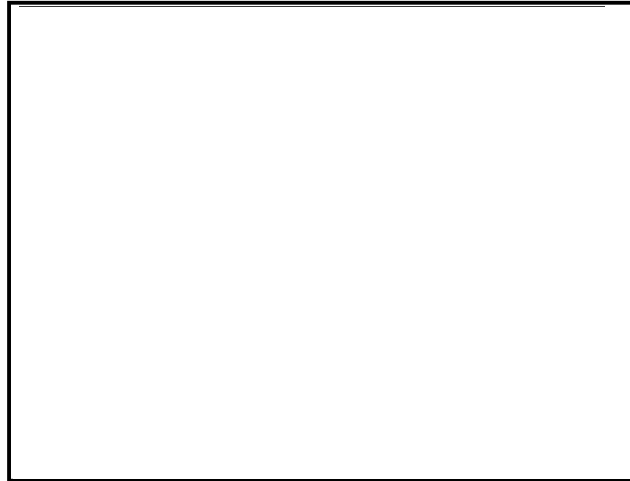
Mode No.	周期 s	刺激係数*		
		軸方向 : X	軸直角方向 (水平) : Y	軸直角方向 (鉛直) : Z
1	0.100			
2	0.096			
3	<b>0.059</b>			
4	0.042	—	—	—

\* : 軸方向の固有値算定を目的としたモデルによる解析結果であるため、軸方向モードのみを抽出して記載している。

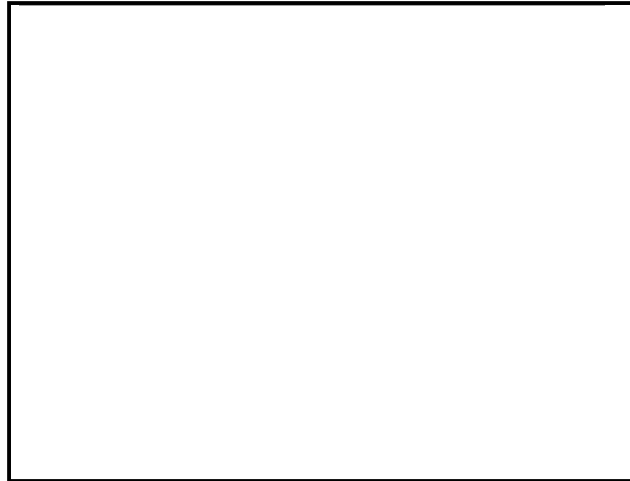
表 7 固有値解析結果  
(軸直角方向固有値算定用モデルによる)

Mode No.	周期 s	刺激係数*		
		軸方向 : X	軸直角方向 (水平) : Y	軸直角方向 (鉛直) : Z
1	<b>0.090</b>			
2	<b>0.087</b>			
3	0.046	—	—	—

\* : 軸直角方向の固有値算定を目的としたモデルによる解析結果であるため、軸直角方向モードのみを抽出して記載している。



(a) 軸方向 : 0.059sec



(b) 軸直角方向 (水平) : 0.090sec



(c) 軸直角方向 (鉛直) : 0.087sec

図9 モード変形図 (赤 : 変形前)

### 3. 2 応力算出について

3. 1項に記載の通り、固有値解析の結果、スリーブ鏡板の固有値は柔領域において各方向のモードが1つのみである。従って、エアロックを質点、スリーブ鏡板をバネとした、一質点系モデルと同様の挙動とみなすことができることから、各方向の固有周期に対応する震度を応力評価に用いるものとする。つまり、各方向の固有周期に対応する震度を、三次元シェルモデルによる有限要素法解析により求めた単位加速度に対する応力解析結果に乗じて、地震による発生応力を求める。

なお、この考え方は鋼製格納容器のハッチ類の耐震評価に従前より用いられている手法である。

### 3. 3 震度の選定について

3. 2項に記載の通り、地震による応力は単位加速度に対する応力解析結果に各方向の固有値に対応する震度を乗じることにより求める。このとき、適用する震度は固有周期よりも剛側における領域の最大震度とする。2. にて述べたとおり、固有値解析においては固有周期が柔側となるよう水質量を取り扱っていることから、本項記載の手法により適用される震度は保守的な震度となる。

## 4. まとめ

以上のように、スリーブ鏡板の耐震評価については、地震による発生応力が保守的となるよう、固有値解析及び応力解析を実施していることから、これらの評価方法は妥当である。

以上



36. クラス MC 容器における一次＋二次＋ピーク応力の取り扱いについて

## クラス MC 容器における一次＋二次＋ピーク応力強さの評価の取り扱いについて

### 1. 概要

本書は原子炉格納容器の一次＋二次＋ピーク応力強さの評価の取扱い，及び原子炉格納容器配管貫通部（新設範囲である X-112 及び X-253 を含む）に対する同評価の取扱いについて整理し，これらの箇所に対して一次＋二次＋ピーク応力強さの評価を不要であるとしている理由を整理したものである。

以下，原子炉格納容器の評価に用いる適用規格である，強度計算書の既設範囲における告示 501 号，耐震計算書における J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 及び新設範囲における設計・建設規格に分けて取り扱いを述べる。

### 2. 告示 501 号を適用する評価における一次＋二次＋ピーク応力強さの評価の取り扱いについて

告示 501 号を適用する評価においては，V-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の 5.3 項「繰返し荷重に対する解析」において，告示 501 号第 13 条第 1 項第 3 号に示される条件を満足することで疲れ解析が不要であることを確認している。

従って，告示 501 号を適用する評価においては，一次＋二次＋ピーク応力強さに要求される疲れ解析は不要である。この整理は，建設時工認より同様の整理である。

なお，本工事計画認可における告示 501 号を適用する評価は，重大事故等時のみであることから，一次＋二次＋ピーク応力強さに対する要求事項はない。

### 3. J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 を適用する評価における一次＋二次＋ピーク応力強さの評価の取り扱いについて

J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 を適用する評価においては，J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 の 2.1.2 第 2 種容器の許容応力 注記(4)「告示第 13 条第 1 項第 3 号へを満たすときは，疲れ解析を行うことを要しない。」を準用し，「設計・建設規格 PVB-3140(6)を満たすときは疲労解析不要。」としている。

原子炉格納容器は，V-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の 5.3 項「繰返し荷重に対する解析」に記載の通り，地震を含む機械的荷重の繰返しに対する規定 PVB-3140(6)を満足しているため，耐震計算書の各許容応力状態（Ⅲ<sub>AS</sub>，Ⅳ<sub>AS</sub>，Ⅴ<sub>AS</sub>）における一次＋二次＋ピーク応力強さの評価は不要である。

なお，審査において，V-2-9-2-12「原子炉格納容器配管貫通部の耐震性についての計算書」の 4.6 項「応力の評価」における「一次＋二次応力が許容値を満足しない場合には，設計・建設規格 PVB-3300 に基づいて疲労評価を行い，疲労累積係数が 1.0 以下であること。」との記載に対して誤りではないかとの指摘を頂いたが，これは，あくまで一次＋

二次応力の評価に対して許容値  $3 \cdot S$  を超えるときは、J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 の 2.1.2 第2種容器の許容応力 注記(3)「 $3S$  を超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合告示第14条（同条第三号を除く。また、 $S_m$  は  $S$  に読替える。）の弾塑性解析を用いることができる。」を準用し、「 $3 \cdot S$  を超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合、設計・建設規格 PVB-3300（PVB-3313 を除く。また、 $S_m$  は  $S$  と読み替える。）の簡易弾塑性解析を用いることができる。」として、簡易弾塑性解析を行うことを許容していることを表しているものであって、一次+二次+ピーク応力強さの評価に対する要求事項とは直接の関係はなく、指摘は当たらないものとする。

#### 4. 設計・建設規格を適用する評価における一次+二次+ピーク応力強さの評価の取扱いについて

原子炉格納容器配管貫通部のうち、新設部分である X-112 及び X-253 については、3. に記載の評価に加えて、設計・建設規格を適用した供用状態 A, B に対する評価が必要となる。V-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の 5.3 項「繰返し荷重に対する解析」に記載のとおり、繰返し荷重に対する規定 PVB-3140 (1)～(6)を満足しているため、強度計算書における供用状態 A, B の一次+二次+ピーク応力強さの評価は不要である。

#### 5. まとめ

以上に示す理由により、建設時工認と同様に各計算書における原子炉格納容器の一次+二次+ピーク応力強さの評価は不要であるが、その旨を明確に記載すべきとの指摘事項を踏まえ、耐震計算書の評価結果部分に対して「V-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の 5.3 項にて、設計・建設規格 PVB-3140(6)を満たすことを確認しているため、一次+二次+ピーク応力強さの評価は不要である。」旨の記載を追記する。強度計算書についても、必要箇所に対して同様の記載を実施する。

## 37. コリウムシールドの耐震評価における想定について

## コリウムシールドの耐震評価における想定について

### 1. はじめに

本資料はコリウムシールドの耐震評価を行う際の評価想定について説明する資料である。

### 2. コリウムシールドの設置目的

コリウムシールドはV-1-8-1 別添2「コリウムシールドの設計」に記載の通り、重大事故等時において、炉心損傷後に原子炉圧力容器底部が破損し、原子炉格納容器下部に溶融炉心が落下してきた場合に、ドライウェルサンプへの溶融炉心の流入を抑制する目的で設置される。

### 3. コリウムシールドの評価で想定する状態

コリウムシールドの耐震評価に当たっては、コリウムシールドが原子炉格納容器バウンダリ内に設置される構造物であることに鑑み、重大事故等発生後の経過時間に応じて地震動の組み合わせを行う。以下に、各状態に対する整理を示す。

#### 3. 1 重大事故等発生前

コリウムシールドが地震で破損した後に独立事象として重大事故等が発生し、溶融炉心が落下してきた場合、コリウムシールドはドライウェルサンプへの溶融炉心流入を抑制できない可能性がある。従って、通常運転時に基準地震動  $S_s$  を組み合わせた条件において、コリウムシールドは健全である必要がある。なお、通常運転時は原子炉格納容器下部に水張りは実施されない。

#### 3. 2 重大事故等発生～溶融炉心・コンクリート相互作用停止まで

重大事故等発生後に溶融炉心の落下が想定される場合、原子炉格納容器下部に事前水張りを実施する。その後、溶融炉心が原子炉格納容器下部に落下するが、この状態においてコリウムシールドは健全であるため、コリウムシールドにより、ドライウェルサンプへの溶融炉心流入は抑制される。

重大事故等時の解析結果\*における原子炉圧力容器破損までの時間は約 7 時間である。その後の溶融炉心・コンクリート相互作用停止までの時間は保守的な想定でも約 2 時間である。従って事象発生後約 9 時間以降においては、溶融炉心のコンクリート侵食は小さいと考えられるため、コリウムシールドの溶融炉心流入を抑制する機能は要求されない。

重大事故等と地震力を組み合わせる期間は、KK7 補足-024-6「重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」の考え方のおり、事象発生

から  $10^{-2}$  年（約 3 日）以降であることから、重大事故等発生～溶融炉心・コンクリート相互作用停止の期間において、重大事故等と地震を組み合わせないため、耐震評価を実施する必要はない。

注記\*：平成 29 年 12 月 27 日付け「原規規発第 1712272 号」をもって許可を受けた「柏崎刈羽原子力発電所発電用原子炉設置変更許可申請書」添付書類十

#### 7.2.5 溶融炉心・コンクリート相互作用

### 3. 3 溶融炉心・コンクリート相互作用停止以降

3. 2 に記載の通り、溶融炉心・コンクリート相互作用停止（事象発生後約 9 時間）以降においては、コリウムシールドの溶融炉心流入を抑制する機能は要求されないため、耐震評価を実施する必要はない。

### 4. コリウムシールドの耐震評価条件

3. の検討結果より、コリウムシールドの評価想定としては、通常運転時に基準地震動  $S_s$  が発生した状態を想定する。

### 38. 真空破壊弁の機能維持確認済加速度について

## 真空破壊弁の機能維持確認済加速度について

### 1. 概要

真空破壊弁の動的機能維持を確認するために、同等な構造をしている逆止弁の機能維持確認済加速度を用いて確認を行っている。以下に逆止弁と真空破壊弁の類似性について示す。

### 2. 類似性について

図1に逆止弁と真空破壊弁の構造を示す。

弁体をアームとスピンドルで支持しており、動的機能維持を確認するための部位（駆動部）が逆止弁と同じ構造であるため同等な構造と考えられる。

なお、真空破壊弁の動作試験用の駆動装置としてシリンダが設置されているが、シリンダは事故時の真空破壊弁の動作に影響を及ぼさないため、動的機能維持評価の対象外とする。

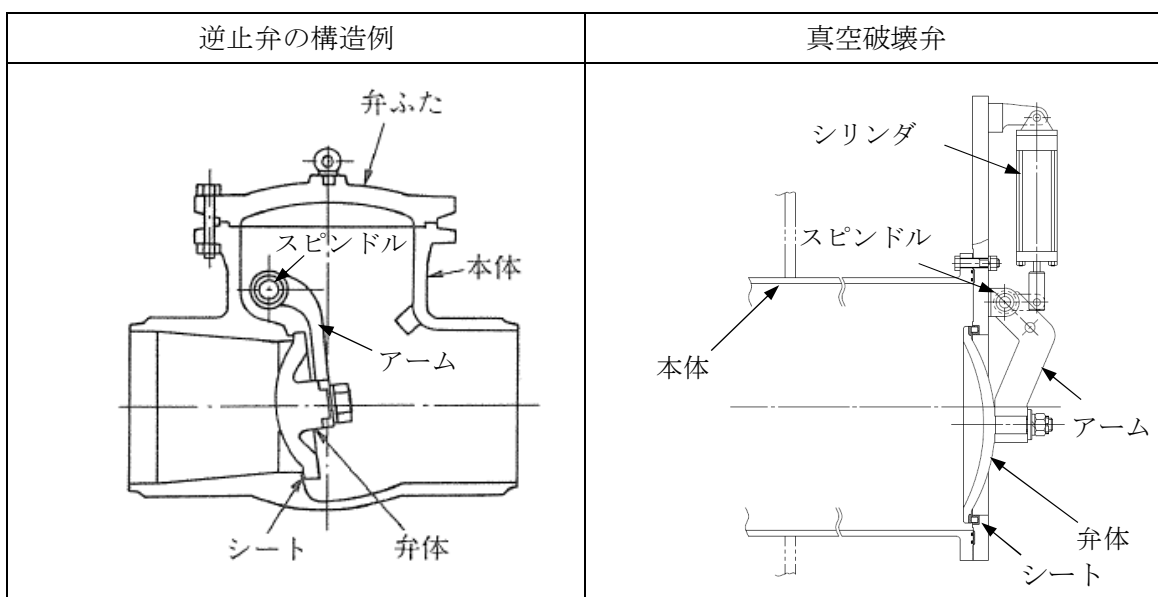


図1 逆止弁と真空破壊弁の構造

### 3. 真空破壊弁の機能維持確認済加速度について

2. 項で記載の通り、真空破壊弁は逆止弁と同等な構造のため機能維持確認済加速度として、表1に示す逆止弁の値（V-2-1-9 機能維持の基本方針 表4-1 より）を適用する。

表1 真空破壊弁の機能維持確認済加速度 単位：[ $\times 9.8\text{m/s}^2$ ]

水平	鉛直
6.0	6.0



39. 原子炉圧力容器の耐震性についての計算書における  
ブラケット類の応力評価について

## 1. 概要

本資料は、V-2-3-3-1-1「原子炉圧力容器の応力解析の方針」及びV-2-3-3-1-2「原子炉圧力容器の耐震計算結果」において応力評価を実施しているブラケット類について、一次＋二次応力の評価及び疲労評価を省略することの妥当性を説明する。

## 2. 評価の考え方

ブラケット類は、原子炉圧力容器に溶接により取り付けられる部材であることから、設計・建設規格<sup>[3]</sup>における、クラス1容器の規定に基づき評価を行うこととなり、一次応力の評価に加えて、一次＋二次応力の評価及び疲労評価が必要となるが、計算書においてブラケット類の応力評価では、一次＋二次応力の評価及び疲労評価を省略していることから、その考え方を、以下に示す。

### 2.1 一次＋二次応力の評価について

ブラケット類の評価において考慮する評価条件は、外荷重のみであり、一次応力及び二次応力は、外荷重に比例した値となる。そのため、一次応力の評価における最も厳しい応力比（応力強さ／許容応力）が一次＋二次応力の応力比より厳しい場合、一次応力が限界に達するところまで荷重を増大させたとしても、一次＋二次応力は許容応力に対してまだ余裕がある。従って、先に限界に達する一次応力が許容応力を満足していれば、一次＋二次応力も許容応力を満足しているため、一次＋二次応力の評価を省略することが可能である。

表3に示すとおり、一次＋二次応力の評価の応力比は、0.262（145MPa÷552MPa）であり、一次応力評価の応力比が0.339であることから、一次＋二次応力の評価は一次応力の評価で代表することが可能であるため、一次＋二次応力の評価を省略する。

### 2.2 疲労評価について

ブラケット類の疲労評価は、設計・建設規格<sup>[3]</sup>における疲労解析不要の条件（PVB-3140）に適合する場合、評価を不要とすることが可能である。表1に設計・建設規格<sup>[3]</sup>における疲労解析不要の条件（PVB-3140）並びに各条件に対する判定結果を示す。

表1の項目(1)～(5)については、既に認可された工事計画の添付書類（以下「既工認」という。）の応力解析の方針<sup>[1]</sup>の図4-1(1)に記載している原子炉圧力容器の運転条件（圧力、温度）、並びに既工認の計算書<sup>[2]</sup>のブラケット及びその取付部に使用している材料（SQV2A, SFVQ1A及びSUSF316）から、いずれも疲労評価は不要と判定することができる。

表1の項目(6)については、機械的荷重による応力変動を評価する必要がある。機械的荷重により生じる一次＋二次及びピーク応力は、一次応力に構造不連続の影響を考慮したものである。ブラケットにおいて構造不連続の影響は、ブラケットと取付部の構造により決まり、ブラケット本体より遥かに大きな胴板に取り付く構造は各ブラケット共通であることから、構造不連続による影響は、各ブラケットで異なることはないと考えられる。よって、一次応力の応力比が最も厳しいブラケットで代表して確認する。

表2より原子炉圧力容器の耐震計算結果からスタビライザブラケットに着目し、機械的荷重により生じる応力の全振幅を計算することで、疲労評価不要の規定を満たすことを確認する。

表3にスタビライザブラケットの機械的荷重により生じる応力の全振幅である補正繰返しピーク応力強さ $S_i'^{\#2}$ を計算した結果を示す。表3より、補正繰返しピーク応力強さ $S_i'^{\#2}$ は□MPaとなり、地震繰返し回数200回に対応する許容繰返しピーク応力強さの□MPa未満となることから、疲労評価は不要と判定することができる。

### 3. 結論

2章より、ブラケット類の応力評価において、一次+二次応力の評価については、一次応力の評価で代表することが可能であるため評価を省略し、疲労評価については、設計・建設規格<sup>[3]</sup>における疲労解析不要の条件（PVB-3140）の各規定を満たしているため、既工認<sup>[2]</sup>と同様に疲労評価結果の記載は不要としている。



表2 一次応力評価における応力比と機械的荷重による応力変動の代表計算を行うブラケットの選択

機 器 (材 料)	応力分類 許容応力状態	P <sub>m</sub>		P <sub>L</sub> +P <sub>b</sub>	
		IVAS	IIIAS	IVAS	IIIAS
スタビライザブラケット (SQV2A)	応力強さ	53	41	166	127
	許容応力	326	303	490	454
	応力比	0.163	0.135	0.339	0.280
蒸気乾燥器支持ブラケット (SFVQ1A)	応力強さ	32	21	144	97
	許容応力	320	303	481	454
	応力比	0.100	0.069	0.299	0.214
給水スパーチャブラケット (SUSF316)	応力強さ	7	4	10	5
	許容応力	280	142	420	214
	応力比	0.025	0.028	0.024	0.023
低圧注水スパーチャブラケット (SUSF316)	応力強さ	7	4	10	5
	許容応力	280	142	420	214
	応力比	0.025	0.028	0.024	0.023

表3 スタビライザブラケットの繰返しピーク応力強さ

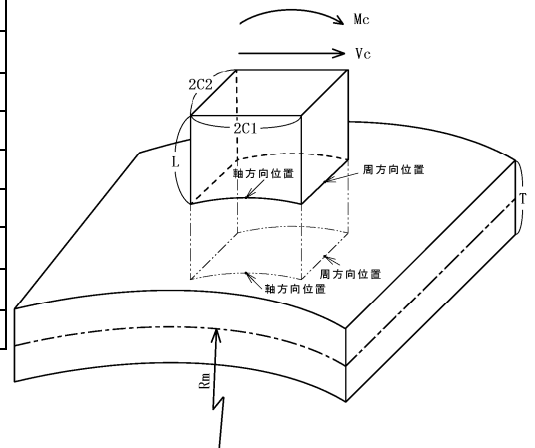
荷重条件

周方向モーメント : Mc  kN・m Vc・L を含む  
 周方向せん断力 : Vc  kN

形状

板厚T :  mm  
 平均半径R<sub>m</sub> :  mm  
 板幅2C<sub>1</sub> :  mm  
 板幅2C<sub>2</sub> :  mm  
 モーメントアームL :  mm

		応力値(MPa) (*1)	
		軸方向位置	周方向位置
σ <sub>t</sub> の和	σ <sub>tm</sub> (局部膜応力)	—	± 1.5
	σ <sub>tb</sub> (表面応力)	—	± 71.1
	σ <sub>t</sub> (合計)	—	± 72.6
σ <sub>ℓ</sub> の和	σ <sub>ℓm</sub> (局部膜応力)	—	± 1.5
	σ <sub>ℓb</sub> (表面応力)	—	± 55.0
	σ <sub>ℓ</sub> (合計)	—	± 56.5
Vcによるせん断応力		± 11.3	—



一次+二次応力強さ S<sub>n</sub><sup>#2</sup> : 145 MPa  
 繰返しピーク応力強さ S<sub>ℓ</sub><sup>#2(\*2)</sup> :  MPa  
 補正繰返しピーク応力強さ S<sub>ℓ</sub><sup>'#2(\*3,\*4)</sup> :  MPa  
 許容応力 3S<sub>m</sub> : 552 MPa

注:本計算は過去のBWRプラントでの評価実績から、引用文献[4]に基づく計算結果を示すものである。

注記\*1: 応力の評価位置を右図に示す。

\*2: 応力集中係数は引用文献[1]付録2に示す計算式によりKn= Kb=と計算し、その最大を一律に考慮した。

\*3: 補正繰返しピーク応力強さS<sub>ℓ</sub><sup>'#2</sup>を計算する際に、E0/Eは使用している材料の中の最大値を一律に考慮した。

\*4: 補正繰返しピーク応力強さS<sub>ℓ</sub><sup>'#2</sup>は、地震繰返し回数に対応した許容繰返しピーク応力MPaを満たす。

引用図書及び文献

[1]第5回工事計画認可申請書 添付書類 IV-3-1-2-1 原子炉压力容器の応力解析の方針

[2]第5回工事計画認可申請書 添付書類 IV-3-1-2-19 ブラケット類の応力計算書

[3]発電用原子力設備規格 設計・建設規格 ((社) 日本機械学会, 2005/2007)

[4]March 1979 Revision of WRC Bulletin 107/August 1965

“Local Stresses in Spherical and Cylindrical Shells due to External Loadings”

以上

40. ブラケットのフランジ及び円筒胴との結合部の裕度について

## ブラケットのフランジ及び円筒胴との結合部の裕度について

### 1. 概要

上部ドライウェル機器搬入用ハッチ，下部ドライウェル機器搬入用ハッチ及びサブプレッショントラック出入口の強度計算書におけるブラケットの評価について，フランジ及び円筒胴との結合部の裕度が小さい傾向にあるため，保守性及び耐震評価での扱いについて以下に示す。なお，本資料においては，最も裕度の小さい下部ドライウェル機器搬入用ハッチのブラケットを代表に説明するが，他機器のブラケットについても同様である。

### 2. 評価の内容

ブラケット結合部の評価はフランジ部の評価から求められたボルト荷重を溶接部の断面性能で割ることで応力を算出している。この際，既工認と同様にブラケット結合部の溶接は保守的にすみ肉溶接として応力を算出している。また，すみ肉溶接として評価を行うため，告示第 501 号第 13 条第 1 項第一号の規定により許容値を  $1/2$  にしている。

### 3. 評価の保守性

ブラケット結合部の評価には以下の保守性がある。

- ・ブラケットの溶接部の実形状はすみ肉溶接＋部分溶け込み溶接（図 1 参照）であるが，強度評価上は保守的にすみ肉溶接部分のみを考慮して断面性能を算出している。実形状を考慮すれば，実断面性能は評価断面性能より大きくなるため，実際の発生応力は計算書記載値よりも小さい。
- ・前述の通り，溶接部の実形状はすみ肉溶接＋部分溶け込み溶接（図 1 参照）であるため，これを考慮すれば告示第 501 号第 13 条第 1 項第一号の規定に従い，許容値を  $1/2$  にする必要はない。従って，実態としての許容値は計算書記載値よりも大きい。また，設計・建設規格（PVB-3110）においては，すみ肉溶接部の許容値を  $1/2$  とする規定はなく，PVB-3110 の解説によると「すみ肉溶接といえども溶接部の強度そのものが下がるわけではないので，静的強度評価要求である一次、二次の各応力強さの許容応力を下げる必要がないため，これを削除した。」としている。



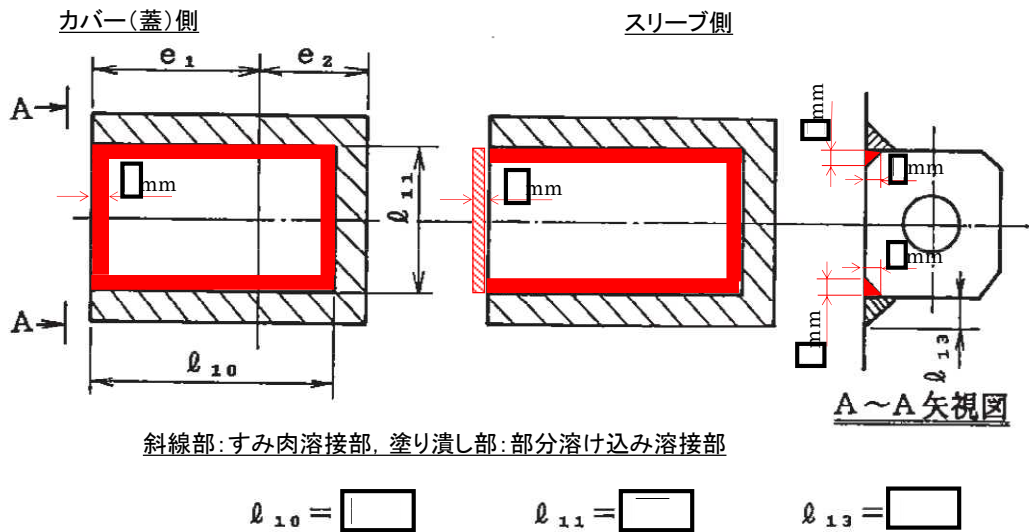


図 1. 溶接部の評価断面 (赤部分 : 既工認では考慮してない溶接部)

#### 4. 耐震評価での扱い

耐震計算書ではブラケットのフランジ及び円筒胴との結合部は、地震による影響が小さいことから、既工認と同様に評価を省略し、強度計算書でのみ当該箇所の評価を実施している。一方、下部ドライウェル機器搬入用ハッチの強度計算書において、ブラケットのフランジ及び円筒胴との結合部の裕度が  (=許容値/発生応力=MPa / 164 MPa) となっているため、地震による応力が加わると許容値を越えてしまうように見える。しかしながら、耐震計算書における適用規格は、設計・建設規格であるため、3. で述べたようにすみ肉溶接に対して、許容値を1/2にする規定がない。さらに、3. に示した評価の保守性もあることから、地震による応力が発生したとしても構造健全性に対して影響を及ぼすことはない。