

重大事故等発生時のサブプレッションチェンバの水位について

1. 重大事故等時における BWR の荷重作用状態

BWR の荷重作用状態については、従来より JEAG4601 に定められている運転状態 I～IV に加えて、重大事故等が発生している状態として新たに運転状態 V を定義している。

また、BWR において重大事故等時に残留熱除去系の機能喪失を前提とした場合、格納容器の以下の特性により格納容器圧力、温度及びサブプレッションチェンバの水位が通常運転状態まで低下しないことから、運転状態 V (S) 及び運転状態 V (L) に加えて新たな運転状態として運転状態 V (LL) を設定している。

- ・ BWR では事故後の崩壊熱に起因する熱エネルギーをサブプレッションチェンバに蓄積
- ・ サプレッションチェンバの最高温度の設計思想は「LOCA ブローダウン時における凝縮能力」及び「主蒸気逃がし安全弁排気管クエンチャによる蒸気凝縮能力」の確保であり、これらを満足するために、残留熱除去系の除熱能力が設定

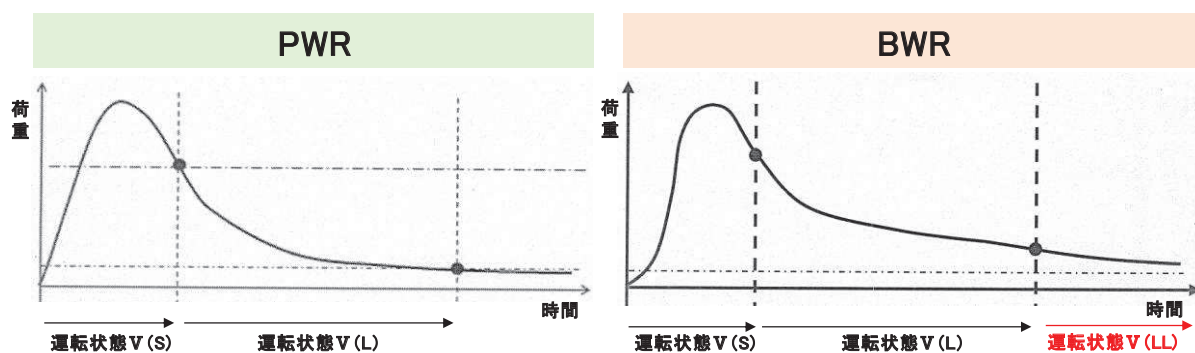


図 1 PWR と BWR の重大事故等時の荷重の推移 (イメージ)

2. 重大事故等時のサブプレッションチェンバへの冷却材の流入及び流出

重大事故等時のプラント状態を起因事象を基に分類すると「過渡事象 (Non-LOCA)」と「LOCA」の 2 つに分類され、別添 1 に示すとおり、いずれの場合においても冷却材は圧力抑制機能を担うサブプレッションチェンバに蓄積される。

また、重大事故等時のサブプレッションチェンバの水位の上昇は、残留熱除去系等の機能喪失を想定し、外部水源による注水等を継続的に実施するためであり、その結果、重大事故等時のサブプレッションチェンバへの冷却材の流入及び流出については、表 1 のとおり整理される。

表 1 重大事故等時のサプレッションチェンバへの冷却材の流入及び流出

起回事象	流入※		流出※	
	蒸気	水	蒸気	水
過渡事象 (Non-LOCA)	①主蒸気逃がし安全弁 排気管クエンチャ	③ベント管 (ドライウェルスプレイ水)	⑤格納容器 ベント	—
LOCA	①主蒸気逃がし安全弁 排気管クエンチャ ③ベント管 (LOCA ブローダウン)	③ベント管 (炉心冠水後の冷却水, ドライウェルスプレイ水)	⑤格納容器 ベント	—

※ 各 No. については図 2 と対応

~~✗~~ : 重大事故等時に機能喪失を想定

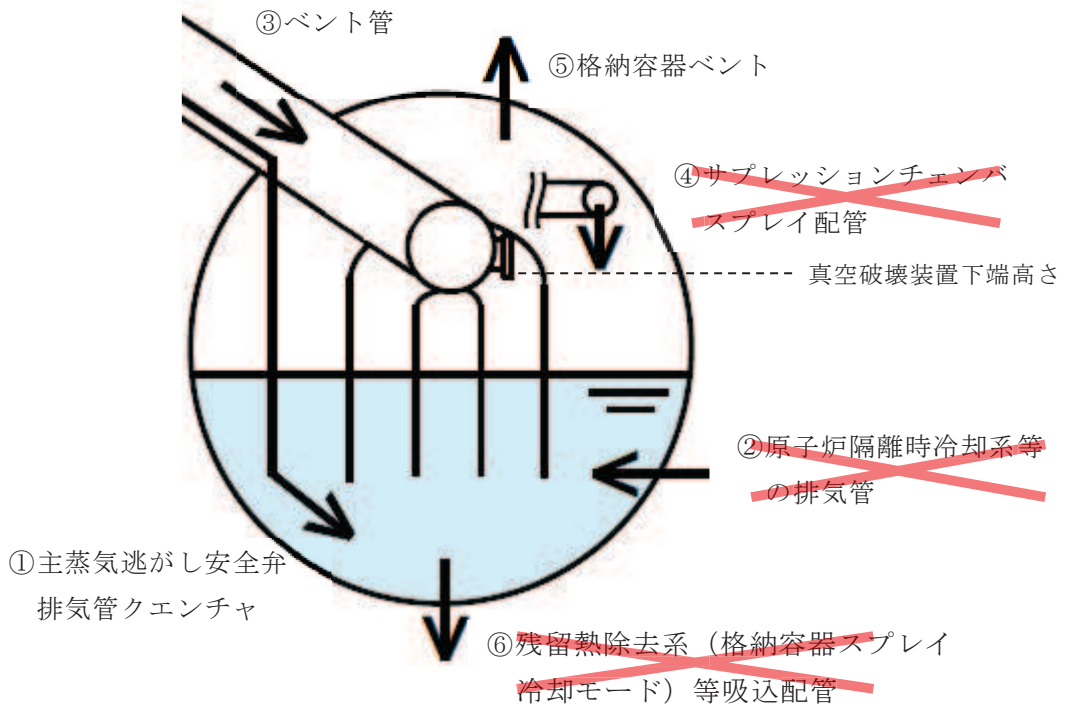


図 2 重大事故時のサプレッションチェンバに係る冷却材の流入及び流出の概要

3. 重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇への対応

重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に対しては、重大事故等対処設備を用いた複数計器による水位監視に加え、代替手段として外部水源からの注水量積算（体積）によりサプレッションチェンバの水位を推定する手段を整備している（表2）。

上記の監視手段を用いてサプレッションチェンバの水位を継続的に監視するとともに、運転手順（技術的能力審査資料 1.7 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための手順等）に基づき格納容器代替スプレイを外部水源注水量限界到達（真空破壊装置下端-0.4m）により停止及び格納容器ベントを外部水源注水量限界到達後に速やかに実施することから、サプレッションチェンバの水位が真空破壊装置下端位置に到達することはない。万一、外部水源注水量限界到達以降に操作が遅れた場合においても、外部水源注水量限界（真空破壊装置下端-0.4m）から真空破壊装置下端までは、サプレッションチェンバの体積として約 400m³ 有しており、真空破壊装置下端到達までは、十分な時間余裕がある。

その後、格納容器ベント実施に伴いサプレッションチェンバの水位は低下するため、サプレッションチェンバの水位は真空破壊装置下端以下で推移することから、耐震評価において、サプレッションチェンバの水位を「真空破壊装置下端（約 5.9m）」に設定している。

表2 サプレッションチェンバの水位監視に係る計器

監視計器	種別	個数	計測範囲
圧力抑制室水位	SA	2	サプレッションチェンバ底面から 3.5 (L.W.L.) ~8.5m [※]
外部水源からの注水量積算（高压代替注水系ポンプ出口流量，高压炉心スプレイ系ポンプ出口流量 他）	SA（代替パラメータ）	1	同上

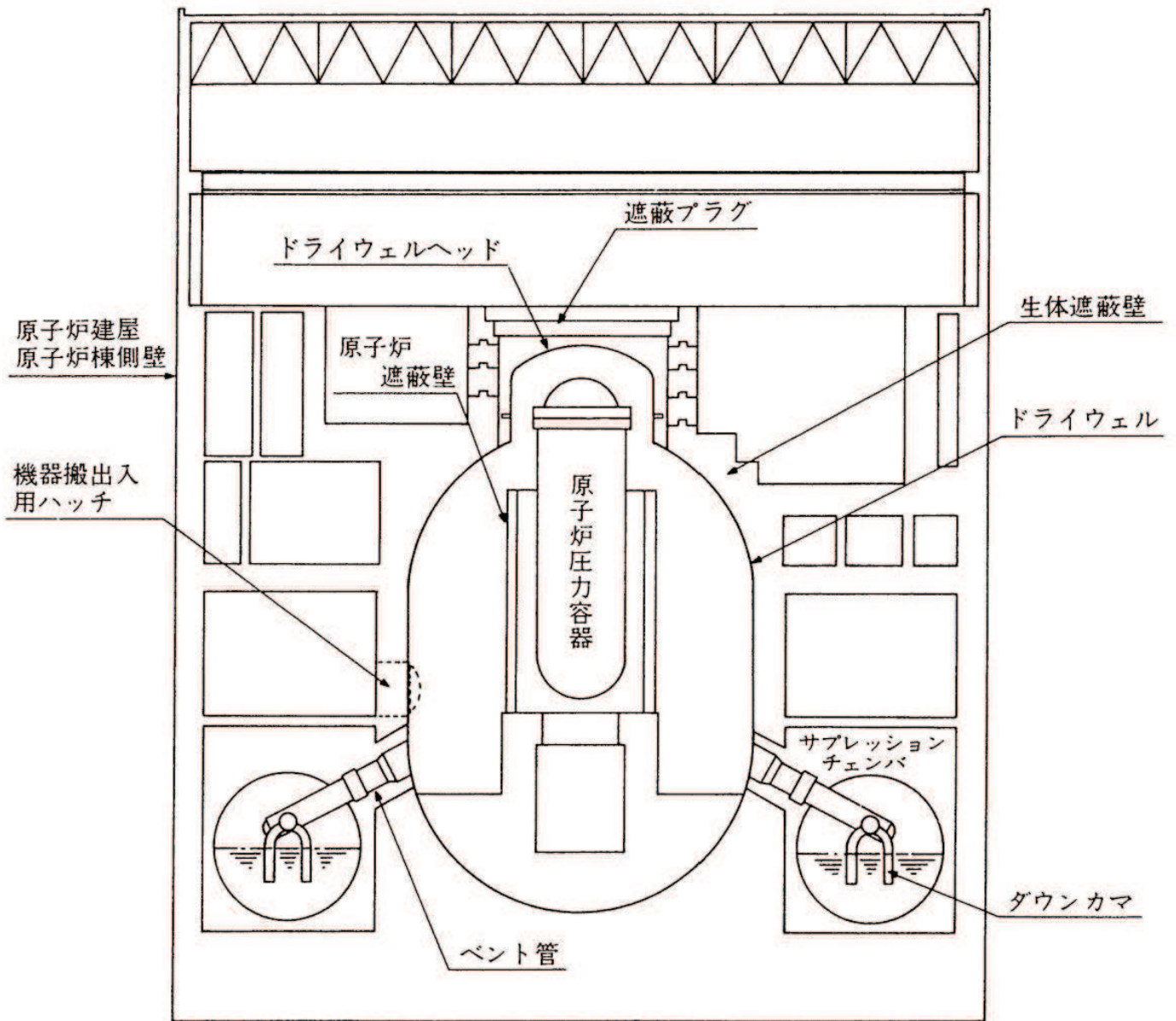
※ 計器の計測範囲としては 0~5m

さらに、中長期的な手段として、表3に示す格納容器除熱手段を整備しており、循環冷却へ移行することができるため、循環冷却開始以降はサプレッションチェンバの水位は変化しない。

表3 中長期的な格納容器除熱手段

対策	循環冷却
可搬型原子炉格納容器除熱系	可能
原子炉冷却材浄化系	可能
ドライウェル冷却系	可能
残留熱除去系の補修による復旧	可能

【参考】原子炉格納施設の概要図（設置変更許可申請書より抜粋）



地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要

1. 概要

本研究では、トーラス型容器に対し、内部水の水位が有効質量に及ぼす影響や高加速度入力における有効質量を把握するとともに NASTRAN による有効質量評価の妥当性を確認することを目的としている。そのため、実機の縮小モデルによる振動試験、汎用流体解析コード OpenFOAM による数値流体計算を実施した。

2. 研究計画

2.1 研究時期

平成 26 年度～平成 29 年度

2.2 研究体制

本研究は、下記の体制及び役割分担で実施した。

体制	役割分担
東北電力株式会社 中部電力株式会社	研究の計画策定 研究の実施 振動試験実施状況の確認 試験結果及び解析結果の確認
一般財団法人 電力中央研究所	振動試験の実施 OpenFOAM による有効質量の解析
解析会社	NASTRAN による有効質量の解析

なお、プラントメーカーは、研究内容全体に係るレビュー協力

2.3 研究実施場所

本研究における振動試験は、電力中央研究所の振動台で実施した。

3. 振動試験による有効質量評価

3.1 試験体

実機の縮小試験体を製作し振動試験を実施した。試験の状況を図 1 に示す。試験体は実機と同様に 16 個の円筒を円環形に繋いだ形状とし、寸法は実機の約 1/25 となるように、円環の直径 1,484mm、断面の内径 380mm とした。材質は内部水の挙動を確認するため透明の亚克力製とした。試験体の形状及び寸法を図 2 に示す。振動台上には試験体を支持する架台を設け、架台の脚部には水平・鉛直方向の荷重を測定するため、分力計を 90° 間隔で 4 体設置した。なお、別途実施した事前の数値計算により容器や架台には、内容水の挙動や荷重に影響を及ぼすよう

な変形が発生しないことを確認している。

主な計測項目は、振動台上、架台上及び試験体上の加速度、架台を含めた試験体の荷重、架台の変位である。表 1 に計測項目、図 3 に計器配置を示す。

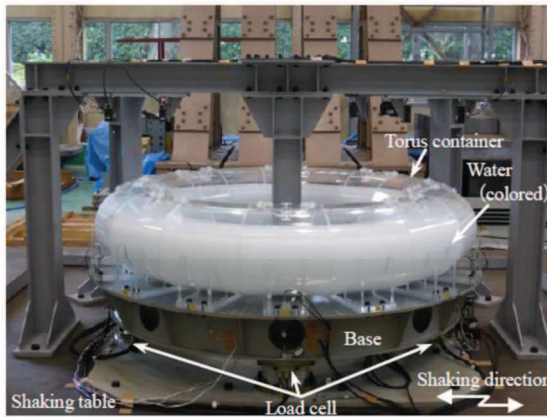


図 1 試験装置

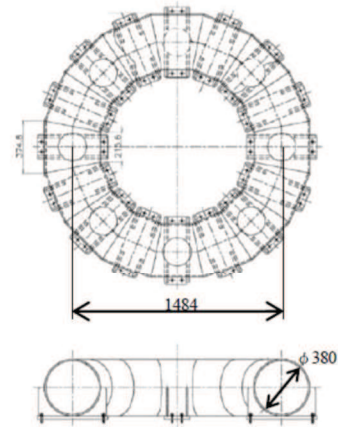


図 2 トーラス型容器

表 1 計測項目

Items	Instruments	Placement
Load	Load cell	Under the base, 90°pitch
Acceleration	Accelerometer	Shaking table, Base, Torus container, etc.
Displacement	Displacement sensor	Base, 0° and 90°

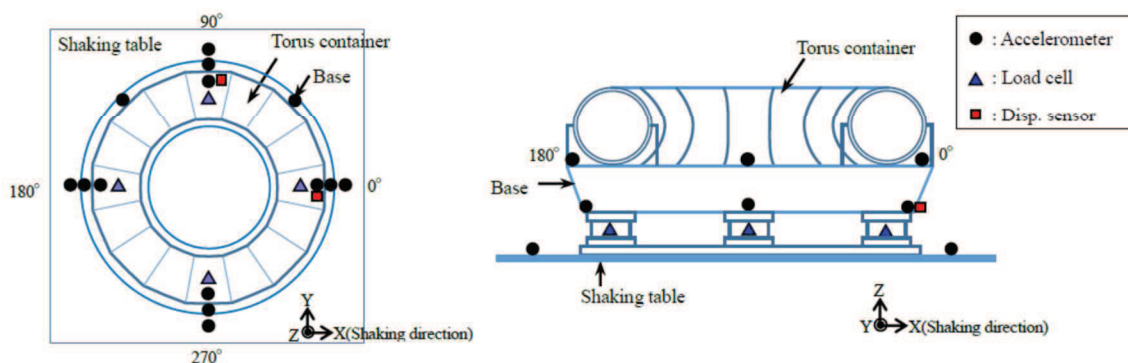


図 3 計測機器設置位置

3.2 試験条件

加振波は、長周期成分及び短周期成分とも加速度レベルが大きい地震波 A 及び短周期成分が相対的に卓越し長周期成分が小さい地震波 B の 2 種類の人工地震波を用いる。図 4 及び図 5 に各地震波の時刻歴波形及び加速度応答スペクトル（減衰 0.5%）を示す。試験では図 4 及び図 5 の地震波の 0.5 倍、1.0 倍及び 1.5 倍で加振を行った。加振は水平 1 方向とする。水位は、内部水なし及び低水位（水位 164mm 又は 146mm）、中水位（水位 218mm 又は 203mm）、高水位（水位 273mm 又は 259mm）及び高高水位（水位 315mm 又は 325mm）の 5 ケースとする。表 2 に試験ケースを示す。

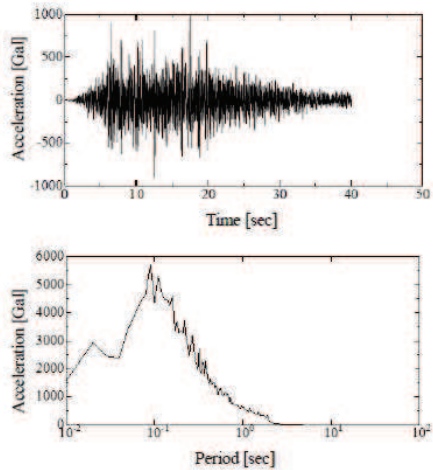


図4 入力地震波 A

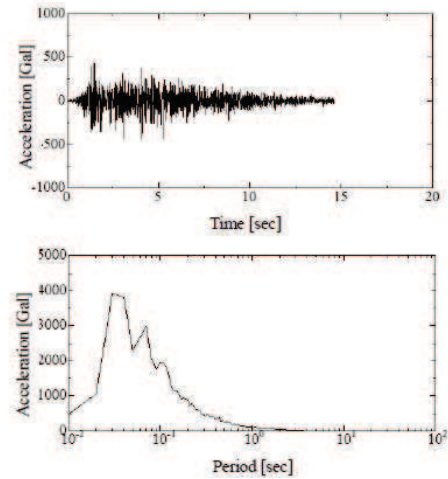


図5 入力地震波 B

表2 試験条件

Input wave	Input magnification	Water level*1
Seismic wave-A	×0.5 ×1.0 ×1.5	Empty
		Low(164mm)
		Middle(218mm)
		High(273mm)
		Very high(315mm)
Seismic wave-B	×0.5 ×1.0 ×1.5	Empty
		Low(146mm)
		Middle(203mm)
		High(259mm)
		Very high(325mm)

*1 Water level from the bottom of the torus container.

3.3 試験結果に基づく有効質量評価

地震波 A, 入力倍率 1.0 倍, 低水位の試験ケースにおいて計測された荷重の時刻歴波形を図 6 に, 時々刻々の荷重を架台上の計測加速度, すなわち試験体への入力加速度との関係でプロットしたものを図 7 に示す。

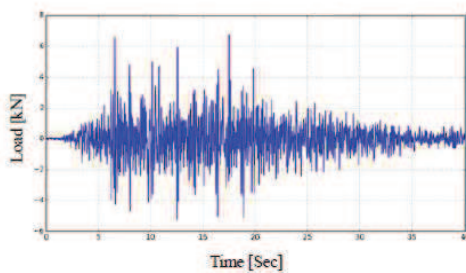


図6 計測荷重の時刻歴波形
(地震波 A×1.0, 低水位)

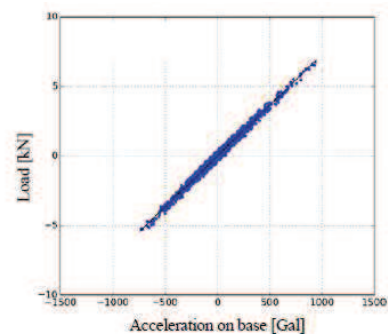


図7 計測荷重と架台上の計測加速度の関係
(地震波 A×1.0, 低水位)

一般的にスロッシングの固有振動数 (0.24~0.39Hz) は低く, 本研究で対象とするような容器支持部に作用する地震荷重への寄与は小さいと考えられるため, 内容水荷重 F [N] と架台上の計測加速度 \ddot{x} [m/s^2] との関係は式(1)で表される。

$$F = (M + M_E)\ddot{x} \quad (1)$$

ここに、 M [kg]は架台を含む容器の質量 M_E [kg]は水の有効質量である。式(1)のとおり、質量は加速度に対する荷重の比として表されることから、図7に示す回帰直線の傾きが架台、容器及び有効質量の総和となる。従って、回帰曲線の傾きから架台及び容器の総質量を引いたものが水の有効質量となり、水の全質量に対する比として有効質量比が算出できる。ただし、本研究では、内部水無しの条件における試験結果を用いて、上記と同様の方法で式(1)より架台及び容器の総質量を算出している。

全試験ケースで得られた水の有効質量比を表3に示す。なお、表3には2Hz ハイパスフィルターによりスロッシング成分をカットした結果も併せて示す。入力倍率による有効質量比の差は、水位変化による差に比べて小さいことを確認した。また、スロッシング成分除去前後で有効質量比はほぼ同じ値であり、上述のように地震波A及びBに対してはスロッシングが有効質量比に与える影響は無視できるほど小さいことを確認した。

表3 振動試験から得られた水の有効質量比

Input wave	Water level*1	Non-filtered			2Hz High-pass filtered*1		
		×0.5	×1.0	×1.5	×0.5	×1.0	×1.5
Seismic wave-A	Low(164mm)	0.14	0.16	0.17	0.14	0.16	0.17
	Middle(218mm)	0.21	0.22	0.23	0.21	0.23	0.23
	High(273mm)	0.30	0.31	0.31	0.30	0.31	0.31
	Very high(315mm)	0.38	0.39	0.40	0.38	0.39	0.40
Seismic wave-B	Low(146mm)	0.14	0.12	0.14	0.14	0.12	0.14
	Middle(203mm)	0.20	0.21	0.21	0.20	0.21	0.21
	High(259mm)	0.28	0.28	0.28	0.28	0.28	0.29
	Very high(325mm)	0.41	0.42	0.41	0.41	0.42	0.41

*1 High-pass filtered 2Hz to remove the force due to the sloshing

4. NASTRAN による有効質量評価

汎用構造解析ソフト NASTRAN では、容器形状と水位が既知であれば、仮想質量法により有効質量が算出できる。そのため、振動試験や煩雑な数値計算を実施することなく、式(1)より効率的に容器に作用する地震荷重を推定することができる。本研究では、振動試験の各条件に対し、NASTRAN の仮想質量法により有効質量比を算出し、実験結果と比較し、その妥当性を検証する。なお、本方法は流体を非圧縮性のポテンシャル流れと仮定することにより構造物に接する流体の振動質量を求める方法であり、自由表面の重力影響は考慮されない。解析モデルを図8に、解析結果を有効質量比として表4に整理する。

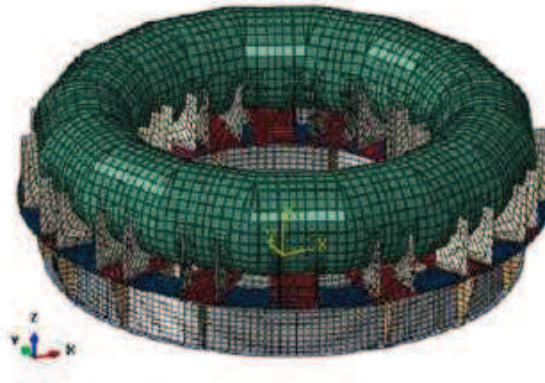


図8 構造解析モデル

5. OpenFOAMによる有効質量評価

前章で示した NASTRAN では、流体を仮想質量として考慮するものであり、スロッシング等の流体の運動は考慮されない。そのため、本章では、オープンソースソフトウェア OpenFOAM による数値流体計算により、流体の運動を考慮した上で、有効質量を算出する。計算に用いる入力波は、振動試験における架台上の計測加速度時刻歴とし、水位は代表として低水位及び高水位とした。なお、有効質量の算出方法は、振動試験結果の整理と同様の方法としている。OpenFOAM による解析結果を有効質量比として表4に整理する。

6. 妥当性検証

縮小試験体による振動試験，NASTRAN 及び OpenFOAM のそれぞれで得られた有効質量比を表4及び図9に整理する。NASTRAN による有効質量比は，いずれの水位においても振動試験や OpenFOAM の結果とよく一致しており，NASTRAN により算出される有効質量は妥当であることが確認された。さらに，水位の増加に伴って有効質量比が増加する傾向を確認した。

表4 トーラス型容器の水の有効質量比

Input wave	Water level ^{*1}	Shaking table test ^{*2}	Structural analysis (NASTRAN)	Fluid analysis (OpenFOAM)
Seismic wave-A	Low(164mm)	0.16	0.17	0.17
	Middle(218mm)	0.22	0.24	
	High(273mm)	0.31	0.31	0.31
	Very high(315mm)	0.39	0.39	
Seismic wave-B	Low(146mm)	0.12	0.15	0.15
	Middle(203mm)	0.21	0.22	
	High(259mm)	0.28	0.30	0.28
	Very high(325mm)	0.42	0.41	

*1 Water level from the bottom of the torus container.

*2 Input wave magnification 1.0

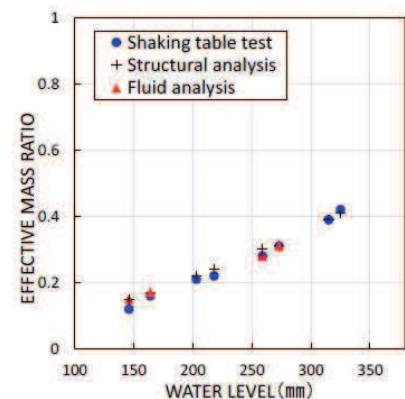


図9 各水位における有効質量比

7. 結論

トーラス型容器に対し、内部水の水位が有効質量に及ぼす影響や高加速度入力に対する有効質量の把握を目的に、振動試験及び汎用構造解析ソフト NASTRAN 並びにオープンソースソフトウェア OpenFOAM により有効質量を評価し比較を行った。その結果、水位に対する有効質量比の関係が確認された。また、NASTRAN による有効質量算出の妥当性が確認できた。

8. 学会発表実績

本研究結果については、日本機械学会 2016 年度年次大会にて学会発表している。なお、本参考資料の 3. ～7. については、以下の論文データを引用したものである。

地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量の評価, 竹内 正孝, 尾西 重信, 飯田 純, 熊谷 信昭, 豊田 幸宏, 高畠 大輔, 永坂 英明, 日本機械学会 2016 年度年次大会講演論文集, No16-1

有効質量比に対するスロッシング影響

1. 概要

有効質量比に対するスロッシング影響の有無を確認するため、振動試験で得られた荷重時刻歴（スロッシング周期成分を含む）及びスロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴に対する有効質量比を算定し、比較・検討した。

2. 検討内容

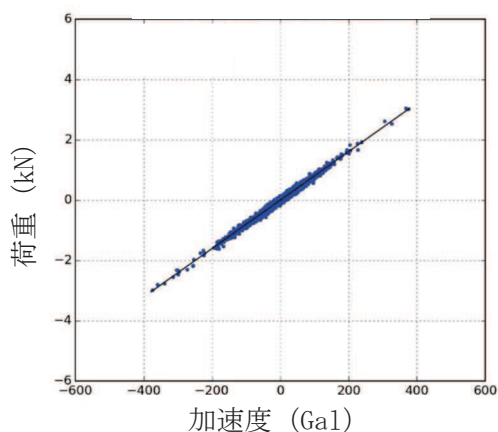
試験体のスロッシング周期は、固有値の解析結果及び正弦波掃引試験により、1.3Hz～1.8Hz（試験体内部の水位により異なる）である。このため、振動試験で得られた荷重時刻歴に対して、2Hzのハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、別紙1 2.2.4項の方法にて、有効質量比を算定した。

また、各水位条件についての有効質量比に対するスロッシングの影響を検討した。

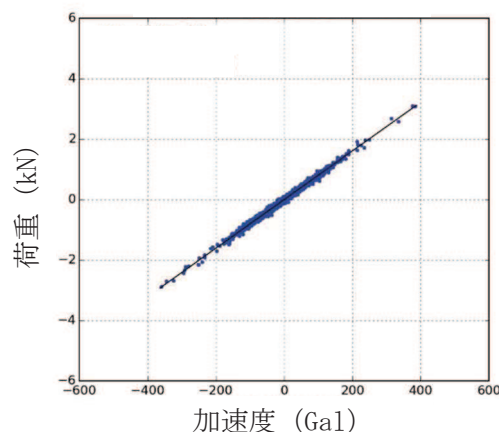
3. 検討結果

スロッシング周期成分有り及びスロッシング周期成分無し荷重時刻歴に対する加速度と荷重の関係を図1及び有効質量比の比較結果を表1に示す。

各水位条件について、スロッシング周期成分有り及びスロッシング周期成分無し荷重時刻歴の有効質量比に違いはなく、有効質量比に対するスロッシングの影響はほぼない。



(a) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,
スロッシング周期成分有り



(b) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,
スロッシング周期成分無し

図1 荷重と加速度の関係

表 1 有効質量比の比較結果

水位	振動試験	
	スロッシング周期成分有り	スロッシング周期成分無し (2Hz ハイパスフィルタ)
低(164mm)	0.12	0.12
中(218mm)	0.21	0.21
高(273mm)	0.28	0.28
高高(315mm)	0.42	0.42

振動試験の有効質量比

振動試験は同条件で3回以上の試験を実施している。表1に振動試験の全試験回における有効質量比を示す。同条件での有効質量比について、ばらつきはほとんどなく、高い再現性があることを確認した。

表1 振動試験の全試験回における有効質量比

水位	入力倍率	試験回				平均	標準偏差
		1回目	2回目	3回目	4回目		
低	0.5倍	0.1367	0.1494	0.1469	0.1353	0.1421	0.0061
	1.0倍	0.1554	0.1014	0.1187	0.0940	0.1174	0.0237
	1.5倍	0.1447	0.1431	0.1118	0.1429	0.1356	0.0138
中	0.5倍	0.2018	0.1902	0.1947	0.2021	0.1972	0.0050
	1.0倍	0.2103	0.2155	0.1973	-	0.2077	0.0077
	1.5倍	0.2124	0.2179	0.2045	0.2010	0.2090	0.0066
高	0.5倍	0.2877	0.2852	0.2812	-	0.2847	0.0027
	1.0倍	0.2815	0.2823	0.2852	0.2845	0.2834	0.0015
	1.5倍	0.2859	0.2865	0.2818	0.2918	0.2865	0.0035
高高	0.5倍	0.4030	0.4075	0.4098	0.4070	0.4068	0.0025
	1.0倍	0.4165	0.4171	0.4236	-	0.4191	0.0032
	1.5倍	0.4113	0.4125	0.4201	0.4093	0.4133	0.0041

有効質量比に対する入力地震動の影響

1. 概要

サプレッションチェンバの地震荷重算出に当たり、サプレッションチェンバの内部水の有効質量を NASTRAN により算出することの妥当性を検証するため、実機を縮小模擬した試験体を用いた振動試験を実施しており、両者の有効質量比が同等であることを確認している。

本資料では、振動試験に用いた入力地震動に対して、加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響を考察する。

2. 振動試験の入力地震動

振動台への入力波は、別紙 1 2.2.3 項のとおり、女川 2 号機のサプレッションチェンバ設置床における基準地震動 S_s 相当*の応答加速度時刻歴波を用いて、試験体と実機の相似則で時間軸を圧縮したものであり、振動台の加振限界振動数以上の成分をフィルタ処理したものである。

また、振動試験では、上記の入力波を 0.5 倍、1.0 倍、1.5 倍した加速度時刻歴波形を用いて試験を行い、その試験結果から有効質量比を算出している。

注記 *：平成 25 年 12 月設置変更許可申請時の基準地震動 S_s ($S_s - 2$)

3. 有効質量比に対する入力地震動の影響検討

3.1 加速度振幅の違い

女川 2 号機の基準地震動 S_s 相当の入力波に対して、入力倍率を変化させて振動試験を実施した結果、各水位条件での有効質量比は、表 1 に示すとおり、入力波の入力倍率によらず、ほぼ一致している。

この結果は、振動試験に用いた入力地震動の加速度振幅の違いが有効質量に対して影響がないことを示すものである。

表 1 振動試験から算出した有効質量比（別紙 1 2.2-3 表の再掲）

水位	入力倍率		
	0.5 倍	1.0 倍	1.5 倍
低 (146mm)	0.14	0.12	0.14
中 (203mm)	0.20	0.21	0.21
高 (259mm)	0.28	0.28	0.28
高高 (325mm)	0.41	0.42	0.41

3.2 周期特性の違い

振動試験においては、女川2号機の基準地震動S_s相当（入力地震波B）を入力地震動とした試験に加えて、図1に示す周期特性の異なる地震動（入力地震波A）を用いた試験を実施している（参考資料5参照）。

また、振動試験では、女川2号機の基準地震動S_s相当に対する試験と同様、周期特性の異なる地震動（入力地震波A）の入力倍率を0.5倍、1.0倍、1.5倍と変化させて、各水位条件に対する振動試験を実施している。

周期特性の異なる地震動（入力地震波A）に対する振動試験から算出された有効質量比を、女川2号機の基準地震動S_s相当に対する有効質量比と合わせて、表2及び図2に示す。

振動試験から算出した周期特性の異なる地震動（入力地震波A）に対する有効質量比は、女川2号機の基準地震動S_s相当と同様、水位増加に伴って増加する傾向があり、入力波の入力倍率によらず、各水位条件でほぼ一致している。

また、女川2号機の基準地震動S_s相当及び周期特性の異なる地震動（入力地震動A）に対する有効質量比について、水位が近接している条件（低水位、中水位、高水位、高高水位）での有効質量比は、ほぼ同等であることが分かる。これは、有効質量は、入力地震動の周期特性によらず、評価対象とする容器の形状及び容器内の水位に依存していることを示すものと考えられる。

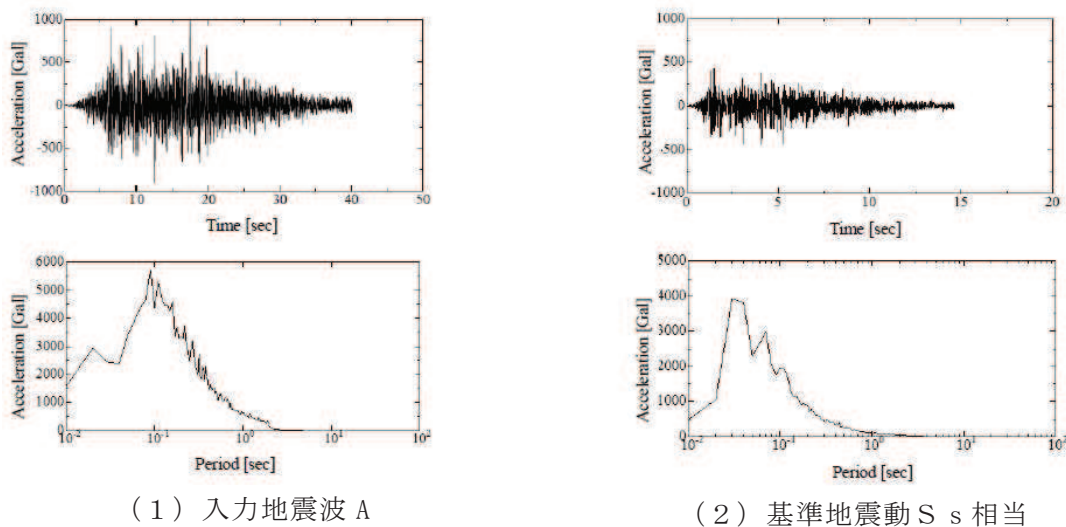


図1 振動試験に用いた地震動比較

(別紙11 図4、図5の再掲)

表 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響
(別紙 11 表 3 の再掲)

Input wave	Water level ^{*1}	Non-filtered			2Hz High-pass filtered ^{*1}		
		×0.5	×1.0	×1.5	×0.5	×1.0	×1.5
Seismic wave-A	Low(164mm)	0.14	0.16	0.17	0.14	0.16	0.17
	Middle(218mm)	0.21	0.22	0.23	0.21	0.23	0.23
	High(273mm)	0.30	0.31	0.31	0.30	0.31	0.31
	Very high(315mm)	0.38	0.39	0.40	0.38	0.39	0.40
Seismic wave-B	Low(146mm)	0.14	0.12	0.14	0.14	0.12	0.14
	Middle(203mm)	0.20	0.21	0.21	0.20	0.21	0.21
	High(259mm)	0.28	0.28	0.28	0.28	0.28	0.29
	Very high(325mm)	0.41	0.42	0.41	0.41	0.42	0.41

*1 High-pass filtered 2Hz to remove the force due to the sloshing

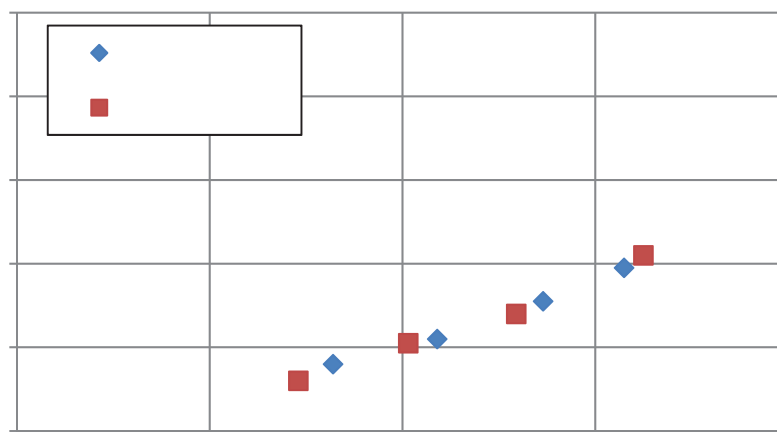


図 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響

4. 考察

上記のとおり，振動試験に用いた入力地震動に対する加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響について，今回実施した振動試験結果を用いて検討した結果，入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる影響がないことを確認した。

なお，今回の検討結果は，NASTRANにより算出される有効質量が評価対象とする容器形状及び容器内水位を与えられれば，地震動を用いることなく，有効質量を算出できるという特徴とも整合しているものと考えられる。

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重及び有効質量の影響評価

1. スロッシング荷重の影響評価

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重は、サプレッションチェンバの主要な内部構造物を考慮した影響確認用解析モデルを用いて、水平1方向+鉛直方向の地震動を入力した解析結果から算定している。

上記解析条件に対して、地震動による影響、鉛直方向地震動による影響、水平2方向入力による影響及び内部構造物による影響を検討し、スロッシング荷重及び有効質量に与える影響について検討を行う。検討にあたって、有効質量の算定方法、スロッシング荷重の算定方法は、別紙1及び別紙6に記載した方法を用いている。

2. 地震動による影響

地震動による影響検討は、地震動の特徴を考慮し、スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きいS_s-F2、スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きく、継続時間が長いS_s-D1、及び設備の固有周期帯の応答加速度が大きいS_s-D2を用い、水位条件は、通常運転時及び重大事故等時の水位条件とする。

2.1 影響確認用解析モデル

影響確認用解析モデルを図1に、解析諸元を表1に示す。



図1 解析モデル図

表1 解析諸元

項目	内容
格子数	約 140 万
格子幅	約 0.5cm～45cm

2.2 解析条件

解析条件を表2に示す。

表2 解析条件

項目	内容
モデル化範囲	サプレッションチェンバ内
水位	通常運転水位 (H. W. L : O. P. -3, 800) 耐震評価用重大事故等時水位 (真空破壊装置下端水位 : O. P. -1, 514) *1
評価用地震動	基準地震動 S_s (水平方向と鉛直方向) *2 に対する 原子炉建屋 O. P. -8, 100 における建屋床応答
解析コード	OpenFOAM Ver. 4.1 (汎用流体解析コード) VOF 法を用いた流体解析
その他	内部構造物のモデル化範囲 : 強め輪 (補強前), ベントヘッド, ダウンカマ, T-クエンチャ及びその配管, ECCS ストレーナ取 付配管
解析条件	気相物性*3 動粘度 : $1.51 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ 密度 : $1.205 \text{ kg}/\text{m}^3$ 液相物性*3 動粘度 : $1.0038 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ 密度 : $998.2 \text{ kg}/\text{m}^3$ 境界条件 : 全境界面で不透過滑りなし条件

注記*1 : 重大事故等時水位よりも高い水位

*2 : 地震動の特徴を考慮し, スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きい $S_s - F2$, スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きく, 継続時間が長い $S_s - D1$, 及び設備の固有周期帯の応答加速度が大きい $S_s - D2$ を用いて検討する。

*3 : 理科年表 (20°C, 1気圧の値)

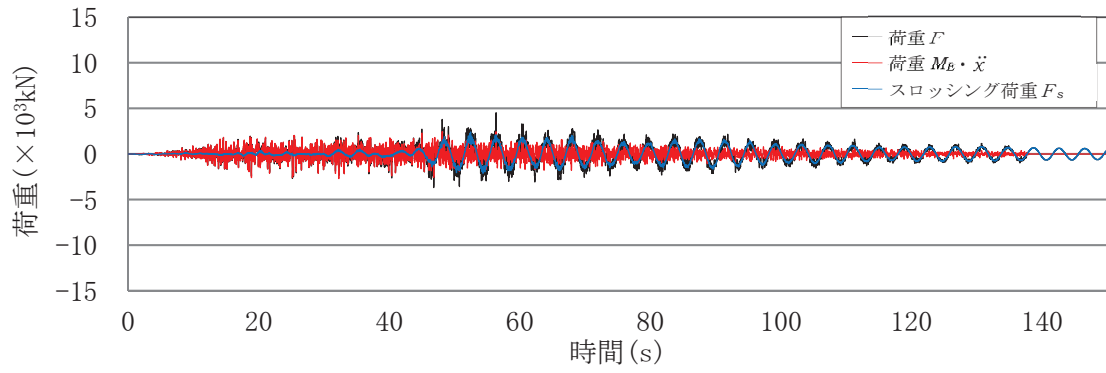
2.3 影響評価結果

流体解析で算定した荷重 F 、容器と一体となって振動することによる荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシングによる荷重 F_s の荷重時刻歴を図 2~7 に、スロッシング荷重による最大荷重及び流体解析で算出した荷重により算定した有効質量比を表 3 に、流体解析で算出した荷重 F のフーリエスペクトル (S s - D 1, 通常運転水位及び耐震評価用重大事故等時水位) を図 8~9 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの卓越周期を表 4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s - D 1, 耐震評価用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点)) を図 10 に示す。

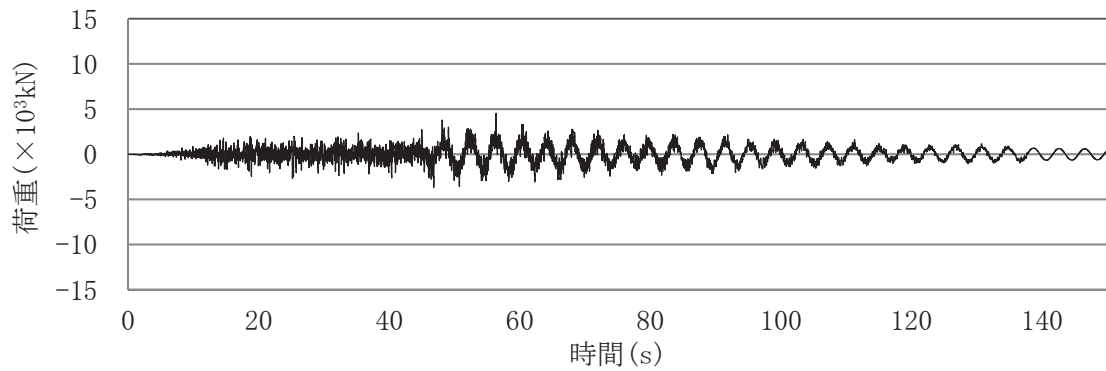
スロッシング荷重は、スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きく、継続時間が長い S s - D 1 の条件の場合が最大である。

有効質量比は、水位が同条件の場合には、地震動によらず一定である。

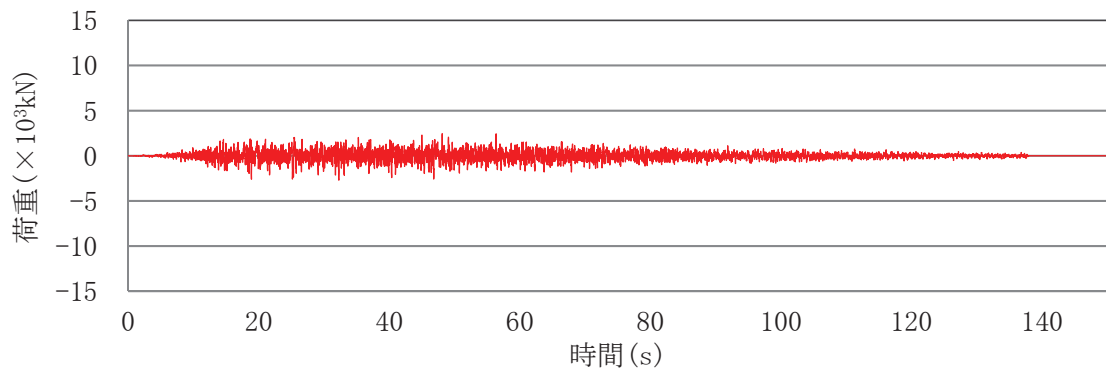
また、サブプレッションチェンバの地震荷重に対するスロッシング荷重の割合を表 5 に示す。サブプレッションチェンバの地震荷重 (9.163×10^7 (N) (耐震評価用重大事故等時水位, S s - F 3)) に対するスロッシングモードによる荷重の最大値 (2.91×10^6 (N) (耐震評価用重大事故等時水位, S s - D 1)) の比率は約 3% であり、スロッシングモードによる荷重は小さい。



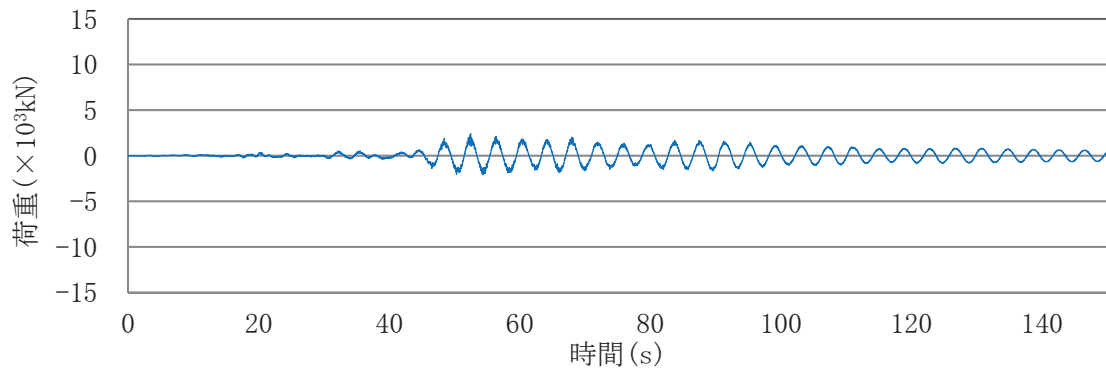
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

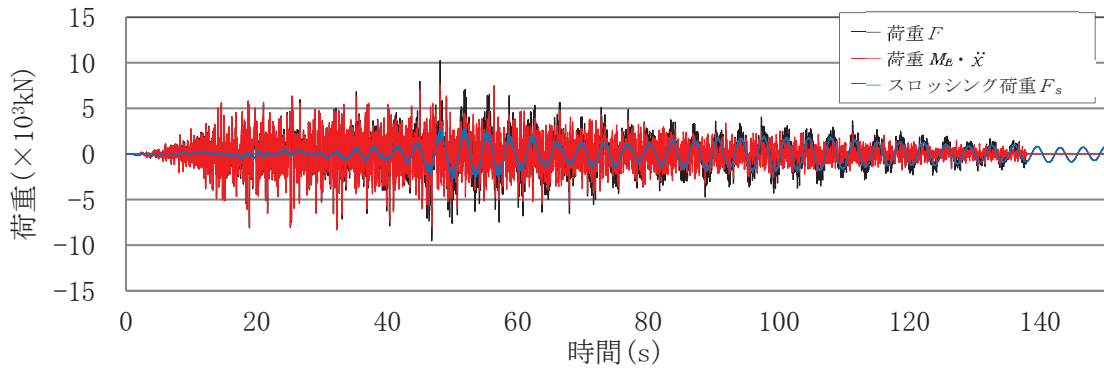


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

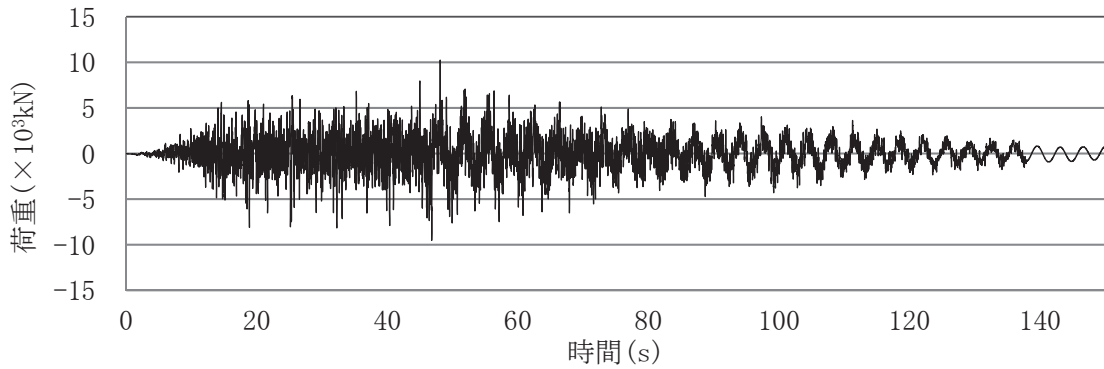


(d) スロッシング荷重 F_s

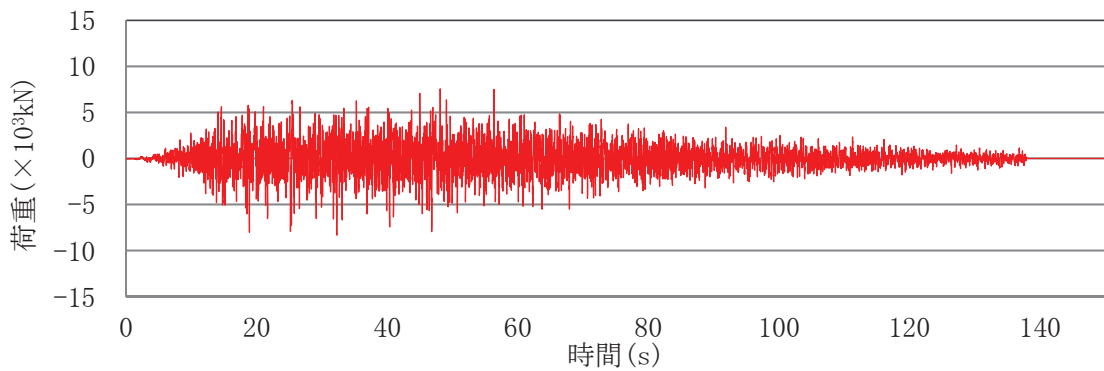
図2 各荷重時刻歴(S s - D 1, 通常運転水位)



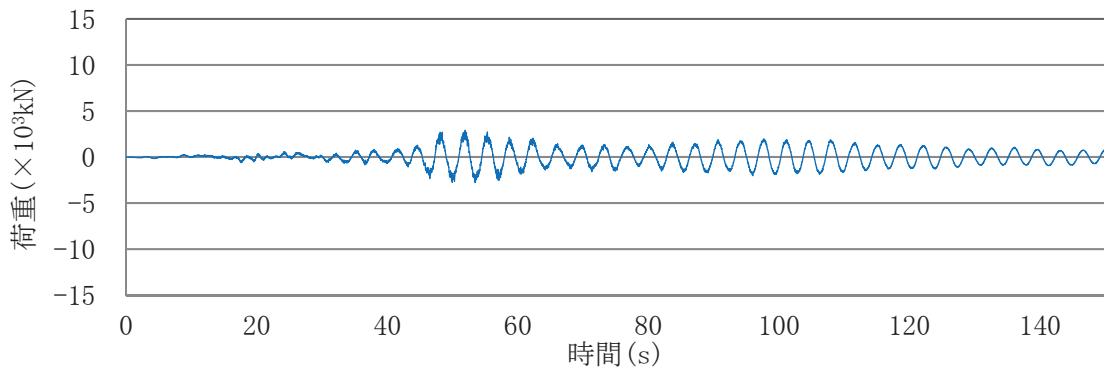
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

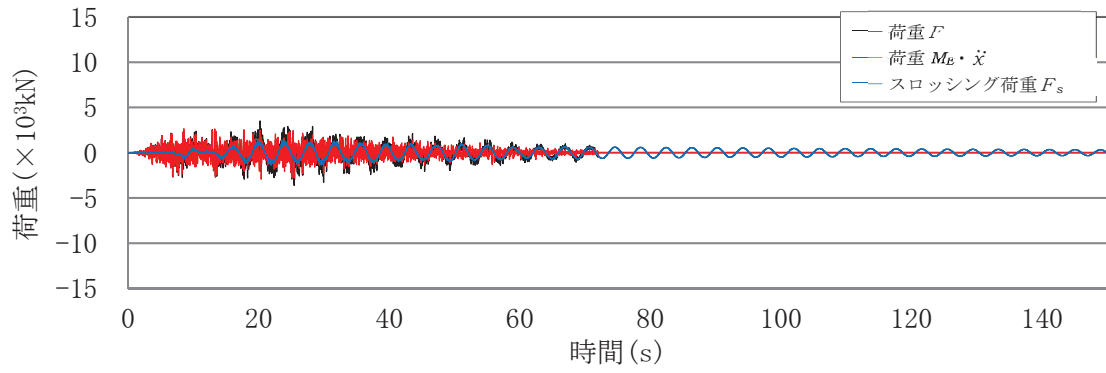


(c) 荷重 $M_E \dot{x}$

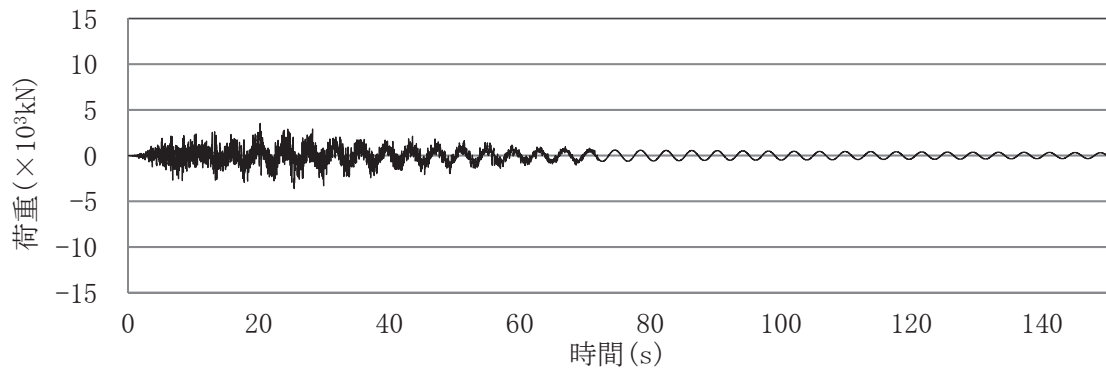


(d) スロッシング荷重 F_s

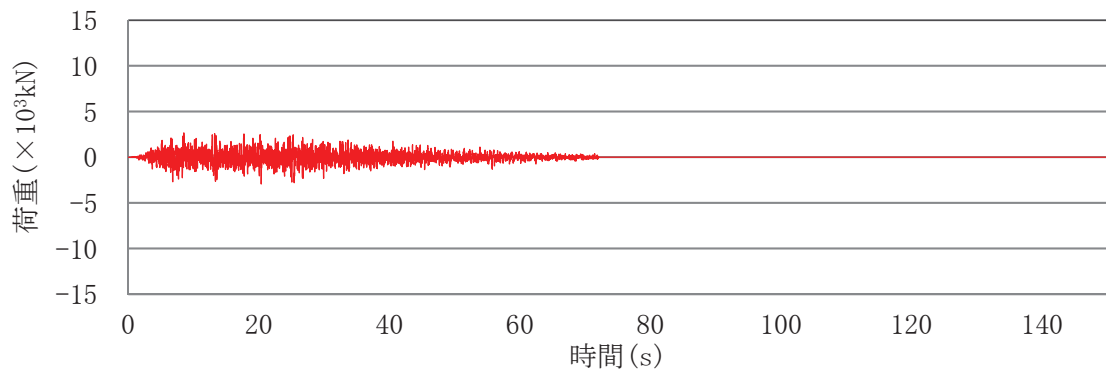
図3 各荷重時刻歴(S s - D 1, 耐震評価用重大事故等時水位)



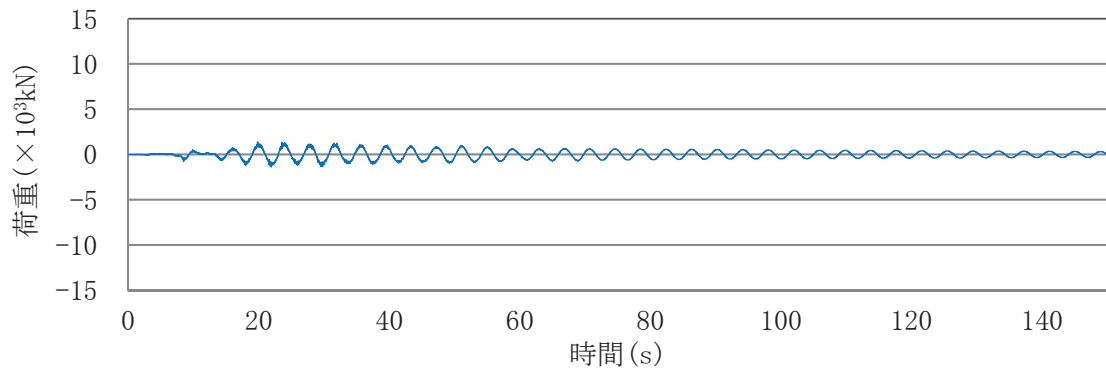
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

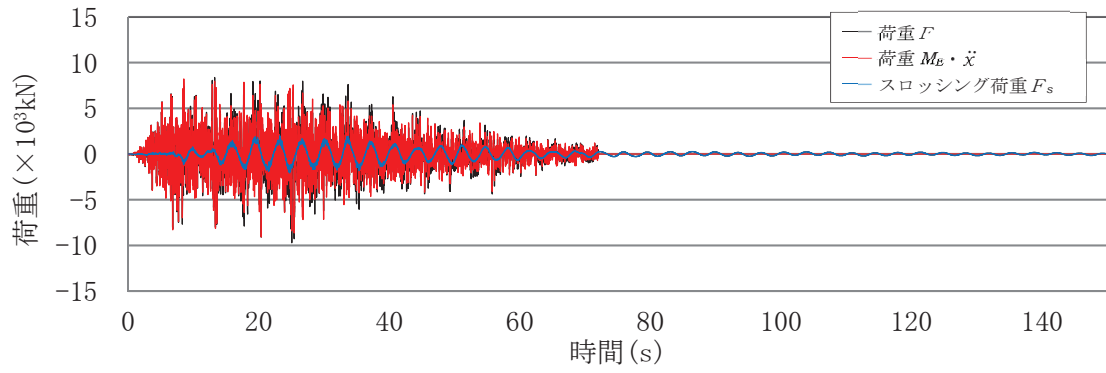


(c) 荷重 $M_E \dot{x}$

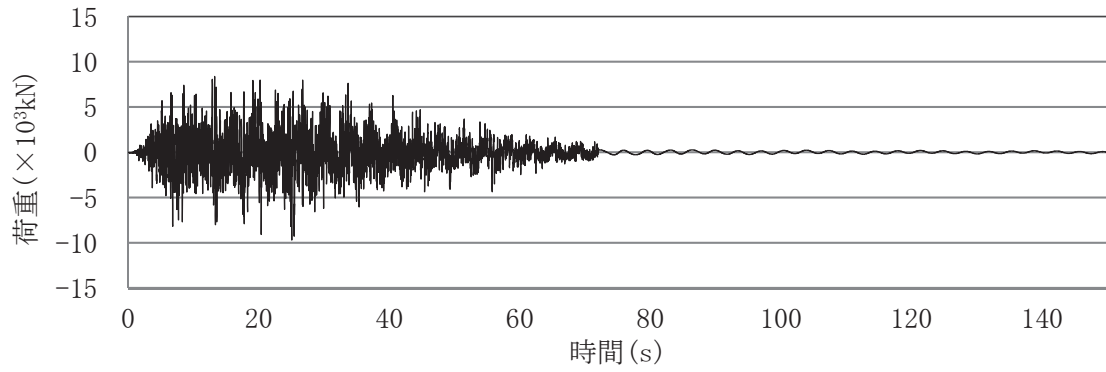


(d) スロッシング荷重 F_s

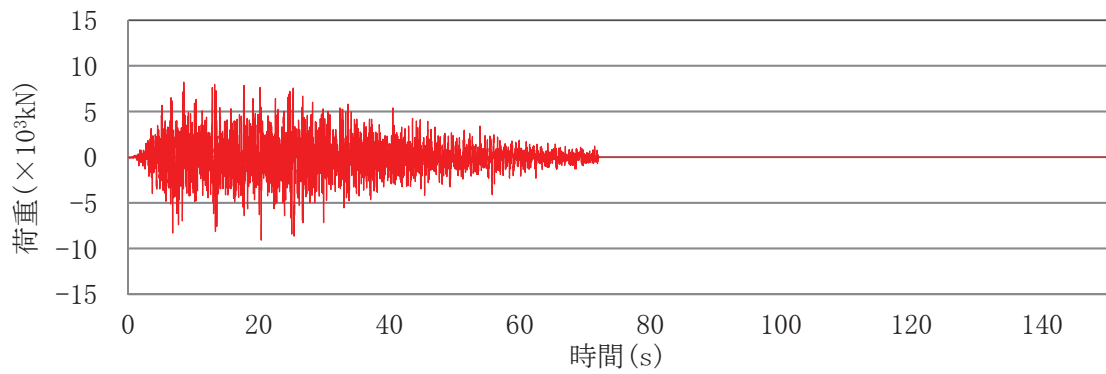
図4 各荷重時刻歴(S s - D 2, 通常運転水位)



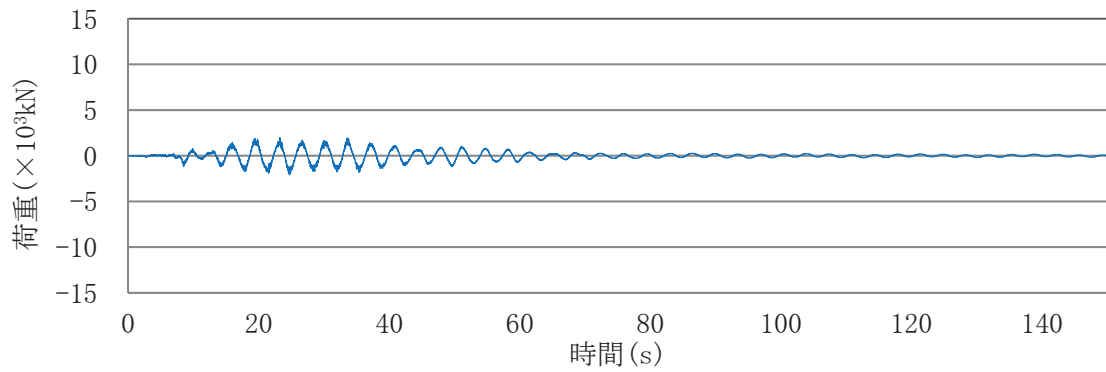
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

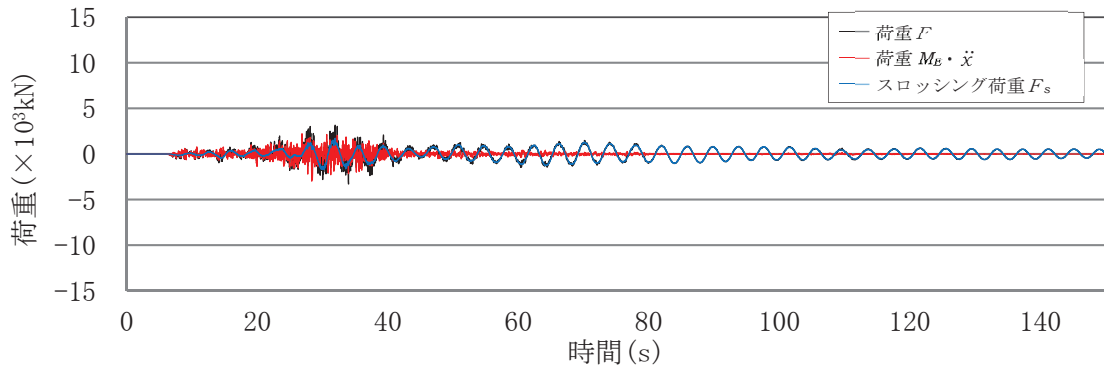


(c) 荷重 $M_E \ddot{y}$

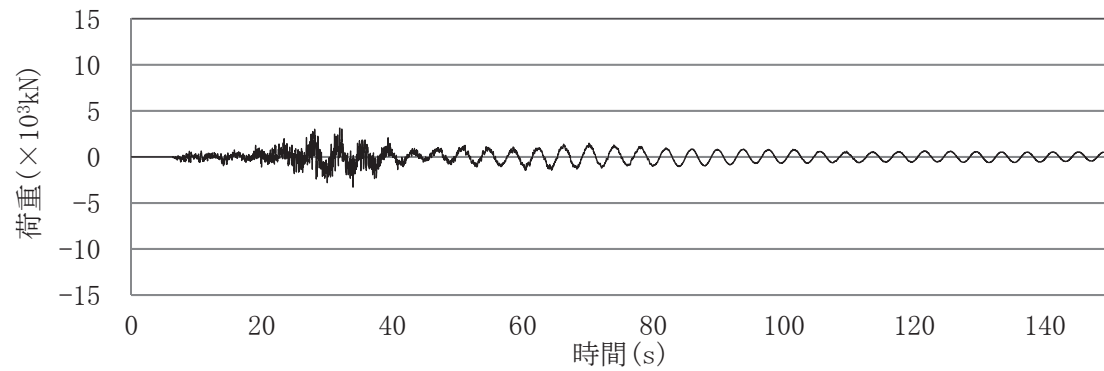


(d) スロッシング荷重 F_s

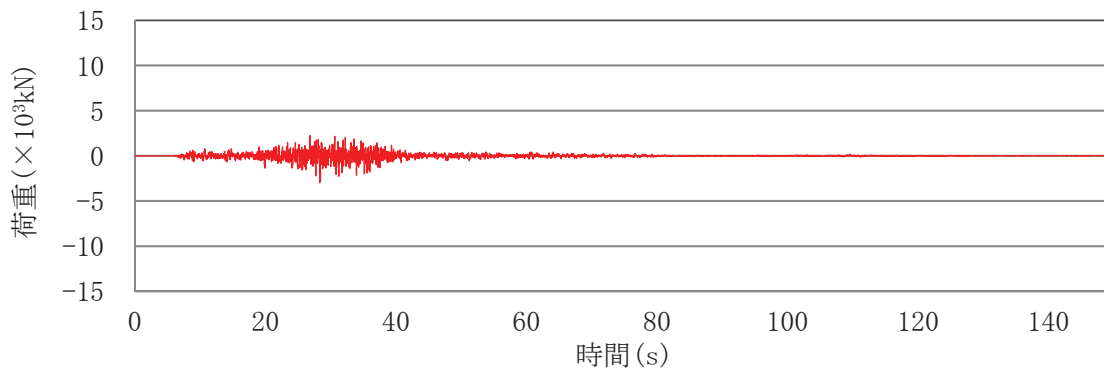
図5 各荷重時刻歴(S s - D 2, 耐震評価用重大事故等時水位)



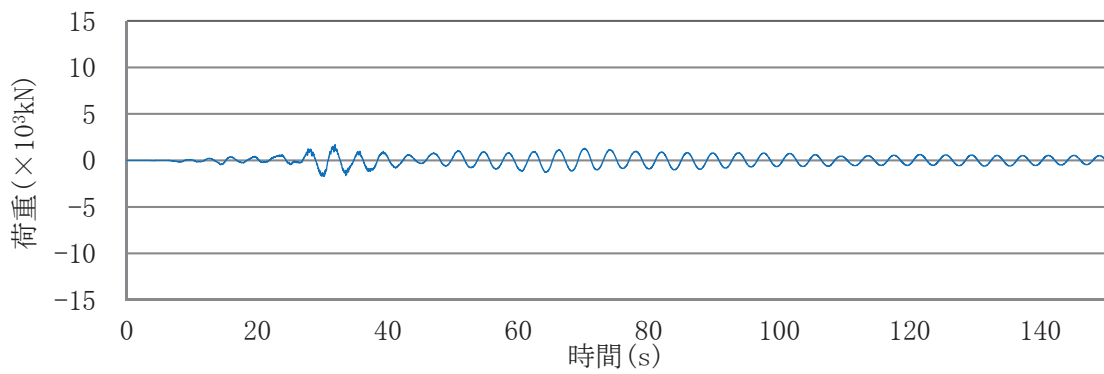
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

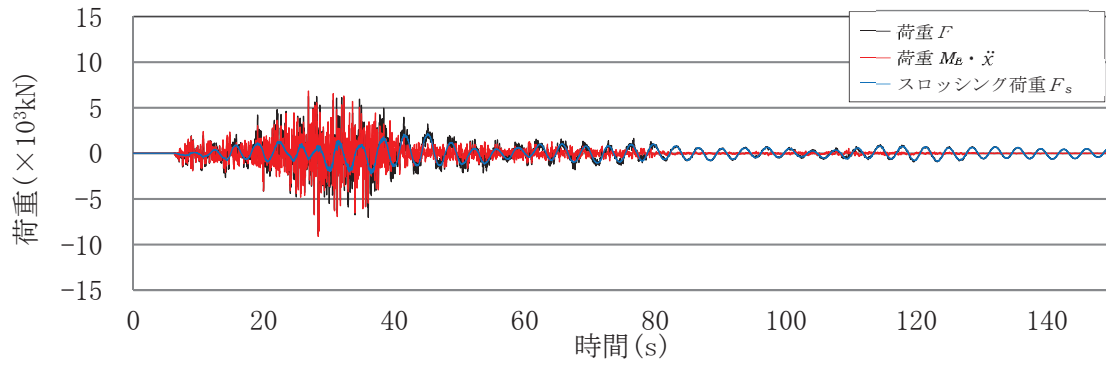


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

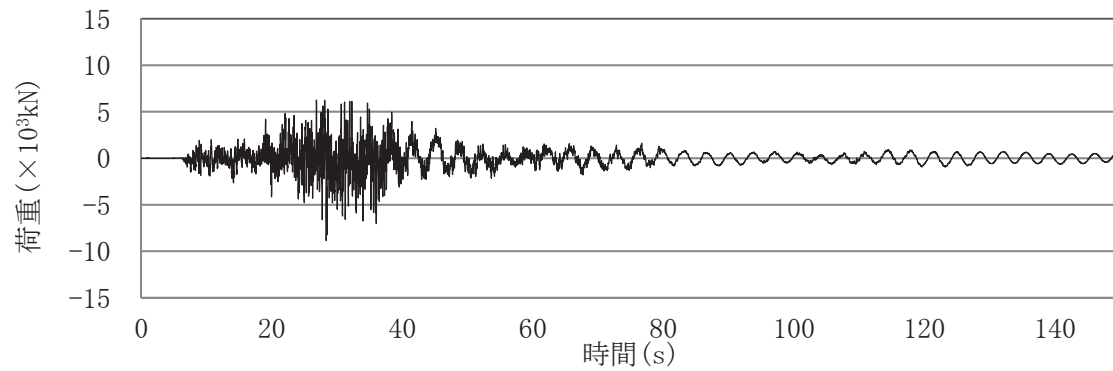


(d) スロッシング荷重 F_s

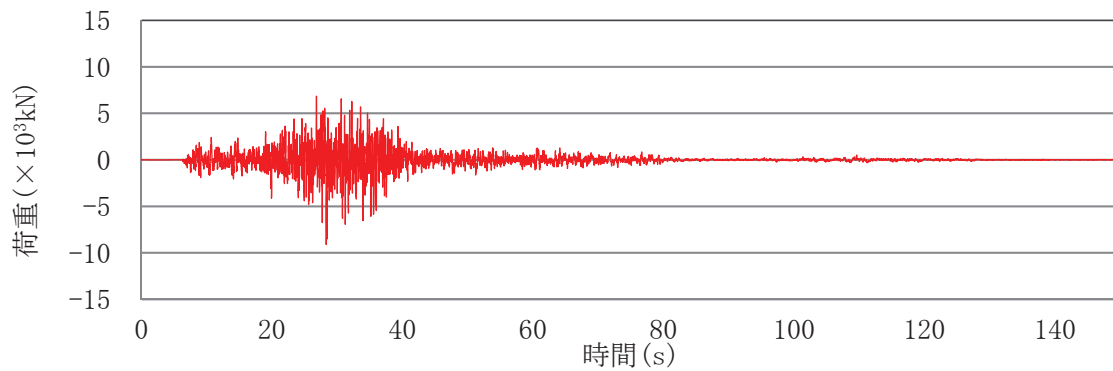
図6 各荷重時刻歴(S s - F 2, 通常運転水位)



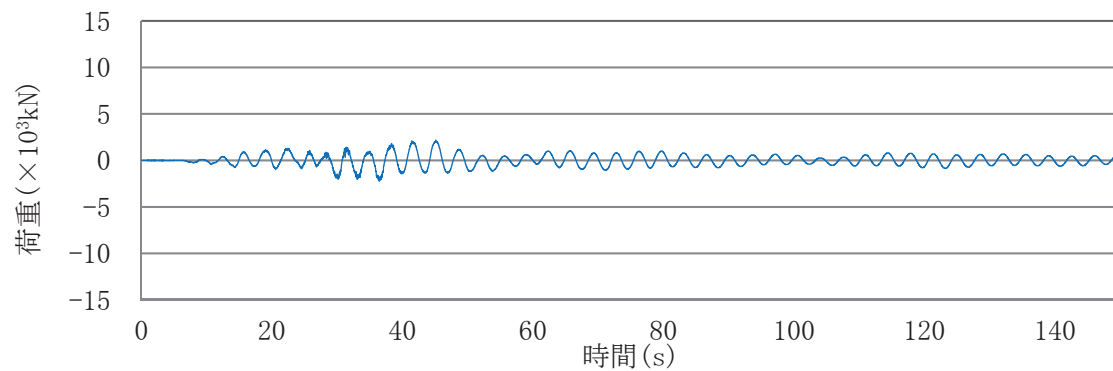
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$



(d) スロッシング荷重 F_s

図7 各荷重時刻歴(S s - F 2, 耐震評価用重大事故等時水位)

表3 スロッシング荷重による最大荷重及び
流体解析で算出した荷重により算定した有効質量比

地震動	水位条件	最大荷重 (×10 ³ kN)	有効質量比
S _s -D 1	通常運転水位	2.42	0.17
S _s -D 2		1.39	0.17
S _s -F 2		1.71	0.17
S _s -D 1	耐震評価用 重大事故等時水位	2.91	0.28
S _s -D 2		2.06	0.28
S _s -F 2		2.24	0.28

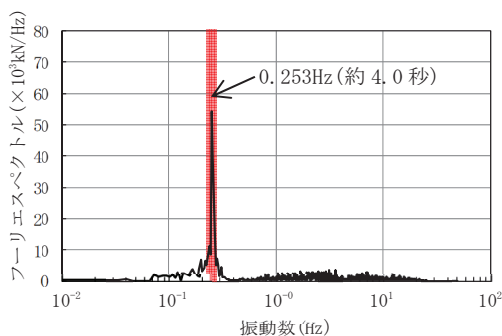


図8 フーリエスペクトル
(S_s-D 1, 通常運転水位)

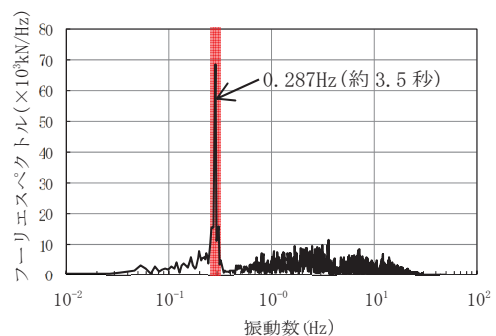


図9 フーリエスペクトル
(S_s-D 1, 耐震評価用重大事故等時水位)

表4 スロッシングの卓越周期

水位条件	卓越周期(s)
通常運転水位	約 4.0 秒
耐震評価用重大事故等時水位	約 3.5 秒

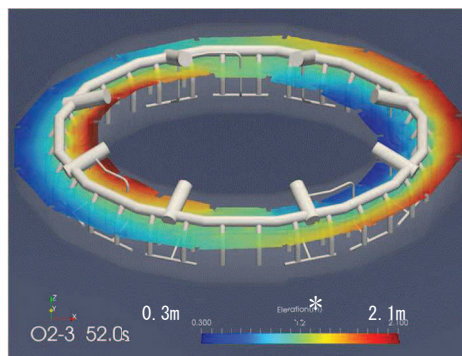


図10 スロッシング解析結果例
(S_s-D 1, 耐震評価用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近)

* 色の違いは、水面高さの違いを表す。
また、高さは、サブプレッションチェンバ
シエル中心位置を 0mとしたものを表して
おり、初期水位は、約 1.2mである。

参考文献 [1] : Housner, G. W. : Nuclear Reactors And Earthquakes, TID Rep. 7024, 1963.

表5 サプレッションチェンバの地震荷重に対するスロッシング荷重の割合

項目	荷重 (N)
① サプレッションチェンバの地震荷重 (耐震評価用重大事故等時水位, S s - F 3))	9.163×10 ⁷
② スロッシング荷重の最大値 (耐震評価用重大事故等時水位, S s - D 1)	2.91×10 ⁶
②/①	約3 (%)

3. 鉛直方向地震動による影響

鉛直方向地震動によるスロッシング荷重への影響について、地震動の入力条件を水平1方向+鉛直方向及び水平1方向のみとした場合のスロッシング荷重を比較し、確認する。

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

3.1 解析モデル

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

3.2 解析条件

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となるS_s-D1を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる耐震評価用重大事故等時水位を用いる。解析条件を表6に示す。

表6 解析条件（鉛直方向地震動）

項目	基本ケース	影響検討ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	影響確認用解析モデル	同左
入力波	S _s -D1	同左
地震動の入力方向	水平1方向 +鉛直方向	水平1方向
水位	耐震評価用 重大事故等時水位	同左

3.3 影響検討結果

評価結果を表7に示す。評価結果から、スロッシング最大荷重は、基本ケースの方が1割程度大きく算出されているが、鉛直方向地震動の影響は小さいことを確認した。

また、基本ケースと影響検討ケースの有効質量比は、一致しており、鉛直方向の地震動による有効質量比への影響はないことを確認した。

表 7 評価結果（鉛直方向地震動）

検討ケース	①基本ケース （水平 1 方向 +鉛直方向入力）	②影響検討ケース （水平 1 方向入力）	①/②
スロッシング 最大荷重（ $\times 10^3 \text{kN}$ ）*	2.91	2.70	1.08
有効質量比	0.28	0.28	1.00

4. 水平2方向入力による影響

水平2方向入力によるスロッシング荷重への影響について、地震動の入力条件を水平1方向+鉛直方向及び水平2方向+鉛直方向とした場合のスロッシング荷重を比較し、確認する。

4.1 解析モデル

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

4.2 解析条件

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となるS_s-D1を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる耐震評価用重大事故等時水位を用いる。解析条件を表8に示す。

表8 解析条件（水平2方向入力）

項目	基本ケース	影響検討ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	影響確認用解析モデル	同左
入力波	S _s -D1	NS方向：S _s -D1 EW方向：位相特性の異なる S _s -D1*
地震動の入力方向	水平1方向 +鉛直方向	水平2方向 +鉛直方向
水位	耐震評価用 重大事故等時水位	同左

*位相特性の異なるS_s-D1の作成方針等については、補足参照

4.3 影響検討結果

評価結果を表9に、最大荷重発生時刻付近（52秒時点）の変位コンター図を図11に示す。

水平2方向入力によるスロッシング荷重の影響について、基本ケース（合成荷重：水平1方向入力の最大荷重値の $\sqrt{2}$ 倍）に比べ、影響検討ケース（水平2方向入力の荷重時刻歴の最大値）は、やや小さいことを確認した。これは、水平2方向入力の影響により、スロッシング荷重が周方向へ分散していること及びEW方向地震動の位相特性によるものと考えられる。また、水平2方向の入力方法を位相反転させた場合の影響は、サプレッションチェンバが円環形状（対称形状）であることから、スロッシング荷重への影響はないと考えられる。よって、サプレッションチェンバのスロッシング荷重評価は、基本ケースのとおり、入力地震動を水平1方向+鉛直方向とすることで保守的になることを確認した。

有効質量比は、基本ケースと影響検討ケースで一致しており、水平2方向入力による有効質量比への影響はないことを確認した。

なお、基本ケース及び影響検討ケースに対するスロッシング最大荷重発生時刻付近の変位コンター図は、ほぼ同様な分布、波高であり、大きな差異がないことを確認した。

表 9 評価結果 (水平 2 方向入力)

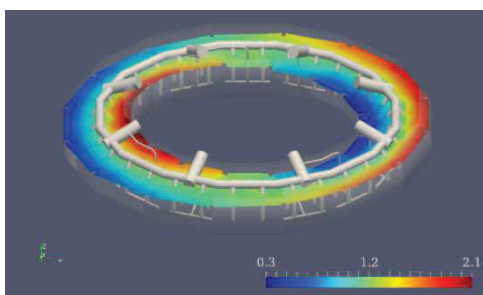
検討ケース		①基本ケース (水平 1 方向 入力)	②影響検討ケース (水平 2 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重(MN)* ¹	NS	2.91	2.88* ²	1.01
	EW	-	2.76* ²	1.05
	合成荷重	4.12* ³	3.23* ⁴	1.28
有効質量比	NS	0.28	0.28	1.00
	EW		0.28	1.00

*1 スロッシング最大荷重は、地震波に依存することから、今後作成する建屋応答に対するスロッシング荷重を確認する必要があるため暫定値

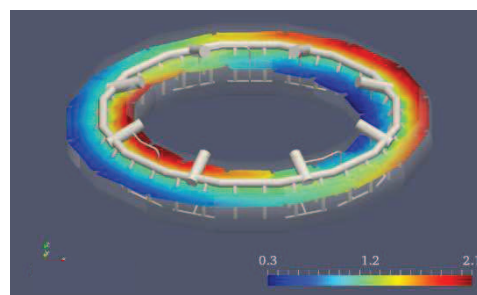
*2 1 方向成分 (NS 若しくは EW) のみに着目した場合の最大荷重

*3 基本ケースの最大荷重の $\sqrt{2}$ 倍の荷重

*4 時刻歴合成 ($\sqrt{NS^2 + EW^2}$) の最大荷重



①基本ケース
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))



②影響検討ケース
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))

* 色の違いは、水面高さの違いを表す。
また、高さは、サブプレッションチェンバ
シエル中心位置を 0m としたものを表して
おり、初期水位は、約 1.2m である。

図 11 変位コンター図

5. 内部構造物による影響

内部構造物によるスロッシング荷重への影響について、解析モデルを主要な内部構造物までモデル化及び容器（強め輪を含む）のみをモデル化した場合のスロッシング荷重を比較し、確認する。

5.1 解析モデル

解析モデルを図 12 に、解析諸元を表 10 に示す。



図 12 解析モデル図

表 10 解析諸元

項目	内容
格子数	約 67 万
格子幅	約 3.5cm～45cm

5.2 解析条件

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となる $S_s - D1$ とし、水平 1 方向 + 鉛直方向に入力する。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる耐震評価用重大事故等時水位を用いる。解析条件を表 11 に示す。

表 11 解析条件（内部構造物）

項目	基本ケース	影響確認ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	影響確認用解析モデル (内部構造物も含めてモデル化)	容器（強め輪を含む）のみモデル化
入力波	$S_s - D1$	同左
地震動の入力方向	水平 1 方向 + 鉛直方向	同左
水位	耐震評価用 重大事故等時水位	同左

5.3 影響検討結果

評価結果を表 12 に示す。評価結果から、スロッシング最大荷重は、基本ケースが影響確認ケースよりもやや小さく算出されることを確認した。これは、内部構造物によりスロッシングが抑制されることによるものと考えられる。

また、基本ケースと影響検討ケースの有効質量比は同等であり、内部構造物による有効質量比への影響がないことを確認した。

表 12 評価結果（内部構造物）

検討ケース	①基本ケース (内部構造物も含めて モデル化)	②影響検討ケース (容器（強め輪を含 む）のみモデル化)	①/②
スロッシング 最大荷重 (MN) *	2.91	3.06	0.95
有効質量比	0.28	0.28	1.00

* スロッシング最大荷重は、地震波に依存することから、今後作成する建屋応答に対するスロッシング荷重を確認する必要があるため暫定値

(補足)

位相特性の異なる模擬地震波

1. 概要

水平2方向及び鉛直方向地震力の同時入力による影響検討を行う際にサブプレッションチェンバのスロッシング解析にはスロッシング荷重が大きく算定される S_s-D1 を代表波として用いている。この際、水平1方向には、 S_s-D1 を用いるが、その直交方向には S_s-D1 とは位相特性の異なる模擬地震波を用いている。

ここでは、 S_s-D1 の直交方向の模擬地震波について示す。

2. 基準地震動 S_s の水平方向に組み合わせる地震動の作成方針

S_s-D1 とは位相特性の異なる模擬地震波は、「補足-600-5 水平2方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について」における水平2方向及び鉛直方向地震力の組合せの影響評価に用いる模擬地震波等の作成方針に基づき作成されたものである。

3. スロッシング解析に用いる入力波

スロッシング解析に用いる入力波は、 S_s-D1 及び S_s-D1 と位相特性の異なる模擬地震波を用いて、建屋応答解析を実施し、得られた応答加速度時刻歴を用いている。

応答加速度時刻歴波形を図1及び図2に、それぞれの地震波を2方向入力した場合の建屋応答加速度のオービットを図3に、床応答加速度スペクトルを図4に示す。

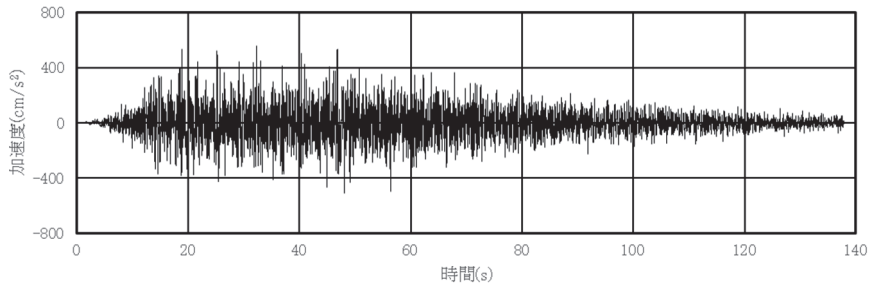


図1 S s - D 1 の応答加速度時刻歴波形

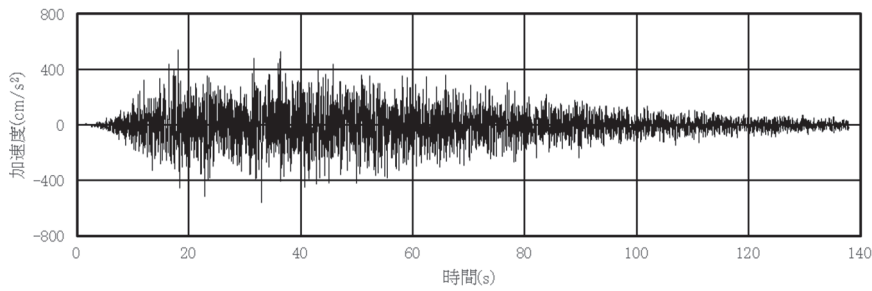


図2 S s - D 1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答加速度時刻歴波形

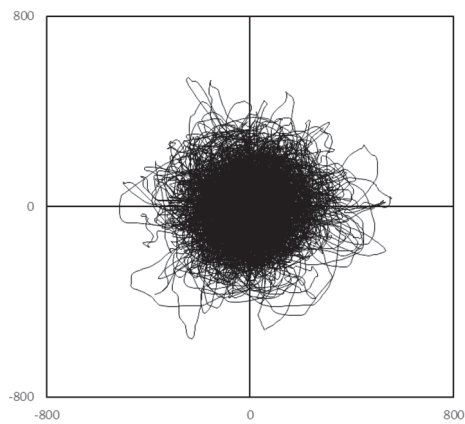


図3 S s - D 1 による建屋応答加速度のオービット
(位相が異なる地震波を2方向入力した場合)

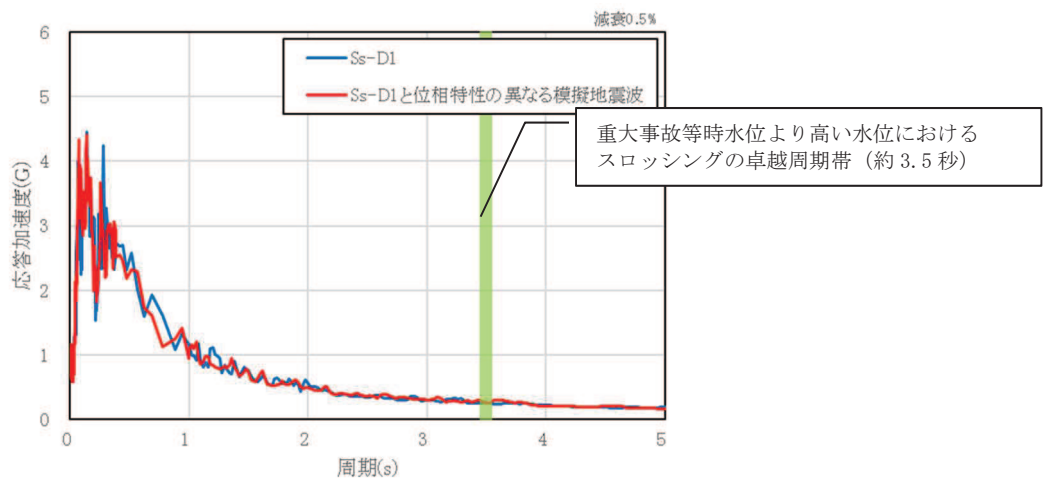


図4 床応答加速度スペクトル

規格基準における有効質量比との比較

1. はじめに

本資料は、NASTRAN による有効質量比算出の妥当性を確認するため、容器構造設計指針・同解説（2010年3月改訂版）（以下「容器指針」という。）に記載されている球形タンク及び円筒タンクの有効質量比と NASTRAN による有効質量比の算出結果の比較検討を行う。

2. 解析結果

(1) 球形タンク

NASTRAN の解析モデルを図 1、解析モデル諸元を表 1、NASTRAN による有効質量比の算出結果及び容器指針における球形タンクの有効質量比を図 2 に示す。

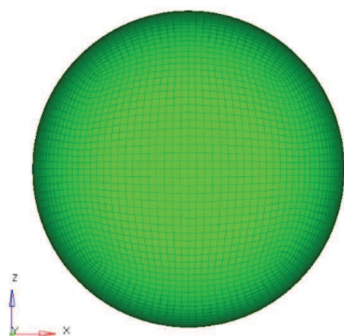
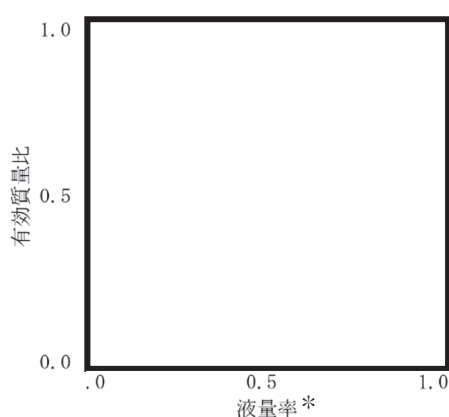


図 1 球形タンク解析モデル

表 1 球形タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
メッシュ数	約 5400



注記 * : 液量率
= 液体の体積 / 球形タンクの容積

図 2 球形タンクの有効質量比

(2) 円筒タンク

NASTRAN の解析モデルを図 3，解析モデル諸元を表 2，NASTRAN による有効質量比算出結果及び容器指針における円筒タンクの有効質量比を図 4 に示す。

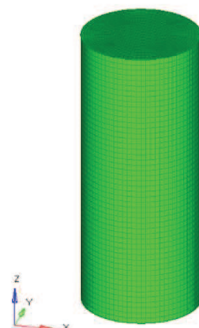


図 3 円筒タンク解析モデル

表 2 円筒タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
高さ	2.5m
メッシュ数	約 6400

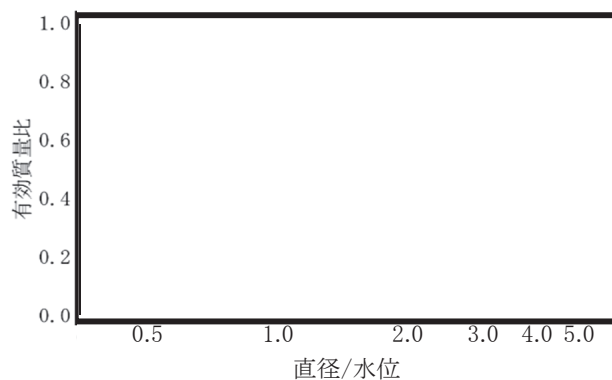


図 4 円筒タンクの有効質量比

4. 検討結果

図 2 及び図 4 の比較結果から，NASTRAN による有効質量比算出結果と容器指針における有効質量比がほぼ一致しており，NASTRAN による有効質量比算出は妥当であることを確認した。

原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性について

1. 概要

サプレッションチェンバは、ドライウェルとベント管を介して接続されるが、ベント管に設けられたベント管ベローズ（材質：オーステナイト系ステンレス鋼（SUS316L））により相対変位を吸収する構造となっているため、サプレッションチェンバの耐震評価に当たっては、ドライウェルの地震応答と切り離し、原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いている。

本資料では、ベント管ベローズの構造及びサプレッションチェンバへの地震応答への影響を確認し、上記扱いの妥当性について確認する。

2. ベント管ベローズの構造

ベント管ベローズは、図1に示すとおり、サプレッションチェンバとベント管の熱膨張による相対変位や地震相対変位を吸収できる構造となっている。

また、地震相対変位によるサプレッションチェンバへの反力は、ベント管ベローズのばね定数と地震相対変位により算定することができる。サプレッションチェンバの荷重伝達イメージを図2に示す。

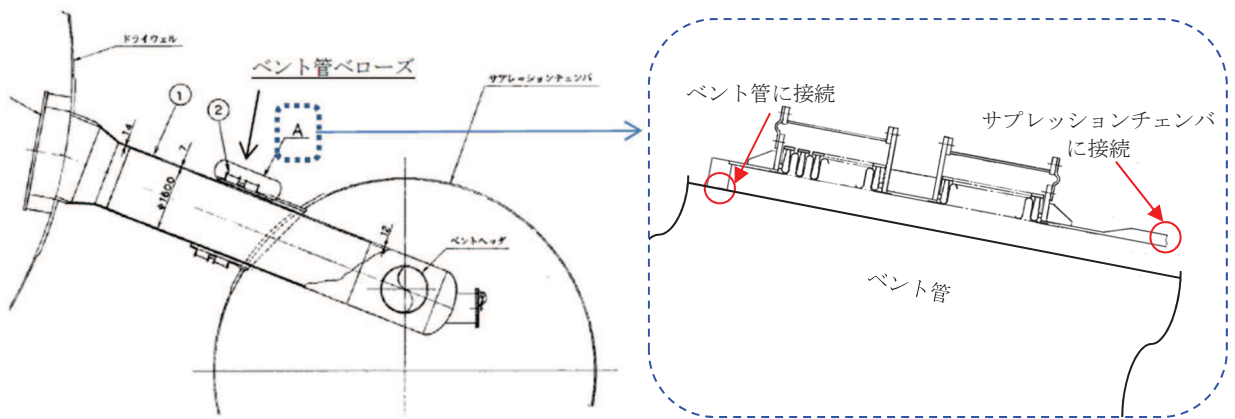
3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

サプレッションチェンバとベント管の地震相対変位、ベント管ベローズの反力、サプレッションチェンバの地震荷重及びそれらの比率を表1に示す。評価用地震動は、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」（原子炉建屋0.P.-8, 100mm, 減衰1%（RB-SsH-RBB3-010））に記載のものを用いた。地震相対変位によるベント管ベローズの反力は、サプレッションチェンバの地震荷重に対して1%程度と軽微であり、サプレッションチェンバの地震応答解析に原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いることは、妥当と考えられる。

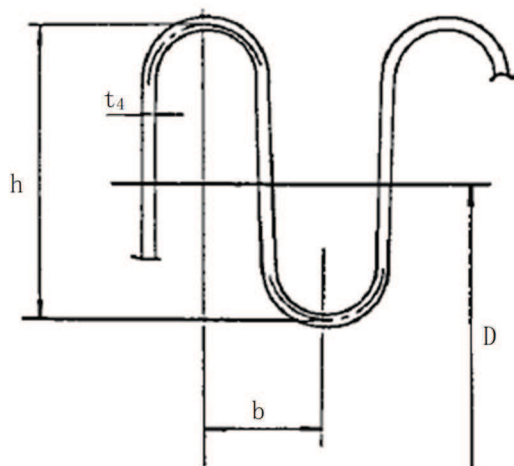
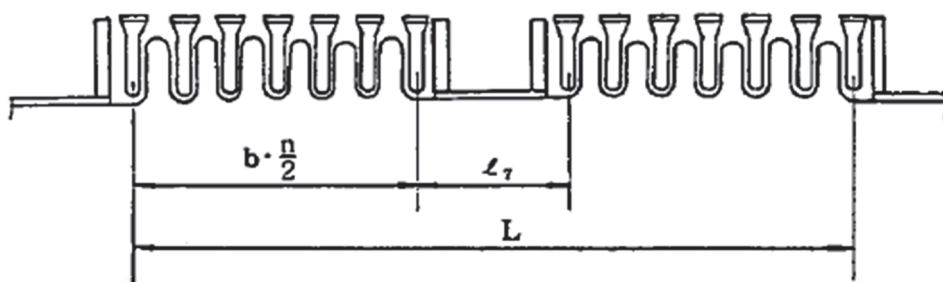
なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が 1sec^{-1} 以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている^[1]。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $7.9 \times 10^{-2}\text{sec}^{-1}$ 程度*であり、上記知見を踏まえると、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

* サプレッションチェンバの地震応答解析モデルの固有周期Tに対するサプレッションチェンバの最大ひずみ量 ε の比（ ε/T ）からひずみ速度（ sec^{-1} ）を算出

参考文献[1]:Hiroe Kobayashi et al., Strain Rate of Pipe Elbow at Seismic Event and Its Effect on Dynamic Strain Aging, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, July 26-30, 2009



a. ベント管ベローズの構造概要



- D = 1875
- b = 25
- L = 828
- $l_1 = 228$
- $t_4 = 2$
- h = 73
- n = 2×6×2
- = 24

b. ベント管ベローズの主要寸法

図1 ベント管ベローズの構造

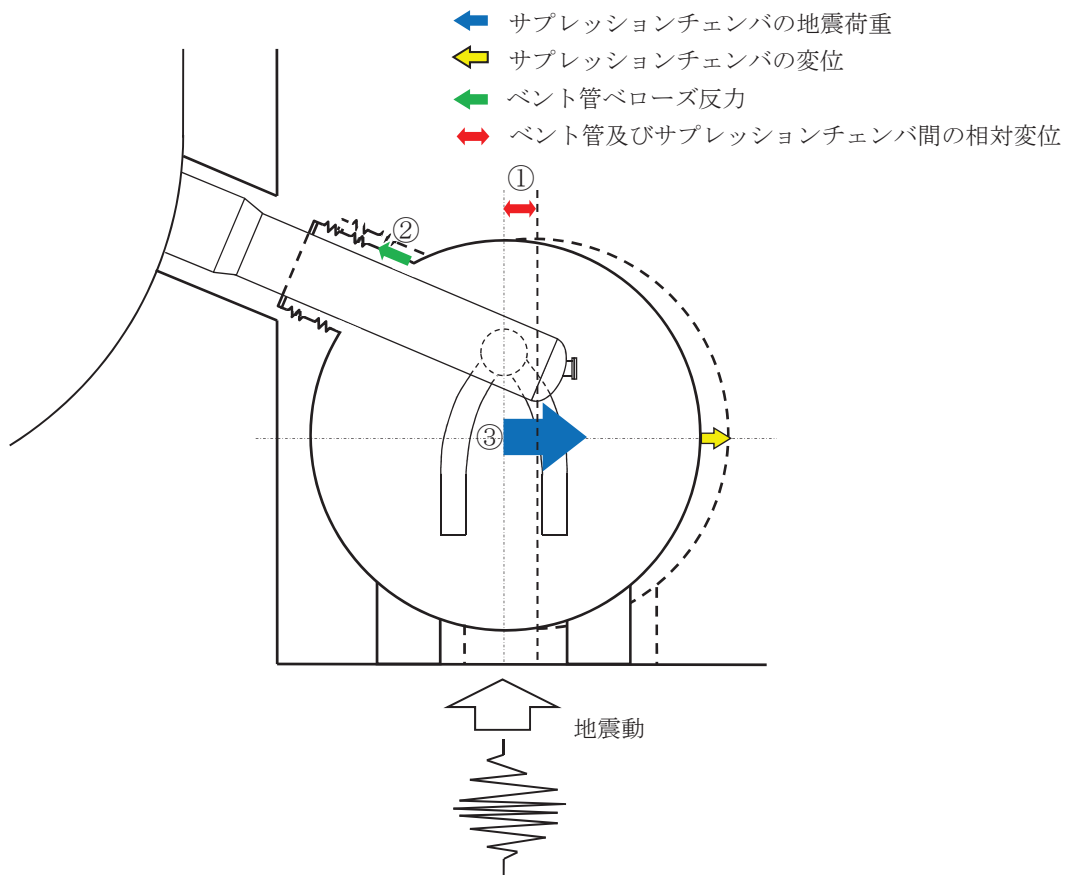


図2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表1 相対変位による影響評価結果

項目*	評価値
① 地震相対変位	211.4 mm
② 地震相対変位による ベント管ベローズの反力	1.029×10^5 (N)
③ サプレッションチェンバ の地震荷重	9.281×10^7 (N)
比率 (②/③)	1%

注記

ボックスサポートの耐震評価における応力算出方法の考え方

1. 概要

ボックスサポートの耐震評価における応力算出は、既工認で公式等による応力評価を行っていることを踏まえ、今回工認においても同様に公式等による応力評価を行い、個別に詳細評価が必要な場合に FEM 解析による応力評価を行っている。なお、サプレッションチェンバの応力評価は、3次元 FEM 解析モデルによる応力評価を行っている。

本書では、今回工認におけるボックスサポートの耐震評価における応力算出方法に対して、公式等による応力評価を行うことの方針について説明する。

2. 耐震評価における応力算出方法の考え方

2.1 適用規格

サプレッションチェンバ及びボックスサポートは、原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601・補-1984, JEAG4601-1987 (以下「JEAG4601」という。)に基づき、サプレッションチェンバは原子炉格納容器として、ボックスサポートは原子炉格納容器の支持構造物として耐震評価を行う。また、JEAG4601において、原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価について地震力と他の荷重を組み合わせた場合には、原則として過大な変形がないようにすることが求められている。

2.2 原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価

原子炉格納容器に対する地震荷重との組合せ評価は、JEAG4601 に従い、以下の項目に対する応力評価が要求される。

- ① 一次応力評価
- ② 一次+二次応力評価
- ③ 一次+二次+ピーク応力評価 (疲れ解析)

ただし、原子炉格納容器の一次+二次+ピーク応力評価 (疲れ解析) は、設計・建設規格 JSME NC1 2005/2007 PVB-3140 (6) の要求を満足する場合、評価を省略することができる。なお、一次+二次応力評価に対する許容応力 $3S_m$ を超える場合は、評価対象部位の応力集中係数を用いた一次+二次+ピーク応力評価又は3次元 FEM 解析による疲れ解析を行う。

一方、原子炉格納容器の支持構造物に対する地震荷重との組合せ評価は、JEAG4601 上、一次応力、一次+二次応力に対する応力評価が要求されており、一次+二次+ピーク応力に対する応力評価は要求されていない。

2.3 ボックスサポートの耐震評価における応力算出方法

上記のとおり、ボックスサポートは、原子炉格納容器の支持構造物に該当する。原子炉格納容器の支持構造物に対する要求事項に基づき、ボックスサポートの耐震評価は、一次応力及び一次+二次応力に対する応力評価を行い、過大な変形がないことを確認する。また、耐

震評価における応力算出については、ボックスサポートの構造から面外変形もなく単純な曲げ・せん断変形が主であること、一次+二次+ピーク応力といった局所的な応力評価要求がないことから、既工認に用いた公式等による応力評価からの変更は不要と判断している。なお、フランジプレート（外側）のように、公式等による応力評価の結果、詳細評価が必要な場合には、FEMモデルを用いた応力解析を行う。

6.1.3 荷重の組合せと許容限界

荷重の組合せと許容限界についての原則を以下に示すが、^{(6.1.1-1), (6.2.1-1)}詳細は参考文献を参照のこと。

(1) 荷重の組合せ

- a. 地震動によって引き起こされるおそれのある事象については、その荷重を組合せる。
- b. 地震動によって引き起こされるおそれのない事象については、その事象の発生確率と荷重の継続時間及び地震の発生確率を考え、同時に発生する確率が高い場合にはその組合せを考慮するものとする。

(2) 許容限界

a. As クラス

- (a) 基準地震動 S_1 又は静的震度による地震力と他の荷重とを組合せた場合には、原則として弾性状態にあるようにする。
- (b) 基準地震動 S_2 による地震力と他の荷重とを組合せた場合には、原則として過大な変形がないようにする。

b. A クラス

上記 a. (a)と同じ

c. B 及び C クラス

静的震度による地震力と他の荷重と組合せた場合には、原則として弾性状態にあるようにする。

<第2種容器に対する評価>

2.1.2 第2種容器の許容応力

第2種容器の許容応力を次に示す。

応力分類 許容 応力状態	1次一般膜応力	1次膜応力+ 1次曲げ応力	1次+2次応力	1次+2次+ ピーク応力	特別な応力限界	
					純せん断 応力	支圧応力
設計条件	S	1.5 S	—	—	—	—
I _A	—	—	(1) 3 S	(2) 運転状態 I 及び II における荷重 の組合せについ て疲れ解析を行 い疲れ累積係数 が1.0 以下であ ること。	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
II _A	—	—			(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
III _A	S _y と2/3 S _u の 小さい方。ただ しオーステナイ ト系ステンレス 鋼及び高ニッケ ル合金については 1.2 Sとする。	左欄の1.5 倍の値	—	—	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
IV _A	構造上の連続な 部分は0.6 S _u 、 不連続な部分は S _y と0.6 S _u の 小さい方。ただ しオーステナイ ト系ステンレス 鋼及び高ニッケ ル合金については 、構造上の連続 な部分は2 S と0.6 S _u の小 さい方、不連続 な部分は1.2 S とする。	左欄の1.5 倍の値	—	—	—	—
III _A S	S _y と0.6 S _u の 小さい方。ただ しオーステナイ ト系ステンレス 鋼及び高ニッケ ル合金については 1.2 Sとする。	左欄の1.5 倍の値	(3) 3 S 〔S ₁ 又はS ₂ 地震動のみ による応力 振幅につい て評価する。〕	(4)(5) S ₁ 又はS ₂ 地震 動のみによる疲 れ解析を行い疲 れ累積係数を求 め、運転状態 I、 II における疲れ 累積係数との和 が1.0 以下であ ること。	0.6 S	(8) S _y (1.5 S _y)
IV _A S	構造上の連続な 部分は0.6 S _u 、 不連続な部分は S _y と0.6 S _u の 小さい方。ただ しオーステナイ ト系ステンレス 鋼及び高ニッケ ル合金については 、構造上の連続 な部分は2 S と0.6 S _u の小 さい方、不連続 な部分は1.2 S とする。	左欄の1.5 倍の値			0.4 S _u	(8) S _u (1.5 S _u)

- 注：(1) $3S$ を超えるときは、告示第14条の弾塑性解析を用いることができる。 (S_m) を S と読替える。
- (2) 告示第13条第1項第三号を満たすときは疲れ解析を行うことを要しない。 (S_m) を S と読替える。
- (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。
- (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。
ただし、へ項の“応力の全振幅”は“ S_1 又は S_2 地震動による応力の全振幅”と読替える。
- (5) 運転状態Ⅰ、Ⅱにおいて、疲れ解析を要しない場合は、地震動のみによる疲れ累積係数が1.0以下であること。
- (6) 告示第13条第1項第一号チによる。
- (7) 告示第13条第1項第一号リによる。
- (8) ()内は、支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値

2.8.2 第2種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

2.8.3 第3種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

応力分類 許容 応力状態	1次応力					1次+2次応力				
	引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧	引張 圧縮	せん断	曲げ	支圧	座屈
設計条件	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
I _A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
II _A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
III _A	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	—	—	—	—	—
IV _A	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$					
III _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b^{(2)}$	$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_b^{(2)(4)}$
IV _A S	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	(S_1 又は S_2 地震動の みによる応力振幅に ついて評価する)			$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$

- 注：(1) すみ肉溶接部にあつては最大応力に対して $1.5f_s$ とする。
 (2) 告示第88条第3項第一号イ(=)により求めた f_b とすること。
 (3) 応力の最大圧縮値について評価する。
 (4) 自重、熱膨張等により常時作用する荷重に、地震動による荷重を重ね合せて得られる応力の圧縮最大値について評価を行うこと。
 (5) 鋼構造設計規準（日本建築学会（1970年度制定））等の幅厚比の制限を満足すること。
 (6) 上記応力の組合せが考えられる場合には、組合せ応力に対しても評価を行うこと。
 (7) 耐圧部に溶接等により直接取り付けられる支持構造物であつて耐圧部と一体の応力解析を行うものについては耐圧部と同じ許容応力とする。

サブプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による有効性評価等への影響

1. 概要

本資料は、サブプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による設備の構造変更によって設計基準事故及び重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価等」という。）へ与える影響について検討したものである。

2. 耐震補強対策等の対象

サブプレッションチェンバ本体の耐震補強対策（強め輪）が有効性評価等へ与える影響について検討した。なお、本検討では、新規制基準後工事に加えて、新規制基準前に実施したECCS系ストレーナの取替工事等も考慮した。

3. 有効性評価等への影響検討方針

耐震補強対策等による補強部材の追加や構造変更によってサブプレッションチェンバ空間部体積及び水量が変化するため、有効性評価等に与える影響について確認する。

併せて、耐震補強対策による補強部材の追加によって、LOCA時等の水温や内部水の流動に与える影響についても確認する。

4. 有効性評価等への影響検討結果

① 有効性評価等の空間部体積及び水量への影響

有効性評価等における空間部体積及び水量の評価条件及び耐震補強対策等前後の空間部体積及び水量の算定結果の比較結果を表1に示す。比較の結果から、耐震補強対策等による空間部体積及び水量の減少はわずかであり、有効性評価等で用いている評価条件以上の体積が確保されることを確認した。

表1 有効性評価等の評価条件及び耐震補強対策等前後の空間部体積及び水量の比較結果

事象	パラメータ	評価条件 (m ³)	工事前の 体積 (m ³) *	工事後の 体積 (m ³) *
設計基準事故	空間部体積	4700		
	水量	2800		
重大事故等 - 炉心損傷防止 (TC除く) - 格納容器破損防止	空間部体積	5100		
	水量	2850		
重大事故等 - 炉心損傷防止 (TC)	空間部体積	5150		
	水量	2800		

注記*：工事前後の体積は10m³未満を切り捨て

② LOCA時等の水温や内部水の流動影響

耐震補強対策等の補強部材追加による水温や内部水の流動への影響は、LOCA時及び主蒸気逃がし安全弁作動時に着目して考察を行った。

LOCA時の水温や内部水の流動影響については、耐震補強対策等によってベント管、ダウンカム内部の構造変更がなく、ベント管からの蒸気及び高温水がダウンカムから各ベイに放出されることになるため、耐震補強前の状態と変わらず補強による影響はない。また、ダウンカムから蒸気流出後においては、サプレッションチェンバ水平断面に対して補強部材の投影面積がごくわずかであること、単一ベイ中でも複数のダウンカムが分散していることなどから、内部水の流動への影響はほとんどないと考えられる。

主蒸気逃がし安全弁作動時に係る試験時の知見(NUREG/CR-3471)によれば、隣接ベイへの流動による熱移動は、高温水が主にプール上部の水面に近い領域を拡散することで行われる(図1)。そのため、主蒸気逃がし安全弁作動時の水温や内部水の流動影響は、阻害要因となる強め輪がトラス壁面近傍にあるものの、実機サプレッションチェンバの水面に近い領域においてベイ間の流路が十分に広いため(図2)、隣接ベイへの流動による熱移動が阻害されることはないと考えられる。なお、クエンチャ近傍のトラス断面内では、図1の上図に示すような断面に沿った流れも生じるが、この領域に強め輪はなく、サプレッションチェンバ水平断面に対して補強部材の投影面積ごくわずかであることから、内部水の流動への影響はほとんどないと考えられる。

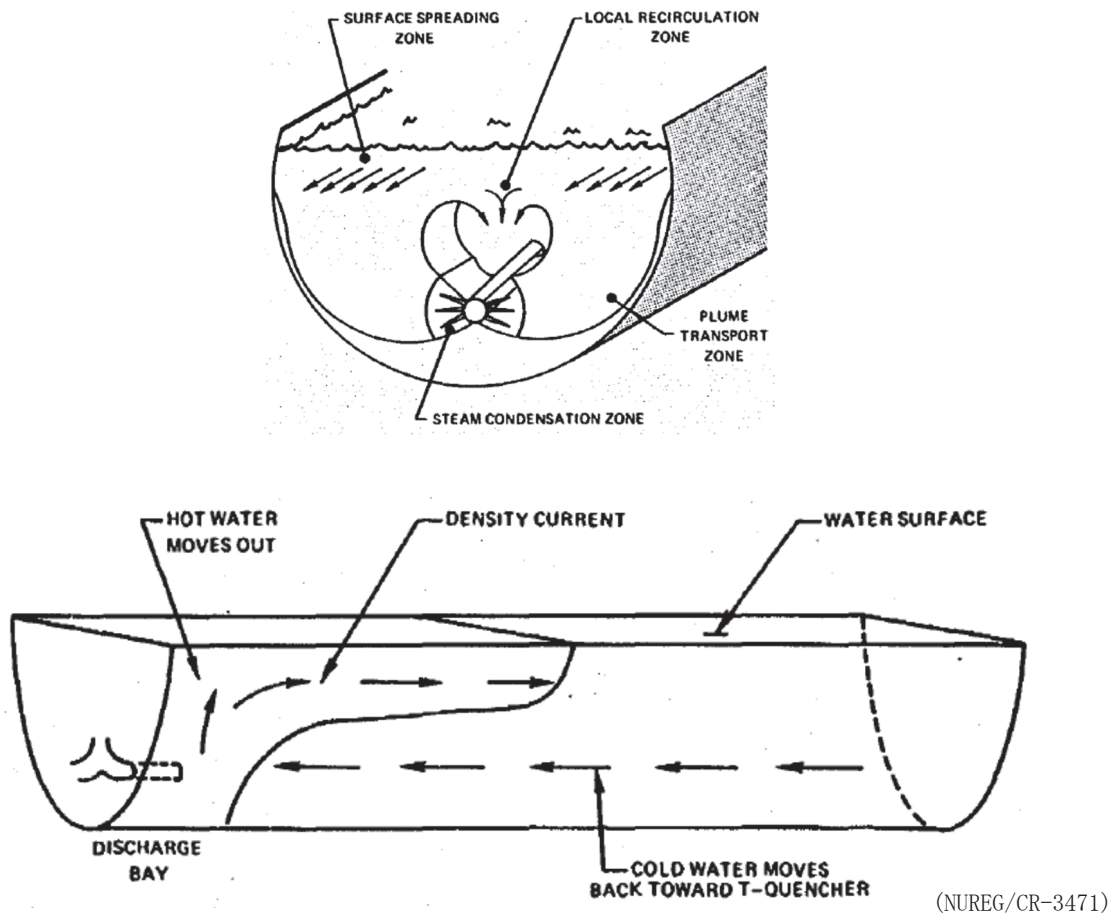


図1 内部水の流動 (概念図)



図2 サプレッションチェンバ断面図

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-12_改 2
提出年月日	2021年4月23日

補足-600-12 竜巻防護ネットの耐震構造設計（支承構造）についての

補足説明資料

目 次

1. 概要	1
2. 基本方針	1
2.1 要求事項	1
2.2 構造の概要	1
2.3 評価方針	7
2.4 適用規格・基準等	8
3. 耐震評価方法	9
3.1 解析方針	9
3.2 設計用床応答スペクトル	9
3.3 解析モデル及び諸元	16
3.4 固有値解析結果	23
3.5 荷重の設定方法	26
3.6 評価対象部位	28
3.7 許容限界	30
3.8 各部の評価方法	32
4. 構造健全性確認結果	42
5. まとめ	44

添 付 資 料

- 添付資料 1 ゴム支承の構造検討について
- 添付資料 2 適用規格及び設計方法の比較, 検証
- 添付資料 3 適用規格及び評価方法の妥当性検証
- 添付資料 4 設計用床応答スペクトル及びモード図について
- 添付資料 5 地震時における異常要因分析
- 添付資料 6 ゴム支承及び可動支承の耐震設計について
- 添付資料 7 地震時の鉛直方向変位について
- 添付資料 8 竜巻防護ネット構造部材の質量詳細について
- 添付資料 9 竜巻防護ネットと海水ポンプ室の相互作用について
- 添付資料 10 設置許可段階からの構造変更について
- 添付資料 11 竜巻防護ネットの耐震設計に適用する手法の妥当性確認について
- 添付資料 12 ゴム支承の鉛直剛性による固有周期への影響
- 添付資料 13 ゴム支承の物性の不確かさケースの評価結果について

1. 概要

設計基準対象施設のうち耐震重要度分類 S クラスに属する施設, その間接支持構造物及び屋外重要土木構造物 (以下「S クラス施設等」という。) が下位クラス施設の波及的影響によってその安全機能を損なわないこと, また, 重大事故等対処施設のうち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並びにこれらが設置される常設重大事故等対処施設 (以下「重要 SA 施設」という。) が下位クラス施設の波及的影響によって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については, 添付書類「VI-2-1-5 波及的影響に係る基本方針」(詳細は補足説明資料「補足-600-4 下位クラス施設の波及的影響の検討について」) に示す。) において確認している。

添付書類 VI-2-1-5 において抽出された下位クラス施設のうち, 女川 2 号機の竜巻防護ネットについては, 基準地震動 S_s に対して十分な構造強度を有することを確認することで S クラス施設等及び重要 SA 施設 (以下「上位クラス施設」という。) へ地震時に影響を及ぼさないことを説明する。

本資料では, 竜巻防護ネットの耐震設計方針を示すとともに, 工事計画認可申請で提示する耐震評価の構造健全性について説明する。

2. 基本方針

2.1 要求事項

竜巻防護ネットは飛来物から原子炉補機冷却海水ポンプ等を防護するものであり, 地震時にその機能を求められるものではなく, 耐震 C クラスに分類されるが, 上位クラス施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等に対し, 地震時において竜巻防護ネットの損傷等により波及的影響を及ぼさないよう, 基準地震動 S_s に対して十分な構造強度を有することが求められる。

2.2 構造の概要

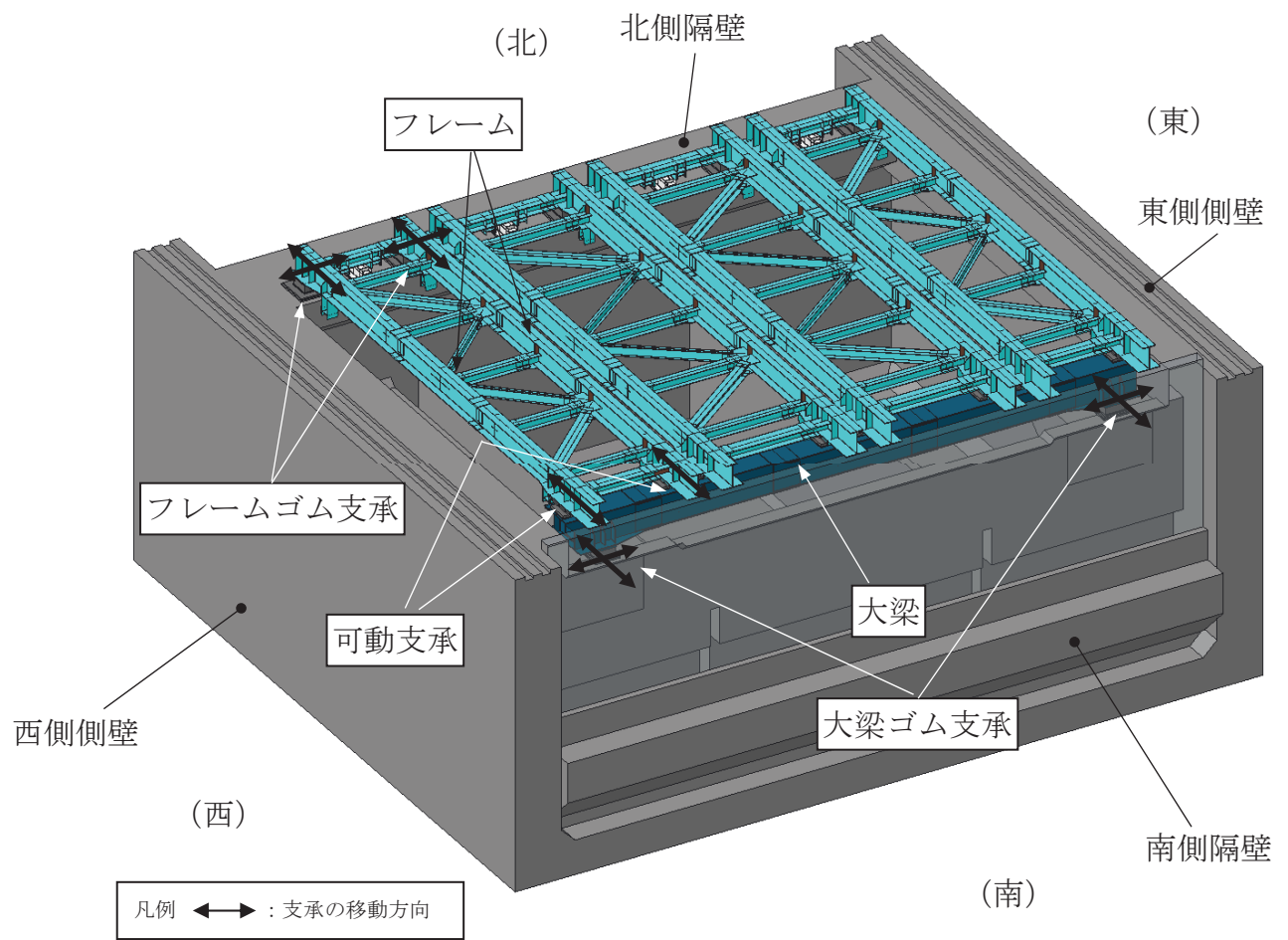
竜巻防護ネットは海水ポンプ室 (補機ポンプエリア) にフレームに取り付けたネットを配置することで, 原子炉補機冷却海水ポンプ等を防護する構造である。

海水ポンプ室 (補機ポンプエリア) の南側隔壁のコーベル上に, フレーム支持用の大梁を設置する。この大梁と北側隔壁天面に支持部を設け, ネット及び防護板を取り付けたフレームを支持する。

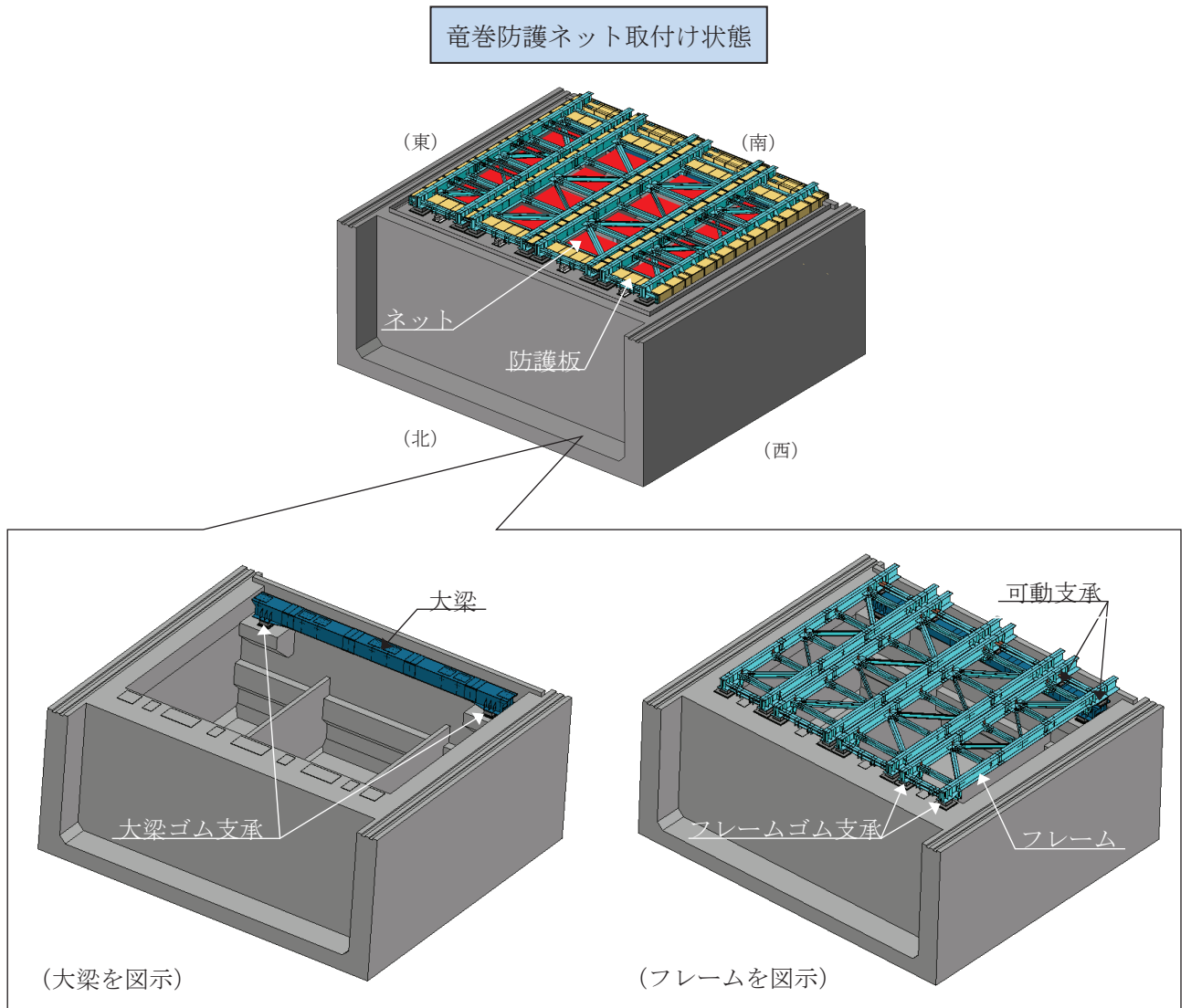
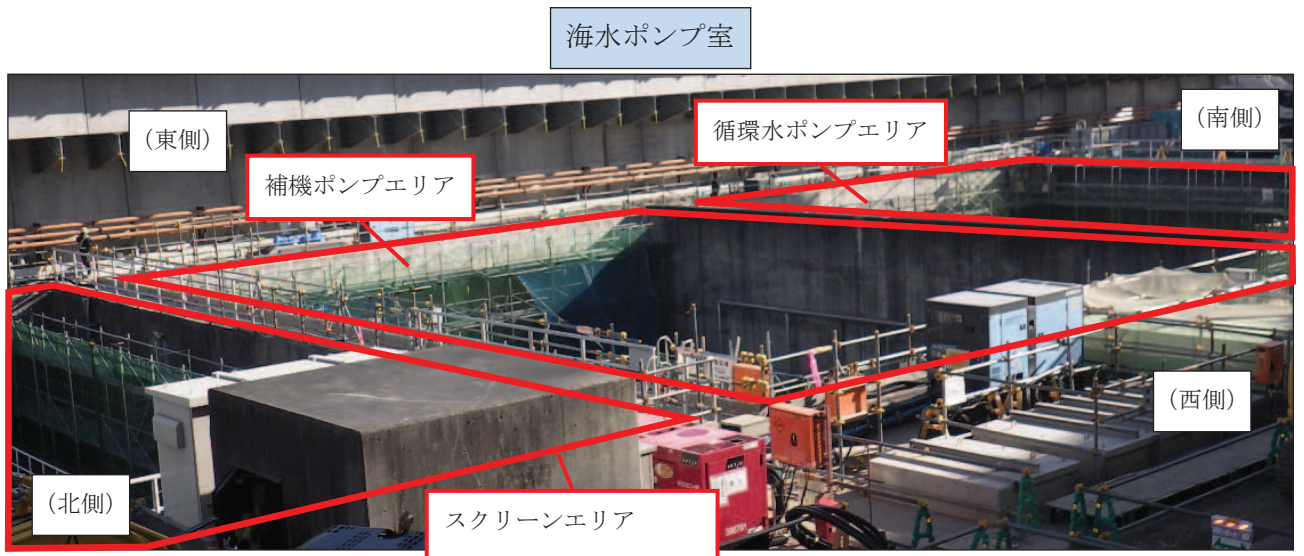
また, 大梁とフレームとの接続部には可動支承を設置し, 南側隔壁と大梁の接続部及び北側隔壁とフレームとの支持部にはゴム支承を設置する。ゴム支承の採用は, ゴム支承のアイソレート機能により竜巻防護ネットの固有周期をやや長周期化することで, 海水ポンプ室への反力を低減することを目的としている。また, フレームと大梁の接続部に可動支承を採用することで, フレームや大梁の熱伸びによる変位を吸収する構造とし, メンテナンス性 (分解作業の作業性) を向上することを目的としている。

竜巻防護ネットの概要図を第2.2-1図及び第2.2-2図に示す。また、竜巻防護ネットの構成部材の仕様を第2.2-1表に、質量の内訳を第2.2-2表に示す。

竜巻防護ネットの構造検討や採用理由について添付資料1に詳細を示す。また、設置許可以降の設計進捗により一部構造が変更となっていることから、設置許可段階からの構造の変更点を添付資料10に示す。



第2.2-1図 竜巻防護ネットの概要図（南西側から見た場合）



第 2.2-2 図 竜巻防護ネットの概要図（北西側から見た場合）

第 2.2-1 表 竜巻防護ネットの仕様

総質量		約 358ton
全体形状		約 26m (東西方向) × 約 23m (南北方向) 高さ 約 1m
ネット (金網部)	構成	主金網×2 枚+補助金網×1 枚 なお, 金網はワイヤロープにて 4 辺支持する。
	寸法	線径: ϕ 4mm 目合い寸法: 主ネット 50mm, 補助ネット 40mm
	主要材料	硬鋼線材, 亜鉛めっき鋼線
フレーム	数量	4 組
	寸法	長さ×幅×高さ 主桁 : 約 23m×0.6m×1.0m 横補強材: 約 5.4m×0.4m×0.4m 約 5.4m×0.5m×0.4m 約 4.3m×0.4m×0.4m 約 4.3m×0.5m×0.4m ブレース: 約 5.9m×0.4m×0.4m 約 5.9m×0.2m×0.4m 約 6.8m×0.4m×0.4m 約 6.8m×0.2m×0.4m
	主要材料	SM490A, SM400A, SS400
大梁	寸法	長さ×幅×高さ: 約 25m×1.6m×1.3m
	主要材料	SM490A
ゴム支承	仕様	水平力分散型
	数量	大梁用: 4 個 (2 組 (2 個/組)) フレーム用: 8 個 (4 組 (2 個/組))
可動支承	数量	8 個 (4 組 (2 個/組))
防護板	材料	SM400A
耐震クラス	—	C (S s) *

注記 *: 耐震クラスは C クラスであるが, ネットの下部に S クラスの設備 (RSW ポンプ等) が設置されているため波及的影響防止の観点で基準地震動 S s に対して十分な構造強度を有することを確認する。

第2.2-2表 竜巻防護ネットの質量内訳

部材		数量	質量 (t) *
ネット		16基	12
フレーム		4基	152
大梁		1基	63
ゴム支承	フレーム	8基	13
	大梁	4基	7
可動支承		8基	21
防護板	フレーム (FR1) 付	1式	27
	フレーム (FR2) 付	1式	18
	フレーム (FR3) 付	1式	18
	フレーム (FR4) 付	1式	27
総質量			358

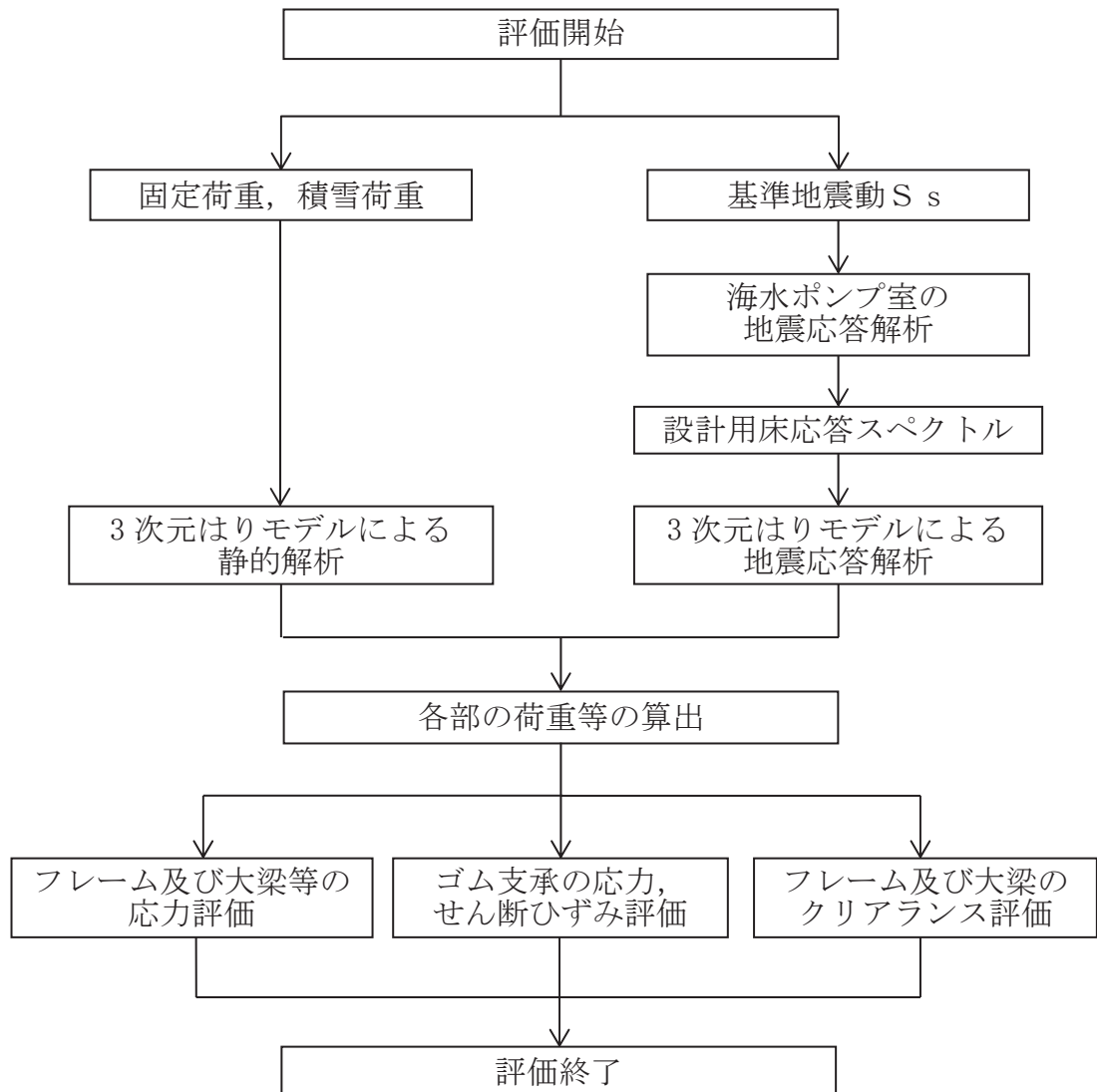
注記 * : フレーム及び大梁を例に質量の詳細データを添付資料8に示す。

2.3 評価方針

竜巻防護ネットの耐震評価は、基準地震動 S_s による地震力に対して応力評価等を行い、崩壊又は落下によって海水ポンプ室内の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないことを確認する。

フレーム、大梁及び支持機構（ゴム支承、可動支承）等を対象とした3次元はりモデルによる地震応答解析を実施し、基準地震動 S_s 時（以下「 S_s 地震時」という。）にフレーム及び大梁の鋼製部材に発生する応力、ゴム支承に発生する応力及びせん断ひずみ並びに可動支承に発生する荷重が許容限界に収まることを確認する。また、 S_s 地震時のフレーム及び大梁の移動量が部材間のクリアランスを超えないことにより、部材同士の接触が生じないことを確認する。なお、地震荷重の組合せとして積雪荷重を考慮する。

竜巻防護ネットの耐震評価フローを第2.3-1図に示す。



第2.3-1図 竜巻防護ネットの耐震評価フロー

2.4 適用規格・基準等

竜巻防護ネットの評価に適用する規格は、原子力発電所の施設設計に用いる、J SMEやJ E A G 4 6 0 1の適用を基本とするが、ゴム支承の評価方法はJ SME等に規定されていないことから、道路橋示方書及び道路橋支承便覧を適用する。なお、道路橋用のゴム支承を適用した理由については添付資料1に、支承部の評価に用いる道路橋示方書、道路橋支承便覧の適用性検証の詳細は添付資料2及び添付資料3に示す。

- ・ J S M E S N C 1 - 2005/2007 発電用原子力設備規格 設計・建設規格
- ・ 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)
- ・ 原子力発電所耐震設計技術指針 (J E A G 4 6 0 1 - 1987)
- ・ 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)
- ・ 日本建築学会 2005年 鋼構造設計規準 - 許容応力度設計法 -
- ・ 建築基準法 (昭和 25 年 5 月 24 日法律第 201 号)
建築基準法施行令 (昭和 25 年 11 月 16 日政令第 338 号)
- ・ 日本道路協会 平成 14 年 3 月 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編
- ・ 日本道路協会 平成 16 年 4 月 道路橋支承便覧
- ・ J I S B 1 0 5 1 - 2014 炭素鋼及び合金鋼製締結用部品の機械的性質
- 強度区分を規定したボルト、小ねじ及び植込みボルト - 並目ねじ及び細目ねじ
- ・ J I S G 3 1 0 1 - 2015 一般構造用圧延鋼材
- ・ J I S G 3 1 0 6 - 2015 溶接構造用圧延鋼材
- ・ J I S G 3 1 3 8 - 2005 建築構造用圧延棒鋼
- ・ J I S G 4 3 0 4 - 2012 熱間圧延ステンレス鋼板及び鋼帯
- ・ J I S G 4 3 0 5 - 2012 冷間圧延ステンレス鋼板及び鋼帯
- ・ J I S K 6 2 5 1 - 2017 加硫ゴム及び熱可塑性ゴム - 引張特性の求め方
- ・ J I S K 6 3 8 3 - 2001 合成ゴム - S B R - 試験方法
- ・ J I S K 6 4 1 1 - 2012 道路橋免震用ゴム支承に用いる積層ゴム
- 試験方法

3. 耐震評価方法

3.1 解析方針

竜巻防護ネットの耐震評価における評価対象部位は、フレーム、大梁及びゴム支承等とし、3次元はりモデルを用いた線形解析により各部の応力、ひずみ及び変位を求める。

地震応答解析手法はスペクトルモーダル解析法とし、各振動モードの最大応答の重ね合わせにはSRSS法を用いる。また、解析で用いる水平方向の減衰定数は、ゴム支承の変形モードが支配的であることを踏まえ、試験で確認したゴム支承の等価減衰定数である4.0%を用いる。鉛直方向の減衰定数はゴム支承の応答影響が小さいため、ボルト構造物の減衰定数である2.0%を用いる。なお、解析手法の適用性及び減衰定数の設定は添付資料2、3に詳細を示す。

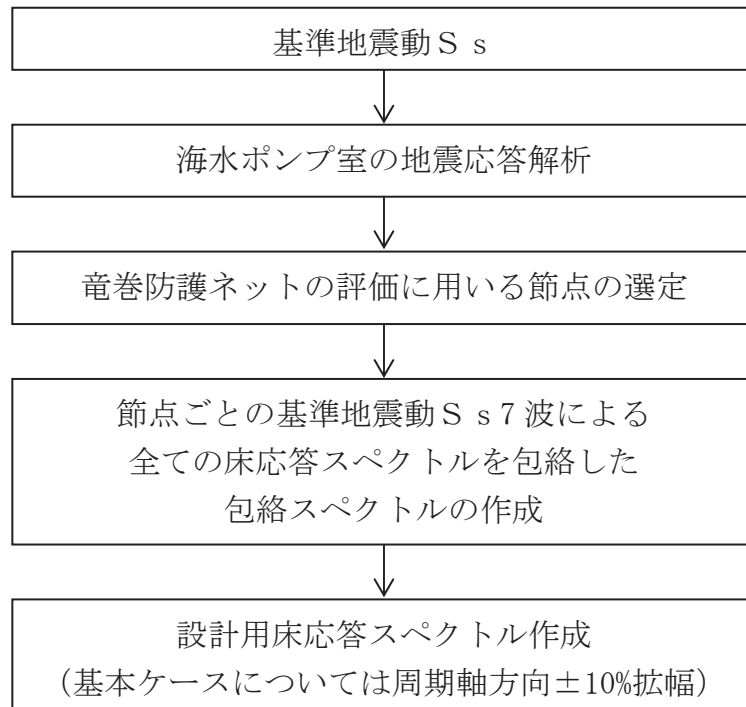
3.2 設計用床応答スペクトル

第3.2-1図に設計用床応答スペクトルの作成フローを示す。

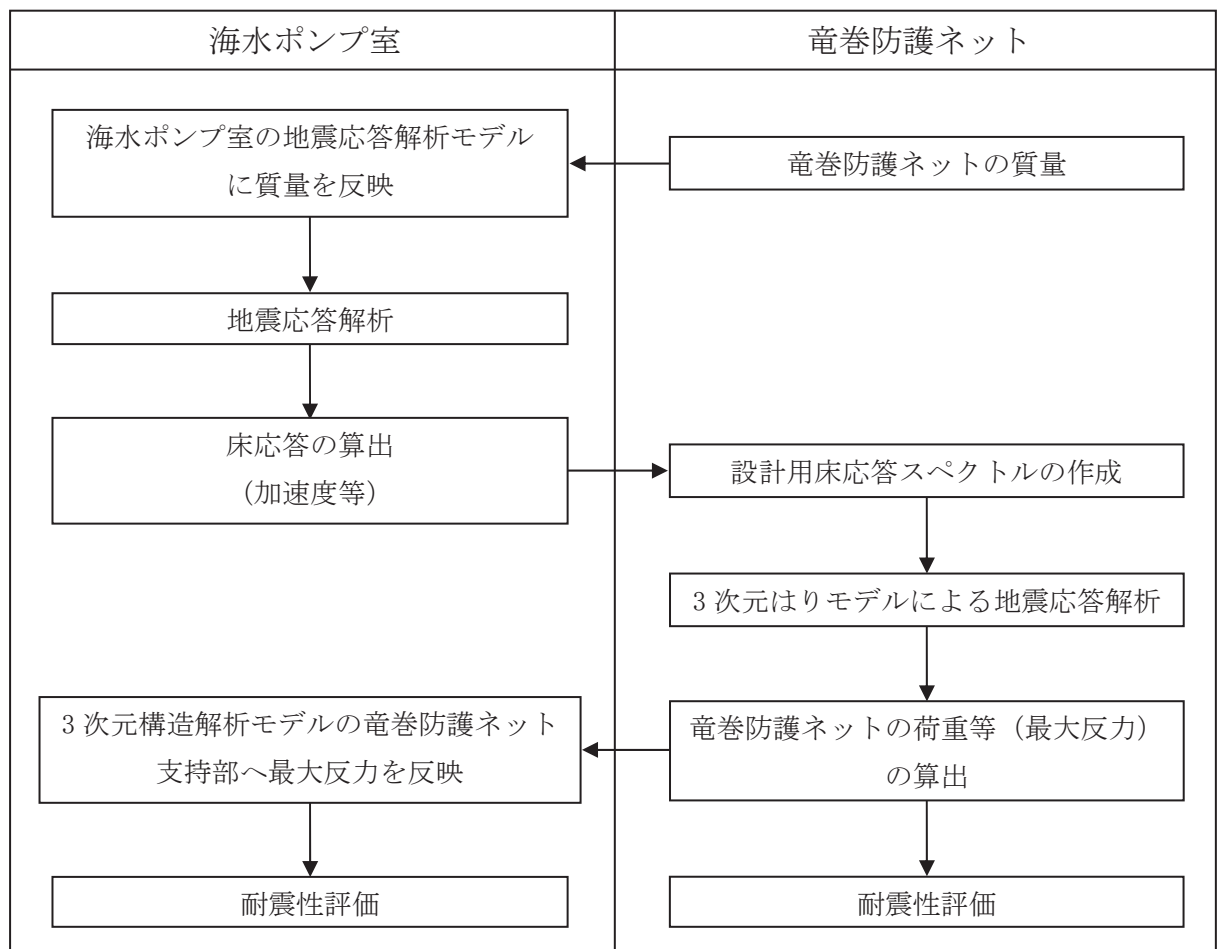
基準地震動 S_s の海水ポンプ室の床応答スペクトルのうち、竜巻防護ネットの設置位置を考慮して適用する節点を選定し、その節点の基準地震動 S_s 7波による全ての床応答スペクトルを包絡した包絡スペクトルを作成する。その後、包絡スペクトルは地震応答の基本ケースに対して周期軸方向に±10%拡幅し、地震応答の不確かさケースに対しては拡幅せずに設計用床応答スペクトルとして作成する。設計用床応答スペクトルの作成に係る詳細は、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」に示す。

海水ポンプ室の地震応答解析には、海水ポンプ室の補機ポンプエリアを対象とした東西方向の断面（横断面）形状及び南北方向の断面（縦断面）を考慮した地盤—構造物連成の2次元時刻歴非線形解析を用いている。地震応答解析モデルには竜巻防護ネットの質量を反映し、地震応答解析により、竜巻防護ネットの評価用の床応答スペクトルを算定する。竜巻防護ネットの地震応答解析により算定される海水ポンプ室への反力を、海水ポンプ室の3次元構造解析モデルの竜巻防護ネット支持部に反映し、間接支持機能（海水ポンプ室）を有する設計としている。海水ポンプ室と竜巻防護ネットの相互関係の詳細を第3.2-2図に示す。また、海水ポンプ室と竜巻防護ネットの動的な相互作用の影響について検討した結果を添付資料9に示す。

包絡スペクトルに適用する節点番号及び評価を実施する基準地震動 S_s 7波を第3.2-1表に、海水ポンプ室の平面図と地震応答解析モデル図を第3.2-3図及び第3.2-4図に示す。また、第3.2-5図及び第3.2-6図に設計用床応答スペクトル図を示す。



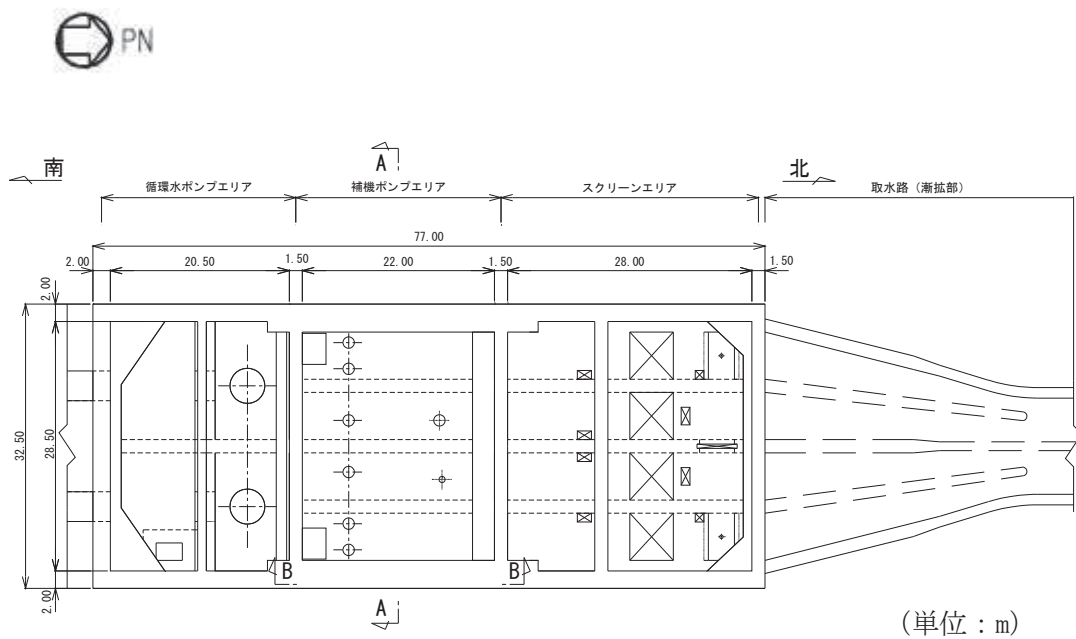
第 3. 2-1 図 設計用床応答スペクトルの作成フロー



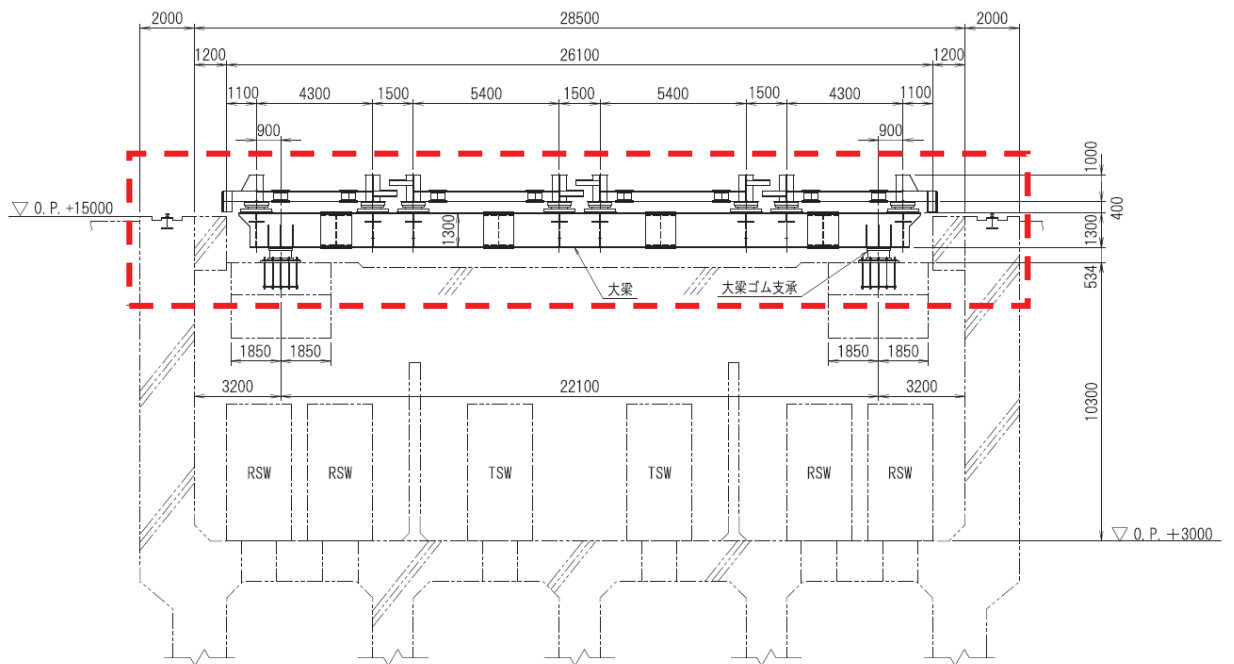
第3. 2-2図 耐震設計における竜巻防護ネットと海水ポンプ室の相互関係

第 3.2-1 表 海水ポンプ室の節点番号及び基準地震動一覧

竜巻防護ネットの 評価に用いる 海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 S_s
(a)横断面 1708, 1712, 1989, 1993, 2196, 2200, 2406, 2410, 2701, 2705	$S_s - D 1$, $S_s - D 2$, $S_s - D 3$, $S_s - F 1$,
(b)縦断面 1378, 1381, 1454, 1457, 1528, 1531, 1601, 1604, 1676, 1679	$S_s - F 2$, $S_s - F 3$, $S_s - N 1$

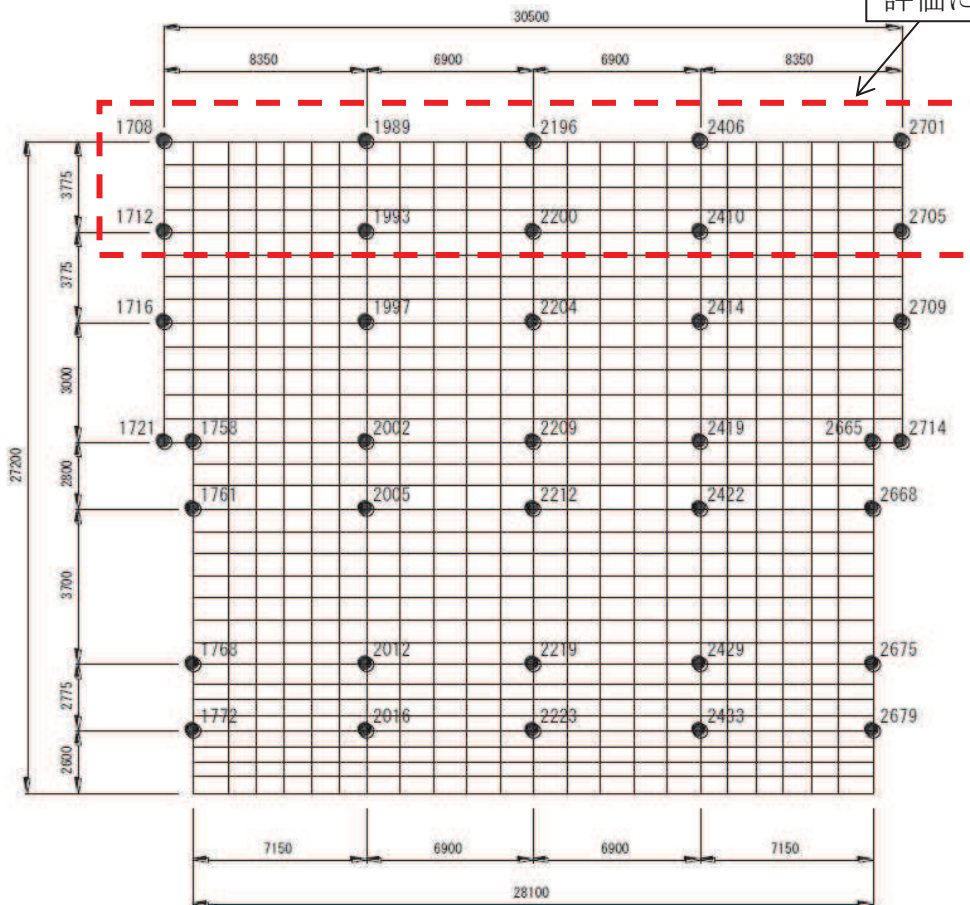


第 3.2-3 図 海水ポンプ室平面図



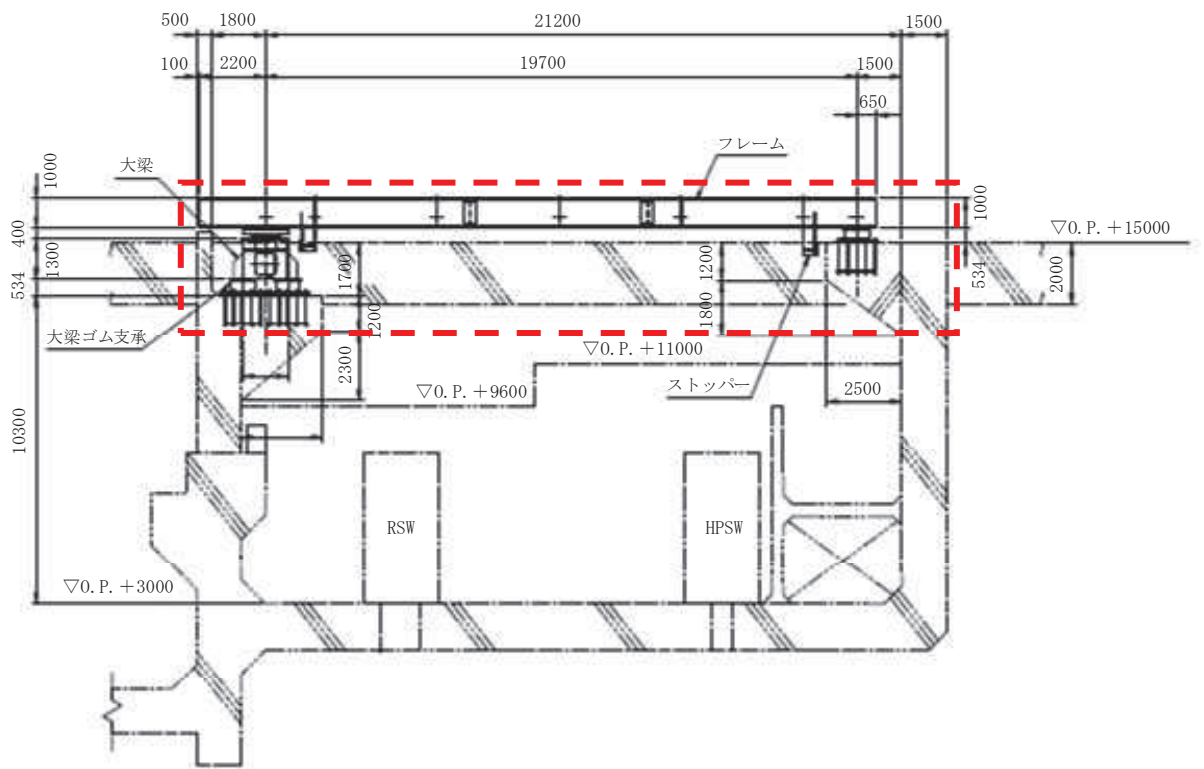
(第 3.2-3 図の A-A 断面)

竜巻防護ネットの
評価に用いる節点

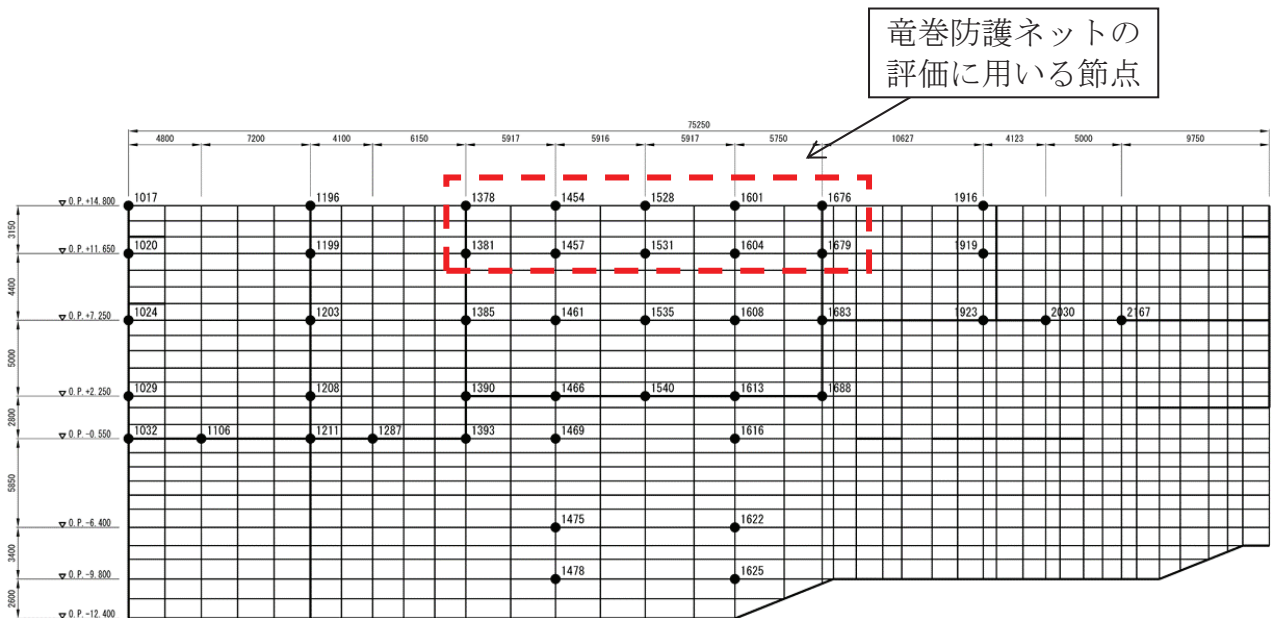


(a) 横断面

第 3.2-4 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図 (1/2)

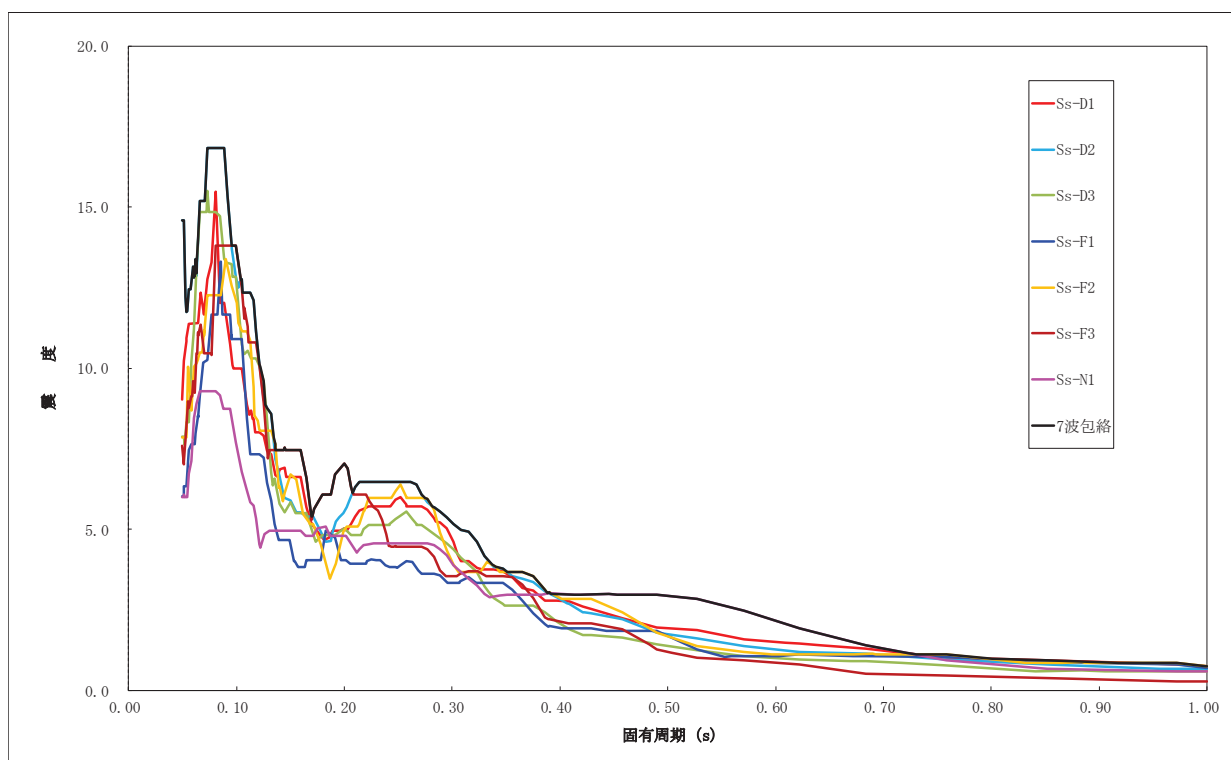


(第 3.2-3 図の B-B 断面)

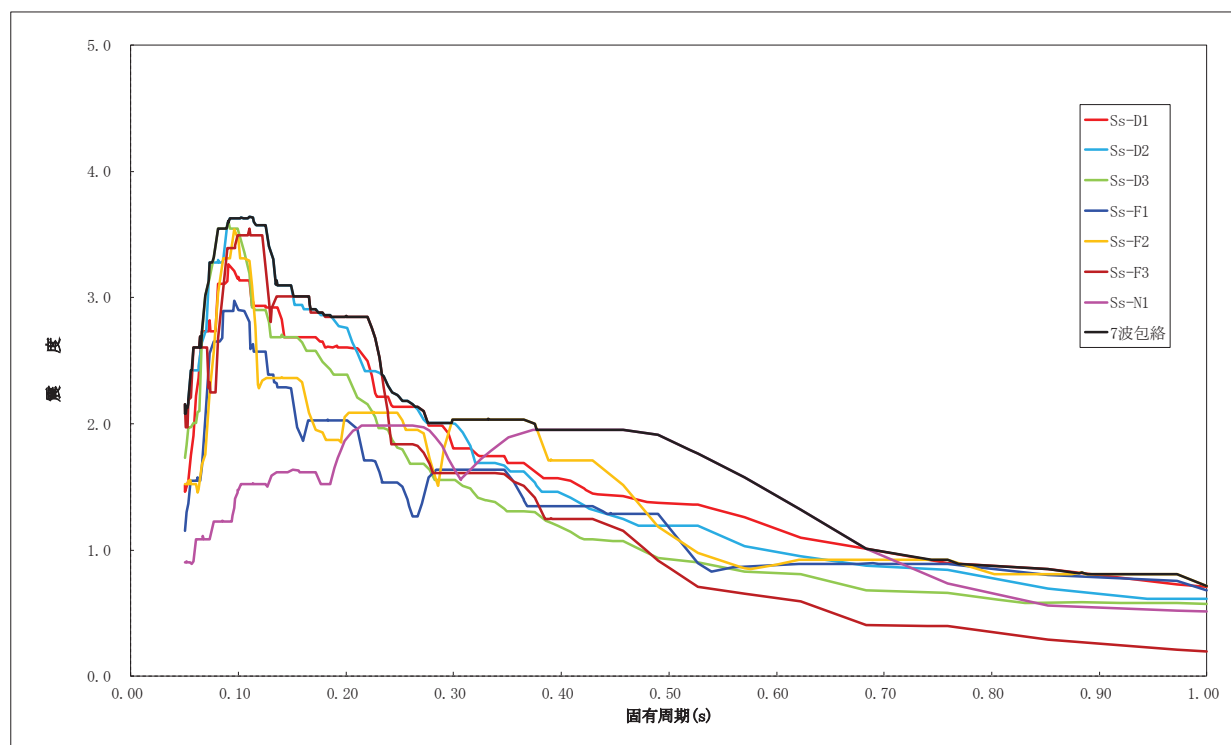


(b) 縦断面

第 3.2-4 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図 (2/2)

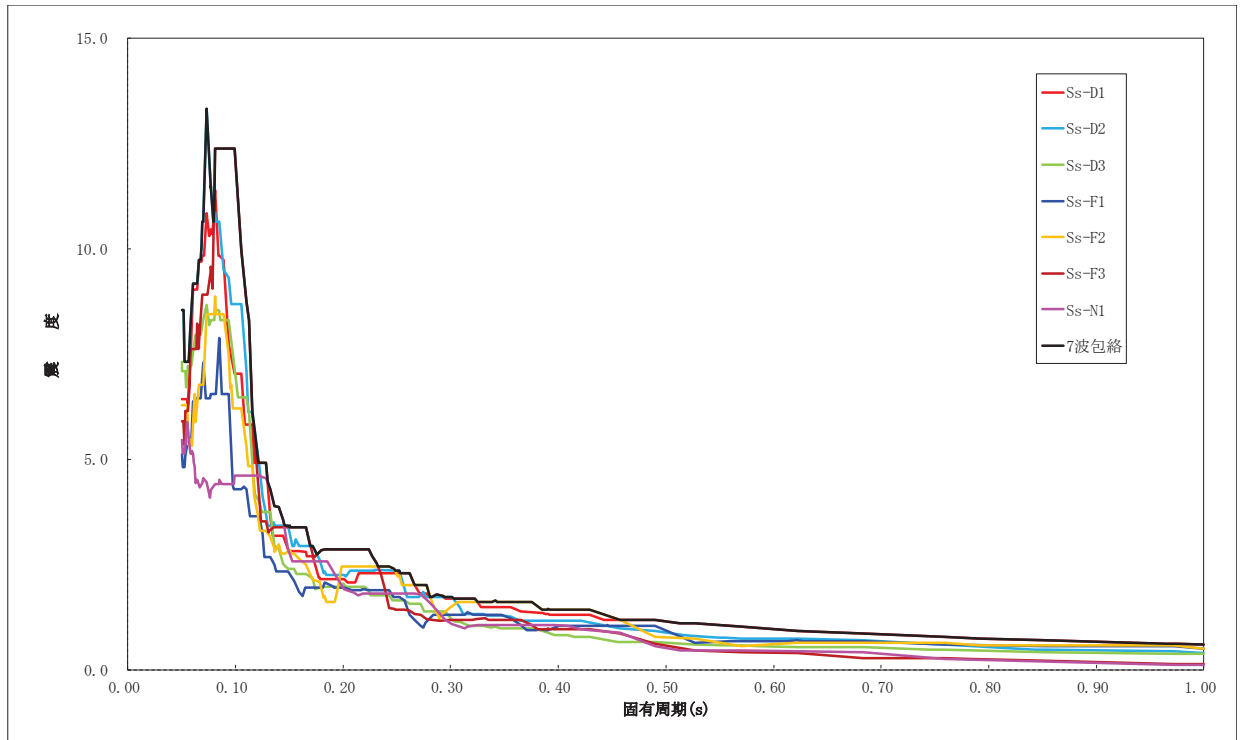


(a) 水平方向（横断面） 減衰定数4.0%



(b) 水平方向（縦断面） 減衰定数4.0%

第3.2-5図 設計用床応答スペクトル図（水平方向）



減衰定数2.0%

第3.2-6図 設計用床応答スペクトル図（鉛直方向）

3.3 解析モデル及び諸元

(1) 解析モデル

解析モデル図を第3.3-1図に示す。大梁及びフレーム(主桁、横補強材、ブレース)の各部材は、線形はり要素でモデル化する。ゴム支承は線形ばね要素でモデル化する。

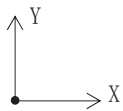
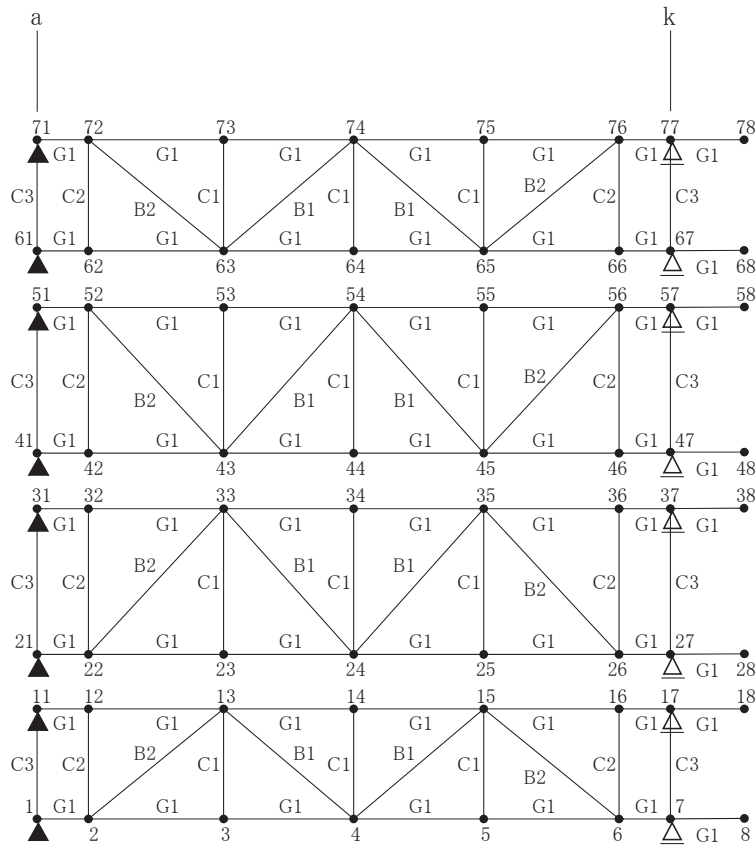
防護板は、架構全体の変形モードに対する防護板の剛性影響は小さいため、防護板はモデル化せずに防護板の質量のみを設置しているフレームに考慮する。防護板の剛性影響の詳細について以下に示す。

- 竜巻防護ネット全体の水平方向の変形モードはゴム支承の変位が主体であるため、防護板の剛性の影響はほとんどない。
- 防護板を設置しているフレームの鉛直方向の変形は主桁の曲げ変形が主体である。主桁の曲げ剛性に対する防護板の曲げ剛性の比率を確認した結果を第3.3-2図に示す。防護板の鉛直方向の曲げ剛性は、フレーム部材の主桁に比べて非常に小さく鉛直方向の変形に対しても、防護板の剛性の影響は無視できる。

以上の検討結果より、防護板のモデル化は不要と判断し、質量のみを考慮する。

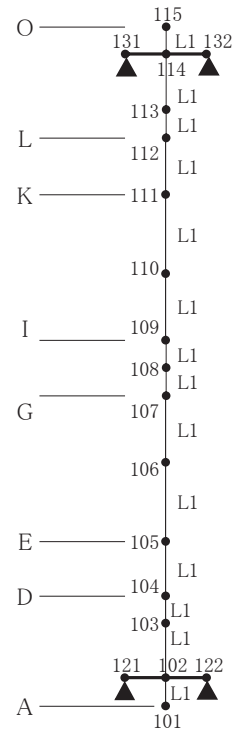
また、解析モデルの軸線の高さは、主桁及び大梁の断面中心位置に設定している。フレームと大梁の接続部にあたる可動支承部では、X, Y, Zの3方向のバネを介して荷重を伝達するモデルとする。可動支承の拘束方向であるY方向とZ方向は剛のバネ、可動方向であるX方向は拘束フリーのバネとする。

解析コードは「DYNA2E Version 8.1.0」を用いる。

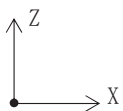


全体座標系

フレーム 伏図



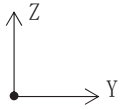
大梁 伏図



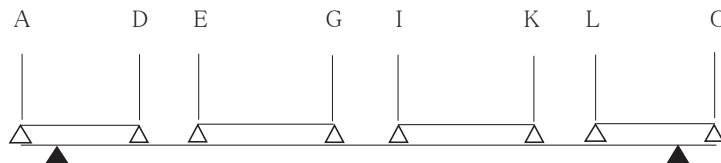
全体座標系



A~O通り 軸組図



全体座標系



k通り 軸組図

注) ▲印はゴム支承を示す。△印は可動支承を示す。

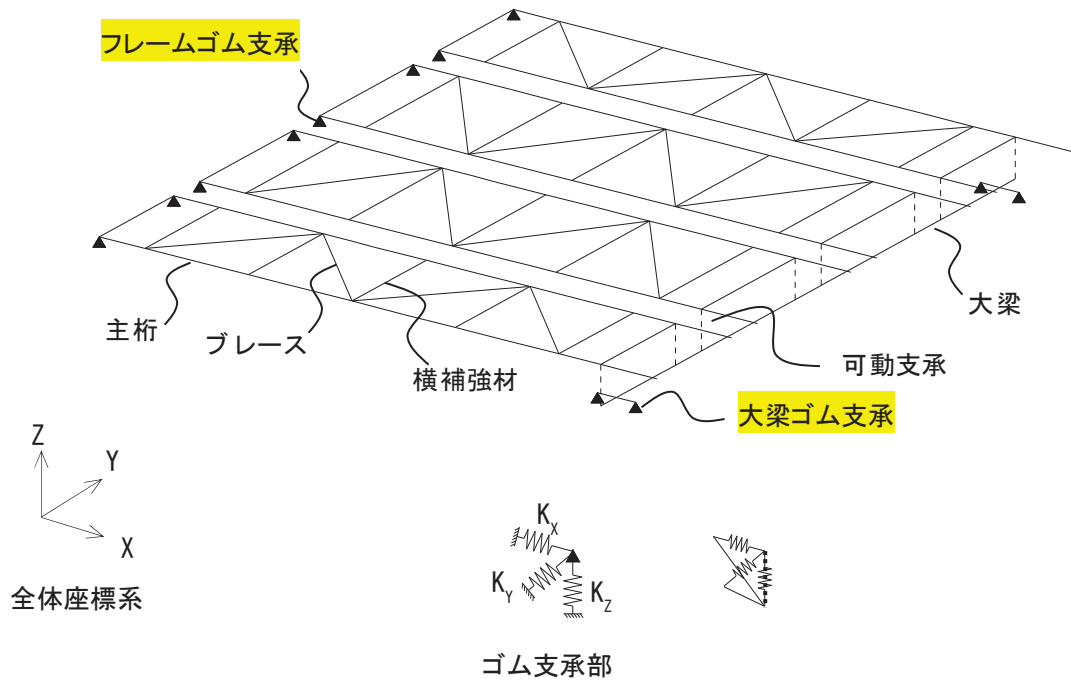
各点数字は節点番号を示す。

大梁ゴム支承の節点番号：121, 122, 131, 132

フレームゴム支承の節点番号：1, 11, 21, 31, 41, 51, 61, 71

可動支承の節点番号：7, 17, 27, 37, 47, 57, 67, 77

第 3.3-1 図 解析モデル (1/2)

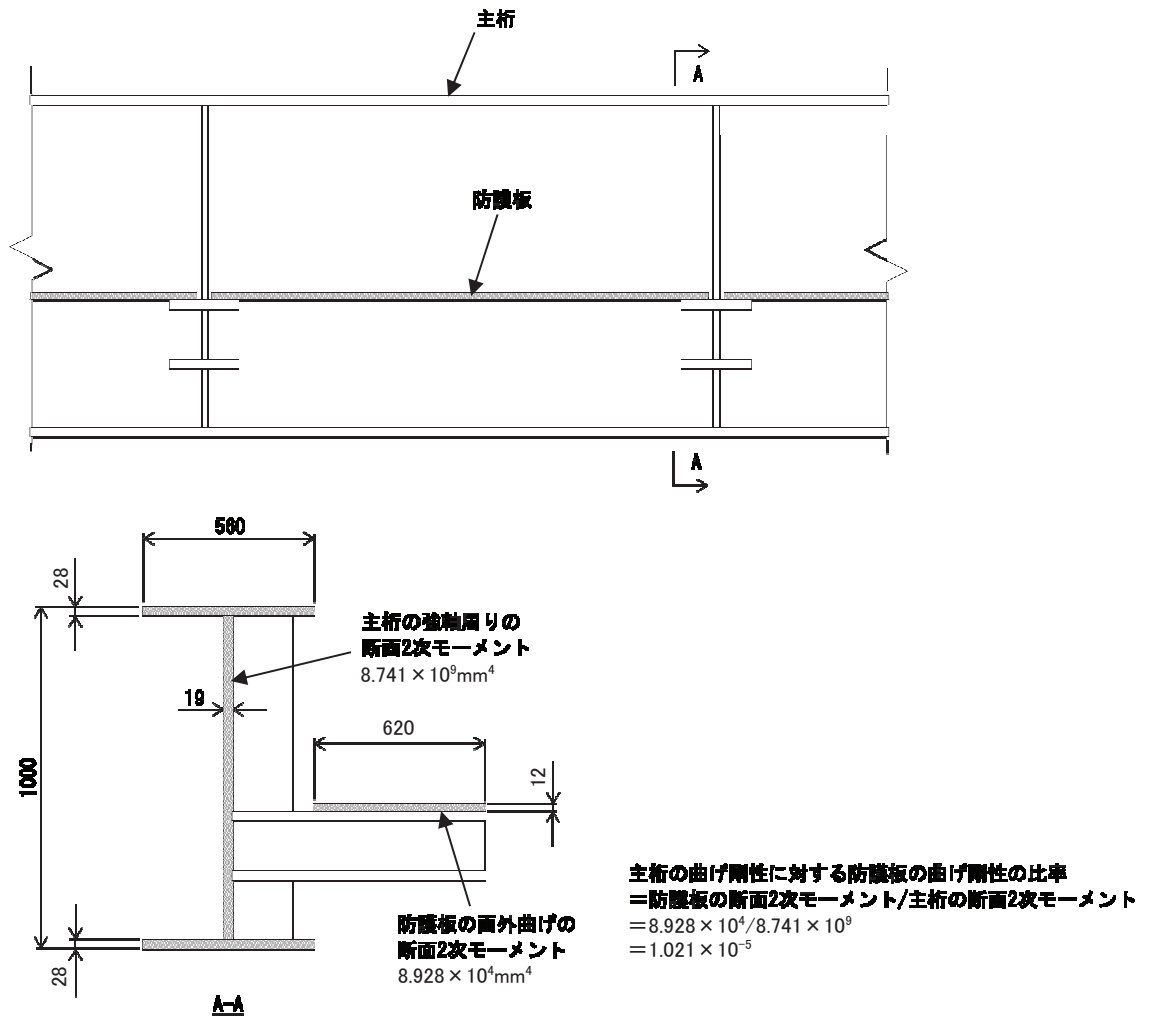


ばね支持条件

記号	ゴム支承*		可動支承*
	大梁	フレーム	
K_x	弾性	弾性	自由
K_y	弾性	弾性	剛
K_z	弾性	弾性	剛

注記 * : ゴム支承及び可動支承の回転方向の拘束条件は3方向自由とする。
(回転支持条件の詳細は添付資料6に示す。)

第 3.3-1 図 解析モデル (2/2)



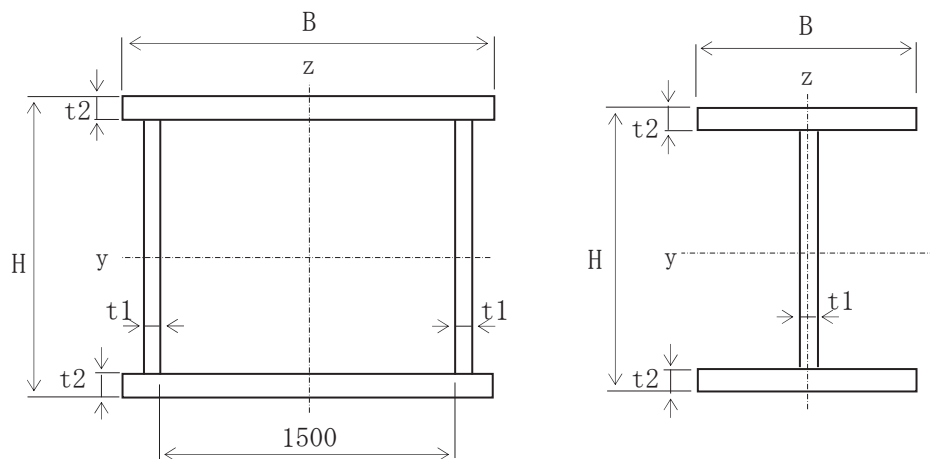
第 3.3-2 図 主桁と防護板の曲げ剛性の比較

(2) 鋼製部材の断面寸法

第 3.3-1 表に部材の断面寸法の一覧を示す。また、第 3.3-3 図に断面寸法の記号説明図を示す。

第 3.3-1 表 部材断面寸法

部材	記号	材質	断面寸法 (mm)				
			H	B	t1	t2	
大梁	L1	SM490A	1300	1580	32	36	
フレーム	主桁	G1	SM490A	1000	560	19	28
	横補強材	C1	SM490A	400	400	19	22
		C2	SM490A	400	400	19	22
		C3	SM490A	400	450	19	25
	ブレース	B1	SS400	400	200	8	13
B2		SM400A	400	400	9	16	



(a) 大梁

(b) 主桁, 横補強材, ブレース

第 3.3-3 図 部材断面寸法の記号説明図

(3) 鋼製部材の剛性

第 3.3-2 表に解析に用いる部材剛性の一覧を示す。

第 3.3-2 表 部材剛性

部材	記号	A (mm ²)	I _z (mm ⁴)	I _y (mm ⁴)	I _x (mm ⁴)	As _y (mm ²)	As _z (mm ²)	
大梁	L1	1.924×10^5	6.788×10^{10}	5.533×10^{10}	8.866×10^{10}	1.138×10^5	7.859×10^4	
フレーム	主桁	G1	4.930×10^4	8.201×10^8	8.741×10^9	1.035×10^7	3.136×10^4	
	横補強材	C1	2.436×10^4	2.349×10^8	7.008×10^8	3.653×10^6	1.760×10^4	6.764×10^3
		C2	2.436×10^4	2.349×10^8	7.008×10^8	3.653×10^6	1.760×10^4	6.764×10^3
		C3	2.915×10^4	3.799×10^8	8.601×10^8	5.488×10^6	2.250×10^4	6.650×10^3
	ブレース	B1	8.337×10^3	-	-	-	-	-
		B2	1.611×10^4	-	-	-	-	-

A : 断面積

I_z : 部材 z 軸周りの断面 2 次モーメント

I_y : 部材 y 軸周りの断面 2 次モーメント

I_x : ねじり剛性

As_y : 部材 y 軸方向のせん断断面積

As_z : 部材 z 軸方向のせん断断面積

部材軸方向の定義は第 3.3-3 図に示すとおりである。

(4) 鋼製材料の材料定数

鋼材の材料定数を第 3.3-3 表に示す。

第 3.3-3 表 鋼材の材料定数

材料	縦弾性係数 (N/mm ²)	ポアソン比
鋼材	2.02×10^5	0.3

(5) ゴム支承及び可動支承の諸元

ゴム支承の水平剛性及び鉛直剛性は、線形ばね要素のばね定数として与える。ゴム支承の諸元を第 3.3-4 表に示す。また、試験より得られた剛性のばらつきを考慮した評価も合わせて実施する。ばらつきを考慮した不確かさケースの評価結果については、添付資料 13 に示す。

可動支承の結合条件は、フレームの軸方向を自由、軸直角方向と鉛直方向を固定とする。フレームの軸方向を自由とするのは、温度変化によるフレームの伸縮量を吸収することで、フレームの取付ボルトにせん断力が働かないようにするためである。可動支承の仕様を第 3.3-5 表に示す。

また、フレームの可動側の支承部に摩擦による水平力を分担させてフレームのゴム支承側に作用する水平力を減少させるような設計を避けるため、本来、摩擦力が移動方向と逆向きの抵抗力として作用することを利用した摩擦減衰効果があるが、摩擦減衰による地震のエネルギー吸収に期待しない保守的な設計とし、地震応答解析モデルにおける可動支承の結合条件は軸方向を自由とする。

第 3.3-4 表 ゴム支承の諸元

項目	諸元
支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承
ゴム体種類	天然ゴム (NR)
ゴム体有効平面寸法 (mm)	800×800
総ゴム厚 (mm) (ゴム厚 (mm)×層数)	192 (24×8 層)
せん断弾性係数 (N/mm ²)	1.0 (G10)
一次形状係数	8.33
二次形状係数	4.17
水平剛性 (kN/mm)	3.33
鉛直剛性 (kN/mm)	972

第 3.3-5 表 可動支承の仕様

項目	材質	仕様*		
すべり材	ポリアミド MC703HL	配合	ポリアミド樹脂	90%以上
			固形潤滑材	10%以下
		物性値	引張強度 (N/mm ²)	60~70 ASTM D-638
			伸び (%)	15~25 ASTM D-638
			比重	1.11
	ステンレス SUS304 SUS316	材料規格	JIS G 4304 JIS G 4305	
		表面処理	JIS G 4305 No2B	
圧縮ゴム	クロロプレン 系合成ゴム C08	材料規格	JIS K 6383	
鋼材 (ピストン ベースポッド レール等)	SS400	材料規格	JIS G 3101	
	SM490		JIS G 3106	
	SM570			

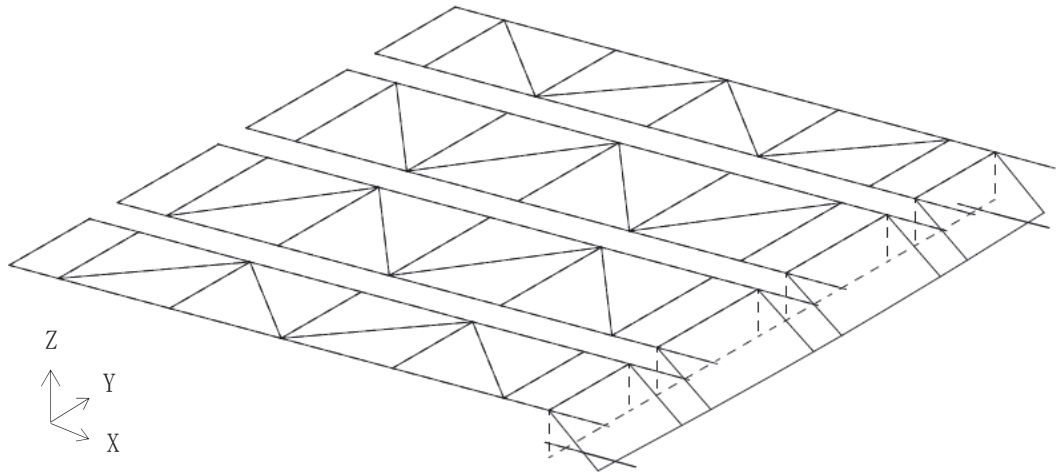
注記 *: 可動支承について、強度等の性能に影響のない範囲で一部仕様に変更となる可能性がある。

3.4 固有値解析結果

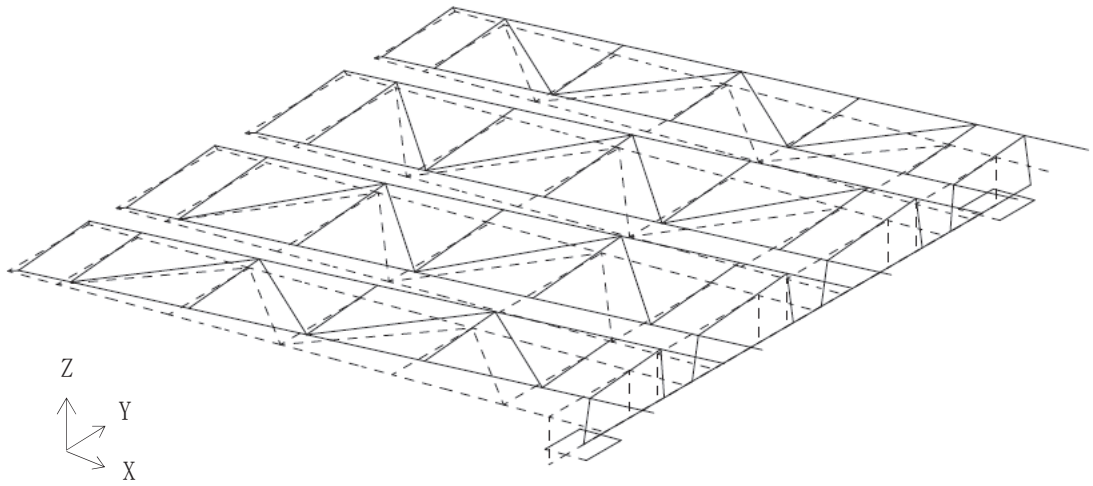
主要モードの固有周期を第3.4-1表、モード図を第3.4-1図に示す。また、設計用床応答スペクトルと固有周期の関係及びモード図の詳細については、添付資料4に示す。ゴム支承の鉛直剛性による固有周期への影響については、添付資料12に示す。

第 3.4-1 表 固有値解析結果

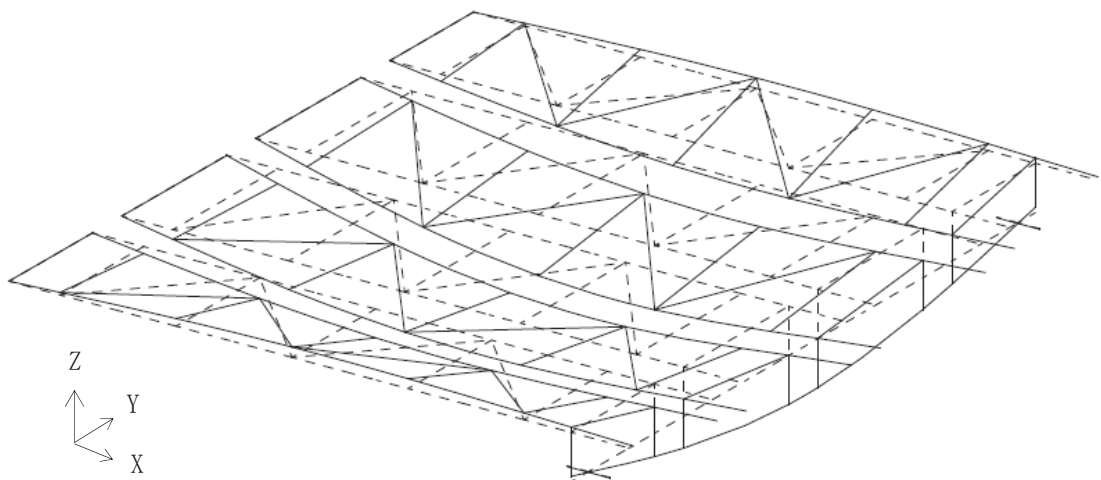
主要モード	固有周期 (秒)
大梁 水平 X 方向 1 次	0.466
大梁 水平 Y 方向 1 次	0.795
大梁 鉛直 Z 方向 1 次	0.293
フレーム 水平 X 方向 1 次	0.685
フレーム 水平 Y 方向 1 次	0.369
フレーム 鉛直 Z 方向 1 次	0.250



(a) 大梁 水平 X 方向 1 次

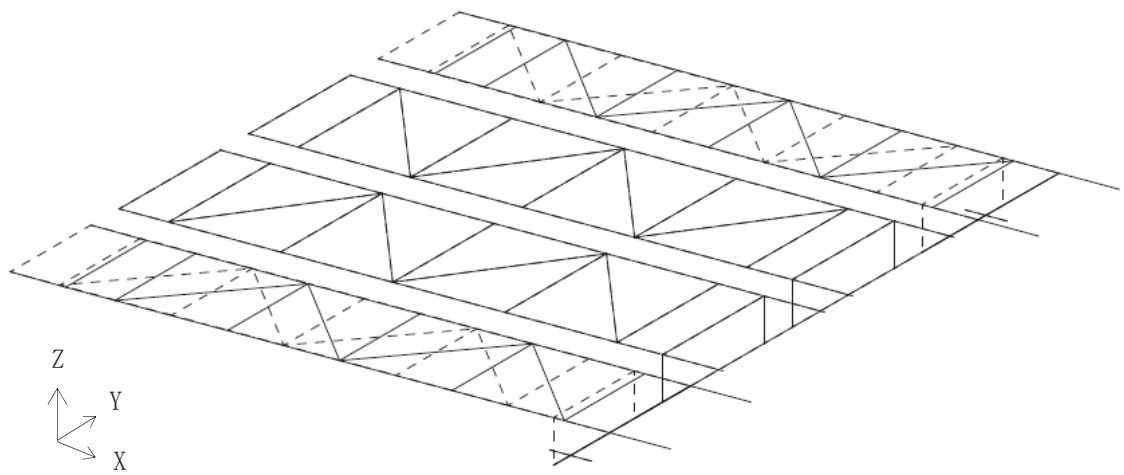


(b) 大梁 水平 Y 方向 1 次

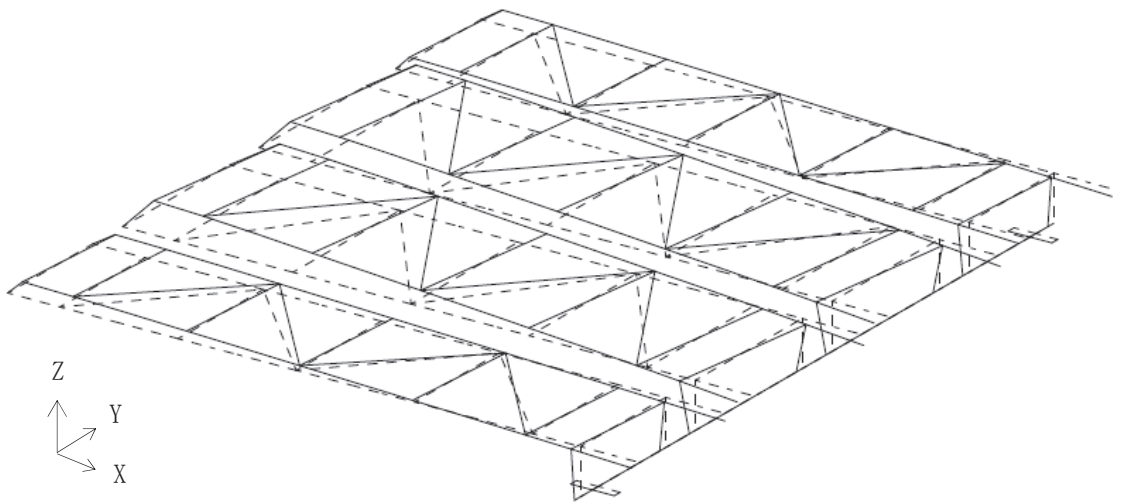


(c) 大梁 鉛直 Z 方向 1 次

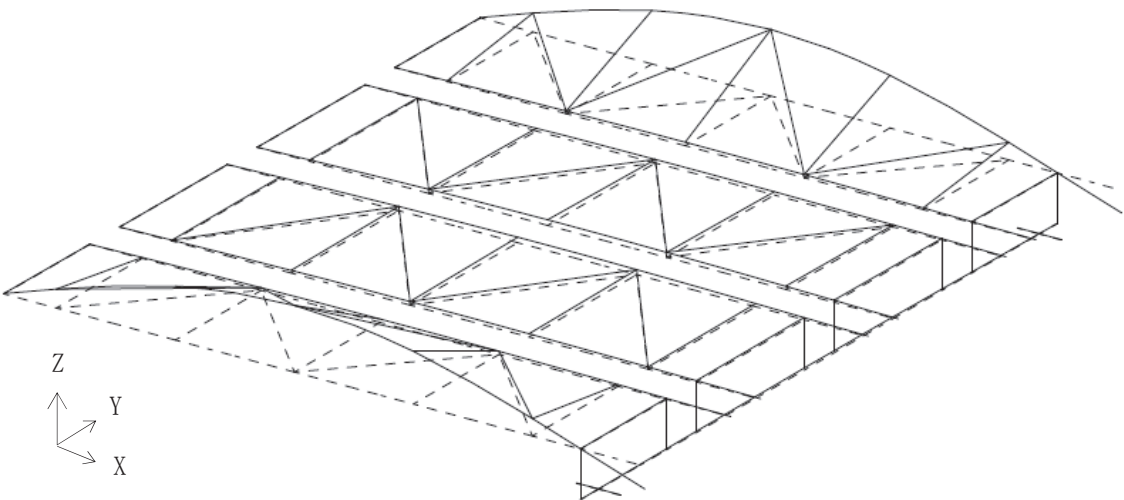
第 3.4-1 図 モード図 (1/2)



(d) フレーム 水平 X 方向 1 次



(e) フレーム 水平 Y 方向 1 次



(f) フレーム 鉛直 Z 方向 1 次

第 3.4-1 図 モード図 (2/2)

3.5 荷重の設定方法

(1) 荷重の設定

a. 固定荷重

竜巻防護ネットの各構成部品（ネット，フレーム，大梁，防護板及び支承）の自重を固定荷重として考慮する。

b. 積雪荷重

地震時に考慮する積雪荷重は以下の式より算出する。

$$S=0.35 \times \rho \times d \times A \quad (\text{N})$$

ρ : 積雪の単位重量 (N/cm/m²) ($\rho=20\text{N/cm/m}^2$)

d : 垂直積雪量 (cm) ($d=43\text{cm}$)

A : 水平投影面積 (m²)

c. 地震荷重

地震荷重は，3次元はりモデルによる地震応答解析から算出する。

(2) 荷重の組合せ

S s 地震時の評価では，竜巻防護ネットの3次元はりモデルを用いた地震応答解析に基づき，地震力及び地震力以外の荷重を組み合わせる。荷重の組合せを第3.5-1表に示す。地震荷重については，第3.5-1図に示す水平方向（X,Y方向）及び鉛直方向（Z方向）の3方向を考慮する。各方向の地震力の組合せはSRSS法による。

なお，竜巻防護ネットは構造上，風荷重によって負荷する荷重が軽微であるため，荷重の組合せとしては考慮しない。風荷重の詳細は添付資料11に示す。

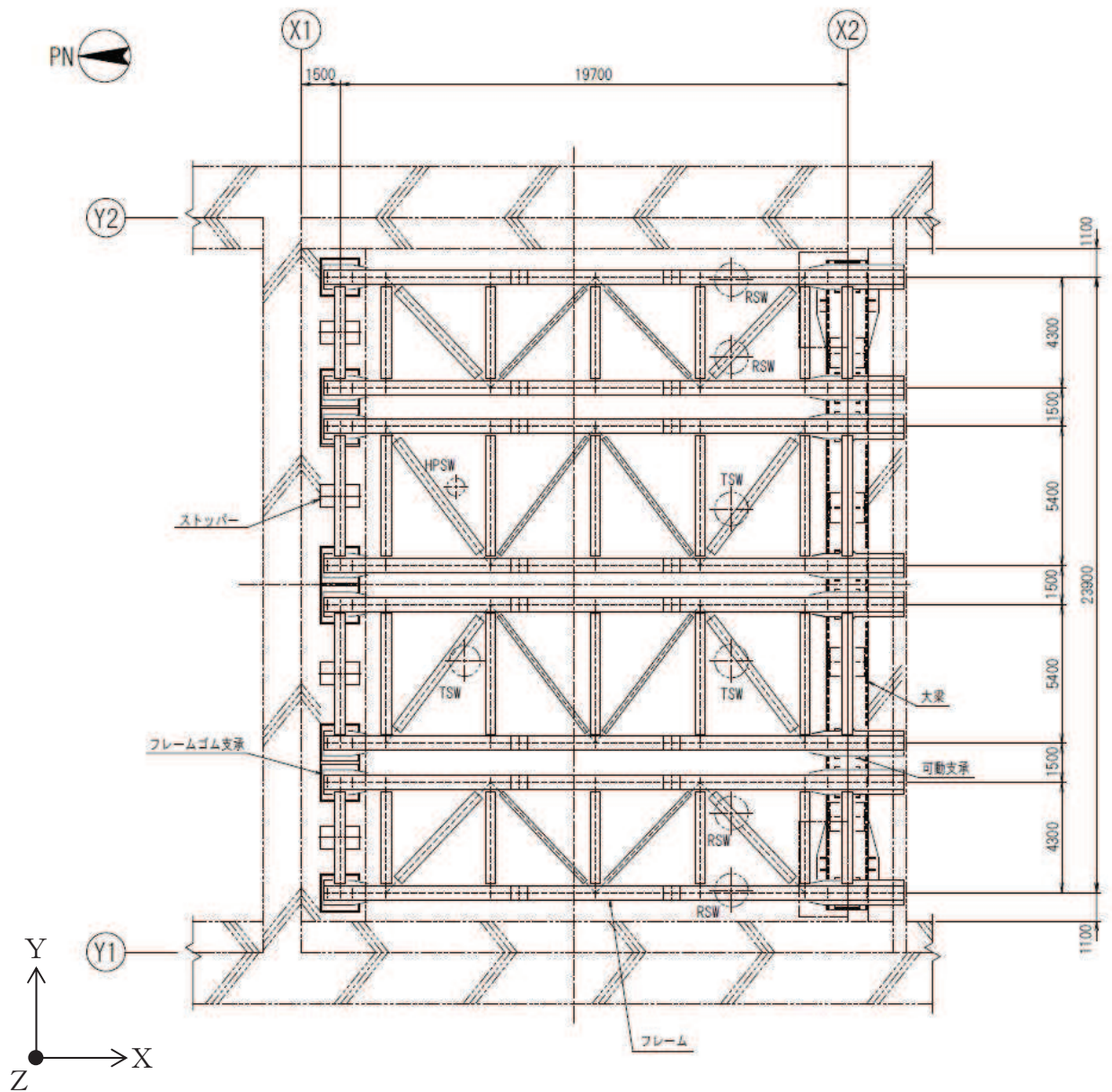
第3.5-1表 荷重の組合せ

外力の状態	荷重の組合せ
S s 地震時	G+S+Ks

G : 固定荷重

S : 積雪荷重

Ks : Ss地震荷重



架構平面図

第 3.5-1 図 地震荷重の作用方向の説明図

3.6 評価対象部位

竜巻防護ネットの耐震評価は、地震によるネット架構等の崩壊又は落下により、上位クラス施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等が損傷することを防止することが目的である。そこで、地震時における異常要因分析から波及的影響に関連する項目を抽出し、評価対象部位とした。評価対象部位を以下に示し、第3.6-1図に模式図を示す。

(1) フレーム（主桁，横補強材，ブレース），大梁

フレームについては、フレームを構成する架構として、主桁，横補強材及びブレースの応力評価を実施する。また、大梁についても、応力評価を実施する。

(2) ゴム支承（ゴム支承本体，ゴム支承取付ボルト，基礎ボルト）

フレームを支持するフレームゴム支承及び大梁を支持する大梁ゴム支承については、ゴム支承本体，ゴム支承取付ボルト及び基礎ボルトの応力評価を実施する。なお，ゴム支承本体の評価方法については，添付資料6にその詳細を示す。

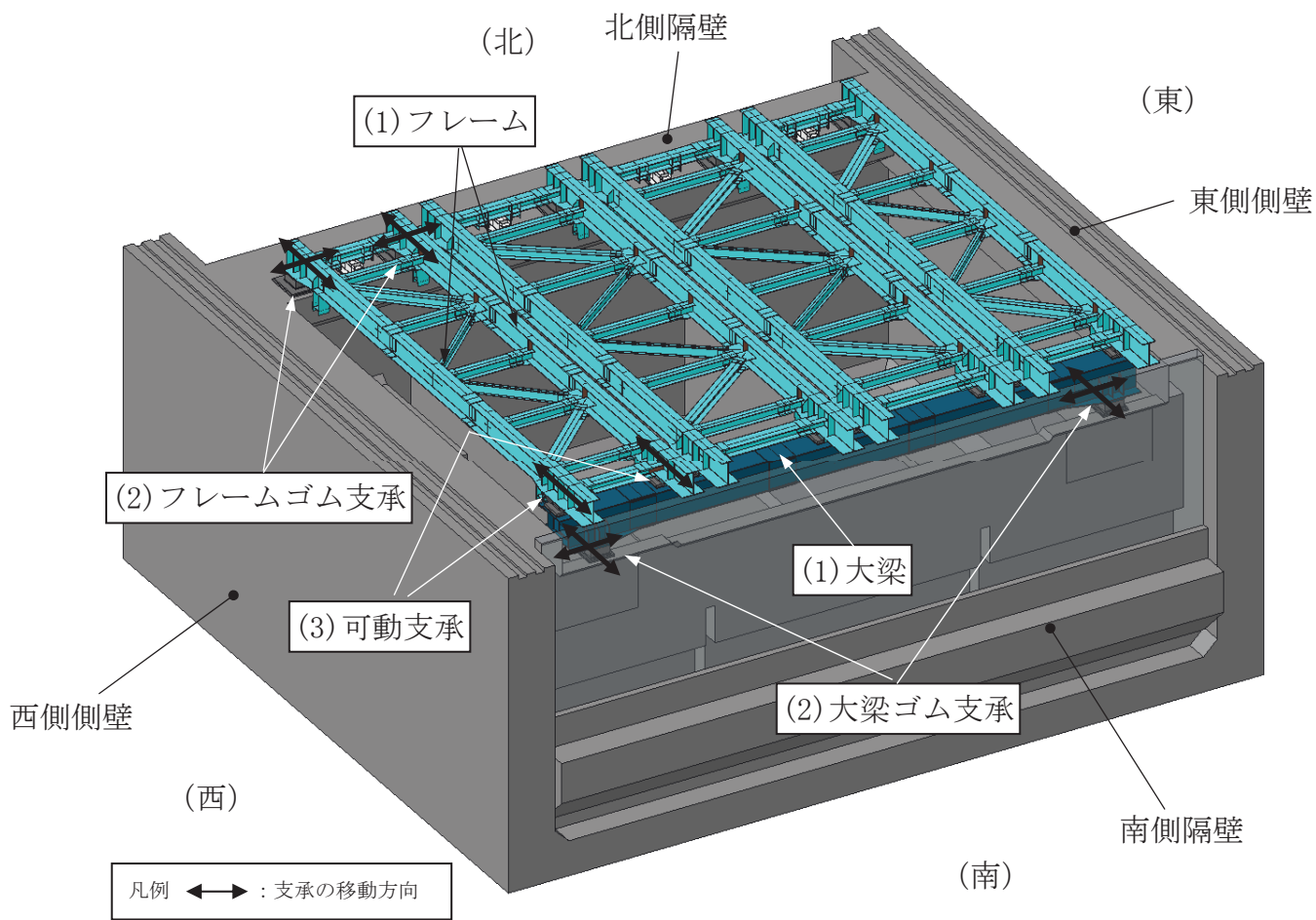
(3) 可動支承

フレームと大梁とを接続する可動支承については、可動支承本体の荷重評価を実施する。評価にあたっては各部位の許容応力より求められる支承全体の許容荷重を設定して評価を実施する。

また，本支承については可動方向に制限が設けられていることから，地震時に発生する移動量と制限値との比較を行い，ストッパーへの衝突が発生しないことを確認する。なお，可動支承の評価方法は添付資料6に詳細を示す。

(4) クリアランス評価

竜巻防護ネットはゴム支承及び可動支承を採用していることから地震時の相対変位が大きくなる傾向にある。そこで，フレームが地震時に隣接する部材や海水ポンプ室に接触しないことを確認するため，フレームの地震時の相対移動量とフレーム間のクリアランス及びフレームと側壁のクリアランスとの比較を実施する。なお，鉛直方向地震力による，ゴム支承及び鋼製部材の変位については，変位量に比べてクリアランスが大きいことから，部材同士や部材と海水ポンプ室が衝突することはない。詳細については添付資料7に示す。



第 3.6-1 図 竜巻防護ネットの模式図

3.7 許容限界

竜巻防護ネットは、 S_s 地震時において、崩壊又は落下によって海水ポンプ室内の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないことが要求されるため、応力解析評価等における許容限界は以下のとおりとし、第3.7-1表にまとめる。

(1) フレーム，大梁

鋼製部材で構成されるフレーム及び大梁については、塑性ひずみが生じる場合であっても、その量が小さなレベルにとどまって破断延性限界に十分な余裕を有し、波及的影響を及ぼさないことを確認するため、「原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1・補-1984）」に基づいて、許容応力状態 $IV_A S$ の許容応力を適用する。

(2) ゴム支承（フレーム，大梁）

フレーム及び大梁を支持するゴム支承については、ゴム支承のアイソレート機能を維持する範囲であり、波及的影響を及ぼさないことを確認するため、「道路橋示方書・同解説 V耐震設計編(H14.3)」に基づいて、許容限界（引張応力、せん断ひずみ、座屈安定性、圧縮応力）を設定する。また、内部鋼板、取付ボルト及び基礎ボルトについてはフレーム、大梁と同様に鋼製部材であることから許容応力状態 $IV_A S$ の許容応力を適用する。

(3) 可動支承

すべり機能を有する可動支承については、支承の構造健全性及び移動量を評価し波及的影響を及ぼさないことを確認する必要がある。そこで、構造健全性については、メーカーの強度試験より算出した許容応力及び「原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1・補-1984）」に基づく許容応力状態 $IV_A S$ の許容応力から支承全体の許容荷重を設定する。移動量評価については、可動限界としてストッパーまでのクリアランスを許容限界とする。

(4) クリアランス評価

部材間の衝突や部材-海水ポンプ室側壁との衝突を防止し、波及的影響を及ぼさないことを確認するため、構造から求められるクリアランスを許容限界として設定する。

第3.7-1表 応力解析評価における許容限界

評価方針	地震動	部位	評価方法	許容限界
海水ポンプ室内の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないこと	基準地震動 S _s	フレーム, 大梁	部材に発生する応力が許容限界を超えないこと。	許容応力状態IV _{AS} の許容応力
		ゴム支承 (フレーム, 大梁)	支承に発生する応力が許容限界を超えないこと。	「道路橋示方書・同解説V耐震設計編(H14.3)」に基づく許容限界 許容応力状態IV _{AS} の許容応力(取付ボルト)
			支承に発生するせん断ひずみが許容せん断ひずみを超えないこと。	「道路橋示方書・同解説V耐震設計編(H14.3)」に基づく許容限界
		可動支承	支承に発生する荷重が許容限界を超えないこと。	支承を構成するそれぞれの部品の許容値より算出した許容限界
			支承の移動量がストッパーまでのクリアランスを超えないこと。	ストッパーまでのクリアランス
		クリアランス評価	部材に発生する移動量が部材間のクリアランスを超えないこと。	部材間のクリアランス

3.8 各部の評価方法

(1) フレーム及び大梁の応力評価

フレーム及び大梁の断面評価は次式によって行う。

鋼材の基準強度及び式中の各許容応力の算出方法を(a)～(e)に示す。

- ・圧縮応力と部材y, z軸（第3.3-3図参照）周りの曲げ応力の組合せ評価

$$\frac{\sigma_c}{f_c} + \frac{\sigma_{by}}{f_{by}} + \frac{\sigma_{bz}}{f_{bz}} \leq 1$$

- ・せん断応力の評価

$$\tau \leq f_s$$

- ・垂直応力とせん断応力の組合せ評価

$$\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau_{xy}^2} \leq f_t$$

σ_c : 圧縮応力 $\sigma_c = N/A$

N : 軸力

A : 断面積

σ_{by} : 部材y軸周りの曲げ応力 $\sigma_{by} = M_y/Z_y$

M_y : 部材y軸周りの曲げモーメント

Z_y : 部材y軸周りの断面係数

σ_{bz} : 部材z軸周りの曲げ応力 $\sigma_{bz} = M_z/Z_z$

M_z : 部材z軸周りの曲げモーメント

Z_z : 部材z軸周りの断面係数

τ : せん断応力 $\tau = Q/A$

Q : せん断力

A : せん断断面積

σ_x, σ_y : 互いに直交する垂直応力

τ_{xy} : σ_x, σ_y の作用する面内せん断応力

f_c : 許容圧縮応力

f_{by} : 部材y軸周りの許容曲げ応力

f_{bz} : 部材z軸周りの許容曲げ応力

f_s : 許容せん断応力

f_t : 許容引張応力

(a) 鋼材の基準強度

次の計算式により算出する。第3.8-1表に使用鋼材の設計降伏点 S_y 及び設計引張強さ S_u を示す。

$$F = \text{MIN} (1.2S_y, 0.7S_u)$$

F : 鋼材の基準強度 (MPa)

S_y : 「J S M E S N C 1 - 2005/2007 発電用原子力設備規格設計・建設規格」に規定される鋼材の設計降伏点 (MPa)

S_u : 「J S M E S N C 1 - 2005/2007 発電用原子力設備規格設計・建設規格」に規定される鋼材の設計引張強さ (MPa)

第3.8-1表 使用鋼材の設計降伏点及び設計引張強さ

鋼材の種類	評価用温度 (°C)	板厚 t (mm)	設計降伏点 S_y (MPa)	設計引張強さ S_u (MPa)
SS400	40	$t \leq 16$	245	400
SM400A	40	$t \leq 16$	245	400
SM490A	40	$16 < t \leq 40$	315	490

(b) 許容引張応力

次の計算式により算出する。

$$f_t = 1.5 \cdot \frac{F}{1.5}$$

f_t : 許容引張応力 (MPa)

(c) 許容せん断応力

次の計算式により算出する。

$$f_s = 1.5 \cdot \frac{F}{1.5\sqrt{3}}$$

f_s : 許容せん断応力 (MPa)

(d) 許容圧縮応力

次の計算式により算出する。

i) 圧縮材の有効細長比が限界細長比以下の場合

$$f_c = 1.5 \cdot \left\{ 1 - 0.4 \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \right\} \frac{F}{v}$$

$$\lambda = \frac{\ell_k}{i}, \quad \Lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{0.6F}}, \quad v = 1.5 + \frac{2}{3} \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2$$

f_s : 許容圧縮応力 (MPa)

λ : 有効細長比

Λ : 限界細長比

v : 安全率

ℓ_k : 座屈長さ (mm)

i : 座屈軸についての断面二次半径 (mm)

E : 縦弾性係数 (ヤング係数) (MPa)

ii) 圧縮材の有効細長比が限界細長比を超える場合

$$f_c = 1.5 \cdot 0.277F \left(\frac{\Lambda}{\lambda} \right)^2$$

(e) 許容曲げ応力

次の計算式により算出する。

- i) 荷重面内に対称軸を有する圧延形鋼及び溶接組立鋼であって強軸周りに曲げを受けるもの（箱形断面のものを除く）。

次の2つの計算式により計算した値のうちいずれか大きい方の値又は f_t のいずれか小さい方の値とする。

$$f_b = 1.5 \cdot \left\{ 1 - 0.4 \frac{\ell_b^2}{C \lambda^2 i^2} \right\} f_t$$

$$f_b = 1.5 \cdot \frac{0.433EA_f}{\ell_b h}$$

ここに、

f_b : 許容曲げ応力 (MPa)

ℓ_b : 圧縮フランジの支点間距離 (mm)

h : はりのせい (mm)

A_f : 圧縮フランジの断面積 (mm²)

i : 圧縮フランジとはりのせいの6分の1とからなるT型断面のウェブ軸周りの断面二次半径 (mm)

C : 次の計算式により計算した値又は2.3のうちいずれか小さい値（ただし、座屈区間中間の強軸まわりの曲げモーメントが M_1 より大きい場合は、1とする）

$$c = 1.75 + 1.05 \left(\frac{M_2}{M_1} \right) + 0.3 \left(\frac{M_2}{M_1} \right)^2$$

M_1, M_2 : それぞれ座屈区間端部における強軸周りの曲げモーメント。この場合において、 M_2 と M_1 との比は1より小さいものとし、単曲率の場合を正に、複曲率の場合を負とする。

- ii) 荷重面内に対称軸を有する圧延形鋼及び溶接組立鋼であって弱軸周りに曲げを受けるもの、面内に曲げを受けるガゼットプレート、曲げを受ける鋼管及び箱形断面の場合は f_t とする。

(2) ゴム支承の評価

(a) せん断ひずみ

ゴム支承のせん断ひずみは次式によって評価する。

$$\gamma_{se} = \frac{\Delta l_e}{\Sigma t_e} \leq \gamma_{ea}$$

γ_{se} : 地震時のせん断ひずみ

Δl_e : 地震時の移動量 (mm)

Σt_e : 総ゴム厚 (mm)

γ_{ea} : 地震時の許容せん断ひずみ

(b) 引張応力

ゴム支承の引張応力は次式によって評価する。

$$\sigma_{te} = \frac{R_u}{A_{te}} \leq \sigma_{ta}$$

σ_{te} : 地震時の引張応力

R_u : 上向きの反力

A_{te} : 地震時の移動量を控除した引張に有効な面積

$$A_{te} = A_e - B \cdot \Delta l_e$$

(A_e : ゴム支承本体の側面被覆ゴムを除く面積, B : 有効幅)

σ_{ta} : 引張応力の許容限界

(c) 圧縮応力 (座屈安定性)

ゴム支承の圧縮応力は次式によって評価する。

$$\sigma_{ce} = \frac{R_L}{A_{ce}} \leq \sigma_{cra}$$

σ_{ce} : 地震時の圧縮応力

R_L : 下向きの反力

A_{ce} : 地震時の移動量を控除した圧縮に有効な面積

$$A_{ce} = A_e - B \cdot \Delta l_e$$

(A_e : ゴム支承本体の側面被覆ゴムを除く面積, B : 有効幅)

σ_{cra} : 圧縮応力の許容限界

(d) 引張応力（内部鋼板）

ゴム支承の内部鋼板に生じる引張応力は次式によって評価する。

$$\sigma_s = \frac{f_c \cdot \sigma_{ce} \cdot t_e}{t_s} \leq f_t$$

σ_s : 内部鋼板の引張応力

f_c : 圧縮応力の分布を考慮した引張応力の係数 (=2.0)

σ_{ce} : 地震時の圧縮応力

t_e : ゴム一層の厚さ

t_s : 内部鋼板の厚さ

f_t : 鋼材の許容引張応力

(3) 可動支承の強度評価

地震時に可動支承部の可動直角方向（拘束方向）及び鉛直方向に負荷する荷重が、支承の各部位の構造強度より算出された許容荷重以下であることを確認する。詳細は添付資料6に示す。

(4) ボルト材の応力評価

ボルトの呼び径断面に生じる応力は、次の値を超えないこととする。

(a) 許容引張応力

次の計算式により算出する。

$$f_t = 1.5 \cdot \frac{F}{2}$$

f_t : 許容引張応力 (MPa)

F : 3.8(1)(a)に定めるところによる。Sy, SuはJ I S規格による降伏点、引張強さとする。ボルトの使用材料と降伏点及び引張強さは第3.8-2表に示す。

第3.8-2表 ボルトの使用材料とJ I S規格による降伏点及び引張強さ

部位	材料	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)
基礎ボルト	SNR490B	325	490
ゴム支承取付ボルト	J I S強度区分 8.8	640	800

(b) 許容せん断応力

次の計算式により算出する。

$$f_s = 1.5 \cdot \frac{F}{1.5\sqrt{3}}$$

f_s : 許容せん断応力 (MPa)

(c) 引張応力とせん断応力を同時に受けるボルトの許容引張応力

せん断応力と引張応力を同時に受けるボルトの許容引張応力 f_{ts} は、次のいずれか小さい方の値とする。

(i) $f_{ts} = 1.4f_{to} - 1.6\tau$

(ii) $f_{ts} = f_{to}$

f_{ts} : せん断力を同時に受けるボルトの許容引張応力 (MPa)

f_{to} : (a)で規定するボルトの引張応力 (MPa)

τ : ボルトに作用するせん断応力 (MPa)

(5) 各部のクリアランス評価

各部のクリアランス評価においては、フレーム及び大梁の移動量が第3.8-3表に示す許容限界以下であることを確認するため、地震応答解析により求められるフレーム及び大梁の移動量と部材間のクリアランスを比較する。また、フレーム／大梁接続部は、フレームと大梁の相対変位とフレームと大梁のクリアランスとを比較して評価する。評価箇所の模式図を第3.8-1図に示す。

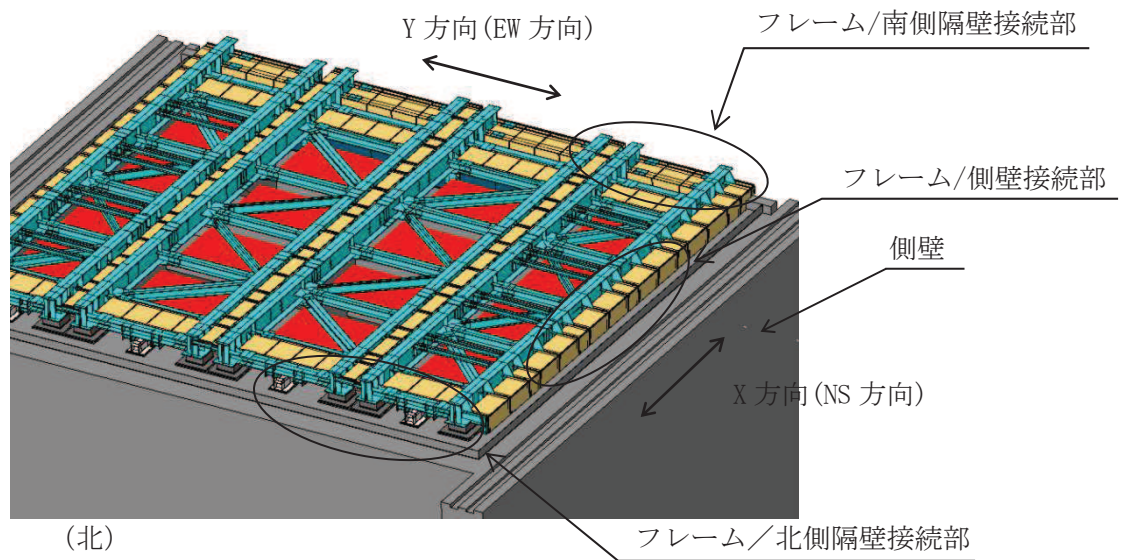
なお、許容限界は各接続部におけるクリアランスを比較して、最も狭くなっている箇所のクリアランスを代表として設定する。

第 3.8-3 表 フレーム及び大梁の移動量の許容限界

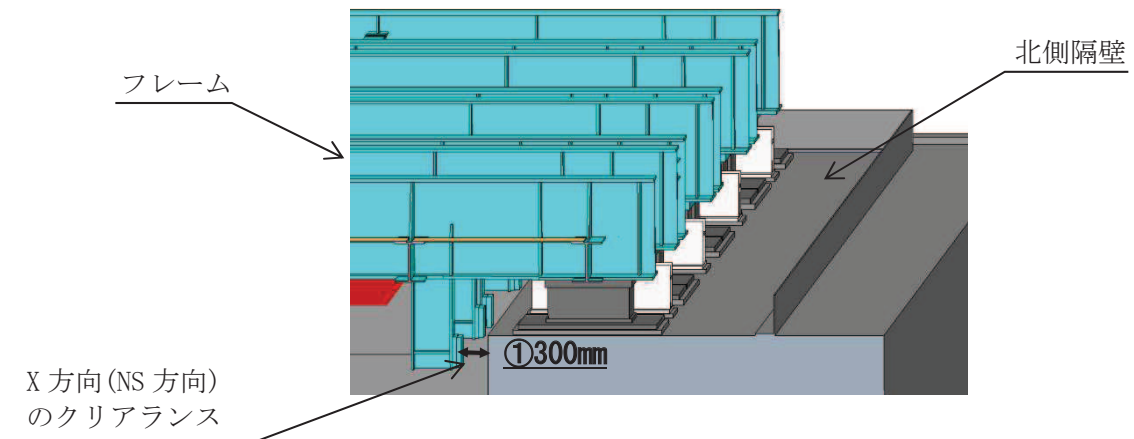
位置*1	移動量の許容限界 (mm)		許容限界の 根拠
	X方向 (NS方向)	Y方向 (EW方向)	
フレーム／北側隔壁接続部 ① フレーム－隔壁 ② フレーム－ストッパー	300	250	部材間のクリ アランス
フレーム／南側隔壁接続部 ③ フレーム－隔壁	300	—	
フレーム／側壁接続部 ④ フレーム－浸水防止壁	—	350	
フレーム／大梁接続部*2 ⑤ フレーム－大梁	350	—	

注記 *1：表中の番号は第 3.8-1 図中の番号と対応

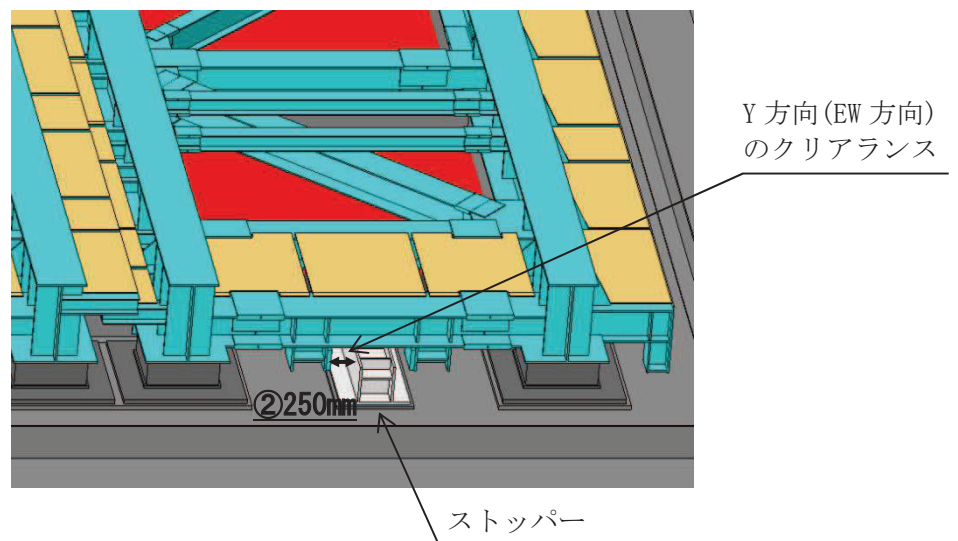
*2：可動支承の移動可能量は第 3.8-1 図に示すとおり 400mm であり，フレームと大梁のクリアランスよりも大きいため，可動支承の移動量の評価は，フレーム - 大梁接続部のクリアランス評価に包絡する。



(a) 全体図 (北西から望む)

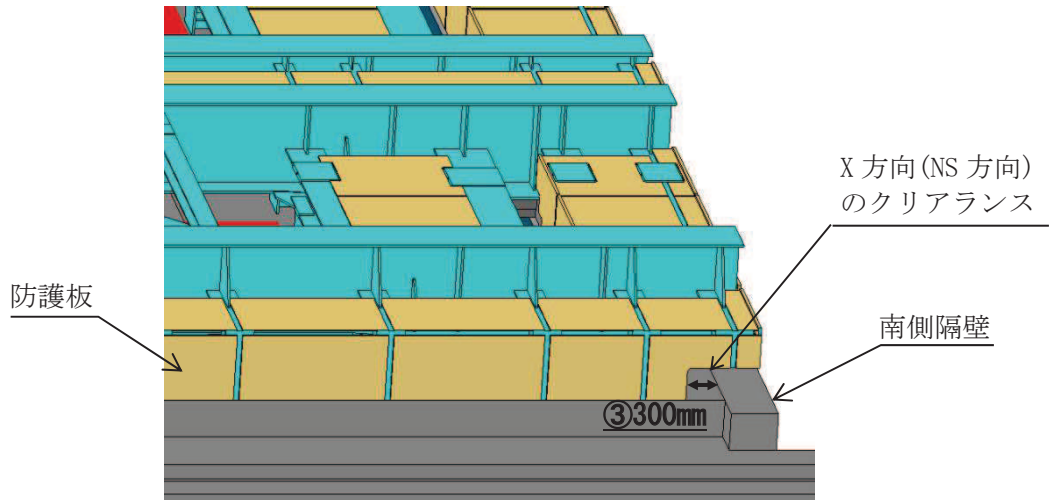


(b) フレーム/北側隔壁接続部 X方向(NS方向)

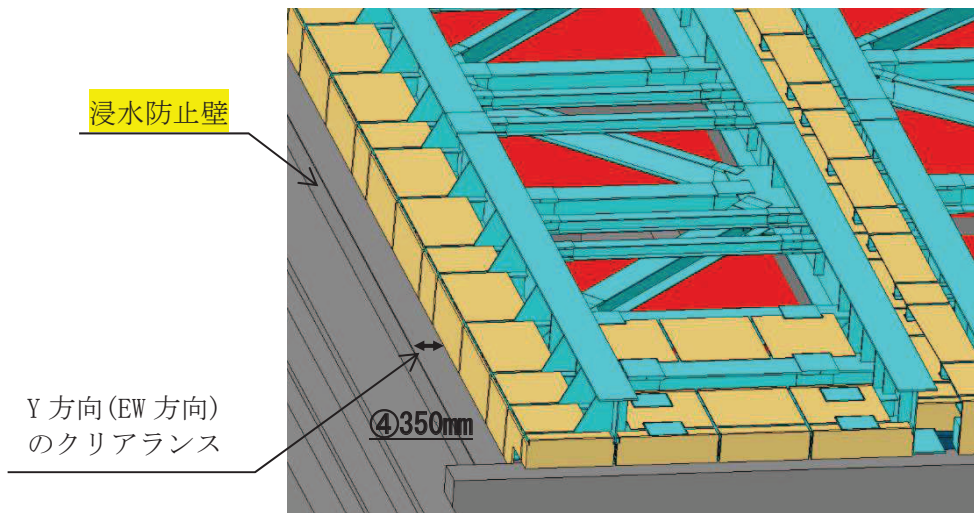


(c) フレーム/北側隔壁接続部 Y方向(EW方向)

第3.8-1図 移動量の評価箇所(1/2)

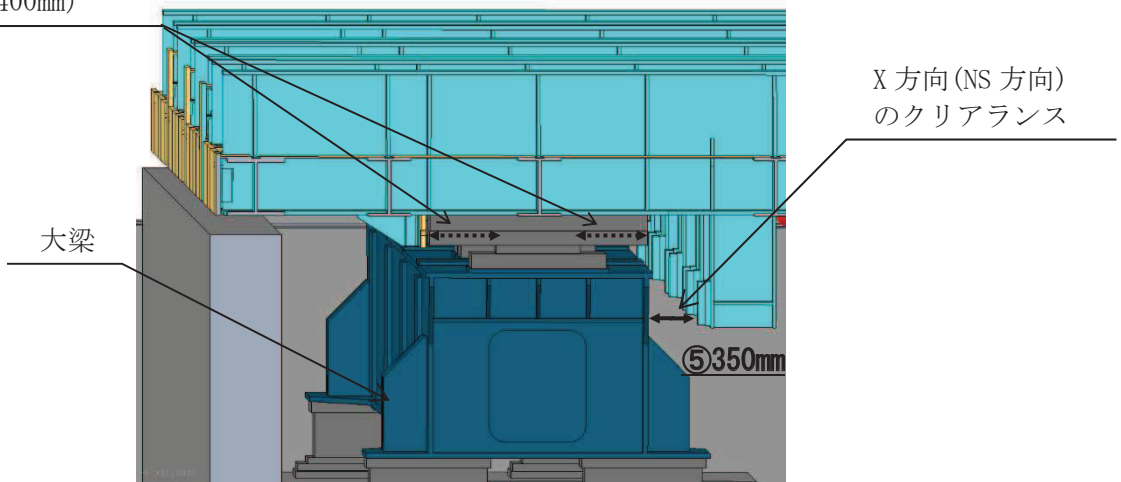


(d) フレーム／南側隔壁接続部 X方向(NS方向)



(e) フレーム／側壁接続部 Y方向(EW方向)

可動支承の移動可能量
(400mm)



(f) フレーム／大梁接続部 X方向(NS方向), 可動支承の移動可能量

第3.8-1図 移動量の評価箇所 (2/2)

4. 構造健全性確認結果

3.2項で示した基準地震動S s 7波の設計用床応答スペクトルに対して構造健全性を確認した結果を第4-1表に示す。各部材の発生応力が許容限界を下回ること、ゴム支承に発生するせん断ひずみが許容限界を下回ること、フレーム及び大梁に発生する移動量がクリアランスの許容限界以下に収まることを確認した。なお、本評価結果は地震荷重について3方向を考慮した結果である。

第4-1表 構造健全性確認結果

評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度	
フレーム	主桁		組合せ	234	343	1.46
	横補強材		組合せ*1	0.56	1	1.78
	ブレース		圧縮応力	17	62	3.64
大梁	大梁		組合せ*1	0.68	1	1.47
大梁ゴム支承	ゴム支 承本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	109	250	2.29
			圧縮応力	4	23	5.75
		引張応力	0.6	2.0	3.33	
	内部鋼板		引張応力	43	280	6.51
	ゴム支承取付ボルト		引張応力	133	420	3.15
	基礎ボルト		引張応力	81	257	3.17
フレーム ゴム支承	ゴム支 承本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	92	250	2.71
			圧縮応力	2	23	11.50
		引張応力	0.5	2.0	4.00	
	内部鋼板		引張応力	22	280	12.72
	ゴム支承取付ボルト		引張応力	116	420	3.62
	基礎ボルト		引張応力	73	257	3.52
可動支承	構造部材		水平荷重*2	313	2900	9.26
			鉛直荷重(圧縮)*2	654	5600	8.56
			鉛直荷重(引張)*2	250	1800	7.20
フレーム/ 北側隔壁接続部	X方向	移動量*3	125	300	2.40	
	Y方向	移動量*3	125	250	2.00	
フレーム/ 南側隔壁接続部	X方向	移動量*3	125	300	2.40	
フレーム/ 側壁接続部	Y方向	移動量*3	204	350	1.71	
フレーム/ 大梁接続部	X方向	移動量*3	167	350	2.09	

注記 *1：発生値，許容限界は無次元

*2：発生値，許容限界の単位 (kN)

*3：発生値，許容限界の単位 (mm)

注) 上表の評価結果はゴム支承のせん断剛性及び鉛直剛性が設計値の場合の値であるため，ゴム支承の剛性のばらつきを考慮した不確かさケースの結果は添付資料13に示す。

また，評価項目については裕度が小さい項目を代表して記載している。

5. まとめ

竜巻防護ネットの波及的影響を防止するため、基準地震動 S_s に対して損傷しない構造が要求されることから、耐震設計の方針と工事計画認可申請で提示する耐震評価の構造健全性について確認した。

- ・竜巻防護ネットの構造設計では、海水ポンプ室の特徴、設備メンテナンス性等を踏まえ、可動支承でフレームや大梁の熱伸びによる変位を吸収し、ゴム支承のアイソレート機能で海水ポンプ室への反力を低減する構造として、波及的影響を防止する設計とした。
- ・耐震評価では、竜巻防護ネットの構造特徴を考慮した地震応答解析モデルを設定するとともに、異常要因分析結果に基づき評価対象部位、評価項目、許容限界を検討した。
- ・基準地震動 S_s 7波の地震応答の基本ケース及び地盤の不確かさ等を考慮した不確かさケースを包絡した設計用床応答スペクトルを用いた耐震評価を実施し、十分な構造強度を有していることを確認した。

以上の検討結果より、竜巻防護ネットは波及的影響を及ぼさないことを確認した。

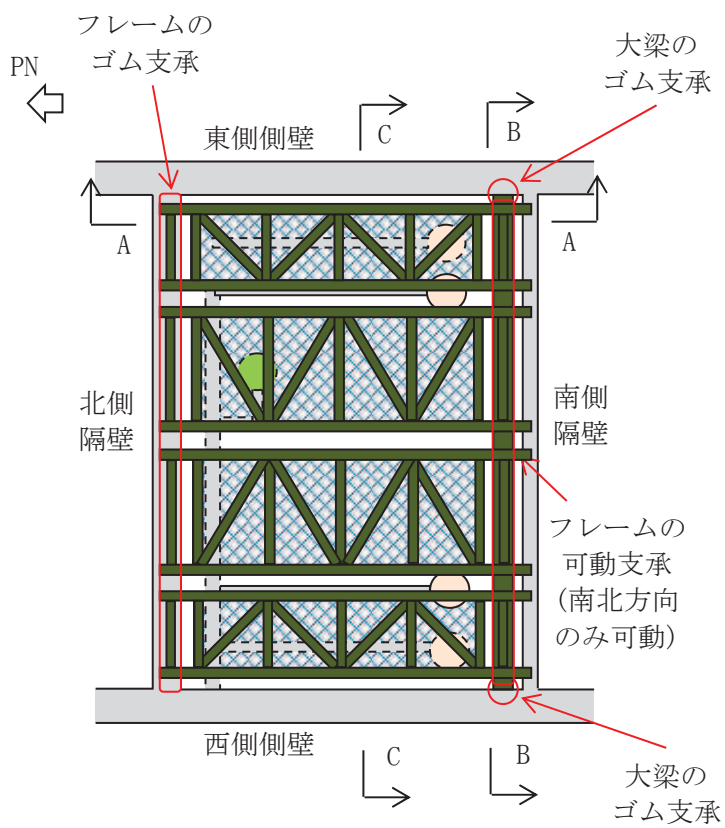
ゴム支承の構造検討について

1. 概要

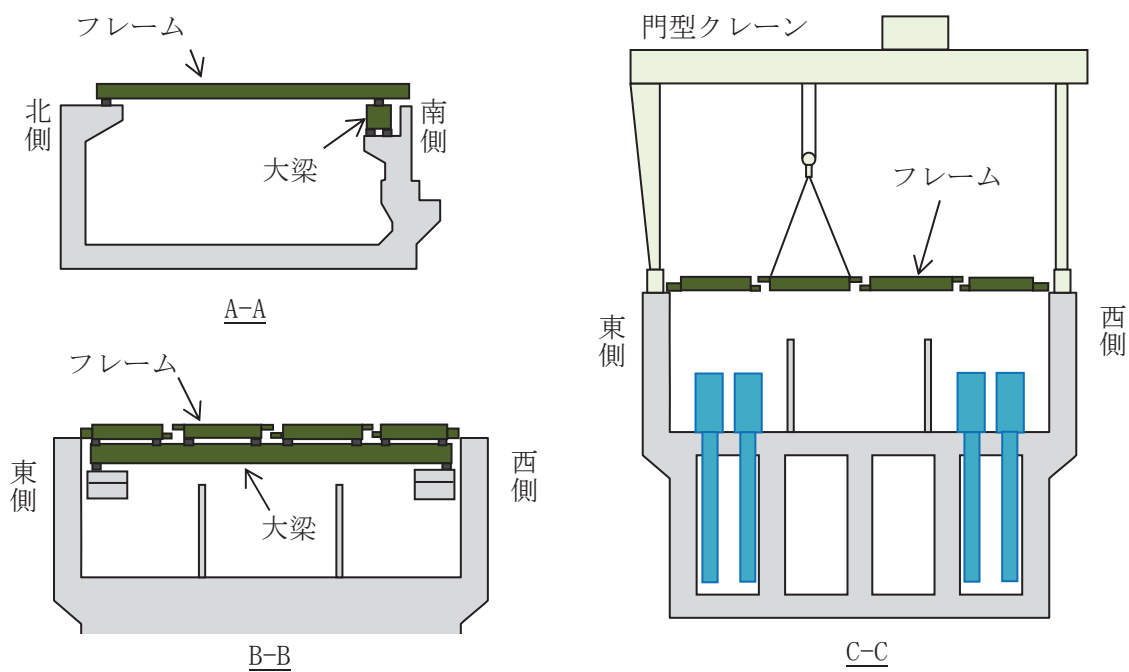
竜巻防護ネットのフレーム及び大梁の支持部に「地震時水平力分散型ゴム支承」を採用している。竜巻防護ネットの構造検討，ゴム支承の採用理由，ゴム支承の設計に係る適用規格について以下に示す。なお，構造のイメージについては第 1 図に示す。

2. 竜巻防護ネットの構造検討

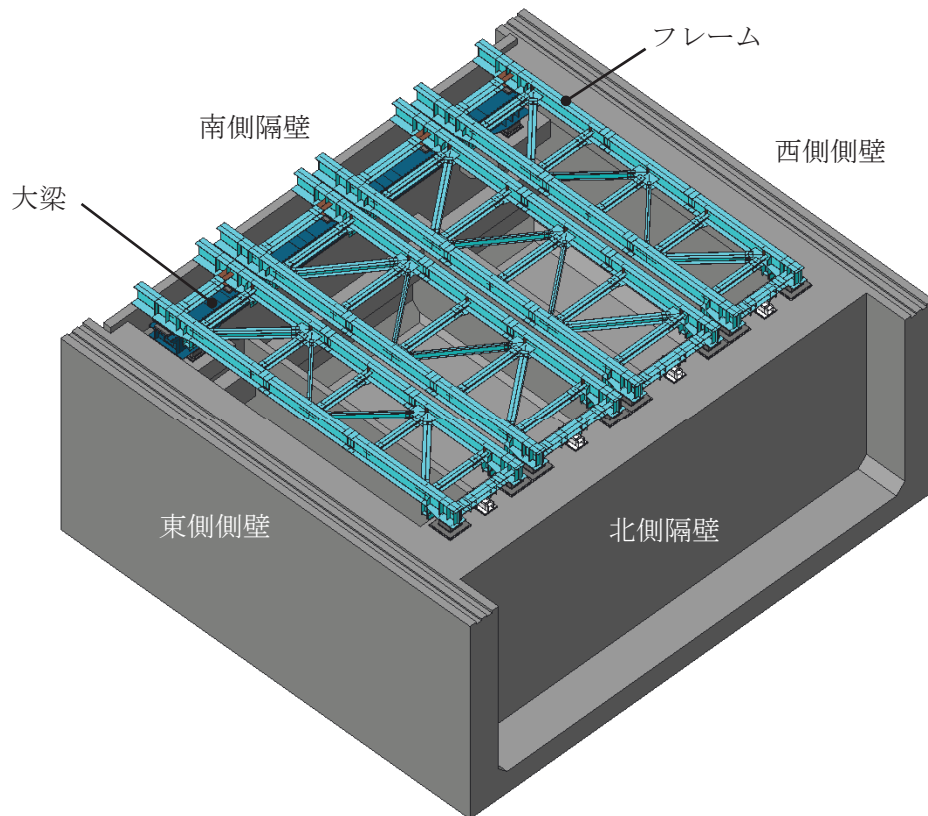
- (1) 海水ポンプ室の東側側壁と西側側壁の上面を走行する門型クレーンによってフレームの取外しができることを考慮し，南側隔壁と北側隔壁の上面で竜巻防護ネットからの荷重を受ける構造とする。
- (2) フレームは，補機ポンプエリアの設備のメンテナンス及び門型クレーンの吊上の能力を考慮して 4 分割とし，南側隔壁上に設置した大梁とその反対側に位置する北側隔壁で支持する構造とする。
- (3) 自重，温度変化による熱膨張等により，フレーム支持点に回転拘束によるモーメントや水平変位拘束による水平力が発生していると，メンテナンス時にフレーム取付ボルトが取り外せなくなるため，回転，水平変位に追従する機能を有する構造とする。
- (4) 大梁の温度伸縮に追従でき，コンクリート壁に過大な水平力を作用させないため，ゴム支承を海水ポンプ室の南側隔壁及び北側隔壁の上面に配置し，ゴム支承のせん断変形により地震時の水平力を効果的に分散させる構造とする。



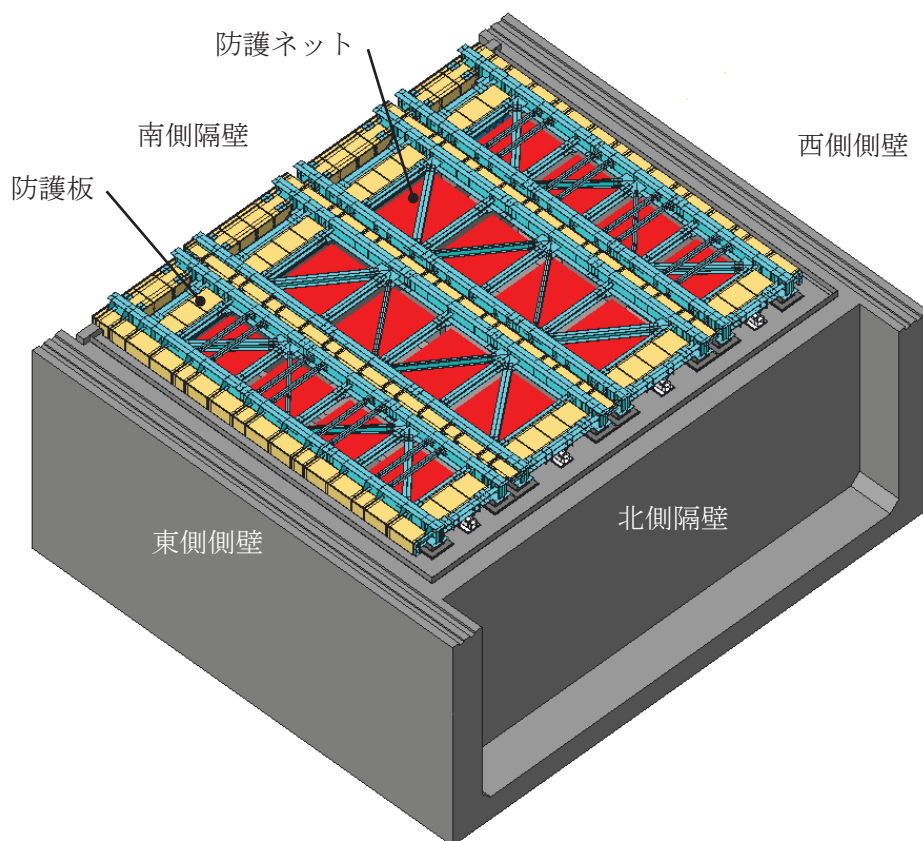
ネットイメージ図(平面図)



第1図 竜巻防護ネットのイメージ図 (1/2)



(a) 防護ネット（防護板を除く）



第1図 竜巻防護ネットのイメージ図 (2/2)

3. 道路橋用ゴム支承の採用理由

ゴム支承には道路橋用ゴム支承や建築用ゴム支承等があるが、下記の検討に基づき道路橋用ゴム支承を採用した。

(1) 移動量

a. 建築用ゴム支承

建築用ゴム支承のせん断弾性係数は $0.4\sim 0.6\text{N/mm}^2$ 程度である。本支承を竜巻防護ネットに適用した場合、地震荷重による移動量は許容限界であるクリアランスを満足できず、設計を成立させることが困難となる。

b. 道路橋用ゴム支承

道路橋用ゴム支承のせん断弾性係数は 1.0N/mm^2 程度である。本支承を竜巻防護ネットに適用した場合、地震荷重による移動量は許容限界であるクリアランスを満足する。

c. 竜巻防護ネットに採用するゴム支承

竜巻防護ネットは既設の海水ポンプ室の上部に設置するため、設置スペースや地震時の発生変位に対して制約があることから、a, b 項の検討のとおり、地震時の移動量が許容限界であるクリアランスを満足するために、水平剛性が比較的高い道路橋用ゴム支承を採用する。

(2) 使用環境及び使用条件

a. 建築用ゴム支承

建築用ゴム支承は屋内（建物下）の比較的整備された環境内に設置されることを想定しているため、本設備とは使用環境が異なる。

b. 道路橋用ゴム支承

道路橋用ゴム支承は、屋外での使用を前提としていることから、耐久性の観点から屋外に設置される設備への使用に適している。また、温度変化による鋼桁部材の伸縮を想定した繰り返し変形を受ける疲労耐久性の検証がなされている。

c. 竜巻防護ネットに採用するゴム支承

竜巻防護ネットは屋外での使用を前提としており、橋梁のような鋼桁形式のため、昼夜の温度変化により鋼桁部材が伸縮しそれに追従してゴム支承が繰り返しの変形を受ける。以上の環境条件を踏まえ、使用環境が類似している道路橋用ゴム支承を採用する。

(3) せん断剛性の適用性

a. 建築用ゴム支承

建築用ゴム支承は、本設備と比較すると非常に重量の大きな建築物を支持することを想定しており、一層あたりのゴム厚を薄くすることで鉛直支持力を高めている。

b. 道路橋用ゴム支承

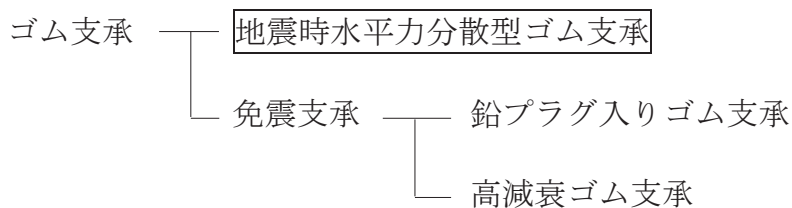
道路橋用ゴム支承は、建築用ゴム支承と比較して想定している鉛直支持力は小さく、1層あたりのゴム厚を厚くし鉛直支持力よりも回転追随性を高めていることが特徴である。また、道路橋用ゴム支承の場合には、製品検査時の性能試験において使用条件の面圧下で設計想定内の水平剛性が得られることを確認することとされており、過去の実績においても安定した水平剛性が得られている。

c. 竜巻防護ネットに採用するゴム支承

竜巻防護ネットは、一般の免震建築物と比べて大幅に重量が小さいため、建築用ゴム支承を適用した場合、支承に負荷する使用面圧が小さくなり製品推奨面圧の範囲外となる。一方、道路橋用のゴム支承については、b項のとおり、竜巻防護ネットの使用面圧下において安定した水平剛性が得られている知見を有している他、添付資料6に示すとおり各種依存性試験等から今回の使用条件において安定した水平剛性が得られることを確認している。以上の検討結果から、適正な使用面圧となる道路橋用ゴム支承を採用する。

4. ゴム支承の種類

耐震性向上を目的に設置される道路橋用ゴム支承には以下の種類がある。¹⁾



地震時水平力分散型ゴム支承はゴム支承のせん断剛性を利用したアイソレート機能を有する支承である。免震支承はゴム支承本体の水平剛性を利用したアイソレート機能とエネルギー吸収性能による減衰機能を併せ持った支承である。代表的な免震支承としては、鉛プラグ入りゴム支承と高減衰ゴム支承がある。

地震時水平力分散型ゴム支承は免震支承で期待されるようなエネルギー吸収性能による減衰機能はほとんどない。免震支承の場合には強い非線形履歴特性とひずみ依存性を有するが、地震時水平力分散型ゴム支承の場合には、設計で用いる範囲ではひずみ依存性のない線形部材としてモデル化できる。

竜巻防護ネットについては、ゴム支承による適度な長周期化（アイソレート機能）を目的としており、免震支承が有する大きい非線形履歴特性によるエネルギー吸収性能には期待していないことから地震時水平力分散型ゴム支承を採用した設計とする。

5. 適用規格

竜巻防護ネットに採用するゴム支承は、「道路橋示方書・同解説 V耐震設計編」及び「道路橋支承便覧」を基本とした設計とし、評価手法の考え方等は原子力発電所の

耐震設計に適用する規格として「原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1）」も適用する。

また、その他の規格・基準類として「道路橋免震用ゴム支承に用いる積層ゴム-試験方法（J I S K 6 4 1 1 -2012）」及び「原子力発電所免震構造設計技術指針（J E A G 4 6 1 4 -2013）」を参考に各種依存性試験及び性能試験を実施し、ゴム支承の特性及び許容値の妥当性を検証する。

適用する規格の詳細検討内容は添付資料 2, 3 に示す。

参考文献

- 1) 道路橋支承便覧(平成 16 年 4 月 社団法人 日本道路協会)

適用規格及び評価方法の比較、検証 (1/2)

No.	規格 対象設備、部位	原子力発電所耐震設計技術指針 (JEA-G4601) 適用規格	道路橋示方書、 道路橋支承便覧 適用規格	原子力発電所耐震構造設計技術指針 (JEA-G4614) 適用規格	建築基準法 適用規格	女川2号機 電巻防護ネットの評価に適用する規格		
						本体 (架橋)	ネット	支承 (ゴム支承、可動支承) / ゴム部
1	適用範囲	原子力施設 における機器・配管等	道路橋、道路橋支承 (ゴム支承等)	免震型原子力施設における 建屋 (免震層含む)・機器	建物	JEA-G4601 を適用	ゴムの評価 手法は JEA-G4601 に規 定されていない ため耐震評 価については 道路橋示方書 支承便覧を適 用	<ul style="list-style-type: none"> ・ゴム支承を含む電巻防護ネットの固有周期が1秒以下となるよう設計している。一方、JEA-G4614などに記載の免震装置を適用する構造物の固有周期は2〜4秒であることから、機器・配管設備に一般的に適用している JEA-G4601 を電巻防護ネットの評価に適用することを基本とする。 ・ゴム支承については、以下の理由から道路橋用のゴムの支承を採用するため、道路橋示方書、道路橋支承便覧を適用する。 一道路橋用のゴム支承は電巻防護ネットのゴム支承と同じく屋外使用を想定している。 一電巻防護ネットは建屋等と比較して軽量であることからゴム支承に負荷する面圧が小さくなるが、道路橋用ゴム支承も低面圧を想定し必要な水平剛性を確保できる設計となっている。
2	設計用地震動	基準地震動 S ₁	レベルを地震	長周期成分を考慮した基準 *1 地震動 S ₁ s 告示波 (種幅) × 1.5 倍	レベル 1、2 *1 の告示波 レベル 1、2 *1 の既往観測波 サイト波*2	JEA-G4601 を適用し基準地震動 S ₁ で評価	<ul style="list-style-type: none"> ・電巻防護ネットの固有周期は1秒以下の設計であり、長周期の影響が卓越する設備ではないことから、原子力発電所の設計に適用している基準地震動 S₁ による評価を行う。 	
3	荷重の組合せ	死荷重+地震荷重+ 外部荷重 (風、積雪等)	死荷重+地震荷重	死荷重+地震荷重+ 外部荷重 (風、積雪等)	固定荷重+積載荷重+地震荷重 (風、積雪)と地震荷重の重畳は考 慮しない	JEA-G4601 を適用し「死荷重+地震荷重+外部荷重 (積雪)」 の荷重の組合せで評価	<ul style="list-style-type: none"> ・ JEA-G4601 を適用し、死荷重+地震荷重+積雪荷重を考慮した評価とする。 ・ 風荷重については、電巻防護ネットの構造を踏まえ、影響の程度が小さいことを確認しており、地震時に組合せを考慮する必要はないと判断した。風荷重による影響の確認結果は、添付資料 11 に詳細を示す。 	
4	地震荷重 (水平/鉛直) の組合せ	SRSS、組合せ係数法、同時入力解析、代数和法のいずれか	SRSS	[免震装置] 絶対和、同時入力解析、SRSS、 組合せ係数法、時刻歴 [上部構造] 絶対和、同時入力解析	絶対和	JEA-G4601 を適用し地震荷重の組合せは SRSS 法にて評価	<ul style="list-style-type: none"> ・電巻防護ネットは固有周期が1秒以下の設計であることから、水平及び鉛直方向の最大動重発生時のタイミングが異なるため、JEA-G4601 を適用し SRSS 法で評価する。 ・ SRSS 法を適用することの妥当性確認結果は、添付資料 11 に詳細を示す。 	
5	地震力の種類	動的地震力と静的地震力	動的地震力	動的地震力と静的地震力	動的地震力と静的地震力	JEA-G4601 を適用し動的地震力を用いて評価	<ul style="list-style-type: none"> ・ 波及的影響防止の観点で評価を要する設備のため、基準地震動 S₁ s (動的地震力) に対して損傷しないことを確認する。 ・ 他の規格類と比較して特段不足はない。 	
6	地震応答解析法	時刻歴応答解析 又は スペクトルモーダル解析	時刻歴応答解析 又は スペクトルモーダル解析	時刻歴応答解析 時刻歴応答解析 又は スペクトルモーダル解析	時刻歴応答解析	JEA-G4601 を適用しスペクトルモーダル解析にて評価	<ul style="list-style-type: none"> ・ 道路橋示方書、支承便覧においてゴム支承は十分に線形な挙動を示すことから、等価線形にモデル化し評価を行うことが認められている。 ・ また、スペクトルモーダル解析であれば周期待向の拡張により、地震応答解析等の不確かさを設計マージンとして簡便に取り込むことができる。 ・ さらに、地震応答を複数包絡して評価を行うことができるため、保守的かつ簡便に評価が可能。 ・ 以上の理由より、スペクトルモーダル解析を適用して評価する。 ・ スペクトルモーダル解析を適用することの妥当性確認結果は、添付資料 11 に詳細を示す。 	
7	支承の不確かさの考慮	— (記載なし)	— (記載なし)	免震装置については、特性のばらつき、結年劣化、温度変化の不確かさを考慮	免震装置については、特性のばらつき、結年劣化、温度変化の不確かさを考慮	JEA-G4614 を参照	<ul style="list-style-type: none"> ・ JEA-G4601、道路橋示方書、支承便覧に明記されていないため、JEA-G4614 の考え方を準用し、試験で確認したゴム支承の不確かさとして製品誤差、結年劣化、温度変化、更には繰返し変位の影響を考慮し、設計評価の中でマージンスタジアムを実施する。 ・ なお、地震応答の不確かさを考慮するため、周期待向に±10%拡張した設計用床応答スペクトルを適用する。 	
8	減衰定数	機器種別毎に異なる (ポルト構造物: 2.0%)	使用するゴム支承の特性を 考慮して設定*4 (詳細は次頁参照)	免震装置の特性を考慮して設定 するように要求	履歴減衰のみ考慮	道路橋示方書、 支承便覧を参 照し、支承の物 性試験データ から減衰を設 定して評価	<ul style="list-style-type: none"> ・ 水平方向 4.0%、鉛直方向 2.0%と設定する。 ・ 水平方向はゴム支承の変形モードが支配的であることから踏まえ、個別に実施した各種試験データより保守性を考慮して 4.0%と設定する。 ・ 鉛直方向はゴム支承の剛性が高く、鋼製部材の減衰が支配的であることを踏まえ、JEA-G4601 に基づき 2.0%と設定する。 	
9	強度評価方法	[その他支持構造物]に該当 (鋼製部材)	[ゴム支承に該当 (詳細は次頁参照)]	免震装置以外は、JEA-G4601 と同等 (免震装置の詳細は次頁参照)	建築基準法による	JEA-G4601 を適用し評価	<ul style="list-style-type: none"> ・ 鋼製部材は JEA-G4601 を適用して評価する。 ・ ゴム支承については道路橋示方書、支承便覧を適用し評価する。また、道路橋の設計方法については、せん断を考慮した状態での圧縮及び引張応力の評価を実施しており、JEA-G4614 と考え方は同様であることを確認した。 	
10	許容限界				各製品の能力に応じて決定			

注記 *1：免震装置のように固有周期が2〜4秒程度の長周期となる場合に適用する長周期が卓越した地震動。
*2：事務建屋建設時のサイト波として 580gal を適用。
*3：道路橋示方書に、「最近の実験研究結果によれば 4.0%程度以上の値が得られることが多いことから、使用するゴム支承の減衰特性を十分に把握した上で適切な減衰定数を設定するのがよい。」と記載されている。

適用規格及び評価方法の比較、検証 (2/2)

	<p>道路橋示方書 道路橋支承便覧</p>	<p>原子力発電所免震構造 設計技術指針 (IEAG4614)</p>
<p>圧縮応力</p>	<p> $\sigma_{ce} \leq \sigma_{cm}$ $\sigma_{ce} = R_u / A_{ce}$ σ_{ce}: 地震時の圧縮応力 R_u: 地震時の下向きの力 A_{ce}: 地震時の移動量を控除した圧縮に有効な面積 σ_{cm}: 座屈を考慮した圧縮応力の許容値 $\sigma_{cm} = G_e \cdot S_1 \cdot S_2 / f_{cr}$ G_e: ゴムのせん断弾性係数 S_1: 一次形状係数 S_2: 二次形状係数 f_{cr}: 荷重の大きさ及び発生頻度を考慮した係数(地震時 $f_{cr}=1.5$) </p>	<p> (a) $\sigma \geq \sigma_{tea}$ の場合 $\frac{\sigma - \sigma_{tea}}{\sigma_{ta} - \sigma_{tea}} + \frac{\gamma}{\gamma_a} \leq 1 \quad \dots \dots \dots (7.1.3-1)$ (b) $\sigma_{tea} > \sigma \geq \sigma_{cca}$ の場合 $\gamma \leq \gamma_a \quad \dots \dots \dots (7.1.3-2)$ (c) $\sigma < \sigma_{cca}$ の場合 $\frac{\sigma_{cca} - \sigma}{\sigma_{cca} - \sigma_{ca}} + \frac{\gamma}{\gamma_a} \leq 1 \quad \dots \dots \dots (7.1.3-3)$ </p>
<p>引張応力</p>	<p> $\sigma_{te} \leq \sigma_{ta}$ $\sigma_{te} = R_u / A_{te}$ σ_{te}: 地震時の引張応力 R_u: 地震時の上向きの力 A_{te}: 地震時の移動量を控除した引張に有効な面積 σ_{ta}: 引張応力の許容値(G10以上: 2.0N/mm²) </p>	<p> σ_{tey}: 引張せん断線形限界応力 σ_{tea}: 許容引張せん断応力 ($= \sigma_{tey} / \alpha_3$) σ_{cey}: 圧縮せん断線形限界応力 σ_{cca}: 許容圧縮せん断応力 ($= \sigma_{cey} / \alpha_4$) σ_{cy}: 圧縮線形限界応力 σ_{ca}: 許容圧縮応力 ($= \sigma_{cy} / \alpha_5$) $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4, \alpha_5$: 安全係数で 1.5 とする。 </p>
<p>せん断ひずみ</p>	<p> $\gamma_{se} \leq \gamma_{es}$ $\gamma_{se} = \Delta_{se} / \Sigma t_e$ γ_{se}: 地震時のせん断ひずみ Δ_{se}: 地震時の移動量 Σt_e: 総ゴム厚 γ_{es}: 地震時の許容せん断ひずみ (レベル 2 地震時: 250%) </p>	<p> σ: 鉛直応力 σ_{ty}: 引張線形限界応力 σ_{ta}: 許容引張応力 ($= \sigma_{ty} / \alpha_2$) これらの定数は、建築基準法第 37 条第 2 項の認定の際の試験資料あるいは免震装置特性確認試験に基づき評価する。(6.1.2 解説(4)より抜粋) </p>
<p>評価概要</p>	<p>各応力(圧縮, 引張, せん断)がそれぞれの許容限界を満足していることを確認する。なお, せん断変形による面積減少を考慮した圧縮, 引張応力を算出することから, せん断を組合せた評価と同等であると判断できる。</p>	<p>応力比の組合せ(圧縮, 引張の応力比を加算)が“1”以下であることを確認する。</p>

適用規格及び評価方法の妥当性検証

竜巻防護ネットの耐震設計に適用する規格は、道路橋示方書及び道路橋支承便覧を基本として J E A G 4 6 0 1 の考え方も踏まえて評価方法を整理している。本資料では、添付資料 2 で整理した各要求事項に対する考え方を整理し、原子力発電所免震構造設計技術指針（以下、「J E A G 4 6 1 4」という。）との比較も行い、竜巻防護ネット支承部の評価方法の妥当性を確認する。なお、建築基準法は建物構築物全般の設計基準法令であり、要求事項は J E A G 4 6 1 4 とほぼ同様であることを踏まえ比較対象としては J E A G 4 6 1 4 を適用する。

1. 規格の比較検証

(1) 適用範囲

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料 2 の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
1	適用範囲	原子力施設における 機器・配管系等	<u>道路橋, 道路橋支承</u>	免震型原子力施設における 建屋・機器

竜巻防護ネットの鋼製部には J E A G 4 6 0 1 を適用し、支承部には以下の理由から、道路橋用のゴム支承を採用するため道路橋示方書、道路橋支承便覧を適用する。

- 道路橋用のゴム支承は竜巻防護ネットのゴム支承と同じく屋外使用を想定している。
- 竜巻防護ネットのゴム支承に負荷される面圧は建物用ゴム支承に比べて小さい。道路橋用のゴム支承も同様に低面圧を想定し必要な水平剛性を確保する設計となっている。

また、道路橋用のゴム支承に対する規格を適用することから、竜巻防護ネットのゴム支承が本規格の適用範囲に入っていることを確認する。

a. 構造要求

・平面形状

道路橋支承便覧にせん断変形性能試験の実績データが示されているが、このデータの範囲が支承一辺の寸法として 400mm～1100mm の範囲が示されている。竜巻防護ネットのゴム支承の平面一辺の寸法は 800mm であり、道路橋支承便覧に示される範囲内のサイズである。

・形状係数

一次形状係数については、道路橋において一般的に6程度以上を適用することが推奨されている。竜巻防護ネットのゴム支承では、8以上の形状係数にて設計しており道路橋用のゴム支承と形状は類似している。

また、二次形状係数については、道路橋示方書において地震時の安定性を考慮し4程度以上とすることが推奨されている。竜巻防護ネットのゴム支承では4以上の形状係数にて設計しており道路橋用のゴム支承と形状は類似している。

以上より、平面形状及び形状係数が道路橋用のゴム支承と同等の設計としていことから、竜巻防護ネットのゴム支承は構造が道路橋用のゴム支承と類似しているものと判断できる。したがって、構造の観点から同規格の適用性は問題ない。

b. 材料要求

同規格において、鋼製材料及びゴム材料について、JISに規定されており、かつこれまでに十分な使用実績のある材料が示されている。竜巻防護ネットのゴム支承の材料は、天然ゴムやSS400、SM490であり、いずれの材料も同規格に示された材料を使用していることから、材料の観点から同規格の適用性は問題ない。

c. 物性値要求

同規格において、ゴム材料については、適用実績の多いゴム材料と物性値(G6～G14)が示されている。本設備に適用するゴム支承は規格に示されている物性値の範囲でG10を適用するため、物性値の観点で同規格の適用性に問題はない。

以上より、竜巻防護ネットのゴム支承は道路橋示方書、道路橋支承便覧の適用範囲に含まれていることを確認した。

(2) 検討用地震動

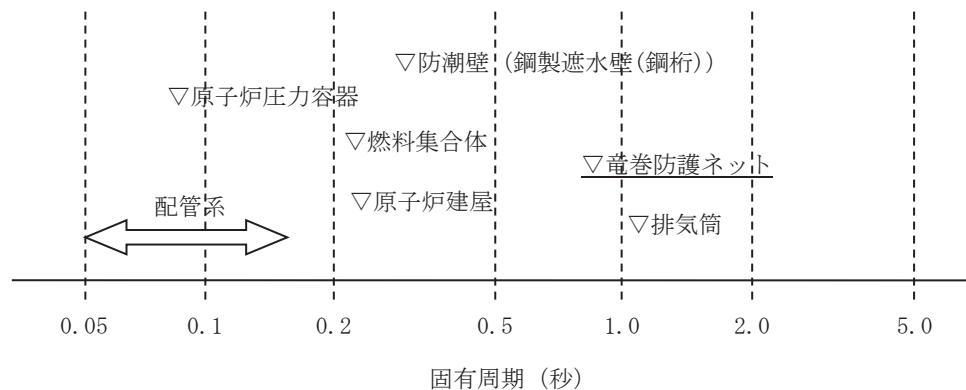
各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 支承便覧	J E A G 4 6 1 4
		対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部
2	検討用地震動	<u>基準地震動 S_s</u>	レベル2地震動	長周期成分を考慮した基準地震動 S_s 告示波（極稀）×1.5倍

竜巻防護ネットの支承部については、基準地震動 S_s による設計を行う。これは以下に示す2つの理由からである。

a. 竜巻防護ネットの固有周期

竜巻防護ネットの固有周期は1秒以下の設計としており、J E A G 4 6 1 4に記載の免震装置を適用する構造物の固有周期2~4秒に比べて剛側の設計である。なお、女川2号機の代表的な施設について固有周期を第1図に例示しているが、竜巻防護ネットも含めて概ね1秒以下の周期帯であることが分かる。



第1図 女川2号機における施設の固有周期の比較

b. 各規格の設計に適用する地震動の考え方

(a) 道路橋示方書，道路橋支承便覧

道路橋示方書，道路橋支承便覧においては、レベル2地震動での設計が規定されている一方で、「建設地点周辺における過去の地震情報，活断層情報，プレート境界で発生する地震の情報，地下構造に関する情報，建設地点の地盤条件に関する情報，既往の強震記録等を考慮して建設地点における設計地震動を適切に推定できる場合には，これに基づいて設計地震動を設定するものとする。」と規定されており，施設の設置場所を適切に考慮した設計用の地震動を設定することを認めている。

(b) J E A G 4 6 1 4

J E A G 4 6 1 4 においては、免震型発電用原子炉施設では、地震応答に支配的な固有周期が 2~4 秒程度の範囲にあり、耐震型発電用原子炉施設（1 秒以下）と比較してやや長周期帯域に存在することを踏まえて、長周期成分を考慮した基準地震動 S_s 及び必要に応じて告示波のうち極めて稀に発生する地震動の 1.5 倍を考慮するよう規定されている。

上記のとおり、竜巻防護ネットは J E A G 4 6 1 4 に記載の免震構造が有する固有周期 2~4 秒よりも短周期側で設計しており、更には道路橋示方書、道路橋支承便覧においては建設地点の情報を考慮して設計用の地震動を設定することが認められていることから、竜巻防護ネットの設計には女川の基準地震動 S_s が適用可能である。

(3) 荷重の組合せ

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料 2 の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備、部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
3	荷重の組合せ	<u>死荷重+地震荷重+外部荷重 (風, 積雪等)</u>	<u>死荷重+地震荷重</u>	死荷重+地震荷重+外部荷重 (風, 積雪等)

規格の比較結果より、J E A G 4 6 0 1 の荷重の組合せの考え方については、道路橋示方書、道路橋支承便覧及び J E A G 4 6 1 4 の荷重の組合せを包絡する条件となっていることを踏まえて、竜巻防護ネットにおいては、J E A G 4 6 0 1 で規定されている「死荷重+地震荷重+外部荷重（風、積雪等）」を考慮した設計とする。この考え方は J E A G 4 6 0 1、道路橋示方書、道路橋支承便覧及び J E A G 4 6 1 4 のいずれの規格においても規定されているものであり、包絡した条件となっていることから適用性について問題はない。

なお、風荷重については施設の構造を踏まえると、影響の程度が小さいことを確認しており、地震時に組合せを考慮する必要はないと判断した。風荷重による影響の確認結果は添付資料 11 に示す。

(4) 地震荷重（水平／鉛直）の組合せ

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

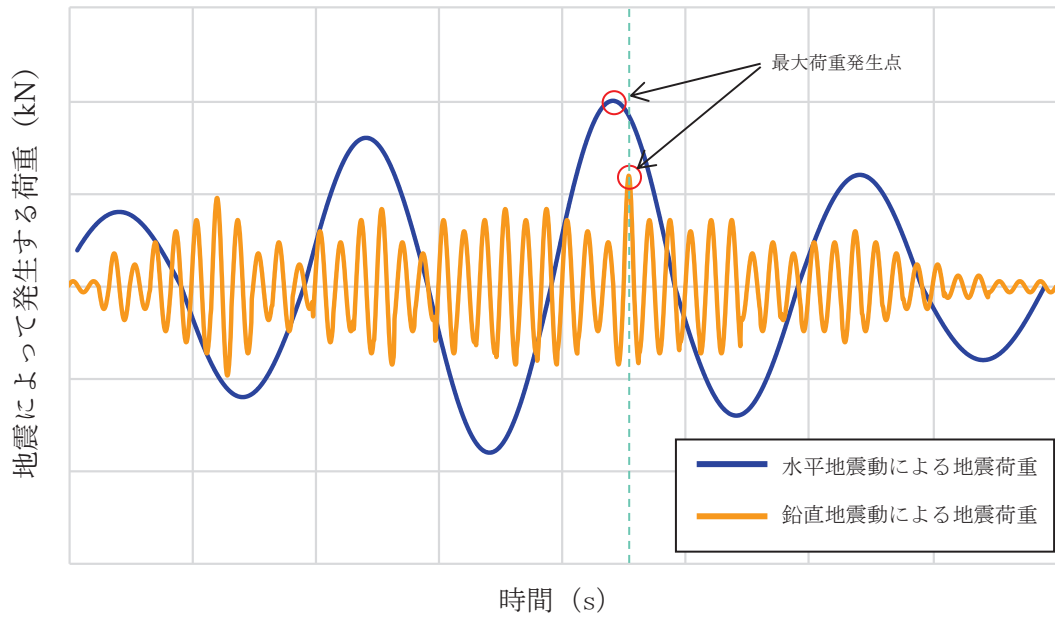
No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書， 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備，部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
4	地震荷重（水平／鉛直）の組合せ	SRSS，組合せ係数法，同時入力解析，代数和法	<u>SRSS</u>	[免震装置] 絶対和，同時入力解析，SRSS， 組合せ係数法，時刻歴和 [上部構造] 絶対和，同時入力解析

竜巻防護ネットの設計においては，地震荷重（水平／鉛直）の組合せ方法として鋼製部材，支承部ともにSRSS法を適用する。一方でJ E A G 4 6 1 4では免震型の原子炉施設に対する地震荷重の組合せ方法として，絶対和もしくは同時入力解析を適用することを基本としていることから，SRSS法の適用性について検討する。

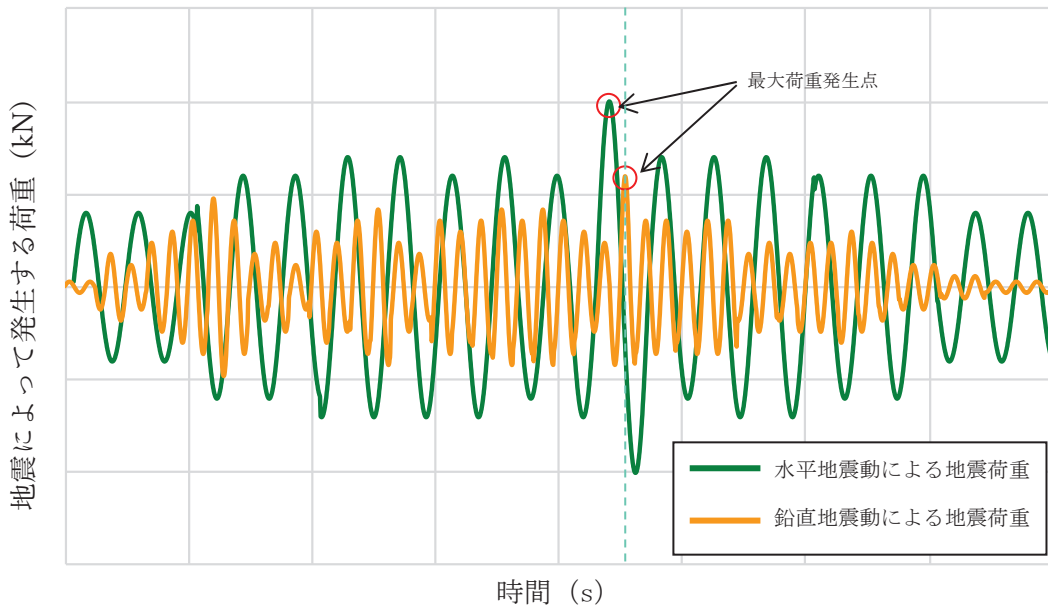
a. 水平及び鉛直方向の最大地震荷重の重畳について

J E A G 4 6 1 4で規定している免震型の原子炉施設については，水平方向の固有周期が2～4秒程度で設計され，長周期が卓越する応答を示すことから，水平の最大地震荷重と鉛直の最大地震荷重が重畳する可能性が比較的高くなることを考慮しての考え方である。地震荷重の重ね合わせの考え方のイメージを第2図に示す。水平方向が長周期であることから，地震時に水平地震動によって発生する荷重は比較的長い時間大きな荷重となっている。そのため鉛直地震動によって発生する最大荷重が水平地震動によって発生する最大荷重レベルと重畳する可能性は高くなる。

一方，竜巻防護ネットについては，道路橋用のゴム支承を適用し水平方向の固有周期を1秒以下となるように設計しており最大地震荷重が重畳する可能性は免震型の施設に比べて低くなる。同様のイメージを第3図に示す。水平地震動の周期が短くなっているため，それぞれの方向による最大地震荷重の発生時間が僅かに異なることで最大荷重の重畳は起こらないことから，最大荷重の重畳が発生する可能性は免震型の原子炉施設よりも低くなる事が分かる。



第 2 図 免震型の施設における水平地震動による地震荷重と鉛直地震動による地震荷重の重畳のイメージ (水平方向の固有周期が 4 秒の例)



第 3 図 竜巻防護ネットにおける水平地震動による地震荷重と鉛直地震動による地震荷重の重畳のイメージ (水平方向の固有周期 0.80s)

b. 各方向の地震荷重により部材に生じる応力について

方向別の地震荷重によって、竜巻防護ネットに発生する部材力及び反力の説明を第4図に示す。第4図に示す部材力及び反力は、各方向の地震荷重が作用したときにフレーム及び大梁を構成する部材に生じる主な応答成分とその発生位置を表している。

第4図(a)にはフレームに発生する応答成分を示している。フレームでは、全体X方向の地震荷重に対して、主桁に軸力 N が発生する他、ゴム支承に反力 F_x が生じる。全体Y方向の地震荷重に対しては、トラスを構成する主桁、ブレース及び横補強材には軸力 N が発生し、トラスを構成していない主桁にはZ軸周りの曲げモーメント M_z とY軸方向のせん断力 Q_y が生じる。ゴム支承及び可動支承には反力 F_y が生じる。全体Z方向の地震荷重に対して、主桁はY軸周りの曲げモーメント M_y とZ軸方向のせん断力 Q_z が発生して、ゴム支承及び可動支承には反力 F_z が生じる。

第4図(c)には大梁に発生する応答成分を示している。大梁では、全体X方向の地震荷重に対して、Z軸周りの曲げモーメント M_z とX軸方向のせん断力 Q_x が発生し、ゴム支承にはX方向の反力 F_x が生じる。全体Y方向の地震荷重に対して、大梁に軸力 N が発生してゴム支承には反力 F_y が生じる。全体Z方向の地震荷重に対して、X軸周りの曲げモーメント M_x とZ軸方向のせん断力 Q_z が発生し、ゴム支承には反力 F_z が生じる。

第4図(b)には、(a)で示した応答成分が発生するフレーム断面を図示しているが、3方向の地震荷重によって発生する応答成分はそれぞれ異なる方向に発生しており、せん断力や曲げモーメントを主に負担する強軸の部材が異なることから、3方向の地震による荷重成分が重畳していないことが分かる。

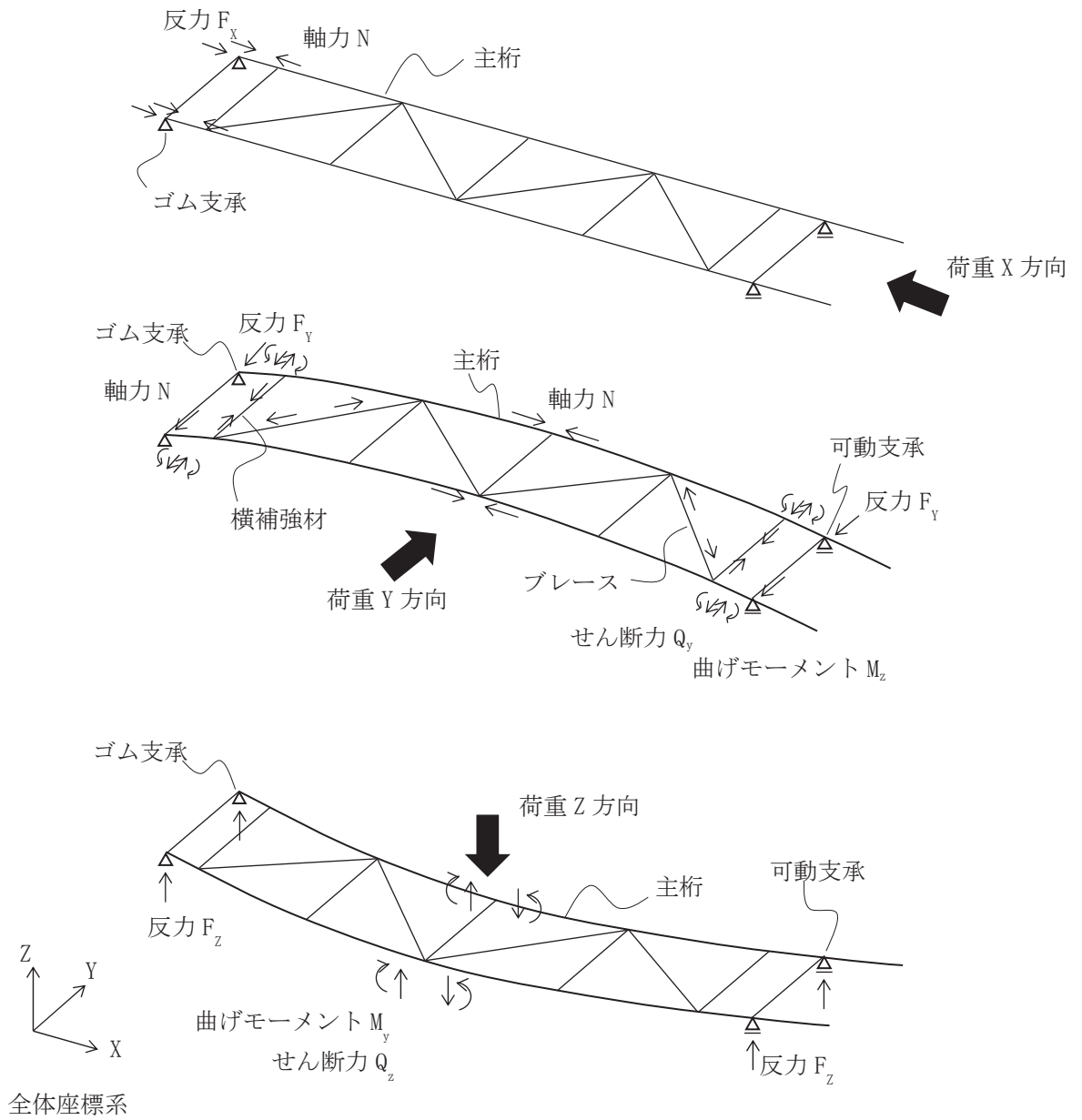
第4図(d)には、(c)で示した応答成分が発生する大梁断面を図示しているが、3方向の地震荷重によって発生する応答成分はそれぞれ異なる方向に発生しており、せん断力や曲げモーメントを主に負担する強軸の部材が異なることから、3方向の地震による荷重成分が重畳していないことが分かる。

以上より、フレーム及び大梁を構成する部材に生じる応力は、地震荷重の方向別に発生する主な応答成分と発生位置が異なっており、水平方向と鉛直方向の地震荷重の組合せ方法（SRSS 又は絶対和）の違いによる影響は小さい。

a項に示すとおり、竜巻防護ネットにおいては水平方向地震と鉛直方向地震による最大荷重発生タイミングが重畳する可能性は低いことからSRSS法を適用している。また、b項において、各方向の地震によって部材に発生する応力について検討した結果から、それぞれ応答成分が負荷する断面が異なっているため最大発生荷重のタイミングが重畳した場合においても、応力評価に及ぼす影響は小さい。

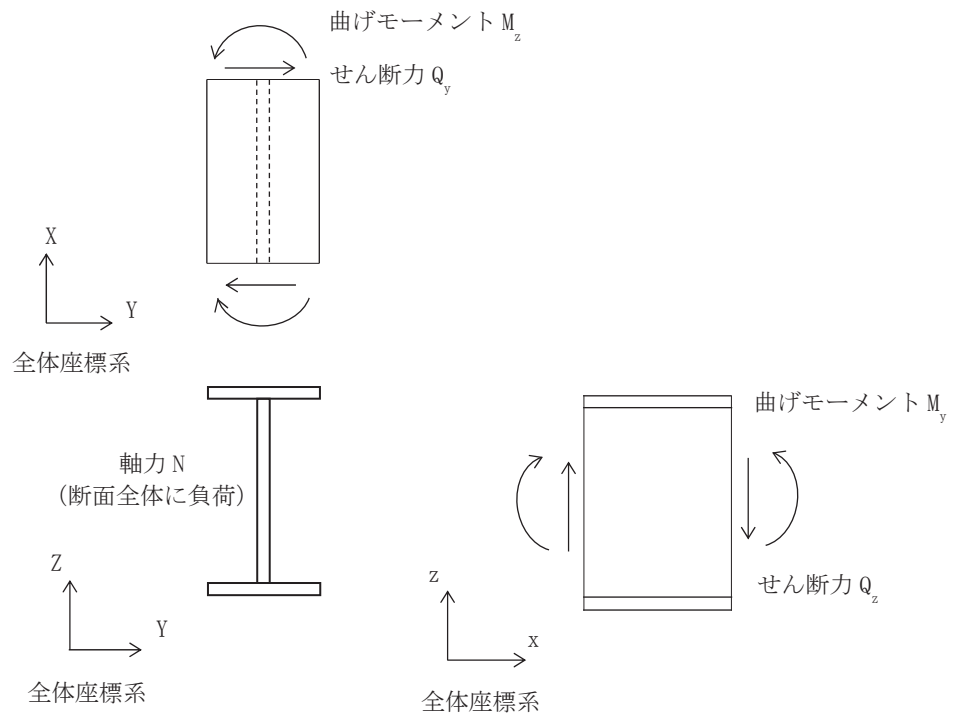
以上の検討結果より、竜巻防護ネットの耐震評価において地震荷重の評価の組合せにSRSS法を適用することは妥当である。

なお、SRSS 法を適用することの妥当性確認については、添付資料 11 に詳細を示す。



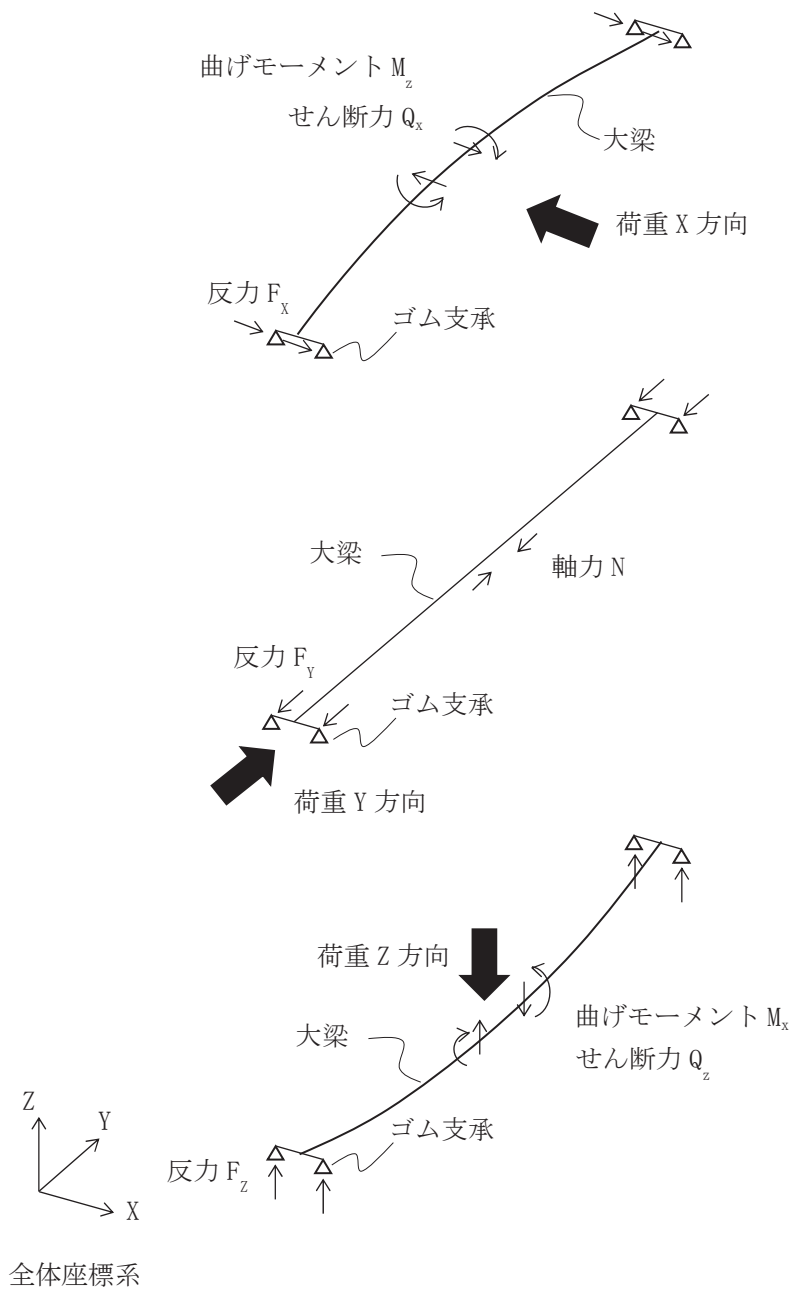
(a) フレームに発生する主な応答成分

第 4 図 地震方向別の応答成分及び発生位置 (1/4)



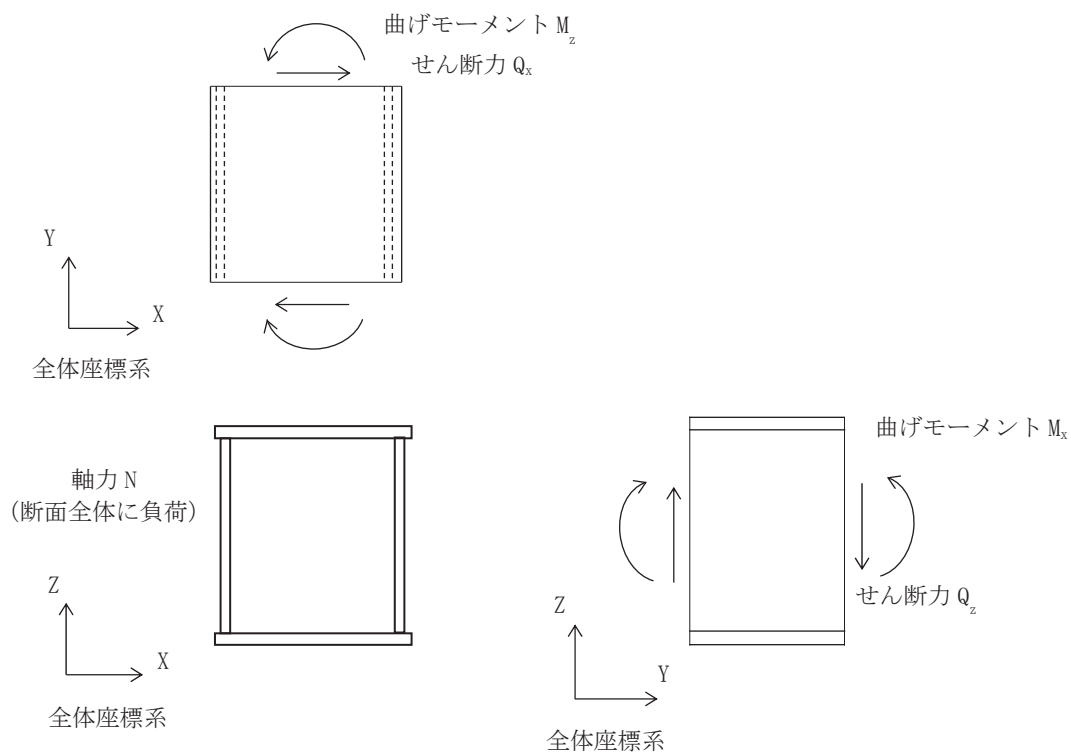
(b) フレーム（主桁）に発生する応答成分と負荷断面

第4図 地震方向別の応答成分及び発生位置 (2/4)



(c) 大梁に発生する主な応答成分

第 4 図 地震方向別の応答成分及び発生位置 (3/4)



(d) 大梁に発生する応答成分と負荷断面

第4図 地震方向別の応答成分及び発生位置 (4/4)

(5) 地震力の種類

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
5	地震力の種類	<u>動的地震力と静的地震力</u>	<u>動的地震力</u>	動的地震力と静的地震力

竜巻防護ネットの耐震評価では、地震力として動的地震力を適用する。これは、竜巻防護ネットに要求される機能が波及的影響防止であり、基準地震動 S_s 発生時に損傷、落下することで上位クラス施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等に対して影響を及ぼさないことを確認することであることから基準地震動 S_s による動的地震力を適用するものである。

動的地震力の適用については J E A G 4 6 0 1、道路橋示方書、道路橋支承便覧及び J E A G 4 6 1 4 のいずれの規格においても規定されているものであり、適用性について問題はない。

(6) 地震応答解析法

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
6	地震応答解析法	時刻歴応答解析又は <u>スペクトルモーダル解析</u>	時刻歴応答解析又は <u>スペクトルモーダル解析</u>	時刻歴応答解析

竜巻防護ネットの設計においては、スペクトルモーダル解析を適用する。これは以下に示す設計上の配慮から同手法を選定しているものである。

- ▶ スペクトルモーダル解析の場合、周期方向の拡幅により、地震応答解析等の不確かさを設計の保守性として簡便に取り込むことができる。
- ▶ 地震応答を複数包絡して設計を行うことができるため、保守的かつ簡便に評価が可能。

設備評価においては入力地震動の不確かさに対する保守性の考慮や複数ある基準地震動 S_s に対する網羅的な評価が必要であることから、設計の簡便性も考慮した上で適用している。

一方、J E A G 4 6 1 4 に規定される免震型の原子炉施設については時刻歴応答解析を実施するよう規定されていることから、スペクトルモーダル解析の適用性について検討する。

(a) 規格の要求について

J E A G 4 6 0 1 については、鋼製で製作された剛性の高い設備に対して、スペクトルモーダル解析又は時刻歴応答解析を適用するよう規定しているものである。そのため、J E A G 4 6 0 1 で規定されていないゴム支承を採用している竜巻防護ネットについては、解析手法の選定において道路橋示方書、道路橋支承便覧も適用している。道路橋示方書、道路橋支承便覧においては支承の特性を考慮して等価線形でモデル化することも可能であると規定している。また、竜巻防護ネットに適用する水平力分散型ゴム支承についても、設計で用いる範囲では線形部材としてモデル化してよいとの記載がある。

一方、J E A G 4 6 1 4 においては免震装置を適用した施設の設計に適用する規格であることから、鉛プラグ入り積層ゴムや高減衰積層ゴムもしくはダンパの設置などで、大きな減衰効果に期待する装置構成になっていることから、免震装置は非線形な挙動を示すこととなるため時刻歴応答解析の適用が基本となっている。J E A G 4 6 1 4 には「免震装置として、荷重－変形関係に非線形性を有するものが用いられる場合の地震応答解析には、原則として J E A G 4 6 0 1 に記載されている **モーダル解析法（スペクトル，時刻歴）**、周波数応答解析法等のような振動系の線形性を前提とした解析手法は適用が難しい。このため地震応答解析は、以下に示す構造物等の非線形特性を踏まえた直接積分法による時刻歴応答解析によることを原則とする」と記載されており、時刻歴応答解析の適用は免震装置が非線形性を有することから要求しているものである。

(b) 竜巻防護ネットの設計状況について

竜巻防護ネットのゴム支承は、水平分散型ゴム支承であり、ゴムの剛性が大きく、ゴム支承の荷重－変位特性については、ほぼ線形の挙動を示す設計となっている。このゴム支承の物性については、各種物性試験を実施しており添付資料 6 に示すとおり、設計に適用しているようなほぼ線形の挙動になっていることを確認している。さらには、実製品を作成した後に、物性確認試験を実施し設計で適用している物性と同様な特性であることを確認する。

また、可動支承については、1 方向に自由に可動することが可能な設計としているが、可動支承を設置するフレームについては反対側にゴム支承を配置していることから地震時の挙動はゴム支承の変形挙動が支配的になる設計となっており、非線形な挙動を示すことはない。

以上のように、規格の要求としては、非線形を有する設備の設計にあたっては時刻歴応答解析を適用することを基本としているが、設備全体として線形挙動を示すものであれば、線形の時刻歴応答解析又はスペクトルモーダル解析を適用することができるとしており、竜巻防護ネットはモデル全体で線形挙動を示すためスペクトルモーダル解析の適用は妥当である。

なお、スペクトルモード解析を適用することの妥当性については、添付資料 11 に詳細を示す。

(7) 支承の不確かさの考慮

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料 2 の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
7	支承の不確かさの考慮	—	—	<u>免震装置については、特性のばらつき、経年劣化、温度変化の不確かさを考慮</u>

ゴム材料を使用している、ゴム支承部については環境条件等による物性の変化が大きいことが一般的に知られていることから、竜巻防護ネットのゴム支承の不確かさを考慮した設計を行う。

しかし、J E A G 4 6 0 1 及び道路橋示方書、道路橋支承便覧には支承の不確かさの検討方法について特記されていないことから、J E A G 4 6 1 4 を参考に検討を実施している。J E A G 4 6 1 4 には「特性のばらつき」、「経年変化」、「温度変化」の 3 要因を考慮するよう規定されている。この情報を参考に、各種要因がゴム材料の物性に対して及ぼす影響の程度を確認するため、水平方向は添付資料 6 に示すとおり各種物性試験を実施しており、ゴム材料の不確かさの影響が大きい要因として以下の①～④の 4 つの要因を設計に反映することとした。また、鉛直方向についても添付資料 12 に示すとおり各種物性試験を実施しており、ゴム材料の不確かさの影響が大きい要因として、以下の①～⑥の 6 つの要因を設計に反映することとした。

- ①製品誤差
- ②経年変化
- ③温度変化
- ④繰返し変位の影響
- ⑤せん断ひずみの影響
- ⑥ゴムの変形速度変化

不確かさの反映方法としては、各要因の物性のばらつきをプラス側とマイナス側でそれぞれ重畳させて最大でのばらつきを想定し、物性が大きく変動している状況においても耐震性が確保されることを確認する。せん断方向の具体的な内容は添付資料 6 に、鉛直方向の具体的な内容は添付資料 12 に示している。

(8) 減衰定数

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
8	減衰定数	<u>機器種別ごとに異なる</u>	<u>使用するゴム支承の特性を考慮して設定</u>	免震装置の特性を考慮して設定するように要求

道路橋示方書、道路橋支承便覧や J E A G 4 6 1 4 においては、ゴム支承や免震装置に対して、その特性を考慮して適切に設定するよう要求されている。そこで竜巻防護ネットについては以下の考え方にに基づき、減衰定数として水平 4.0%、鉛直 2.0%を適用している。

鉛直方向については、竜巻防護ネットがボルト構造物であり、ゴム支承の剛性も高いことから、J E A G 4 6 0 1 に基づき 2.0%と設定している。一方、水平方向については、固有値解析結果より水平方向の主要モードにおいては 4.3%以上のモード減衰定数が得られることを確認していることから、保守性を考慮して 4.0%の設定としている。固有値解析では、各構造要素に減衰定数を設定（鋼製部材 2.0%、ゴム支承 4.5%*）し、振動モードごとの減衰定数をひずみエネルギー比例型減衰法により求める。なお、ひずみエネルギー比例型減衰法は、構造物を構成する各構造要素で異なる減衰定数を設定した場合に、各次の振動モードの減衰定数をひずみエネルギーを重みとしてつけた加重平均として与えるものである。つまり、ひずみエネルギー比例型減衰法を適用することで、耐震評価において考慮するすべての振動モードの減衰定数を踏まえた設定とすることができる。ひずみエネルギー比例型減衰法の減衰は以下の式により算出される。

$$h_i = \frac{\sum_{j=1}^n c_j x_i^t k_j x_i}{\sum_{j=1}^n x_i^t k_j x_i} = \frac{\sum_{j=1}^n c_j x_i^t k_j x_i}{x_i^t K x_i}$$

ここで、

k_j : 各要素の剛性マトリクス

c_j : 各要素の減衰定数

K : 構造全体の剛性マトリクス

x_i : i 次のモード

本条件で実施した固有値解析結果については第 1 表に示すとおり、水平方向の主要モードでは全て 4.3%以上のモード減衰が得られていることが分かる。この結果を踏まえて、竜巻防護ネットの耐震評価に適用する減衰定数としては保守性を踏まえて一律に水平 4.0%と設定している。

*： ゴム支承の各種依存性を考慮した試験結果において全て5.0%以上の減衰定数が得られていることから（添付資料6第9図参照），保守的に試験結果の下限値を0.5%単位に切り下げ，4.5%の減衰定数を設定した。

なお，実機に使用するゴム支承については，製造後，物性試験を実施し水平方向の減衰効果が設計を上回っていることを確認することから減衰定数の適用性に問題はない。

第 1 表 固有値解析結果

次数	振動数 (Hz)	周期T (s)	刺激係数			有効質量比			減衰定数 h	備考
			β_x	β_y	β_z	X	Y	Z		
1	1.257	0.795	0.000	1.275	0.000	0.0%	81.6%	0.0%	0.0449	大梁 水平Y方向 1次
2	1.461	0.685	1.003	0.000	0.000	42.4%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR1,FR4) 水平X方向 1次 (FR1とFR4が同位相)
3	1.461	0.684	0.000	-0.050	0.000	0.0%	0.1%	0.0%	0.0449	フレーム(FR1,FR4) 水平X方向 1次 (FR1とFR4が逆位相)
4	1.521	0.658	1.002	0.000	0.000	39.1%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR2,FR3) 水平X方向 1次 (FR2とFR3が同位相)
5	1.521	0.658	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR2,FR3) 水平X方向 1次 (FR2とFR3が逆位相)
6	2.146	0.466	1.051	0.000	0.000	18.5%	0.0%	0.0%	0.0435	大梁 水平X方向 1次
7	2.549	0.392	-0.017	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0436	フレーム(FR1,FR4) 水平Y方向 1次 (FR1とFR4が逆位相)
8	2.582	0.387	0.000	0.532	0.000	0.0%	2.4%	0.0%	0.0436	フレーム(FR1,FR4) 水平Y方向 1次 (FR1とFR4が同位相)
9	2.648	0.378	0.001	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0437	フレーム(FR2,FR3) 水平Y方向 1次 (FR2とFR3が逆位相)
10	2.712	0.369	0.000	0.991	0.000	0.0%	15.8%	0.0%	0.0438	フレーム(全体) 水平Y方向 1次
11	3.294	0.304	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0449	大梁 水平X方向 2次
12	3.410	0.293	0.000	0.000	1.461	0.0%	0.0%	49.2%	0.0203	大梁 鉛直Z方向 1次
13	4.004	0.250	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0202	主桁(G1R,G4L) 鉛直Z方向 1次 (G1RとG4Lが逆位相)
14	4.008	0.250	0.000	0.000	1.441	0.0%	0.0%	19.4%	0.0202	主桁(G1R,G4L) 鉛直Z方向 1次 (G1RとG4Lが同位相)
∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴

※着色したモードは水平方向の変形モードを示す。

(9) 強度評価方法及び許容限界

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料 2 の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
9	強度評価方法	<u>「その他支持構造物」に該当 (鋼製部材)</u>	<u>ゴム支承に該当 (詳細は添付資料 2 参照)</u>	免震装置以外は JEAG4601 と同等 (免震装置の詳細は添付資料 2 参照)
10	許容限界			

竜巻防護ネットの鋼製部材については、J E A G 4 6 0 1 を適用した設計を実施していることから、強度評価及び許容限界についても J E A G 4 6 0 1 の規定に従って設計する。

ゴム支承の設計については、道路橋示方書、道路橋支承便覧に基づいて設計を実施する。道路橋示方書、道路橋支承便覧で定められている強度評価方法及び許容限界は、道路橋用のゴム支承に対する既往の試験結果に基づき安全率を考慮して設定されたものである。

引張応力は、既往の引張破断試験結果の下限値に対して 2.5 倍の安全余裕を考慮した許容限界を設定している（評価式は添付資料 2 に示す。）。

せん断ひずみは、既往のせん断変形性能試験を基に水平荷重-水平変位の関係が安定した特性を示す範囲であり、せん断破壊に対して必要な安全性が確保されるように道路橋示方書、道路橋支承便覧で設定された値 250%を使用するが、今回使用するゴム支承と同種の試験体を製作し、経年変化も考慮したせん断変形性能試験を実施して、添付資料 6 に示すとおり 350%を超える破断ひずみを確認しているため、同規格の許容限界である 250%を使用することが妥当である。

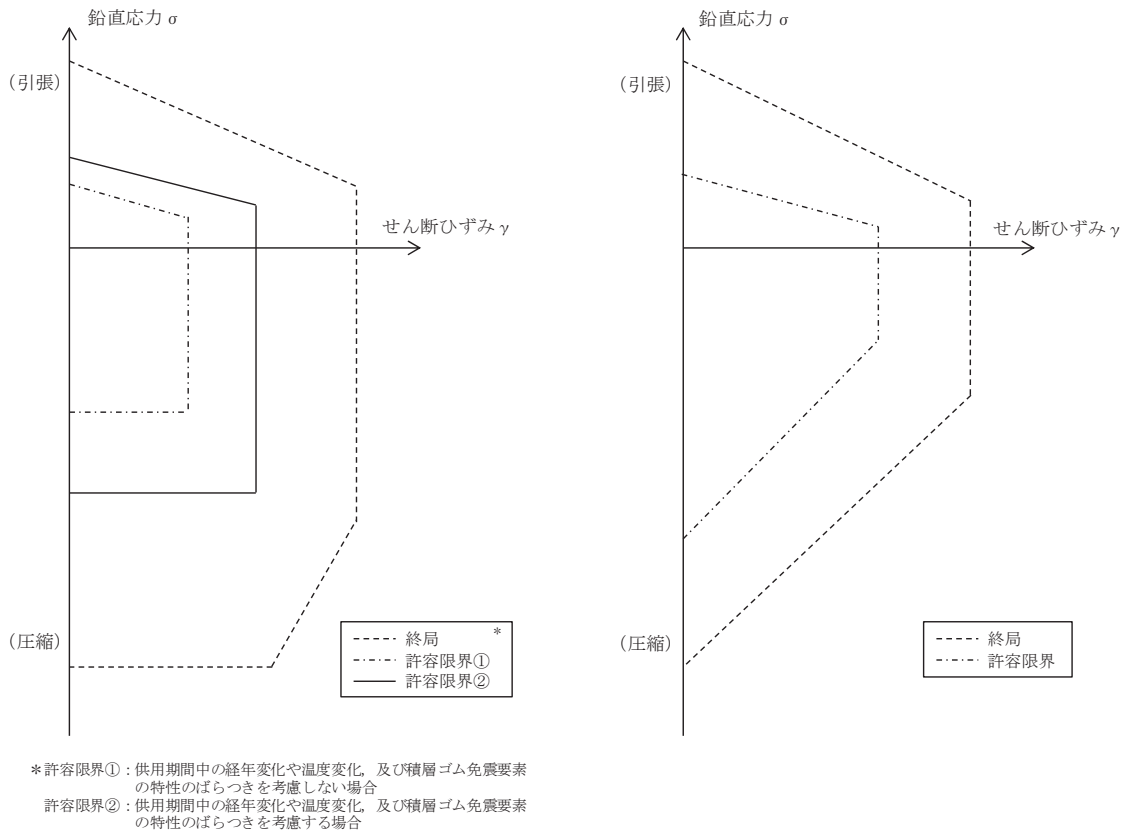
圧縮応力は、既往の検討に基づいて設定された座屈安定性の許容限界には 1.5 倍の安全率を考慮している。なお、竜巻防護ネットの設計において、圧縮応力に関しては作用する鉛直荷重が小さいことから評価結果には十分に余裕がある。

上記のとおり、道路橋示方書、道路橋支承便覧に規定されている強度評価方法及び許容限界は既往の知見に基づいて安全率を考慮した上で設定しているものであり、適用性に問題はないが、J E A G 4 6 1 4 の規定内容と比較して妥当性について検証する。

道路橋示方書、道路橋支承便覧の規定と J E A G 4 6 1 4 はそれぞれ使用目的が異なる支承に対する規定であり、安全率の設定方法も異なることから単純な比較は難しいが、その許容体系の考え方について、イメージを比較した図を第 5 図に示す。図に示すとおり、双方の規格ともにせん断ひずみと軸方向の応力が重畳して負荷した場合に許容される範囲を規定するような許容体系になっており、その考え方は類似している。さらに、どちらの規格も損傷限界まで十分な安全率を考慮した設定になっていることが分かる。

また、J E A G 4 6 1 4 については免震ゴムのばらつきを考慮する場合としな

い場合で許容限界の使い分けがなされているが、道路橋示方書、道路橋支承便覧については同様の考え方にはなっておらず終局に対して安全率を設定した許容限界となっている。そのため竜巻防護ネットの設計においては、ゴム支承のばらつきについて設計ケースとして考慮し、本許容限界内に収まることを確認する方針である（詳細は添付資料6参照）。



(a) J E A G 4 6 1 4

(b) 道路橋示方書，道路橋支承便覧

第5図 J E A G 4 6 1 4 及び道路橋示方書，道路橋支承便覧における許容体系のイメージ図

以上の検討結果より、道路橋示方書、道路橋支承便覧の強度評価方法及び許容限界については、以下の理由により適用性に問題はない。

- ・ 既往の知見に基づき安全率を考慮して設定している
- ・ 竜巻防護ネットのゴム支承と同種の試験体を使用した物性試験から、せん断ひずみについて妥当性を確認している
- ・ J E A G 4 6 1 4 と比較した結果、鉛直荷重及びせん断ひずみを同時に考慮した類似の設計体系になっている

2. 適用性の検討結果

1 章にて、竜巻防護ネットの耐震設計に適用する各項目の妥当性、適用性について検証した結果、いずれの項目についても適切な考え方に基づいて設定されていることが確認できたことから、道路橋示方書、道路橋支承便覧は竜巻防護ネットの設計に適用可能である。

なお、スペクトルモーダル解析法の適用及び地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおける SRSS 法の適用については、適用性の検討を補完する目的で、定量的な影響検討を実施した。検討結果については添付資料 11 に詳細を示す。

設計用床応答スペクトル及びモード図について

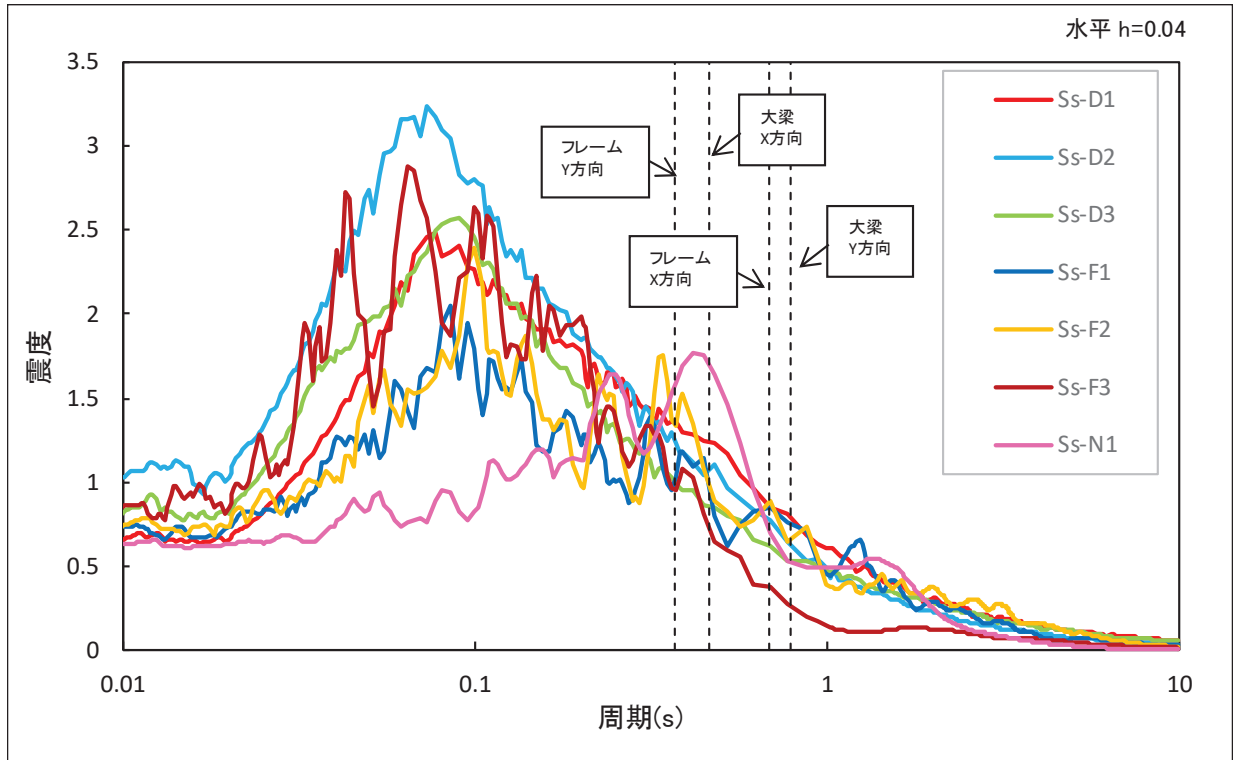
解放基盤表面で定義される基準地震動 S_s の応答スペクトルと、竜巻防護ネットの耐震設計に適用する設計用床応答スペクトル(周期軸±10%拡幅)を第1図及び第2図に示す。設計用床応答スペクトルは、竜巻防護ネットの減衰定数である水平方向 4.0%、鉛直方向 2.0%のものを示している。また、設計用床応答スペクトルには、フレーム及び大梁の主要な振動モードの固有周期を縦破線で示す。

竜巻防護ネットの固有周期は、1次モードで最長 0.796 秒(大梁、水平 Y 方向)であり、原子力発電所免震構造設計技術指針(JEAG 4614-2013)に記載されている免震の一般的な固有周期の範囲である 2~4 秒に比べ、十分に短周期側の構造となることから、原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601)に基づき、基準地震動 S_s に対する耐震設計を行う。

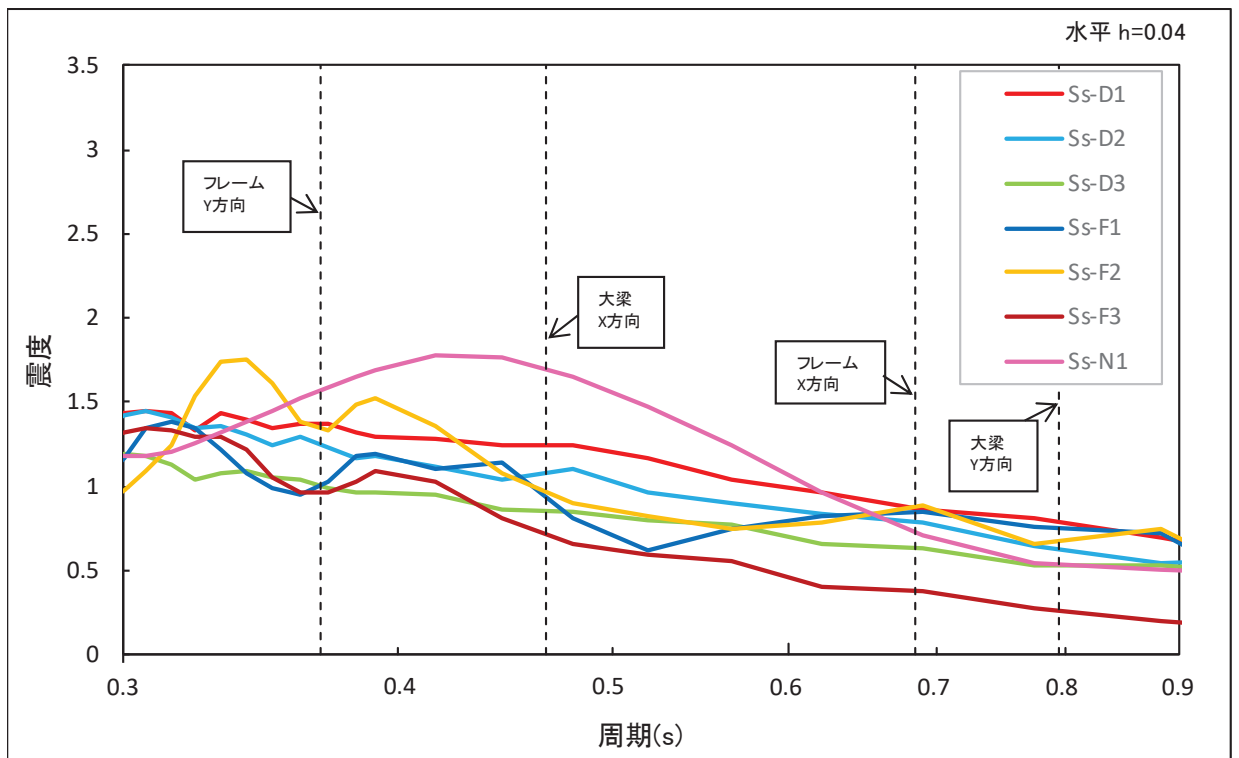
耐震評価で使用する竜巻防護ネットの3次元モデルについて、第1表に固有値解析結果を、第3図にモード図を示す。各モードの特徴について以下に解説する。

- ▶ 1次モード：大梁が Y 方向に変形するモード
- ▶ 2次モード：中央のフレーム(FR2,3)と両端のフレーム(FR1,4)は防護板設置の関係上形状が異なる。両端のフレーム(FR1,4)が中央のフレーム(FR2,3)よりも質量が大きいため、FR1,4のみが X 方向に変形するモード
- ▶ 3次モード：2次モードの逆位相モード
- ▶ 4次モード：FR2,3がFR1,4よりも質量が小さいため、FR2,3のみが X 方向に変形するモード
- ▶ 5次モード：4次モードの逆位相モード
- ▶ 6次モード：大梁が X 方向に変形するモード
- ▶ 7次モード：FR1,4が逆位相で Y 方向に変形するモード
- ▶ 8次モード：FR1,4が Y 方向に変形するモード
- ▶ 9次モード：FR2,3が逆位相で Y 方向に変形するモード
- ▶ 10次モード：全フレームが Y 方向に変形するモード
- ▶ 11次モード：大梁が逆位相で X 方向に変形するモード
- ▶ 12次モード：大梁が Z 方向に変形するモード
- ▶ 13次モード：主桁(G1R, G4L)が逆位相で Z 方向に変形するモード
- ▶ 14次モード：13次モードの同位相モード

(1) 基準地震動 S_s の応答スペクトル

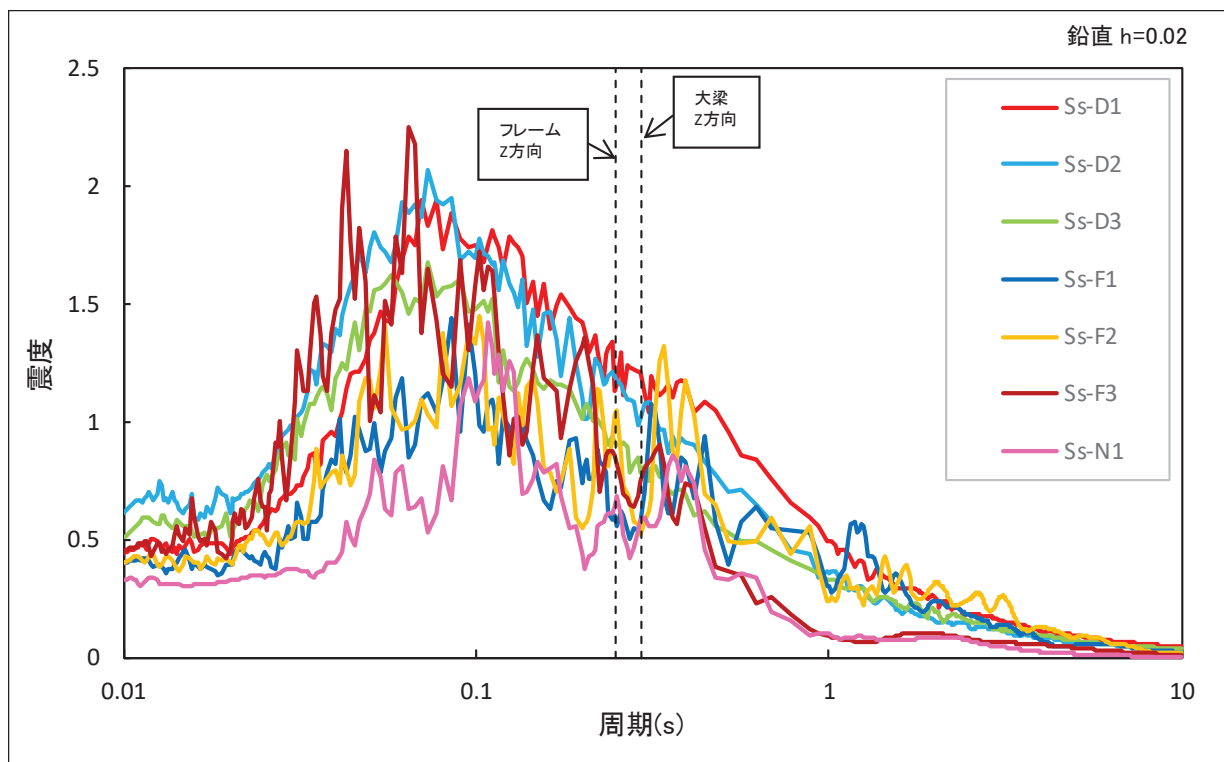


(a) 水平方向 減衰定数 4.0% 全体表示

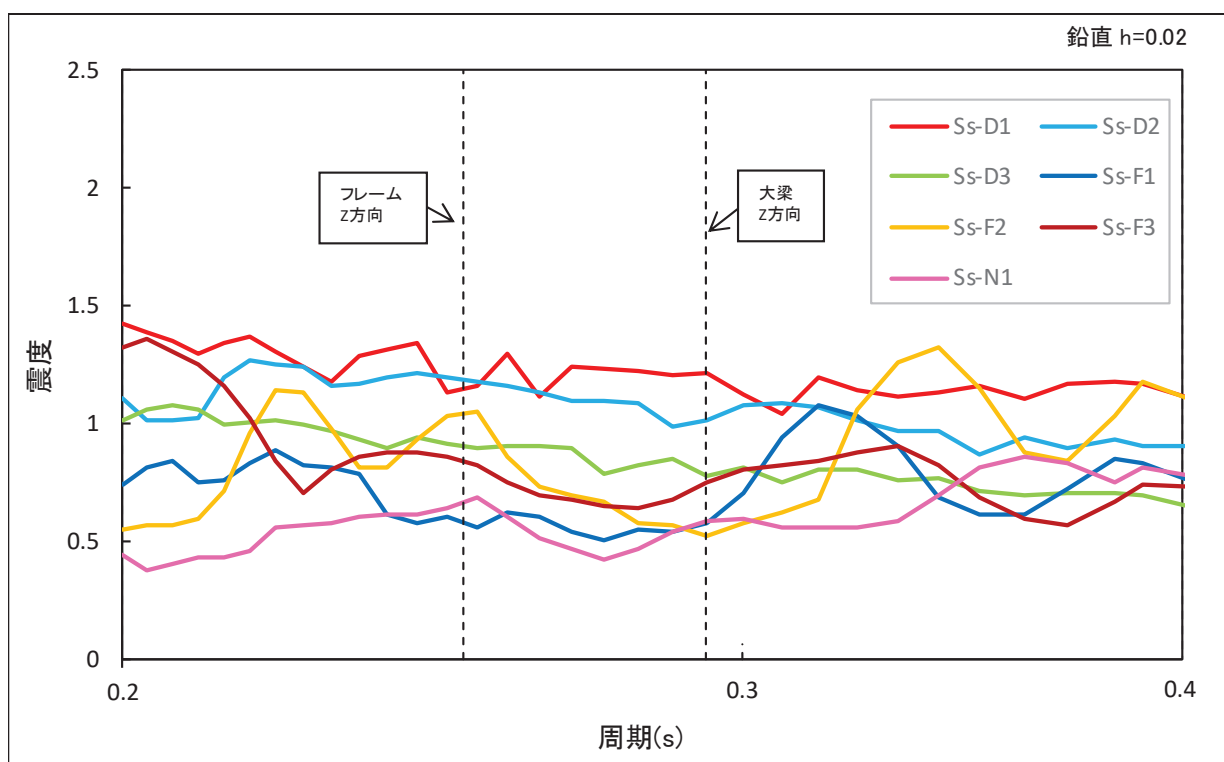


(b) 水平方向 減衰定数 4.0% 拡大表示

第1図 基準地震動 S_s の応答スペクトル図 (1/2)



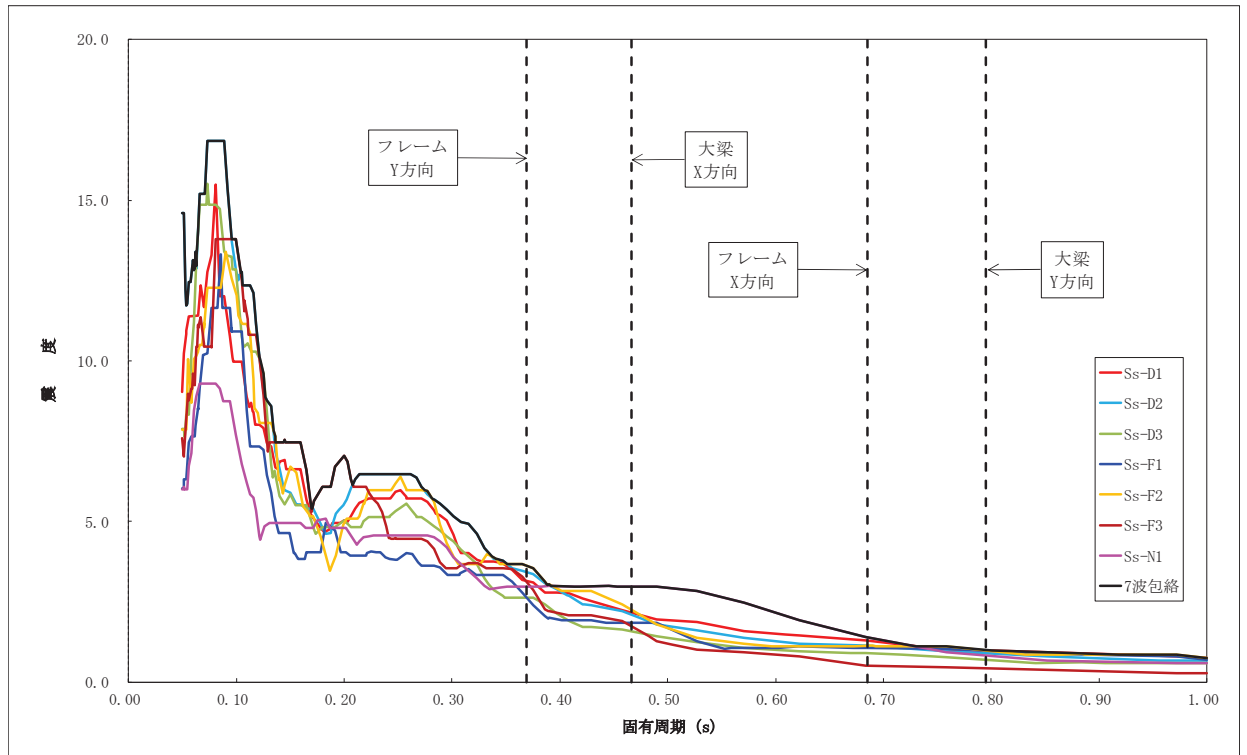
(c) 鉛直方向 減衰定数 2.0% 全体表示



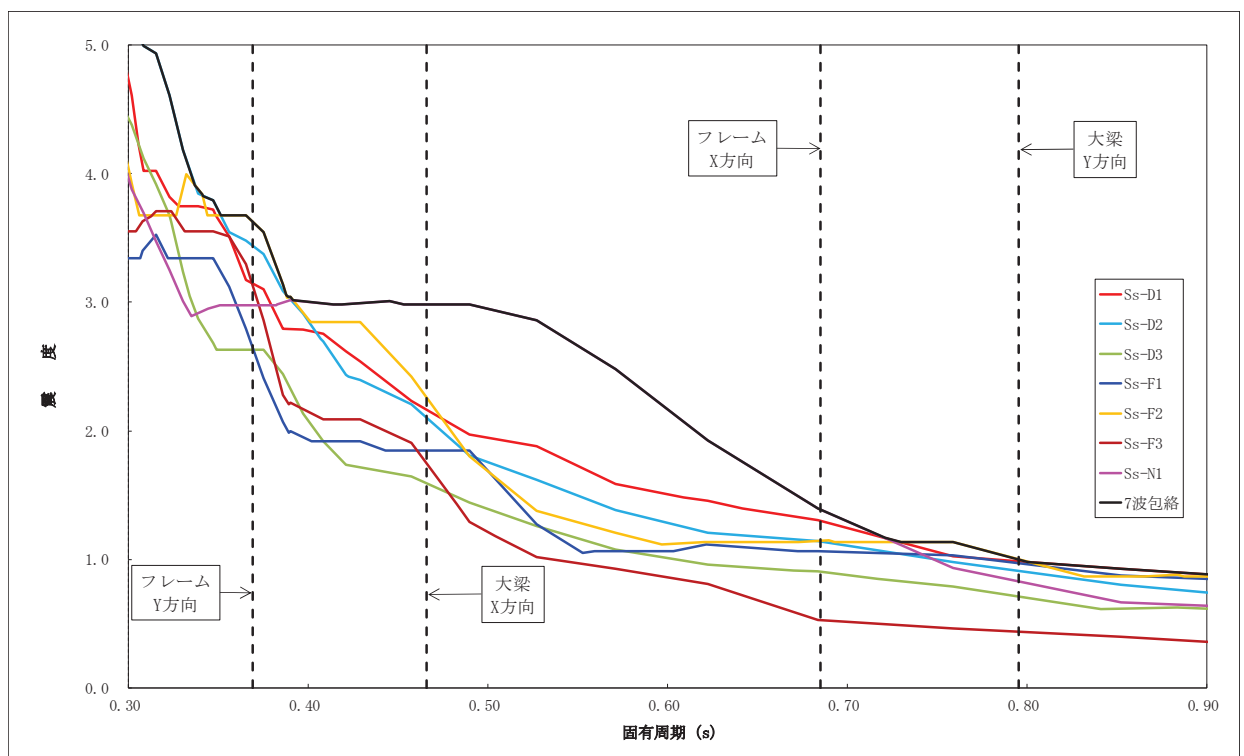
(d) 鉛直方向 減衰定数 2.0% 拡大表示

第 1 図 基準地震動 S s の応答スペクトル図 (2/2)

(2) 設計用床応答スペクトル

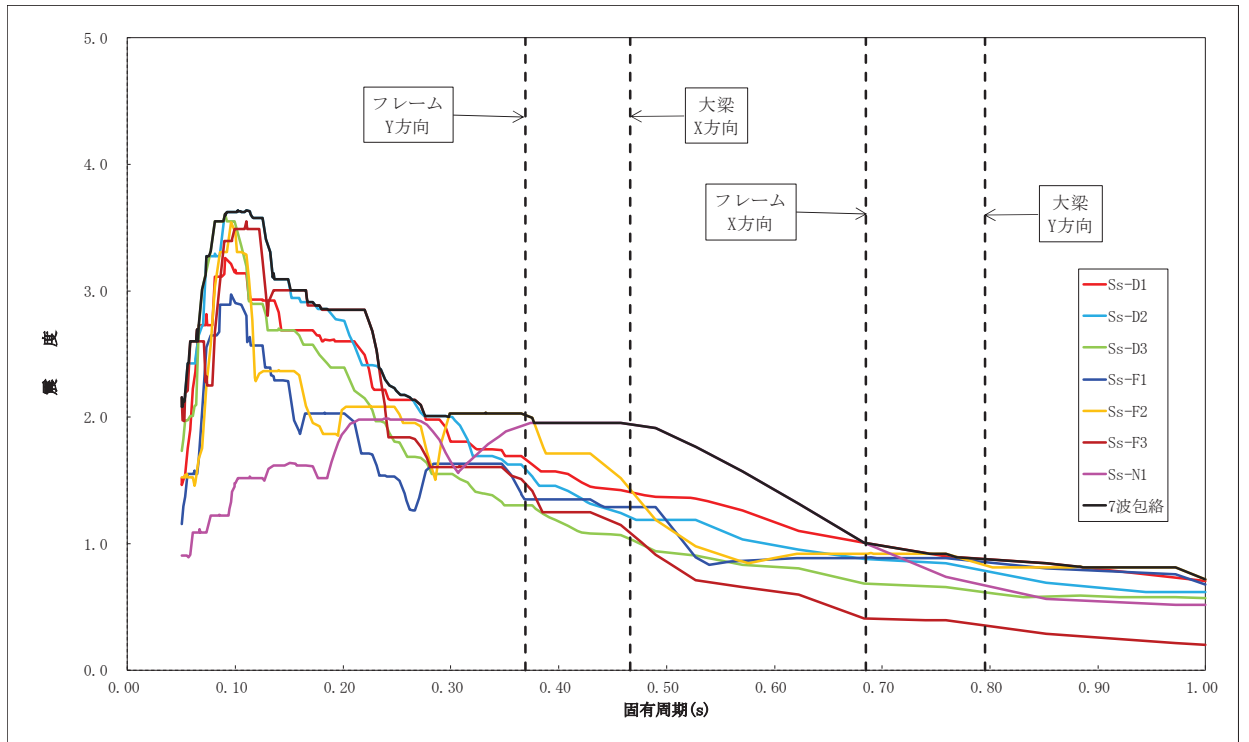


(a) 水平方向（横断面） 減衰定数 4.0% 全体表示

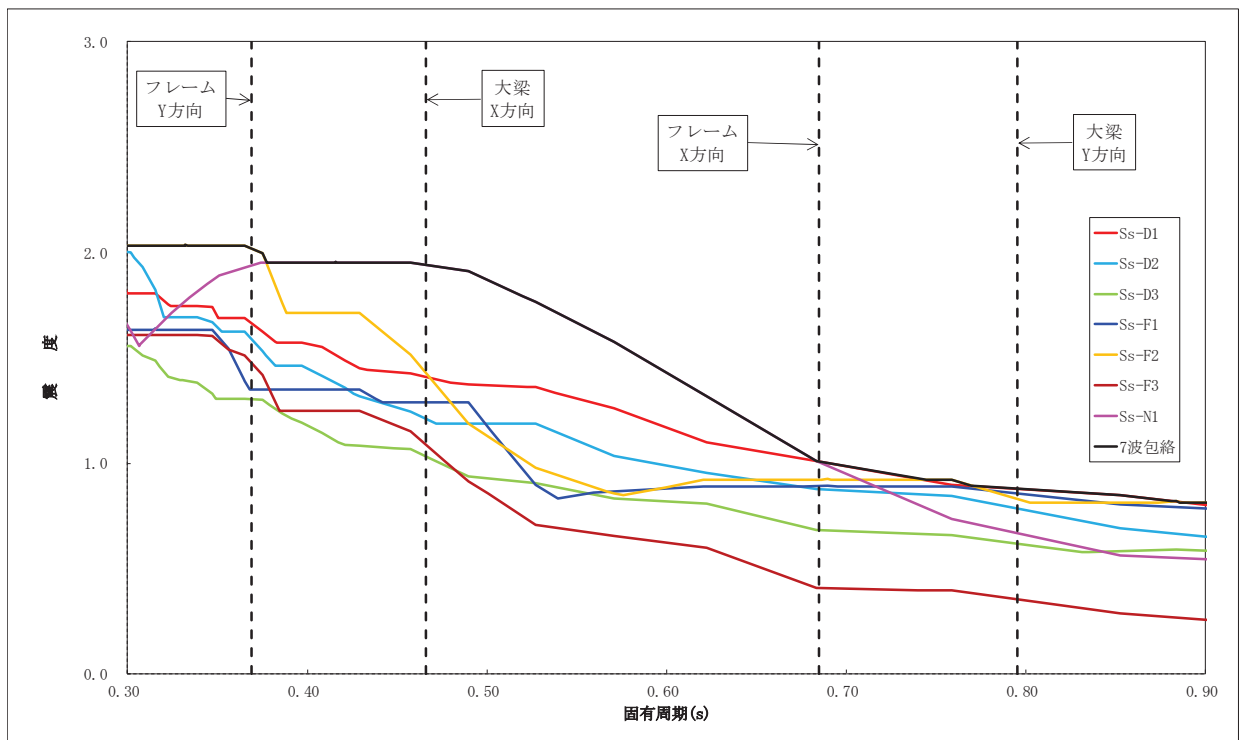


(b) 水平方向（横断面） 減衰定数 4.0% 拡大表示

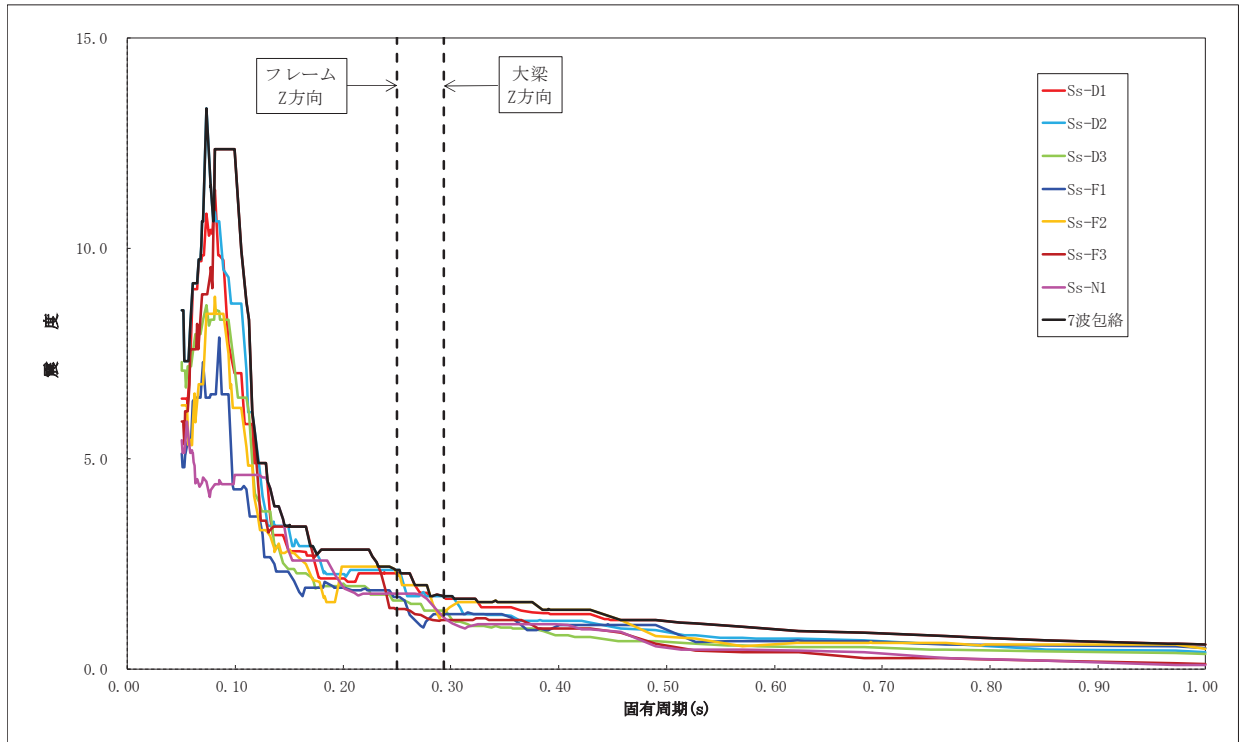
第2図 設計用床応答スペクトル図 (1/3)



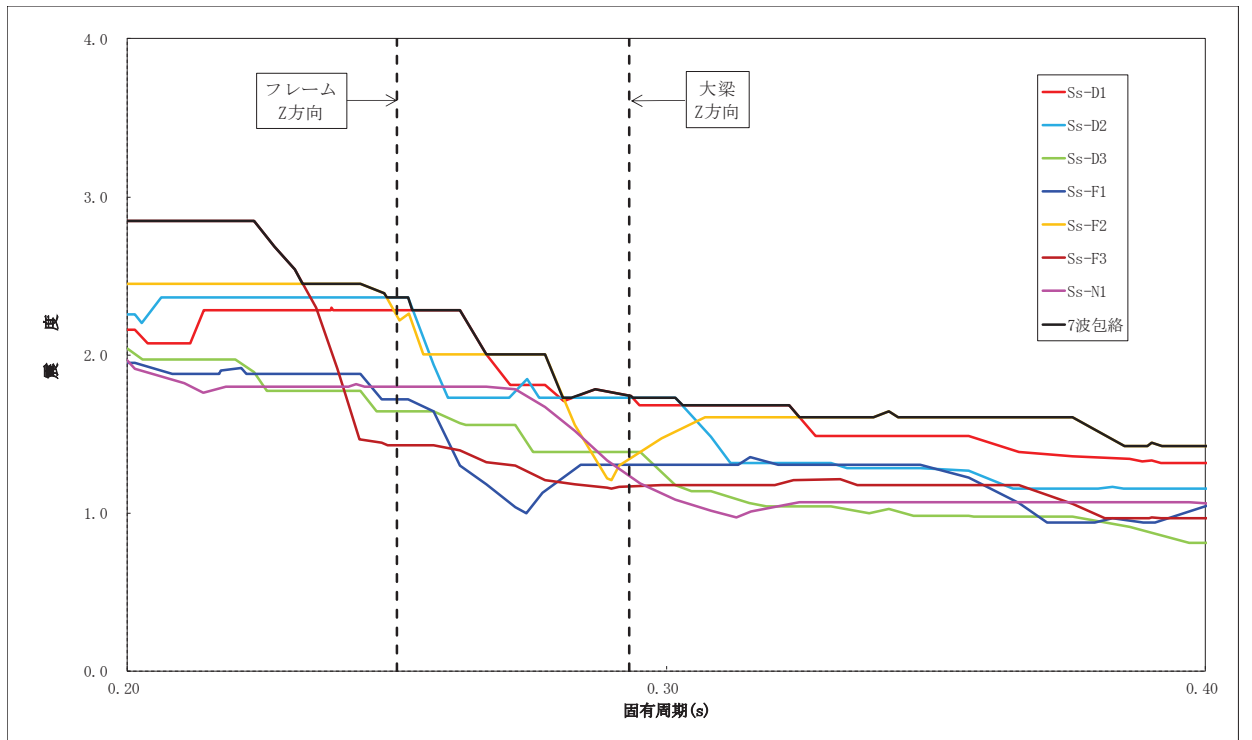
(c) 水平方向（縦断面） 減衰定数 4.0% 全体表示



(d) 水平方向（縦断面） 減衰定数 4.0% 拡大表示
第 2 図 設計用床応答スペクトル図(2/3)



(e) 鉛直方向 減衰定数 2.0% 全体表示



(f) 鉛直方向 減衰定数 2.0% 拡大表示
第 2 図 設計用床応答スペクトル図 (3/3)

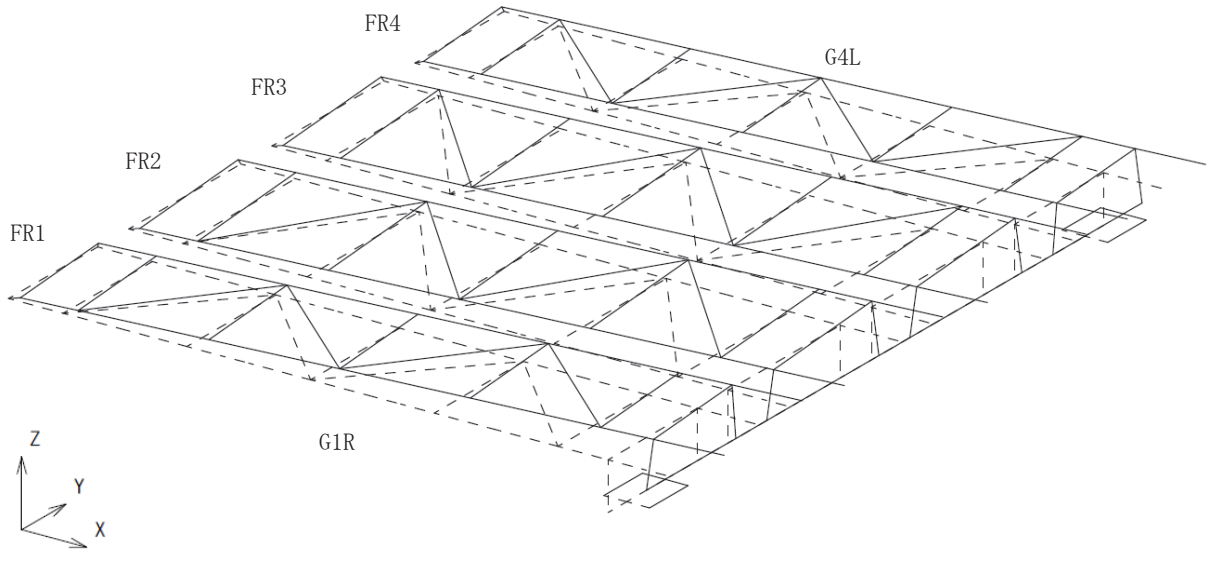
第 1 表 固有値解析結果

次数	振動数 (Hz)	周期T (s)	刺激係数			有効質量比			減衰定数 h	備考
			β_x	β_y	β_z	X	Y	Z		
1	1.257	0.795	0.000	1.275	0.000	0.0%	81.6%	0.0%	0.0449	大梁 水平Y方向 1次
2	1.461	0.685	1.003	0.000	0.000	42.4%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR1,FR4) 水平X方向 1次 (FR1とFR4が同位相)
3	1.461	0.684	0.000	-0.050	0.000	0.0%	0.1%	0.0%	0.0449	フレーム(FR1,FR4) 水平X方向 1次 (FR1とFR4が逆位相)
4	1.521	0.658	1.002	0.000	0.000	39.1%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR2,FR3) 水平X方向 1次 (FR2とFR3が同位相)
5	1.521	0.658	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR2,FR3) 水平X方向 1次 (FR2とFR3が逆位相)
6	2.146	0.466	1.051	0.000	0.000	18.5%	0.0%	0.0%	0.0435	大梁 水平X方向 1次
7	2.549	0.392	-0.017	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0436	フレーム(FR1,FR4) 水平Y方向 1次 (FR1とFR4が逆位相)
8	2.582	0.387	0.000	0.532	0.000	0.0%	2.4%	0.0%	0.0436	フレーム(FR1,FR4) 水平Y方向 1次 (FR1とFR4が同位相)
9	2.648	0.378	0.001	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0437	フレーム(FR2,FR3) 水平Y方向 1次 (FR2とFR3が逆位相)
10	2.712	0.369	0.000	0.991	0.000	0.0%	15.8%	0.0%	0.0438	フレーム(全体) 水平Y方向 1次
11	3.294	0.304	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0449	大梁 水平X方向 2次
12	3.410	0.293	0.000	0.000	1.461	0.0%	0.0%	49.2%	0.0203	大梁 鉛直Z方向 1次
13	4.004	0.250	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0202	主桁(G1R, G4L) 鉛直Z方向 1次 (G1RとG4Lが逆位相)
14	4.008	0.250	0.000	0.000	1.441	0.0%	0.0%	19.4%	0.0202	主桁(G1R, G4L) 鉛直Z方向 1次 (G1RとG4Lが同位相)
∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴	∴

※着色したモードは水平方向の変更モードを示す。

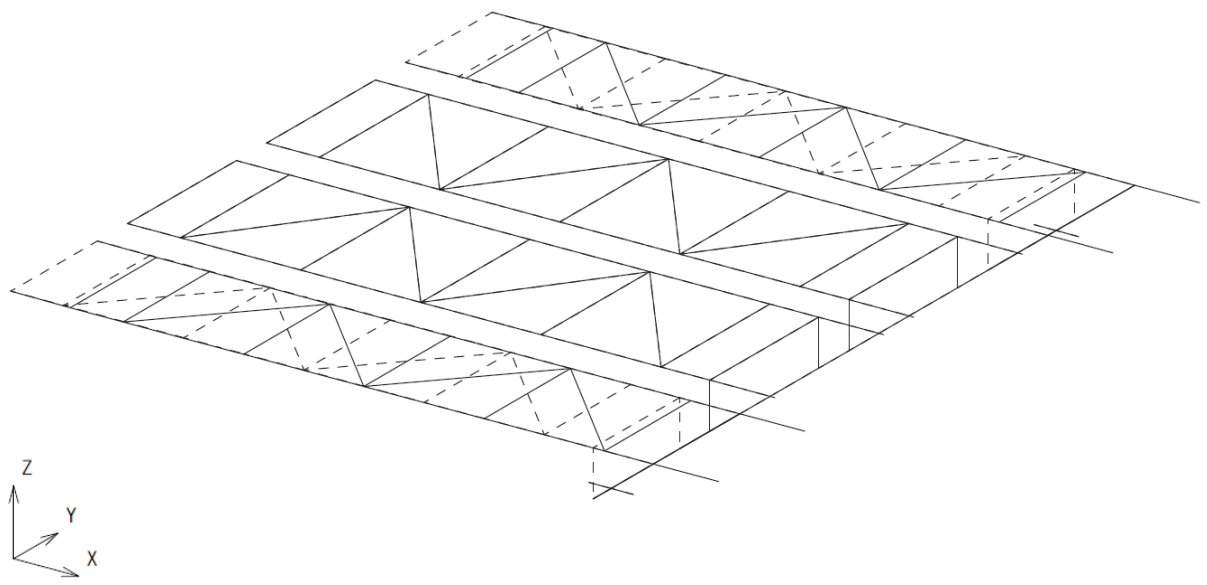
モード 1

振動数 1.257H z



モード 2

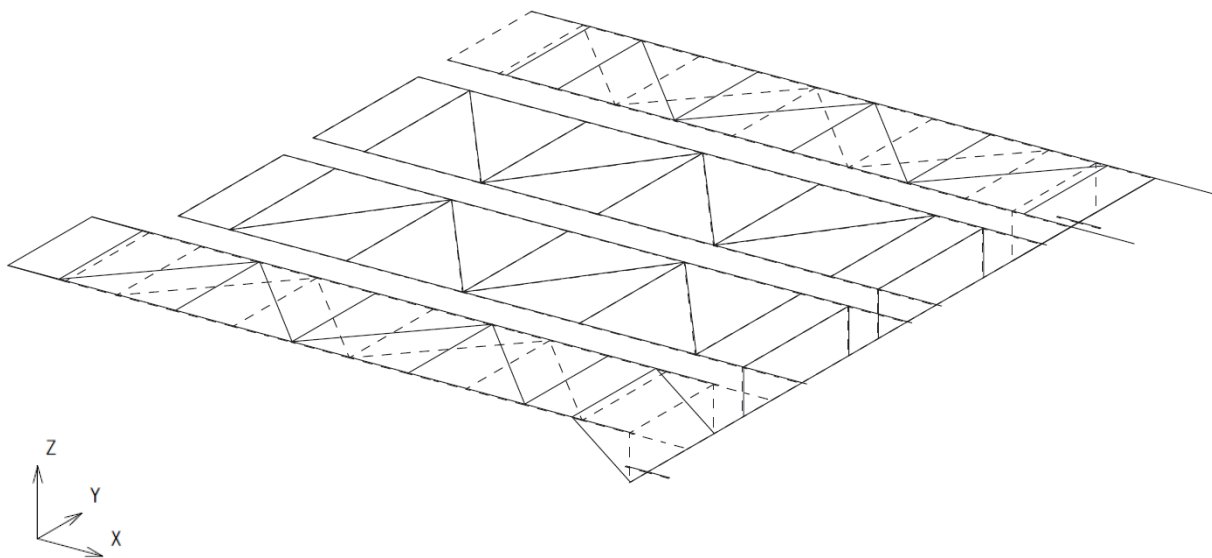
振動数 1.461H z



第3図 モード図(1/7)

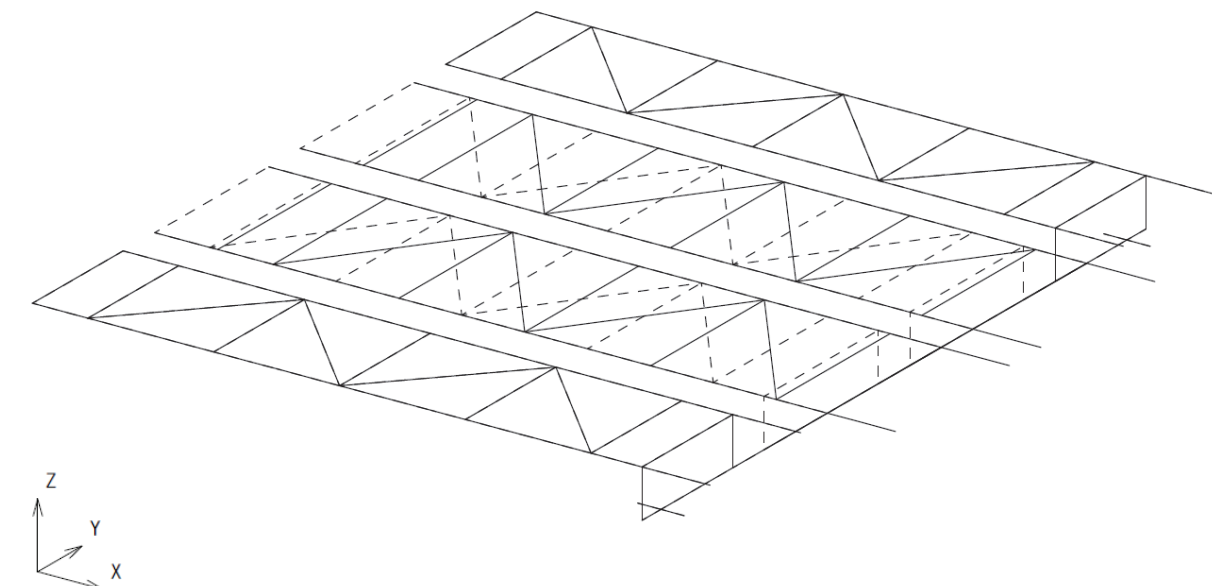
モード 3

振動数 1.461Hz



モード 4

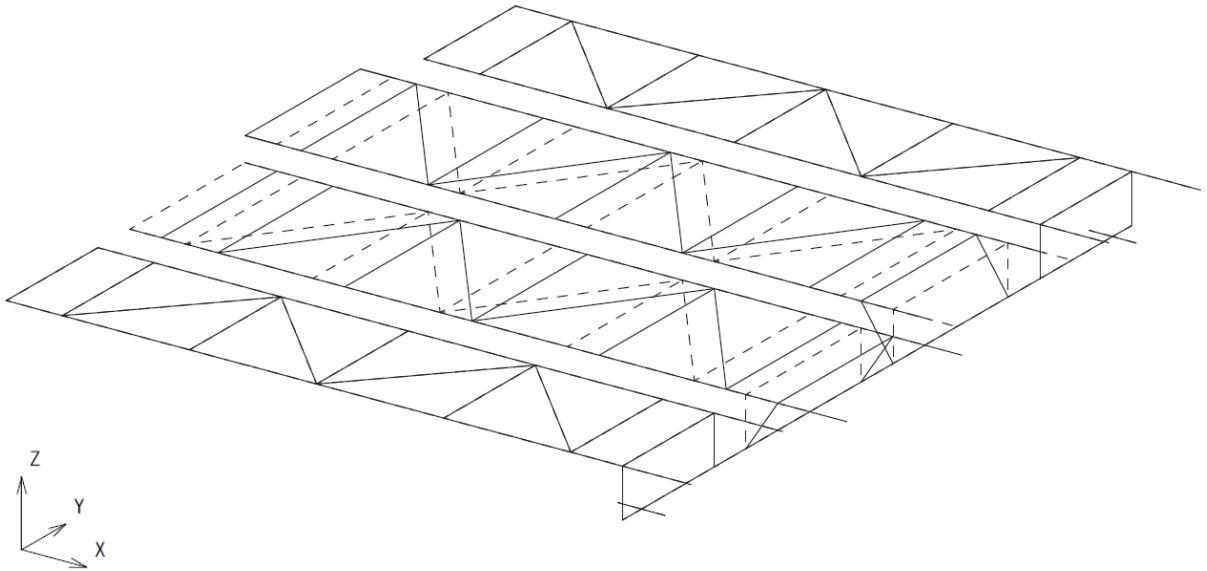
振動数 1.521Hz



第3図 モード図(2/7)

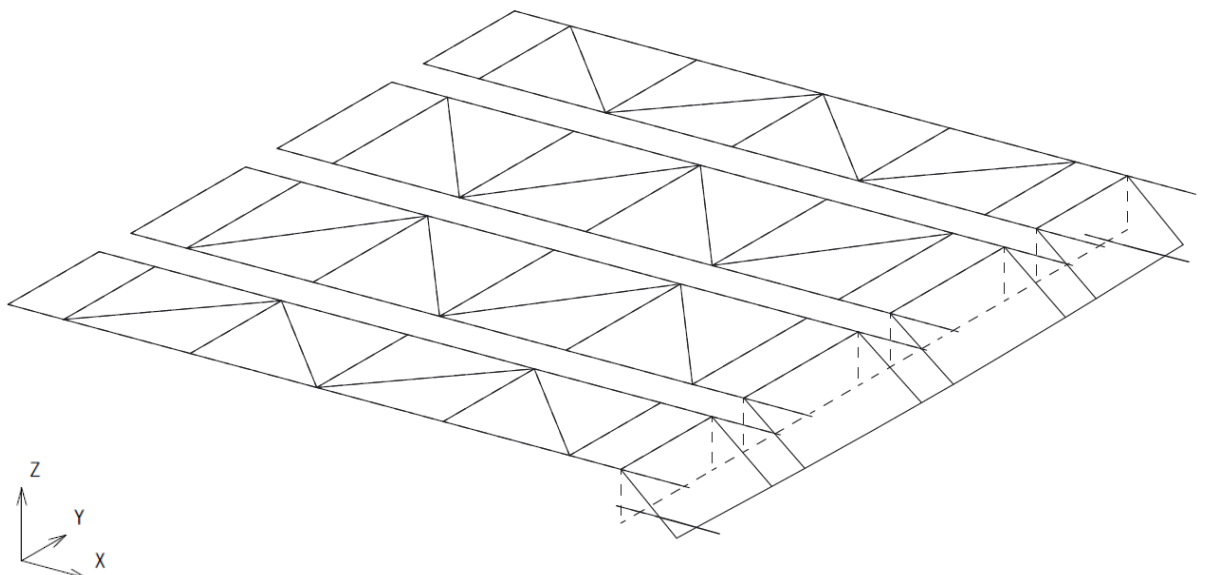
モード 5

振動数 1.521Hz



モード 6

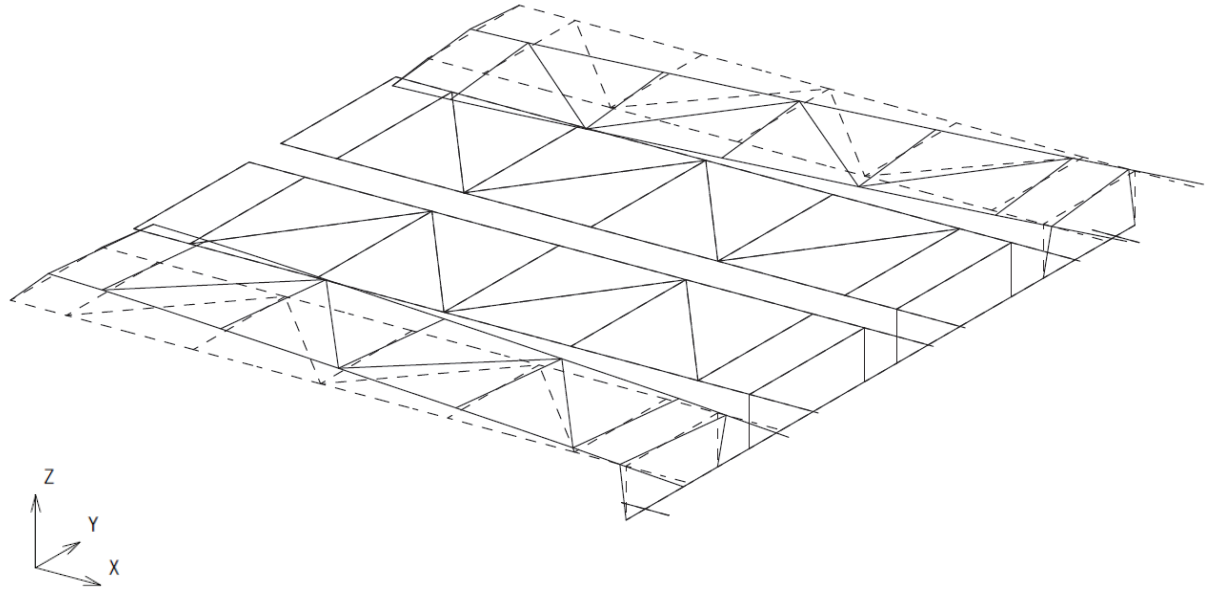
振動数 2.146Hz



第3図 モード図(3/7)

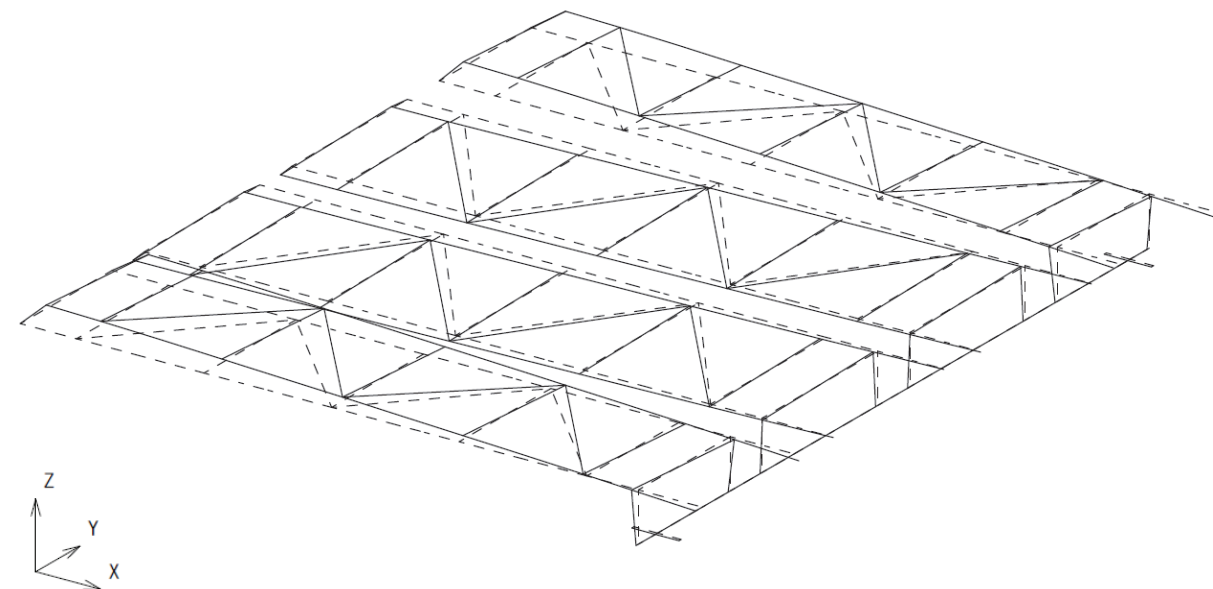
モード 7

振動数 2.549Hz



モード 8

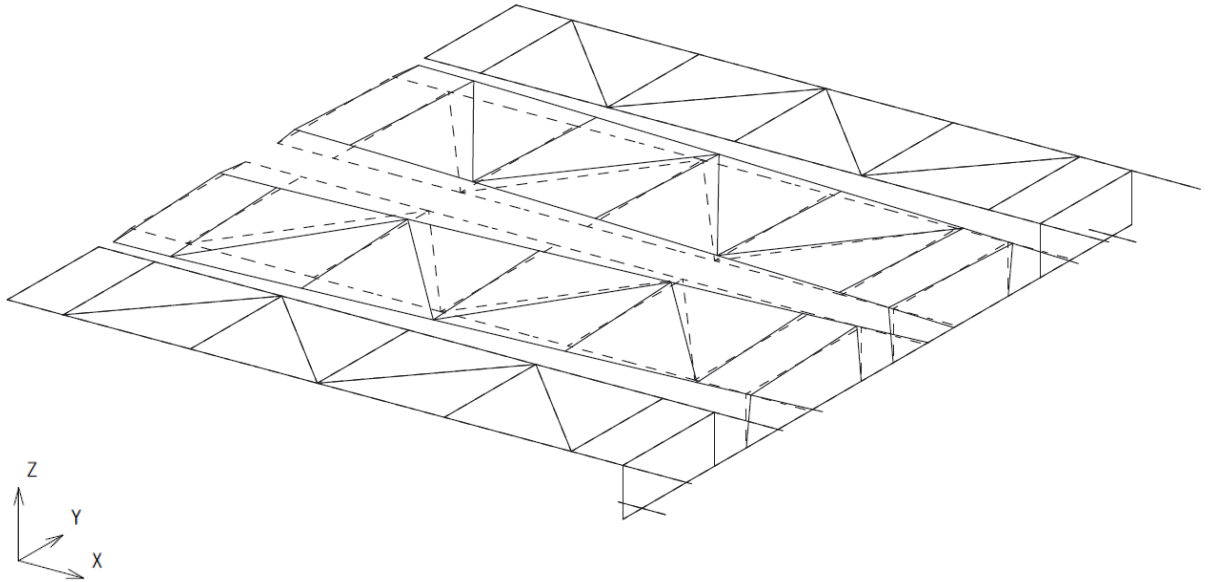
振動数 2.582Hz



第3図 モード図(4/7)

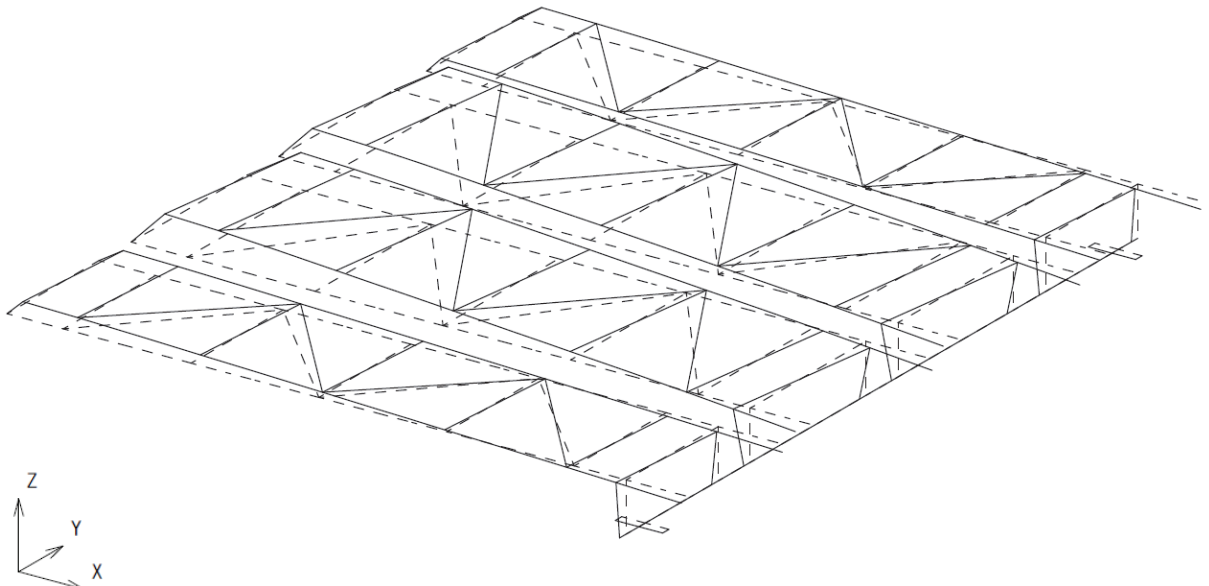
モード 9

振動数 2.648Hz



モード 10

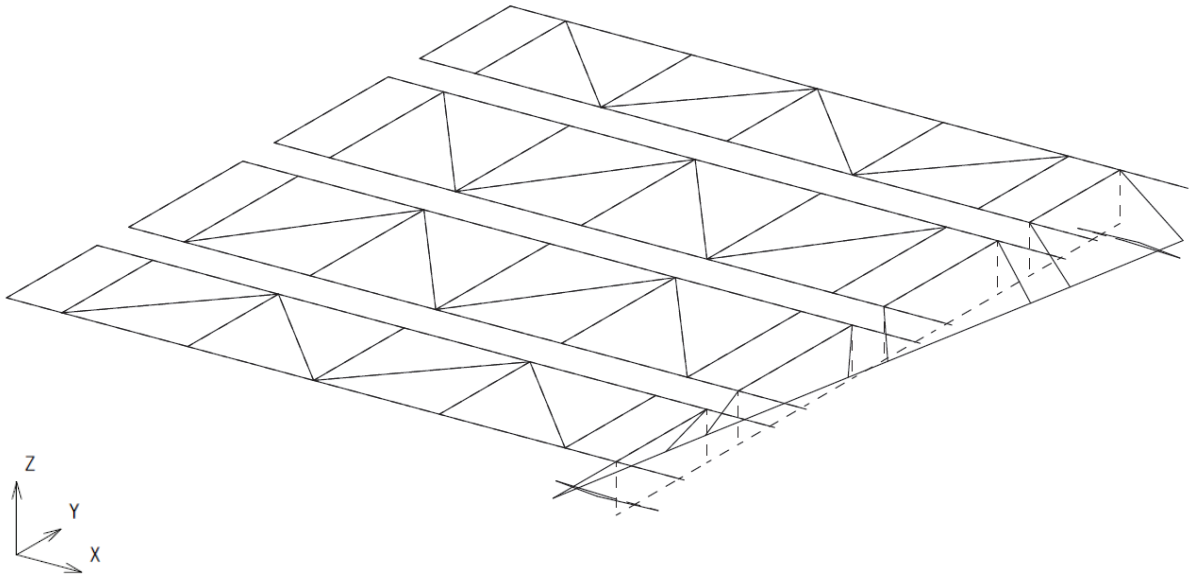
振動数 2.712Hz



第3図 モード図(5/7)

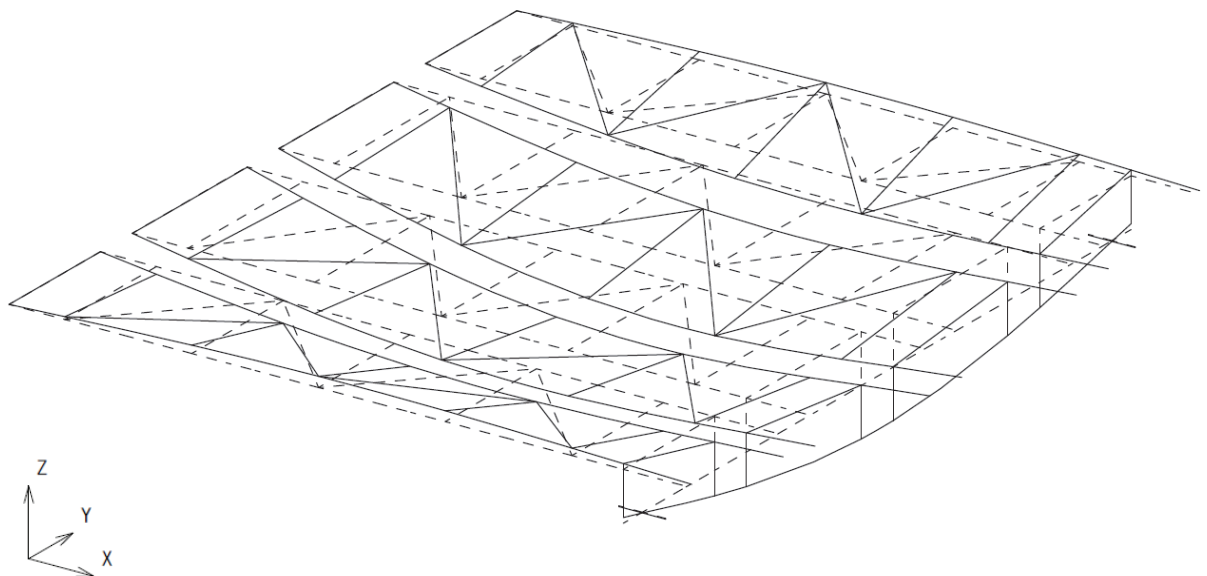
モード 11

振動数 3.294Hz



モード 12

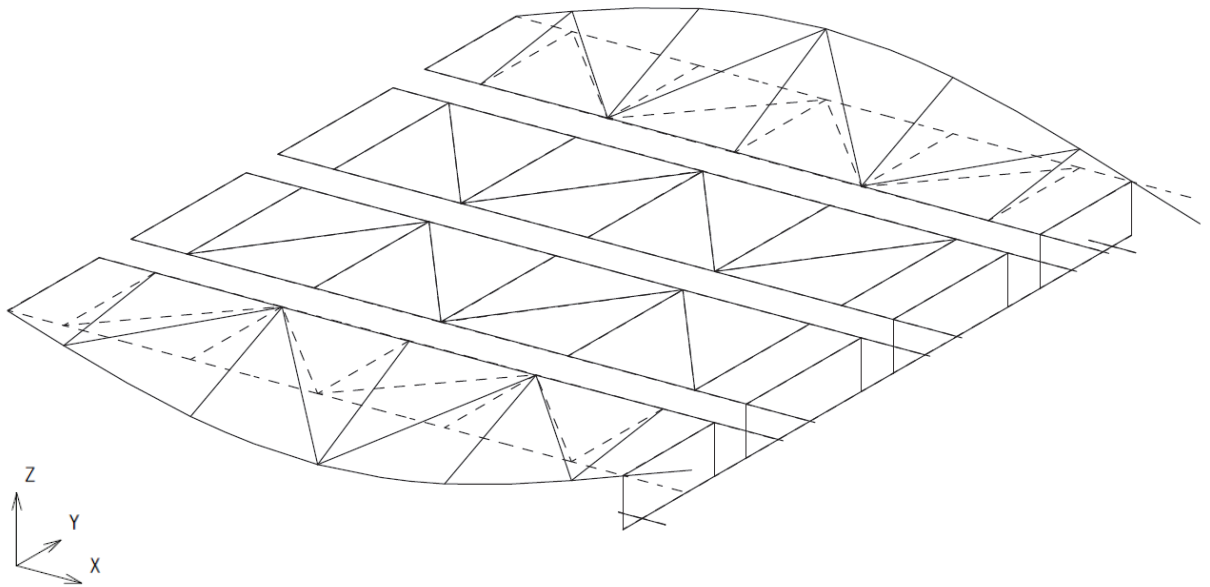
振動数 3.410Hz



第3図 モード図(6/7)

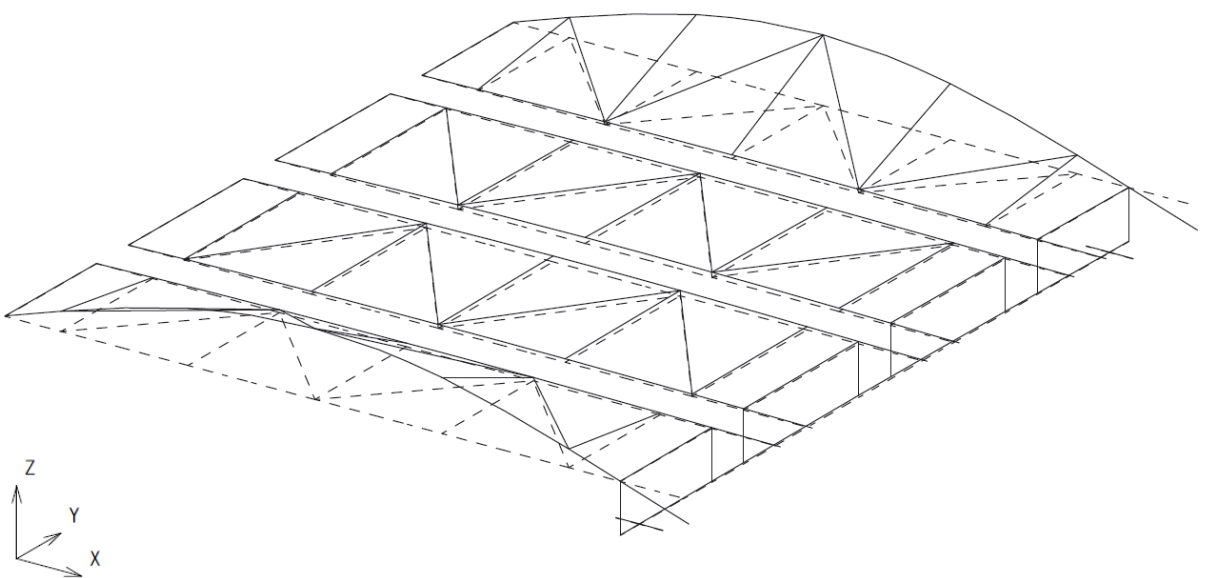
モード 13

振動数 4.004Hz



モード 14

振動数 4.008Hz



第3図 モード図(7/7)

地震時における異常要因分析 (1/5)

評価対象	作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項
ネット	水平方向の地震荷重	破断によるネットの落下	地震時に作用する荷重は竜巻飛来物衝突時に作用する荷重よりも小さいため、耐震評価は竜巻飛来物衝突評価に包絡される	JEA4601・補-1984 の許容応力	3 次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施
	鉛直方向の地震荷重				
	自重 積雪荷重				
フレーム	水平方向の地震荷重	破断、座屈破壊によるフレームの落下	引張応力 せん断応力 圧縮応力 曲げ応力	JEA4601・補-1984 の許容応力	地震時に作用する荷重は竜巻飛来物衝突時に作用する荷重よりも小さいため、耐震評価は竜巻飛来物衝突評価に包絡される
	鉛直方向の地震荷重				
	自重 積雪荷重				
	防護板取付金具	破断による落下	引張応力	JEA4601・補-1984 の許容応力	3 次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施
	防護板				
	防護板取付ボルト				
大梁	水平方向の地震荷重	破断、座屈破壊による落下	引張応力 せん断応力 圧縮応力 曲げ応力	JEA4601・補-1984 の許容応力	3 次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施
	鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重				

地震時における異常要因分析 (2/5)

評価対象	作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項
大梁ゴム支承	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	ゴム体の破断による大梁の落下	引張応力	道路橋支承便覧(平成16年4月)に基づき2.0N/mm ² と設定(実験より得られた破断応力に安全率2.5を考慮して設定)	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した、ゴム支承の荷重とひずみに基づき応力評価及びびひずみ評価を実施
			せん断ひずみ	道路橋支承便覧(平成16年4月)及び道路橋指図書・同解説V耐震設計編(平成14年3月)に基づき25%と設定(試験にて適切性を確認)	
ゴム支承本体 ゴム支承取付ボルト 基礎ボルト		ゴム体の座屈破壊による大梁の落下	圧縮応力 (座屈安定性)	道路橋支承便覧(平成16年4月)に基づき設定(座屈を考慮した許容圧縮応力に対して十分な余裕を確保する)	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施
		内部鋼板の破壊による大梁の落下	引張応力 (内部鋼板)	JEAG4601・補-1984の許容応力	

地震時における異常要因分析 (3/5)

評価対象	作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項
フレームゴム 支承	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	ゴム体の破断 によるフレ ームの落下	引張応力	道路橋支承便覧(平成16年4月)に基づき2.0N/mm ² と設定(破断応力に安全率2.5を考慮して設定)	3 次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した、ゴム支承の荷重とひずみに基づき応力評価及びびひずみ評価を実施
			せん断ひずみ	道路橋支承便覧(平成16年4月)及び道路橋指図書・同解説V耐震設計編(平成14年3月)に基づき250%と設定(試験にて適切性を確認)	
ゴム支承本体		ゴム体の座屈 破壊によるフ レームの落下	圧縮応力 (座屈安定性)	道路橋支承便覧(平成16年4月)に基づき設定(座屈を考慮した許容圧縮応力に対して十分な余裕を確保する)	3 次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施
			引張応力 (内部鋼板)	JEAG4601・補-1984の許容応力	
ゴム支承取付ボルト		破断による支 承の支持機能 喪失	引張応力 せん断応力	JEAG4601・補-1984の許容応力	
基礎ボルト					

地震時における異常要因分析 (4/5)

評価対象	作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項		
可動 支承	水平方向の 地震荷重 鉛直方向の 地震荷重 自重 積雪荷重	すべり材	圧縮破壊による機能喪失	支圧応力	メーカーの強度試験に基づき算出した許容応力	各部位の許容限界より可動支承全体の許容限界を設定。 3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した可動支承に負荷する荷重と上記許容限界を比較し評価を実施	
		圧縮ゴム	圧縮破壊による機能喪失	支圧応力			
		ピストン	破断による機能喪失	曲げ応力			
		座金	圧縮破壊による機能喪失	支圧応力			
		ベーススポット突出部	破断によるフレームの落下	せん断応力			せん断応力
				曲げ応力			
		ベーススポット支圧部	圧縮破壊による機能喪失	支圧応力			支圧応力
				引張応力			
		レール	破断によるフレームの落下	曲げ応力			曲げ応力
		レール取付ボルト	破断によるフレームの落下	引張応力			引張応力
		エンドプレート接合ボルト	破断によるフレームの落下	引張応力			引張応力
上部接合ボルト	破断によるフレームの落下	引張応力	引張応力				
下部接合ボルト	破断によるフレームの落下	せん断応力	せん断応力				
ベースプレート	破断によるフレームの落下	曲げ応力, せん断応力	曲げ応力, せん断応力				
ソールプレート	破断によるフレームの落下	せん断応力	せん断応力				
エンドプレート	破断によるフレームの落下	曲げ応力, せん断応力	曲げ応力, せん断応力				
摺動部	ストッパーへの衝突を起因とした損傷によるフレームの落下	移動量		構造設計から求められるクリティカルスから設定する許容限界(衝突防止)	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した可動支承部の変位と許容限界との比較評価を実施		

地震時における異常要因分析 (5/5)

評価対象	作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項
フレーム-大梁間のクリアランス	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	部材同士の衝突を起した フレームの落下	相対変位	構造設計から求められるクリアランス (衝突防止)	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した各部位の相対変位を用いて、許容限界との比較評価を実施
・フレーム-隔壁 ・フレーム-側壁 ・フレーム-浸水防止壁 それぞれのクリアランス	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	隔壁等への衝突を起した フレームの落下	変位	構造設計から求められるクリアランス (衝突防止)	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した各部位の相対変位を用いて、許容限界との比較評価を実施

ゴム支承及び可動支承の耐震設計について

1. ゴム支承

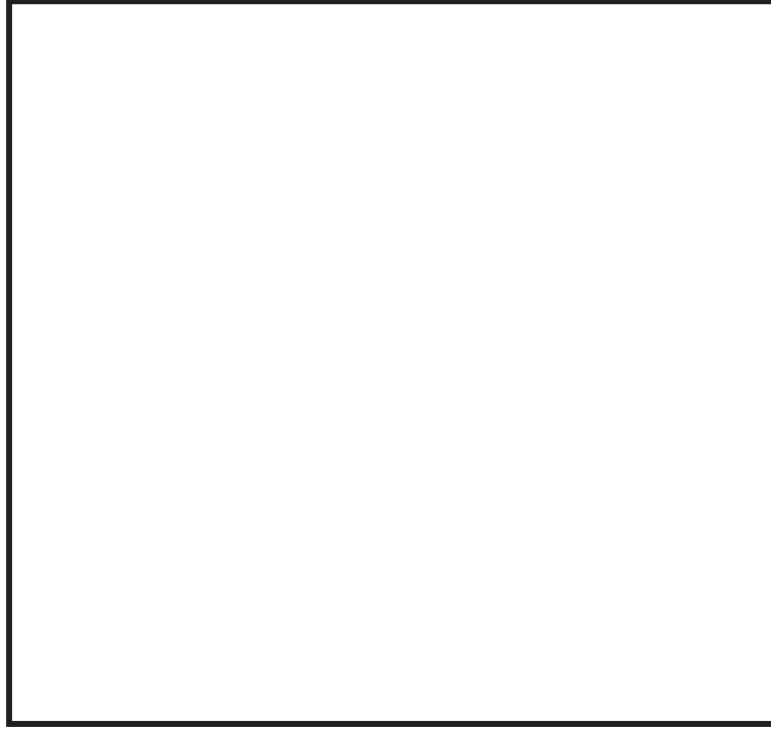
1.1 構造概要

ゴム支承はゴム体と鋼板を交互に積層した構造であり、ゴム体の水平剛性を利用したアイソレート機能を持った支承である。竜巻防護ネットではゴム支承を海水ポンプ室の南側隔壁及び北側隔壁の上面に配置し、ゴム支承のせん断剛性により、水平方向の固有周期をやや長周期化するアイソレート機能により地震時の荷重を低減することを目的としている。

竜巻防護ネットのゴム支承の諸元を第1表に、構造図を第1図に示す。また、ゴム支承に使用するゴム材料の規格は道路橋支承便覧¹⁾に定められており、シート加硫したゴム試験片を用いて第2表に示す破断伸び以上であることを検証する。

第1表 ゴム支承の諸元

項目	諸元
支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承
ゴム体種類	天然ゴム (NR)
ゴム体有効平面寸法	800mm×800mm
総ゴム厚 (ゴム厚×層数)	192mm (24mm×8層)
せん断弾性係数	1.0N/mm ² (G10)
一次形状係数	8.33
二次形状係数	4.17
せん断剛性	3.33kN/mm
鉛直剛性	972kN/mm



第1図 ゴム支承の構造図

第2表 ゴム材料の基本特性の試験方法と規格値

項目	材料の種類	弾性係数の呼び	破断伸び (%)	引張強さ (N/mm ²)	試験方法
基本特性	天然ゴム (NR)	G10	550 以上	15 以上	引張試験 JIS K 6251

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

1.2 モデル化

地震時水平力分散型ゴム支承は天然ゴム系積層ゴム支承である。天然ゴム系積層ゴム支承は、地震時の水平力に対してほぼ線形的な変形特性を有する。したがって、地震応答解析において、ゴム支承を線形ばね要素でモデル化し、ゴム支承の水平荷重－水平変位の関係であるせん断剛性をばね要素のせん断ばね定数として設定する。また、ゴム支承の減衰特性は試験結果に基づき等価減衰定数とする。

なお、ゴム支承の回転方向の拘束条件については、ゴムの回転剛性は大梁やフレームの鋼製部材に比べて小さく、モデル化による解析結果への影響は軽微であることから **3 軸回りを自由**として設定する。

1.3 せん断剛性

1.3.1 せん断剛性の設定方針

地震時水平力分散型ゴム支承は、道路橋支承便覧¹⁾に定められる算出式によりせん断剛性の設計値が求められる。道路橋支承便覧に基づき設計されたゴム支承は道路橋において数多くの納入実績を有し、納入前の製品検査においてせん断特性試験が行われ、せん断剛性の算出式の検証がなされている。本設備においても、製品検査時にせん断特性試験を実施し、せん断剛性の製品初期ばらつきが設計値の±10%以内であることを確認し設計値の妥当性を確認する。

また、ゴム支承は製品初期ばらつきとは別に、使用環境の温度変化等の諸条件によってもせん断剛性に变化が生じるため、今回、温度変化等の各種依存性試験を実施しせん断剛性の变化率を確認し、せん断剛性のばらつきに対する影響確認を実施する。

1.3.2 せん断剛性の算出式

ゴム支承のせん断剛性は次式で算出する値を設計値とする。

$$K_s = G_e \cdot A_e / \Sigma t_e$$

ここに

K_s : ゴム支承のせん断剛性

G_e : せん断弾性係数

A_e : ゴム支承本体の側面被覆ゴムを除く面積

Σt_e : 総ゴム厚

1.3.3 せん断剛性の製品確認試験

製品検査時のせん断特性試験において、固定荷重に相当する鉛直荷重を載荷した状態で総ゴム厚の 175%の水平変位を正負繰返し与え、そのときのせん断剛性が設計値に対して±10%以内であることを確認する。地震時水平力分散型ゴム支承は繰返し回数 3 回目の値をせん断剛性とする。せん断剛性は次式により算出する。また、せん断剛性の算出方法のイメージを第 2 図に示す。

$$K_{se} = (F_{max} - F_{min}) / (\delta_{max} - \delta_{min})$$

ここに

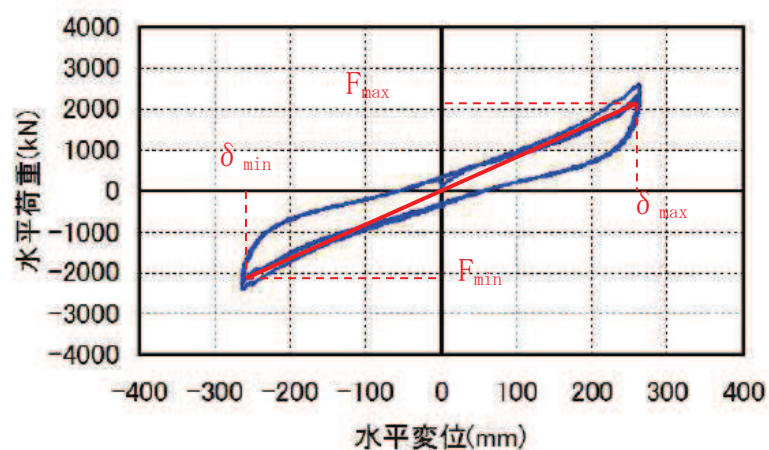
K_{se} : ゴム支承のせん断剛性(試験結果)

F_{max} : 最大荷重

δ_{max} : せん断ひずみ (+175%変位)

F_{min} : 最小荷重

δ_{min} : せん断ひずみ (-175%変位)



第2図 せん断剛性の算出方法

1.3.4 せん断剛性の各種確認試験

ゴム支承は使用温度や経年変化等の影響によりせん断剛性が変化する。これらの因子による特性変化を確認するため各種試験を実施した。試験の実施項目は J I S K 6 4 1 1²⁾ に従い、第3表のとおりとした。

1.3.4.1 試験方法

各種依存性試験及び熱老化特性試験について、試験方法を以下に示す。試験は「J I S K 6 4 1 1-2012」の試験方法を参考に設計における適用条件を踏まえ試験条件を設定した。試験体は、「J I S K 6 4 1 1-2012」に従い各試験項目に対応した標準試験体を用いた。ゴム材料の種別は、実機に適用する G10 とした。各試験における鉛直荷重は実機における固定荷重相当を基準とした。試験項目、測定項目及び試験体を第4表に示す。試験装置の外観図を第3図に示す。

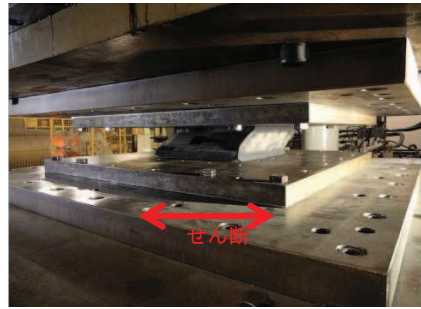
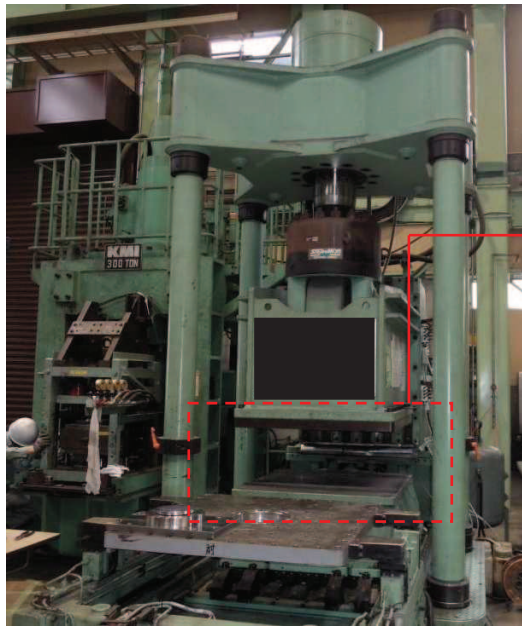
第3表 せん断特性試験項目

試験	項目	内容
各種依存性試験	せん断ひずみ依存性	複数のせん断ひずみを与えたときのせん断特性の依存性を求める。
	圧縮応力依存性	鉛直荷重の変化に対するせん断特性の依存性を求める。
	振動数依存性	水平振動数の変化に対するせん断特性の依存性を求める。
	繰返し数依存性	地震時の繰返し荷重に対するせん断特性の依存性を求める。
	温度依存性	使用環境の温度変化に対するせん断特性の依存性を求める。
熱老化特性試験	経年変化	熱老化試験により熱老化前後のせん断特性の経年変化を求める。

第4表 せん断特性試験の試験項目と試験体

試験	測定項目	試験体		
		適用規格	形状	せん断弾性係数
各種依存性試験 ・せん断ひずみ ・圧縮応力 ・振動数 ・繰返し数 ・温度	せん断特性 ・せん断剛性 ・等価減衰定数	J I S K 6 4 1 1 -2012 標準試験体 No. 3*	有効平面寸法 400mm×400mm 総ゴム厚 54mm (9mm×6層)	1.0N/mm ²
熱老化特性試験 ・経年変化	せん断特性 ・せん断剛性 ・等価減衰定数 せん断変形性能 ・破断せん断ひずみ	J I S K 6 4 1 1 -2012 標準試験体 No. 2*	有効平面寸法 240mm×240mm 総ゴム厚 30mm (5mm×6層)	1.0N/mm ²

注記 *: J I S K 6 4 1 1 で寸法等が規定されている試験体 (試験項目毎に J I S に規定されている標準試験体寸法のうち、大きい (実機寸法に近い) 供試体を選定。)



試験時

第3図 試験装置の外観

(1) せん断ひずみ依存性試験

試験体に複数のせん断ひずみを与えたときのせん断特性の依存性を求める。固定荷重に相当する圧縮応力 1.0N/mm^2 の鉛直荷重*を載荷した状態で、各せん断ひずみにおける正負繰返し加振を3回行い、3回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験結果は、(3)振動数依存性試験と(5)温度依存性試験より求めた振動数補正式と温度補正式によって、基準振動数 (0.5Hz) と基準温度 (23°C) 相当に補正したものを測定値とした。せん断剛性は、せん断ひずみ 175%の測定値を基準として各せん断ひずみとの変化率を求めた。

(2) 圧縮応力依存性試験

試験体に複数の圧縮応力を与えたときのせん断特性の依存性を求める。複数の鉛直荷重を載荷した状態で、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を3回行い、3回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験結果は、(5)温度依存性試験より求めた温度補正式によって、基準温度 (23°C) 相当に補正したものを測定値とした。せん断剛性は、固定荷重相当の圧縮応力 1.0N/mm^2 時の測定値を基準として各圧縮応力との変化率を求めた。

(3) 振動数依存性試験

試験体に複数の振動数を与えたときのせん断特性の依存性を求める。固定荷重に相当する圧縮応力 1.0N/mm^2 の鉛直荷重を載荷した状態で、各種振動数にてせん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を3回行い、3回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験温度は基準温度 (23°C) とした。恒温槽で温度保持した試験体を取り出し試験を行った。せん断剛性は、基準振動数 (0.5Hz) 時の測定値を基準として各振動数との変化率を求めた。

(4) 繰返し数依存性試験

試験体に繰返し水平加振 50 回を与えたときのせん断特性の変化を求める。まず、固定荷重に相当する圧縮応力 1.0N/mm^2 の鉛直荷重を載荷した状態で、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を3回行い、3回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。その後、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を連続 50 回行い、初期の載荷前温度まで冷却し、50 回繰返し加振前と同様のせん断特性試験を行い、せん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験結果は、(5)温度依存性試験より求めた温度補正式によって、基準温度 (23°C) 相当に補正したものを測定値とした。せん断剛性は、50 回繰返し加振前の測定値を基準として 50 回繰返し加振後との変化率を求めた。

(5) 温度依存性試験

試験体に複数の温度条件を与えたときのせん断特性の依存性を求める。固定荷重に相当する圧縮応力 $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ の鉛直荷重を載荷した状態で、各種温度にてせん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を 3 回行い、3 回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。恒温槽で各試験温度に保持した試験体を取り出し試験を行った。せん断剛性は、基準温度 (23°C) 時の測定値を基準として各温度条件との変化率を求めた。試験結果は、(3) 振動数依存性試験より求めた振動数補正式によって、基準振動数 (0.5Hz) 相当に補正したものを測定値とした。

(6) 熱老化特性試験

熱老化前後におけるせん断特性（せん断剛性、等価減衰定数）の変化と、熱老化させた試験体のせん断変形性能（破断せん断ひずみ）を確認する。熱老化は基準温度 (23°C) で 60 年に相当する試験条件とした。まず、固定荷重に相当する圧縮応力 $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ の鉛直荷重を載荷した状態で、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を 3 回行い、3 回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。その後、恒温槽で試験条件の熱老化をさせ、熱老化前と同様のせん断特性試験を行い、せん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験結果は、(3) 振動数依存性試験と(5) 温度依存性試験より求めた振動数補正式と温度補正式によって、基準振動数 (0.5Hz) と基準温度 (23°C) 相当に補正したものを測定値とした。せん断剛性は、熱老化前の測定値を基準として熱老化後との変化率を求めた。熱老化後の試験体で、1.4 項と同様のせん断変形性能試験を行い、せん断ひずみ 250%時及び 300%時の繰返し挙動の安定性並びに破断せん断ひずみを確認した。

- * 試験でゴム支承へ負荷する圧縮応力は固定荷重に相当する $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ を適用した。この数値は以下に示す、固定荷重による圧縮応力の計算結果より検討した数値である。

固定荷重によるゴム支承の圧縮応力

	節点番号	支点反力 (kN)	有効平面寸法 (mm)	有効面積 (mm ²)	圧縮応力度 (N/mm ²)
フレームゴム支承	1	171	800x800	640000	0.3
	11	135	800x800	640000	0.3
	21	136	800x800	640000	0.3
	31	136	800x800	640000	0.3
	41	136	800x800	640000	0.3
	51	136	800x800	640000	0.3
	61	135	800x800	640000	0.3
	71	171	800x800	640000	0.3
大梁ゴム支承	121	575	800x800	640000	0.9
	122	575	800x800	640000	0.9
	131	575	800x800	640000	0.9
	132	575	800x800	640000	0.9

1.3.4.2 試験結果

各種依存性試験及び熱老化特性試験より得られたせん断特性結果を第4図に示す。以下にその結果を記載する。

(1) せん断ひずみ依存性試験

第4図の(a)に示すせん断ひずみ依存性試験の結果より、ひずみの増減によらず、せん断剛性はほぼ一定の傾向を示すことが分かった。

(2) 圧縮応力依存性試験

第4図の(b)に示す圧縮応力依存性試験の結果より、圧縮応力の増減によらず、せん断剛性はほぼ一定の傾向を示すことが分かった。これは、既往の研究⁴⁾における実験結果と同様の傾向を示している。

(3) 振動数依存性試験

第4図の(c)に示す振動数依存性試験の結果より、振動数の変化によらず、せん断剛性はほぼ一定の傾向を示すことが分かった。これは、既往の研究⁴⁾における実験結果と同様の傾向を示している。

(4) 繰返し数依存性試験

第4図の(d)に示す繰返し数依存性試験の結果より、せん断ひずみ175%による50回の正負繰返し加振でのせん断剛性の変化率は最大で-7%程度となることが分かった。

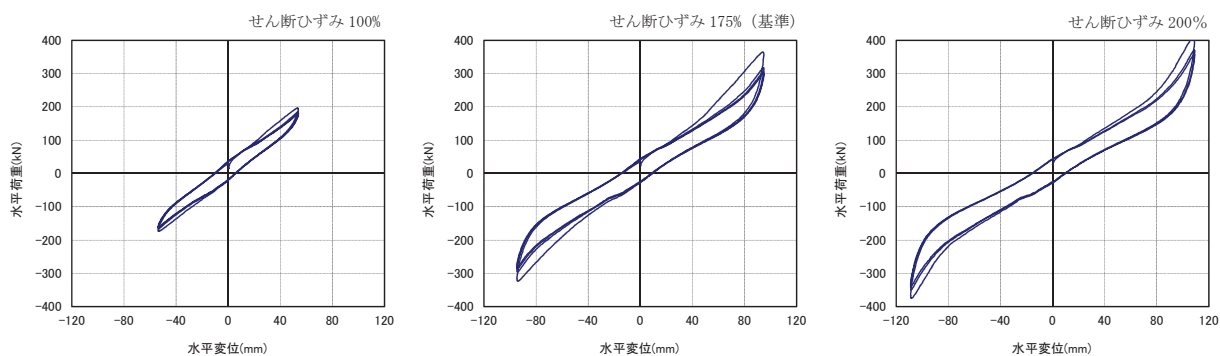
(5) 温度依存性試験

ゴム支承は低温下でのせん断剛性が大きくなり温度変化の影響を受けやすいことが一般的に知られている。第4図の(e)に示す温度依存性試験結果より、温度依存性試験では低温になるほどせん断剛性が大きくなるのが分かる。基準温度(23℃)に対するせん断剛性の変化率は、女川2号機の環境条件を踏まえ-15℃から+40℃までの範囲を確認しており、-15℃では+25%程度、+40℃では-5%程度であった。

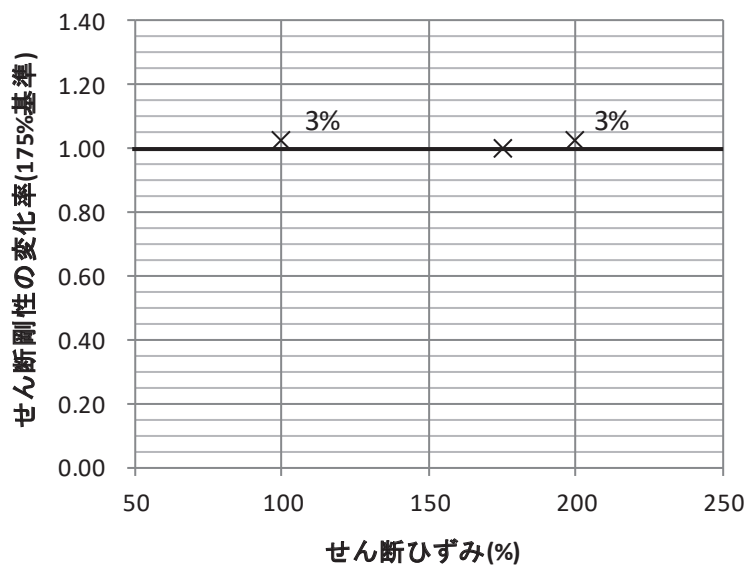
一方で、低温時には荷重-変位曲線が膨らんでいることから等価減衰定数の値が大きくなっていると推測される。等価減衰定数の分析結果については1.5項に示す。

(6) 熱老化特性試験

第4図の(f)に示す熱老化特性試験の結果より、熱老化によってせん断剛性が増加する傾向が確認できる。使用期間60年相当の熱老化に対するせん断剛性の変化率は最大+9%程度となることが分かった。

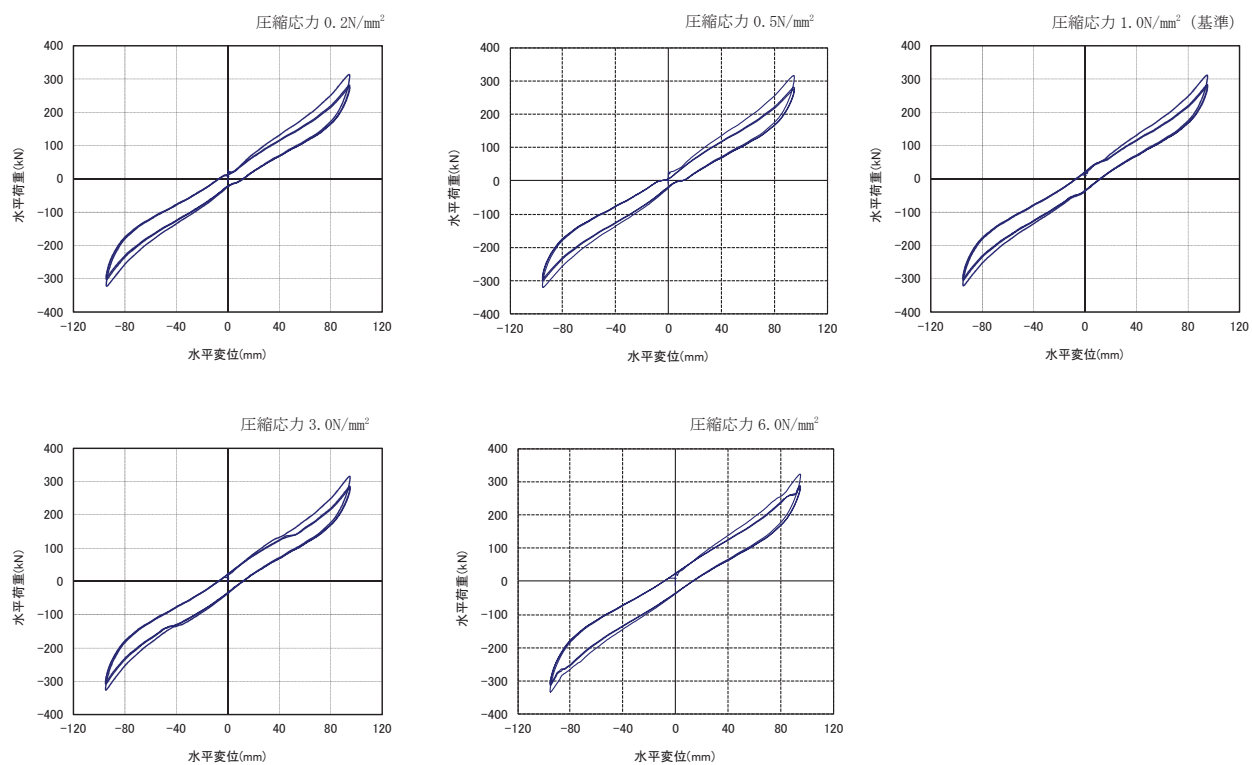


荷重-変位曲線

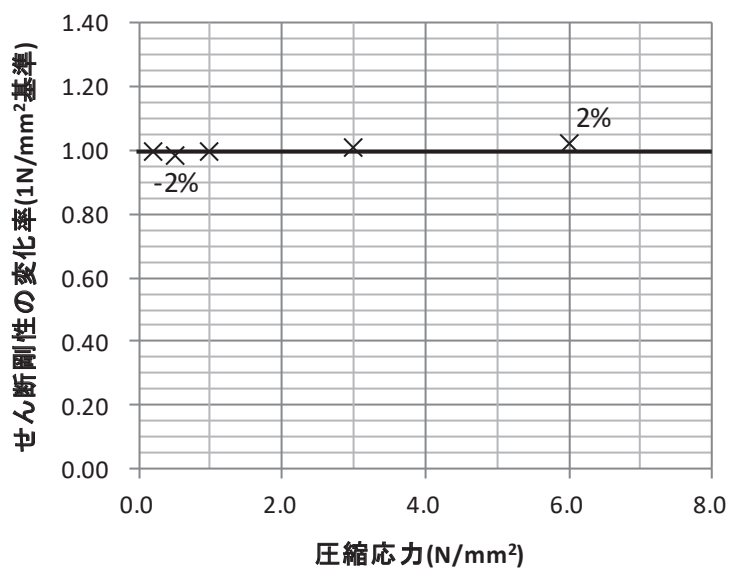


(a) せん断ひずみ依存性試験

第4図 せん断特性試験結果 (1/6)

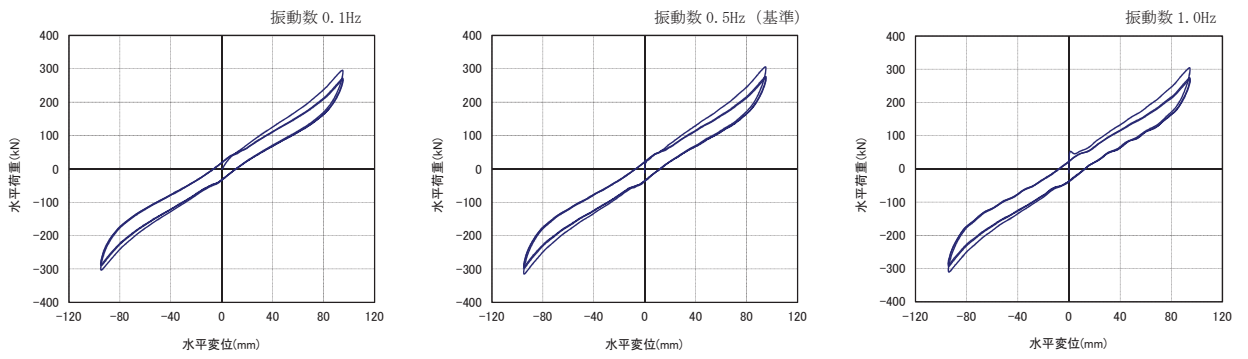


荷重－変位曲線

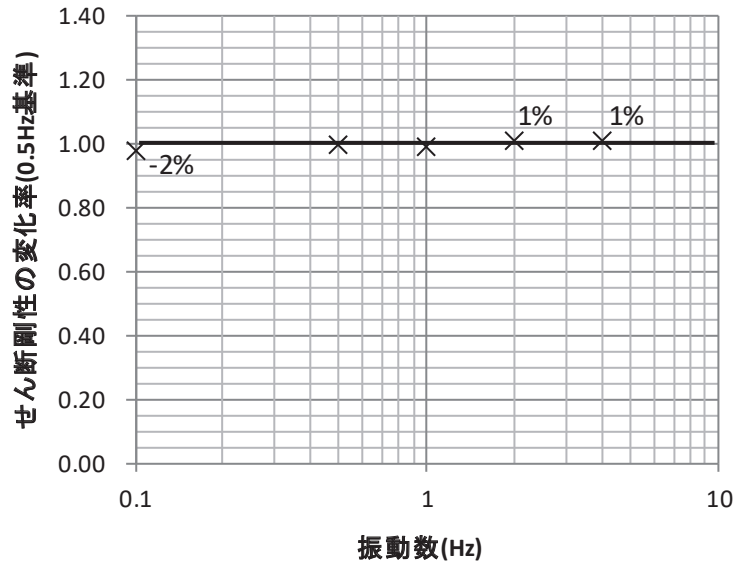


(b) 圧縮応力依存性試験

第4図 せん断特性試験結果 (2/6)



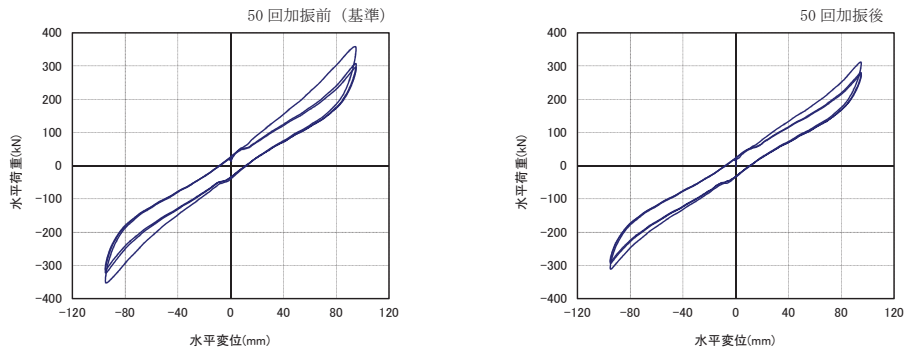
荷重-変位曲線



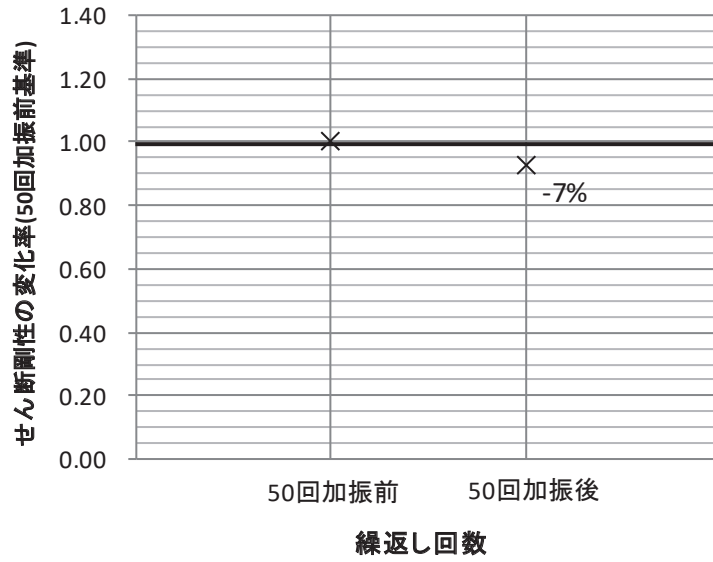
(c) 振動数依存性試験

* 2Hz, 4Hz の結果は補正式より算出

第 4 図 せん断特性試験結果 (3/6)

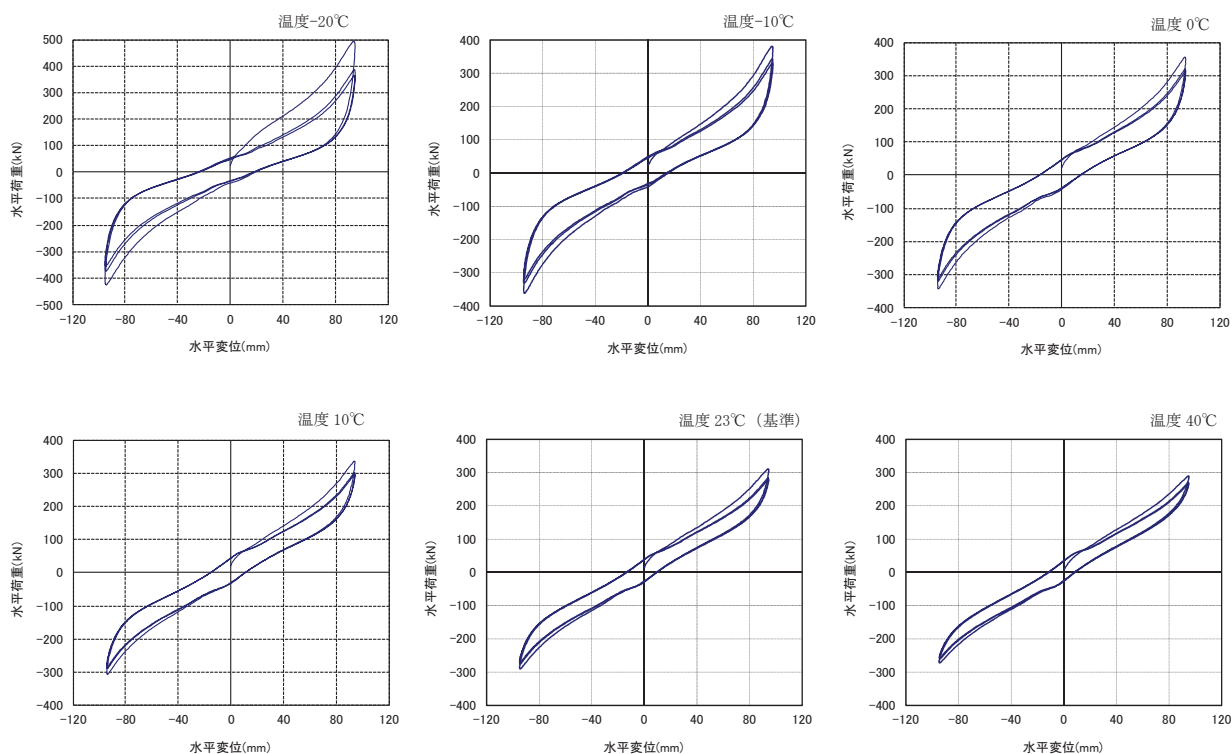


荷重-変位曲線

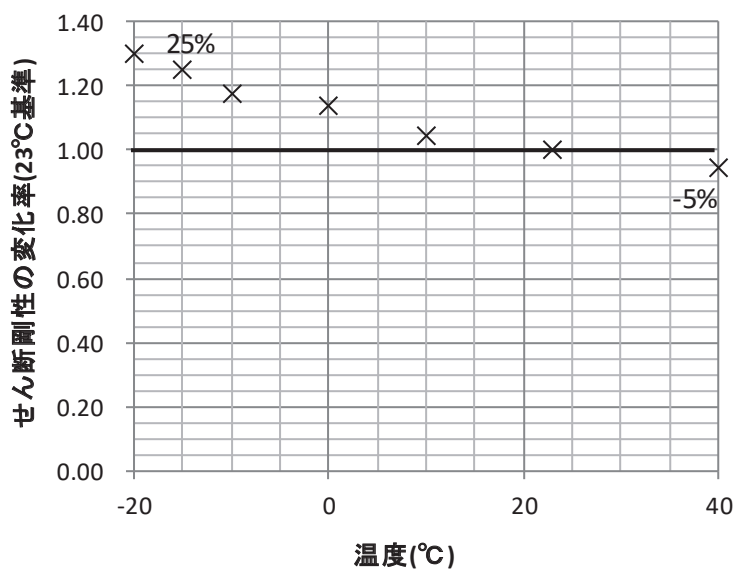


(d) 繰返し数依存性試験

第4図 せん断特性試験結果 (4/6)



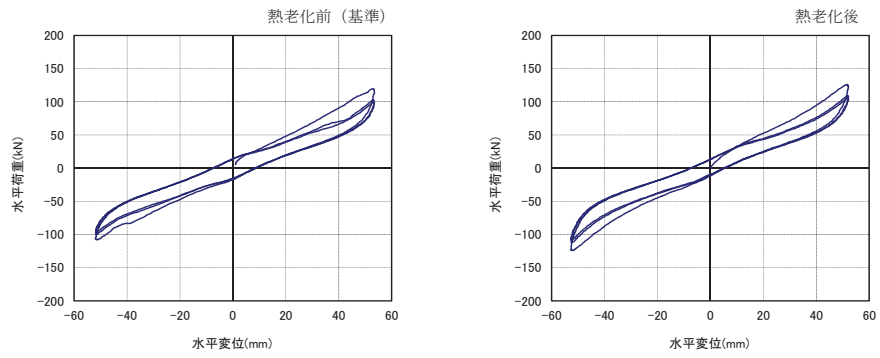
荷重－変位曲線



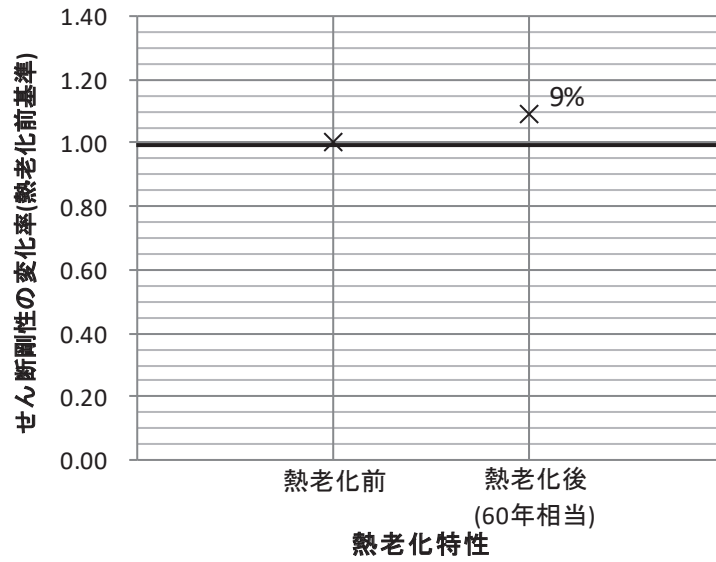
(e) 温度依存性試験

*-15°Cの結果は補正式より算出

第4図 せん断特性試験結果 (5/6)



荷重－変位曲線



(f) 熱老化特性試験

第4図 せん断特性試験結果 (6/6)

1.3.5 せん断剛性のばらつきが及ぼす耐震設計への影響確認

各種依存性試験及び熱老化特性試験より得られたせん断剛性のばらつきについて、設計時の評価ケースとして地震応答解析に反映し、せん断剛性のばらつきを考慮したケースにおいても竜巻防護ネットの耐震性が損なわれないことを確認する。適用するばらつきの設定方針を以下に示す。

1.3.4 項の試験結果より、せん断剛性のばらつきに与える影響の大きい項目としては、せん断ひずみの繰返し数、温度変化及び熱老化が挙げられる。試験結果より得られたせん断剛性の変化率を考慮して、設定するばらつきの範囲を第5表に示す。

地震による繰返しせん断ひずみを受けた後のせん断剛性の変化率として、繰返し数依存性試験の結果から-10%の変化率を考慮する。

環境条件(温度)によるせん断剛性の変化率は、女川の屋外環境条件が-15℃～36℃であることを考慮し、温度依存性試験の結果から+25%及び-5%の変化率を考慮する。

経年変化によるせん断剛性の変化率として、熱老化特性試験結果から+10%の変化率を考慮する。

1.3.1 項に示すとおり、ゴム支承は製品初期ばらつきとして±10%を設計上考慮し、この範囲内であることを製品試験で確認することとしているため、ばらつきの影響確認においても±10%を考慮する。

以上の各項目のばらつき設定を積算し、保守的に繰り上げた値として+50%から-30%をばらつきの設定として考慮する。

第5表 せん断剛性のばらつき設定

項目	変化率	
	剛性変化 (+側)	剛性変化 (-側)
繰返し数	—	-10%
温度	+25%	-5%
熱老化	+10%	—
初期ばらつき	+10%	-10%
積算値	+45%	-25%
影響確認用	+50%	-30%

1.4 せん断変形性能

ゴム支承のせん断ひずみに対する許容限界として、水平荷重-水平変位の関係がほぼ安定した特性を示す範囲であり、かつ、せん断破壊に対する余裕を確保した許容せん断ひずみ 250%を設定している。本設定の妥当性を確認するため、せん断変形性能試験を実施した。

試験は、1.3.4 項の各種依存性試験と同様に、「J I S K 6 4 1 1 -2012」の試験方法を参考に設計における適用条件を踏まえ試験条件を設定した。試験体についても「J I S K 6 4 1 1 -2012」に対応した標準試験体とし、ゴム材料の種別は G10 を適用した。試験項目、測定項目及び試験体を第 6 表に示す。

第 6 表 せん断変形性能試験の試験項目と試験体

試験	測定項目	試験体		
		適用規格	形状	せん断弾性係数
せん断変形性能試験 ・限界性能	せん断変形性能 ・破断せん断ひずみ	J I S K 6 4 1 1 -2012 標準試験体 No. 3*	有効平面寸法 400mm×400mm 総ゴム厚 54mm (9mm×6 層)	1.0N/mm ²
熱老化特性試験 ・限界性能	せん断変形性能 ・破断せん断ひずみ (熱老化なし, あり)	J I S K 6 4 1 1 -2012 標準試験体 No. 2*	有効平面寸法 240mm×240mm 総ゴム厚 30mm (5mm×6 層)	1.0N/mm ²

注記 *: J I S K 6 4 1 1 で寸法等が規定されている試験体

1.4.1 試験方法

(1) せん断変形性能試験

せん断ひずみ 250%時及び 300%時の繰返し挙動の安定性並びに破断せん断ひずみを確認する。まず、固定荷重に相当する圧縮応力 1.0N/mm² の鉛直荷重を載荷した状態で、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を 3 回行い、せん断特性を確認する。その後、許容せん断ひずみに相当する±250%の繰返しを 6 回、300%の繰返しを 3 回行った後、単調載荷を行い、破断せん断ひずみを確認する。

(2) 熱老化特性試験

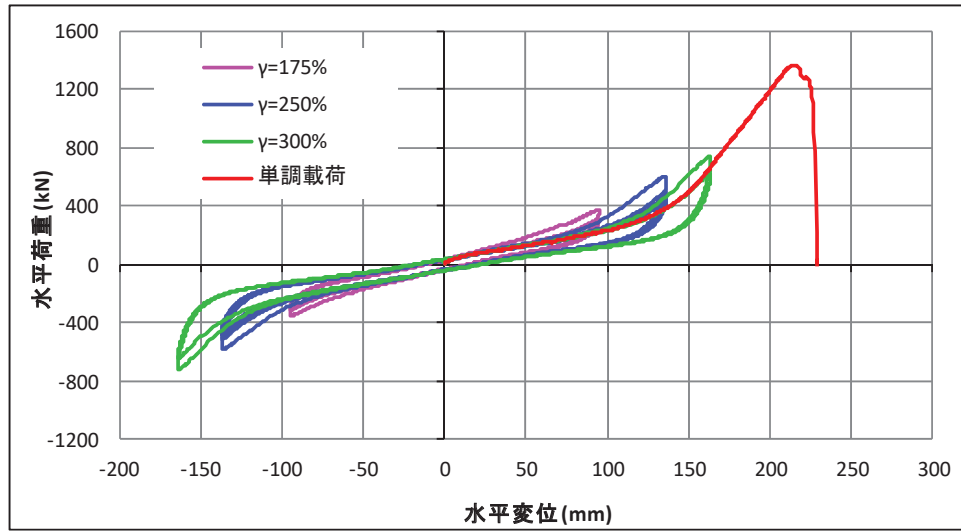
熱老化をさせていない試験体及び熱老化をさせた試験体それぞれに対して、(1)と同様のせん断変形性能試験を行い、せん断ひずみ 250%時及び 300%時の繰返し挙動の安定性並びに破断せん断ひずみを確認する。

1.4.2 試験結果

熱老化させていない試験体のせん断変形性能試験の荷重－変位曲線を第 5 図及び第 6 図に示す。使用期間 60 年相当の熱老化させた試験体のせん断変形性能試験の荷重－変位曲線を第 7 図に示す。

試験結果より、熱老化によらず破断ひずみは許容せん断ひずみ 250%に対して十分な余裕を有していることを確認した。また、熱老化の有無によって破断ひずみに大きな相違がないことも確認した。

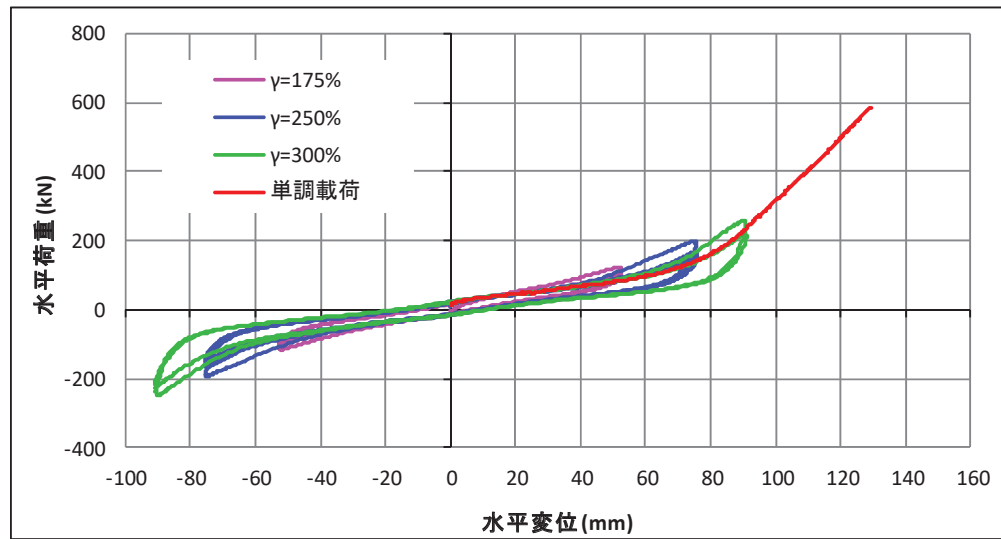
破断ひずみ: 399%



荷重-変位曲線

第5図 せん断変形性能試験結果（標準試験体 No. 3, 熱老化無し）

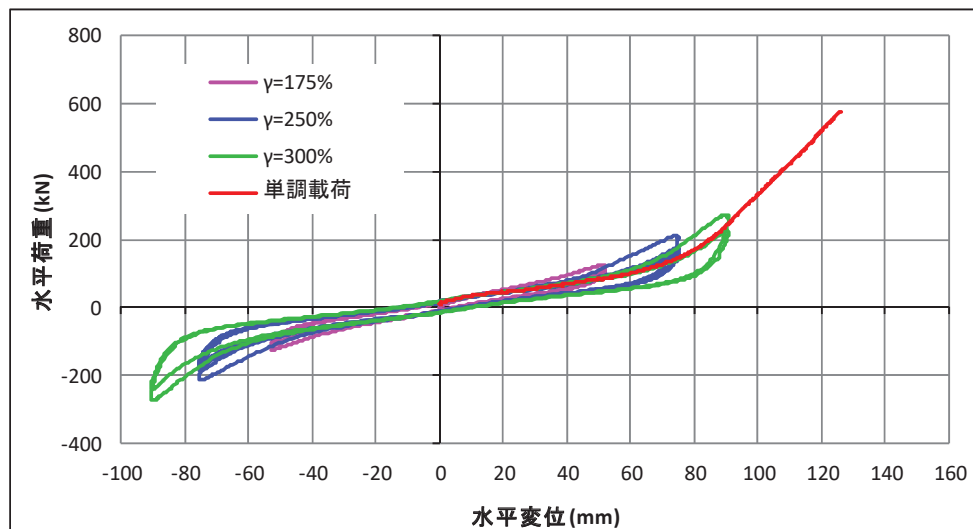
最大ひずみ(破断せず): 431%



荷重-変位曲線

第6図 せん断変形性能試験結果(標準試験体 No. 2, 熱老化無し)

最大ひずみ(破断せず): 420%



荷重-変位曲線

第7図 せん断変形性能試験結果(標準試験体 No. 2, 熱老化有り)

1.5 等価減衰定数

等価減衰定数は測定した試験結果から次式によって求める。

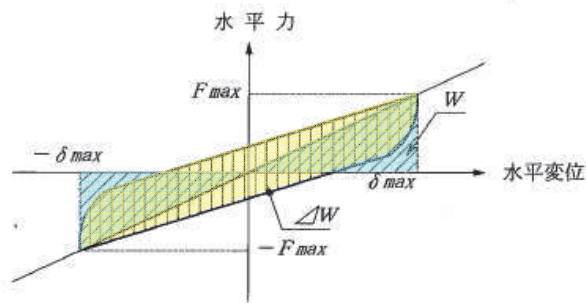
$$h_{eq} = \Delta W / 2\pi W$$

ここに

h_{eq} : 等価減衰定数

W : 弾性エネルギー (第8図に示す三角形面積)

ΔW : 吸収エネルギー (第8図に示す履歴曲線で囲まれる面積)



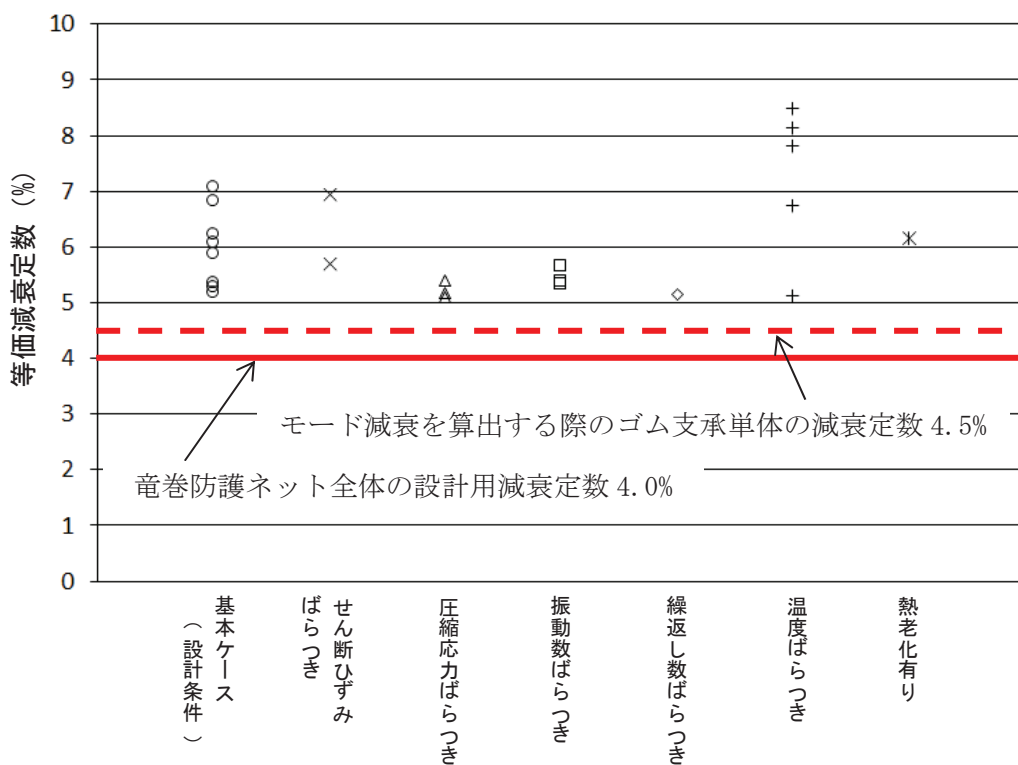
第8図 等価減衰定数の算出方法¹⁾

道路橋示方書V耐震設計編³⁾では、最近の実験研究成果によれば0.04程度以上の等価減衰定数が得られており、使用するゴム支承の減衰特性を十分に把握した上で適切な等価減衰定数を設定するのがよいとされている。今回、各種依存性試験及び熱老化特性試験において実施したせん断特性試験の結果に基づき、評価に用いる等価減衰定数を設定する。

せん断特性試験の結果を第9図に示す。今回の試験結果から、設計条件並びにばらつきを考慮した条件のいずれにおいても5.0%以上の等価減衰定数が得られていることが分かる。竜巻防護ネットの水平方向変形モードはゴム支承の変形が主体的であること及び本試験結果より安定して5.0%以上の等価減衰定数が得られていることを踏まえ、耐震設計における竜巻防護ネット全体の水平方向減衰としては4.0%を適用する。詳細は添付資料3に示しているが、ゴム支承単体の減衰を4.5%、その他の鋼製部材の減衰を2.0%と設定してモード減衰を算出した結果、4.0%より大きな減衰が得られていたことから、耐震性評価としては保守的に4.0%と一律設定した。

減衰については、実機へ使用するゴム支承の製品検査においてせん断特性試験を行うことで、その妥当性を確認する。

なお、第9図に示すとおり温度依存性試験より得られた結果の中には8~9%程度の大きな減衰が得られている結果があるが、これは0℃以下の設定時のものであることから、ゴム支承は低温環境下で高減衰の特性を示すことが分かる。



第9図 各種試験より得られた等価減衰定数の測定値

1.6 評価方法

1.6.1 評価項目

ゴム支承の評価項目は道路橋支承便覧に従い第7表に示すとおりとする。地震動のケース別に評価を実施する。

第7表 ゴム支承の評価項目

評価項目		評価方法
地震時	荷重伝達機能	せん断ひずみの評価
		引張応力の評価 座屈安定性の評価 内部鋼板の引張応力の評価

1.6.2 せん断ひずみの評価

(1) せん断ひずみの評価式

水平力支持機能は、発生するせん断ひずみが許容せん断ひずみを超えないことを確認する。次式によって、水平変位量を総ゴム厚で除して求めたゴムのせん断ひずみを評価する。^{1),3)}

$$\gamma_{se} = \Delta l_e / \Sigma t_e \leq \gamma_{ea}$$

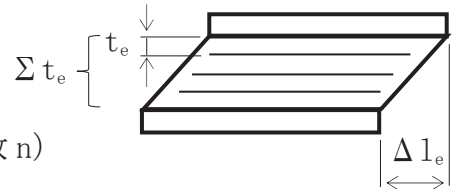
ここに、

γ_{se} : 地震時のせん断ひずみ

Δl_e : 地震時の水平変位量

Σt_e : 総ゴム厚 (=ゴム1層厚 t_e × 層数 n)

γ_{ea} : 地震時のせん断ひずみの許容値



(2) せん断ひずみの許容限界

ゴム支承のせん断破壊に対して必要な安全性が確保されるようにゴム支承の破断試験など十分な検証に基づきせん断ひずみの許容限界を設定する。今回、道路橋示方書V³⁾に基づき、水平荷重—水平変位の関係が安定した特性を示す範囲にあり、せん断破壊に対して必要な安全性が確保されるように設定されたせん断ひずみ 250%をせん断ひずみの許容限界とする。せん断ひずみの許容限界を設定するにあたって採用するゴム支承と同種の試験体を製作し、せん断変形性能試験より破断ひずみを確認した。試験結果より破断ひずみはいずれも350%を超えており許容限界とした250%は十分に余裕のある設定である。また、過去の試験結果¹⁾によって得られた破断ひずみについても300%~450%に分布しており、250%との設定は破断ひずみに対して余裕が確保されていることが分かる。

1.6.3 引張応力の評価

(1) 引張応力の評価式

地震時の上向きの力によって生じる引張応力を次式により評価する。¹⁾

$$\sigma_{te} = R_U / A_{te} \leq \sigma_{ta}$$

ここに、

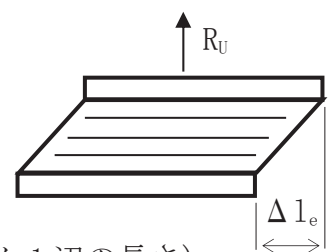
σ_{te} : 地震時の引張応力

R_U : 上向きの反力

A_{te} : 地震時の移動量を控除した引張に有効な面積

$A_{te} = A_e - B \cdot \Delta l_e$ (B:有効幅, ゴム支承の積層ゴム1辺の長さ)

σ_{ta} : 引張応力の許容値



(2) 引張応力の許容限界

引張応力の許容限界は、道路橋支承便覧に基づき、せん断弾性係数の材料物性ごとに規定されている許容値から以下のとおり設定する。

$$G10 \text{ 以上} : \sigma_{ta} = 2.0 \text{ N/mm}^2$$

引張応力の許容限界は、実験結果により求めた引張破断応力に対して余裕を確保して定められている。既往の引張破断試験結果¹⁾では、一定の水平力を与えせん断変形しているゴム支承に引張力を作用させ試験体を破断させ、破断実応力(せん断変形を控除した有効面積の応力)の下限值は 5N/mm^2 程度である。引張応力の許容限界は、破断実応力に対して2.5倍の安全余裕を考慮して設定した。その他既往の研究⁵⁾では、G8, G10, G12の天然ゴム系積層ゴム支承に対してせん断変形を与えた引張試験を実施し、引張降伏応力が道路橋支承便覧で定める許容引張応力以上であること、許容引張応力付近では安定した線形特性を示す領域にあること、引張応力の許容限界は許容引張応力に比べ十分余裕があることが確認されている。

1.6.4 座屈安定性の評価

(1) 座屈安定性の評価式

圧縮力が作用したときゴム支承本体の座屈に対して安全でなければならない。座屈安定性は地震時のせん断変形時における圧縮に有効な面積より算出した圧縮応力により評価する。座屈に対する安全性を次式により評価する。¹⁾

$$\sigma_{ce} = R_L / A_{ce} \leq \sigma_{cra}$$

ここに、

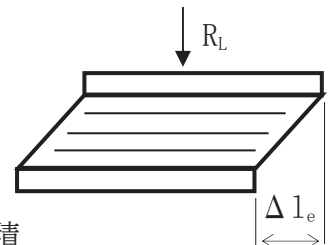
σ_{ce} : 地震時の圧縮応力

R_L : 下向きの反力

A_{ce} : 地震時の移動量を控除した圧縮に有効な面積

$$A_{ce} = A_e - B \cdot \Delta l_e \quad (B: \text{有効幅, ゴム支承の積層ゴム1辺の長さ})$$

σ_{cra} : 道路橋支承便覧に定める座屈を考慮した圧縮応力の許容値



(2) 圧縮応力の許容限界

座屈を考慮した圧縮応力の許容限界は次式より求める。

$$\sigma_{cra} = G_e \cdot S_1 \cdot S_2 / f_{cr}$$

ここに、

S_1 : ゴム支承の一次形状係数

$$S_1 = A_e / (4 \cdot B \cdot t_e)$$

S_2 : ゴム支承の二次形状係数

$$S_2 = B / \sum t_e$$

f_{cr} : 荷重の大きさ及び発生頻度を考慮した係数(地震時: 1.5)

1.6.5 内部鋼板の引張応力の評価

(1) 内部鋼板の評価式

ゴム支承に補強材として使用する内部鋼板には、下図のように鉛直荷重によって水平方向への引張力 N が発生する。圧縮力が作用したときゴム支承の内部鋼板に生じる引張応力を次式により評価する。

$$\sigma_s = f_c \cdot \sigma_{ce} \cdot t_e / t_s \leq f_t$$

ここに

σ_s : 内部鋼板の引張応力

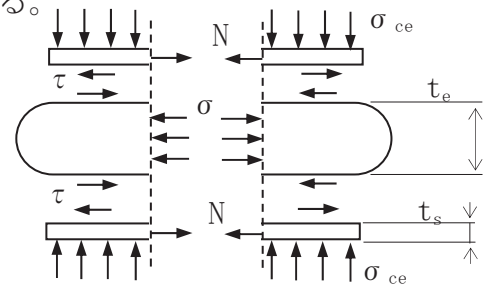
σ_{ce} : 地震時の圧縮応力

t_e : ゴム一層の厚さ

t_s : 内部鋼板の厚さ

f_c : 圧縮応力の分布を考慮した引張応力の係数(=2.0)

f_t : 鋼材の許容引張応力



内部鋼板の引張応力は、鉛直荷重による圧縮応力を静的荷重として求めている。ゴム支承平面内の圧縮応力分布を考慮して、実験より最大応力と平均応力の比を確認して係数 f_c が設定されている。¹⁾

(2) 内部鋼板の許容限界

内部鋼板の引張応力の許容限界は、「J S M E S N C 1 - 2005/2007 発電用原子力設備規格 設計・建設規格」に基づき算出する。

2. 可動支承

2.1 構造概要

可動支承は、変位を固定しない自由軸を有した支承であり、支承の上部構造に対して、特定方向の変位を許容し残りの軸は拘束する構造である。

竜巻防護ネットでは、NS 方向 (X 方向) 1 軸に対してのみの可動構造としており、残りの軸は拘束している。可動支承をフレームと大梁の接続部に設置することで、フレームの熱伸びによる変位を吸収すること及び、メンテナンス性 (分解作業の作業性) を向上することを目的としている。

竜巻防護ネットに使用する可動支承の構成部品図を第 10 図に示す。可動支承の使用材料を第 8 表に示す。可動支承は、ベースポット、レール等の鋼製部材やゴム、樹脂等の部品を組み合わせて構成される。第 10 図に示す「①すべり材」によってすべりが生じ NS 方向 (X 方向) へ変位を許容する構造であり、ポリアミドとステンレスで構成された部品である。すべり特性は、支承製造メーカーによる試験結果に基づき、竜巻防護ネットで使用するポリアミドとステンレスの組合せの場合、摩擦係数の基準値は 0.04 となる。また、EW 方向 (Y 方向) と UD 方向 (Z 方向) については、各部材によって変位を拘束する構造となっており、2.3 項に示すとおり、全ての部材が荷重を支持する機能を有していることから強度評価により構造健全性を確認する。

2.2 モデル化

可動支承のモデル化及び設計上の配慮について以下の方針とする。

地震時移動によって可動支承には摩擦力が働くが、主桁の可動側の支承部に摩擦による水平力を分担させて主桁のゴム支承側に作用する水平力を減少させる設計を避けるため、地震応答解析に用いる 3 次元はりモデルでは可動支承の軸方向の結合条件を自由とする。また、本来、摩擦力が移動方向と逆向きの抵抗力として作用することを利用した摩擦減衰効果があるが、ここでは摩擦減衰による地震のエネルギー吸収に期待しない設計としている。

摩擦係数について、温度の依存性を確認した結果を第 11 図に示す。本データは、竜巻防護ネットに設置する可動支承と同じすべり材の材質の組合せ (ポリアミドと SUS) の試験体による試験結果である。摩擦係数は温度上昇に伴い漸減する傾向となり、20℃における摩擦係数 0.04 に対して、-15℃で 0.05 程度、40℃で 0.035 程度となる。本結果より摩擦係数の温度依存性は小さく、耐震評価に影響を及ぼす程度ではないと判断した。

また、可動支承のすべり部について経年劣化や異物混入によるすべり状態の劣化が考えられるが、経年劣化に対しては、可動支承の保全方法及び保全サイクルを保全計画へ反映し点検、管理を行う。すべり部への異物混入に対しては、竜巻防護ネットの可動支承の設置状況を踏まえると、異物が支承下部から回り込んで混入することは考え難いことから、異物混入の可能性は低いと判断した。

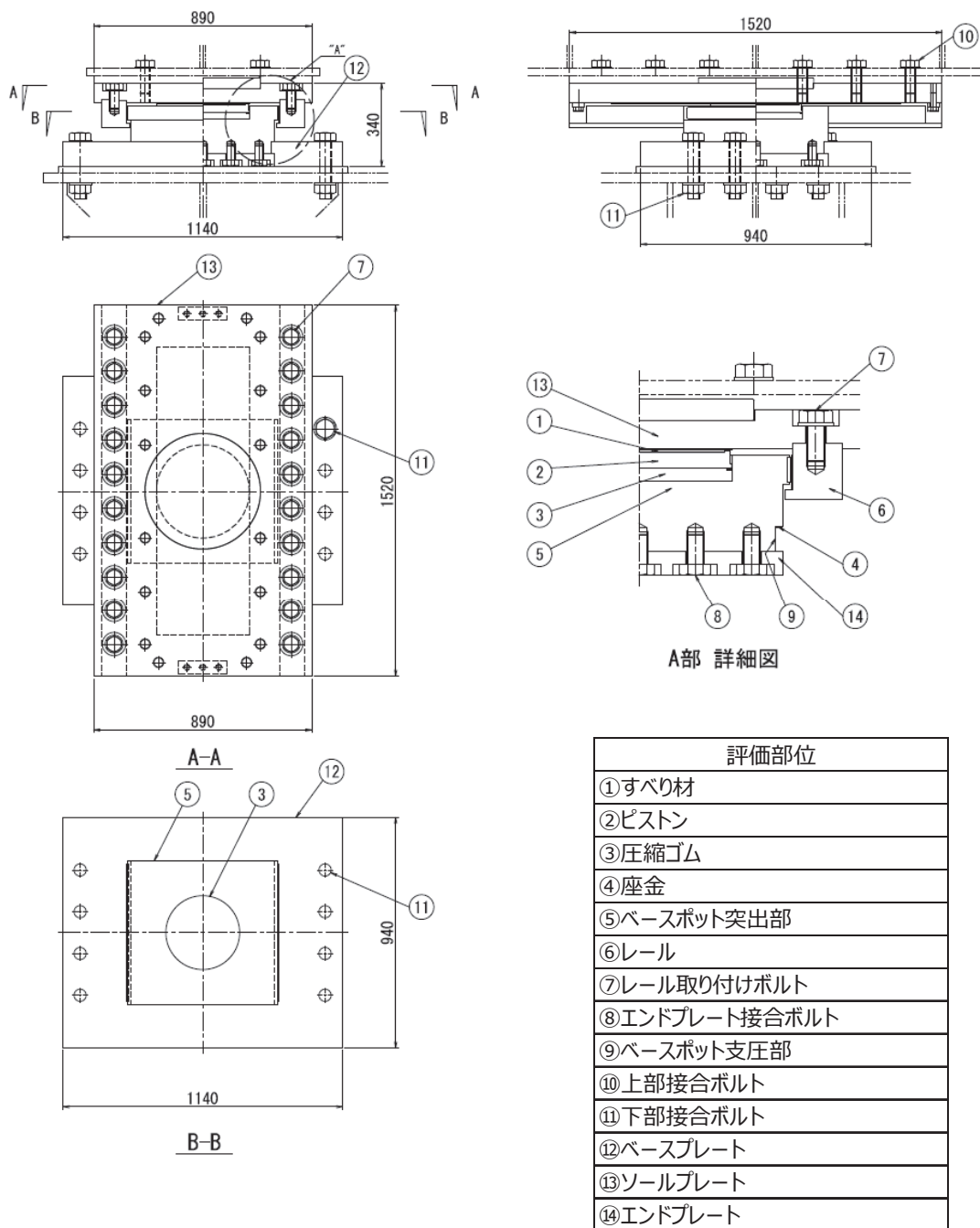
なお、可動支承の回転方向の拘束条件については 3 軸回りを自由として設定して

いる。考え方の詳細について別紙に示す。

2.3 評価方法

竜巻防護ネットの設計における可動支承の評価・検証項目を第9表及び第12図に示す。第12図に示すとおり、可動支承に作用する鉛直力（下向き）、上揚力及び水平力に対して各部位の構造強度評価を行い、構造強度評価上最も弱い部位を選定する。選定された部位が許容限界に達する応力を算出し、その応力が発生するときの負荷荷重を可動支承の許容限界として設定する。ここで、上揚力及び水平力に対する許容限界は、各部材にこれら2方向の荷重が同時に作用することを考慮し、それらの組合せに対して許容荷重を設定する。一例として、第13図に一般的な構造物に対する2方向荷重が作用した場合の評価イメージを示す。第13図に示すとおり、可動支承においても上揚力と水平力に対する許容荷重の組合せは無数に存在するが、本評価では、各部位の構造強度評価を実施した上で、それらのうち1つの組合せを許容荷重として設定している。

移動可能量の許容限界は部品寸法と組立寸法により決まるため製品の寸法検査により検証する。



第 10 図 可動支承の構成部品図

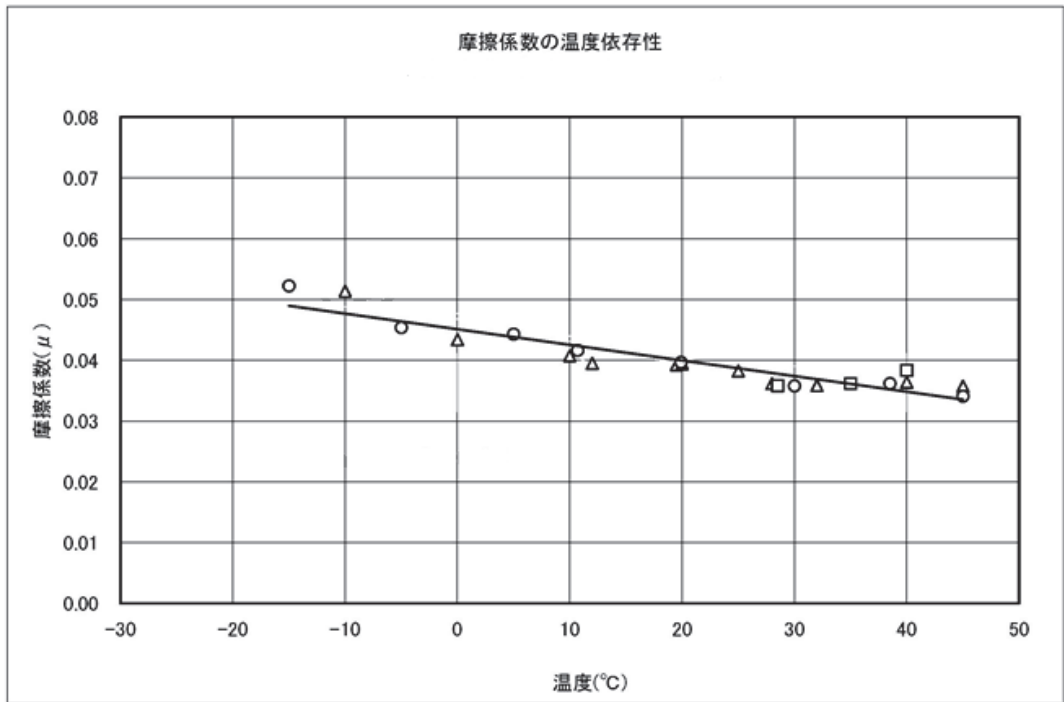
第 8 表 可動支承の設計仕様

項目	材質	仕様*		
すべり材	ポリアミド MC703HL	配合	ポリアミド樹脂	90%以上
			固形潤滑材	10%以下
		物性値	引張強度(N/mm ²)	60~70 ASTM D-638
			伸び(%)	15~25 ASTM D-638
			比重	1.11
		表面粗さ	Rz 25 μ 以下	
	ステンレス SUS304 SUS316	材料規格	JIS G 4304 JIS G 4305	
		表面処理	JIS G 4305 No2B	
圧縮ゴム	クロロプレン 系合成ゴム C08	材料規格	JIS K 6383	
鋼材 (ピストン ベースポッド レール等)	SS400 SM490 SM570	材料規格	JIS G 3101 JIS G 3106	

注記 *: 可動支承について、強度等の性能に影響のない範囲で一部仕様に変更となる可能性がある。

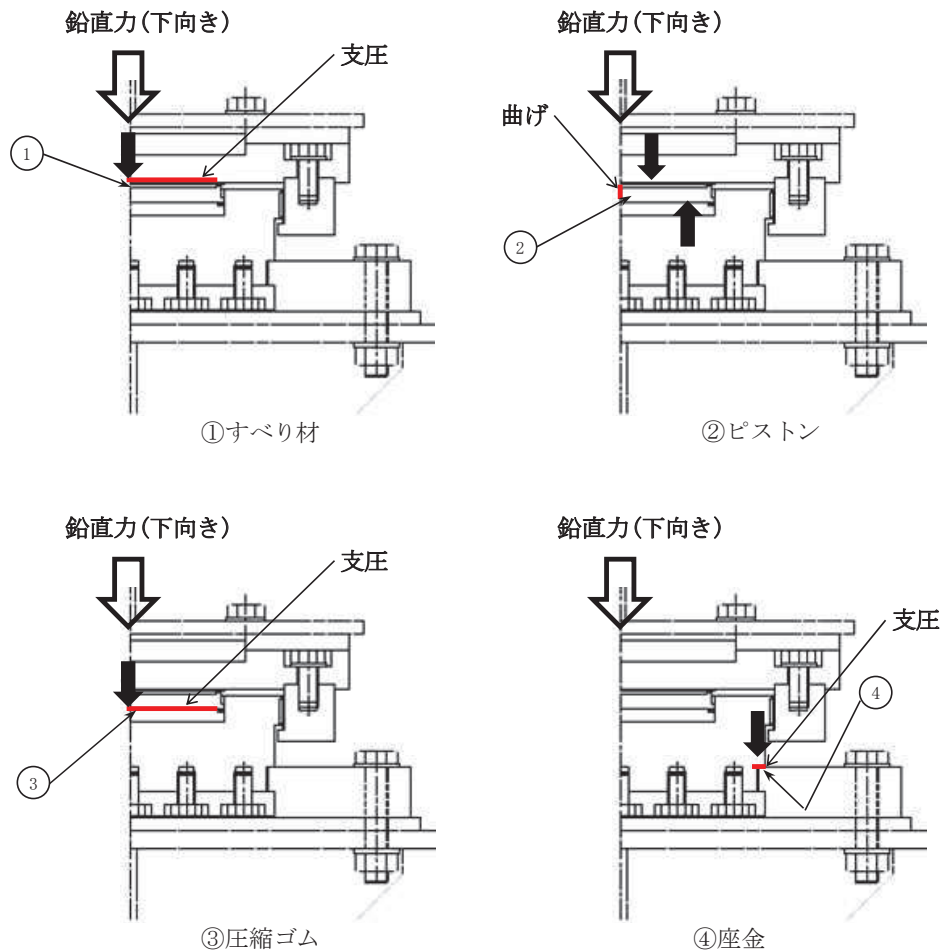
第 9 表 可動支承の評価・検証項目

評価・検証項目	評価・検証方法	
荷重伝達機能	応力評価	詳細は第 12 図参照
変位追従機能	移動量の評価	応答変位と移動可能量の比較



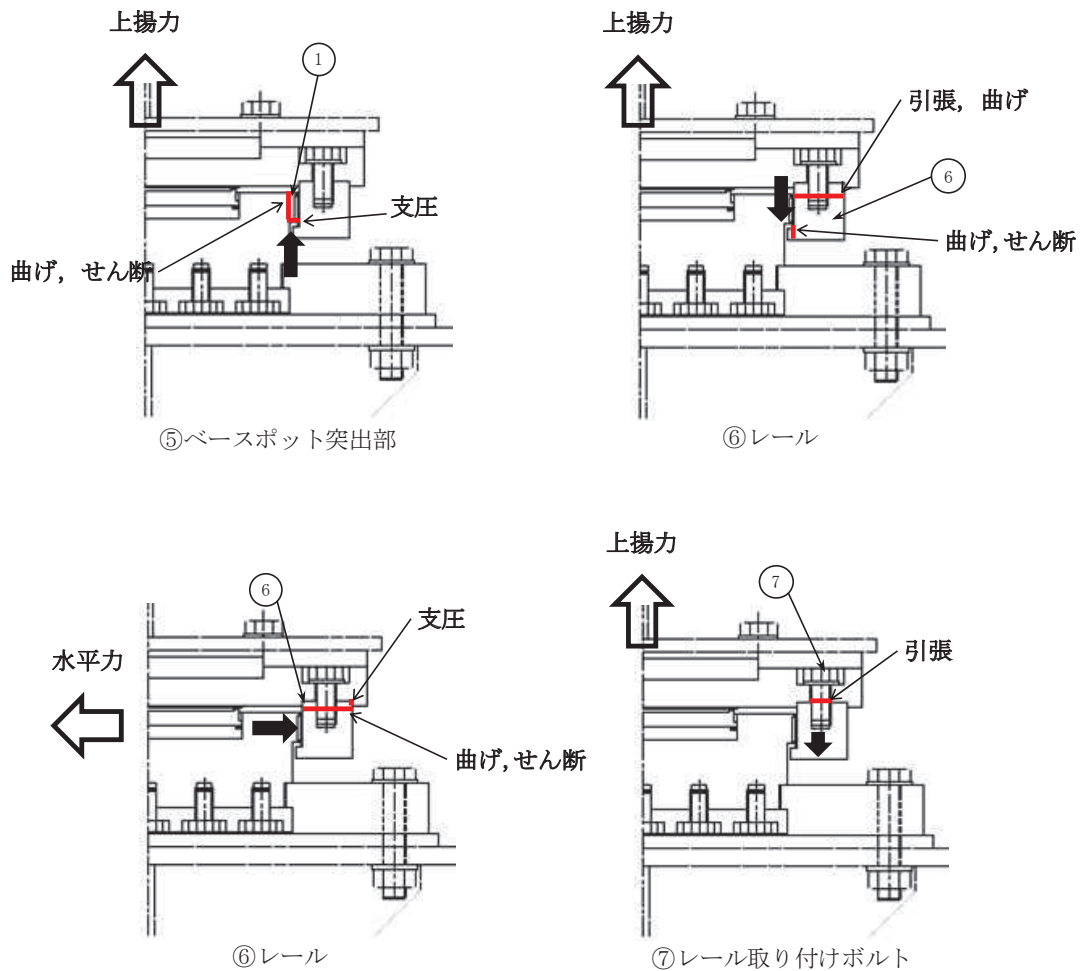
第 11 図 すべり支承の摩擦係数に係る温度依存性試験結果

評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断



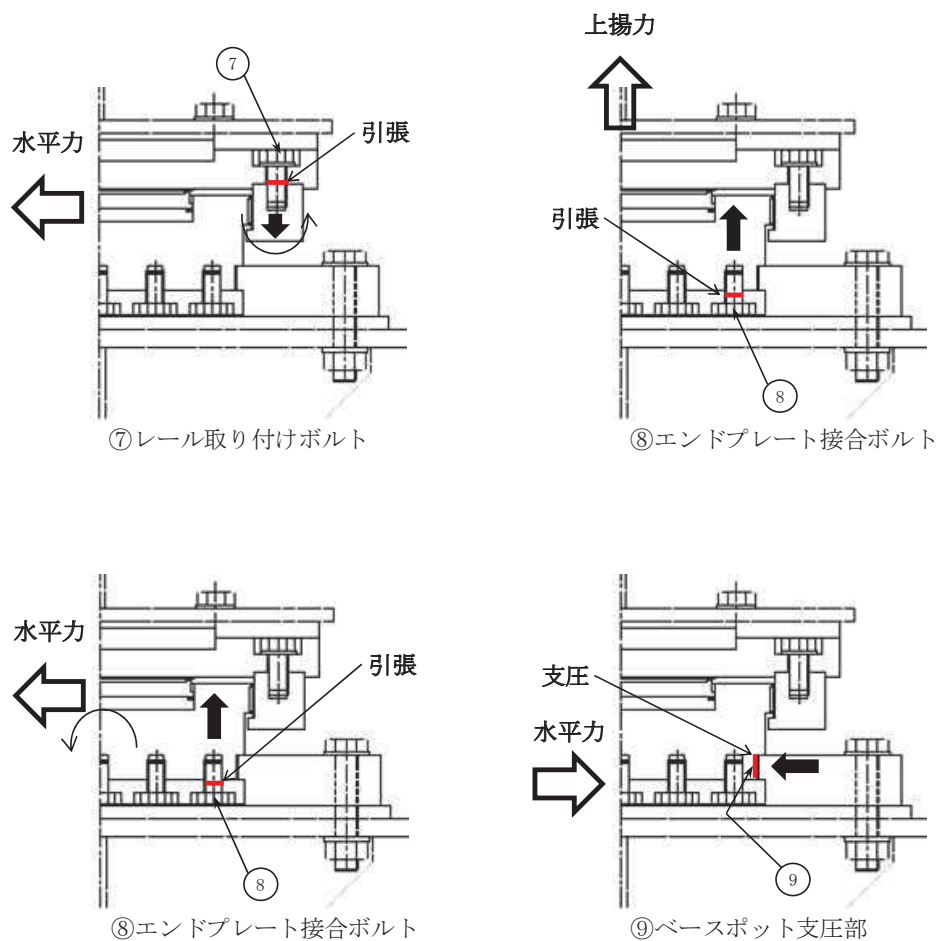
第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (1/5)

評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断



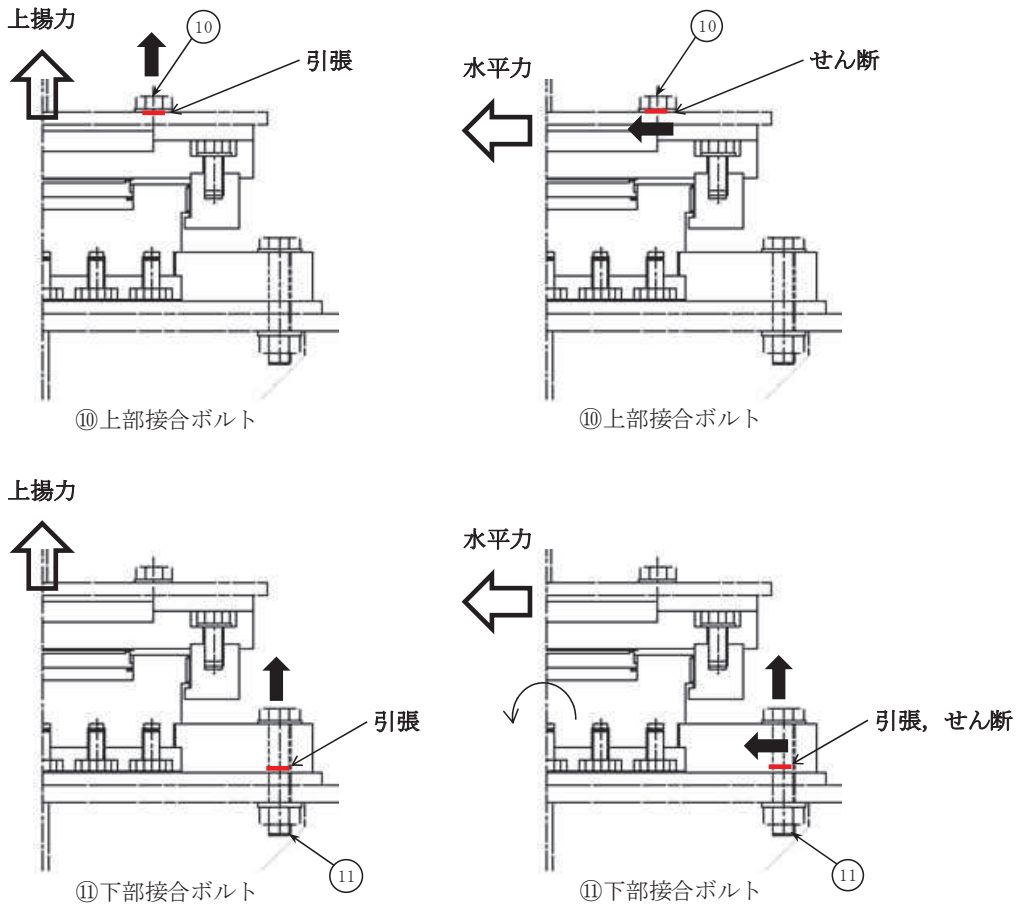
第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (2/5)

評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断



第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (3/5)

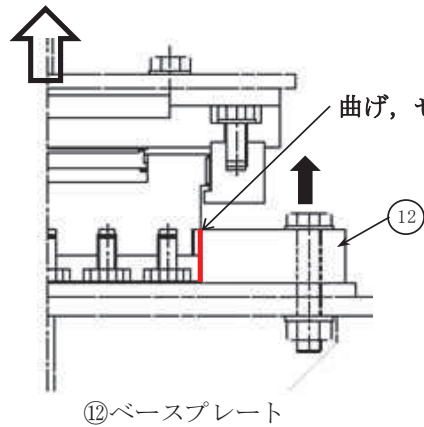
評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断



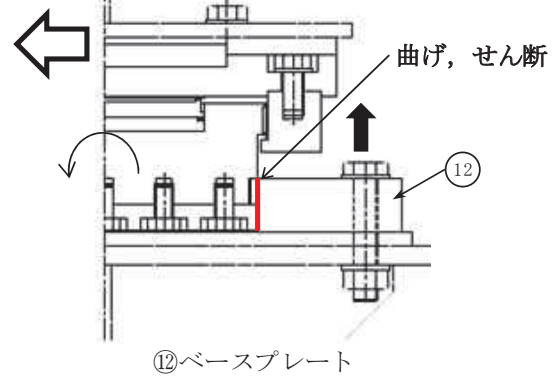
第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (4/5)

評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断

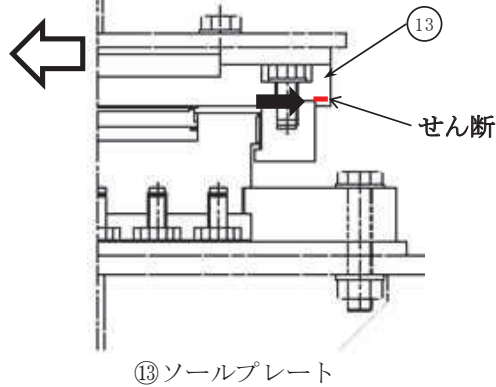
上揚力



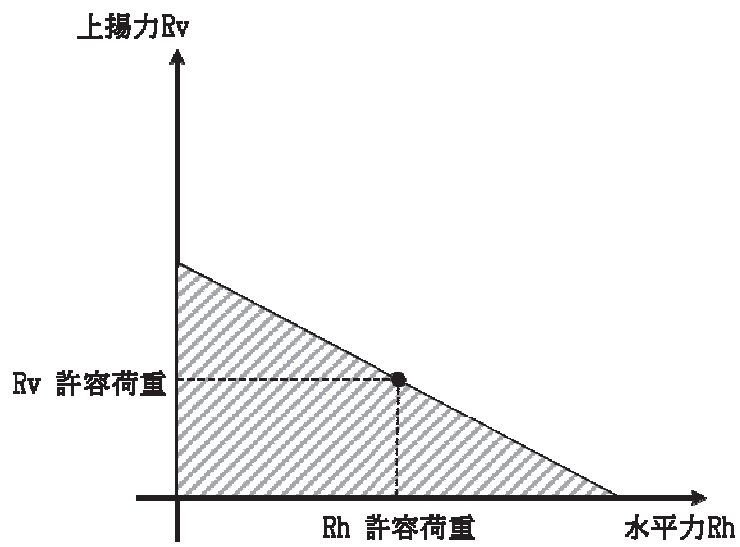
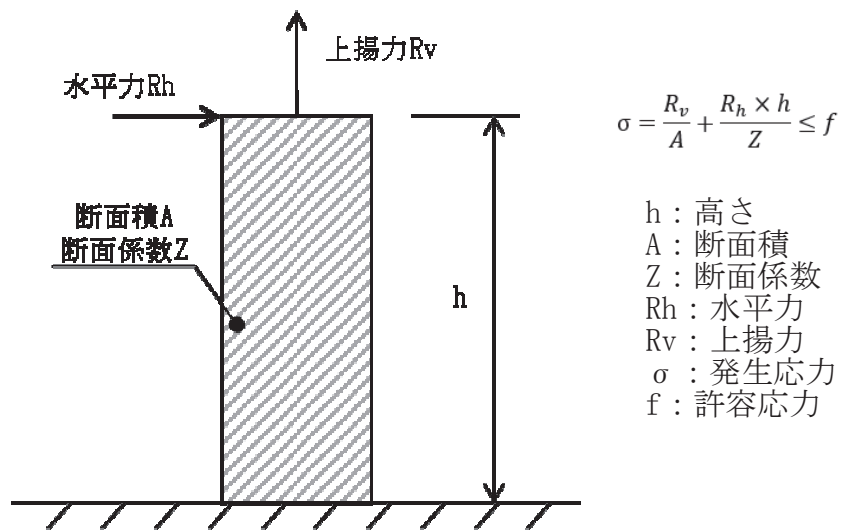
水平力



水平力



第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (5/5)



第13図 2方向荷重に対する評価イメージ

参考文献

- 1) 道路橋支承便覧（平成 16 年 4 月 社団法人 日本道路協会）
- 2) J I S 規格 道路橋免震用ゴム支承に用いる積層ゴム-試験方法
（J I S K 6 4 1 1 -2012）
- 3) 道路橋示方書・同解説 V耐震設計編（平成 14 年 3 月 社団法人 日本道路協会）
- 4) 青山和嵩，青木徹彦，鈴木森晶：積層ゴム支承の耐震性能実験，愛知工業大学研究報告第 41 号 B 平成 18 年
- 5) 炭村透，鵜殿禎史，金井宏司：各種ゴム支承の引張限界性能に関する研究，土木学会地震工学論文集，2003. 10

可動支承の回転方向拘束条件の設定について

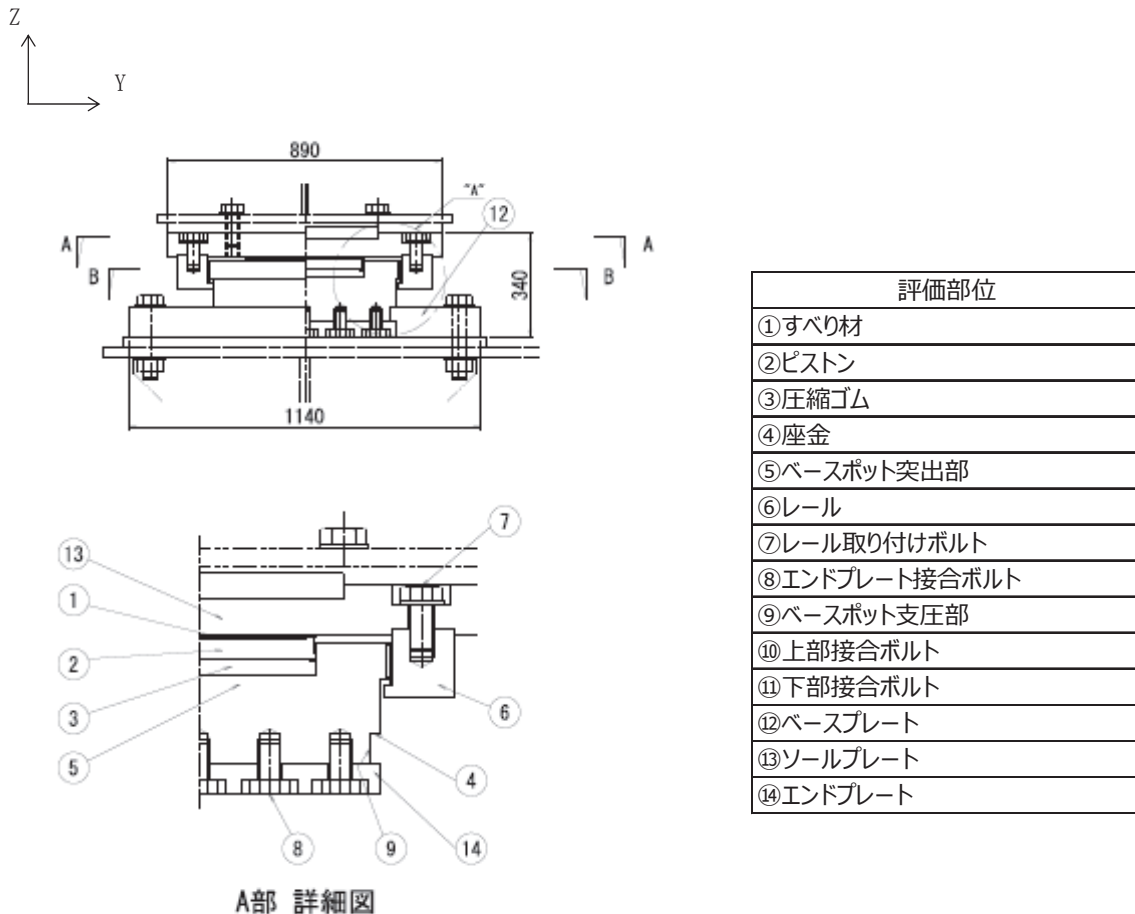
竜巻防護ネットの耐震評価に適用する解析モデルにおける、可動支承の回転方向拘束条件について設定方法詳細を以下に示す。

1. 可動支承の回転方向拘束条件の設定

可動支承における回転方向の拘束条件は 3 軸回りを自由としており、その理由は以下のとおり。

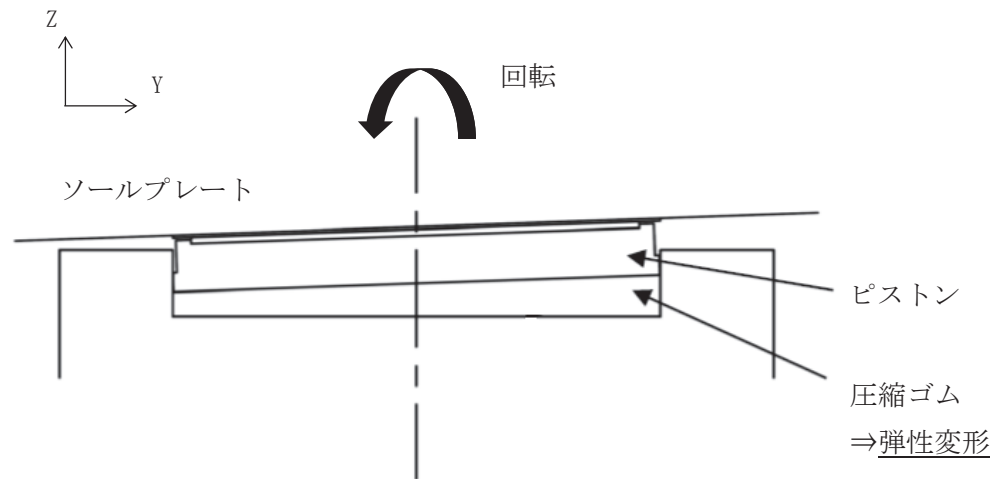
(1) X 軸及び Y 軸廻りの回転

可動支承の構造を別紙図 1 に示す。可動支承は荷重を伝達する支持部材として「③圧縮ゴム」を有する構造となっている。

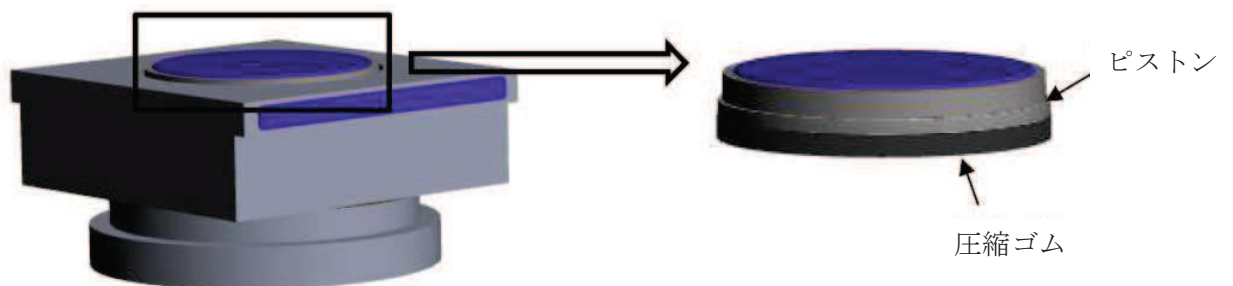


別紙図 1 可動支承の構造図（添付資料 6 第 10 図再掲）

別紙図 2, 3 に示すとおり，地震時に X 軸及び Y 軸廻りの回転方向に応答した場合，「③圧縮ゴム」が弾性変形するため回転方向は拘束されていないことから，解析モデルにおいて可動支承は回転方向を自由として設定している。なお，圧縮ゴムの回転剛性については，大梁やフレームの鋼製部材に比べて小さく，モデル化による解析結果への影響は軽微であることから **3 軸回りを自由**としている。



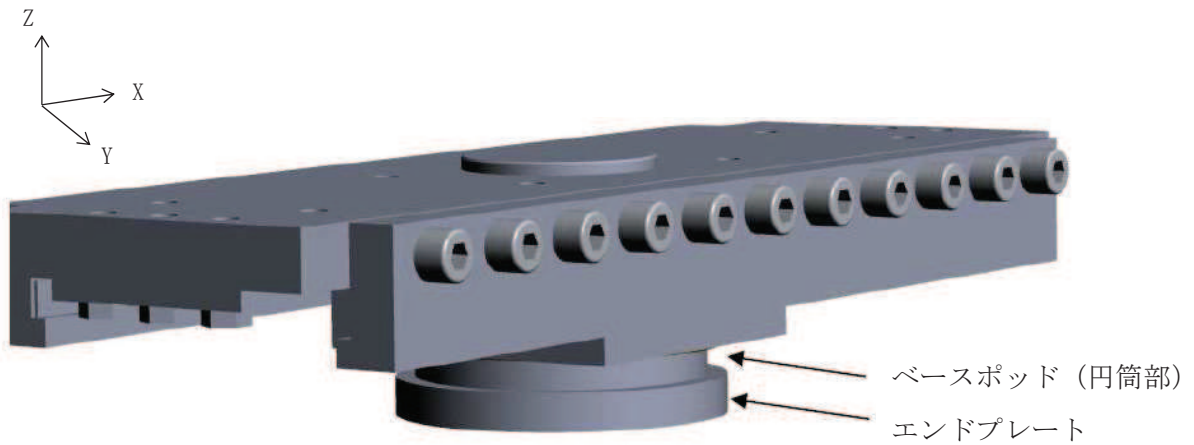
別紙図 2 X 軸及び Y 軸廻りの回転機構



別紙図 3 圧縮ゴム及びピストンの 3 次元構造図

(2) Z軸廻りの回転

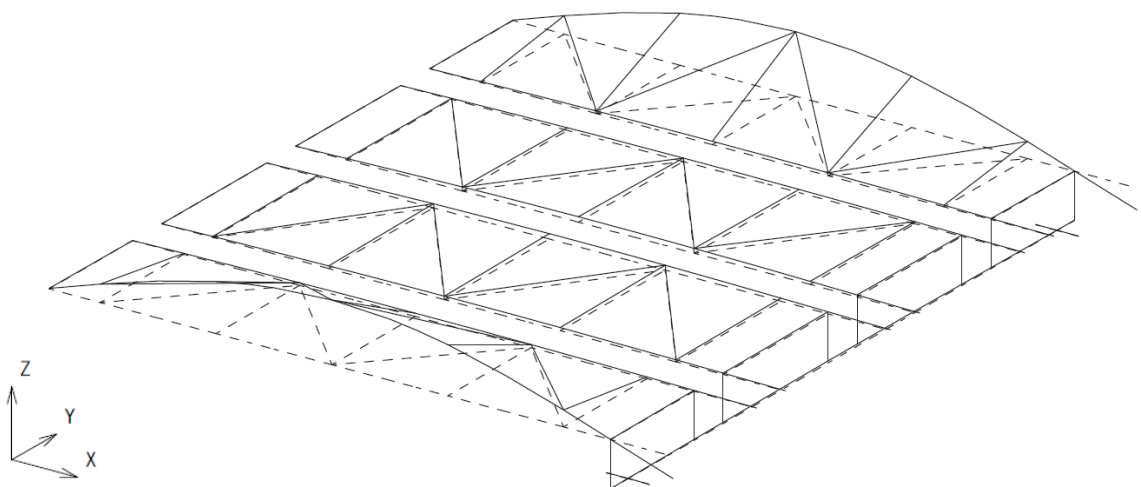
別紙図4に示すようにベースプレート内部のベースポッド（円筒部）が回転可能な構造であることから、Z軸廻りの回転方向を自由と設定している。



別紙図4 Z軸廻りの回転機構

2. 可動支承の回転方向拘束設定に係るモードへの影響について

可動支承が回転方向に応答する代表的なモードとして、フレームの鉛直Z方向1次モード（全体の14次モード）を別紙図5に示す。Y軸廻りの拘束が自由なため、可動支承位置で回転が生じ、フレームが鉛直Z方向に応答するモードとなっている。



別紙図5 モード図（フレームのZ方向1次モード）

地震時の鉛直方向変位について

地震時に竜巻防護ネットを構成するゴム支承や鋼製部材に変位が生じ、部材同士の衝突や海水ポンプ室への衝突が発生する可能性について検討する。

1. ゴム支承の変位量

衝突防止の観点から、鉛直方向の地震力によって発生するゴム支承の圧縮側最大変位について確認した結果を第1表に示す。ゴム支承は鉛直方向の剛性が大きいことから変位量が非常に小さいことが分かる。

第1表 ゴム支承の鉛直方向の変位量

	大梁ゴム支承	フレームゴム支承
最大鉛直反力(kN)*	1320	560
鉛直剛性(kN/mm)	972	972
変位量(mm)	1.4	0.6

注記 *：基準地震動 S_s7 波の解析結果から最大となった反力値

2. 鋼製部材の変位量

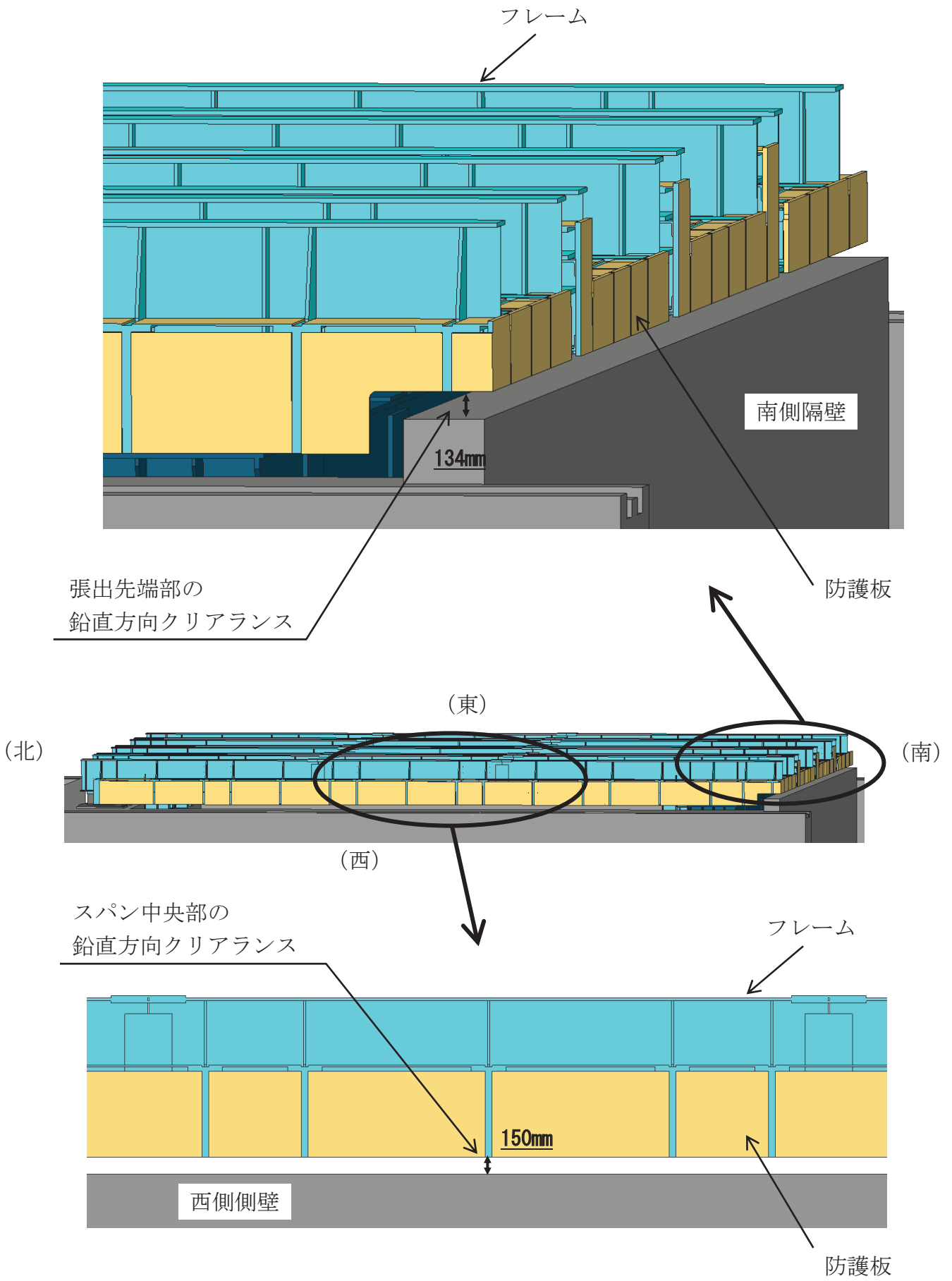
1項と同じく、衝突防止の観点から、鉛直方向の地震力によって発生する鋼製部材の鉛直下向きの最大変位について確認した結果を第2表に示す。フレームの中央部におけるたわみが最大となるが、クリアランスには十分に余裕があることが分かる。評価箇所の模式図を第1図に示す。

第2表 フレームの鉛直方向の変位量

	スパン中央部	張出先端部
変位量(mm)	55* ¹	36* ¹
クリアランス(mm)	150	134

注記 *¹：上表の変位量にはフレーム支点におけるゴム支承の変位量も含む

以上の検討結果より、鉛直方向の変位については、クリアランスに十分余裕があることを確認しているため、今回の評価においては水平方向変位を代表として評価する。



第1図 変位量の評価箇所

竜巻防護ネット構造部材の質量詳細について

竜巻防護ネットを構成する部材のうち、フレーム及び大梁を対象に質量算出の内訳を示す。

1. フレーム

第1表にフレームの質量の内訳を示す。フレームは主要部材である主桁、横補強材、ブレースの他に継手やストッパー等で構成されており、これらの部材も含めて合計152tとなる。内訳に記載の部材の概略構造を第1図に示す。

第1表 フレーム質量内訳

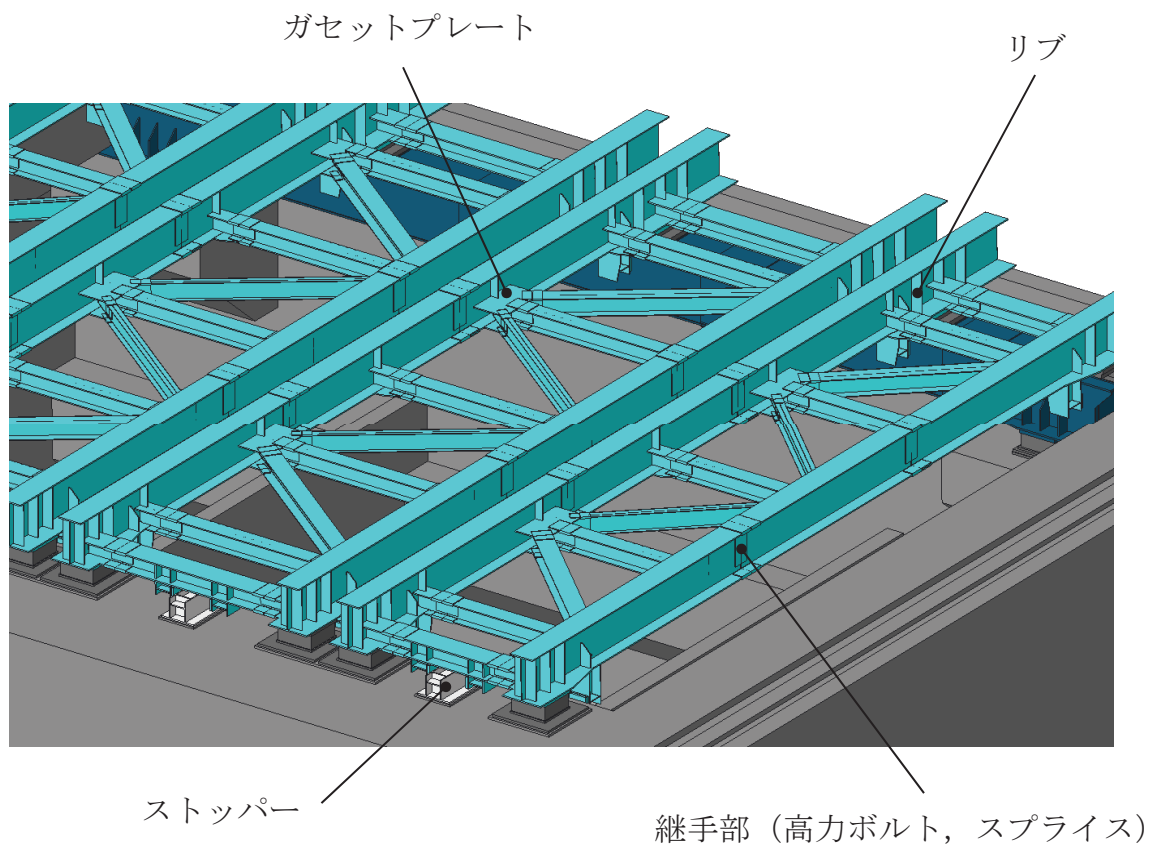
項目	質量 (t)
主桁断面 (フランジ, ウェブ)	72
横補強材断面 (フランジ, ウェブ)	29
ブレース断面 (フランジ, ウェブ)	11
継手部 (高力ボルト, スプライス)	20
ガセットプレート, リブ	12
その他 (ストッパー, 支承部高さ調整プレート, 吊金具等)	8
合計 (第2.2-2表に記載の値)	152

2. 大梁

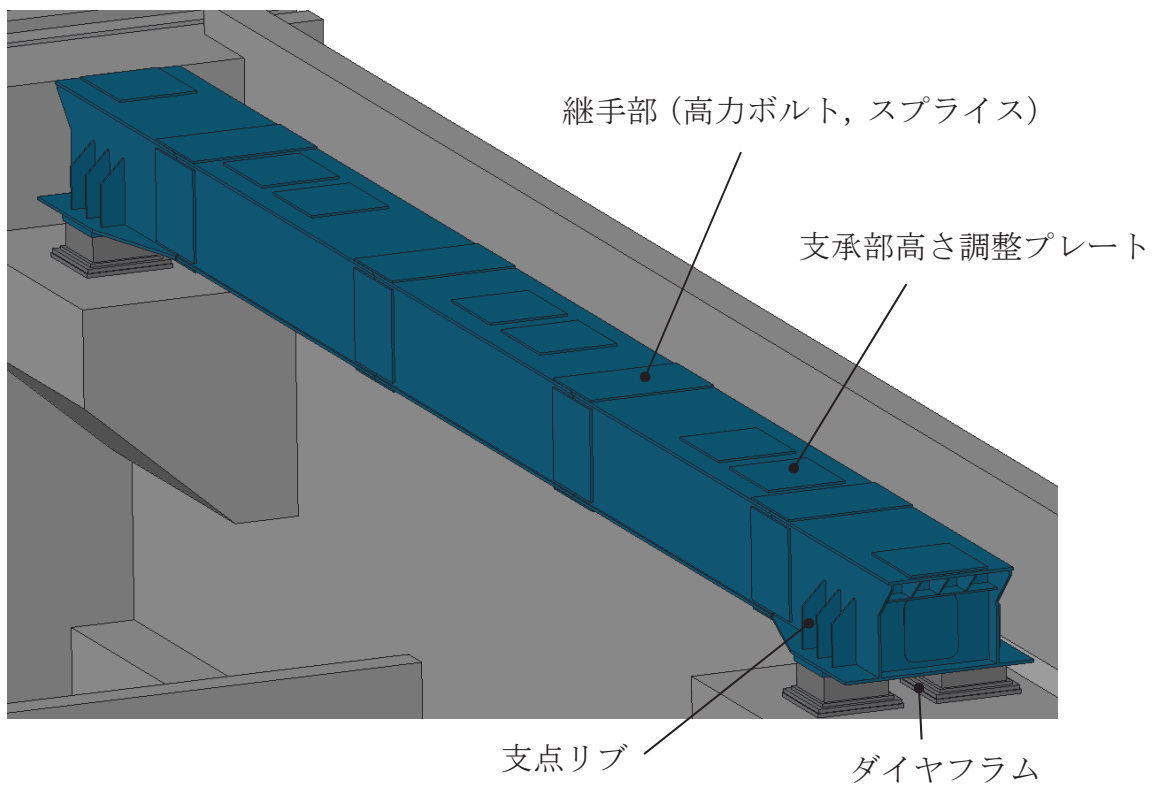
第2表に大梁の質量の内訳を示す。大梁は主要部材である大梁の他に継手や支点リブ等で構成されており、これらの部材も含めて合計63tとなる。内訳に記載の部材の概略構造を第2図に示す。

第2表 大梁質量内訳

項目	質量 (t)
大梁断面 (フランジ, ウェブ)	39
継手部 (高力ボルト, スプライス)	13
ダイヤフラム, 支点リブ	5
その他 (支承部高さ調整プレート, マンホール, 吊金具等)	6
合計 (第2.2-2表に記載の値)	63



第1図 フレームの概略図



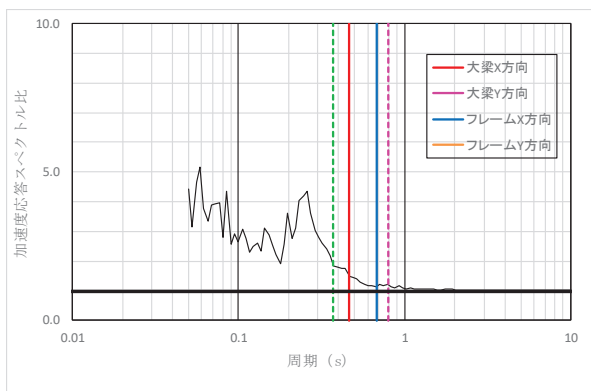
第2図 大梁の概略図

竜巻防護ネットと海水ポンプ室の相互作用について

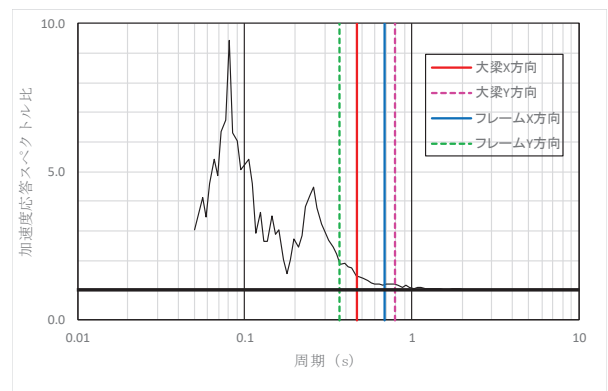
竜巻防護ネットは海水ポンプ室上端に設置される構造となることから、地震時の動的な相互作用の影響について確認する。

1. 固有周期の比較

竜巻防護ネットと海水ポンプ室の固有周期について比較，確認する。大梁及びフレームの主要なモードと海水ポンプ室の入力地震動に対する加速度応答スペクトル比を第1図に示す。また，第1図に示す加速度応答スペクトル比を確認した位置を第2図に示す。なお，竜巻防護ネットの固有周期は添付資料4に詳細を示す。

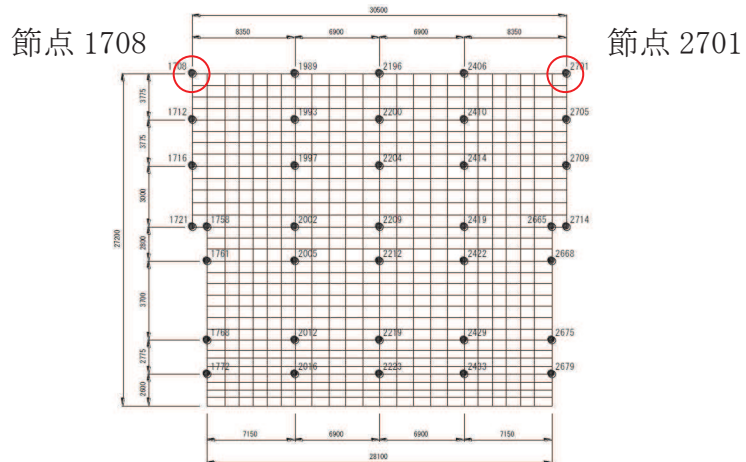


節点 1708



節点 2701

第1図 海水ポンプ室の加速度応答スペクトル比
(大梁及びフレームの1次周期との比較)



第2図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル

竜巻防護ネットの主要モードは 0.3 秒～1.0 秒の周期帯に存在し、海水ポンプ室の増幅周期と異なっていることが分かる。このことから、双方の応答が互いに影響を与える共振の発生は考えられない。

2. 質量の比較

竜巻防護ネットと海水ポンプ室の質量を第 1 表に示す。

第 1 表 竜巻防護ネットと海水ポンプ室の質量

	質量 (t)
竜巻防護ネット	約 358
海水ポンプ室	約 91,000

表に示すとおり竜巻防護ネットの質量は海水ポンプ室の質量の 1%未満であり、竜巻防護ネットの振動が海水ポンプ室の振動へ及ぼす影響は小さいものと考えられる。

以上の検討結果より、竜巻防護ネットと海水ポンプ室とは連成モデルとはせずに、竜巻防護ネットの評価には、海水ポンプ室の地震応答解析より得られた床応答スペクトルを適用する。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

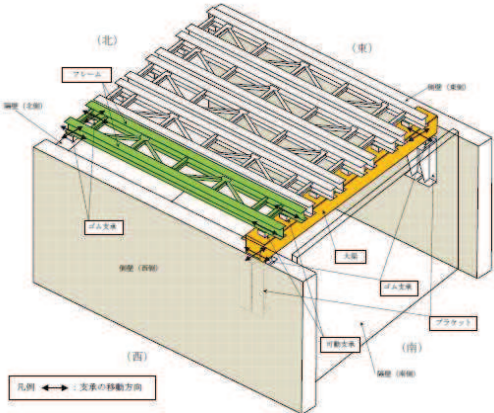
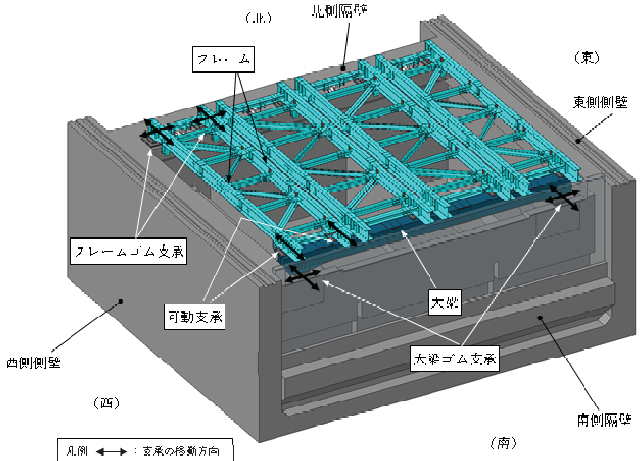
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階	詳細設計段階	備考
<p>まとめ資料からの設計進捗点の抽出</p> <p>(記載について)</p> <ul style="list-style-type: none"> 設置許可段階(まとめ資料)から設計進捗があった内容を抽出し、詳細設計段階における対応と対比した。 抽出結果を踏まえ、以下の3点に分類し備考欄に記載した。 <ul style="list-style-type: none"> ①海水ポンプ室の側壁及び隔壁の補強計画を踏まえた竜巻防護ネットの配置設計進捗 <ul style="list-style-type: none"> 【例】フレーム基数の変更(5基⇒4基) 大梁の支持位置変更(ブラケット廃止) ②設置許可段階での説明事項を踏まえた耐震及び強度計算方針の設定並びに方針に基づく設計進捗 <ul style="list-style-type: none"> 【例】構造強度評価フロー図の設定 ゴム支承に係る特性試験を踏まえた剛性の設定 ③記載適正化(内容に変更なし) 	<p>詳細設計段階における対応</p>	

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

黄色：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階	詳細設計段階	備考
<p>【4条-別紙 5-1】</p> <p>2.2 構造の概要</p> <p>竜巻防護ネットは海水ポンプ室（補機ポンプエリア）にフレームに取り付けたネットを配置することで、非常用海水ポンプ等を防護する構造である。</p> <p>海水ポンプ室（補機ポンプエリア）の側壁（東側及び西側）の南寄り位置にブラケットを設け、フレーム支持用の大梁を設置する。この大梁と隔壁（北側）天面に支持部を設け、ネット及び防護板を取り付けたフレームを支持する。</p> <p>また、大梁とフレームとの接続部には可動支承を設置し、ブラケットと大梁の接続部及び隔壁（北側）とフレームとの支持部にはゴム支承を設置する。ゴム支承の採用は、ゴム支承のアイソレート機能により竜巻防護ネットの固有値をやや長周期化することで、海水ポンプ室への反力を低減することを目的としている。また、フレームと大梁の接続部に可動支承を採用することで、フレームや大梁の熱伸びによる変位を吸収する構造とし、メンテナンス性（分解作業の作業性）を向上することを目的としている。</p>	<p>2.2 構造の概要</p> <p>竜巻防護ネットは海水ポンプ室（補機ポンプエリア）にフレームに取り付けたネットを配置することで、非常用海水ポンプ等を防護する構造である。</p> <p>海水ポンプ室（補機ポンプエリア）の南側隔壁のコーベル上に、フレーム支持用の大梁を設置する。この大梁と北側隔壁天面に支持部を設け、ネット及び防護板を取り付けたフレームを支持する。</p> <p>また、大梁とフレームとの接続部には可動支承を設置し、南側隔壁と大梁の接続部及び北側隔壁とフレームとの支持部にはゴム支承を設置する。ゴム支承の採用は、ゴム支承のアイソレート機能により竜巻防護ネットの固有周期をやや長周期化することで、海水ポンプ室への反力を低減することを目的としている。また、フレームと大梁の接続部に可動支承を採用することで、フレームや大梁の熱伸びによる変位を吸収する構造とし、メンテナンス性（分解作業の作業性）を向上することを目的としている。</p>	<p>分類① （ブラケットの廃止・支持壁変更）</p> <p>海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p>
<p>【4条-別紙 5-2】</p> <p>竜巻防護ネットの概要図を第 2.2-1 図及び第 2.2-2 図に示す。また、竜巻防護ネットの構成部材の仕様を第 2.2-1 表に、質量の内訳を第 2.2-2 表に示す。</p>  <p>第 2.2-1 図 竜巻防護ネットの概要図（南西側から見た場合）</p>	 <p>第 2.2-2 図 竜巻防護ネットの概要図（南西側から見た場合）</p>	<p>分類① （フレーム基数の変更）</p> <p>東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。</p> <p>分類① （ブラケットの廃止・支持壁変更）</p> <p>海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p>

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 黄色：前回提出時からの変更箇所

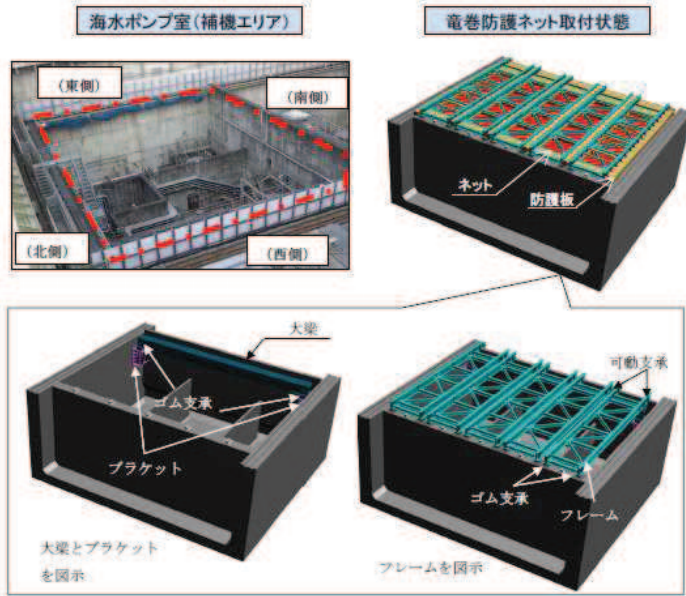
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

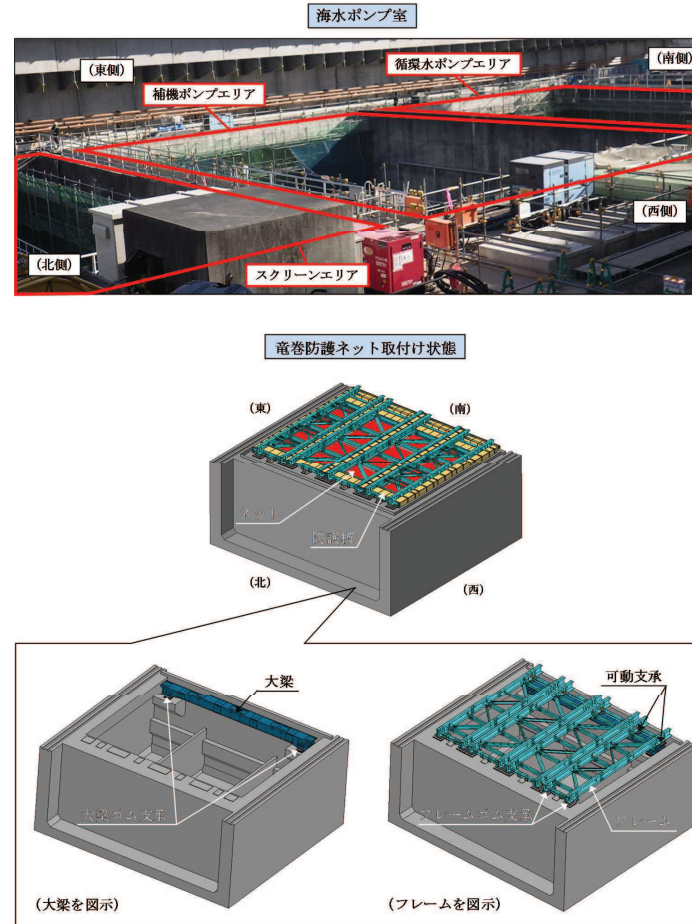
詳細設計段階

備考

【4条-別紙5-3】



第2.2-2図 竜巻防護ネットの概要図（北西側から見た場合）



第2.2-2図 竜巻防護ネットの概要図（北西側から見た場合）

分類①
 (フレーム基数の変更)
 東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。

分類①
 (ブラケットの廃止・支持壁変更)
 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 ■：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階			詳細設計段階			備考
【4条-別紙5-4】						
第2.2-1表 竜巻防護ネットの仕様			第2.2-1表 竜巻防護ネットの仕様			
総質量	約 500ton		総質量	約 358ton		分類① (フレーム基数の変更) 東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。 分類② (大梁断面サイズ変更及び材料変更、防護板の材料変更) 設計進捗を踏まえ、断面サイズ及び材料を変更した。 分類③ (記載適正化)
全体形状	約 29m (東西方向) × 約 24m (南北方向) 高さ 約 1m		全体形状	約 26m (東西方向) × 約 23m (南北方向) 高さ 約 1m		
ネット (金網部)	構成	主ネット×2枚+補助ネット×1枚	ネット (金網部)	構成	主金網×2枚+補助金網×1枚 なお、金網はワイヤロープにて4辺支持する。	
	寸法	線径：φ4mm 目合い寸法：主ネット50mm, 補助ネット40mm		寸法	線径：φ4mm 目合い寸法：主ネット50mm, 補助ネット40mm	
	主要材料	硬鋼線材, 亜鉛めっき鋼線		主要材料	硬鋼線材, 亜鉛めっき鋼線	
フレーム	数量	5組	数量	4組		
	寸法	長さ×幅×高さ：約 23m×4.3m×1m	フレーム	寸法	長さ×幅×高さ 主桁 : 約 23m×0.6m×1.0m 横補強材 : 約 5.4m×0.4m×0.4m 約 5.4m×0.5m×0.4m 約 4.3m×0.4m×0.4m 約 4.3m×0.5m×0.4m プレース : 約 5.9m×0.4m×0.4m 約 5.9m×0.2m×0.4m 約 6.8m×0.4m×0.4m 約 6.8m×0.2m×0.4m	
主要材料	SM490A, SM400A, SS400	主要材料		SM490A, SM400A, SS400		
大梁	寸法	長さ×幅×高さ：約 26m×1.5m×1.5m	大梁	寸法	長さ×幅×高さ：約 25m×1.6m×1.3m	
	主要材料	SM520B, SM490A		主要材料	SM490A	
ゴム支承	仕様	水平力分散型	ゴム支承	仕様	水平力分散型	
	数量	大梁用：4個 (2組 (2個/組)) 隔壁用：10個 (5組 (2個/組))		数量	大梁用：4個 (2組 (2個/組)) フレーム用：8個 (4組 (2個/組))	
可動支承	数量	隔壁用：10個 (5組 (2個/組))	可動支承	数量	8個 (4組 (2個/組))	
防護板	材料	SM400A, SS400	防護板	材料	SM400A	
耐震クラス	—	C	耐震クラス	—	C (S s) *	
			注記 *：耐震クラスはCクラスであるが、ネットの下部にSクラスの設備 (RSW ポンプ等) が設置されているため波及的影響防止の観点で基準地震動 S s に対して十分な構造強度を有することを確認する。			

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 ■：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階	詳細設計段階	備考																																																																																																		
<p>【4条-別紙 5-4】</p> <p style="text-align: center;">第2.2-2表 竜巻防護ネットの質量内訳</p> <table border="1" data-bbox="114 304 913 754"> <thead> <tr> <th colspan="2">部材</th> <th>数量</th> <th>質量 (t) *</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td colspan="2">ネット</td> <td>20基</td> <td>20</td> </tr> <tr> <td colspan="2">フレーム</td> <td>5基</td> <td>170</td> </tr> <tr> <td colspan="2">大梁</td> <td>1基</td> <td>70</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">ゴム支承</td> <td>フレーム</td> <td>10基</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td>大梁</td> <td>4基</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td colspan="2">可動支承</td> <td>10基</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td rowspan="6">防護板</td> <td>フレーム (FR1) 付</td> <td>1式</td> <td>40</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR2) 付</td> <td>1式</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR3) 付</td> <td>1式</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR4) 付</td> <td>1式</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR5) 付</td> <td>1式</td> <td>40</td> </tr> <tr> <td>大梁付</td> <td>1式</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td colspan="2">ブラケット</td> <td>4基</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td colspan="2" style="text-align: right;">総質量</td> <td></td> <td>500</td> </tr> </tbody> </table> <p>* 10t単位で切上げた概略質量、フレーム及び大梁を例に質量の詳細データを添付資料8に示す。</p>	部材		数量	質量 (t) *	ネット		20基	20	フレーム		5基	170	大梁		1基	70	ゴム支承	フレーム	10基	10	大梁	4基	10	可動支承		10基	10	防護板	フレーム (FR1) 付	1式	40	フレーム (FR2) 付	1式	30	フレーム (FR3) 付	1式	30	フレーム (FR4) 付	1式	30	フレーム (FR5) 付	1式	40	大梁付	1式	10	ブラケット		4基	30	総質量			500	<p style="text-align: center;">第2.2-2表 竜巻防護ネットの質量内訳</p> <table border="1" data-bbox="1014 304 1814 667"> <thead> <tr> <th colspan="2">部材</th> <th>数量</th> <th>質量 (t) *</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td colspan="2">ネット</td> <td>16基</td> <td>12</td> </tr> <tr> <td colspan="2">フレーム</td> <td>4基</td> <td>152</td> </tr> <tr> <td colspan="2">大梁</td> <td>1基</td> <td>63</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">ゴム支承</td> <td>フレーム</td> <td>8基</td> <td>13</td> </tr> <tr> <td>大梁</td> <td>4基</td> <td>7</td> </tr> <tr> <td colspan="2">可動支承</td> <td>8基</td> <td>21</td> </tr> <tr> <td rowspan="4">防護板</td> <td>フレーム (FR1) 付</td> <td>1式</td> <td>27</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR2) 付</td> <td>1式</td> <td>18</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR3) 付</td> <td>1式</td> <td>18</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR4) 付</td> <td>1式</td> <td>27</td> </tr> <tr> <td colspan="2" style="text-align: right;">総質量</td> <td></td> <td>358</td> </tr> </tbody> </table> <p>注記 *：フレーム及び大梁を例に質量の詳細データを添付資料8に示す。</p>	部材		数量	質量 (t) *	ネット		16基	12	フレーム		4基	152	大梁		1基	63	ゴム支承	フレーム	8基	13	大梁	4基	7	可動支承		8基	21	防護板	フレーム (FR1) 付	1式	27	フレーム (FR2) 付	1式	18	フレーム (FR3) 付	1式	18	フレーム (FR4) 付	1式	27	総質量			358	<p>分類① (フレーム基数の変更、ブラケットの廃止・支持壁変更) 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。また、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p> <p>分類② (各部材の設計進捗) 各部材の設計進捗を反映した竜巻防護ネットの質量を算出した。</p>
部材		数量	質量 (t) *																																																																																																	
ネット		20基	20																																																																																																	
フレーム		5基	170																																																																																																	
大梁		1基	70																																																																																																	
ゴム支承	フレーム	10基	10																																																																																																	
	大梁	4基	10																																																																																																	
可動支承		10基	10																																																																																																	
防護板	フレーム (FR1) 付	1式	40																																																																																																	
	フレーム (FR2) 付	1式	30																																																																																																	
	フレーム (FR3) 付	1式	30																																																																																																	
	フレーム (FR4) 付	1式	30																																																																																																	
	フレーム (FR5) 付	1式	40																																																																																																	
	大梁付	1式	10																																																																																																	
ブラケット		4基	30																																																																																																	
総質量			500																																																																																																	
部材		数量	質量 (t) *																																																																																																	
ネット		16基	12																																																																																																	
フレーム		4基	152																																																																																																	
大梁		1基	63																																																																																																	
ゴム支承	フレーム	8基	13																																																																																																	
	大梁	4基	7																																																																																																	
可動支承		8基	21																																																																																																	
防護板	フレーム (FR1) 付	1式	27																																																																																																	
	フレーム (FR2) 付	1式	18																																																																																																	
	フレーム (FR3) 付	1式	18																																																																																																	
	フレーム (FR4) 付	1式	27																																																																																																	
総質量			358																																																																																																	
<p>【4条-別紙 5-7】</p> <p>3.2 設計用床応答スペクトル</p> <p>第3.2-1図に設計用床応答スペクトルの作成フローを示す。</p> <p>基準地震動S_sの海水ポンプ室の床応答のうち、竜巻防護ネットの設置位置を考慮して適用する節点を選定し、その節点の応答スペクトルを包絡した包絡スペクトルを用いる。なお、包絡スペクトルは周期軸方向に±10%拡幅して、設計用床応答スペクトルを作成している。</p> <p>海水ポンプ室の地震応答解析は、海水ポンプ室の補機ポンプエリアを対象とした東西方向の断面(弱軸断面)形状を考慮した地盤一構造物連成の2次元時刻歴非線形解析を用いて算出している。地震応答解析モデルには竜巻防護ネットの質量を反映して地震応答を算定し、竜巻防護ネット設計用の床応答を算定している。竜巻防護ネットの設計により算定される海水ポンプ室への反力を、海水ポンプ室の3次元構造解析モデルの竜巻防護ネット支持部へ作用させ、間接支持機能(海水ポンプ室)を有する設計としている。海水ポンプ室と竜巻防護ネットの相互関係の詳細については第3.2-2図に示す。また、海水ポンプ室と竜巻防護ネットの動的な相互作用の影響について検討した結果を添付資料9に示す。</p> <p>なお、海水ポンプ室の地震応答解析モデルについては現在、審査を進めているところである</p>	<p>3.2 設計用床応答スペクトル</p> <p>第3.2-1図に設計用床応答スペクトルの作成フローを示す。</p> <p>基準地震動S_sの海水ポンプ室の床応答スペクトルのうち、竜巻防護ネットの設置位置を考慮して適用する節点を選定し、その節点の基準地震動S_{s7}波による全ての床応答スペクトルを包絡した包絡スペクトルを作成する。その後、包絡スペクトルは地震応答の基本ケースに対して周期軸方向に±10%拡幅し、地震応答の不確かさケースに対しては拡幅せずに設計用床応答スペクトルとして作成する。設計用床応答スペクトルの作成に係る詳細は、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」に示す。</p> <p>海水ポンプ室の地震応答解析には、海水ポンプ室の補機ポンプエリアを対象とした東西方向の断面(横断面)形状及び南北方向の断面(縦断面)を考慮した地盤一構造物連成の2次元時刻歴非線形解析を用いている。地震応答解析モデルには竜巻防護ネットの質量を反映し、地震応答解析により、竜巻防護ネットの評価用の床応答スペクトルを算定する。竜巻防護ネットの地震応答解析により算定される海水ポンプ室への反力を、海水ポンプ室の3次元構造解析モデルの竜巻防護ネット支持部に反映し、間接支持機能(海水ポンプ室)を有する設計としている。海水ポンプ</p>	<p>分類② (水平2方向地震波の使い分け) 横断面より得られる設計用床応答スペクトルと、縦断面より得られる設計用床応答スペクトルを耐震計算に適用した。</p>																																																																																																		

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

黄色：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階	詳細設計段階	備考										
<p>め、審査結果を踏まえて設定する海水ポンプ室モデルの地震応答については、工認段階で竜巻防護ネットの耐震設計に反映する。</p> <p>包絡スペクトルに適用する節点番号及び基準地震動Ssを第3.2-1表に、海水ポンプ室の地震応答解析モデル図を第3.2-3図に示す。また、第3.2-4図に設計用床応答スペクトル図を示す。</p>	<p>室と竜巻防護ネットの相互関係の詳細を第3.2-2図に示す。また、海水ポンプ室と竜巻防護ネットの動的な相互作用の影響について検討した結果を添付資料9に示す。</p> <p>包絡スペクトルに適用する節点番号及び評価を実施する基準地震動S s 7波を第3.2-1表に、海水ポンプ室の平面図と地震応答解析モデル図を第3.2-3図及び第3.2-4図に示す。また、第3.2-5図及び第3.2-6図に設計用床応答スペクトル図を示す。</p>											
<p>【4条-別紙5-9】</p> <p>第3.2-1表 海水ポンプ室の節点番号及び基準地震動一覧</p> <table border="1" data-bbox="224 715 813 847"> <thead> <tr> <th>海水ポンプ室の節点番号</th> <th>基準地震動 Ss*</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>965, 969, 1238, 1440, 1640, 1921, 1925</td> <td>Ss-D1, Ss-D2, Ss-D3, Ss-F1, Ss-F2, Ss-F3, Ss-N1</td> </tr> </tbody> </table> <p>*本資料では竜巻防護ネットへの影響が大きいと考えられる Ss-D1, D2, F1, F2, N1 の5波について耐震性を確認した結果を説明する。今後、工事計画認可申請において全ての Ss に対して評価を実施する。</p>	海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 Ss*	965, 969, 1238, 1440, 1640, 1921, 1925	Ss-D1, Ss-D2, Ss-D3, Ss-F1, Ss-F2, Ss-F3, Ss-N1	<p>第3.2-1表 海水ポンプ室の節点番号及び基準地震動一覧</p> <table border="1" data-bbox="1122 715 1711 951"> <thead> <tr> <th>竜巻防護ネットの評価に用いる海水ポンプ室の節点番号</th> <th>基準地震動 S s</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>(a)横断面 1708, 1712, 1989, 1993, 2196, 2200, 2406, 2410, 2701, 2705</td> <td>S s - D 1, S s - D 2, S s - D 3, S s - F 1, S s - F 2, S s - F 3, S s - N 1</td> </tr> <tr> <td>(b)縦断面 1378, 1381, 1454, 1457, 1528, 1531, 1601, 1604, 1676, 1679</td> <td></td> </tr> </tbody> </table> <p>分類② (設計進捗反映) 支持壁変更等を反映した海水ポンプ室の解析モデルの節点を反映した。</p>	竜巻防護ネットの評価に用いる海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 S s	(a)横断面 1708, 1712, 1989, 1993, 2196, 2200, 2406, 2410, 2701, 2705	S s - D 1, S s - D 2, S s - D 3, S s - F 1, S s - F 2, S s - F 3, S s - N 1	(b)縦断面 1378, 1381, 1454, 1457, 1528, 1531, 1601, 1604, 1676, 1679		
海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 Ss*											
965, 969, 1238, 1440, 1640, 1921, 1925	Ss-D1, Ss-D2, Ss-D3, Ss-F1, Ss-F2, Ss-F3, Ss-N1											
竜巻防護ネットの評価に用いる海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 S s											
(a)横断面 1708, 1712, 1989, 1993, 2196, 2200, 2406, 2410, 2701, 2705	S s - D 1, S s - D 2, S s - D 3, S s - F 1, S s - F 2, S s - F 3, S s - N 1											
(b)縦断面 1378, 1381, 1454, 1457, 1528, 1531, 1601, 1604, 1676, 1679												

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 黄色：前回提出時からの変更箇所

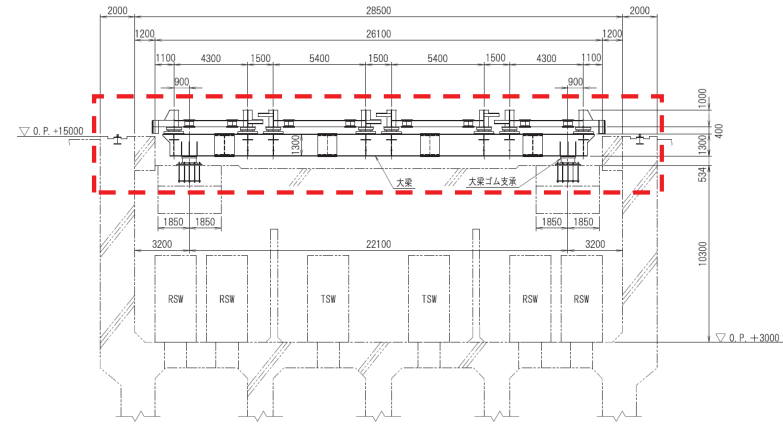
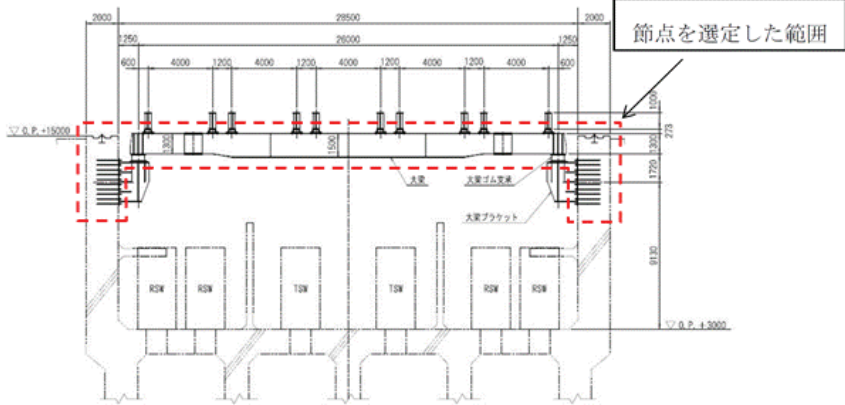
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

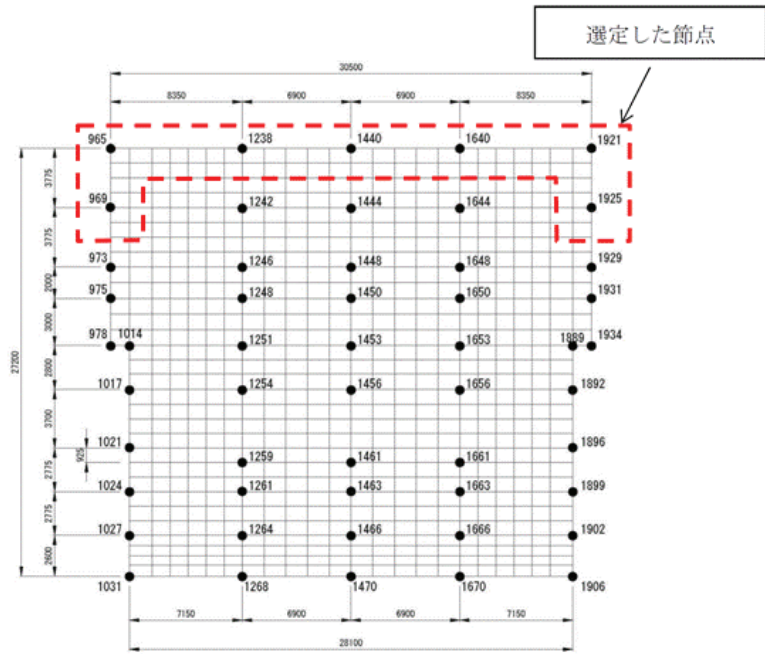
詳細設計段階

備考

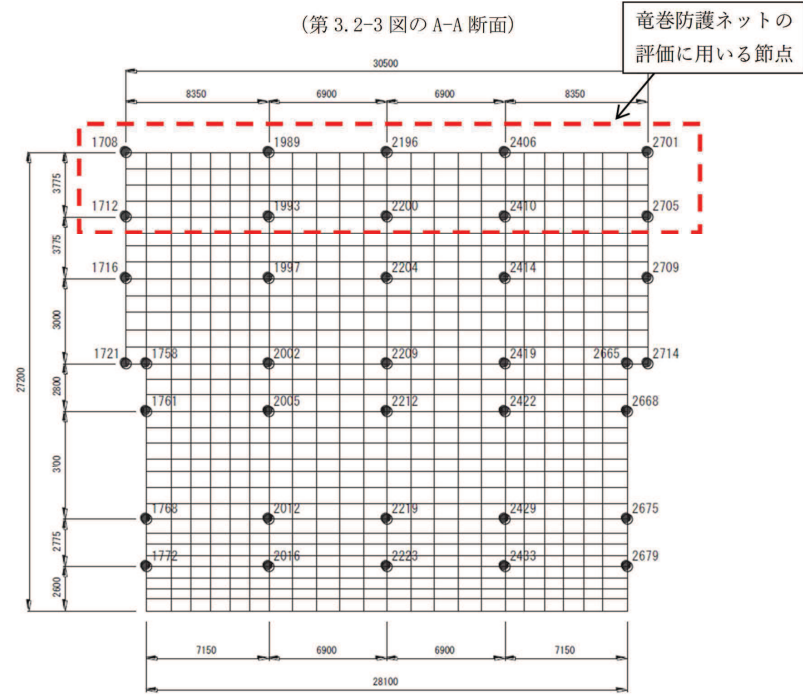
【4条-別紙 5-10】



(第 3.2-3 図の A-A 断面)



第3.2-3図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図



(a) 横断面

第 3.2-4 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図 (1/2)

分類②
 (フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更)
 フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更を反映した海水ポンプ室の解析モデル図を反映した。

分類②
 (水平 2 方向地震波の使い分け)
 横断面より得られる設計用床応答スペクトルと, 縦断面より得られる設計用床応答スペクトルを耐震計算に適用した。
 (階層包絡した地震波を適用)
 節点を階層包絡することに伴い, 竜巻防護ネットの評価に用いる節点を選定した。

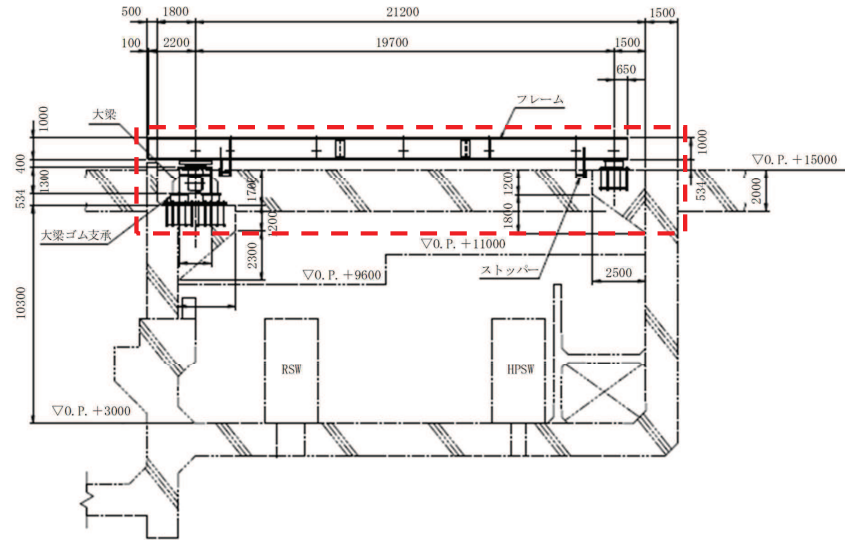
赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
黄色：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

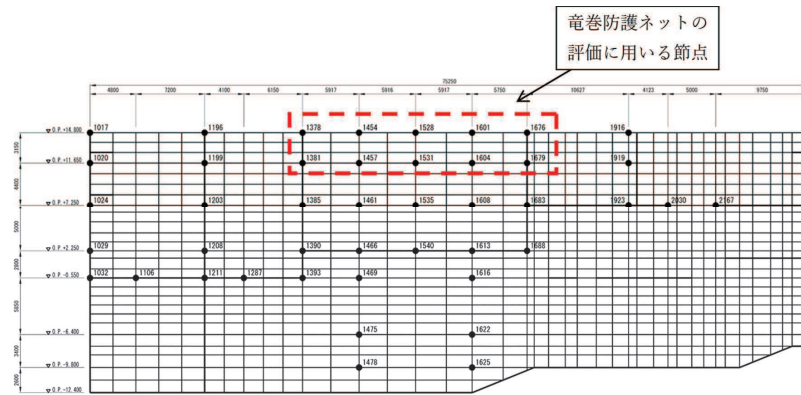
設置許可段階

詳細設計段階

備考



(第 3. 2-3 図の B-B 断面)



(b) 縦断面

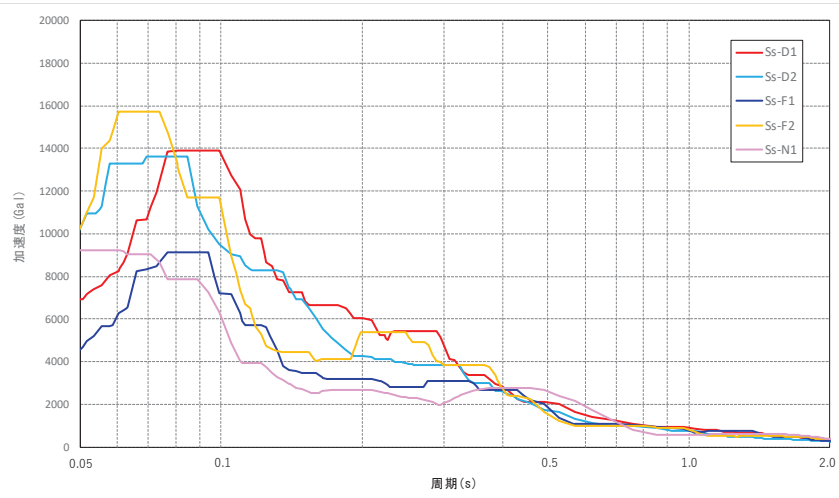
第 3. 2-4 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図 (2/2)

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 黄色：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

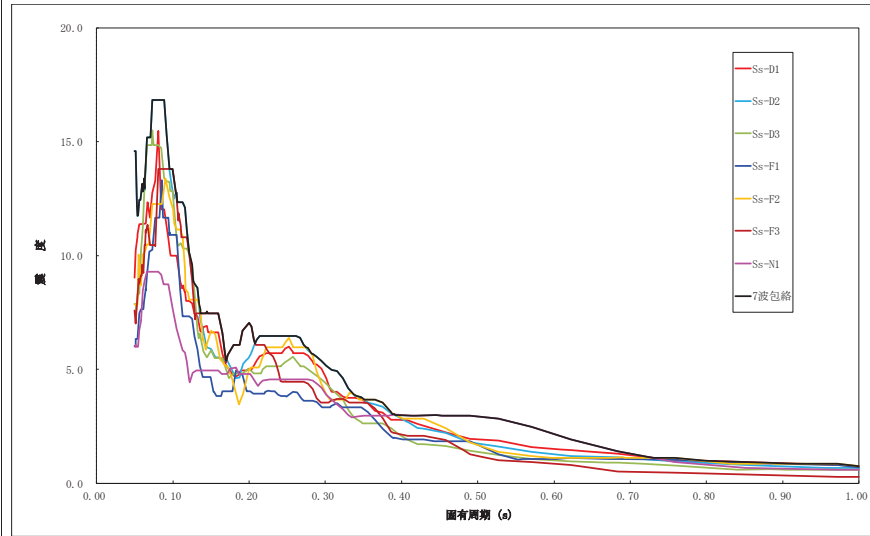
設置許可段階

【4条-別紙5-11】

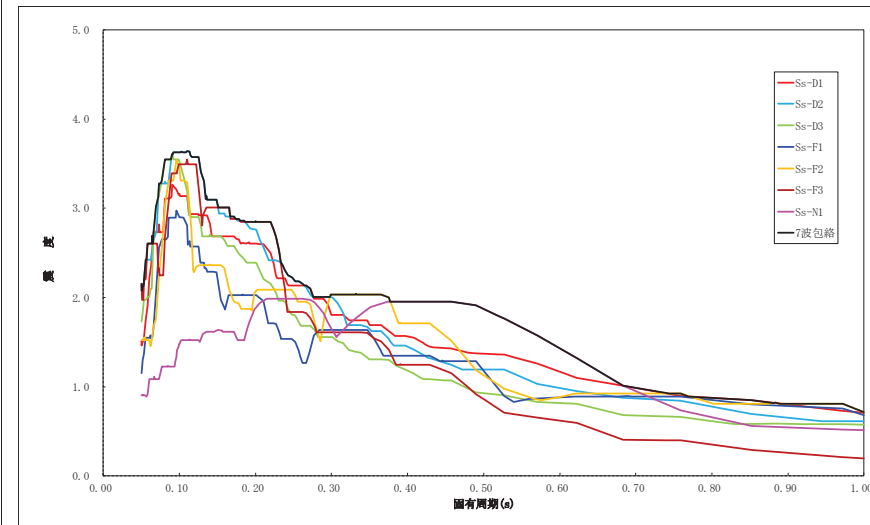


(a) 水平方向 減衰定数4.0%

詳細設計段階



(a) 水平方向（横断面） 減衰定数4.0%



(b) 水平方向（縦断面）減衰定数4.0%

第3.2-4図 設計用床応答スペクトル図（水平方向）

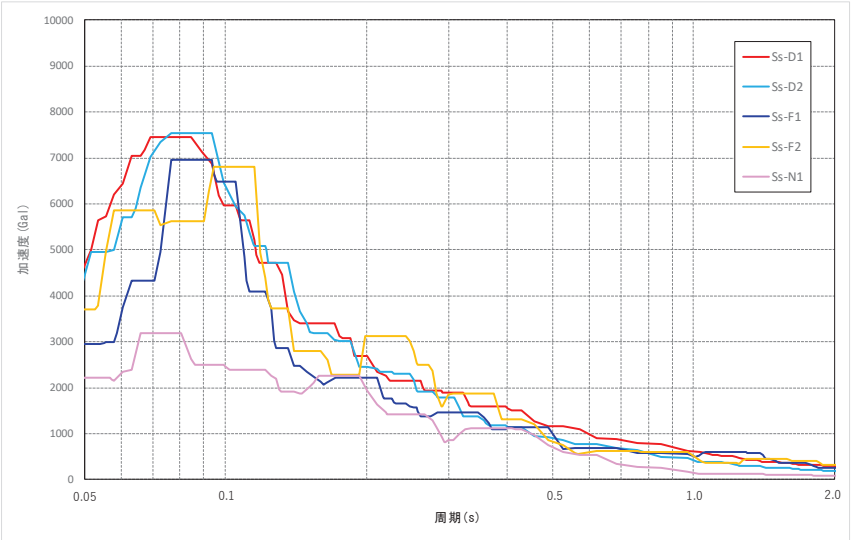
備考

分類②
 (設計進捗反映)
 フレーム基数の変更、ブラケットの廃止・支持壁変更を反映した設計用床応答スペクトル図を反映した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 黄色：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

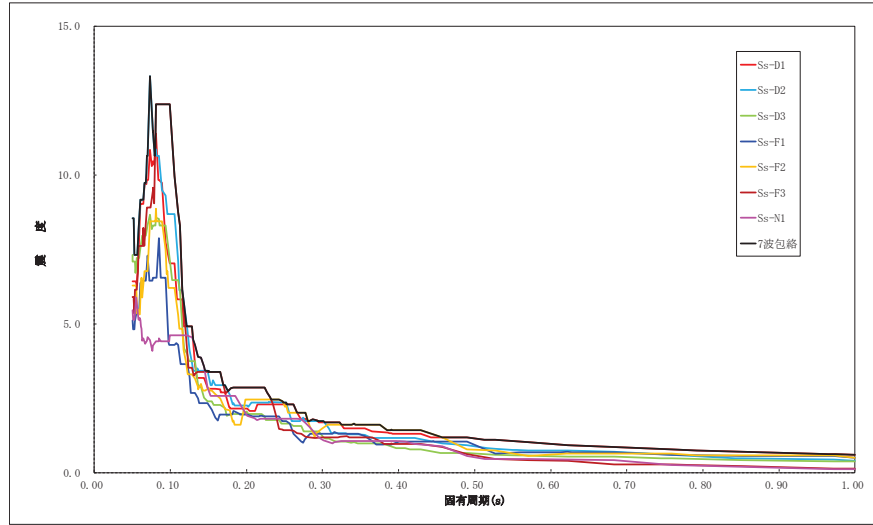
設置許可段階



(b) 鉛直方向 減衰定数 2.0%

第 3.2-4 図 設計用床応答スペクトル図

詳細設計段階



減衰定数 2.0%

第 3.2-5 図 設計用床応答スペクトル図 (鉛直方向)

備考

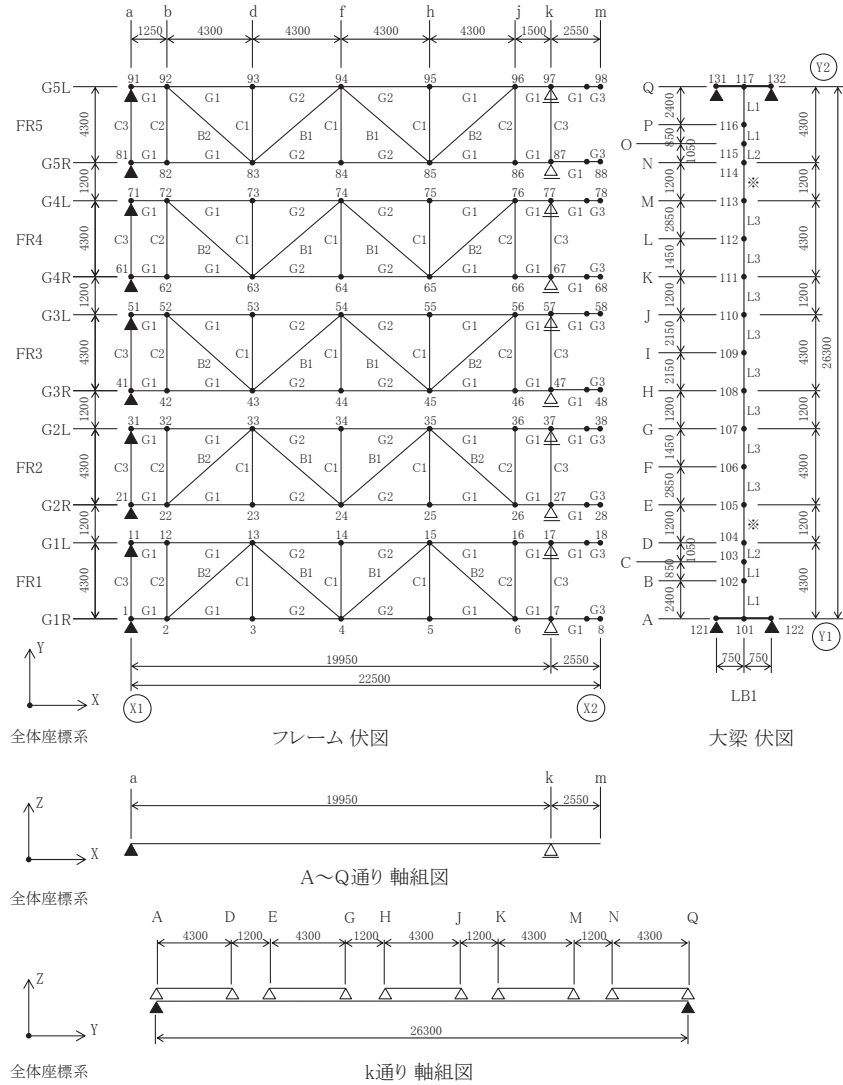
赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

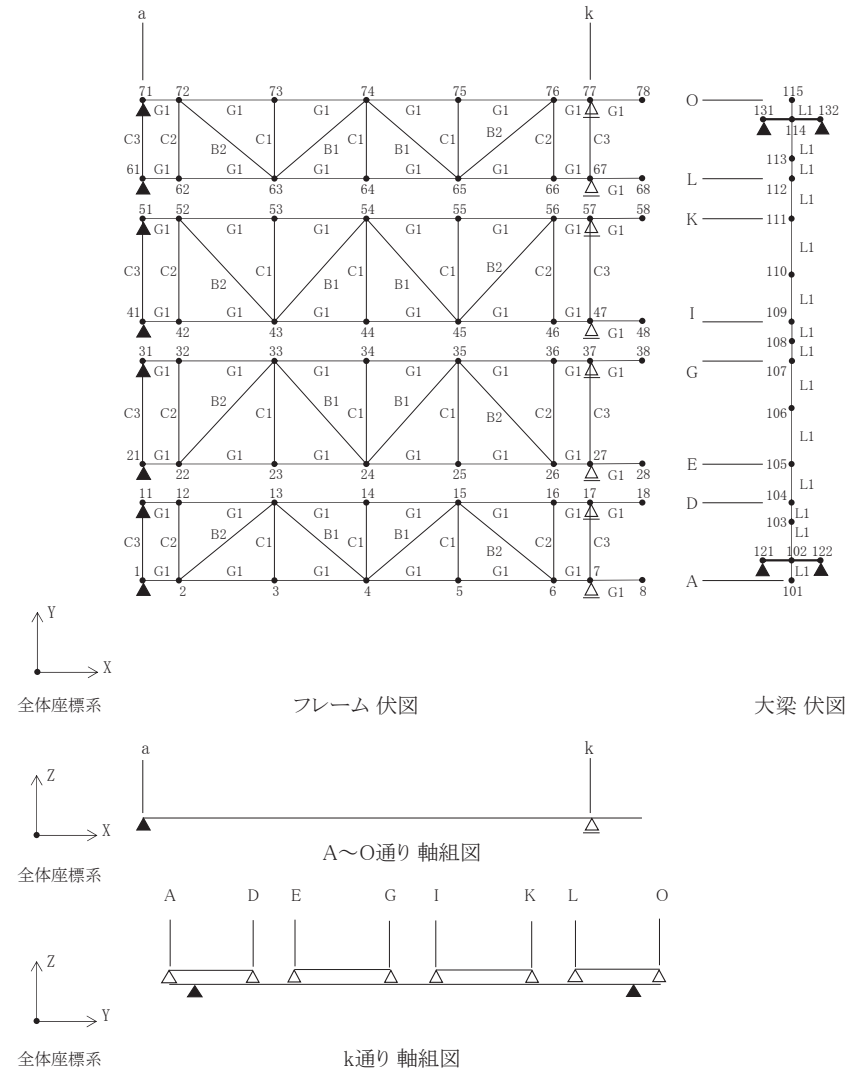
【4条-別紙5-13】



注) ▲印はゴム支承を示す。△印は可動支承を示す。
 各点数字は節点番号を示す。
 大梁ゴム支承の節点番号：121, 122, 131, 132
 フレームゴム支承の節点番号：1, 11, 21, 31, 41, 51, 61, 71, 81, 91
 可動支承の節点番号：7, 17, 27, 37, 47, 57, 67, 77, 87, 97
 *印の断面性能はL2とL3の平均値とする。

第3.3-1図 解析モデル (1/2)

詳細設計段階



注) ▲印はゴム支承を示す。△印は可動支承を示す。
 各点数字は節点番号を示す。
 大梁ゴム支承の節点番号：121, 122, 131, 132
 フレームゴム支承の節点番号：1, 11, 21, 31, 41, 51, 61, 71
 可動支承の節点番号：7, 17, 27, 37, 47, 57, 67, 77

第3.3-1図 解析モデル (1/2)

備考

分類①
 (フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更)

分類②
 (設計進捗反映)
 フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更, 竜巻防護ネットの設計進捗を反映した解析モデルを作成した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

黄色：前回提出時からの変更箇所

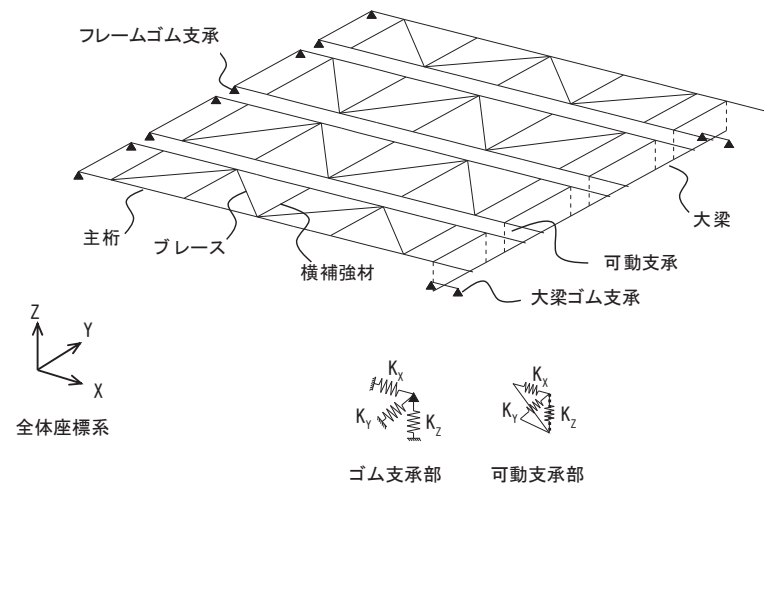
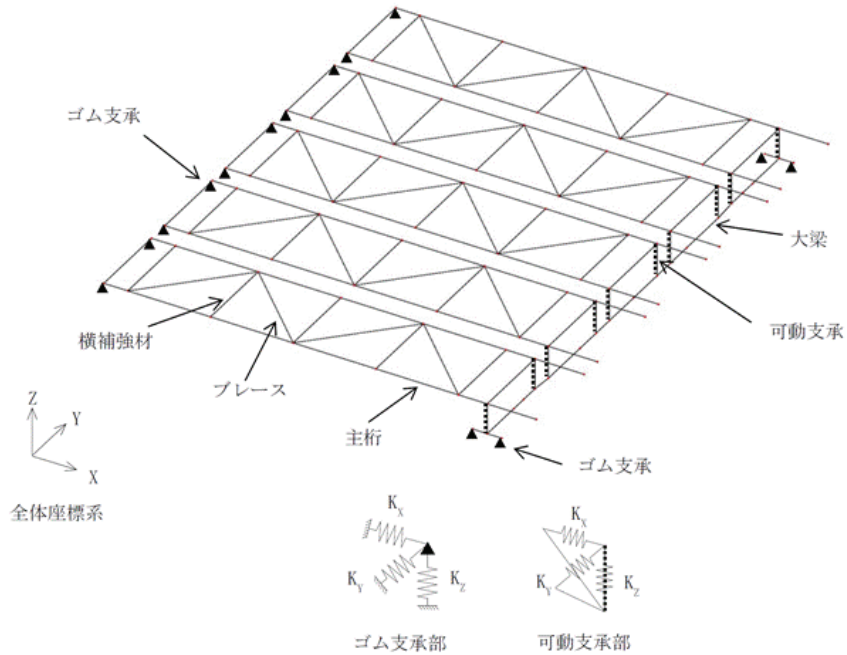
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

詳細設計段階

備考

【4条-別紙5-14】



分類①
(フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更)

分類②
(ゴム支承の鉛直方向ばね剛性条件の設計進捗)
ゴム支承の鉛直剛性に係る特性試験結果を踏まえ、鉛直方向のばね支持条件を弾性に変更した。

ばね支持条件

記号	ゴム支承		可動支承
	大梁	フレーム	
K_x	弾性	弾性	自由
K_y	弾性	弾性	剛
K_z	剛	剛	剛

第 3.3-1 図 解析モデル (2/2)

ばね支持条件

記号	ゴム支承*		可動支承*
	大梁	フレーム	
K_x	弾性	弾性	自由
K_y	弾性	弾性	剛
K_z	弾性	弾性	剛

注記*：ゴム支承及び可動支承の回転方向の拘束条件は3方向自由とする。
(回転支持条件の詳細は添付資料6に示す。)

第 3.3-1 図 解析モデル (2/2)

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

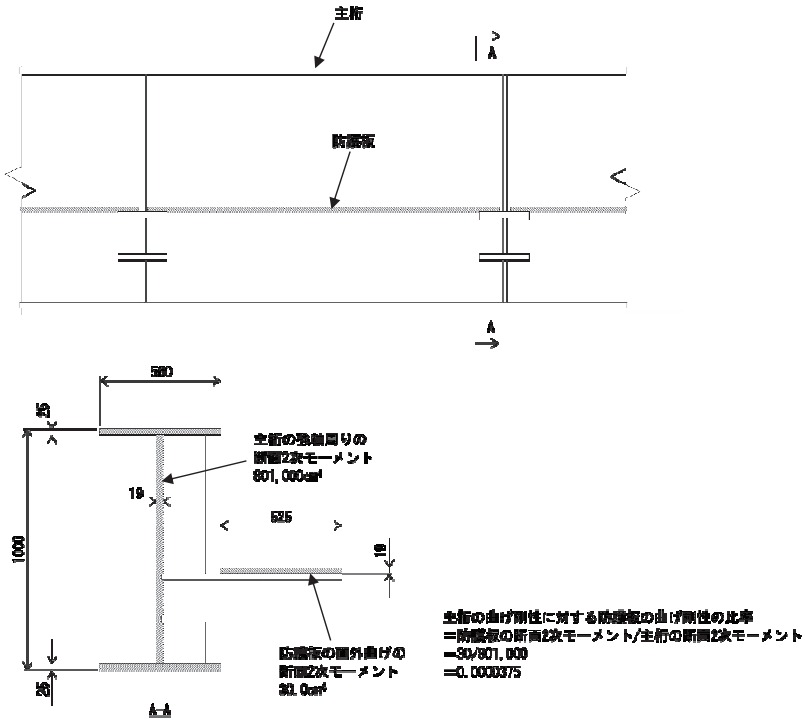
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

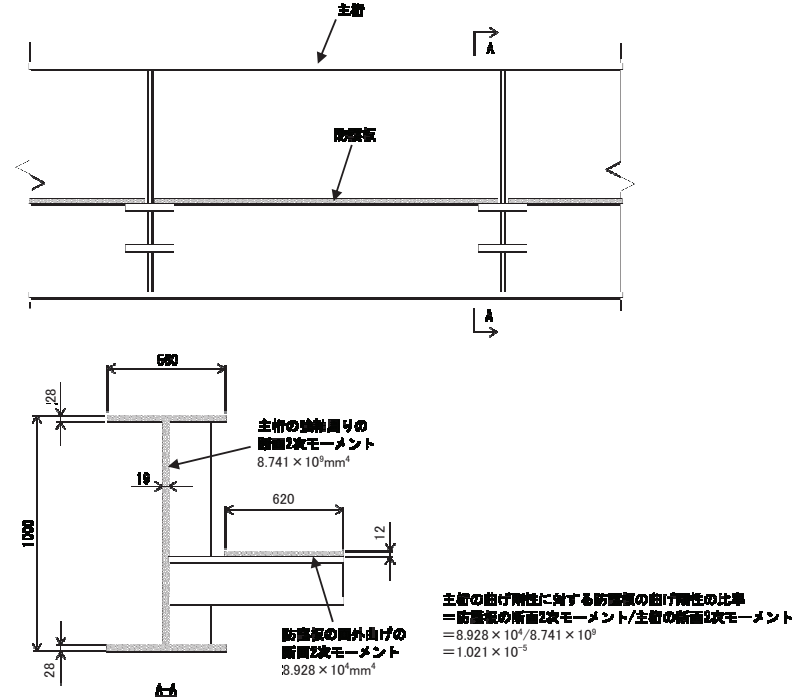
詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-15】



第 3.3-2 図 主桁と防護板の曲げ剛性の比較



第 3.3-2 図 主桁と防護板の曲げ剛性の比較

分類②
 (主桁断面寸法変更)
 設計進捗を踏まえ、断面寸法を変更した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 ■：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-16】

第 3.3-1 表 部材断面寸法

部材	記号	材質	断面寸法 (mm)				
			H	B	t1	t2	
大梁	L1	SM490A	1300	1580	32	40	
	L2	SM520B	1300	1580	40	40	
	L3	SM520B	1500	1580	40	40	
フレーム	主桁	G1	SM490A	1000	450	19	25
		G2	SM490A	1000	560	19	25
		G3	SM490A	900	450	19	25
	横補強材	C1	SM400A	400	400	19	22
		C2	SM490A	400	400	19	22
		C3	SM490A	400	400	19	25
	ブレース	B1	SS400	400	200	8	13
		B2	SM400A	400	200	9	22

第 3.3-1 表 部材断面寸法

部材	記号	材質	断面寸法 (mm)					
			H	B	t1	t2		
大梁			L1	SM490A	1300	1580	32	36
フレーム	主桁	G1	SM490A	1000	560	19	28	
		横補強材	C1	SM490A	400	400	19	22
	C2		SM490A	400	400	19	22	
	C3		SM490A	400	450	19	25	
	ブレース	B1	SS400	400	200	8	13	
		B2	SM400A	400	400	9	16	

分類②
 (大梁及びフレームの断面サイズ変更並びに材料変更)
 設計進捗を踏まえ、断面サイズ及び材料を変更した。

【4条-別紙 5-17】

第 3.3-2 表 部材剛性

部材	記号	A (cm ²)	Iz (cm ⁴)	Iy (cm ⁴)	Ix (cm ⁴)	Asy (cm ²)	Asz (cm ²)	
大梁	L1	2,045	7,020,000	5,990,000	9,300,000	1,264	780.8	
	L2	2,240	8,120,000	6,230,000	10,400,000	1,264	976.0	
	L3	2,400	9,020,000	8,650,000	13,000,000	1,264	1,136	
フレーム	主桁	G1	405.5	38,000	671,000	686	225.0	180.5
		G2	460.5	73,200	801,000	801	280.0	180.5
		G3	386.5	38,000	528,000	663	225.0	161.5
	横補強材	C1	243.6	23,500	70,100	365	176.0	67.64
		C2	243.6	23,500	70,100	365	176.0	67.64
		C3	266.5	26,700	77,200	497	200.0	66.50
	ブレース	B1	83.37	-	-	-	-	-
		B2	120.0	-	-	-	-	-

第 3.3-2 表 部材剛性

部材	記号	A (mm ²)	Iz (mm ⁴)	Iy (mm ⁴)	Ix (mm ⁴)	Asy (mm ²)	Asz (mm ²)	
大梁		L1	1.924×10 ⁵	6.788×10 ¹⁰	5.533×10 ¹⁰	8.866×10 ¹⁰	1.138×10 ⁵	7.859×10 ⁴
フレーム	主桁	G1	4.930×10 ⁴	8.201×10 ⁸	8.741×10 ⁹	1.035×10 ⁷	3.136×10 ⁴	1.794×10 ⁴
		横補強材	C1	2.436×10 ⁴	2.349×10 ⁸	7.008×10 ⁸	3.653×10 ⁶	1.760×10 ⁴
	C2		2.436×10 ⁴	2.349×10 ⁸	7.008×10 ⁸	3.653×10 ⁶	1.760×10 ⁴	6.764×10 ³
	C3		2.915×10 ⁴	3.799×10 ⁸	8.601×10 ⁸	5.488×10 ⁶	2.250×10 ⁴	6.650×10 ³
	ブレース	B1	8.337×10 ³	-	-	-	-	-
		B2	1.611×10 ⁴	-	-	-	-	-

分類②
 (大梁及びフレームの断面サイズ変更)
 設計進捗を踏まえ、断面サイズを変更した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 ■：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階	詳細設計段階	備考																																																							
<p>【4条-別紙 5-17】</p> <p style="text-align: center;">第 3.3-3 表 鋼材の材料定数</p> <table border="1" data-bbox="152 306 889 411"> <thead> <tr> <th>材料</th> <th>ヤング率 (N/mm²)</th> <th>ポアソン比</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>鋼材</td> <td>2.03×10⁵</td> <td>0.3</td> </tr> </tbody> </table>	材料	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン比	鋼材	2.03×10 ⁵	0.3	<p style="text-align: center;">第 3.3-3 表 鋼材の材料定数</p> <table border="1" data-bbox="1055 306 1787 411"> <thead> <tr> <th>材料</th> <th>ヤング率 (N/mm²)</th> <th>ポアソン比</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>鋼材</td> <td>2.02×10⁵</td> <td>0.3</td> </tr> </tbody> </table>	材料	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン比	鋼材	2.02×10 ⁵	0.3	<p>分類② (鋼材のヤング率の変更) 最高使用温度 40℃におけるヤング率を適用した。</p>																																											
材料	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン比																																																							
鋼材	2.03×10 ⁵	0.3																																																							
材料	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン比																																																							
鋼材	2.02×10 ⁵	0.3																																																							
<p>【4条-別紙 5-17】</p> <p>(5) ゴム支承及び可動支承</p> <p>ゴム支承の水平剛性は、線形ばね要素のばね定数として与える。ゴム支承の鉛直方向は十分に剛性が高いことから固定条件としてモデル化する。ゴム支承の設計諸元を第 3.3-4 表に示す。</p>	<p>(5) ゴム支承及び可動支承の諸元</p> <p>ゴム支承の水平剛性及び鉛直剛性は、線形ばね要素のばね定数として与える。ゴム支承の諸元を第 3.3-4 表に示す。また、試験より得られた剛性のばらつきを考慮した評価も合わせて実施する。ばらつきを考慮した不確かさケースの評価結果については、添付資料 13 に示す。</p>	<p>分類② (ゴム支承の鉛直方向ばね剛性条件の設計進捗) ゴム支承の鉛直剛性試験結果を踏まえ、鉛直方向のばね支持条件を反映した。</p>																																																							
<p>【4条-別紙 5-18】</p> <p style="text-align: center;">第 3.3-4 表 ゴム支承の設計諸元</p> <table border="1" data-bbox="129 887 904 1307"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>大梁/ブラケット 接続部</th> <th>フレーム/隔壁 接続部</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>支承種類</td> <td colspan="2">地震時水平力分散型ゴム支承</td> </tr> <tr> <td>ゴム体種類</td> <td colspan="2">天然ゴム(NR)</td> </tr> <tr> <td>ゴム体有効平面寸法(mm)</td> <td>800×800</td> <td>550×550</td> </tr> <tr> <td>総ゴム厚(mm)</td> <td>192</td> <td>135</td> </tr> <tr> <td>(ゴム厚(mm)×層数)</td> <td>(24×8層)</td> <td>(15×9層)</td> </tr> <tr> <td>せん断弾性係数(N/mm²)</td> <td>1.0(G10)</td> <td>1.2(G12)</td> </tr> <tr> <td>一次形状係数</td> <td>8.33</td> <td>9.17</td> </tr> <tr> <td>二次形状係数</td> <td>4.17</td> <td>4.07</td> </tr> <tr> <td>水平剛性(kN/mm)</td> <td>3.333</td> <td>2.689</td> </tr> <tr> <td>鉛直剛性(kN/mm)</td> <td>972</td> <td>863</td> </tr> </tbody> </table>	項目	大梁/ブラケット 接続部	フレーム/隔壁 接続部	支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承		ゴム体種類	天然ゴム(NR)		ゴム体有効平面寸法(mm)	800×800	550×550	総ゴム厚(mm)	192	135	(ゴム厚(mm)×層数)	(24×8層)	(15×9層)	せん断弾性係数(N/mm ²)	1.0(G10)	1.2(G12)	一次形状係数	8.33	9.17	二次形状係数	4.17	4.07	水平剛性(kN/mm)	3.333	2.689	鉛直剛性(kN/mm)	972	863	<p style="text-align: center;">第 3.3-4 表 ゴム支承の設計諸元</p> <table border="1" data-bbox="1079 887 1756 1273"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>諸元</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>支承種類</td> <td>地震時水平力分散型ゴム支承</td> </tr> <tr> <td>ゴム体種類</td> <td>天然ゴム(NR)</td> </tr> <tr> <td>ゴム体有効平面寸法(mm)</td> <td>800×800</td> </tr> <tr> <td>総ゴム厚(mm)</td> <td>192</td> </tr> <tr> <td>(ゴム厚(mm)×層数)</td> <td>(24×8層)</td> </tr> <tr> <td>せん断弾性係数(N/mm²)</td> <td>1.0(G10)</td> </tr> <tr> <td>一次形状係数</td> <td>8.33</td> </tr> <tr> <td>二次形状係数</td> <td>4.17</td> </tr> <tr> <td>水平剛性(kN/mm)</td> <td>3.33</td> </tr> <tr> <td>鉛直剛性(kN/mm)</td> <td>972</td> </tr> </tbody> </table>	項目	諸元	支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承	ゴム体種類	天然ゴム(NR)	ゴム体有効平面寸法(mm)	800×800	総ゴム厚(mm)	192	(ゴム厚(mm)×層数)	(24×8層)	せん断弾性係数(N/mm ²)	1.0(G10)	一次形状係数	8.33	二次形状係数	4.17	水平剛性(kN/mm)	3.33	鉛直剛性(kN/mm)	972	<p>分類② (フレームゴム支承寸法の設計進捗) 衝突解析結果よりフレームゴム支承の引張応力が厳しかったため、ゴム体有効平面寸法を設計進捗した。それに伴い、水平剛性が大きくなるため、せん断弾性係数を 1.2 から 1.0 に変更した。</p> <p>分類③ (記載適正化)</p>
項目	大梁/ブラケット 接続部	フレーム/隔壁 接続部																																																							
支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承																																																								
ゴム体種類	天然ゴム(NR)																																																								
ゴム体有効平面寸法(mm)	800×800	550×550																																																							
総ゴム厚(mm)	192	135																																																							
(ゴム厚(mm)×層数)	(24×8層)	(15×9層)																																																							
せん断弾性係数(N/mm ²)	1.0(G10)	1.2(G12)																																																							
一次形状係数	8.33	9.17																																																							
二次形状係数	4.17	4.07																																																							
水平剛性(kN/mm)	3.333	2.689																																																							
鉛直剛性(kN/mm)	972	863																																																							
項目	諸元																																																								
支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承																																																								
ゴム体種類	天然ゴム(NR)																																																								
ゴム体有効平面寸法(mm)	800×800																																																								
総ゴム厚(mm)	192																																																								
(ゴム厚(mm)×層数)	(24×8層)																																																								
せん断弾性係数(N/mm ²)	1.0(G10)																																																								
一次形状係数	8.33																																																								
二次形状係数	4.17																																																								
水平剛性(kN/mm)	3.33																																																								
鉛直剛性(kN/mm)	972																																																								

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-19】

第 3.4-1 表 固有値解析結果

主要モード	固有周期 (秒)
大梁 水平 X 方向 1 次	0.50
大梁 水平 Y 方向 1 次	0.86
大梁 鉛直 Z 方向 1 次	0.34
フレーム 水平 X 方向 1 次	0.77
フレーム 水平 Y 方向 1 次	0.43
フレーム 鉛直 Z 方向 1 次	0.29

第 3.4-1 表 固有値解析結果

主要モード	固有周期 (秒)
大梁 水平 X 方向 1 次	0.466
大梁 水平 Y 方向 1 次	0.795
大梁 鉛直 Z 方向 1 次	0.293
フレーム 水平 X 方向 1 次	0.685
フレーム 水平 Y 方向 1 次	0.369
フレーム 鉛直 Z 方向 1 次	0.250

分類②

(設計進捗反映)
フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更, 設計進捗を反映した竜巻防護ネットの固有周期を算出した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

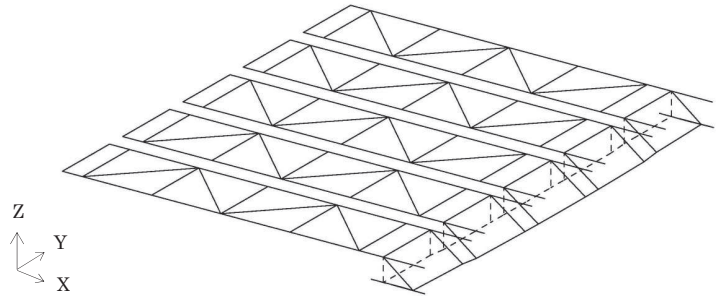
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

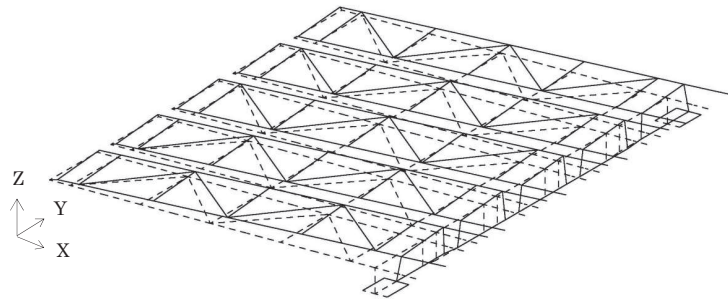
詳細設計段階

備考

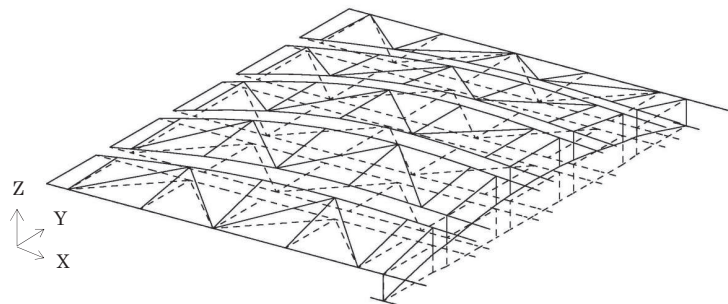
【4条-別紙5-20】



(a) 大梁 水平X方向1次

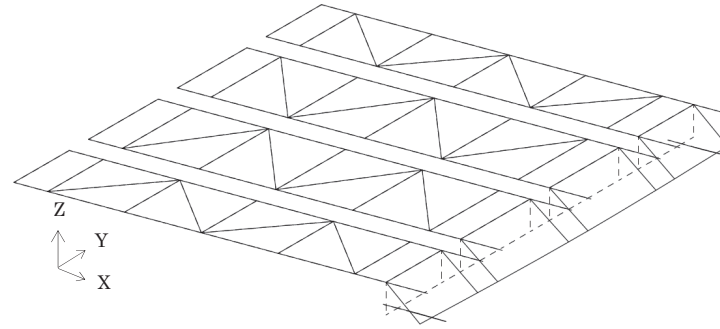


(b) 大梁 水平Y方向1次

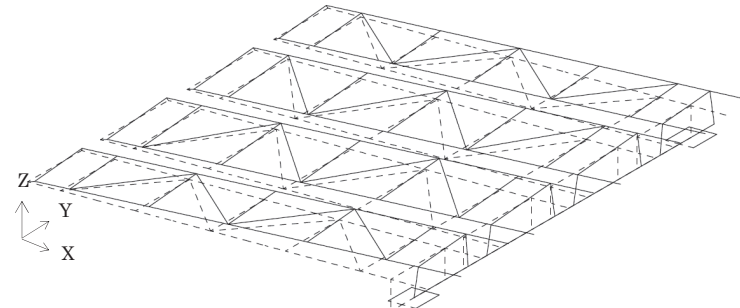


(c) 大梁 鉛直Z方向1次

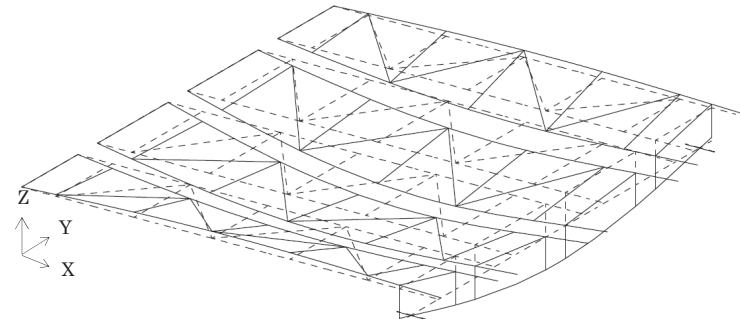
第3.4-1図 モード図 (1/2)



(a) 大梁 水平X方向1次



(b) 大梁 水平Y方向1次



(c) 大梁 鉛直Z方向1次

第3.4-1図 モード図 (1/2)

分類①
 (フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁の設計進捗)
 分類②
 (部材断面積の設計進捗)
 竜巻防護ネットの設計進捗を反映した解析モデルによる固有周期への影響を反映した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

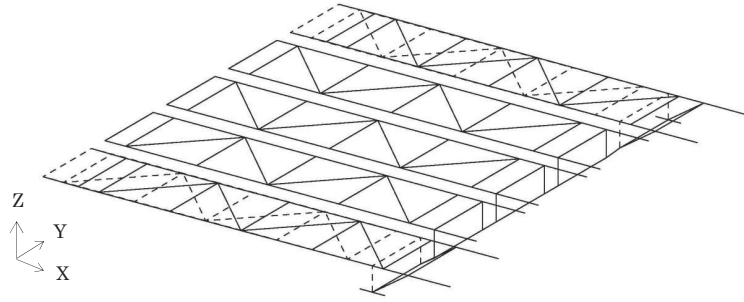
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

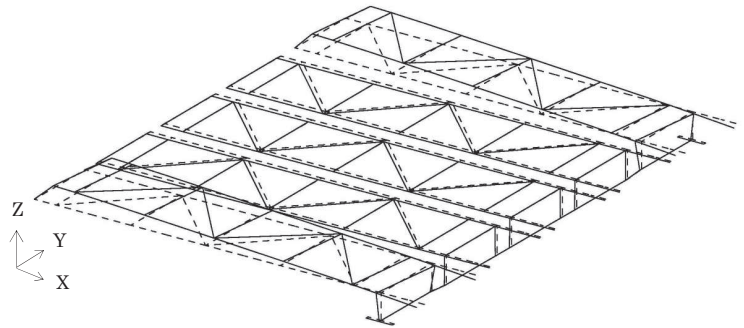
詳細設計段階

備考

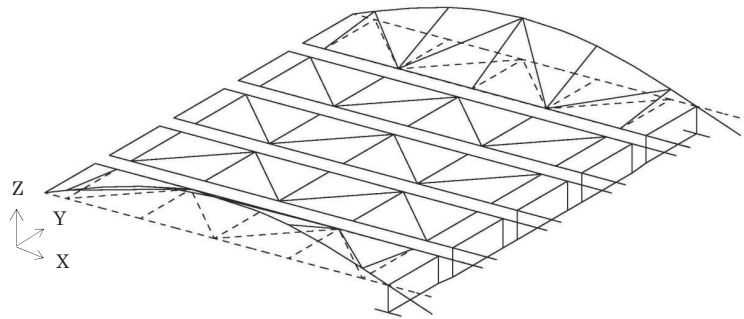
【4条-別紙5-21】



(d) フレーム 水平X方向1次

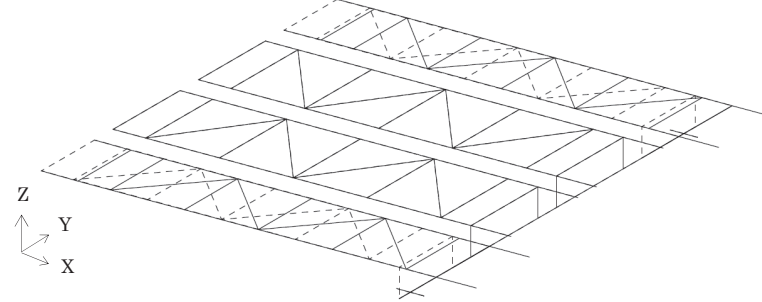


(e) フレーム 水平Y方向1次

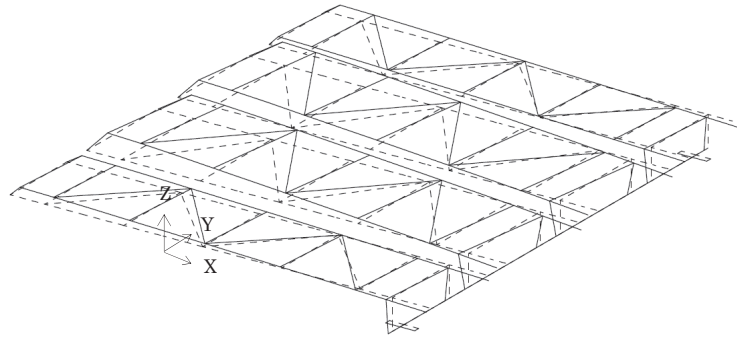


(f) フレーム 鉛直Z方向1次

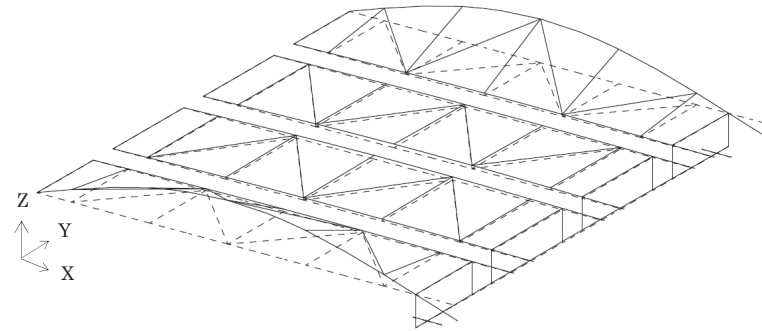
第3.4-1図 モード図 (2/2)



(d) フレーム 水平X方向1次



(e) フレーム 水平Y方向1次



(f) フレーム 鉛直Z方向1次

第3.4-1図 モード図 (2/2)

分類①
 (フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁の設計進捗)
 分類②
 (部材断面積の設計進捗)
 竜巻防護ネットの設計進捗を反映した解析モデルによる固有周期への影響を反映した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

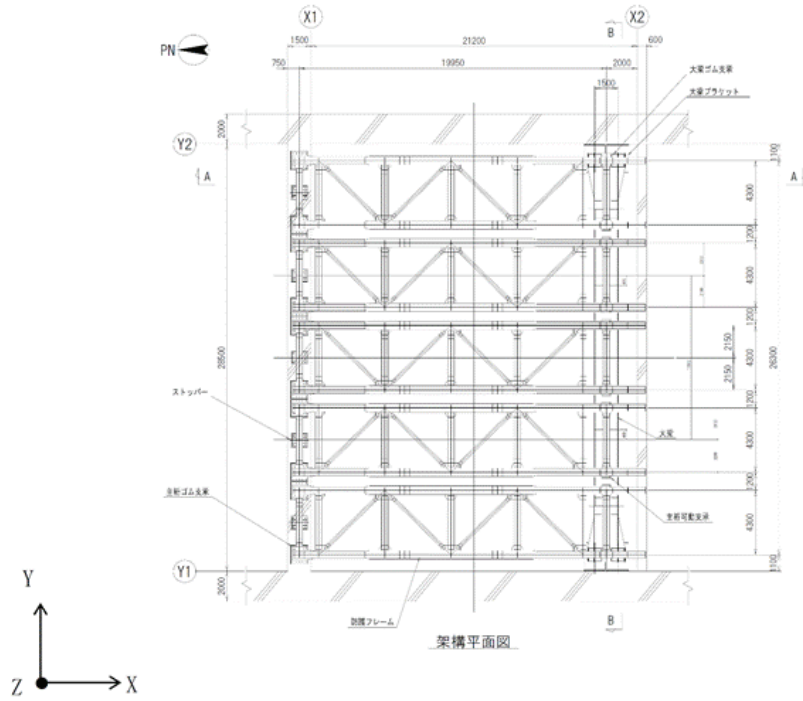
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

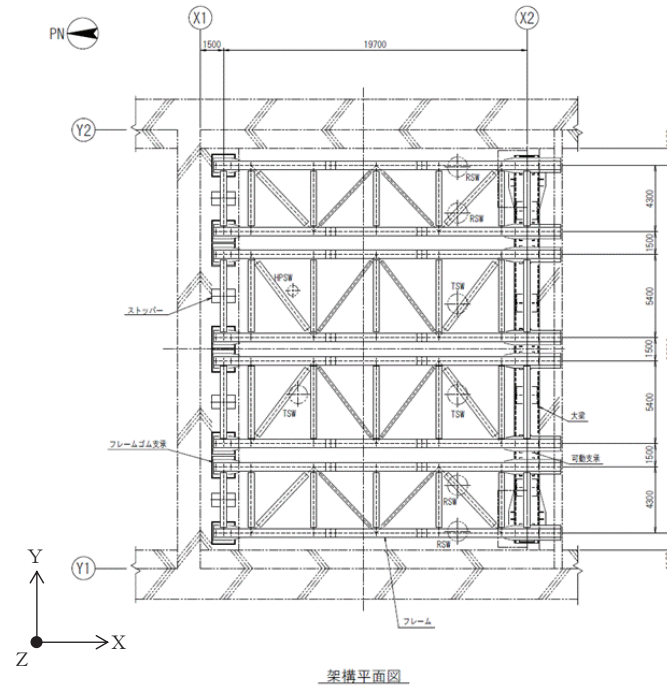
詳細設計段階

備考

【4条-別紙5-23】



第3.5-1図 地震荷重の作用方向の説明図



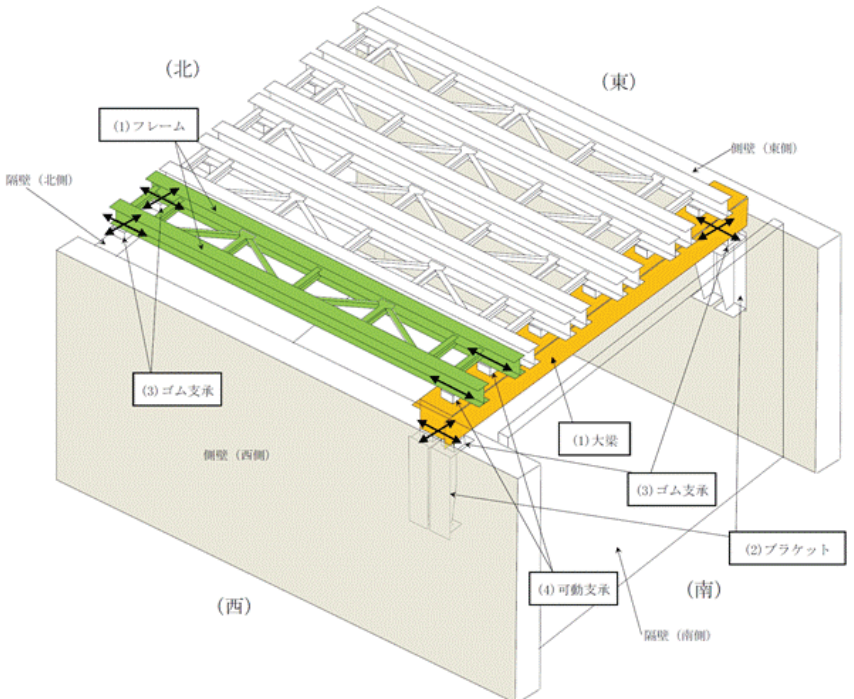
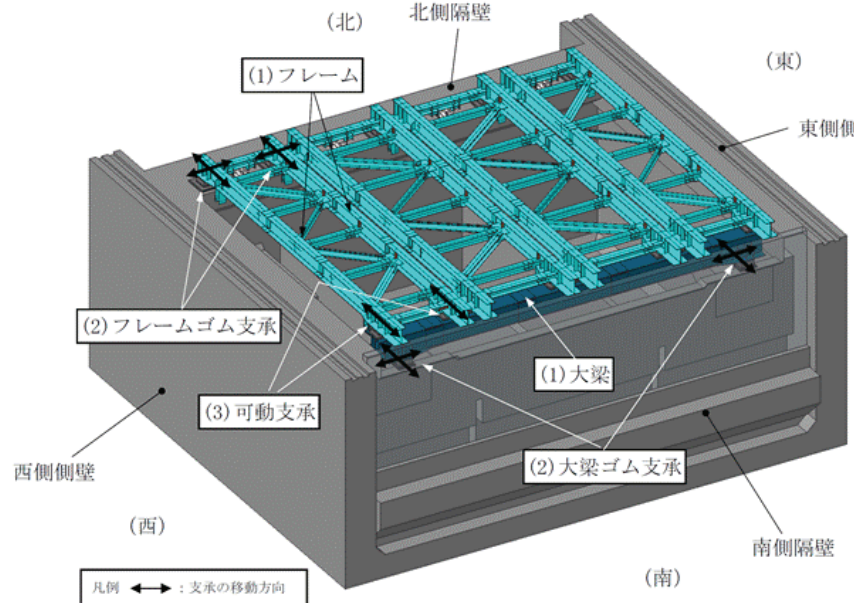
第3.5-1図 地震荷重の作用方向の説明図

分類①
(フレーム基数の変更)
東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。

分類①
(ブラケットの廃止・支持壁変更)
海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 ■：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階	詳細設計段階	備考
<p>【4条-別紙 5-24】</p> <p>(2) ブラケット (ブラケット本体, アンカーボルト) 大梁ゴム支承を支持するブラケットについては、ブラケット本体及びアンカーボルトの応力評価を実施する。</p> <p>(3) ゴム支承 (ゴム支承本体, ゴム支承取付ボルト, アンカーボルト) フレームを支持するフレームゴム支承については、ゴム支承本体, ゴム支承取付ボルト及びアンカーボルトの応力評価を実施する。また、大梁を支持する大梁ゴム支承については、ゴム支承本体及びゴム支承取付ボルトの応力評価を実施する。なお、ゴム支承本体の評価方法については、添付資料6にその詳細を示す。</p>	<p>(2) ゴム支承 (ゴム支承本体, ゴム支承取付ボルト, 基礎ボルト) フレームを支持するフレームゴム支承及び大梁を支持する大梁ゴム支承については、ゴム支承本体, ゴム支承取付ボルト及び基礎ボルトの応力評価を実施する。なお、ゴム支承本体の評価方法については、添付資料6にその詳細を示す。</p>	<p>分類① (ブラケットの廃止) 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p>
<p>【4条-別紙 5-25】</p>  <p>第 3.6-1 図 竜巻防護ネットの模式図</p>	 <p>第 3.6-1 図 竜巻防護ネットの模式図</p>	<p>分類① (フレーム基数の変更) 東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。</p> <p>分類① (ブラケットの廃止・支持壁変更) 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p>

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

黄色：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階	詳細設計段階	備考
<p>【4条-別紙 5-26】</p> <p>(2) ブラケット</p> <p>鋼製部材で構成されるブラケットについては、塑性ひずみが生じる場合であっても、その量が小さなレベルにとどまって破断延性限界に十分な余裕を有し、波及的な影響を及ぼさないことを確認するため、「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEAG4601・補-1984)」に基づいて、許容応力状態IV_sの許容応力を適用する。</p> <p>(3) ゴム支承 (フレーム, 大梁)</p> <p>フレーム及び大梁を支持するゴム支承については、ゴム支承のアイソレート機能を維持する範囲であり、波及的な影響を及ぼさないことを確認するため、「道路橋示方書・同解説 V耐震設計編(H14.3)」に基づいて、評価基準値 (引張応力, せん断ひずみ, 座屈安定性, 圧縮応力) を設定する。また、取付ボルトについてはブラケットと同様に鋼製部材であることから許容応力状態IV_sの許容応力を適用する。</p>	<p>(2) ゴム支承 (フレーム, 大梁)</p> <p>フレーム及び大梁を支持するゴム支承については、ゴム支承のアイソレート機能を維持する範囲であり、波及的な影響を及ぼさないことを確認するため、「道路橋示方書・同解説 V耐震設計編(H14.3)」に基づいて、許容限界 (引張応力, せん断ひずみ, 座屈安定性, 圧縮応力) を設定する。また、内部鋼板, 取付ボルト及び基礎ボルトについてはフレーム, 大梁と同様に鋼製部材であることから許容応力状態IV_sの許容応力を適用する。</p>	<p>分類① (ブラケットの廃止) 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p> <p>分類③ (ブラケット廃止を反映及びアンカーボルトを追加)</p>

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-27】

第3.7-1表 応力解析評価における評価基準値

評価方針	地震動	部位	評価方法	許容限界
海水ポンプ室の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないこと	基準地震動 Ss	フレーム, 大梁	部材に発生する応力が許容限界を超えないこと。	許容応力状態Ⅳ _S の許容応力
		ブラケット	部材に発生する応力が許容限界を超えないこと。	許容応力状態Ⅳ _S の許容応力
		ゴム支承 (フレーム, 大梁)	支承に発生する応力が許容限界を超えないこと。	「道路橋示方書・同解説Ⅴ耐震設計編(H14.3)」に基づく評価基準値 許容応力状態Ⅳ _S の許容応力(取付ボルト)
		可動支承	支承に発生する荷重が許容荷重を超えないこと。	支承を構成するそれぞれの部品の許容値より算出した許容荷重
支承の移動量がストッパーまでのクリアランスを超えないこと。	ストッパーまでのクリアランス			
クリアランス評価	部材に発生する移動量が部材間のクリアランスを超えないこと。	部材間のクリアランス		

第3.7-1表 応力解析評価における許容限界

評価方針	地震動	部位	評価方法	許容限界
海水ポンプ室内の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないこと	基準地震動 Ss	フレーム, 大梁	部材に発生する応力が許容限界を超えないこと。	許容応力状態Ⅳ _S の許容応力
		ゴム支承 (フレーム, 大梁)	支承に発生する応力が許容限界を超えないこと。	「道路橋示方書・同解説Ⅴ耐震設計編(H14.3)」に基づく許容限界 許容応力状態Ⅳ _S の許容応力(取付ボルト)
			支承に発生するせん断ひずみが許容せん断ひずみを超えないこと。	「道路橋示方書・同解説Ⅴ耐震設計編(H14.3)」に基づく許容限界
		可動支承	支承に発生する荷重が許容限界を超えないこと。	支承を構成するそれぞれの部品の許容値より算出した許容限界
			支承の移動量がストッパーまでのクリアランスを超えないこと。	ストッパーまでのクリアランス
		クリアランス評価	部材に発生する移動量が部材間のクリアランスを超えないこと。	部材間のクリアランス

分類③
(ゴム支承のせん断ひずみ評価を追加)

【4条-別紙 5-32】

第3.8-2表 ボルトの使用材料と JIS 規格による降伏点及び引張強さ

部位	材料	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)
アンカーボルト	SD390	390	560
ゴム支承取付ボルト	JIS 強度区分 8.8	640	800

第3.8-2表 ボルトの使用材料と JIS 規格による降伏点及び引張強さ

部位	材料	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)
基礎ボルト	SNR490B	325	490
ゴム支承取付ボルト	JIS 強度区分 8.8	640	800

分類②
(アンカーボルト材料変更)
設計進捗を踏まえ、アンカーボルトの材料を変更した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

黄色：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-33】

第 3.8-3 表 フレーム及び大梁の移動量の許容値

位置*	移動量の許容値(mm)		許容値の根拠
	X方向(NS方向)	Y方向(EW方向)	
フレーム/隔壁接続部 ① フレーム-防潮壁 ② フレーム-フレーム ③ フレーム-ストッパー	300	250	部材間のクリアランス
大梁/ブラケット接続部 ④ フレーム-隔壁 ⑤ フレーム-門型クレーン	250	350	
フレーム/大梁接続部 ⑥ フレーム-大梁	400	—	可動支承の移動可能量

* 表中の番号は第 3.8-1 図中の番号と対応

第 3.8-3 表 フレーム及び大梁の移動量の許容限界

位置*1	移動量の許容限界(mm)		許容限界の根拠
	X方向(NS方向)	Y方向(EW方向)	
フレーム/北側隔壁接続部 ① フレーム-隔壁 ② フレーム-ストッパー	300	250	部材間のクリアランス
フレーム/南側隔壁接続部 ③ フレーム-隔壁	300	—	
フレーム/浸水防止壁 ④ フレーム-浸水防止壁	—	350	
フレーム/大梁接続部*2 ⑤ フレーム-大梁	350	—	

注記 *1：表中の番号は第 3.8-1 図中の番号と対応

*2：可動支承の移動可能量は第 3.8-1 図に示すとおり 400mm であり、フレームと大梁のクリアランスよりも大きいため、可動支承の移動量の評価は、フレーム-大梁接続部のクリアランス評価に包絡する。

分類①, ②
 (フレーム及び大梁の移動量の許容限界の変更)
 ブラケットの廃止・支持壁変更等を踏まえ、構造における移動量の許容限界を設定する位置を選定し、部材間のクリアランスを許容限界として反映した。なお、フレーム-フレーム間のクリアランス(320mm)の評価については、フレーム-ストッパー間の評価に包絡されるため記載を省略した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 ■：前回提出時からの変更箇所

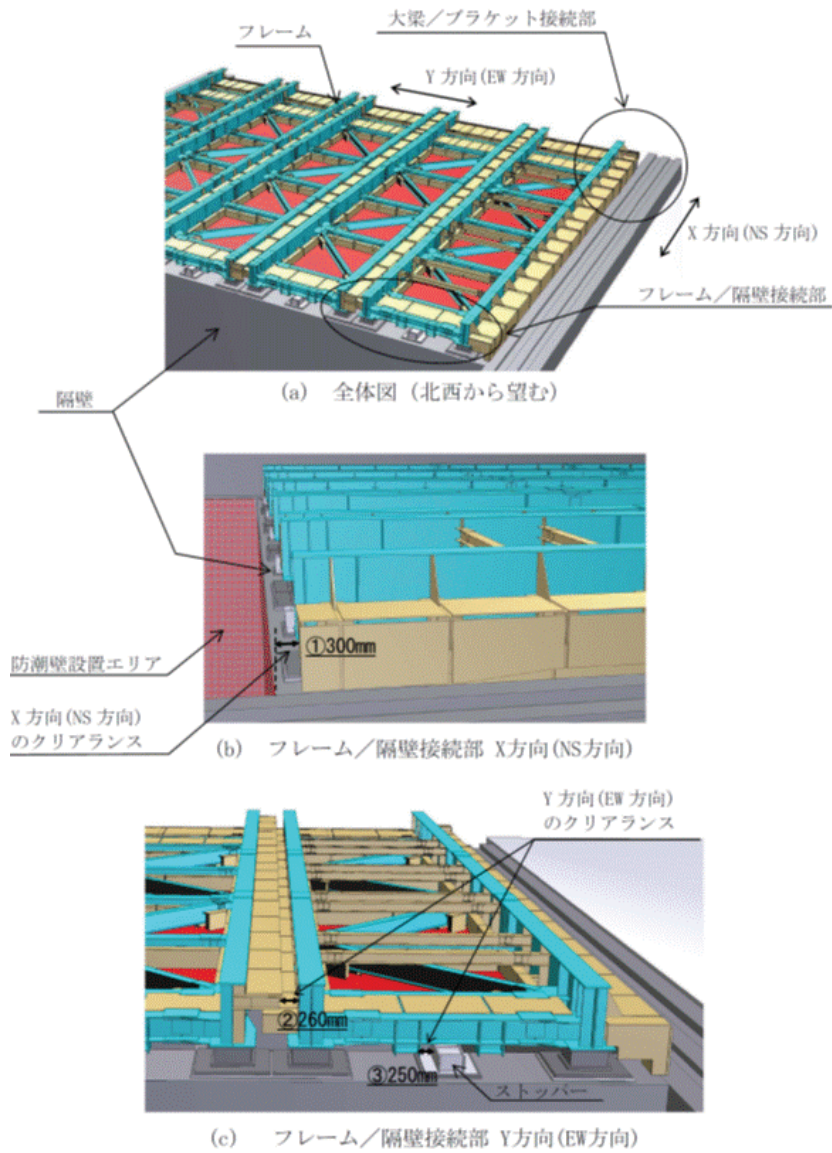
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

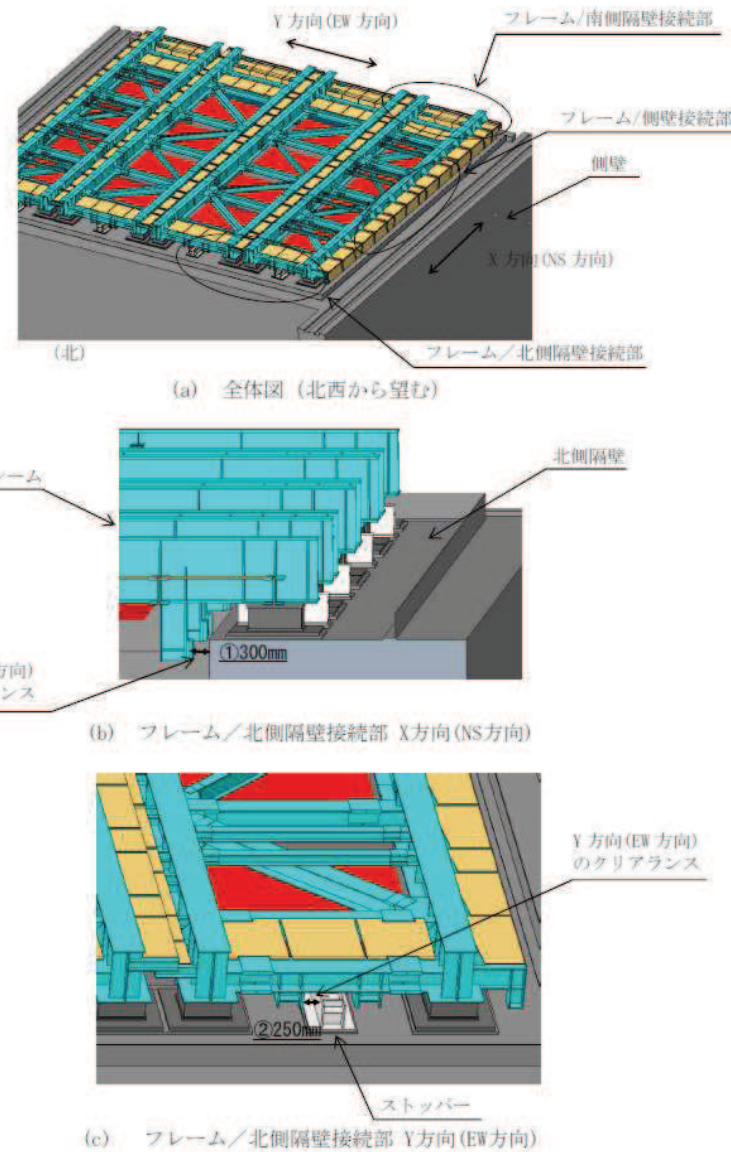
詳細設計段階

備考

【4条-別紙5-34】



第3.8-1図 移動量の評価箇所(1/2)



第3.8-1図 移動量の評価箇所(1/2)

分類①, ②
 (フレーム及び大梁の移動量の許容限界の変更)
 ブラケットの廃止・支持壁変更等を踏まえ、構造における移動量の許容限界を設定する位置を選定し、部材間のクリアランスを許容限界として反映した。なお、フレーム-フレーム間のクリアランス(320mm)の評価については、フレーム-ストッパー間の評価に包絡されるため記載を省略した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

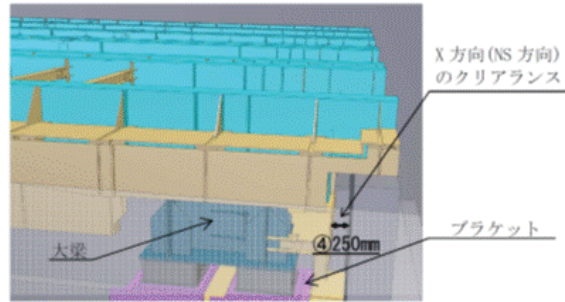
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

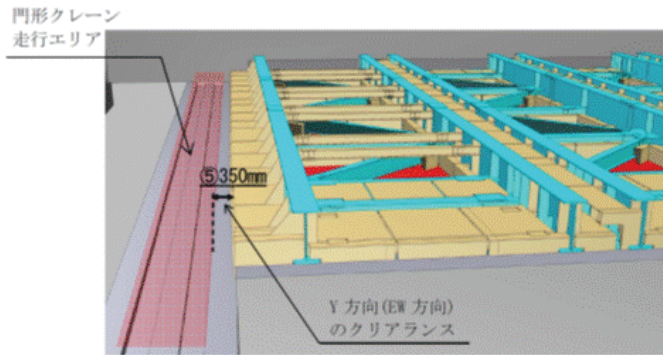
詳細設計段階

備考

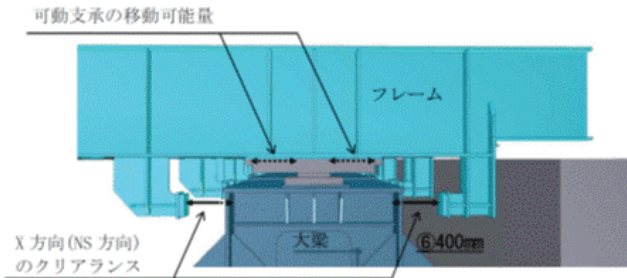
【4条-別紙 5-35】



(d) 大梁/ブラケット接続部 X方向(NS方向)

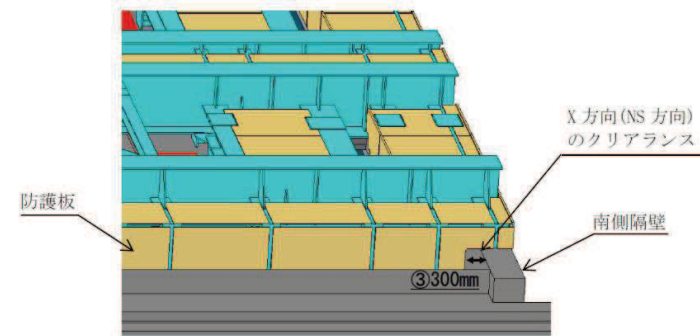


(e) 大梁/ブラケット接続部 Y方向(EW方向)

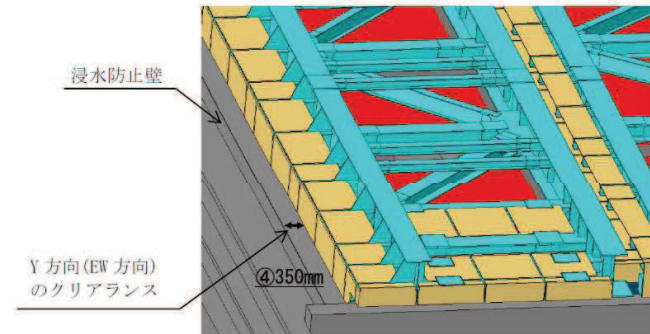


(f) フレーム/大梁接続部 X方向(NS方向), 可動支承の移動可能量

第3.8-1図 移動量の評価箇所 (2/2)

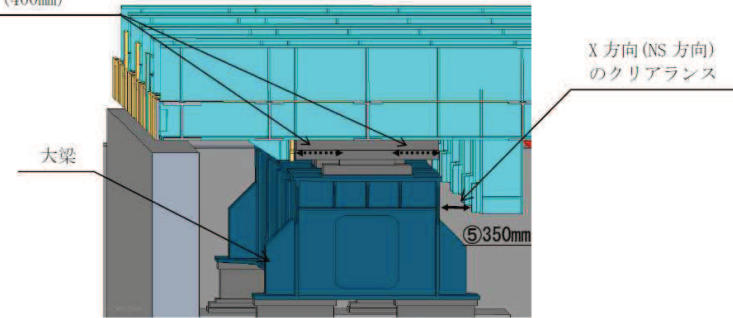


(d) フレーム/南側隔壁接続部 X方向(NS方向)



(e) フレーム/側壁接続部 Y方向(EW方向)

可動支承の移動可能量
(400mm)



(f) フレーム/大梁接続部 X方向(NS方向), 可動支承の移動可能量

第3.8-1図 移動量の評価箇所 (2/2)

分類①, ②
(フレーム及び大梁の移動量の許容限界の変更)
ブラケットの廃止・支持壁変更等を踏まえ、構造における移動量の許容限界を設定する位置を選定し、部材間のクリアランスを許容限界として反映した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所
 黄色：前回提出時からの変更箇所

設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-36】

第4-1表 耐震評価結果*1

評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度
フレーム	主桁	組合せ	225	343	1.52
	横補強材	組合せ	167	343	2.05
	ブレース	圧縮応力	42	91	2.16
大梁	大梁フレーム	組合せ	253	364	1.43
ブラケット	ブラケット本体	組合せ	153	343	2.24
	アンカーボルト	引張応力	146	275	1.88
大梁ゴム支承	ゴム支承本体	せん断ひずみ*2	126	250	1.98
		圧縮応力	4.0	23.1	5.77
		引張応力	0.9	2.0	2.22
	内部鋼板	引張応力	43	280	6.51
	ゴム支承取付ボルト	引張応力	116	420	3.62
フレームゴム支承	ゴム支承本体	せん断ひずみ*2	140	250	1.78
		圧縮応力	2.5	29.8	11.92
		引張応力	0.7	2.0	2.85
	内部鋼板	引張応力	24	280	11.66
	ゴム支承取付ボルト	引張応力	122	420	3.44
アンカーボルト	引張応力	116	291	2.50	
可動支承	構造部材	水平荷重*3	363	600	1.65
		鉛直荷重*3	276	350	1.26
大梁/ブラケット接続部	X方向	移動量*4	150	250	1.66
	Y方向	移動量*4	210	350	1.66
フレーム/隔壁接続部	X方向	移動量*4	169	300	1.77
	Y方向	移動量*4	119	250	2.10
フレーム/大梁接続部	X方向	移動量*4	225	400	1.77

*1 本評価結果は暫定値 (Ss-D1, D2, F1, F2, N1の結果のうち最も厳しい結果)

*2 発生値, 許容基準値は無次元

*3 発生値, 許容基準値の単位 (kN)

*4 発生値, 許容基準値の単位 (mm)

注) 上表の評価結果はゴム支承のせん断剛性が設計値の場合の値である。

また, 評価項目については裕度が小さい項目を代表して記載している

第4-1表 構造健全性確認結果

評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度
フレーム	主桁	組合せ	234	343	1.46
	横補強材	組合せ*1	0.56	1	1.78
	ブレース	圧縮応力	17	62	3.64
大梁	大梁	組合せ*1	0.68	1	1.47
大梁ゴム支承	ゴム支承本体	せん断ひずみ*1	109	250	2.29
		圧縮応力	4	23	5.75
		引張応力	0.6	2.0	3.33
	内部鋼板	引張応力	43	280	6.51
	ゴム支承取付ボルト	引張応力	133	420	3.15
基礎ボルト	引張応力	81	257	3.17	
フレームゴム支承	ゴム支承本体	せん断ひずみ*1	92	250	2.71
		圧縮応力	2	23	11.50
		引張応力	0.5	2.0	4.00
	内部鋼板	引張応力	22	280	12.72
	ゴム支承取付ボルト	引張応力	116	420	3.62
基礎ボルト	引張応力	73	257	3.52	
可動支承	構造部材	水平荷重*2	313	2900	9.26
		鉛直荷重 (圧縮)*2	654	5600	8.56
		鉛直荷重 (引張)*2	250	1800	7.20
フレーム/北側隔壁接続部	X方向	移動量*3	125	300	2.40
	Y方向	移動量*3	125	250	2.00
フレーム/南側隔壁接続部	X方向	移動量*3	125	300	2.40
フレーム/側壁接続部	Y方向	移動量*3	204	350	1.71
フレーム/大梁接続部	X方向	移動量*3	167	350	2.09

注記 *1：発生値, 許容限界は無次元

*2：発生値, 許容限界の単位 (kN)

*3：発生値, 許容限界の単位 (mm)

注) 上表の評価結果はゴム支承のせん断剛性及び鉛直剛性が設計値の場合の値であるため, ゴム支承の剛性のばらつきを考慮した不確かさケースの結果は添付資料13に示す。

また, 評価項目については裕度が小さい項目を代表して記載している。

分類①
 (評価用地震波の設計進捗)
 ブラケットの廃止・支持壁変更を反映した地震波を適用した。

分類②
 (水平 2 方向地震波の使い分け)
 東西方向の断面より得られる設計用床応答スペクトルと, 南北方向の断面より得られる設計用床応答スペクトルを耐震計算に適用した。

分類②
 (竜巻防護ネット解析モデルの設計進捗)
 部材断面寸法の設計進捗を反映した解析モデルで評価した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

■：前回提出時からの変更箇所

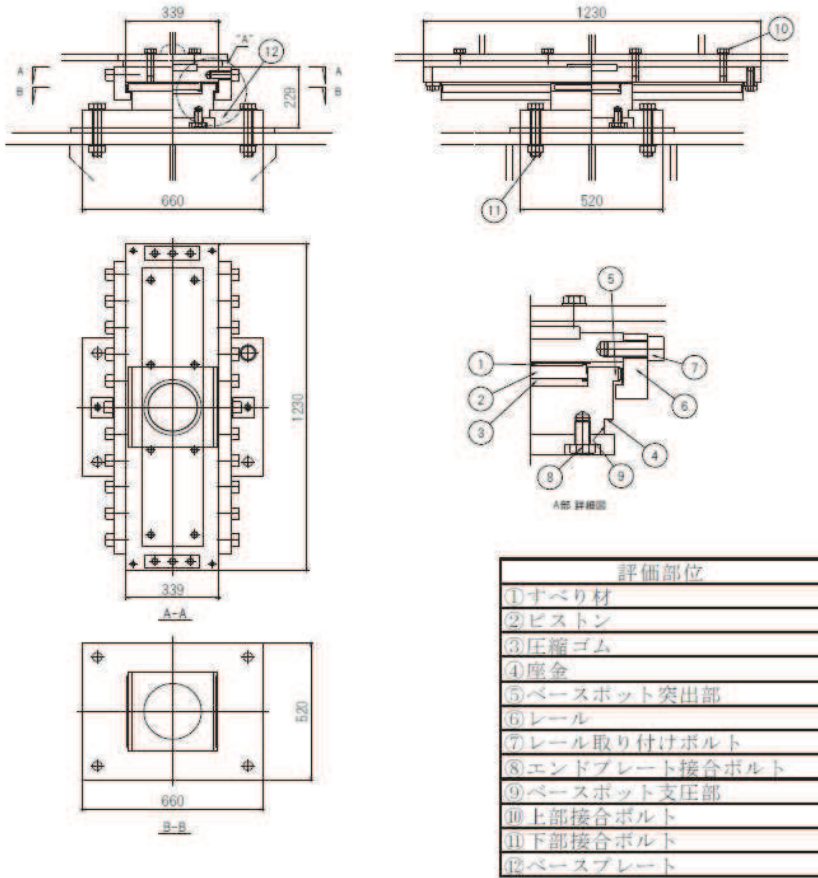
設置許可段階からの構造変更について

設置許可段階

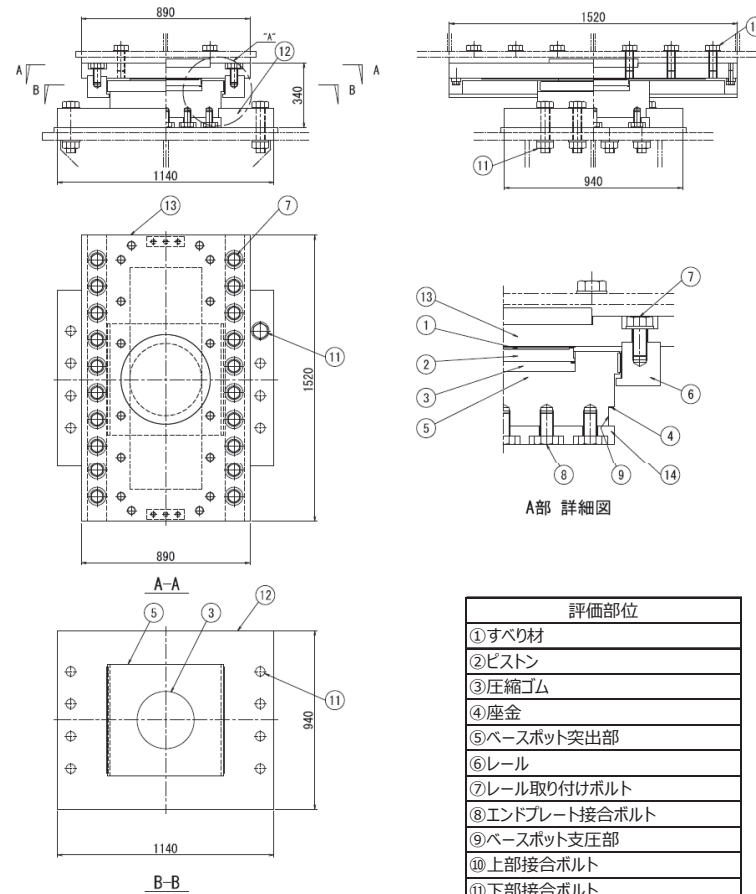
詳細設計段階

備考

【4条-別紙5-添6-30】



添付 6-9 図 可動支承の構成部品図



添付 6-9 図 可動支承の構成部品図

分類②
 (可動支承の設計進捗)
 可動支承の構造について設計進捗を反映した。
 (主な変更点)
 ・可動支承の寸法を変更した
 ・レール取り付けボルトの設置方向を水平方向から鉛直方向に変更した

竜巻防護ネットの耐震設計に適用する手法の妥当性確認について

1. 概要

竜巻防護ネットは、地震時に上位クラス施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等に対する波及的影響を及ぼさないことを確認するため、基準地震動 S_s に対して十分な構造強度を有することが要求される。

基準地震動 S_s に対する構造健全性は、以下の評価手法を用いて確認している。

○3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析を適用

○地震荷重（水平／鉛直）の組合せには SRSS 法を適用

○荷重の組合せは、死荷重＋積雪荷重＋地震荷重を考慮

本資料では、上記の設計手法について異なる解析手法との比較を行うなどしてその妥当性を示すものである。

2. 耐震設計手法の妥当性確認

2.1 地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおける SRSS 法の適用性

SRSS 法の適用性については、地震動の重ね合わせの考え方や竜巻防護ネットの構造特徴を踏まえた分析を添付資料 3 に示しているが、これに加えて、現実的な地震応答との比較を実施することを目的に時刻歴応答解析を行い、SRSS 法での結果と比較することで妥当性を検討した。それぞれの検討内容について以下に示す。

(1) 水平及び鉛直方向の最大地震荷重の重畳について（添付資料 3）

JEAG4614 で規定している免震型の原子炉施設については、水平方向の固有周期が 2～4 秒程度で設計され、長周期が卓越する応答を示すことから、水平の最大地震荷重と鉛直の最大地震荷重が重畳する可能性が比較的高くなることを考慮し、地震荷重の組合せ方法として、絶対和もしくは同時入力解析を適用することを基本としている。

一方、竜巻防護ネットについては、道路橋用のゴム支承を適用し水平方向の固有周期を 1 秒以下となるように設計しており最大地震荷重が重畳する可能性は低い。

(2) 各方向の地震荷重により部材に生じる応力について（添付資料 3）

フレーム及び大梁を構成する部材に生じる応力は、地震荷重の方向別に発生する主な応答成分と発生位置が異なっており、水平方向と鉛直方向の地震荷重の組合せ方法（SRSS 又は絶対和）の違いによる影響は小さい。

(3) 解析による検証

a. 解析ケース

地震荷重（水平／鉛直）の組合せについて、SRSS 法を適用することの妥当性を説明するため、水平/鉛直方向に地震波を同時入力し時刻歴代数和を実施した場合（Ⅰ）と、水平/鉛直方向にそれぞれ直接積分による時刻歴応答解析を実施し SRSS 法を適用した場合（Ⅱ）の解析結果の比較を行う。具体的な解析ケースを第 1 表に示す。

ここで、使用する減衰モデルについては、どちらのケースもひずみエネルギー比例型減衰法（鋼製部材：2.0%，ゴム支承：4.5%）を適用する。

b. 入力地震動

第 1 図及び第 2 図に入力する時刻歴加速度を示す。本評価に用いる地震動は、竜巻防護ネットに対して厳しい評価となる基準地震動 $S_s - D_2$ を選定し、時刻歴応答についても各方向で竜巻防護ネットに厳しい評価となる応答を選定するため以下の質点応答をそれぞれ適用している。

[水平方向]

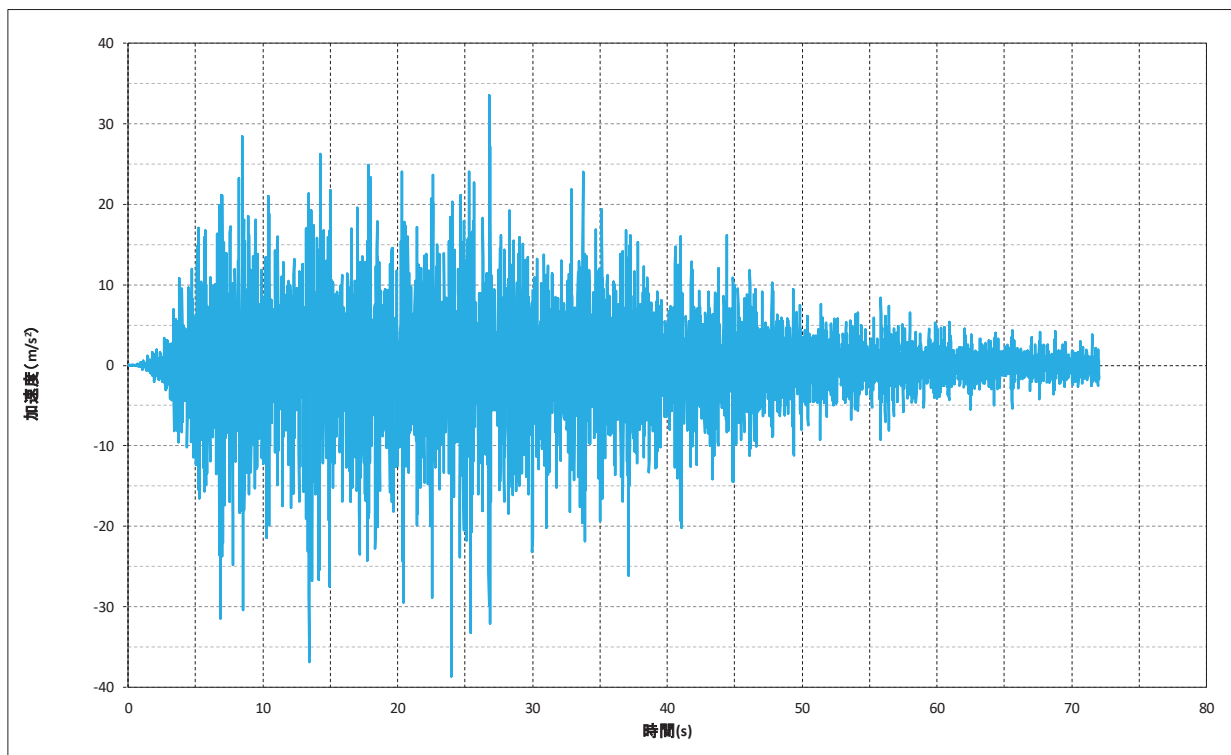
EW 方向：2701（横断面）

NS 方向：1378（縦断面）

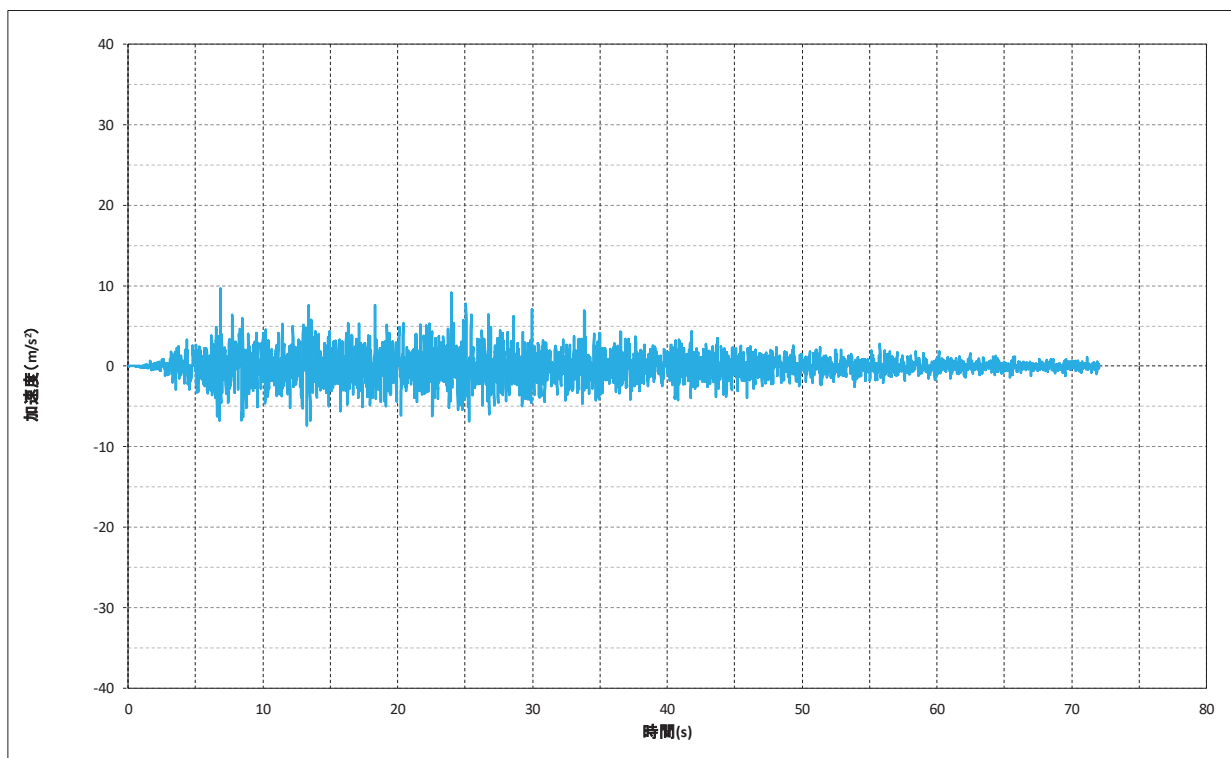
[鉛直方向]

UD 方向：2701（横断面）

なお、基準地震動 $S_s - D_2$ は、応答スペクトルに基づく手法による基準地震動であることから、水平方向について方向性を持たない地震動であるため、今回の評価についてはケース（Ⅰ）、（Ⅱ）ともに、水平 2 方向に位相特性が同一の地震動を入力した評価を実施している。具体的には、同一の入力地震動を海水ポンプ室横断面の地震応答解析モデル（第 3.2-3 図(1/2)）及び縦断面の地震応答解析モデル（第 3.2-3 図(2/2)）それぞれに入力した地震応答解析を実施し、その解析結果から、竜巻防護ネット設置位置の節点の時刻歴応答を抽出する（第 1 図、第 2 図）。この抽出した時刻歴応答を適用して、竜巻防護ネットの時刻歴応答解析を実施している。

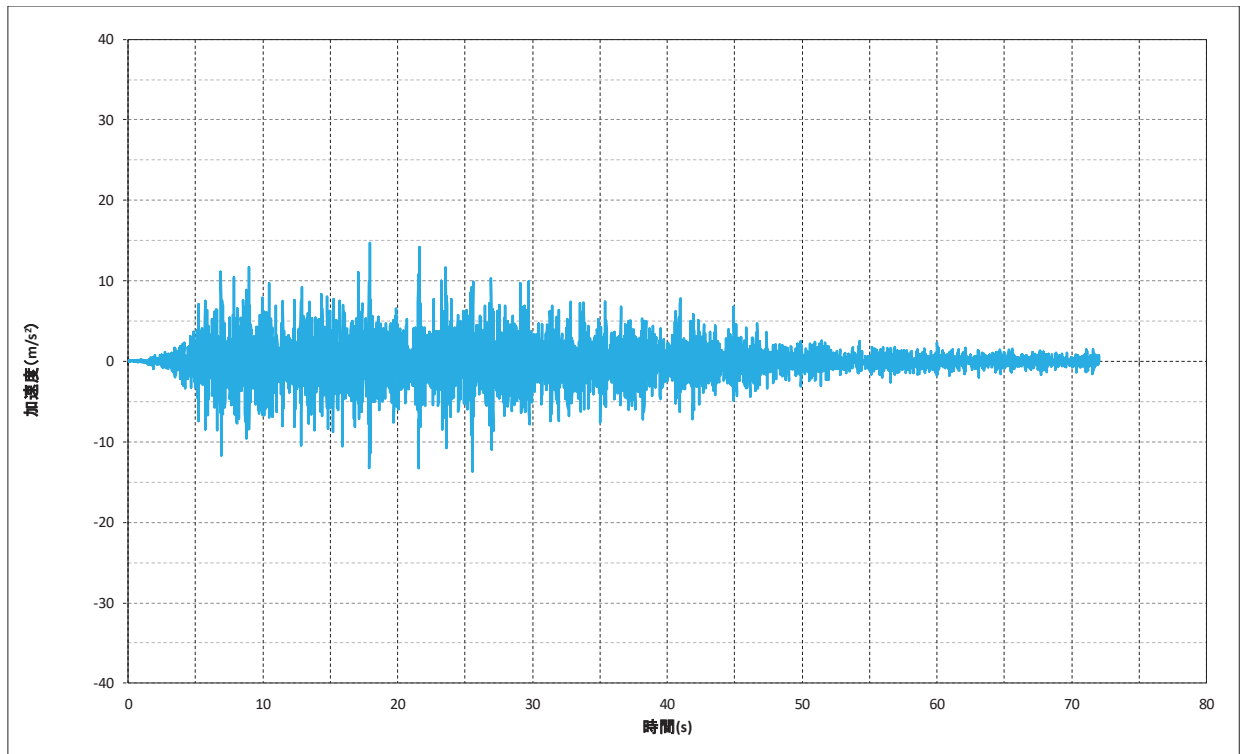


(a) 水平方向 (EW 方向 (横断面), 質点 2701)



(b) 水平方向 (NS 方向 (縦断面), 質点 1378)

第 1 図 時刻歴解析に適用する $S_s - D_2$ の時刻歴波形 (水平方向)



(UD 方向 (横断面), 質点 2701)

第 2 図 時刻歴解析に適用する $S_s - D_2$ の時刻歴波形 (鉛直方向)

第 1 表 地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおける SRSS 法の適用性 解析ケース

ケース No	地震応答解析法	地震動の種類	加振条件	地震荷重（水平／鉛直） の組合せ	入力する 地震動	ゴム支承の 解析モデル	減衰の設定
(I)	時刻歴応答解析	S s - D 2	水平・鉛直 同時入力加振	時刻歴代数和	時刻歴	等価線形モデル (3.46 k N/mm)	ひずみエネルギー比 例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：4.5%
(II)	時刻歴応答解析	S s - D 2	水平・鉛直 単独加振	SRSS (水平 2 方向 + 鉛直)	時刻歴	等価線形モデル (3.46 k N/mm)	ひずみエネルギー比 例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：4.5%

c. 解析結果

各ケースにおける解析結果を第 2 表に示す。SRSS 法にて水平/鉛直を足し合わせた結果（Ⅱ）は、全ての部材（主桁、大梁、横補強材、ブレース）において、水平・鉛直同時入力した結果（Ⅰ）とほぼ同じ発生応力となっていることを確認した。

(4) 地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおける SRSS 法の適用性についての検討結果

地震荷重の組合せ方法が異なる時刻歴応答解析を実施し、各部材に発生する応力がほぼ同等の結果となることを確認した。これは、添付資料 3 に示しているとおり竜巻防護ネットの固有周期は 1 秒以下となるように設計しており、水平方向地震と鉛直方向地震による最大荷重発生タイミングが重畳していないこと、さらに、フレーム及び大梁を構成する部材に生じる応力は、地震荷重の方向別に発生する主な応答成分と発生位置が異なっていることから、水平方向と鉛直方向の地震荷重の組合せ方法の違いによる影響が小さいことが要因である。

以上の検討結果から、竜巻防護ネットの耐震評価において地震荷重（水平／鉛直）の組合せに SRSS 法を適用することは妥当である。

第2表 地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおけるSRSS法の適用性 解析結果まとめ

ケース No	(I)	(II)
地震応答解析法	時刻歴応答解析	同左
a. 応答解析条件		
地震動の種類	S s - D 2	同左
加振条件	水平・鉛直同時入力加振	水平・鉛直単独加振
地震荷重（水平／鉛直）の組合せ	時刻歴代数和	SRSS（水平2方向＋鉛直）
入力する地震動	時刻歴	同左
ゴム支承の解析モデル	等価線形モデル（3.46 kN/mm）	同左
減衰の設定	ひずみエネルギー比比例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：4.5%	同左
b. 評価結果 (MPa)	発生応力	発生応力
主桁	170	168
大梁	185	185
横補強材	137	137
ブレース	16	16
	許容限界（裕度）	許容限界（裕度）
	343 (2.01)	343 (2.04)
	343 (1.85)	343 (1.85)
	343 (2.50)	343 (2.50)
	63 (3.93)	63 (3.93)

2.2 スペクトルモーダル解析の適用性

スペクトルモーダル解析の適用性については、規格要求の考え方や竜巻防護ネットの設計内容を踏まえた検討を添付資料3に示しているが、これに加えて非線形モデルを用いた時刻歴応答解析との比較を実施し妥当性を検討した。それぞれの検討内容について以下に示す。

(1) 規格の要求について（添付資料3）

JEAG4614 は免震装置を適用した施設の設計に適用する規格であり、鉛プラグ入り積層ゴムや高減衰積層ゴムもしくはダンパの設置などで、大きな減衰効果に期待する装置構成になっていることから、免震装置は非線形な挙動を示すこととなるため時刻歴応答解析の適用が基本となっている。

一方、道路橋示方書、道路橋支承便覧においては、支承の特性を考慮して等価線形でモデル化することも可能であると規定しており、また、竜巻防護ネットに採用する水平力分散型ゴム支承についても、設計で用いる範囲では線形部材としてモデル化してよいとの記載がある。

(2) 竜巻防護ネットの設計状況について（添付資料3）

竜巻防護ネットに採用するゴム支承は、水平分散型ゴム支承であり、ゴムの剛性が大きく、ゴム支承の荷重-変位特性については、ほぼ線形の挙動を示す設計となっている。このゴム支承の物性については、各種物性試験を実施しており添付資料6に示すとおり、設計に適用しているようなほぼ線形の挙動になっていることを確認している。さらには、実製品を作成した後に、物性確認試験を実施し設計で適用している物性と同様な特性であることを確認する。

以上のように、規格の要求としては、非線形を有する設備の設計にあたっては時刻歴応答解析を適用することを基本としているが、設備全体として線形挙動を示すものであれば、線形の時刻歴応答解析又はスペクトルモーダル解析を適用することができるとしており、竜巻防護ネットはモデル全体で線形挙動を示すためスペクトルモーダル解析の適用は妥当である。

(3) 解析による検証

a. 解析ケース

ゴム支承及び可動支承を用いた構造物に対して線形解析を適用することの妥当性を説明するため、直接積分法による時刻歴応答解析手法をベースに、ゴム支承の荷重-変位特性のモデル化を非線形とした解析（Ⅲ）の評価結果と、線形とした解析（Ⅳ）の評価結果との比較を実施した。その際、道路橋支承便覧に基づき、ゴム支承のせん断剛性に関する試験結果（添付資料6）を踏まえ適用するゴム支承の非線形モデルを設定した（参考資料-1）。具体的な解析ケ

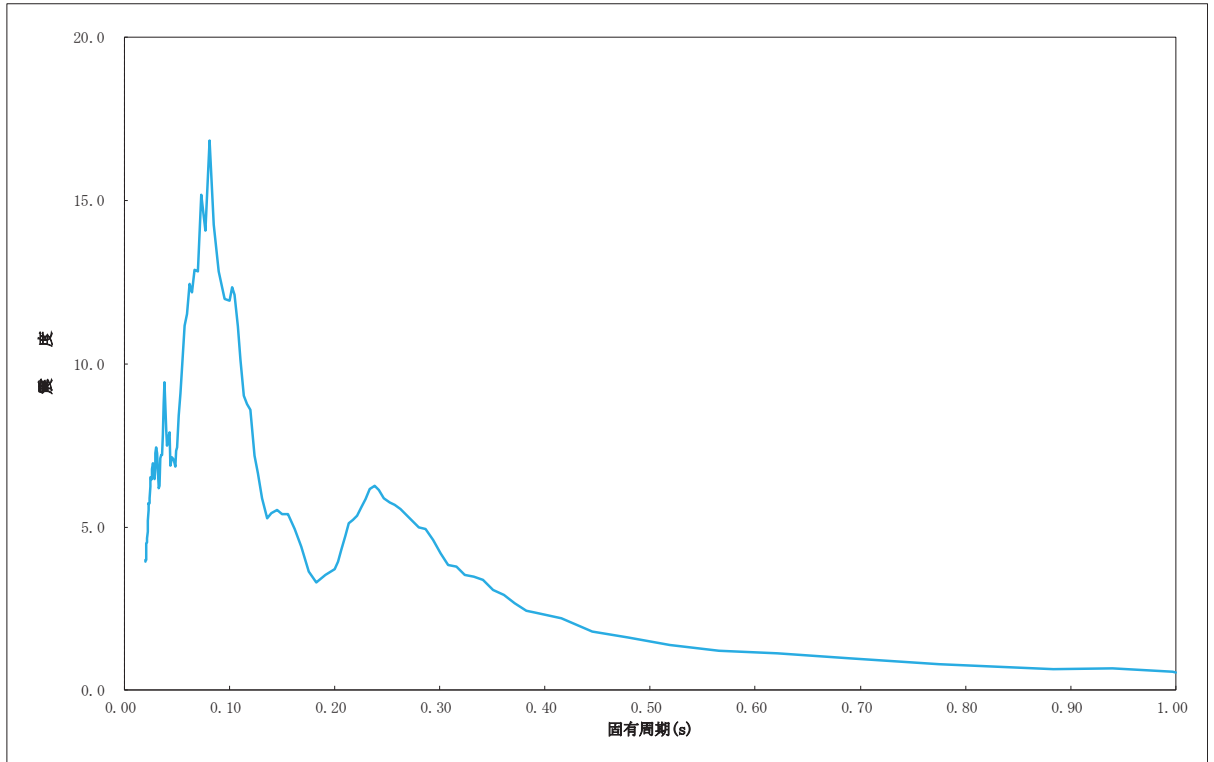
ースを第 3 表に示す。

ここで、使用する減衰モデルについては、線形解析では構造減衰を評価した一律の値（水平：4.0%，鉛直：2.0%）を採用し、非線形解析では、ひずみエネルギー比例型減衰法（鋼製部材：2.0%，ゴム支承：0%）を適用する。

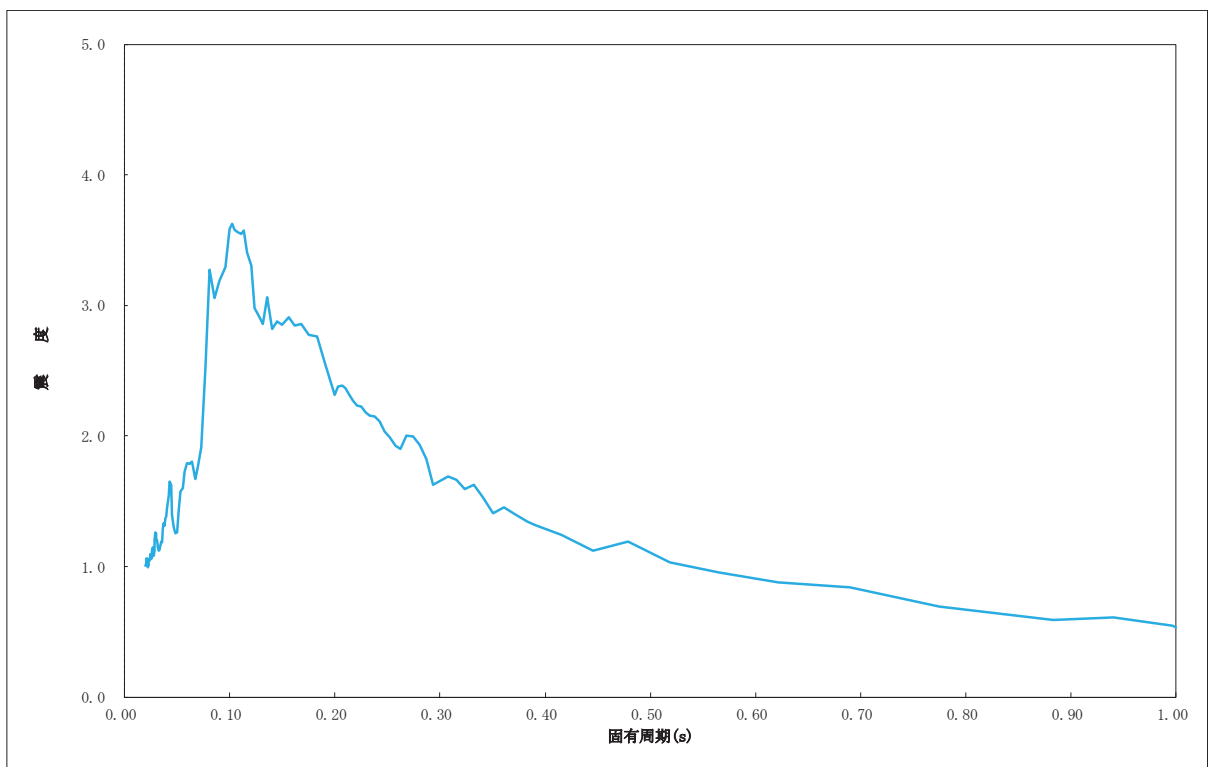
最終的にスペクトルモーダル解析を適用することの妥当性を検証することから、拡幅無しのFRSを用いたスペクトルモーダル解析（V）を実施し、上記に記載した線形時刻歴応答解析との比較を行う。

b. 入力地震動

時刻歴応答解析に入力する時刻歴加速度は、地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおけるSRSS法の適用性確認に用いた地震波（第1～2図）を適用する。また、スペクトルモーダル解析に用いる床応答スペクトルについては、時刻歴応答解析と同じ入力となるように、第1図及び第2図に示す時刻歴応答から作成した床応答スペクトルを適用する。作成した床応答スペクトルを第3図及び第4図に示す。

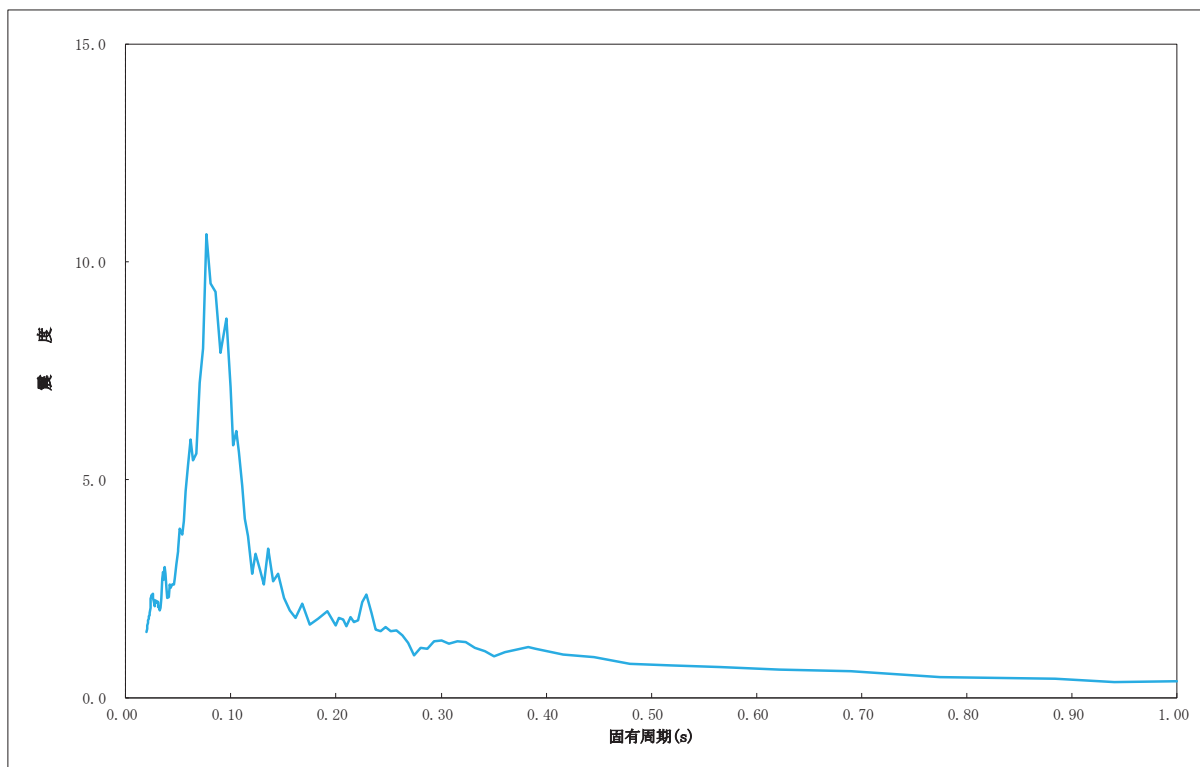


(a) 水平方向 (EW 方向 (横断面), 質点 2701) (拡幅無し) 減衰定数 4.0%



(b) 水平方向 (NS 方向 (縦断面), 質点 1378) (拡幅無し) 減衰定数 4.0%

第 3 図 スペクトルモーダル解析に適用する $S_s - D_2$ の床応答スペクトル (水平方向)



(UD 方向 (横断面), 質点 2701) (拡幅無し) 減衰定数 2.0%

第 4 図 スペクトルモーダル解析に適用する $S_s - D_2$ の床応答スペクトル
(鉛直方向)

第3表 スペクトルモーダル解析の適用性 解析ケース

ケース No	地震応答解析法	地震動の種類	加振条件	地震荷重 (水平/鉛直) の組合せ	入力する 地震動	ゴム支承の 解析モデル	減衰の設定
(III)	時刻歴応答解析	S s - D 2	水平・鉛直 単独加振	SRSS (水平 2 方向 + 鉛直)	時刻歴	非線形モデル	ひずみエネルギー 比例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：0% (履歴減衰)
(IV)	時刻歴応答解析	S s - D 2	水平・鉛直 単独加振	SRSS (水平 2 方向 + 鉛直)	時刻歴	等価線形モデル (3.46 k N/mm)	水平：4.0%一律 鉛直：2.0%一律
(V)	スペクトル モーダル解析	S s - D 2	水平・鉛直 単独加振	SRSS (水平 2 方向 + 鉛直)	FRS (拡幅無)	等価線形モデル (3.46 k N/mm)	水平：4.0%一律 鉛直：2.0%一律

c. 解析結果

(a) ゴム支承のモデル化（線形/非線形）の影響

時刻歴応答解析結果を第 4 表に示す。ゴム支承の荷重－変位モデルを線形とした解析（Ⅳ）の結果を非線形とした解析（Ⅲ）の結果と比較すると、差異は軽微であり、それらの差異は許容限界に対して十分に小さくほぼ同等の結果となっている。

(b) 解析手法の影響

拡幅無し的设计床応答曲線を適用したスペクトルモーダル解析（Ⅴ）の結果を、同様に第 4 表に示す。ゴム支承の荷重－変位モデルを線形とした時刻歴解析（Ⅳ）の結果とスペクトルモーダル解析（Ⅴ）の結果を比較すると、差異は軽微であり、それらの差異は許容限界に対して十分に小さくほぼ同等の結果となっている。

(4) スペクトルモーダル解析の適用性の検討結果

ゴム支承を等価線形モデルとしたスペクトルモーダル解析とゴム支承を非線形モデルとした時刻歴応答解析を実施し、各部材に発生する応力がほぼ同等の結果となることを確認した。これは添付資料 3 に示すとおり、竜巻防護ネットに適用するゴム支承がほぼ線形の挙動を示すこと、さらに、スペクトルモーダル解析に適用する減衰定数は添付資料 6 に示すとおり、各種依存性試験結果及び熱老化特性試験を踏まえて設定していることから、線形モデルによるスペクトルモーダル解析の結果が非線形モデルによる時刻歴応答解析の結果と同等になったものと考えられる。

以上の検討結果から、竜巻防護ネットの耐震評価においてスペクトルモーダル解析を適用することは妥当である。

第4表 スペクトルモード解析の適用性 解析結果まとめ

ケース No	(III)	(IV)	(V)
地震応答解析法	時刻歴応答解析	時刻歴応答解析	スペクトルモード解析
a. 応答解析条件			
地震動の種類	S s - D 2	同左	同左
加振条件	水平・鉛直単独加振	同左	同左
地震荷重 (水平/鉛直) の組合せ	SRSS (水平 2 方向 + 鉛直)	同左	同左
入力する地震動	時刻歴	時刻歴	FRS (拡幅無)
ゴム支承の解析モデル	非線形モデル	等価線形モデル (3.46 kN/mm)	等価線形モデル (3.46 kN/mm)
減衰の設定	ひずみエネルギー比例型減衰法 鉄骨：2.0% ゴム支承：0% (減衰は履歴特性で考慮されるため)	水平：4.0%一律 鉛直：2.0%一律	水平：4.0%一律 鉛直：2.0%一律
b. 評価結果 (MPa)	発生応力	発生応力	発生応力
主桁	173	171	178
大梁	188	186	184
横補強材	130	142	151
ブレース	16	16	14
	許容限界 (裕度)	許容限界 (裕度)	許容限界 (裕度)
	343 (1.98)	343 (2.00)	343 (1.92)
	343 (1.82)	343 (1.84)	343 (1.86)
	343 (2.63)	343 (2.41)	343 (2.27)
	63 (3.93)	63 (3.93)	63 (4.50)

2.3 設計手法の保守性

2.2項で検討したとおり、竜巻防護ネットの設計には線形のスペクトルモーダル解析を適用するが、設計用のスペクトルは±10%方向に拡張したものをを用いている。

そこで、拡張有りのFRSを適用したスペクトルモーダル解析結果（Ⅵ）と、前述した（Ⅲ）～（Ⅴ）の結果との比較を第5表に示す。

拡張有りのスペクトルモーダル解析結果（Ⅵ）は、（Ⅲ）～（Ⅴ）のケースにおける全ての発生応力を十分に包絡しており、設計としての保守性を考慮していることを確認した。

第5表 拡張有りのスペクトルモーダル解析との発生応力の比較 (MPa)

	(Ⅲ)非線形時刻歴 応答解析		(Ⅳ)線形時刻歴 応答解析		(Ⅴ)スペクトルモ ーダル解析 (拡張無し)		(Ⅵ)スペクトル モーダル解析 (拡張有り)	
	発生 応力	許容限界 (裕度)	発生 応力	許容限界 (裕度)	発生 応力	許容限界 (裕度)	発生 応力	許容限界 (裕度)
主桁	173	343 (1.98)	171	343 (2.00)	178	343 (1.92)	232	343 (1.47)
大梁	188	343 (1.82)	186	343 (1.84)	184	343 (1.86)	217	343 (1.58)
横補強 材	130	343 (2.63)	142	343 (2.41)	151	343 (2.27)	180	343 (1.90)
ブレース	16	63 (3.93)	16	63 (3.93)	14	63 (4.50)	17	63 (3.70)

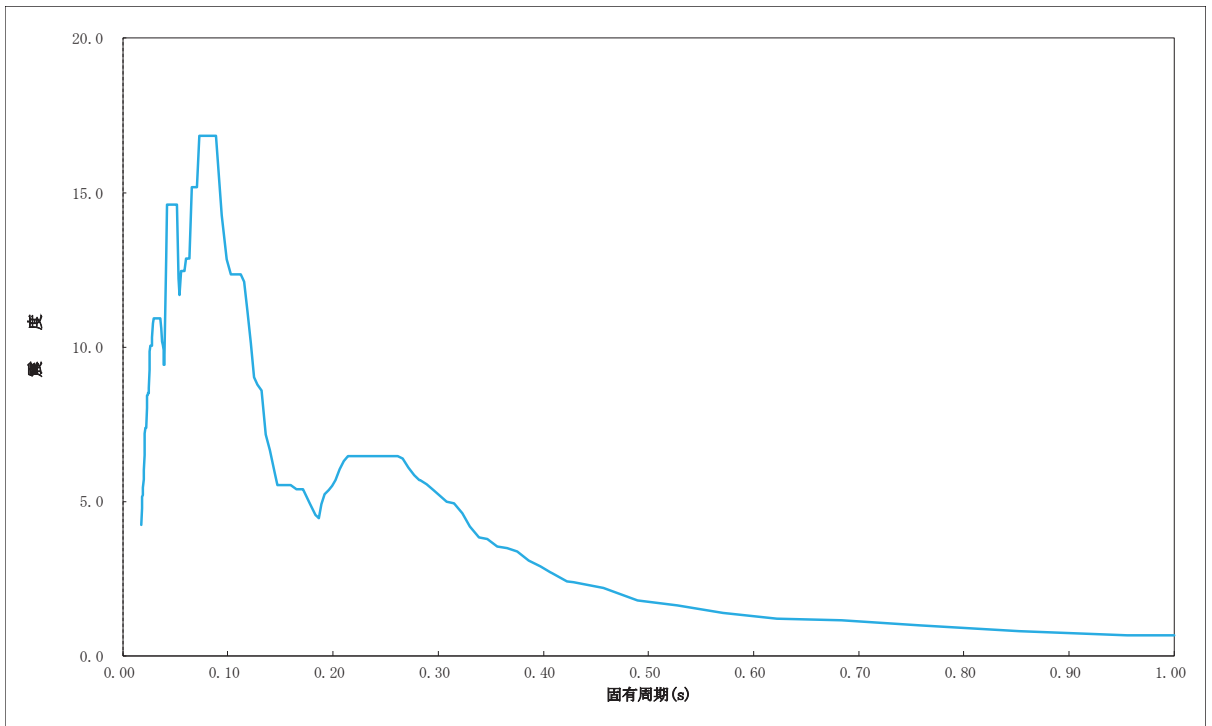
2.4 風荷重の考慮有無

(1) 荷重の組合せ

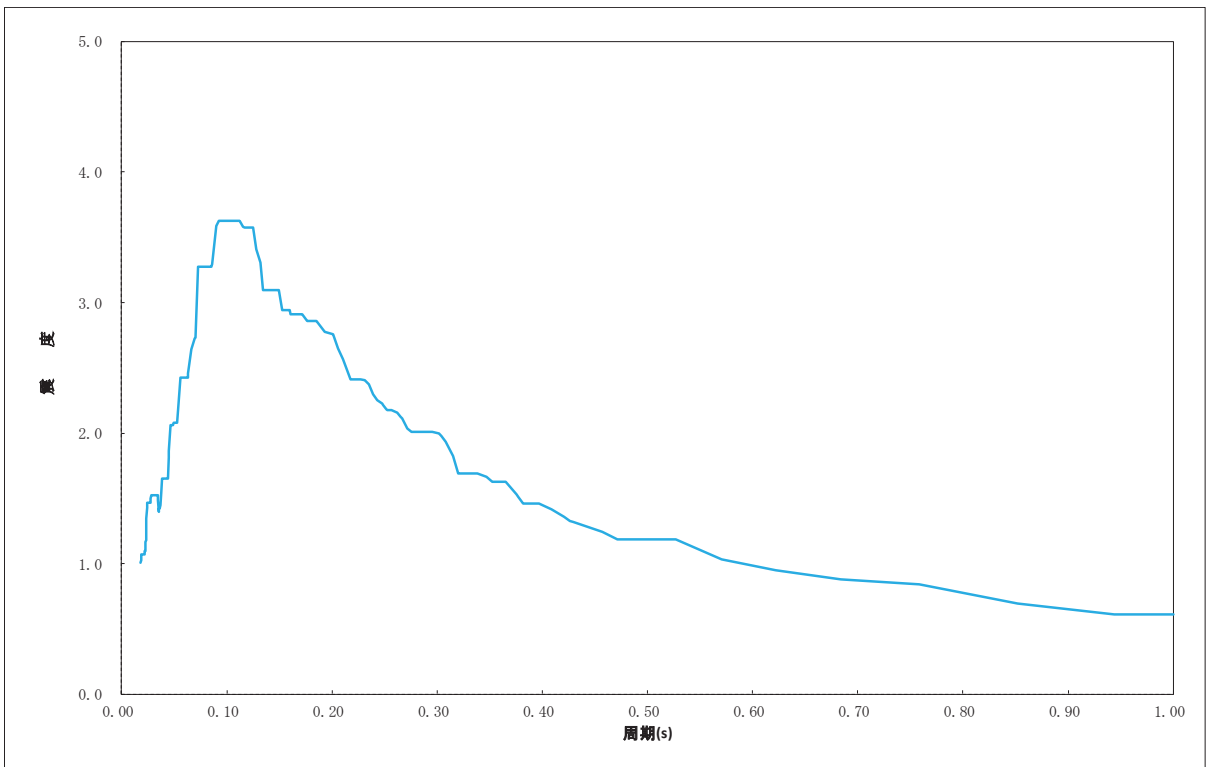
風荷重による耐震評価結果への影響を確認するため、死荷重、積雪荷重、地震荷重に加え、風荷重を考慮した場合と、死荷重、積雪荷重、地震荷重のみ（風荷重を考慮しない）の場合の解析結果を比較する。

(2) 入力地震動

入力する設計用床応答スペクトルは、地震応答の基本ケースに対して周期軸方向に±10%拡幅したスペクトルを使用し、代表地震波として、竜巻防護ネットに対して厳しい評価となる基準地震動S_s-D₂を選定した（第5図，第6図）。

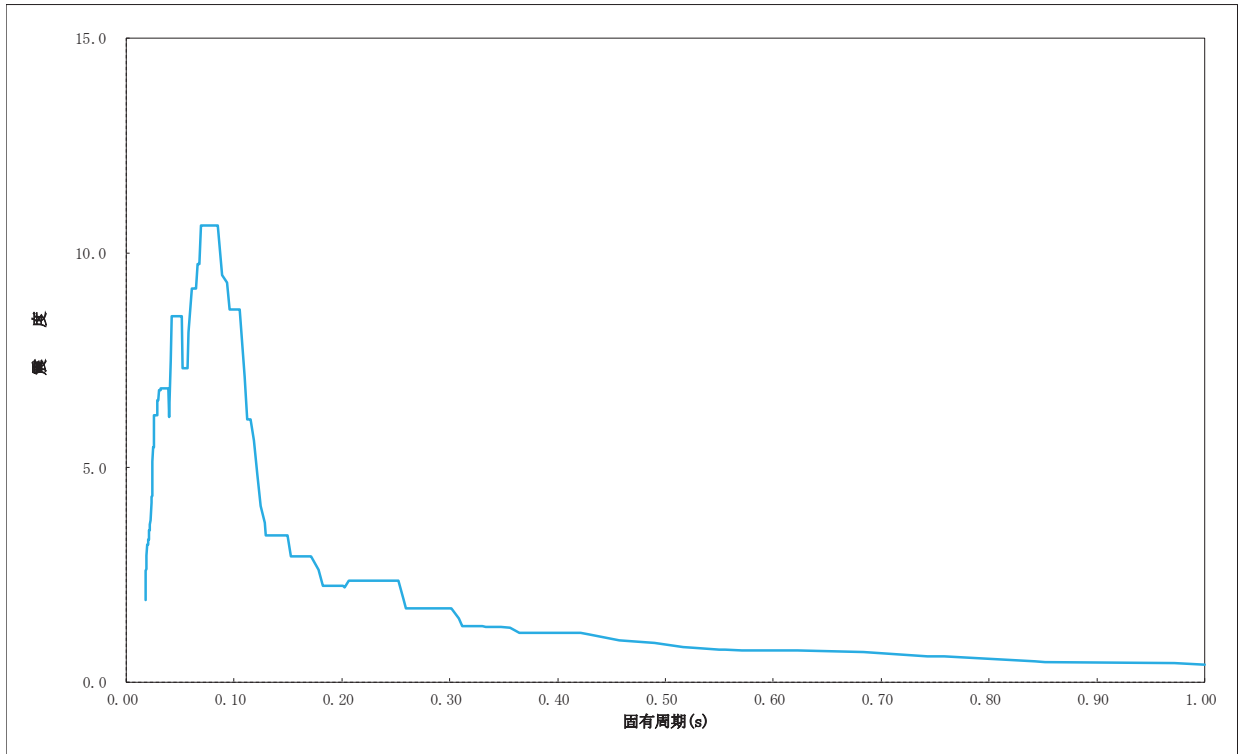


(a) 水平方向（横断面） 減衰定数 4.0%



(b) 水平方向（縦断面） 減衰定数 4.0%

第5図 風荷重の考慮有無の検討に適用する床応答スペクトル（水平方向）



減衰定数 2.0%

第 6 図 風荷重の考慮有無の検討に適用する床応答スペクトル（鉛直方向）

(3) 解析結果

解析結果を第 6 表に示す。全ての部材（主桁，大梁，横補強材，ブレース）において，風荷重考慮の有無によらず発生応力はほぼ同じ値となることを確認した。

以上より，耐震設計においては，荷重の組合せに風荷重を考慮しない方針とする。

第 6 表 風荷重有無の影響 解析結果

	風荷重考慮 (MPa)		風荷重未考慮 (MPa)	
	発生応力	許容限界 (裕度)	発生応力	許容限界 (裕度)
主桁	233	343 (1.47)	232	343 (1.47)
大梁	217	343 (1.58)	217	343 (1.58)
横補強材	184	343 (1.86)	180	343 (1.90)
ブレース	17	63 (3.70)	17	63 (3.70)

3. まとめ

竜巻防護ネットの耐震設計に適用している以下の手法について、それぞれ異なる解析手法との比較等を実施して影響を確認した。

○3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析を適用

⇒非線形時刻歴解析と比較し、結果の差異は軽微であることを確認。

○地震荷重（水平／鉛直）の組合せにはSRSS法を適用

⇒時刻歴代数和と比較し、結果の差異は軽微であることを確認。

○荷重の組合せは、死荷重＋積雪荷重＋地震荷重を考慮

⇒風荷重を考慮した解析結果と比較し、結果の差異は軽微であることを確認。

以上の検討結果および拡幅有りのスペクトルを適用したスペクトルモーダル解析の保守性を確認した結果から、耐震設計の手法が妥当であることを確認した。

ゴム支承のモデル化について

1. 基本方針

竜巻防護ネットの解析手法の妥当性検証において、非線形時刻歴解析を実施する際のゴム支承のモデル化の考え方について以下に示す。

○道路橋支承便覧において、竜巻防護ネットに採用する水平力分散型ゴム支承は、ゴム支承の荷重-変位特性を線形部材としてモデル化してよいとの記載がある。一方、免震支承の場合は強い非線形履歴特性を有し、その特性を非線形部材としてモデル化する場合は、一般にバイリニア型として一次剛性や二次剛性を設定することが書かれている。

○上記の道路橋支承便覧の記載を踏まえ、今回採用する水平力分散型ゴム支承の弱い非線形履歴特性をバイリニア型としてモデル化し、非線形解析を実施する。その際、バイリニア型としてモデル化するに当たり、ゴム支承のせん断剛性試験にて得られた荷重-変位特性を用いて、一次剛性や二次剛性の値を決定する。

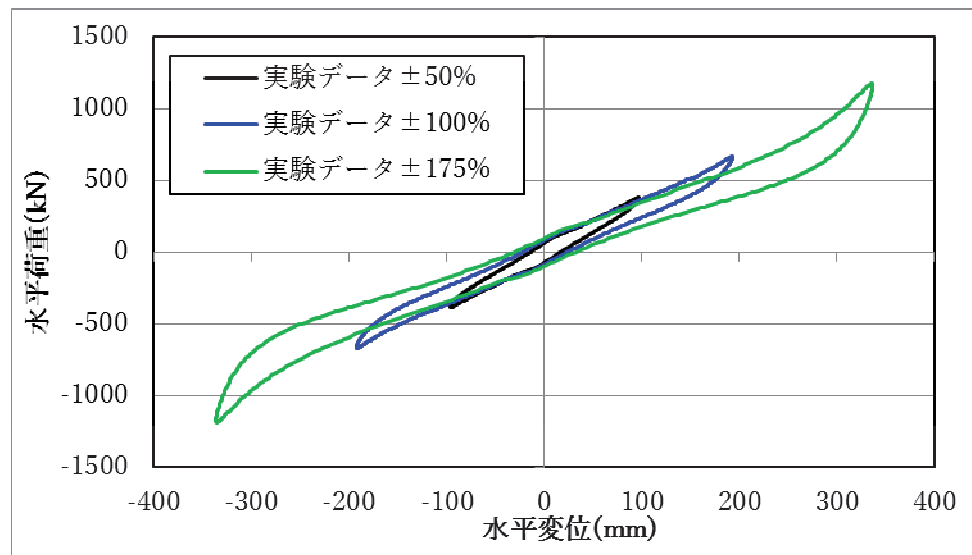
○ゴム支承の線形モデルについても、ゴム支承のせん断剛性試験より等価剛性を設定することとし、その方法については道路橋支承便覧によるものとする。

2. ゴム支承のせん断剛性試験結果

せん断ひずみ依存性試験結果を第7図に示す。付与するせん断ひずみの大きさ（±50%、100%、175%）により、水平荷重-水平変位特性が異なることから、ゴム支承の線形モデル及び非線形モデルを決定するにあたり、どのせん断ひずみ条件における試験結果を適用するかを決定する必要がある。そのため、 $S_s - D_2$ の地震波を用いた時刻歴応答解析を実施し、地震時に生じるゴム支承のせん断ひずみを確認した。時刻歴応答解析に入力する時刻歴加速度は地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおけるSRSS法の適用性確認に用いた地震波（第1～2図）を適用する。解析条件とその結果を第7表と第8図に示す。

第8図に示すとおり、当該設備として考慮すべき応答はせん断ひずみ±50%～100%に相当する。ここで、第7図の各せん断ひずみにおける試験結果によると、せん断ひずみが大きい方が、試験より得られる水平荷重-水平変位の非線形性が大きいことから、今回の評価では非線形性の影響がより顕著に発生するよう、せん断ひずみ±100%の試験結果に基づきゴム支承の非線形履歴特性を設定する。

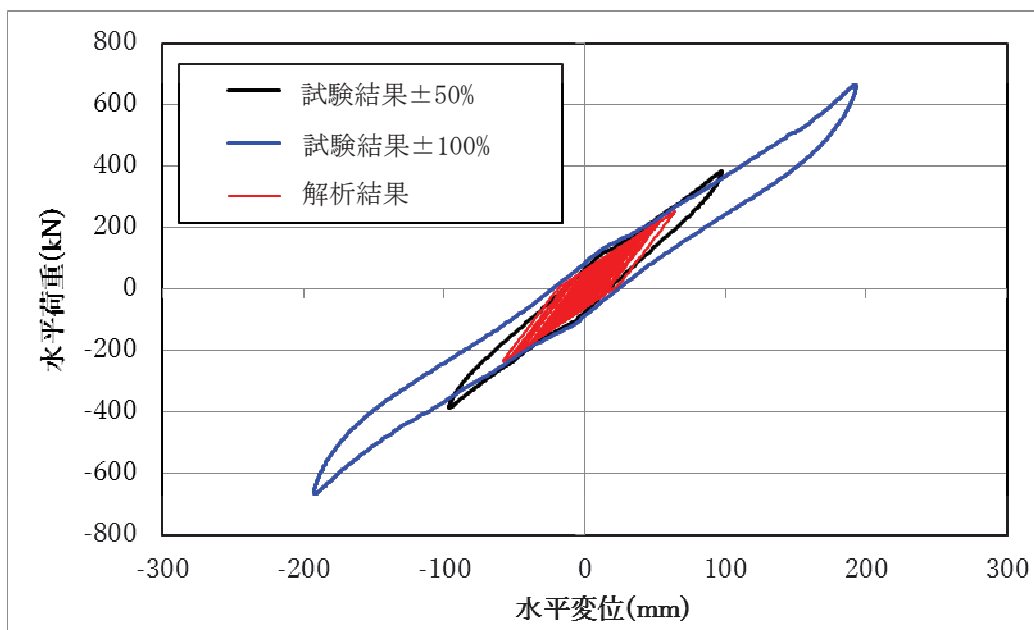
なお、線形解析に用いる等価剛性についても、上記と同様にせん断ひずみ±100%の試験結果に基づき設定する。



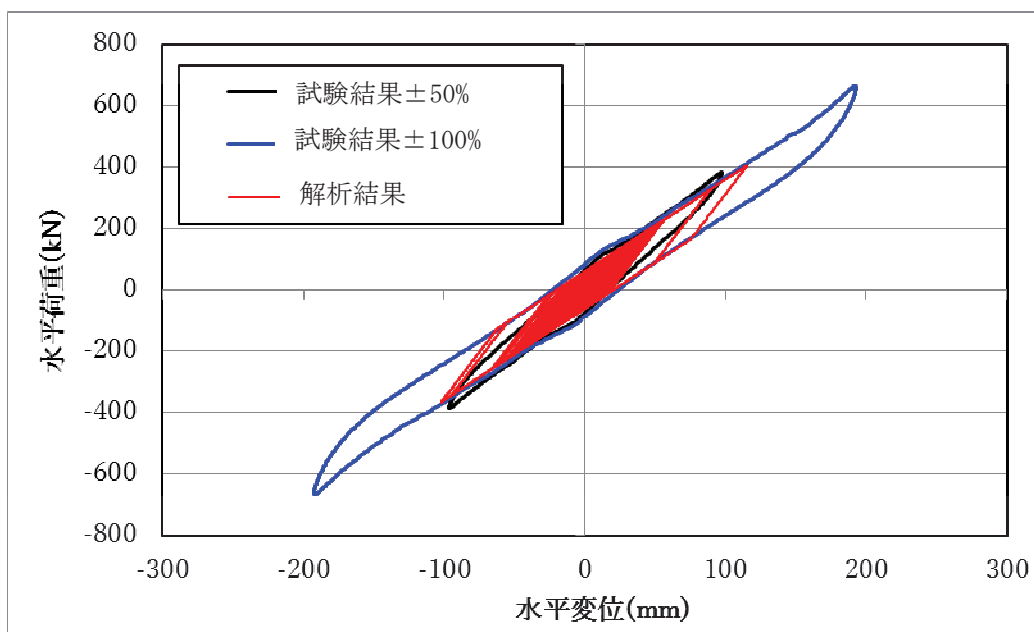
第7図 せん断ひずみ依存性試験 荷重-変位曲線

第7表 時刻歴応答解析条件（ゴム支承のせん断ひずみ範囲の確認）

地震応答解析法	入力する地震動	地震動種類	ゴム支承の解析モデル	減衰評価
時刻歴応答解析	時刻歴	S s - D 2	非線形	ひずみエネルギー比例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：0%（履歴減衰）



フレームゴム支承



大梁ゴム支承

試験結果±50%：総ゴム厚の±50%に相当する水平変位を与えた場合のせん断剛性
 試験結果±100%：総ゴム厚の±100%に相当する水平変位を与えた場合のせん断剛性

第 8 図 時刻歴応答解析結果と試験結果の比較

3. ゴム支承の線形モデル

今回の検証解析に用いるゴム支承の線形モデルにおいて、せん断剛性試験より算出する等価剛性は、道路橋支承便覧に基づき以下の式にて算出する。せん断剛性の算出方法のイメージを第9図に示す。

$$K_{se} = (F_{max} - F_{min}) / (\delta_{max} - \delta_{min})$$

ここに

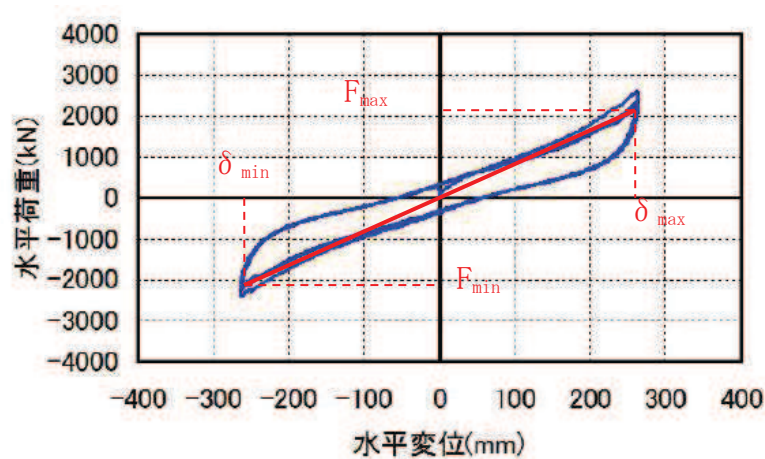
K_{se} : ゴム支承のせん断剛性(等価剛性)

F_{max} : 最大荷重

δ_{max} : せん断ひずみ (+100%変位)

F_{min} : 最小荷重

δ_{min} : せん断ひずみ (-100%変位)



第9図 せん断剛性における等価剛性の算出方法

4. ゴム支承 非線形モデル

本評価に用いる水平力分散型ゴム支承の非線形モデルは、前述したとおり、道路橋支承便覧を参考にバイリニア型でモデル化を行う。その際、せん断剛性試験にて取得した荷重-変位曲線に基づきモデル化を実施しており、モデル化方法の詳細を以下に示す。

非線形モデルの設定方法

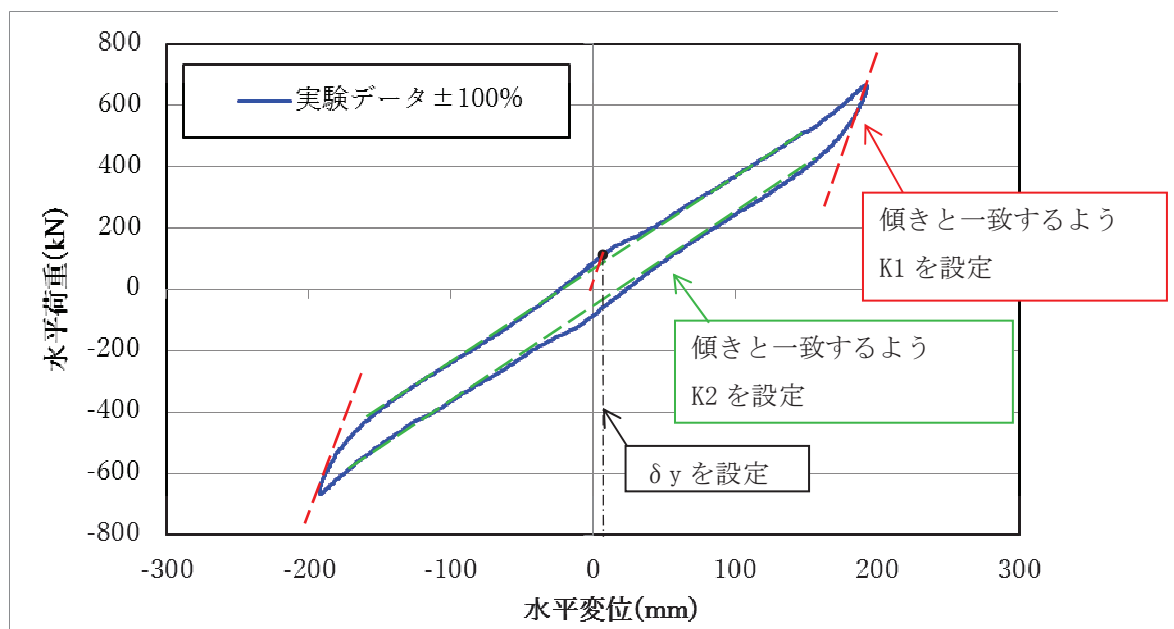
せん断ひずみ試験果（±100%）により得られた荷重-変位特性に基づき，以下に示す3つのパラメータを設定する（第10図参照）。

K1 : 一次剛性

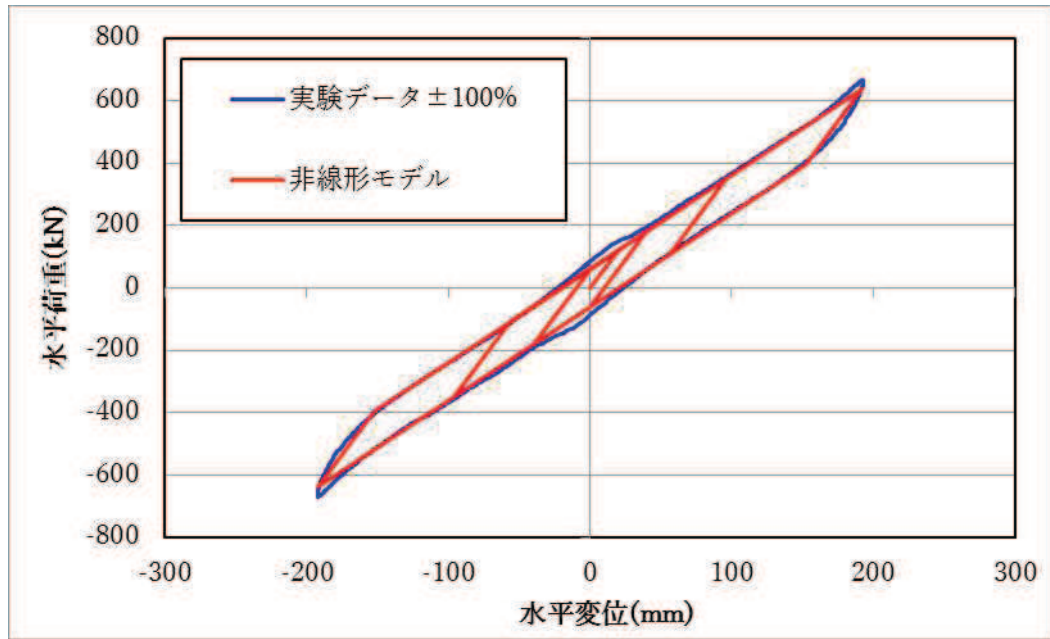
K2 : 二次剛性

δy : 一次剛性から二次剛性へ変わる変位点

設定したパラメータを適用した非線形モデルの荷重-変位特性と試験結果との比較を第11図に示す。設定した非線形モデルが試験データの荷重-変位特性を再現していることが分かる。



第10図 ゴム支承の非線形モデル パラメータ設定の考え方



第 11 図 ゴム支承の非線形モデルと試験結果との比較

ゴム支承の鉛直剛性による固有周期への影響

1. ゴム支承の鉛直剛性の設定

衝突解析に用いるゴム支承の鉛直剛性は、「補足 710-1 竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の補足説明資料 (5.6 項)」に記載のとおり、道路橋支承便覧から求まる設計値 (972kN/mm) を適用する方針である。

上記の考え方を踏襲し、工事計画認可申請における耐震設計に用いる鉛直剛性についても、道路橋支承便覧の設計値 (972kN/mm) を適用する方針である。

2. 設置変更許可審査での鉛直剛性の設定について

道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編では、一般的な橋の動的解析におけるゴム支承の鉛直方向の支持条件は、厳密にはばね支持となるが、解析結果への影響は一般に小さいため、拘束としてよいとの記載がある。上記の道路橋示方書の記載を踏まえ、設置変更許可審査においては竜巻防護ネットの耐震設計では、ゴム支承の鉛直剛性に十分剛な値を設定する方針としていた。

そこで、設置変更許可申請時と工事計画認可申請時におけるゴム支承の鉛直剛性の比較を第 1 表に示す。

第 1 表 耐震解析におけるゴム支承の鉛直剛性

設置許可段階	工事計画認可申請段階
剛 (道路橋示方書では拘束としてよいと記載されている)	972kN/mm (道路橋支承便覧から求まる設計値)

3. 鉛直剛性による固有周期への影響

ゴム支承の鉛直剛性による耐震設計への影響を確認するため、鉛直剛性を剛とした場合と、道路橋支承便覧の設計値 (972kN/mm) とした場合のフレーム及び大梁の主要な振動モードの固有周期を第 2 表に示す。

鉛直剛性を剛から道路橋支承便覧の設計値に変更した場合の、固有周期への影響は 0.002 秒以下であり、鉛直剛性の設定の違いが耐震解析結果へ与える影響は非常に軽微であることを確認した。

第2表 鉛直剛性による振動モードの固有周期への影響

鉛直剛性	剛	972kN/mm
主桁鉛直方向 固有周期	0.249 秒	0.250 秒
大梁鉛直方向 固有周期	0.291 秒	0.293 秒

4. まとめ

工事計画認可申請における耐震設計に用いる鉛直剛性は、衝突解析の考え方を踏襲し、道路橋支承便覧の設計値（972kN/mm）を適用する。

また、ゴム支承の鉛直剛性による耐震解析への影響を確認するため、鉛直剛性を剛とした場合と、道路橋支承便覧の設計値(972kN/mm)とした場合の固有周期を比較し、鉛直剛性が耐震解析結果へ与える影響は非常に軽微であることを確認した。

ゴム支承の物性の不確かさケースの評価結果について

1. 概要

ゴム材料を使用しているゴム支承部は、環境条件等による物性の変化が大きいことが一般的に知られていることから、竜巻防護ネットのゴム支承の不確かさを考慮した設計を行う方針としている。

これらゴム支承の使用環境の影響による特性変化を確認するため、各種依存性試験を実施し（添付資料 6，補足 710-1 参照），その結果，得られたせん断剛性及び鉛直剛性のばらつきを地震応答解析に反映することで，剛性のばらつきを考慮した場合でも竜巻防護ネットの耐震性が損なわれないことを確認する。

2. ゴム支承の物性の不確かさ

2.1 ゴム支承の剛性の設定方針

環境条件等によるゴム支承の不確かさを考慮するため，経年変化や使用温度等の各種要因がゴム支承の剛性に対して及ぼす影響の程度を各種試験にて確認し，解析モデルに反映する。具体的には，試験で得られたゴム支承の剛性のばらつきをプラス側とマイナス側でそれぞれ重畳させ，最大のばらつき範囲を想定した剛性を用いて地震応答解析を実施する。これにより，物性が大きく変動している状況においても耐震性が確保されることを確認する。

2.2 試験結果

水平方向は添付資料 6，鉛直方向は「補足 710-1 竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の補足説明資料」に示すとおり，経年変化や使用温度等によるゴム支承のせん断剛性及び鉛直剛性へ影響程度を確認するために各種特性試験を実施した。

これらの試験結果を踏まえ，ゴム支承の不確かさの影響を評価するために設定するばらつきの範囲を第 2-1 表（せん断剛性），第 2-2 表（鉛直剛性）に示す。

第 2-1 表 せん断剛性のばらつき設定

項目	変化率	
	剛性変化 (+側)	剛性変化 (-側)
繰返し数	—	-10%
温度	+25%	-5%
熱老化	+10%	—
初期ばらつき	+10%	-10%
積算値	+45%	-25%
影響確認用	+50%	-30%

第 2-2 表 鉛直剛性のばらつき設定

項目	変化率			
	剛性変化 (+側)		剛性変化 (-側)	
	圧縮剛性	引張剛性	圧縮剛性	引張剛性
せん断ひずみ	—	—	-15%	—
繰返し数	—	—	-10%	-15%
温度	+30%	+15%	-10%	-5%
熱老化	+5%	—	—	-20%
初期ばらつき	+30%	+30%	-30%	-30%
積算値	+65%	+45%	-65%	-70%
影響確認用	+70%	+50%	-70%	-75%

2.3 試験結果を踏まえた剛性の設定

せん断剛性及び鉛直剛性の基準値に対し、前項に述べた各種依存性試験より得られたばらつき範囲を考慮し、解析に用いる剛性値を決定する。具体的な剛性値を第2-3表、第2-4表に示す。

第2-3表 ばらつきを考慮したせん断剛性

項目	変化率	
	剛性変化(+側)	剛性変化(-側)
基準値 (kN/mm)	3.33	
影響確認用	+50%	-30%
ばらつきとして考慮する剛性値 (kN/mm)	5.00	2.33

第2-4表 ばらつきを考慮した鉛直剛性

項目	変化率			
	剛性変化(+側)		剛性変化(-側)	
	圧縮剛性	引張剛性	圧縮剛性	引張剛性
基準値 (kN/mm)	972 ^{*1}	1130 ^{*2}	972 ^{*1}	171
影響確認用 (剛性値 kN/mm)	+70% (1660)	+50% (1700)	-70% (291)	-75% (42.7)
ばらつきとして考慮する剛性値 (kN/mm)	1700 ^{*3}		42.7 ^{*4}	

注記 *1：設計条件における基本ケースの剛性値。

*2：速度依存性試験結果を基準値として考慮する。

*3：圧縮剛性及び引張剛性について、それぞれの基準値にばらつきを考慮した場合の剛性が大きい方を考慮する。

*4：圧縮剛性及び引張剛性について、それぞれの基準値にばらつきを考慮した場合の剛性が小さい方を考慮する。

第2-3表、第2-4表のうち、せん断/鉛直剛性の組合せとしては、両ケースともにプラス側を採用した場合、マイナス側を採用した場合の2ケースを実施する。

第2-5表 せん断/鉛直剛性の組合せ

	せん断剛性 (kN/mm)	鉛直剛性 (kN/mm)	備考
ケース 1	5.00	1700	+側
ケース 2	2.33	42.7	-側

3. ゴム支承の不確かさケースの固有値解析結果

ゴム支承の不確かさを考慮した場合の固有値解析結果を第 3-1 表に示す。

水平方向 (X 方向及び Y 方向) の固有周期は、第 2-3 表に示すせん断剛性の 1/2 乗にほぼ反比例し、ばね要素における固有周期と剛性の一般式に基づく関係にあることが確認できる。

鉛直方向 (Z 方向) の固有周期は、ゴム支承の不確かさケース (+側) と基本ケースでほぼ同値となり、ゴム支承の不確かさケース (-側) は基本ケースよりも大きくなることが確認できる。不確かさケース (+側) の固有周期については、基本ケースの鉛直剛性はほぼ剛であり、不確かさケース (+側) としてさらに剛性が大きくなっても固有周期には影響が生じなかったものと考えられる。一方、不確かさケース (-側) の固有周期については、基本ケースの鉛直剛性の約 1/20 倍と非常に保守的な値を設定したため、ゴム支承部が剛結合からばね結合の挙動に変化し、固有周期が増加したものと考えられる。

なお、両端がゴム支承の上に固定されている大梁は、一端がゴム支承で固定されているフレームよりも不確かさケース (-側) の固有周期への影響が大きく、基本ケースからの変動幅が大きくなっている。

第3-1表 固有周期

[単位 : s]

		不確かさケース (+側)	不確かさケース (-側)	基本ケース
フレーム	X 方向	0.559	0.818	0.685
	Y 方向	0.305	0.438	0.369
	Z 方向	0.249	0.266	0.250
大梁	X 方向	0.386	0.552	0.466
	Y 方向	0.650	0.950	0.795
	Z 方向	0.292	0.345	0.293

4. ゴム支承の不確かさケースの解析結果

基準地震動 S s 7 波の設計用床応答スペクトルに対して、ゴム支承の不確かさを考慮した条件での地震応答解析結果を第 4-1 表、第 4-2 表に示す。

不確かさケース（+側）の各部の評価結果は以下のとおり。

○各部の発生応力や発生荷重

基本ケースに比べてゴム支承の剛性が高くなった影響により固有周期が全体に短周期側に遷移したため、入力震度（設計用床応答スペクトルの読み取り値）が大きくなり、全体的に発生応力や発生荷重が増加する傾向になっている。

○各部の移動量

ゴム支承の剛性が大きくなったためゴム支承の変形が生じ難くなっているため減少する傾向だが、発生応力や発生荷重と同様に固有周期の遷移による入力震度の増加が影響し大きくなっている場合もある。

不確かさケース（-側）の各部の評価結果は以下のとおり。

○各部の発生応力や発生荷重

基本ケースに比べてゴム支承の剛性が低下した影響により固有周期が全体に長周期側に遷移したため、入力震度（設計用床応答スペクトルの読み取り値）が小さくなり、全体的に発生応力や発生荷重が低下する傾向になっている。しかし、大梁、ゴム支承等の一部部材では基本ケースに比べて応力が大きくなる傾向になっているが、これは前述のとおりゴム支承部が剛結合からばね結合の挙動となり、基本ケースでははりの振動モードによる応答のみが生じていたが、ゴム支承の不確かさケース（-側）でははりの振動モードによる応答に加え、ばね要素の振動モードにより生じる応答も作用したためと考えられる。

○各部の移動量

ゴム支承の剛性が低下したため、ゴム支承の変形が生じやすくなっている影響で基本ケースよりも結果が大きくなっている。

上記のように固有周期の変動等によって、不確かさケースは基本ケースとは異なる結果になっているものの、いずれの不確かさケースについても各部材の発生応力が許容限界を下回ること、ゴム支承に発生するせん断ひずみが許容限界を下回ること、フレーム及び大梁に発生する移動量がクリアランスの許容限界以下に収まることを確認した。

以上より、ゴム支承の物性の不確かさを考慮したケースにおいても竜巻防護ネットの耐震性が損なわれないことを確認した。

第4-1表 解析結果一覧（ケース1：+側）*1

評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度	基本ケース での発生値 (MPa)	
フレーム	主桁	組合せ	254	343	1.35	234	
	横補強材	組合せ*2	0.79	1	1.26	0.56	
	ブレース	圧縮応力	24	62	2.58	17	
大梁	大梁	組合せ*2	0.69	1	1.44	0.68	
大梁ゴム支承	ゴム支承 本体	ゴム本体	せん断ひずみ*2	111	250	2.25	109
			圧縮応力	4	23	5.75	4
		引張応力	0.6	2.0	3.33	0.6	
		内部鋼板	引張応力	43	280	6.51	43
		ゴム支承取付ボルト	引張応力	190	420	2.21	133
		基礎ボルト	引張応力	114	235	2.06	81
フレーム ゴム支承	ゴム支承 本体	ゴム本体	せん断ひずみ*2	90	250	2.77	92
			圧縮応力	2	23	11.50	2
		引張応力	0.5	2.0	4.00	0.5	
		内部鋼板	引張応力	22	280	12.72	22
		ゴム支承取付ボルト	引張応力	161	420	2.60	116
		基礎ボルト	引張応力	106	257	2.42	73
可動支承	構造部材	水平荷重*3	520	2900	5.57	313	
		鉛直荷重（圧縮）*3	662	5600	8.45	654	
		鉛直荷重（引張）*3	257	1800	7.00	250	
フレーム/ 北側隔壁接続部	X方向	移動量*4	129	300	2.32	125	
	Y方向	移動量*4	116	250	2.15	125	
フレーム/ 南側隔壁接続部	X方向	移動量*4	130	300	2.30	125	
フレーム/ 側壁接続部	Y方向	移動量*4	225	350	1.55	204	
フレーム/ 大梁接続部	X方向	移動量*4	150	350	2.33	167	

注記 *1：本表に記載の結果は暫定値

*2：発生値，許容限界は無次元

*3：発生値，許容限界の単位（kN）

*4：発生値，許容限界の単位（mm）

第4-2表 解析結果一覧（ケース2：一側）*1

評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度	基本ケース での発生値 (MPa)	
フレーム	主桁	組合せ	208	343	1.64	234	
	横補強材	組合せ*2	0.47	1	2.12	0.56	
	ブレース	圧縮応力	15	62	4.13	17	
大梁	大梁	組合せ*2	0.73	1	1.36	0.68	
大梁ゴム支承	ゴム支承 本体	ゴム本体	せん断ひずみ*2	134	250	1.86	109
			圧縮応力	4	23	5.75	4
		引張応力	1.2	2.0	1.66	0.6	
		内部鋼板	引張応力	43	280	6.51	43
		ゴム支承取付ボルト	引張応力	80	420	5.25	133
		基礎ボルト	引張応力	71	257	3.61	81
フレーム ゴム支承	ゴム支承 本体	ゴム本体	せん断ひずみ*2	107	250	2.33	92
			圧縮応力	2	23	11.50	2
		引張応力	1.2	2.0	1.66	0.5	
		内部鋼板	引張応力	22	280	12.72	22
		ゴム支承取付ボルト	引張応力	73	420	5.75	116
		基礎ボルト	引張応力	68	257	3.77	73
可動支承	構造部材	水平荷重*3	273	2900	10.62	313	
		鉛直荷重（圧縮）*3	953	5600	5.87	654	
		鉛直荷重（引張）*3	473	1800	3.80	250	
フレーム/ 北側隔壁接続部	X方向	移動量*4	148	300	2.02	125	
	Y方向	移動量*4	149	250	1.67	125	
フレーム/ 南側隔壁接続部	X方向	移動量*4	148	300	2.02	125	
フレーム/ 側壁接続部	Y方向	移動量*4	253	350	1.38	204	
フレーム/ 大梁接続部	X方向	移動量*4	192	350	1.82	167	

注記 *1：本表に記載の結果は暫定値

*2：発生値，許容限界は無次元

*3：発生値，許容限界の単位（kN）

*4：発生値，許容限界の単位（mm）

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-13_改1
提出年月日	2021年 3月12日

補足-600-13 使用済燃料貯蔵ラックの減衰定数について

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	4
2.3	既工認と今回工認の耐震設計手法の比較	6
2.4	設置変更許可段階における燃料ラックの減衰定数の考え方	7
3.	加振試験に基づく減衰定数設定の全体概要	8
4.	減衰特性の確認試験	10
4.1	実物大加振試験の概要	10
4.2	供試体ラックの水中加振試験装置及び試験手法について	12
4.3	試験結果	22
4.4	加振試験における試験条件の妥当性	27
5.	試験結果に基づく燃料ラックの設計用減衰定数の設定	28
5.1	実機応答と供試体応答の比較	28
5.2	設計用減衰定数の設定	29
6.	結論	30
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	応答倍率による減衰比の算出方法	
別紙-5	スロッシングによる減衰への影響について	
別紙-6	減衰の応答依存性を考慮した燃料ラックの減衰定数の確認方法	
別紙-7	燃料ラックと供試体ラックの振動モードについて	
別紙-8	加振試験範囲を超える応答加速度での減衰定数について	
別紙-9	NASTRAN 仮想質量法を用いた刺激関数の算出手順について	
別紙-10	固有振動数による減衰定数への影響について	
別紙-11	燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$ 及び振動モードの詳細について	
別紙-12	貯蔵率を変化させた加振試験における燃料集合体の配置条件について	

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 J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版」（以下「J E A G 4 6 0 1」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、使用済燃料プール（以下「燃料プール」という。）内に設置され、また、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、燃料集合体の着座部の摩擦、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、加振試験結果に基づき設定した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

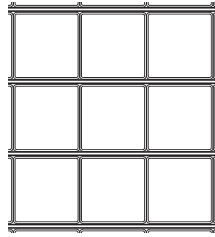
燃料プールには、角管型の燃料ラックを設置している。

角管型の燃料ラックは角管と補強板を溶接することで、格子状のセルを構成している。角管型の燃料ラックの構造概要図を図 2-1 に示す。

燃料ラックには、表 2-1 に示すとおり、角管を 10 列×11 列に配列した貯蔵体数 110 体のラックと、同じく 10 列×17 列に配列した貯蔵体数 170 体のラックの 2 種類があり、図 2-2 に示すとおり、燃料プール内に配置している。

表 2-1 燃料ラック型式と貯蔵体数

設置場所	ラック型式	貯蔵体数	貯蔵列数
女川 2 号機 燃料プール	角管型	110 体	10 列×11 列
		170 体	10 列×17 列



角管型の燃料ラック断面図

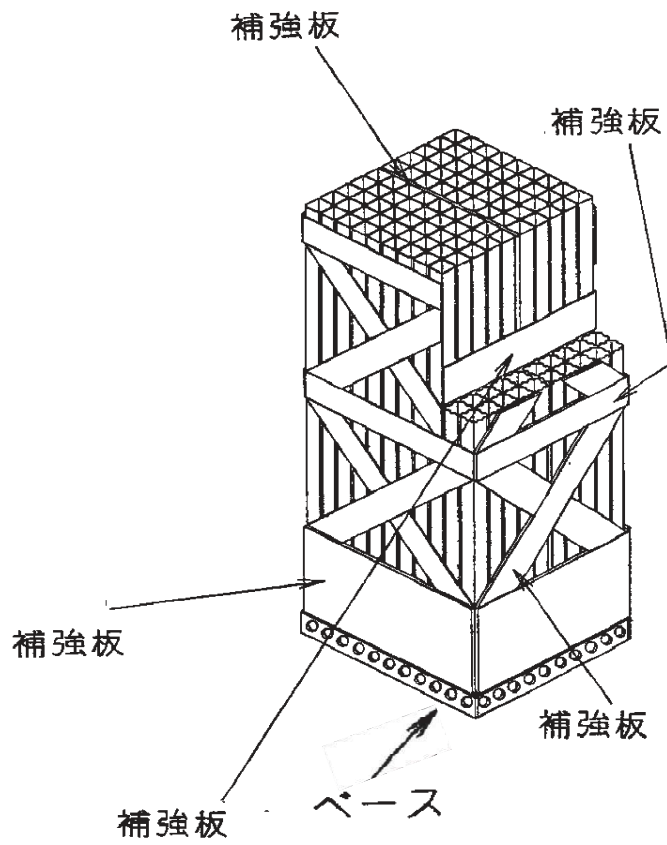
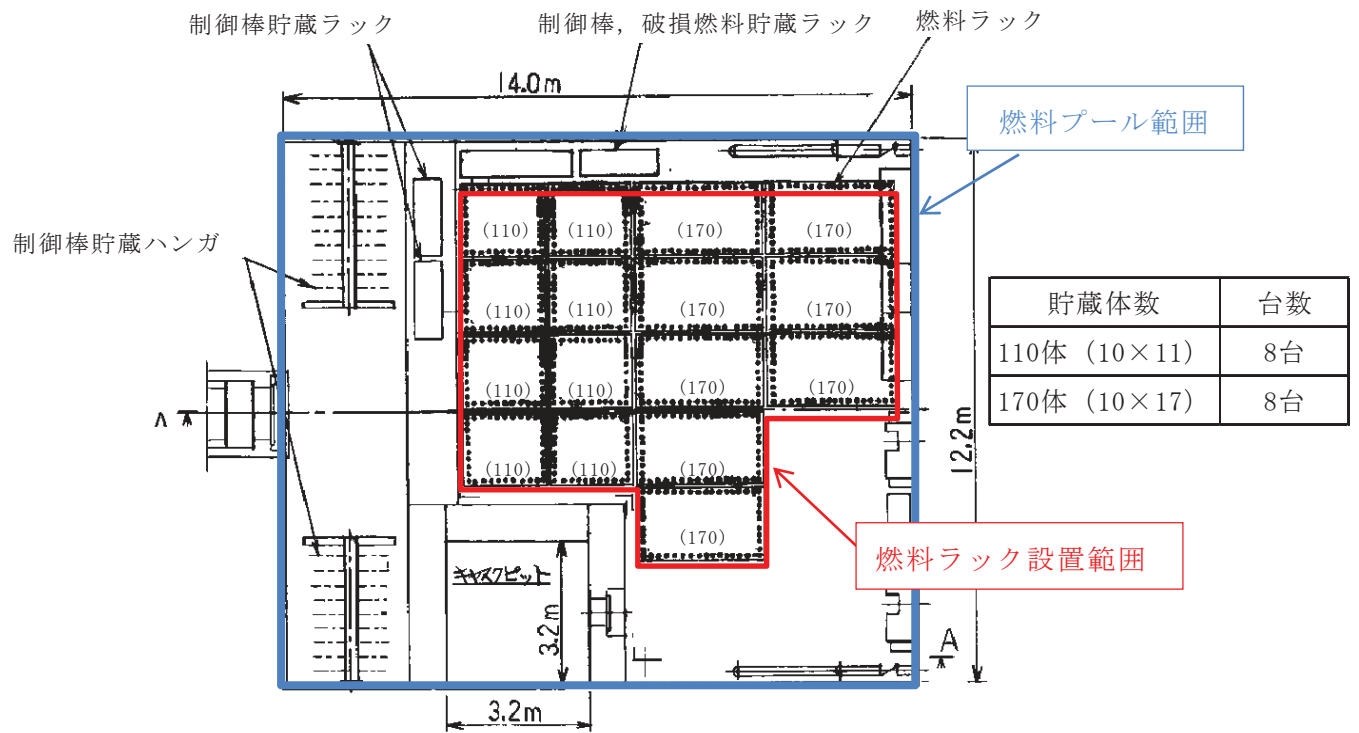


図 2-1 角管型の燃料ラック構造概要図（貯蔵体数 110 体の例）



※()内の数字はラックの貯蔵体数

図 2-2 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図 2-3 及び図 2-4 に示す。

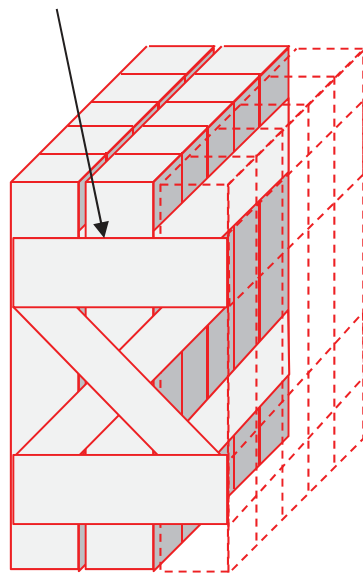
角管型の燃料ラックは、角管と補強板の接触面全面を溶接しているため、はり要素でモデル化し、一部の補強板は断続溶接となっている面を有するため、シェル要素にてモデル化した 3 次元有限要素モデル (FEM モデル) としている。

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等分布に与えている。

既工認の応力評価は、部材 (角管、補強板) 及び基礎ボルトに対して実施しており、部材の応力は図 2-4 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て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て評価している。

なお、各部の許容応力は「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG 4601・補-1984」に規定されている「その他の支持構造物」の許容応力を用いている。

補強板 (ブレース) と
角管を溶接



補強板と角管を溶接

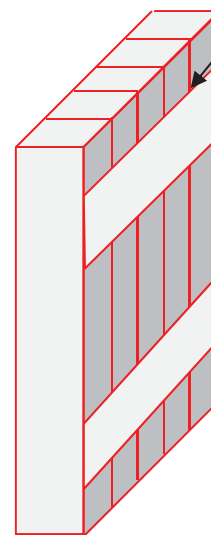


図 2-3 角管型の燃料ラックの溶接部概要図

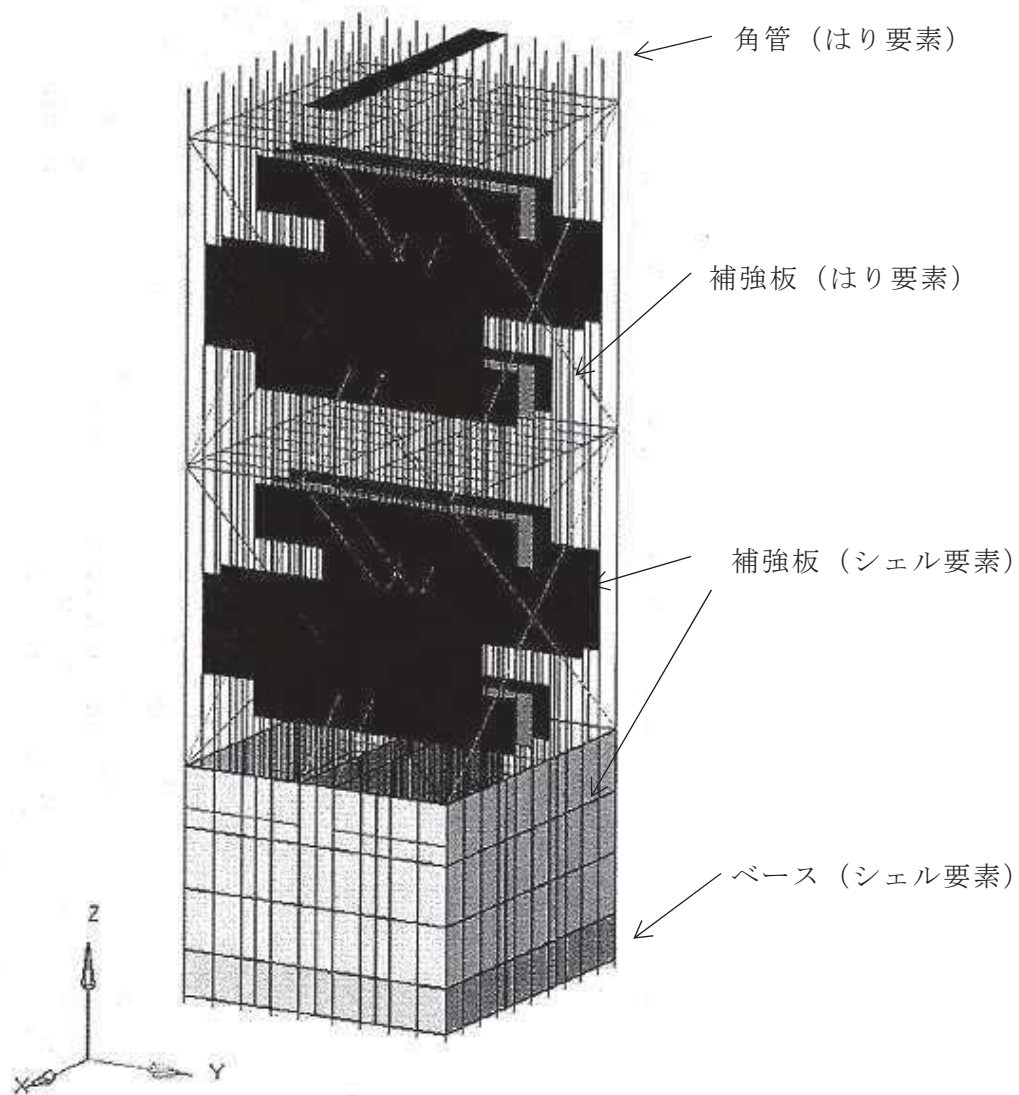


図 2-4 角管型の燃料ラックの解析モデル概要図 (110 体の例)

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表 2-2 に示す。既工認からの変更は設計用減衰定数のみである。

表 2-2 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

		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%	S _s : 10.0% S _d : 7.0%
	鉛直方向	—	—
許容応力		J E A G 4 6 0 1	同左
地盤・建屋等の不確かさの考慮		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

2.4 設置変更許可段階における燃料ラックの減衰定数の考え方

設置変更許可段階では、平成 25 年 12 月設置変更許可申請時の基準地震動 $S_s - 1, 2$ (以下「 $S_s - 1, 2$ 」という。)に対する地震応答及び燃料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実施した加振試験で得られた結果に基づき、十分に余裕を考慮した燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数として 7.0%と設定することが可能であることを確認した。なお、地盤特性の不確かさなどを考慮した基準地震動 S_s に対する確定条件に対しては、工認段階において、燃料ラックの設計用減衰定数を改めて確認することとしていた。

図 2-5 に燃料ラックの設置位置近傍の O.P.22.500m における $S_s - 1, 2$ 及び基準地震動 S_s の床応答曲線の比較を示す。燃料ラックの固有周期における応答加速度は増大しており、燃料ラックの地震荷重も増加することになるため、設計用減衰定数が同じ条件であれば、相対的に耐震余裕が小さくなる。

一方、加振試験で得られた燃料ラックの減衰定数(図 4-14)は、燃料ラックの応答加速度が比較的大きい場合には 10%を上回る大きな減衰定数が確認されている。

以上のことを踏まえ、今回工認においては、基準地震動 S_s に対する燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数を 10%とする。

次項以降、基準地震動 S_s に対する燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数として 10%とするものの適用性を説明する。

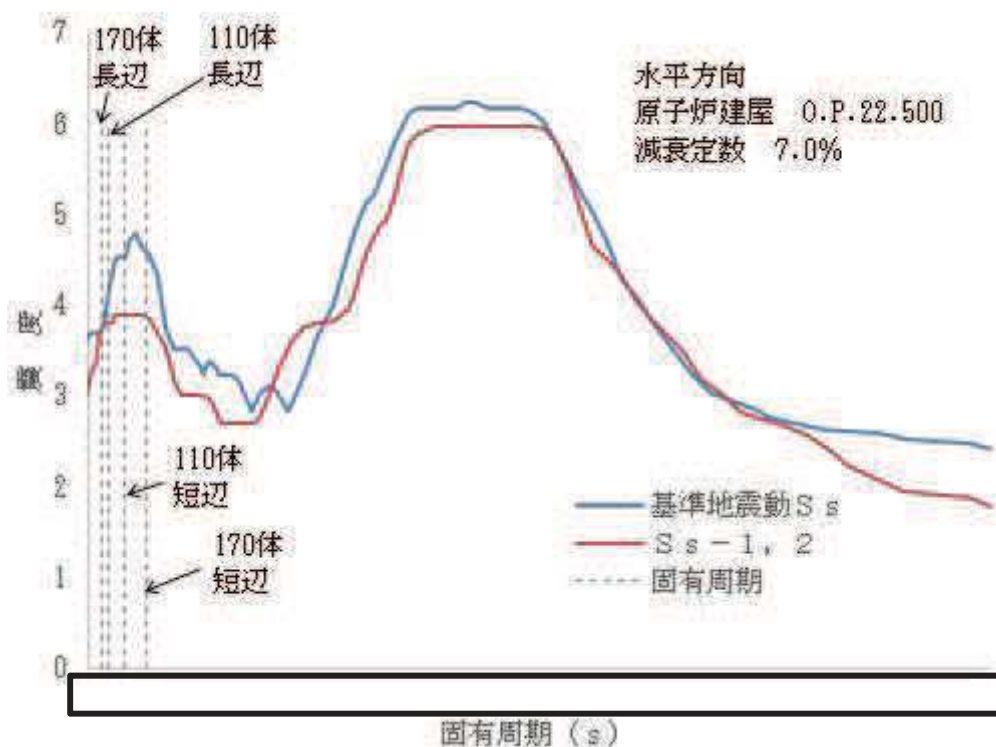


図 2-5 $S_s - 1, 2$ 及び基準地震動 S_s に対する床応答曲線

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 加振試験に基づく減衰定数設定の全体概要

加振試験に基づく燃料ラックの減衰定数設定の検討フローを図 3-1 に示す。

(1) 実機の燃料ラックの耐震性評価（2 項にて説明）

既工認手法に基づいて、耐震性評価を実施する。今回工認での変更点は、設計用減衰定数の変更のみである。

(2) 加振試験（4 項にて説明）

燃料ラックの振動特性を適切に模擬できるように、実物大の供試体ラックを設定の上、正弦波による加振試験を実施して応答倍率 Q を取得する。

なお、供試体ラックの設計にあたっては、減衰定数が実機と同等又は実機よりも小さくなるよう考慮し、また、実機への適用性の確認として、加振試験における供試体ラックの振動モードが実機の燃料ラックの振動モードと同等であることを確認する（別紙-7 参照）。

(3) 供試体ラックの FEM 解析（別紙-4 にて説明）

供試体ラックを FEM によりモデル化して固有値解析を実施し、供試体ラックの刺激関数 $\beta \phi$ を取得する。

なお、妥当性検証として、FEM 解析における供試体ラックの固有周期及び振動モードが加振試験の結果と同等であることを確認する（別紙-7 参照）。

(4) 設計用減衰定数の設定（4, 5 項にて説明）

上記(2)の加振試験より得られた応答倍率 Q 、及び上記(3)の FEM 解析より得られた刺激関数 $\beta \phi$ を元に、応答倍率による手法（理論式 $\zeta = \beta \phi / Q$ ）から供試体ラックにおける減衰定数を評価し、減衰線図として整理する。

次に、評価用地震動（基準地震動 S_s / 弾性設計用地震動 S_d ）に対する実機の燃料ラックの応答加速度を、燃料ラックの固有周期及び刺激関数 $\beta \phi$ を考慮して算出し、減衰線図から実機の燃料ラックの減衰定数を確認する。ここで、減衰線図とは、減衰定数と加速度の関係を示す図である。

上記の結果から得られた実機の燃料ラックの減衰定数に対して、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、基準地震動 S_s では 10%、弾性設計用地震動 S_d では 7%を適用する。

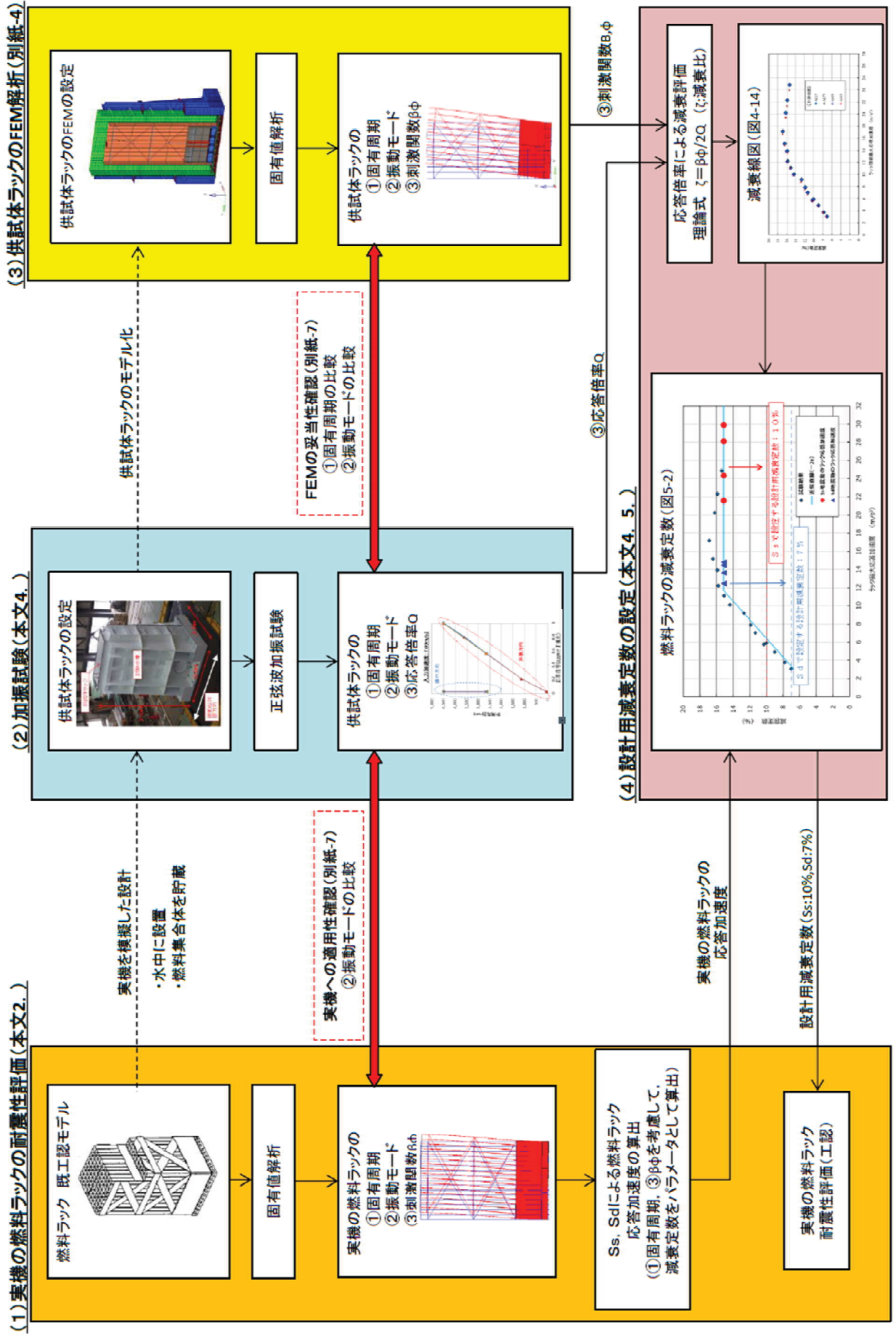


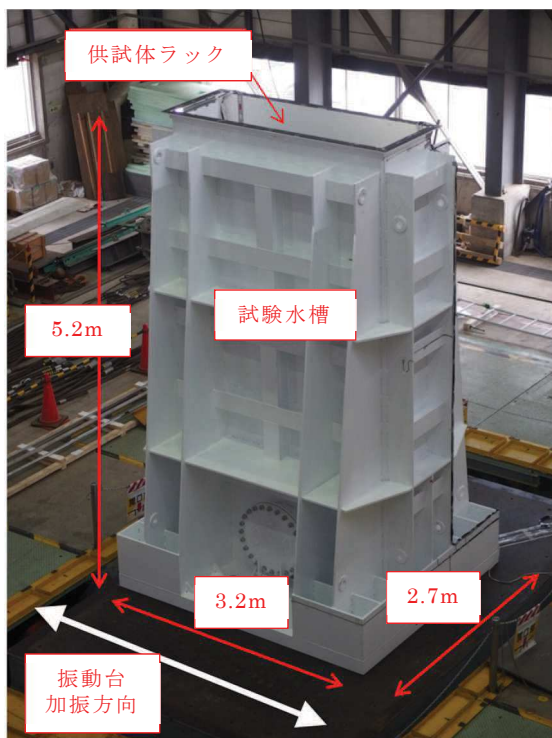
図 3-1 加振試験に基づく減衰定数設定の検討フロー

4. 減衰特性の確認試験

4.1 実物大加振試験の概要

今回工認の耐震設計において燃料ラックに適用する設計用減衰定数は、より現実に即した減衰定数を設定することを目的として、模擬燃料ラック（以下「供試体ラック」という。）を用いた実物大加振試験（以下「加振試験」という。）を実施した。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供試体ラックの水槽内での加振試験を実施した^[1]。試験装置の概観図を図 4-1 に示す。試験では、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、長辺方向に加振した（図 4-2）。供試体ラックは、実機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。

【試験体制】	東北電力㈱－㈱東芝（現 東芝エネルギーシステムズ㈱）
【試験時期】	2014年 4～5月
【試験場所】	㈱安藤・間 技術研究所（茨城県つくば市荻間 515-1）



(1) 試験装置概観



(2) 供試体ラックの水槽内設置状況

図 4-1 加振試験の実施状況

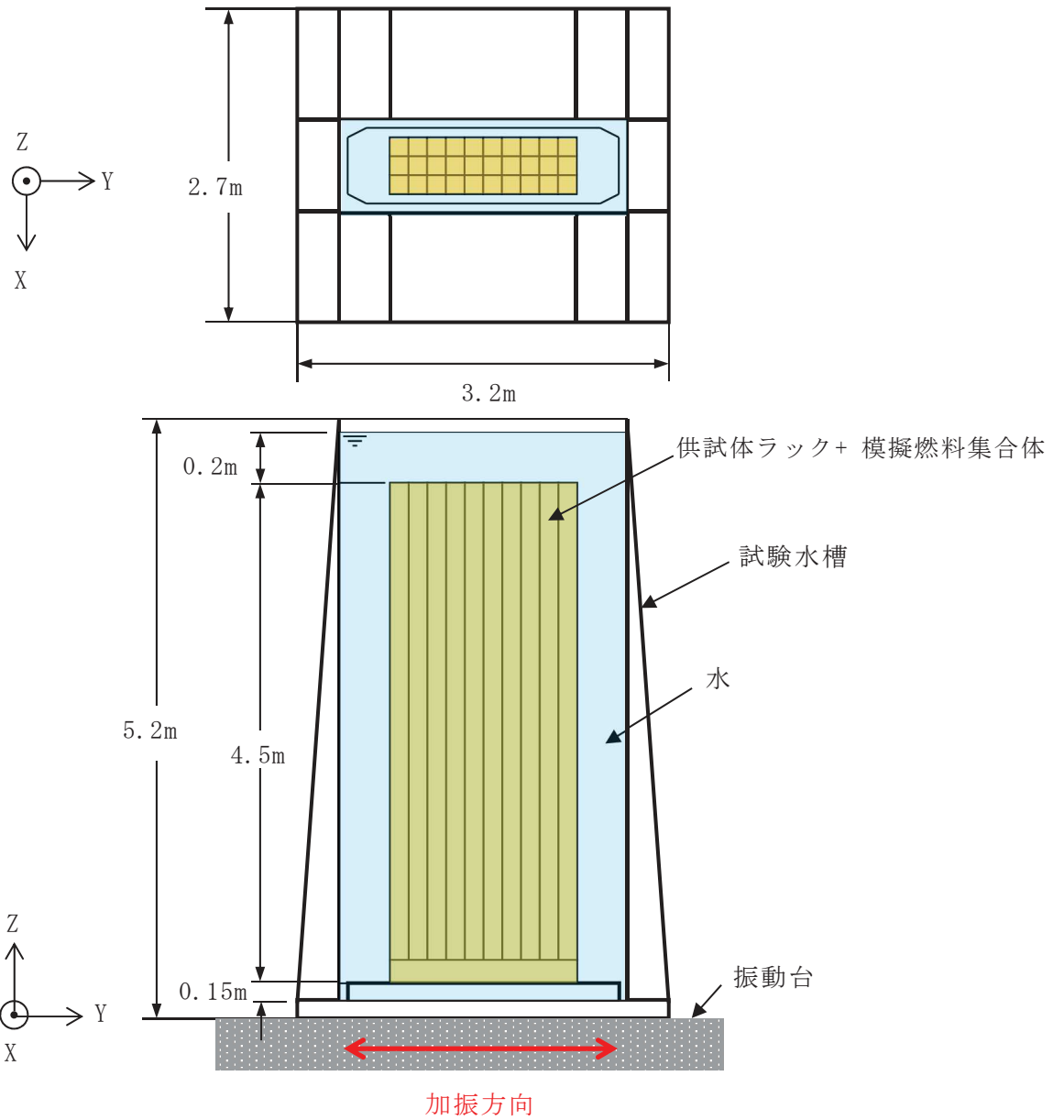


図 4-2 供試体ラックの設置概要

4.2 供試体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、実機の燃料ラックと同等となるよう設定した。

また、燃料ラックの減衰効果は、別紙-1 に示すとおり、燃料集合体の増加に伴い大きくなると考えられることから、燃料ラックに対して供試体ラックの貯蔵体数が少なくなるよう設定した。また、加振方向の列数を燃料ラックの最小貯蔵列数である 10 列、その直交方向を加振装置の制約を考慮し 3 列として、30 体貯蔵（10×3 列）の供試体ラックを設定した（図 4-3）。

なお、供試体ラックは、実機の燃料ラックと振動モードが同等となるよう設計した（別紙-7 参照）。

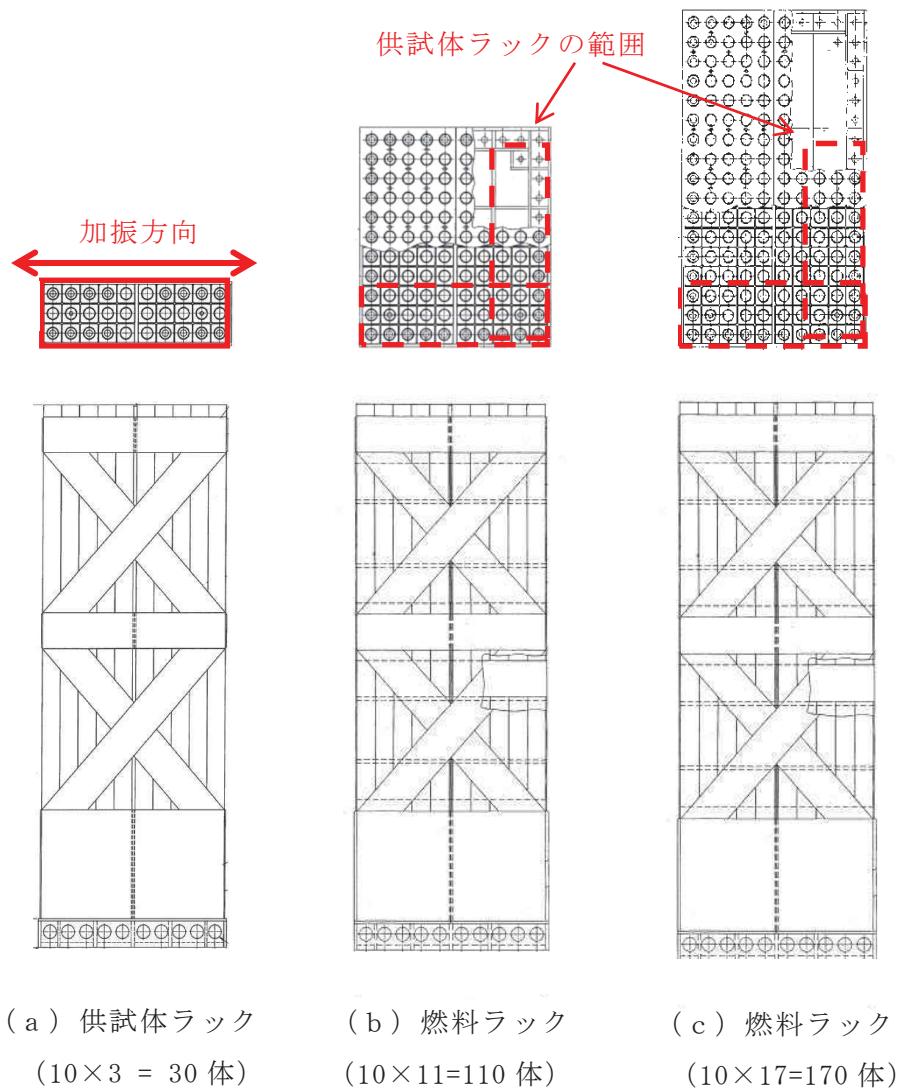


図 4-3 燃料ラックと供試体ラック構造

(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（9×9燃料を代表して模擬）は、鉛で質量を一致させた燃料ペレット以外は、実機の燃料集合体と同一の構成部品を使用したものである。形状模擬体は、外形を構成する部品（上下部タイプレート、チャンネルボックス及びチャンネルファスナ）を実機と同一とし、全体質量をウェイトで模擬したものである（表4-1、図4-4及び図4-5）。いずれの模擬燃料集合体も、実機の燃料集合体と形状、質量及び振動特性が同様になるように製作しており、また、水中での振動試験により両者の振動特性が同等であることを確認の上、試験に供している。なお、供試体ラックの加振試験後の外観点検において、いずれの模擬燃料集合体も異常がないことを確認している。

燃料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て実施した。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ため、実機のウォータ・ロッドに曲がりがあるとは考えにくい。以上より、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た。

表 4-1 模擬燃料集合体と実機燃料集合体の仕様比較

	試験（模擬燃料集合体）		実機（燃料集合体）
	実燃料模擬体	形状模擬体	8×8燃料*2
長さ(mm)	4470	4470	4468
断面寸法*1 (mm)	□137.54	□137.54	□137.54
質量(kg)	約 300	約 300	約 300
材質	SUS 及び Zr 材	SUS 及び Zr 材	SUS 及び Zr 材

注記*1：チャンネルボックス外形寸法

*2：燃料ラック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

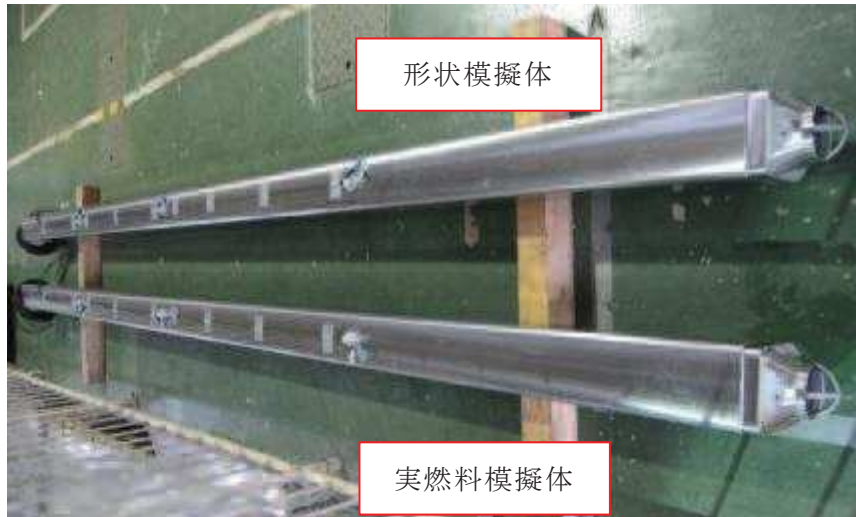
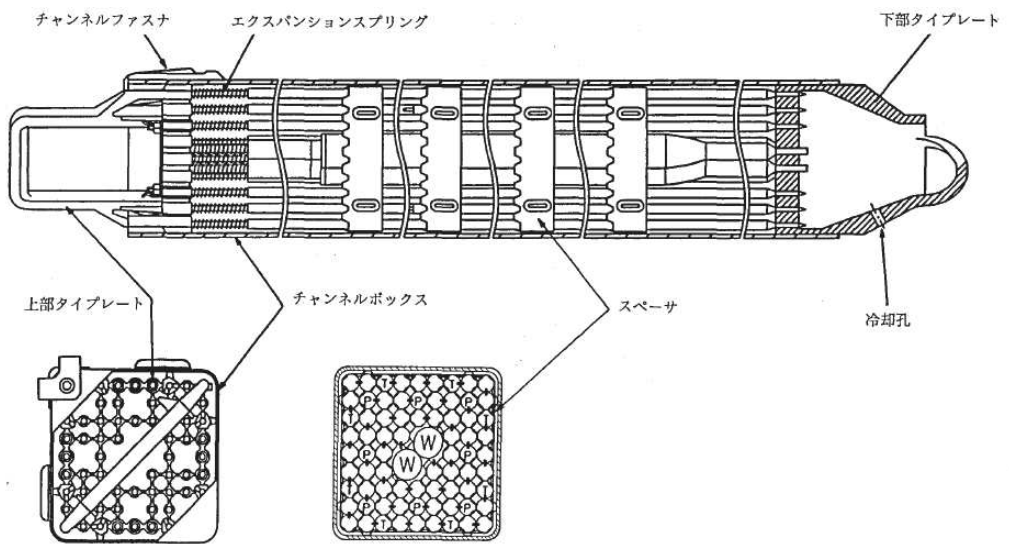


図 4-4 模擬燃料集合体の外観



(a) 実燃料模擬体



(b) 形状模擬体

図 4-5 模擬燃料集合体の概要図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) 模擬燃料集合体の配置方法

本試験は図 4-6 に示すとおり，実燃料模擬体と形状模擬体を貯蔵して実施しているが，形状模擬体はウェイトにて実燃料集合体の荷重分布を模擬し，質量及び外形もほぼ同様になるように設定しているため，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ほとんどないと考えられる。

また，燃料集合体の貯蔵体数の増加に伴い減衰定数が増加する傾向となるが，構造強度評価上の発生応力は，全数貯蔵状態が最も厳しい設計条件となることから，燃料集合体全数設置（100%貯蔵条件）にて加振試験を実施した（別紙-1 参照）。

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，供試体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ているため，実機の燃料ラックと供試体ラックで減衰効果に相違はないと考えられる（図 4-7）。

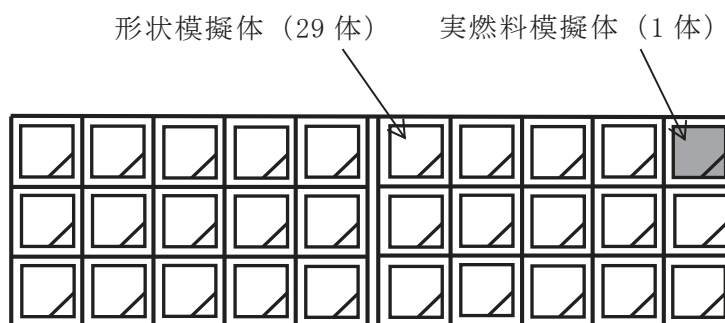


図 4-6 模擬燃料集合体の配置

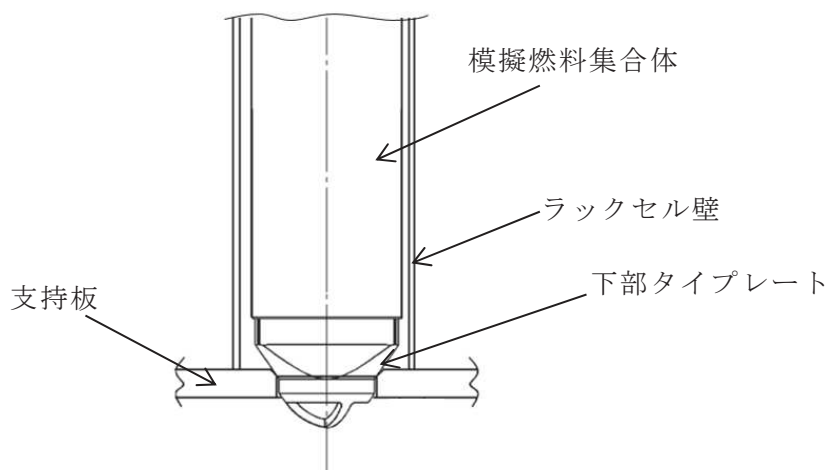


図 4-7 模擬燃料集合体の設置状況

(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に試験水槽を製作した。試験水槽の製作に当たっては、供試体ラックに対して振動影響を与えないよう剛構造とし、また、供試体ラックの流体減衰に大きな影響を与えない大きさにて設計した（別紙-2参照）。

(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。）と実機の主要諸元の比較を表 4-2 に示す。

表 4-2 実機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
ラック	ラックセルの型式	角管型	同左	実機と同一
	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	110体 (10×11) 170体 (10×17)	30体 (10×3)	供試体ラックは、流体及び燃料集合体による減衰効果の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			実機と同一 (図 4-8)
	ラックから壁までの距離	約 300～2,700mm	約 150～430mm	流体による減衰効果が十分に小さくなるよう設定した (別紙-2 参照)。
	ラックセル高さ			実機と同一
	ラックセルのピッチ			
	ラックセルの厚さ			
	ラックセルの材質	B-SUS	SUS304	材質特性はほぼ同等であるためラック全体の減衰効果へ与える影響は十分に小さいと考えられる。
燃料タイプ	8×8 燃料	模擬燃料集合体	工認では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	実機と同一	
外形寸法	147.3mm	同左		
チャンネルボックス材質	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、供試体ラックの振動特性に与える影響が十分に小さいことを確認した (別紙-3 参照)。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

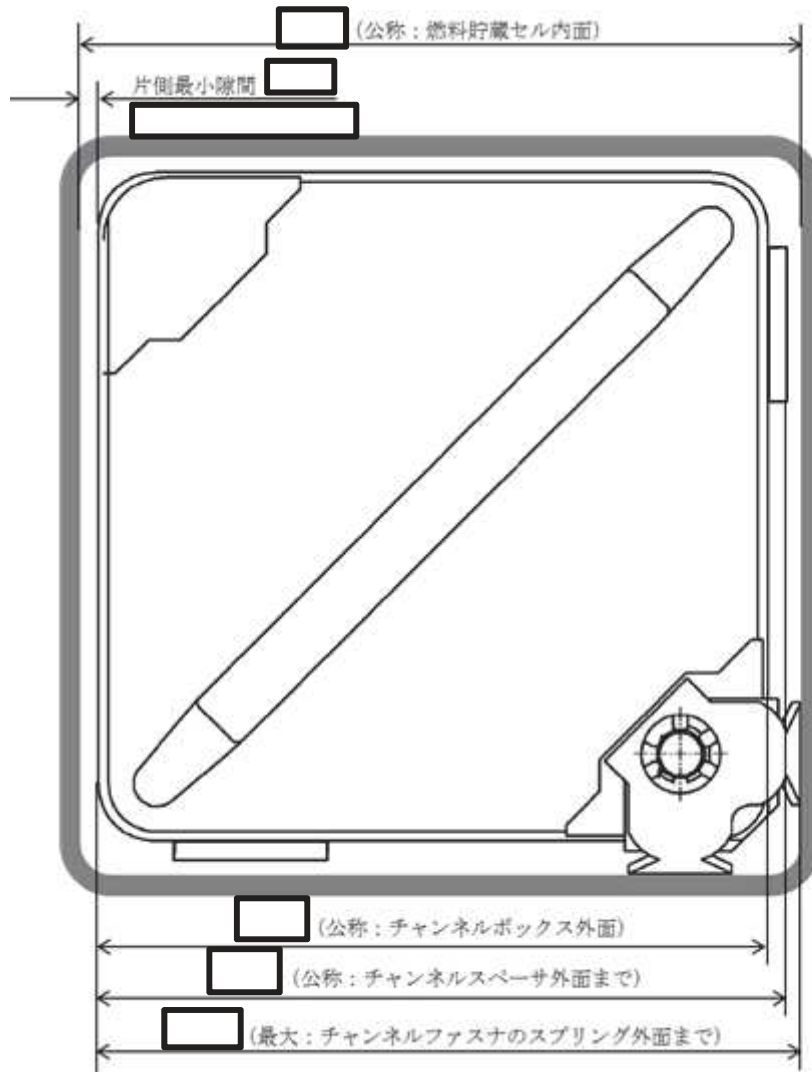


図 4-8 ラックセルと燃料集合体の隙間（概念図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(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。正弦波による掃引試験を実施し、得られた振動台上の加速度及び供試体ラック頂部の応答加速度から求めた伝達関数から、応答倍率を求めて振動特性を評価した（図 4-9）。

なお、供試体ラックの応答加速度に対する減衰定数の変化を確認するため、振動台からの入力加速度をパラメータとして計 17 ケースの試験を実施した（表 4-3）。

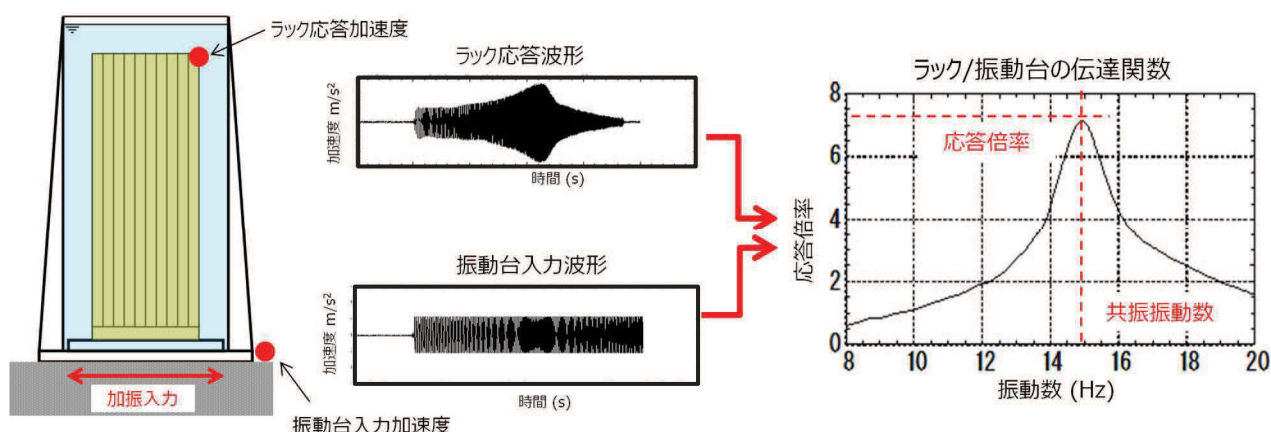


図 4-9 加振試験方法概要

表 4-3 加振試験条件

試験方法	加振方向	振動数範囲 (Hz)	入力加速度* (m/s^2)	入力加速度 ケース数
正弦波 掃引試験	長辺	8～20	0.42～7.09	17

注記*：振動台上の実測加速度（最大値）

(7) 加速度の計測方法

供試体ラックの伝達関数を求めるため、供試体ラック頂部に 4 台、振動台上に 1 台の加速度計を設置し、加速度を計測した（図 4-10～図 4-12）。

また、供試体ラック中間部及び基部にひずみゲージを設置し、供試体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、試験水槽が剛体として挙動し、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（図 4-11）。

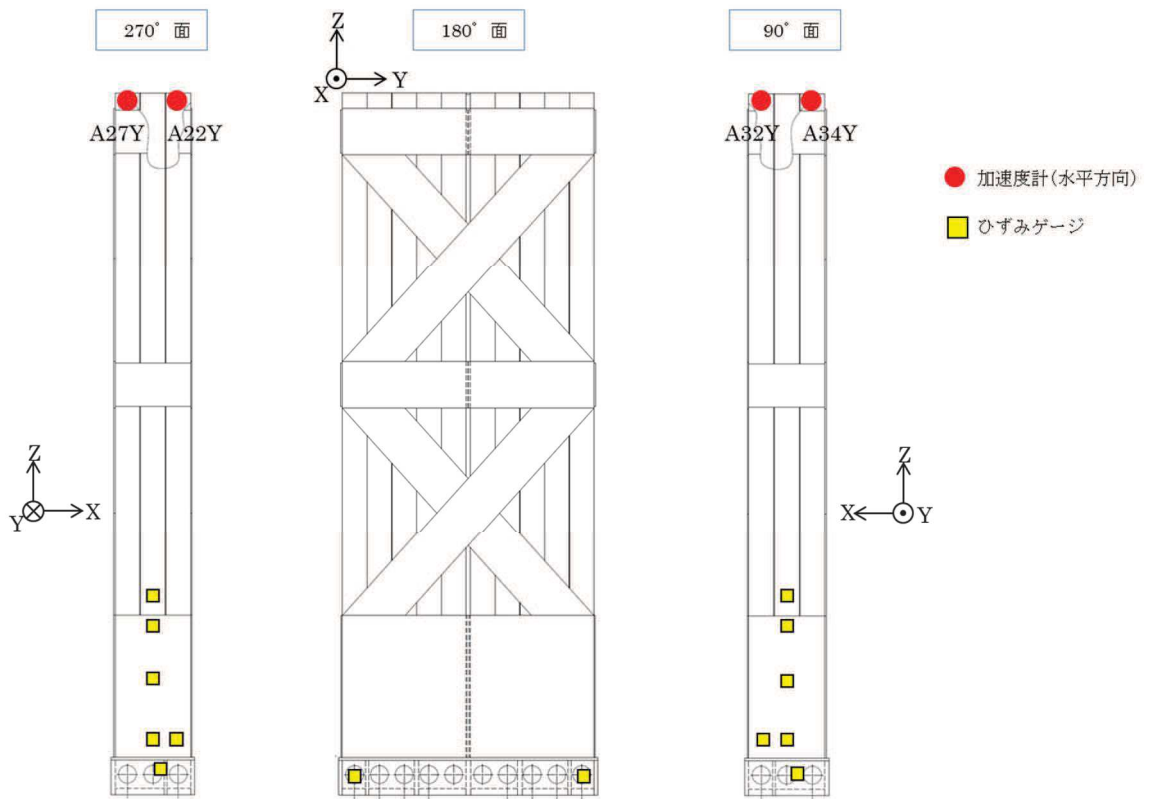


図 4-10 供試体ラックの加速度及びひずみ計測位置

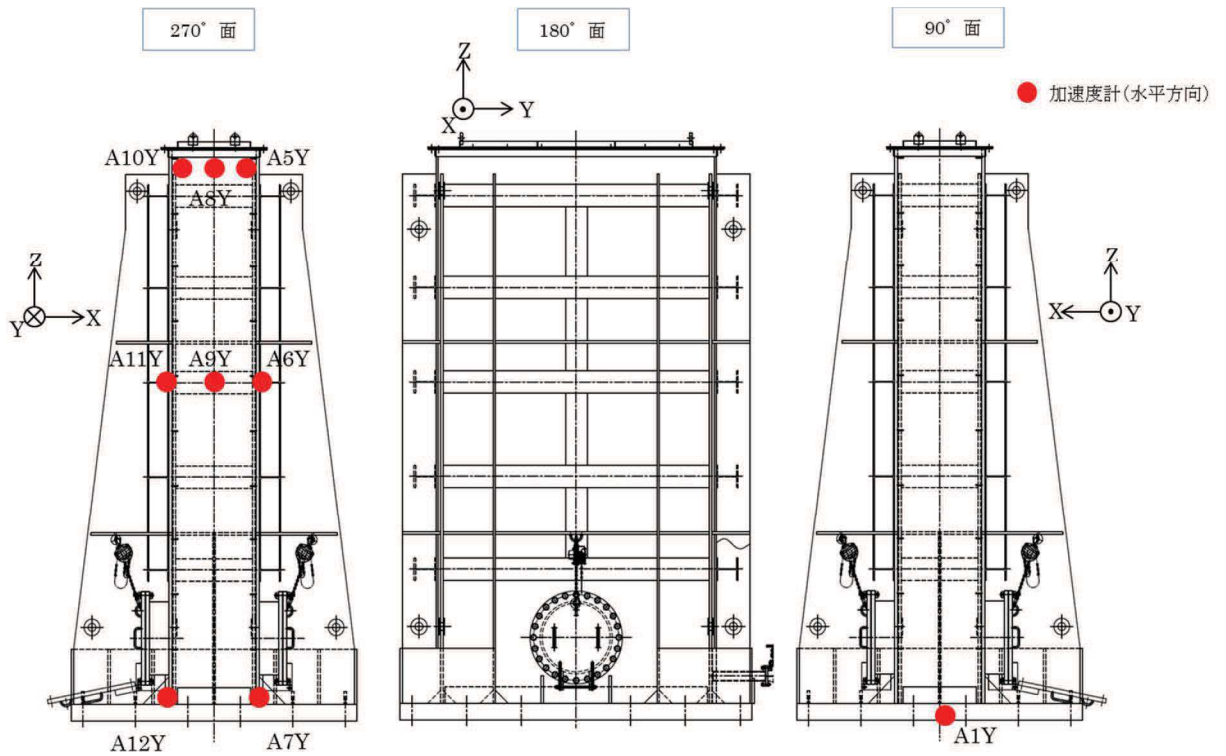
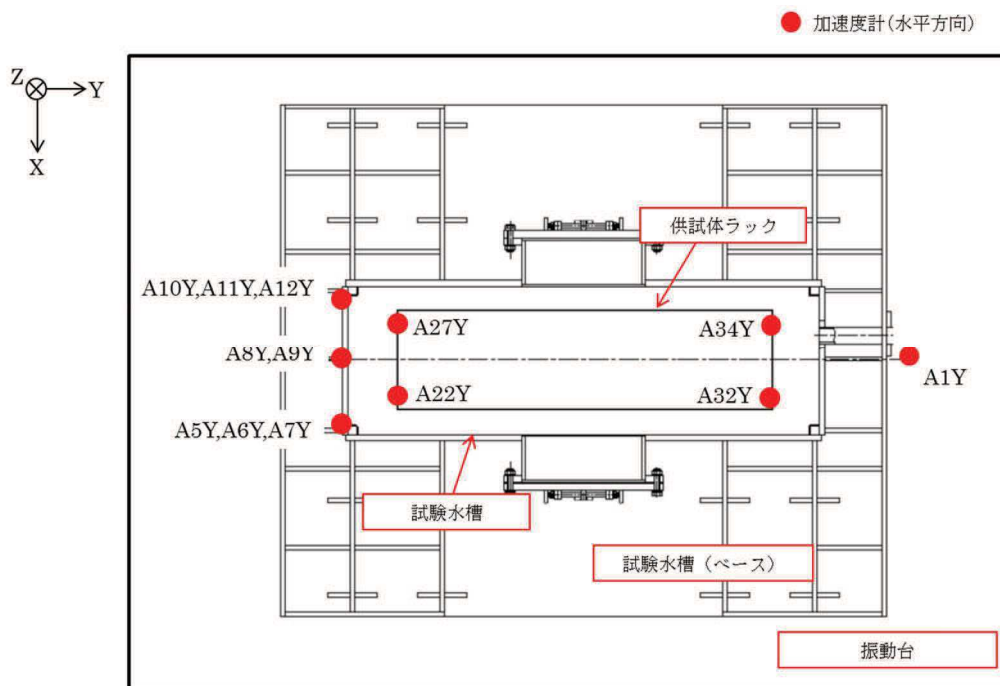


図 4-11 試験水槽の加速度計測位置



4.3 試験結果

(1) 試験結果に基づく減衰の算出方法

各入力加速度ケースにおける供試体ラック頂部の加速度（計測点：A22Y, A27Y, A32Y, A34Y）と振動台上の加速度（計測点：A1Y）の伝達関数（図 4-13）に基づき、供試体ラックの共振振動数における応答倍率から減衰定数を評価した。応答倍率から減衰を求める方法は、理論式より 1 質点系の応答倍率が $1/2\zeta$ （ ζ ：減衰比）となることから、刺激係数 β 及び固有モードベクトル ϕ により供試体ラックの振動モード及び流体質量を考慮して、以下の式から減衰比を求めている（別紙-4 参照）。

なお、今回の加振試験のように入力加速度が比較的大きな場合、燃料集合体のガタつき、燃料集合体の着座部（下部タイプレートとラック支持板）の摩擦、ラック内壁とチャンネルボックスの衝突・摩擦などによる燃料ラックの非線形挙動が強くなると考えられることから、応答倍率から精緻に減衰定数を算出できると考えられる本手法を採用した。

$$\zeta = \frac{\beta\phi}{2Q}$$

〔 β ：刺激係数， ϕ ：固有モードベクトル， Q ：応答倍率〕

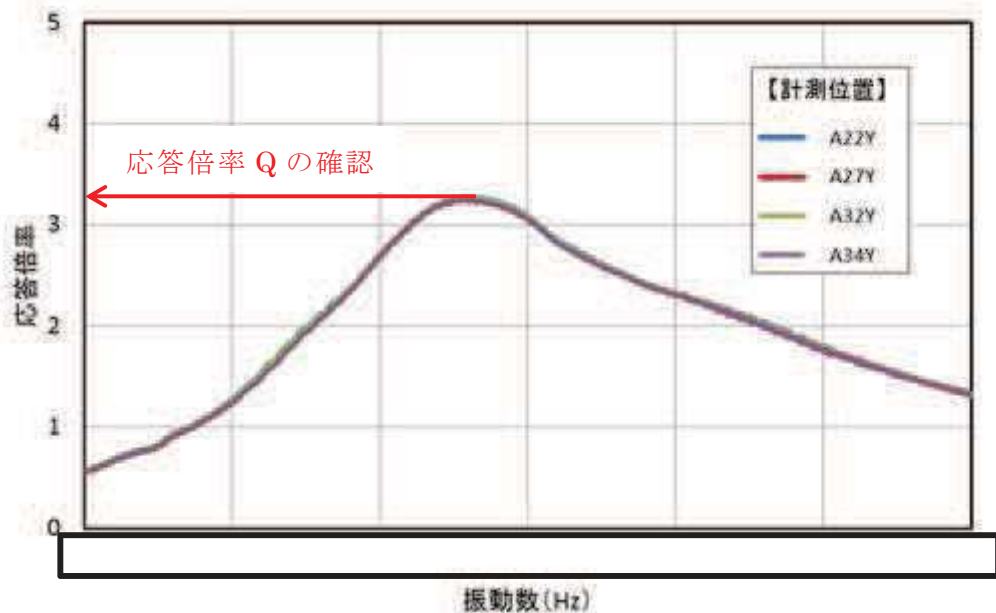


図 4-13 伝達関数（入力加速度最大ケース 7.09m/s²）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 減衰特性の評価結果

供試体ラック頂部の応答加速度から得られた減衰定数について、横軸をラック頂部の最大応答加速度（相対加速度）で整理した結果を図 4-14 及び表 4-4 に示す。

この結果、減衰定数は、供試体ラック頂部の応答加速度の増加に伴い増加する傾向があり、また、最大で約 17%と、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。

なお、供試体ラック頂部で計測される最大応答加速度は、振動台自身の加速度を含んだものであり、供試体ラック自身の減衰特性を詳細に評価するため、振動台で計測される加速度を差し引いた相対加速度を用いている。

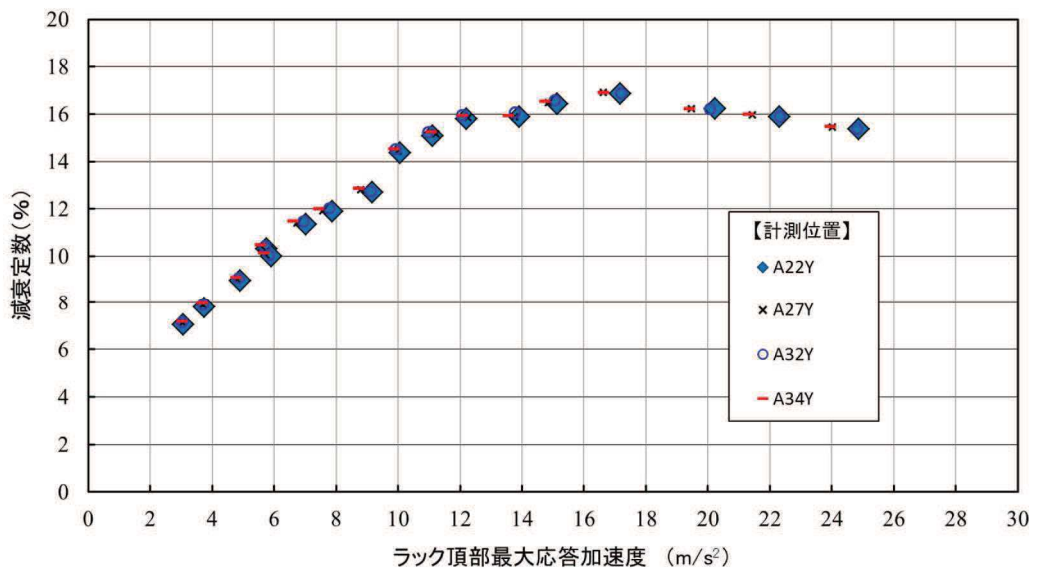


図 4-14 供試体ラック頂部最大応答加速度と減衰定数の関係

表 4-4 加振試験結果データ一覧 (1 / 3)

No.	入力 加速度*1 (m/s ²)	計測 位置*2	頂部応答 加速度 (m/s ²)	共振 振動数 (Hz)	応答倍率 (Q)	減衰定数*3 (%)
1	0.42	A22Y	3.1		7.1	7.0
		A27Y	3.0		7.1	7.1
		A32Y	3.0		7.0	7.1
		A34Y	3.0		7.0	7.2
2	0.56	A22Y	3.8		6.4	7.8
		A27Y	3.7		6.4	7.9
		A32Y	3.7		6.4	7.9
		A34Y	3.7		6.3	7.9
3	0.80	A22Y	4.9		5.6	9.0
		A27Y	4.8		5.6	9.0
		A32Y	4.8		5.5	9.1
		A34Y	4.8		5.5	9.1
4	1.08	A22Y	5.8		4.9	10.3
		A27Y	5.6		4.8	10.4
		A32Y	5.7		4.8	10.4
		A34Y	5.6		4.8	10.5
5	1.08	A22Y	5.9		5.0	10.0
		A27Y	5.7		5.0	10.1
		A32Y	5.8		5.0	10.1
		A34Y	5.7		5.0	10.1
6	1.43	A22Y	7.0		4.4	11.3
		A27Y	6.7		4.4	11.4
		A32Y	6.9		4.4	11.5
		A34Y	6.6		4.4	11.5

注記*1：振動台上の実測加速度（最大値）

*2：計測位置は図 4-10～図 4-12 参照

*3：減衰定数 = $\beta \cdot \phi / (2 \cdot Q)$ ($\beta \doteq 2.43$, $\phi \doteq 0.413$)

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T [M] \{1\}}{\{\phi\}^T [M] \{\phi\}}$, 固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリクス [M] で正規化

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 4-4 加振試験結果データ一覧 (2 / 3)

No.	入力 加速度*1 (m/s ²)	計測 位置*2	頂部応答 加速度 (m/s ²)	共振 振動数 (Hz)	応答倍率 (Q)	減衰定数*3 (%)
7	1.69	A22Y	7.9		4.2	11.9
		A27Y	7.6		4.2	11.9
		A32Y	7.8		4.2	12.0
		A34Y	7.4		4.2	12.0
8	2.06	A22Y	9.2		4.0	12.7
		A27Y	8.8		3.9	12.8
		A32Y	9.1		3.9	12.7
		A34Y	8.7		3.9	12.9
9	2.60	A22Y	10.1		3.5	14.4
		A27Y	10.0		3.5	14.4
		A32Y	9.9		3.5	14.5
		A34Y	9.9		3.5	14.5
10	3.01	A22Y	11.1	3.3	15.1	
		A27Y	11.2	3.3	15.2	
		A32Y	11.0	3.3	15.2	
		A34Y	11.1	3.3	15.3	
11	3.42	A22Y	12.2	3.2	15.8	
		A27Y	12.3	3.2	15.9	
		A32Y	12.1	3.1	16.0	
		A34Y	12.1	3.2	15.9	
12	3.80	A22Y	13.9	3.2	15.9	
		A27Y	13.8	3.2	15.9	
		A32Y	13.8	3.1	16.1	
		A34Y	13.6	3.2	16.0	

注記*1：振動台上の実測加速度（最大値）

*2：計測位置は図 4-10～図 4-12 参照

*3：減衰定数 = $\beta \cdot \phi / (2 \cdot Q)$ ($\beta \doteq 2.43$, $\phi \doteq 0.413$)

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T [M] \{1\}}{\{\phi\}^T [M] \{\phi\}}$, 固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリクス [M] で正規化

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 4-4 加振試験結果データ一覧 (3 / 3)

No.	入力 加速度*1 (m/s ²)	計測 位置*2	頂部応答 加速度 (m/s ²)	共振 振動数 (Hz)	応答倍率 (Q)	減衰定数*3 (%)
13	4.37	A22Y	15.1		3.1	16.4
		A27Y	14.8		3.1	16.5
		A32Y	15.0		3.0	16.6
		A34Y	14.7		3.0	16.5
14	5.02	A22Y	17.2		3.0	16.9
		A27Y	16.6		3.0	16.9
		A32Y	17.2		3.0	16.9
		A34Y	16.6		3.0	16.9
15	5.60	A22Y	20.2		3.1	16.2
		A27Y	19.5		3.1	16.2
		A32Y	20.1		3.1	16.2
		A34Y	19.4		3.1	16.2
16	6.24	A22Y	22.3		3.2	15.9
		A27Y	21.4		3.1	16.0
		A32Y	22.3		3.2	15.9
		A34Y	21.3		3.1	16.0
17	7.09	A22Y	24.9		3.3	15.4
		A27Y	24.0	3.3	15.5	
		A32Y	24.8	3.3	15.4	
		A34Y	24.0	3.2	15.5	

注記*1：振動台上の実測加速度（最大値）

*2：計測位置は図 4-10～図 4-12 参照

*3：減衰定数 = $\beta \cdot \phi / (2 \cdot Q)$ ($\beta \doteq 2.43$, $\phi \doteq 0.413$)

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T [M] \{1\}}{\{\phi\}^T [M] \{\phi\}}$, 固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリクス [M] で正規化

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4.4 加振試験における試験条件の妥当性

本加振試験は、実機の燃料ラックの減衰傾向を把握することを目的とした実物大の供試体等による試験であり、4.2項で述べたように、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又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ことを確認した（別紙-2 参照）。

試験水槽の水深は実機とは異なるが、供試体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 参照）。

供試体ラックと実機の燃料ラックの振動モードが同等であるため、供試体ラックは実機の燃料ラックの振動挙動を適切に模擬できることを確認した（別紙-7 参照）。

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によって、燃料プールでのスロッシングが励起されるが、減衰定数はスロッシングにより大きくなることから、スロッシングの影響を考慮していない本試験で得られた減衰定数は実機に適用できると考える（別紙-5 参照）。なお、実機の燃料ラック（高さ約 4.5m）は、燃料プール（水深約 11.5m）の底部に設置されていることから、スロッシングによる影響はほとんど受けないと考えられる。

燃料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又は試験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化し、減衰定数への影響があると考えられるが、燃料ラック設置時に基礎ボルトについて規程トルク値による締め付け確認を実施していること、また、燃料ラックは建屋内の燃料プール内にあり、環境が一定に管理されている静的機器であることから、減衰定数に影響を与えるほどボルトが緩む可能性は低いと考えられる。仮に基礎ボルトに緩みが生じた場合でも、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と考えられることから、基礎ボルトに緩みが無い状態で実施し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。なお、東北地方太平洋沖地震後の点検において、女川 2 号機の燃料ラックの基礎ボルトに極僅かな緩みが確認されたことから、締め付けを実施するとともに、地震発生後の点検においては、基礎ボルトの締め付け確認を実施するよう点検要領に定めている。

以上より、本試験で得られた減衰定数を燃料ラックの耐震設計へ適用することは妥当と考えられる。

5. 試験結果に基づく燃料ラックの設計用減衰定数の設定

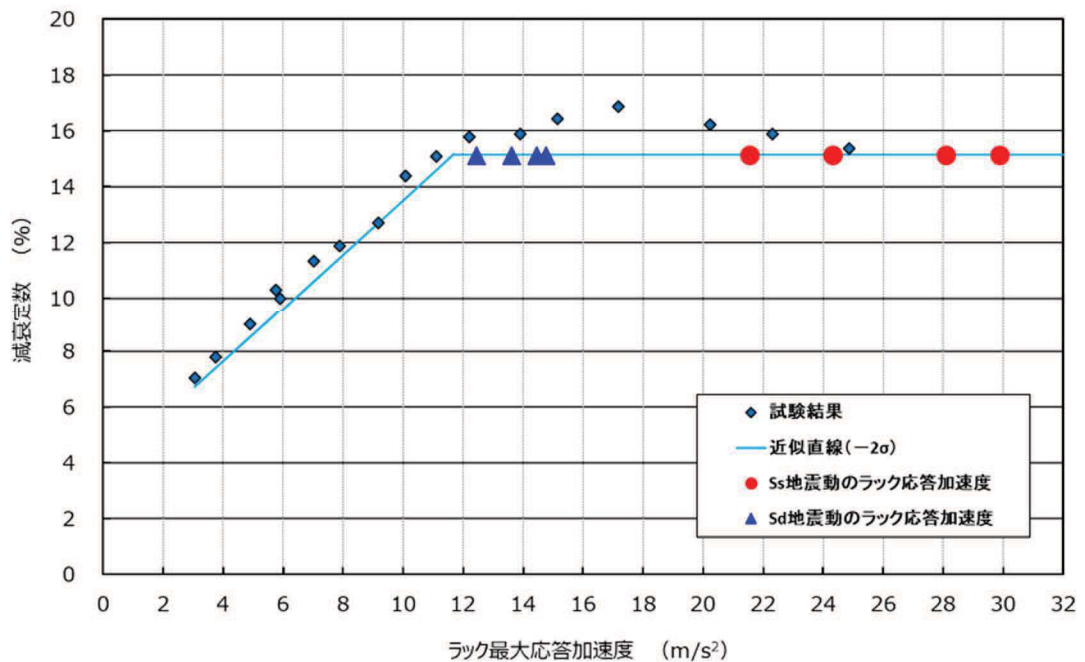
5.1 実機応答と供試体応答の比較

4.3 項に示した試験結果から、供試体ラックの減衰定数には応答依存性があることを確認したことから、燃料ラックの耐震設計に適用する設計用減衰定数を設定するため、評価用地震動に対する燃料ラックの応答加速度を確認した。

前述の「図 4-14 供試体ラック頂部最大応答加速度と減衰定数の関係」に、燃料ラックの基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d に対する応答加速度を追記した結果を、図 5-1 及び表 5-1 に示す。なお、供試体ラックと燃料ラックの応答加速度の比較に当たっては、各試験ケースで得られた4点の加速度計による減衰のうち、下限値を代表とし、試験データの近似直線に対して試験のばらつきを考慮して $\pm 2\sigma$ （試験データの分布に対して約95%範囲）の区間を設定した上で、保守的に -2σ （減衰が小さくなる側）をカバーするように近似直線を設定の上、燃料ラックの応答加速度と比較した（別紙-6 参照）。

この結果から、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d に対する燃料ラックの応答加速度レベルにおける減衰定数はいずれも約15%であることを確認した。

以上のことから、燃料ラックの減衰定数は応答依存性があるため、燃料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。



注：応答加速度と減衰線図による減衰の確認方法は別紙-6 参照

図 5-1 燃料ラック頂部の最大応答加速度と減衰定数の関係

表 5-1 燃料ラック頂部の最大応答加速度と減衰定数の関係

地震動	ラック種類	方向	固有周期 (s)	最大応答加速度 (m/s ²)	減衰定数 (%)
基準地震動 S _s	110 体	短辺		28.1*	15.1
		長辺		24.3*	15.1
	170 体	短辺		29.9*	15.1
		長辺		21.6*	15.1
弾性設計用 地震動 S _d	110 体	短辺		14.5	15.1
		長辺		13.6	15.1
	170 体	短辺		14.7	15.1
		長辺		12.5	15.1

注記*：燃料ラック設置位置の震度による最大応答加速度を示す。

5.2 設計用減衰定数の設定

5.1 項より，燃料ラックの減衰定数として，基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d で 15%程度であることを確認した。ただし，今回の耐震設計に適用する設計用減衰定数は，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，燃料ラックの種類（角管 110/170 体），燃料貯蔵率によらず，基準地震動 S_s では 10%，弾性設計用地震動 S_d では 7%を採用する（図 5-2）。

なお，今回工認における基準地震動 S_s での燃料ラックの一部の応答加速度が，加振試験で得られた供試体ラックの応答加速度データの範囲を上回っているが，減衰定数の適用にあたって別紙-8 のとおり影響検討を実施した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

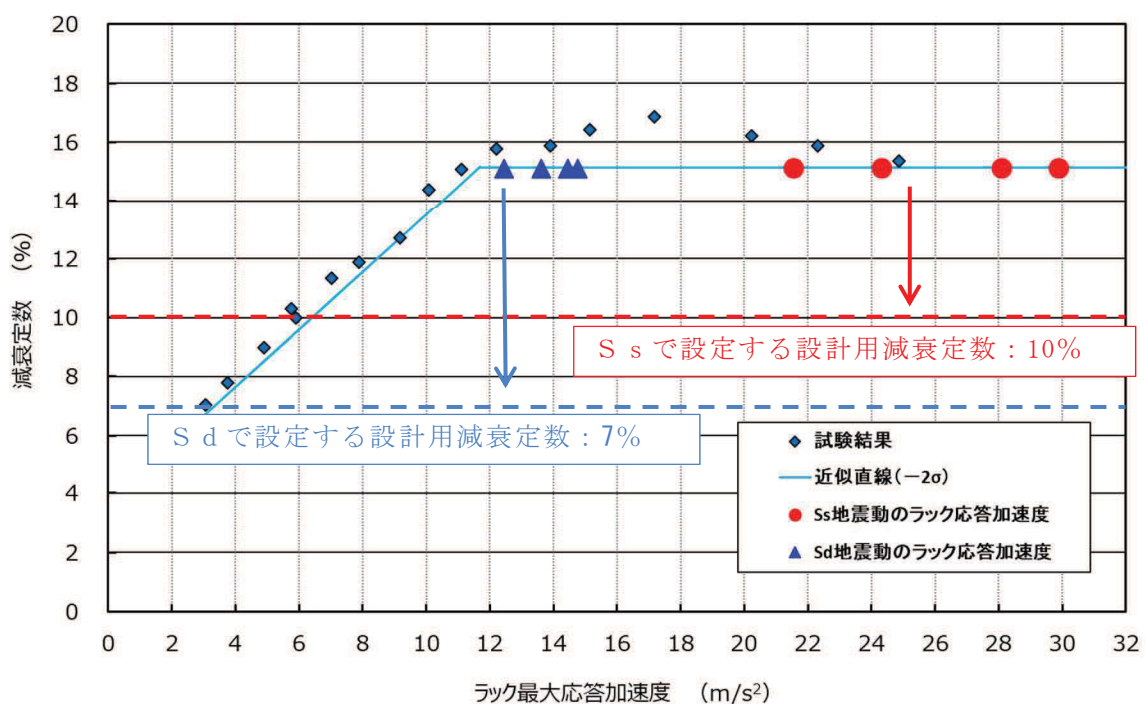


図 5-2 燃料ラックの設計用減衰定数の設定

6. 結論

今回工認で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 では 10.0%，弾性設計用地震動 S d では 7.0%を適用した。これらは、燃料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実施した加振試験で得られた結果に対して、余裕を考慮して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] 長坂他，「BWR 使用済燃料貯蔵ラックの減衰特性評価」，日本原子力学会「2015 年秋の大会」No. B36
- [2] 東北電力株式会社 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点検結果について（最終報告）平成 29 年 12 月 15 日

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化させて加振試験を実施した（燃料集合体の配置については別紙-12参照）。また、プール水による減衰定数への影響を確認するため、供試体ラック単体（燃料集合体 0%）で気中と水中それぞれで加振試験を実施した。

試験条件を表 1 に示す。

表 1 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

加振方法	燃料貯蔵率 (貯蔵体数)	気中/ 水中	入力 加速度* (m/s ²)	入力 加速度 ケース数	入力 振動数 範囲 (Hz)	備考
正弦波 掃引試験	100% (30 体)	水中	0.42~7.09	17	8~20	応答倍率から減衰を算出 (別紙 - 4)
	67% (20 体)	水中	0.54~7.39	10	8~20	
	33% (10 体)	水中	0.56~7.33	13	10~22	
	0% (0 体)	水中	0.30~2.17	5	15~19	
ランダム波 加振試験	0% (0 体)	気中	0.51~3.88	4	1~50	

注記*：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、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（図 1）。これは、燃料集合体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ためと考えられる。

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っていることがわかる。

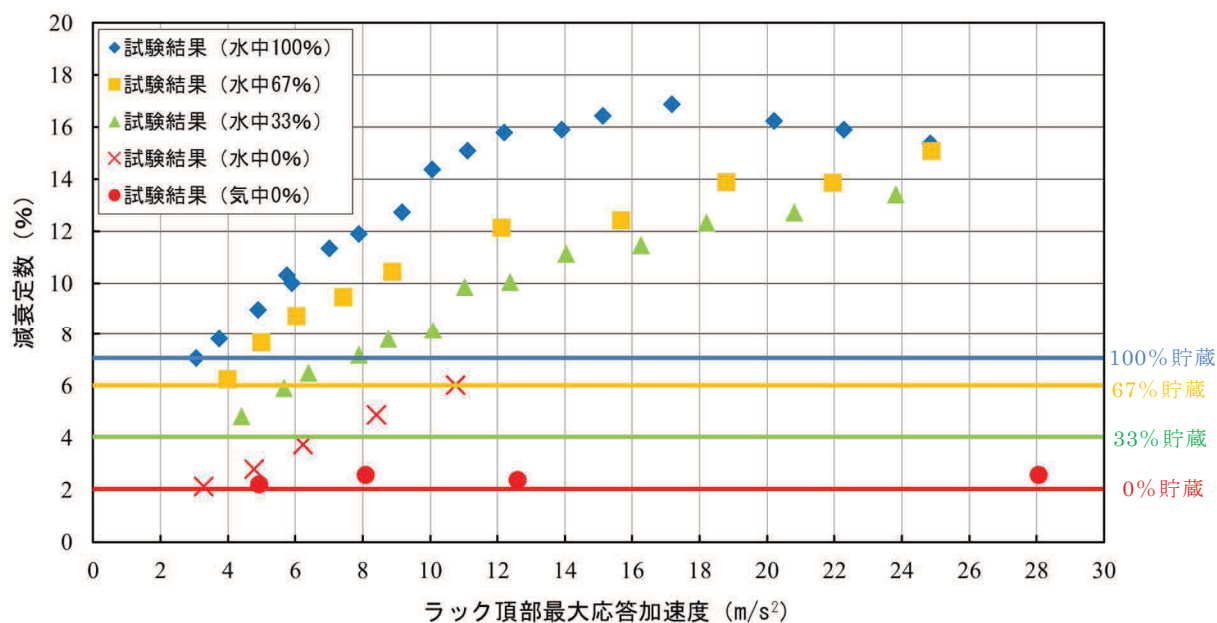


図 1 燃料貯蔵率と減衰定数の関係

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、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、既工認で許容応力に対する発生応力の割合が最も大きい 170 体ラックを対象に、全数貯蔵の発生応力を基準として、震度比及び総重量比を乗じた簡易評価により評価した (表 2)。

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、全数貯蔵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全数設置を仮定して評価すればよいと考えられる。

表 2 燃料ラック (170 体ラック) における燃料貯蔵率と発生応力の関係

燃料貯蔵率 (貯蔵体数)	減衰定数 (%) *1	総重量 (ton)	発生応力 (MPa) *2, *3	許容応力 (MPa)
100% (170 体)	7.0	82.8	160	205
67% (113 体)	6.0	67.9	146	205
33% (57 体)	4.0	53.1	142	205
0% (0 体)	2.0	38.5	124	205

注記*1：試験結果からの仮定

*2：ラック補強板の組合せ応力

*3：平成 25 年 12 月設置変更許可申請時基準地震動 S s による発生応力

試験水槽の形状決定方法

燃料ラックの減衰効果として、燃料ラックが流体中を振動することによる流体減衰効果が考えられるが、この効果は、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、より大きな減衰が生じるため、試験水槽の大きさは、流体減衰の効果が十分に小さくなるよう設計した。

図1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効果の関係を示す。この結果から、水槽と供試体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定数に影響を与えるものではないことを確認した。

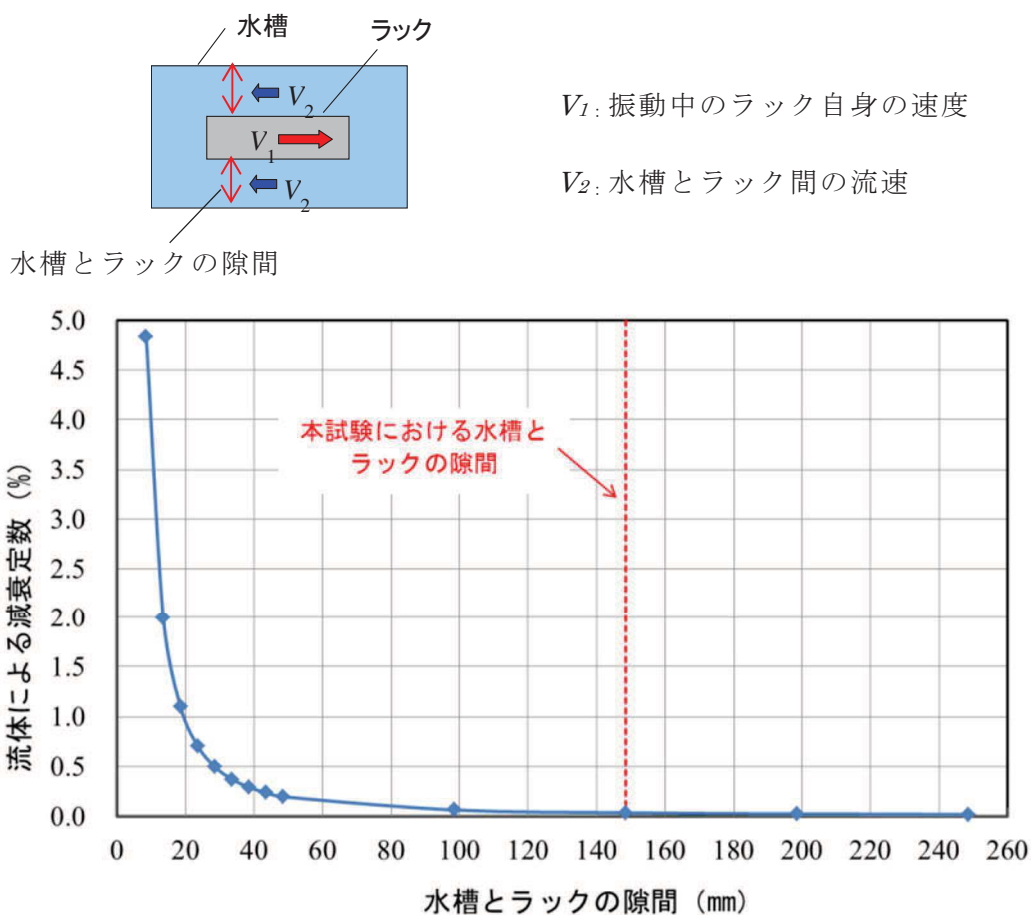


図1 水槽とラックの隙間による流体減衰の影響

なお、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(1)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。

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

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

流体力が一周あたり消費されるエネルギーは式(1)を用いると、

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

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

ここで、

C_D : 角柱の流体抗力係数

ρ : 流体密度

d : ラックの振動方向の幅

L : ラックの高さ

a : ラックの変位振幅

ω : ラックの固有円振動数

α_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

β : 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。

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

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、

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

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。

角管ラックの等価減衰比 : $\zeta_{eq} = 0.038\%$

ここで、流体抵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 (図 2)。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。

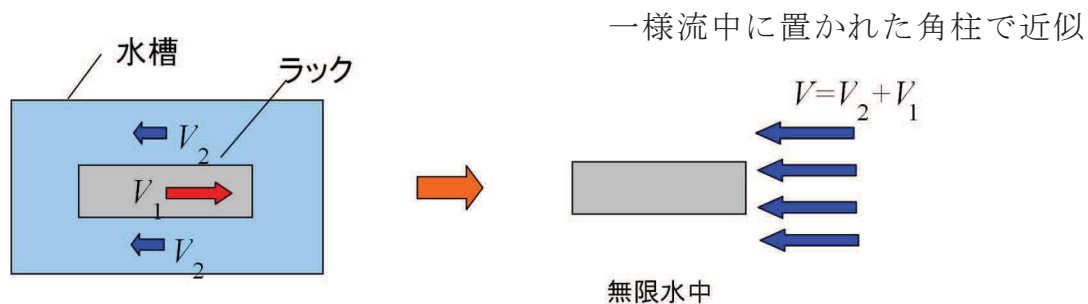


図 2 一様流の流速の考え方

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

試験における水深の影響について

燃料ラックは燃料プール内の水深約 11.5m に設置されているが、試験では加振設備の制約から試験水槽の水深を約 4.9m としている。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ことを確認するため、解析モデルを作成し NASTRAN の仮想流体質量法 (Virtual Fluid Mass Method: 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。

供試体ラックの代表寸法は、幅 1676mm、奥行き 537mm、高さ 4540mm である。NASTRAN の仮想流体質量法を用いて試験水深 4.9m 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。なお、水深による影響の確認であることから、ここではラック外側の水平方向は無限水中とし、また、スロッシング効果も考慮していない。

2. 検討結果

(a) 固有振動数

水深 4.9m と水深 11.5m の場合の長辺方向の固有振動数及び固有振動モードを表 1 及び図 1 に示す。

この結果から、試験水深 4.9m の場合と実機水深 11.5m の場合の固有振動数及びモード形状の差異がほとんどないことを確認した。

表 1 固有振動数の比較

水深 (m)	固有振動数 (Hz)	備考
11.5		実機水深
4.9		試験水深

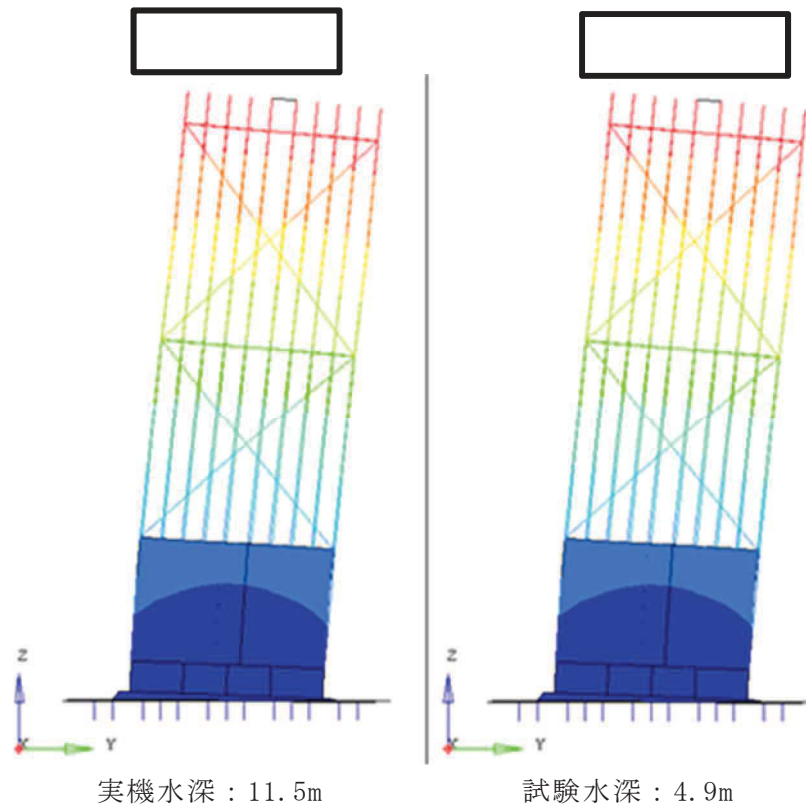


図1 水深11.5mと4.9mのラック振動モード

(b) 周波数応答

応答特性の差異を確認するため、上記の解析モデルを用いて周波数応答計算を実施した。図2に長辺方向加振時の周波数応答（減衰定数は2%と仮定）を示す。この結果から、試験水槽の水深4.9mと実機水深11.5mの場合の周波数応答の差異がほとんどないことを確認した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

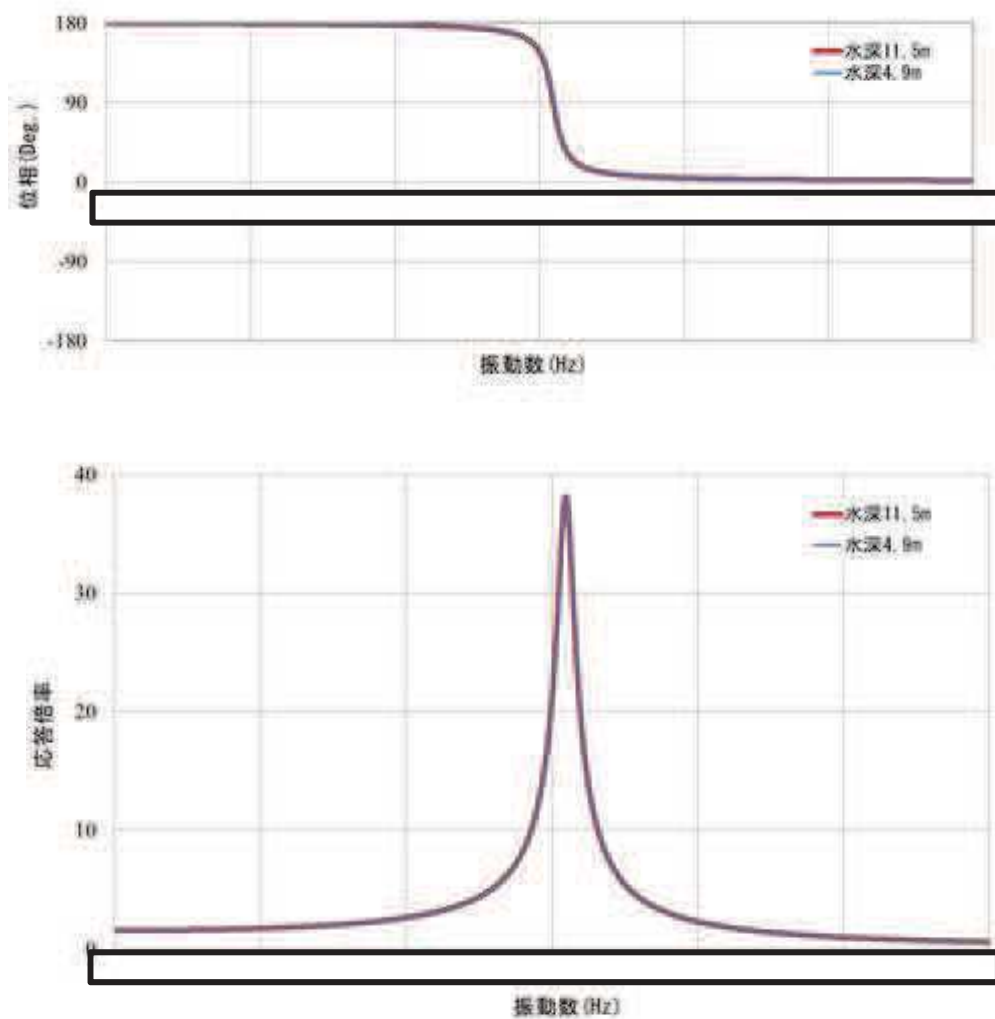


図2 周波数応答解析結果（減衰定数2%）

3. 検討結果のまとめ

実機と試験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ことを確認するため、解析モデルを作成して水深が異なる場合の振動特性を検討した。その結果、ラックが水没している場合の水位は付加質量に対してほとんど影響を与えないため、固有振動数及び周波数応答にほとんど差異がなく、水深4.9m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、参考として、水位をラック高さ以下に変化させることでラックに作用す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結果を次項に示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 水深がラック固有値に影響を与えることの確認について

前述の水深 11.5m と水深 4.9m の固有値解析結果に対して、水深 4.7m(ラック上面高さ) と 2m (ラック高さ以下の水位) の 2 ケースの固有値解析を参考として実施した。

表 1 に供試体ラックの長辺方向の水深と固有振動数の関係を示す。この結果より、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 4.7m の固有振動数はほとんど変化しないが、ラック高さ以下の水深 2m の固有振動数は変化が大きいことがわかる。これは、水深 2.0m の固有値解析ではラック高さの半分程度が気中にあり付加質量の影響を受けない部分があるため、固有振動数が高くなったものと考えられる。したがって、本解析にて水深による付加質量の影響が適切に評価されていることを確認した。

表 1 水深と固有振動数の関係

水深 (m)	固有振動数 (Hz)	備考
11.5		—
4.9		—
4.7		ラック上面高さの水位
2.0		ラック高さ以下の水位

応答倍率による減衰比の算出方法

1. 応答倍率による減衰比の算出方法

1.1 地動に対する 1 自由度系の運動方程式と伝達関数^[1]

1 自由度系に地動変位が入力されるときの運動方程式を相対座標系で記述すると下記の式で表される。

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -m\ddot{z} \quad \dots (1)$$

ここで、

x : 質点の変位

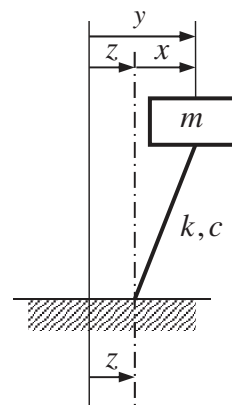
y : 質点の地動を含めた変位 ($x+z$)

z : 地動変位

m : 質量

c : 減衰定数

k : ばね定数



ここで、固有振動数 $\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$ 、減衰比 $\xi = \frac{c}{2m\omega_0}$ 、振動数比 $\lambda = \frac{\omega}{\omega_0}$ とおくと、

$$\ddot{x} + 2\xi\omega_0\dot{x} + \omega_0^2x = -\ddot{z} \quad \dots (2)$$

調和入力（正弦入力）として、

$$z = \frac{I}{\omega^2} e^{j\omega t} \quad (\ddot{z} = -Ie^{j\omega t} : \text{加速度振幅一定}) \quad \dots (3)$$

とすれば、 x も調和振動（正弦振動，単振動）となり、

$$x = Ae^{j\omega t}, \quad \dot{x} = -A\omega^2 e^{j\omega t} \quad \dots (4)$$

とすると、式(2)は、

$$Ae^{j\omega t}(-\omega^2 + 2\xi\omega\omega_0j + \omega_0^2) = Ie^{j\omega t} \quad \dots (5)$$

したがって、応答加速度の周波数応答関数は、

$$\frac{\dot{x}}{\ddot{z}} = \frac{A\omega^2}{I} = \frac{1}{\omega_0^2\{(1-\lambda^2)+2\xi\lambda j\}} \omega^2 = \frac{\lambda^2}{(1-\lambda^2)+2\xi\lambda j} \quad \dots (6)$$

この振動系の伝達関数（応答倍率）は以下の式で表される。

$$|H(\omega)| = \left| \frac{\dot{x}}{\ddot{z}} \right| = \frac{\lambda^2}{\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\xi\lambda)^2}} \quad \dots (7)$$

1.2 地動に対する多自由度系の運動方程式と伝達関数^[1]

地動に対する多自由度系の運動方程式は次式で表される。

$$[M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = -[M]\{1\}\ddot{z} \quad \dots (8)$$

ここで、

$[M]$: 質量マトリックス

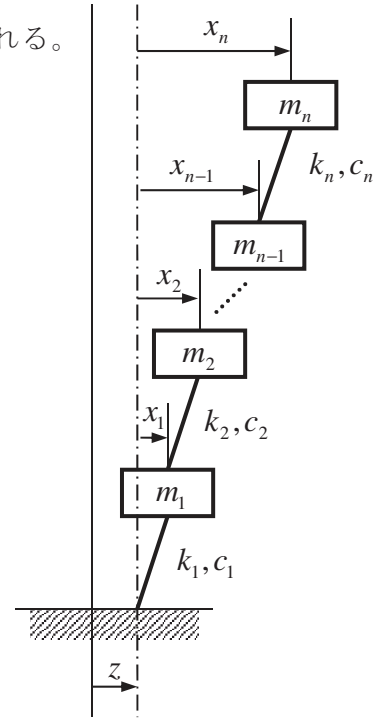
$[C]$: 減衰マトリックス

$[K]$: 剛性マトリックス

$\{x\}$: 変位ベクトル

$\{1\} = \{1 \ \dots \ 1\}^T$: 単位ベクトル

z : 地動変位



モーダル解析の手法により、モード分離を行う。変位ベクトルを空間と時間の関数に変数分離する。

$$\begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_n \end{Bmatrix} = q_1 \begin{Bmatrix} \phi_{11} \\ \phi_{21} \\ \vdots \\ \phi_{n1} \end{Bmatrix} + q_2 \begin{Bmatrix} \phi_{12} \\ \phi_{22} \\ \vdots \\ \phi_{n2} \end{Bmatrix} + \dots + q_n \begin{Bmatrix} \phi_{1n} \\ \phi_{2n} \\ \vdots \\ \phi_{nn} \end{Bmatrix} = \sum_{s=1}^n q_s \{\phi_s\} \quad \dots (9)$$

ここで、

q_s : s 次のモード座標における変位 (時間の関数)

$\{\phi_s\}$: s 次の固有ベクトル (空間の関数)

式(9)を式(8)に代入し、さらに左側より基準関数の転置行列 $\{\phi_s\}^T$ を乗じて整理する

と、 s 次モードにおける q_s の運動方程式は以下のようなになる。

$$\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\} \ddot{q}_s + \{\phi_s\}^T [C] \{\phi_s\} \dot{q}_s + \{\phi_s\}^T [K] \{\phi_s\} q_s = -\{\phi_s\}^T [M] \{1\} \ddot{z} \quad \dots (10)$$

式(10)を整理すると,

$$\ddot{q}_s + \frac{\{\phi_s\}^T [C] \{\phi_s\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} \dot{q}_s + \frac{\{\phi_s\}^T [K] \{\phi_s\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} q_s = - \frac{\{\phi_s\}^T [M] \{1\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} \ddot{z} \quad \cdots (11)$$

ここで,

$$M_s = \{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\} : \text{質量}$$

$$C_s = \{\phi_s\}^T [C] \{\phi_s\} : \text{減衰定数}$$

$$K_s = \{\phi_s\}^T [K] \{\phi_s\} : \text{ばね定数}$$

$$\beta_s = \frac{\{\phi_s\}^T [M] \{1\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} : s \text{ 次の振動モードの刺激係数}$$

とおき, 式(11)を変形すると,

$$\ddot{q}_s + \frac{C_s}{M_s} \dot{q}_s + \frac{K_s}{M_s} q_s = \beta_s \ddot{z} \quad \cdots (12)$$

固有円振動数 ω_s , モーダル減衰比 ξ_s を用いて式(12)を変形すると

$$\omega_s^2 = \frac{K_s}{M_s} : s \text{ 次の固有円振動数}$$

$$\xi_s = \frac{C_s}{2M_s\omega_s} : s \text{ 次のモーダル減衰比}$$

$$\ddot{q}_s + 2\xi_s\omega_s\dot{q}_s + \omega_s^2q_s = -\beta_s\ddot{z} \quad \cdots (13)$$

1 自由度系の運動方程式(2)と比較すると, 式(13)は 1 自由度系の右辺が係数倍されていることがわかる。

1 つの固有振動モードだけが励振される場合, s 次モードの質点 i の変位は次式で与えられる。

$$x_i = q_s \phi_{is} \quad \cdots (14)$$

よって, s 次モードの質点 i の伝達関数 (応答倍率 = 質点 i の応答加速度/地動加速度) は以下の式で表される。

$$|H(\omega)| = \left| \frac{\ddot{x}_i}{\ddot{z}} \right| = \frac{\beta_s \phi_{is} \lambda_s^2}{\sqrt{(1-\lambda_s^2)^2 + (2\xi_s \lambda_s)^2}} \quad \cdots (15)$$

なお, 水中構造物については, 質量マトリックス $[M]$ に流体付加質量の効果が考慮されるため, 応答倍率の式(15)では, 流体付加質量の効果は $\beta_s \phi_{is}$ に表れる。

1.3 応答倍率による減衰比の算出方法

加速度共振曲線から、応答倍率の最大値 $|H(\omega)|_{\max}$ は $\lambda = \frac{\omega}{\omega_0} = 1$ 近傍で生じる(図1)。

$Q = |H(\omega)|_{\max}$ とすると、1自由度系の場合、応答倍率の最大値は、式(7)より、

$$Q \cong \frac{1}{2\xi} \quad \dots (16)$$

一方、多自由度系の場合、応答倍率の最大値は、式(15)より、

$$Q \cong \frac{\beta_s \phi_{i_s}}{2\xi_s} \quad \dots (17)$$

である。

よって、正弦波掃引試験で得られる加速度の伝達関数にて、応答倍率が最大となる振動数 ω_p を ω_0 とみなすと、応答倍率の最大値 Q と刺激関数 $\beta_s \phi_{i_s}$ から減衰比 ξ_s を算出できる。

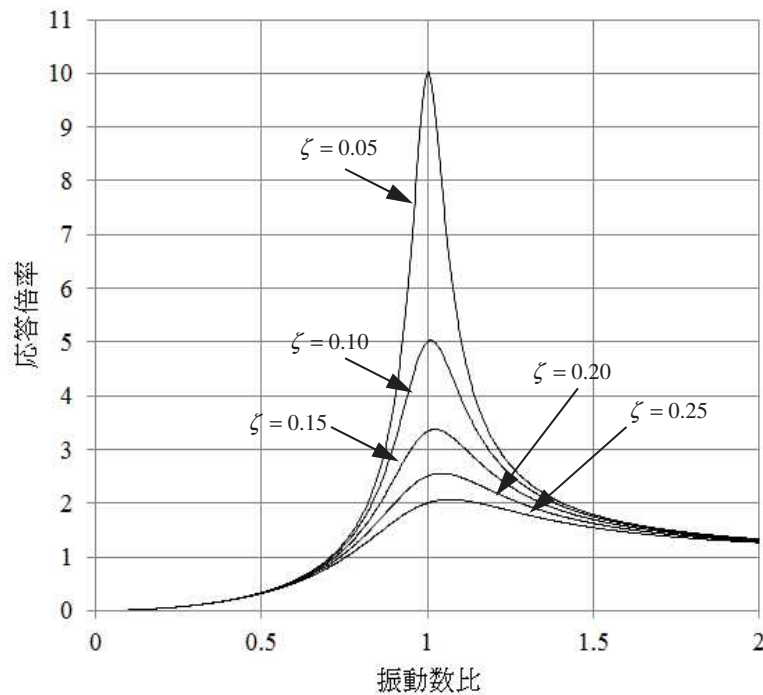


図1 加速度共振曲線

ここで、固有モードベクトル ϕ_{i_s} と刺激係数 β_s は、図2に示す供試体ラックと試験水槽のFEMモデルによる固有値解析より算出した値を用いる。

1.4 供試体ラックと水槽の FEM モデル

供試体ラックは、燃料ラックの耐震計算モデルと同様に、はり要素及びシェル要素でモデル化した 3次元有限要素モデル（FEM モデル）とし、試験水槽は、各部の構造、形状及び寸法に基づき、水槽底板、外面枠板、補強リブ等をはり要素及びシェル要素でモデル化している（図 2）。この試験水槽と供試体ラックを組み合わせた連成モデルにより、水槽内の水の影響を NASTRAN を用いた固有値解析で固有モードベクトルと刺激係数を算出している（算出手順は別紙-9 参照）。



図 2 供試体ラックと試験水槽の FEM モデル

なお、本FEMモデルの固有振動数及び振動モードについて、加振試験と比較した結果を表1及び図3に示す。この結果から、それぞれの固有振動数及び振動モードには大きな相違はなく、作成したFEMモデルが妥当であることを確認した。

表 1 FEM モデルと加振試験の固有振動数の比較

	FEM モデル	加振試験 (正弦波, 入力 7.09m/s^2)
固有振動数 (Hz)		

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

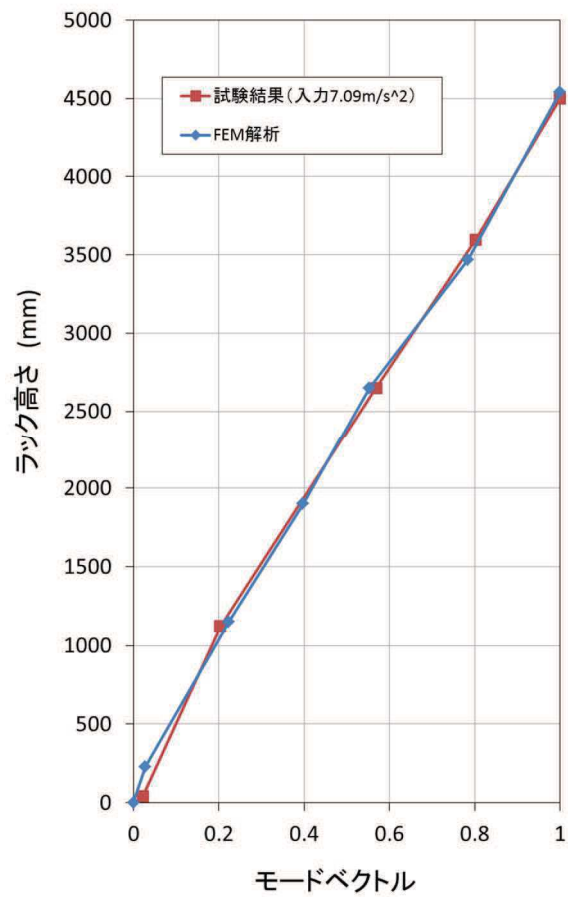


図3 FEMモデルと加振試験の振動モードの比較

参考文献[1]：柴田明德著，「最新耐震構造解析 第3版」森北出版株式会社（P20-21，73-74）

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周期範囲で加振試験を実施している。試験の入力周期範囲と試験水槽のスロッシング固有周期は十分に離れているため、本試験ではスロッシングが励起されない（表 1）。

一方、実機では、地震動の長周期成分によって燃料プールのスロッシングが励起されるため、その影響を検討する。

燃料プールのスロッシングの固有周期は、燃料ラックの固有周期に対して十分に長い（表 2）ため、地震によって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る。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があるが^[1]、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。

表 1 試験における水槽のスロッシング固有周期及び加振周期

試験	
試験水槽のスロッシング固有周期	加振周期
1.8 秒	0.050～0.125 秒

表 2 実機における燃料プールのスロッシング及び燃料ラックの固有周期

実機	
燃料プールのスロッシング固有周期	燃料ラックの固有周期
3.9～4.2 秒	

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

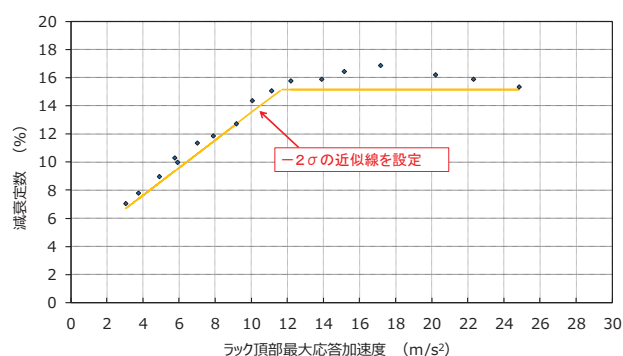
減衰の応答依存性を考慮した燃料ラックの減衰定数の確認方法

1. 試験結果に基づく燃料ラックの設計用減衰定数の設定手順

本試験の結果から、燃料ラックの減衰定数は、燃料ラック頂部の応答加速度の増加に伴い増加し、その後ほぼ一定となる減衰特性が確認されたため、以下の手順により評価用地震動に対する設計用減衰定数を確認している。

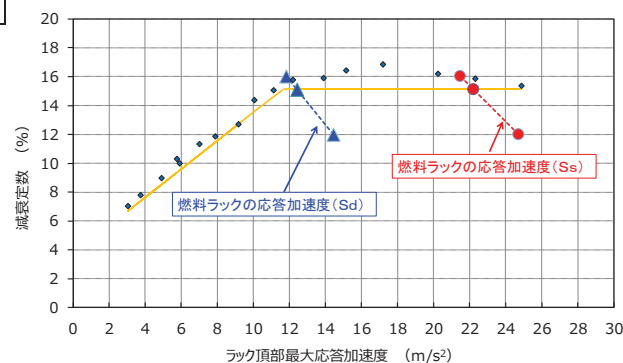
STEP1：試験結果の整理

各試験ケースで得られた4点の頂部加速度（表4-4参照）のうち、最も減衰が小さい結果を採用する。さらに、燃料ラックの減衰は、減衰定数が増加する領域と、減衰定数が一定の領域に分けられると考えられるため、それぞれの領域に対し、試験結果のばらつき（測定器や試験条件による誤差）を考慮し、試験データに対して余裕（95%信頼区間： -2σ ）を持たせた近似線を設定する。



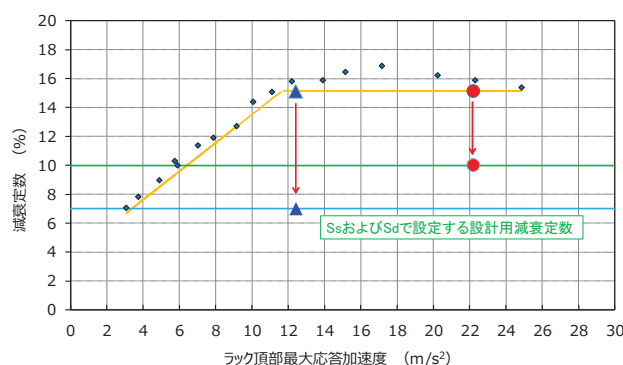
STEP2：評価用地震動に対する減衰定数の確認

減衰定数を変数にとり、評価用地震動に対する燃料ラックの最大応答加速度（相対加速度）を、床応答スペクトル（相対加速度）と燃料ラックの固有周期、刺激係数 β 及び固有モードベクトル ϕ （別紙-11参照）から算定し図示する。これらの点を結んだ直線と、STEP1で設定した近似線との交点における減衰定数が評価用地震動に対する燃料ラックの減衰定数である。



STEP3：燃料ラックの設計用減衰定数の設定

STEP2で確認した減衰定数に対し、耐震評価での簡便性と余裕を考慮して設計用減衰定数を設定する。



燃料ラックと供試体ラックの振動モードについて

供試体ラックによる加振試験結果を実機の燃料ラックに適用することの妥当性を確認するため、燃料ラックと供試体ラックの振動モードを確認した。

1. FEMによる燃料ラック及び供試体ラックの振動モード

FEMにより算出した燃料ラック（110体 長辺／短辺，170体 長辺／短辺）及び供試体ラックの振動モードを図1に示す。

燃料ラック及び供試体ラックの振動モードは、いずれも同様にせん断モードが支配的であり、その直交方向の振動はほとんど励起されていないことを確認した。

ラック種類	燃料ラック(工認モデル)				供試体ラック	
	110体ラック(10列×11列)		170体ラック(10列×17列)		30体ラック(10列×3列)	
モード形状	せん断モード	せん断モード	せん断モード	せん断モード	せん断モード	せん断モード
固有振動数						
平面図						
側面図						

図1 FEMによる燃料ラック及び供試体ラックの振動モード一覧

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 加振試験における供試体ラックの振動モード

加振試験で得られた各測定位置の応答倍率より、供試体ラックの振動モードを確認した。

加速度計の設置位置は図2に示すとおりであり、加振方向（Y方向）に加えて、加振直交方向（X方向）の振動モードも確認することにより、3次元的に応答を確認した。また、入力加速度による影響を確認するため、4ケースの入力加速度に対する振動モードを確認した。

確認結果を図3に示す。この結果、供試体の振動モードは、加振方向に対するせん断モードが支配的であり、その直交方向の振動はほとんど励起されていないことを確認した。また、いずれの入力加速度ケースにおいても振動モードはよく一致していることを確認した。

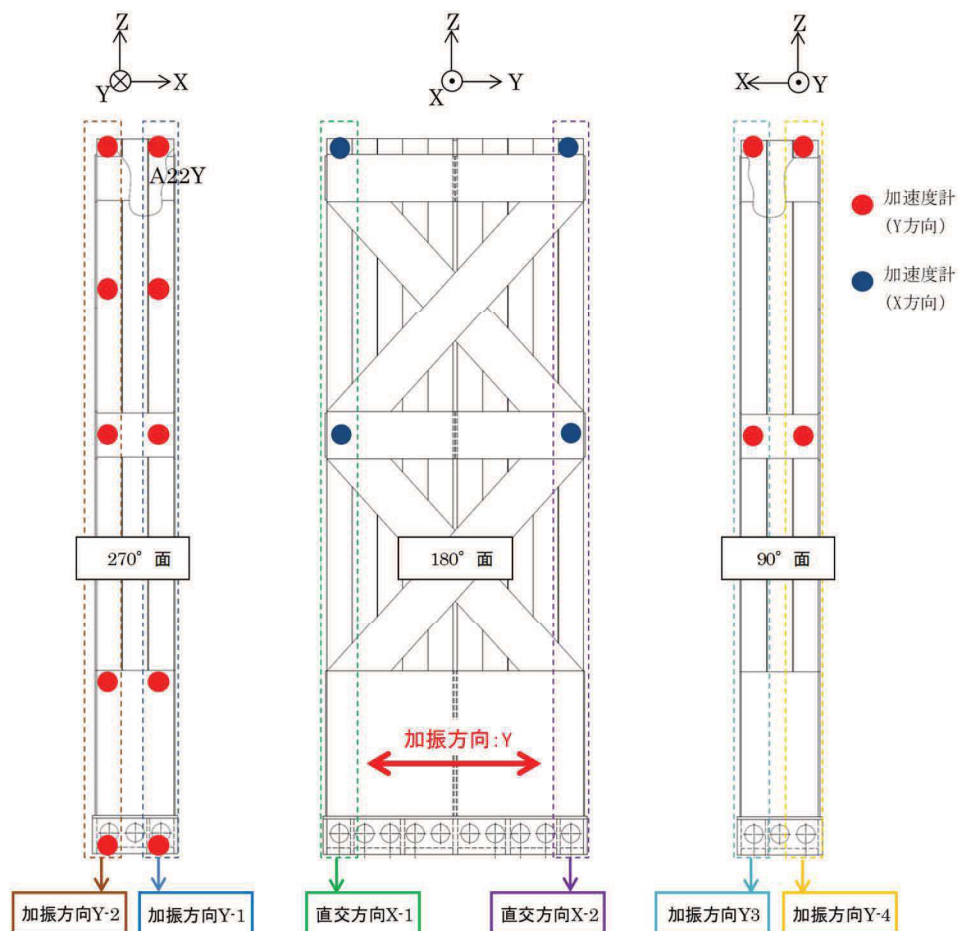


図2 供試体ラックの加速度計設置位置

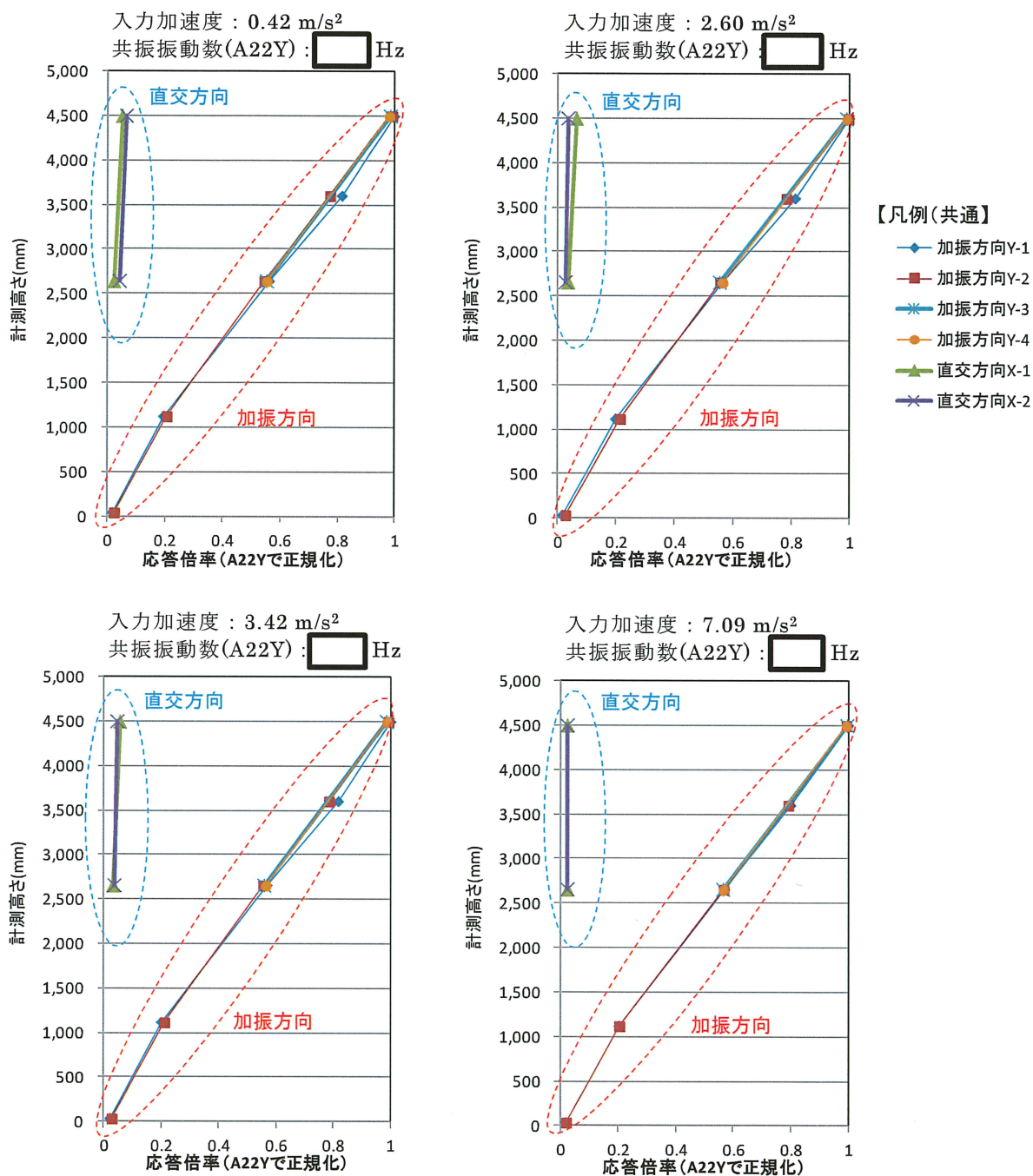


図 3 加振試験における供試体ラックの振動モード

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. FEM と加振試験における振動モード比較

FEM（燃料ラック及び供試体ラック）と加振試験（供試体ラック）から得られた振動モードを図4に示す。この結果、燃料ラックと供試体ラックの振動モードはよく一致しており、供試体ラックの加振試験結果は実機の燃料ラックの振動状態をよく模擬していると考えられる。

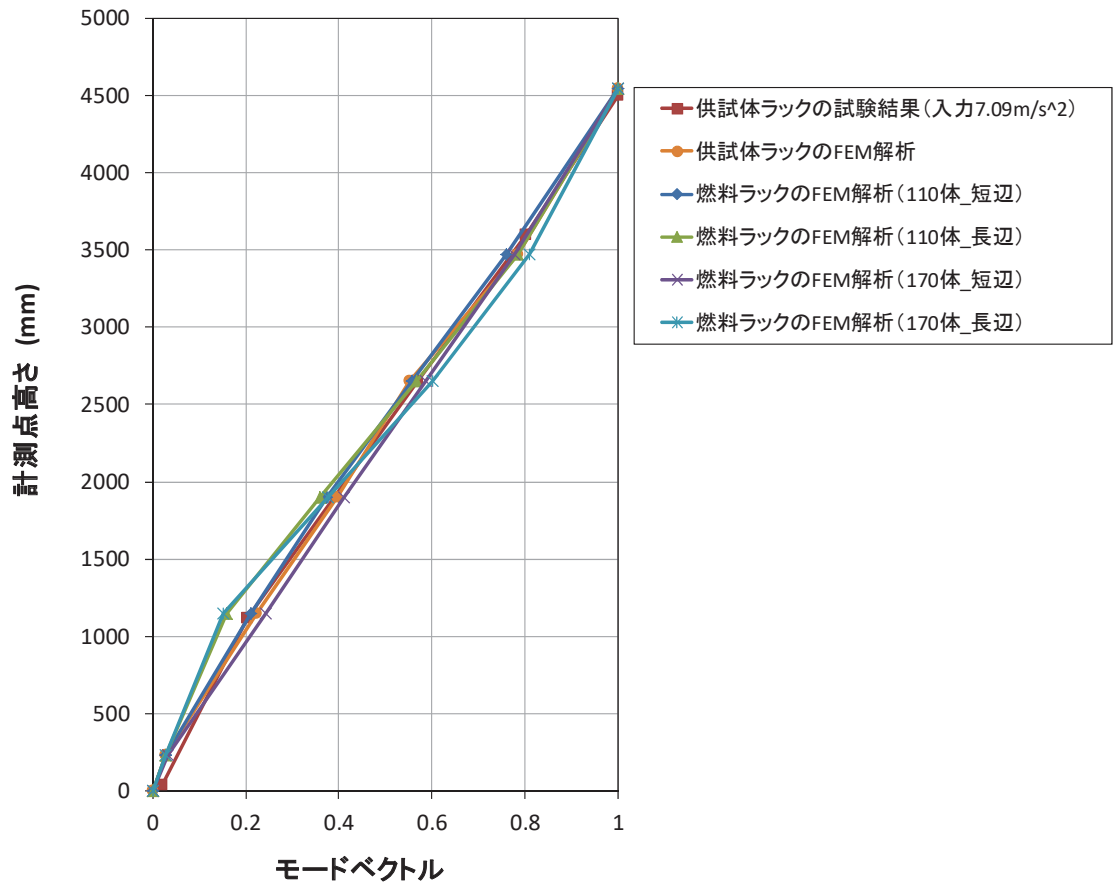


図4 燃料ラックと供試体ラックの振動モード比較

なお、短辺長辺比の最も大きい170体の燃料ラックにおいては、ラック下部の補強板により両端部の変形が中央部よりも拘束されるため、短辺方向（Y方向）の変形量が端部と中央部でやや異なっている。ここで、供試体ラックによる試験は、燃料ラック全体の振動特性を把握し試験結果を実機へ適用するため、局所的な応答ではなく燃料ラック全体としての振動特性の平均像を確認することを目的としたものである。したがって、170体の燃料ラックの端部と中央部の変形量の差はわずかであること、端部と中央部の振動モードは共にせん断型であり供試体ラックの振動モードと同等であることから、試験で得られた減衰定数を実機の燃料ラックへ適用することは妥当である（図5）。

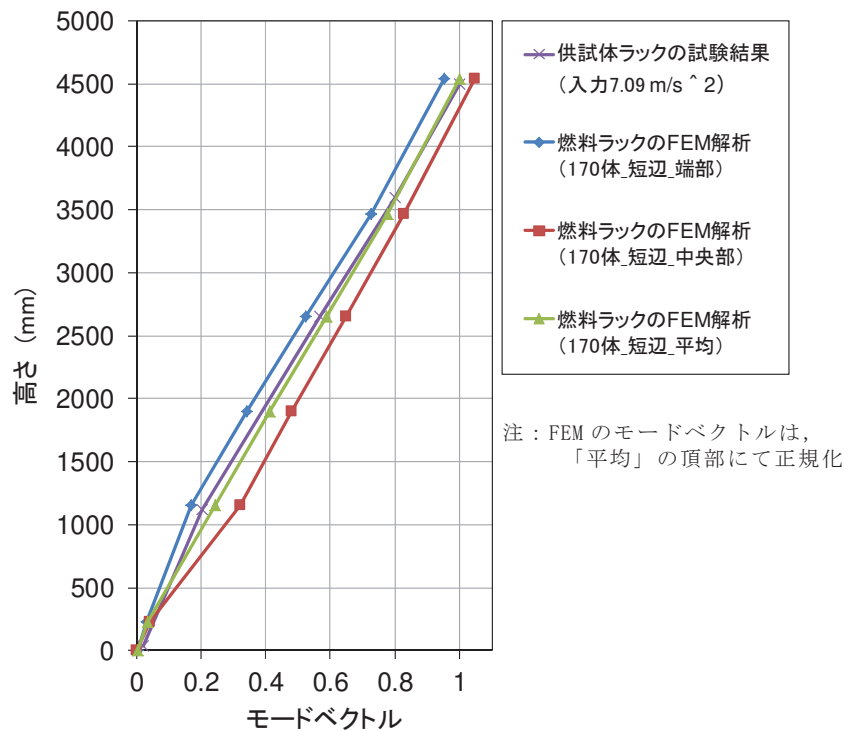
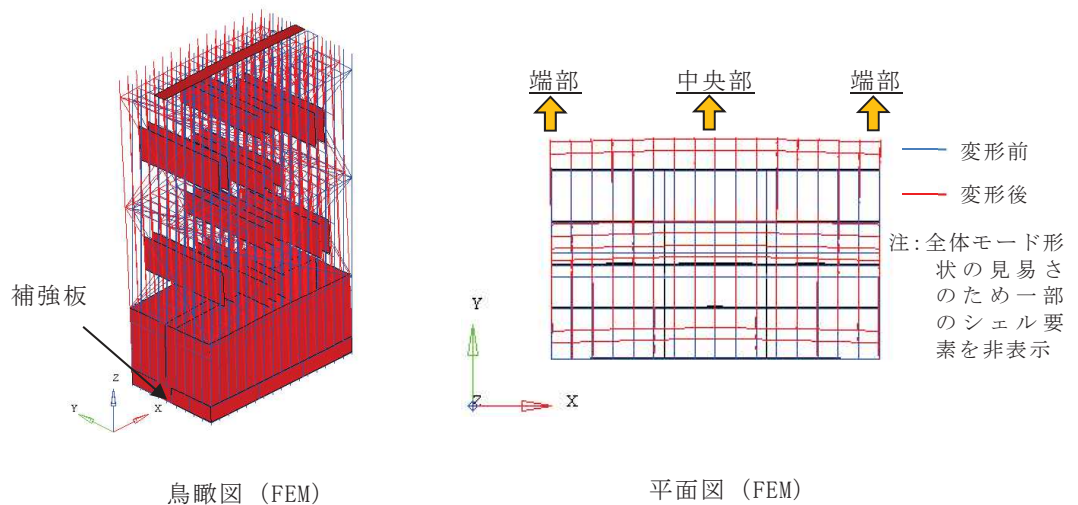


図5 170体燃料ラックにおける短辺方向の振動モード図

4. 刺激関数 $\beta \phi$ の妥当性について

応答倍率による減衰定数の算出は、供試体ラックの FEM による刺激係数 β 及び固有モードベクトル ϕ を用いているため、刺激関数 $\beta \phi$ の妥当性を確認する。

3 項より、供試体ラックの FEM と加振試験から得られた振動モードがよく一致していることから、FEM から求めた固有モードベクトル ϕ は供試体ラックの振動挙動を適切に示している。

また、刺激係数 β は別紙-4 第 1.2 項に示した以下の式により定義され、固有モードベクトル ϕ と質量マトリックスに依存する。ここで、質量マトリックスは、供試体ラックの質量等に基づき設定することから、固有モードベクトル ϕ が同等であることをもって、刺激係数 β を適切に算出している。

したがって、FEM モデルにより求めた刺激関数 $\beta \phi$ は、供試体を適切に再現しており、妥当であると考えられる。

$$\beta_s = \frac{\{\phi_s\}^T [M] \{1\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} : s \text{ 次の振動モードの刺激係数}$$

$[M]$: 質量マトリックス

$\{\phi_s\}$: s 次の固有ベクトル (空間の関数)

5. 固有振動数による刺激関数 $\beta \phi$ 及び減衰定数への影響

2 項で確認したとおり、各試験条件における振動モードはよく一致しているものの、共振振動数のバラつきを踏まえて、供試体ラック FEM の固有振動数を変化させた場合の刺激関数 $\beta \phi$ 及び減衰定数への影響を確認した (固有振動数の減衰定数への影響は別紙-10 参照)。

供試体ラックの固有振動数を変化させるため、FEM の構成要素 (角管, 補強板, ベース) の剛性を増減させて固有値解析を実施し、刺激関数 $\beta \phi$ への影響を確認した結果を図 6 に示す。この結果から、供試体ラックの固有振動数を変化させた場合でも、刺激関数 $\beta \phi$ はほとんど変化しないことを確認した。

また、本検討の刺激関数 $\beta \phi$ を用いた減衰定数への影響は、表 1 に示すとおり、評価用地震動 (基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d) の応答範囲における減衰定数に対して 0.3% 程度であることを確認した。

これらの固有振動数による刺激関数 $\beta \phi$ 及び減衰定数への影響は、燃料ラックの耐震評価に用いる設計用減衰定数の設定の保守性 (実機の燃料ラックで想定される減衰定数 S_s 及び S_d : 15% 程度に対し、設計用減衰定数をそれぞれ 10%, 7% と設定する) に包絡され、無視し得るものと考えられる。

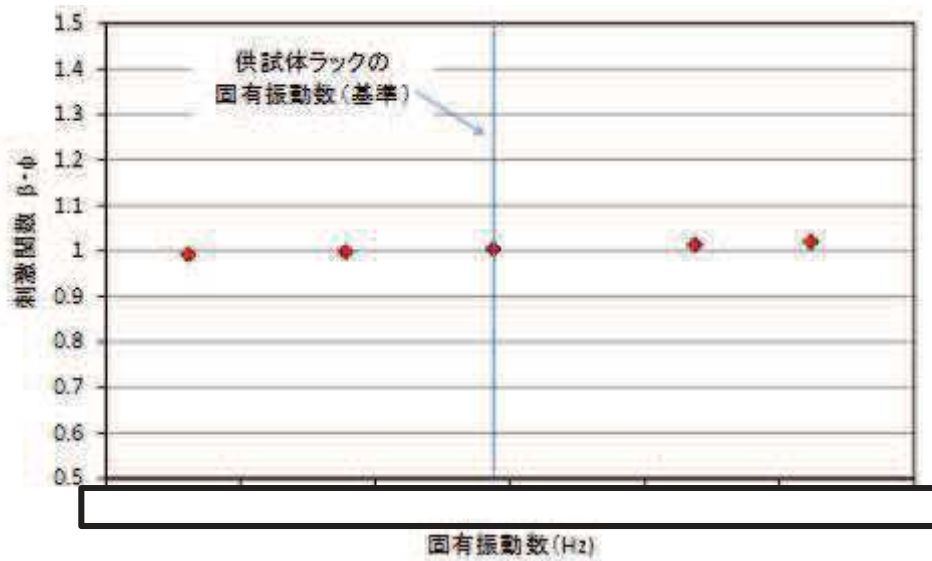


図 6 固有振動数による刺激関数 $\beta \phi$ への影響

表 1 刺激関数 $\beta \phi$ による減衰定数への影響

	刺激関数 $\beta \phi$	減衰定数 (%)	
		S s	S d
女川 2 号機への 減衰定数適用検討	1.004	15.4~16.2*	15.8~16.6*
刺激関数 $\beta \phi$ に よる影響検討	0.992~1.021	15.2~16.5	15.6~16.9

注記* : 表 4-4 (加振試験結果データ一覧) における S s (No. 15~17) 及び S d (No. 11~13) の応答範囲での減衰定数

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

加振試験範囲を超える応答加速度での減衰定数について

1. 加振試験及び基準地震動 S_s での応答加速度の関係と減衰定数

図1に示すとおり、基準地震動 S_s に対する燃料ラックの応答加速度の一部が加振試験範囲を上回る。

また、この応答加速度の一部においては、加振試験結果に基づく減衰定数を踏まえると、増加傾向から飽和又は低下する傾向となっていることから、加振試験範囲を超える基準地震動 S_s の応答加速度範囲において、燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数として10%を採用することの適用性について整理する。

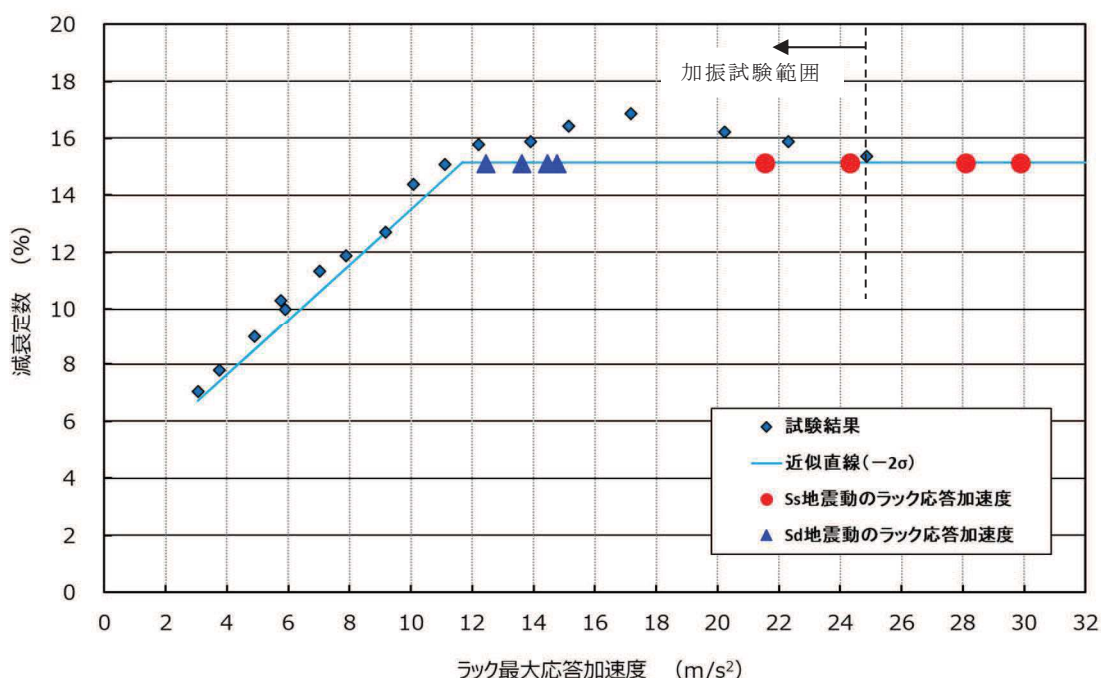


図1 燃料ラック頂部の最大応答加速度と減衰定数の関係

2. 燃料ラックの応答加速度と減衰定数の関係

燃料ラックの減衰定数が応答加速度の増加に従い増加する要因は、水中で燃料ラックが振動する際の水の抵抗による流体減衰、燃料ラックを構成する各部材間など、様々な接触面が摺動することによる摩擦減衰、燃料集合体と燃料ラックとのガタつきによる減衰などがあり、応答加速度の増加に伴い水の抵抗が増加し、また摺動する範囲が拡大（摩擦力が増加）することなどで減衰が大きくなると考えられる。また、応答加速度がある大ききまで達すると、減衰定数は飽和傾向又は低下する傾向となっている。

これは、燃料ラックの減衰効果が複雑な挙動に基づく複合的な要因によるものであり、流体減衰、摩擦減衰等は応答加速度の増加に伴って減衰は大きくなり、その後応答加速度

がある大きになると、減衰に寄与する摺動が頭打ち（全ての接触部位で摺動が発生している状態）となることや燃料集合体と燃料ラックの隙間の範囲内にガタつきが制限されることなどによって、燃料ラック全体としての減衰は飽和又は低下するものと推察される。

3. 設計用減衰定数の設定及び保守性

上述のように燃料ラックの減衰定数は、応答加速度の増加に伴って増加した後、飽和又は低下すると考えられるが、加振試験結果を用いて減衰を低下させる近似直線（試験のばらつきとして -2σ を考慮）を仮定し、加振試験を上回る範囲まで外挿した結果を図2示す。

加振試験を上回る範囲を含めて、基準地震動 S_s の応答加速度に対する燃料ラックの減衰定数は、14~16%程度と想定されることから、燃料ラックの耐震評価に用いる水平方向の設計用減衰定数として設定する10%は保守的となっている。

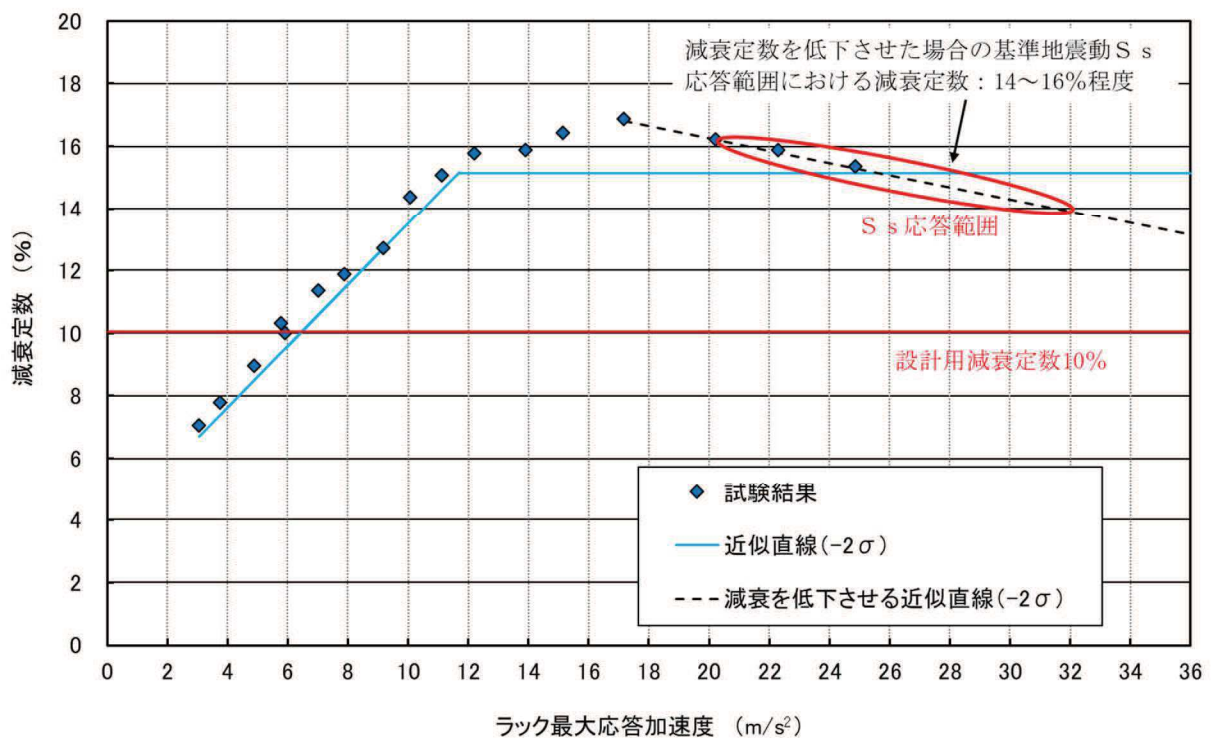


図2 加振試験を上回る範囲における減衰定数

4. 加振試験を上回る範囲における燃料ラックの減衰定数に係る検討

4.1 燃料ラックの減衰要因と応答依存性に係る整理

加振試験結果で得られた減衰特性や一般的な減衰要因の特性を踏まえ、燃料ラックの減衰要因と応答依存性について表1に整理した。

表 1 燃料ラックの減衰要因と応答依存性

	減衰要因		応答依存性
①	構造減衰	材料自体及び構造接続部の内部摩擦が要因で発生する減衰であり、構造物の一般的な減衰である。	構造に起因するため、応答依存性なし
②	流体減衰	流体中を構造物が振動することによって生じる流体抵抗力による減衰であり、燃料ラック外周部、貯蔵された燃料の相対挙動などによる減衰である。	応答加速度（振幅増加）に伴い減衰も増加（別紙-2参照）
③	摩擦減衰	部材間、燃料集合体と燃料ラック、床締結部等の摺動／衝突により生じる減衰である。	静止状態からすべり始めるときには減衰は大きく、すべり発生後は減少する*
④	その他	燃料集合体自体の減衰や燃料ラックと燃料集合体の連成振動による応答低減影響、その他複合要因による減衰である。	—

注記*：参考文献「ダイナミクスハンドブック（普及版）—運動・振動・制御—」朝倉書店

加振試験で得られた燃料ラックの減衰挙動は、表 1 で整理した各減衰要因の特徴を踏まえると、以下に示す 2 つの領域に分類されるものと考察した。

(1) 減衰が増加する領域（①構造減衰＋②流体減衰＋③摩擦減衰＋④その他）

燃料ラックの応答加速度の増加に比例して流体減衰は増加し、各部摺動範囲が広がることによる摩擦減衰の増加および摺動部がすべり始めることによる摩擦減衰の増加などの複合要因で減衰が増加する領域。

(2) 減衰が飽和又は低下する領域（①構造減衰＋②流体減衰＋③摩擦減衰＋④その他）

燃料は角管内の四方を囲まれた狭い空間で相対運動することから、応答加速度の増加に伴い相対運動が制限されることで流体減衰の一部は飽和すると考えられる。また、各部摺動範囲が頭打ちとなって摩擦減衰が飽和および摺動部の微小すべり発生により摩擦減衰が応答に反比例で低下するなどの複合要因で減衰が飽和又は低下する領域。

したがって、加振試験を上回る範囲は上記 (2) の領域で該当するものと考えられる。

4.2 減衰の飽和又は低下する領域における解析検討

加振試験を上回る範囲における燃料ラックの減衰挙動について、減衰が飽和又は低下する特徴を確認することを目的とし、4.1項で整理した減衰要因のうち、応答依存性のない構造減衰及び応答に伴って減衰の低下要因となる摩擦減衰のみに着目して解析を実施した。

4.3 解析モデル及び諸元

加振試験を上回る範囲における燃料ラックの減衰挙動の解析は、燃料ラックの減衰挙動が水中にある燃料集合体、燃料ラック等の複雑な挙動に基づく複合的な減衰要因によるものであり、燃料ラックの減衰定数を厳密に再現解析することは難しいため、簡略的な解析モデルによる解析とする。

解析モデルは、燃料ラック、燃料及び水槽を1質点とし、各質点間にすべり要素／構造減衰／摩擦力／連成質量（流体-構造連成）を設定した質点系モデルでモデル化した。

解析モデルにおける各パラメータは、加振試験における試験体諸元や加振試験結果に基づき設定し、質量は燃料ラック及び燃料のモード形状を考慮し、等価な1質点の等価な質量として与えている。解析モデルを図3に、解析モデル諸元を表2に示す。

燃料ラックに生じる減衰は、加振試験と同様に図3の解析モデルの締結ボルト及び水槽の固定点（地盤）に加速度一定の正弦掃引波を入力した時刻歴応答解析を行い、燃料ラックの質点（M2）の応答加速度と入力加速度の応答倍率から減衰を求める。

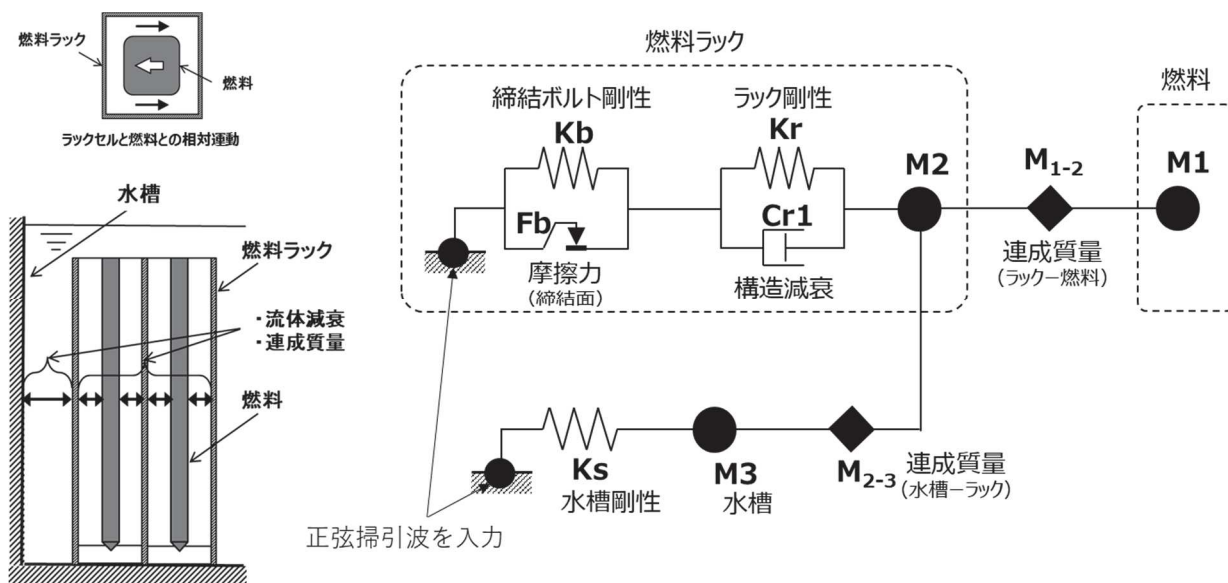


図3 解析モデル

表 2 解析モデル諸元

記号	パラメータ	モデル入力値	備考
M1	燃料質量（付加質量含む）		付加質量は理論式に基づく計算値
M2	ラック質量（付加質量含む）		付加質量は理論式に基づく計算値
M3	水槽質量（付加質量含む）		付加質量は理論式に基づく計算値
M ₁₋₂	燃料ーラック間の連成質量		連成質量は理論式に基づく計算値
M ₂₋₃	ラックー水槽間の連成質量		連成質量は理論式に基づく計算値
Kb	締結ボルト剛性		供試体ラックの剛性に基づき設定
Kr	ラックの剛性		供試体ラックの剛性に基づき設定
Ks	水槽の剛性		水槽が十分に剛構造となるように設定
Cr1	ラックの構造減衰		低振幅の試験結果から減衰2%と想定して設定
Fb	ボルト締結面摩擦力		供試体ラックのボルト締付力から設定

4.4 解析結果

燃料ラックの減衰要因として構造減衰及び摩擦減衰を簡略的に考慮した解析モデルによる燃料ラックの減衰挙動に係る解析結果を図4に示す。

燃料ラックの減衰挙動は、加振試験結果で得られた特徴のように、燃料ラックの応答加速度が増加するに伴って減衰が増加した後、応答加速度に反比例するように低下する傾向となることを確認した。なお、本解析は、加振試験を上回る範囲における燃料ラックの減衰挙動を把握するため、簡略的に構造減衰及び摩擦減衰のみに着目し、燃料ラックの応答加速度が増加した場合にも急激に減衰が低下するものでないことの特徴を確認したものであり、減衰定数の絶対値を再現解析したものではない。

したがって、加振試験範囲を上回る応答加速度レベルにおいても、燃料ラックの減衰定数は、応答加速度に伴って急激に低下することではなく、緩やかに低下する傾向を

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

示すと考えられるため、3項で設定した減衰の近似直線の考え方とも整合するものである。

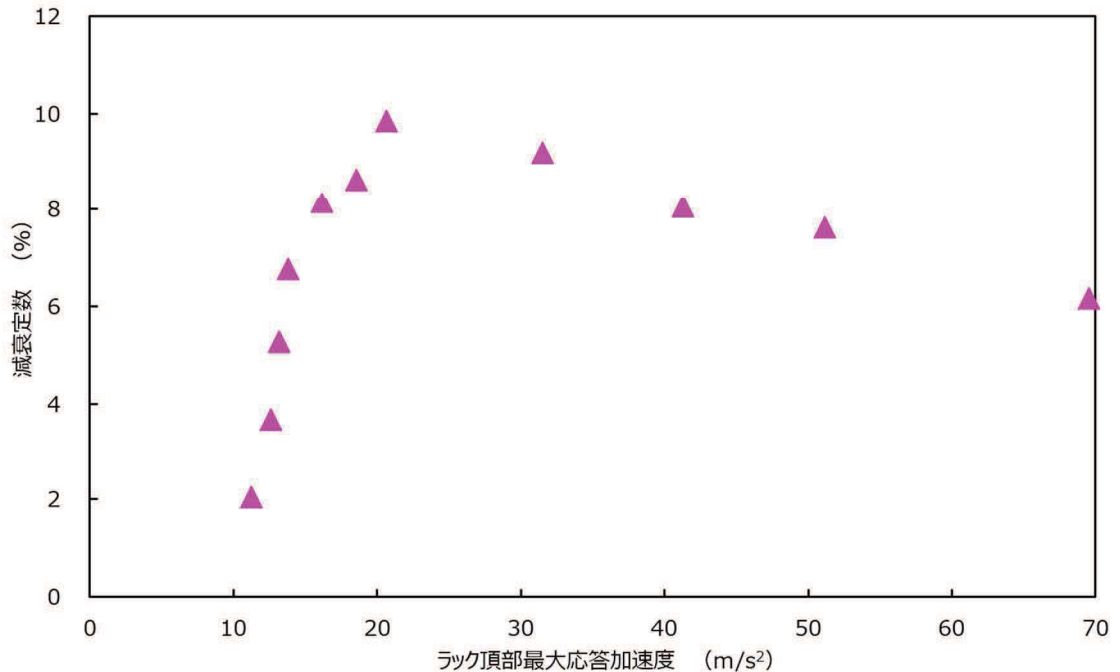


図4 燃料ラックの減衰挙動に係る解析結果
(構造減衰及び摩擦減衰のみに着目した解析)

5. まとめ

加振試験結果により、燃料ラックの応答加速度を増加させていくと減衰定数が次第に増加した後、燃料ラックの応答加速度の増加に伴って飽和又は低下する傾向となることを踏まえ、保守性も考慮した上で燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数を設定している。

今回工認の基準地震動 S_s に対する燃料ラックの応答加速度が加振試験範囲を一部上回ることについては、加振試験結果を用いて減衰挙動が低下するものとして燃料ラックの減衰を設定した場合、加振試験を上回る範囲における燃料ラックの減衰定数は14～16%程度となること及び燃料ラックの減衰挙動を簡略的に解析した結果として緩やかに減衰が低下する特徴を確認した。

したがって、基準地震動 S_s に対する燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数として10%を適用することは可能であると判断した。

NASTRAN 仮想質量法を用いた刺激関数の算出手順について

供試体ラックの減衰定数を評価するに当たっては、NASTRAN の仮想質量法により算出した供試体ラックの刺激関数 $\beta \phi$ を使用している。

NASTRAN は、原子力発電所の機器の応力評価に対する有限要素法による応力評価に加え、流体の入ったタンク構造や没水タービン等、接流体表面を持つ構造の振動解析で一般に広く用いられている汎用構造解析コードである。

本解析コードのうち、仮想質量法の解析理論について述べる。振動時にラック表面に作用する圧力は、流体解析によって求められる。ここで使用される代表的な方法は、「速度ポテンシャル法」及び「非圧縮性粘性流体解析 (Navier-Stokes 方程式と連続式)」等による流体解析法がある。NASTRAN 仮想質量法では、前者の速度ポテンシャル法に沿う考え方が採用されている。基礎式は、次のように連続の式及び運動方程式からなる。

$$\nabla \cdot \nabla \Phi = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + (v \cdot \nabla)v = -\frac{1}{\rho} \nabla p + g \quad (2)$$

ここで、 t は時間、 Φ 、 v 、 p 、 g はそれぞれ流体の速度ポテンシャル、速度ベクトル、圧力、重力加速度ベクトルである。

本解析コードでは、構造体の接水面に設定した節点において、構造体の振動により発生する流体圧力と流速を算定し、接水面における流体圧力と加速度の関係式を構造体の運動方程式に流体項を加えることで、構造体と流体の運動方程式が構築される。これを固有値解析することにより、刺激係数 β 及び固有ベクトル ϕ が算定される。

なお、NASTRAN 仮想質量法による刺激関数の算定フローを、図 1 に示す。

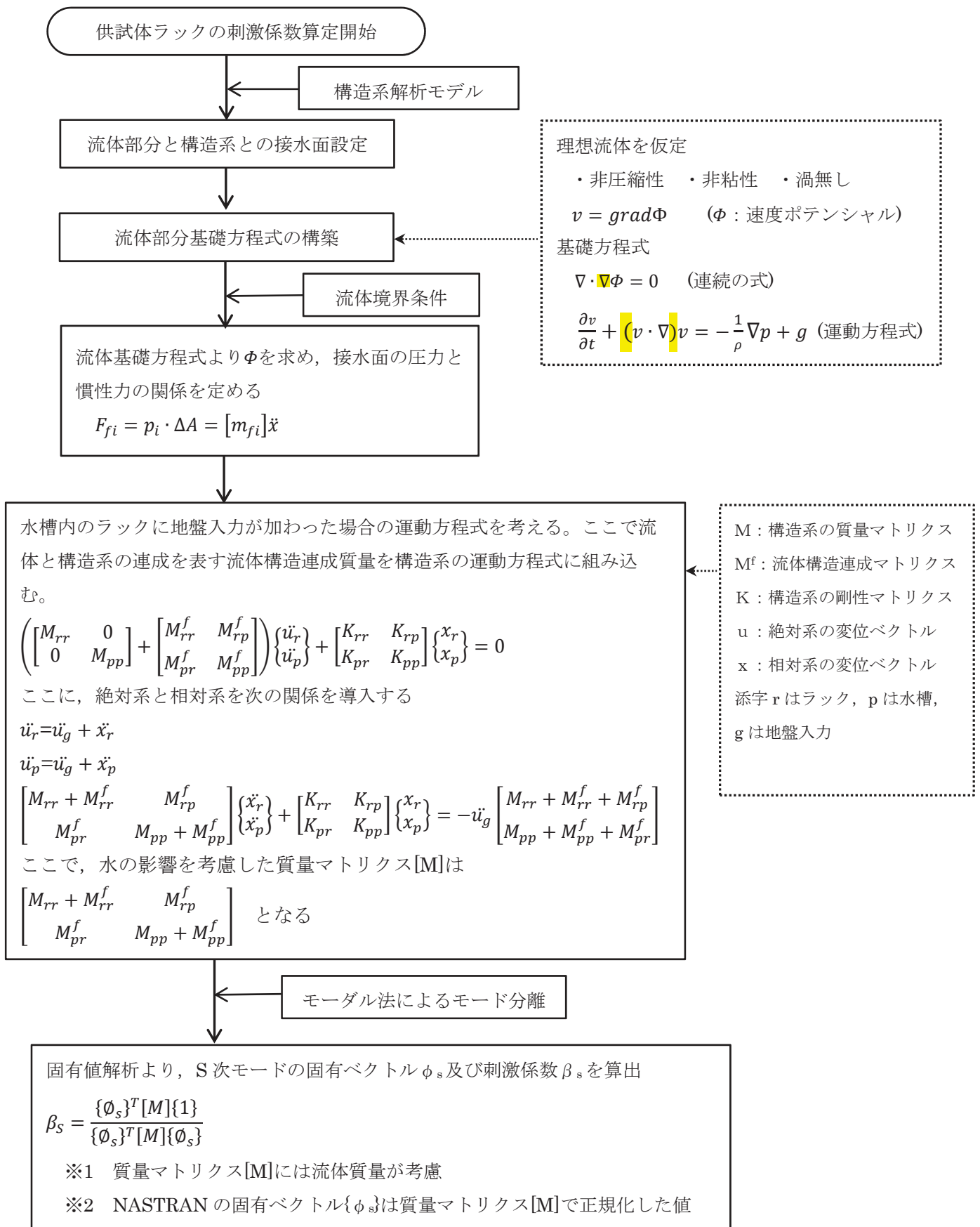


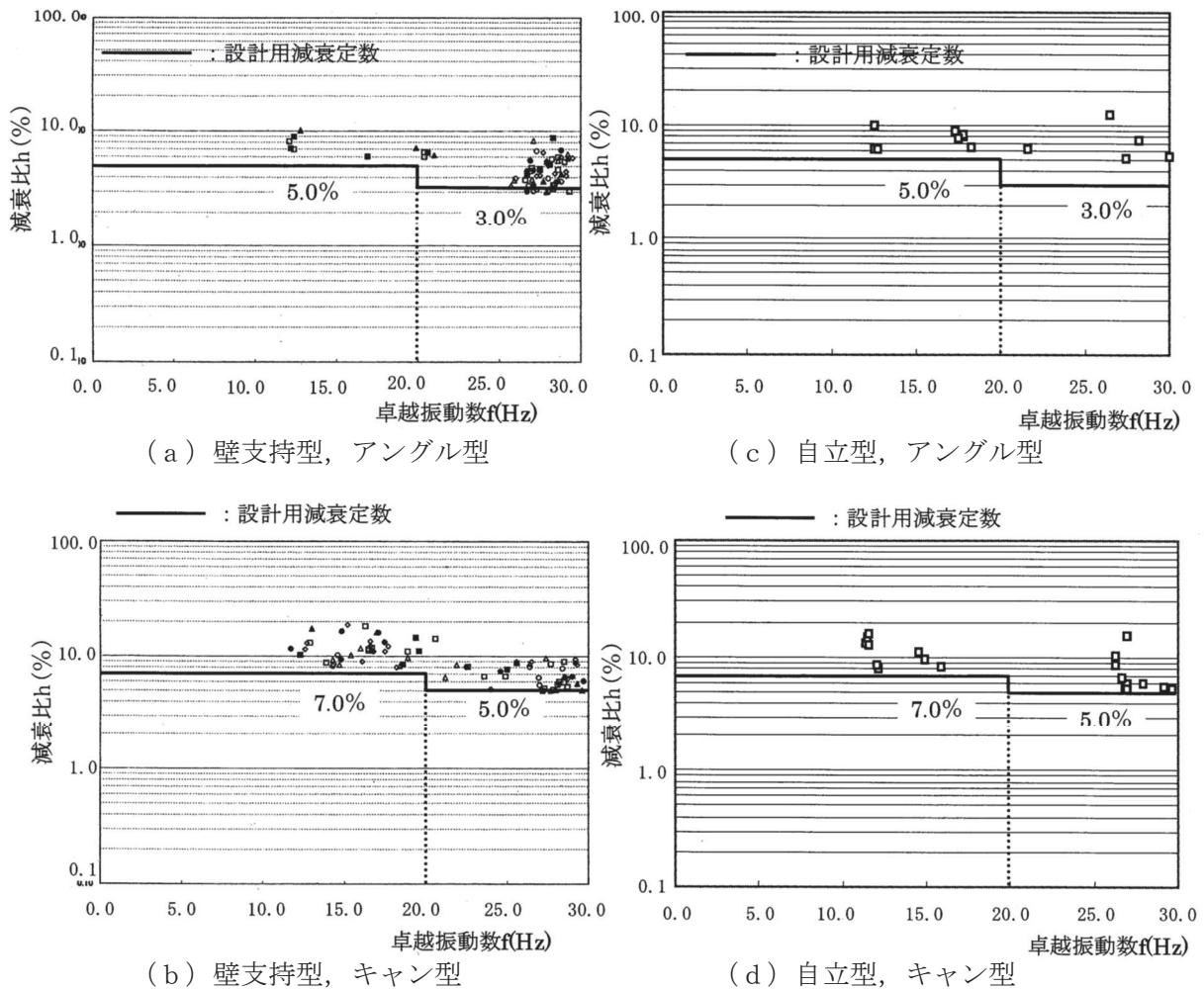
図 1 NASTRAN 仮想質量法による刺激関数の算定フロー

固有振動数による減衰定数への影響について

1. 類似構造物の既往知見について

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（以下、「PWR」という。）の燃料ラックの既往知見^[1]によると、女川2号機での加振試験と同様に、設計用減衰定数1.0%より大きな減衰定数が確認されている（図1）。

ただし、応答卓越振動数が高くなるにしたがって、減衰比が低下する傾向が見られているが、PWRと女川2号機の燃料ラックは、ラック構造等の相違によって、流体挙動及び燃料集合体とラックの衝突挙動等に差異があるため、単純に比較することはできないと考えられる（図2、図3、表1）。



記号	燃料集合体挿入体数	加振レベル	加振方向	記号	燃料集合体挿入体数	加振レベル	加振方向
○	4	1/3S ₂ 相当	水平	●	4	3/3S ₂ 相当	水平+鉛直
△	4	2/3S ₂ 相当	水平	▲	1	3/3S ₂ 相当	水平
□	4	3/3S ₂ 相当	水平	■	2	3/3S ₂ 相当	水平
◇	4	1.1S ₂ 相当	水平				

図1 類似構造物における固有振動数と減衰定数の関係^[1]

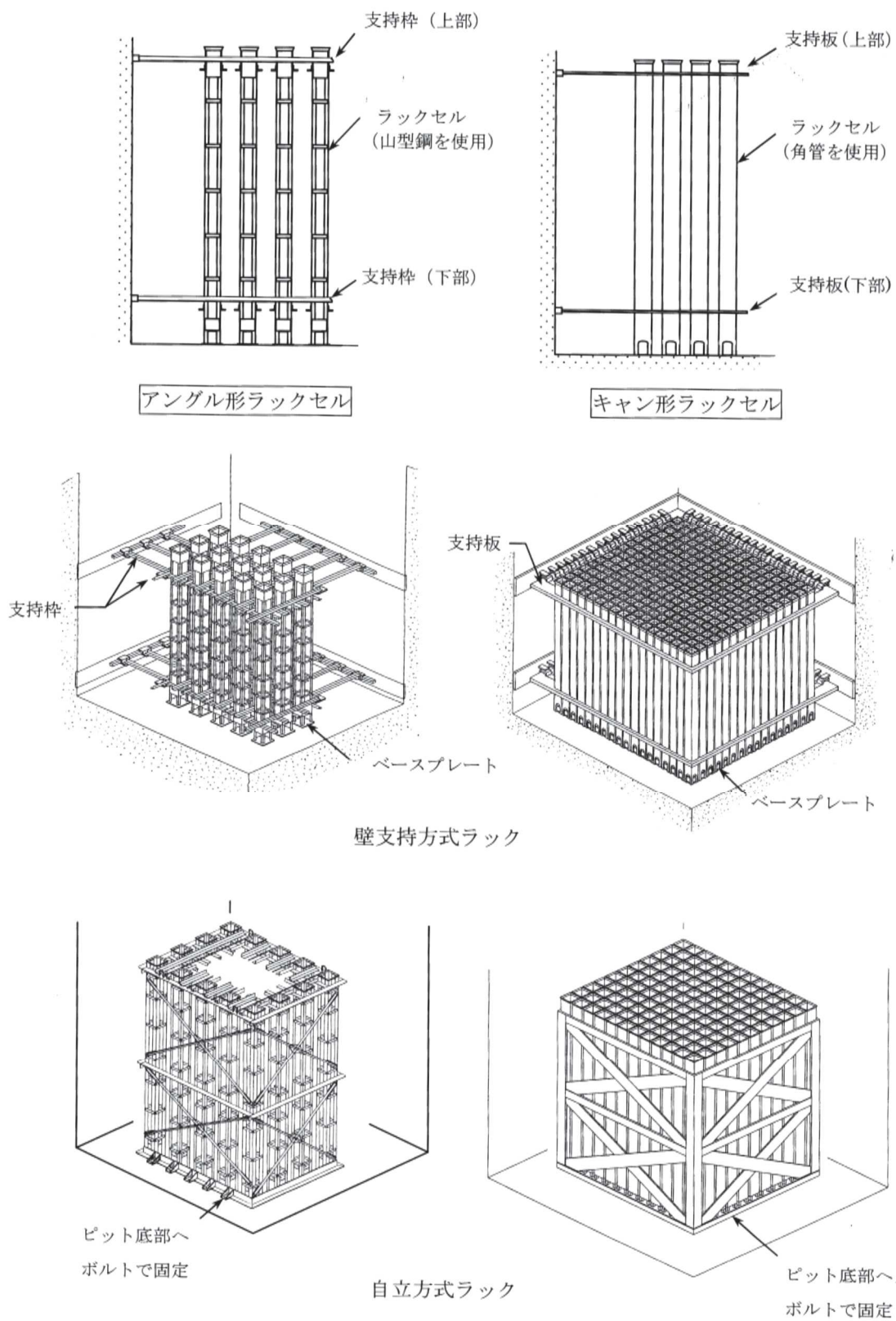


図2 PWR燃料ラックの構造概要 [1]

表1 PWRと女川2号機燃料ラックの主な相違点

項目	PWR	女川2号機
ラックセル型式	キャン型/アングル型	角管型
支持方式	自立型/壁支持型	自立型
燃料質量	約700kg	約300kg
チャンネルボックス	無	有
燃料集合体とラックセルの隙間(片側)	約7.0mm	

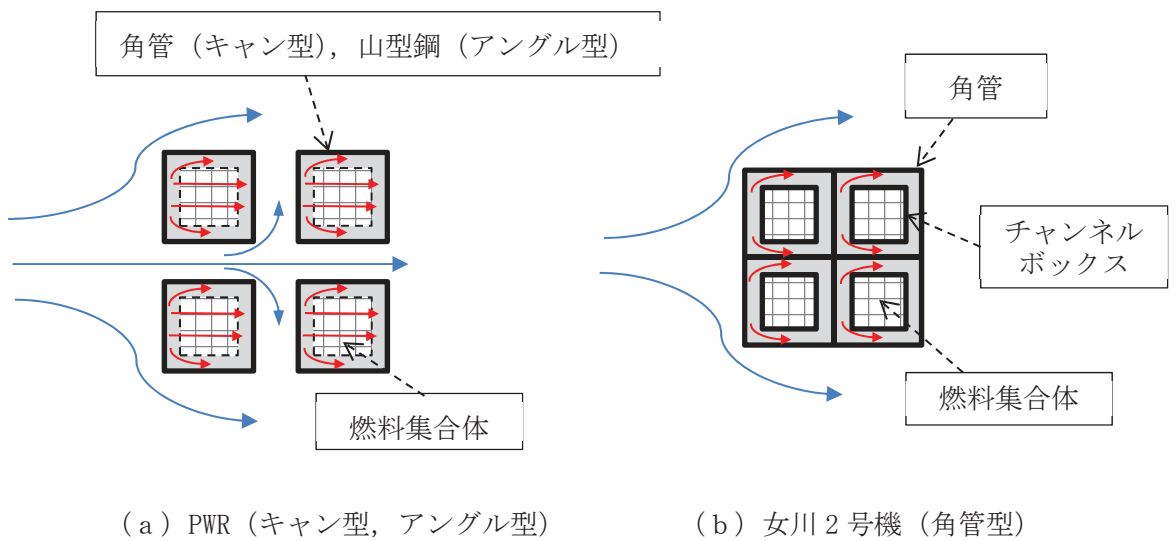


図3 燃料ラック断面の流体挙動イメージ

参考文献 [1] 原子力発電所耐震設計技術規程 J E A C 4601-2008 日本電気協会

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 固有振動数による減衰定数への影響

表2に示すとおり、実機の燃料ラックと供試体ラックの固有振動数には相違がある。しかし、以下に示す理由から、減衰定数への影響はほとんどないと考えられ、また、十分な余裕を考慮して減衰定数を設定していることから、実機の燃料ラックに対して設計用減衰定数 10% (S_s)、及び7% (S_d) を採用することは妥当であると考えられる。

- ・実機の燃料ラックと供試体ラックの振動モードが同等であることを確認しており、減衰のメカニズムも同等と考えられること（別紙-7 第1～3項参照）。
- ・実機の燃料ラックそれぞれの固有振動数及び刺激関数 $\beta\phi$ を考慮して実機の応答加速度を算定した上で、減衰定数を設定していること（本文第5.1項参照）。
- ・供試体ラックの固有振動数を変化させた場合でも、刺激関数 $\beta\phi$ はほとんど変化せず、減衰定数に与える影響も僅かあること（別紙-7 第5項参照）。
- ・S_s、S_dの応答加速度に対する減衰定数は15%程度と評価されるが、余裕などを考慮して安全側に10% (S_s) 及び7% (S_d) を採用していること（本文第5.2項参照）。
- ・固有振動数による影響があると報告されているPWRの既往知見とは、構造及び減衰のメカニズムが異なると考えられること（別紙-10 第1項参照）。

表2 燃料ラックと供試体ラックの固有振動数

	燃料ラック	供試体ラック
固有振動数 (Hz)		

燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$ 及び振動モードの詳細について

燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$ 及び振動モードの詳細について、参考として表 1 及び図 1 に示す。

表 1 燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$

ラック種類		方向	固有振動数 (Hz)	ラック頂部固有モードベクトル ϕ	刺激係数 β	刺激関数 $\beta \phi$
実機の燃料ラック	110 体ラック	短辺				
		長辺				
	170 体ラック	短辺				
		長辺				
供試体ラック (参考)		長辺				

項目	110体ラック			170体ラック		
	1	2	3	1	2	3
次数	1	2	3	1	2	3
モード形状	短辺1次	長辺1次	ねじり	短辺1次	長辺1次	ねじり
固有振動数 (Hz)						
刺激係数	x					
	y					
z						
平面図						
側面図						
鳥瞰図						

図1 燃料ラックの振動モード図及び刺激係数の詳細

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

貯蔵率を変化させた加振試験における燃料集合体の配置条件について

燃料ラックの構造強度評価において、発生応力は燃料ラック質量による依存性が高く、燃料集合体全数貯蔵が最も厳しい設計条件となることから、既工認の耐震性評価及び今回の加振試験においては、燃料集合体を全数貯蔵条件としている。

一方、燃料集合体の貯蔵体数による燃料ラックの減衰定数への影響を確認するため、燃料集合体の貯蔵率を変化させた条件（0%、33%、67%）での加振試験も実施しており（別紙-1 参照）、このときの燃料集合体の配置条件は、減衰定数の基本特性を把握することを目的としているため、ラック収納箇所に対して均等な配置としている（図 1）。

ここで、燃料集合体の配置に係る影響検討として、女川 2 号機の燃料ラックのうち短辺長辺比が最も大きな 170 体ラックを代表として、燃料集合体をラックの端から詰めて偏らせて配置した場合（図 2）の固有値解析を実施した（図 3）。

固有値解析の結果、振動モードは短辺方向及び長辺方向のせん断モードが支配的であり、加振試験で得られた振動モードと同等であることを確認した。

したがって、燃料集合体の配置条件によらず、燃料ラックの振動モードは同様であり、減衰メカニズムに違いはないと考えられることから、燃料集合体を端から詰めて配置するような場合に対しても、今回の加振試験結果に基づき減衰定数を設定することは妥当であると考えられる。

なお、燃料集合体の配置を偏らせた場合でも加振試験で得られた振動モードと同様に、せん断型のモードが支配的となる要因として以下が考えられる。

- ・燃料ラックの合計質量の変化が少ないこと（表 1）
- ・燃料ラック全体の重心位置の変化が少ないこと（図 4）
- ・燃料ラックは、角管を束ねて補強板と溶接された構造であり、剛性が高いと考えられること

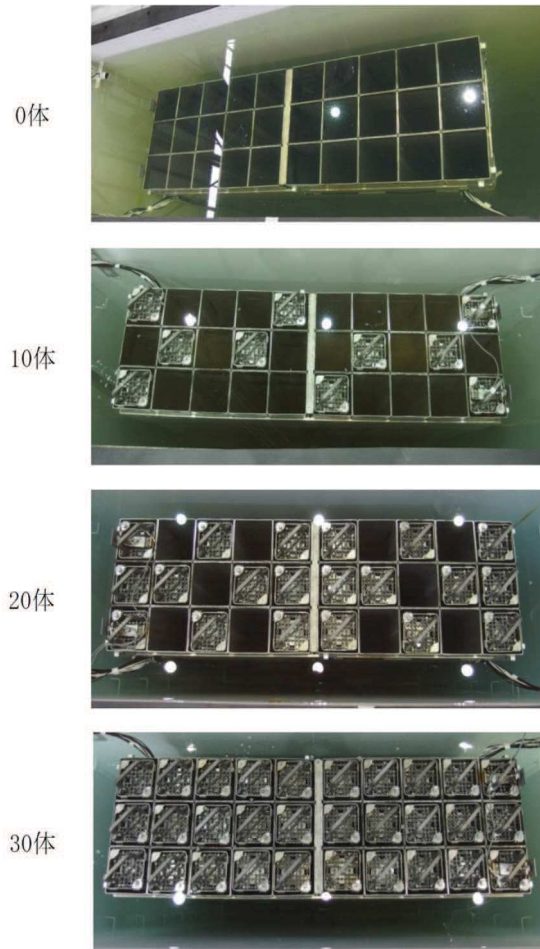


図1 加振試験における模擬燃料集合体の配置状況

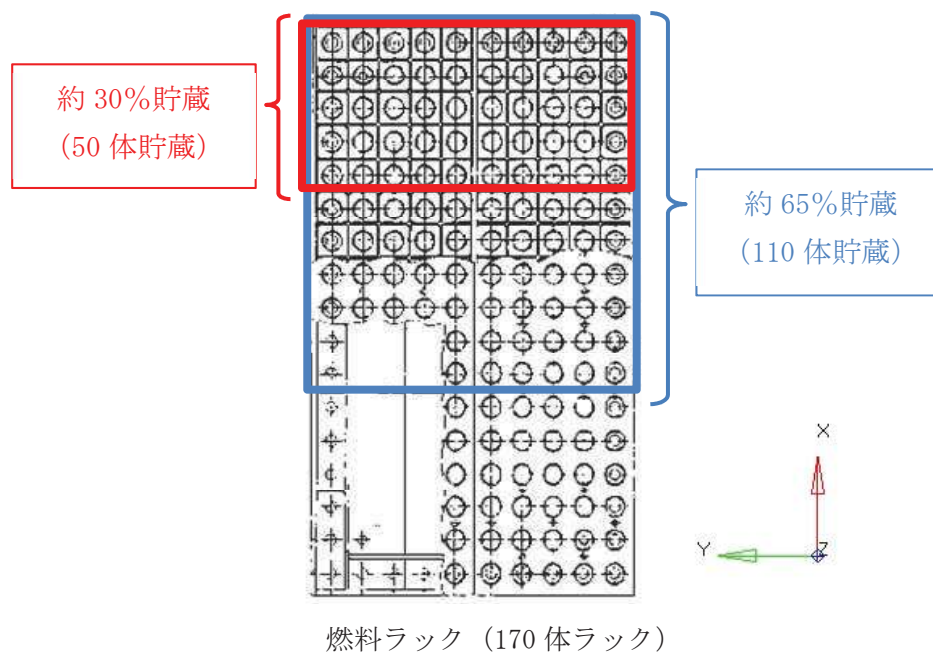


図2 燃料集合体の配置条件 (固有値解析による影響検討)

対象ラック	燃料ラック(170体ラック)			約65%(110体貯蔵)								
	1	2	3	1	2	3						
燃料貯蔵率 次数	1	2	3	1	2	3						
モード形状	短辺1次	長辺1次	ねじり	短辺1次	長辺1次	ねじり						
固有振動数 (Hz)												
							X					
							Y					
Z												
刺激 係数												
平面図												
側面図												
鳥瞰図												

図3 燃料集合体の配置が偏った場合の実機の燃料ラック振動モード

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 1 燃料集合体の貯蔵体数と燃料ラック等の合計質量の関係

(単位：t)

燃料集合体の貯蔵体数 (貯蔵率)	燃料 集合体	燃料以外 (ラック及び 流体質量)	合計 質量	100%貯蔵に対 する質量比
170 体 (100%)	50.8	51.6	102.4	100%
110 体 (約 65%)	32.9	53.8	86.7	85%
50 体 (約 30%)	15.0	56.1	71.1	69%

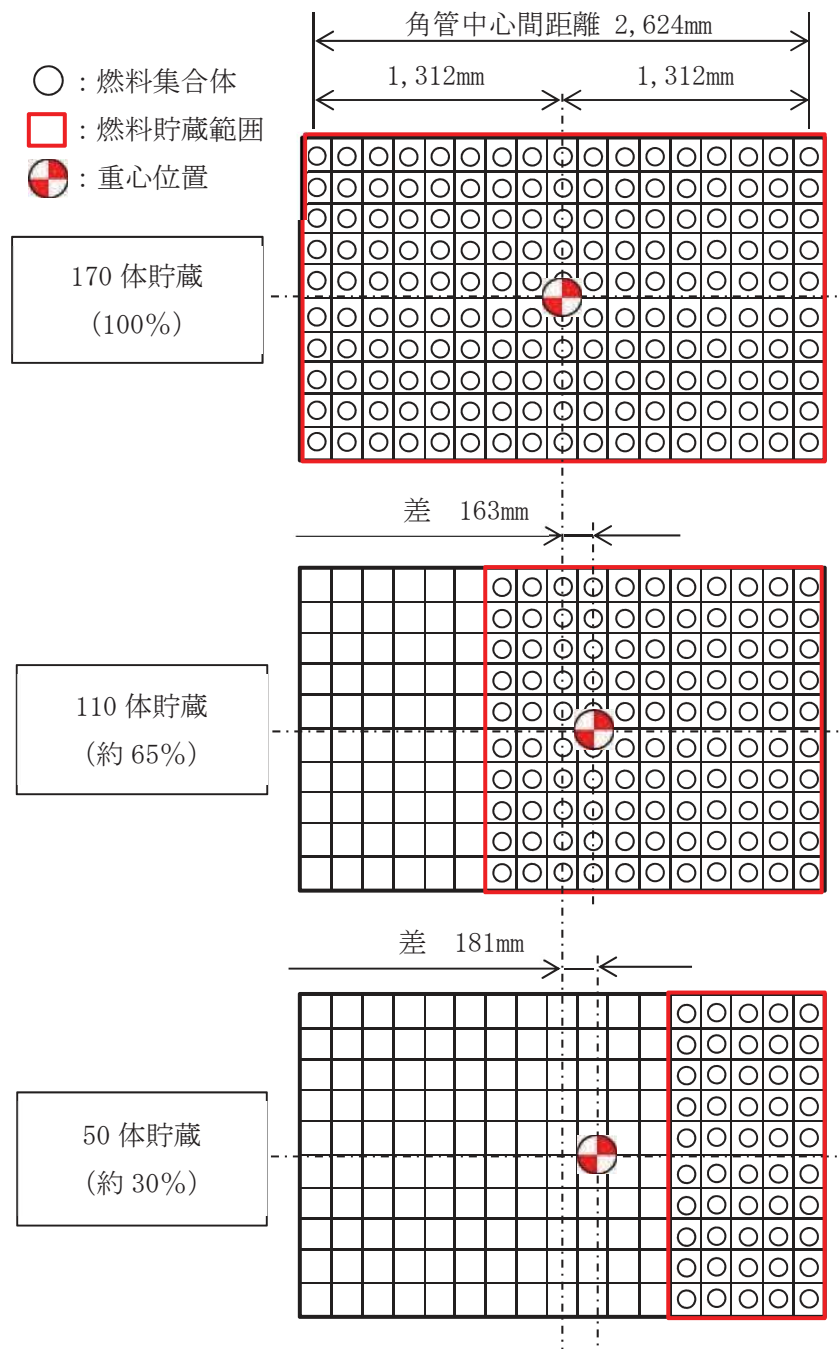


図 4 燃料集合体の配置条件による重心位置の変化概要図

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-15_改1
提出年月日	2021年4月16日

補足-600-15 【地震時における燃料被覆管の閉じ込め機能の維持について】

2021年 4月

東北電力株式会社

- I 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
- II 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
- III 下部端栓溶接部の有限要素法を用いた解析モデルについて
- IV 燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理について
- V 9×9 燃料 (B 型) における地震時鉛直方向加速度の考慮方法について
- VI 9×9 燃料 (A 型) と 9×9 燃料 (B 型) の応力評価における相違点について

I 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の適用性.....	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⁽¹⁾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 $1.5 \times 10^{21} \text{cm}^{-2} \sim 5.5 \times 10^{21} \text{cm}^{-2}$ ($> 0.625 \text{eV}^*1$) 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⁽²⁾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 9×9 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⁽¹⁾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^{*2}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 I-1)

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。

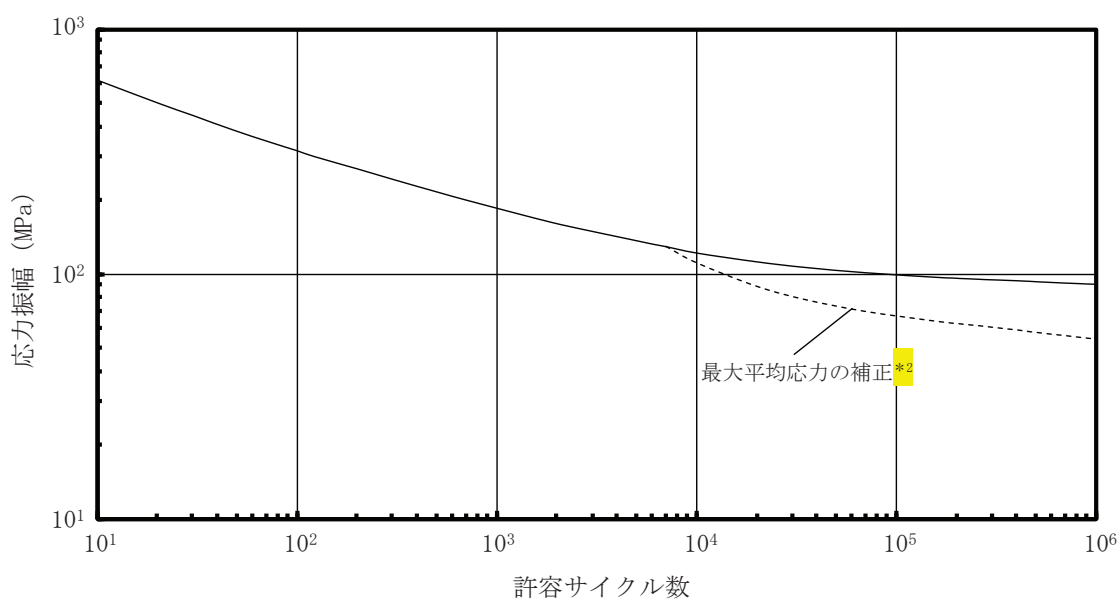


図 I-1 ジルカロイ設計疲労曲線

$$S_a = E \cdot \epsilon_a = E \cdot \epsilon_t / 2$$

ここで、 S_a : 応力振幅 (psi)

E : ヤング率 (室温 ; 14.0×10^6 psi, 316°C ; 11.5×10^6 psi)

ϵ_a : 全ひずみ振幅 (-)

ϵ_t : ひずみ範囲 (ピーク-ピークの変化幅)

照射材の疲労試験は、照射量 $1.5 \times 10^{21} \text{cm}^{-2}$ ~ $5.5 \times 10^{21} \text{cm}^{-2}$ ($> 0.625 \text{eV}^*$) 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⁽²⁾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 $1.2 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$ (9×9 燃料 (A 型))⁽³⁾及び $1.3 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$ (9×9 燃料 (B 型))⁽⁴⁾であり、上記疲労試験^{(1), (2)}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 $1.2 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$ (9×9 燃料 (A 型))⁽³⁾及び $1.3 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$ (9×9 燃料 (B 型))⁽⁴⁾以上の $1.3 \times 10^{22} \text{cm}^{-2}$ 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⁽¹⁾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・フューエル・ジャパン, G L R-001, 平成 15 年 4 月
- (4) 「BWR の 9×9 燃料について」, 原子燃料工業株式会社, N L R-15 改訂 4, 平成 22 年 2 月

注記*1: 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)

*2: 疲労強度は平均応力により変化するため、応力振幅が降伏応力以下となる範囲について、最大平均応力を中心に繰返し応力が作用するとした保守的な補正を行う

II 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	4

1. 概要

下部端栓溶接部の応力評価は、端栓溶接部が切欠き形状を含む複雑形状のため有限要素法を用いている。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⁽¹⁾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Ⅱ-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使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の応力解析等、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及び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Ⅱ-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Ⅱ-3-2に、再現解析で使用したANSYSの熱解析及び機械解析のモデルを示す。

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 γ 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的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

限值を用いる。

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による下部端栓溶接部の応力評価における解析入力値の比較を表Ⅱ-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*¹

(5) 運転状態：圧力過渡（冷却材圧力 MPa[abs]（公称値））*²

(6) 考慮する荷重：3. (3)のとおり。

(7) 許容応力：引張強さ（Su）

注記*¹：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。

*²：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Ⅱ-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（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は含まれていないが，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，下部端栓溶接部の地震時の応力評価へのANSYSの適用は支障ないものとする。

7. 引用文献

- (1) 女川原子力発電所第2号機「燃料体設計認可申請書」(GNF 燃設認第35号, 平成21年10月16日認可)

表 II-1-1 MARC と ANSYS の概要

項目		MARC	ANSYS
開発元		ペドロ・マサル (Pedro Marcal) 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

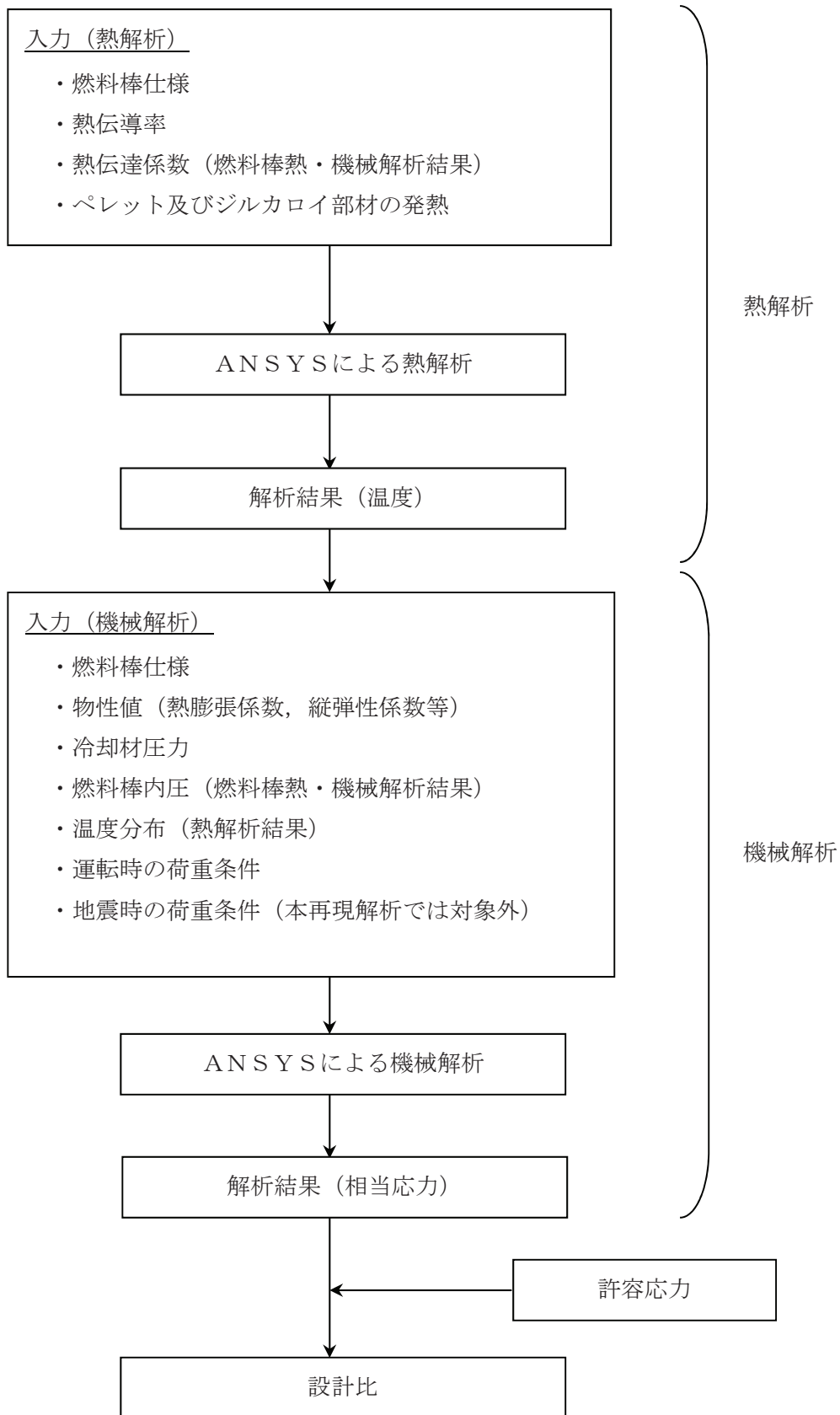


図 II-3-1 下部端栓溶接部の応力評価のフロー

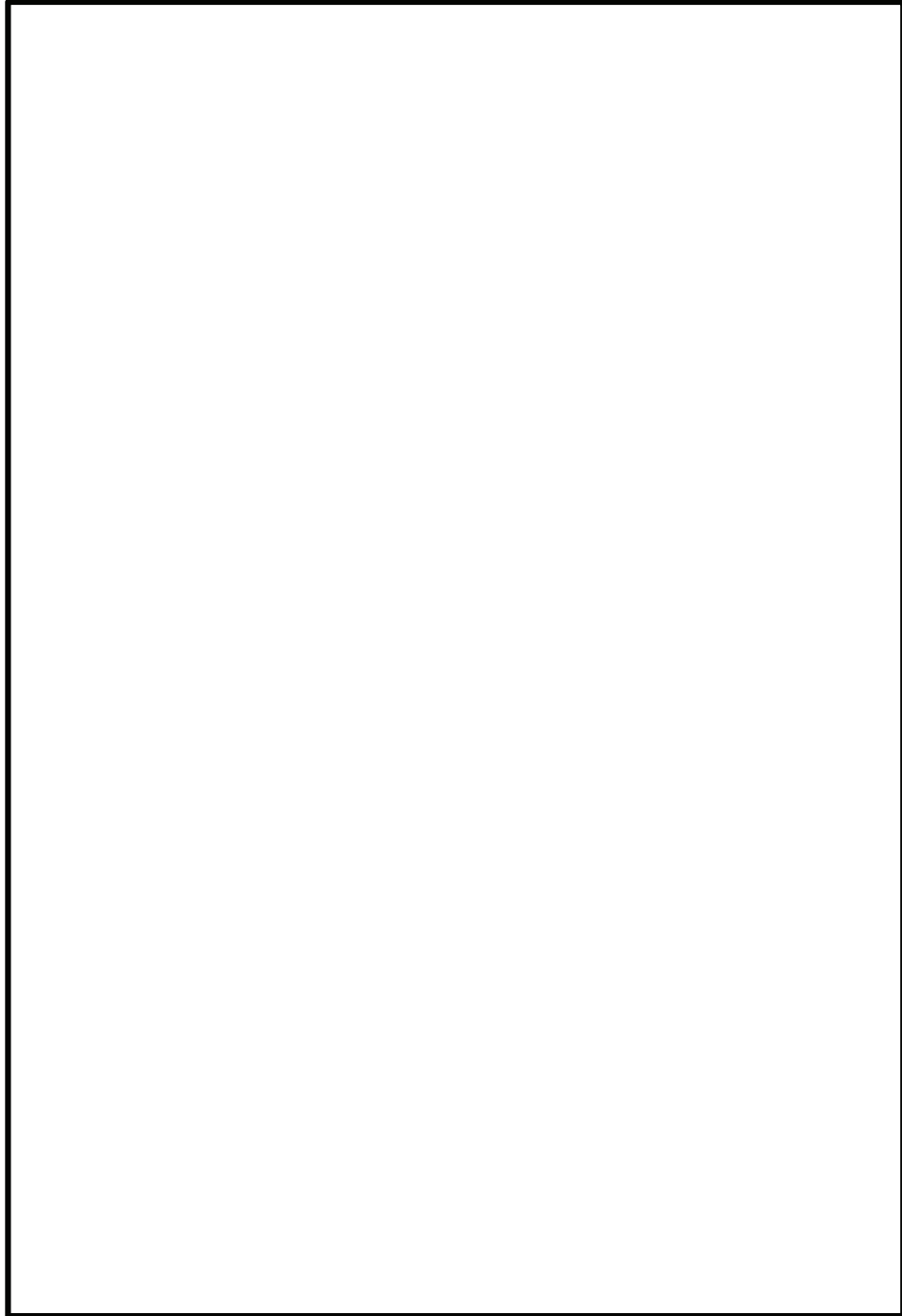


図 II-3-2 再現解析で使用した ANSYS の熱解析及び機械解析の解析モデル

表 II-4-1 MARC及びANSYSによる下部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 II-4-1 MARC及びANSYSによる下部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 II-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	設計比		
			寿命初期	寿命中期	寿命末期
MARC	圧力過渡	S _u	0.39	0.42	0.28
ANSYS	同上	同上	0.40	0.40	0.27

Ⅲ 下部端栓溶接部の有限要素法を用いた解析モデルについて

目 次

1. 概要	1
2. 下部端栓溶接部の応力解析モデルの設定の考え方.....	1
2.1 9×9 燃料 (A 型)	1
2.1.1 熱解析モデル	1
2.1.2 機械解析モデル	2
2.1.3 解析モデルにおける要素の形状及び大きさについて.....	2
2.2 9×9 燃料 (B 型)	3
2.2.1 解析モデル	3
2.2.2 解析モデルにおける要素の形状及び大きさについて.....	4

1. 概要

「燃料集合体の耐震性についての計算書」の燃料被覆管の閉じ込め機能の維持に関する下部端栓溶接部の燃料被覆管応力評価においては、図Ⅲ-1-1に示すように、下部端栓溶接部が切欠き形状を含む複雑な形状であることから有限要素法による解析を実施している。

本資料は、有限要素法を用いた下部端栓溶接部の応力解析モデルの設定の考え方について説明するものである。

2. 下部端栓溶接部の応力解析モデルの設定の考え方

図Ⅲ-1-1に示すように、下部端栓のペDESTAL部はペレットと直接接触しており、ペレットで発生した熱がペDESTAL部に流入するため燃料被覆管の溶接部より高温となる。このため、下部端栓の熱膨張量は燃料被覆管より大きく、下部端栓が燃料被覆管を内側から押し上げるため、熱応力が発生する。また、下部端栓溶接部は切欠き形状を有しており、熱応力だけでなく種々の機械的荷重に起因する応力についても応力集中が発生する。このような特徴を考慮し、下部端栓溶接部近傍の温度分布及び応力分布を詳細に解析するため、有限要素法による熱解析及び機械解析を実施している。以下に、下部端栓溶接部の有限要素法を用いた解析モデルの設定の考え方を説明する。

2.1 9×9燃料 (A型)

2.1.1 熱解析モデル

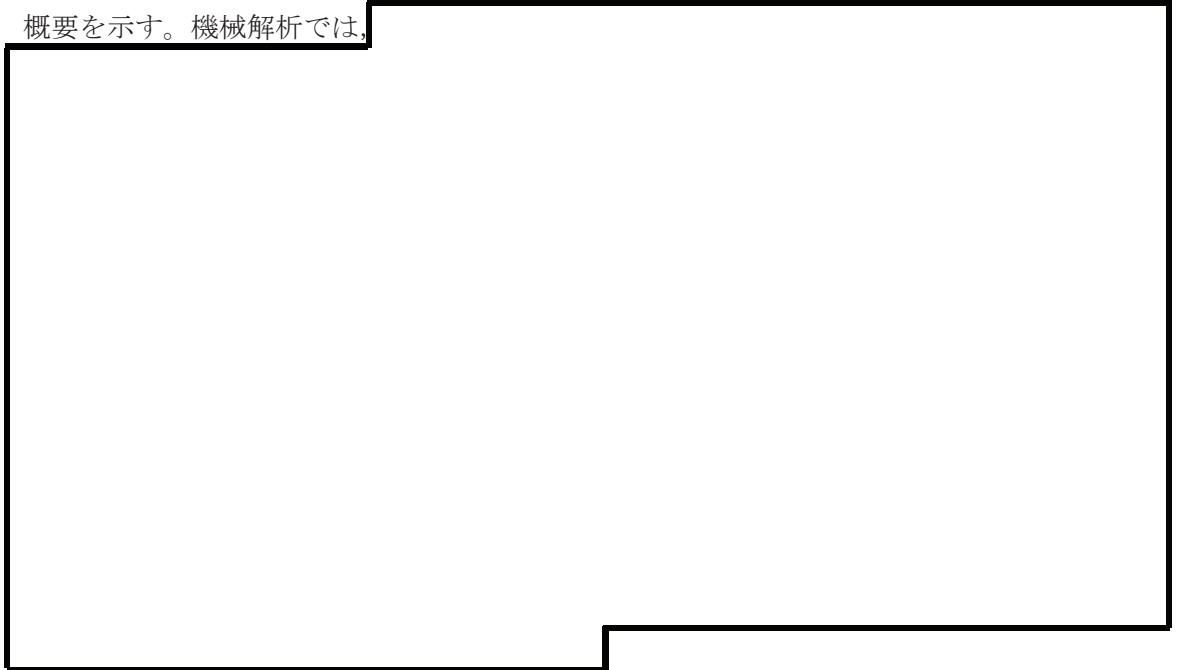
図Ⅲ-2-1に9×9燃料 (A型) の下部端栓溶接部の応力評価における熱解析モデルの概要を示す。熱解析では、

熱解析における有限要素モデルの作成においては、

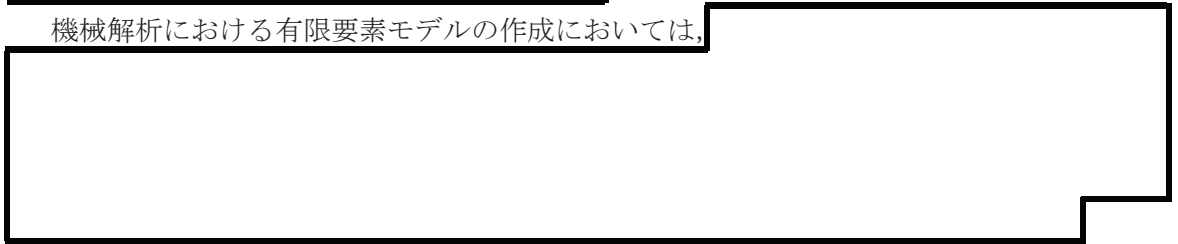
また、熱解析における有限要素モデルの範囲は、

2.1.2 機械解析モデル

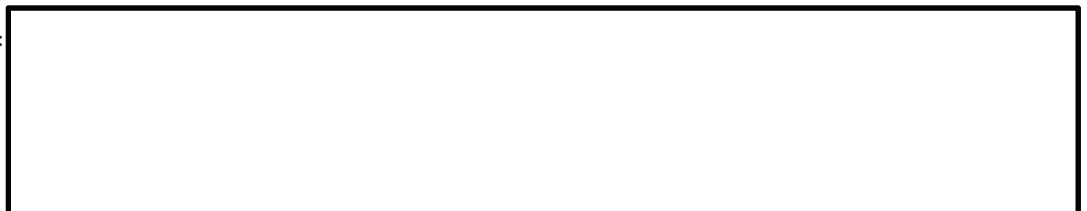
図Ⅲ-2-2に、9×9燃料（A型）の下部端栓溶接部の応力評価における機械解析モデルの概要を示す。機械解析では、



機械解析における有限要素モデルの作成においては、

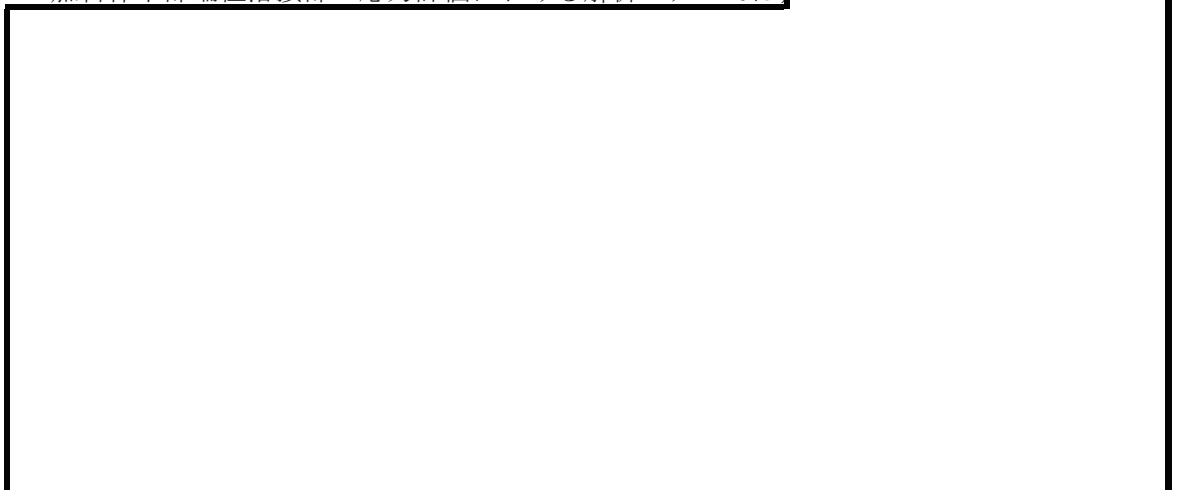


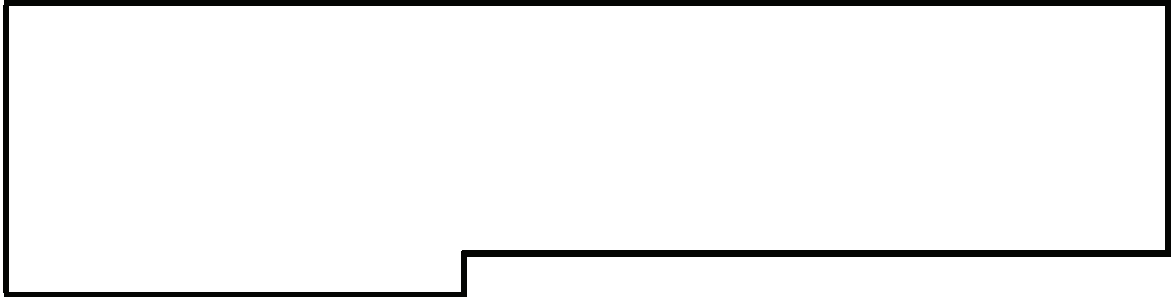
注記*



2.1.3 解析モデルにおける要素の形状及び大きさについて

燃料棒下部端栓溶接部の応力評価における解析モデルでは、





2.2 9×9 燃料 (B 型)

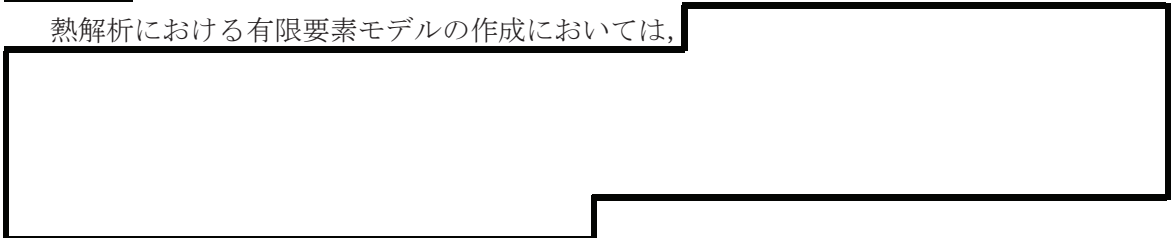
2.2.1 解析モデル

図Ⅲ-2-3 に 9×9 燃料 (B 型) の下部端栓溶接部の応力評価における熱解析モデル及び機械解析モデルの概要を示す。

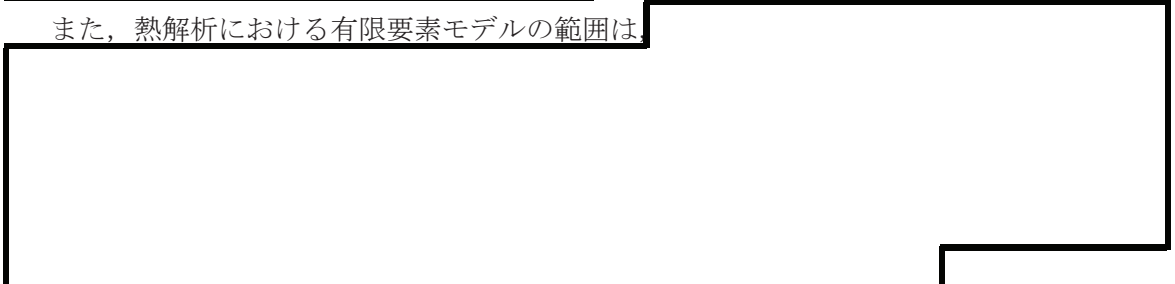
熱解析では、



熱解析における有限要素モデルの作成においては、



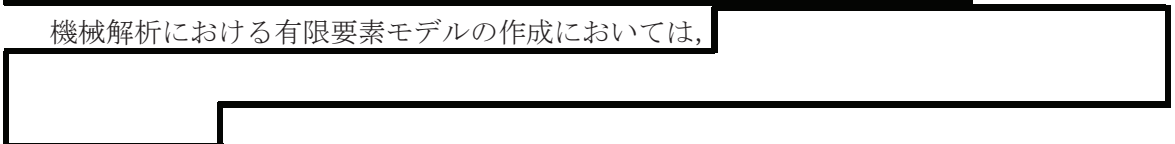
また、熱解析における有限要素モデルの範囲は、



機械解析では、



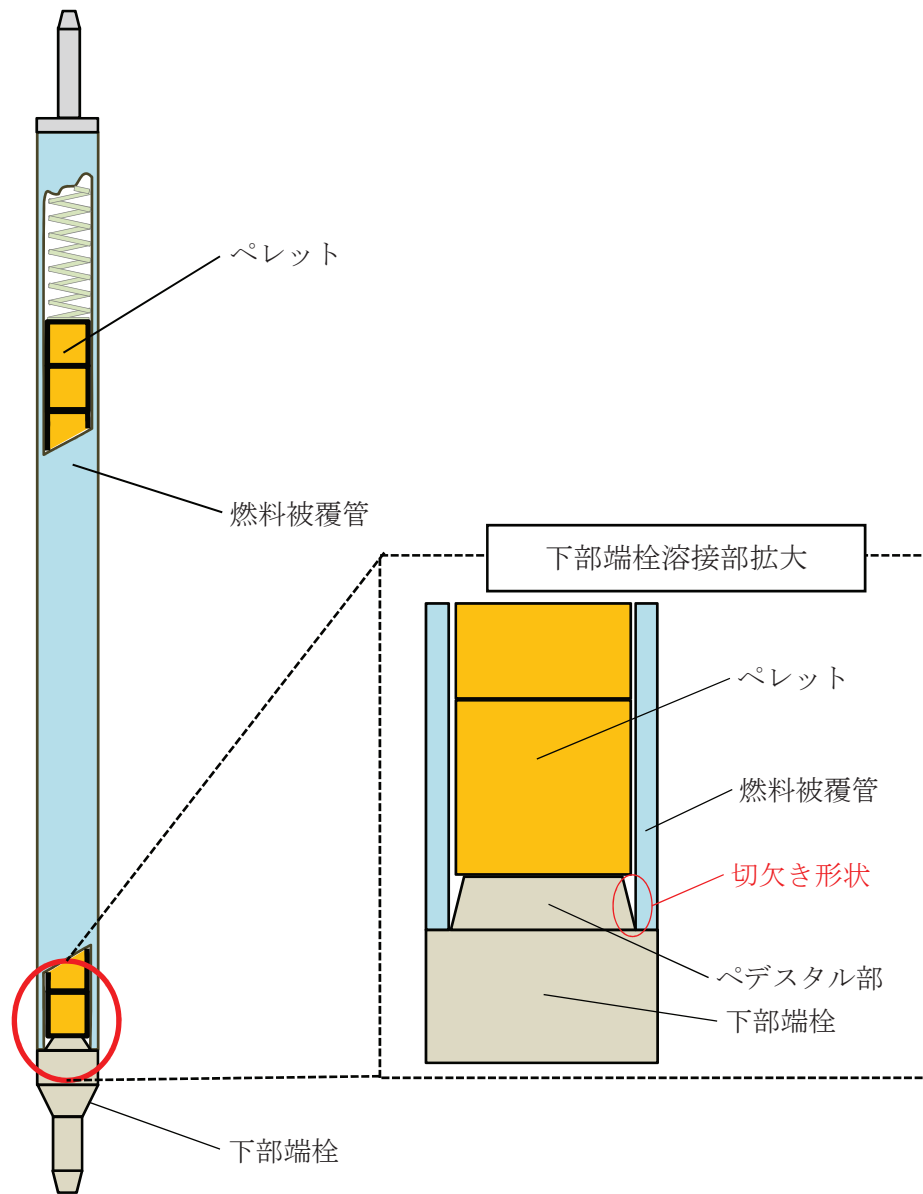
機械解析における有限要素モデルの作成においては、



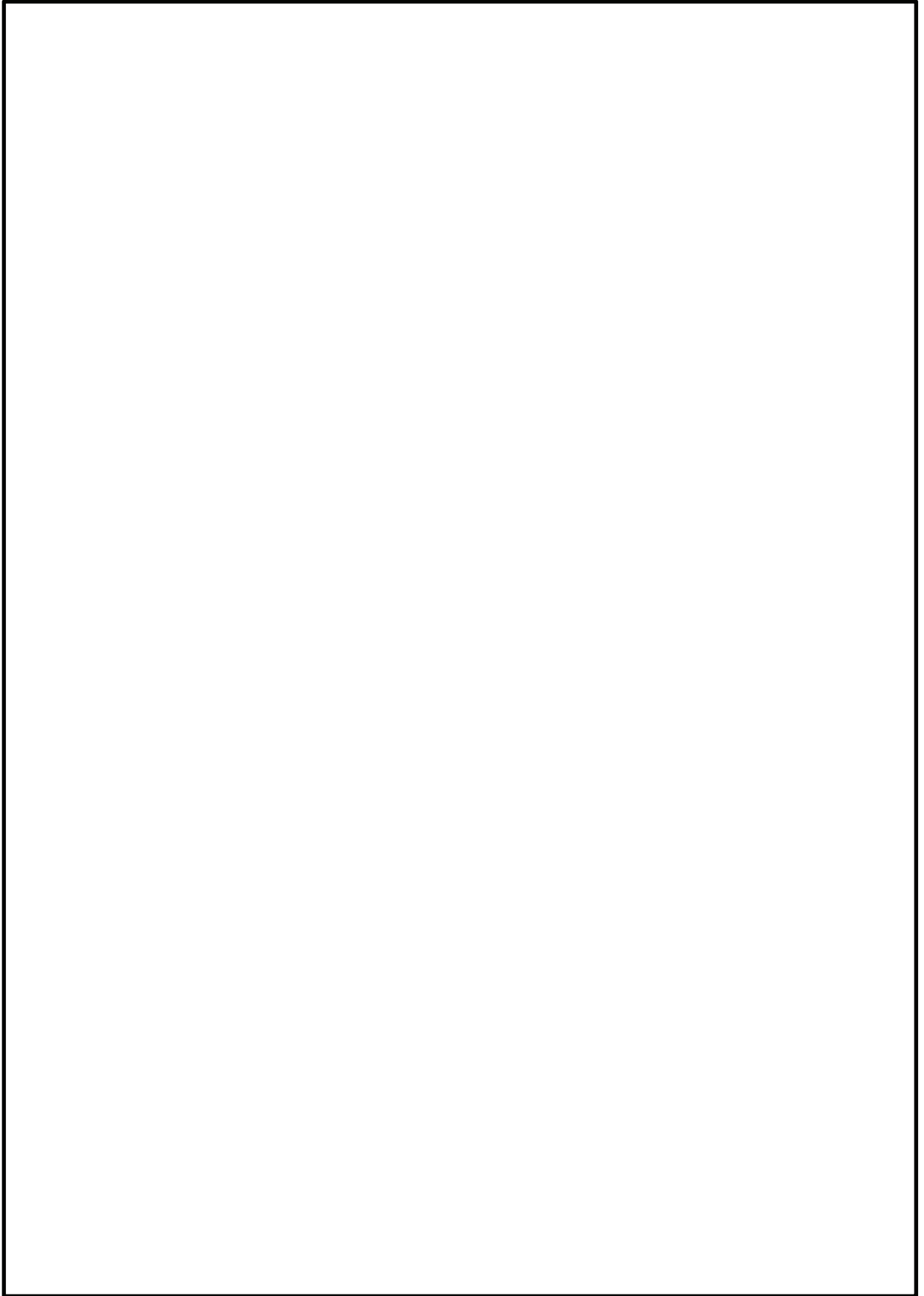
注記*

2.2.2 解析モデルにおける要素の形状及び大きさについて

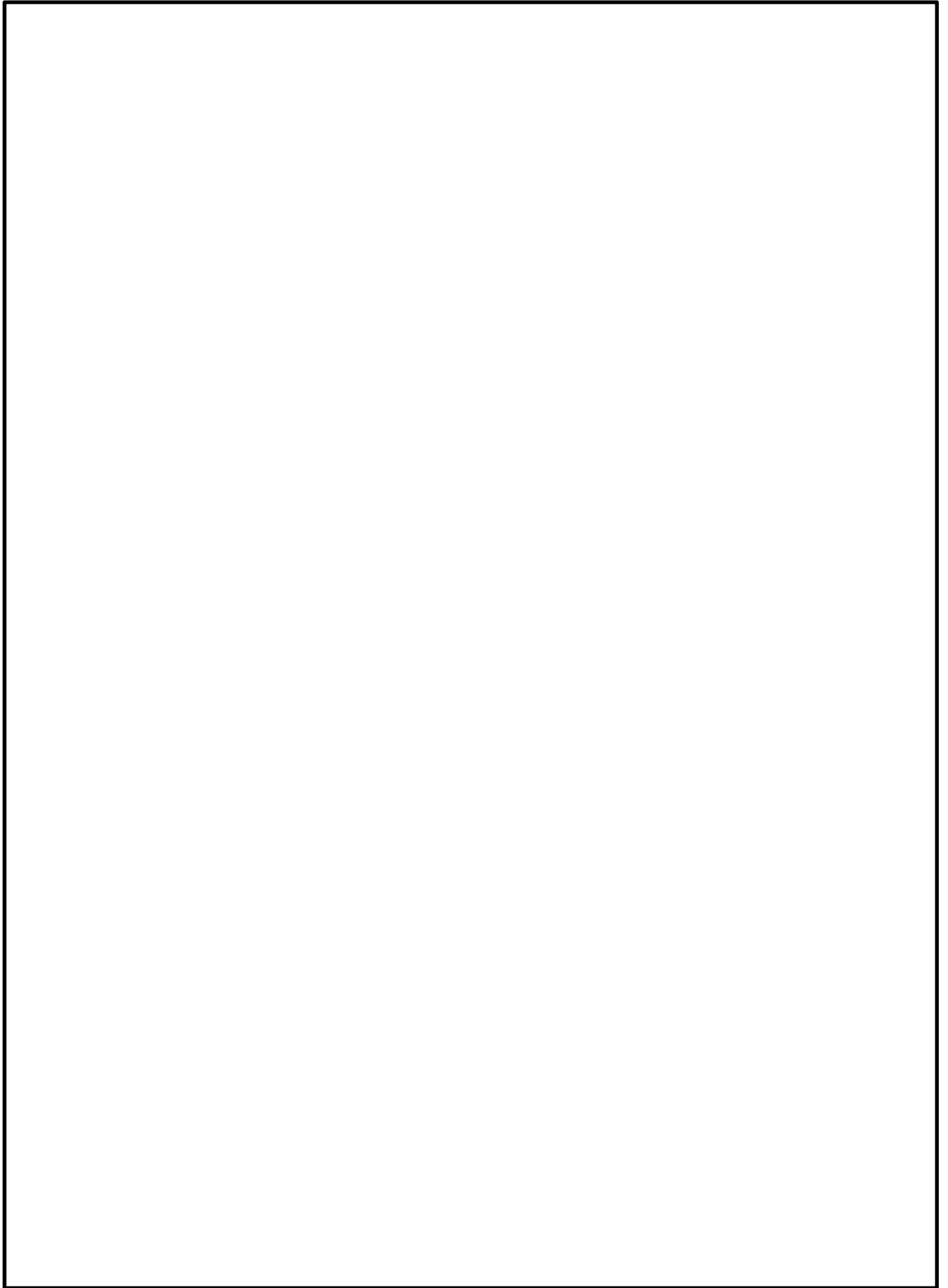
燃料棒下部端栓溶接部の応力評価における解析モデルでは、



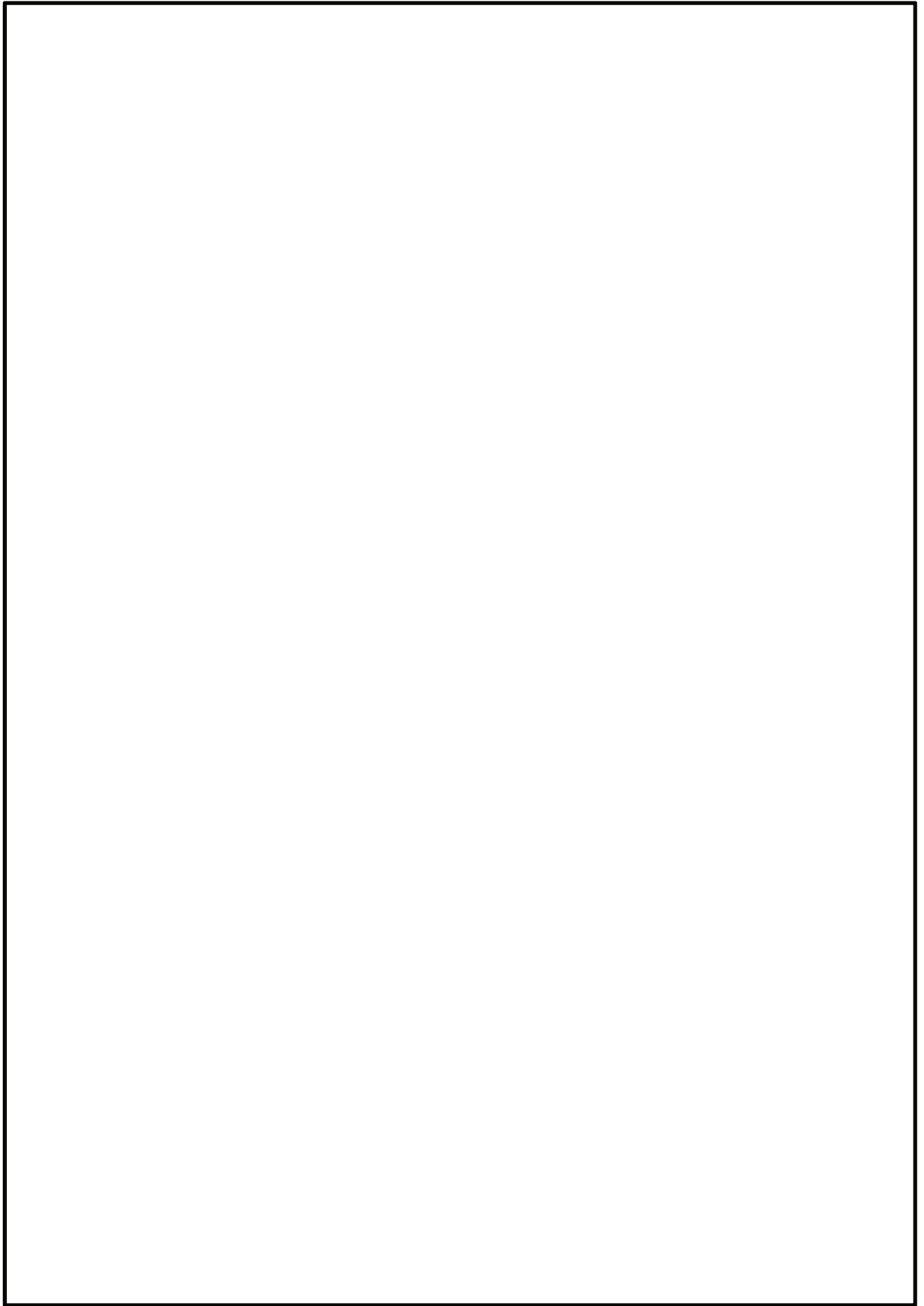
図III-1-1 下部端栓溶接部の拡大図



図Ⅲ-2-1 9×9 燃料 (A 型) の下部端栓溶接部の応力評価における熱解析モデルの概要



図Ⅲ-2-2 9×9 燃料 (A 型) の下部端栓溶接部の応力評価における機械解析モデルの概要



図Ⅲ-2-3 9×9 燃料 (B 型) の下部端栓溶接部の応力評価における熱解析及び機械解析モデルの概要

IV 燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理について

目 次

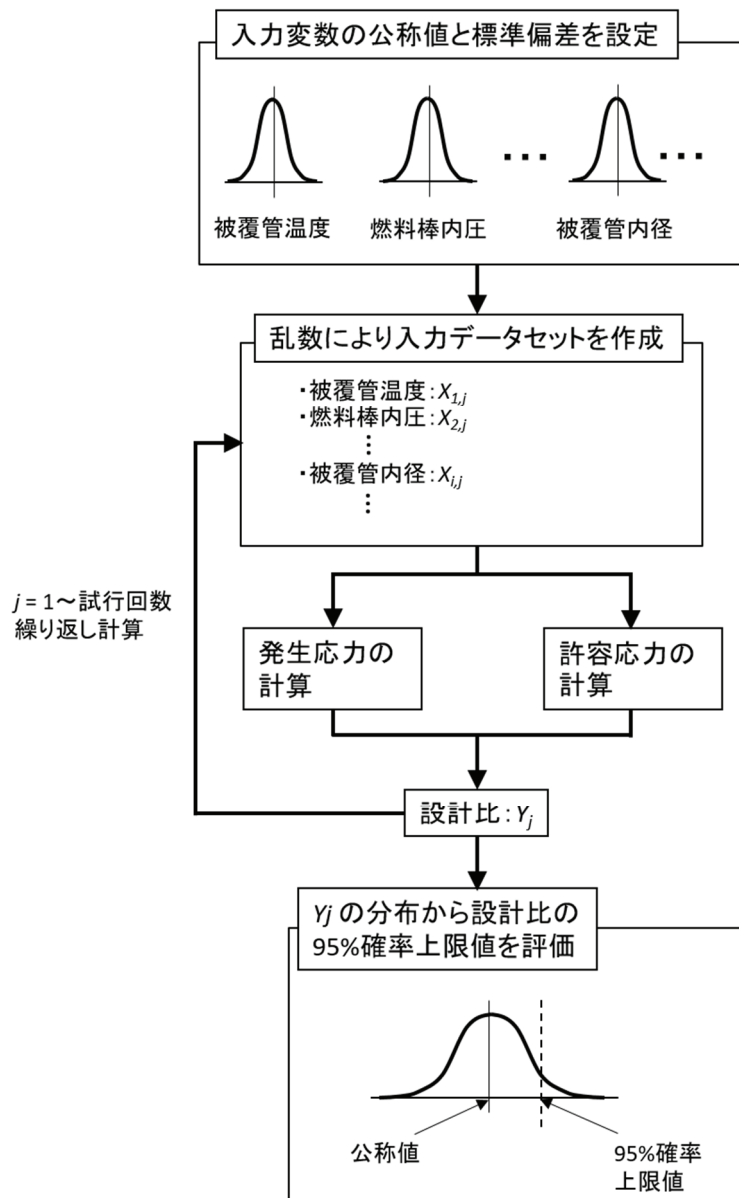
1. 概要 1
2. 燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理について..... 1

1. 概要

「燃料集合体の耐震性についての計算書」で実施している崩壊熱除去可能な形状の維持及び燃料被覆管の閉じ込め機能の維持に関するスペーサ間及びスペーサ部の燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理について説明するものである。

2. 燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理について

燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理の概要フローを図IV-1に示す。モンテカルロ法による統計処理では、入力変数に公称値と標準偏差を定め、一回の試行ごとに統計的分布に従った入力データセットを乱数により作成し、設計比を求める。入力変数の分布形状、公称値及び標準偏差を表IV-1及び表IV-2に示す。本試行を繰り返すことで設計比の統計的分布を求め、95%確率上限値が1以下であることを確認する。



図IV-1 モンテカルロ法による統計処理の概要フロー

表IV-1 入力変数の分布形状、公称値及び標準偏差 (9×9 燃料 (A 型))

入力変数	分布形状	公称値	標準偏差	単位
------	------	-----	------	----

表IV-2 入力変数の分布形状、公称値及び標準偏差 (9×9 燃料 (B型))

入力変数	分布形状	公称値	標準偏差	単位
------	------	-----	------	----

V 9×9燃料（B型）における地震時鉛直方向加速度の考慮方法について

目 次

1. 概要 1
2. 9×9 燃料（B 型）における地震時鉛直方向加速度の考慮方法について..... 1

1. 概要

「燃料集合体の耐震性についての計算書」で実施している9×9燃料（B型）の地震時鉛直方向加速度の考慮方法について、地震時鉛直方向加速度を慣性力として取扱う評価手法（9×9燃料（A型）の評価手法）と比べてより保守的な評価手法であることを説明するものである。

2. 9×9燃料（B型）における地震時鉛直方向加速度の考慮方法について

9×9燃料（B型）では、地震時鉛直方向加速度を地震時水平方向加速度によるスペーサ間たわみにより発生する軸方向応力 σ_2 （式(1)）における質量増加として考慮している。

$$\boxed{\phantom{\sigma_2 = \frac{W_0}{I} (1 + G_h) D_0}} \dots (1)$$

ただし、 W_0 ：燃料要素単位長質量， l ：スペーサ間距離， G_h ：地震時の水平方向最大加速度， I ：燃料被覆管の断面二次モーメント， D_0 ：燃料被覆管の外径とする。

なお、地震時鉛直方向加速度による見かけの質量増加を式(2)のように定めている。

$$\boxed{} \dots (2)$$

ただし、 W ：実際の燃料要素単位長質量， G_v ：地震時の鉛直方向最大加速度， g ：重力加速度とする。

式(1)及び式(2)より、式(3)が得られる。

$$\boxed{\phantom{\sigma_2 = \frac{W}{I} (1 + G_h) D_0}} \dots (3)$$

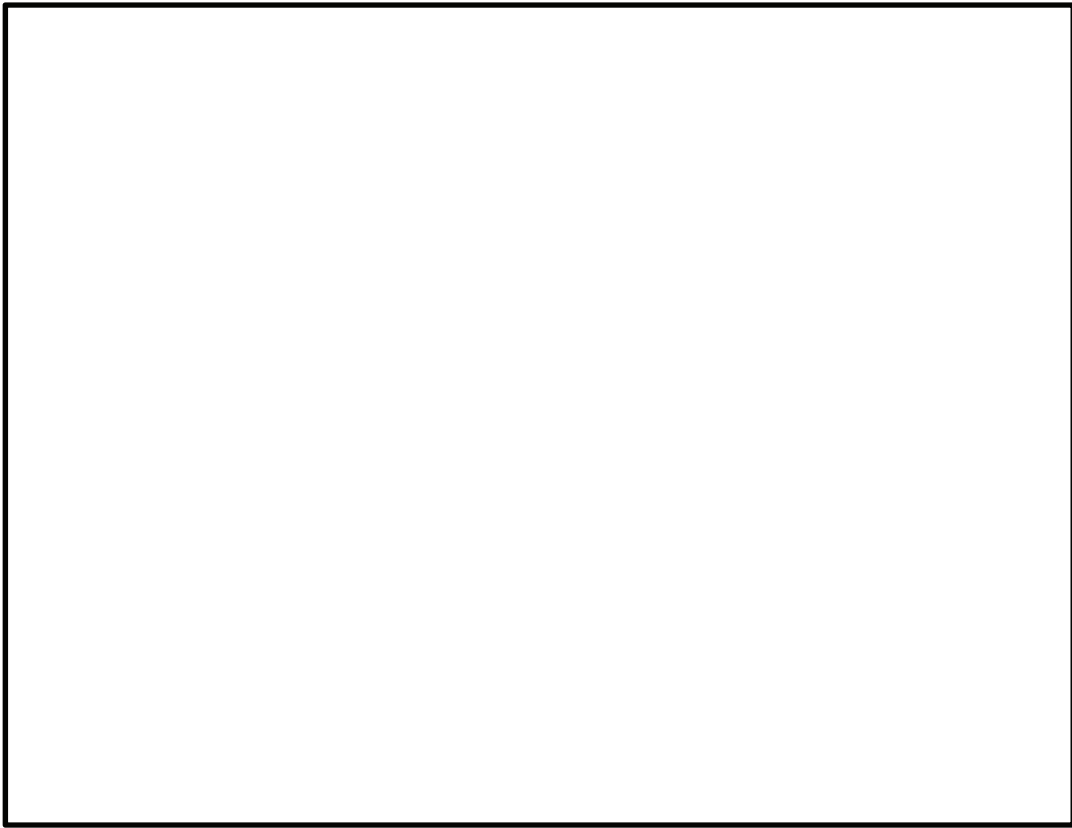
式(3)の右辺第二項が地震時鉛直方向加速度による応力に相当する。

一方で、地震時鉛直方向加速度が慣性力として直接軸方向応力 σ_1 として作用すると考えると式(4)の計算式となる（9×9燃料（A型）の評価方法）。

$$\boxed{\phantom{\sigma_1 = \frac{W_r}{D_i^2} (1 + G_v / g)}} \dots (4)$$

ただし、 W_r ：燃料棒の全質量， D_i ：燃料被覆管の内径とする。

9×9燃料（B型）の地震時鉛直方向加速度の考慮方法（式(3)右辺第二項）では、地震時水平方向加速度が約 $\boxed{} \text{ m/s}^2$ を超える条件において、直接軸方向応力として考慮する場合（式(4)）よりも保守的な評価となる（図V-1）。評価に用いた炉心内の燃料集合体の地震時水平方向加速度が 56.3 m/s^2 （S s）， 34.1 m/s^2 （S d）であり $\boxed{} \text{ m/s}^2$ よりも十分大きいことから、地震時鉛直方向加速度に対する評価として十分保守的な評価となっていることを確認した。



図V-1 9×9燃料（B型）の地震時鉛直方向加速度考慮方法の保守性

VI 9×9 燃料 (A 型) と 9×9 燃料 (B 型) の応力評価における相違点について

目 次

1. 概要	1
2. 9×9 燃料 (A 型) と 9×9 燃料 (B 型) の応力評価における相違点について	1

1. 概要

「燃料集合体の耐震性についての計算書」で実施している応力評価において、9×9燃料（A型）と9×9燃料（B型）の燃料タイプの違いにより、応力評価手法に相違点がみられる。

本資料は、9×9燃料（A型）と9×9燃料（B型）における応力評価の相違点及びその相違理由を説明するものである。

2. 9×9燃料（A型）と9×9燃料（B型）の応力評価における相違点について

(1) 地震期間中の繰返し荷重による応力振幅の算出方法

9×9燃料（A型）では、地震荷重の反転による主応力方向の変化を考慮した応力強さ振幅の評価方法として、日本産業規格 J I S B 8 2 6 6 「圧力容器の構造—特定規格 附属書 8（規定）圧力容器の応力解析及び疲労解析」の 3.2.1 a) 2) の主応力方向が変動する場合の応力強さ振幅の算出手法に基づいて応力強さの振幅を評価している。なお、9×9燃料（A型）の日本産業規格 J I S B 8 2 6 6 「圧力容器の構造—特定規格 附属書 8（規定）圧力容器の応力解析及び疲労解析」の 3.2.1 a) 2) の主応力方向が変動する場合の応力強さの振幅の算出手法は先行プラント（柏崎7号，東海第二）で適用実績のある手法である。

9×9燃料（B型）では、相当応力の評価結果が実験値とよく一致することから、せん断歪エネルギー説（von Mises 理論）に基づいて燃料被覆管の相当応力の振幅を評価している。

(2) スペーサ間及びスペーサ部の応力評価で考慮する応力

9×9燃料（A型）のみで考慮する応力として、スペーサ部における水力振動に基づく応力がある。9×9燃料（B型）では、水力振動に基づく応力の寄与が小さいことに加えて、

考慮していない。

9×9燃料（B型）のみで考慮する応力として、スペーサ間及びスペーサ部におけるウォータチャンネルと燃料被覆管の熱膨張差による応力がある。9×9燃料（A型）では、ウォータロードと燃料棒が独立して熱膨張でき、熱膨張差による応力の寄与が非常に小さいため、考慮していない。

(3) スペーサ間及びスペーサ部の応力計算式

地震時の燃料棒たわみによる応力の計算式について、9×9燃料（A型）ではスペーサ間とスペーサ部で別の計算式を用いており、9×9燃料（B型）ではスペーサ間とスペーサ部で同じ計算式を用いている。

9×9燃料（A型）では、

スペーサ間とスペーサ部で

別の計算式を用いている。9×9燃料（B型）では、

スペーサ間とスペーサ部で同じ計算式を用いている。

(4) 下部端栓溶接部の熱解析で考慮する項目

9×9 燃料 (A 型) のみで考慮する項目として、ジルカロイ部材の γ 発熱がある。また、9×9 燃料 (A 型) では

9×9 燃料 (B 型) では、ペレットの発熱量に対して γ 発熱量が十分小さく寄与が非常に小さいものとして、ジルカロイ部材の γ 発熱を考慮していない。また、に差異がみられるのは、9×9 燃料 (A 型) ではのに対し、9×9 燃料 (B 型) ではためである。

(5) 下部端栓溶接部の応力評価で考慮する荷重

9×9 燃料 (A 型) では、燃料棒内圧にを用いている。また、9×9 燃料 (A 型) のみで考慮する荷重として、膨張スプリング等による軸方向荷重 (軸方向応力) 及び燃料被覆管の周方向温度差及び端栓取付角公差による初期曲がりに基づく曲げ荷重 (曲げ応力) がある。

燃料棒内圧については、燃料の燃焼に従って燃料棒内部に FP ガスが発生する影響で、寿命初期で最も燃料棒内圧が小さくなり内外圧力差による応力が大きくなるため、9×9 燃料 (A 型) では、で保守的な取扱いとしている。なお、9×9 燃料 (B 型) ではでより保守的な評価としている。

膨張スプリング等による軸方向荷重 (軸方向応力) 及び燃料被覆管の周方向温度差及び端栓取付角公差による初期曲がりに基づく曲げ荷重 (曲げ応力) について、9×9 燃料 (B 型) では、発生応力が小さく寄与が非常に小さいものとして、考慮していない。

(6) 許容応力における照射影響の考慮方法

燃料被覆管 (ジルカロイ-2) の許容応力には照射影響を考慮した値を使用しているが、下部端栓溶接部の許容応力について、9×9 燃料 (A 型) では寿命中期と寿命末期を分けており、9×9 燃料 (B 型) では同一の値としている。

9×9 燃料 (A 型) では、下部端栓溶接部において寿命中期では照射硬化が飽和しないため寿命中期と寿命末期で許容応力の値が異なっている。9×9 燃料 (B 型) においても、下部端栓溶接部において寿命中期で照射硬化は飽和しないものの、寿命中期の方が寿命末期よりも許容応力が小さく保守的な取扱いとなることから、スペーサ間及びスペーサ部の許容応力の取扱いとあわせる観点で、寿命末期についても寿命中期の値を用いている。

なお、9×9 燃料 (B 型) のスペーサ間及びスペーサ部について、寿命中期及び寿命末期の降伏応力と引張強さがほぼ同等の値となっているが、これは照射硬化により両者の差が小さくなるためである。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-03-0600-16_改1
提出年月日	2021年 3月 19日

補足-600-16 制御棒の挿入性評価について

2021年3月

東北電力株式会社

目 次

1.	はじめに	1
2.	今回工認における制御棒挿入性試験データ範囲の拡充.....	2
2.1	既工認と今回工認で実施した制御棒挿入性試験の比較.....	3
2.2	チャンネルボックス板厚の調整.....	4
2.3	制御棒挿入性試験結果	7
2.4	チャンネルボックス健全性確認結果.....	9
2.5	制御棒健全性確認結果	10
2.6	既往知見を踏まえた制御棒挿入性試験結果に対する考察.....	12
2.6.1	制御棒挿入時間	12
2.6.2	弾塑性特性	12
3.	制御棒挿入性評価に係る妥当性.....	17
3.1	実機条件に対する差異項目の抽出及び分類.....	21
3.2	実機条件に対する差異分類に応じた検討.....	23
3.2.1	チャンネルボックスの弾塑性特性の影響確認.....	23
3.2.2	制御棒挿入性試験における保守性の確認.....	31
3.2.3	鉛直方向加速度の影響確認.....	36
3.3	実機条件との差異に対する影響検討の総合的評価.....	44
4.	まとめ	46
5.	引用文献	46

別紙1 CR-IN の概要

1. はじめに

女川原子力発電所第2号機の今回工認における制御棒挿入性評価については、「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」（以下「J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版という。」での評価手法を適用し、炉内構造物系の地震応答解析から得られた燃料集合体相対変位が、制御棒挿入性試験で得られた確認済相対変位以内であることを確認した。

制御棒挿入性評価に当たっては、新規制基準による基準地震動 S_s の増大に伴い燃料集合体相対変位が増大したことから、確認済相対変位データ範囲の拡充を目的として、既工認と同様の制御棒挿入性試験を実施し、燃料集合体相対変位として約 60 mm に対する 75% ストロークスクラム時間が規定値 (1.62s) を満足することを確認した。また、地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出および制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定について、それぞれ実機条件との差異を抽出し、各差異項目における影響を検討した上で制御棒挿入性評価の妥当性を総合的に確認した。

本資料は、女川原子力発電所第2号機における燃料集合体相対変位データ範囲拡充のための制御棒挿入性試験及びそれらを踏まえた制御棒挿入性評価の妥当性を説明するものである。

なお、設置変更許可段階では、平成 26 年 7 月設置変更許可申請時の基準地震動 $S_s - 1, 2$ に対する燃料集合体相対変位が 45.3 mm であったこと及び制御棒挿入性評価に対する保守性を考慮し、確認済相対変位 55 mm と設定していた。

工認段階では、基準地震度 S_s 7 波に対する燃料集合体相対変位が 54.2 mm に増大し、確認済相対変位 55 mm に対して裕度が小さくなったことを踏まえ、改めて制御棒挿入性試験における保守性を解析的に確認し、確認済相対変位を 60 mm と設定した。

2. 今回工認における制御棒挿入性試験データ範囲の拡充

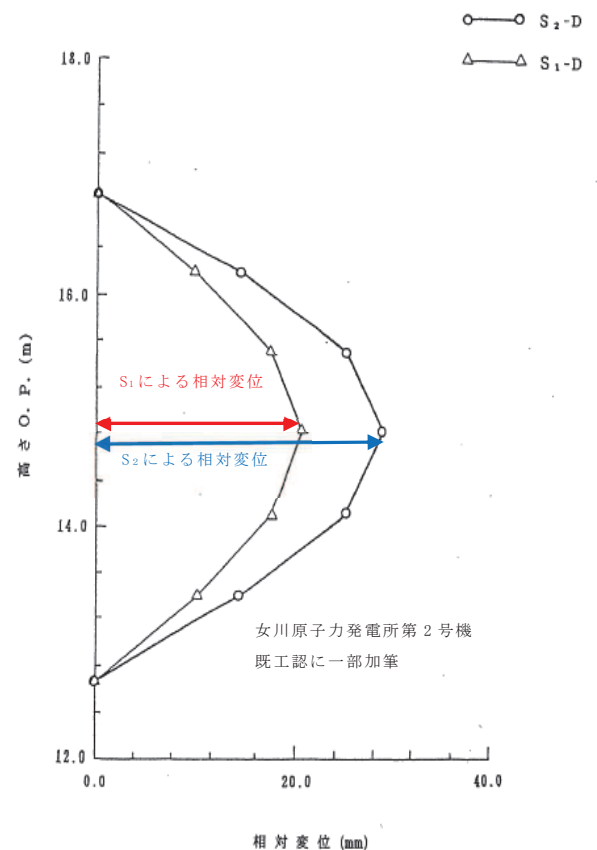
女川原子力発電所第2号機の既工認の制御棒挿入性に係る評価では、燃料集合体相対変位について、既工認を踏まえて確認済相対変位を 40 mmとしていたが、新規制基準による基準地震動 S_s の増大を考慮し、既工認と同様の制御棒挿入性試験を実施し、燃料集合体相対変位データ範囲を拡充している（図1）。

試験の結果、75%ストロークスクラムに要する時間が規定値（1.62s）に達する際の燃料集合体の相対変位として 60.9 mm（試験3回の平均値）が得られた。また、制御棒挿入性試験後のチャンネルボックス及び制御棒の健全性に問題はなく、制御棒の挿入性に係る機能に影響を及ぼすものではないことを確認した。

本章では、今回工認における制御棒挿入性試験データ範囲の拡充について、試験条件の既工認との比較、制御棒挿入性試験結果、試験後のチャンネルボックス及び制御棒の健全性確認結果及び既往知見を踏まえた考察を纏める。



既工認との比較概要図



燃料集合体の上下端の変位を0とした場合の中央部の最大変位


図1 燃料集合体相対変位データ範囲の拡充

2.1 既工認と今回工認で実施した制御棒挿入性試験の比較

今回工認の制御棒挿入性試験は、基本的に既工認同様の試験条件としている。ただし、既工認より大きな変位でのデータを拡充するためには加振台の性能による制限を受けることから、今回工認では、チャンネルボックスの変位特性を考慮し、**高温時の曲げ剛性と同等になるように**チャンネルボックスの板厚を調整することで大きな相対変位を付加した（板厚の調整方法詳細については第2.2項に示す）。

表1に既工認と今回工認の制御棒挿入性試験の比較結果を示す。また、図2に試験装置概要、図3に試験装置外観を示す。

表1 既工認と今回工認の試験の比較

条件項目	既工認	今回工認	備考
機器・装置構成	<ul style="list-style-type: none"> ・模擬燃料集合体 (8×8燃料, チャンネルボックス含む) ・制御棒 ・燃料支持金具 ・制御棒案内管 ・制御棒駆動機構 ・水圧制御ユニット 	<ul style="list-style-type: none"> ・模擬燃料集合体 (9×9燃料, チャンネルボックス含む) ・同左 ・同左 ・同左 ・同左 ・同左 	<ul style="list-style-type: none"> ・模擬燃料集合体は鉛にて質量模擬 ・その他機器は実機仕様 (実機寸法) ・東芝エネルギーシステムズ (株) エネルギーシステム技術開発センターにて試験実施
試験方法	<ul style="list-style-type: none"> ・加振により燃料集合体に相対変位を発生させ、その状態で75%ストロークスクラムに要する時間を計測 ・正弦波により加振 ・各相対変位 (0~40 mm範囲で10 mm刻みに設定) に対して3回試験を実施 	<ul style="list-style-type: none"> ・同左 ・同左 ・各相対変位 (0~70 mm範囲で10 mm刻みに設定) に対して3回試験を実施 	<p>「0~50mm 挿入性試験」</p> <ul style="list-style-type: none"> ・各条件での試験後に確認の結果、有意な変形はなく、再使用可能であると判断したため、同一のチャンネルボックスを使用 <p>「60mm, 70mm 挿入性試験」</p> <ul style="list-style-type: none"> ・1回ごとにチャンネルボックスを交換
温度	常温	同左	—
圧力	大気圧*1	同左	—
チャンネルボックス板厚	100mil (2.54 mm)*2		<ul style="list-style-type: none"> ・高温時の変位特性（加速度に対する変位量）と同等になるように設定 ・チャンネルボックス板厚を調整したことの配慮として、チャンネルボックス間を既工認と同等の条件に設定

注記*1：実機（炉圧状態）では圧力抵抗が増すため、制御棒挿入に要する時間が増加する。制御棒挿入性試験は大気圧条件で実施するが、制御棒挿入圧力を調整し、ゼロスクラム時間（無加振時の75%ストロークスクラムに要する時間）を実機と合わせることで炉圧状態を模擬している。

*2：1mil=0.0254 mm

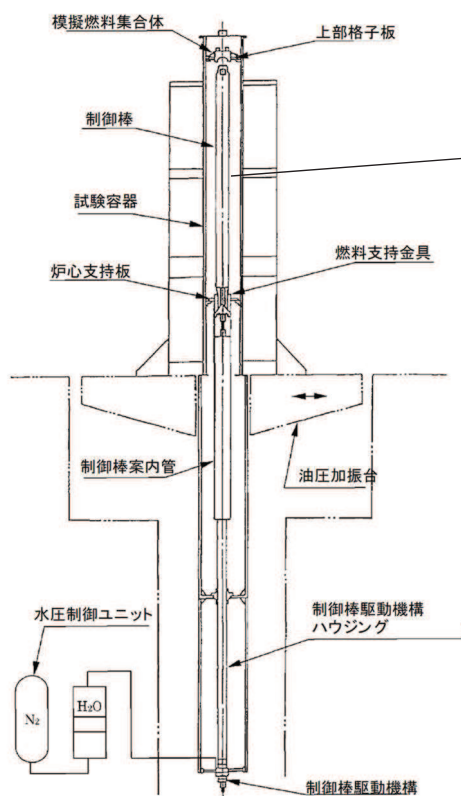


図2 試験装置概要

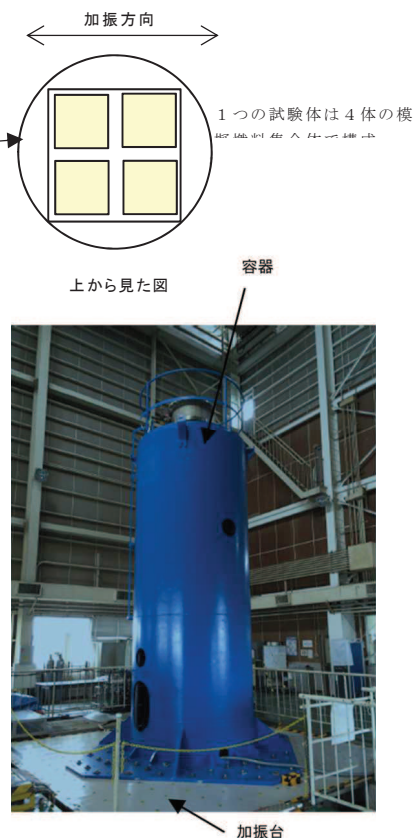


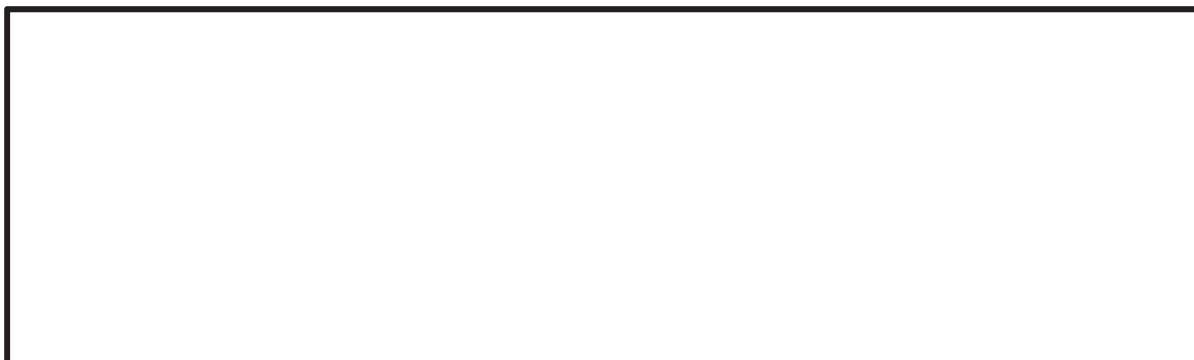
図3 試験装置外観

2.2 チャンネルボックス板厚の調整

今回工認では、より大きな相対変位の試験条件を設定するため、チャンネルボックスの板厚を調整し、制御棒挿入性試験を実施した。チャンネルボックスの仕様比較を表2、試験用チャンネルボックスの概略図を図4に示す。

板厚の調整に当たっては、チャンネルボックス材料（ジルカロイ）の実機使用環境（高温時）の縦弾性係数が、試験環境（常温時）と比較して約3割程度低くなる特徴を考慮している。ただし、試験環境（常温時）での縦弾性係数を実機使用環境（高温時）と同等に調整することは困難であることから、実機使用環境（高温時）の剛性を模擬するために実機仕様チャンネルボックスと試験用チャンネルボックスの変位特性（加速度に対する変位量）が同等になるように板厚を設定した。チャンネルボックスの**変位－加速度の関係**（試験条件設定用）を図5に示す。

「試験用チャンネルボックス板厚決定方法」



注記*：平成 26 年 7 月設置変更許可申請時の基準地震動 $S_s - 1, 2$ に対する燃料集合体相対変位 45.3 mm を考慮し、チャンネルボックスの変位－加速度の関係から算出した加速度

今回工認の制御棒挿入性試験に用いるチャンネルボックス板厚の調整に当たっては、スクラム時の運転状態を考慮した際に最も高温状態になった場合を想定し、実機使用環境（高温時）として最高使用温度（302℃）を考慮した。最高使用温度（302℃）は、運転状態における炉水温度（280～290℃程度）より高い温度設定であるが、約 10～20℃程度の温度差によるチャンネルボックスの縦弾性係数の差は約 1～2%*と小さいため、制御棒挿入性に与える影響は軽微であると考えられる。

なお、チャンネルボックス板厚を調整したことでチャンネルボックス間の間隙が広くなり、制御棒挿入性に影響を与えることがないように、上部格子板及び燃料支持金具の寸法を調整することでチャンネルボックス間の間隙を既工認と同等の条件に設定している。既工認と今回工認のチャンネルボックス配置図を図 6 に示す。

注記*： The elastic properties of zirconium alloy fuel cladding and pressure tubing materials (Journal of Nuclear Materials, Volume 79, No.1, January 1979, Table4, H.E.Rosinger, D.O.Northwood) より、ジルカロイ 4 の縦弾性係数 E は下記式で計算される。

$$E = 98.82 - 0.076 (T - 273) \quad (T \text{ は絶対温度})$$

表 2 チャンネルボックスの仕様比較

対象	使用温度 (°C)	縦弾性係数 (GPa)	板厚 (mm)
実機仕様チャンネルボックス	302 (高温)	77.2	2.54
試験用チャンネルボックス (板厚調整)	20 (常温)	98.0	

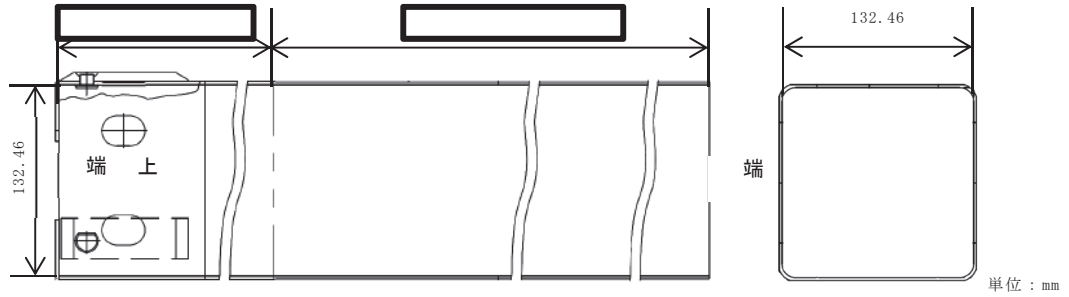


図 4 試験用チャンネルボックスの概略図



図 5 チャンネルボックスの変位-加速度の関係
(試験条件設定用)

【既工認】

【今回工認】

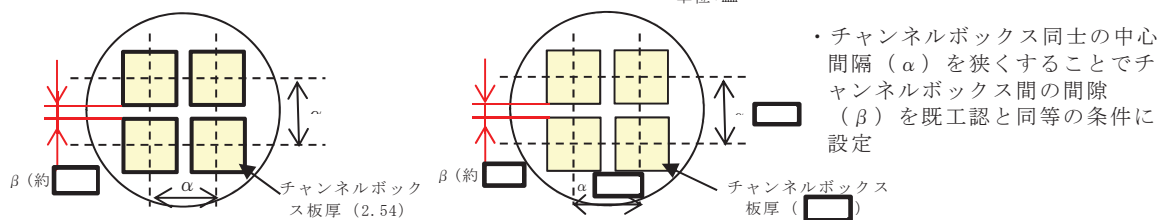


図 6 既工認と今回工認のチャンネルボックス配置図

2.3 制御棒挿入性試験結果

制御棒挿入性試験結果について図 7 に示す。今回工認の試験の結果、75%ストロークプログラムに要する時間が規定値（保安規定要求）である 1.62s に達する際の燃料集合体相対変位は 60.9 mm（試験 3 回の平均値）となった。表 3 に女川原子力発電所第 2 号機工事計画認可申請における制御棒挿入性評価を示す。

なお、相対変位 45 mm 程度までのデータ範囲において、今回工認と既工認時の制御棒挿入性については同様な傾向を示している。今回工認では、チャンネルボックスの板厚を実機仕様に合わせて調整したことにより、挿入抵抗は小さくなるが、相対変位 45 mm 程度では、チャンネルボックスと制御棒の変形に起因する抵抗が小さく、差が生じなかったものと考えられる。

また、制御棒挿入性試験時の各燃料集合体中央部の変位データより、試験体を構成する 4 つの燃料集合体が同位相で動いていることを確認した（図 8）。

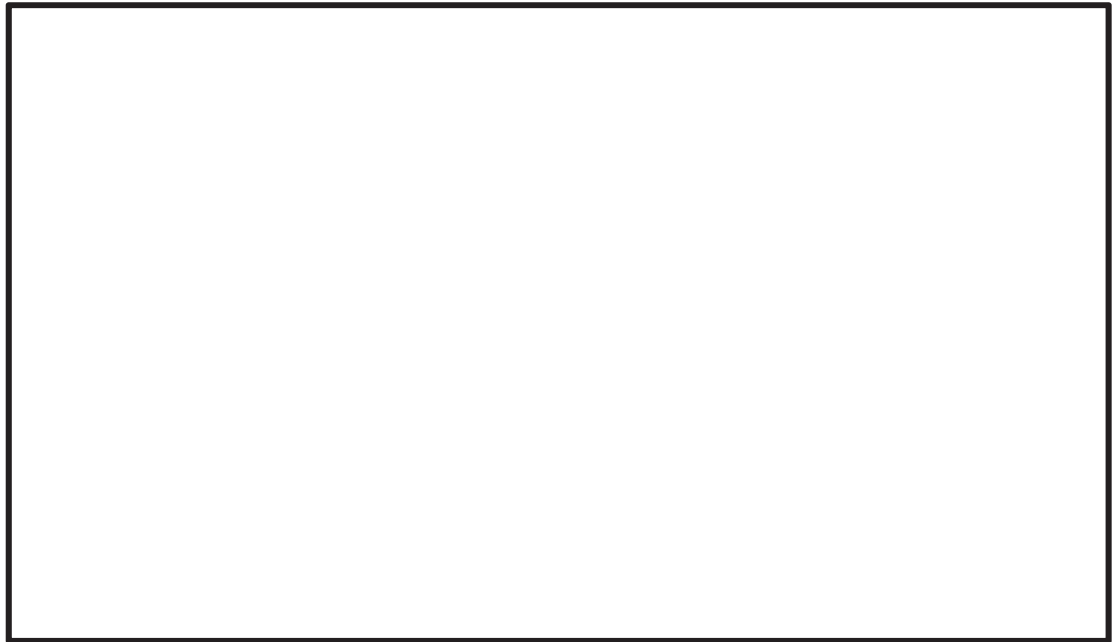


図 7 制御棒挿入性試験結果

表 3 女川原子力発電所第 2 号機工事計画認可申請における制御棒挿入性評価

制御棒挿入性	工事計画認可申請	基準地震動	燃料集合体相対変位 (mm)	確認済相対変位 (mm)
	既工認	S ₁ , S ₂	29.1	40
	今回工認	基準地震動 S _s	54.2	60

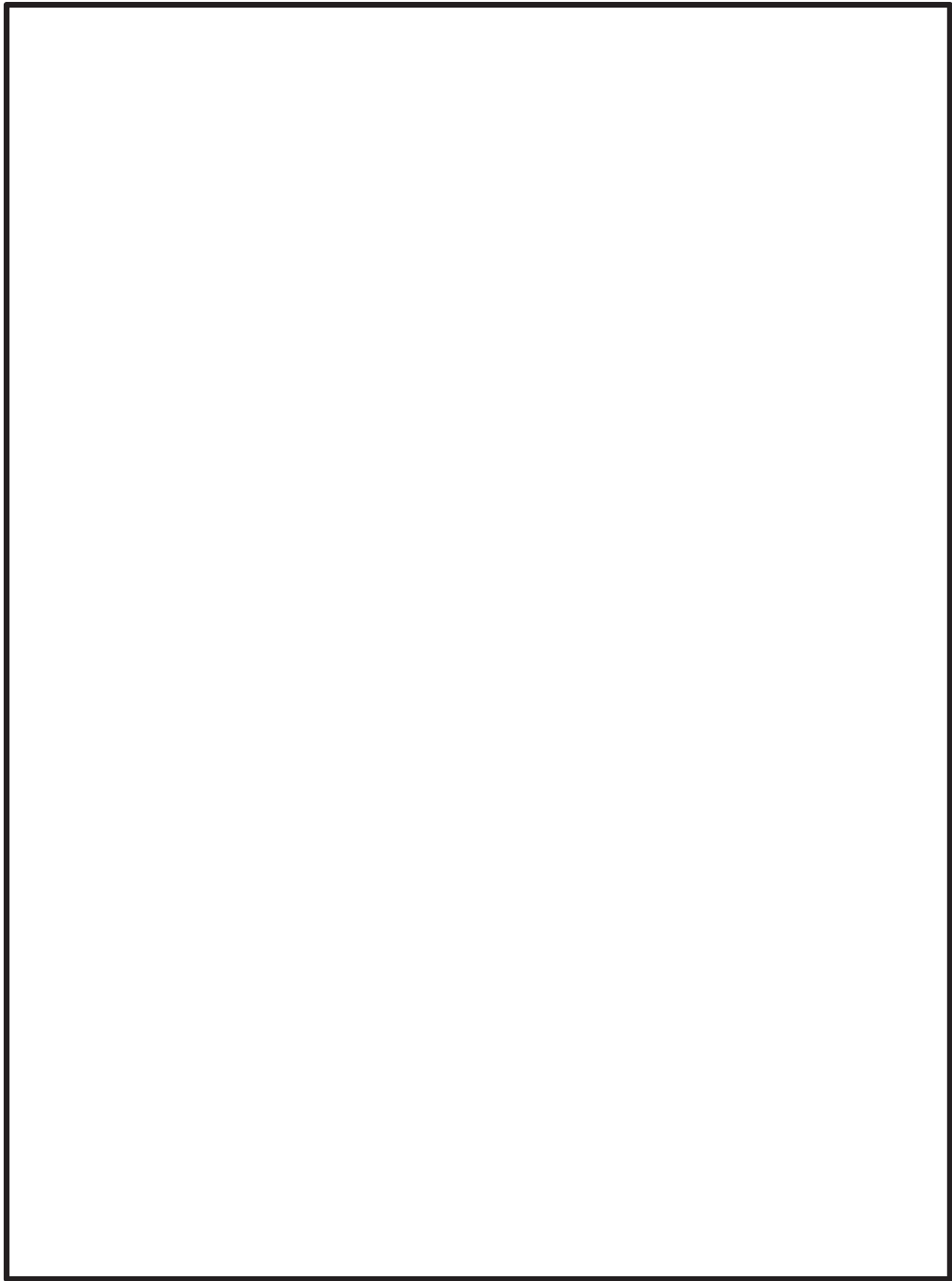


図 8 燃料集合体変位データ（燃料集合体目標変位 60 mm試験実施時）

2.4 チャンネルボックス健全性確認結果

今回工認では、挿入性試験後、チャンネルボックスの外観点検を行い、制御棒の挿入性に影響を与える損傷がないことを確認した。

また、チャンネルボックスの詳細な測定の結果、長手の曲がり変化量が \square mm 及び波状変形量が \square mm* であり、チャンネルボックスと制御棒との間隙（約 \square mm）及びチャンネルボックスと燃料被覆管との間隙（ \square mm 以上）に対して十分に小さいため、冷却材流路や燃料集合体に影響を及ぼすものではないことを確認した。表 4 にチャンネルボックス詳細測定結果、図 9 にチャンネルボックス周りの位置関係図を示す。

なお、チャンネルボックスと制御棒との間隙（約 \square mm）は常温時の値であるが、上部格子板、制御棒及びチャンネルボックスの構造・寸法に対するそれぞれの熱膨張量の関係から、高温時はチャンネルボックスと制御棒との間隙が広がり（約 \square mm）、制御棒挿入抵抗が小さくなるため、制御棒の挿入性や冷却材流路に影響を及ぼすものではない。

注記*：60 mm挿入性試験実施後の3回平均値

表 4 チャンネルボックス詳細測定結果

測定対象	曲がり変化量 (mm)	波状変形量 (mm)
チャンネルボックス (60 mm挿入性試験実施後3回平均値)	\square	\square

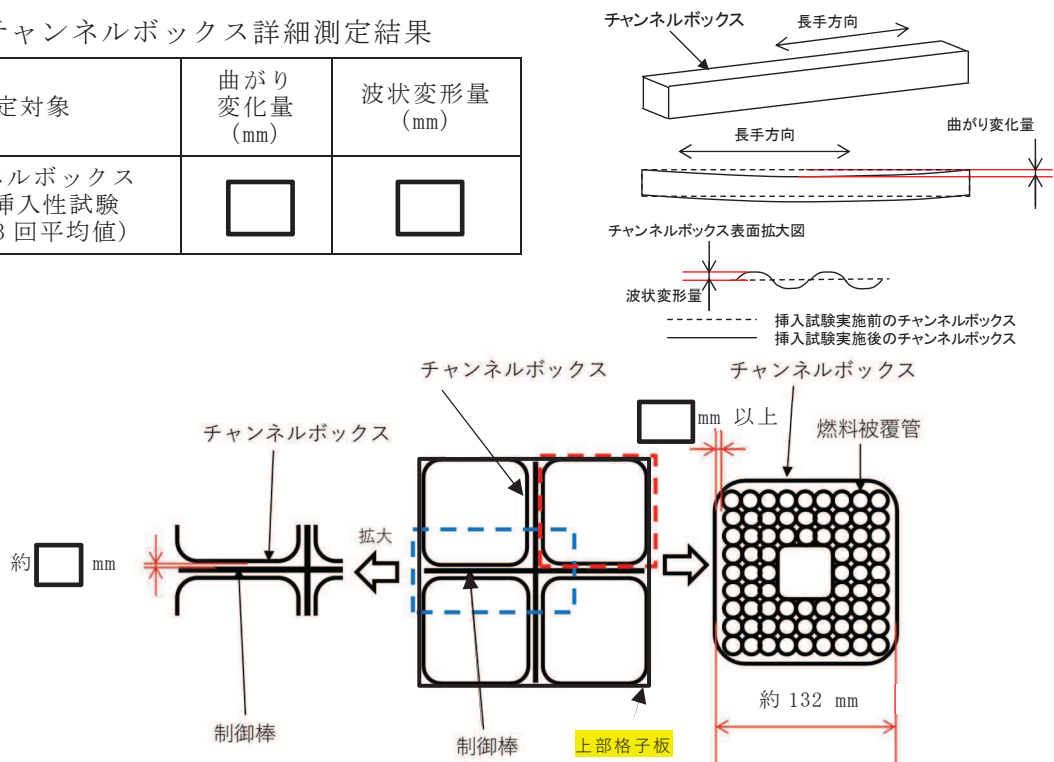


図 9 チャンネルボックス周りの位置関係図

2.5 制御棒健全性確認結果

今回工認の制御棒挿入性試験実施後、制御棒の外観点検を行った結果は、制御棒のブレード、タイロッドに変形等は認められたものの、いずれの試験条件においても制御棒を構成するブレード（シース、中性子吸収棒）、タイロッド、ローラ等の健全性に影響を与える有意な損傷がないことを確認した。

また、制御棒ブレードの厚さ測定の結果（表 5）、局所的なシースの膨れが一部の試験条件において確認されたものの、ブレード全体にわたって仕様値を超えるものではなく、中性子吸収棒を支持する上下端位置でのブレード厚さは仕様値以内であり、シース内の中性子吸収棒が移動することはなく、制御棒の機能に影響はない。なお、シースの膨れの状況は、ブレード厚さが最大（ mm）になった箇所においても、ブレードの長手方向（上端～下端）及び横方向（ブレード中央部～翼端）に連続してブレード厚さの仕様値を超過しておらず局所的な範囲に収まっているため、制御棒とチャンネルボックスが接触してチャンネルボックスとの間隙を閉塞するものではない。さらに、シースが変形してブレード厚さが増加しても、制御棒の構造上、シースの冷却孔を通じて冷却材が流れるため、冷却材流量への影響もない（図 10～図 11）。

表 5 制御棒ブレードの厚さ測定結果*1

ブレード厚さ	仕様値*2	測定位置*3								
		上端部			下端部			膨れ部*4		
		A	B	C	A	B	C	A	B	C
試験実施前	8.3+1.7/-0.5									
試験実施後	8.3+1.7/-0.5									

注記*1：相対変位 60 mm 目標における試験実施時（制御棒 3 体の平均値）

*2：寸法（ mm）は、中性子吸収棒を内包する制御棒として炉心格子から決まる値。公差（ mm）はメーカーの製造能力により設定される値。

*3：A：ブレードの翼端，B：ブレード中央部，C：タイロッド部

*4：ブレード長手方向における最大値の平均値

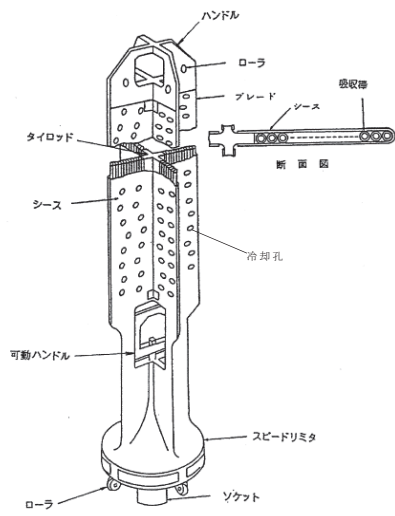
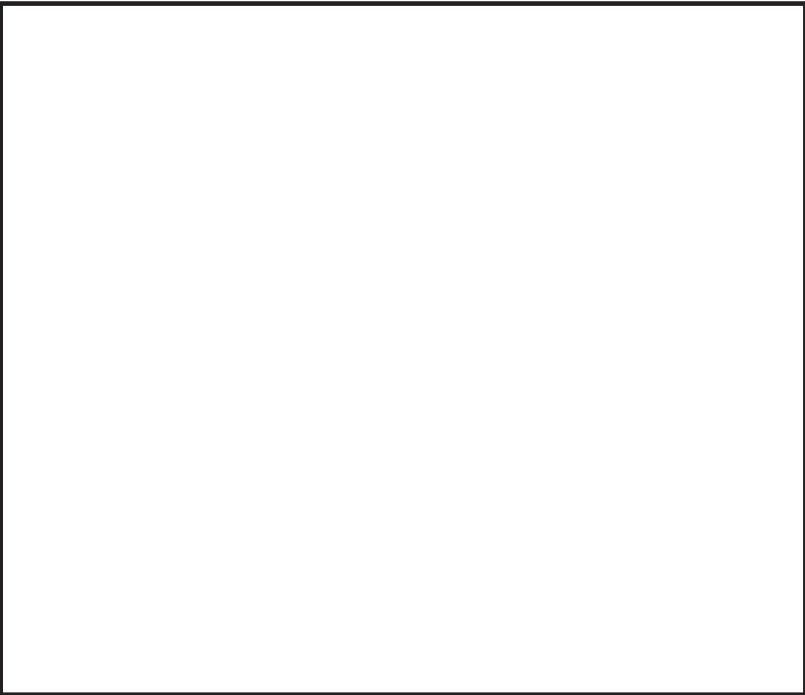


図 10 制御棒構造図



2.6 既往知見を踏まえた制御棒挿入性試験結果に対する考察

制御棒挿入性に係る検討を実施した既往知見⁽¹⁾⁽²⁾を調査し、制御棒挿入時間及び弾塑性特性の観点で比較・検討することにより、今回工認で実施した制御棒挿入性試験結果について考察した。

2.6.1 制御棒挿入時間

既往知見及び女川原子力発電所第2号機制御棒挿入性試験の全体概要を図12に示す。

既往知見では、実機試験（常温状態）を模擬した制御棒挿入性解析を行い、大入力での地震に対しても制御棒挿入挙動を予測できることを確認するとともに、その解析手法を用いて、実機プラント条件（実機運転温度、圧力）における制御棒挿入性の限界状態を解析・評価している。

既往知見の解析結果（常温状態、実機プラント状態）は、女川原子力発電所第2号機の試験結果に対して、いずれも大きな変形領域において制御棒の挿入時間が短くなっている。この差異は、女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性試験は、保守的な試験条件の設定として、最大相対変位を繰り返し付加する正弦波加振であることに対して、既往知見の制御棒挿入性試験は、地震波を用いた加振であることによるものと考えられる。

ここで既往知見の結果を女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性に係る評価に適用することも可能と考えられるが、制御棒の挿入時間は加振波の特性に依存するため、既往知見の加振波である地震波と女川原子力発電所第2号機の基準地震動 S_s （7波）との関係を検討する必要がある。また、今回工認試験用の加振波として基準地震動 S_s を用いる場合、全ての基準地震動 S_s に対して、各相対変位条件における制御棒挿入性試験が必要になり現実的ではない。このため、女川原子力発電所第2号機の今回工認試験では、既工認と同様、保守的に正弦波加振とすることにより制御棒挿入性試験の簡便化を図り、相対変位データの拡充を行った。

2.6.2 弾塑性特性

より大きな相対変位における制御棒の挿入状態でチャンネルボックスの塑性化が考えられることについて、既往知見の制御棒挿入性解析では、4点曲げ試験（図13）に基づくチャンネルボックスの弾塑性特性（図14）を考慮しており、高温時でより大きな相対変位の条件では、常温時よりチャンネルボックスの剛性が低下するため、制御棒の挿入抵抗が減少し、制御棒の挿入時間が短くなると考察されている。一方、女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性試験では、チャンネルボックスの高温時と常温時の縦弾性係数を考慮して板厚を調整した試験体を用いて、大きな相対変位を付加した試験であることから、チャンネルボックスの弾塑性特性が試験体に実際に反映され

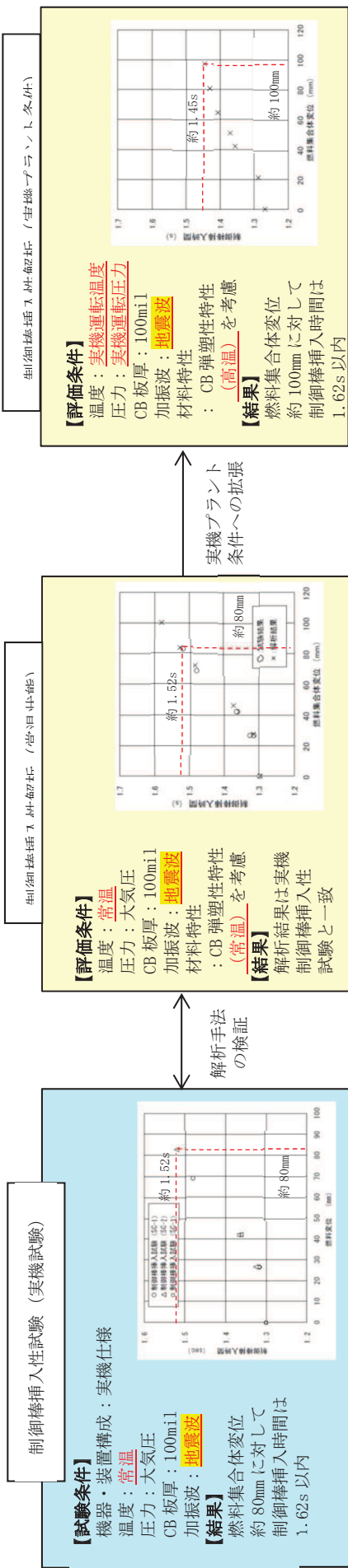
た結果となる。女川原子力発電所第2号機の今回工認試験における振動台加速度と相対変位の関係（図15）によれば、相対変位が45mm程度の領域で塑性挙動が始まっている。女川原子力発電所第2号機の今回工認試験は常温で実施しているためチャンネルボックスの耐力（降伏点）は高温時のチャンネルボックスと差異があるが、高温時の縦弾性係数を考慮して板厚を調整したことにより、塑性挙動が始まる変位は、既往知見に示されている高温時の塑性開始変位（図14）とおおむね一致する結果になっているものと考えられる。

なお、チャンネルボックスと燃料集合体の間には炉水が存在し、チャンネルボックスの温度は炉水温度に依存することから、実機運転状態における炉心上部と下部の炉水温度差は約10℃（図16）と小さいことを考慮すると、チャンネルボックスの長手方向で大きく温度分布及び弾塑性特性が異なることはないと考えられる。

既往知見に示されている高温時のチャンネルボックスの弾塑性特性（図14）は、4点曲げ試験という静荷重条件による試験であり、変位が40mm程度を超える領域から、曲げモーメントの増加とともに大きく変位量が増加している。一方、女川原子力発電所第2号機の今回工認試験においては、振動台加速度と相対変位の関係（図15）から分かるように、チャンネルボックスの相対変位が45mm程度の領域に入っても相対変位が極端に増加することはなく、振動台加速度を上げても変位が増加しにくくなる傾向が見られる。これは、既往知見の弾塑性特性は静的な荷重を負荷してチャンネルボックスを変形させた場合のものであるのに対して、女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性試験では、地震と同様の交番荷重による慣性加振で行われているため、チャンネルボックスが塑性領域に入ったことによる履歴減衰の効果や振動挙動（固有周期）の変化などが要因となり、変位の増加が抑えられたと考えられる。

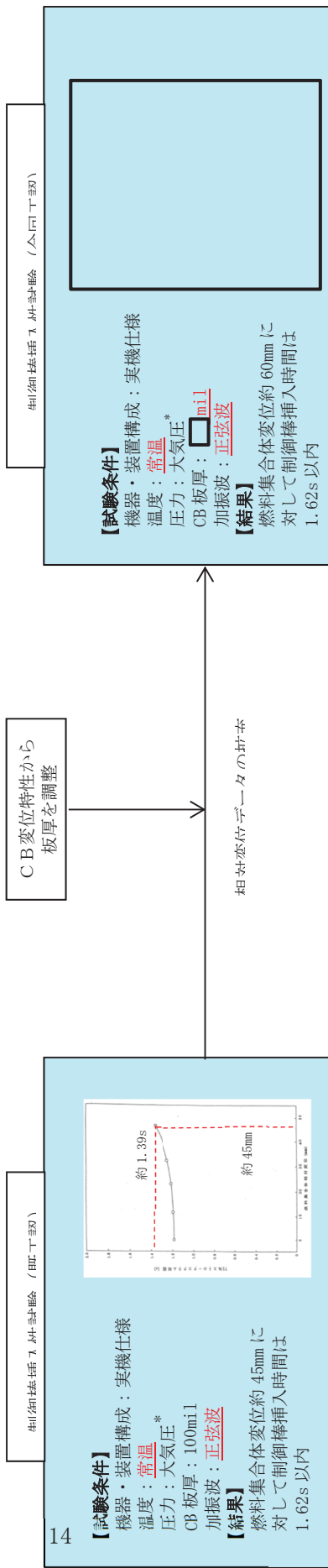
なお、女川原子力発電所第2号機の地震応答解析では、チャンネルボックスを線形でモデル化し、燃料集合体の相対変位を評価しているため、チャンネルボックスの弾塑性特性の影響については3章にて詳細検討結果を説明する。

【既往知見】



【女川原子力発電所第2号機

枠囲みの内容は高機密の観点から公開できません。



* ・ 恒正楷 様

* ・ 恒正楷 様

図 12 既往知見及び女川原子力発電所第2号機制御棒挿入性試験の全体概要

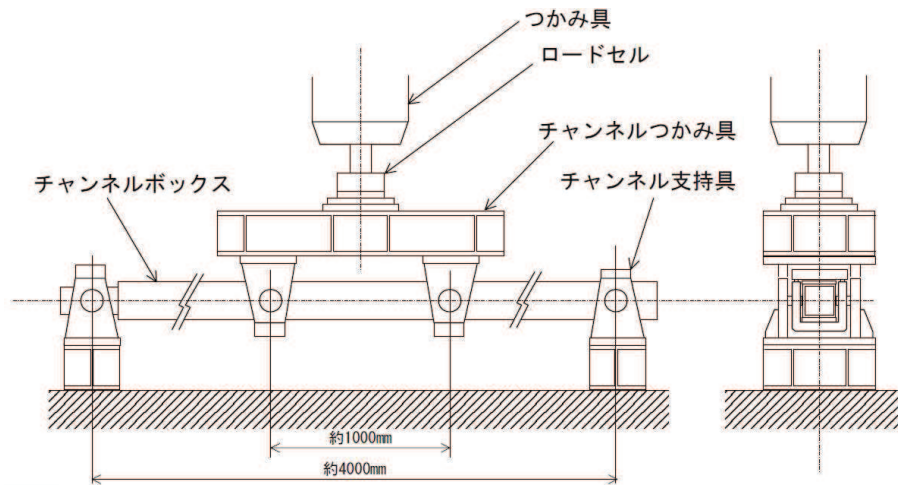


図 13 チャンネルボックスの 4 点曲げ試験の概要図 (既往知見⁽²⁾)

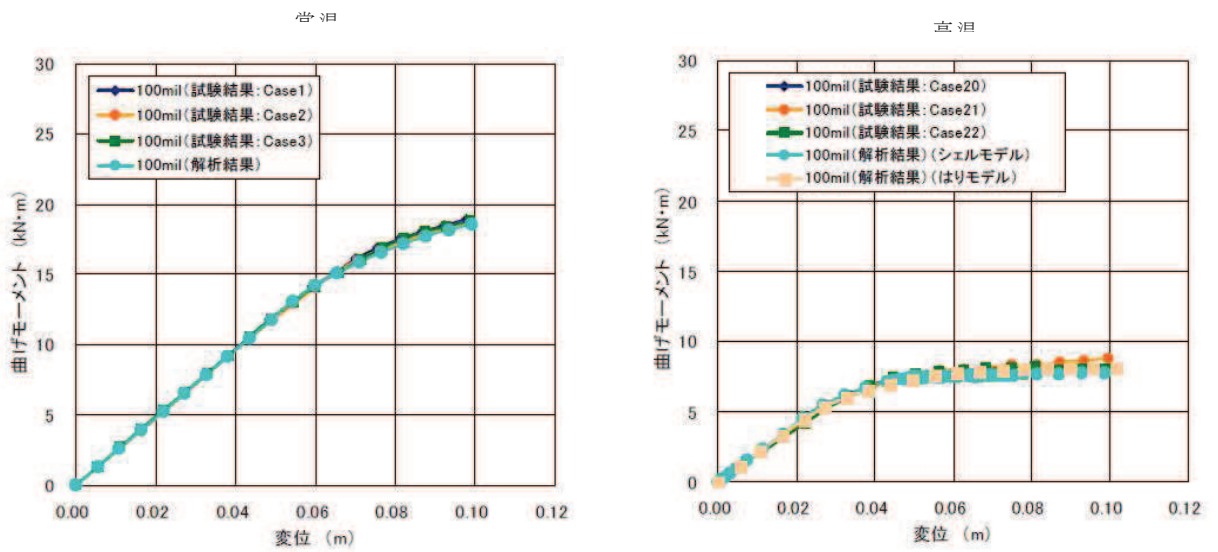


図 14 4 点曲げ試験に基づくチャンネルボックス弾塑性特性 (常温及び高温)
(既往知見⁽²⁾)

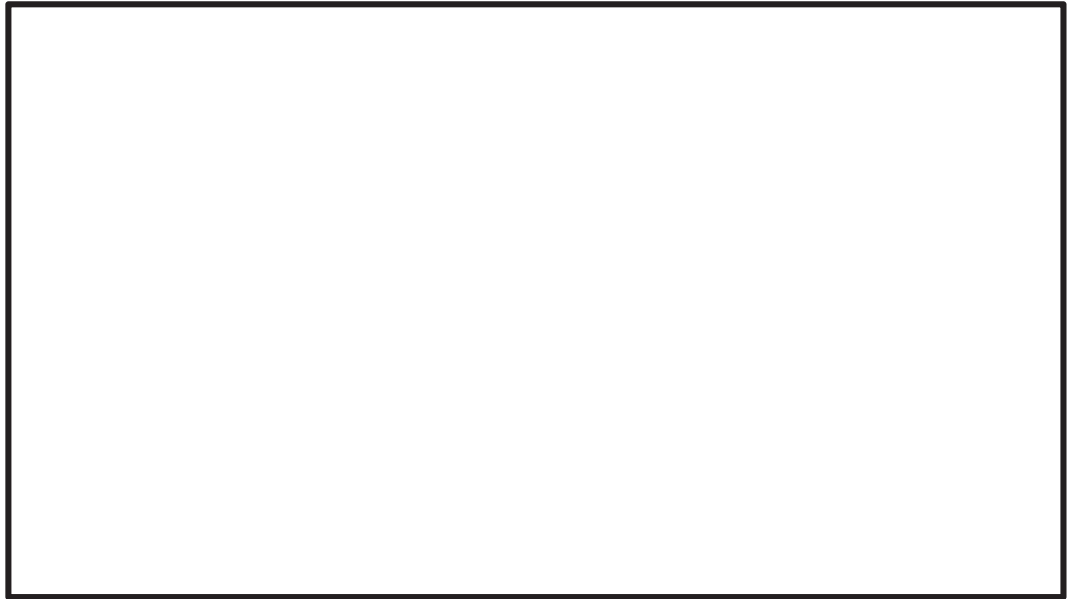


図 15 女川原子力発電所第 2 号機の今回工認試験における
振動台加速度と相対変位の関係図

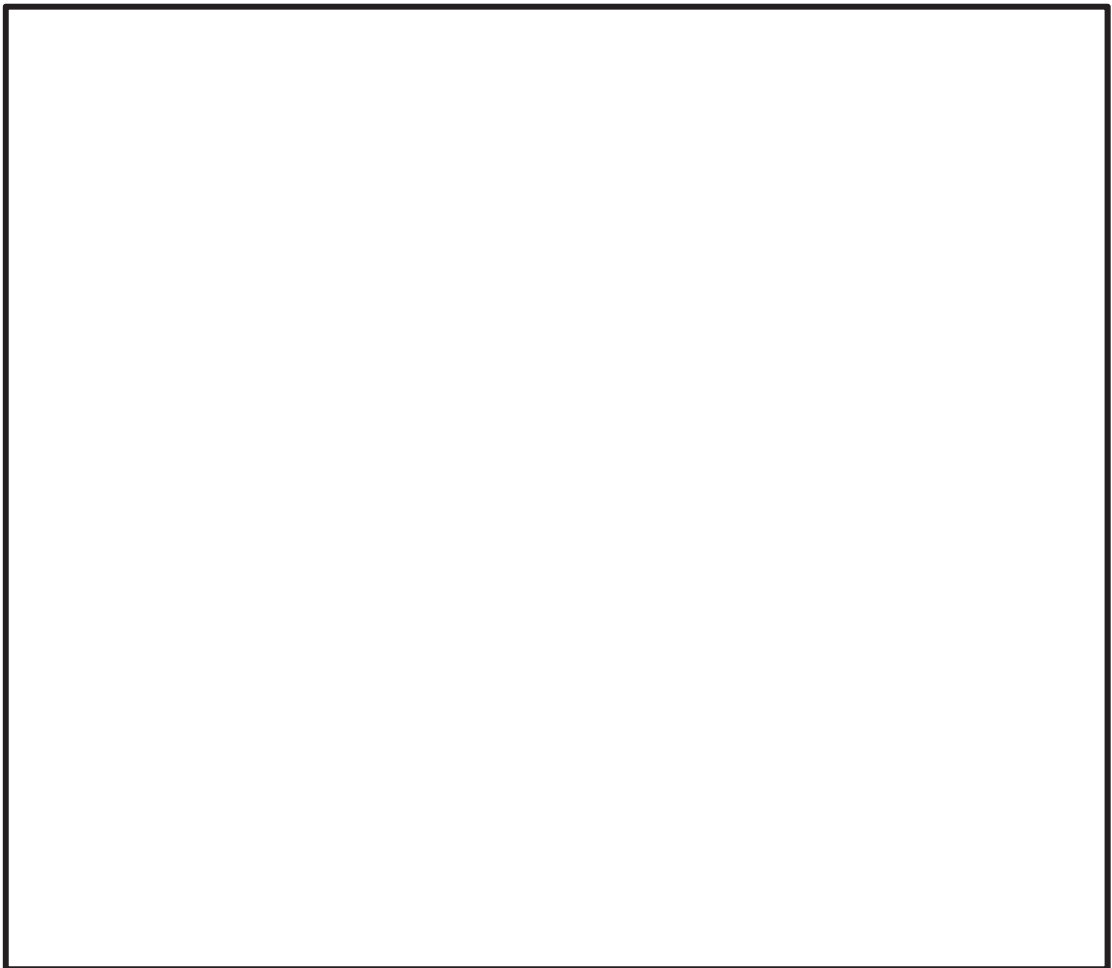


図 16 原子炉系ヒートバランスより算出した炉水温度

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません

3. 制御棒挿入性評価に係る妥当性

今回工認における制御棒挿入性評価については、図 17 に示す J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版での BWR 用制御棒の評価手法を適用する。また、制御棒挿入性評価における地震応答解析による「燃料集合体相対変位（発生値）の算出」及び制御棒挿入性試験による「確認済相対変位（許容値）の設定」の手順を図 18 に示す。

今回工認における制御棒挿入性に係る評価結果の概要を表 6 に示す。基準地震動 S_s に対する最大の燃料集合体相対変位は 54.2 mm となるが、今回工認で実施した制御棒挿入性試験結果から設定した確認済相対変位（60 mm）に収まることを確認した。なお、制御棒挿入性評価の詳細については、添付書類「VI-2-6-2-1 制御棒の耐震性についての計算書」に示す。

本章では、女川原子力発電所第 2 号機における制御棒挿入性評価の妥当性について、前章での考察を踏まえ、燃料集合体相対変位の増大に伴うチャンネルボックスの弾塑性特性の影響、制御棒挿入性試験の有する保守性等の観点から検討を行う。

制御棒挿入性評価の妥当性確認検討フローを図 19 に示す。制御棒挿入性評価の妥当性確認を実施するにあたっては、地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出及び制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定に係る各手順について実機条件に対する差異項目を抽出・分類し、各分類項目に応じた影響検討を実施・確認した上で、総合的な評価結果を纏めた。

表 6 制御棒挿入性に係る評価結果の概要

燃料集合体相対変位	確認済相対変位	鉛直方向震度
54.2mm* ¹	60mm* ²	1.38* ¹

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

*2：確認済相対変位は、平成 27 年に当時の株式会社 東芝（現在の東芝エネルギーシステムズ株式会社）にて実施した制御棒挿入性試験で取得したもの。燃料集合体相対変位が約 60mm においても、75%ストロークスクラム時間が 1.62 秒以内である。

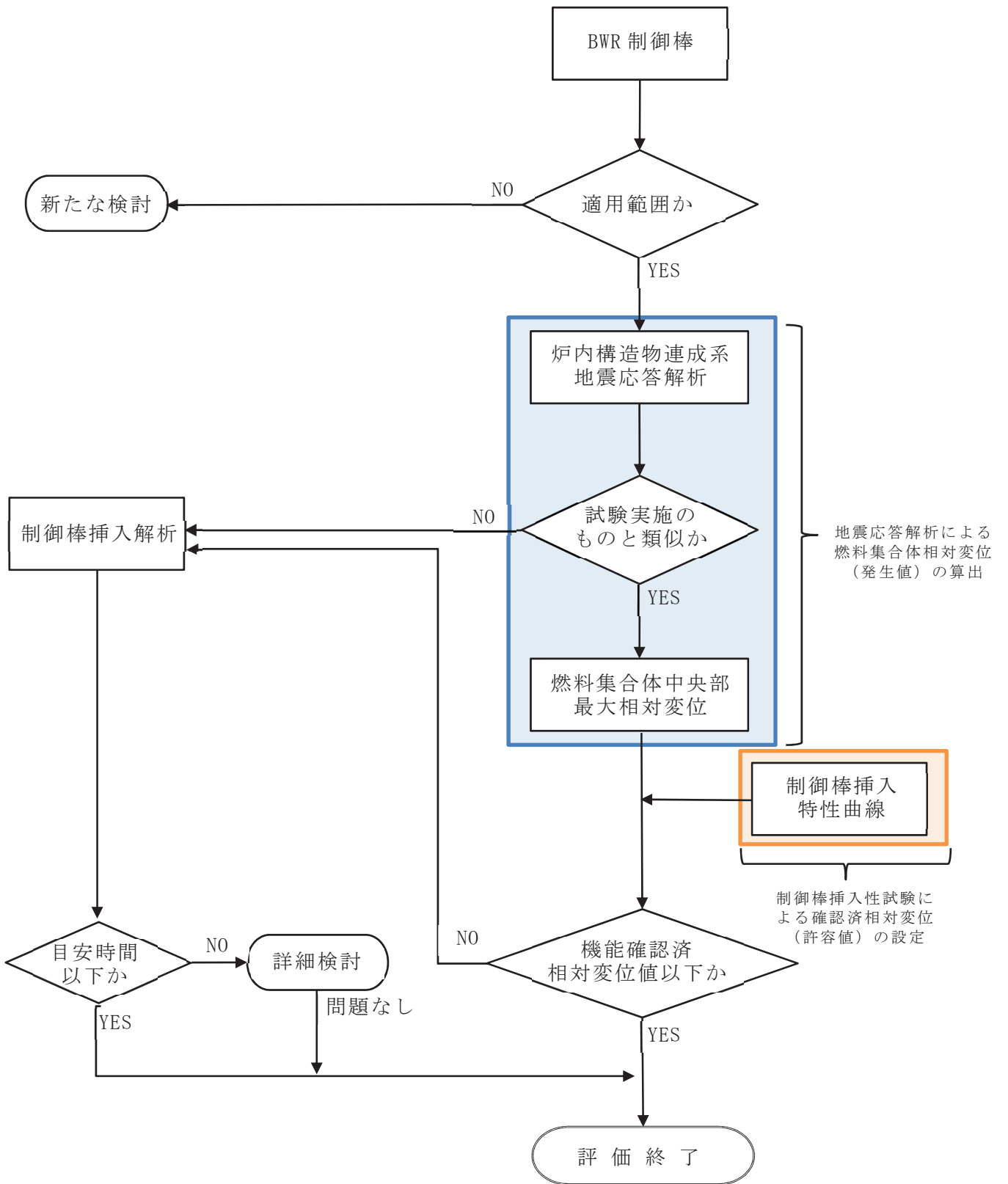


図 17 制御棒挿入性の評価手順 (BWR) (J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版に一部加筆)

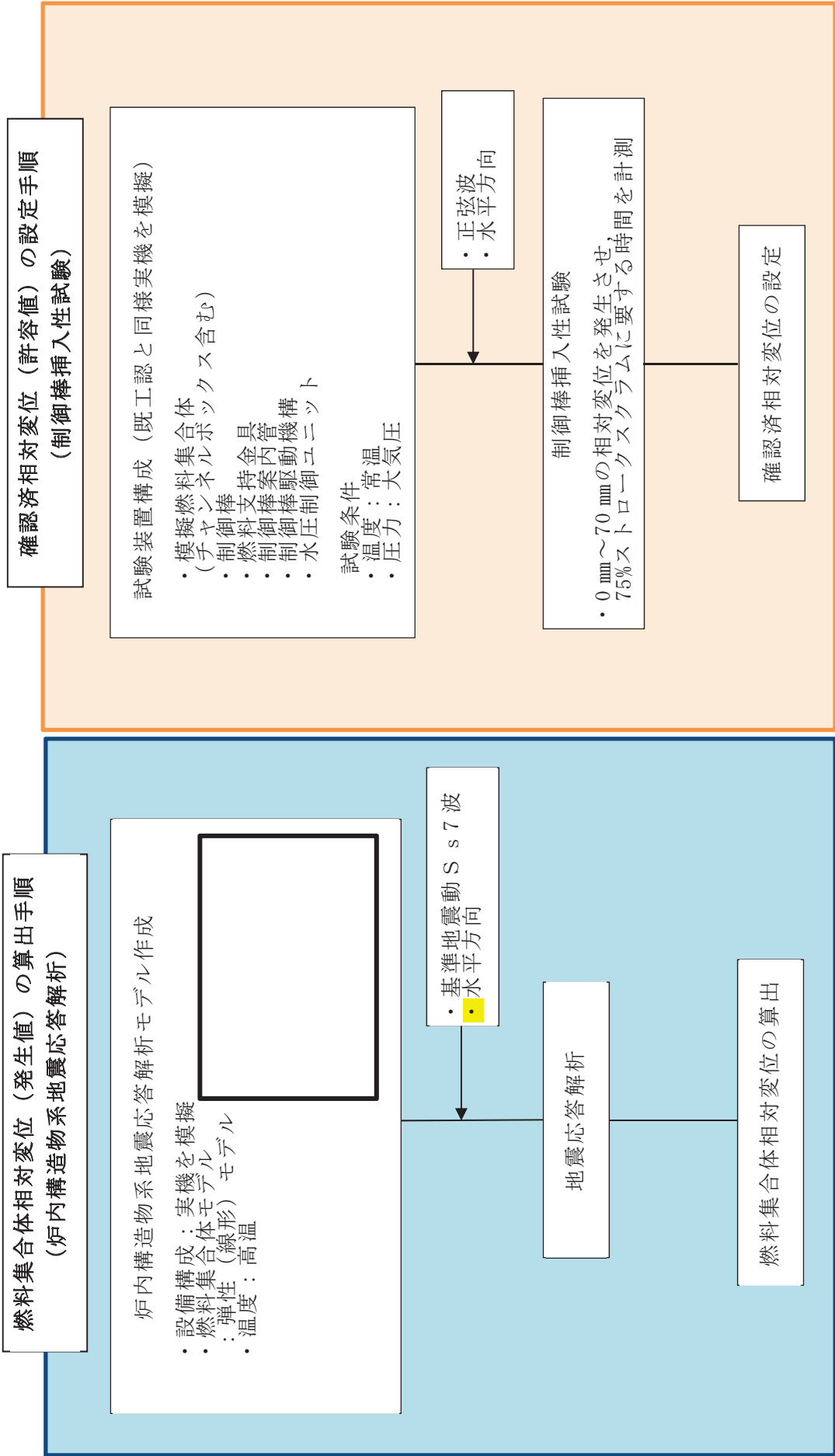


図 18 制御棒挿入性評価に係る各手順

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

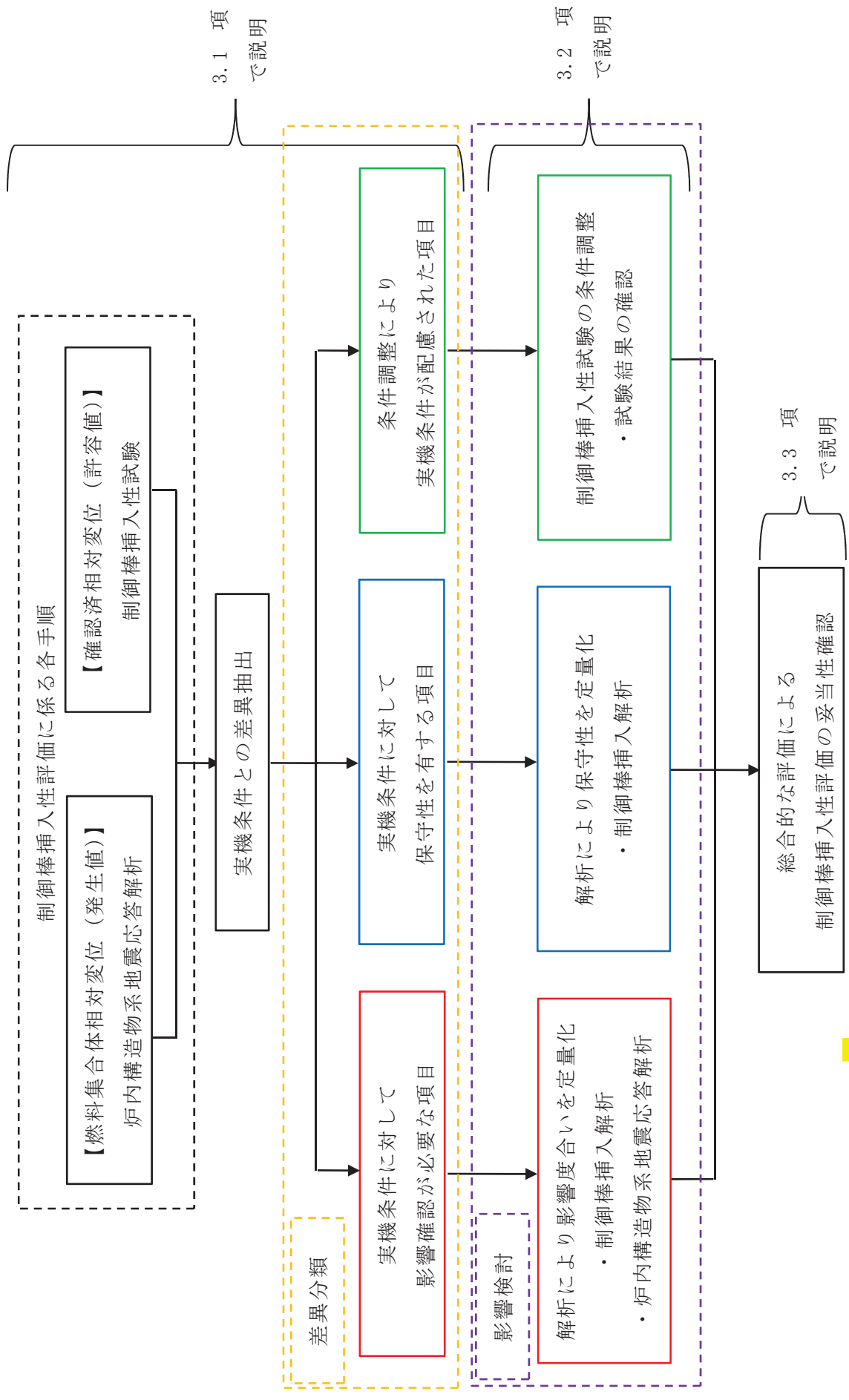


図 19 女川原子力発電所第 2 号機の制御棒挿入性評価の妥当性確認検討フロー

3.1 実機条件に対する差異項目の抽出及び分類

地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出条件及び制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定条件について、実機条件との差異項目を抽出及び分類した結果を表7-1、7-2に、差異分類に応じた検討項目の整理結果を表8に示す。

- (1) 実機条件に対して影響確認が必要な項目 赤
- (2) 実機条件に対して保守性を有する項目 青
- (3) 条件調整により実機条件が配慮された項目 緑

表 7-1 実機条件との差異項目抽出及び分類結果（炉内構造物系地震応答解析）

条件項目	実機条件	炉内構造物系地震応答解析	実機条件との差異及び分類結果
機器・装置構成	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料集合体（チャンネルボックス含む） ・制御棒 ・燃料支持金具 ・制御棒案内管 ・制御棒駆動機構 ・水圧制御ユニット 	実機をモデル化	無
燃料集合体モデル	チャンネルボックスの弾塑性特性の影響が考えられる	弾性（線形）モデル	有（1）
温度	高温	高温	無
入力波	地震波	地震波	無

表 7-2 実機条件との差異項目抽出及び分類結果（制御棒挿入性試験）

条件項目	実機条件	制御棒挿入性試験	実機条件との差異及び分類結果
機器・装置構成	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料集合体（チャンネルボックス含む） ・制御棒 ・燃料支持金具 ・制御棒案内管 ・制御棒駆動機構 ・水圧制御ユニット 	実機と同じ構成 （ただし、高温状態模擬のためにチャンネルボックス厚さは100mil→ に調整）	無
温度	高温	常温 （ただし、高温状態模擬のためにチャンネルボックス厚さは100mil→ に調整）	有（3）
圧力	高压	大気圧 （アキュムレータ圧力調整により原子炉定格圧力時のスクラムを模擬）	有（3）
入力波	地震波	正弦波	有（2）
	水平+鉛直	水平	有（1）

表 8 差異分類に応じた検討項目の整理結果

差異分類	実機条件との差異		検討項目
実機条件に対して影響確認が必要な項目	炉内構造物系地震応答解析	実機：燃料集合体（弾塑性） 今回：燃料集合体（弾性）	チャンネルボックスの弾塑性特性の影響確認 (3.2.1 項参照)
実機条件に対して保守性を有する項目	制御棒挿入性試験	実機：地震波 今回：正弦波	制御棒挿入性試験における保守性の確認 (3.2.2 項参照)
実機条件に対して影響確認が必要な項目	制御棒挿入性試験	実機：水平＋鉛直 今回：水平	鉛直方向加速度の影響確認 (3.2.3 項参照)
条件調整により実機条件が配慮された項目	制御棒挿入性試験	実機：高温 今回：常温	温度条件の差異に対する検討 (2.2 項参照)
		実機：高圧 今回：大気圧	圧力条件の差異に対する検討 (2.1 項参照)

3.2 実機条件に対する差異分類に応じた検討

本項では、実機条件に対する差異分類に応じた検討項目について、それらの確認結果を示す。なお、条件調整により実機条件が配慮された項目（実機条件と制御棒挿入性試験における温度及び圧力条件との差異）については、2章で述べたとおり、実機の運転状態を模擬した配慮を行っており、制御棒挿入性評価へ影響を与えるものではない。

3.2.1 チャンネルボックスの弾塑性特性の影響確認

今回工認の炉内構造物系地震応答解析モデル（図 20～図 22）では、燃料集合体の剛性はチャンネルボックスによるものとして、チャンネルボックスの断面性状、縦弾性係数等を用いてモデル化している。

既往知見⁽¹⁾⁽²⁾を踏まえると、より大きな相対変位における制御棒の挿入状態においては、チャンネルボックスの塑性化が考えられ、女川原子力発電所第2号機の燃料集合体相対変位 54.2 mmの状態ではチャンネルボックスの塑性化が考えられる領域となる。一方、燃料集合体相対変位を算出した炉内構造物系地震応答解析における燃料集合体のモデルはチャンネルボックスを線形（弾性）でモデル化している。

本項では、炉内構造物系地震応答解析モデルの燃料集合体にチャンネルボックスの弾塑性特性を考慮して算出した燃料集合体相対変位と、線形モデルから算出した燃料集合体相対変位の比較により、チャンネルボックスの弾塑性特性が制御棒挿入性評価に与える影響について確認する。

見やすい図に修正中

O.P. 50.500

O.P. 41.200

O.P. 33.200

O.P. 22.500

O.P. 15.000

O.P. 6.000

O.P. - 0.800

O.P. - 8.100

O.P. -14.100

記号	内容
●	質点
—	はり
—	水平ばね
⊗	回転ばね

K ₁	原子炉格納容器スタビライザ
K ₂	原子炉圧力容器スタビライザ
K ₃	制御棒駆動機構ハウジング レストレメントピーム
K ₄	シュラウドサポート
K ₅	上部サポート
K ₆	下部スタビライザ
K ₇	炉心シュラウド支持ロッド

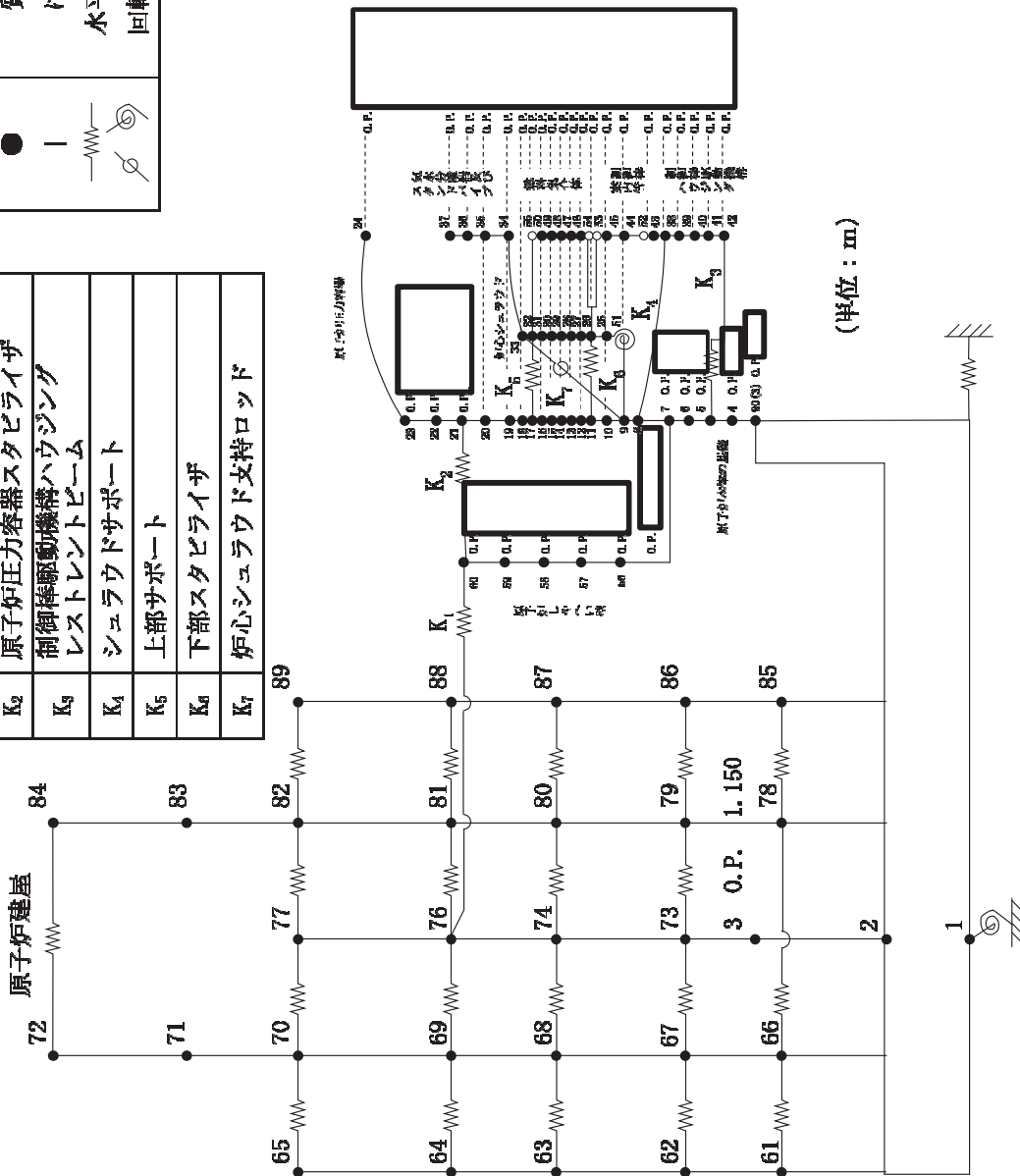


図 20 炉内構造物系地震応答解析モデル (NS 方向)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

見やすい図に修正中

記号	内容
●	質点
—	はり
—	水平ばね
—	回転ばね

K ₁	原子炉格納容器スタビライザ
K ₂	原子炉圧力容器スタビライザ
K ₃	制御棒駆動機構ハウジング レストメントピーム
K ₄	シュラウドサポート
K ₅	上部サポート
K ₆	下部スタビライザ
K ₇	炉心シュラウド支持ロッド

原子炉建屋

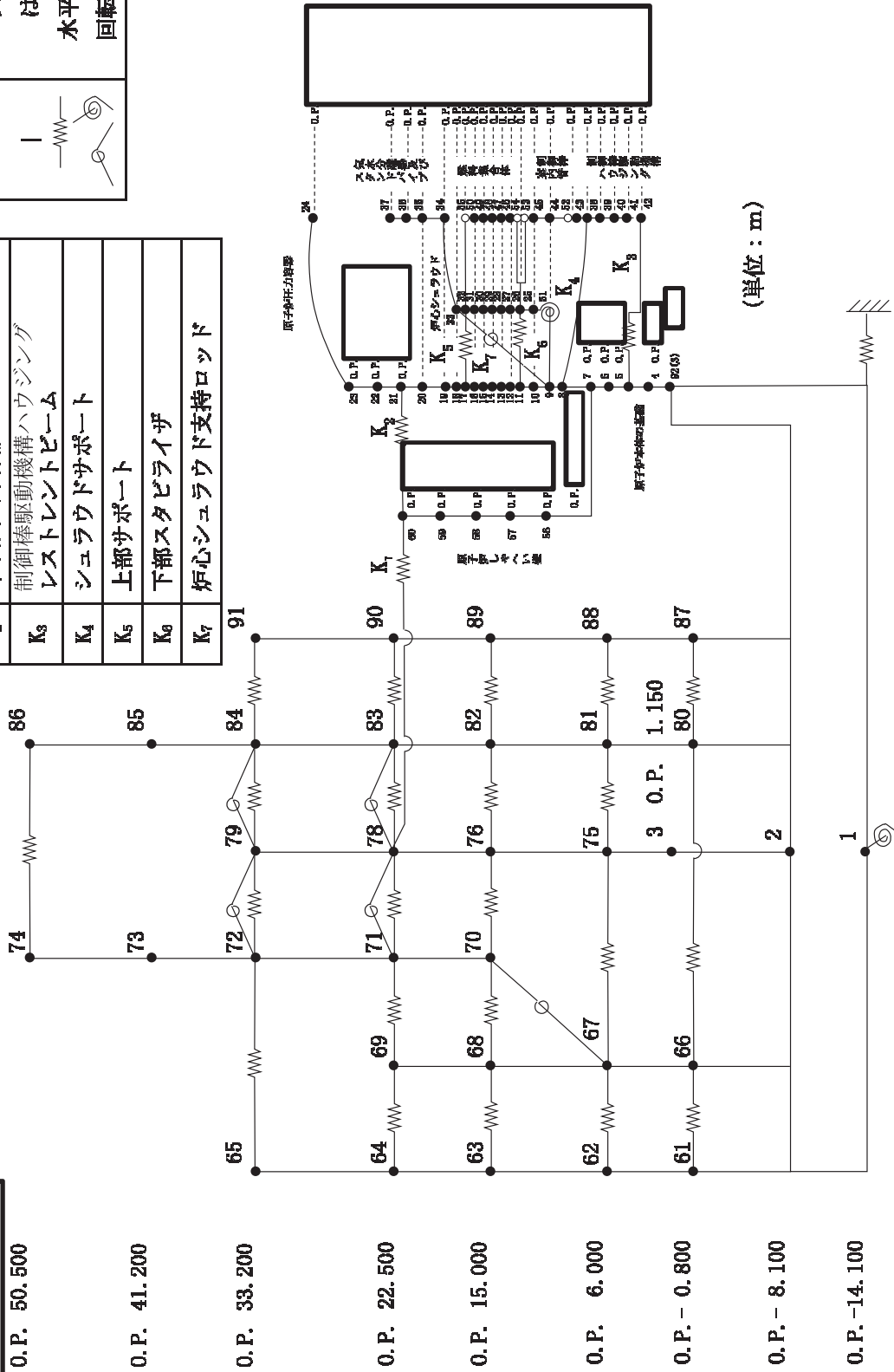
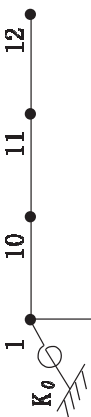


図 21 炉内構造物系地震応答解析モデル (EW 方向)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

見やすい図に修正中

原子炉建屋



O.P. 48.725

O.P. 41.200

O.P. 33.200

O.P. 22.500

O.P. 15.000

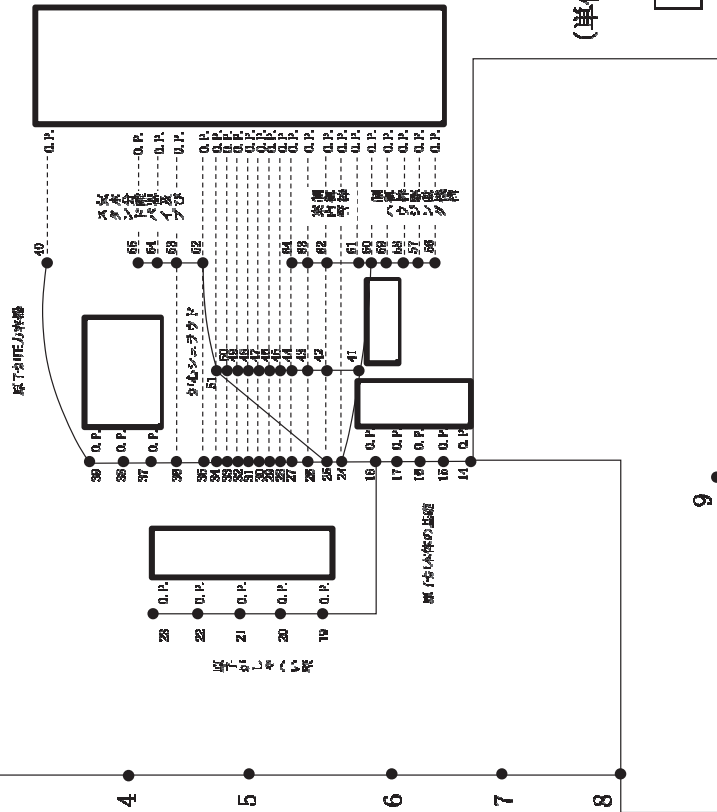
O.P. 6.000

O.P. - 0.800

O.P. - 8.100

O.P. -14.100

記号	内容
●	質点
—	軸ばね (構造物)
—○—	はり (屋根トラス部)
—○—	回転ばね
—○—	鉛直ばね (地盤)



(単位：m)

K0 トラス端部回転拘束ばね

図 22 炉内構造物系地震応答解析モデル (鉛直方向)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(1) チャンネルボックスの弾塑性特性の設定

炉内構造物系地震応答解析において、燃料集合体要素に弾塑性特性を設定する。今回工認の制御棒挿入性試験結果における振動台加速度と相対変位の関係(図 23)では、燃料集合体変位が 45mm 程度の状態で振動台加速度と燃料集合体変位の勾配が変わっていることが確認できるため、チャンネルボックスの弾塑性特性に係る影響確認においては燃料集合体変位 45mm を折れ点とした二直線(バイリニア)で骨格曲線を設定する。

燃料集合体は、上部格子板及び炉心支持板によって上下が支持されているため、炉内構造物系地震応答解析モデルにおける燃料集合体は、両端ピン支持のほりとしてモデル化している。また、燃料集合体の応答は曲げが支配的となるため、炉内構造物系地震応答解析モデルでは、曲げモーメントの弾塑性特性を表す骨格曲線として曲げモーメント及び曲率の関係を定義している。そのため、両端ピン支持のほりに等分布荷重が加わる条件にて、中央の変位が 45mm となるとき曲げモーメントとほりの曲率を求め、骨格曲線の第一折れ点とした。



図 23 制御棒挿入性試験結果(振動台加速度と燃料中央変位の関係)

骨格曲線の第一勾配は、従来の連成解析モデルで設定していた線形モデルの勾配を用いる。また、既往知見⁽²⁾に示されている高温時のチャンネルボックス 4 点曲げ試験から得られた弾塑性特性(図 24)によると第一勾配の 0.1 倍程度であることが確認できるため、今回の評価における第二勾配は、既往知見に最も近い 0.1 倍に加えて、弾塑性の影響を幅広く確認する観点から第一勾配の 0.6 倍、0.3 倍及び弾完全塑性の合計 4 つのケースを評価対象とした(図 25)。

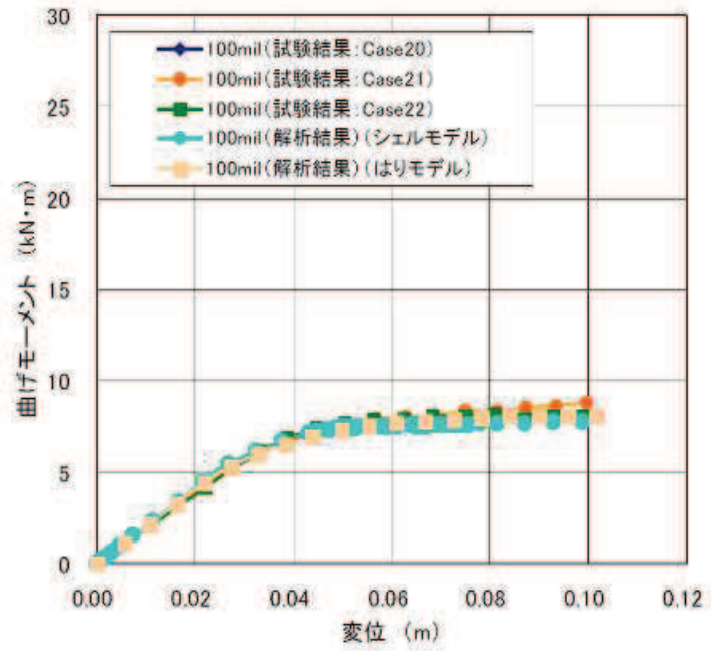


図 24 チャンネルボックス弾塑性特性 (既往知見⁽²⁾)

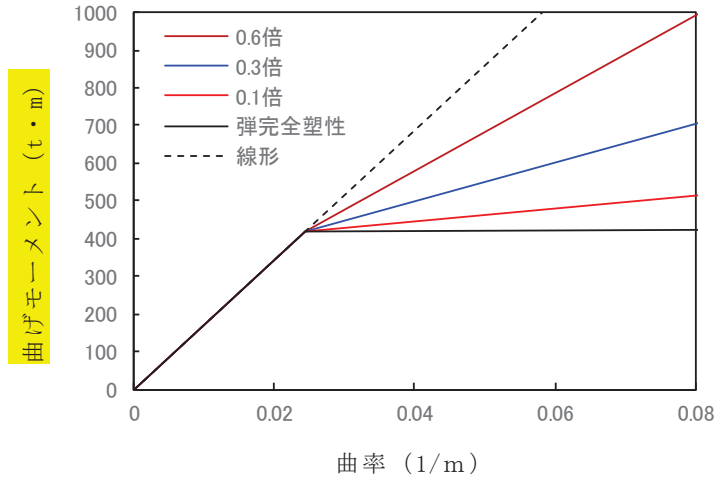


図 25 弾塑性特性の骨格曲線

履歴特性については、同じ既往知見によるとチャンネルボックスの曲げモーメントー変位特性（図 26）がループ状を示していることから、本影響確認においては、図 27 に示すようなバイリニア型移動硬化則*を設定する。

注記*：移動硬化則とは、弾塑性材料の力学的変形挙動（繰返し载荷）を考える場合、塑性変形の進行に伴って降伏曲面の形状は変わらずに、中心位置が移動すると規定したもの。

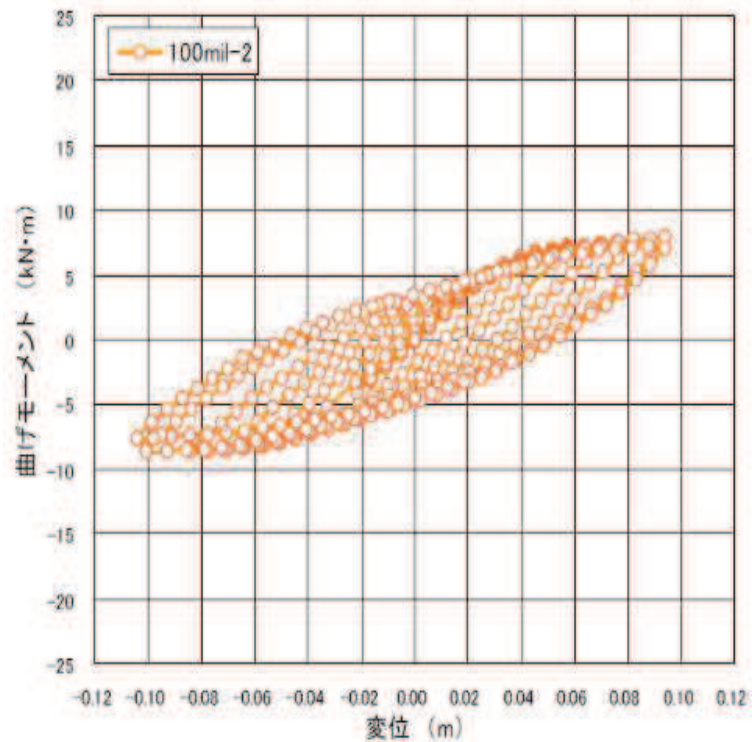


図 26 チャンネルボックス曲げモーメントー変位特性（既往知見⁽²⁾）

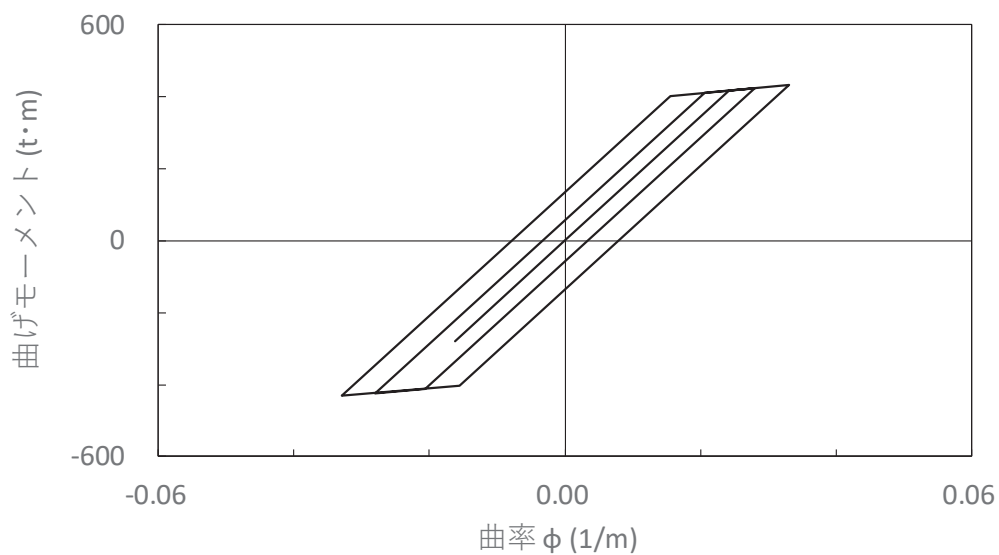


図 27 バイリニア型移動硬化則の履歴特性

(2) 弾塑性特性を考慮した地震応答解析結果

燃料集合体にチャンネルボックスの弾塑性特性を考慮した炉内構造物系地震応答解析モデルで地震応答解析を実施した。解析条件を表 9 及び地震応答解析で得られた燃料集合体相対変位の解析結果を表 10 に示す。

チャンネルボックスの弾塑性特性を考慮した場合の燃料集合体相対変位の解析結果は、骨格曲線の第二勾配をパラメータとしたいずれの解析ケースにおいても線形モデルに対する燃料集合体相対変位よりも小さな値となっている。これは、地震慣性力が交番荷重であるため、チャンネルボックスが塑性領域に入ったことで、履歴減衰によるエネルギー消散によって燃料集合体相対変位が抑制されたものである。

以上より、女川原子力発電所第 2 号機の地震応答解析におけるチャンネルボックスの線形でのモデル化が制御棒挿入性評価に影響を与えないことを確認した。

表 9 チャンネルボックスの弾塑性特性を考慮した解析条件

条件項目		解析条件
入力波		地震波 (S _s -D2) *
温度		高温
骨格曲線	第一勾配	線形モデルと同様
	第二勾配	4 ケース (第一勾配の 0.6, 0.3 及び 0.1 倍, 弾完全塑性体)
履歴特性		バイリニア型移動硬化則

注記* : 女川原子力発電所第 2 号機の基準地震動 S_s 7 波における地震応答解析で燃料集合体相対変位が最大となる地震動

表 10 弾塑性特性を考慮した燃料集合体相対変位の解析結果

(単位 : mm)

解析ケース	弾塑性特性 (骨格曲線の第二勾配)				線形モデル
	0.6 倍	0.3 倍	0.1 倍	弾完全塑性体	
相対変位	52.7	50.4	49.6	49.5	54.2

3.2.2 制御棒挿入性試験における保守性の確認

制御棒挿入性試験における保守性は、実機条件における入力波は地震波であることに対して、制御棒挿入性試験における入力波条件は最大相対変位を繰返し付加する正弦波加振であることにあり、正弦波加振が地震波加振に比べて保守的であることは、既往知見(1)(2)でも確認されている。

本項では、他プラントでの工認実績があり、制御棒が炉心に挿入される際の制御棒と燃料集合体の接触を模擬し制御棒挿入位置を時刻歴応答で計算できる制御棒挿入性計算プログラム CR-IN (別紙 1) を用いて、入力波を正弦波加振及び地震波加振とした場合の 75%ストロークスクラム時間を算出し、比較することで正弦波加振が地震波加振に対して有する保守性を確認する。

(1) 制御棒挿入性計算プログラム CR-IN の適用性確認

入力波条件の差異(正弦波加振、地震波加振)に対する保守性を確認するにあたり、CR-IN による制御棒挿入性解析を用いた影響検討への適用性を確認するため、今回工認における制御棒挿入性試験結果の再現解析(燃料集合体相対変位に対する 75%ストロークスクラム時間)を実施し、制御棒挿入性試験結果と CR-IN による制御棒挿入性解析結果を比較した。CR-IN による再現解析条件は表 11 のとおり。

表 11 制御棒挿入性試験の再現解析条件

条件項目	CR-IN による再現解析条件 (今回工認における制御棒挿入性試験)
入力波	正弦波 () *
温度	常温
圧力	アキュムレータ圧力調整により原子炉定格 圧力時のスクラムを模擬
チャンネルボックス厚さ	()
燃料集合体相対変位	0mm～70mm

注記* : 正弦波の振動数は常温時のチャンネルボックスの水平方向の固有振動数 () に合わせて設定

CR-IN による再現解析結果として、今回工認における制御棒挿入性試験との比較結果を図 28 に示す。CR-IN による再現解析結果は、今回工認における制御棒挿入性試験(制御棒挿入性試験に基づく制御棒挿入特性曲線)とよく整合し、CR-IN による制御棒挿入性解析は制御棒挿入性試験に対する再現性があることから、実機条件に対する差異分類に応じた影響検討に適用可能であると判断した。

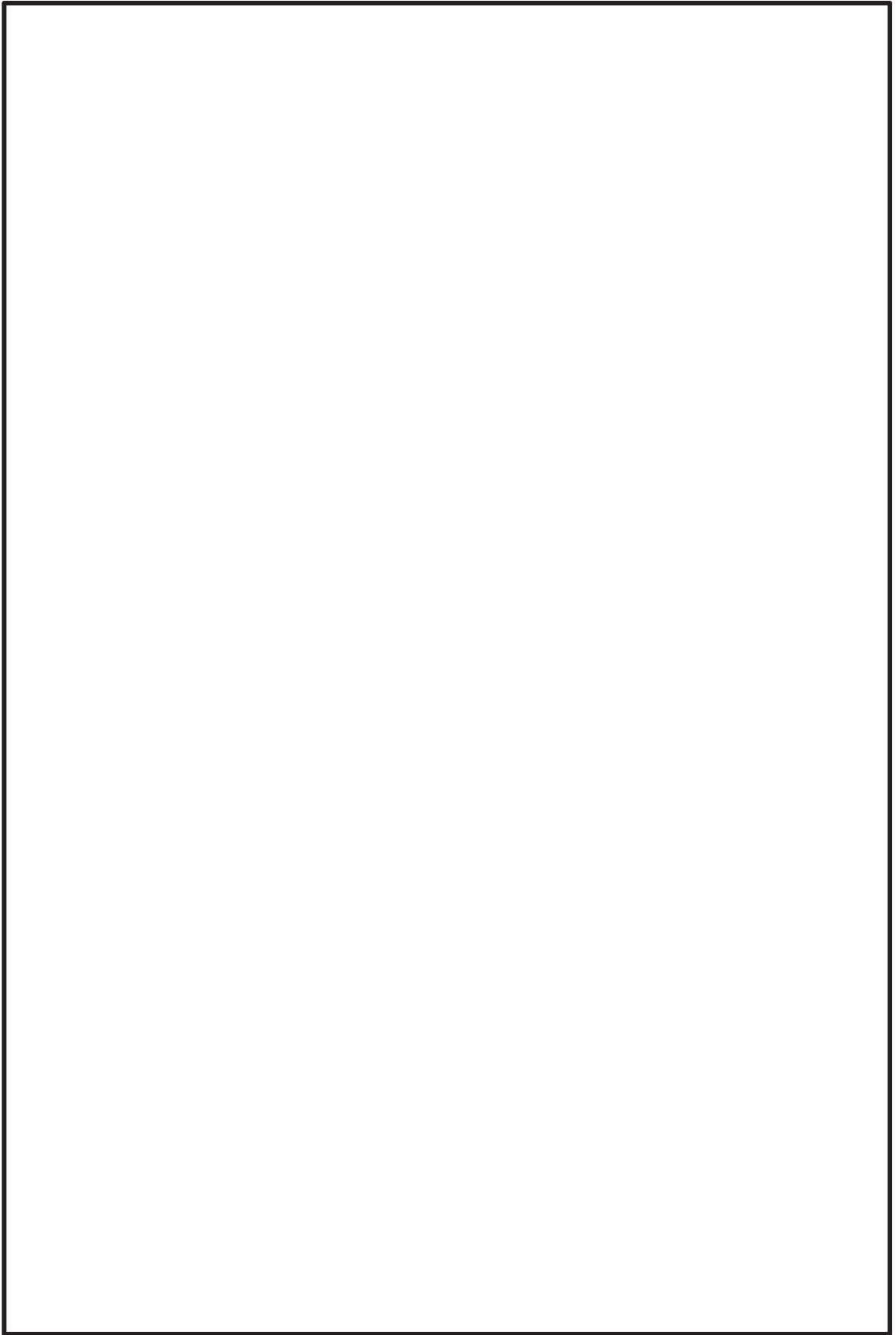


図 28 制御棒挿入性試験と CR-IN による制御棒挿入性解析の比較結果

(2) 入力波条件の差異に対する制御棒挿入性解析結果

CR-IN による制御棒挿入解析を用いて，入力波条件を地震波加振とした場合と正弦波加振とした場合の 75%ストロークスクラム時間を算出し，今回工認における制御棒挿入性試験の入力波条件として，正弦波加振の有する保守性を確認する。

CR-IN による制御棒挿入性解析に当たっては，表 12 のとおり，入力波以外の条件を一致させた上で，75%ストロークスクラム時間の差異を確認した。

なお，基準地震動 S s の地震発生を想定した場合，地震発生後数秒でスクラム信号「地震加速度高」により自動スクラムすることとなるが，本検討で実施した地震波加振に対する制御棒挿入性解析については，75%ストロークスクラム時間を保守的に算出するため，燃料集合体相対変位が最大となる時間帯を考慮して最も挿入時間が長くなるタイミングをスクラム開始時間とした。(図 29)

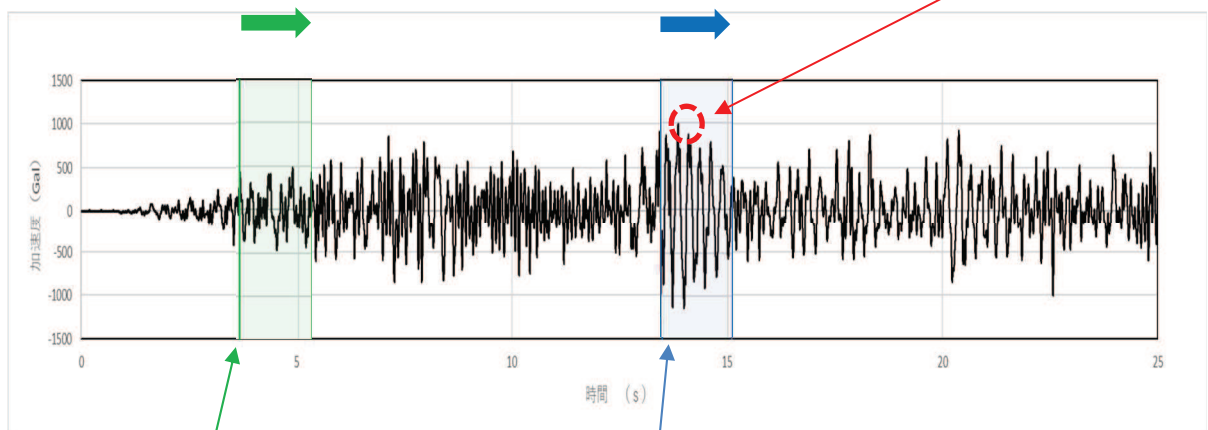
表 12 入力波条件の相違に対する制御棒挿入性解析の条件

条件項目	地震波加振	正弦波加振
入力波*	地震波 (S s - D 2)	正弦波 (水平 <input type="text"/>)
温度	常温	同左
圧力	実機相当	同左
チャンネルボックス厚さ	<input type="text"/>	同左
燃料集合体相対変位	30.0 mm, 40.4 mm, 54.3 mm, 60.0 mm, 70.0 mm	31.3 mm, 42.0 mm, 52.1 mm, 59.5 mm, 68.5 mm

スクラム規定値 1.62 秒を想定
(実際にはこれより短時間で
スクラムが達成される。)

スクラム時間約 1.35 秒

燃料集合体相対変位最大時刻
約 14.3 秒



地震加速度高設定値
到達時刻: 約 3.7 秒

燃料集合体相対変位が最大となる時間帯を考慮して
最も挿入時間が長くなるスクラム開始時刻: 約 13.5 秒

図 29 地震波加振条件におけるスクラム入力時間 (イメージ)

入力波条件を地震波加振及び正弦波加振とした場合の 75%ストロークスクラム時間の解析結果を図 30 に示す。図 30 の通り、制御棒挿入性試験を実施した燃料集合体相対変位の範囲（～70mm）に対して正弦波加振の 75%ストロークスクラム時間は、地震波加振の 75%ストロークスクラム時間に比べて保守的であることを確認し、燃料集合体相対変位 60mm において、約 0.2 秒の保守性を有することを確認した。また、地震波加振の 75%ストロークスクラム時間が規定値（1.62s）に達する際の燃料集合体相対変位は、本検討における最大条件（80 mm）以上であり、今回工認で設定する確認済相対変位 60 mm に対して 1.3 倍以上（20mm 以上）の余裕があることを確認した。

なお、今回工認の制御棒挿入性試験における燃料集合体相対変位は、既工認と同様、試験 3 回の平均値としているが、上記のとおり、正弦波加振による保守性が各燃料集合体相対変位条件におけるばらつきよりも十分に大きく、試験 3 回の平均値を適用することに問題はないと言える。

以上より、女川原子力発電所第 2 号機の今回工認の制御棒挿入性試験における入力波条件を正弦波加振としていることについて、既往知見における検討結果と同様に保守性を有することを定量的に確認した。

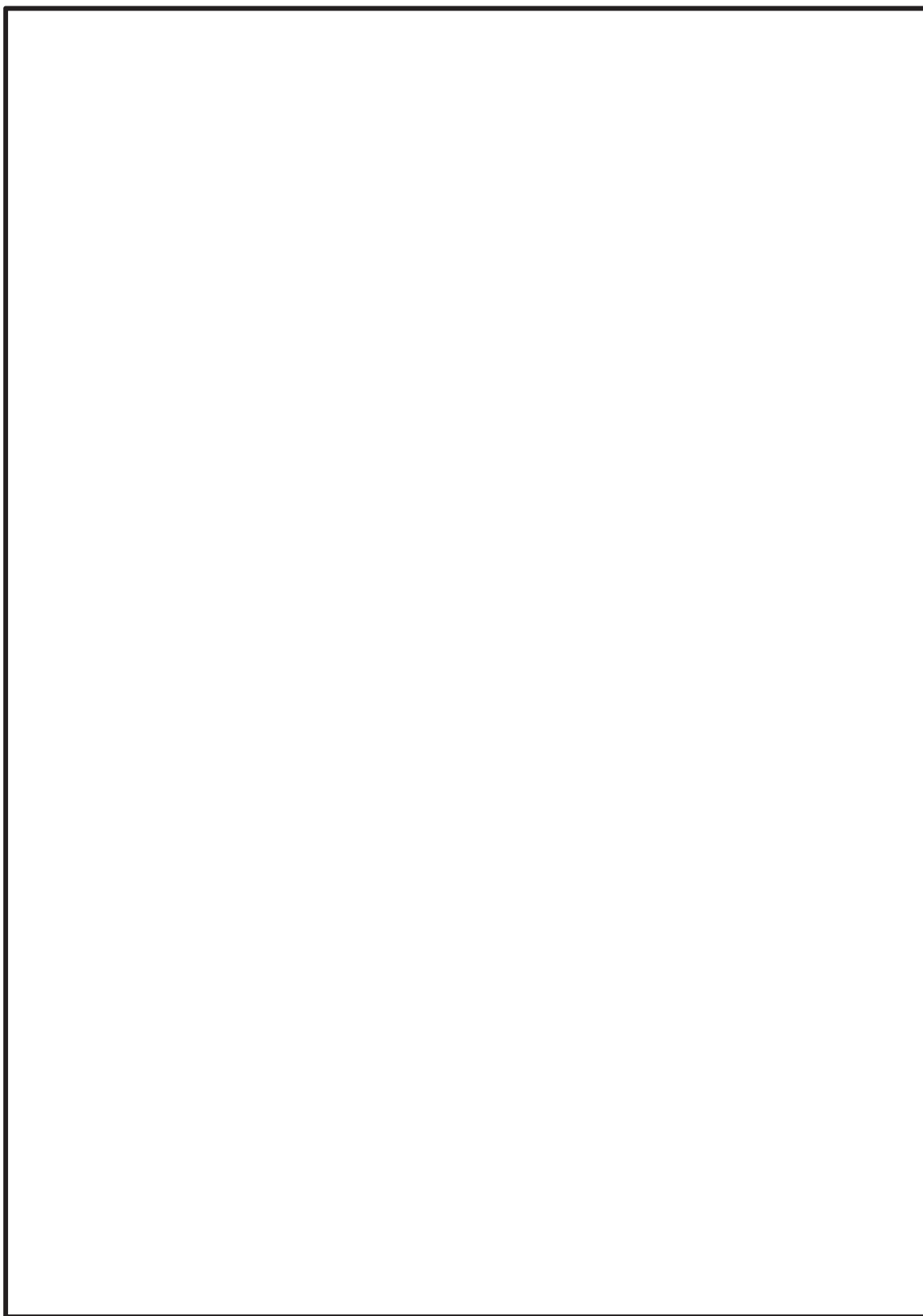


図 30 入力波条件の差異による 75%ストロークスクラム時間の解析結果

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3.2.3 鉛直方向加速度の影響確認

3.1 項における実機条件に対する差異の抽出結果として、制御棒挿入性試験の入力波条件として、鉛直方向の影響を抽出している。本項では、制御棒挿入性評価における鉛直方向加速度による影響については、次の項目について確認する。

- (1) 制御棒に対する鉛直方向加速度の影響
- (2) 燃料集合体に対する鉛直方向加速度の影響

(1) 制御棒に対する鉛直方向加速度の影響

制御棒の挿入過程において鉛直方向加速度が付与された場合、制御棒挿入性に対して時間遅れを生じさせる影響が考えられるため、制御棒の挿入時間に着目した検討を実施し、鉛直方向加速度の影響を確認する。

影響検討としては、CR-IN を用いて、入力波条件として水平方向（正弦波）とした場合及び水平方向＋鉛直方向（正弦波）とした場合の 75%ストロークスクラム時間をそれぞれ解析し、鉛直方向加速度が制御棒挿入性に与える影響を確認する。なお、入力する鉛直方向加速度については、別紙 1「4. 鉛直方向加速度が加わった場合の挿入時間影響評価」の評価方針に基づき、固有振動数 及び の正弦波をそれぞれ同位相及び逆位相の条件で入力した。制御棒挿入時に作用する鉛直方向荷重（概略イメージ）を図 31 に示す。

制御棒に対する鉛直方向加速度の影響確認に用いた評価条件を表 13 に示す。なお、表 13 の水平方向＋鉛直方向の入力波条件は、燃料集合体相対変位 60mm において 75%ストロークスクラム時間が最も長くなる条件を記載した。

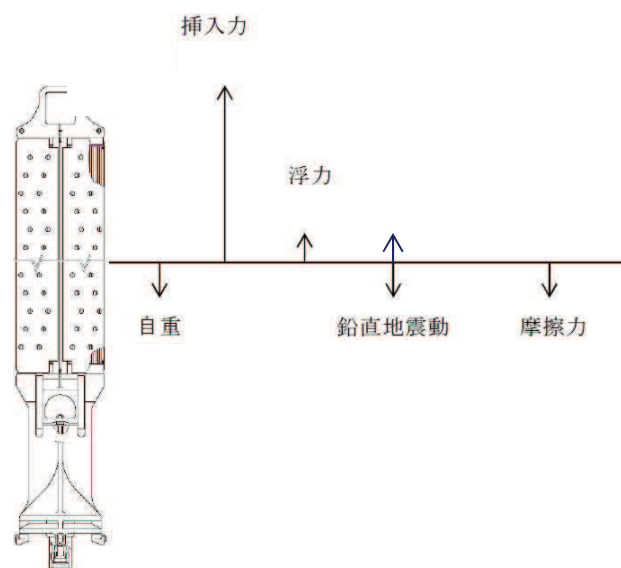


図 31 制御棒挿入時に作用する鉛直方向荷重（概略イメージ）

表 13 制御棒に対する鉛直方向加速度の影響確認に用いた評価条件

条件項目	水平方向	水平方向+鉛直方向
入力波	正弦波（水平 <input type="text"/> ）*	正弦波（水平 <input type="text"/> + 鉛直 <input type="text"/> 同位相）*
温度	常温	同左
圧力	実機相当	同左
チャンネルボックス厚さ	<input type="text"/>	同左
燃料集合体相対変位（水平）	31.3 mm, 42.0 mm, 52.1 mm, 59.5 mm, 68.5 mm	同左

注記*：正弦波の振動数は常温時のチャンネルボックスの水平方向の固有振動数 に合わせて設定

入力波条件として水平方向（正弦波）とした場合及び水平方向+鉛直方向（正弦波）とした場合の75%ストロークスクラム時間の解析結果を図32に示す。図32の通り、いずれの燃料集合体相対変位の条件においても、入力波条件が水平方向のみの場合の75%ストロークスクラム時間に対して、鉛直方向加速度を考慮した場合の制御棒挿入性に係る時間遅れは極僅かであることを確認し、燃料集合体相対変位60mmにおいても時間遅れは約0.01秒で極僅かとなることから、制御棒に対する鉛直方向加速度の影響が軽微であることを確認した。

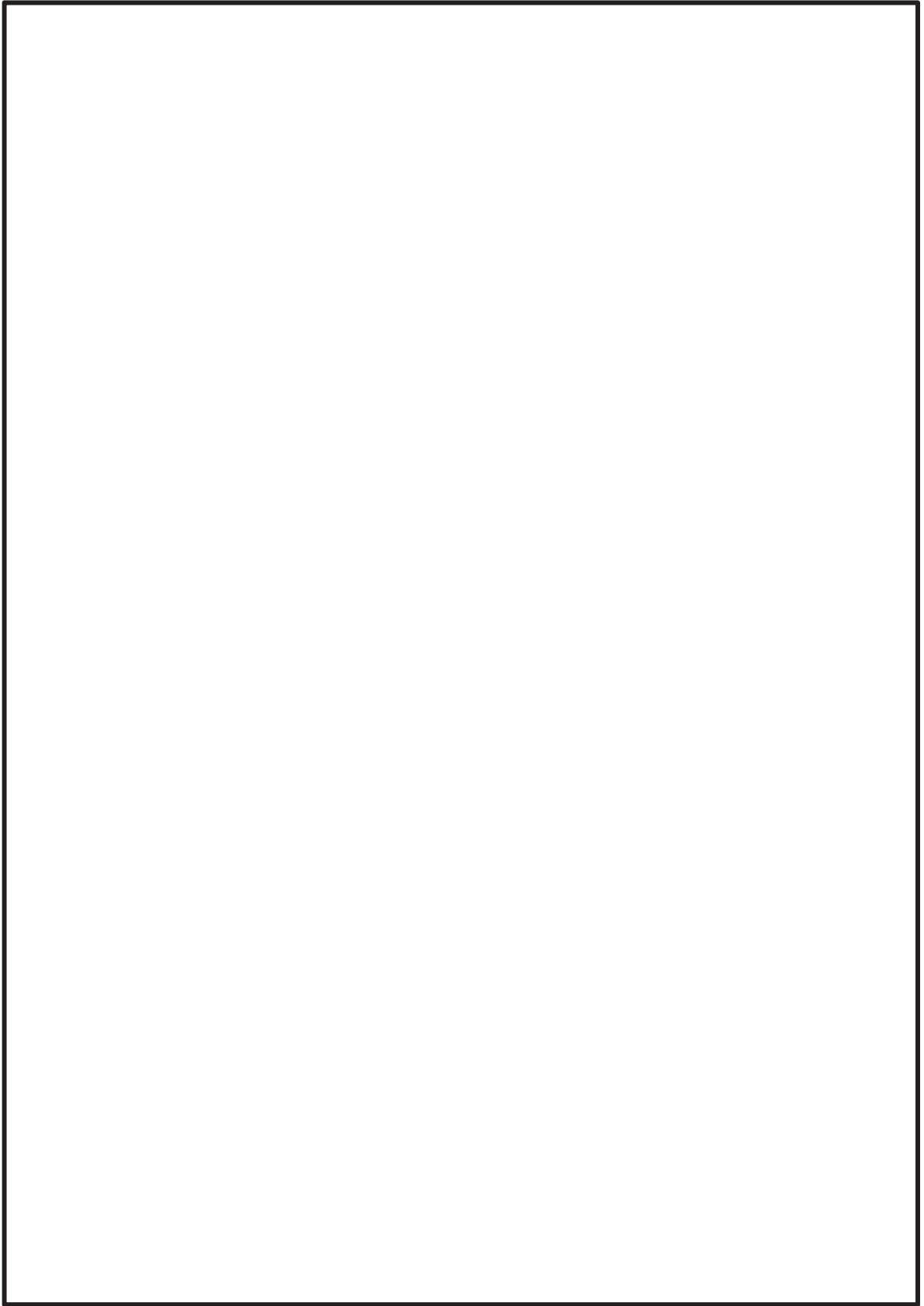


図 32 制御棒に対する鉛直方向加速度の影響確認結果

(2) 燃料集合体に対する鉛直方向加速度の影響

a. 評価方針

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

本項では、既往知見⁽²⁾を基に、仮に鉛直方向加速度により燃料集合体に浮上りが生じた場合として、次の2ケースについて確認する。

(a) 鉛直方向加速度による燃料集合体の浮上り

(b) 水平及び鉛直方向加速度による燃料集合体の浮上り

b. 既往知見の整理

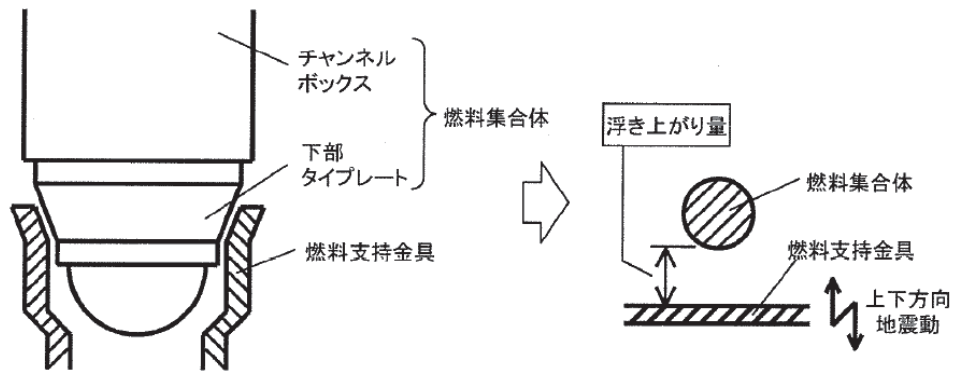
既往知見⁽²⁾では、 $1.0 \times 9.8\text{m/s}^2$ 以上の鉛直方向加速度が燃料集合体に作用する場合には、燃料集合体が浮上る可能性があることから、制御棒挿入性への影響として、制御棒の挿入現象・挿入時間及び燃料集合体の浮上りについて検討し、解析による制御棒挿入時間の評価及び $2.0 \times 9.8\text{m/s}^2$ が作用し、仮に燃料集合体に浮上りが生じた場合でも、燃料支持金具から離脱することはないとしている。

c. 評価結果

(a) 鉛直方向加速度による燃料集合体の浮上り

既往知見⁽²⁾では、鉛直方向加速度による燃料集合体の燃料支持金具からの浮上り量について、1自由度1質点の簡易解析モデルに正弦波を入力する解析により検討している。モデルを図 33 に、解析結果を図 34 に示す。浮上り量の最大は、入力加速度 $2.0 \times 9.8\text{m/s}^2$ 、振動数 5Hz の場合で浮上り量は 68mm となっている。

女川原子力発電所第2号機の鉛直方向震度は $1.07 \times 9.8\text{m/s}^2$ であり、既往知見⁽²⁾の解析結果における $1.5 \times 9.8\text{m/s}^2$ での浮上り量 37mm を超えることはなく、浮上り量は燃料支持金具設置深さ 60mm (図 35) より小さい。



燃料集合体と燃料支持金具の接触部周辺

解析モデル概略図

図 33 燃料集合体の浮上り量解析モデルの概略図（既往知見⁽²⁾）

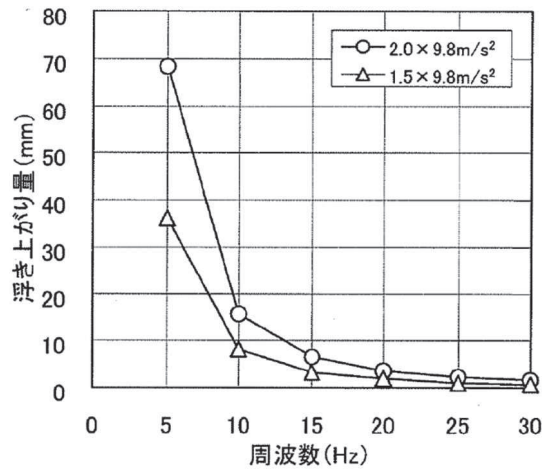


図 34 浮上り量解析結果（正弦波）（既往知見⁽²⁾）

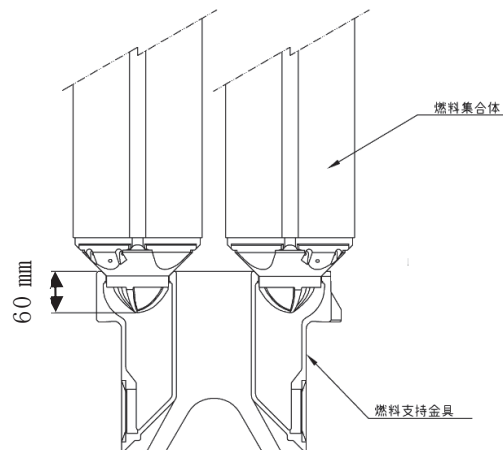


図 35 女川原子力発電所第 2 号機の燃料支持金具と燃料集合体の関係

(b) 水平及び鉛直方向加速度による燃料集合体の浮上り

既往知見⁽²⁾において、鉛直方向に加えて水平方向の地震力を考慮し、燃料集合体が燃料支持金具から離脱する可能性について検討している。燃料集合体が鉛直方向加速度により浮上り、水平地震動の加速度により燃料支持金具の面に沿って上方方向に移動する事象を考えている。概要図を図 36 に示す。

図 36 の条件において力学的検討を行い、鉛直方向加速度によって燃料集合体が浮き上がった状態で水平方向の地震動の影響を受けた場合の水平動による上方方向の移動量を求めている。実プラントの基準地震動条件での検討では、移動量評価条件は表 14 に示すとおりで、既往知見⁽²⁾において水平動に対する評価結果では、鉛直動が $1.5 \times 9.8 \text{m/s}^2$ のときの水平動による上方方向の移動量は 1.1mm、 $2.0 \times 9.8 \text{m/s}^2$ のときの移動量は 1.3mm となっている。結果として、水平及び鉛直方向加速度による上方方向の移動量は、鉛直動が $1.5 \times 9.8 \text{m/s}^2$ のときは $5.8 \text{mm} + 1.1 \text{mm} = 6.9 \text{mm}$ 、鉛直動が $2.0 \times 9.8 \text{m/s}^2$ のときは $21.2 \text{mm} + 1.3 \text{mm} = 22.5 \text{mm}$ となり、鉛直方向加速度に加え水平方向加速度を考慮した場合でも、燃料支持金具設置深さ 60mm に対し十分小さい値となることが確認されている。

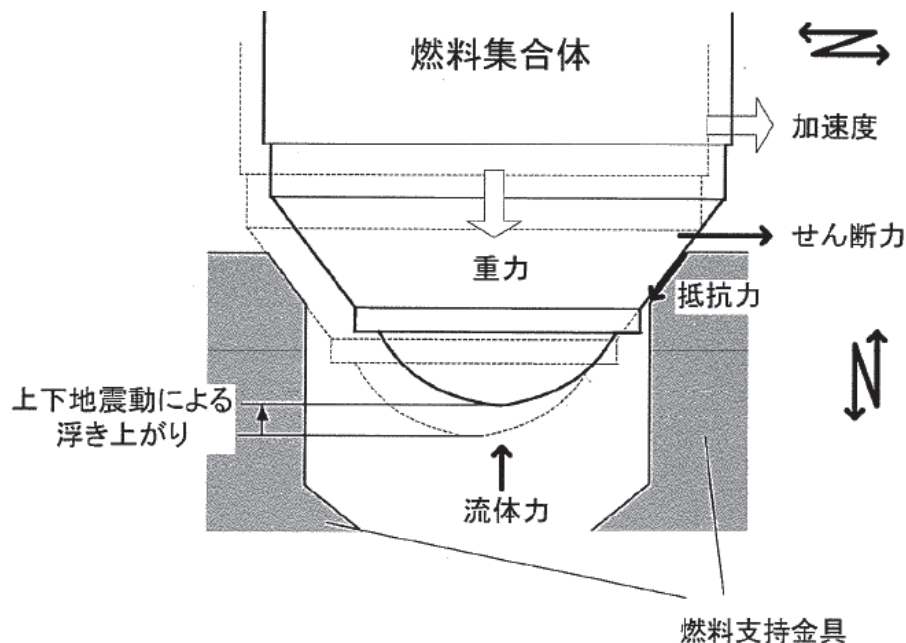


図 36 水平・鉛直方向の地震動による浮上り検討概要図（既往知見⁽²⁾）

表 14 2.0×9.8m/s² 及び 1.5×9.8m/s² のときの移動量評価条件（既往知見⁽²⁾より引用）

鉛直方向 最大加速度 [m/s ²]	燃料集合体下端 加速度最大値 (水平方向) [m/s ²]	燃料集合体下端 せん断力最大値 (水平方向) [N]	鉛直方向加速度 による浮上り量 [mm]
1.5×9.8	7.62×9.8	5.23×10 ⁶	5.8
2.0×9.8	10.0×9.8	5.50×10 ⁶	21.2

次に女川原子力発電所第2号機の基準地震動条件での移動量評価条件を整理し、既往知見⁽²⁾の移動量評価条件と対比して、表 15 に示す。既往知見⁽²⁾の検討条件に対し、女川原子力発電所第2号機の基準地震動 S_s の条件の方が、燃料集合体下端の加速度最大値及びせん断力最大値ともに小さい。このため、水平及び鉛直方向加速度による上方向の移動量は、既往知見⁽²⁾で算出された 6.9mm (1.5×9.8m/s² の場合) より小さくなり、浮上りによる燃料支持金具からの離脱の影響はないと考える。

以上より、既往知見⁽²⁾を基に燃料集合体の浮上り量を算出し、浮上りによる燃料支持金具からの離脱の影響がないことから燃料集合体に対する鉛直方向加速度の影響がないことを確認した。

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

表 15 女川原子力発電所第2号機の移動量評価条件（既往知見⁽²⁾と対比）

項目	鉛直方向 最大加速度 (m/s ²)	燃料集合体下端 加速度最大値 (水平方向) (m/s ²)	燃料集合体下端 せん断力最大値 (水平方向) (N)
既往知見 ⁽²⁾	1.5×9.8	7.62×9.8	5.23×10 ⁶
	2.0×9.8	10.0×9.8	5.50×10 ⁶
女川原子力発電所 第2号機	1.07×9.8	1.50×9.8	3.21×10 ⁶

本項(1)、(2)の検討結果から鉛直方向加速度は制御棒及び燃料集合体の地震応答に影響を与えないことから鉛直方向加速度が制御棒挿入性評価に影響を与えないことを確認した。

d. 既往知見の女川原子力発電所第2号機への適用性

既往知見の検討に関連する燃料集合体等の機器仕様と女川原子力発電所第2号機の機器仕様についての比較結果を表16に示す。

検討に関連する機器仕様は、制御棒（中性子吸収材）以外の機器仕様は、同一条件である。また、制御棒（中性子吸収材）が異なるものの、制御棒質量は同等であることから、制御棒の型式の違いによる影響は軽微と考えられる。さらに、燃料集合体の鉛直方向の剛性も十分に高いことから、地震動の違いによる影響もないと考えられる。

以上より、既往知見の結果について、女川原子力発電所第2号機への適用性はあるものと判断できる。

表16 機器仕様に係る既往知見との比較結果

機器	既往知見	女川原子力発電所第2号機	相違の有無
燃料集合体	9×9燃料	9×9燃料	無
チャンネルボックス*	100mil	100mil	無
制御棒	ハフニウム型	B ₄ C型	有
上部格子板	S格子	S格子	無
制御棒駆動機構	FSCRD	FSCRD	無

注記*：燃料集合体の固有値解析の結果、鉛直方向の固有振動数は45.9Hzとなることを確認。

3.3 実機条件との差異に対する影響検討の総合的評価

3.2 項における実機条件との差異に対する影響検討結果を踏まえ、女川原子力発電所 2 号機の制御棒挿入性評価に対して総合的な評価を実施した結果を以下に示すとともに、詳細整理表結果を表 17 に示す。

- 地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出（発生値）については、チャンネルボックスの剛性を弾性（線形）モデルとした地震応答解析に対して、チャンネルボックスの弾塑性特性を考慮した燃料集合体相対変位は小さくなる傾向にあり、保守性を有する。
- 制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定（許容値）については、燃料集合体相対変位 60mm において、制御棒挿入性試験における正弦波加振は地震波加振に対して 75%ストロークスクラム時間が保守的（約 0.2 秒長い）であることを確認した。また、地震波加振の 75%ストロークスクラム時間が規定値（1.62s）に達する際の燃料集合体相対変位は、今回工認で設定する確認済相対変位 60 mm に対しても 1.3 倍以上（20mm 以上）の余裕があることを確認した。一方、鉛直方向加速度による制御棒挿入性に係る時間遅れの影響は軽微（約 0.01 秒）であり、制御棒挿入性試験における加振条件の保守性に包絡される。
- 影響検討に用いた CR-IN による制御棒挿入性解析においては、燃料集合体相対変位が最大となる時間帯を考慮して最も挿入時間が長くなるようにスクラム開始時間を設定していることに対して、実機におけるスクラム開始時間は、燃料集合体が最大変位となる前にスクラム信号によって制御棒が挿入されることから、CR-IN による制御棒挿入性解析にも保守性を有する。

以上より、制御棒挿入性評価に係る地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出（発生値）及び制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定（許容値）について、それぞれ保守性があることを定量的に確認しており、女川原子力発電所第 2 号機の制御棒挿入性評価が妥当であることを確認した。

表 17 実機条件との差異に対する影響検討の総合的評価

差異分類	検討項目	検討内容	影響検討の結果		保守性確認
			地震応答解析による燃料集合体相対変位 (発生値) (燃料集合体相対変位 54.2 mm ; 基準地震動 S s の最大値)	制御棒挿入性試験による確認済相対変位 (許容値) 【確認済相対変位 60 mm ; 75%ストロークスクラム時間 1.62 秒に相当】	
実機条件に対する影響確認を実施する項目	チャレンネルボックスの弾塑性影響の確認	チャレンネルボックスの弾塑性特性を考慮した地震応答解析を実施し、弾性 (線形) モデルでの燃料集合体相対変位結果を比較	線形モデルに比べ、 弾塑性モデルの燃料集合体相対変位が小さくなる傾向 にあること (保守性あり) を確認した	-	○
実機条件より明らかに保守性を有する項目	制御棒挿入性試験における保守性の確認	入力波条件が正弦波加振及び地震波加振に対する制御棒挿入性解析を実施し、75%ストロークスクラム時間を比較	-	地震波加振に比べ、 正弦波加振の75%ストロークスクラム時間が長い (約 0.2 秒) (=確認済相対変位 60 mm に対し 1.3 倍以上 (20mm 以上) の余裕がある) こと を確認した なお、制御棒挿入解析では、75%ストロークスクラム時間が保守的となるようスクラム開始時間を設定している	○
実機条件に対する影響確認を実施する項目	鉛直方向加速度の影響確認	鉛直方向+鉛直方向に対する制御棒挿入性解析を実施し、75%ストロークスクラム時間を比較	-	水平方向のみに比べ、 水平+鉛直方向の場合の75%ストロークスクラム時間の遅れが極僅か (約 0.01 秒) こと (影響軽微) を確認した	△
	燃料集合体への影響	既往知見を基に燃料集合体の浮上り量を算出し、浮上りによる燃料支持金具からの離脱の有無を確認	-	鉛直方向地震動を考慮した場合でも、燃料集合体が燃料支持金具から離脱しないことを確認し、 挿入性に影響を与えない ことを確認した	-
条件調整により実機条件を模擬する項目	実機と制御棒挿入性試験の温度条件の差異に対する検討	制御棒挿入性試験で配慮した試験条件を確認	実機条件を模擬した配慮を行っていることを確認		-
	実機と制御棒挿入性試験の圧力条件の差異に対する検討	制御棒挿入性試験の圧力条件を確認	実機条件を模擬した配慮を行っていることを確認		-
	総合的な評価	線形モデルによる地震応答解析に対し、チャレンネルボックスの弾塑性特性を考慮した燃料集合体相対変位は小さくなる傾向にあり、 保守性を有する	制御棒挿入性試験における正弦波加振の保守性に対し、鉛直方向加速度による時間遅れの影響が軽微であるため、 保守性を有する		○ 女川原子力発電所第2号機における制御棒挿入性評価の妥当性を確認した

4. まとめ

女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性評価においては、新規制基準による基準地震動 S_s の増大に伴い燃料集合体相対変位が増大したことから、既工認と同様の制御棒挿入性試験を実施し、確認済相対変位のデータ範囲を拡充し、75%ストロークスクラム時間の規定値（1.62s）に対する確認済相対変位を60 mmと設定した。

また、制御棒挿入性評価に係る地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出及び制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定について、実機条件との差異に着目した影響検討を実施した結果、総合的に保守性を有する評価となっており、女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性評価が妥当であることを確認した。

5. 引用文献

- (1) 平成16年度 原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 機器耐力その2（制御棒挿入性）（05 基構報-0003,（独）原子力安全基盤機構）
- (2) 平成17年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その2（BWR制御棒挿入性）に係る報告書（06 基構報-0014,（独）原子力安全基盤機構）

CR-IN の概要

1. 概要

制御棒のスクラム時間を解析する計算機プログラム（解析コード）CR-IN は、1980 年代に開発された、BWR の地震スクラム時に制御棒が炉心に挿入される時間を解析するプログラムで、制御棒が水圧によって炉心に挿入される際の制御棒の駆動運動方程式と、地震による燃料集合体の振動方程式を、制御棒と燃料集合体の接触反力及び復元力によって連成させて、スクラム開始後の制御棒挿入位置を時刻歴応答で計算するものである。

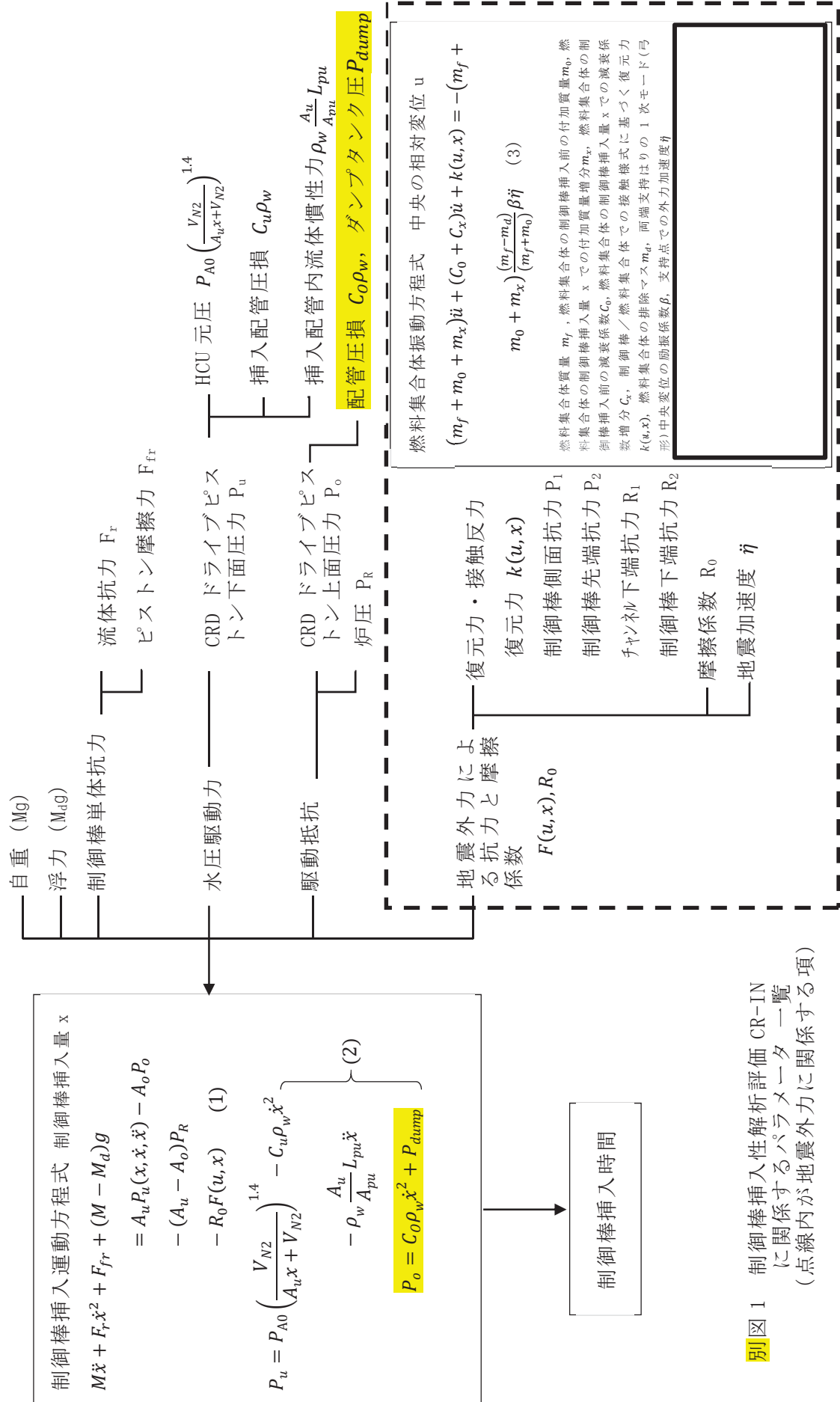
過去には、女川原子力発電所第 1 号機の工認（6 資庁第 14412 号，1995 年）において、同様の評価に用いた実績のある計算機プログラムである。他プラントにおける評価内容等について別添 1 に示す。

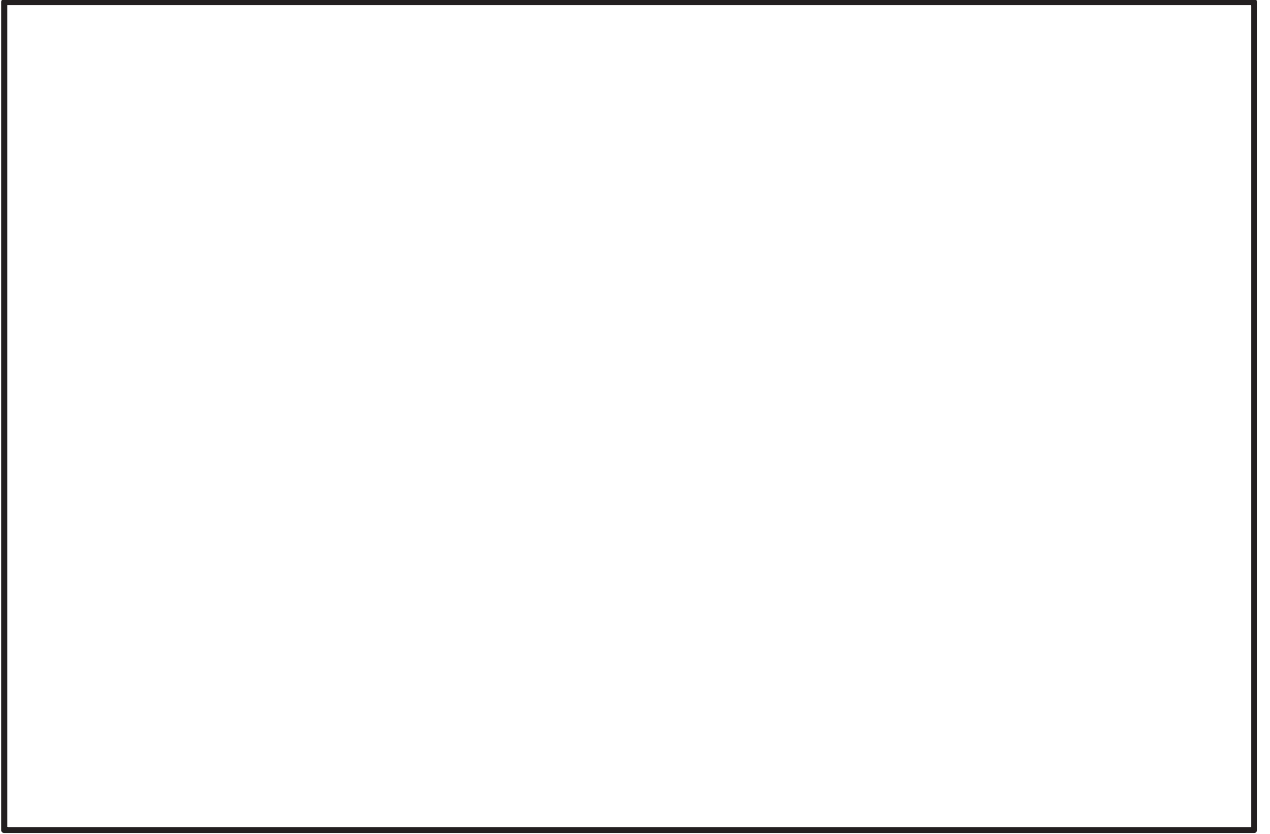
本資料では、CR-IN の概要について説明する。

2. 解析手法

別図 1 に、CR-IN で扱われるパラメータの一覧を示す。制御棒の挿入位置を x 、燃料集合体中央の相対変位を u として、制御棒の挿入位置 x の運動方程式が式(1)、水圧駆動が式(2)で表わされ、燃料集合体相対変位 u の振動方程式が式(3)で表される。CR-IN の特徴は、式(1)と(3)を連成させている、式(1)の右辺最後の項 $R_0 F(u, x)$ の接触反力 $F(u, x)$ と、式(3)の左辺最後の項である復元力 $k(u, x)$ を、モデルで計算していることにある。

式(1)～(3)の連成方程式を解く各時刻ステップにおいて、燃料集合体相対変位 u と制御棒挿入量 x から、復元力 $k(u, x)$ と、接触反力 $F(u, x)$ が逐次計算されて時刻歴応答計算が構成される。なお、CR-IN では制御棒挿入量 x とチャンネル水平振幅 u の 2 つの変数の 2 階連立微分方程式（別図 1 中の (1) 及び (3) の連立方程式）を Runge-Kutta 法により時刻歴で解いている。





枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 1 制御棒の駆動運動方程式と、燃料集合体相対変位の振動方程式

別図 1 に示した制御棒の駆動運動方程式(1)と、水圧駆動式(2)、及び燃料集合体相対変位の振動方程式(3)の各項を以下に説明する。

【制御棒の挿入運動式】

$$M\ddot{x} + F_r\dot{x}^2 + F_{fr} + (M - M_d)g = A_u P_u(x, \dot{x}, \ddot{x}) - A_o P_o - (A_u - A_o)P_R - R_0 F(u, x) \quad (1)$$

$$P_u = P_{A0} \left(\frac{V_{N2}}{A_u x + V_{N2}} \right)^{1.4} - C_u \rho_w \dot{x}^2 - \rho_w \frac{A_u}{A_{pu}} L_{pu} \ddot{x}$$

$$P_o = C_o \rho_w \dot{x}^2 + P_{dump} \quad (2)$$

ここで、

x	:	制御棒挿入量（鉛直上向き正）、 \dot{x} は挿入速度、 \ddot{x} は挿入加速度
u	:	燃料集合体中央の相対（撓み）変位（水平方向）
g	:	重力加速度
M	:	制御棒可動部質量（CRD の可動部（ドライブピストン等）を含む）
M_d	:	制御棒可動部の排除マス（ $M_d g$ が浮力に相当）
F_r	:	制御棒の流体抵抗係数 $F_r = C_d \rho S / 2$ C_d は抗力係数、 ρ は炉水密度、 S は投影面積
F_{fr}	:	CRD ドライブピストン摩擦力
P_u	:	CRD ドライブピストン下面圧力
A_u	:	CRD ドライブピストン下面面積
P_o	:	CRD ドライブピストン上面圧力
A_o	:	CRD ドライブピストン上面面積
P_R	:	炉圧（加振試験では容器圧力）
$F(u, x)$:	制御棒／チャンネルでの接触様式に基づく接触抗力 （別紙 1 2.2 項にて説明；接触反力 P_1, P_2, R_1, R_2 の絶対値和）
R_0	:	制御棒／チャンネルでの接触抗力の摩擦係数
P_{A0}	:	HCU・アキュムレータ初期圧力
V_{N2}	:	HCU・ N_2 初期容積
C_u, C_o	:	挿入配管系及び引抜配管系の弁及び配管の圧損係数
ρ_w	:	駆動水密度
A_{pu}	:	挿入配管断面積
L_{pu}	:	挿入配管長
P_{dump}	:	ダンプタンク圧力

非加振（ゼロスクラム条件）では、(1)式右辺の $R_0 F(u, x)$ の項がゼロとなり、

$$M\ddot{x} + F_r\dot{x}^2 + F_{fr} + (M - M_d)g = A_u P_u(x, \dot{x}, \ddot{x}) - A_o P_o - (A_u - A_o)P_R \quad (1)'$$

の変位 x のみの運動方程式となる。(1)式の $R_0 F(u, x)$ の項以外は加振／非加振で共通と考えられ、ゼロスクラム試験結果を使って設定する。

【チャンネルの中央相対変位振動方程式】

$$(m_f + m_0 + m_x)\ddot{u} + (C_0 + C_x)\dot{u} + k(u, x) = -(m_f + m_0 + m_x) \frac{(m_f - m_d)}{(m_f + m_0)} \beta \ddot{\eta} \quad (3)$$

ここで、

- x : 制御棒挿入量（鉛直上向き正）
- u : 燃料集合体中央の相対（撓み）変位（水平方向） \dot{u} は撓み速度、 \ddot{u} は撓み加速度
- m_f : 燃料集合体（チャンネル 4 体）の（等価）質量
- m_0 : 燃料集合体（チャンネル 4 体）の制御棒挿入前の付加質量
- m_x : 燃料集合体（チャンネル 4 体）の制御棒挿入量 x での付加質量増分
- C_0 : 燃料集合体（チャンネル 4 体）の制御棒挿入前の減衰係数
- C_x : 燃料集合体（チャンネル 4 体）の制御棒挿入量 x での減衰係数増分
- $k(u, x)$: 制御棒／チャンネルでの接触様式に基づく復元力（2.2 項で説明）
- m_d : 燃料集合体（チャンネル 4 体）の排除マス
- $\frac{(m_f - m_d)}{(m_f + m_0)}$ で燃料集合体の水中励振係数を表す
- β : 両端支持はりの 1 次モード（弓形）中央変位の励振係数。 $4/\pi$ で近似
- $\ddot{\eta}$: 支持点での外力加速度（外部入力値）

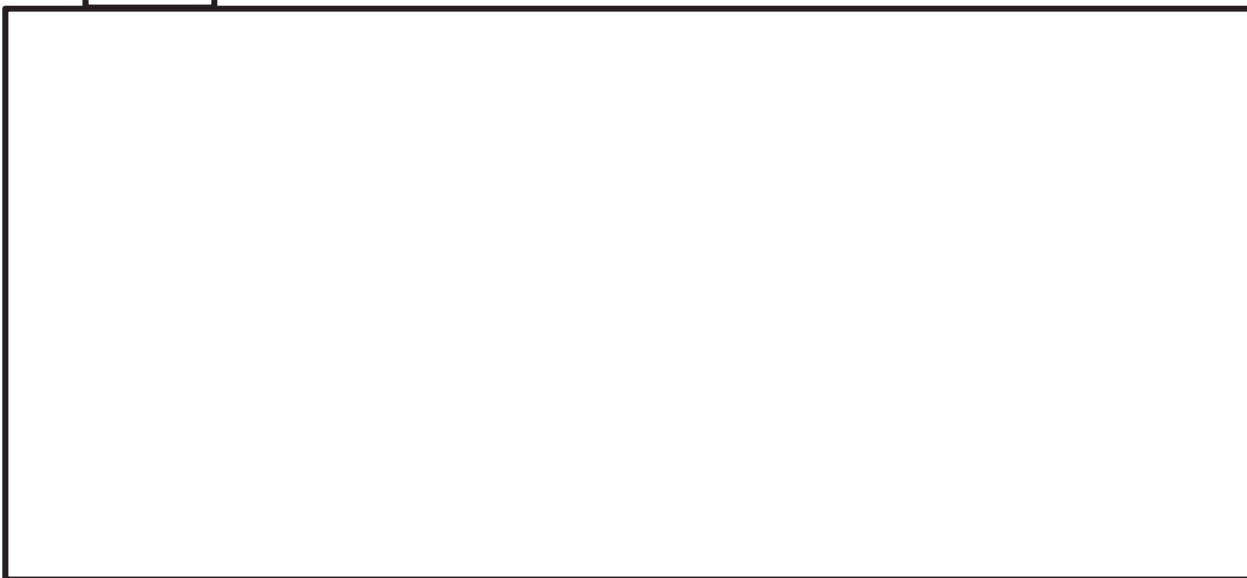
(3)式で、質量／付加質量／排除マスは、仕様値から設定される項目であり、(3)式の右辺は仕様あるいは加振条件に基づき設定する値である。

(1)式右辺の接触抗力 $F(u, x)$ と(3)式左辺の復元力 $k(u, x)$ は、燃料集合体中央変位 u と制御棒挿入量 x の関数として表される。

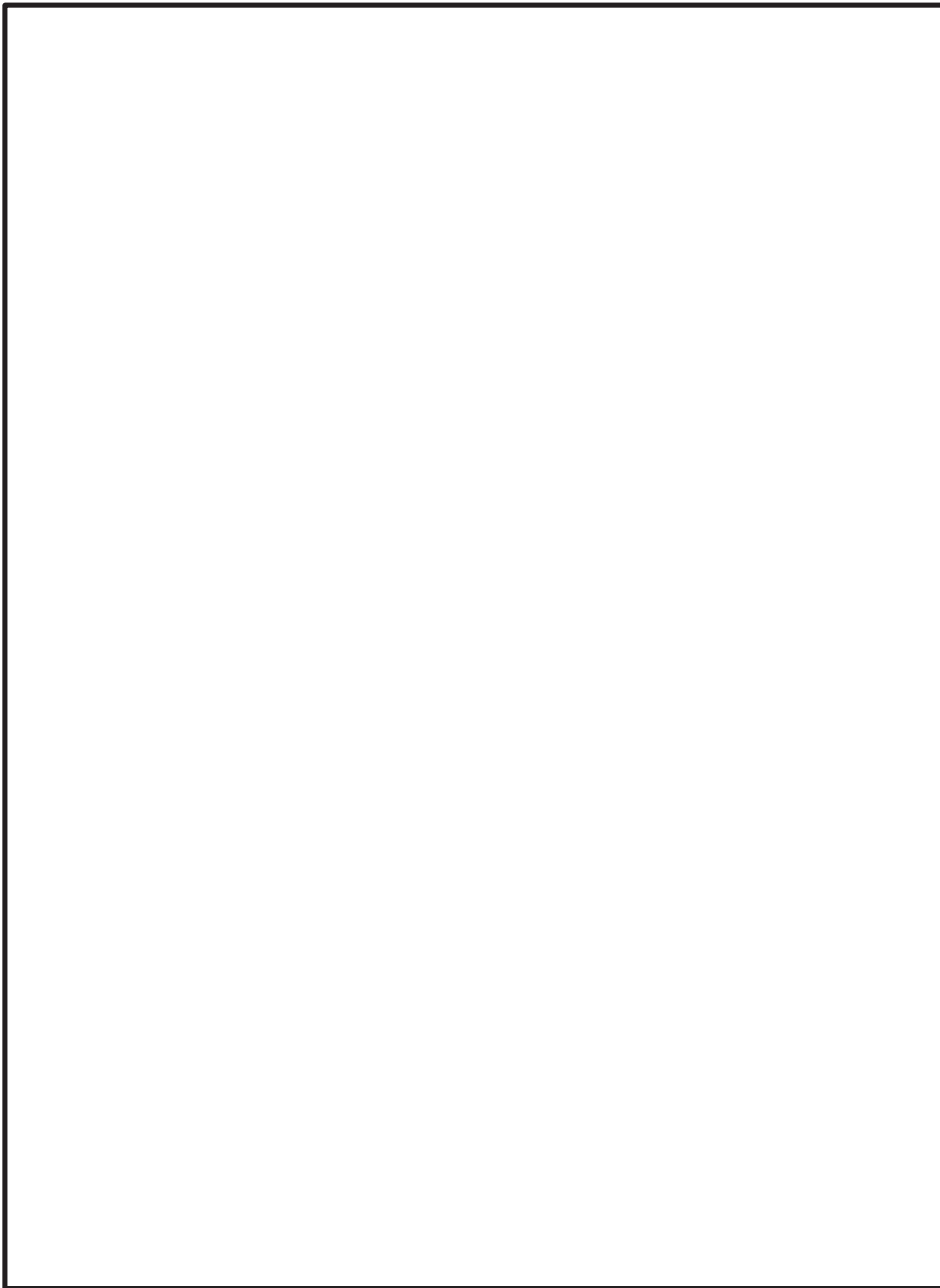
なお、配管圧損係数 C_u , C_o , 流体抗力 F_r , ピストン摩擦力 F_{fr} , 及び摩擦係数 R_0 は理論値をベースに制御棒挿入性試験結果に基づき設定した値であり、それ以外のパラメータについては設備の形状、仕様等で定まる値である。

配管圧損係数 C_u , C_o , 流体抗力 F_r , ピストン摩擦力 F_{fr} , 及び摩擦係数 R_0 の設定について別添 2 に示す。

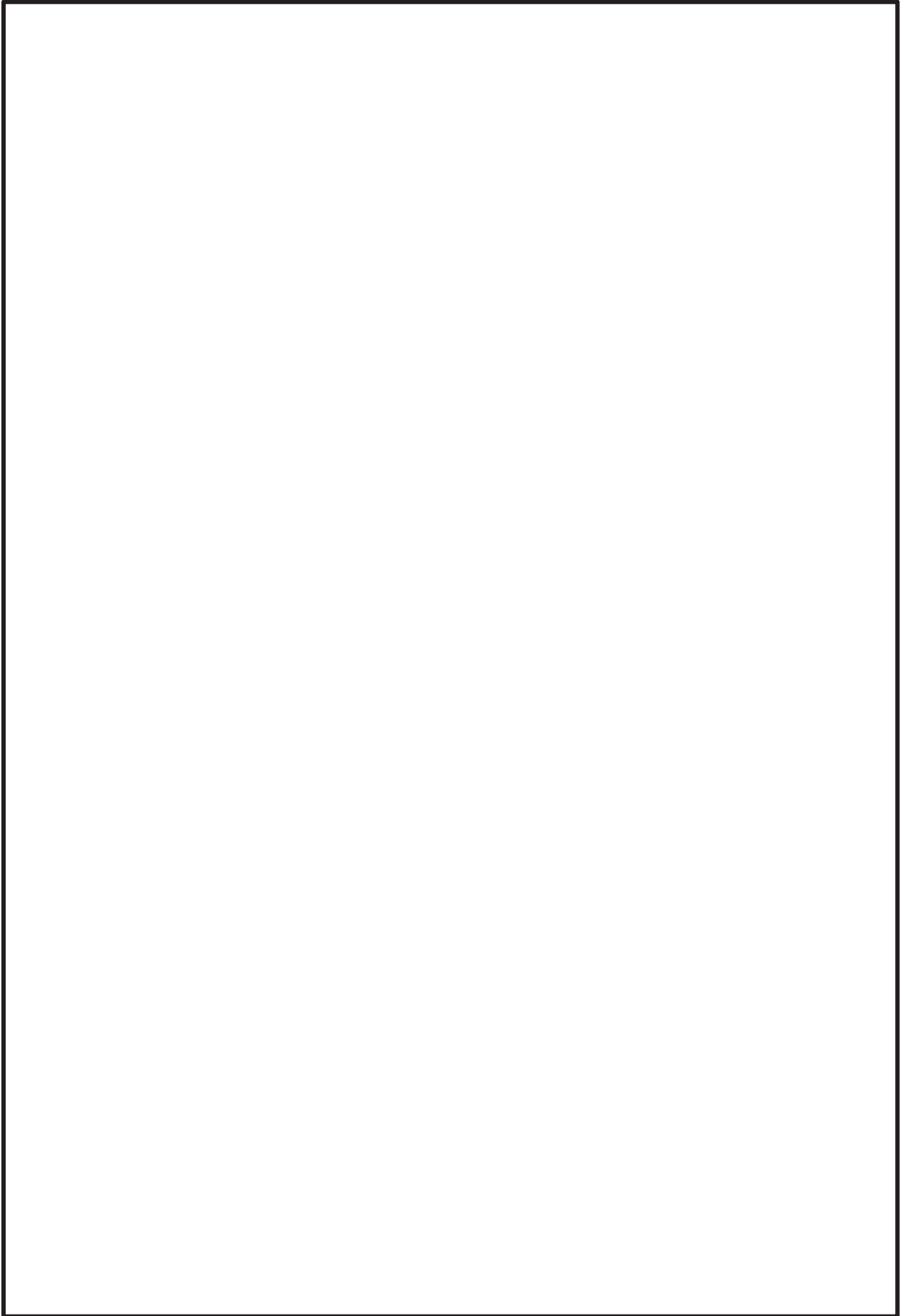
2.2 モデルによる接触抗力と復元力の計算

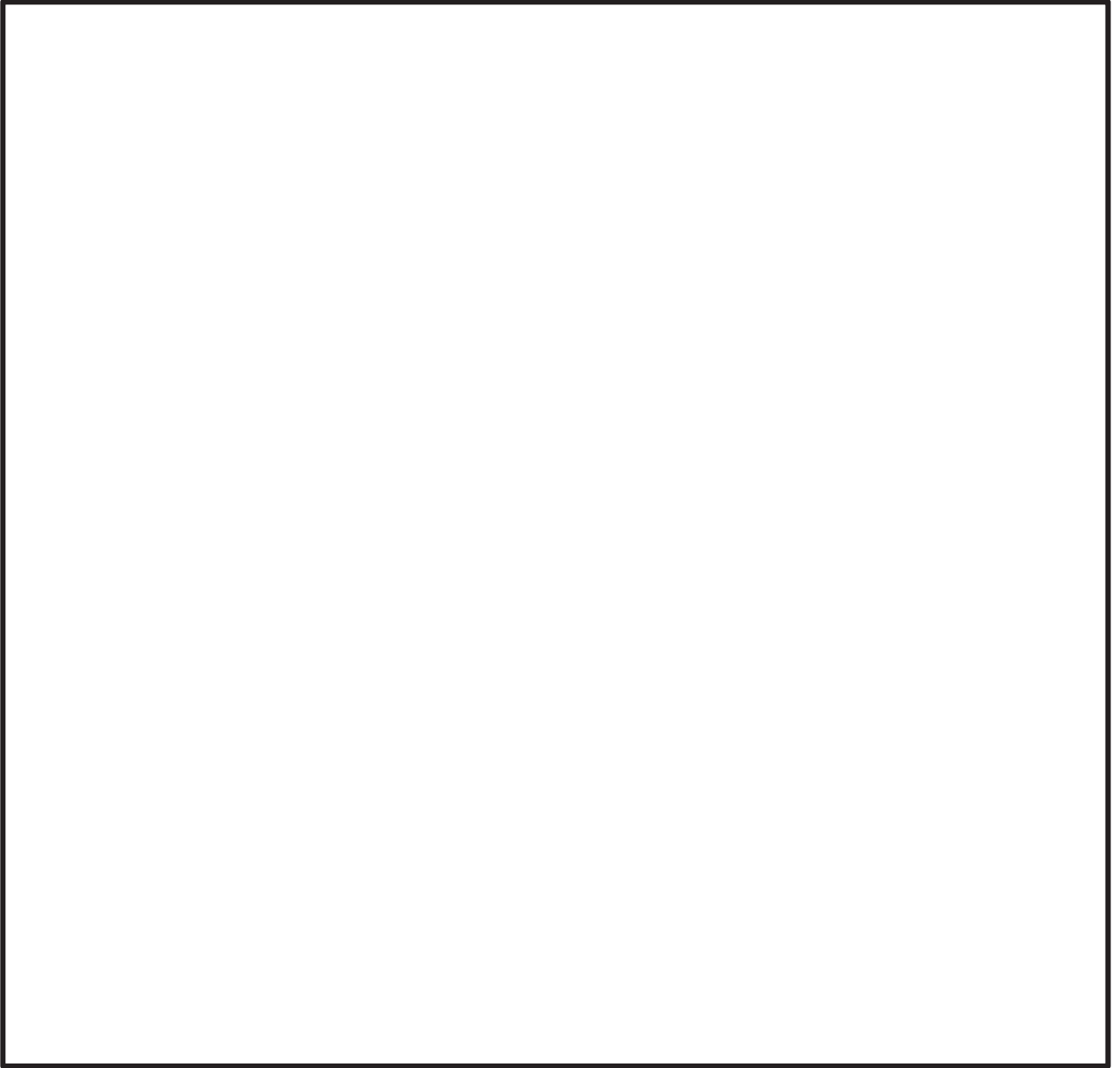


枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

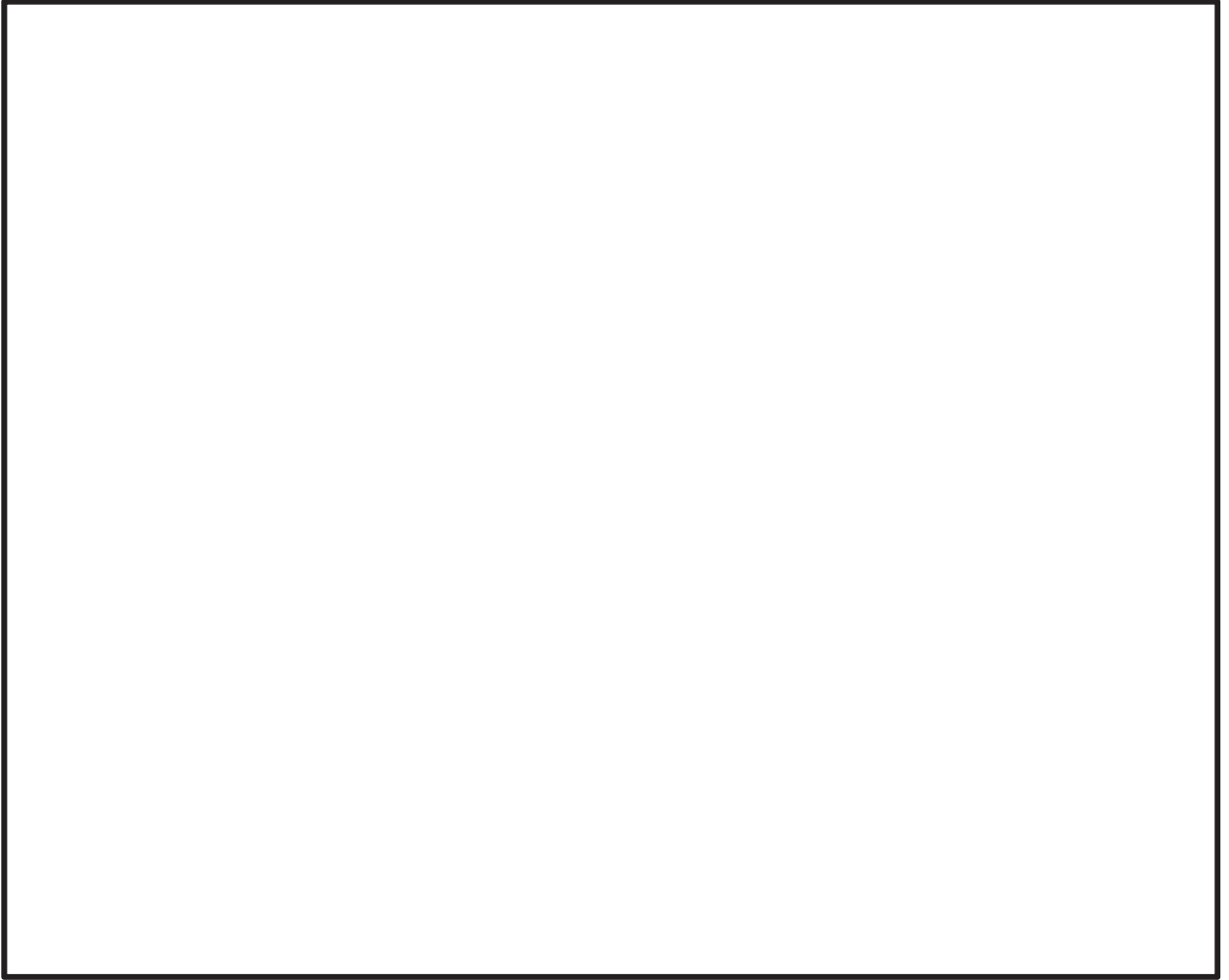


枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。





枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 計算例

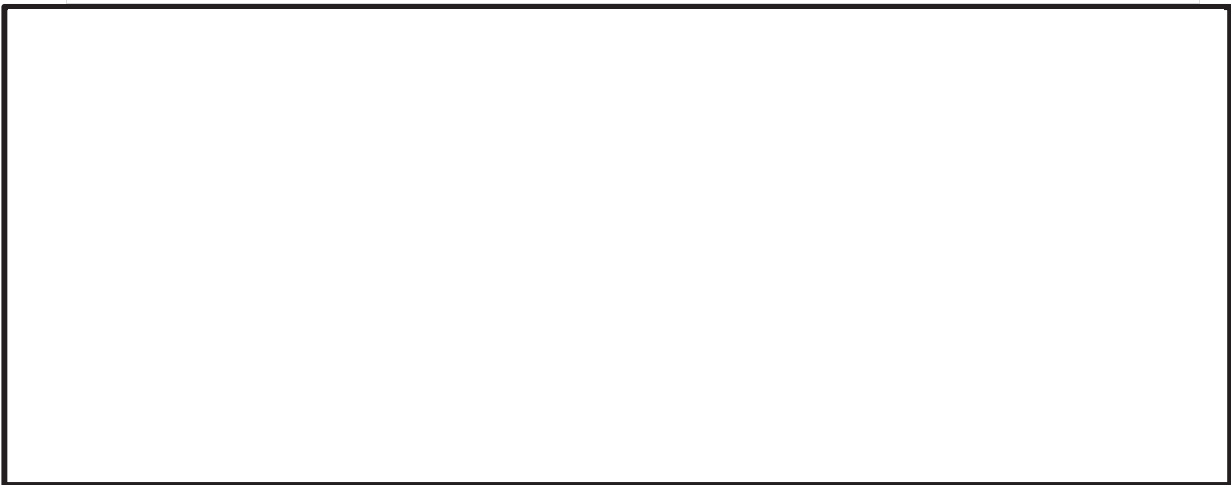
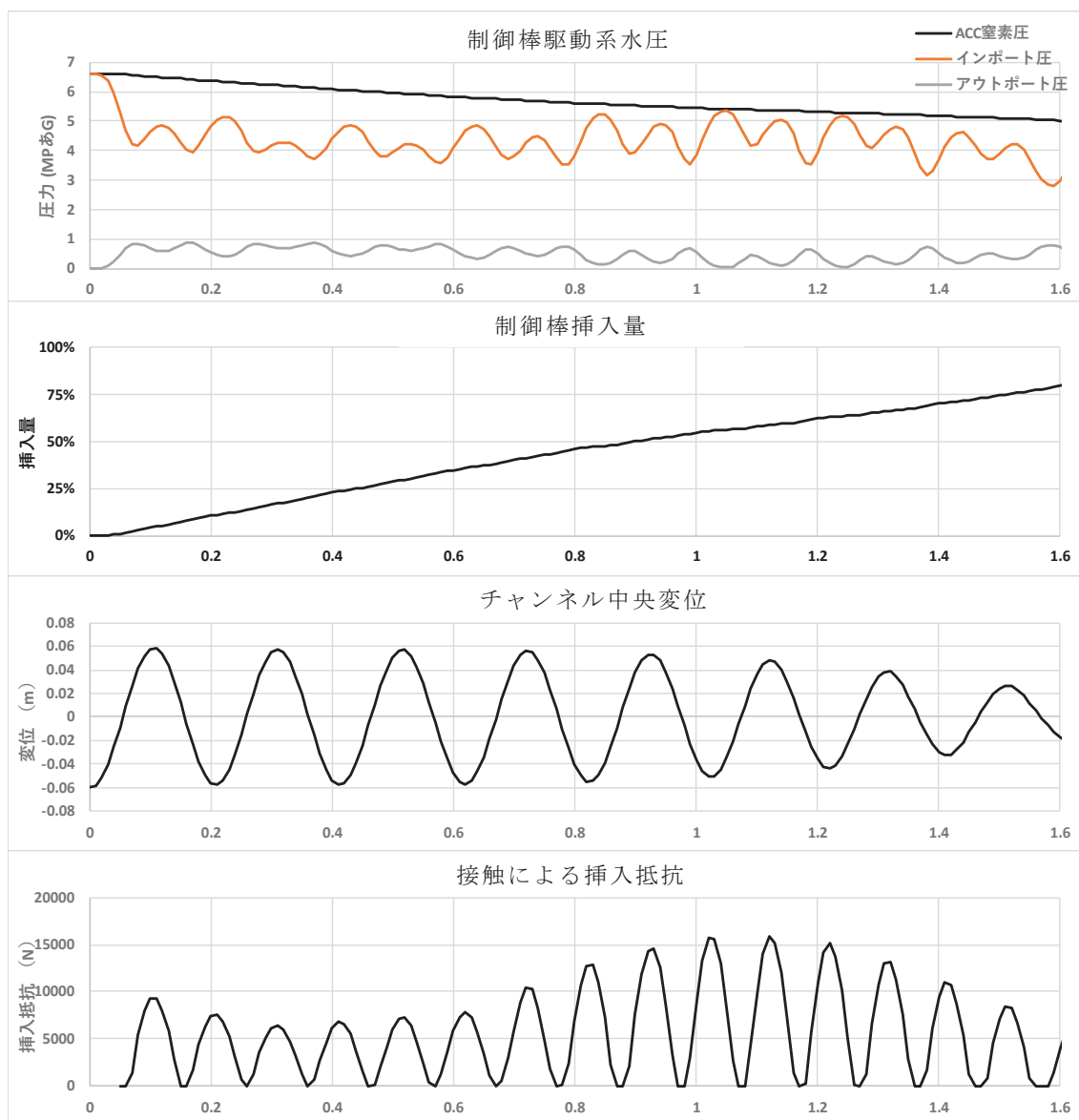
前章で説明した、 挿入抗力を，計算例にもとに説明する。

別図 5 は，正弦波加振試験を解析した例である。上から，制御棒水圧駆動系の圧力（アキュムレータ窒素圧，CRD ドライブピストン下面圧力（インポート圧），CRD ドライブピストン上面圧力（アウトポート圧），制御棒挿入量（フルストローク基準の％で表示），燃料チャンネル中央のたわみ変位（相対変位），接触による挿入抵抗（総抵抗）， をスクラム開始後の時刻歴で示している。別図 5 の例では，上から 2 段目に示す 75%挿入時間は約 1.5 秒であり，スクラム弁の遅れ時間 0.09 秒を加えた挿入時間 1.59 秒は，試験結果に一致する。

制御棒水圧駆動系では，スクラム開始後制御棒の挿入量と共に，アキュムレータ圧は徐々に低下する。インポート圧力とアキュムレータ圧力の差分は，(3)式から分かるように挿入速度の二乗に比例する圧損部分が主であり，両者の差が小さい時は，制御棒挿入速度が小さいことを意味する。

3 段目のチャンネル中央変位の時刻歴から徐々に変位が小さくなることが分かる。これは，制御棒が挿入されチャンネルと接触することにより，制御棒の剛性が加わるためである。その下の挿入抵抗（総抵抗）との関係を見ると，変位の絶対値が大きい時に挿入抵抗が大きく，挿入抵抗の変動周期が，変位の周期の倍になることが分かる。





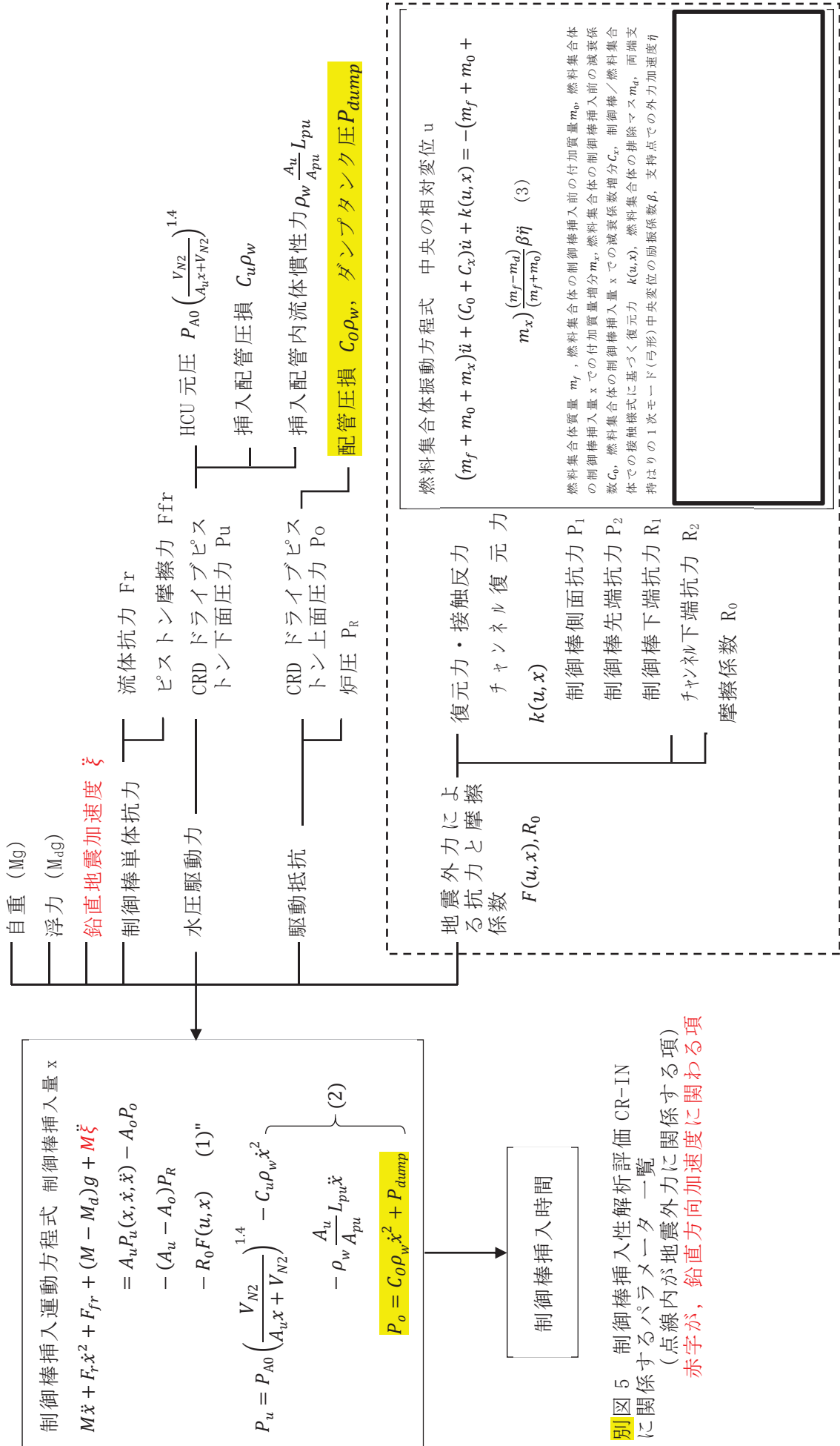
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

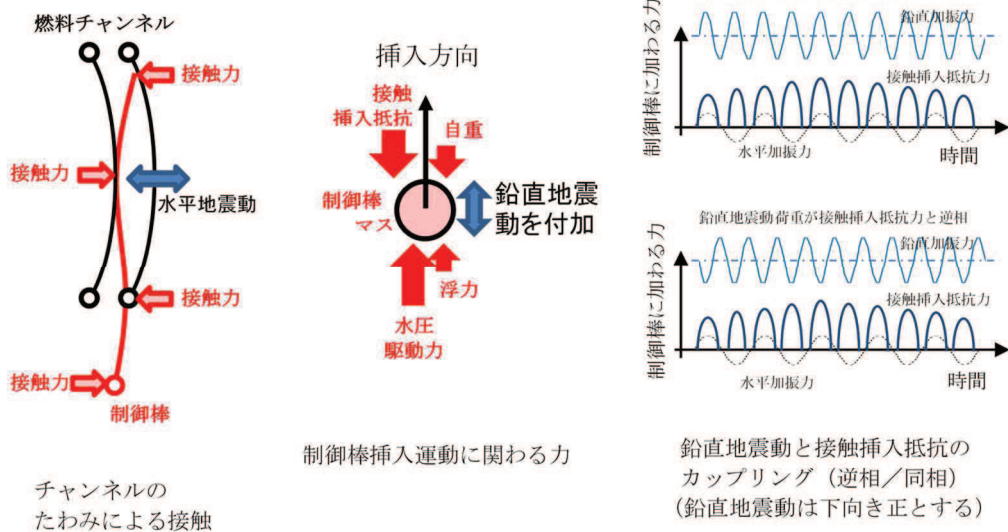
4. 鉛直方向加速度が加わった場合の挿入時間影響評価

ここでは、CR-IN を使って、制御棒の挿入中に鉛直方向加速度が加わった場合の制御棒挿入時間への影響を評価する方法について説明する。別図 6 に示すように、制御棒の質量 M に鉛直方向加速度を乗じて荷重とみなし、制御棒挿入方程式に組み込むモデルを採用し、鉛直方向加速度を“重力”と同等に扱うモデルで評価する。ただし重力と異なり、変動荷重で平均値はゼロである。同様に制御棒挿入運動に関わる力で変動力となるのは、チャンネルと制御棒の接触による挿入抵抗力である。水平加振が正弦波である場合には、3章で示したように、正弦波周期の $1/2$ の周期で挿入抵抗力は変動する。(別図 6・右図)

鉛直方向加速度がこの挿入抵抗力と同期する場合には、挿入抵抗と同期してブレーキとなると考えられる。鉛直方向加速度が主要な動的変動である挿入抵抗とカップリングして作用するこのケースは、極端ではあるが最も鉛直方向加速度が挿入時間に影響するケースと考える。

別図 6 では、鉛直加振として水平加振と同じ振動数及び 2 倍振動数の正弦波を加えた挿入時間解析を CR-IN で行い、制御棒挿入時間への鉛直方向加速度の影響を評価するモデルを考えている。鉛直正弦加振波は、別図 6 右図に示すように、下向き加速度を正として、挿入抵抗力と同相となる場合と逆相となる場合が想定される。





別図 6 CR-IN による鉛直方向加速度の挿入時間への影響解析モデル

参考文献：

- 1) Watanabe, Y. et al., and Motora, Y., "Analysis of control rod Scrammability Characteristics on the Condition of the Forced Vibration of Fuel Assemblies", Proc. of the 7th SMiRT, F7/8, 1983
- 2) Watanabe, Y. et al., "BWR CONTROL ROD DRIVE SCARAMMABILITY DURING EARTHQUAKES". 1989 ASME PVP Conference in Honolulu

CR-INに係る他プラントにおける評価内容及び今回工認との比較

1. はじめに

女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性解析においては、他プラント（女川原子力発電所第1号機）での工認実績のある計算機プログラムCR-INを用いている。

本資料は、CR-INに係る女川原子力発電所第1号機における評価内容を整理するとともに、今回工認との比較を行ったものである。

2. CR-INに係る女川原子力発電所第1号機における評価内容及び今回工認との比較

(1) 女川原子力発電所第1号機における評価内容

女川原子力発電所第1号機では、制御棒挿入性試験のチャンネルボックス板厚（2.03 mm）と実機チャンネルボックスの板厚（2.54 mm）との差異の影響を確認する目的でCR-INを使用し、チャンネルボックスの板厚の差異によってスクラム時間に有意な差がないことを確認している。

(2) 今回工認との比較

CR-INに係る女川原子力発電所第1号機の評価内容及び今回工認の評価内容の比較を別添表1に示す。

別添表1 CR-INに係る評価内容の比較

項目	女川原子力発電所第1号機	女川原子力発電所第2号機
評価目的	制御棒挿入性評価にあたり、制御棒挿入性試験のチャンネルボックス板厚（2.03 mm）と実機チャンネルボックスの板厚（2.54 mm）との差異の影響を確認するため	<ul style="list-style-type: none"> ・制御棒挿入性評価にあたり、制御棒挿入性試験の入力波としての正弦波と実機における入力波となる地震波との差異の影響を確認するため ・制御棒挿入性評価にあたり、入力波の入力方向として水平方向と水平方向+鉛直方向との差異の影響を確認するため
評価方法	CR-INを用いて、解析条件（チャンネルボックス板厚）を変えた制御棒挿入性解析を実施	CR-INを用いて、解析条件（入力波、入力方向）を変えた制御棒挿入性解析を実施
評価結果	チャンネルボックスの板厚の差異によってスクラム時間に有意な差がないことを確認	<ul style="list-style-type: none"> ・入力波の差異によってスクラム時間に差があり、制御棒挿入性試験の入力波を正弦波とすることが保守的であることを確認 ・入力波の入力方向の差異によってスクラム時間に有意な差がないことを確認

CR-IN に用いる圧損係数，流体抗力及び摩擦係数の設定

1. はじめに

女川原子力発電所第 2 号機の制御棒挿入性解析に用いた解析コード CR-IN においてはいくつかパラメータを設定する必要があり，圧損係数，流体抗力及び摩擦係数については，理論値をベースとして制御棒挿入性試験結果から得られた結果に基づき設定している。

本資料は，圧損係数，流体抗力及び摩擦係数の設定について整理した資料である。

2. CR-IN のパラメータの設定

CR-IN に用いるパラメータは別紙 1 2.1 項に示すとおりであるが，配管圧損係数 C_u, C_o ，流体抗力 F_r ，ピストン摩擦力 F_{fr} 及び摩擦係数 R_0 については，設備の形状，仕様等で定まる値ではないことから，制御棒挿入性試験結果に基づき設定する必要がある。別添図 1 に，CR-IN を用いた各パラメータの設定フローを示す。また，各パラメータの設定値を別添表 2 に示す。

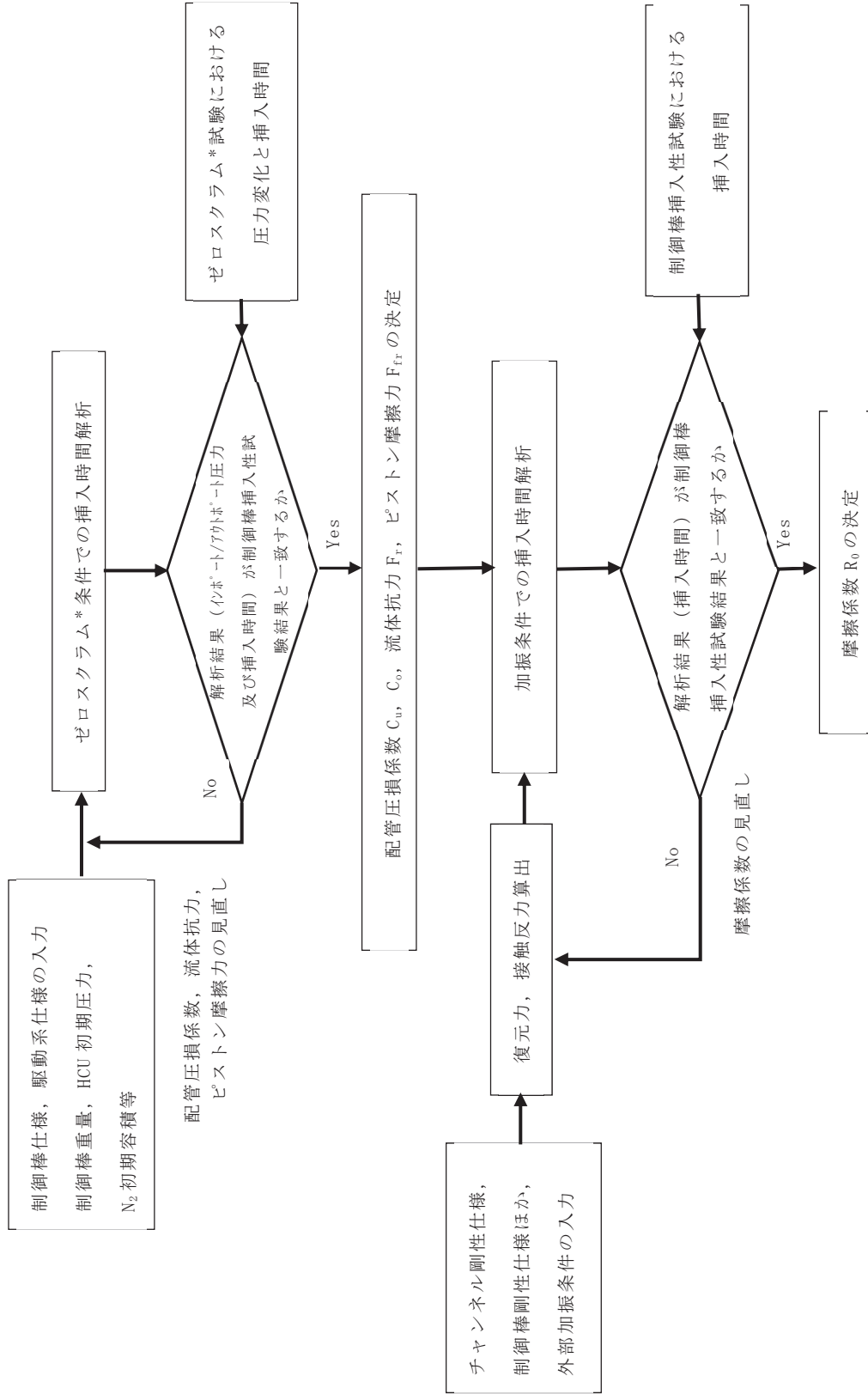
CR-IN における圧損係数，流体抗力及び摩擦係数のパラメータの設定値については，理論値（概算値）と近い値となっており，妥当な設定値と考える。なお，圧損係数，流体抗力及び摩擦係数以外のパラメータについては，設備の形状，仕様等で定まる値を設定している。

別添表 2 制御棒挿入性試験結果に基づき設定するパラメータの設定値

--

注記*：制御棒挿入性試験における無加振時の 75%ストロークスクラム時間

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注記* : 制御棒挿入性試験における無加振時の 75%ストロークスロークスローク時間

別添図 1 CR-IN の各パラメータの設定フロー

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-17_改0
提出年月日	2021年4月23日

補足-600-17 E C C S ストレーナ評価条件等の整理について

目次

1. 概要	1
2. ECCS ストレーナに関わる内規について	1
3. ECCS ストレーナ関連の既提出工事認可申請について	1
4. 技術基準の規定について	1
5. 既工認及び今回工認における評価条件の整理	2
6. ECCS ストレーナの評価に用いる荷重について	2
7. 異物量の整理	5
別紙1 水力学的動荷重の算出について	別 1-1
別紙2 解析モデルについて	別 2-1

1. 概要

非常用炉心冷却系ストレナ（以下「ECCS ストレナ」という。）に対して、内規及び圧損試験による条件を踏まえた評価を実施することについて、以下に評価条件等の整理を行った。

2. ECCS ストレナに関わる内規について

ECCS ストレナに関わる内規の時系列を以下に示す。

- ① 平成 17 年 10 月 25 日 平成 17・10・13 原院第 4 号 「沸騰水型原子力発電設備における非常用炉心冷却設備及び格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価及び構造強度評価について（内規）」（以下「H17 年内規」という。）
- ② 平成 20 年 2 月 27 日 平成 20・02・12 原院第 5 号 「非常用炉心冷却設備又は格納容器熱除去設備に係るろ過装置の性能評価等について（内規）」※平成 20 年 3 月 1 日施行（以下「H20 年内規」という。）

3. ECCS ストレナ関連の既提出工事認可申請について

ECCS ストレナ関連の既提出工事認可申請について以下に示す。

- ① 平成 18 年 6 月 28 日 東北電原設第 16 号 申請
- ② 平成 18 年 7 月 31 日 平成 18・06・28 原第 3 号 認可
- ③ 平成 20 年 2 月 29 日 東北電原設第 50 号 申請
- ④ 平成 20 年 4 月 7 日 平成 20・02・29 原第 30 号 認可

4. 技術基準の規定について

技術基準における ECCS ストレナの評価に関連する規定を以下に示す。

技術基準	評価に関連する規定
5 条・50 条（地震による損傷の防止）	設計基準対象施設：地震荷重 S_d 、 S_s で評価する必要がある。 重大事故等対処設備：地震荷重 S_s で評価する必要がある。
17 条（材料及び構造）	H20 年内規に適合することが解釈（17 条 4）に記載されている。
55 条（材料及び構造）	設計基準対象施設の規定（17 条）を準用することが解釈に記載されている。

5. 既工認及び今回工認における評価条件の整理
既工認及び今回工認における評価条件を以下に示す。

対象		評価条件	
		既工認	今回工認
残留熱除去系	ストレーナ本体	H17 年内規に 基づき評価	H20 年内規に 基づき評価
	ストレーナ部ティー*		
高圧炉心スプレイ系	ストレーナ本体		
	ストレーナ部ティー*		
低圧炉心スプレイ系	ストレーナ本体		
	ストレーナ部ティー*		

注記*：施設時の適用規格が「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」（昭和 55 年 10 月 30 日 通商産業省告示第 5 0 1 号）となることから，強度計算書において設計・建設規格又は告示による評価を実施する。

6. ECCS ストレーナの評価に用いる荷重について

表 6-1 に ECCS ストレーナの評価における荷重の組合せを示す。今回工認における ECCS ストレーナの評価において，同一の荷重の組合せである場合は，より大きな荷重の組合せを代表で評価条件として用いる。このため，設計基準対象施設（以下「DB」という。）及び重大事故等対処設備（以下「SA」という。）として評価に用いる荷重の比較を表 6-2 に示す。

なお，ECCS ストレーナはサプレッションプール内に設置される機器であり，添付書類「VI-1-8-1 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」にて原子炉格納施設の重大事故等時の荷重の組合せとして，S d とチャギング荷重の組合せが示されている。これは格納容器過圧・過温破損（ベントケース）を想定したものであり，当該シーケンスにおいてストレーナは有効性評価上，期待する設備ではないため，S d とチャギング荷重の組合せは考慮不要である。

水力学的動荷重の算出については別紙 1 に示す。

表 6-1 ECCS ストレートレーナ評価用荷重の整理

【内規に記載の組合せ】

運転状態	死荷重	異物荷重	通常運転温度	差圧	SRV 荷重		LOCA 荷重			地震荷重		供用状態
					運転時	中小破断時	プールスウェル	蒸気凝縮(CO)	チャギング(CH)	S d	S s	
運転状態 I	○		○									A
運転状態 II	○		○		○							B
運転状態 IV (L)	○	○		○								A
運転状態 IV (S)	○	○		○			○					D
運転状態 IV (S)	○	○		○	○			○				D
運転状態 IV (S)	○					○						D
運転状態 I	○								○			C(III,S)
運転状態 I	○									○		D(IV,S)
運転状態 II	○				○					○		C(III,S)
運転状態 II	○				○						○	D(IV,S)
運転状態 IV (L)	○	○		○						○		C(III,S)

【今回工認で考慮する組合せ】

分類	運転状態	死荷重	異物荷重	通常運転温度	差圧	SRV 荷重		LOCA 荷重			地震荷重		供用状態	
						運転時	中小破断時	プールスウェル(L A B, F A B)	蒸気凝縮(CO)	チャギング(CH)	S d	S s		
強度計算書 記載項目	SA	運転状態 V (L)	○			○								重大事故等時*1
		運転状態 V (S)	○	○		○				○				重大事故等時*1
		運転状態 V (S)	○	○		○		○			○			重大事故等時*1
		運転状態 V (S)	○						○*2					重大事故等時*1
		運転状態 V (S)	○							○*3				重大事故等時*1
耐震計算書 記載項目	DB	運転状態 I	○									○		C(III,S)
		運転状態 I	○										○	D(IV,S)
		運転状態 II	○				○						○	C(III,S)
		運転状態 II	○				○							D(IV,S)
		運転状態 IV (L)	○	○		○								○
SA	運転状態 V (L) *4	○	○		○								○	D(IV,S) *5
	運転状態 V (LL)	○	○		○								○	D(IV,S) *5

注記*1：重大事故等時として運転状態 V (L)は供用状態 A、運転状態 V (S)は供用状態 Dの許容限界を用いる。

*2：気泡形成(L A B)

*3：プールバック(F A B)

*4：運転状態 V (L)は、温度条件を重大事故等時における最高使用温度とした運転状態 V (LL)の評価で代表される。

*5：許容応力状態 V_ASとしてIV_ASの許容応力を用いる。

表 6-2 荷重の大小関係の整理

No.	荷重の種類		説明
1	異物荷重 DB 時 \geq SA 時		ストレーナ圧損試験に基づく評価結果より、DB 時圧損が SA 時圧損を上回るため、ストレーナに付加される異物の量は DB 条件での値に包絡できることから、 DB 時 \geq SA 時 DB 時圧損： <input type="text"/> m SA 時圧損： <input type="text"/> m
2	差圧 DB 時 \geq SA 時		ストレーナ圧損試験に基づく評価結果より、DB 時 \geq SA 時
3	SRV 荷重	中小破断時 DB 時=SA 時	DB, SA 時ともに逃がし安全弁作動時にサブプレッションプール内に設置される構造物に考慮すべき荷重であり、 DB 時荷重=SA 時荷重
4	LOCA 荷重	プールスウェル (気泡形成: L A B, フォールバック: F A B) DB 時=SA 時	DB, SA 時ともに LOCA 時に発生するプールスウェルの際にサブプレッションプール内に設置される構造物に考慮すべき荷重であり、 DB 時荷重=SA 時荷重
5		蒸気凝縮 (C O) DB 時=SA 時	DB, SA 時ともに LOCA 時に発生する蒸気凝縮の際にサブプレッションプール内に設置される構造物に考慮すべき荷重であり、 DB 時荷重=SA 時荷重
6		チャギング (C H) DB 時=SA 時	DB, SA 時ともに LOCA 時に発生するチャギングの際にサブプレッションプール内に設置される構造物に考慮すべき荷重であり、 DB 時荷重=SA 時荷重
7	地震荷重	S s 荷重 \geq S d 荷重 (又は静的震度)	S d 荷重は S s 荷重の 1/2 程度であり、 S s 荷重 \geq S d 荷重 (又は静的震度)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

7. 異物量の整理

内規に基づきストレーナ評価にて考慮する異物量については、「破損保温材」、「破損保温材以外に考慮する異物」が定義されており、以下にその整理を行う。

(1) 破損保温材の異物量

表 7-1 に示すとおり内規に基づき異物量を算出した。

[H20 年内規 記載]

<p>(2) 破損保温材のECCS水源への移行量評価 (1) で評価された保温材の破損量に別表第2に示す割合を乗じた量が、ECCS水源 (ECCSの再循環運転における水源をいい、BWRではサブプレッションプール、PWRでは格納容器再循環サンプをいう。以下同じ。) への移行量として評価されていること。</p>																	
<p>別表第2 破損保温材のECCS水源への移行割合</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>保温材種類</th> <th>BWR</th> <th>PWR</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>カプセル保温 (金属反射型)</td> <td>50%</td> <td>57% (ドライ型) 68% (アイスコンデンサ型)</td> </tr> <tr> <td>カプセル保温 (繊維質)</td> <td>15%</td> <td>60%</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (ケイ酸カルシウム)</td> <td>10%</td> <td>100%</td> </tr> <tr> <td>一般保温 (繊維質)</td> <td>28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下)</td> <td>60%</td> </tr> </tbody> </table>			保温材種類	BWR	PWR	カプセル保温 (金属反射型)	50%	57% (ドライ型) 68% (アイスコンデンサ型)	カプセル保温 (繊維質)	15%	60%	一般保温 (ケイ酸カルシウム)	10%	100%	一般保温 (繊維質)	28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下)	60%
保温材種類	BWR	PWR															
カプセル保温 (金属反射型)	50%	57% (ドライ型) 68% (アイスコンデンサ型)															
カプセル保温 (繊維質)	15%	60%															
一般保温 (ケイ酸カルシウム)	10%	100%															
一般保温 (繊維質)	28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下)	60%															

表 7-1 破損保温材の ECCS 水源への移行割合と異物量*1

No.	保温材種類	既工認 (H17 年内規)	圧損試験 (DB 時)	圧損試験 (SA 時)
①	カプセル保温 (金属反射型)	50% 【 <input type="text"/> m ² 】	50% 【 <input type="text"/> m ² 】	50% 【 <input type="text"/> m ² 】
②	カプセル保温 (繊維質)	15% 【 <input type="text"/> m ³ 】	15% 【 <input type="text"/> m ³ 】	15% 【 <input type="text"/> m ³ 】
③	一般保温 (ケイ酸カルシウム)	10% 【 <input type="text"/> m ³ 】	10% 【 <input type="text"/> m ³ 】	10% 【 <input type="text"/> m ³ 】
④	一般保温 (繊維質)	28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下) 【 <input type="text"/> m ³ (<input type="text"/> kg*2)】	28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下) 【 <input type="text"/> m ³ (<input type="text"/> kg*3)】	28% (グレーチング上) 78% (グレーチング下) 【 <input type="text"/> m ³ (<input type="text"/> kg*4)】

注記 *1: 異物量は移行割合を乗じた後の値を示す。

*2: 重量は②カプセル保温 (繊維質) と④一般保温 (繊維質) の合計を示す。

*3: 内規に基づき付着厚さ 3mm 相当を考慮している。

*4: 実機のドライウェル内では、繊維質保温材を撤廃しているが、付着厚さ 0.3mm 相当を考慮している。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 破損保温材以外に考慮する異物

表 7-2 に示すとおり内規に基づき異物量を算出した。

[H20 年内規 記載]

(3) 破損保温材以外の異物のECCS水源への移行量評価
 破損保温材以外の格納容器内に存在する異物について、破断流・格納容器スプレイによる流動及び格納容器内雰囲気を考慮の上で、ECCS水源への移行量が評価されていること。その際、存在する異物の量については、原則として、発電設備毎の状況調査に基づき保守的な量としていること。ただし、異物管理及び原子炉起動の際の格納容器内清掃・点検を実施している場合に限り、別表第3に示す異物の種類に応じ、当該異物の欄に示す量とすることができることとする。

種類	BWR	PWR
耐DBA仕様塗装	39 kg	半径10Dの球形20lの表面積に塗膜厚さを乗じた値
非DBA仕様塗装	格納容器内の事故時環境に直接晒されるもの全量	
堆積異物	スラッジ：89 kg 錆片：23 kg 塵土：68 kg	繊維質：13.6 kg 粒子：77.1 kg
その他異物	現地調査を踏まえ余裕を持たせた値	

表 7-2 破損保温材以外に考慮する異物

No.	種類	既工認 (H17 年内規)	圧損試験 (DB 時)	圧損試験 (SA 時)
⑤	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	<input type="text"/> kg	<input type="text"/> kg	<input type="text"/> kg
⑥	非 DBA 仕様塗装	—	<input type="text"/> kg	<input type="text"/> kg
⑦	堆積異物	スラッジ	<input type="text"/> kg	<input type="text"/> kg
⑧		錆片	<input type="text"/> kg	<input type="text"/> kg
⑨		塵土	<input type="text"/> kg	<input type="text"/> kg
⑩	その他異物	—	<input type="text"/> m ²	<input type="text"/> m ²
⑪	耐 DBA 仕様塗装 (SA 環境剥落) *	—	—	<input type="text"/> kg
⑫	化学影響生成異物	—	—	<input type="text"/> kg

注記*：重大事故等時において原子炉格納容器内温度が上昇することから、塗装片の追加発生を考慮。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) 今回工認で考慮する異物の整理

表 7-1 及び表 7-2 より、DB/SA 評価の異物で考慮すべき対象を次のとおり整理する。

① カプセル保温（金属反射型）：

DB/SA の評価で考慮が必要。DB 時の圧損試験では、評価式により試験投入不要としているが、異物荷重としては考慮すべきであるため、DB 時でも考慮する。

② カプセル保温（繊維質）：

原子炉格納容器内の繊維質保温材を撤廃するため、DB/SA とともに考慮不要。

③ 一般保温（ケイ酸カルシウム）：

原子炉格納容器内のケイ酸カルシウム保温材を撤廃するため、DB/SA とともに考慮不要。

④ 一般保温（繊維質）：

原子炉格納容器内の繊維質保温材を撤廃するため、DB/SA とともに考慮不要であるが、DB では内規の薄膜効果を考慮するため、付着厚さ 3mm 相当の考慮が必要。SA では内規に規定がなく、繊維質ゼロ相当として付着厚さ 0.3mm 相当の考慮が必要。

⑤ 耐 DBA 仕様塗装（ジェット破損）：

DB/SA の評価で考慮が必要であり、内規記載の値を用いる。

⑥ 非 DBA 仕様塗装：

DB/SA の評価で考慮が必要であり、調査結果による値を用いる。

- ⑦ スラッジ：(DB/SA)
⑧ 錆片：(DB/SA)
⑨ 塵土：(DB/SA)
- } 堆積異物

DB/SA の評価で考慮が必要であり、内規記載の値を用いる。

⑩ その他異物：(DB/SA)

DB/SA の評価で考慮が必要。圧損試験では、ストレーナ表面積からステッカー類の総表面積の 75%分を差し引いて考慮しているため、試験には投入していないが、異物荷重としては考慮すべきであるため、現場調査の確認結果による値を用いる。

- ⑪ 耐 DBA 仕様塗装 (SA 環境剥落)
⑫ 化学影響生成異物
- } SA 時に考慮する異物

SA 時に考慮すべき異物であるが、この異物を考慮した圧損試験の結果、DB 条件で得られた圧損より小さい値であることが確認できたことから、ストレーナに付加される異物の量は DB 条件での値に包絡できると考えられるため、評価には含めない。

(4) 評価で考慮する異物のまとめ

上記より、今回工認で考慮する異物について表 7-3 に示す。なお、耐震強度評価においては全量を系統ごとに流量比で分配し、異物の質量をストレナーナの自重と同様に死荷重として考慮している。

表 7-3 異物のまとめ

No.	異物の種類	評価で考慮する異物量	備考	
①	カプセル保温 (金属反射型)	<input type="text"/> m ²	移行割合と破損影響範囲	
②	カプセル保温 (繊維質)	—	繊維撤廃	
③	一般保温 (ケイ酸カルシウム)	<input type="text"/> m ³	ケイ酸カルシウム撤廃	
④	一般保温 (繊維質)	<input type="text"/> kg 〔 DB : <input type="text"/> kg SA : <input type="text"/> kg 〕	繊維撤廃 ただし以下を考慮 DB : 付着厚さ 3mm 相当 SA : 付着厚さ 0.3mm 相当	
⑤	耐 DBA 仕様塗装 (ジェット破損)	<input type="text"/> kg	内規記載値	
⑥	非 DBA 仕様塗装	<input type="text"/> kg	確認結果	
⑦	堆積異物	スラッジ	<input type="text"/> kg	内規記載値
⑧		錆片	<input type="text"/> kg	内規記載値
⑨		塵土	<input type="text"/> kg	内規記載値
⑩	その他異物	<input type="text"/> m ²	確認結果	
⑪	耐 DBA 仕様塗装 (SA 環境剥落)	—	圧損試験結果より含めず	
⑫	化学影響生成異物	—	圧損試験結果より含めず	

水力学的動荷重の算出について

1. はじめに

原子炉冷却材喪失時及び逃がし安全弁作動時には、サブプレッションプール水中の構造物に様々な荷重が作用する。これらの荷重に関する評価は、「BWR. MARK I 型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」（昭和 62 年 11 月 5 日決定 平成 2 年 8 月 30 日一部改訂）（以下「MARK-I 指針」という。）に準じて荷重の評価を行う。本資料は、BWR においてストレーナに作用する水力学的動荷重の評価の概要について説明するものである。



2. 水力学的動荷重の現象及び評価項目

水力学的動荷重は、原子炉冷却材喪失時に発生するものと、逃がし安全弁作動時に発生するものの二つに大別される。それぞれの事象について、図 2-1 及び図 2-2 にその概要を示す。また、BWR のストレーナにおいて考慮する水力学的動荷重を表 2-1 に示す。

事故後の推移	MARK-I	事故後の推移	MARK-I
① LOCA 発生	 <p>ドライウェル内圧力温度上昇</p>	⑤ 気相部圧縮	 <p>プール水面上昇 (プールのウェル)</p>
② ベントクリア	 <p>ダウンカマ内のプール水が押し出される</p>	⑥ ブレークスルー	 <p>水面が壊れる</p>
③ 気泡形成	 <p>ダウンカマ出口に気泡形成</p>	⑦ フォールバック	 <p>プール水が落下</p>
④ プール水面上昇	 <p>気泡形成とともにプール水面上昇</p>	⑧ 蒸気凝縮振動, チャギング	 <p>ダウンカマ内にプール水が入りする</p>

注：図中の矢印は荷重の方向を示す。

図 2-1 原子炉冷却材喪失時の動荷重現象概念

作動後の推移	MARK-I
① クリアリング	 <p data-bbox="837 607 1056 636">逃がし安全弁排気管</p>
② 気泡振動	

注：図中の矢印は荷重の方向を示す。

図 2-2 逃がし安全弁作動時の動荷重現象概念

表 2-1 水力学的動荷重の評価項目

事象	荷重	概要	評価項目
原子炉冷却材喪失時	ベントクリアリング		
	気泡形成 (LAB)		定常ドラッグ力 加速度ドラッグ力
	プールスウェル		
	フォールバック (FAB)		定常ドラッグ力 加速度ドラッグ力
	蒸気凝縮振動 (CO)		定常ドラッグ力 加速度ドラッグ力
	チャギング (CH)		定常ドラッグ力 加速度ドラッグ力
	逃がし安全弁作動時		逃がし安全弁作動時荷重

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 水力的動的荷重の評価

MARK-I 指針に示される水力的動的荷重の評価手法と、MARK-I のストレーナに作用する水力的動的荷重の比較を表 3-1 及び表 3-2 に示す。

表 3-1 原子炉冷却材喪失時にストレーナに作用する動荷重（その 1）

事故後の推移	荷重	MARK-I 動荷重 指針での番号	適用	MARK-I 動荷重指針での評価方法	荷重の評価方法
① 破断直後	—	—	—	—	
② ペントクリア リング過程	ペントクリアに伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重	2.1.2(1)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重畳を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
	ペントクリア時にダウンカムマに対して横方向に加わる荷重	2.1.2(2)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重畳を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
③ 気泡形成過程	気泡形成に伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重	2.1.2(1)	A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重畳を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
	プールのウェルに伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重	2.1.2(1)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重畳を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
④ プールのウェル過程	プールのウェル時にベント系に加わる衝撃荷重及びドラッグ荷重	2.1.2(3)	N/A	実機を模擬した各種の実験により得られた荷重及び荷重の分布のデータからスケール則等を適切に用いて荷重を評価する。	
	プールのウェルに伴い圧力抑制室気相内部の構造物に加わる衝撃荷重	2.1.2(4)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重畳を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
	プールのウェル時、蒸気凝縮時の真空破壊弁作動により弁本体に加わる荷重	2.1.2(5)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重畳を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 3-1 原子炉炉冷却材喪失時にストレーナに作用する動荷重 (その2)

事故後の推移	荷重	MARK-I 動荷重 指針での番号	適用	MARK-I 動荷重指針での評価方法	荷重の評価方法
⑤ フォールバツク過程	フォールバツクに伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重	2.1.2(1)	A	MARK-I 動荷重指針での評価方法 継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重量を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
⑥ フォールバツク後の水面振動過程	プールのウェル後のプール水面の揺動により構造物に加わる荷重	2.1.2(6)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重量を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
⑦ 蒸気放出過程	蒸気凝縮に伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重	2.1.2(1)	A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重量を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
	蒸気凝縮時の真空破壊弁作動により弁本体に加わる荷重	2.1.2(5)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重量を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
	蒸気流によりバベント系に加わる荷重	2.1.2(7)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重量を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
	蒸気凝縮に伴いダウンカマに対して横方向に加わる荷重	2.1.2(8)	N/A	実機を模擬した実規模試験の結果に基づき、蒸気凝縮振動についてはダウンカマ内における圧力を、チャージングについてはダウンカマ出口に加わる横方向の荷重を、実機ダウンカマの振動特性等により補正して評価する。	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 3-2 逃がし安全弁作動時にストレーナに作用する水力学的動荷重

事故後の推移	荷重	MARK-I 動荷重 指針での番号	適用	MARK-I 動荷重指針での評価方法	荷重の評価方法
① クリアリング過程	弁の作動開始直後、排気管内にたまっていった水のクリアリングによる噴流により、構造物に加わる衝撃荷重及びドラッグ荷重	2.2.2(1)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重量を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
② 気泡放出過程	クリアリングに引き続き、排気管内にたまっていった非凝縮性ガスがブール内に吹き出して膨張、収縮することにより構造物に加わるドラッグ荷重	2.2.2(2)	A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重量を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
③ 蒸気放出過程	排気管からブールへ流入する蒸気の凝縮が不安定となる場合に生じる構造物に加わるドラッグ荷重	2.2.2(3)	N/A	継続時間が短く、あるいは振幅が小さく、他の荷重との重量を考慮しても格納容器安全評価上の重要度は低いので評価を省略することができる。	
①②③	弁作動時にクエンチャ自身に加わる荷重	2.2.2(4)	N/A	実機の排気管内空気、蒸気、水柱に対して、質量、運動量、エネルギーの各保存式と熱力学的関係式に基づいて、排気管内過度流動解析を行い、クエンチャに加わる反力を評価する。	

表 3-1 及び表 3-2 の整理結果より、ストレーナに加わる水力的動荷重によるドラッグ荷重として、以下の荷重を算出する。

① 原子炉冷却材喪失時の水力的動荷重

- ・気泡形成に伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重*
- ・フォールバックに伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重*
- ・蒸気凝縮に伴いプール水の流動により構造物に加わる荷重（蒸気凝縮及びチャギング）*

② 逃がし安全弁作動時の水力的動荷重

- ・排気管内にたまっていた非凝縮性ガスがプール内に吹き出して膨張、収縮することにより構造物に加わるドラッグ荷重*

注記*：上記の荷重は「MARK-I 指針」において、いずれも評価を省略することができると整理されているが、内規の規定を踏まえ、ECCS ストレーナの評価においては水力的動荷重として考慮している。

3.1 原子炉冷却材喪失時（LOCA 時）の水力学的動荷重

3.1.1 気泡形成に伴うドラッグ荷重



(1) 荷重算出方法

以下の式により、加速度ドラッグ荷重 F_A 、定常ドラッグ荷重 F_S を算出する。なお、荷重は図 3-1 に示す座標系に基づいて算出した。



ここで、 R_{ini} : ダウンカマ管内半径 = [m]

P_{∞} : ダウンカマ出口レベル圧力 = [Pa]

ρ : 水の比重量 [kg/m³]



(x, y, z) : ストレーナの座標

$(x_{0,i}, y_{0,i}, z_{0,i})$: ダウンカマ先端の座標 (2 本, $i=1, 2$)



V_{Ax}, V_{Ay}, V_{Az} : x, y, z 方向の加速度ドラッグ体積 V_A [m³]

A_{Ax}, A_{Ay}, A_{Az} : x, y, z 方向の投影面積 A_A [m²]

C_D : ドラッグ係数 [-]



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



時間毎に算出した F_{Ax} , F_{Ay} , F_{Az} , F_{Sx} , F_{Sy} , F_{Sz} のうち, 最大の値をストレナーナの評価に
入力する荷重として用いる。

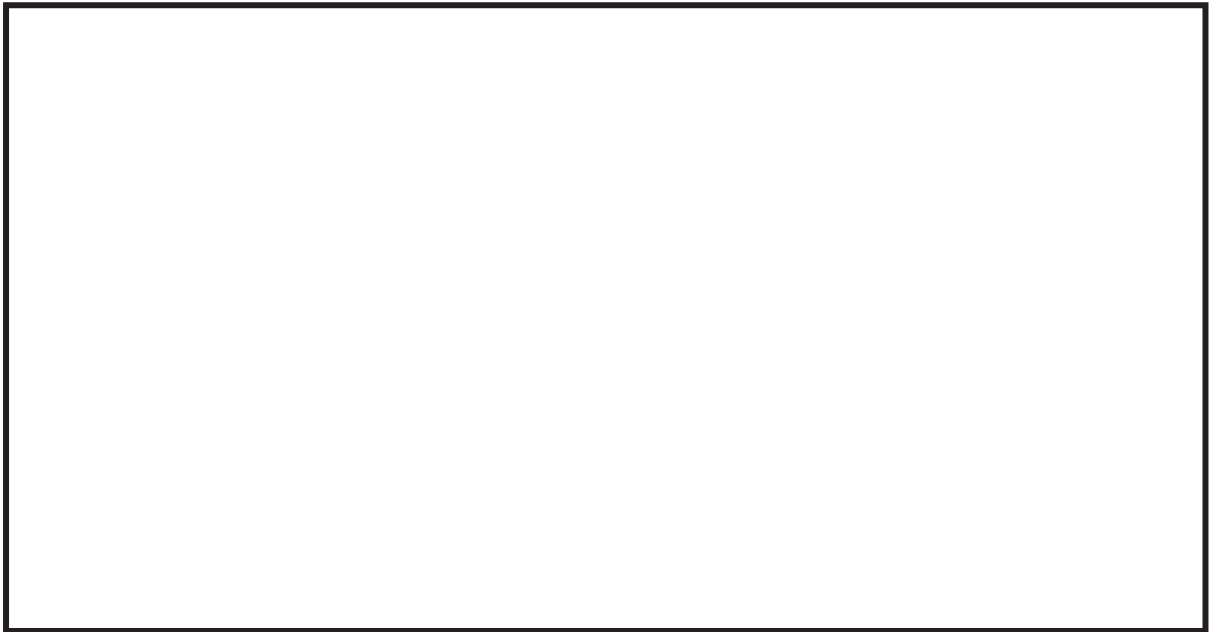


図 3-1 気泡形成に伴うドラッグ荷重算定モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

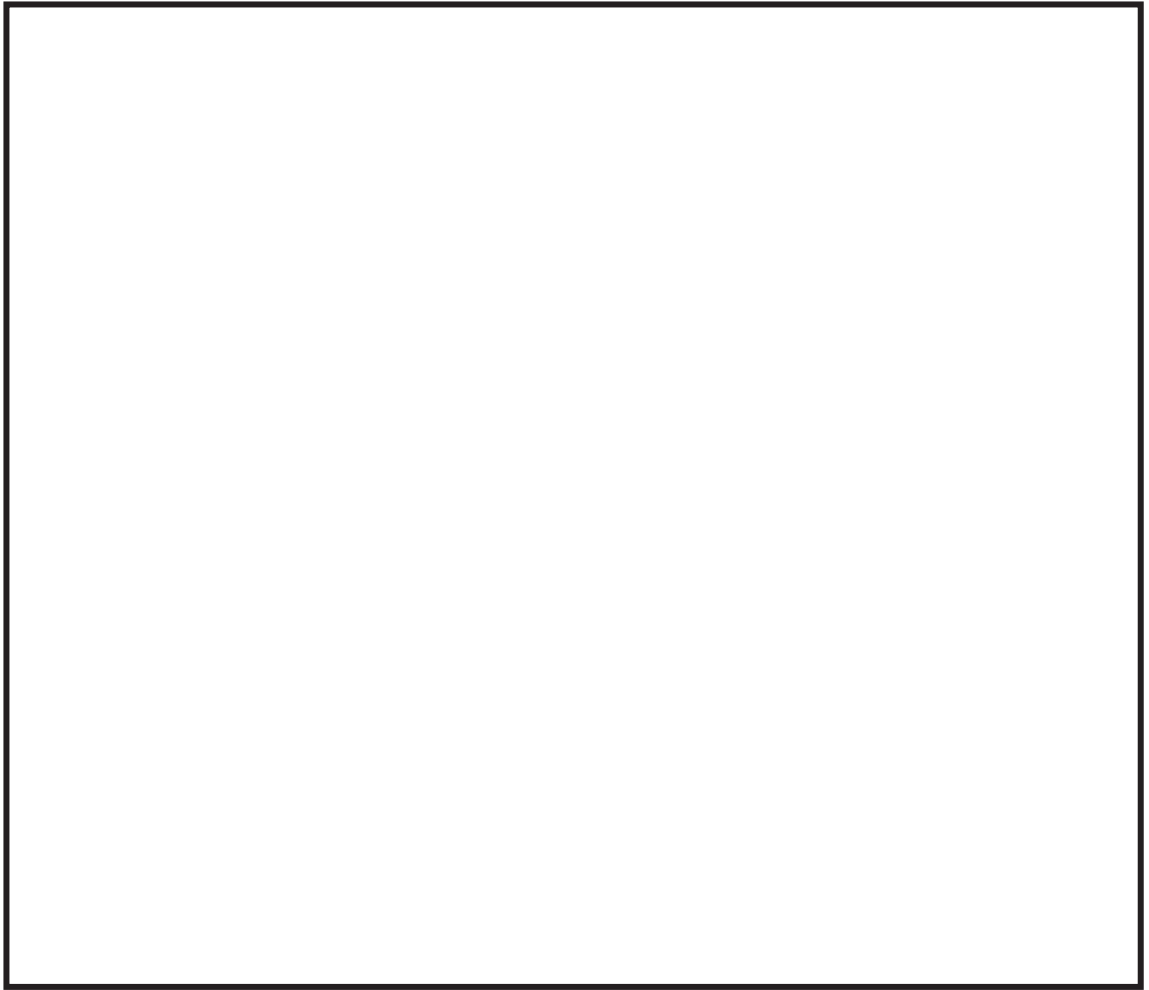


図 3-2 気泡形成に伴う加速度ドラッグ力

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

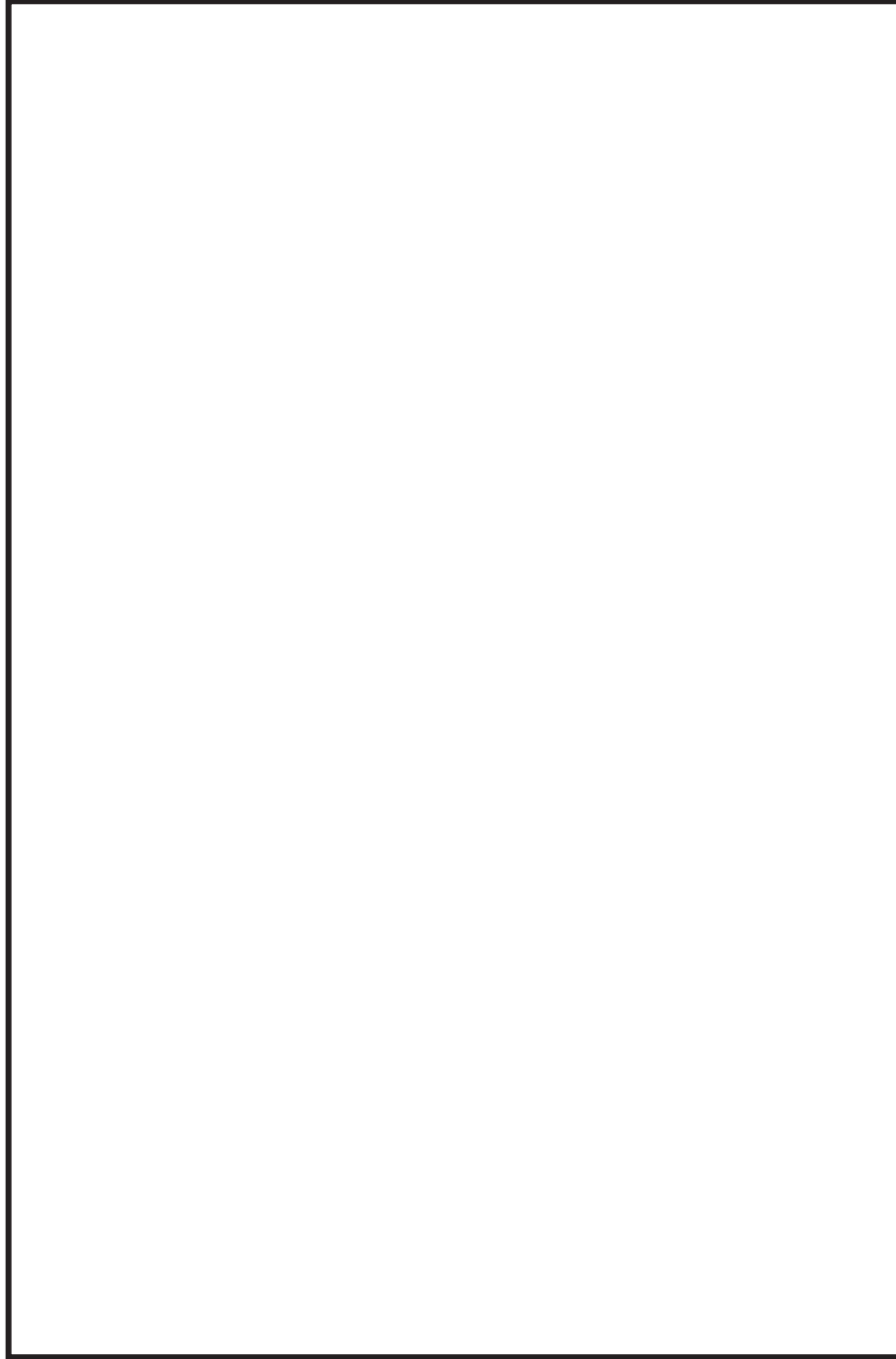


図 3-3 気泡形成に伴う定常ドラッグ力

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 算出結果

(1)の算出方法により算出した各軸方向のドラッグ荷重を，表 3-3 に示す。

表 3-3 気泡形成に伴うドラッグ荷重

荷重	方向	ストレーナ 1	ストレーナ 2
		(<input type="text"/> mm × <input type="text"/> mm)	(<input type="text"/> mm × <input type="text"/> mm)
加速度ドラッグ荷重 F_A/V_A [N/m ³]	x		
	y		
	z		
定常ドラッグ荷重 $F_S/(C_D \cdot A_A)$ [N/m ²]	x		
	y		
	z		

上記の加速度ドラッグ荷重及び定常ドラッグ荷重を代数和した荷重 (F_A+F_S) を算出し，ストレーナが設置された配管解析モデル上のストレーナ重心位置に当該荷重を各方向別に入力した配管解析評価を行い，評価結果から得られた配管側とストレーナの取合い部の配管反力を用いて，ストレーナの応力評価を行う。

3.1.2 フォールバックに伴うドラッグ荷重

プールスウェルにより持ち上げられたプール水が落下する現象であり、ダウンカム出口より上の構造物に作用する。ストレーナは一部がダウンカム出口より上方にあるため、フォールバックに伴う加速度ドラッグ力及び定常ドラッグ力を評価する。

(1) 荷重算出方法

以下の式により加速度ドラッグ荷重及び定常ドラッグ荷重を求める。この荷重は鉛直下向きに方向のみに作用する。

$$\boxed{}$$

ここで、

ρ : 水の密度 [kg/m³]

g : 重力加速度 [m/s²]

V_A : 加速度体積 [m³]

C_D : 定常ドラッグ係数 [-]

A_A : ストレーナ投影面積 [m²]

v : フォールバックの速度 = $\boxed{}$ [m/s]

(2) 算出結果

(1)の算出方法により算出したドラッグ荷重を、表 3-4 に示す。

表 3-4 フォールバックに伴うドラッグ荷重

荷重	方向	ストレーナ 1	ストレーナ 2
		($\boxed{}$ mm × $\boxed{}$ mm)	($\boxed{}$ mm × $\boxed{}$ mm)
加速度ドラッグ荷重 F_A/V_A [N/m ³]	x	$\boxed{}$	
	y		
	z		
定常ドラッグ荷重 $F_S/(C_D \cdot A_A)$ [N/m ²]	x		
	y		
	z		

上記の加速度ドラッグ荷重及び定常ドラッグ荷重を代数和した荷重 (F_A+F_S) を算出し、ストレーナが設置された配管解析モデル上のストレーナ重心位置に当該荷重を各方向別に入力した配管解析評価を行い、評価結果から得られた配管側とストレーナの取合い部の配管反力を用いて、ストレーナの応力評価を行う。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3.1.3 蒸気凝縮及びチャギングに伴うドラッグ荷重

プール水中に放出された蒸気がダウンカメラ出口部で凝縮される際に、凝縮の不安定によって蒸気泡が振動する（蒸気凝縮：CO）。また、蒸気流速が低下すると、ダウンカメラ出口での蒸気泡の形成・崩壊が間欠的に発生するようになる（チャギング：CH）。これらの現象に伴うプール水の振動による加速度ドラッグ力及び定常ドラッグ力を評価する。

(1) 荷重算出方法

以下の式により加速度ドラッグ荷重及び定常ドラッグ荷重を求める。

ここで、

ρ : 水の密度 [kg/m³]

V_{Ax}, V_{Ay}, V_{Az} : x, y, z 方向の加速度ドラッグ体積 V_A [m³]

A_{Ax}, A_{Ay}, A_{Az} : x, y, z 方向の投影面積 A_A [m²]

C_D : ドラッグ係数 [-]

a_x, a_y, a_z : x, y, z 方向のプール水加速度 [m/s²] (解析により算出)

v_x, v_y, v_z : x, y, z 方向のプール水速度 [m/s] (解析により算出)

(2) 算出結果

(1)の算出方法により算出したドラッグ荷重を、表 3-5 及び表 3-6 に示す。

表 3-5 蒸気凝縮に伴うドラッグ荷重

荷重	方向	ストレーナ 1	ストレーナ 2
		(<input type="text"/> mm × <input type="text"/> mm)	(<input type="text"/> mm × <input type="text"/> mm)
加速度ドラッグ荷重 F_A/V_A [N/m ³]	x		
	y		
	z		
定常ドラッグ荷重 $F_S/(C_D \cdot A_A)$ [N/m ²]	x		
	y		
	z		

表 3-6 チャギングに伴うドラッグ荷重

荷重	方向	ストレーナ 1	ストレーナ 2
		(<input type="text"/> mm × <input type="text"/> mm)	(<input type="text"/> mm × <input type="text"/> mm)
加速度ドラッグ荷重 F_A/V_A [N/m ³]	x		
	y		
	z		
定常ドラッグ荷重 $F_S/(C_D \cdot A_A)$ [N/m ²]	x		
	y		
	z		

上記の加速度ドラッグ荷重及び定常ドラッグ荷重を代数和した荷重 ($F_A + F_S$) を算出し、ストレーナが設置された配管解析モデル上のストレーナ重心位置に当該荷重を各方向別に入力した配管解析評価を行い、評価結果から得られた配管側とストレーナの取合い部の配管反力を用いて、ストレーナの応力評価を行う。

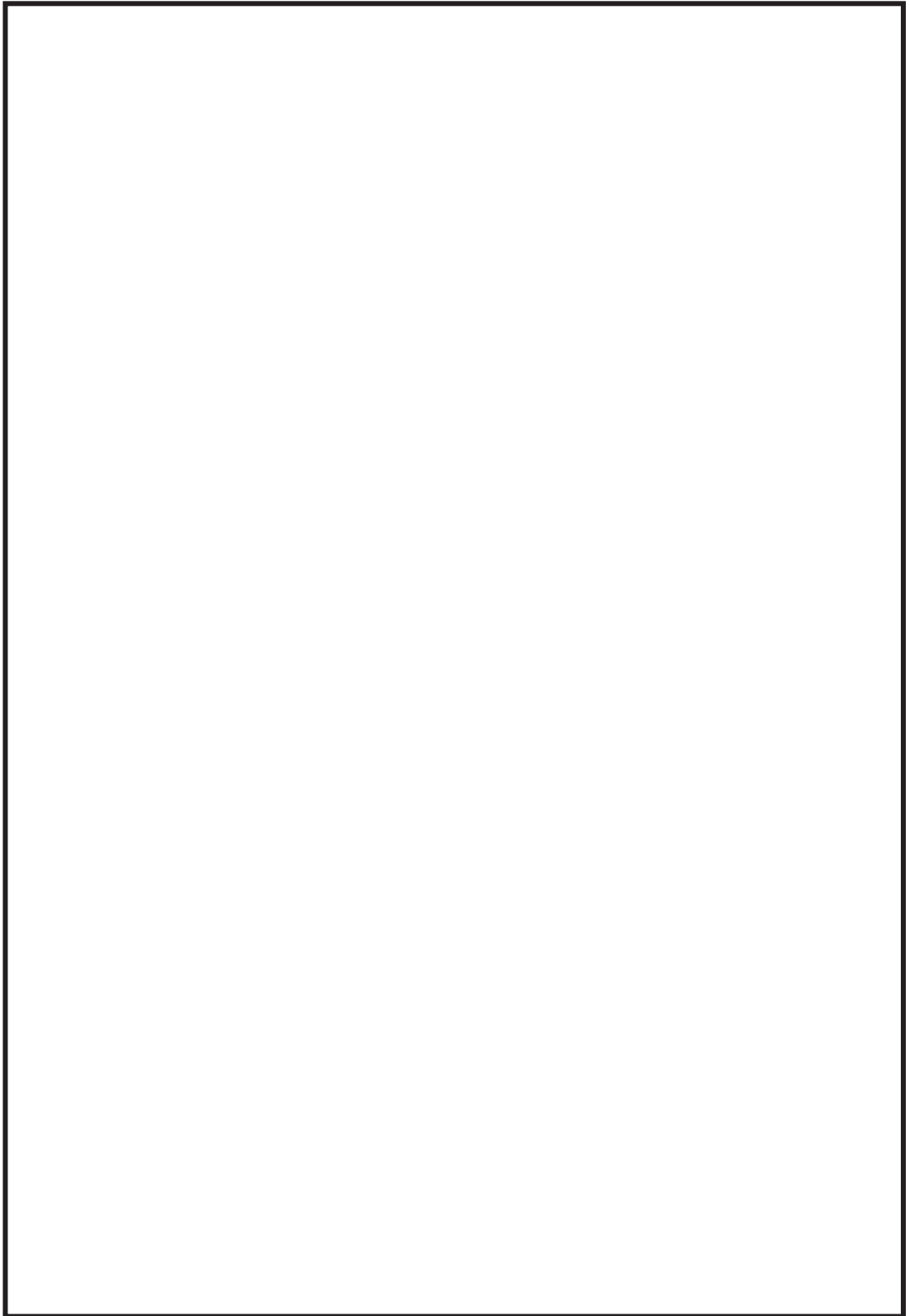


図 3-4 蒸気凝縮振動及びチャギング解析モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3.2 逃がし安全弁作動に伴うドラッグ荷重

逃がし安全弁の作動により、排気管内の空気がプール水中に押し出され、過膨張・過収縮を繰り返しながら気泡が成長する。この現象に伴うプール水の振動による加速度ドラッグ力及び定常ドラッグ力を評価する。

(1) 荷重算出方法

以下の式により加速度ドラッグ荷重及び定常ドラッグ荷重を求める。

ここで、

ρ : 水の密度 [kg/m³]

V_{Ax}, V_{Ay}, V_{Az} : x, y, z 方向の加速度ドラッグ体積 V_A [m³]

A_{Ax}, A_{Ay}, A_{Az} : x, y, z 方向の投影面積 A_A [m²]

C_D : ドラッグ係数[-]

a_x, a_y, a_z : x, y, z方向のプール水加速度 [m/s²] (解析により算出)

v_x, v_y, v_z : x, y, z方向のプール水速度 [m/s] (解析により算出)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 算出結果

(1)の算出方法により算出したドラッグ荷重を，表 3-7 に示す。

表 3-7 逃がし安全弁作動に伴うドラッグ荷重

荷重	方向	ストレーナ 1	ストレーナ 2
		(<input type="text"/> mm × <input type="text"/> mm)	(<input type="text"/> mm × <input type="text"/> mm)
加速度ドラッグ荷重 F_A/V_A [N/m ³]	x		
	y		
	z		
定常ドラッグ荷重 $F_S/(C_D \cdot A_A)$ [N/m ²]	x		
	y		
	z		

上記の加速度ドラッグ荷重及び定常ドラッグ荷重を代数和した荷重 (F_A+F_S) を算出し，ストレーナが設置された配管解析モデル上のストレーナ重心位置に当該荷重を各方向別に入力した配管解析評価を行い，評価結果から得られた配管側とストレーナの取合い部の配管反力を用いて，ストレーナの応力評価を行う。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

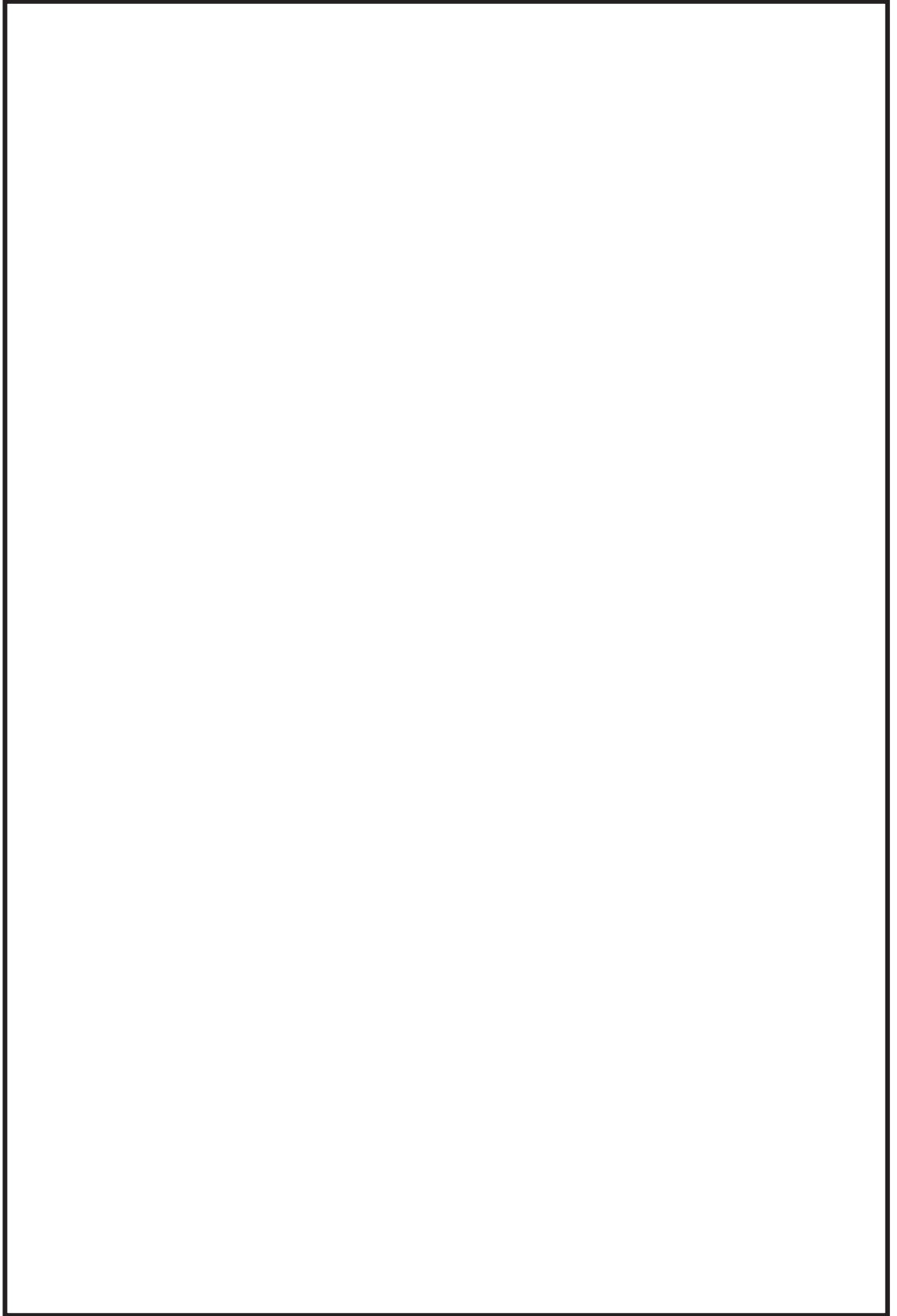


図 3-5 逃がし安全弁作動に伴う気泡振動荷重解析モデル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

水力学的動荷重算出における計算条件

(1) RHR, HPCS 及び LPCS ストレーナの定常ドラッグ係数 C_D の設定根拠

RHR, HPCS 及び LPCS ストレーナにおける定常ドラッグ係数は、機械工学便覧の数値を参考に、CCI 社での試験によって妥当性が確認された値を使用する。

RHR, HPCS 及び LPCS ストレーナ軸直角方向

RHR, HPCS 及び LPCS ストレーナ軸方向

(2) RHR, HPCS 及び LPCS ストレーナの投影面積の算出方法

RHR, HPCS 及び LPCS ストレーナの投影面積は、外観形状が円筒形のストレーナにおいて、軸方向及び軸直角方向に対し、算出する。

ストレーナの軸方向の投影面積は円形の面積とし、以下の値とする。

ストレーナの軸直角方向の投影面積は、円筒形の軸直角方向から投影した長方形面の面積とし、以下の値とする。

(3) RHR, HPCS 及び LPCS ストレーナの加速度ドラッグ体積 V_A の算出方法

RHR, HPCS 及び LPCS ストレーナの加速度ドラッグ体積は、以下の式により算出される数値を用いる。なお、以下の数値は CCI 社が実施した試験により妥当性を確認している。

水力学的質量の算出 参考

解析モデルについて

本資料は、ECCS ストレーナの耐震強度評価における解析モデルについて説明するものである。

(1) 貫通部のモデル化について

BWR MARK-I 型の ECCS ストレーナ接続配管と原子炉格納容器の接続部は、PCV 壁面に原子炉格納容器貫通部管台が直接取り付けられた構造であることから、当該貫通部は配管モデル上のアンカ点には該当せず、6 軸方向のバネを持つ拘束点としてモデル化している。貫通部がアンカ点ではないため、当該の配管モデルでは原子炉格納容器内外の配管を一体として構築しており、貫通部は支持点の一つとして考慮している。貫通部のバネを考慮して PCV 内外の配管を一体としたはりモデルを適用することにより、PCV 内外の影響を考慮して評価している。

原子炉格納容器貫通部の概略構造を図 1-1 に、配管解析モデルの鳥瞰図の例を図 1-2 に示す。

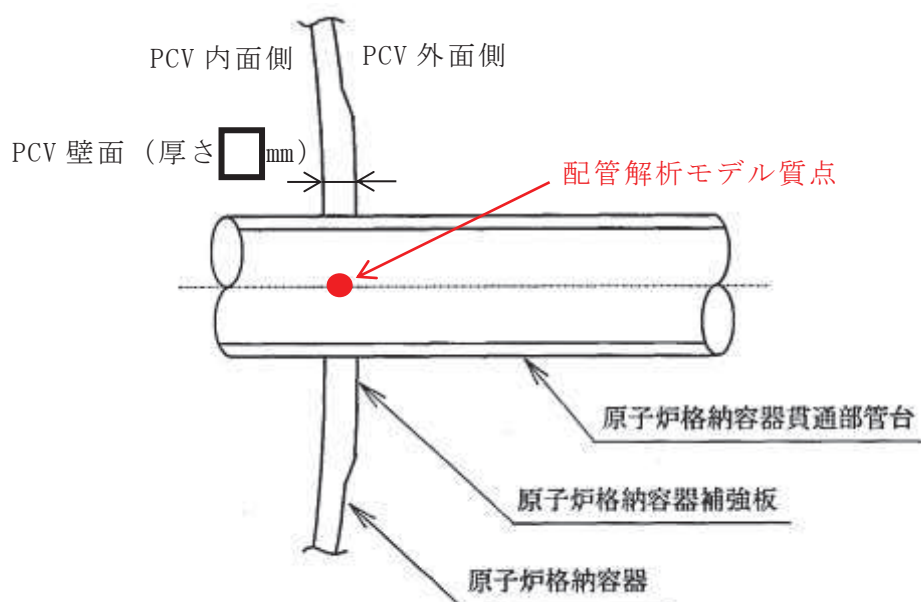


図 1-1 BWR MARK-I 型の原子炉格納容器貫通部の概略構造

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

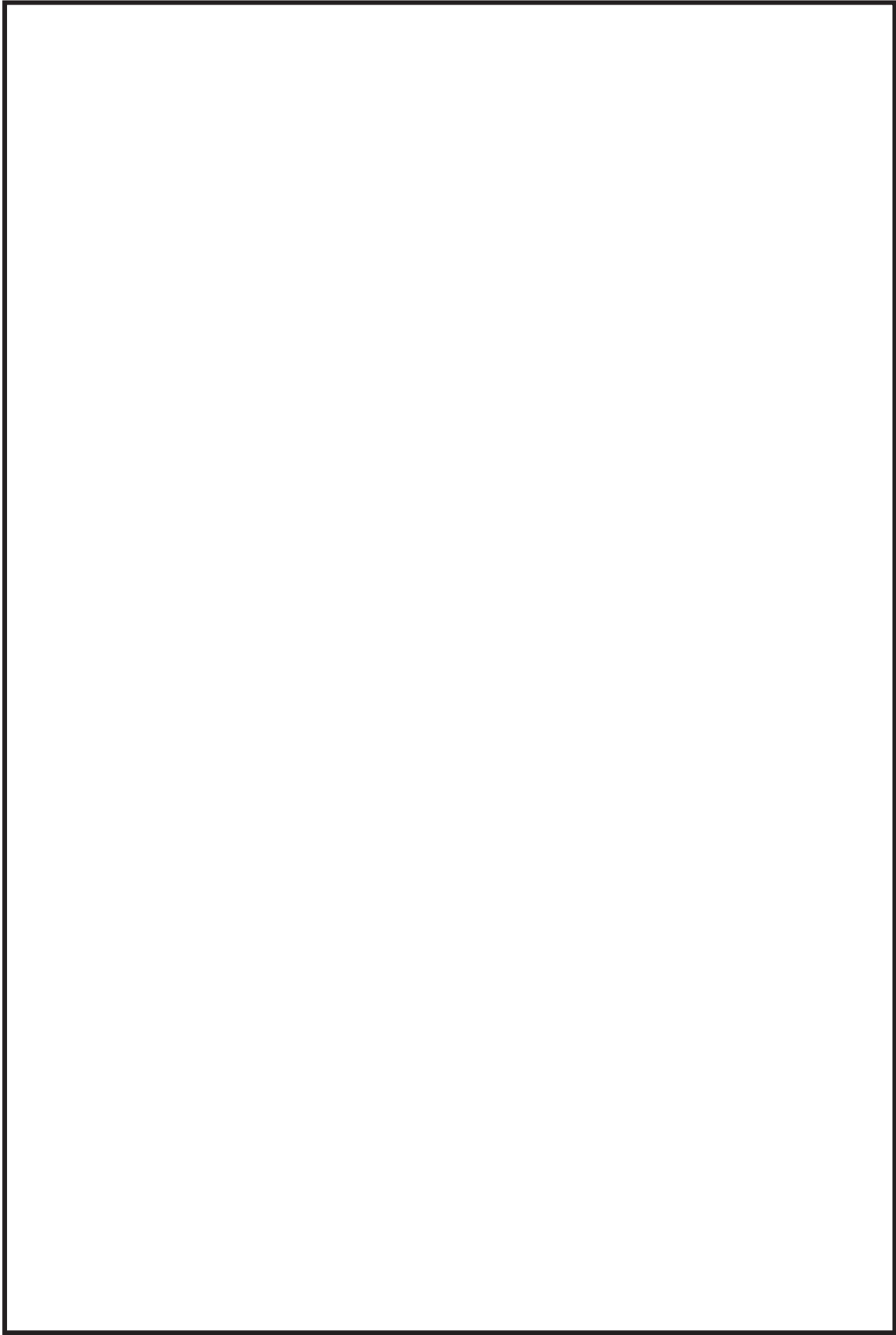


図 1-2 ECCS ストレートナ接続配管の解析モデルの例

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(2) 多孔プレートの設定について

応力解析用モデルでは、ASME Section III Div.1 Appendices A-8131(a) (図 2-1 参照) に記載の方針に基づき、多孔プレートは孔無しの等価プレートにてモデル化しており、以下に示す等価係数を掛けることで計算を行っている。

・縦弾性係数

ASME Section III Div.1 Appendices A-8131(b) (図 2-1 参照) に記載の「縦弾性係数 E と等価縦弾性係数の間にある係数はコンピューター演算により直接求めても良い」に基づき、FEM 解析により計算した変位から係数を算出し、設定している。等価縦弾性係数の係数は孔無しのプレートに対して計算された変位最大値と孔有りのプレートに対して計算された変位最大値の比により算出し、 を用いている。

・ポアソン比

ASME Section III Div.1 Appendices A-8131(c) (図 2-1 参照) 中の Figure A-8131-1 に示されるグラフから求め、設定している。なお、図中の h (孔の間の最小距離), P (孔のピッチ) は図 2-2 からそれぞれ mm と mm となり、 $h/P = \text{}$ より等価ポアソン比 ν^* は となる。

・応力増倍率

ASME Section III Div.1 Appendices A-8131(b) (図 2-1 参照) に記載の「孔有りプレートの応力強さは、等価の孔無しプレートに対してコンピューター演算を行い求めた単位荷重による応力に倍率をかけることで、決定することができる」に基づき、孔有りプレートの応力増倍率を、孔無しプレートと孔有りプレートの断面積の比率に相当する P と h の比率により算出し、 を用いている。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

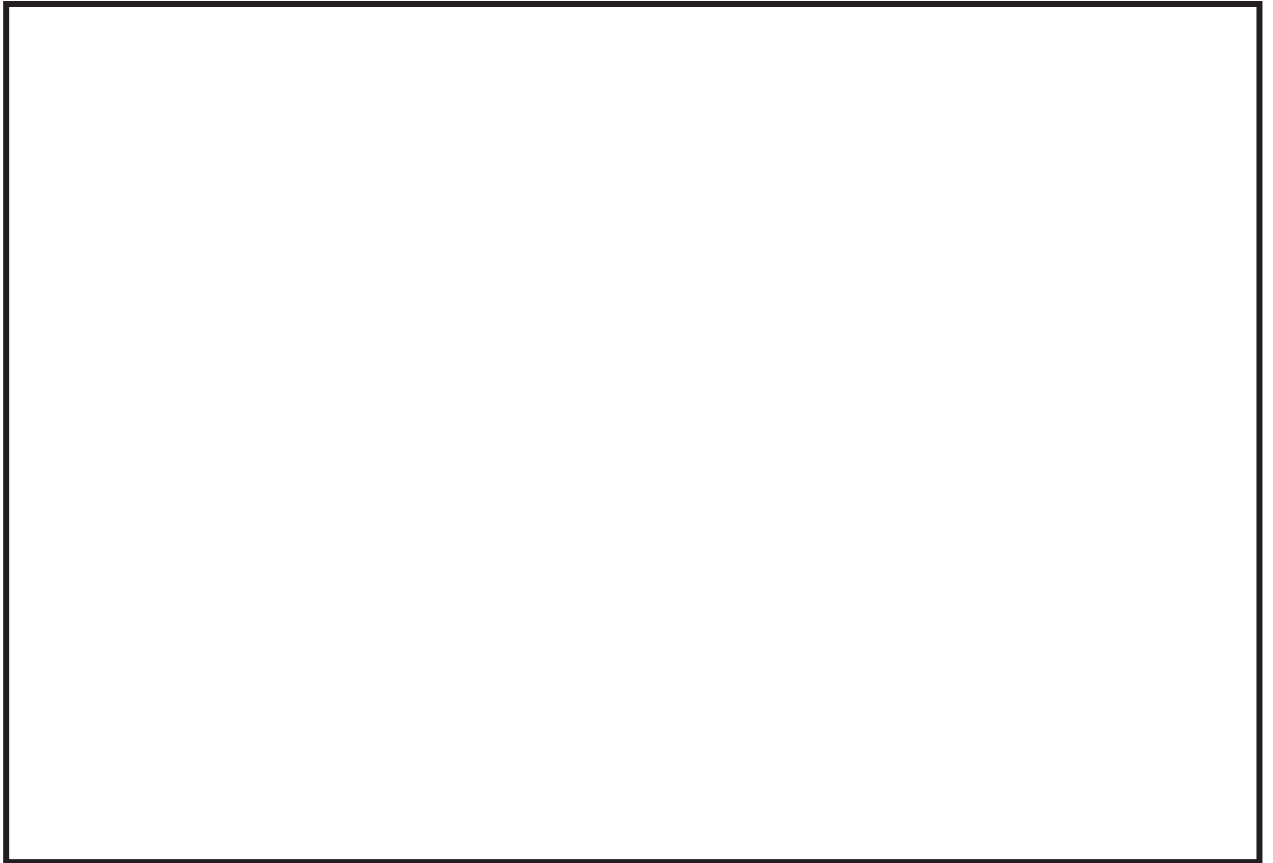


図 2-1 ASME Section III Div.1 Appendices A-8131 抜粋



図 2-2 多孔プレート構造図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) フランジ部の評価について

ストレーナはフランジ面にてボルトとナットにより締結されているため、締結部の完全拘束を想定し、モデル化している。具体的にはフランジプレートとアウトージャケットの重心位置までを含めたシェル要素でモデル化しており、モデル図を図 3-1 に示す。当該モデルを用いた FEM 解析により発生応力を算出し評価を行う。



図 3-1 フランジプレートの計算モデル図

(4) ストレーナ部ティーの評価について

(1)の記載のとおり、ストレーナ部ティーは配管解析モデルの一部としてモデル化していることから、ストレーナ部ティーに発生する応力は、設計・建設規格 PPC-3520 に従い算出している。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-19_改2
提出年月日	2021年3月5日

補足-600-19【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】

目 次

	頁
1. はじめに	1
2. 基準の規定内容	2
2.1 技術基準規則 第50条（SA施設）の規定内容	2
2.2 J E A G 4 6 0 1 の記載内容	2
3. SA施設の荷重の組合せと許容応力状態の設定に関する基本方針	8
4. 荷重の組合せの検討手順	11
5. 荷重の組合せの検討結果	14
5.1 地震の従属事象・独立事象の判断	14
5.2 荷重の組合せの検討結果	15
5.2.1 全般施設	15
5.2.2 PCV バウンダリ	19
5.2.3 RPV バウンダリ	30
5.2.4 SA施設の支持構造物	35
6. 許容応力状態の検討結果	36
6.1 全般施設	37
6.2 PCV バウンダリ	38
6.3 RPV バウンダリ	39
6.4 SA施設の支持構造物	39
7. まとめ	40

添付資料

添付資料－1 地震動の年超過確率

添付資料－2 「地震の従属事象」と「地震の独立事象」について

添付資料－3 建物・構築物のSA施設としての設計の考え方

添付資料－4 工認対象施設（SA施設）における荷重組合せの取扱い

1. はじめに

重大事故等* (以下「SA」という。)の状態が必要となる常設の重大事故等対処施設 (以下「SA 施設」という。)については、待機状態において地震により必要な機能が損なわれず、さらに SA が長期にわたり継続することを念頭に、SA における運転状態と地震との組合せに対して必要な機能が損なわれない設計とする必要がある。以下に SA 施設の耐震設計に対する考え方を示す。

注記* : 「重大事故に至るおそれがある事故 (運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故を除く。)又は重大事故」を総称して重大事故等という。