

## 模擬燃料体の部分装荷に係るコメント一覧

No.	コメント内容
第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント	
1	部分装荷における影響の洗い出しについては、燃料取出し作業に限定せず、広範囲に行って、検討項目に抜けが無いようにすること。
2	評価手法の妥当性は、実験と解析の比較に基づいている。『解析により実験を再現できた』と判断した場合の根拠や考え方を説明すること。
3	炉心構成要素単体及び群振動としての振動モードは、衝突あるいは跳び上がりの有無、フル装荷から部分装荷とすることにより変化すると思われる。これらをどこまで正確に模擬しているのか説明すること。
4	実験では X 方向単独加振のみであり、衝撃力の計測も X 方向しか測定されていない。X、Y 同時加振の場合は挙動が複雑になると思われるが、本評価手法は十分確認できるのか、説明すること。 跳び上がり量について、加振方向（X 方向、X-Y 方向）との関係を説明すること。
5	上下変位応答の検証にあたり、実寸大試験体系と 37 体群体系で水中と気中の跳び上がり量の傾向が逆転していることの原因を説明すること。
6	32 体列体系、127 体群体系、313 体群体系でも跳び上がり挙動に係る実験を行っているのであれば、その実験の条件、結果、考察などを説明すること。
7	各実験装置の試験体は JSFR における燃料要素を模擬しているため、この手法をもんじゅ体系に適用するにあたり、炉心構成要素の種類、振動特性や物性等に関する相違をどのように考慮したのか説明すること。また、評価手法に組み込まれている物性値は試験体に基づく実測値が含まれるが、もんじゅへの適用にあたり同じ項目の測定データを取得したのか、説明すること。
8	群振動の入力条件となる炉心支持板の地震時時刻歴応答について、その評価手法やモデルと合わせて、その時刻歴データについても具体的に示すこと。 また、これに対する実験体系の入力条件に関する妥当性を説明すること。
9	もんじゅ部分装荷状態に関する評価に関し、313 体群体系で部分装荷を模擬した実験を実施しているのか。実施しているのであればその内容を説明すること。
10	跳び上がり量を判断基準と比較する際に、考慮すべき誤差や不確かさの項目、値を説明すること。
11	炉心支持板から燃料体/模擬体への上下方向の地震動は全て同位相で入力しているが、これは実機とは異なる状態である。この影響について保守側となっているかどうかを説明すること。
12	フル装荷/千鳥装荷で、炉心支持板の上に乗っている集合体の数が変わることで

No.	コメント内容
	炉心支持板にかかる荷重重量が変わり、炉心支持板の地震時応答性が異なってくる。この観点でどちらが保守側か説明すること。
13	千鳥では、炉心の流量配分が変わってくる。集合体/模擬体への上向き流体力が変わる。この影響について説明すること。
14	部分装荷時の地震時構造健全性評価において、耐震バックチェック時に策定した地震動を用いた評価と軽水炉参考波を用いた評価について、飛び上がり量の評価結果に1桁の差がある。この理由と妥当性を説明すること。
15	REVIAN-3DのV&Vのうち、Verificationに関するものについて、当該解析コードと検証モデルのコードとしての整合性等を整理して説明すること。
面談時の追加コメント	
16	解析で試験を概ね再現ができたとしているが、その考え方を説明すること。
17	燃料体の跳び上がり評価ではどのような保守性を考慮しているのか説明すること。
18	極値統計を分かり易く説明すること。
19	想定を超えた燃料体の跳び上がりが発生した場合の影響を説明すること。
20	パッド外れが起きた場合について、試験結果を含め説明すること。
21	炉心支持板の変位はどの程度となるのか説明すること。
22	本解析手法の限界（適用できる範囲）について説明すること。また、本解析手法を汎用的に使用する際の課題は何か説明すること。
23	刺激係数の値からは炉心重量が小さい様に推察される。炉心支持板の応答解析が適切か確認すること。
24	燃料体跳び上がり評価における不確かさ（加振波含む）はどのように評価しているか説明すること。
25	燃料体の跳び上がり量評価について、解析結果が概ね妥当であることを試験結果から分かり易く説明するとどうなるか示すこと。

模擬燃料体の部分装荷に係るコメント回答

No.	コメント内容	回答概要
1	<p>(第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント)</p> <p>部分装荷における影響の洗い出しについては、燃料取出し作業に限定せず、広範囲に行って、検討項目に抜けが無いようにすること。</p>	<p>部分装荷による影響要因を網羅的に抽出するため、①安全性への影響、②燃料取出し機能への影響、③冷却機能への影響、④ナトリウム取扱い機能への影響、⑤放射線防護機能への影響、⑥ 燃料体の処理・貯蔵、放射性廃棄物の処分への影響の視点から、影響要因を抽出した。それら要因について、まず、定性的に影響の有無と影響の程度を確認し、必要な場合は定量的な評価も加えた。その評価結果を一覧として全体を俯瞰できる形に整理した。また影響の有無に関しては、影響分類を単純化して、「安全性」、「燃料取出し機能に影響を与えるか」の観点で整理した。</p>
2	<p>(第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント)</p> <p>評価手法の妥当性は、実験と解析の比較に基づいている。</p> <p>『解析により実験を再現できた』と判断した場合の根拠や考え方を説明すること。</p> <p>関連コメント No.16</p>	<p>3次元炉心群振動解析コード REVIAN-3D の開発において、高速炉炉心の地震時における炉心群振動挙動を解析的に評価するために、集合体単体の実験結果と解析結果の比較から着手し、段階的に集合体数を拡大した試験結果と解析結果を比較することにより、解析コードの再現性を確認してきた。</p> <p>なお、実験は4つの体系で、①単体試験、②37 体群体系試験、③18 体及び 32 体列体系試験、④127 体及び 313 体多数体系試験で実施した。</p> <p>試験で得られた群振動挙動の特徴として、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>① 水平加振による跳び上がり量の低減効果</li> <li>② 流体による衝突荷重の低減効果、流動による跳び上がり量の増加効果</li> <li>③ 最外周付近で水平方向の衝突荷重が増大する列配置の効果</li> <li>④ 多数体系における共振振動数の低減効果、流路網の流体による振動低減効果</li> </ul> <p>が観察されたが、これらの特徴については、解析コードにより定性的によく模擬できている。</p> <p>解析の跳び上がり量や衝突荷重の計算値と実験・試験結果値との比較は、群振動挙動のバラツキが大きいことを踏まえ、大小関係だけで解析の妥当性の判断は難しいが、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 時刻歴挙動の定性比較（波形の特徴）</li> <li>・ 最大値/RMS 値などの統計値の定量比較、分布比較</li> </ul>

No.	コメント内容	回答概要
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・ パラメータ変更時の影響の定性比較（気中と水中の違い、上下と水平の重畳の影響、上向き流体力の影響など）</li> </ul> <p>を総合的に判断して、実験を概ね再現できたと判断した。</p>
3	<p>（第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント）</p> <p>炉心構成要素単体及び群振動としての振動モードは、衝突あるいは跳び上がりの有無、フル装荷から部分装荷とすることにより変化すると思われる。これらをどこまで正確に模擬しているのか説明すること。</p>	<p>炉心構成要素全数に対し、運動方程式を立て、流体による効果も加味して時刻歴応答解析により、全炉心構成要素の挙動を求めることから計算を効率的に行う（計算時間短縮、容量の増大化防止）ため、モーダル解析の手法を採用している。</p> <p>具体的には、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 各要素について水平 XY の 2 方向、鉛直 Z の 1 方向を考え、XY 方向は 3 次モードまでの弾性変形を考えるとともに、重心廻りの回転を考慮。ただし、鉛直 Z 軸廻りの回転は考慮しない。</li> <li>・ 外力として、重力、浮力の他に、パッド部の衝突荷重と摩擦力、エントランスノズル球面座の衝突荷重、エントランスノズルと連結管との摩擦力、流体の排除質量（鉛直方向については炉心構成要素の 20%、水平方向については流路網理論に基づき計算）、内部流水による流体力、エントランスノズル下部空間のダッシュポット効果による流体力（もんじゅの構造では作用しない）を考慮。</li> <li>・ 固有振動モードの算出に当たっての考え方は以下の通り。</li> <li>・ 集合体はエントランスノズル部にて 0.1mm の隙間で嵌合されているので、集合体はノズルの上部及び下部で支持された”片持ちはり”として固有モードを算定する。数 10mm 程度の跳び上がりが生じても、振動モードへの影響はほとんどないので考慮しない。</li> <li>・ 固有振動モードは、水中において内部の流体質量の影響を受けるので適切に考慮する。</li> <li>・ 衝突が生じても、その継続時間は数ミリ秒のオーダーであり、地震荷重の交番性からその影響は考慮しない。</li> </ul>



No.	コメント内容	回答概要
		<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 全装荷、部分装荷とも固有振動モードは同じ。</li> <li>・ 4次以降の高次モードについては、周波数 100Hz を超え、十分剛な領域となる周波数となるため考慮しない。</li> <li>・ このような解析モデルに、炉心支持板から地震時の加速度時刻歴波を入力し、炉心構成要素の挙動を解析し、パッド部の衝突荷重、エントランスノズル部に発生する応力、跳び上がり量を算定した。</li> </ul> <p>なお、以下に示す外力は影響が小さいため、考慮しなくとも炉心の群振動挙動を模擬できるとした。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ Z 軸廻りの回転により発生するモーメント、エントランスノズル部を支点とした遠心力、流体による炉心構成要素壁面のせん断力、炉心構成要素先端部が受ける流体抗力。</li> </ul> <p>上記の前提で作成した解析コードの妥当性を確認するため、一連の群振動試験を実施し、試験結果と解析結果とを比較して解析コードの妥当性を確認した。</p> <p>解析コードであり、モデル化に限界はあるが、群体系における炉心構成要素の挙動を解析にて概ね再現できることを確認した。</p>
4	<p>(第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント)</p> <p>実験では X 方向単独加振のみであり、衝撃力の計測も X 方向しか測定されていない。X、Y 同時加振の場合は挙動が複雑になると思われるが、本評価手法は十分確認できるのか、説明すること。</p>	<p>群振動挙動は、パッド部ギャップが累積し可動域（トータルギャップ）が増加することにより、衝突荷重、水平変位が増大する。このため、最長列方向（X 方向）への加振を主体に試験を行い、解析値と比較し解析コードの妥当性を確認を行っている。また、群体系のスweep加振試験で加振方向を 90° 変えた加振（Y 方向加振）も行い、炉心全体の応答挙動（共振振動数と応答倍率）に差異がないことを確認している。また、実験では、X 方向だけでなく、斜面間の衝突荷重も測定し、解析値との比較も実施し、解析にて Y 方向の加振結果を模擬できることを確認している。</p> <p>解析コードでは炉心構成要素モデルに、水平方向の弾性変形を考慮している。X 方向加振試験、Y 方向加振試験において、解析コードが実験結果を模擬できていれば、X 方向、Y 方向同時加振においても、解析コードは現象を理論的には模擬できることになる。</p> <p>なお、もんじゅの解析では、炉心支持板への水平方向の</p>

No.	コメント内容	回答概要
		<p>地震動入力は X 方向、Y 方向に同時入力しており、炉心構成要素の 6 面に作用する衝突力、摩擦力、流体力等を考慮して評価を実施している。</p>
	<p>跳び上がり量について、加振方向 (X 方向、X-Y 方向) との関係の説明すること</p>	<p>跳び上がり量と水平応答の関係については、水平応答⇒エントランスノズル部等の摩擦干渉の発生⇒跳び上がり量の抑制という関係にあり、水平応答が適切に評価されていれば加振方向に関わらず跳び上がり量の抑制効果を評価できる。</p> <p>なお、本解析とは別の体系 (通常運転時) の解析において、X 方向単独加振と、X,Y 方向の同時加振によって、最大跳び上がり量に大きな違いがないことを確認している。</p>
5	<p>(第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント)</p> <p>上下変位応答の検証にあたり、実寸大試験体系と 37 体群体系で水中と気中の跳び上がり量の傾向が逆転していることと理由を説明すること。</p>	<p>実寸大試験においては、水平加振により大きな衝突荷重が発生し、跳び上がり量が抑制される効果を確認するため、鉛直方向の入力レベルを同一とした試験を実施した。その結果、水平加振により跳び上がり量を抑制できると、および流水の影響で跳び上がり量が増加することを確認し、解析でもこれらを概ね再現できること (衝突モデルの妥当性) を確認した。</p> <p>37 体群体系試験においては、単体試験にて水平加振により跳び上がり量の抑制効果を確認したうえで、気中/水中/流水中において有意な試験データを取得するため、鉛直単独試験時と、鉛直+水平加振時の鉛直方向の加振レベルを変えて試験を行った。試験条件を十分説明していなかったため、コメントにある疑義の発生を招いたものと推察する。</p> <p><b>【単純なモデルによる跳び上がり量に係る定性的な説明】</b></p> <p>気中と静止水中で試験体を同一速度で上方に投げ上げた場合、到達高さは水の浮力を考えると、気中よりも水中の方が高く上がる。一方、同一高さから落下した場合の支持板への衝突速度は、水中よりも気中の方が速くなる。水が下から上に流れている流水中では、試験体は下から上向きに力を受ける。このため、静止水中と流水中では、初速の投げ上げ速度が同じであれば、試験体の到達高さは流水中の方が高くなる。気中と流水中を比較すると、状況は少し</p>

No.	コメント内容	回答概要
		<p>複雑になり、試験体が水中を運動する際に受ける抵抗よりも、流れから受ける流体力の方が大きい場合、流水の方が気中よりも高く上がる。試験体の跳び上がり高さは、定性的には上記のような関係にある。</p> <p>群振動解析コードとしては、水中と流水中の関係（内部流水の効果）が再現できることが重要である。</p> <p><b>【37 体群体系試験での跳び上がり量に関する確認事項】</b></p> <p>鉛直単独加振時よりも水平+鉛直同時加振時の方が鉛直方向の入力レベルが約 1.4 倍大きいことを考慮すると、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・実寸試験で確認された水平加振の影響で跳び上がり量が抑制される効果と矛盾しない</li> </ul> <p>また、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・気中と水中を比較すると気中の方が若干跳び上がり量が大きい</li> <li>・水中と流水中を比較すると流水中の方が跳び上がり量は大きい</li> </ul> <p>ことがわかる。実験で得られたこれらの気中/水中/流水中における跳び上がり挙動の傾向を、鉛直方向の荷重バランスを考慮することで、解析コードはよく模擬できている。</p>
6	<p>（第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント）</p> <p>32 体列体系、127 体群体系、313 体群体系でも跳び上がり挙動に係る実験を行っているのであれば、その実験の条件、結果、考察などを説明すること。</p>	<p>32 体列体系試験は、主に、列方向の燃料体数が増えること（もんじゅ規模を模擬）による、水平方向変位、燃料体同士の衝突荷重への影響を確認する試験。燃料体周辺の流体状況が実機と異なるが、燃料体の衝突荷重は容器端部で大きくなる傾向、パッド間ギャップが狭くなると衝突荷重が小さくなる傾向等を確認し、解析でもこの傾向を再現できることを確認。なお、32 体列体系試験においても、燃料体の跳び上がりデータを取得しているが、試験装置の試験体支持板の形状及び剛性が、実機炉心支持板の形状及び剛性と大きく異なることから、跳び上がりに関しては試験値と解析値の整合性が良くない。</p> <p>127 体多数体系試験、313 体多数体系試験は、解析コードの実機適用性を確認するため、振動台の能力を考慮して実施した実機に近い体系の試験。これらの試験においても、37 体群体系試験と同様に、水平加振が加わることで燃料体</p>

No.	コメント内容	回答概要
		<p>の跳び上がり量が抑制されることを確認。また、支持板の応答影響により、支持板中央部の燃料体の跳び上がり量が大きくなるが、解析でもこの傾向を再現できることを確認した。</p> <p>燃料体の体数が増えた体系では、解析は燃料体の跳び上がり量を大きめに評価することを確認。この原因は、試験では試験体の鉛直Z軸廻りの回転により隣接する試験体が接触し、その摩擦力が試験体の跳び上がりを抑制するが、解析モデルには燃料体のZ軸廻りの回転が考慮されていないため、跳び上がり量を大きめに評価すると推定している。</p>
7	<p>(第25回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント)</p> <p>各実験装置の試験体はJSFRにおける燃料要素を模擬しているため、この手法をもんじゅ体系に適用するにあたり、炉心構成要素の種類、振動特性や物性等に関する相違をどのように考慮したのか説明すること。また、評価手法に組み込まれている物性値は試験体に基づく実測値が含まれるが、もんじゅへの適用にあたり同じ項目の測定データを取得したのか、説明すること。</p>	<p>解析コードの開発では、試験体系に合わせ解析コードに組み込まれている数式の定数(物性値に係るパラメータ)を設定している。従って、もんじゅ体系の評価では、もんじゅの燃料体に合わせて定数を変えている。燃料体の寸法、重量等は試験体系ともんじゅ体系では異なる。当然寸法が異なれば、燃料体の剛性も異なってくる。また、もんじゅの燃料体で試験により確認されている値はその値を用いた。減衰定数は、既認可の燃料体の耐震計算の際に用いた数値を用いた。</p>
8	<p>(第25回もんじゅ安全監視チーム会合</p>	<p>地震の際は、地盤の揺れが建物に伝わり、建物の揺れが原子炉容器に伝わり、原子炉容器炉心支持板の揺れが燃料</p>

No.	コメント内容	回答概要
	<p>時のコメント) 群振動の入力条件となる炉心支持板の地震時時刻歴応答について、その評価手法やモデルと合わせて、その時刻歴データについても具体的に示すこと。</p> <p>関連コメント No.23</p>	<p>体へ伝わる。このため、建物（原子炉建物・原子炉補助建物）の地震応答解析を行い、建物の基礎版の床応答を求め、この基礎版の床応答を基にして、原子炉容器の地震応答解析を行う。この解析から得られる炉心支持板の地震時の時刻歴加速度波を用いて炉心の群振動解析を実施した。評価に用いた地震動は、耐震バックチェック時に策定した基準地震動 Ss-D（水平：760 ガル、鉛直：507 ガル）と、近隣の軽水炉を参考にして策定した地震動（水平：995 ガル、鉛直：464 ガル）の2組の地震動。建物の地震応答解析では、①水平方向：剛基礎を共有する並列質点系の曲げせん断型モデル、②鉛直方向：軸ばねにより各質点を連結した多質点系モデル。それぞれの解析モデルに水平方向、鉛直方向の地震波を入力し応答解析を実施。</p> <p>得られた建物基礎版の応答時刻歴波を基に、原子炉容器の地震応答解析を実施。原子炉容器の地震応答解析は、耐震バックチェック時に使用した、①水平方向：内部コンクリートと原子炉容器とを連成させた多質点はりモデル、②鉛直方向：炉容器内のナトリウムとの流体連成を考慮した2次元軸対象モデル、を用いた。それぞれのモデルに、原子炉建物基礎版（水平方向モデル）、または内部コンクリートペデスタル（鉛直方向）から建物の地震応答解析で求めた応答時刻歴波を入力し原子炉容器の応答解析を実施した。</p> <p>この結果で得られた、炉心支持板の水平方向、鉛直方向の地震動を用い、炉心の群振動解析を実施した。</p>
	<p>（第25回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント、つづき）</p> <p>また、これに対する実験体系の入力条件に関する妥当性を説明すること。</p>	<p>振動試験は、高速炉炉心に共通に使用できる群振動挙動を解析するコード：REVIAN-3Dの開発が目的であり、単体試験、37体群体系試験、18体列体系試験、32体列体系試験、127体群体系試験、313体群体系試験を実施している。実験で用いた試験体の縮尺は、単体試験：1/1、37体群体系試験：1/1.5、18体列体系試験：1/1.5、32体列体系試験：1/1.5、127体群体系試験：1/2.5、313体群体系試験：1/2.5である。</p> <p>試験では、炉心支持板の応答周波数の分析を行い、卓越周波数を求め、試験の目的と振動台の加振能力を考慮し</p>

No.	コメント内容	回答概要
		<p>て、水平、鉛直方向の加振波のレベルを設定した。一連の群振動試験では、正弦波による加振を先に行い、その上で、模擬時刻歴波を用いた加振を実施。具体的には、正弦波スイープ加振（卓越振動数を挟む振動数域）、正弦波加振（卓越振動数）、模擬時刻歴波加振（実証炉の設計研究で設定した時刻歴波）である。</p> <p>群振動試験で用いた模擬時刻歴波は、REVIAN-3D 開発当時に開発を進めていた実証炉を対象としてもんじゅの場合と同様の手法で得た炉心支持板の応答時刻歴波を係数倍した地震波である。もんじゅの地震波との間に直接の関係はないが、地震動から原子炉構造応答までの高速炉の設計成立性や健全性評価に用いる応答時刻歴波であり、解析手法の妥当性を評価する時刻歴波としては妥当と考える。</p>
9	<p>（第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント）</p> <p>もんじゅ部分装荷状態に関する評価に関し、313 体群体系で部分装荷を模擬した実験を実施しているのか。実施しているのであればその内容を説明すること。</p>	<p>313 体多数体系試験では、燃料体の一部を取出した部分装荷状態を対象として、水中において水平加振の試験を実施している。</p> <p>部分装荷では、燃料体未装荷箇所が空間となり、隣接する燃料体が 6 体から 3 体に減り、燃料体の可動域が大きくなる。このため、地震時には燃料体の水平方向変位が全装荷時に比べ大きくなることが予想され、試験により全装荷状態と部分装荷状態の差異を確認した。</p> <p>また、解析コードは燃料体頂部の水平方向の変位挙動を模擬できており、最大変位も概ね一致することを確認した。燃料体の未装荷箇所が生じることによる衝突荷重の増加は小さく、この状況は実験、解析とも同様の傾向であった。</p>
10	<p>（第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント）</p> <p>跳び上がり量を判断基準と比較する際に、考慮すべき誤差や不確かさの項目、値を説明すること。</p>	<p>燃料体の跳び上がり現象は、衝突現象という非線形現象をモデル化し評価していることから、跳び上がり量はバラツキを有する現象となる。従って、解析モデルに含まれる影響程度の小さい個々の誤差要因は、衝突現象のバラツキの中に包含されてしまう。このため、跳び上がり量の最大値を評価することに着目し、極値統計の考え方を適用して、最大値評価の妥当性を確認している。</p> <p>具体的には、試験と解析の跳び上がり量の度数分布を整理し、その分布形状が似た形をしていること、解析値と実</p>

No.	コメント内容	回答概要
	<p>関連コメント No.17,18</p>	<p>験値で同等の値が得られることを確認している。これは、解析によって実機の燃料体の跳び上がり量の最大値を、統計論的に一定の信頼度をもって推定できることを意味する。</p> <p>また、多数体の体系では、解析による跳び上がり量評価は、試験に比べより保守側の評価を与えることを確認している（解析モデルが燃料体の鉛直 Z 軸廻りの回転を考慮していないことが原因と推定）。このため、もんじゅ実機体系の跳び上がり量評価は、解析値の最大値を評価値とすることで一定の信頼度をもった評価となっている。</p>
11	<p>（第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント） 炉心支持板から燃料体/模擬体への上下方向の地震動は全て同位相で入力しているが、これは実機とは異なる状態である。この影響について保守側となっているかどうかを説明すること。</p>	<p>炉心支持板は 2 枚の板が 700 本以上の連結管で接続され、剛性が高い構造となっている。しかしながら、荷重は炉心支持板周囲で支持されていることから、鉛直方向に振動する場合、中央部の振動が大きい。燃料体の跳び上がり量を評価する場合、中央部の振動を入力した方が、燃料体の跳び上がり量は大きくなる。このため、評価結果が保守的な値を与えるよう、解析では炉心支持板の上下方向の振動は、炉心支持板中央部の解析値を一様に入力しており、燃料体装荷位置の差は考慮していない。</p>
12	<p>（第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント） フル装荷／千鳥装荷で、炉心支持板の上に乗っている集合体の数が変わることで炉心支持板にかかる荷重重量が変わり、炉心支持板の地震時応答性が異なってくる。この観点でど</p>	<p>部分装荷では、燃料体が最大 124 体減る。重量では約 23 トン減るが、炉内構造全体の重量約 430 トン（炉容器全体では約 1200 トン）と比較すると約 5%とそれほど大きいわけではない。振動解析では重量が減り、固有周期が短くなる方向に作用するが、実際に応答解析を行うとその影響は小さく、炉心支持板の水平方向の固有周期はほとんど変わらない。</p> <p>炉心支持板上に加わる燃料体等の荷重は全装荷時において約 150 トンである。このため、燃料体取出し完了時に荷重は約 15%減る。炉心支持板の鉛直方向の剛性は変わらないので、炉心支持板上に積載される重量が減れば、固有周期は短くなる。一方、炉心支持板の鉛直方向の固有周期は</p>

No.	コメント内容	回答概要
	<p>らが保守側か説明すること。</p>	<p>0.075 秒以下であるが、地震動 Ss-D の鉛直方向の加速度応答スペクトルを見ると、この領域では固有周期が短くなると、応答は小さくなる。また、炉心支持板に載る荷重が減れば、定性的には炉心支持板のたわみも小さくなり、地震時の鉛直方向振動の振幅も小さくなる。</p> <p>以上より、炉心支持板の地震時の応答解析は、全装荷状態で行うことが保守側の評価結果を与える。</p>
13	<p>(第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント)</p> <p>千鳥では、炉心の流量配分が変わってくる。集合体/模擬体への上向き流体力が変わる。この影響について説明すること。</p>	<p>燃料取出時は 1 次系循環ポンプはポニーモータ運転であり、循環流量は定格運転と比較して 1/10 程度と小さい。また、流体力は概略流速の 2 乗に比例することから、その影響は定格運転時に比べ 1/100 程度。このため、部分装荷における群振動解析では、浮力は考慮しているものの上向き流体力はゼロとして解析している。</p> <p>部分装荷で、燃料体が装荷されない空間が生じると、その部分の流動抵抗が小さくなり、未装荷部分に冷却材が多く流れ、燃料体部に流れる流量は低下する。このため燃料体に働く上向き流体力は更に小さくなる。</p> <p>燃料体が抜けた空間を流れる冷却材流量は増加するが、通常の燃料交換においても、燃料引抜部の冷却材は増える。このような状況で、燃料交換が行える実績があることから、燃料体未装荷部分の流量増加は、燃料取出し機能に影響を与えない。</p> <p>なお、炉心部の圧力損失が小さくなることで、循環流量が増えるが、一方では 1 次主冷却系循環による主冷却系統側の圧力損失が大きくなることから、冷却材の循環流量は、一定流量以上増えることはない。</p>
14	<p>(第 25 回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント)</p> <p>部分装荷時の地震時構造健全性評価において、耐震バックチェック時に策定した地震動を用いた評価と軽水炉参考波を用</p>	<p>耐震バックチェック時に策定した地震動（以下、「Ss-D 波」）と軽水炉参考波を比較すると、水平方向の加速度では軽水炉参考波は 995 ガルと Ss-D 波の 760 ガルに比べ大きい。鉛直方向の加速度では軽水炉参考波は 464 ガルと Ss-D 波の 507 ガルに比べ小さい。また、鉛直方向の応答スペクトルで比較（炉心支持板の固有周期 0.075 秒で比較）しても、軽水炉参考波は Ss-D 波に比べ小さく、燃料体の跳び上がりは小さくなる。</p> <p>実際の炉心支持板の最大加速値で比較すると、軽水炉参</p>



No.	コメント内容	回答概要
	<p>いた評価について、飛び上がり量の評価結果に1桁の差がある。この理由と妥当性を説明すること。</p>	<p>考波は1822ガルでありSs-D波の3090ガルと6割程度となっており、軽水炉参考波による飛び上がり量が小さくなることは妥当である（飛び上がり量は気中では初速の2乗に比例する）。</p> <p>また、これまでも説明したように、燃料体は衝突を繰り返し、燃料体が落下した際、炉心支持板の上向き速度が大きい時に大きく飛び上がる。軽水炉参考波は、地震動の継続時間が短く、燃料体が繰り返し炉心支持板に衝突する機会が減ることも最大飛び上がり量が小さくなる要因となる。</p>
15	<p>（第25回もんじゅ安全監視チーム会合時のコメント）</p> <p>REVIAN-3DのV&amp;Vのうち、Verificationに関するものについて、当該解析コードと検証モデルのコードとしての整合性等を整理して説明すること。</p>	<p>炉心群振動挙動を3次元でシミュレーションする解析コードREVIAN-3Dは、群振動挙動を解析的に評価するために、単体の試験から着手し、段階的に試験体系を拡大し、解析コードの整備を進めてきた。解析コードの開発は、平成20年（2008年）から着手した。その当時、ASMEにおいてV&amp;V 10-2006が公表され、日本においても解析コードのV&amp;Vの考え方が認識されるようになっていた。このため解析コードは、ASMEのV&amp;Vの考え方を念頭に置き開発を進めてきた。</p> <p>実験と解析とを比較しながら、解析コード開発を進めてきたが、具体的には個別の計算（数理）モデルを検証し（Verification）、実験による妥当性確認を行い（Validation）、解析と試験の差が大きければ計算モデルの修正を行い、解析コードの信頼性を確保してきた。</p> <p>解析コード全体を俯瞰して見た場合、Verificationとして区分される代表的な事例を挙げると、①自由落下挙動の計算モデルを理論解と比較（解析刻み時間が適正であることの確認）、②自由落下時の飛び上がり挙動を理論解と比較（衝突時の飛び上がり高さ、滞空時間の確認）、③自由落下時の隣接燃料体との摩擦力効果を理論解と比較、④流路網流体力の固有値解析を理論解と比較、⑤解析モデルに組み込まれる数式の物理定数は実験による確認値を使用、等である。</p>
16	<p>（面談時の追加コメント）</p>	<p>3次元炉心群振動解析コードREVIAN-3Dの開発は、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 群振動挙動への主要な影響因子を特定</li> </ul>

No.	コメント内容	回答概要
	<p>解析で試験を概ね再現ができたとしているが、その考え方を説明すること            関連コメント No.2</p>	<p>・ その影響を確認できる体系の試験を実施し、試験データを取得</p> <p>・ 解析コードで、影響因子の効果を確認</p> <p>というステップを踏みながら進めてきた。</p> <p>具体的には、試験は4つの体系：①単体、②37体群体系、③18体及び32体列体系、④127体及び313体多数体系で試験を実施した。</p> <p>試験で得られた群振動挙動の特徴のうち、代表的事例として</p> <p>① 試験：垂直加振に水平加振が加わると跳び上がり量が低減する効果</p> <p>② 試験：流路網の流体力により衝突荷重が低減する効果</p> <p>③ 試験：内部流水により跳び上がり量が増加する効果</p> <p>④ 試験：最外周付近で水平方向の衝突荷重が増大する列配置の効果</p> <p>等を確認し、主たる影響因子の影響程度を確認した。</p> <p>解析の跳び上がり量や衝突荷重の計算値と試験結果値の比較は、群振動挙動がバラツキの大きい現象であることを踏まえると、単純に数値の大小関係だけを比較して解析の妥当性を判断することには限界がある。そこで、試験で確認された群振動挙動の特徴を、時刻歴挙動の定性的比較（波形の特徴比較）、解析値の統計量（最大値/RMS値等）の比較を実施し、それらの比較検討結果を総合的に判断して、解析は試験を概ね再現できていると判断した。</p> <p>なお、解析の精度の観点から、試験結果全体を俯瞰すると、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 最大跳び上がり量に関しては、±20～30%程度の精度で評価。</li> <li>・ 最大衝突荷重に関しては、+60%程度（保守側※）の精度で評価。</li> </ul> <p>※：解析モデルでは、燃料体の鉛直軸（z軸）廻りの回転を考えていない。この結果、解析モデル上では燃料体同士の衝突がパッド部の面同士の衝突となり、解析により算出された衝突荷重は実際の衝突現象に比べ大きな値となる。</p>

No.	コメント内容	回答概要
17	<p>(面談時の追加コメント)</p> <p>燃料体の跳び上がり評価ではどのような保守性を考慮しているのか説明すること</p> <p>関連コメント</p> <p>No.10,24</p>	<p>燃料体の保有する崩壊熱も放射能レベルも十分減衰しており、冷却機能を喪失しても燃料被ふく管が破損することはない。また、燃料取扱い事故が発生しても、周辺公衆に対し著しい被ばくリスクを与えることはなく安全性は確保されている。このため、燃料体の跳び上がり評価では、現実的に想定される条件設定の下で基本的にノミナル値ベースの解析評価を実施している。</p> <p>例えば、構造物の地震応答解析では、設計値を使うことが基本となっている。これは構造物の剛性が固有周期に影響を与えることによる。今回の炉心群振動解析においても、解析に用いる定数は、設計値あるいは 200℃における材料の物性値、実験による実測値を使用している。従って、振動パラメータや物性値等に保守性を見込んでおらず、平均的挙動を示す結果となる。燃料体の跳び上がり評価で考慮している保守性は、機器の耐震評価と同様に、評価に用いる地震動、機器の減衰定数、炉心支持板の応答に保守性が含まれる。</p> <p>① 基準地震動策定に当たっては、考慮対象とする活断層の規模、断層面及びアスペリティの設定位置、応力降下量等の不確かさを考慮して、保守的に策定する。また、もんじゅにおいては大きな地震は、距離が近い活断層によってもたらされるが、逆に地震動の継続時間は短い。しかし、応答スペクトル手法に基づく地震動設定では、震源が遠い活断層の規模と距離を考慮しており、地震動の継続時間は十分長い。この結果、応答スペクトル手法に基づく地震動設定は、地震動継続時間の観点から保守的な設定となっている。</p> <p>② 機器の減衰定数は、設備機器設計側の評価では、規格値を採用しているが、実際の機器・構造が有する減衰定数はこの数値よりも高いことから、地震時の応答は保守側の評価となる。</p> <p>③ 炉心支持板は、周辺部に比べ振動が最も大きくなる中央部の応答を用いて評価を実施している。炉心支持板中央部の地震応答を用いることで、最大</p>

No.	コメント内容	回答概要
		<p>跳び上がり量が保守的な値が得られるようにしている。</p>
18	<p>(面談時の追加コメント) 極値統計を分かり易く説明すること 関連コメント No.10</p>	<p>燃料体の跳び上がりは、炉心支持板との衝突現象を伴うため、確定論的に燃料体の挙動を追うことには限界がある。しかし、炉心支持板の振動が一定の振幅の中で振動すること、燃料体の炉心支持板への衝突速度も一定の幅の中で変動することを考えれば、確率論的に取り扱うことは可能である。</p> <p>評価の対象としているのは、燃料体の最大跳び上がり量である。燃料体個々の跳び上がり量も分布を持つ。解析や実験によって評価対象としている値は、それぞれの燃料体跳び上がりの最大値である。これは、個々に分布を有したデータの中から、最大値を抽出し、その最大値の分布がどうなるかを調べることに等しい。</p> <p>このような、最大値の分布を調べる方法として、極値統計論がある。この理論を37体群体系実験に適用し、跳び上がり量がどのように整理されるか調べた。</p> <p>燃料体の最大跳び上がり量の分布は概ね二重指数分布(Gumbel分布)に従うことを確認し、燃料体跳び上がり量の最大値は、一定の信頼度を有して推定可能なことを確認した。また、37体群体系の跳び上がり実験では、解析が実験結果を保守側に評価することも確認した。</p> <p>また、もんじゅ燃料体の跳び上がり量評価結果は、ほぼ二重指数分布に従うことが確認されており、解析による燃料体の跳び上がり量評価は一定の信頼度をもって最大跳び上がり量を推定している。</p>
19	<p>(面談時の追加コメント) 想定を超えた燃料体の跳び上がりが発生した場合の影響を説明すること</p>	<p>燃料体の跳び上がりが40 mmを超えると燃料体頂部が燃料交換装置等との干渉、45 mmを超えると燃料体同士の上パッド外れが発生し、燃料取出し機能に影響を与える可能性がある。40～90 mmの範囲で、これ以外に燃料取出しに影響を与えそうな因子は、燃料体頂部の炉心上部機構下端面との干渉、燃料体エントランスノズル部と連結管との勘合部外れがある。</p> <p>なお、パッド部は上下に長さ約7.5 mm×高さ約2 mmのテーパを有しているため、パッド部長さ(45 mm程度)を超え</p>

No.	コメント内容	回答概要
		<p>て跳び上がり、燃料体が隣接燃料体のパッド部上に乗り上がったままとなる可能性は小さく、元の位置に戻る。</p> <p>想定を超えて燃料体の跳び上がりが発生し、装置や設備に異常が発生し、燃料体の取出しが不能となった場合は、原子炉容器の液面を下げる等して炉内の状況を確認し、設備の復旧・補修を行う。</p>
20	<p>(面談時の追加コメント)</p> <p>パッド外れが起きた場合について、試験結果を含め説明すること</p>	<p>実際にパッド外れが生じる炉心構成要素は一部であり、全体的な水平挙動は殆ど変化がないことが強加振条件による振動試験によっても確認されている。パッド外れが生じた場合は、パッドの接触条件が変わり、パッド部のギャップが大きくなる。これにより、炉心構成要素の水平方向の可動域が広がり、水平変位が大きくなるが、パッド部は角度の浅いテーパを持っており、跳び上がりによって乗り上げたとしても自重により落下する。</p> <p>なお、水平変位が大きくなった場合、運転時における制御棒挿入性を評価に影響が大きいですが、廃止措置段階においては、制御棒は既に挿入されている。また、炉心に残る燃料体の数も減っており、制御棒が無くても原子炉は臨界になりえない。仮にパッドが外れるような跳び上がりが生じた場合でも、原子炉施設の安全性は確保されている。</p>
21	<p>(面談時の追加コメント)</p> <p>炉心支持板の変位はどの程度となるのか説明すること</p>	<p>燃料体の跳び上がり評価に用いた炉心支持板の鉛直方向の加速度時刻歴波を、2回積分すれば炉心支持板の鉛直方向の変位が求まる。ただし、建物も鉛直方向に揺れていることから、基準位置を設定する必要がある。原子炉容器の鉛直方向の振動は、ペDESTAL部から原子炉容器側に伝わることから、ペDESTAL部を基準に、炉心支持板の鉛直変位を算定する。</p> <p>ペDESTAL部の鉛直変位と炉心支持板の鉛直変位の差から炉心支持板の鉛直方向の変位量(ペDESTAL部に対する炉心支持板の相対変位)を評価すると、最大4.2mmとなる。炉心支持板はこの程度、鉛直方向に変位しているものと推定される。</p>
22	<p>(面談時の追加コメント)</p> <p>本解析手法の限界</p>	<p><b>解析手法の限界(適用範囲)について</b></p> <p>炉心群振動は、多数体の複数個所による衝突・ガタなどの非線形性を多く含む現象のため、個々の集合体の時刻歴</p>

No.	コメント内容	回答概要
	<p>(適用できる範囲)について説明すること。また、本解析手法を汎用的に使用する際の課題は何か説明すること</p>	<p>挙動を完全に再現することは限界がある。一方で、評価の対象となる跳び上がり量、衝突荷重の発生頻度や最大値については、ある一定の精度*でもって評価が可能であることを確認している。</p> <p>(*：跳び上がり量最大値は±20%～30%程度の誤差、衝突荷重最大値は安全側に評価)</p> <p>本解析手法は、FBR 炉心体系（六角配列）を前提としている。また、炉心構成要素のビームモデル、バネ要素を弾性要素で模擬している。そのため、炉心構成要素や衝突部が弾性的な挙動を示す範囲が解析の適用範囲となる。</p> <p>さらに、跳び上がりが大きくなると、パッド部など水平方向の支持条件（パッド部ギャップによる可動域）が変化し、水平方向の挙動に影響を与える。本解析手法は、このパッド外れが生じた状態も評価を可能としており、振動試験による検証も実施している。ただし、大多数の炉心構成要素がパッド外れを生じるような条件（支持板からエントランスノズルが抜けてしまうような条件）では、振動試験による検証も困難であり、その妥当性は検証できていないため、解析の適用範囲から外れる。</p> <p><b>解析の課題について(設計ツールとして汎用的に使用する上での課題)</b></p> <p>パッドを外れない程度、もしくは、一部の炉心構成要素がパッド外れを生じる程度の跳び上がり量（～数十 mm）、及び、炉心構成要素が弾性的な挙動を示す範囲での水平変位、衝突荷重を算出するような条件において、炉心群振動解析手法に現時点で把握している技術的な課題はほぼ解決済みである。</p> <p>しかし、本手法を設計ツールとして汎用的に使用する上では、以下の課題が残る。</p> <p>炉心群振動解析による評価値には、跳び上がり量、パッド部衝突荷重、制御棒案内管頂部変位などがある。解析パラメータには、衝突パラメータ（衝突剛性、減衰）、嵌合部ギャップ、流体力、摩擦係数、物性値など多くのパラメータがあるが、評価値ごとにパラメータが保守的となる方向</p>

No.	コメント内容	回答概要
		<p>は異なる。</p> <p>よって、解析を行うに当たっては、評価の目的に合わせて適切な保守性を確保するためのパラメータの設定が必要となる。これには、各パラメータがもつ影響度合い（感度）を確認するための感度解析を実施し、保守側（安全側）の解析結果が得られるよう、安全余裕などを考慮した適切なパラメータの組み合わせを設定する必要がある。今後は、感度解析を実施し、評価目的に応じた保守性を確保するパラメータ設定を明らかにすることが課題と考えている。</p>
23	<p>（面談時の追加コメント）</p> <p>刺激係数の値からは炉心重量が小さい様に推察される。炉心支持板の応答解析が適切か確認すること。</p> <p>関連コメント No.8</p>	<p>本評価で使用した原子炉構造の鉛直方向の応答評価モデルは、耐震バックチェック時に使用したモデルを用いて、廃止措置段階の条件に修正（温度、ヤング率など）したものである。今回使用したモデルは、耐震バックチェック時のモデルと固有値を比較することで解析モデルの妥当性を確認しており、炉心支持板の応答は適切である。</p> <p>また、ご質問の炉心の燃料体の質量に関しては、炉心質量 163ton 及び炉心支持構造の内部構造物（連結管など）22.5ton を、炉心支持板に付加重量として入力しており、適切に設定している。</p> <p>なお、原子炉構造応答評価した解析モデルについて、鉛直方向と水平方向で使用しているコードが異なり（鉛直:FINAS,水平:NASTRAN）、刺激係数の定義が異なっている。指摘の計算された質量が大きく異なったのは、この定義の違いによるものと推察される。また、水平方向のモデルは鉛直方向では考慮していない内部コンクリートまでモデルに含めているため、モデル質量が大きく異なる。</p>
24	<p>（面談時の追加コメント）</p> <p>燃料体跳び上がり評価における不確かさ（加振波含む）はどのように評価しているか説明すること</p>	<p>① 評価に用いた地震動</p> <p>評価に用いた地震動は応答スペクトル手法に基づく地震動と、断層モデル手法に基づく地震動の2種類の地震動を用いている。炉心の群振動挙動は、衝突現象を含み、最大値がバラツク現象のため、地震継続時間が短い断層モデル手法に基づく地震動の場合は、地震波が変わる毎に炉心群振動の最大値が変化する可能性を有す。一方、応答スペクトル手法に基づく地震動の</p>

No.	コメント内容	回答概要
		<p>場合は、地震動継続時間が長いため、炉心群振動の最大値は一定の信頼度を持って炉心群振動挙動の最大値を推定している。</p> <p>② 炉心支持板における地震動入力条件</p> <p>炉心支持板の剛性は高いものの、地震時の鉛直動応答は周辺部よりも中央部で大きくなる。燃料体の跳び上がり評価では、跳び上がり評価が保守的となるよう、炉心支持板中央部の応答を入力している。この結果、炉心支持板中央から離れた位置に装荷される燃料体の跳び上がり量に対し、実際の挙動と比較して大きな値が得られる評価となっている。</p> <p>③ 二重指数分布による推定</p> <p>燃料体の跳び上がりデータのサンプル数が多くなれば、統計論的にその分布は一定の形に漸近する。応答スペクトル手法に基づく地震動の燃料体の跳び上がり最大値評価に二重指数分布を適用した場合、データのプロットはほぼ直線上に並ぶ。燃料体の最大跳び上がり量の分布が二重指数分布に従うと仮定すれば、一定の信頼度を持って跳び上がり量の最大値を推定している。</p>
25	<p>(面談時の追加コメント)</p> <p>燃料体の跳び上がり量評価について、解析結果が概ね妥当であることを試験結果試験結果から分かり易く説明するとどうなるか示すこと。</p>	<p>耐震バックチェック時に実規模の模擬燃料体を用いて、単体の振動試験を実施している。その際、S2地震動を係数倍した地震動によって、燃料体の跳び上がり試験を実施し、データを取得している。</p> <p>基準地震動 Ss-D の炉心支持板の加速度 31m/s<sup>2</sup> と同等の加振試験(加速度 35m/s<sup>2</sup>)における模擬燃料体の最大跳び上がり量は 41mm であった。この試験結果は流水中の試験結果である。廃止措置段階では、循環ポンプはポニーモータ運転であり、通常運転時の炉心流量と比較して 1/10 程度となっている。このため、燃料体頂部と下部の圧力差は小さく、流体の流れによる上向きの力はほとんど無視できる。その結果、流体の流れによる見かけの重力加速度は半減し、跳び上がり量も概ね半減する。この半減効果を考慮して跳び上がり量を評価すると約 20mm となる。解析評価で得られた燃料体の跳び上がり量は最大 17mm。炉心支持板</p>



No.	コメント内容	回答概要
		の加速度の差を考慮すれば、解析による最大跳び上がり量は小さくなる方向であり、試験と解析値は概ね整合する。

コメント No.1 に対する回答

赤枠内は機微情報につき公開できません。

模擬燃料体の部分装荷における影響評価について  
(改正 4)

令和 2 年 3 月 24 日

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構

## 1. はじめに

模擬燃料体を部分的に装荷すること（以下「部分装荷」という）に関し、第25回もんじゅ安全監視チーム会合でのコメントを踏まえ、部分装荷とすることで炉心からの燃料体の取出し作業に影響する要因を網羅的に抽出し、安全性、燃料体取出し機能維持の観点から、影響の有無と影響程度を評価した。その結果、部分装荷の状態においても原子炉施設の安全性は確保され、部分装荷が炉心からの燃料体取出し機能や燃料体の取出し作業に係る設備に影響を与えないことを確認した。

## 2. 影響評価の視点

以下の視点から部分装荷による影響要因を網羅的に抽出し、それら要因について影響の有無と影響程度を確認した。

### (1) 安全性への影響

廃止措置計画申請書 添付書類四に「廃止措置中の過失、機械又は装置の故障、地震、火災等があった場合に発生すると想定される事故の種類、程度、影響等の評価」が記載されている。この評価結果に対する部分装荷の影響を確認した。

### (2) 燃料体取出し機能への影響

部分装荷によって燃料体未装荷箇所空間が増える。空間が増えることによる燃料取扱設備の燃料体取出し機能への影響及び燃料取扱設備の操作性への影響を確認した。

### (3) 冷却機能への影響

部分装荷によって燃料体未装荷箇所空間が増え、炉心を流れる冷却材の流量配分が変わる。流量配分の変化に伴う冷却機能への影響及び循環流量の変化による設備への影響を確認した。

### (4) ナトリウム取扱い機能への影響

ナトリウム漏えい事故防止の観点から、部分装荷がナトリウム漏えいやカバーガス漏えいに与える影響及びナトリウム漏えい対策設備への影響を

確認した。

(5) 放射線防護機能への影響

放射線防護の観点から、部分装荷において放射性物質拡散防止機能や遮蔽機能に与える影響を確認した。

(6) 放射性廃棄物の処分への影響

廃棄物発生量低減の観点から、廃棄物処理・処分への影響を確認した。

3. 確認結果

確認結果の概要を以下に示す。確認に当たっては、まず、影響の有無と影響程度を定性的に確認し、必要な場合は定量的な評価を加え確認した。また、部分装荷の固有の影響か否かも考慮した。例えば、設備が故障すれば燃料取出しに影響を与えるが、この影響は全装荷においても部分装荷においても同じであり、この場合、部分装荷と全装荷の影響は同じと評価した。

これら確認結果を踏まえ、原子炉施設の安全性の観点及び燃料体の取出しの観点から影響確認結果を分類し、表 1-1「部分装荷による影響評価一覧」に整理した。

(1) 安全性への影響

事故評価への影響については、既認可の評価に包含され、部分装荷による影響はない。災害評価への影響の内、地震評価以外は、既認可の評価に包含される。地震に対しては、原子炉容器や燃料取出設備の耐震性が確認されており、放射性物質の閉じ込め機能は確保されている。しかし、模擬燃料体を装荷しない部分の空間が増え、地震時には燃料体の水平方向の振動が増加することが予想される。このため、地震時の燃料体の健全性は、3次元群振動解析により、燃料体が大きく変形しないことを確認し、部分装荷の状態においても炉心体系が維持されることを確認した。

また、事故発生時の対応、災害発生時の対応、大規模損壊発生時の対応は、部分装荷、全装荷にかかわらずその対応は基本的に同じであり、影響程度に

差異はない。

## (2) 燃料取出し機能への影響

部分装荷の状態では、隣接燃料体との接触面の減少、燃料体同士の隙間も増加する。

このため、未装荷の空間が増えることにより、地震時の燃料体の振動が変わり、燃料取出し機能への影響に影響することが想定されたが、前述の通り、燃料体が大きく変形しないことを確認し、燃料取出し機能へ影響を与えないことを確認した。

また、燃料体を装荷しない領域の流量は増加するが、このような流量増加は全装荷時における燃料体の取出し時においても発生しており、燃料体取出しへの影響はない。

一方、炉心部全体の流動抵抗が減少することで 1 次主冷却系の冷却材循環流量は増加する。しかし、1 次主冷却系全体の圧力損失が増加するため、循環流量は一定流量以上増えない。また、1 次主冷却系の循環ポンプの運転は定回転数運転であり、流量が増加するとポンプの揚程が低下することから、循環流量が増加してもポンプ（ポニーモータ）の負荷はほとんど増加せず、ポンプの継続運転に支障はない。

地震時の燃料体の跳び上がりも評価したが、その量は 20 mm を超えない程度であった。この程度の跳び上がり量であれば、燃料交換装置や炉心上部機構と干渉せず、ラッパ管のパッド外れも発生せず、燃料体が跳び上がった後も元の位置に収まり、燃料交換装置の燃料取出し機能に影響を与えない。また、落下時の炉心支持板との衝突で鉛直方向の荷重が発生するが、この圧縮荷重によって、ラッパ管、燃料被ふく管共に座屈しないことを確認した。

燃料交換設備への影響として、燃料体の傾きを評価した結果、エントランスノズル部の嵌合部の隙間によって制限されており、燃料体周囲に空間が発生しても、燃料体頂部の変位は設計範囲内であり、燃料交換装置への影響はないことを確認した。その他、燃料取扱設備への影響はないことを確認する

とともに、燃料取扱設備に故障等が発生した場合の対応は、部分装荷、全装荷にかかわらずその対応は基本的に同じであり、影響程度に差異はないことを確認した。

部分装荷では、模擬燃料体を炉心に装荷しないことから、操作手順が変わり、操作手順プログラム変更等の影響が発生する。しかし、部分装荷の実施までには十分な期間があり、作動試験を行うことでプログラム変更誤りのリスクは回避できる。また、全装荷時にも同様の操作手順が含まれており、操作員は操作に習熟している。操作手順の変更より燃料体取出し工程が影響を受けることはない。

### (3) 冷却機能への影響

部分装荷によって空いた領域の流動抵抗が減少し、その部分の流量が増加し、燃料体に流れる冷却材流量が減少する。部分装荷時における炉心燃料の冷却性を確認するため、ナトリウムが流れない状況を想定し、燃料被ふく管肉厚中心温度を評価したが、その温度は 218℃であった。このため、部分装荷状態において、燃料体に全く冷却材が流れない状況を想定しても、燃料被ふく管肉厚中心温度がこの温度を超えることはない。

### (4) ナトリウム取扱い機能への影響

部分装荷は炉心構成の変更であり、ナトリウムやカバーガスの隔壁を形成する設備に変更はない。このため、部分装荷はナトリウムの保持機能及びカバーガスの正圧保持機能に影響を与えない。同様に、ナトリウム凍結防止設備及びナトリウム漏えい対策設備に変更はなく、ナトリウム凍結防止及びナトリウム漏えい対策への影響はない。

### (5) 放射線防護機能への影響

部分装荷は炉心構成の変更であり、放射性物質を内包するナトリウムやカバーガスの境界を形成する機器や放射線遮蔽に係る設備に影響を与えない。なお、燃料被ふく管ギャップ内の放射性ガスは十分減衰しており、燃料

体全数の破損を想定しても、周辺公衆に対し著しい放射線被ばくリスクを与えないことを、既認可申請書で評価済みである。

#### (6) 放射性廃棄物の処分への影響

模擬燃料体が減ることにより燃料洗浄設備の負荷が減り、洗浄廃液や放射性廃棄物の発生量は減少する。

#### 4. 想定を超えて燃料体の取出しができない事態が発生した場合の対応

これまで、部分装荷とすることで炉心からの燃料体の取出しに影響する要因を網羅的に抽出・評価したが、リスク対応として燃料体の取出しができない事態を想定し、その対応を整理した。

その結果、廃止措置段階のもんじゅにおいては、放射線の影響は低く、燃料体の崩壊熱低いため、ナトリウムの液面を下げ、検査孔や予備孔を利用して内部の観察が可能であることから、燃料交換装置等の記録や内部観察によって、炉内の状況を把握し、その情報を基に必要な回収装置を製作して燃料体を取り出していく。

#### 5. まとめ

部分装荷とすることで炉心からの燃料体取出し作業に影響する要因を網羅的に抽出し、原子炉施設の安全性、燃料体の取出しの観点から影響程度を評価確認した。その結果、部分装荷を実施する上で、地震時における燃料体への影響、炉心流量が変化する影響等について確認しておくことが必要であり、確認した結果、いずれも、原子炉施設の安全性が確保され、燃料体の取出し作業に支障がないことを確認した。

また、想定を超えて燃料体の取出しができない事態が発生した場合においては、炉内の状況を把握した上で、必要な回収装置を製作し、燃料体を取り出していく。

以上

表1-1 部分装荷による影響評価一覧

				【影響】			
模擬燃料体の部分装荷	1 安全性への影響	1-1 事故評価への影響	1-1-1 燃料取扱事故	1-1-1-1 部分装荷状態が既評価へ与える影響	A	既認可の評価に包含される	
				1-1-1-2 部分装荷時における燃料取扱事故対応への影響	A	対応は全装荷の場合と同じ。燃料体の取出しは中断し、安全を確認する	
			1-1-2 Na漏えい事故	1-1-2-1 部分装荷状態が既評価へ与える影響	A	既認可の評価に包含される	
				1-1-2-2 部分装荷時におけるNa漏えい事故対応への影響	A	対応は全装荷の場合と同じ。燃料体の取出しは中断し、安全を確認する	
			1-1-3 Arガス漏えい事故	1-1-3-1 部分装荷状態が既評価へ与える影響	A	既認可の評価（燃料取扱事故）に包含される	
		1-1-3-2 部分装荷時におけるArガス漏えい事故対応への影響		A	対応は全装荷の場合と同じ。燃料体の取出しは中断し、安全を確認する		
		1-1-4 臨界事故	1-1-4-1 部分装荷状態が既評価へ与える影響	A	残存する燃料体では臨界とならない		
			1-1-4-2 部分装荷時における臨界事故対応への影響	A	炉心燃料132体が取出されており、臨界事故は発生しない		
		1-2 災害評価への影響	1-2-1 地震	1-2-1-1 部分装荷状態が既評価へ与える影響	C	現段階では制御棒挿入機能は不要。原子炉容器、しゃへいプラグ等に変更なく、放射性物質が系外へ直接放出されない。但し、ラッパ管及びエントランスノズルの健全性を評価し、燃料体が大きく変形しないことを確認	
				1-2-1-2 部分装荷時における地震時の燃料体の取出しへの影響	A	燃料体の取出しを中断し、安全を確認。なお、炉内構造物に加わる重量が軽くなるが、炉内構造物全体から見ればわずかで影響はない	
	1-2-2 津波/竜巻/火山噴火		1-2-2-1 部分装荷状態が既評価へ与える影響	A	建物、電源設備に変更無し。炉心冷却は現段階で安全上必要無い		
			1-2-2-2 部分装荷時における津波/竜巻/火山噴火時の燃料体の取出しへの影響	A	対応は全装荷の場合と同じ。燃料体の取出しは中断し、安全を確認する		
	1-2-3 火災/内部溢水		1-2-3-1 部分装荷状態が既評価へ与える影響	A	建物、各設備に変更無し。炉心冷却は現段階で安全上必要無い		
	1-2-3-2 部分装荷時における火災/内部溢水時の燃料体の取出しへの影響	A	対応は全装荷の場合と同じ。燃料体の取出しは中断し、安全を確認する				
	2 大規模損壊対応への影響	A 影響緩和措置であり、対応が変わることは無い					
		3 燃料取出し機能への影響	3-1 炉心体系が変わることの影響	3-1-1 未装荷箇所の空間が増えることの影響	3-1-1-1 隣接燃料体からの拘束面が減る影響	D	地震時のラッパ管及びエントランスノズルの健全性を評価し、燃料体が大きく変形しないことを確認
					3-1-1-2 燃料体周囲の隙間が増大する影響	D	地震時のラッパ管及びエントランスノズルの健全性を評価し、燃料体が大きく変形しないことを確認
					3-1-1-3 流量が変化する影響	B	燃料交換時の流量と同じ。1次主循環ポンプの運転に支障の無い範囲
				3-1-2 地震時に跳び上がることの影響	3-1-2-1 他機器と干渉する可能性	D	跳び上がり量を評価。最大でも20mmを超えない程度であり、燃料交換装置や炉心上部機構に接触しない
					3-1-2-2 燃料体頂部変位が大きくなる可能性	D	跳び上がり量を評価。最大でも20mmを超えない程度であり、燃料体はラッパ管のパッド部や連結管で拘束され、変位は制限される
3-2 燃料交換設備への影響			3-2-1 燃料交換装置への影響	3-2-1-1 部分装荷状態が装置に与える影響	D	燃料体頂部の変位は設計範囲内であり、燃料体の取り出しは可能	
				3-2-1-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。設備を復旧し、燃料体の取出しを再開する	
			3-2-2 炉内中継装置への影響	3-2-2-1 部分装荷状態が装置に与える影響	B	模擬燃料体を炉心に装荷しない。「空ポット移送」と同じ工程	
				3-2-2-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。設備を復旧し、燃料体の取出しを再開する	

【凡例】  
A:原子炉施設の安全性の観点から影響ない  
B:燃料体の取出しの観点から影響ない  
C:原子炉施設の安全性の観点で確認が必要  
D:燃料体の取出しの観点で確認が必要  
E:廃棄物が低減される

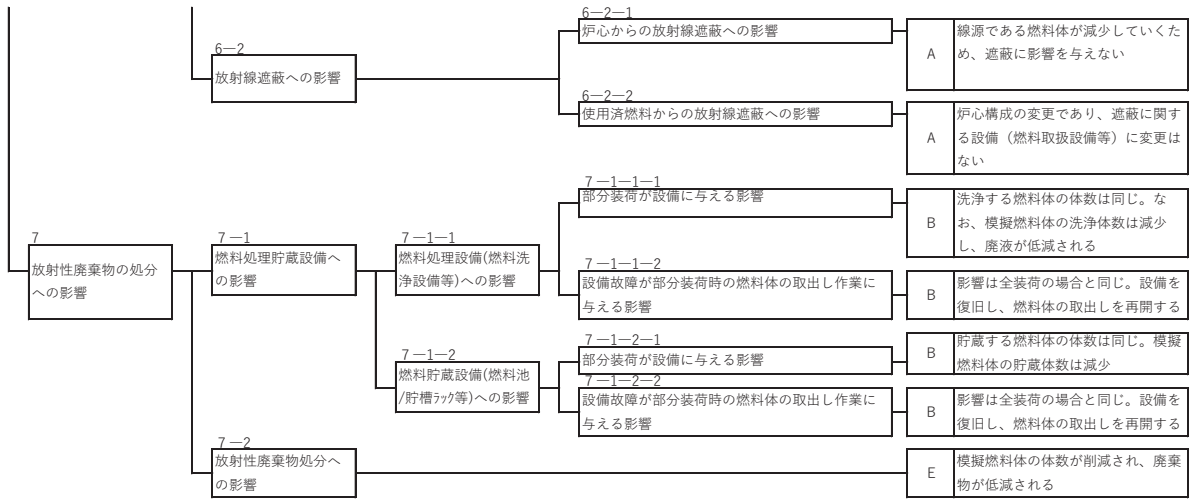


表1-1 部分装荷による影響評価一覧

3-2	3-2-3 回転プラグへの影響	3-2-3-1 部分装荷状態が設備に与える影響	B	炉心構成の変更であり、回転プラグの設備変更はない	
		3-2-3-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。位置決め機能に支障がある場合、設備を復旧し、燃料体の取出しを再開する	
	3-2-4 しゃへいプラグへの影響	3-2-4-1 部分装荷状態が設備に与える影響	B	当該部分の燃料体は取出されるため影響はない	
		3-2-4-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。放射線遮蔽や気密機能に支障がある場合、設備を復旧し、燃料体の取出しを再開する	
	3-2-5 炉内構造物への影響	3-2-5-1 部分装荷状態が設備に与える影響	B	炉内構造物に加わる重量が軽くなるが、炉内構造物全体から見ればわずかで影響はない	
		3-2-5-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。想定を超えた場合の措置として対応	
	3-2-6 原子炉容器への影響	3-2-6-1 部分装荷状態が設備に与える影響	B	炉心構成の変更であり、原子炉容器の設備変更はない	
		3-2-6-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。想定を超えた場合の措置として対応	
	3-2-7 保修用機器への影響	3-2-7-1 部分装荷状態が設備に与える影響	B	炉心構成の変更であり、保修用機器の設備変更はない	
		3-2-7-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。設備を復旧し、作業を再開する	
	3-2-8 計測制御系への影響	3-2-8-1 部分装荷状態が設備に与える影響	B	炉心構成の変更であり、計測制御系の設備変更はない	
		3-2-8-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。設備を復旧し、作業を再開する	
	3-2-9 炉心上部機構への影響	3-2-9-1 部分装荷状態が設備に与える影響	B	炉心構成の変更であり、炉心上部機構の設備変更はない	
		3-2-9-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	B	影響は全装荷の場合と同じ。放射線遮蔽や気密機能に影響する場合は復旧し、作業を再開する	
	3-3 燃料取扱設備の操作への影響	3-3-1 計測制御系への影響	3-3-1-1 部分装荷状態が設備に与える影響	D	警報発報要因となるものの、燃料体頂部の変位は設計範囲内
	3-3-2 操作手順への影響	3-3-2-1 操作手順変更の影響	D	手順書変更に必要な期間は十分	
		3-3-2-2 操作員への影響	D	基本は自動化運転、個別操作も習熟されている	
	3-3-3 自動制御ソフトへの影響	3-3-3-1 操作手順プログラムへの影響	D	プログラム変更に必要な期間は十分	
3-3-3-2 プログラム変更誤りのリスク		D	工場試験、実作動試験で確認		
4 冷却機能への影響	4-1 炉心燃料への影響	4-1-1 炉心流量変化による影響	4-1-1-1 未装荷領域に冷却材が多く流れ、燃料装荷領域の流量が減ることの影響	A	流動が無くとも冷却可能（燃料被ふく管温度は218℃）
5 ナトリウムの取扱い機能への影響	5-1 空気との直接接触防止への影響	5-1-1 隔壁(バウンダリ)への影響	A	炉心構成の変更であり、隔壁(バウンダリ)に変更はない	
		5-1-2 カバーガスへの影響	A	炉心構成の変更であり、カバーガスの境界やシール部に変更はない	
	5-2 ナトリウム凍結防止への影響	5-2-1 保温材/予熱設備への影響	B	炉心構成の変更であり、保温材/予熱設備に変更はない。	
		5-2-2 入熱機能喪失（電源喪失）による影響	B	対応は全装荷の場合と同じ。電源喪失時は電源車等で給電し、入熱する	
5-3 ナトリウム漏えい対策への影響	5-3-1 ナトリウム漏えい対策設備への影響	A	炉心構成の変更であり、ナトリウム漏えい対策設備に変更はない		
6 放射線防護機能への影響	6-1 放射性物質拡散防止への影響	6-1-1 気密機能への影響	A	炉心構成の変更であり、気密機能に関わる設備（しゃへいプラグ、燃料取扱設備）に変更はない。	
		6-1-2 放射性物質浄化機能への影響	A	現段階で安全上必要な無い機能	

【凡例】  
A:原子炉施設の安全性の観点から影響ない  
B:燃料体の取出し作業の観点から影響ない  
C:原子炉施設の安全性の観点で確認が必要  
D:燃料体の取出しの観点で確認が必要  
E:廃棄物が低減される

表1-1 部分装荷による影響評価一覧



**【凡例】**  
 A:原子炉施設の安全性の観点から影響ない  
 B:燃料体の取出し作業の観点から影響ない  
 C:原子炉施設の安全性の観点で確認が必要  
 D:燃料体の取出しの観点で確認が必要  
 E:廃棄物が低減される

表1-2 事故評価への影響

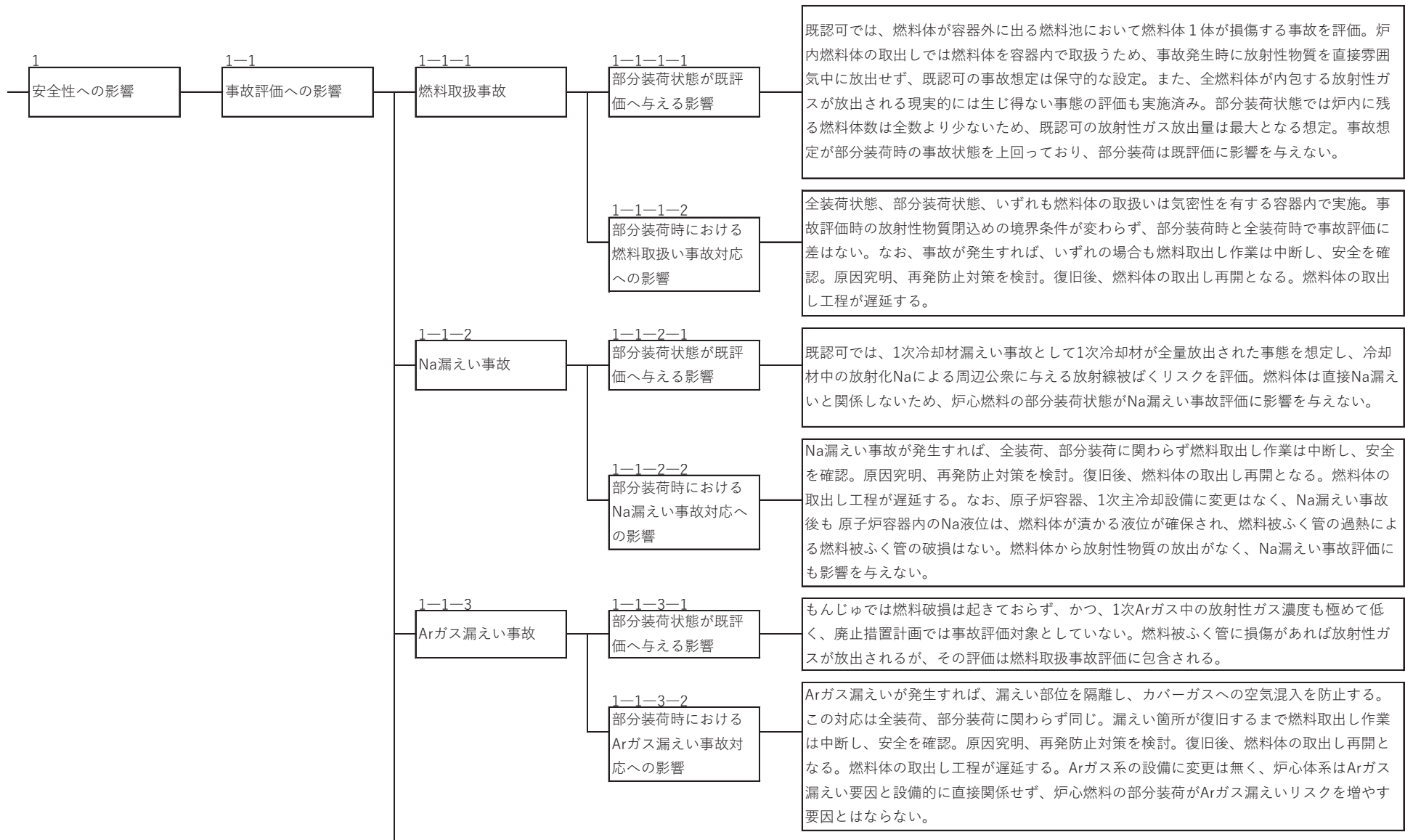


表1-2 事故評価への影響

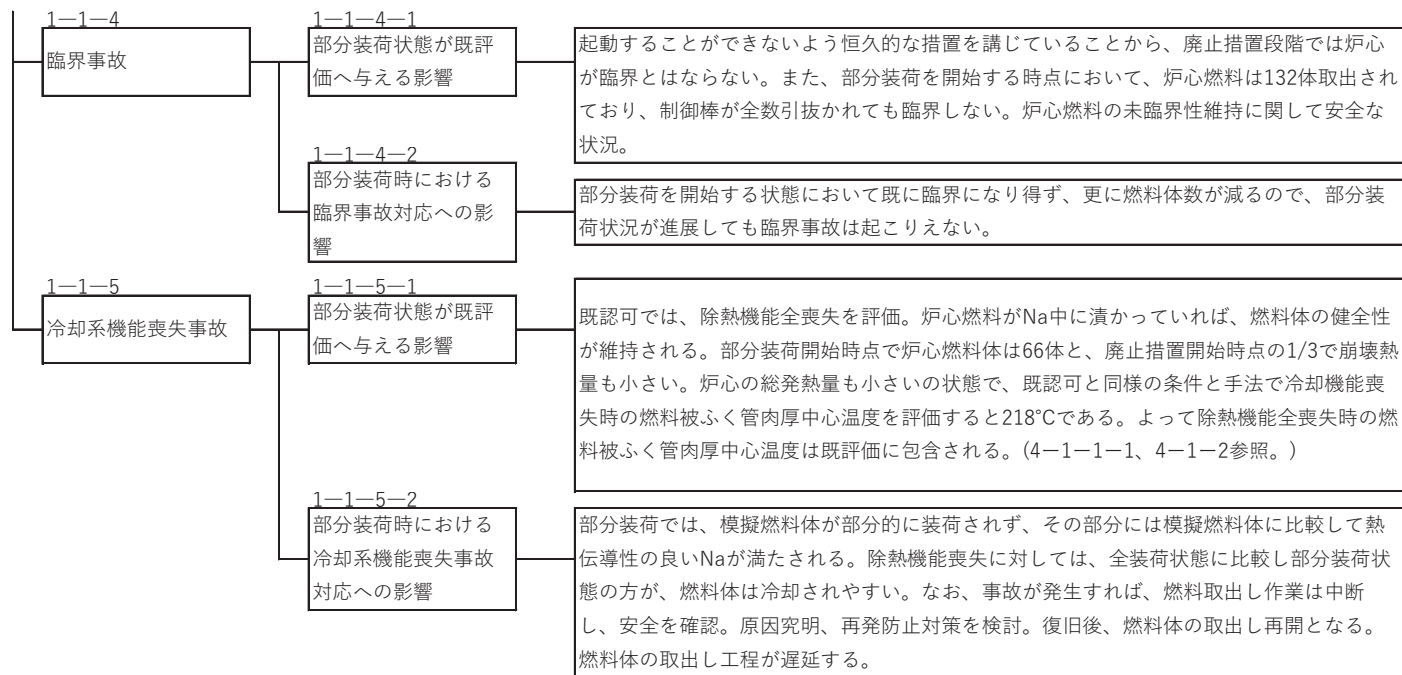


表1-3 災害評価への影響



表1-3 災害評価への影響

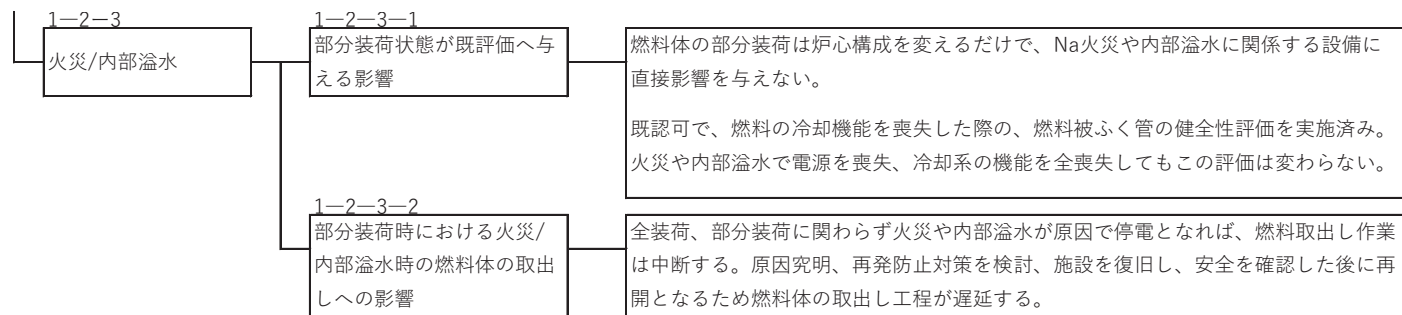


表1-4 炉心体系が変わることの影響

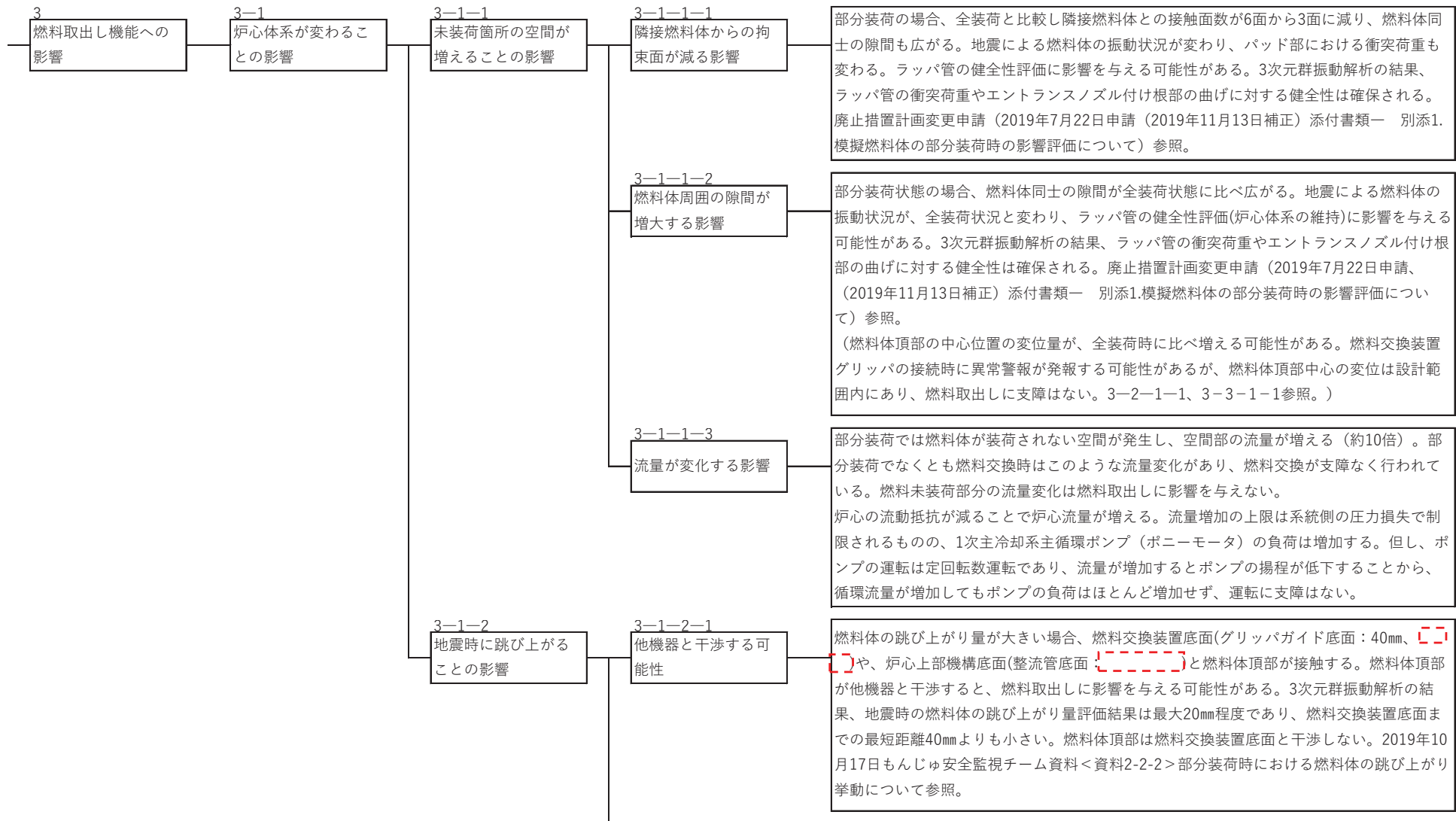


表1-4 炉心体系が変わることの影響

<p>3-1-2-2 燃料体頂部変位が大きくなる可能性</p>	<p>燃料体の跳び上がり量が多い場合、ラッパ管上部パッド部高さ(45mm)や、ラッパ管エントランスノズルと連結管との嵌合部深さ(---)を超えると、燃料体頂部中心位置の変位量が大きくなり、燃料取出しに影響を与える可能性がある。3次元群振動解析の結果、地震時の燃料体の跳び上がり量評価は最大20mmを超えない程度であり、ラッパ管上部パッド部高さ45mmよりも小さい。燃料体頂部中心位置の変位量は、エントランスノズルと連結管との嵌合部の隙間から制限される傾きを超えて変位することはない。2019年10月17日もんじゅ安全監視チーム資料&lt;資料2-2-2&gt;部分装荷時における燃料体の跳び上がり挙動について参照。</p>
<p>3-1-2-3 炉心支持板への衝突による影響</p>	<p>跳び上がった燃料体が着地する際に炉心支持板へ衝突するが、実験に用いたラッパ管が座屈により損傷しないことを確認している。地震によって燃料体が跳び上がり、炉心支持板に衝突した際、ラッパ管の荷重は座屈荷重を超えないこと、燃料被ふく管は169本が束となっており、剛性が高く、全長で座屈することは無い。燃料被ふく管の局所的な座屈を評価しても座屈荷重を超えることは無い。</p>



表1-5 燃料取扱設備への影響

3 燃料取出し機能への影響	3-2 燃料取扱設備への影響	3-2-1 燃料交換装置への影響	3-2-1-1 部分装荷状態が装置に与える影響	部分装荷により、燃料体頂部の中心位置の変位量が、全装荷時に比べ増える可能性がある。燃料交換装置グリッパの接続時に異常警報が発報する可能性があるが、燃料体頂部中心の変位は設計範囲内にあり、燃料取出しに支障はない。廃止措置計画変更申請（2019年7月22日申請（2019年11月13日補正）添付書類一 別添1.模擬燃料体の部分装荷時の影響評価について）参照。（3-1-1-2、3-3-1-1参照）
			3-2-1-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取り出しに与える影響	全装荷、部分装荷に関わらず、燃料交換装置の作動状況に異常、トラブル等が発生すれば、燃料体の取扱機能や移送機能に支障をきたす。復旧後、燃料体の取出しを再開するが、復旧までに時間を要する場合は燃料体の取出し工程が遅延する。
		3-2-2 炉内中継装置への影響	3-2-2-1 部分装荷状態が装置に与える影響	部分装荷の場合、燃料出入機から、模擬燃料体入りの燃料移送ポットの受渡し過程がなくなる。この過程は全装荷時にも、最初の燃料移送ポットの搬入時に行われており、部分装荷による影響はない。
			3-2-2-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取り出しに与える影響	全装荷、部分装荷に関わらず、炉内中継装置の作動状況に異常、トラブル等が発生すれば、燃料体の受渡し機能に支障をきたす。復旧後、燃料体の取出しを再開するが、復旧までに時間を要する場合は燃料体の取出し工程が遅延する。
		3-2-3 回転プラグへの影響	3-2-3-1 部分装荷状態が設備に与える影響	燃料体の部分装荷は炉心構成を変えるだけであり、回転プラグの設備変更はないため、回転プラグの機能に影響を与えない。
			3-2-3-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取り出しに与える影響	全装荷、部分装荷に関わらず、回転プラグの作動状況に異常、トラブル等が発生すれば、燃料体の移送機能や燃料交換装置の位置決め機能に支障をきたす。復旧後、燃料体の取出しを再開するが、復旧までに時間を要する可能性が高く、燃料体の取出し工程が遅延する。
		3-2-4 しゃへいプラグへの影響	3-2-4-1 部分装荷状態が設備に与える影響	燃料体の部分装荷は炉心構成を変えるだけであり、しゃへいプラグの設備変更はないため、しゃへいプラグの機能に影響を与えない。
			3-2-4-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取り出しに与える影響	全装荷、部分装荷に関わらず、故障により放射線遮蔽や気密機能、回転プラグの支持機能に影響する場合は燃料燃料体の取出しを中断し、原因の調査・究明を行う。復旧までに時間を要する可能性が高く、燃料体の取出し工程が遅延する。
		3-2-5 炉内構造物への影響	3-2-5-1 部分装荷状態が設備に与える影響	部分装荷の場合、模擬燃料体を装荷しないことから、炉心支持板に加わる荷重が減る。原子炉構造全体から見ればわずかな重量変化であり、設備にほとんど影響を与えない。
			3-2-5-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取り出しに与える影響	全装荷、部分装荷に関わらず、静的機器である炉内構造物に異常が発生すれば、燃料取出し作業は中断、異常状況の調査、原因究明を行う。その後必要な補修となることが予想され、再開までに時間を要する可能性が高く、燃料体の取出し工程が遅延する。

表1-5 燃料取扱設備への影響


3-2-6 原子炉容器への影響	3-2-6-1 部分装荷状態が設備に与える影響	燃料体の部分装荷は炉心構成を変えるだけであり、原子炉容器の設備変更はないため、原子炉容器の機能に影響を与えない。
	3-2-6-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取り出しに与える影響	全装荷、部分装荷に関わらず、静的機器である原子炉容器に異常が発生すれば、燃料取出し作業は中断、異常状況の調査、原因究明を行う。その後必要な補修となることが予想され、再開までに時間を要する可能性が高く、燃料体の取出し工程が遅延する。
3-2-7 保修用機器への影響 グリッパ交換装置、プラグ取扱装置、輸送ケージ等	3-2-7-1 部分装荷状態が設備に与える影響	燃料体の部分装荷は炉心構成を変えるだけであり、保修用機器の設備変更はないため、保修用の機能に影響を与えない。
	3-2-7-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取り出しに与える影響	全装荷、部分装荷に関わらず、保修用機器の作動状況に異常、トラブル等が発生すれば、燃料取出し作業に支障をきたす。復旧後、燃料体の取出し作業再開となる。復旧までに時間を要する場合は、燃料体取出し作業全体の工程が遅延する。
3-2-8 計測制御系への影響	3-2-8-1 部分装荷状態が設備に与える影響	燃料体の部分装荷は炉心構成を変えるだけであり、燃料取扱設備の計測制御系の設備変更はないため機能に影響を与えない。
	3-2-8-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取り出しに与える影響	全装荷、部分装荷に関わらず、燃料取扱設備の計測制御系に故障、トラブル等が発生すれば、燃料取出し作業に支障をきたす。復旧後、燃料体の取出し作業再開となる。復旧までに時間を要する場合は、燃料体の取出し工程が遅延する。
3-2-9 炉心上部機構への影響	3-2-9-1 部分装荷状態が設備に与える影響	燃料体の部分装荷は炉心構成を変えるだけであり、炉心上部機構の設備変更はないため機能に影響を与えない。(燃料体の跳び上がり量は20mm程度であり、燃料体と炉心上部機構との間は  であることから衝突しない。3-1-2-1参照。)
	3-2-9-2 設備故障が部分装荷時の燃料体の取出しに与える影響	廃止措置段階において、燃料集合体出口の温度・流量計や制御棒の挿入性は不要。全装荷、部分装荷に関わらず、故障により放射線遮蔽や気密機能に影響する場合は、燃料体の取出し作業に支障をきたし、燃料体の取出しを中断。復旧までに時間を要する場合は、燃料体の取出し工程が遅延する。

表1-6 燃料取扱設備操作性への影響

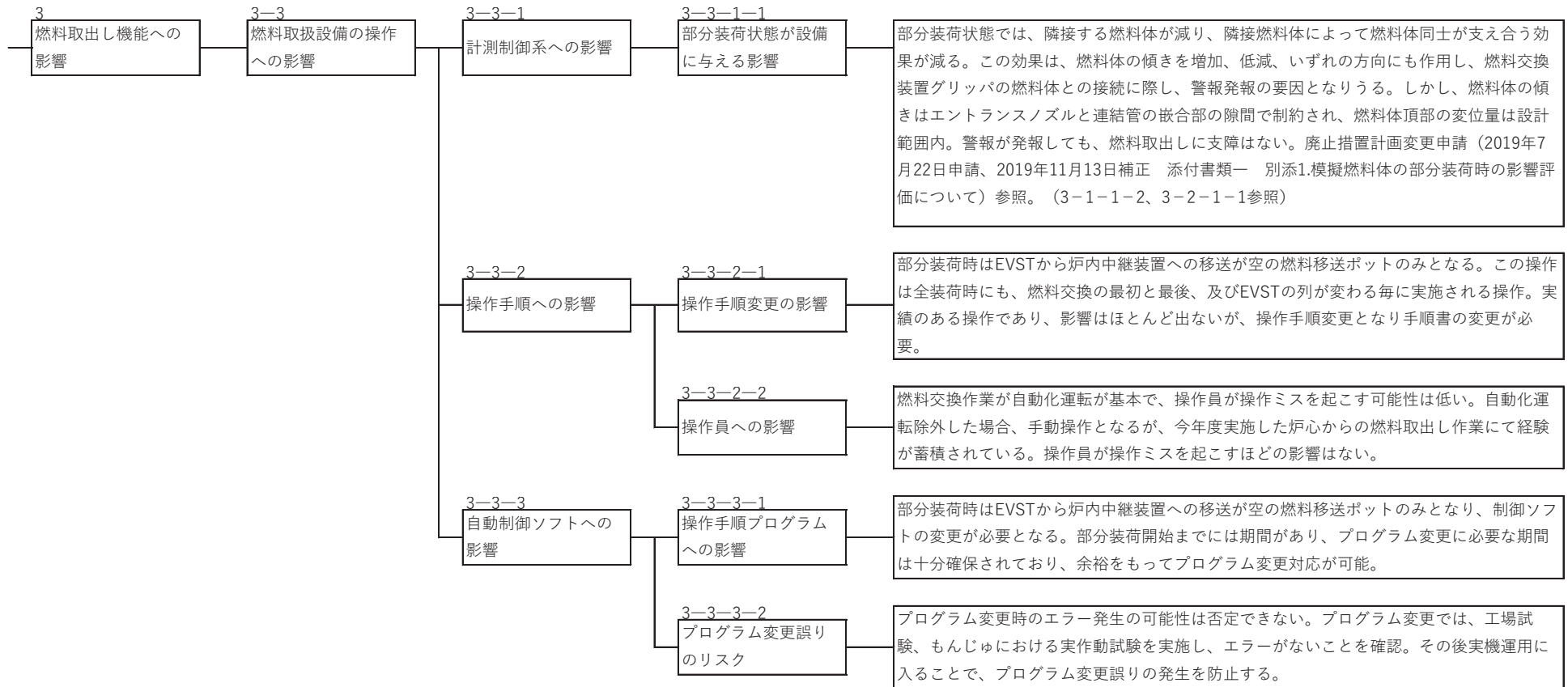


表1-7 冷却機能/Na取扱い機能への影響

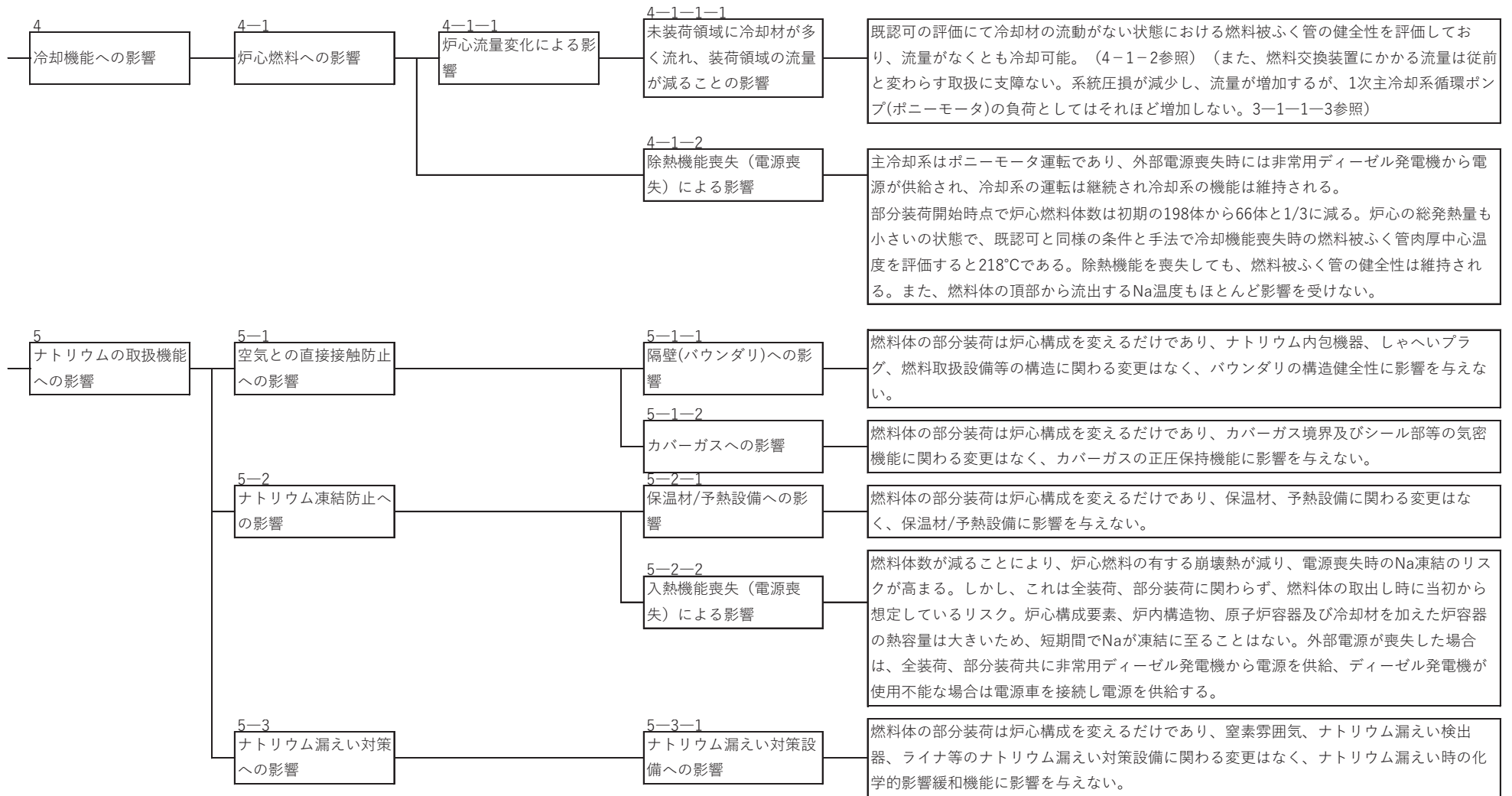
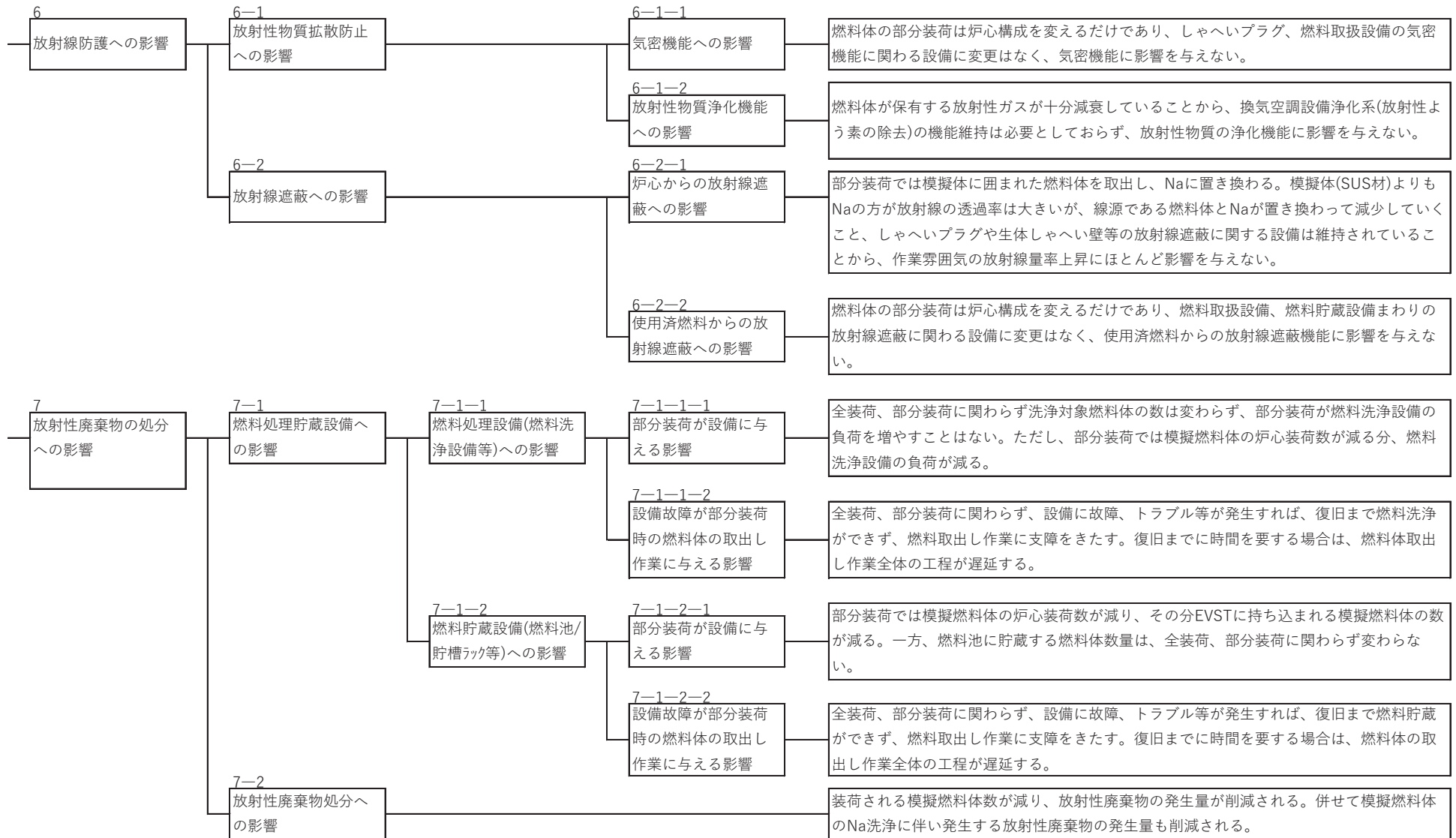


表1-8 放射線防護・放射性廃棄物処理/処分への影響



赤枠内は機微情報につき公開できません。

## 参考資料

1. 燃料体の跳び上がり時における燃料被ふく管の健全性
2. 流量変化による燃料冷却性能への影響
3. 模擬燃料体を部分装荷とした場合における冷却機能喪失時の炉心における燃料体の健全性について
4. 燃料体の取出しができない状況に至った場合の対応



赤枠内は機微情報につき公開できません。

燃料体の跳び上がり時における燃料被ふく管の健全性: 本文

## 1. 概要

耐震安全性評価では、最大規模の地震発生時に燃料体が跳び上がることが確認されている。この場合、燃料体が炉心支持板と衝突し、その反力として燃料体の鉛直方向には衝突荷重が発生する。本資料は、燃料体のラップ管及び燃料被ふく管への影響程度を評価した資料である。

## 2. 燃料体の炉心支持板への衝突

燃料体が跳び上がり、炉心支持板上に落ちると連結管の受面に衝突し、衝突荷重が発生する。この時発生する衝突荷重  $P$  を、燃料体エントランスノズル部の球面座を定数  $k$  のバネと見做し、高さ  $h$  から質量  $m$  の燃料体が落下すると考えて概算する。燃料体の落下モデルを図1に示す。落下燃料体の位置エネルギーとバネ部に蓄えられる全ひずみエネルギーを等しいとすれば、ひずみ量を  $u$ 、重力加速度を  $g$  として、以下の関係が成り立つ。

$$u = \frac{mg}{k} \left( 1 + \sqrt{1 + \frac{2kh}{mg}} \right) \quad ①$$

衝突の際に発生する荷重  $P$  は、バネ定数  $k$  とひずみ量  $u$  の積となり

$$P = uk = mg \left( 1 + \sqrt{1 + \frac{2kh}{mg}} \right) \quad ②$$

となる。また、衝突荷重  $P = \text{質量 } m \times \text{加速度 } a$  とすれば衝突時の加速度  $a$  [G] は以下ようになる。

$$\alpha = \frac{P}{mg} = 1 + \sqrt{1 + \frac{2kh}{mg}} \quad ③$$

エントランスノズル部の球面座の剛性(鉛直方向のバネ定数  $k$ )は            [N/mm]となる。

燃料体の質量  $m$  は約 180[kg]、

落下高さ  $h$  を 20 [mm]とすれば、衝突荷重  $P$  は、

①、②式の関係から  $1.05 \times 10^5$  [N]、衝突加速度  $\alpha$  は③式から 59.3[G]となる。

なお、実際はナトリウム中の落下であり、流体の効果(例えば浮力)が働き、実際の衝突加速度は 59.3 [G] よりも小さくなる(解析では 40~50[G]となっている)。

本資料では衝突による燃料体への影響程度を評価するため、加速度  $\alpha$  は保守的な値として 60[G]を用いる。

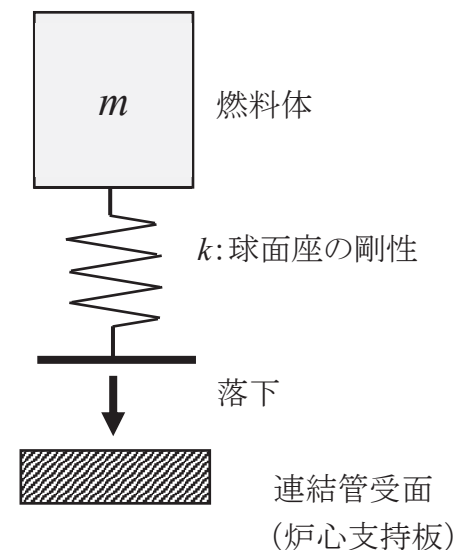


図1 燃料体の落下モデル



### 3. ラップ管の座屈評価

燃料体が炉心支持板上へ落下すると、燃料体には鉛直方向の力が働く。鉛直方向に圧縮荷重が働くことで、評価上厳しくなると予想されるラップ管部の座屈に関し評価を行う。燃料体の構造を図2に示す。燃料体の全長は 4200[mm]であるが、肉厚が 3[mm]と薄いラップ管部の長さ  $l$  は 2946[mm]である。また、燃料体の重量は約 180 [kg]であるが、ラップ管部にエントランスノズル部、燃料要素部等の重量は加わらない。このため、ラップ管部にはラップ管、ハンドリングヘッド、上部遮へい体の合計重量  $W_r$ :37.7[kg]が加わるものとして評価する。

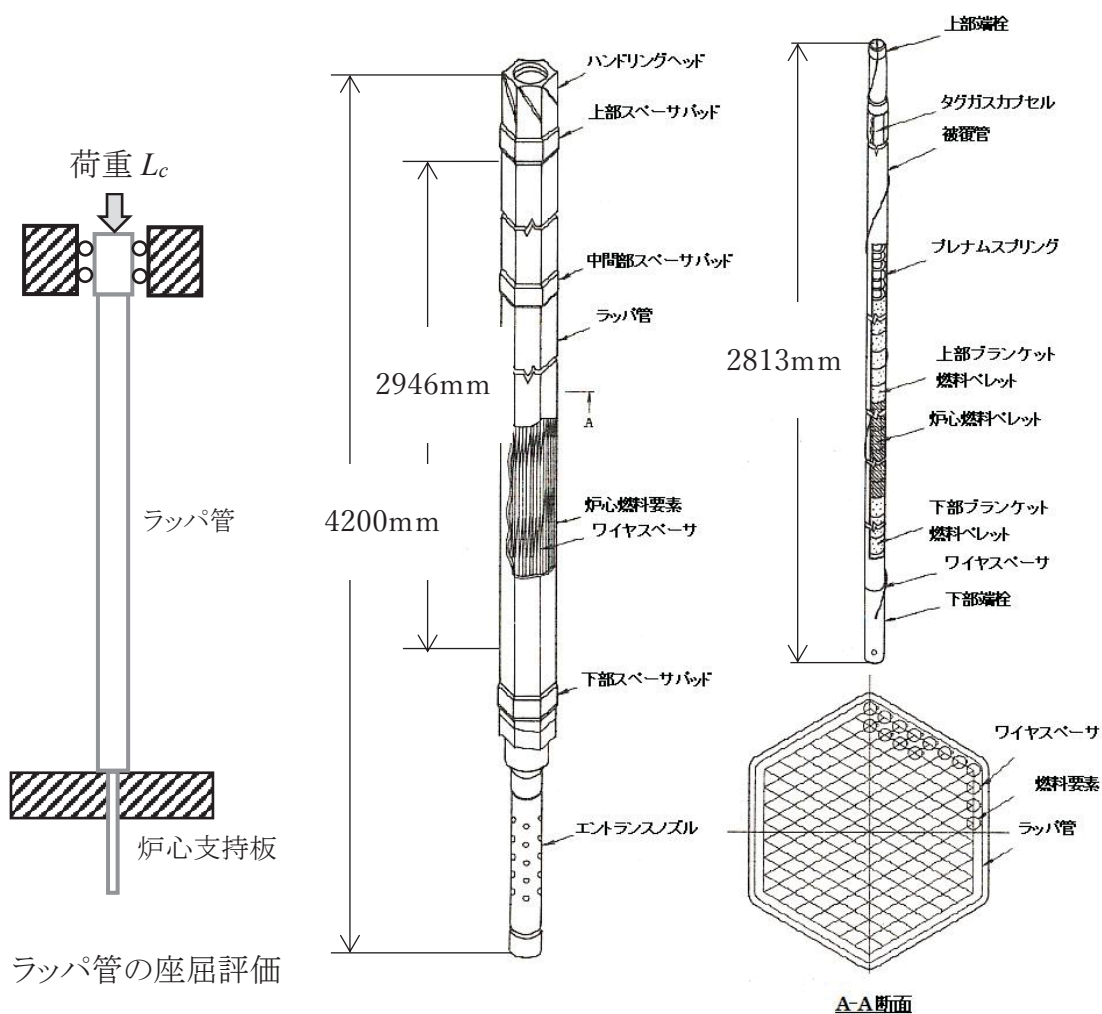


図2 燃料体と座屈評価モデル

衝突時にラップ管部に加わる荷重は、定性的に下部が大きく、上部ほど小さくなる。ここでは、ラップ管に加わる衝突荷重  $L_c$  が、図2左に示すように全てラップ管上端に加わるとして、保守的に座屈評価を行う。衝突時の加速度を 60 [G]とすれば、ラップ管に加わる荷重  $L_c$  は次のようになる。

$$L_c = W_r \times \alpha \times g$$

$$= 37.7 \times 60 \times 9.8 = 2.22 \times 10^4 \text{ [N]} \quad \textcircled{4}$$

一方、材料力学で示されるオイラーの座屈荷重  $P_{cr}$  は、

$$P_{cr} = n\pi^2 \frac{EI}{\ell^2} \quad \textcircled{5}$$

$n$  : 座屈係数  $E$  : 縦弾性係数  $I$  : 断面 2 次モーメント  $\ell$  : 柱の長さである。ラップ管の座屈は両端拘束条件とすれば  $n=4$  となる。200°C の縦弾性係数  $E$  は  $1.83 \times 10^5 \text{ [N/mm}^2\text{]}$  であり、また断面 2 次モーメント  $I$  は  $1.80 \times 10^6 \text{ [mm}^4\text{]}$ 、ラップ管部の長さ  $\ell$  は  $2.946 \times 10^3 \text{ [mm]}$  である。⑤式から、オイラーの座屈荷重  $P_{cr}$  を求めると  $1.50 \times 10^6 \text{ [N]}$  となる。オイラーの座屈荷重  $P_{cr}$  に比較し、ラップ管に加わる衝突荷重  $L_c$  :  $2.22 \times 10^4 \text{ [N]}$  は十分小さく、ラップ管が座屈することはない。

#### 4. 燃料被ふく管の座屈評価

燃料要素の全長は  $2.813 \text{ [m]}$  であるが、集合体として 169 本が束ねられており、断面 2 次モーメントも大きく剛性が高い。しかも、ラップ管に拘束されていることから、燃料要素の集合体全体が大きくたわみ座屈することはない。ちなみに④式に燃料体の重量  $180 \text{ [kg]}$  を入れても座屈荷重  $P_{cr}$  を下回る。このため、燃料被ふく管の座屈は、局所的な座屈を考え評価を行う。

燃料要素にはワイヤスペーサが巻き付けられており、これによって拘束を受ける。従って、燃料要素が鉛直方向の荷重を受けてたわむ場合、定性的にはワイヤスペーサが拘束していない方向にたわみやすい。このため、燃料被ふく管の座屈評価は、ワイヤスペーサの 1 ス

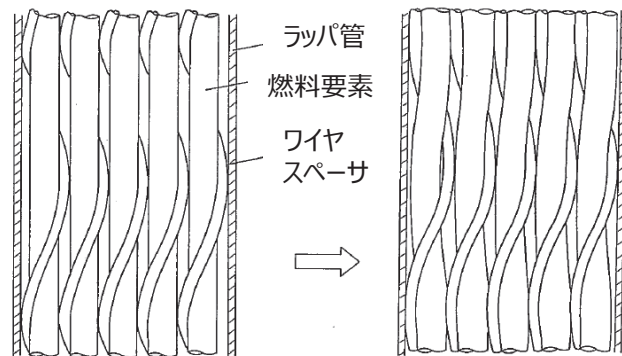


図3 燃料要素のたわみ方向

パン間 ( $\ell_p$  :  $307 \text{ [mm]}$ ) でたわみが発生することを想定し評価を行う。

燃料要素 1 本の重量は  $0.62 \text{ [kg]}$  であるが、そのうち燃料材料重量  $0.35 \text{ [kg]}$  は下部端栓上に荷重が加わることから、燃料被ふく管に加わらない。よって燃料被ふく管重量  $W_p$  を  $0.27 \text{ [kg]}$  とする。衝突時の加速度を  $60 \text{ [G]}$  とすれば、燃料被ふく管に加わる荷重  $L_{cp}$  は④式と同様にして求めると、 $L_{cp} = 1.59 \times 10^2 \text{ [N]}$  となる。

一方、オイラーの座屈荷重  $P_{crp}$  を、両端拘束条件として  $n=4$ 、200°C の縦弾性係数  $E$  を  $1.83 \times 10^5 \text{ [N/mm}^2\text{]}$ 、断面 2 次モーメント  $I_p$  を  $40.7 \text{ [mm}^4\text{]}$ 、ワイヤスペーサ間の距離  $\ell_p$  を  $307 \text{ [mm]}$  とし、⑤式を適用して求めると、オイラーの座屈荷重  $P_{crp}$

は  $3.12 \times 10^3$  [N] となる。オイラーの座屈荷重  $P_{crp}$  と比較し、燃料被ふく管に加わる衝突荷重  $L_{cp} : 1.59 \times 10^2$  [N] は十分小さく、燃料被ふく管が座屈することはない。






## 5. まとめ

最大の地震を想定すると、燃料体は 20 [mm] 程度跳び上がり、落下時に炉心支持板と衝突する。その際、燃料体の鉛直方向に衝突荷重が発生するが、この衝突荷重はラッパ管及び燃料被ふく管の座屈荷重を下回る。このため、燃料被ふく管が座屈により損傷することはない。

1. 設計・建設規格におけるオイラー座屈評価

日本機械学会の設計・建設規格に燃料体の座屈評価に関する技術基準を示した規定はないが、「SSB-3000 クラス1支持構造物の設計」の中の SSB-3121.1(3)に圧縮応力の記載、いわゆるオイラーの座屈理論をもとにした基準がある。以下にその概要を示す。

解説表 SSB-3121-1 座屈長さ  $\ell_k$  ( $\ell$ :材長)

移動に対する 条件		拘束			自由	
		両端自由	両端拘束	1端自由 他端拘束	両端拘束	1端自由 他端拘束
回転に対する 条件						
座屈形						
$\ell_k$	理論値	$\ell$	$0.5\ell$	$0.7\ell$	$\ell$	$2\ell$
	推奨値	$\ell$	$0.65\ell$	$0.8\ell$	$1.2\ell$	$2.1\ell$

日本機械学会の設計・建設規格 SSB-3121.1 では、有効細長比  $\lambda$  が限界細長比  $\Lambda$  を超える場合の許容圧縮応力  $f_c$  を以下としている。

$$f_c = 0.277F(\Lambda/\lambda)^2 \quad (1)$$

ここで  $F$  は許容応力を決めるための基準値で  $\text{Min}[1.35S_y, 0.7S_u, S_y(\text{RT})]$  である。ラップ管や燃料被ふく管の材質 SUS316:20%CW の場合、 $200^\circ\text{C}$  においては  $0.7S_u$  が小さく、 $F$  値は  $415[\text{N}/\text{mm}^2]$  となる。また、有効細長比  $\lambda$ 、限界細長比  $\Lambda$  は、それぞれ以下となる。

$$\lambda = \ell_k/i \quad \Lambda = \sqrt{(\pi^2 E/0.6F)} \quad (2)$$

$\ell_k$  は座屈長さ、 $i$  は座屈軸についての断面2次半径であり、 $I$  を断面2次モーメント、 $A$  を断面積とすれば、それぞれ以下のとおり。

$$\ell_k = \ell/\sqrt{n} \quad i = \sqrt{I/A} \quad (3)$$

(1) (2) 式の関係をもとに(3)式に入れて整理すると、 $f_c$  とオイラーの座屈荷重  $P_{cr}$  との関係は

$$f_c = 0.277F(\Lambda/\lambda)^2 = (0.277\pi^2 E / 0.6)/(\ell_k / i)^2$$

$$\begin{aligned}
&= (0.462\pi^2 E) / \left\{ (\ell/\sqrt{n}) / (\sqrt{I/A}) \right\}^2 \\
&= 0.462 \times \left( \frac{n\pi^2 EI}{\ell^2 A} \right) = 0.462 \times (P_{cr}/A) \quad (4)
\end{aligned}$$

となる。

(4)式から設計・建設規格では許容圧縮応力  $f_c$  を、オイラーの座屈応力  $\sigma_{cr}$  の46%程度に制限している。ただし、供用状態 D においては  $f_c$  を 1.5 倍まで許容していることから、最大の地震を想定する供用状態 D では、許容圧縮応力  $f_c$  はオイラーの座屈応力  $\sigma_{cr}(=P_{cr}/A)$  の約 69%となる。

座屈長さ  $\ell_k$  は、前頁解説表 SSB-3121-1 にあるように、理論値と推奨値では差がある。両端拘束の場合、 $\ell_k$  は理論値:  $0.5\ell$ 、推奨値:  $0.65\ell$  である。 $\ell_k$ 、 $\ell$ 、 $n$  の関係は

$$\ell_k = \ell/\sqrt{n}$$

であることを考えると、 $0.5\ell$  と  $0.65\ell$  では  $n$  の比は 4:2.37 である。従って、本文第3項に示す⑤式を用いて求めたオイラーの座屈荷重  $P_{cr}$  に、機械学会の推奨座屈長さ  $\ell_k$  を適用すると、座屈荷重は約 59% ( $=2.34/4$ ) に低下する。

しかしながら、燃料被ふく管の座屈荷重  $P_{crp}=3.12 \times 10^3$  [N] を 0.59 倍しても  $1.84 \times 10^3$  [N]、更にこの値を 0.69 倍しても  $1.27 \times 10^3$  [N] である。燃料体が炉心支持板に衝突する際に燃料被ふく管に加わる荷重  $L_{cp}=1.59 \times 10^2$  [N] と比べると、いずれも十分大きく、燃料被ふく管が座屈することはない。

## 2. 断面性能

### (1) ラップ管

ラップ管の断面性能は次のように計算する。材料力学の公式集によれば正六角形の断面2次モーメント  $I$  はどちらの断面に対しても

$$I = \frac{5\sqrt{3}}{16} R^4$$

である。 $R$  と  $h$  の関係

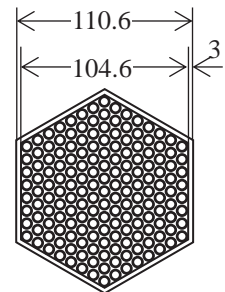
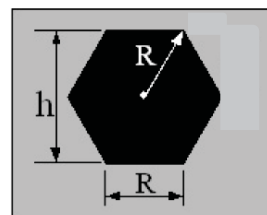
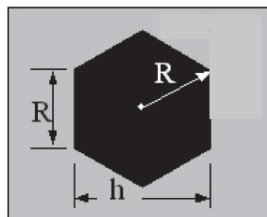
$$R = h/\sqrt{3}$$

を用いて  $R$  を  $h$  に置き換えると

$$I = \frac{5\sqrt{3}}{144} h^4$$

ラップ管を正六角形とすれば、断面寸法が  $h_1=110.6$  [mm]、 $h_2=104.6$  [mm] なので、

ラップ管の断面2次モーメント  $I$  は



ラップ管部断面

$$I = \frac{5\sqrt{3}}{144}(h_1^4 - h_2^4)$$

$$= \frac{5\sqrt{3}}{144}(110.6^4 - 104.6^4) = 1.80 \times 10^6 \text{ [mm}^4\text{]}$$

となる。また、断面積  $A$  は

$$A = \frac{3}{2} \tan 30^\circ \times (h_1^2 - h_2^2) = 1.12 \times 10^3 \text{ [mm}^2\text{]}$$

となる。

## (2) 燃料被ふく管

燃料被ふく管の断面性能は次のように計算する。材料力学の公式集によれば円筒の断面2次モーメント  $I$  は

$$I = \frac{\pi}{64}(D^4 - d^4) = 40.7 \text{ [mm}^4\text{]}$$

となる。また、燃料被ふく管の断面積  $A$  は

$$A = \frac{\pi}{4}(D^2 - d^2) = 8.9 \text{ [mm}^2\text{]}$$

となる。

一方断面2次半径  $i$  は

$$i = \frac{\sqrt{D^2 + d^2}}{4} = 2.14 \text{ [mm]}$$

となる。 $\ell$  を 307 [mm] とすれば、有効細長比  $\lambda$  は

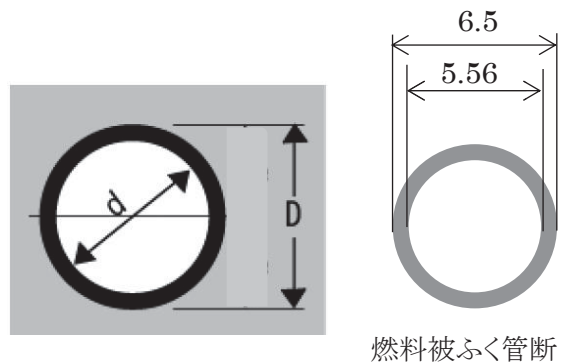
$$\lambda = \frac{\ell_k}{i} = \frac{0.65 \times 307}{2.14} = 93.2 \quad \text{ただし } \ell_k = 0.65\ell$$

限界細長比  $\Lambda$  は、縦弾性係数  $E$  を  $1.83 \times 10^5$  [N/mm<sup>2</sup>]、 $F$  を基準値 ( $0.7S_u = 416$  [N/mm<sup>2</sup>]) として、

$$\Lambda = \sqrt{(\pi^2 E / 0.6 F)}$$

$$= \sqrt{(\pi^2 \times 1.83 \times 10^5) / (0.6 \times 416)} = 85$$

となる。日本機械学会の設計・建設規格に従えば、有効細長比  $\lambda$ : 93.2 は限界細長比  $\Lambda$ : 85 を超えており、オイラー座屈を考慮した評価を実施することとなる。







## 流量変化による燃料冷却性能への影響

## 1. 概要

模擬燃料体が部分的に装荷されないことにより、その部分のナトリウム流量が増え、その結果燃料体に流れるナトリウム流量が減少する。燃料体に流れるナトリウム流量が減少しても、燃料体頂部から流出するナトリウムの温度上昇は小さいことを示すものである。

## 2. 炉心の流量配分

炉内の燃料集合体は、炉心に装荷される場所に応じて発熱量に差がある。このため、燃料集合体の定格出力運転時の被ふく管最高温度がほぼ均一となるように、各燃料集合体に流れる冷却材流量を調整(流量配分)している。具体的には、燃料集合体を添付図 1 に示すように、11 の領域に分割し流量配分を行い、被ふく管肉厚中心最高温度を 675℃以下となるようにしている。

## 3. 燃料交換時の流量配分

もんじゅの設備図書「冷却材流量配分計画」における、燃料交換時の流量配分を添付表 1～2 に、炉内流量配分を添付図 2～3 に示す(燃料引抜き無し及び燃料 1 体引抜き時)。この表と図において流量の差を比較すると、燃料 1 体引抜き時の流量が 20.9kg/s(添付図 3.引抜き部)と多くなる。即ち、評価上この量のナトリウムが、燃料体 1 体引抜いた空間に流れる流量となる。この時、燃料集合体 1 体当たりの流量と、燃料体 1 体を引抜いた空間に流れる流量の比は、12.1(=20.9÷1.73)となる。

## 4. 1 次主冷却系を循環する冷却材流量の限界

燃料体を順次引抜いていくと、その部分の流量が増え、炉心部を流れる冷却材流量が増え、結果的に 1 次主冷却系を循環する冷却材流量が増える。しかしながら、どこまでもナトリウム流量が増えるわけではなく、上限は循環ポンプの揚程(吐出圧力)から制限される。

ポニーモータでポンプ 3 台運転時の 1 次主冷却系の流量は約 600 m<sup>3</sup>/h/ループ(総合機能試験時の実測値)である。ポニーモータ運転時の性能曲線の一例(A 号機)を添付図 4 に示す。ポンプの性能曲線から、冷却材流量が増えるとポンプの揚程が低下する。例えば流量 600 m<sup>3</sup>/h/ループが 800 m<sup>3</sup>/h/ループに増えると、ポンプ揚程は 1.1 mNa が 0.82 mNa に低下する(添付図 4.参照)。

炉心部を除いた系統 1 ループあたりの圧力損失は、ポニーモータ 1 台運転時 184.5 kg/s /ループ(735 m<sup>3</sup>/h/ループ(設計上の定格運転値))において、           kg/cm<sup>2</sup> (設計時の評価)である。圧力損失が流速  $v$  (即ち流量  $Q$ ) の 2 乗に比例する<sup>注1</sup>と



考えれば、例えば流量  $Q$  が 1.2 倍 ( $882\text{m}^3/\text{h}$ /ループ) に増えると圧力損失は 1.44 倍に増え、炉心部を除いた系統の圧力損失だけで  $\square \text{kg}/\text{cm}^2$  ( $\square \text{mNa}$ ) となる。この値は、添付図 4 のポンプの性能曲線においてほぼポンプの揚程の限界であり、計算上はここまでナトリウムは系統内を循環しない。

性能曲線は水試験において取得されたことを考えれば、実機との間に若干の差は生じる。しかし、炉心部にも圧力損失が存在することを考えれば、流量が  $850 \text{m}^3/\text{h}$ /ループを超えると、1 次主冷却系の循環流量に限界が出ると推定される。

なお、1 次主循環ポンプの特性試験では、ポニーモータ 1 台運転時最大  $880 \text{m}^3/\text{h}$  程度 (流量計による) の流量が確認されている。これらを踏まえ、部分装荷におけるナトリウムの温度上昇の概算においては、炉心流量を  $880 \text{m}^3/\text{h} \times 3 \text{ループ} = 2640 \text{m}^3/\text{h}$  ( $= 23.9 \times 10^5 \text{kg}/\text{h}$ ) とする。

注1: 経路の流路面積を  $A_n$ 、経路の流速を  $v_n$  とすれば流量  $Q_v$  と流速  $v_n$  の関係は

$$Q_v = A_n \cdot v_n = A_1 \cdot v_1 = A_2 \cdot v_2 = A_3 \cdot v_3 = \dots$$

一方、経路の圧力損失係数を  $\zeta_n$ 、 $\rho$  を流体の密度とすれば、各経路の圧力損失  $\Delta P_n$  は

$$\Delta P_n = \zeta_n \cdot \rho \cdot v_n^2 = \rho \cdot \zeta_n \cdot (Q_v / A_n)^2 = (\rho \cdot \zeta_n / A_n^2) \cdot Q_v^2$$

経路全体の圧力損失  $\Delta P$  は

$$\begin{aligned} \Delta P &= \Delta P_1 + \Delta P_2 + \Delta P_3 + \dots \\ &= \zeta_1 \cdot \rho \cdot v_1^2 + \zeta_2 \cdot \rho \cdot v_2^2 + \zeta_n \cdot \rho \cdot v_n^2 + \dots \\ &= (\rho \cdot \zeta_1 / A_1^2) \cdot Q_v^2 + (\rho \cdot \zeta_2 / A_2^2) \cdot Q_v^2 \\ &\quad + (\rho \cdot \zeta_3 / A_3^2) \cdot Q_v^2 + \dots \\ &= \rho \cdot \{ (\zeta_1 / A_1^2) + (\zeta_2 / A_2^2) + (\zeta_3 / A_3^2) + \dots \} \cdot Q_v^2 \\ &= K \cdot Q_v^2 \end{aligned}$$

となり圧力損失は流量  $Q_v$  の 2 乗に比例する。

## 5. 部分装荷状態における炉心流量の配分

添付図 2 から、炉心燃料領域 (高圧プレナム部) に流れるナトリウムと、ブランケット・中性子遮へい体領域 (低圧プレナム部) に流れるナトリウムの比率は 5:1 ( $11.984 \times 10^5 \text{kg}/\text{h} : 2.467 \times 10^5 \text{kg}/\text{h}$ ) である。部分装荷では、最終段階において、模擬燃料体を装荷しない 124 体の燃料体を残し、炉心燃料領域から 66 体、ブランケット燃料領域から 58 体の燃料体を順次引き抜く。

燃料体を引き抜くと、流動抵抗の少ない燃料体未装荷部分にナトリウムの流量が増える。しかし、いくらでも炉心流量が増えるわけではなく、前項で述べたように流量の上限がある。また、燃料体の発熱量は最大 205W であり、ナトリウム中に浸漬されていれば燃料被ふく管肉厚中心温度は  $218^\circ\text{C}$  (参考 3「模擬燃料体を部分装荷とし

た場合における冷却機能喪失時の炉心における燃料体の健全性について」参照。) を超えることはない。このため、ナトリウム温度上昇の概算を求めることとし、炉心流量の配分も概算とする。

炉心流量を  $880 \text{ m}^3/\text{h} \times 3 \text{ ループ} = 2640 \text{ m}^3/\text{h} (= 23.9 \times 10^5 \text{ kg/h})$  とした場合、このうち  $5/6$ 、即ち  $19.9 \times 10^5 \text{ kg/h}$  のナトリウムが炉心燃料領域に流れるとする。(実際の燃料体取出しでは、炉心領域の燃料体から順に取り出すため、ブランケット燃料領域の燃料体を取り出されるまでは、低圧プレナム側に流れるナトリウム流量はそれほど増加しない。)

## 6. 燃料体装荷部と未装荷部の流量バランス

次に、燃料体装荷部と未装荷部の流量配分を以下のように仮定し、燃料体装荷部と未装荷部の流量バランスを推定する。

燃料体装荷部と未装荷部を比較すると、高圧プレナムと炉容器プレナム部間の差圧  $\Delta P$  は同じであり、それぞれ流動抵抗の比に応じてナトリウムが流れる。差圧  $\Delta P$  を流速  $v$  (即ち流量  $Q_v$ ) の 2 乗に比例するとすれば、圧損係数  $\zeta$ 、流体の密度  $\rho$  として

$$\Delta P = \zeta_F \cdot \rho \cdot v_F^2 = \zeta_N \cdot \rho \cdot v_N^2$$

となる。ここに  $\zeta_F$ 、 $v_F$  は燃料体装荷部の圧力損失係数及び流速、 $\zeta_N$ 、 $v_N$  は燃料体未装荷部の圧力損失係数及び流速である。

一方、燃料体の圧力損失係数  $\zeta_F$  はレイノルズ数  $Re (= \rho \cdot L \cdot v_F / \mu)$  に依存する傾向があり、単純に流速の 2 乗比例とはならず

$$\zeta_F \doteq \alpha Re^{-m}$$

の形で概略整理される。添付図 5 に炉容器内の全圧力損失と流量の関係を示す。炉容器内全圧力損失  $\Delta P$  は流速の 2 乗よりも小さくなる。添付図 5 において炉容器内の全圧力損失と流量の関係はほぼ直線状となっており、低流量域では、圧力損失は概ね流量の 1.63 乗に比例する。

4 項で示したように、燃料未装荷部の流量  $Q_N$  に対する圧力損失係数  $K_N$  を考える。添付図 3 から圧力損失係数  $K_N$  を推定すれば

$$\begin{aligned} \Delta P &= K_N \cdot Q_N^2 \\ 0.060 \text{ [kg/cm}^2\text{]} &= K_N \times (20.9 \text{ [kg/s]})^2 \\ K_N &= 1.37 \times 10^{-4} \end{aligned}$$

となる。燃料体装荷部の平均流量  $Q_F$  を添付図 3 から算定すると、 $1.53 \text{ [kg/s]} (= 10.862 \times 10^5 \div 197 \div 3600)$  となる。平均的な圧力損失係数  $K_F$  を考え、炉容器内全圧力損失と同じように流量の 1.63 乗に比例するとして、

$$\Delta P = K_F \cdot Q_F^{1.63}$$

$$0.060 [\text{kg}/\text{cm}^2] = K_F \times (1.53[\text{kg}/\text{s}])^{1.63}$$

$$K_F = 3.00 \times 10^{-2}$$

とおく。

燃料体未装荷部を 66 ヶ所、燃料体装荷部を 132 ヶ所とすれば、炉心燃料領域を流れる単位時間当たりの総流量  $Q_T (= 19.9 \times 10^5 \text{ kg/h} = 552 \text{ kg/s})$  と  $Q_N$  と  $Q_F$  との関係は

$$Q_T = 66 \cdot Q_N + 132 \cdot Q_F$$

$$552 = 66 \cdot Q_N + 132 \cdot Q_F$$

となる。一方、 $Q_N$  と  $Q_F$  関係は、

$$K_N \cdot Q_N^2 = K_F \cdot Q_F^{1.63}$$

$$1.37 \times 10^{-4} Q_N^2 = 3.00 \times 10^{-2} Q_F^{1.63}$$

となる。これより  $Q_N$ 、 $Q_F$  を求めると以下となり、

$$Q_N = 7.5 \text{ kg/s} \quad Q_F = 0.44 \text{ kg/s}$$

燃料体装荷部の流量は 0.44kg/s となる。

## 7. ナトリウムの温度上昇概算

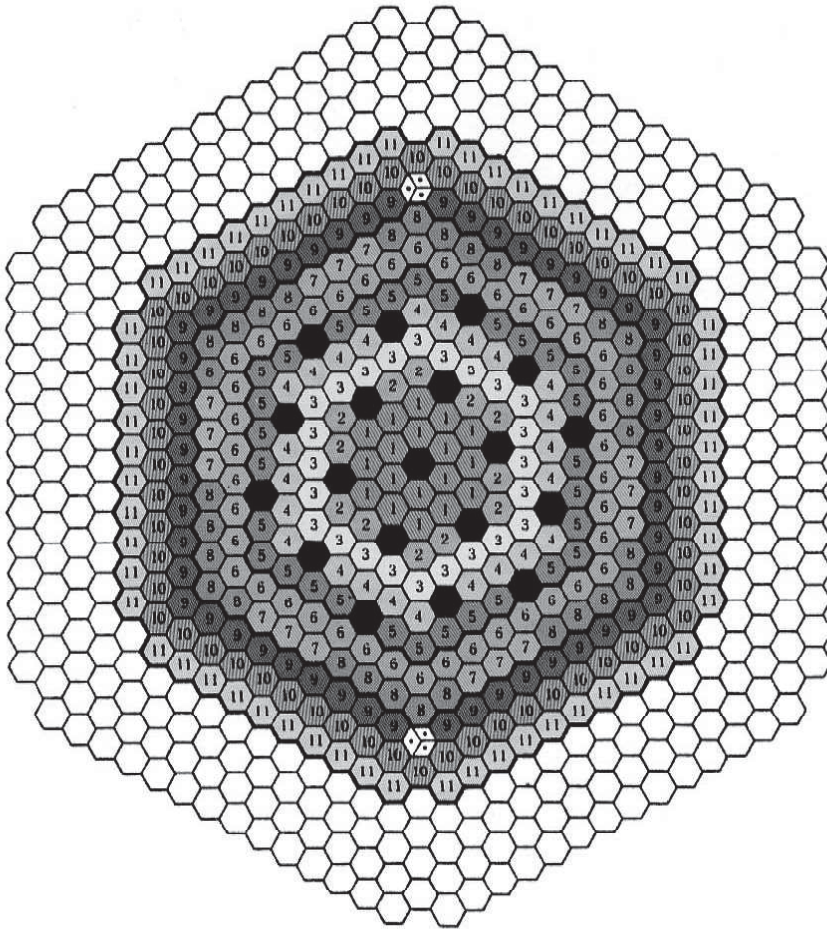
200°C のナトリウムの定圧比熱  $C_p$  は 1.34 kJ/kg°C である。部分装荷状態が進み、使用済燃料体に流れる流量が 0.44kg/s に低下したとする。使用済燃料体 1 体当たりの発熱量は最大 205W (= 205J/s) なので、その熱がナトリウムに入熱される。従って、使用済燃料体頂部から流れ出すナトリウムの温度は 0.35°C 上昇する。

$$205 \div (1.34 \times 10^3 \times 0.44) = 0.35$$

概算なので、流量に 2 倍の誤差を見込んでも温度上昇は 1°C 未満と、ナトリウムの温度上昇は小さい。未装荷部と装荷部を流れる温度差  $\Delta T$  がこの程度であれば、構造物への熱的影響を考慮する必要はない。

## 8. まとめ

炉心領域から燃料体を取り出した後の、炉心流量と流量配分の変化を概略評価し、流れが変わることによってナトリウムの温度がどの程度変化するかを確認した。その結果、燃料体装荷部のナトリウムの温度上昇は 1°C 未満であった。模擬燃料体の部分装荷では、炉心部ナトリウム温度に大きな差は発生せず、構造物への熱的影響まで考慮する必要がないことを確認した。



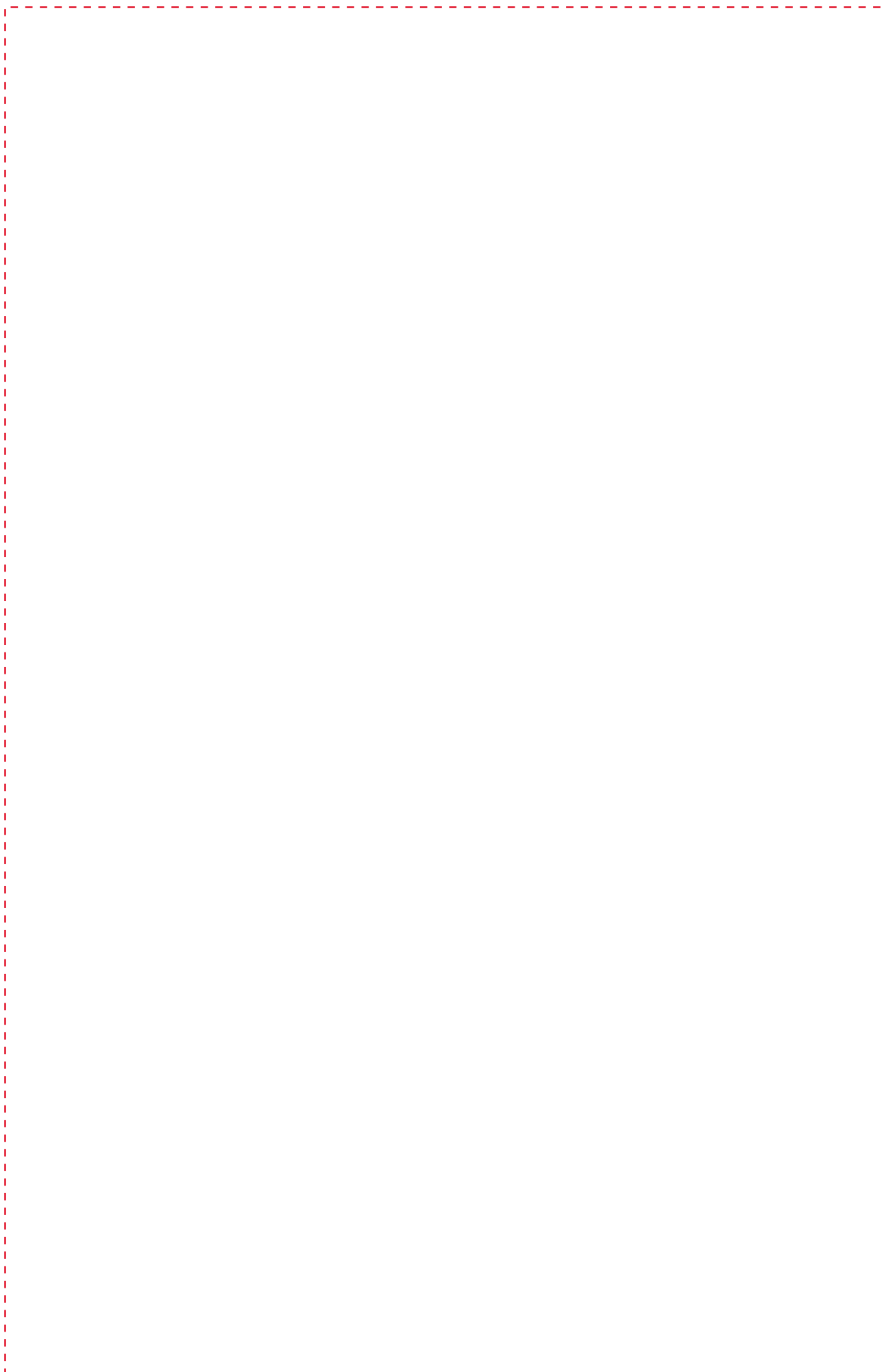
記号	領域	
①	流量領域 1	内側炉心
②	流量領域 2	
③	流量領域 3	
④	流量領域 4	
⑤	流量領域 5	
⑥	流量領域 6	外側炉心
⑦	流量領域 7	
⑧	流量領域 8	
⑨	流量領域 9	半径方向 ブランケット
⑩	流量領域 10	
⑪	流量領域 11	
●	制御棒集合体	
⊙	中性子源集合体	
◻	中性子しゃへい体等	

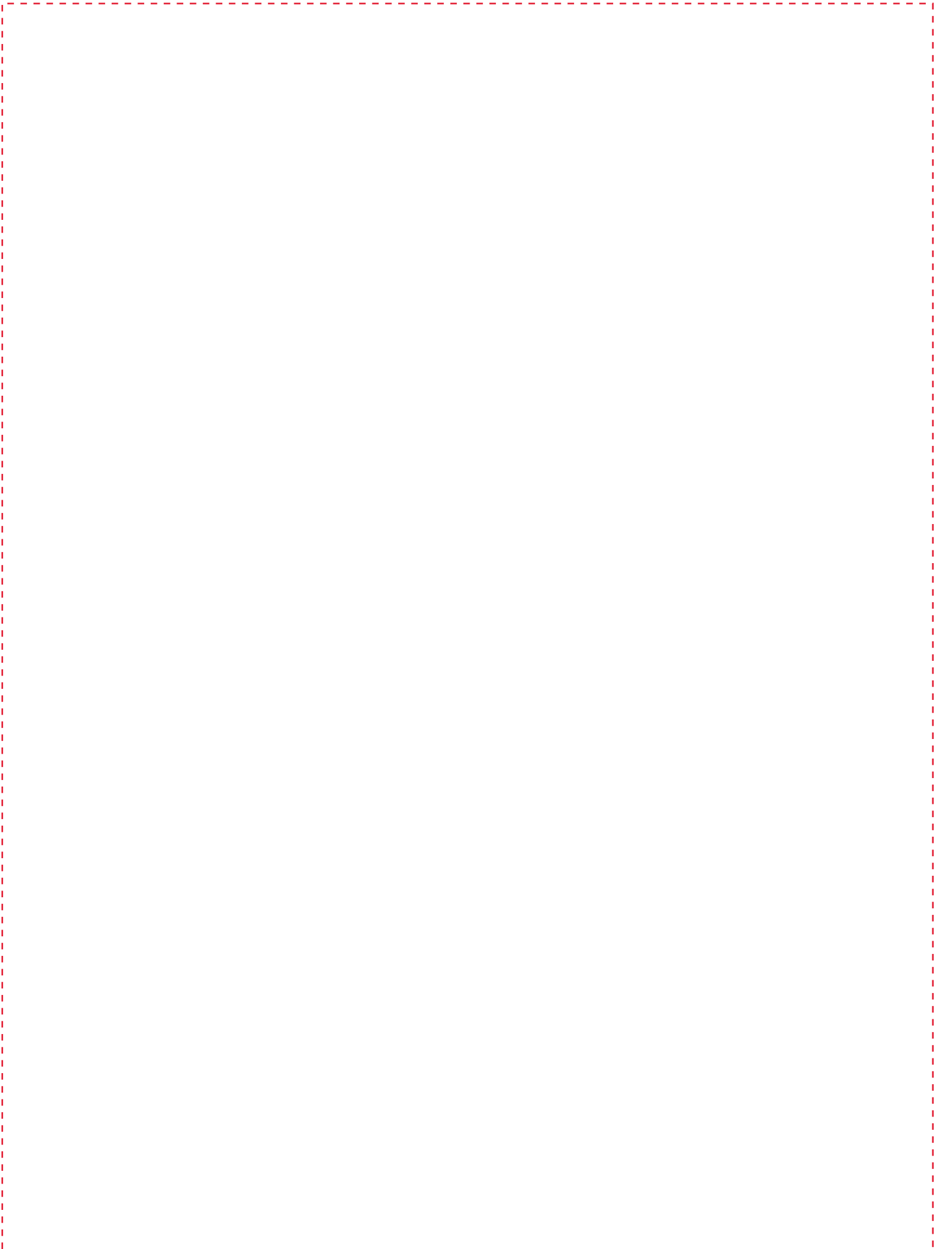
図 もんじゅの炉心の流量配分領域図

表 もんじゅの炉心構成要素の種類

炉心構成要素		数量
	内側炉心	108
	外側炉心	90
ブランケット燃料集合体		172
制御棒集合体	微調整棒	3
	粗調整棒	10
	後備炉停止棒	6
中性子源集合体		2
中性子しゃへい体		316
サーベイランス集合体		8

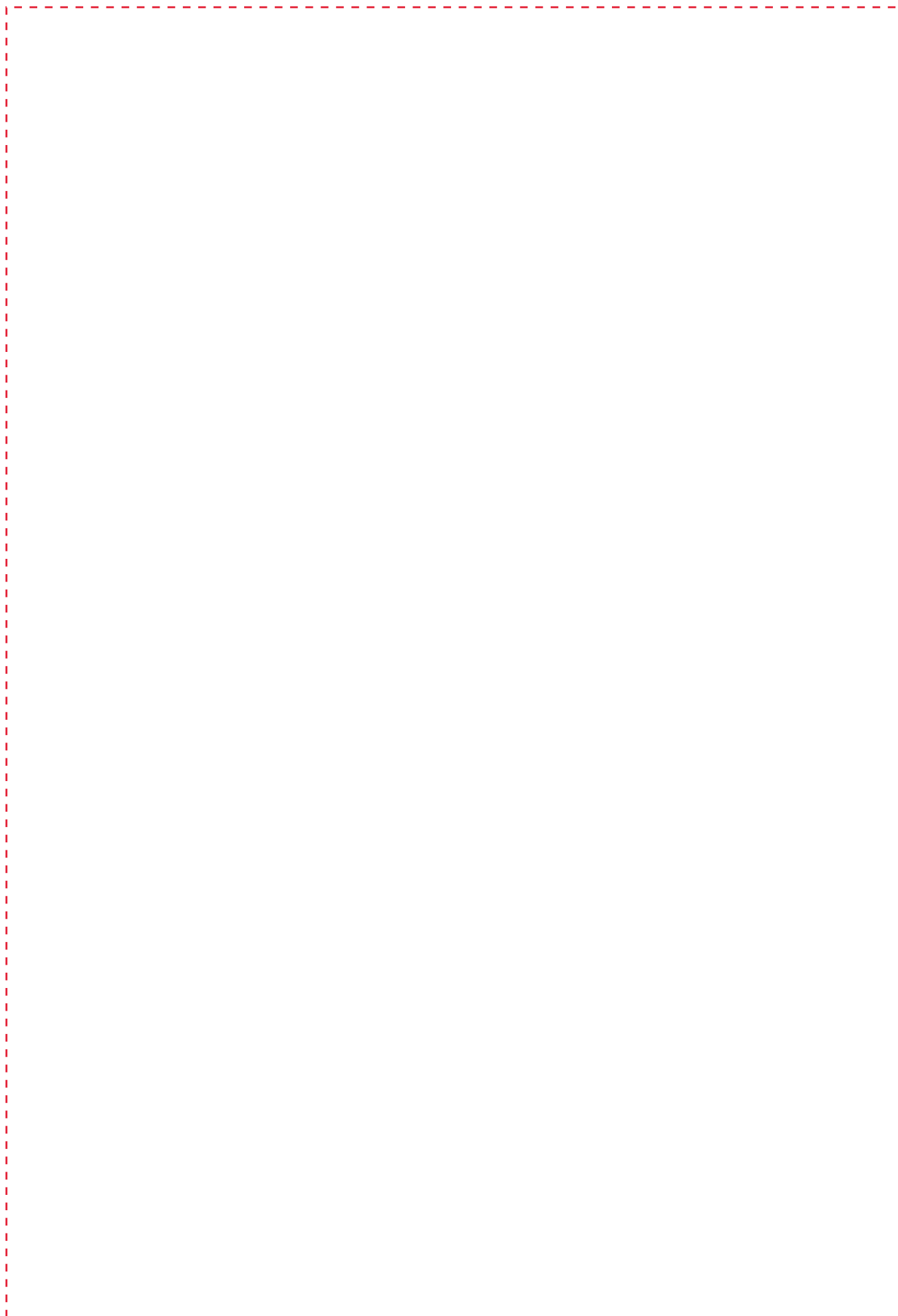














模擬燃料体を部分装荷とした場合における冷却機能喪失時の炉心における燃料体の健全性について

### 1. はじめに

本資料は、模擬燃料体を部分的に装荷した状態から炉心に装荷された燃料体を原子炉容器から取り出すまでの期間において、冷却機能が喪失する事象を考慮しても、燃料被ふく管肉厚中心温度の上昇が燃料体の健全性に影響を与えないことを説明するものである。

### 2. もんじゅの原子炉容器内の炉心構成要素

模擬燃料体を部分的に装荷した時点のもんじゅの炉心には、使用済燃料が 109 体、新燃料が 15 体装荷されている。本評価における崩壊熱は、本炉心構成を維持した状態を想定し、廃止措置期間中において最大となる値を使用する。

### 3. 燃料体の健全性評価

炉心に装荷された炉心構成要素を原子炉容器から取り出すまでの期間において、冷却機能が喪失する事象として、1 次主冷却系による除熱機能が喪失することに加え、原子炉容器室及び 1 次主冷却系室の窒素雰囲気調節装置が停止することを想定する。

この想定を踏まえた評価モデルにおける原子炉の崩壊熱の伝熱経路は、燃料被ふく管肉厚中心温度が厳しくなるよう原子炉容器内から主冷却系窒素雰囲気調節装置室まで水平方向のみを考慮し、除熱源は確実に外気が導入できる部屋とする（第 1-1 図）。同評価モデルにおいて、定常状態に達した燃料被ふく管肉厚中心温度を計算した。同温度が、定格運転時の熱的制限値である 675 °C を超えないことを確認することで、燃料体の健全性への影響を評価する。

#### 3.1 計算条件

- 原子炉容器から原子炉容器室雰囲気への放散熱はナトリウム液位が高いほど大きくなるため、保守的に 1 次冷却材漏えいに伴うナトリウム液位低下を考慮した評価を行う。なお、ここで、メンテナンス冷却系は隔離弁やサイフォンブレイク機構を有するため、メンテナンス冷却系からの漏えいによるナトリウム液位低下は考慮しない。さらに、運用改善のため、メンテナンス冷却系はドレンする。
- 原子炉容器内において、ナトリウムの伝熱は自然対流を考慮せず熱伝導で計算した。

- 空気雰囲気である主冷却系窒素雰囲気調節装置室は人の出入りが可能であり、外気導入できるとし、この部屋の雰囲気温度を境界条件とした。

### 3.2 計算の手順と結果

本評価は、1次元の熱伝導及び熱伝達により、径方向（水平方向）の熱平衡状態を計算するものとした。計算手順を第 1-2 図に示す。①1次主冷却系室からの放熱、②原子炉容器室からの放熱、③原子炉容器からの放熱、④原子炉容器内部の熱伝導とし、原子炉容器内の燃料体からの崩壊熱量より燃料被ふく管肉厚中心温度を求める。温度依存性を考慮する物性値については、計算に使用する温度を 100 °C単位とし、保守側となる値を選定する。

#### 3.2.1 1次主冷却系室からの放熱計算（①）

1次主冷却系室から外気の導入が可能な部屋への放熱モデルを第 1-3 図に示す。同モデルは鉛直平板とし、計算するノードは以下とする。なお、領域 n はノード n とノード n+1 の間の領域とする。（以下、同様とする。）

ノード 15 主冷却系窒素雰囲気調節装置室雰囲気

ノード 14 1次主冷却系室雰囲気

領域 14 における伝熱は次式を用い計算する。ここで、伝熱面積  $S_n$  は A ループから C ループの 3 面分の壁面積とする。

$$T_n = T_{n+1} + Q_n / (S_n k_n) \quad \text{式(1-1)}$$

$Q_n$  :ノード n の伝熱量 (W)

$T_n$  :ノード n の温度 (°C)

$T_{n+1}$  :ノード n+1 の温度 (°C)

$S_n$  :領域 n の伝熱面積 (m<sup>2</sup>)

$k_n$  :領域 n の熱通過率 (W/(m<sup>2</sup>・K))

原子炉容器室の水平断面における三角形の辺に隣接する部屋は、下部に 1次オーバフロータンク室、1次ダンプタンク室 (A)、1次ダンプタンク室 (B)、その上部に 1次主冷却系室 (A)、1次主冷却系室 (B) 及び 1次主冷却系室 (C) が位置している。これらの部屋は窒素雰囲気であり、上下の部屋は完全に独立しておらず部分的に連結されているため、同じ温度とし、ノード 14 とした。

これらの部屋の水平方向には、主冷却系窒素雰囲気調節装置室が隣接している。主冷却系窒素雰囲気調節装置室は外気の導入が可能であり、この部屋の雰

囲気温度を境界条件とした。

1次主冷却系室の熱通過率は上下の部屋で別々に計算し、以下の式により平均値を求めて設定した。

$$k_n = \frac{S_{n,U}}{S_n} k_{n,U} + \frac{S_{n,L}}{S_n} k_{n,L} \quad \text{式(1-2)}$$

$$S_n = S_{n,U} + S_{n,L} \quad \text{式(1-3)}$$

$k_n$  : 領域 n の熱通過率 (W/(m<sup>2</sup>・K))

$k_{n,U}$  : 領域 n の上部の熱通過率 (W/(m<sup>2</sup>・K))

$k_{n,L}$  : 領域 n の下部の熱通過率 (W/(m<sup>2</sup>・K))

$S_n$  : 領域 n の上部と下部の合計伝熱面積 (m<sup>2</sup>)

$S_{n,U}$  : 領域 n の上部の伝熱面積 (m<sup>2</sup>)

$S_{n,L}$  : 領域 n の下部の伝熱面積 (m<sup>2</sup>)

式(1-2)に用いる熱通過率は、各部屋のコンクリートの熱伝導率、コンクリートと空気の熱伝達率を合成して求める。熱伝達率は、対流熱伝達率及びふく射熱伝達率を合計した総合熱伝達率とし、空気雰囲気室内における一般的な値を採用した<sup>(1)</sup>。計算に用いる入力変数のリストは、第 1-1 表のとおりである。

### 3.2.2 原子炉容器室からの放熱計算 (②)

原子炉容器室からの放熱モデルを第 1-4 図に示す。同モデルは鉛直平板とし、原子炉容器室外側の部屋の雰囲気温度を境界条件として、各領域の伝熱形式を踏まえ、各ノードの温度及び原子炉容器室雰囲気の温度を算出する。計算するノードは以下とする。

ノード 14 1次主冷却系室雰囲気

ノード 13 原子炉容器室雰囲気

同モデルの作成に当たり、以下とする。

- 原子炉容器室の水平断面における三角形の頂点に隣接する1次主冷却系配管室への放熱は考慮しない。

領域 13 における伝熱は次式を用い計算する。ここで、伝熱面積  $S_n$  は A ループから C ループの 3 面分の壁面積とする。

$$T_n = T_{n+1} + Q_n / (S_n k_n) \quad \text{式(1-4)}$$

$Q_n$  : ノード n の伝熱量 (W)

$T_n$  : ノード n の温度 (°C)

$T_{n+1}$  : ノード n+1 の温度 (°C)

$S_n$  : 領域 n の伝熱面積 (m<sup>2</sup>)

$k_n$  : 領域 n の熱通過率 (W/(m<sup>2</sup>・K))

原子炉容器室から1次主冷却系室への熱通過率は3.2.1と同様の手法で求める。計算に用いる入力変数のリストは、第1-2表のとおりである。

### 3.2.3 原子炉容器からの放熱計算 (③)

原子炉容器からの放熱モデルを第1-5図に示す。3.2.2で得られたノード13の原子炉容器室雰囲気温度を境界条件として、領域12(ノード12 原子炉容器内表面～ノード13 原子炉容器室雰囲気)における伝熱計算を行う。

領域12における伝熱計算では、運転データで得られた伝熱特性を踏まえ、空調停止時に見合う等価な熱伝達率を計算により求め、温度分布を求める式より得た次式を用いる。

$$T_n = T_{n+1} + \frac{Q_n}{K_n} \quad \text{式(1-5)}$$

$Q_n$  :ノードnの伝熱量 (W)

$T_n$  :ノードnの温度 (°C)

$T_{n+1}$  :ノードn+1の温度 (°C)

$K_n$  :領域nの放散熱係数(伝熱面積×熱通過率に相当) (W/K)

原子炉ナトリウム液位がNsLであり原子炉容器室雰囲気調節装置が動作している状態において、原子炉容器内ナトリウム温度、原子炉容器室雰囲気温度及び原子炉容器室雰囲気調節装置の除熱量が得られている。同状態において、原子炉容器からの放散熱量は、原子炉容器室雰囲気調節装置による除熱量とそれ以外(回転プラグからの放散熱、生体しゃへい壁への放散熱等)の放散熱との和に等しい。従って、原子炉容器室雰囲気調節装置による除熱量を原子炉容器からの放散熱量と見なして放散熱係数 $K_{12}$ を算出すれば、放散熱を小さめに評価したこととなり保守的である。

また、原子炉容器室雰囲気調節装置の除熱量をもとに、原子炉容器、原子炉容器ガードベッセル及び下部支持構造物からの放散熱を求めるため、当該部位の放散熱割合を放散熱係数に乗じる。更に、今回の計算体系における原子炉ナトリウム液位は原子炉容器出口ノズル上端であるため、液位が低下した分を保守的に断熱として求めた原子炉容器出口ノズル上端への換算係数を放散熱係数に考慮する。式(1-5)をベースに放散熱割合及び原子炉容器出口ノズル上端への換算係数を考慮した式を以下に示す。

$$K_{12} = \frac{Q_{R/V}}{T_{na} - T_{rv,atm}} \times A \times B \quad \text{式(1-6)}$$

$K_{12}$  :原子炉容器からの放散熱係数 (W/K)

- $Q_{R/V}$  :原子炉容器からの放散熱 (W)  
 $T_{na}$  :原子炉容器内ナトリウム温度 (°C)  
 $T_{r,atm}$  :原子炉容器室雰囲気温度 (°C)  
 $A$  :原子炉容器、原子炉容器ガードベッセル及び下部支持構造物の放散熱割合 (-)  
 $B$  :NsL から原子炉容器出口ノズル上端高さへの換算係数 (-)
- 計算に用いる入力変数のリストは、第 1-3 表のとおりである。

### 3.2.4 原子炉容器内部の熱伝導計算 (④)

原子炉容器内部の熱伝導モデルを第 1-6 図に示す。3.2.3 で得られたノード 12 の原子炉容器内表面温度を境界条件として、領域 1 から領域 11 (ノード 1 燃料ペレット中心～ノード 12 原子炉容器内表面) における伝熱計算を行う。同モデルは円筒とし、原子炉容器内表面温度を境界条件として、各領域の伝熱形式を踏まえ、各ノードの温度及び燃料被ふく管肉厚中心の温度を算出する。計算するノードは以下とする。

- ノード 12 原子炉容器内表面 (境界条件)
- ノード 11 炉心槽外表面
- ノード 10 炉心槽内表面
- ノード 9 中性子しゃへい体領域外表面
- ノード 8 ブランケット領域外表面
- ノード 7 外側炉心領域外表面
- ノード 6 内側炉心領域外表面
- ノード 5 燃料被ふく管外表面
- ノード 4 燃料被ふく管肉厚中心
- ノード 3 燃料被ふく管内表面
- ノード 2 燃料ペレット外表面
- ノード 1 燃料ペレット中心

同モデルの作成に当たり、以下とする。

- 実際の炉心は、炉心中心には制御棒集合体が位置しているが、簡単かつ保守的に燃料被ふく管温度の評価を行うため、炉心中心に仮想的な評価用の燃料ピンを置く。
- 伝熱面は、保守的に燃料ペレットのスタック長高さの範囲とする。
- 水平断面が円筒ではない炉心燃料集合体、ブランケット燃料集合体、中性子しゃへい体の領域は、面積が等価な同心円状の領域に変換する。ノード  $n$  までの変換後の半径を  $r_n$ 、炉心中心からノード  $n$  までの領域の面積を  $A r_n$  とすると以下の関係となる。

$$\pi r_n^2 = Ar_n \quad \text{式(1-7)}$$

$$r_n = \sqrt{\frac{Ar_n}{\pi}} \quad \text{式(1-8)}$$

$Ar_n$  : ノード n までの領域の面積 (m<sup>2</sup>)

$r_n$  : 炉心中心からノード n までの変換後の半径 (m)

- 各領域における発熱は、廃止措置期間中の最大崩壊熱を与える炉心における各炉心領域（内側炉心燃料集合体、外側炉心燃料集合体、ブランケット燃料集合体及び中性子しゃへい体）の発熱分担割合を用い、炉心領域毎の単位面積当たりの発熱量が同じとなるよう設定する。

### 3.2.4.1 領域 9 から領域 11 における伝熱計算（ノード 9 中性子しゃへい体最外層表面～ノード 12 原子炉容器内表面）

領域 9 から領域 11 における伝熱は、全て熱伝導によるものとする。中性子しゃへい体の内部には一部ナトリウムが含まれるものの、保守的な評価とするため全て SUS316 鋼とする。

温度分布を求める式は次式である。

$$T_n = T_{n+1} + \frac{Q_n}{2\pi L_n} \frac{\ln \frac{r_{n+1}}{r_n}}{\lambda_n} \quad \text{式(1-9)}$$

$Q_n$  : ノード n の伝熱量 (W)

$T_n$  : ノード n の温度 (°C)

$T_{n+1}$  : ノード n+1 の温度 (°C)

$L_n$  : 領域 n の高さ (m)

$r_n$  : ノード n の半径 (m)

$r_{n+1}$  : ノード n+1 の半径 (m)

$\lambda_n$  : 領域 n の熱伝導率 (W/(m・K))

計算に用いる入力変数のリストは、第 1-4 表のとおりである。

### 3.2.4.2 領域 5 から領域 8 における伝熱計算（ノード 5 燃料被ふく管外表面～ノード 9 中性子しゃへい体領域外表面）

領域 5 から領域 8 における伝熱は、全て内部発熱を含む熱伝導によるものとする。同領域には制御棒集合体、中性子源が含まれるが、保守的な評価とするために、全て炉心燃料集合体とする。



温度分布を求める式は次式である。

$$T_n = T_{n+1} + \frac{Q_n}{2\pi L_n} \frac{\ln \frac{r_{n+1}}{r_n}}{\lambda_n} - \frac{W_n}{2\lambda_n} \left( r_n^2 \ln \frac{r_{n+1}}{r_n} + \frac{r_n^2 - r_{n+1}^2}{2} \right) \quad \text{式(1-10)}$$

$Q_n$  : ノード n の伝熱量 (W)

$W_n$  : 領域 n の単位体積当たりの発熱量 (W/m<sup>3</sup>)

$T_n$  : ノード n の温度 (°C)

$T_{n+1}$  : ノード n+1 の温度 (°C)

$L_n$  : 領域 n の高さ (m)

$r_n$  : ノード n の半径 (m)

$r_{n+1}$  : ノード n+1 の半径 (m)

$\lambda_n$  : 領域 n の熱伝導率 (W/(m·K))

炉心燃料集合体 (領域 5 及び 6) 及びブランケット燃料集合体 (領域 7) の領域の熱伝導率は、次式を用いてそれぞれ 1 集合体当たりで平均化した値  $\lambda_n$  を用いる。

$$\lambda_n = \frac{1}{Asa} \sum_{\alpha} \lambda_{\alpha,n} \cdot Asa_{\alpha,n} \quad \text{式(1-11)}$$

$\lambda_n$  : 領域 n の熱伝導率 (W/(m·K))

$\lambda_{\alpha,n}$  : 領域 n の材質  $\alpha$  の熱伝導率 (W/(m·K))

$Asa$  : 集合体 1 体当たりの断面積 (m<sup>2</sup>)

$Asa_{\alpha,n}$  : 領域 n における集合体 1 体当たりの材質  $\alpha$  の断面積 (m<sup>2</sup>)

$\alpha$  : 集合体内の材質

fuel、sus、na、gap はそれぞれ燃料ペレット、SUS316 鋼、ナトリウム、燃料被ふく管・燃料ペレット間のギャップを表す

計算に用いる入力変数のリストは、第 1-5 表のとおりである。

### 3.2.4.3 領域 3 から領域 4 における伝熱計算 (ノード 3 燃料被ふく管内表面～ノード 5 燃料被ふく管外表面)

領域 3 から領域 4 における伝熱は、熱伝導によるものとする。

温度分布を求める式は次式である。

$$T_n = T_{n+1} + \frac{Q_n}{2\pi L_n} \frac{\ln \frac{r_{n+1}}{r_n}}{\lambda_n} \quad \text{式(1-12)}$$

$Q_n$  : ノード n の伝熱量 (W)

$T_n$  : ノード n の温度 (°C)

$T_{n+1}$  : ノード n+1 の温度 (°C)

$L_n$  : 領域 n の高さ (m)

$r_n$  : ノード n の半径 (m)

$r_{n+1}$  : ノード n+1 の半径 (m)

$\lambda_n$  : 領域 n の熱伝導率 (W/(m·K))

計算に用いる入力変数のリストは、第 1-6 表のとおりである。

### 3.2.4.4 領域 2 における伝熱計算 (ノード 2 燃料ペレット外表面～ノード 3 燃料被ふく管内表面)

領域 2 における伝熱は、熱伝達によるものとする。

温度分布を求める式は次式である。

$$T_n = T_{n+1} + \frac{Q_n}{2\pi r_{n+1} L_n h_n} \quad \text{式(1-13)}$$

$Q_n$  : ノード n の伝熱量 (W)

$T_n$  : ノード n の温度 (°C)

$T_{n+1}$  : ノード n+1 の温度 (°C)

$L_n$  : 領域 n の高さ (m)

$r_{n+1}$  : ノード n+1 の半径 (m)

$h_n$  : 領域 n の熱伝達率 (W/(m<sup>2</sup>·K))

計算に用いる入力変数のリストは、第 1-7 表のとおりである。

### 3.2.4.5 領域 1 における伝熱計算 (ノード 1 燃料ペレット中心～ノード 2 燃料ペレット外表面)

領域 1 における伝熱は、内部発熱を含む熱伝導とする。

温度分布を求める式は次式である。

$$T_n = T_{n+1} + \frac{W_n}{4\lambda_n} r_{n+1}^2 \quad \text{式(1-14)}$$

$W_n$  : ノード n の単位体積当たりの発熱量 (W/m<sup>3</sup>)

$T_n$  : ノード n の温度 (°C)

$T_{n+1}$  : ノード n+1 の温度 (°C)

$r_{n+1}$  : ノード n+1 の半径 (m)

$\lambda_n$  : 領域 n の熱伝導率 (W/(m·K))

計算に用いる入力変数のリストは、第 1-8 表のとおりである。

①1 次主冷却系室からの放熱計算、②原子炉容器室からの放熱計算、③原子炉容器からの放熱計算、④原子炉容器内部の熱伝導計算の計算結果を第 1-9 表

及び第 1-7 図に示す。

#### 4. 結論

模擬燃料体を部分装荷とした場合において、冷却機能が喪失した場合、燃料被ふく管肉厚中心温度は、218 °Cであり、定格運転時の熱的制限値である 675 °Cを超えないことを確認した。よって、燃料被ふく管肉厚中心温度の上昇が燃料体の健全性に影響を与えることはない。

#### 5. 参考文献

- (1) 「最新建築環境工学（改訂 3 版）」，井上書院，（平成 18 年 3 月）

以上

第 1-1 表 入力変数のリスト (領域 14 の伝熱計算)

記号	項目	対象		単位
$S_{14,U}$	伝熱面積	領域 14	主冷却系室素雰囲気調節装置 室領域 (上部)	m <sup>2</sup>
$S_{14,L}$		領域 14	主冷却系室素雰囲気調節装置 室領域 (下部)	m <sup>2</sup>
$k_{14,U}$	熱通過率	領域 14	主冷却系室素雰囲気調節装置 室領域 (上部)	W/(m <sup>2</sup> ·K)
$k_{14,L}$		領域 14	主冷却系室素雰囲気調節装置 室領域 (下部)	W/(m <sup>2</sup> ·K)
$T_{15}$	温度	ノード 15	主冷却系室素雰囲気調節装置 室雰囲気	°C
$Q_{14}$	伝熱量	ノード 14	1 次主冷却系室雰囲気	W

第 1-2 表 入力変数のリスト (領域 13 の伝熱計算)

記号	項目	対象		単位
$S_{13,U}$	伝熱面積	領域 13	生体しゃへい壁領域 (上部)	m <sup>2</sup>
$S_{13,L}$		領域 13	生体しゃへい壁領域 (下部)	m <sup>2</sup>
$k_{13,U}$	熱通過率	領域 13	生体しゃへい壁領域 (上部)	W/(m <sup>2</sup> ·K)
$k_{13,L}$		領域 13	生体しゃへい壁領域 (下部)	W/(m <sup>2</sup> ·K)
$Q_{13}$	伝熱量	ノード 13	原子炉容器室雰囲気	W

第 1-3 表 入力変数のリスト (領域 12 の伝熱計算)

記号	項目	対象		単位
$Q_{12}$	伝熱量	ノード 12	原子炉容器内表面	W
$K_{12}$	原子炉容器からの放散熱係数	領域 12	原子炉容器からの放散熱を考慮する領域	W/K

第 1-4 表 入力変数のリスト (領域 9 から領域 11 までの伝熱計算)

記号	項目	対象		単位
$Q_{11}$	伝熱量	ノード 11	炉心槽外表面	W
$Q_{10}$		ノード 10	炉心槽内表面	W
$Q_9$		ノード 9	中性子しゃへい体領域外表面	W
$Ar_9$	面積	ノード 9	中性子しゃへい体領域外表面	m <sup>2</sup>
$r_{12}$	半径	ノード 12	原子炉容器内表面	m
$r_{11}$		ノード 11	炉心槽外表面	m
$r_{10}$		ノード 10	炉心槽内表面	m
$L_{11}$	高さ	領域 11	中間胴冷却材領域	m
$L_{10}$		領域 10	炉心槽構造材領域	m
$L_9$		領域 9	炉心槽冷却材領域	m
$\lambda_{11}$	熱伝導率	領域 11	中間胴冷却材領域	W/(m·K)
$\lambda_{10}$		領域 10	炉心槽構造材領域	W/(m·K)
$\lambda_9$		領域 9	炉心槽冷却材領域	W/(m·K)

第 1-5 表 入力変数のリスト (領域 5 から領域 8 までの伝熱計算)

記号	項目	対象		単位
$Q_8$	伝熱量	ノード 8	ブランケット領域外表面	W
$Q_7$		ノード 7	外側炉心領域外表面	W
$Q_6$		ノード 6	内側炉心領域外表面	W
$Q_5$		ノード 5	燃料被ふく管外表面	W
$Ar_8$	面積	ノード 8	ブランケット領域外表面	m <sup>2</sup>
$Ar_7$		ノード 7	外側炉心領域外表面	m <sup>2</sup>
$Ar_6$		ノード 6	内側炉心領域外表面	m <sup>2</sup>
$r_5$	半径	ノード 5	燃料被ふく管外表面	m
$W_8$	領域の発熱密度	領域 8	中性子しゃへい体領域	W/m <sup>3</sup>
$W_7$		領域 7	ブランケット領域	W/m <sup>3</sup>
$W_6$		領域 6	外側炉心領域	W/m <sup>3</sup>
$W_5$		領域 5	内側炉心領域	W/m <sup>3</sup>
$L_8$	高さ	領域 8	中性子しゃへい体領域	m
$L_7$		領域 7	ブランケット領域	m
$L_6$		領域 6	外側炉心領域	m
$L_5$		領域 5	内側炉心領域	m

(つづき)

記号	項目	対象		単位
$\lambda_{fuel,7}$	燃料ペレットの熱伝導率	領域 7	ブランケット領域	W/(m·K)
$\lambda_{fuel,6}$		領域 6	外側炉心領域	W/(m·K)
$\lambda_{fuel,5}$		領域 5	内側炉心領域	W/(m·K)
$\lambda_{sus,7}$	SUS316 鋼の熱伝導率	領域 7	ブランケット領域	W/(m·K)
$\lambda_{sus,6}$		領域 6	外側炉心領域	W/(m·K)
$\lambda_{sus,5}$		領域 5	内側炉心領域	W/(m·K)
$\lambda_{na,7}$	ナトリウムの熱伝導率	領域 7	ブランケット領域	W/(m·K)
$\lambda_{na,6}$		領域 6	外側炉心領域	W/(m·K)
$\lambda_{na,5}$		領域 5	内側炉心領域	W/(m·K)
$\lambda_{gap,7}$	ギャップの熱伝導率	領域 7	ブランケット領域	W/(m·K)
$\lambda_{gap,6}$		領域 6	外側炉心領域	W/(m·K)
$\lambda_{gap,5}$		領域 5	内側炉心領域	W/(m·K)
$Asa$	集合体 1 体当たりの断面積			m <sup>2</sup>
$Asa_{fuel,7}$	集合体 1 体における燃料ペレットの断面積	領域 7	ブランケット領域	m <sup>2</sup>
$Asa_{fuel,6}$		領域 6	外側炉心領域	m <sup>2</sup>
$Asa_{fuel,5}$		領域 5	内側炉心領域	m <sup>2</sup>
$Asa_{sus,7}$	集合体 1 体における SUS316 鋼の断面積	領域 7	ブランケット領域	m <sup>2</sup>
$Asa_{sus,6}$		領域 6	外側炉心領域	m <sup>2</sup>
$Asa_{sus,5}$		領域 5	内側炉心領域	m <sup>2</sup>
$Asa_{na,7}$	集合体 1 体における ナトリウムの断面積	領域 7	ブランケット領域	m <sup>2</sup>
$Asa_{na,6}$		領域 6	外側炉心領域	m <sup>2</sup>
$Asa_{na,5}$		領域 5	内側炉心領域	m <sup>2</sup>

(つづき)

記号	項目	対象		単位
$Asa_{gap,7}$	集合体 1 体における ギャップの断面積	領域 7	ブランケット領域	$m^2$
$Asa_{gap,6}$		領域 6	外側炉心領域	$m^2$
$Asa_{gap,5}$		領域 5	内側炉心領域	$m^2$
$\lambda_8$	熱伝導率	領域 8	中性子しゃへい体領域	$W/(m\cdot K)$

第 1-6 表 入力変数のリスト (領域 3 から領域 4 までの伝熱計算)

記号	項目	対象		単位
$Q_4$	伝熱量	ノード 4	燃料被ふく管肉厚中心	W
$Q_3$		ノード 3	燃料被ふく管内表面	W
$r_4$	半径	ノード 4	燃料被ふく管肉厚中心	m
$r_3$		ノード 3	燃料被ふく管内表面	m
$L_4$	高さ	領域 4	燃料被ふく管外側領域	m
$L_3$		領域 3	燃料被ふく管内側領域	m
$\lambda_4$	熱伝導率	領域 4	燃料被ふく管外側領域	$W/(m\cdot K)$
$\lambda_3$		領域 3	燃料被ふく管内側領域	$W/(m\cdot K)$



第 1-7 表 入力変数のリスト (領域 2 の伝熱計算)

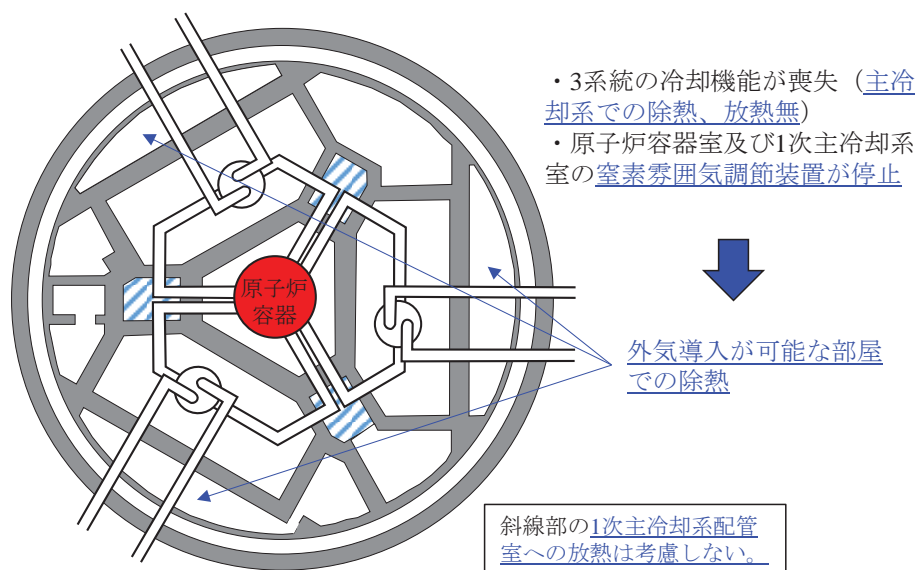
記号	項目	対象		単位
$Q_2$	伝熱量	ノード 2	燃料ペレット外表面	W
$r_3$	半径	ノード 3	燃料被ふく管内表面	m
$L_2$	高さ	領域 2	燃料被ふく管・燃料ペレット間のギャップ領域	m
$h_2$	熱伝達率	領域 2	燃料被ふく管・燃料ペレット間のギャップ領域	W/(m <sup>2</sup> ·K)

第 1-8 表 入力変数のリスト (領域 1 の伝熱計算)

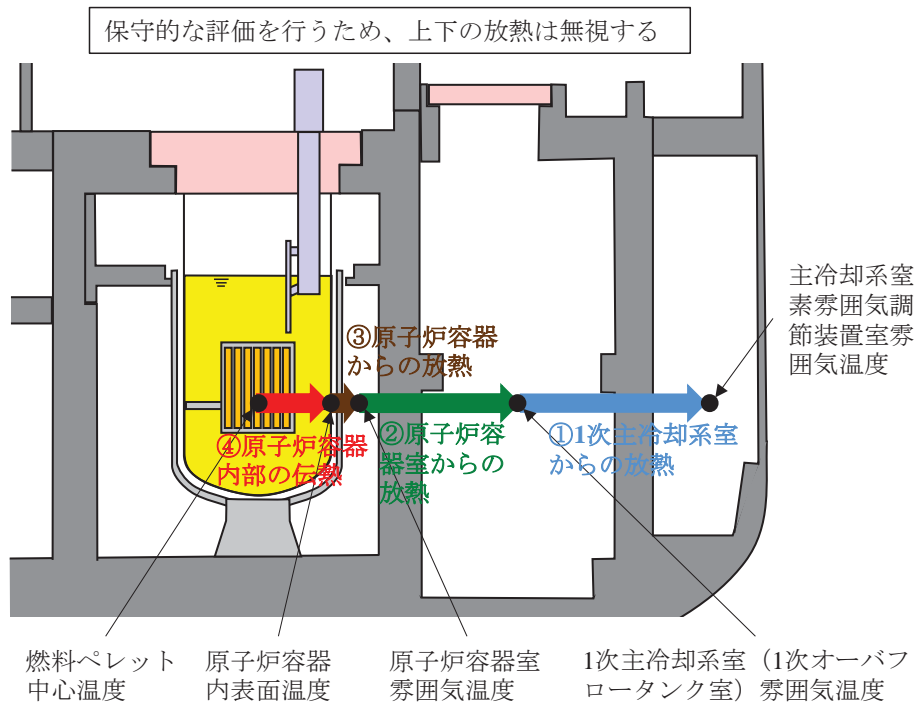
記号	項目	対象		単位
$W_1$	領域の発熱密度	領域 1	燃料ペレット領域	W/m <sup>3</sup>
$r_2$	半径	ノード 2	燃料ペレット外表面	m
$\lambda_1$	熱伝導率	領域 1	燃料ペレット領域	W/(m·K)

第 1-9 表 計算結果

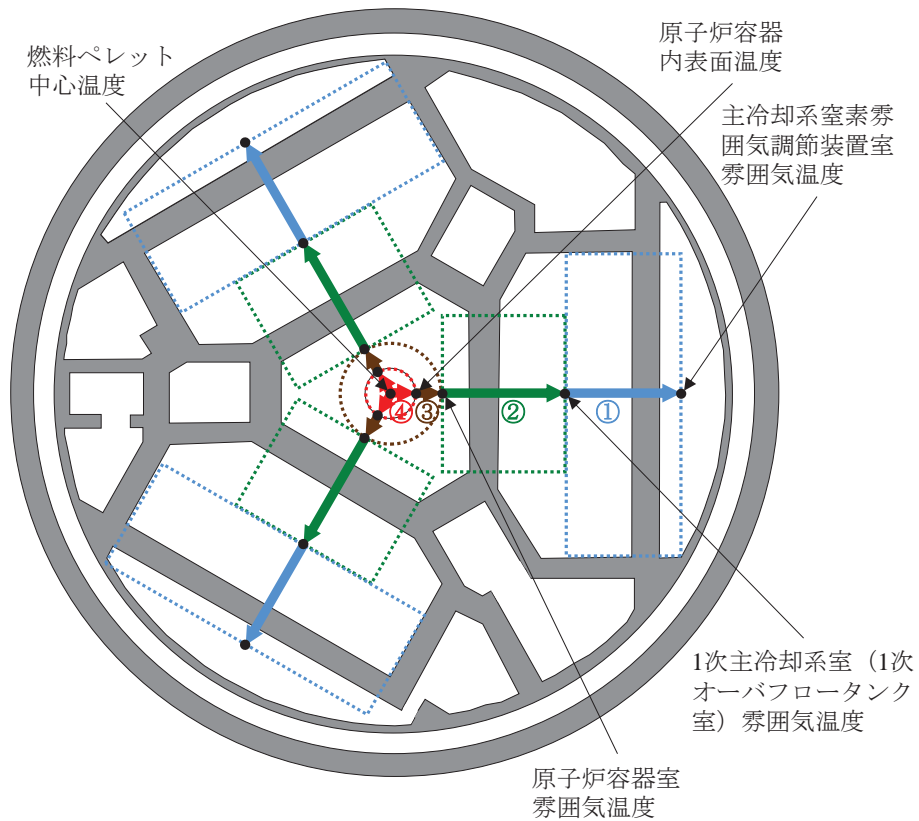
記号	項目	対象		単位	数値（小数点以下 四捨五入）
$T_{14}$	温度	ノード 14	1 次主冷却系室雰囲気	℃	55
$T_{13}$		ノード 13	原子炉容器室雰囲気	℃	91
$T_{12}$		ノード 12	原子炉容器内表面	℃	129
$T_{11}$		ノード 11	炉心槽外表面	℃	140
$T_{10}$		ノード 10	炉心槽内表面	℃	143
$T_9$		ノード 9	中性子しゃへい体領域 外表面	℃	147
$T_8$		ノード 8	ブランケット領域外表面	℃	179
$T_7$		ノード 7	外側炉心領域外表面	℃	195
$T_6$		ノード 6	内側炉心領域外表面	℃	206
$T_5$		ノード 5	燃料被ふく管外表面	℃	218
$T_4$		ノード 4	燃料被ふく管肉厚中心	℃	218
$T_3$		ノード 3	燃料被ふく管内表面	℃	218
$T_2$		ノード 2	燃料ペレット外表面	℃	219
$T_1$		ノード 1	燃料ペレット中心	℃	219



第 1-1 図 評価想定

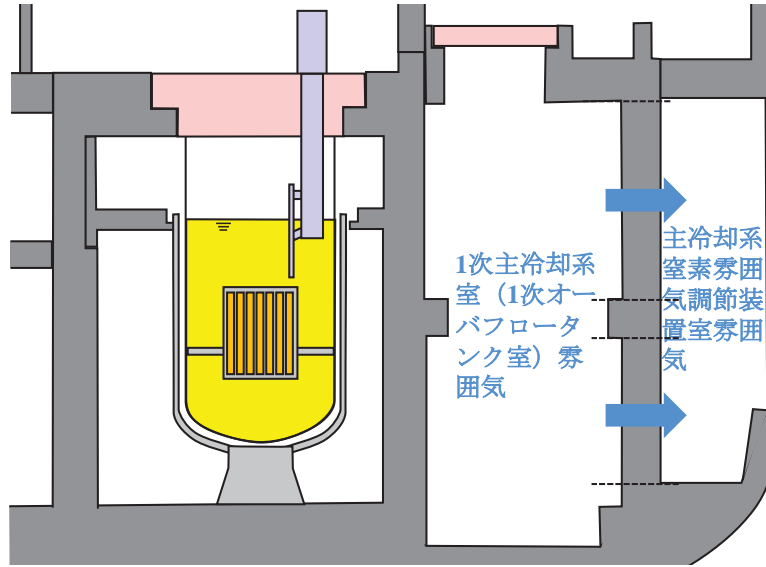


(i) 鉛直断面

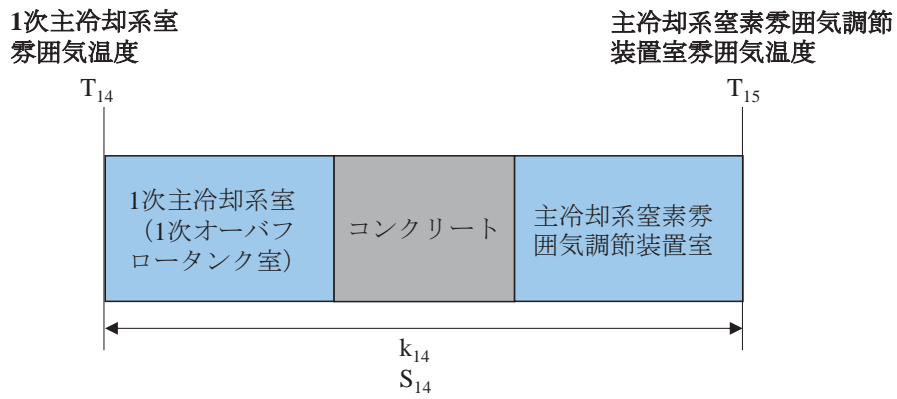


(ii) 水平断面

第 1-2 図 計算手順の概略図

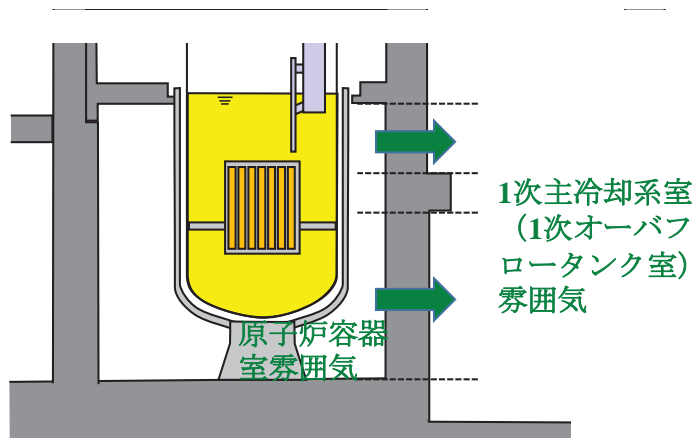


(i) モデル範囲

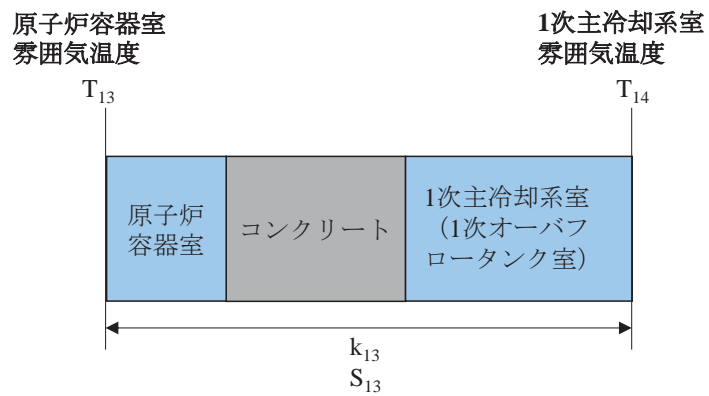


(ii) 概要図

第 1-3 図 1 次主冷却系室からの放熱モデル

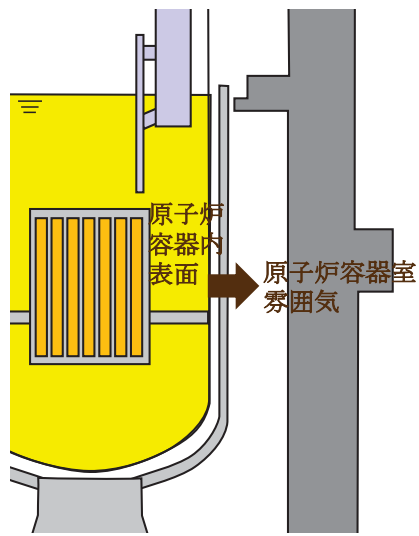


(i) モデル範囲

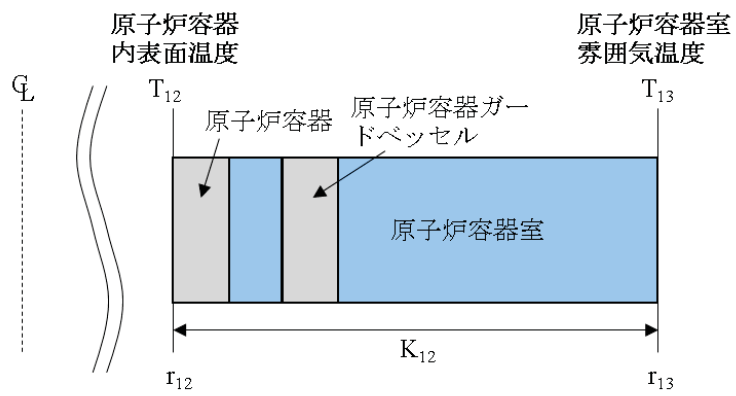


(ii) 概要図

第 1-4 図 原子炉容器室からの放熱モデル

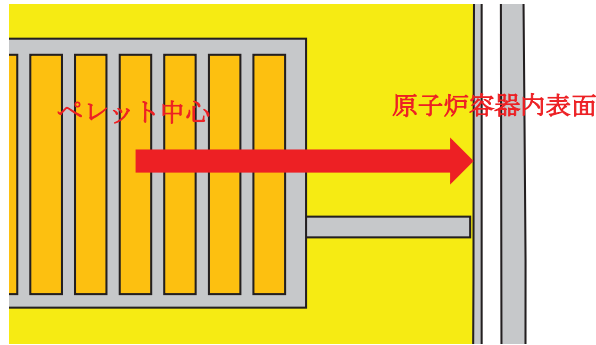


(i) モデル範囲

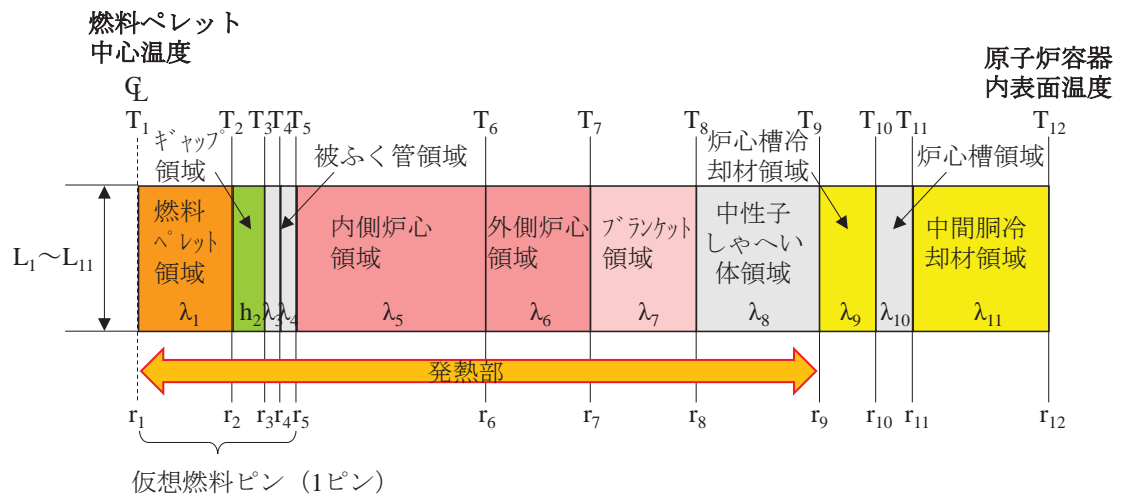


(ii) 概要図

第 1-5 図 原子炉容器からの放熱モデル



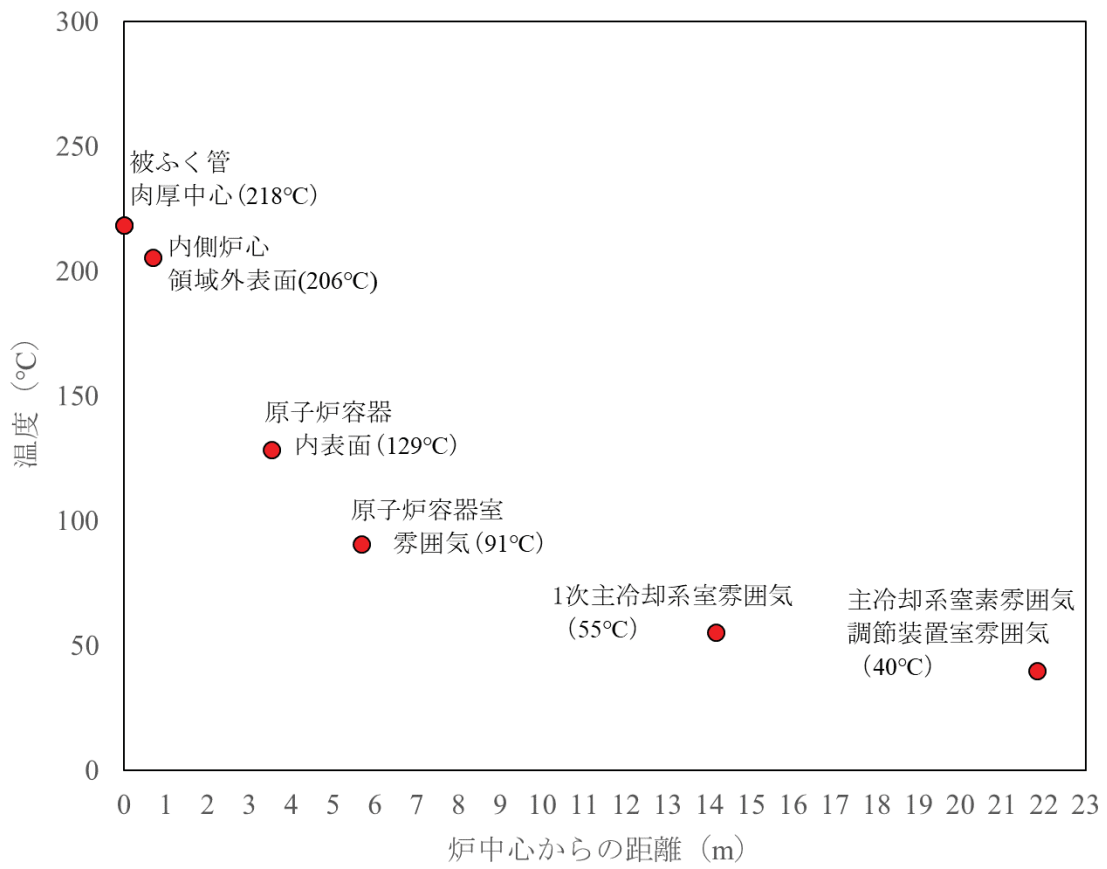
(i) モデル範囲



(ii) 概要図

第 1-6 図 原子炉容器内部の熱伝導モデル





第 1-7 図 計算結果 (燃料被ふく管肉厚中心～外気の導入が可能な部屋)

## 燃料体取出しができない状況に至った場合の対応

## 1. はじめに

模擬燃料体の部分装荷(以下「部分装荷」という)では、燃料体の未装荷箇所空間が増え、燃料体同士が互いに支え合う数が6体から3体に減る状況となる。この影響に対する評価を実施し、燃料交換装置の燃料取出し機能に影響を与えないこと、地震発生時においても燃料体の健全性が確保されることを確認した。本資料は、この影響評価とは別の視点から、燃料体の取扱いができなくなった状況を想定し、その対応方策を整理したものである。

## 2. 炉容器内における燃料体の取扱い概要

原子炉容器に据付けられる燃料交換装置(図1参照)は炉容器内において燃料体等を取扱う機器であり、もんじゅの場合、「単回転プラグ/パンタグラフ型/固定アーム式」で炉内燃料体の移送を行う。これは回転プラグの回転と、その中心に対して偏心して据付けた燃料交換装置本体から張り出した腕の回転により、腕の先に設けた燃料体等をつかむためのグリッパを、炉内の任意の場所に位置決めする方式である(図2参照)。燃料交換装置は、燃料体の挿入、引抜き機能、燃料体を引抜く際に周囲の燃料が浮き上がることを防止するホールドダウン機能、およびグリッパ先端が燃料体の頂部に到達したことを感知する感知機能等を有す。

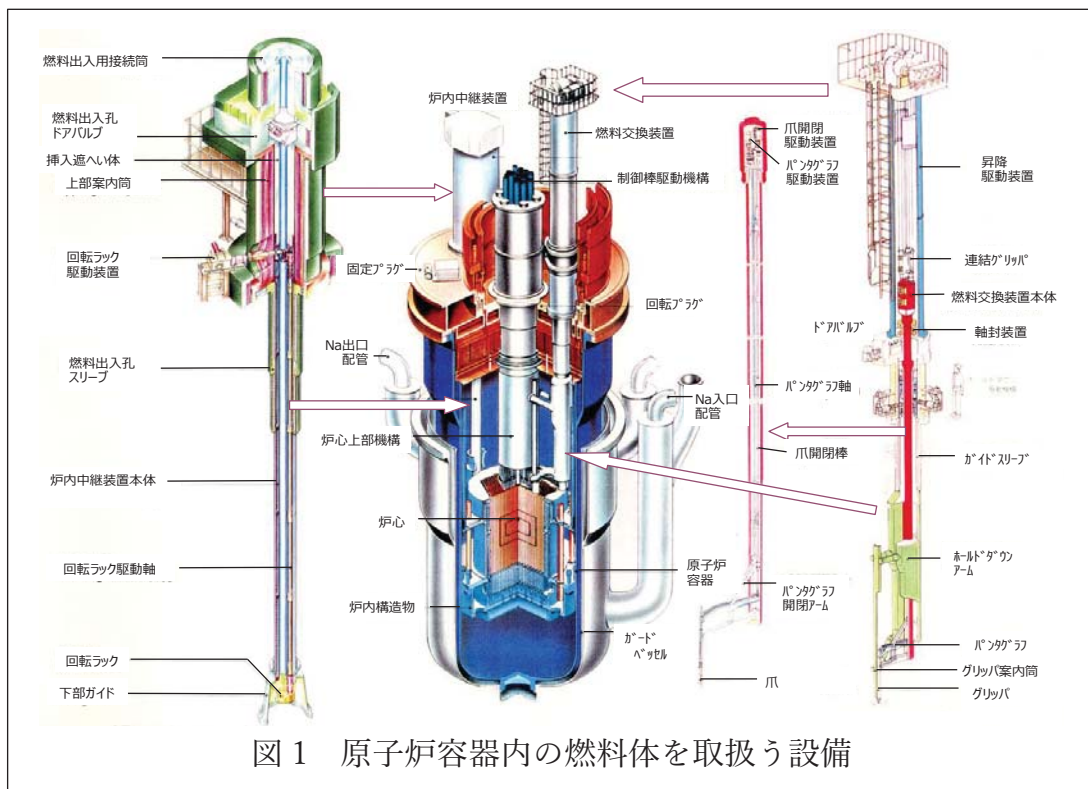


図1 原子炉容器内の燃料体を取扱う設備

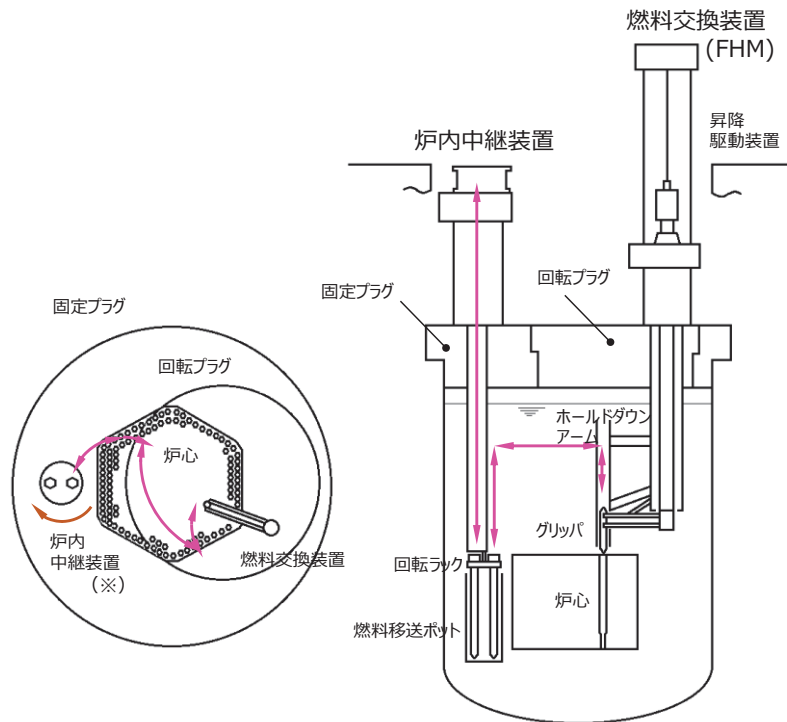


図2 燃料交換時の動作概要

炉心から燃料体を取り出す際の動きは以下となる。

- ① 回転プラグの回転及び燃料交換装置ホールドダウンアームの旋回によりグリッパを目標位置へ移動
- ② グリッパを下降、燃料体頂部と接続し、燃料体を炉心から引抜き
- ③ 回転プラグの回転及び燃料交換装置ホールドダウンアームの旋回により、燃料体を炉内中継装置燃料移送ポット上部へ移動
- ④ 燃料体を下降し燃料移送ポット内へ収納、グリッパを切離し
- ⑤ 炉内中継装置回転ラックを回転
- ⑥ 燃料出入機のグリッパを下降、燃料体頂部と接続し燃料体を取り出し

取出した燃料体は、燃料出入機により炉外燃料貯蔵槽(EVST)へ移送される。全装荷段階では、取出した燃料体の後に模擬燃料体を装荷するため、装荷用の模擬燃料体を EVST から原子炉容器へ移送する。しかし、部分装荷段階になると、原子炉容器内の燃料体を取り出すだけとなることから、EVST から原子炉容器への模擬燃料体移送は行わない。

### 3. 燃料交換装置故障時の対応

燃料交換装置に対しては、設計当初より故障を想定しており、対応方策が検討さ

れている。復旧に時間がかかる故障として、①パンタグラフアームの収納不能、②燃料体の切り離し不能、③燃料交換装置本体の昇降不能、④ホールドダウンアームの動作不能を想定しており、燃料交換装置は、これら故障時への対応が可能な設計となっている。リスクマネジメントとして整理した燃料交換装置故障時対応フローとその説明図を参考図 1～参考図 4 に示す。

燃料体の部分装荷によって、燃料交換装置に故障が発生するような事態に至っても、設計時に想定した範囲の故障であれば、燃料交換装置の復旧対応は可能である。

#### 4. 燃料体取出し不能時への対応

部分装荷によって想定しえない事象が発生し、燃料体が取り扱えない事態、即ち、燃料体の取出しができない事態が発生した場合の対応について検討する。このような想定を超えた状況であれば、補修・復旧方法を検討して、補修・復旧計画を策定してからの対応となる。復旧までの基本フローを左下図 3 に示す。

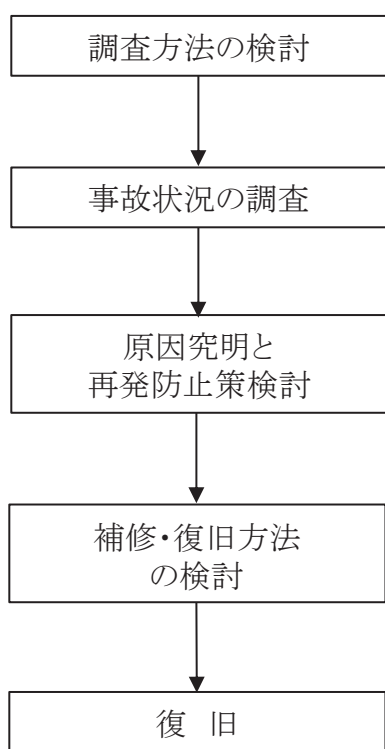


図3 復旧までの基本フロー

廃止措置段階のもんじゅにおいては、使用済み燃料体が保有する崩壊熱は最大でも 205W である。燃料体がナトリウム中に浸漬されていれば、冷却系の循環運転を行わなくても、燃料体の冷却は可能であり、燃料被覆管の中心温度は被覆管の制限温度 675°C を下回る。従って、原子炉容器内の液面を、燃料体頂部よりも低く下げて、燃料体の状況を観察することが可能な状況である。

このため、想定を超えるような事態が発生した場合は、燃料交換装置の記録等から内部状況を推定するだけでなく、炉上部に配置されている検査孔あるいは予備孔を利用して観察装置を挿入し、液面を下げ内部状況を確認する。炉内観察時のイメージを次頁図 4 に示す。

燃料体取出し不能事態発生時は炉内の状況を把握した上で、補修・復旧計画を検討し、必要な燃料体回収装置の設計を行い

製作する。なお、装置を実機へ適用する前には、モックアップ試験にて機能確認、取扱訓練を実施する。

もんじゅでは、燃料交換装置が故障した場合、回転プラグ上の長円形プラグを燃料交換装置のホールドダウンアームごと引き抜くことを想定している。このような対応を行えば、回転プラグに比較的大きな開口(約 1m × 3m)が形成され、炉内へのアクセスルートが確保される(ホールドダウンアーム据付時の状況は参考図 5 参照)。

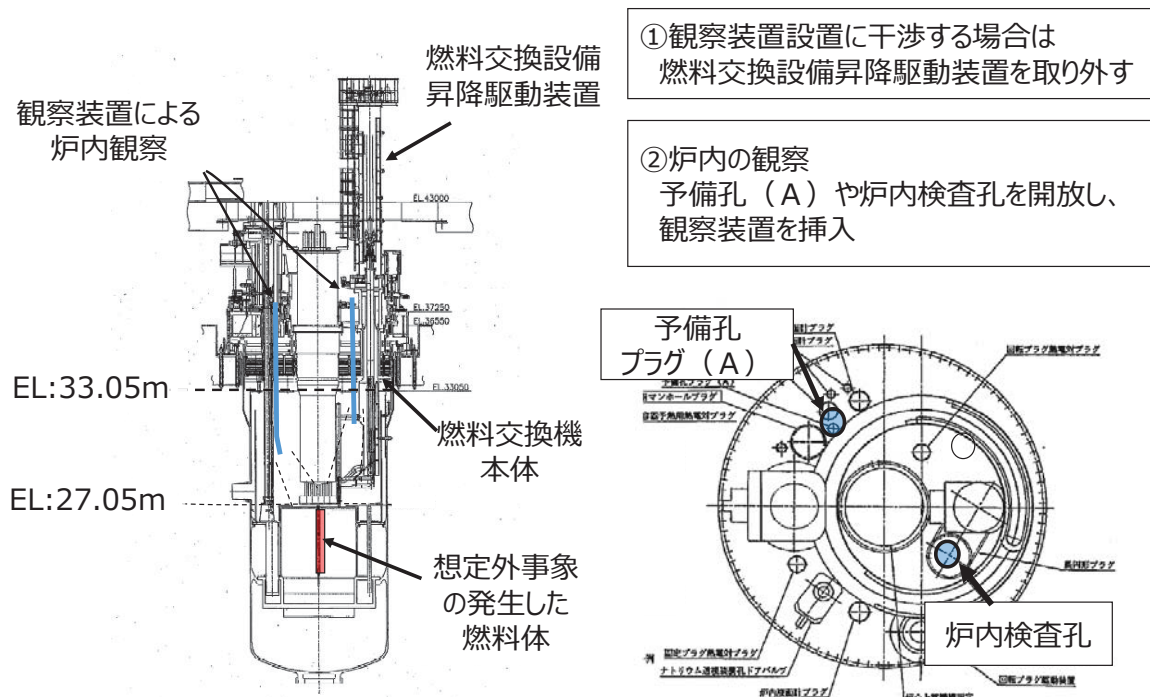


図 4 炉内観察のイメージ

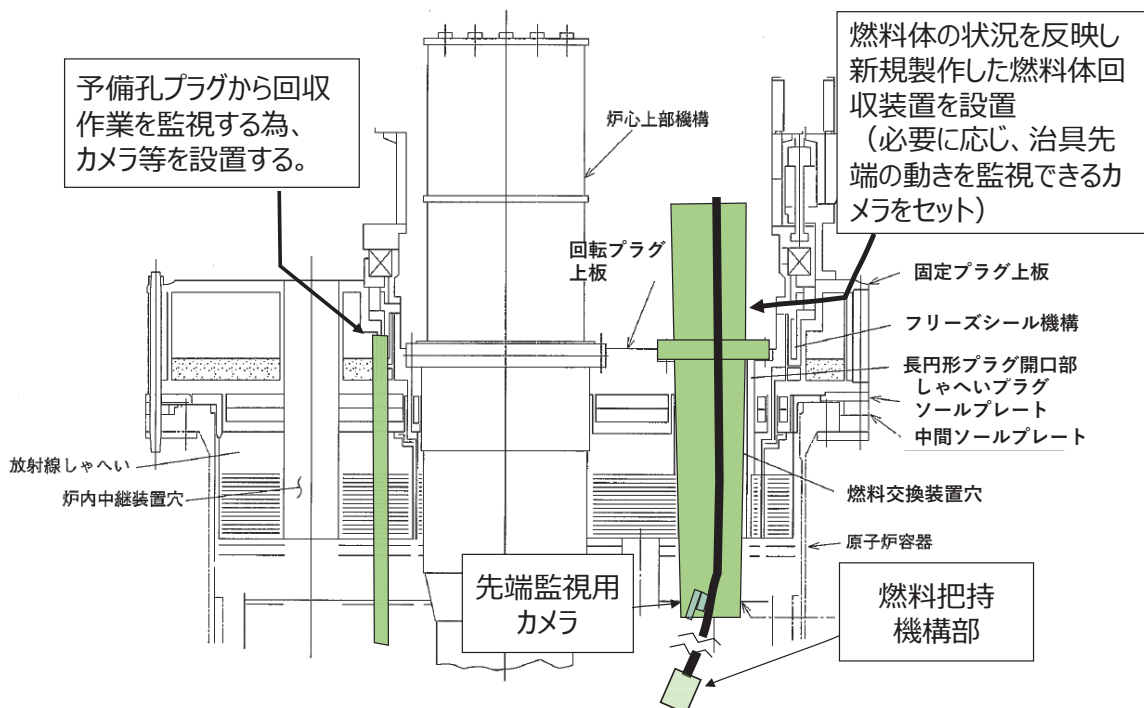


図 5 燃料体回収装置設置イメージ

このような開口部が確保できれば、炉上部に回収用の装置を設置し、取出し不能となった燃料体を取り出すことが可能となる。前ページ図 5 に、燃料体を回収するための装置を炉上部に設置したイメージを示す。

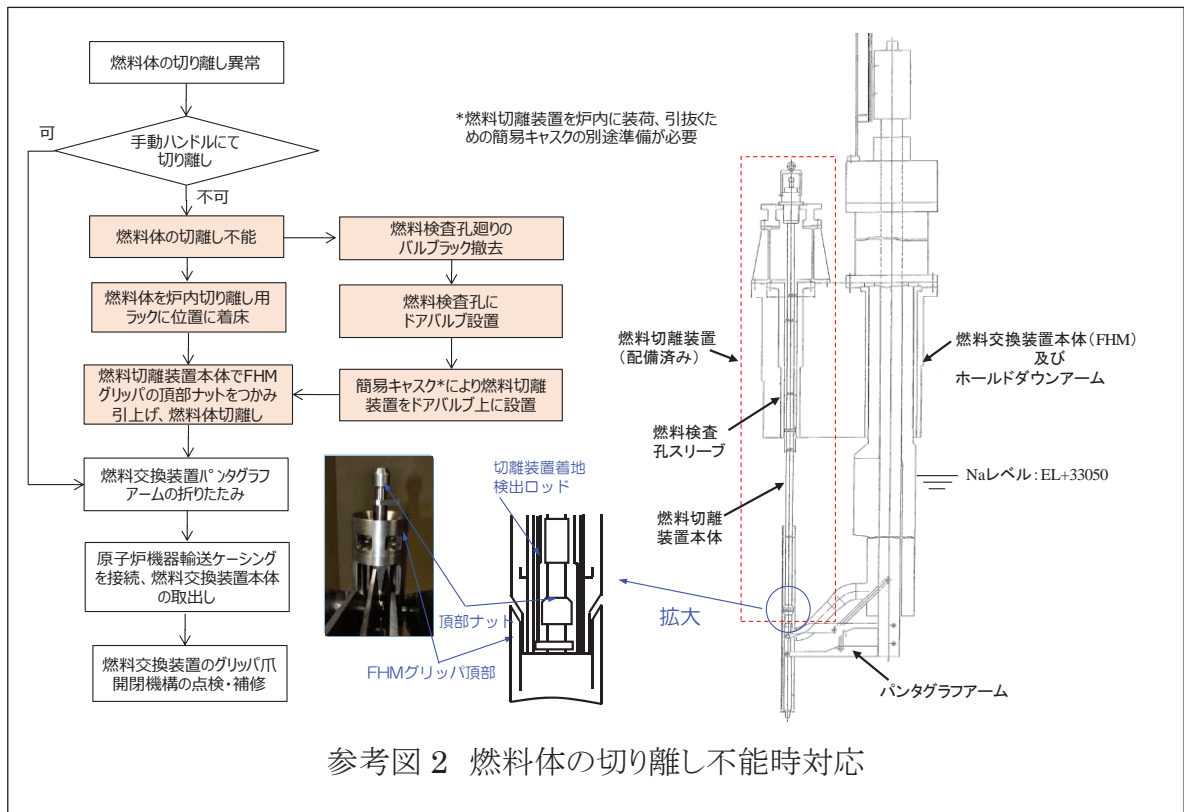
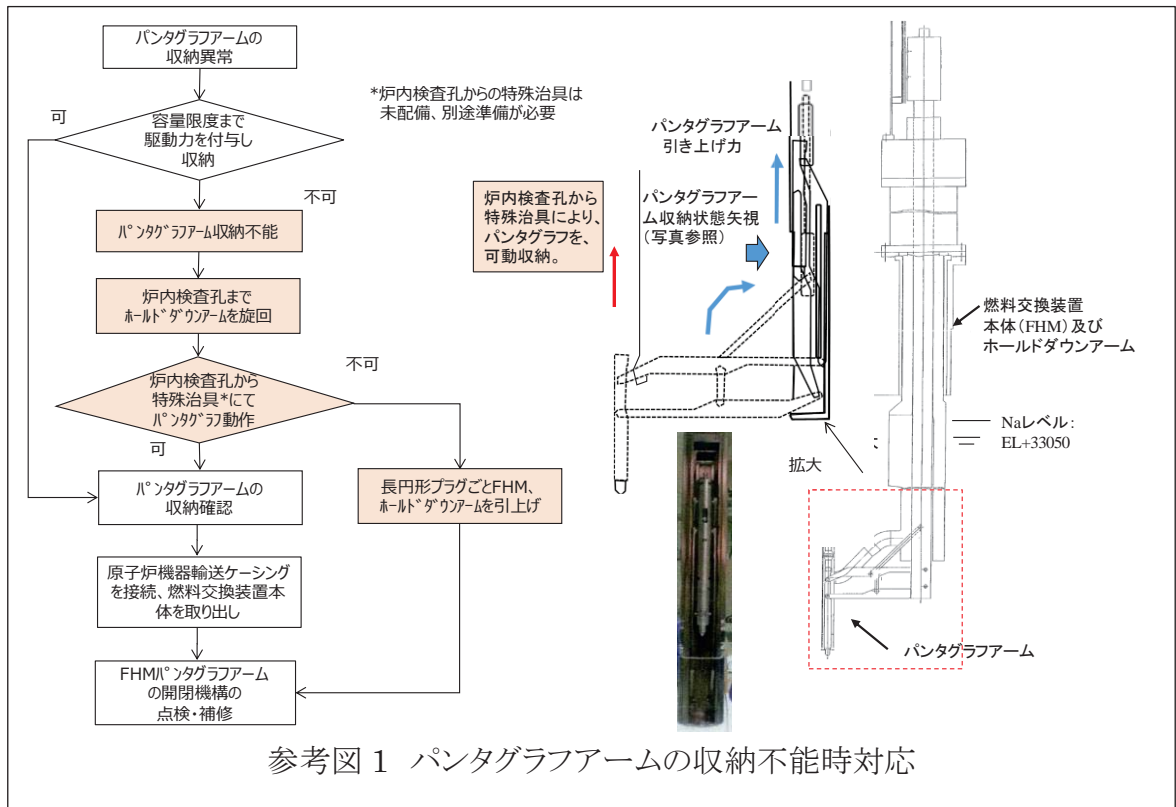
## 5. まとめ

燃料体の取出しができない事象として、燃料交換装置の故障と、燃料交換装置では燃料が取扱えなくなる事象が想定される。いずれの場合においても、時間はかかるものの、燃料交換装置の故障への対応、または燃料体の取出しへの対応が技術的に可能であることを確認した。

## 添付資料

- 参考図 1 パンタグラフアームの収納不能時対応
- 参考図 2 燃料体の切り離し不能時対応
- 参考図 3 燃料交換装置本体の昇降不能時対応
- 参考図 4 ホールドダウンアームの動作不能時対応
- 参考図 5 建設時のホールドダウンアーム据付状況

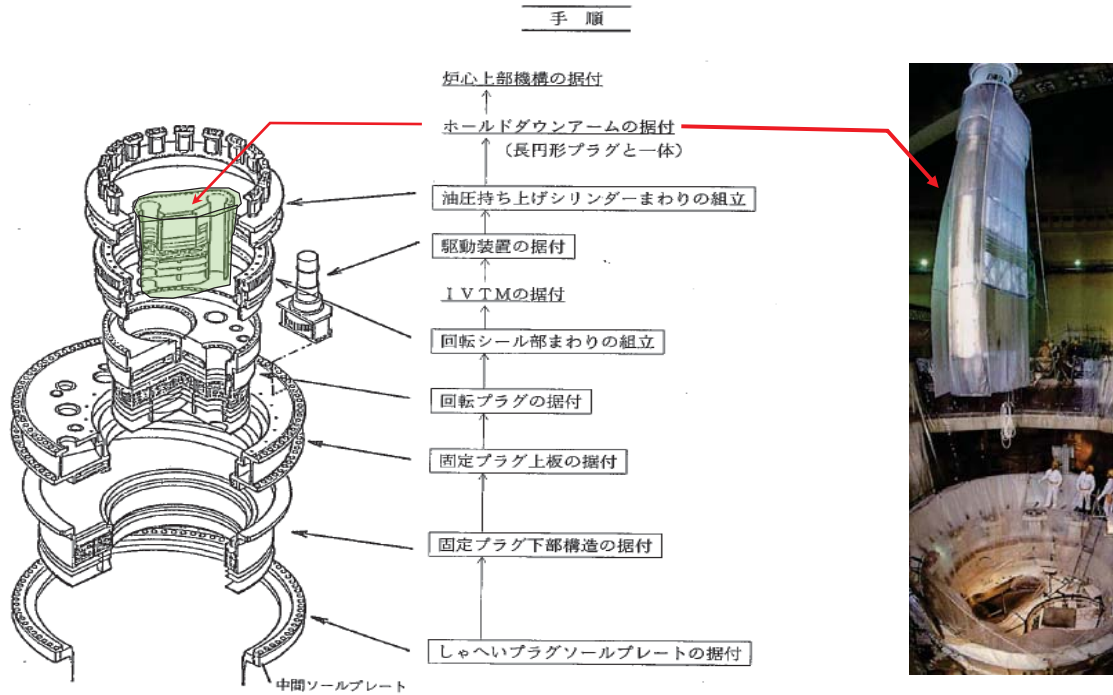








建設当時、下図の通りの手順で遮へいプラグの据付を実施  
 据付時と逆に、長円形プラグとホールドダウンアームを、一体で引抜くことで、炉内  
 へのアクセス経路の確保が可能



参考図 5 建設時のホールドダウンアーム据付状況

コメント	<p>評価手法の妥当性は、実験と解析の比較に基づいている。『解析により実験を再現できた』と判断した場合の根拠や考え方を説明すること。</p>
回答	<p>3次元炉心群振動解析コードREVIAN-3Dの開発において、高速炉炉心の地震時における炉心群振動挙動を解析的に評価するために、集合体単体の実験結果と解析結果の比較から着手し、段階的に集合体数を拡大した試験結果と解析結果を比較することにより、解析コードの再現性を確認してきた。</p> <p>なお、実験は4つの体系で、①単体試験、②37体群体系試験、③18体及び32体列体系試験、④127体及び313体多数体系試験で実施した。</p> <p>試験で得られた群振動挙動の特徴として、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>① 水平加振による跳び上がり量の低減効果</li> <li>② 流体による衝突荷重の低減効果、流動による跳び上がり量の増加効果</li> <li>③ 最外周付近で水平方向の衝突荷重が増大する列配置の効果</li> <li>④ 多数体系における共振振動数の低減効果、流路網の流体による振動低減効果</li> </ul> <p>が観察されたが、これらの特徴については、解析コードにより定性的によく模擬できている。</p> <p>解析の跳び上がり量や衝突荷重の計算値と実験・試験結果値との比較は、群振動挙動のバラツキが大きいことを踏まえ、大小関係だけで解析の妥当性の判断は難しいが、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 時刻歴挙動の定性比較（波形の特徴）</li> <li>• 最大値/RMS値などの統計値の定量比較、分布比較</li> <li>• パラメータ変更時の影響の定性比較（気中と水中の違い、上下と水平の重畳の影響、上向き流体力の影響など）</li> </ul> <p>を総合的に判断して、実験を概ね再現できたと判断した。</p>

## 開発の目的

**3次元群振動を考慮した、高速増殖炉炉心の耐震設計評価手法を確立する。**

常陽、もんじゅ、実証炉等に  
共通して使用できる汎用性の  
あるコード

## 開発の概要

### ○ **3次元群振動試験**

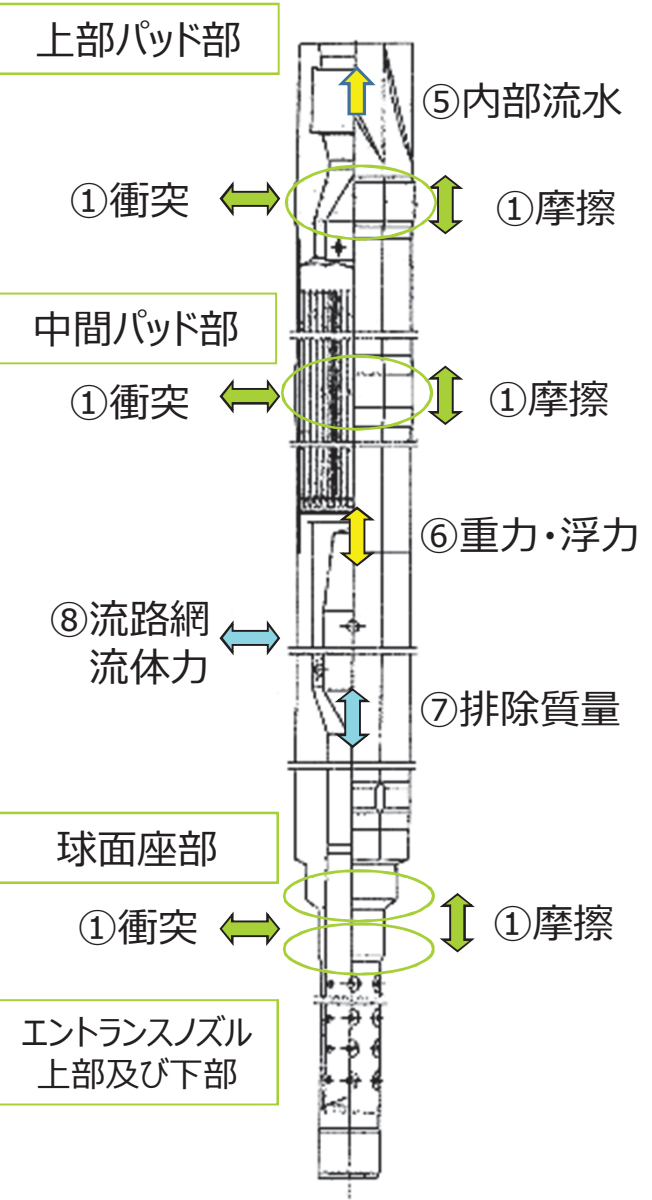
炉心の動的応答挙動に関する基礎データを取得する。

特定炉型のモックアップ試験  
ではない。

### ○ **3次元群振動解析評価手法の整備**

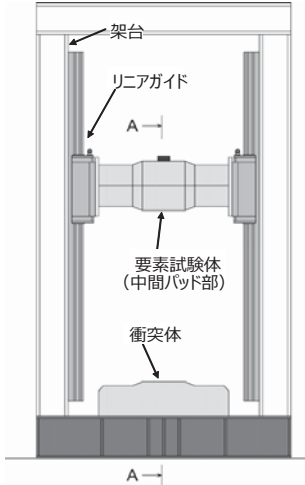
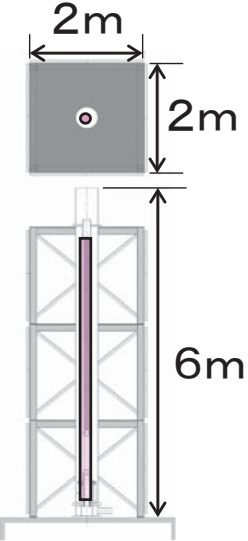
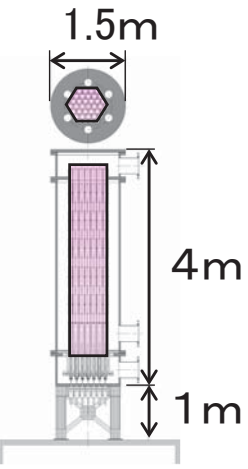
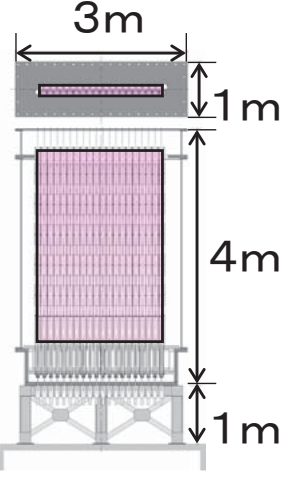
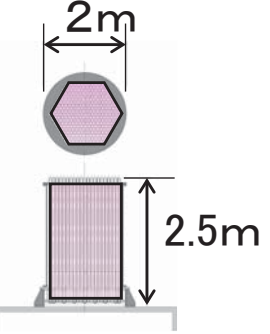
試験の解析評価を通じて、妥当性が確認された解析評価手法を整備する。

## 2. 試験計画 【群振動への主要な影響因子】



	影響因子	解析評価に必要なパラメータ	必要な試験
1	パッド部・エントランスノズルの衝突	反発係数 (バネ剛性、減衰定数) 摩擦係数	パッド部の衝突試験 ノズル部の衝突試験 集合体の落下試験
2	パッド部の隙間	パッド部のギャップ	単体試験、列体系試験
3	エントランスノズル部の隙間	エントランスノズル部の隙間	単体試験
4	隣接要素との衝突状況	六角柱に対する加振方向	単体試験、群体系試験
5	水平方向の変位の拘束状況	列数	列体系試験、群体系試験
6	重力、浮力、内部流水による差圧	等価重力加速度	単体試験、群体系試験
7	流体排除質量	流速	単体試験
8	集合体壁面 水平方向の流体力	流体付加質量	単体試験、群体系試験

### 3. 試験計画 【試験体系の検討】

<b>要素試験</b> <b>各試験体の</b> <b>衝突部位モデル</b>	<b>実寸単体試験</b> <b>縮尺 1/1</b> <b>1 体</b>	<b>群体系試験</b> <b>縮尺 1/1.5</b> <b>最大 37 体</b>	<b>列体系試験</b> <b>縮尺 1/1.5</b> <b>最大 32 体</b>	<b>多数体系試験</b> <b>縮尺 1/2.5</b> <b>最大 313 体</b>
				
<p>各縮尺試験体について、以下の衝突部位のパラメータ</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 上部パッド（ハンドリングヘッド）</li> <li>• 中間パッド</li> <li>• エントランスノズル</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 気中、水中、流水中</li> <li>• 試験容器と衝突⇒炉心構成要素同士の衝突データを取得できるように<b>群体系試験が必要</b></li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 気中、水中、流水中</li> <li>• 炉心構成要素の変位が拘束されるため<b>列体系試験が必要</b></li> <li>• さらに縮尺比を大きくした（試験装置の模擬性を犠牲にした）<b>多数体試験</b>で構成用の変位挙動を確認する</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 気中、水中、流水中</li> <li>• 実機状況に近い変位を実現できるので、主に衝突に係るデータを取得</li> <li>• 要素間のギャップの影響データを取得</li> <li>• 炉心構成要素の<b>周辺の流体の状況が異なる</b>ため、特別な解析モデルとする</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 気中、水中</li> <li>• 水平変位、跳び上がり量を計測</li> <li>• 衝突部の隙間1mm以下を忠実に縮小することは困難。また、<b>衝突力は計測しない</b>⇒上部パッドのみ設ける</li> <li>• <b>流量配分機構を設けない</b>（流水中のデータは取得しない）</li> </ul>



単純な体系から実際に近い体系へ、段階的に妥当性を確認



**実寸単体試験**

- 基本的な衝突の影響
- 加振方向の影響
- パッド・ノズル隙間の影響
- 等価重力加速度の影響

**列体系試験**

- パッド部隙間の影響
- 水平応答変位の拘束状況（列内多数の相互作用）
- 異種集合体間の衝突の影響

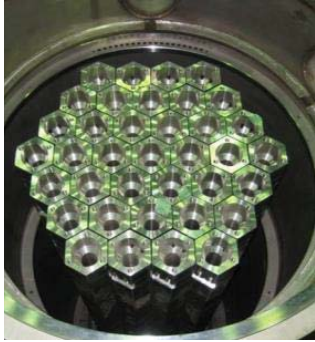


手法検討 / 解析評価手法の整備・試験解析

**3次元群振動  
解析評価**

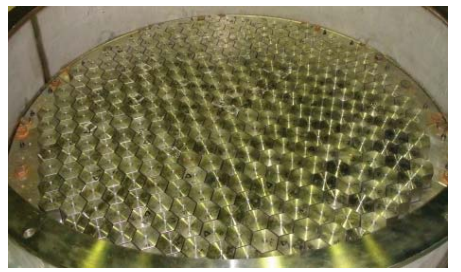
**群体系試験**

- 隣接要素との衝突の影響
- 異種集合体間の衝突の影響
- 流体付加質量の影響



**縮尺多数体群振動試験**

- 水平応答変位の拘束状況（層数）
- 流体付加質量の影響
- 炉心支持板の振動との連成



# 5. 要素落下試験【試験体の衝突特性】

## 群振動試験の評価の準備

試験体の  
衝突部位  
のモデル

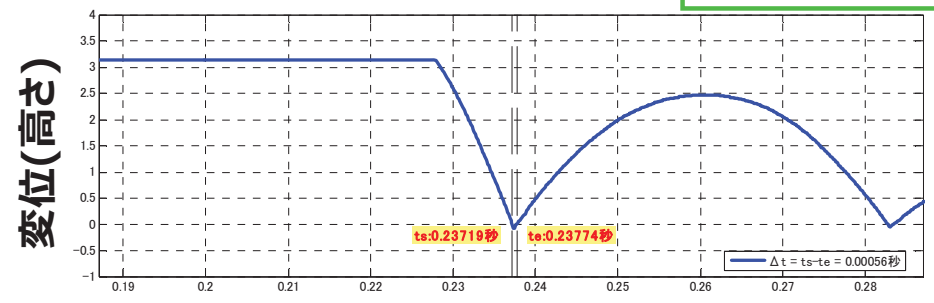
- 実寸 ハンドリングヘッド
- 中間パッド
- エントランスノズル
- 1/1.5 ハンドリングヘッド
- 中間パッド
- エントランスノズル
- 1/2.5 ハンドリングヘッド
- エントランスノズル



中間パッドのモデル

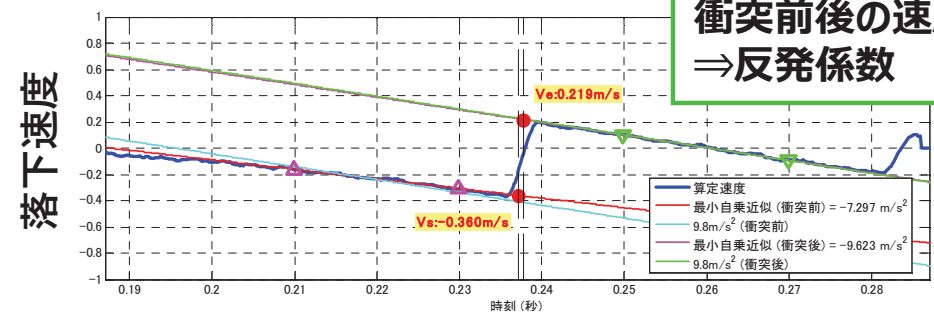
### 落下試験変位の時刻歴

接触時間測定

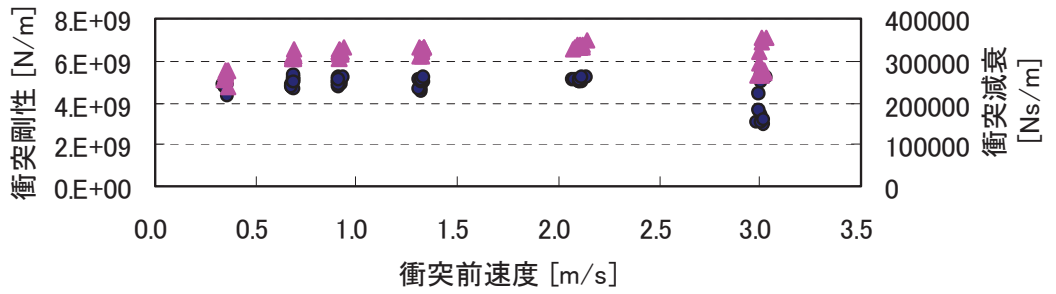


### 落下速度の時刻歴

衝突前後の速度  
⇒反発係数



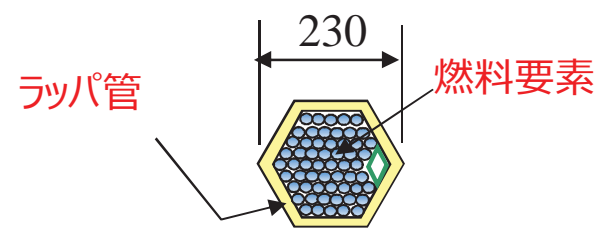
● 衝突剛性 [N/m] ▲ 衝突減衰 [Ns/m]



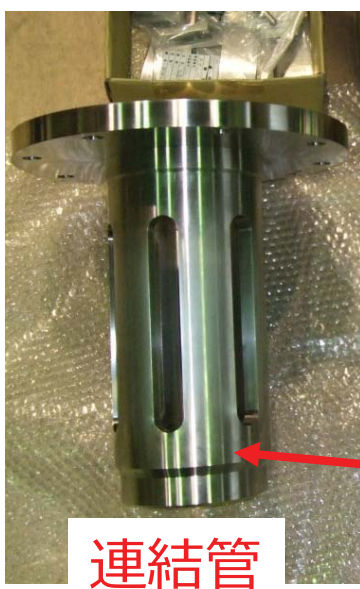
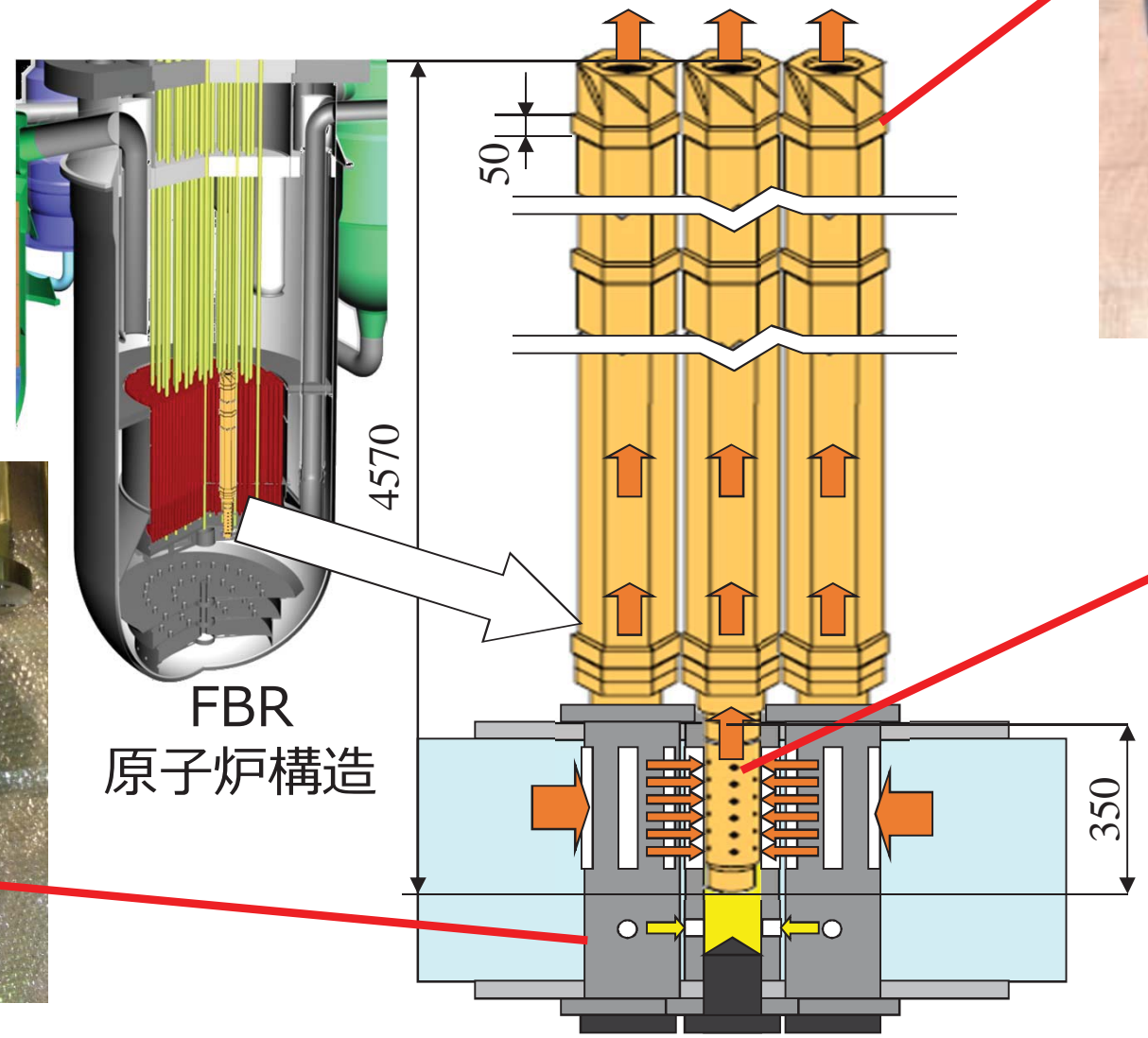
衝突剛性・減衰定数

# 6. 実寸単体試験 【試験装置の概要】

FBR燃料集合体の寸法・構造・圧損を模擬した実寸試験体



上部パッド部



連結管

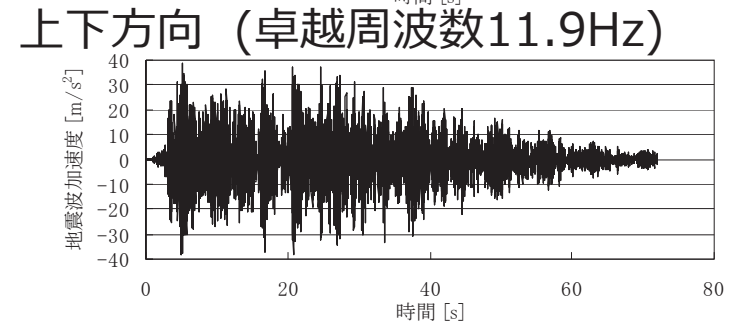
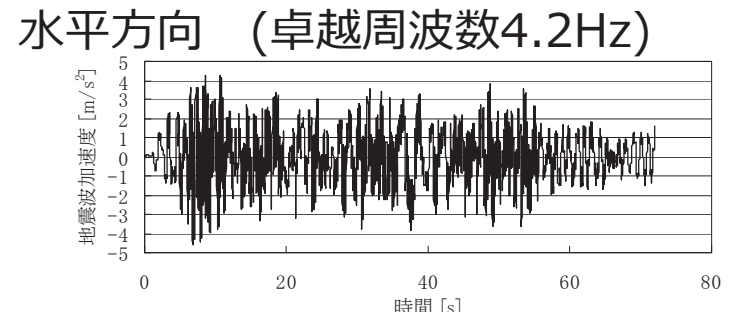


エントランスノズル



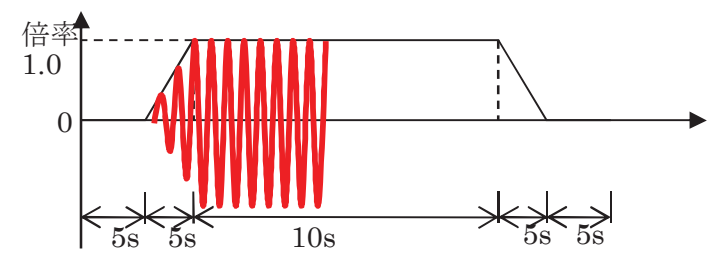
# 7. 実寸単体試験【入力加振波】

想定地震動における炉心支持板応答を模擬した地震波および炉心支持板の卓越周波数による正弦波で加振

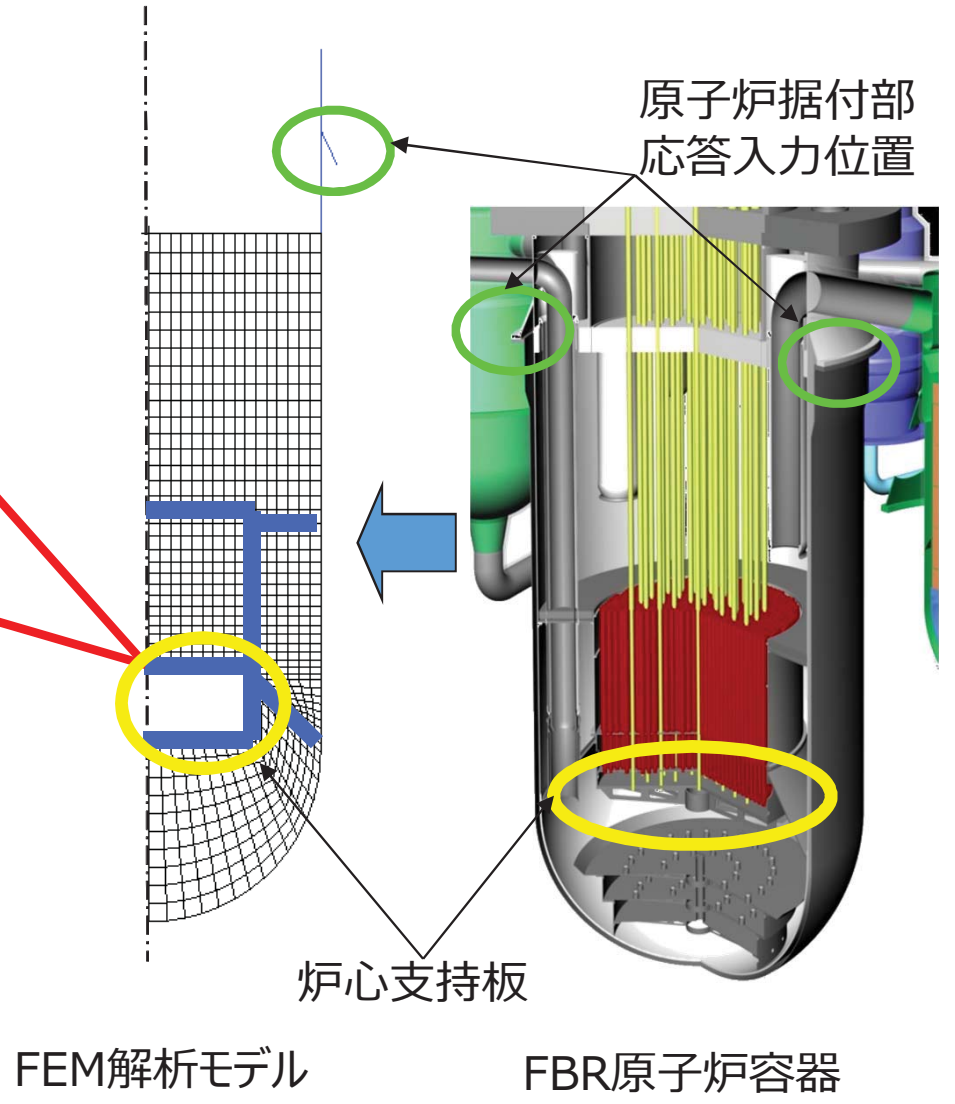


炉心支持板応答 (地震波加振波形)

卓越周波数の分析

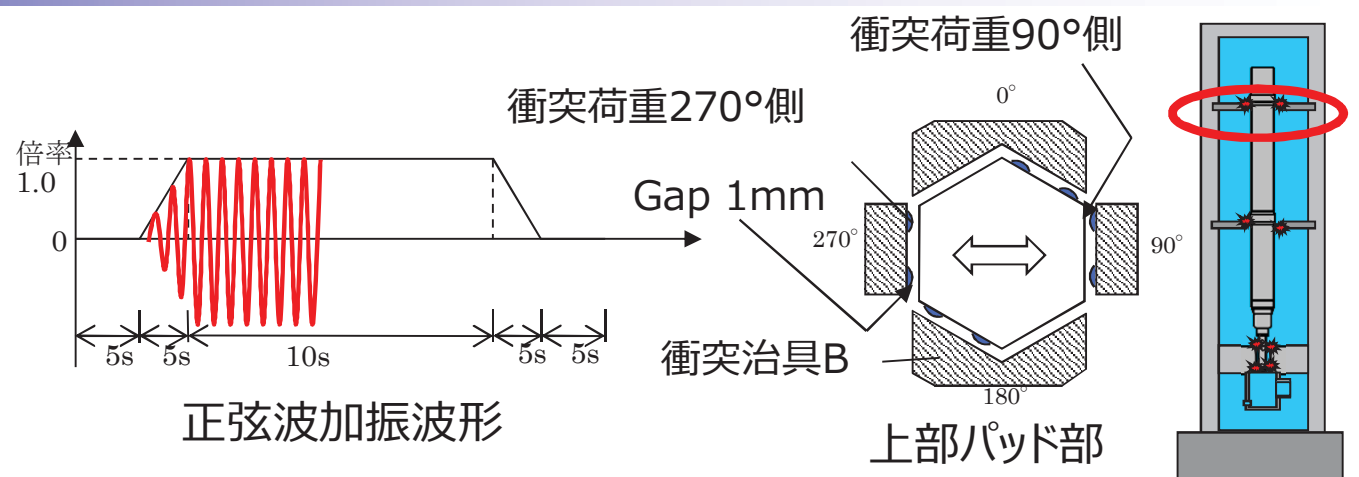


正弦波加振波形

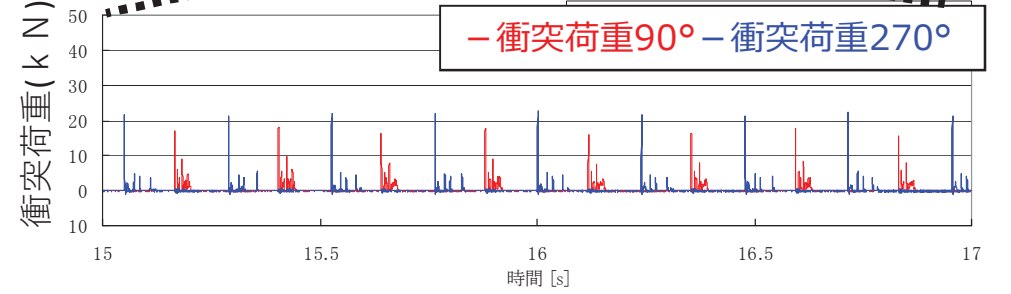
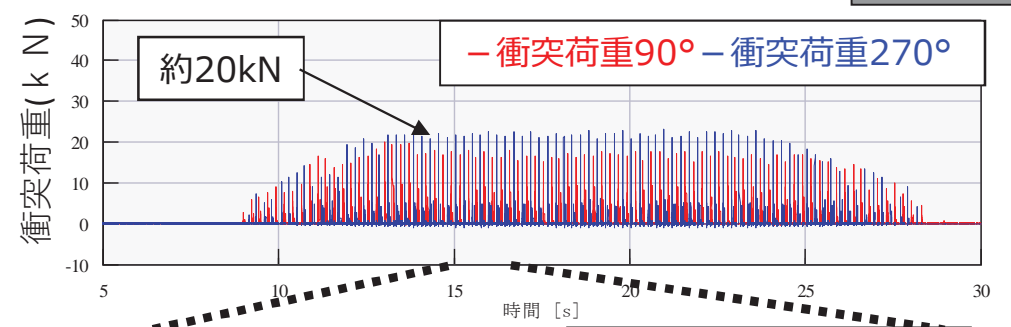
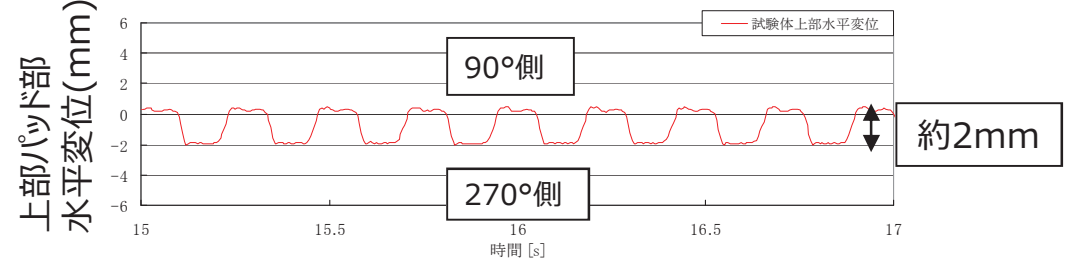
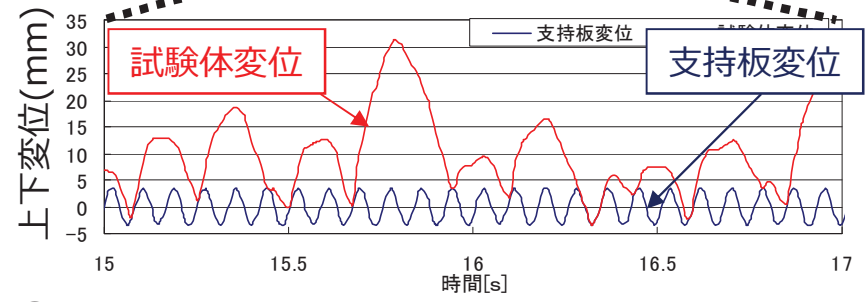
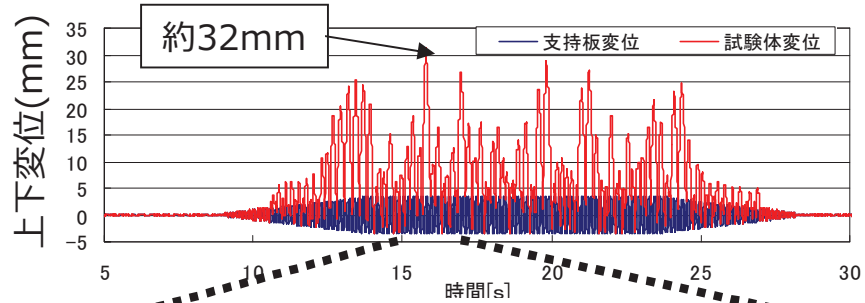


# 8. 実寸単体試験【上下+水平加振試験結果】

加振波：正弦波  
 雰囲気：流水中(差圧0.3MPa)  
 加振方向：水平+上下加振  
 (水平) 加振レベル：3.9m/s<sup>2</sup>  
 加振振動数：4.2Hz  
 (上下) 加振レベル：14.7m/s<sup>2</sup>  
 加振振動数：11.9Hz



正弦波加振波形

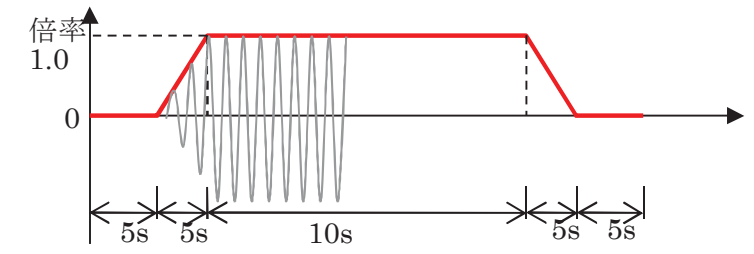


正弦波加振に対し、跳び上がり量はばらつく

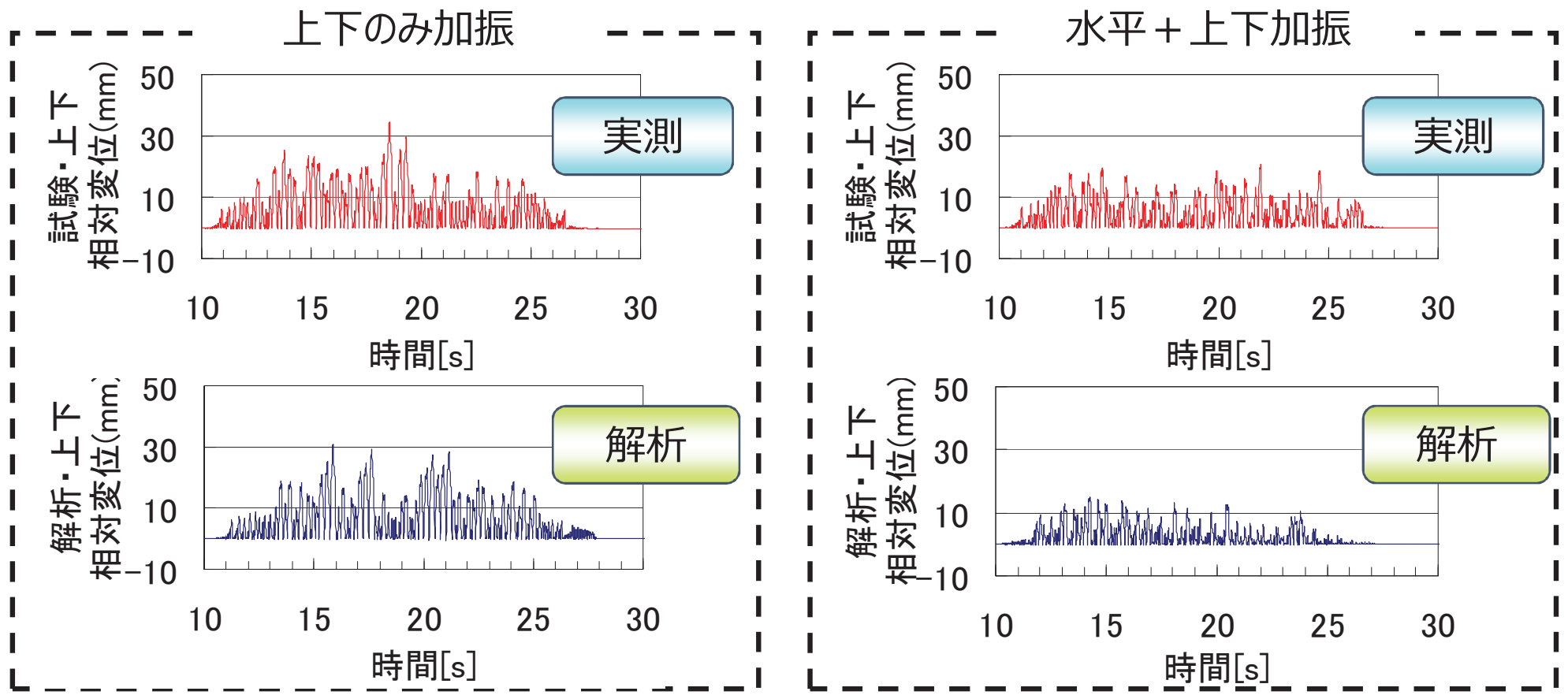
# 9. 実寸単体試験【水平加振の跳び上がりへの影響】

加振波：正弦波  
 雰囲気：流水中(差圧0.3MPa)  
 加振方向：上下のみ加振  
 水平+上下加振

(水平) 加振レベル：3.9m/s<sup>2</sup>  
 加振振動数：4.2Hz  
 (上下) 加振レベル：14.7m/s<sup>2</sup>  
 加振振動数：11.9Hz



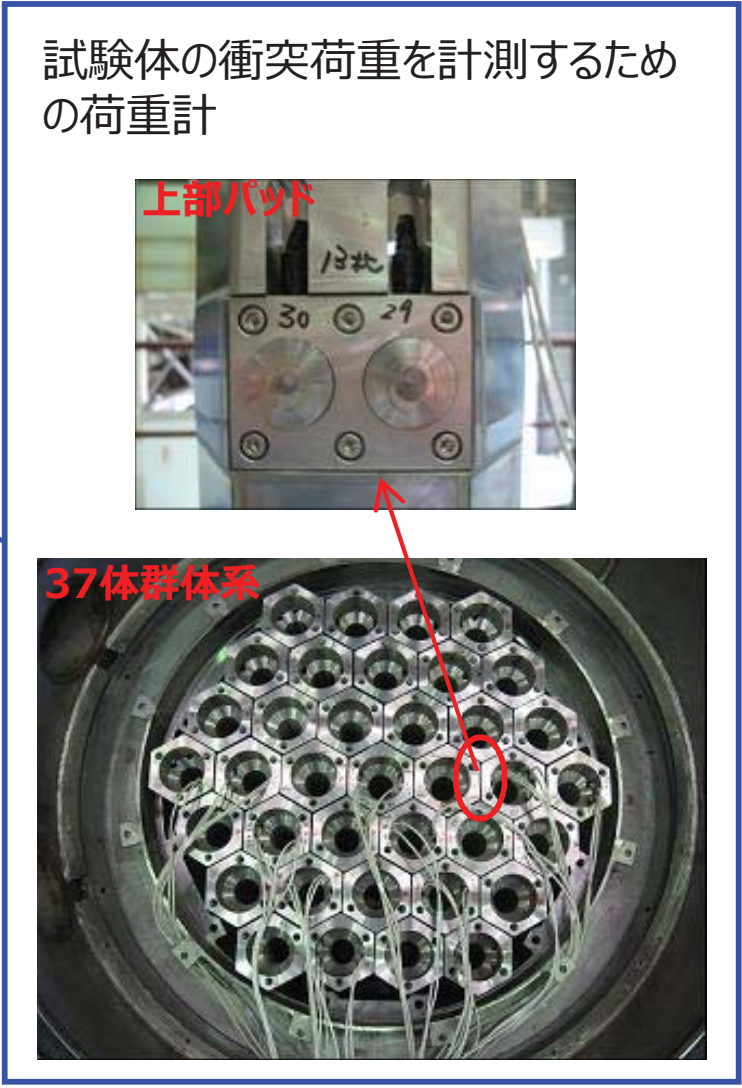
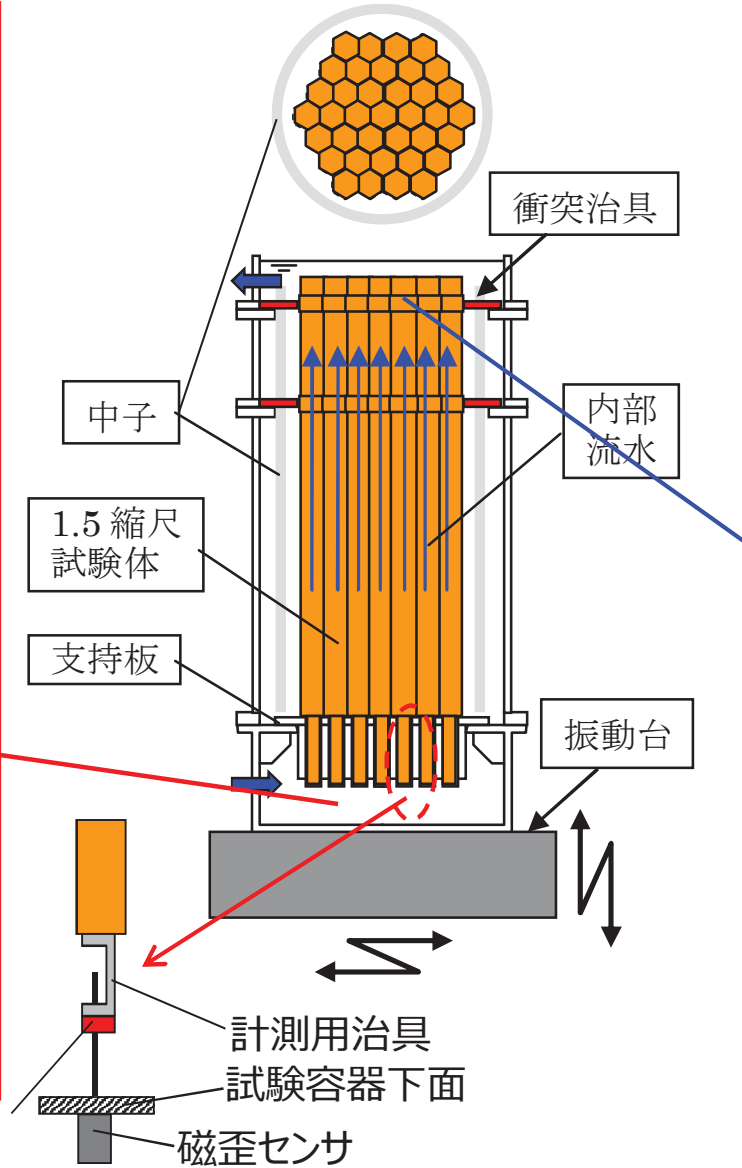
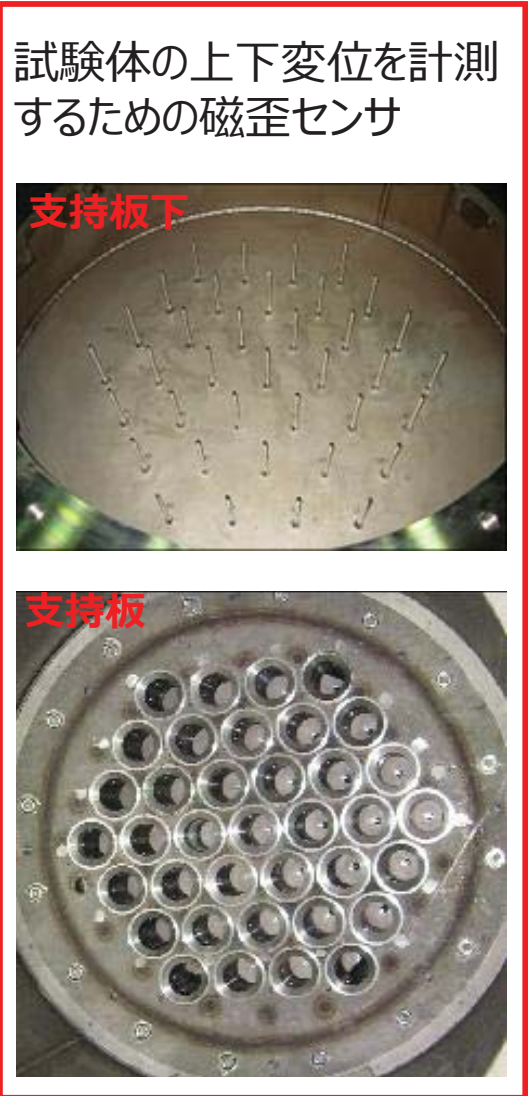
正弦波加振波形



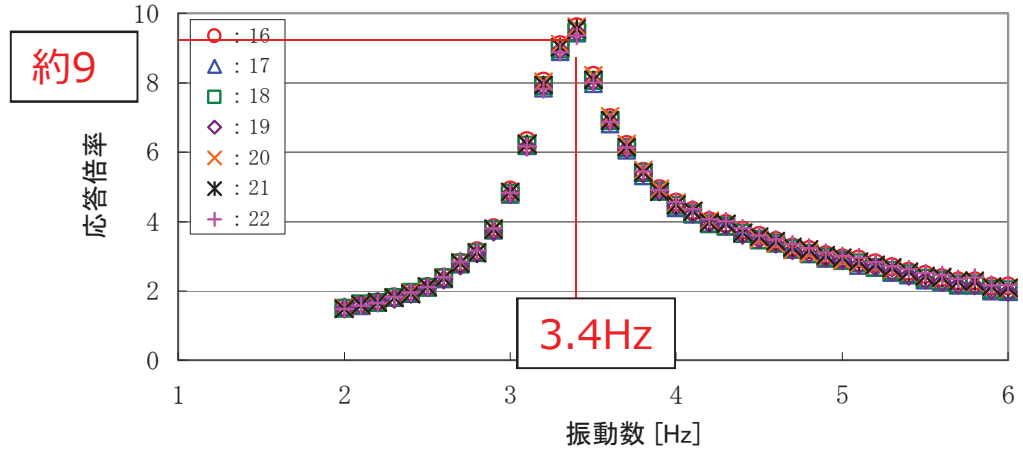
水平加振の影響で跳び上がり量が小さくなる傾向を解析で概ね再現

## 計測概要

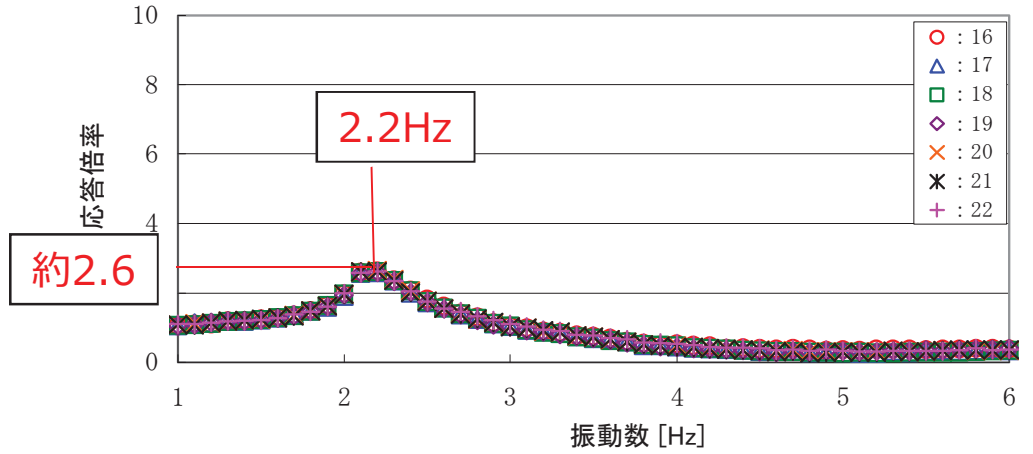
主な計測項目：燃料集合体の跳び上がり量（上下変位）、上部パッドにおける衝突荷重



## 水平加振25Gal (X方向・Y方向)

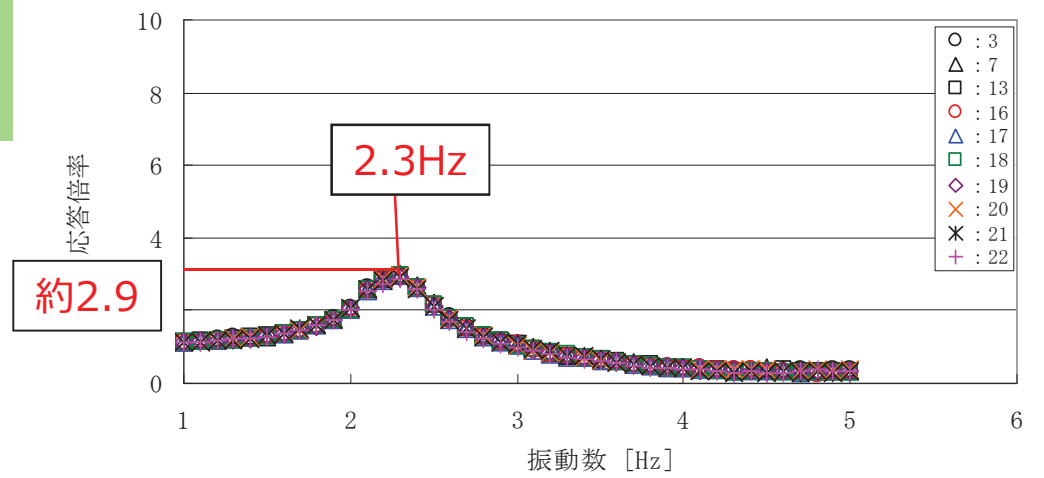
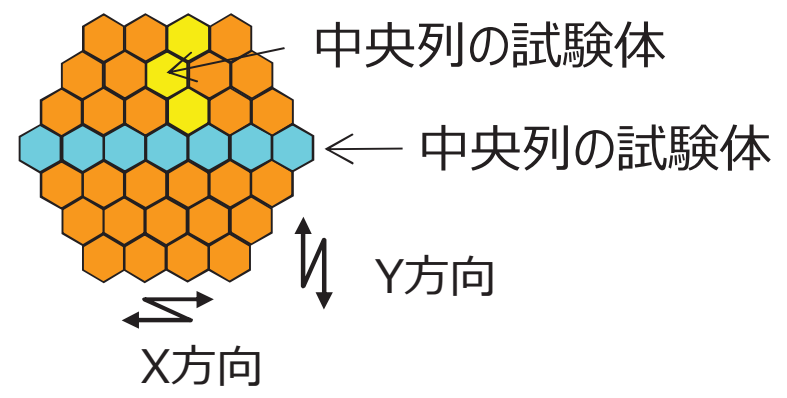


(a) 気中 X方向



(b) 水中X方向

・水中における共振振動数が35%程度低下  
 ・流路網流体付加質量の影響を確認



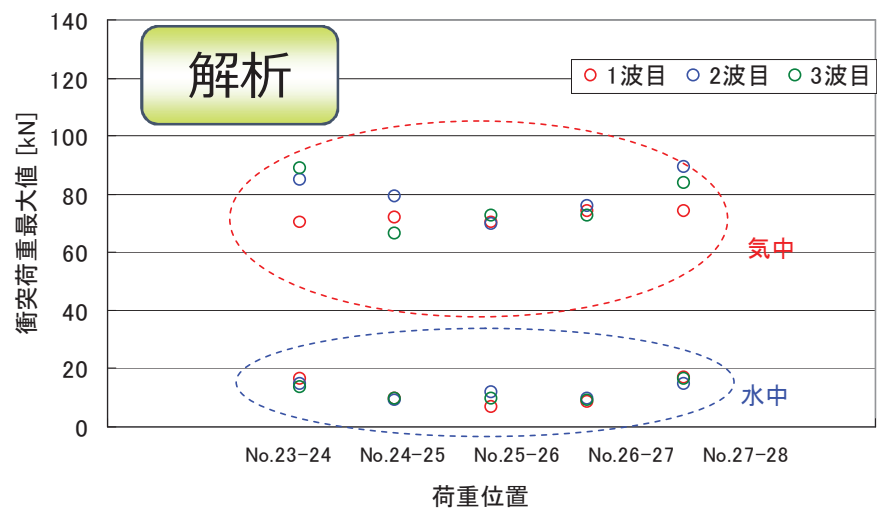
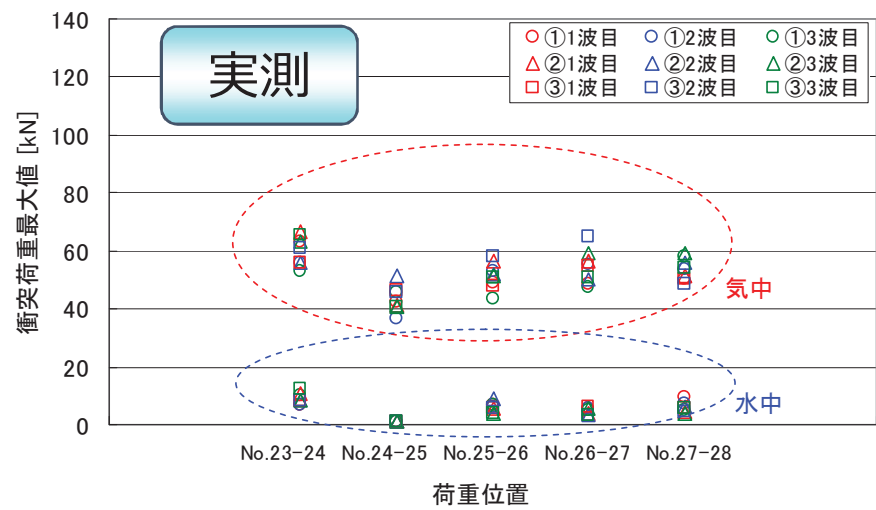
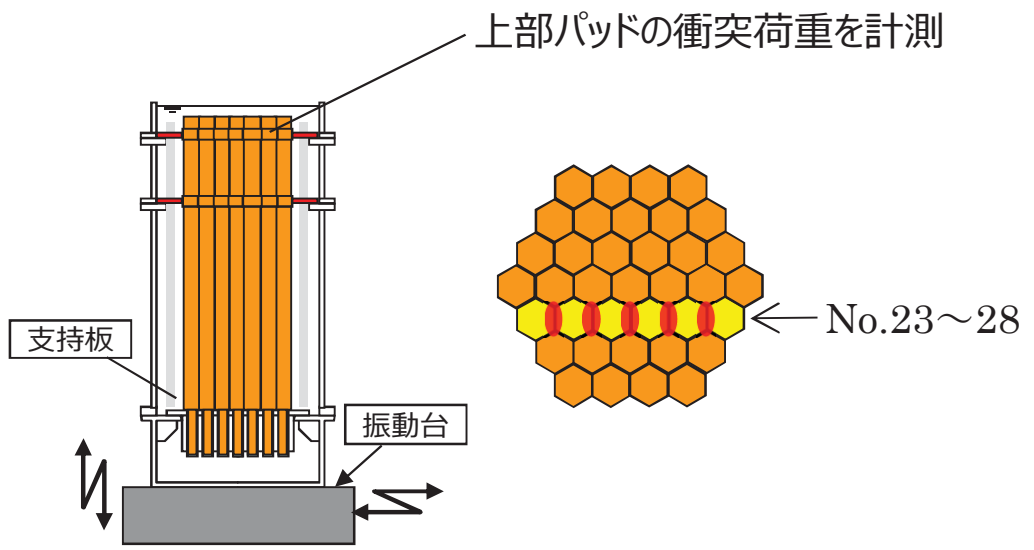
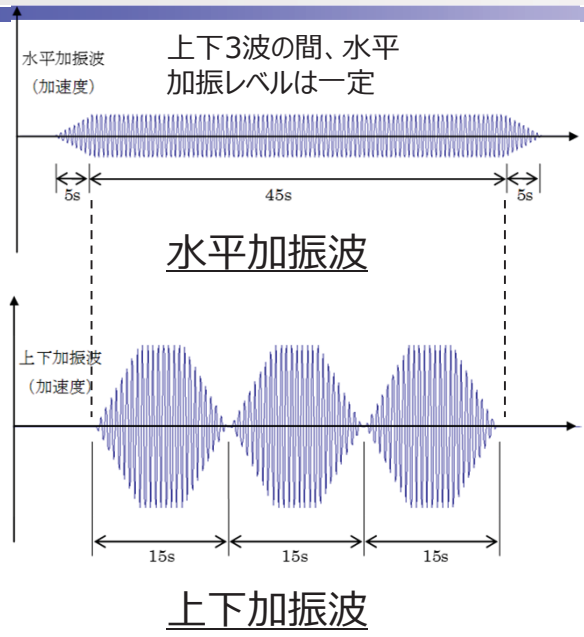
(c) 水中Y方向

X方向とY方向の加振における共振振動数、応答倍率ともに差は小さい。



# 12. 37体群体系試験【衝突荷重 最大値比較】

水平 + 上下  
正弦波加振  
水平 : 3.9m/s<sup>2</sup>  
5.1Hz  
上下 : 14.7m/s<sup>2</sup>  
14.6Hz

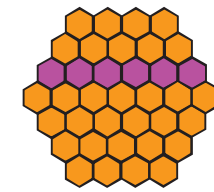


- 解析の最大衝突荷重は、実測を保守側に模擬できている。
- 気中と比較して水中の場合、流路網の影響により衝突荷重が小さくなる。

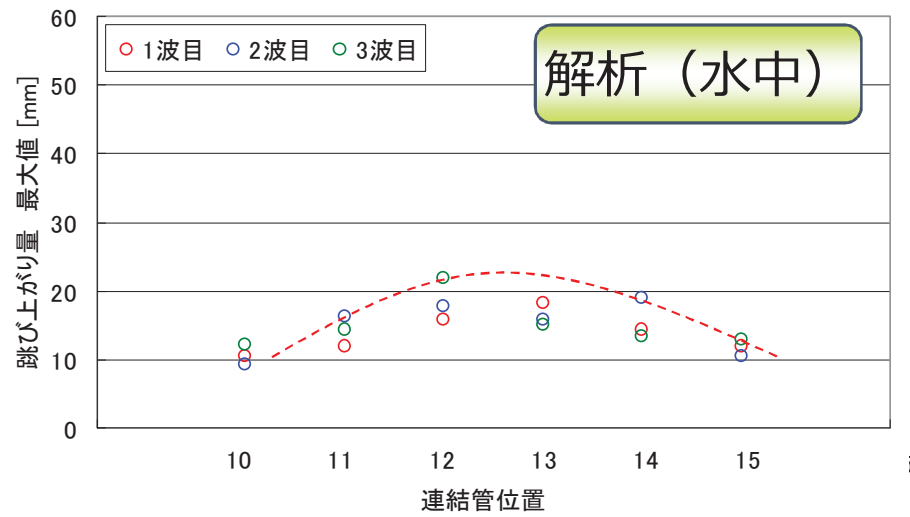
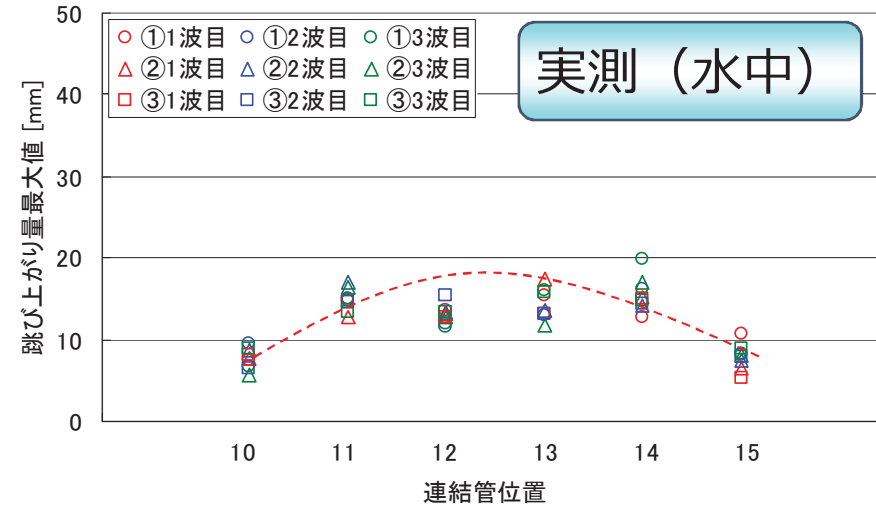
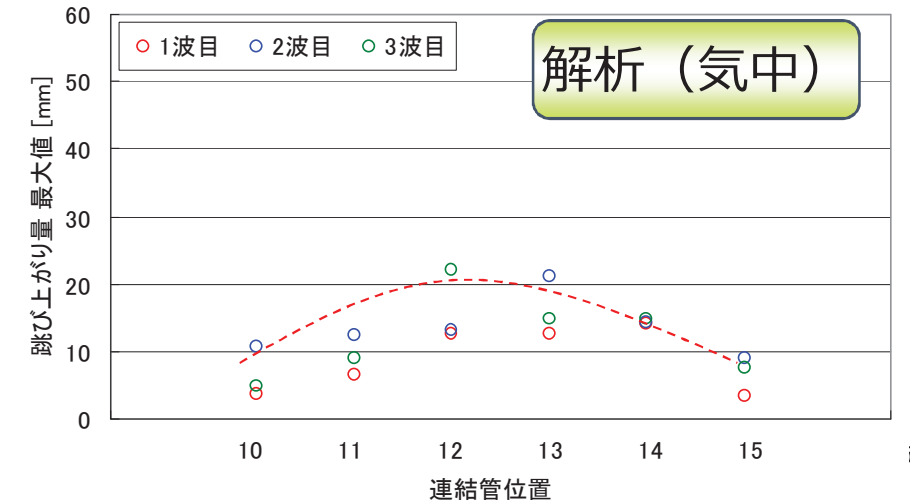
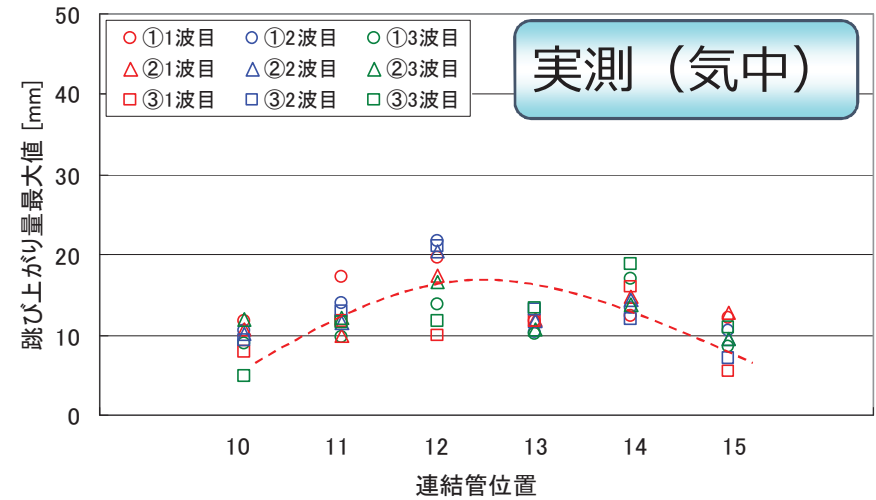
# 13. 37体群体系試験 【雰囲気と最大跳び上がり量】

水平+上下 正弦波加振

水平 : 3.9m/s<sup>2</sup> 5.1Hz  
 上下 : 14.7m/s<sup>2</sup> 14.6Hz



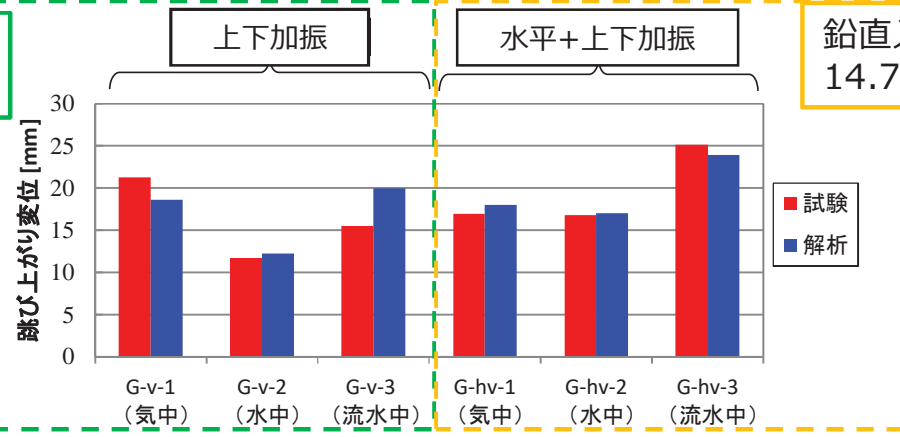
← No.10~15



・跳び上がり量は、気中と水中で（衝突荷重ほど）明確な差異は生じない。

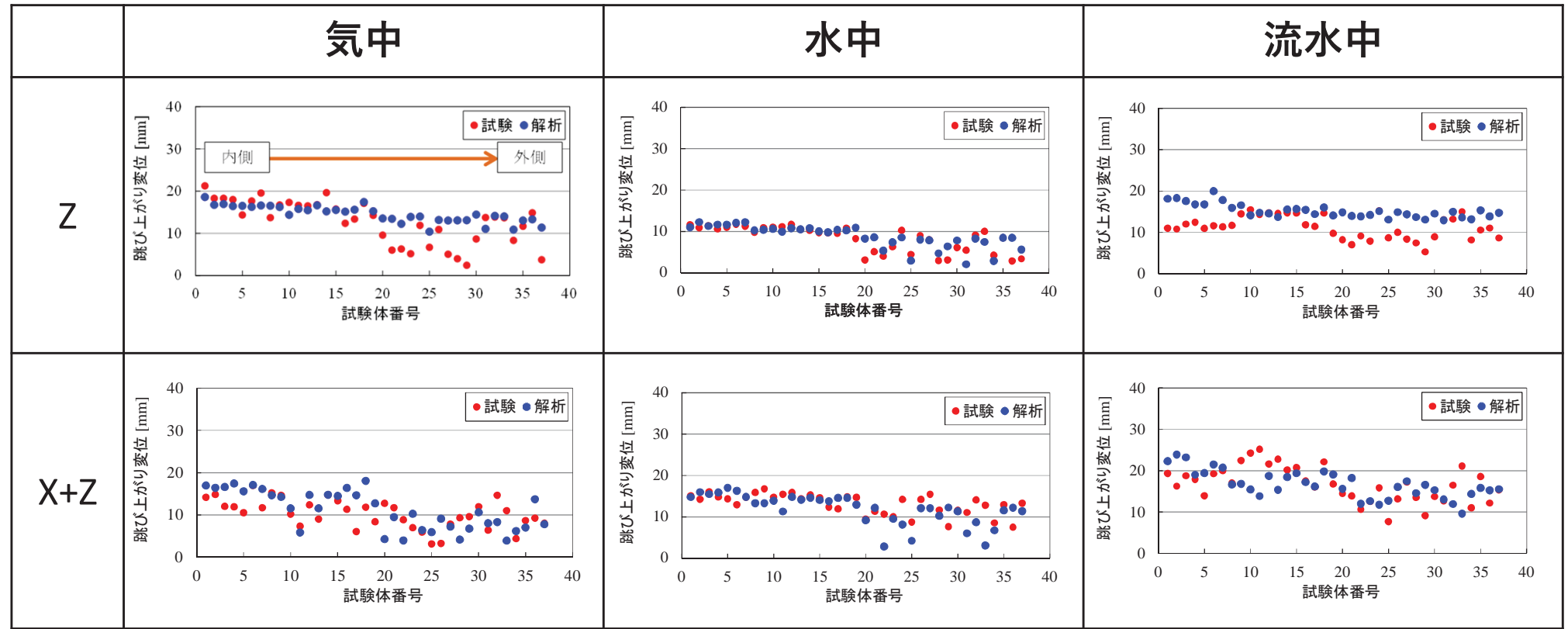
# 14. 37体群体系試験【雰囲気、加振方向と最大跳び上がり量】

鉛直入力レベル  
10.4m/s<sup>2</sup>



鉛直入力レベル  
14.7m/s<sup>2</sup>

試験と解析を比較すると、解析は、「気中」、「水中」、「流水中」の環境の違いによる差をよく模擬している。

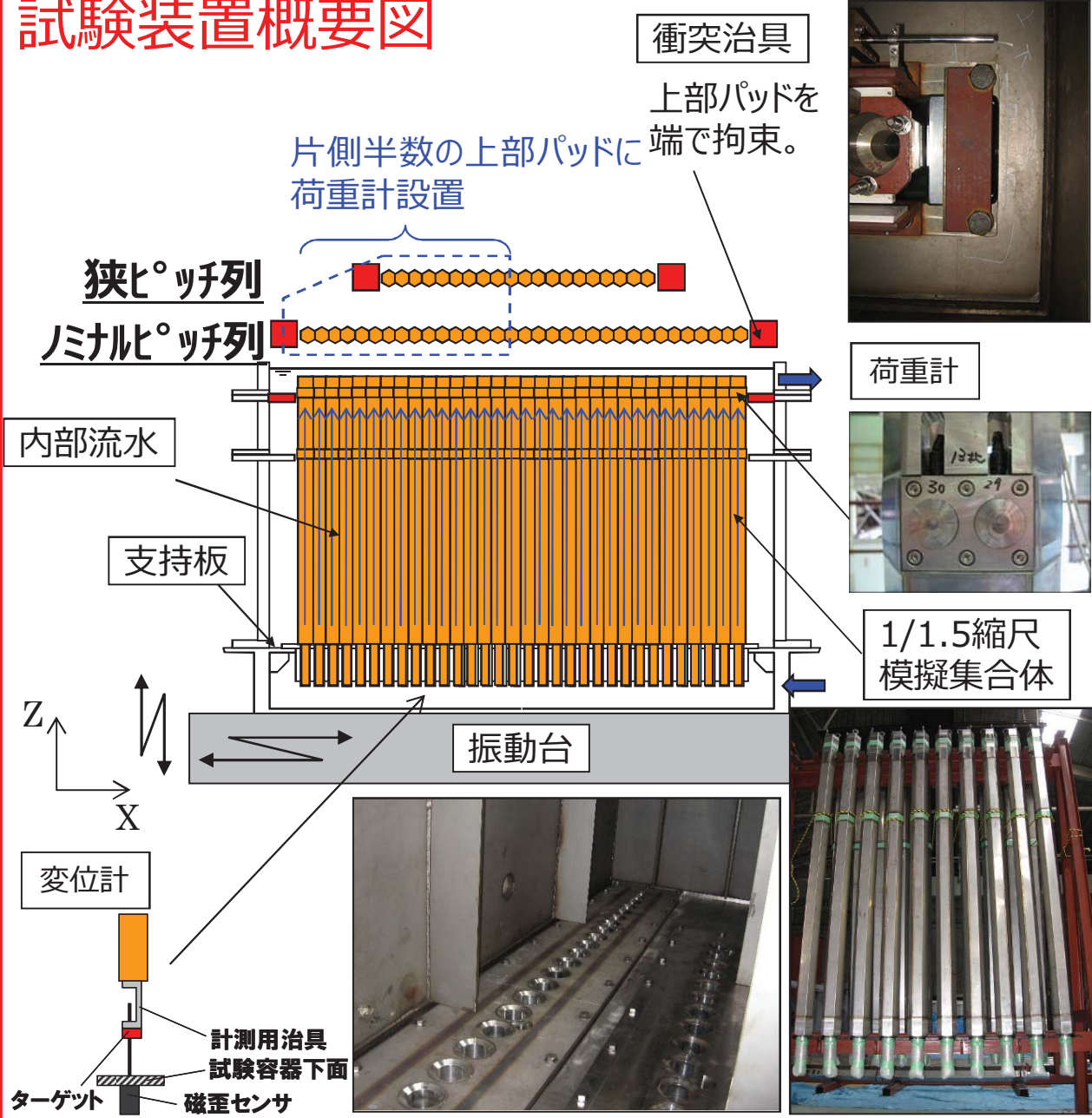


内部流体の影響で跳び上がりは増加

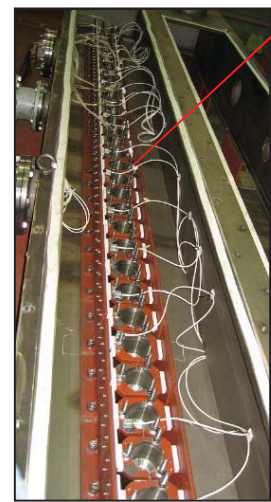


# 15. 列体系試験【試験装置の概要】

## 試験装置概要図



32体1列



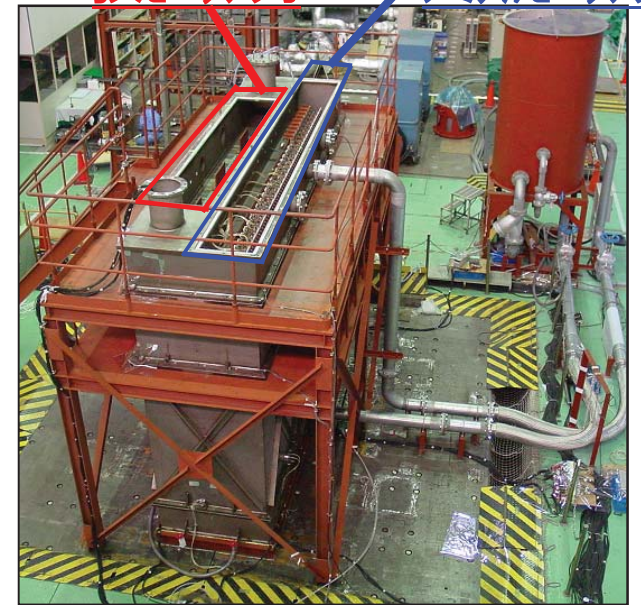
1/1.5縮尺試験体

18体×2列  
(GAP比較)



狭比<sup>°</sup>ツチ列

ミナル比<sup>°</sup>ツチ列



# 16. 列体系試験【列体系試験評価用の特別な流体モデル】

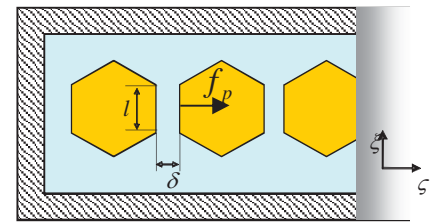
## 流路圧力

- ・内部流体は非圧縮、非粘性の完全流体
- ・流体の上下方向の流れによる影響は小さいと考える
- ・流路網間の隙間はどこも均等であり、微小変形による流路網の隙間の変化は無視できると考える。
- ・流路外の圧力は一定値と仮定

オイラーの運動方程式が成り立つ

$$-\frac{1}{\rho_L} \frac{\partial p}{\partial \xi} = \frac{dv}{dt}$$

$\rho_L$ : 液体密度  
 $p$ : 液体圧力  
 $v$ : 流速  
 $(\xi, \zeta)$ : 流路における直角座標系

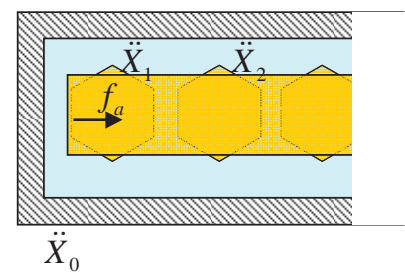


$$f_p = \int_0^l p d\xi = \frac{l}{2} (p|_{\xi=0} + p|_{\xi=l}) - \frac{\rho_L l^3}{12\delta} \ddot{\delta}$$

$$f_p = -\frac{\rho_L l^3}{12\delta} \ddot{\delta}$$

## 付加質量慣性力

- ・複数の炉心構成要素が一体で動くことと仮定し、この可動体積を長方形で模擬。
- ・炉心構成要素と一緒に振動する水の慣性力は容器との相対加速度に応じて発生する。

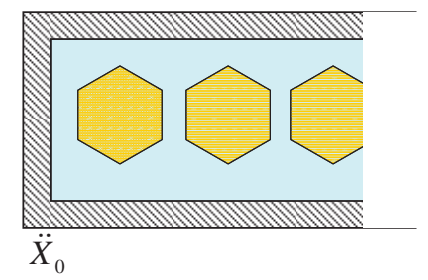


$$f_a = -\frac{m_a}{n} \left( \sum_{i=1}^n \frac{\ddot{X}_i}{n} - \ddot{X}_0 \right)$$

$$m_a = \begin{cases} 0.867\pi\rho_w l^2 & (n=1) \\ 1.511(n-1)^{0.1689}\pi\rho_w l^2 & (n \geq 2) \end{cases}$$

## 排除質量慣性力

- ・容器（流体全体）が動くことによる慣性力は、容器の加速度に応じて発生する。

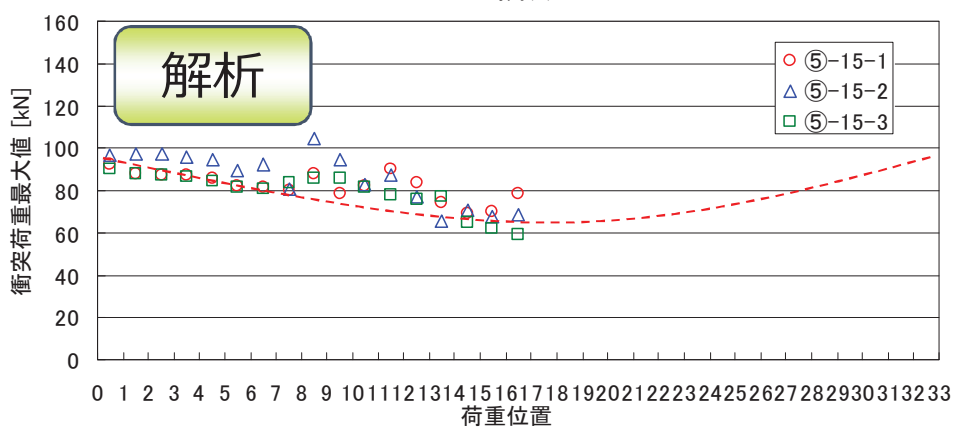
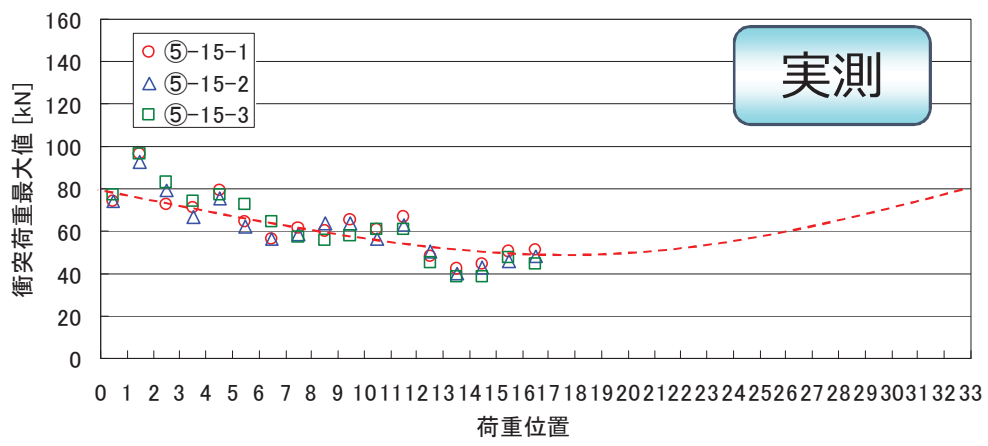
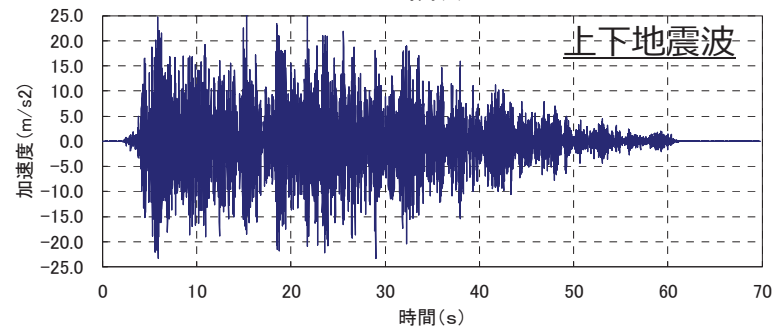
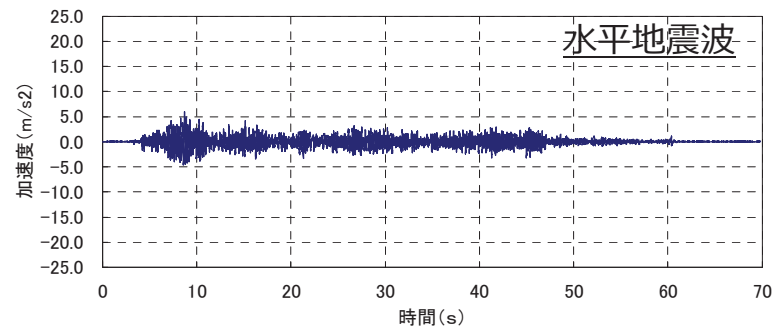
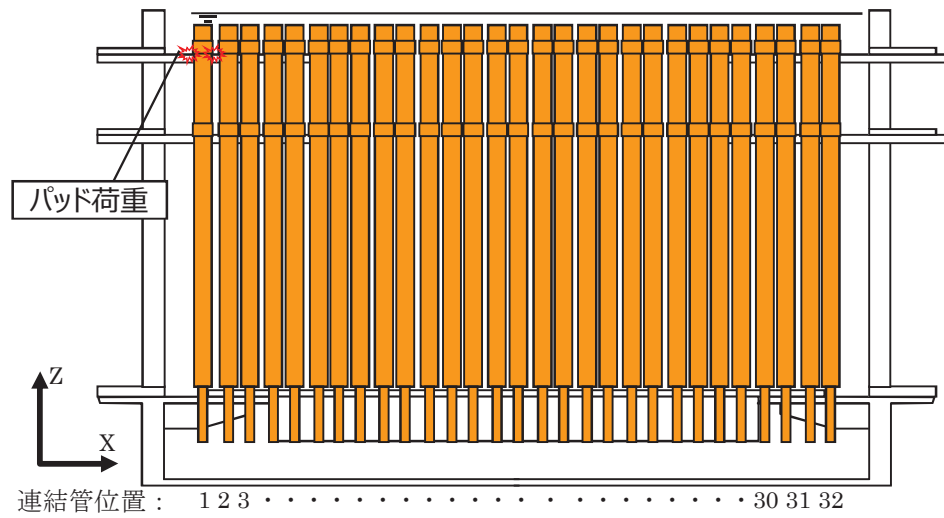


$$f_w = -m_w \ddot{X}_0$$

$m_w$  炉心構成要素が排除する流体の質量

# 17. 列体系試験【衝突荷重 最大値比較】

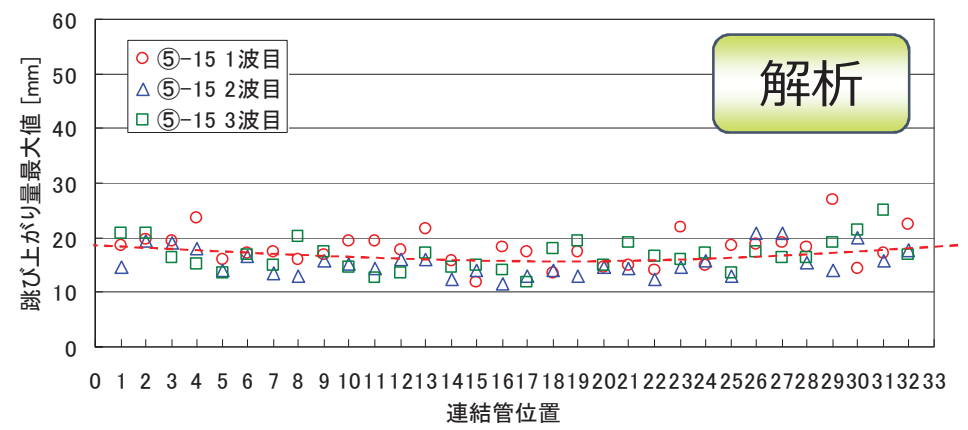
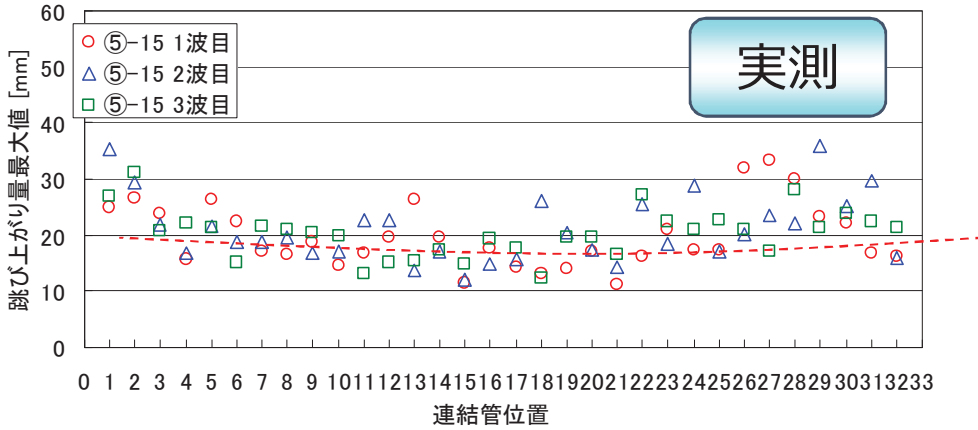
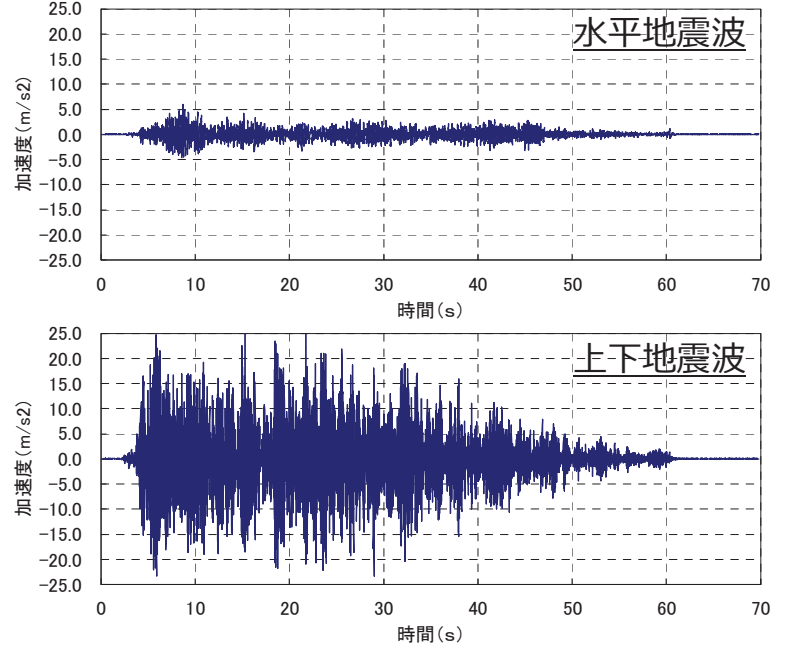
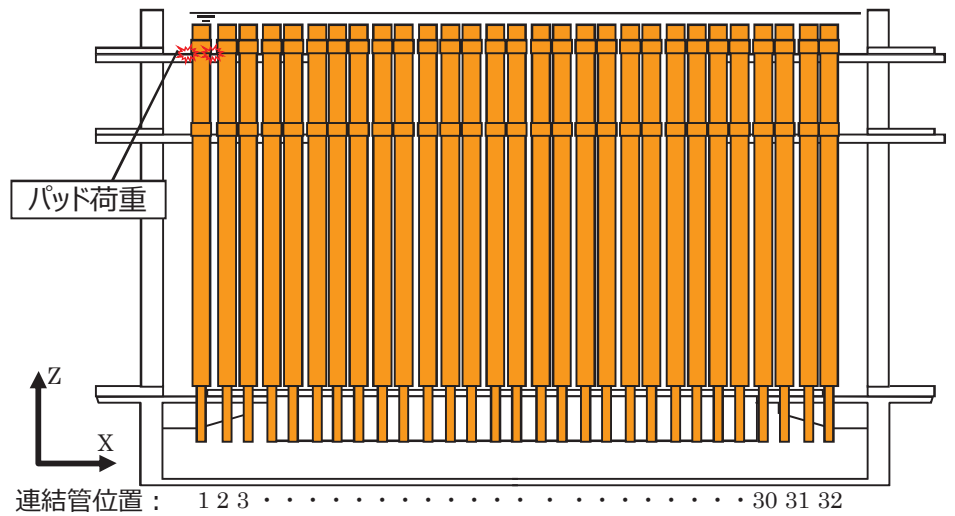
流水中



容器端部に近いほどパッド荷重が大きくなる傾向を再現できている。

# 18. 列体系試験【跳び上がり量 最大値比較】

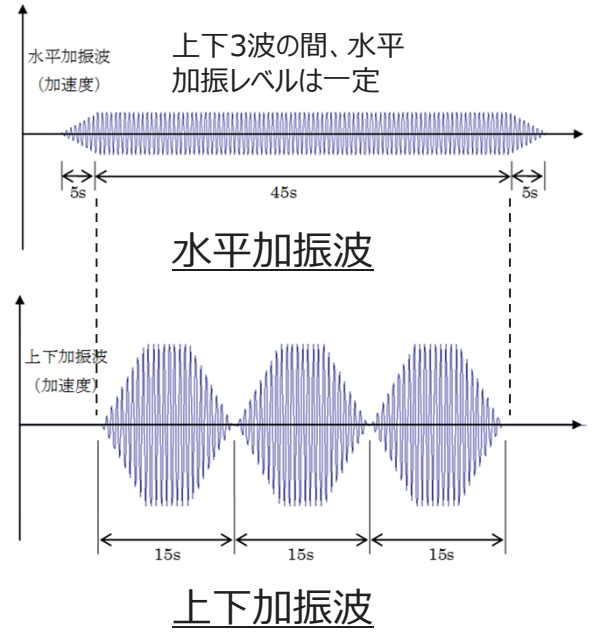
流水中



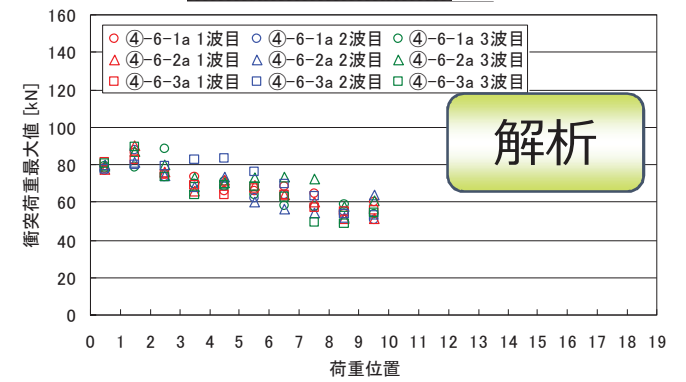
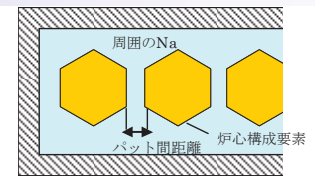
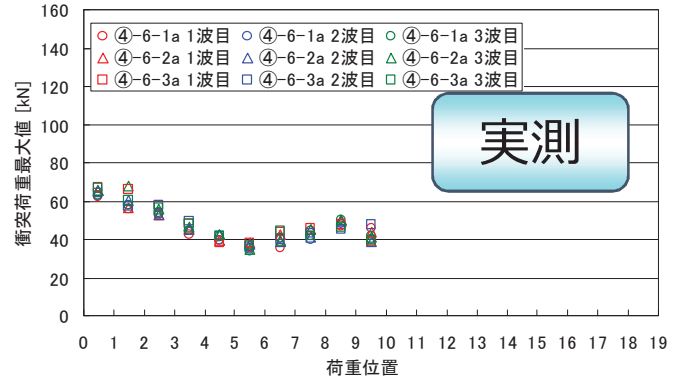


# 19. 列体系試験【炉心構成要素間 隙間（ギャップ）の影響】

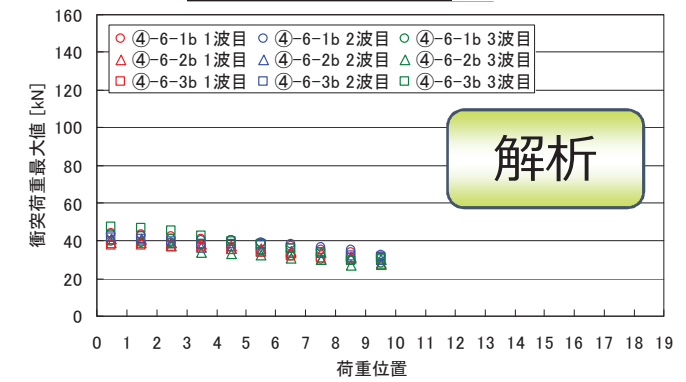
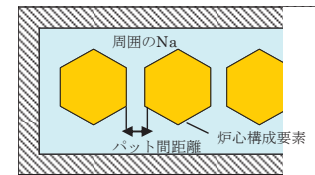
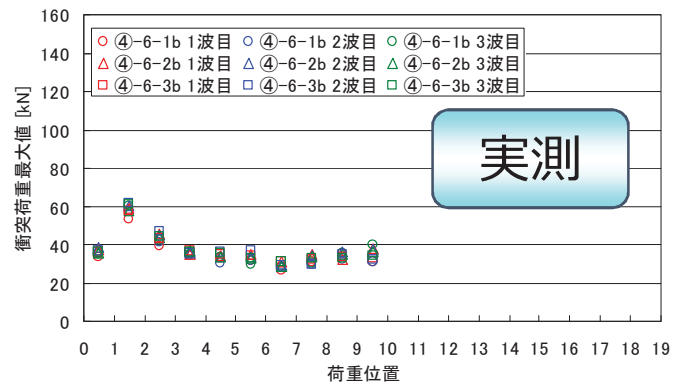
水中  
 水平 + 上下 正弦波加振  
 水平 :  $3.9\text{m/s}^2$   
 5.1Hz  
 上下 :  $14.7\text{m/s}^2$   
 14.6Hz



パッド間距離 0.6mm (ノーマル)

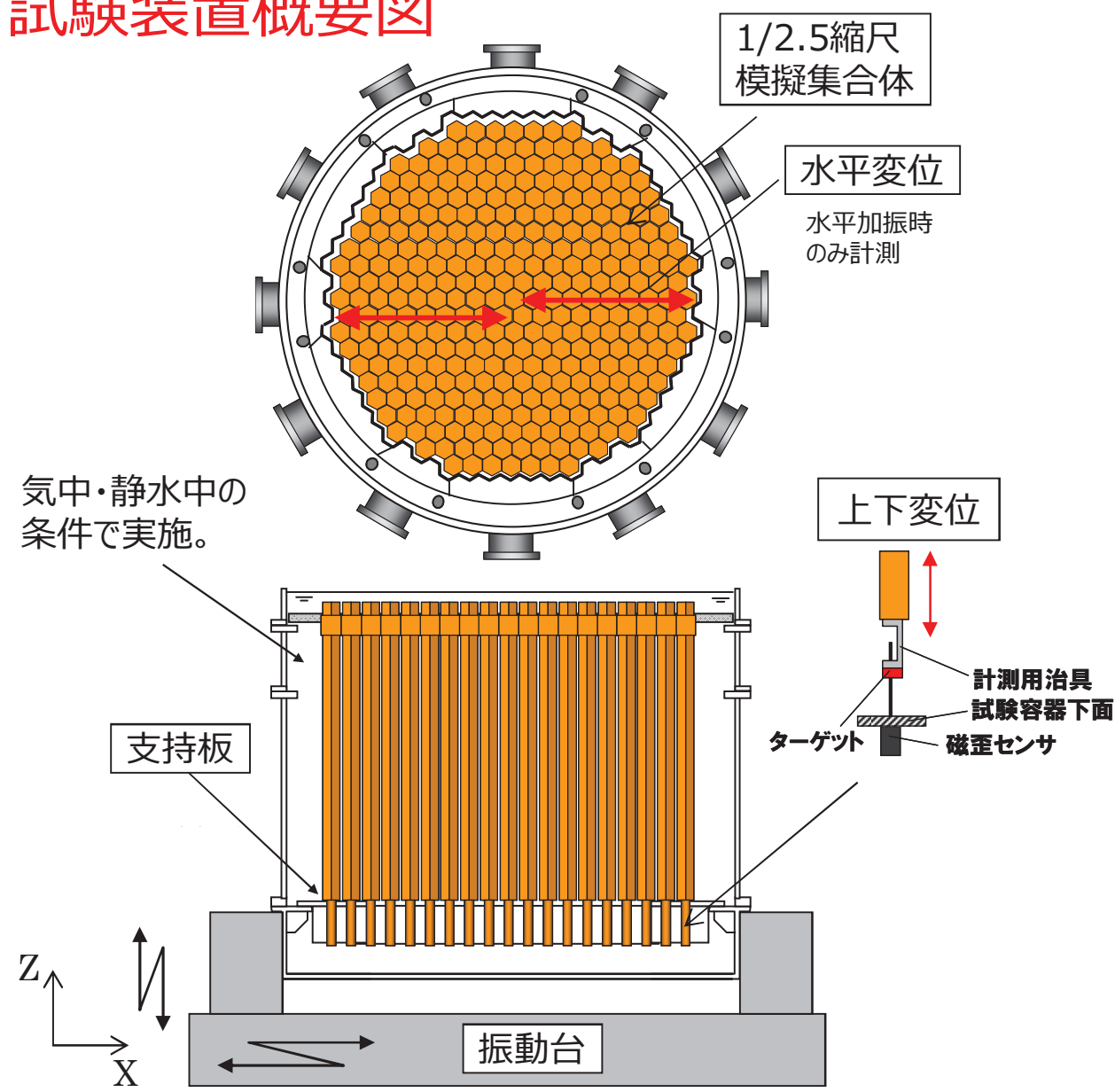


パッド間距離 0.1mm (狭)

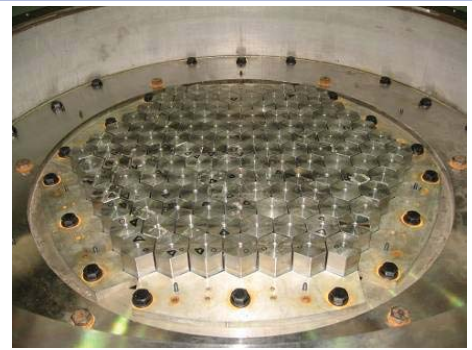


パッド間ギャップが小さくなるとパッド荷重は小さくなることを概ね再現

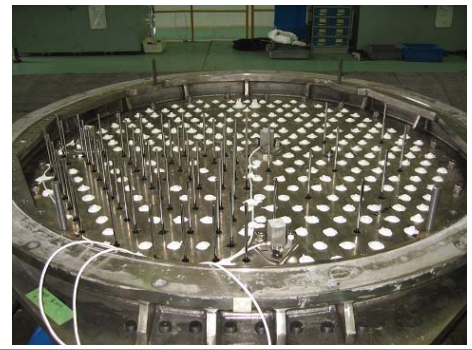
## 試験装置概要図



127体系



313体系

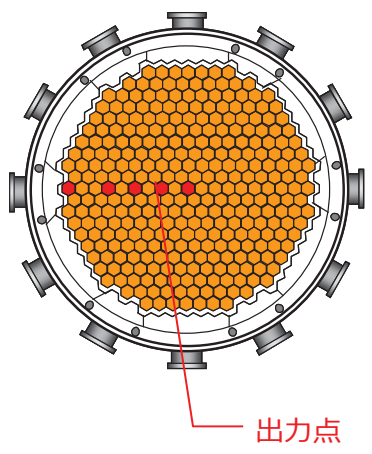


試験装置全体



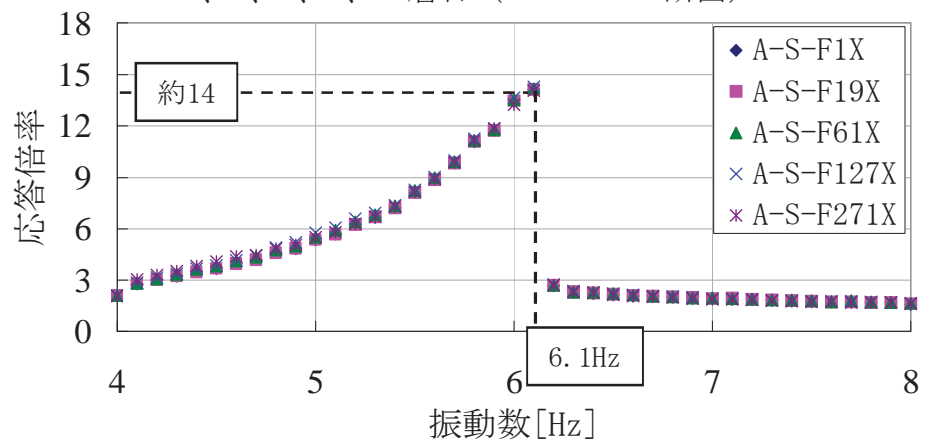
# 21. 多数体系試験【スweep加振】

加振波：正弦波挿引加振  
 雰囲気：気中、水中  
 加振方向：水平加振  
 加振レベル：30Gal  
 加振振動数：（気中）4Hz→8Hz  
                   （水中）4Hz→6Hz  
 体系：127体系、313体系



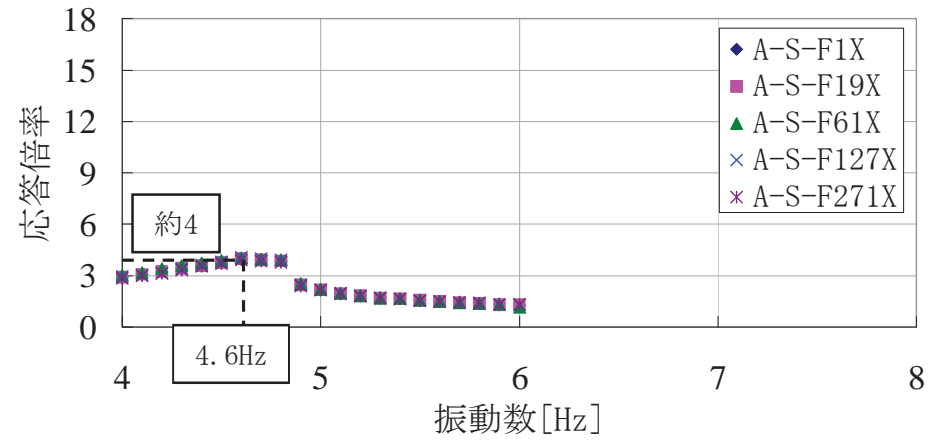
## 313体系

1、3、5、7、10層目 (90° -270° 断面)



気中

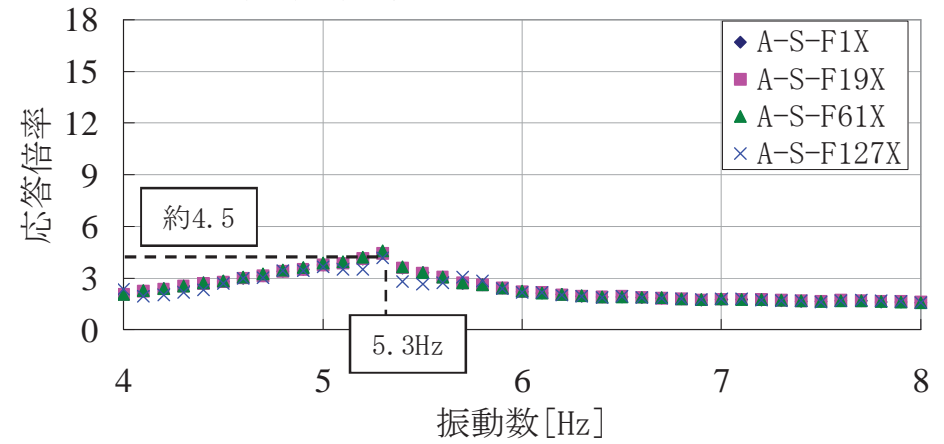
1、3、5、7、10層目 (90° -270° 断面)



水中

## 127体系

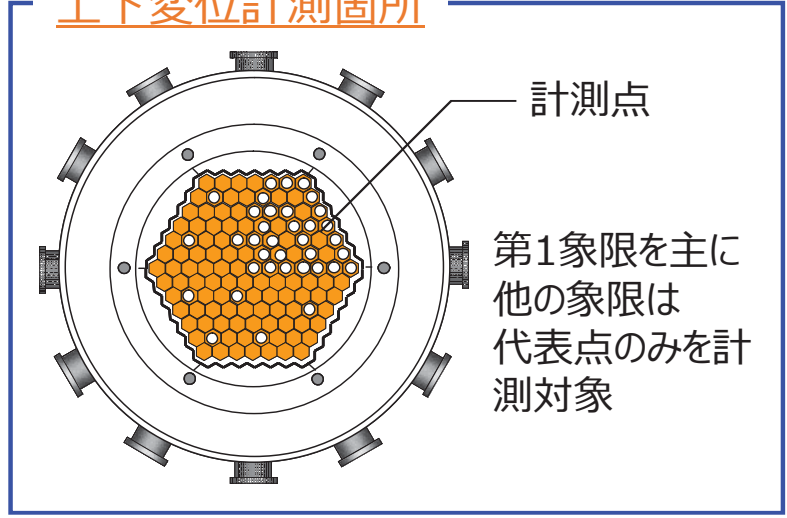
1、3、5、7層目 (90° -270° 断面)



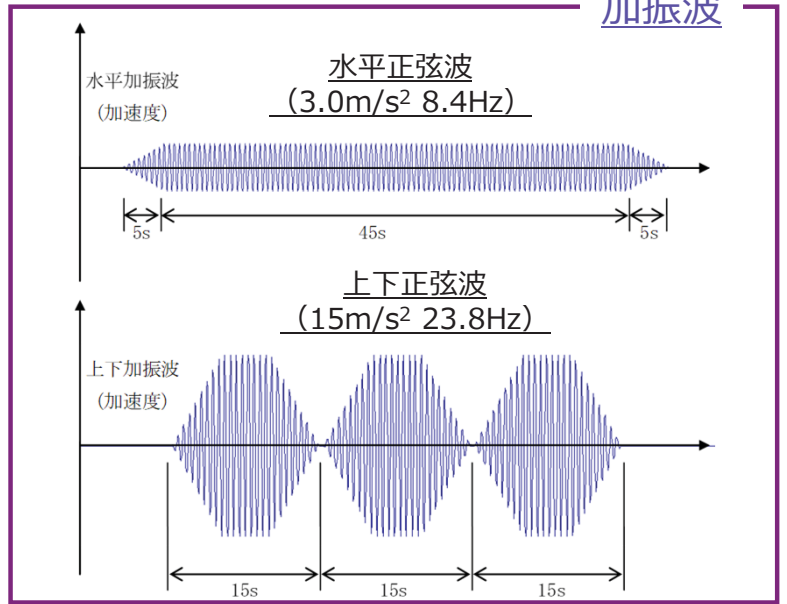
水中

水中では流路網による流体付加質量により、気中よりも固有振動数が低下する。最外周と容器との隙間が狭い313体の場合、その効果が顕著に現れる。

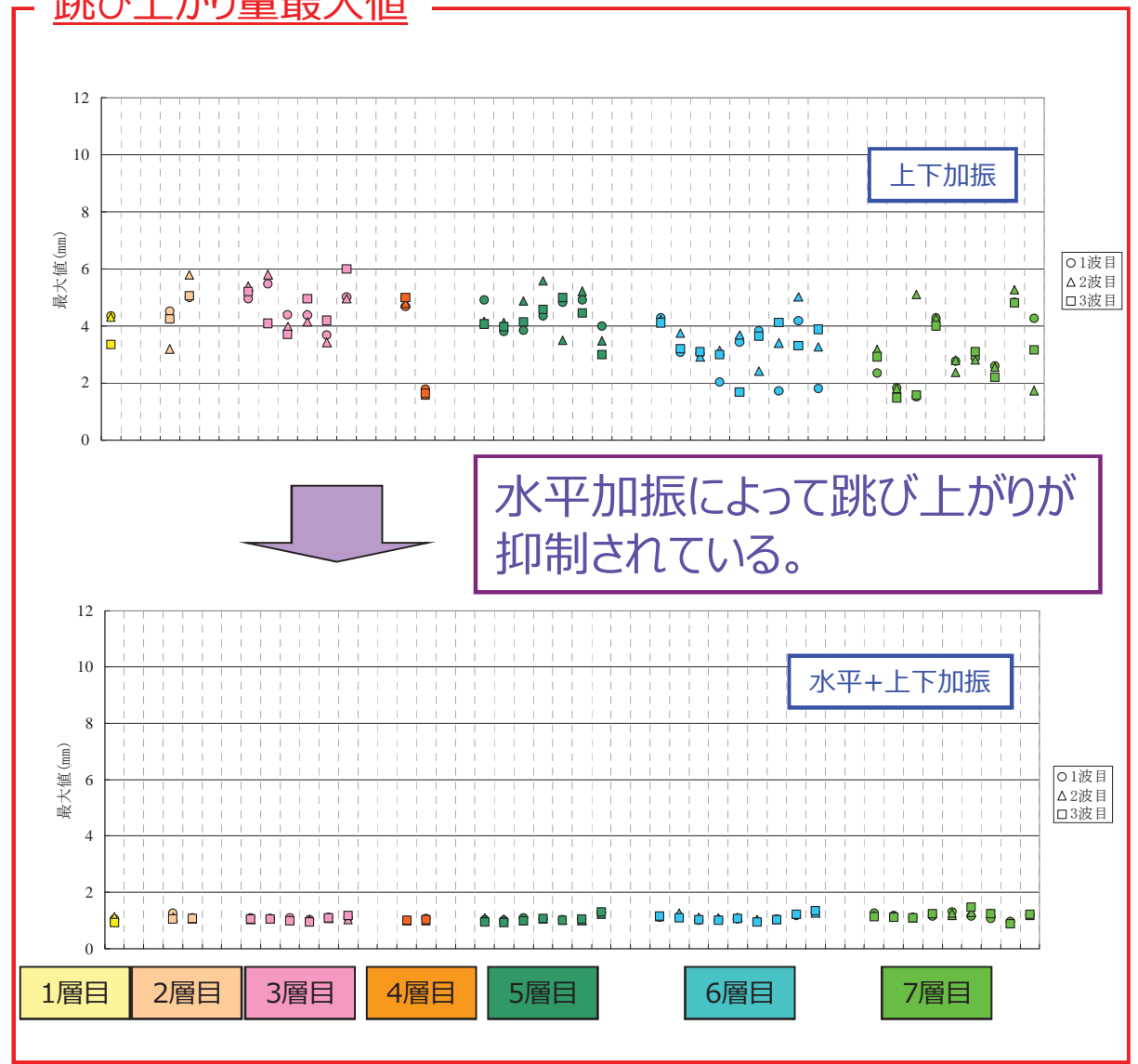
## 上下変位計測箇所



## 加振波



## 跳び上がり量最大値

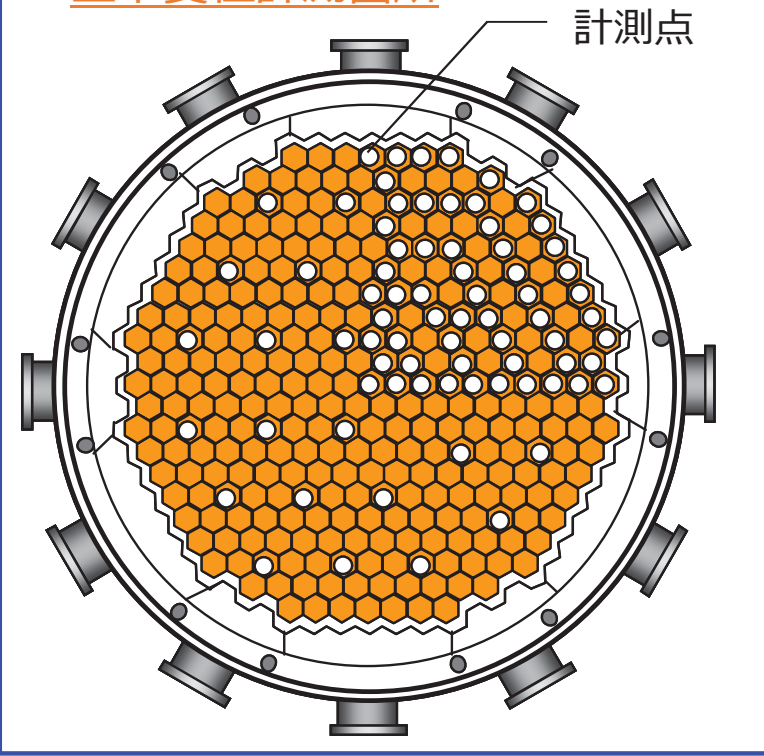


水平加振によって跳び上がりが抑制されることを確認

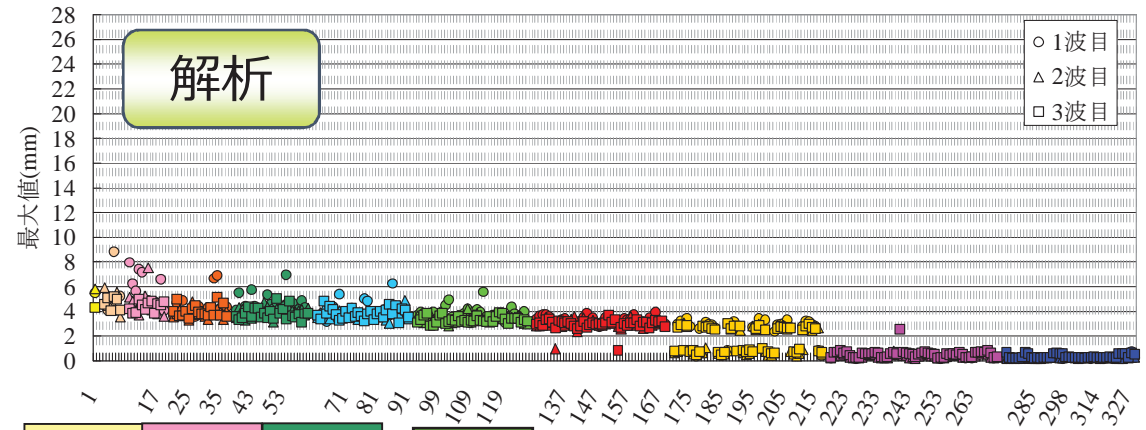
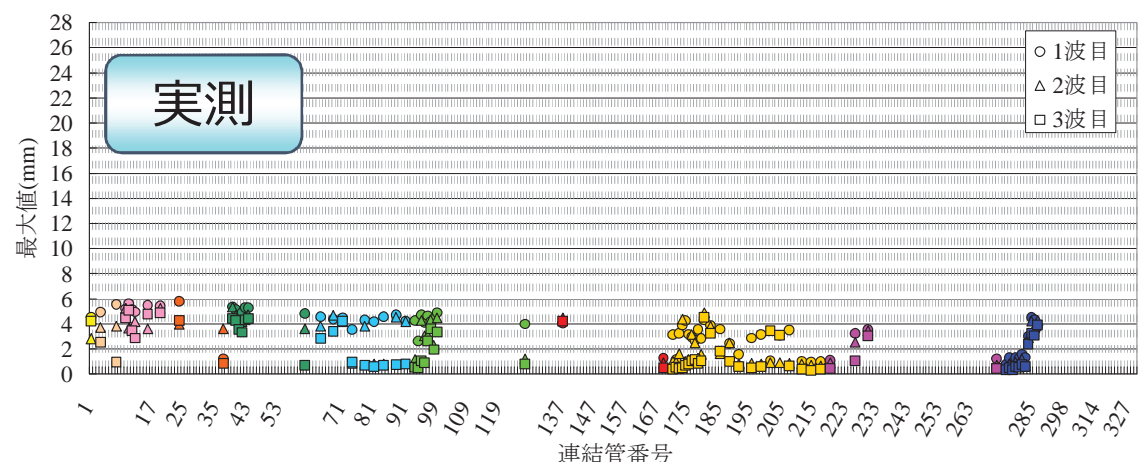


# 23. 多数体系試験【水中 正弦波 上下加振】

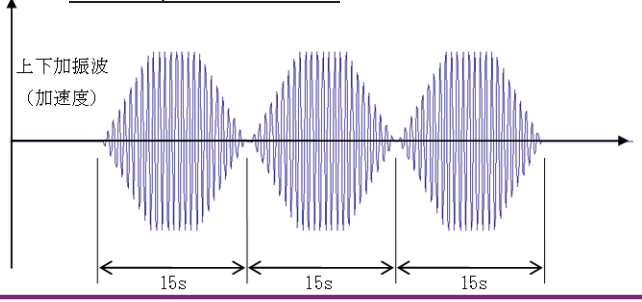
## 上下変位計測箇所



## 跳び上がり量最大値



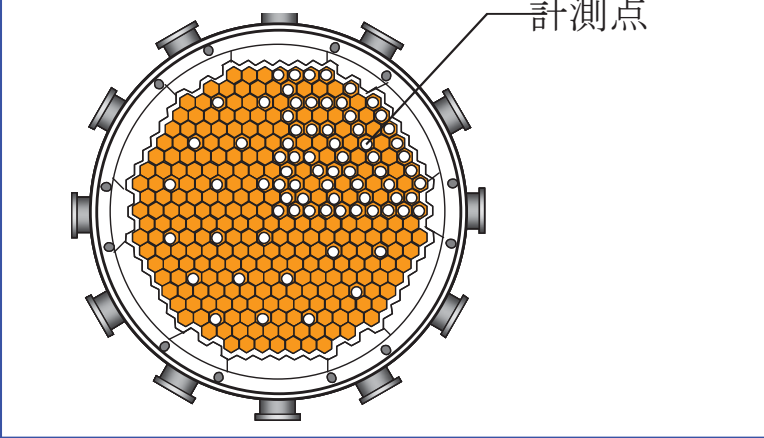
## 上下正弦波 (15m/s<sup>2</sup> 23.8Hz)



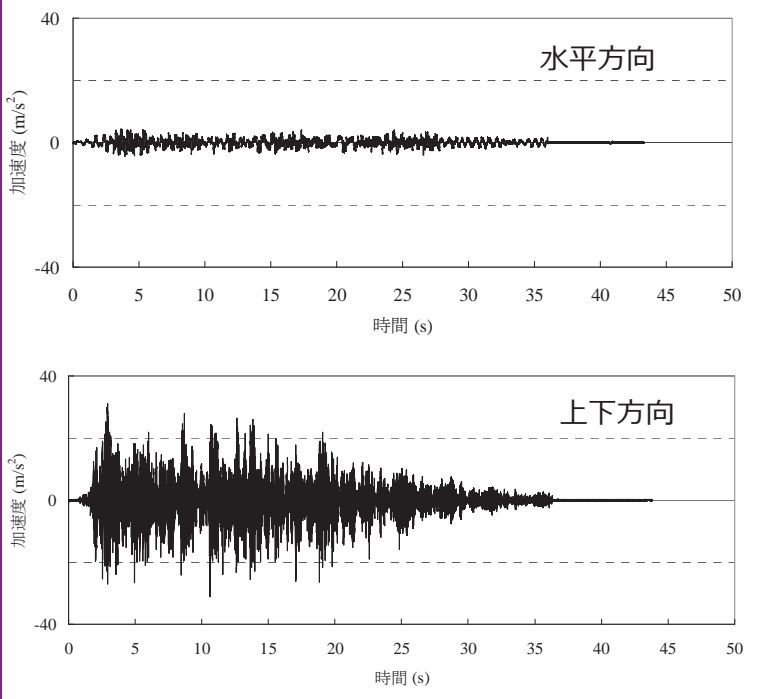
最大跳び上がり量を概ね再現できていることを確認

# 24. 多数体系試験【水中地震波 水平+上下加振】

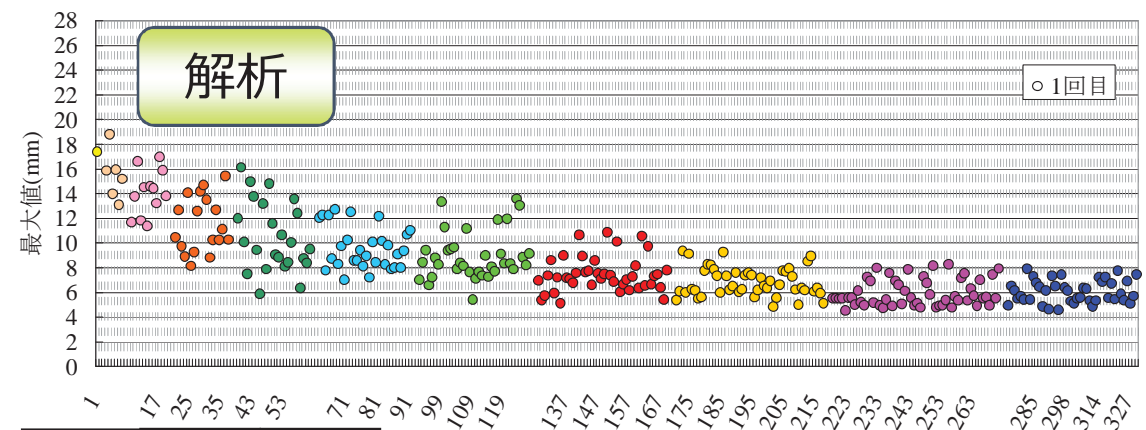
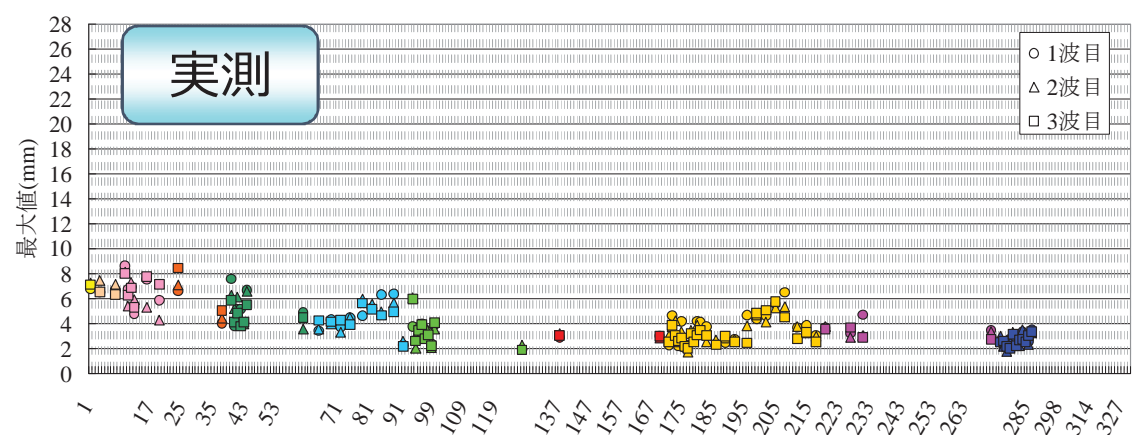
## 上下変位計測箇所



## 加振波



## 跳び上がり量最大値



支持板の応答の影響により、支持板中央の跳び上がり量が大きくなる傾向を再現できることを確認

<p>コメント</p>	<p>炉心構成要素単体及び群振動としての振動モードは、衝突あるいは跳び上がりの有無、フル装荷から部分装荷とすることにより変化すると思われる。これらをどこまで正確に模擬しているのか説明すること。</p>
<p>回答</p>	<p>炉心構成要素全数に対し、運動方程式を立て、流体による効果も加味して時刻歴応答解析により、全炉心構成要素の挙動を求めることから計算を効率的に行う（計算時間短縮、容量の増大化防止）ため、モーダル解析の手法を採用している。</p> <p>具体的には、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 各要素について水平XYの2方向、鉛直Zの1方向を考え、XY方向は3次モードまでの弾性変形を考えるとともに、重心廻りの回転を考慮。ただし、鉛直Z軸廻りの回転は考慮しない。</li> <li>• 外力として、重力、浮力の他に、パッド部の衝突荷重と摩擦力、エントランスノズル球面座の衝突荷重、エントランスノズルと連結管との摩擦力、流体の排除質量（鉛直方向については炉心構成要素の20%、水平方向については流路網理論に基づき計算）、内部流水による流体力、エントランスノズル下部空間のダッシュポット効果による流体力（もんじゅの構造では作用しない）を考慮。</li> <li>• 固有振動モードの算出に当たっての考え方は以下の通り。</li> <li>• 集合体はエントランスノズル部にて0.1mmの隙間で嵌合されているので、集合体はノズルの上部及び下部で支持された“片持ちはり”として固有モードを算定する。数10mm程度の跳び上がりが生じても、振動モードへの影響はほとんどないので考慮しない。</li> <li>• 固有振動モードは、水中において内部の流体質量の影響を受けるので適切に考慮する。</li> <li>• 衝突が生じても、その継続時間は数ミリ秒のオーダーであり、地震荷重の交番性からその影響は考慮しない。</li> <li>• 全装荷、部分装荷とも固有振動モードは同じ。</li> <li>• 4次以降の高次モードについては、周波数100Hzを超え、十分剛な領域となる周波数となるため考慮しない。</li> <li>• このような解析モデルに、炉心支持板から地震時の加速度時刻歴波を入力し、炉心構成要素の挙動を解析し、パッド部の衝突荷重、エントランスノズル部に発生する応力、跳び上がり量を算定した。</li> </ul> <p>なお、以下に示す外力は影響が小さいため、考慮しなくとも炉心の群振動挙動を模擬できるとした。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Z軸廻りの回転により発生するモーメント、エントランスノズル部を支点とした遠心力、流体による炉心構成要素壁面のせん断力、炉心構成要素先端部が受ける流体抗力。</li> </ul> <p>上記の前提で作成した解析コードの妥当性を確認するため、一連の群振動試験を実施し、試験結果と解析結果とを比較して解析コードの妥当性を確認した。</p> <p>解析コードであり、モデル化に限界はあるが、群体系における炉心構成要素の挙動を解析にて概ね再現できることを確認した。</p>

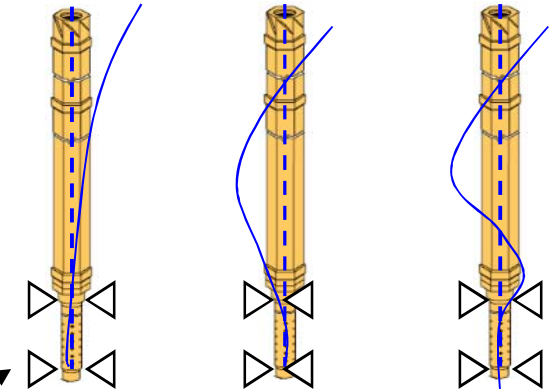
## ◎ 応答解析

- ・モーダル解析により運動方程式を解く  
(計算の効率化)
- ・時刻歴解析

$$[M][\ddot{X}] + [C][\dot{X}] + [K][X] = [F]$$

## ◎ 炉心構成要素の応答挙動 = 剛体運動 + 弾性運動

- ・重心の剛体運動のうち、鉛直軸回りの回転運動は拘束とみなす。  
 水平：2自由度（並進、回転）×水平2方向=4自由度  
 鉛直：1自由度（並進）
- ・弾性運動は、1次～3次までの低振動モードを考慮する。  
 水平：梁の1次～3次モード×水平2方向=6自由度



1次～3次の弾性変形を考慮

エントランスノズル部を  
ピン支持

$$[M][\ddot{X}] + [C][\dot{X}] + [K][X] = [F]$$

炉心構成要素本数

$$[X] = \begin{bmatrix} x_{1,1} & \dots & x_{1,m} \\ x_{2,1} & \dots & x_{2,m} \\ x_{3,1} & \dots & x_{3,m} \\ y_{1,1} & \dots & y_{1,m} \\ y_{2,1} & \dots & y_{2,m} \\ y_{3,1} & \dots & y_{3,m} \\ X_{G,1} & \dots & X_{G,m} \\ Y_{G,1} & \dots & Y_{G,m} \\ \theta_{GX,1} & \dots & \theta_{GX,m} \\ \theta_{GY,1} & \dots & \theta_{GY,m} \\ Z_{G,1} & \dots & Z_{G,m} \end{bmatrix}$$

炉心構成要素本数

$$[\dot{X}] = \begin{bmatrix} \dot{x}_{1,1} & \dots & \dot{x}_{1,m} \\ \dot{x}_{2,1} & \dots & \dot{x}_{2,m} \\ \dot{x}_{3,1} & \dots & \dot{x}_{3,m} \\ \dot{y}_{1,1} & \dots & \dot{y}_{1,m} \\ \dot{y}_{2,1} & \dots & \dot{y}_{2,m} \\ \dot{y}_{3,1} & \dots & \dot{y}_{3,m} \\ \dot{X}_{G,1} & \dots & \dot{X}_{G,m} \\ \dot{Y}_{G,1} & \dots & \dot{Y}_{G,m} \\ \dot{\theta}_{GX,1} & \dots & \dot{\theta}_{GX,m} \\ \dot{\theta}_{GY,1} & \dots & \dot{\theta}_{GY,m} \\ \dot{Z}_{G,1} & \dots & \dot{Z}_{G,m} \end{bmatrix}$$

炉心構成要素本数

$$[\ddot{X}] = \begin{bmatrix} \ddot{x}_{1,1} & \dots & \ddot{x}_{1,m} \\ \ddot{x}_{2,1} & \dots & \ddot{x}_{2,m} \\ \ddot{x}_{3,1} & \dots & \ddot{x}_{3,m} \\ \ddot{y}_{1,1} & \dots & \ddot{y}_{1,m} \\ \ddot{y}_{2,1} & \dots & \ddot{y}_{2,m} \\ \ddot{y}_{3,1} & \dots & \ddot{y}_{3,m} \\ \ddot{X}_{G,1} & \dots & \ddot{X}_{G,m} \\ \ddot{Y}_{G,1} & \dots & \ddot{Y}_{G,m} \\ \ddot{\theta}_{GX,1} & \dots & \ddot{\theta}_{GX,m} \\ \ddot{\theta}_{GY,1} & \dots & \ddot{\theta}_{GY,m} \\ \ddot{Z}_{G,1} & \dots & \ddot{Z}_{G,m} \end{bmatrix}$$

X方向 1次モードの一般変位等  
 X方向 2次モードの一般変位等  
 X方向 3次モードの一般変位等  
 Y方向 1次モードの一般変位等  
 Y方向 2次モードの一般変位等  
 Y方向 3次モードの一般変位等  
 X方向 重心の絶対変位等  
 Y方向 重心の絶対変位等  
 重心のX軸回りの回轉變位等  
 重心のY軸回りの回轉變位等  
 Z方向 重心の絶対変位等

# 3. 質量マトリクス

$$[M][\ddot{X}] + [C][\dot{X}] + [K][X] = [F]$$

**モード質量**

**重心の慣性力が振動モードに及ぼす影響**

$M_{x1}$	0	0	0	0	0	$M_{x1}\beta_{x1}$	0	$M_{x1}\beta_{x1}''$	0	0
0	$M_{x2}$	0	0	0	0	$M_{x2}\beta_{x2}$	0	$M_{x2}\beta_{x2}''$	0	0
0	0	$M_{x3}$	0	0	0	$M_{x3}\beta_{x3}$	0	$M_{x3}\beta_{x3}''$	0	0
0	0	0	$M_{y1}$	0	0	0	$M_{y1}\beta_{y1}$	0	$M_{y1}\beta_{y1}''$	0
0	0	0	0	$M_{y2}$	0	0	$M_{y2}\beta_{y2}$	0	$M_{y2}\beta_{y2}''$	0
0	0	0	0	0	$M_{y3}$	0	$M_{y3}\beta_{y3}$	0	$M_{y3}\beta_{y3}''$	0
$M_{x1}\beta_{x1}$	$M_{x2}\beta_{x2}$	$M_{x3}\beta_{x3}$	0	0	0	$m_x$	0	0	0	0
0	0	0	$M_{y1}\beta_{y1}$	$M_{y2}\beta_{y2}$	$M_{y3}\beta_{y3}$	0	$m_y$	0	0	0
$M_{x1}\beta_{x1}''$	$M_{x2}\beta_{x2}''$	$M_{x3}\beta_{x3}''$	0	0	0	0	0	$I_{x\theta}$	0	0
0	0	0	$M_{y1}\beta_{y1}''$	$M_{y2}\beta_{y2}''$	$M_{y3}\beta_{y3}''$	0	0	0	$I_{y\theta}$	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	$m_z$

**振動モードの慣性力が重心に及ぼす影響**

**重心の質量、回転慣性モーメント**

$M_n$  :  $n$  次のモード質量

$$M_n = \int_0^h \lambda_{n(z)} \cdot m_{o(z)} \cdot \lambda_{n(z)} dz$$

$\lambda_{n(z)}$  : 炉心構成要素の  $n$  次固有振動モード

$m_{o(z)}$  : 質量の高さ方向分布

$z$  : エントランスノズル下端からの高さ方向距離

$h$  : 炉心構成要素の全長

$\beta_1 \sim \beta_n, \beta_1'' \sim \beta_n''$  は次のように表される。

$$\beta_n = \frac{\int_0^h m_{o(z)} \cdot \lambda_{n(z)} dz}{\int_0^h m_{o(z)} \cdot \lambda_{n(z)}^2 dz} \quad n \text{ 次の刺激係数 (水平動)}$$

$$\beta_n'' = \frac{\int_0^h m_{o(z)} \cdot (z - z_k) \cdot \lambda_{n(z)} dz}{\int_0^h m_{o(z)} \cdot \lambda_{n(z)}^2 dz} \quad n \text{ 次の刺激係数 (回転動)}$$

## 要素のモード解析

- 振動モード
- 固有振動数
- $n$  次のモード質量



刺激係数 (並進、回転)



# 4. 減衰、剛性マトリクス

$$[M][\ddot{X}] + [C][\dot{X}] + [K][X] = [F]$$

要素のモード解析  
 ・n次の固有振動数  
 ・n次のモード減衰  
 ・質量マトリクス  
 ↓  
 減衰、剛性マトリクス

$$[C] = 2 \cdot [M][\zeta][\omega]$$

$$[K] = [\omega][M][\omega]$$

0マトリクス

$$[\zeta] = \begin{bmatrix} \zeta_{x1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \zeta_{x2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \zeta_{x3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \zeta_{y1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta_{y2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta_{y3} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

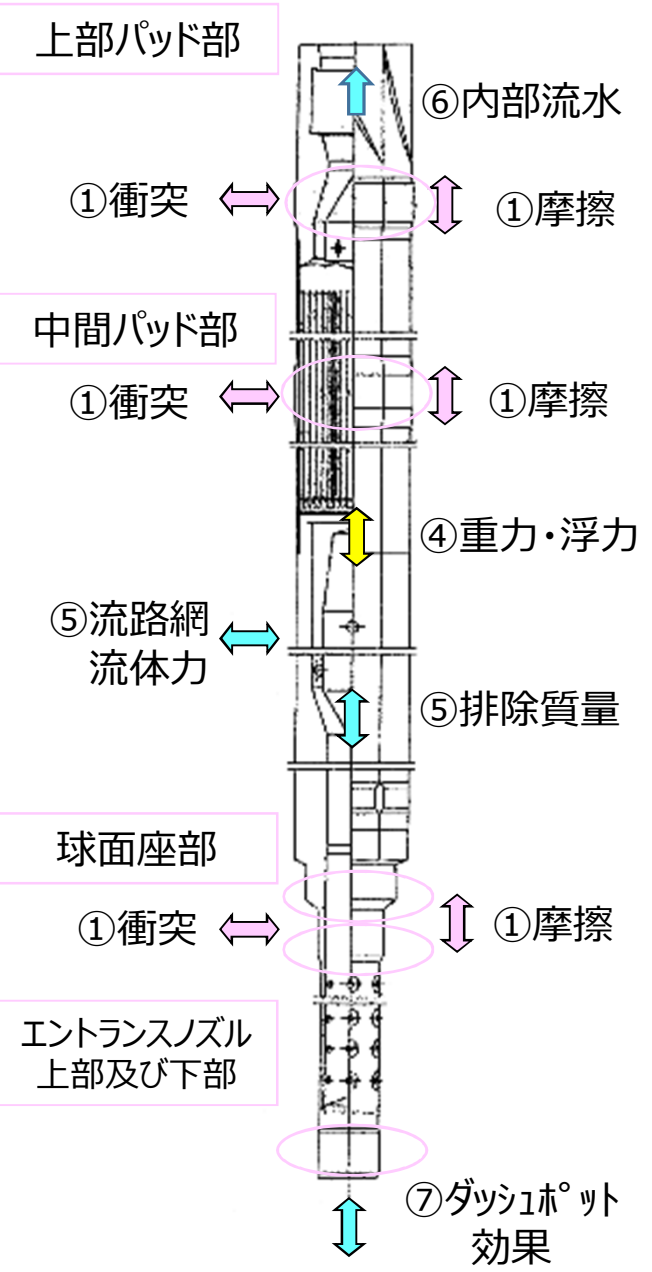
0マトリクス

$$[\omega] = \begin{bmatrix} \omega_{x1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \omega_{x2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \omega_{x3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \omega_{y1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \omega_{y2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \omega_{y3} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$\zeta_n$  : n次のモード減衰

$\omega_n$  : n次の固有振動数

# 5. 考慮する外力一覧

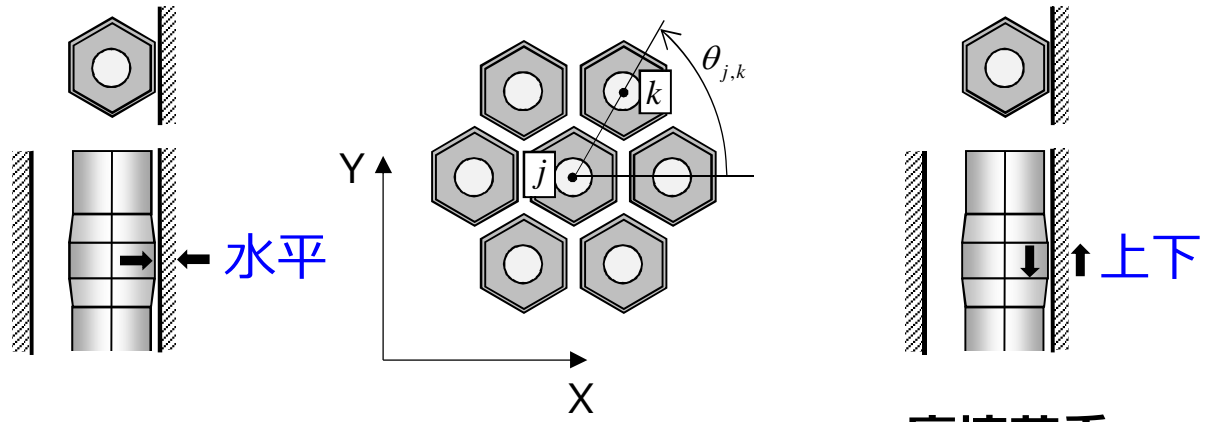


	影響因子	影響の大きさ	モデル化
①	衝突荷重・摩擦力の影響	パッド部の衝突荷重は数万ニュートンのオーダーであり影響は大きい	パッド部と同様にエントランスノズル部、球面座部衝突荷重、摩擦力を外力として考慮する
②	炉心構成要素に対する外力作用点と重心のずれ	隣接要素に回転を拘束されるため、偏心による発生するモーメントの影響は小さい	不要 (軸方向の回転自由度は拘束)
③	エントランスノズル部を支点とした振れによる遠心力の影響	炉心構成要素に作用する遠心力は、重力の高々0.7%程度なので影響は小さい	不要
④	重力、浮力による影響	浮力は重力の約12%であり影響は大きい	見かけ上の重力加速度を用いて考慮する
⑤	流体排除質量の影響	外部流体の流体排除質量は、炉心構成要素の約20%程度なので影響は大きい	水平方向は流路網による流体力として考慮する。鉛直方向には外力として考慮する
⑥	内部流水による荷重	内部流水による浮き上がり荷重は、重力に対し約40%程度なので影響は大きい	外部荷重として適切に考慮する
⑦	エントランスノズル下部空間での上下方向の流体力	エントランスノズル下部空間の形状によるがダッシュポット効果が大きくなる可能性がある (もんじゅではこの力は作用しない)	外部荷重として適切に考慮する
⑧	流体による炉心構成要素壁面せん断力の影響	炉心構成要素の自重に比べ小さいので影響は小さい	不要
⑨	炉心構成要素の先端部が受ける流体力	流体抗力は自重の高々0.5%なので影響は小さい	不要



# 6. 炉心構成要素に作用する外力 衝突部①～⑥

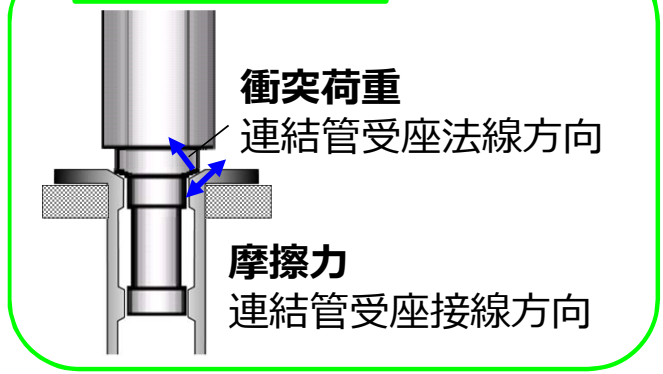
## ①②パッド部



**衝突荷重**  
(水平方向：パッド面垂直)

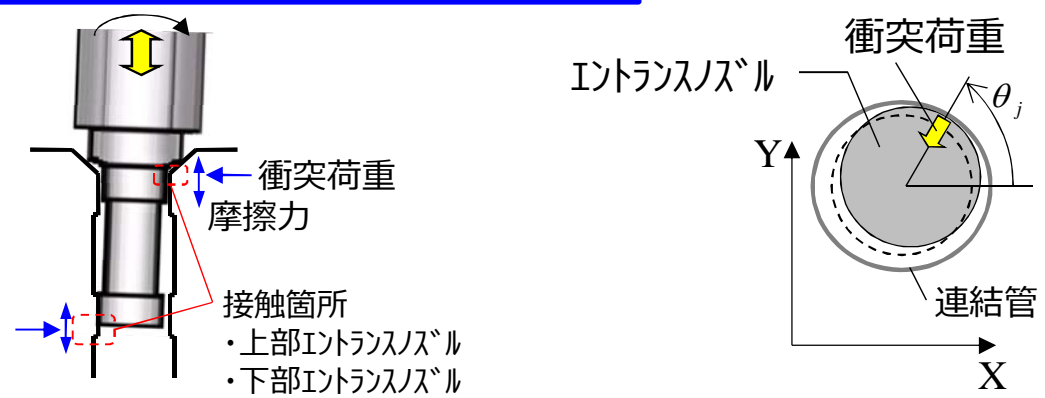
**摩擦荷重**  
(上下方向)

## ⑤⑥球面座



**衝突荷重**  
連結管受座法線方向  
**摩擦力**  
連結管受座接線方向

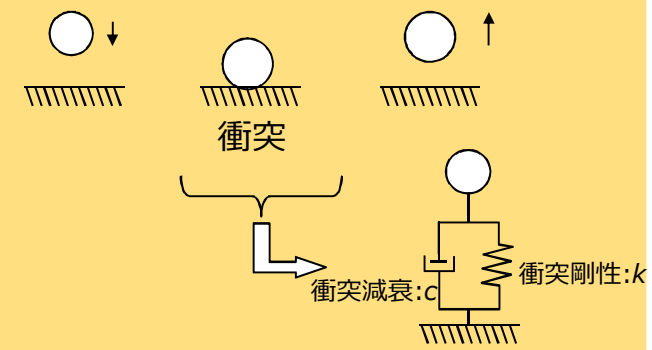
## ③④エントランスノズル部



**摩擦荷重**  
(上下方向)

**衝突荷重**  
(水平方向：衝突点から法線)

## 衝突部のモデル化



反発係数に合わせて衝突剛性・衝突減衰を設定。

衝突荷重： $F_i = kx + cv$   
 摩擦荷重： $F_f = \mu F_i$   
 (衝突荷重が押付力)  
 $\mu$ ：摩擦係数

## 流路網理論の仮定

- ・内部流体は非圧縮、非粘性の完全流体
- ・流体の上下方向の流れによる影響は小さい
- ・流路網間の隙間はどこも均等であり、微小振動による流路網の隙間の変化は無視できる

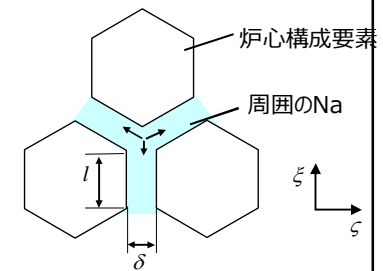
オイラーの運動方程式が成り立つ

$$-\frac{1}{\rho_L} \frac{\partial p}{\partial \xi} = \frac{dv}{dt}$$

$\rho_L$  : 液体密度  
 $p$  : 液体圧力  
 $v$  : 流速  
 $(\xi, \zeta)$  : 流路における直角座標系

$$p|_{\xi=0} - p|_{\xi=l} = \frac{\rho_L l}{\delta} \dot{Q}|_{\xi=0} - \frac{\rho_L l^2}{2\delta} \ddot{\delta}$$

$$f = \int_0^l p d\xi = \frac{l}{2} (p|_{\xi=0} + p|_{\xi=l}) - \frac{\rho_L l^3}{12\delta} \ddot{\delta}$$



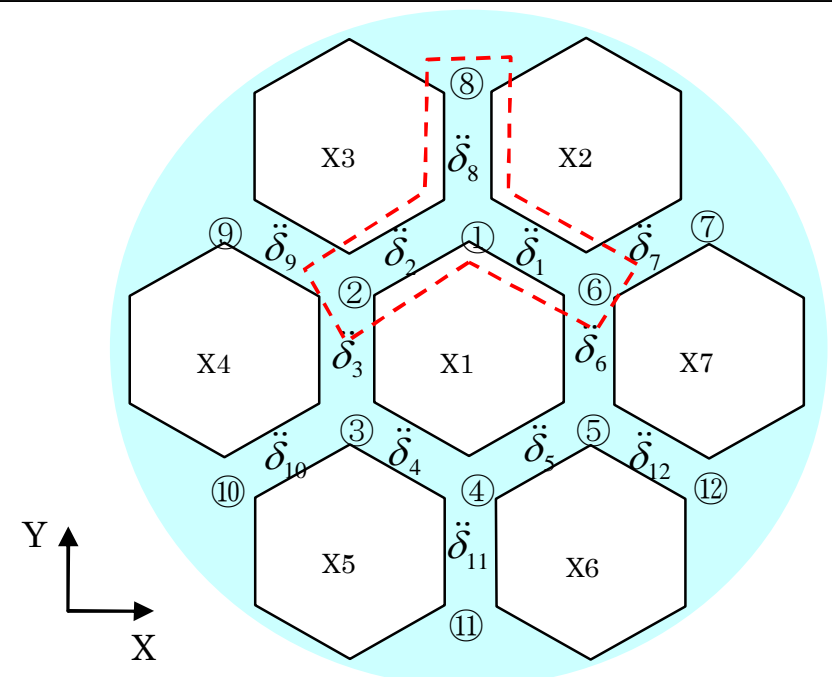
## 流路網間の相互作用

内部流体の圧力バランスの計算

$$3p_1 - p_6 - p_2 - p_8 = -\frac{\rho \cdot l_w^2}{2 \cdot \delta} (\ddot{\delta}_1 + \ddot{\delta}_2 + \ddot{\delta}_8)$$

圧力変化による流体力  $f_1$  の算出

$$f_1 = \int_{\textcircled{6}}^{\textcircled{1}} p \cdot d\xi = \frac{l_w}{2} (p_6 + p_1) - \frac{\rho_L \cdot l_w^3}{12 \cdot \delta} \ddot{\delta}_1$$



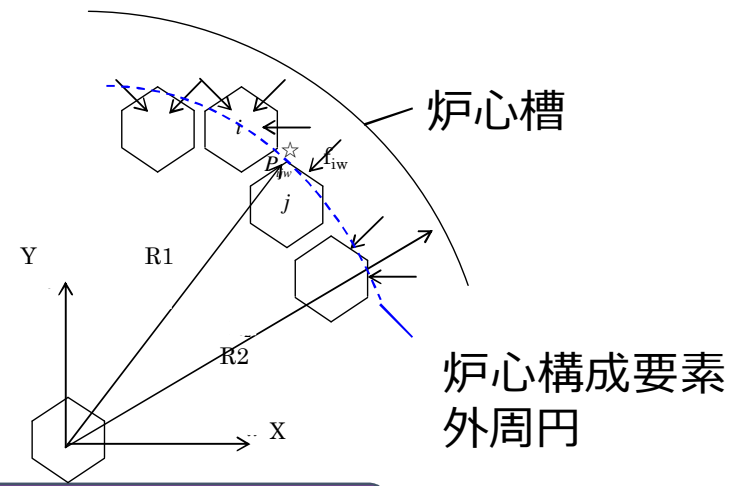
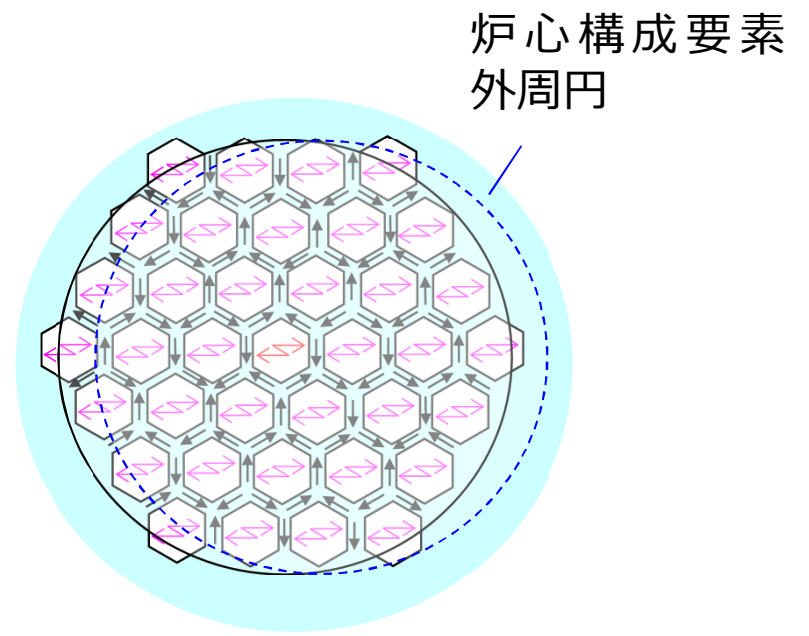
最外周のモデル化

最外層の炉心構成要素の周囲の圧力は、炉心構成要素全体をひとつの円筒とみなしたときの圧力分布と等しくなると考える。

$$f_{iw} = \frac{\rho_L l R_{ij1}^2}{R_2^2 - R_{ij1}^2} \left[ \left( r_{iw} + \frac{R_2^2}{r_{iw}} \right) \cos \theta_{iw}, \left( r_{iw} + \frac{R_2^2}{r_{iw}} \right) \sin \theta_{iw} \right] \begin{bmatrix} \ddot{X}_1 \\ \ddot{Y}_1 \end{bmatrix}$$

$$- \frac{\rho_L l R_2^2}{R_2^2 - R_{ij1}^2} \left[ \left( r_{iw} + \frac{R_{ij1}^2}{r_{iw}} \right) \cos \theta_{iw}, \left( r_{iw} + \frac{R_{ij1}^2}{r_{iw}} \right) \sin \theta_{iw} \right] \begin{bmatrix} \ddot{X}_2 \\ \ddot{Y}_2 \end{bmatrix}$$

$$r_{iw} \cong \sqrt{x_i^2 + y_i^2} + \frac{3}{4}l, \quad \theta_{iw} \cong \tan^{-1} \left( \frac{y_i}{x_i} \right)$$



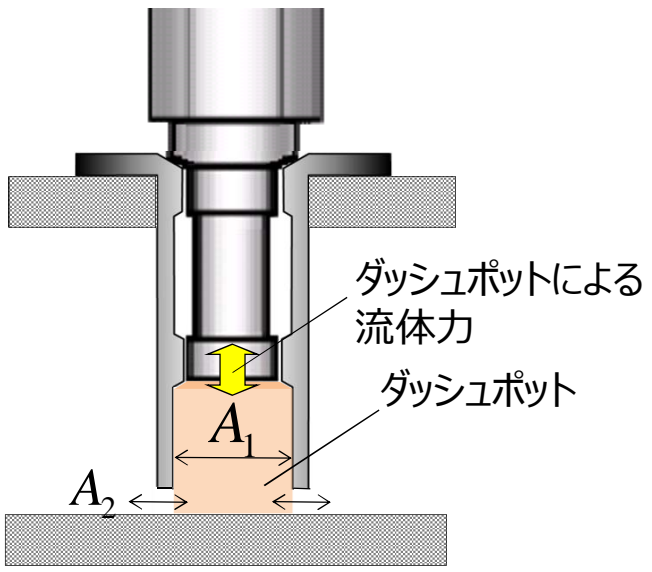
炉心構成要素の高さ方向 各断面で流体力を計算

## ⑧ ダッシュポットによる流体力

$$f_{mr} = -\zeta \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot A_1 \cdot v^2$$

$\zeta$  : 圧損係数  
 $\rho$  : 冷却材の密度

$$v = \frac{A_1}{A_2} \cdot (\dot{Z}_G - \dot{Z}_0) : \text{流路の流速}$$



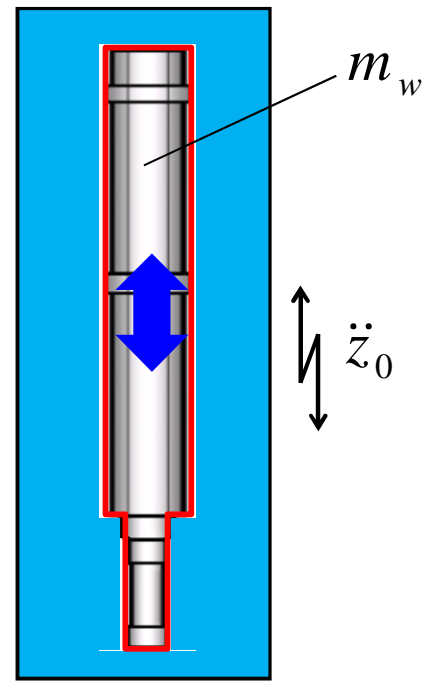
流路孔の流れにより差圧が発生し、運動を妨げる力が発生する<sup>1)</sup>。

1) もんじゅではこの流体力は発生しない

## ⑨ 排除質量による流体慣性力

$$F = m_w \cdot \ddot{z}_0$$

$m_w$  : 炉心構成要素が排除した水の質量  
 $\ddot{z}_0$  : 上下加振加速度



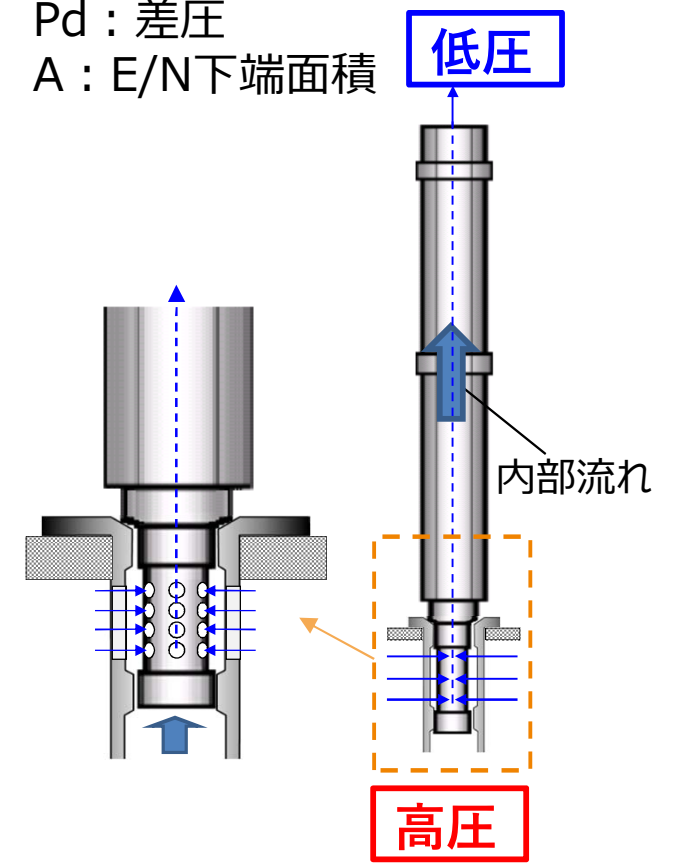
排除した冷却材質量の慣性力が発生する<sup>2)</sup>。

2) もんじゅでは炉心構成要素の20%

## ⑩ 内部流水による流体力

$$F = Pd \cdot A$$

Pd : 差圧  
 A : E/N下端面積



内部流れによる上下差圧で上向き流体力が生じる<sup>3)</sup>。

3) もんじゅ (運転中) では重力の40%

$$[M][\ddot{X}] + [C][\dot{X}] + [K][X] = [F]$$

	① 上部パッドの衝突	② 中間パッドの衝突	③ エントランスノズル上部の衝突	④ エントランスノズル下部の衝突	⑤ 球面座の衝突	⑥ 球面座の摩擦	⑦ 流路網流体力	⑧ ダッシュポットの差圧荷重	⑨ 排除質量による流体慣性力	⑩ 内部流水による荷重	質量	
n次モードの一般力	n次モードの一般力	n次モードの一般力					n次モードの一般力					3次×2方向 6行
重心における水平荷重	衝突荷重	衝突荷重	衝突荷重 (地震力)	衝突荷重 (地震力)	衝突荷重 (地震力)	摩擦荷重	流体力荷重					2方向
重心における回転モーメント	衝突回転モーメント	衝突回転モーメント	衝突回転モーメント	衝突回転モーメント	衝突回転モーメント	摩擦回転モーメント	流体力回転モーメント					2方向
重心における鉛直荷重	摩擦荷重	摩擦荷重	摩擦荷重	摩擦荷重	衝突荷重 (地震力)	摩擦荷重		差圧による荷重	流体慣性力	内部流水による荷重	炉心構成要素の全質量	1方向

# 11. 衝突部の荷重の計算方法 上部パッド部の衝突の例

ステップ1：衝突部の  
絶対変位、速度

$$\text{絶対変位} = \text{モード変位} + \text{重心の変位} \cdot \text{回転変位}$$

$$\text{絶対速度} = \text{モード速度} + \text{重心の速度} \cdot \text{回転速度}$$

ステップ2：衝突荷重

$$\text{衝突荷重} = \text{衝突ばね力} + \text{衝突減衰力}$$

$$\text{衝突ばね力} = \text{衝突ばね剛性} \cdot \text{相対変位}$$

(相対変位の符号により衝突の有無を判断)

$$\text{衝突減衰力} = \text{衝突減衰定数} \cdot \text{相対速度}$$

(相対速度の符号により減衰力の方向を判断)

$$\text{衝突摩擦力} = \text{摩擦係数} \cdot \text{衝突荷重}$$

ステップ3：外力

$$\begin{aligned} \text{n次モードの一般力} \\ &= \text{固有モード} \\ &\quad * \text{衝突荷重} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{回転モーメント} \\ &= \text{重心からの距離} \\ &\quad * \text{衝突荷重} \end{aligned}$$

隣接パッド間の絶対変位、絶対速度  
から相対変位、相対速度を算出

衝突荷重を  
n次モードの一般力に変換

ステップ1：各断面の  
絶対変位、加速度

絶対変位 = モード変位  
+ 重心の変位・  
回転変位

絶対加速度 =  
モード加速度  
+ 重心の加速度・  
回転加速度

ステップ2：流体荷重

角部圧力を**加速度**から算出  
この時、最外層の境界条件は  
炉心全体を円筒と見做し設定

$$3p_1 - p_6 - p_2 - p_8 = -\frac{\rho \cdot l_w^2}{2 \cdot \delta} (\ddot{\delta}_1 + \ddot{\delta}_2 + \ddot{\delta}_8)$$

角部の圧力と隙間の相対加速度  
各辺の**流体荷重**を算出

$$f_1 = \int_{\textcircled{6}}^{\textcircled{1}} p \cdot d\xi = \frac{l_w}{2} (p_6 + p_1) - \frac{\rho_L \cdot l_w^3}{12 \cdot \delta} \ddot{\delta}_1$$

ステップ3：外力

n次モードの一般力  
= 固有モード  
\* **流体荷重**

回転モーメント  
= 重心からの距離  
\* **流体荷重**

各断面の**絶対加速度**から流路網  
理論を用いて各辺に作用する  
**流体荷重**を算出

**流体荷重**を  
n次モードの一般力に変換

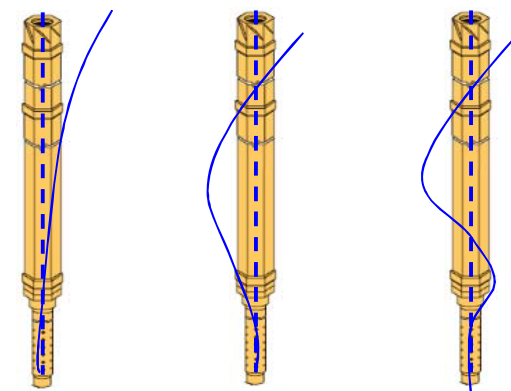


## 考慮する振動モード

- ◆ 炉心群振動解析コード REVIAN-3Dでは、炉心構成要素の振動挙動を評価する方法として、モーダル解析を適用。これは運動方程式をモーダル座標系で解き、高次の振動モードの影響を切り捨てる近似を行うことで、運動方程式の次数を制限し、対象とする自由度を減らして計算を効率化することが目的。

## 炉心構成要素の固有周波数

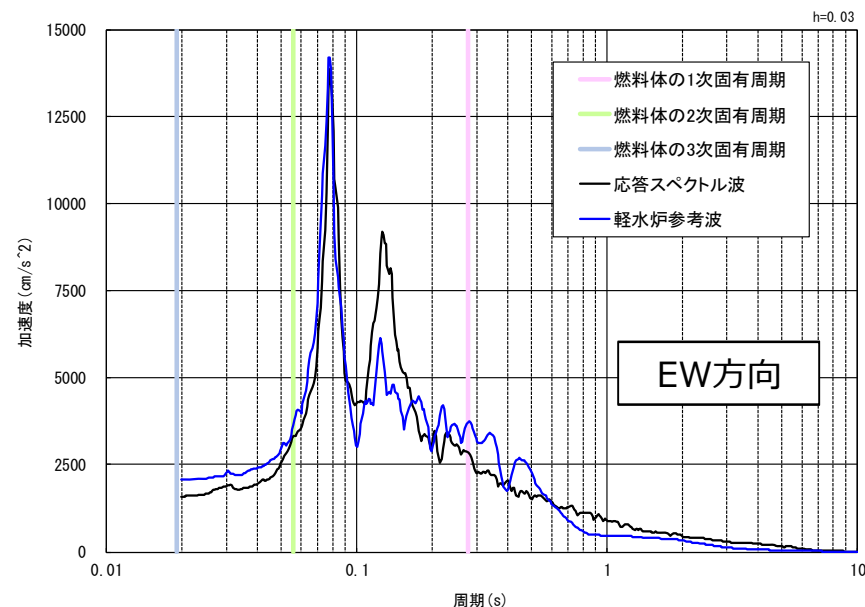
- ◆ 炉心構成要素の固有周波数は以下の通り。4次モード以降は周波数100Hzを超え（周期にして0.01秒未満）、十分剛な領域となる周波数。
- ◆ 炉心支持板の加速度応答スペクトルを見ても、変位量を議論するような振動現象においては3次モードまでのモードを考慮しておけば十分と推察。



1次～3次の弾性変形を考慮

燃料体（200℃）の固有周波数（4次まで）

モード次数	固有周波数 (Hz)
1	3.54
2	17.97
3	53.11
4	171.99



炉心支持板の加速度応答スペクトル

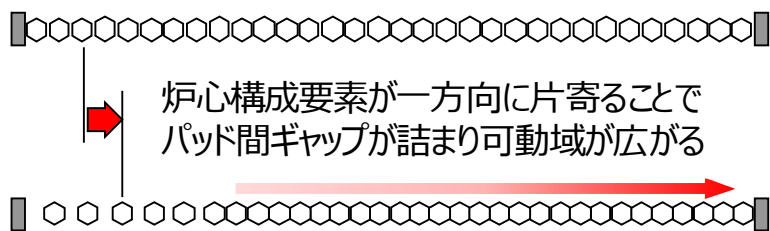


コメント	<p>実験ではX方向単独加振のみであり、衝撃力の計測もX方向しか測定されていない。X、Y同時加振の場合は挙動が複雑になると思われるが、本評価手法は十分確認できるのか、説明すること。</p>
回答	<p>群振動挙動は、パッド部ギャップが累積し可動域（トータルギャップ）が増加することにより、衝突荷重、水平変位が増大する。このため、最長列方向（X方向）への加振を主体に試験を行い、解析値と比較し解析コードの妥当性確認を行っている。また、群体系のスweep加振試験で加振方向を90°変えた加振（Y方向加振）も行い、炉心全体の応答挙動（共振振動数と応答倍率）に差異がないことを確認している。また、実験では、X方向だけでなく、斜面間の衝突荷重も測定し、解析値との比較も実施し、解析にてY方向の加振結果を模擬できることを確認している。</p> <p>解析コードでは炉心構成要素モデルに、水平方向の弾性変形を考慮している。X方向加振試験、Y方向加振試験において、解析コードが実験結果を模擬できていれば、X方向、Y方向同時加振においても、解析コードは現象を理論的には模擬できることになる。</p> <p>なお、もんじゅの解析では、炉心支持板への水平方向の地震動入力にX方向、Y方向に同時入力しており、炉心構成要素の6面に作用する衝突力、摩擦力、流体力等を考慮して評価を実施している。</p>
コメント	<p>跳び上がり量について、加振方向（X方向、X-Y方向）との関係を説明すること。</p>
回答	<p>跳び上がり量と水平応答の関係については、水平応答⇒エントランスノズル部等の摩擦干渉の発生⇒跳び上がり量の抑制という関係にあり、水平応答が適切に評価されていれば加振方向に関わらず跳び上がり量の抑制効果を評価できる。</p> <p>なお、本解析とは別の体系（通常運転時）の解析において、X方向単独加振と、X、Y方向の同時加振によって、最大跳び上がり量に大きな違いがないことを確認している。</p>

# 1. 試験及び解析における確認

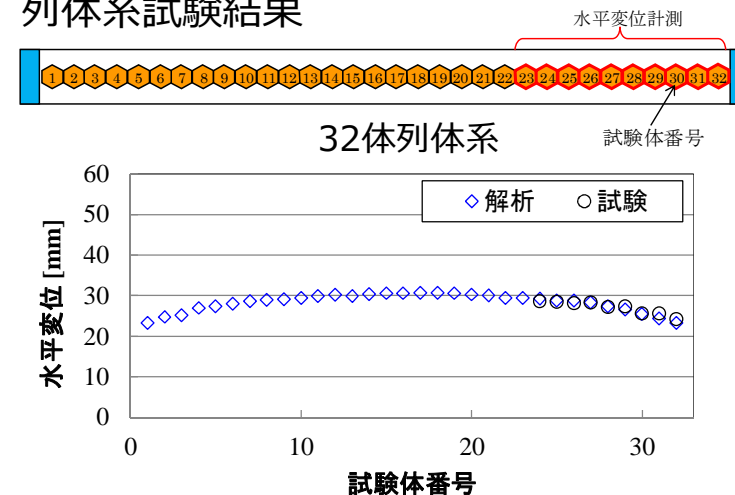
- ◆ 衝突荷重、水平変位は、パッド部ギャップが累積して可動域（トータルギャップ）が増加することにより荷重、変位が増大する効果があり、これは最長列で最大となる。このため、最長列方向（X方向）への加振を主体に試験、測定を実施。
- ◆ X,Y方向の同時加振においても、荷重の発生/水平変位の発生は、最外周部の炉心支持枠に炉心全体が押し付けられることで発生すると考えられる。このため、トータルギャップが最大となる最長列方向による検証で、本評価手法の妥当性は十分確認できている。
- ◆ 合わせて、各試験体系では、加振方向を90°変化させた試験や、衝突荷重の測定は、加振方向に直交する面だけではなく、六角形断面の隣接面にも荷重計を配置し試験も実施。
- ◆ 解析モデルには、X,Y方向の運動方程式を考慮しており、本評価手法でX,Y方向の同時加振の挙動評価は可能。

## 実規模列数による体数増加の影響

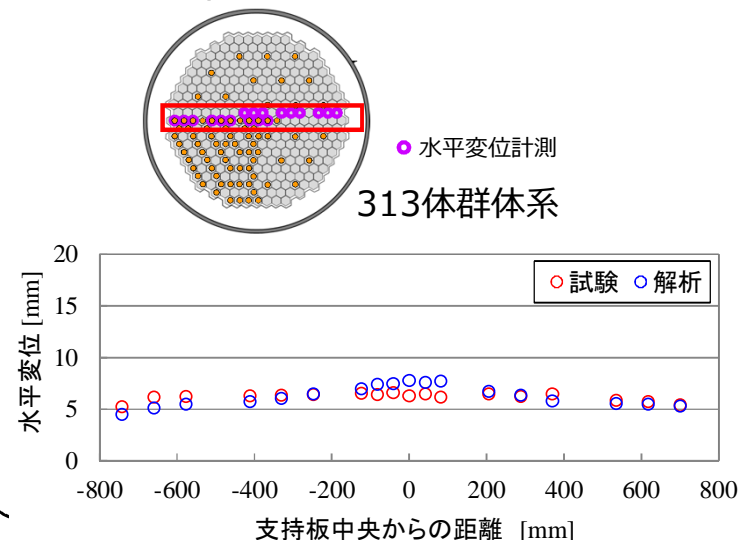


変位(両振幅)は中央が大きく、両端で小さくなる。

## 列体系試験結果

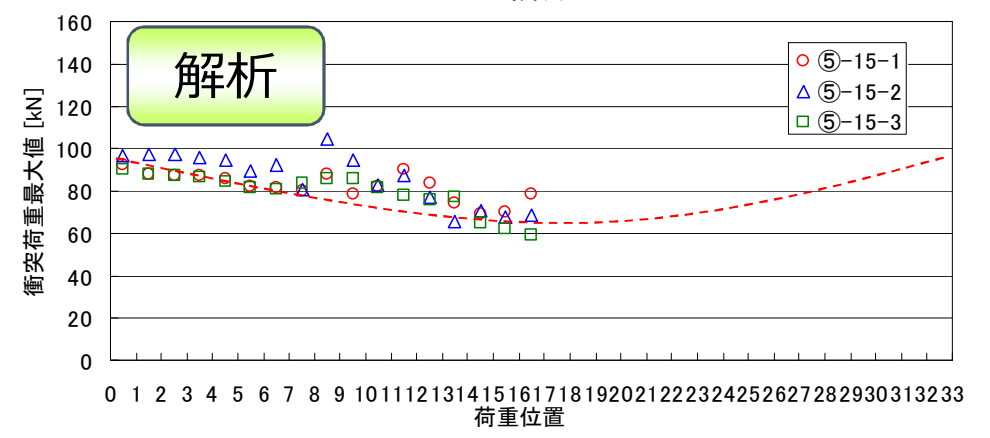
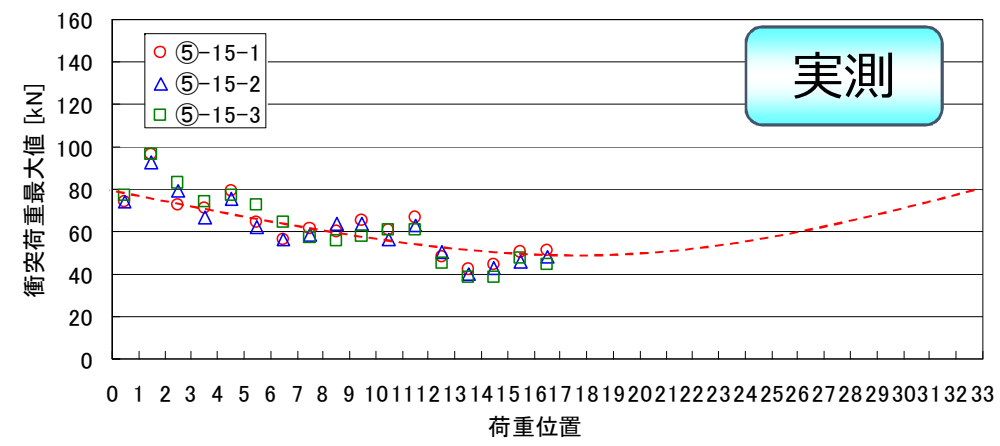
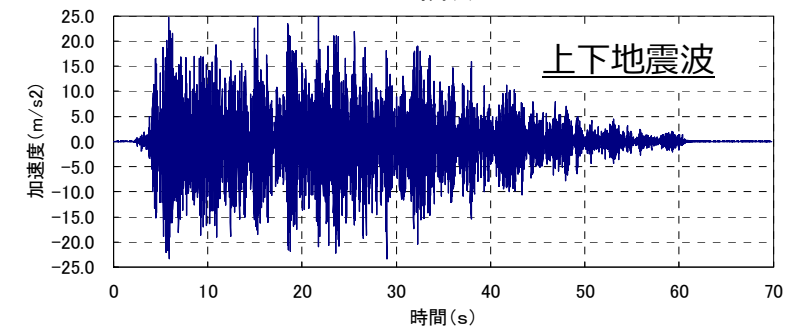
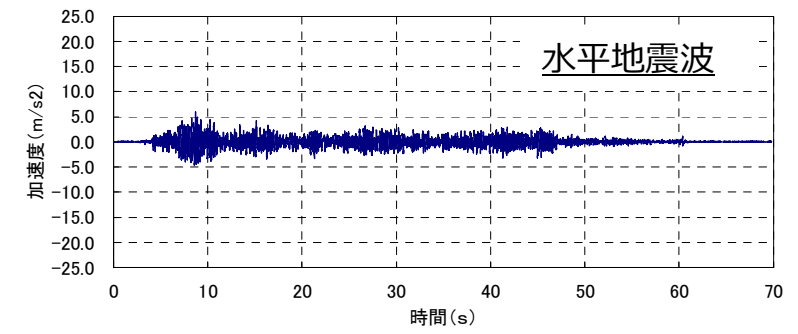
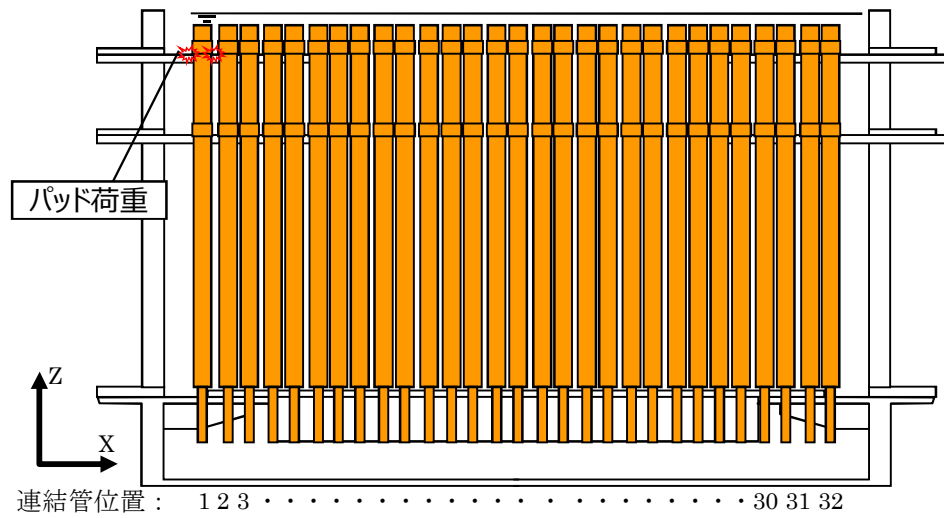


## 多数体系試験結果



## 2. 列体系試験による衝突荷重の分布状況

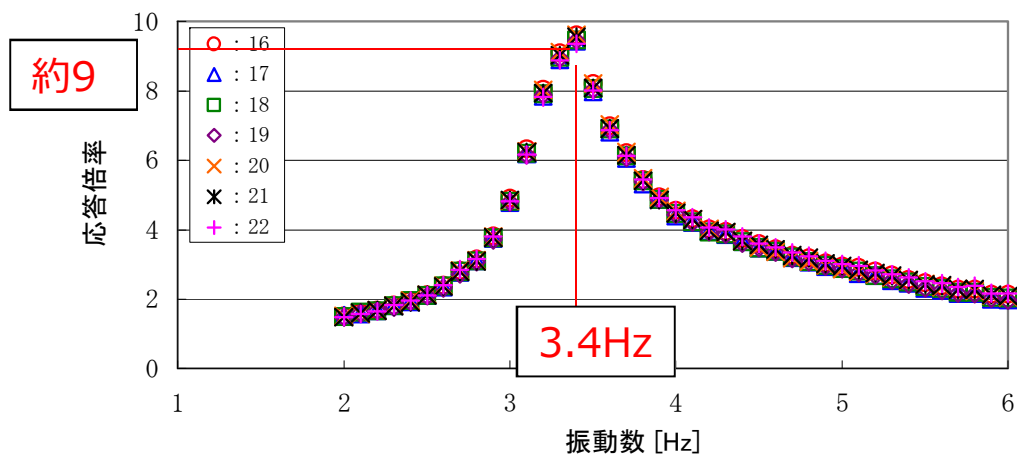
流水中



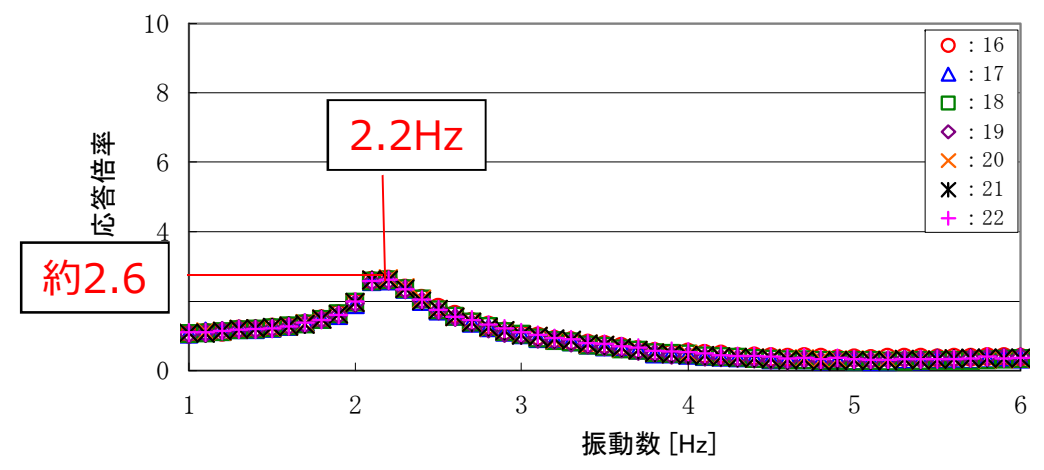
端部ほど衝突荷重が大きくなる

### 3. スイープ加振試験における共振の確認 (37体群体系試験)

#### 水平加振25Gal (X方向・Y方向)

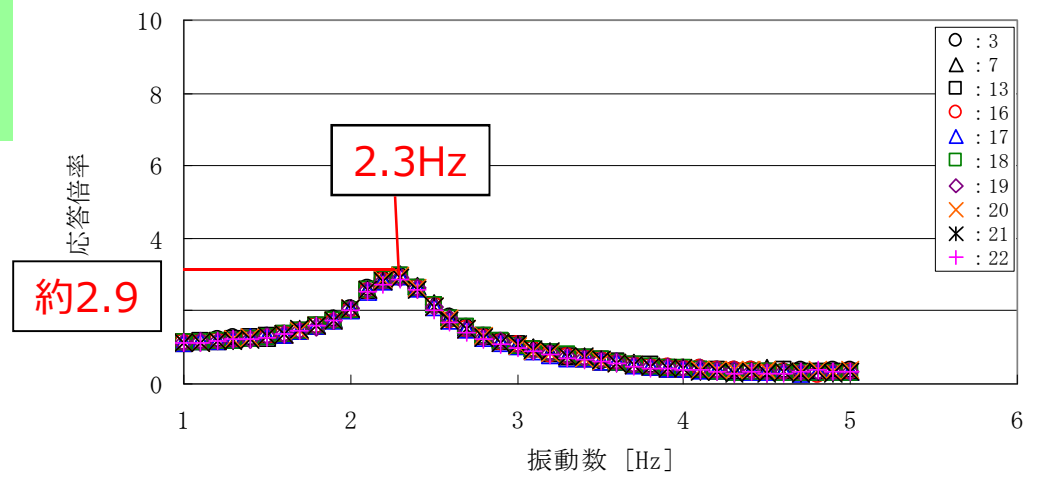
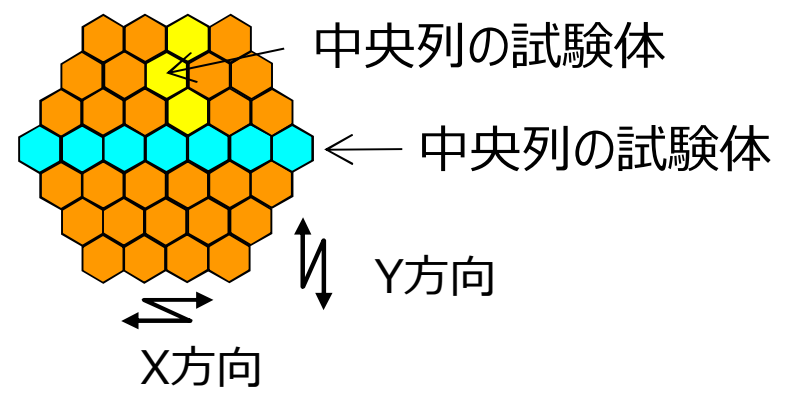


(a) 気中 X方向



(b) 水中X方向

・水中における共振振動数が35%程度低下  
 ・流路網流体付加質量の影響を確認



(c) 水中Y方向

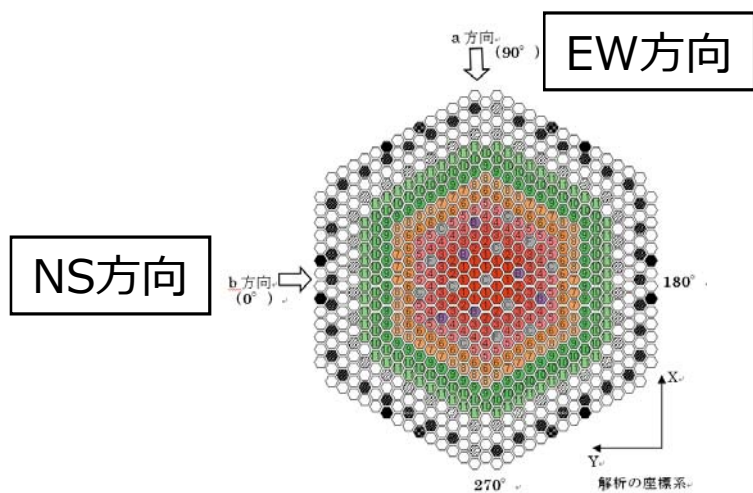
X方向とY方向の加振における共振振動数、応答倍率ともに差は小さい。

# 4. 解析による加振方向の跳び上がりへの影響確認

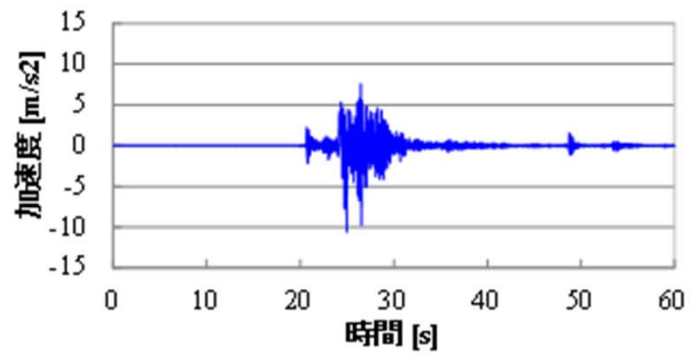
## 試解析ケース (通常運転時)

	NS方向	EW方向	上下方向
ケース1	1倍	1倍	1倍
ケース2	$\sqrt{2}$ 倍*	加振無し	1倍
ケース3	加振無し	$\sqrt{2}$ 倍*	1倍

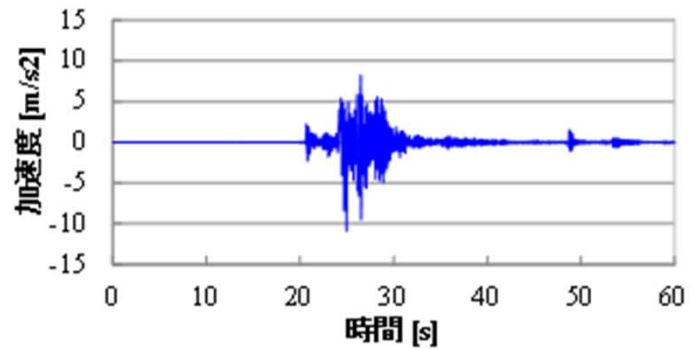
\*ケース1と加振レベルを合わせるために $\sqrt{2}$ 倍にしている



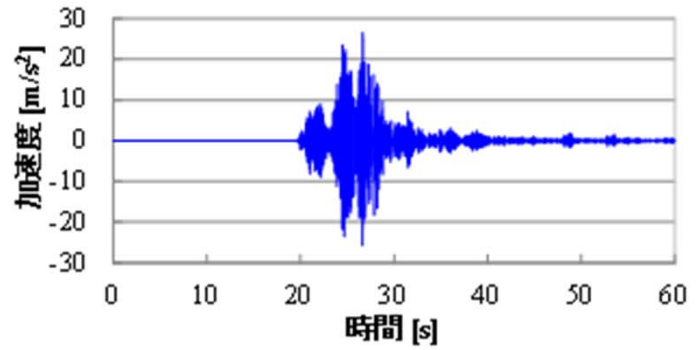
## 加振波形



(a) 水平方向 (NS)



(b) 水平方向 (EW)



(c) 上下方向 (UD)

## 解析結果

炉心構成要素	最大跳び上がり量 [mm]		
	ケース1	ケース2	ケース3
炉心燃料集合体	14.6	14.0	14.8
中性子遮へい体	18.6	16.0	17.2



<p>コメント</p>	<p>上下変位応答の検証にあたり、実寸大試験体系と37体群体系で水中と気中の跳び上がり量の傾向が逆転していることの原因を説明すること。</p>
<p>回答</p>	<p>実寸大試験においては、水平加振により大きな衝突荷重が発生し、跳び上がり量が抑制される効果を確認するため、鉛直方向の入力レベルを同一とした試験を実施した。その結果、水平加振により跳び上がり量を抑制できること、および流水の影響で跳び上がり量が増加することを確認し、解析でもこれらを概ね再現できること（衝突モデルの妥当性）を確認した。</p> <p>37体群体系試験においては、単体試験にて水平加振により跳び上がり量の抑制効果を確認したうえで、気中/水中/流水中において有意な試験データを取得するため、鉛直単独試験時と、鉛直 + 水平加振時の鉛直方向の加振レベルを変えて試験を行った。試験条件を十分説明していなかったため、コメントにある疑義の発生を招いたものと推察する。</p> <p><b>【単純なモデルによる跳び上がり量に係る定性的な説明】</b></p> <p>気中と静止水中で試験体を同一速度で上方に投げ上げた場合、到達高さは水の浮力を考えると、気中よりも水中の方が高く上がる。一方、同一高さから落下した場合の支持板への衝突速度は、水中よりも気中の方が速くなる。水が下から上に流れている流水中では、試験体は下から上向きに力を受ける。このため、静止水中と流水中では、初速の投げ上げ速度が同じであれば、試験体の到達高さは流水中の方が高くなる。気中と流水中を比較すると、状況は少し複雑になり、試験体が水中を運動する際に受ける抵抗よりも、流れから受ける流体力の方が大きい場合、流水中の方が気中よりも高く上がる。試験体の跳び上がり高さは、定性的には上記のような関係にある。</p> <p>群振動解析コードとしては、水中と流水中の関係（内部流水の効果）が再現できることが重要である。</p> <p><b>【37体群体系試験での跳び上がり量に関する確認事項】</b></p> <p>鉛直単独加振時よりも水平 + 鉛直同時加振時の方が鉛直方向の入力レベルが約1.4倍大きいことを考慮すると、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 実寸試験で確認された水平加振の影響で跳び上がり量が抑制される効果と矛盾しない</li> </ul> <p>また、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• 気中と水中を比較すると気中の方が若干跳び上がり量が大きい</li> <li>• 水中と流水中を比較すると流水中の方が跳び上がり量は大きい</li> </ul> <p>ことがわかる。実験で得られたこれらの気中/水中/流水中における跳び上がり挙動の傾向を、鉛直方向の荷重バランスを考慮することで、解析コードはよく模擬できている。</p>

# 1. 各種環境下（気中、水中、流水中）での跳び上がり量

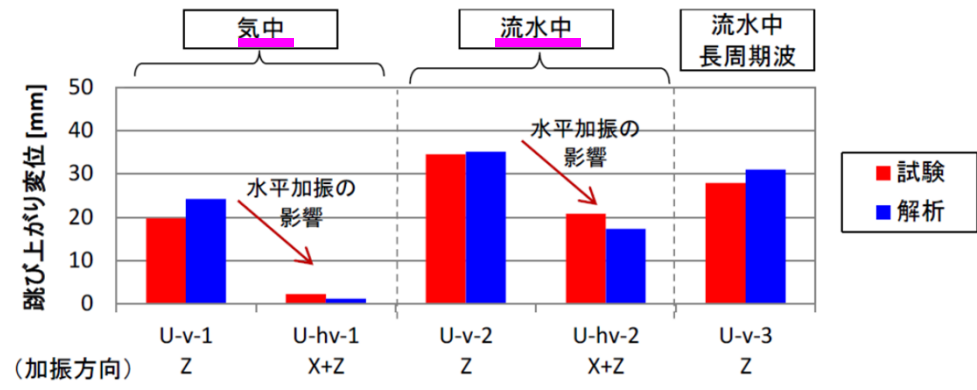
◆ 10月17日の監視チーム会合の資料2-2-1において示した「上下変位応答(跳び上がり挙動)の検証」にて実施した試験の条件は、実寸単体試験（図4.20）においては、鉛直/鉛直+水平の試験での鉛直加振レベルは同じで、右記のグラフで直接鉛直加振による跳び上がり量抑制効果を比較できる（衝突モデルの妥当性確認）。

詳細は、次項に解説

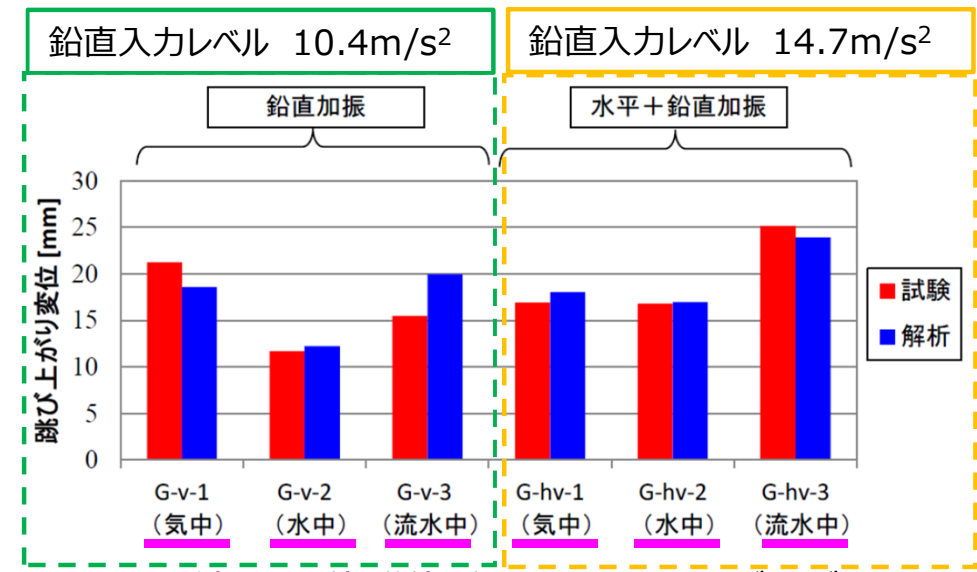
- 「気中」と「(静止)水中」において、跳び上がり現象に影響する関係を整理すると
  - ① 同じ初速で跳び上がった場合 ⇒ 跳び上がり量：気中 < 水中  
(水の浮力と排除質量を考慮し、先端部の流体抗力を無視)
  - ② 同じ高さから落下した場合の衝突速度 ⇒ 気中 > 水中
  - ③ 反発係数の相違 ⇒ 気中 > 水中
- 気中/水中/流水中における環境の相違で跳び上がり量の大小関係が決まる。
- 「流水中」では、炉心構成要素を押し上げる力が大きくなり、跳び上がり量が「水中」より大きくなる。

◆ 縮尺群体系試験（図4.26）においては、鉛直単独加振時よりも水平+鉛直同時加振時の方が鉛直方向の入力レベルが約1.4倍大きいこと（表4.5）を考慮すると、

- 実寸試験で確認された水平加振の影響で跳び上がり量が抑制される効果と矛盾しない
- 気中と水中を比較すると気中の方が若干跳び上がり量が大きい
- 水中と流水中を比較すると流水中の方が跳び上がり量は大きい



実寸単体試験体系における最大跳び上がり量



1/1.5縮尺37体群体系における最大跳び上がり量

試験と解析を比較すると、解析は、「気中」、「水中」、「流水中」の環境の違いによる差をよく模擬している。

## 2. 気中、水中における鉛直方向の試験体の運動

流体中の運動方程式は、下向き方向を-にとれば、

$$(m + m') \frac{d^2 y}{dt^2} = -(m - \rho V)g + F_D \quad (1)$$

$m$  : 試験体の質量  $m'$  : 排除質量 + ラッパ管内の流体質量  $y$  : 位置  $t$  : 時間  $\rho$  : 流体の密度  $V$  : 試験体の容積  $F_D$  : 流体力

静止水中では上向きの流れによる流体力はゼロとしている。また、試験体先端の流体抗力も小さいことから無視しているので  $F_D = 0$ 。  
従って(1)式は

$$(m + m') \frac{d^2 y}{dt^2} = -(m - \rho V)g \quad (2)$$

(2)式を整理すると

$$\frac{d^2 y}{dt^2} = -\frac{(m - \rho V)}{(m + m')}g = -Kg \quad \text{ここで} \quad K = \frac{(m - \rho V)}{(m + m')} \quad (3)$$

$$\frac{dy}{dt} = v(t) = -Kgt + v_0 \quad y(t) = -K\frac{1}{2}gt^2 + v_0t + h_0 \quad \text{ここで} \quad v(0) = v_0 \quad y(0) = h_0 \quad (4)$$

(3)式(4)式は、 $K$ を1とすれば気中における自由落下の式。(4)式から、支持板を初速 $v_0$ で跳び上がった試験体が落下し、支持板に落下してくる速度は $v_0$ 。また、跳び上がり高さ $h_1$ は $v_0^2/2Kg$ となる。気中で跳び上がった場合の跳び上がり高さ $v_0^2/2g$ の $1/K$ 倍となる。 $K$ が1未満であることを考えれば、水中の方が気中より高くまで跳び上がる。

一方、初速ゼロで高さ $h_0$ からの落下を考えた場合、(4)式から支持板への衝突速度 $v_1$ は $\sqrt{2Kgh_0}$ となる。気中からの落下時の衝突速度 $\sqrt{2gh_0}$ の $\sqrt{K}$ 倍となることから、水中落下の方が気中落下に比べ衝突速度は小さくなる。

衝突後の跳ね返り速度は、衝突した時の支持板の速度に依存するが、支持板が静止していると仮定した場合、気中における反発係数が大きいと、跳ね返り後の速度は気中の方が水中よりも大きくなる。

試験体の跳び上がりは、跳び上がりと落下、衝突を繰り返すことによって、跳び上がり量が大きくなる現象。気中と静止水中とを比較した場合は、静止水中よりも気中の方が跳び上がり量が大きい傾向を示す。

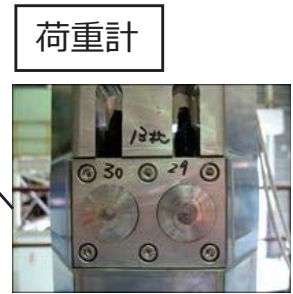
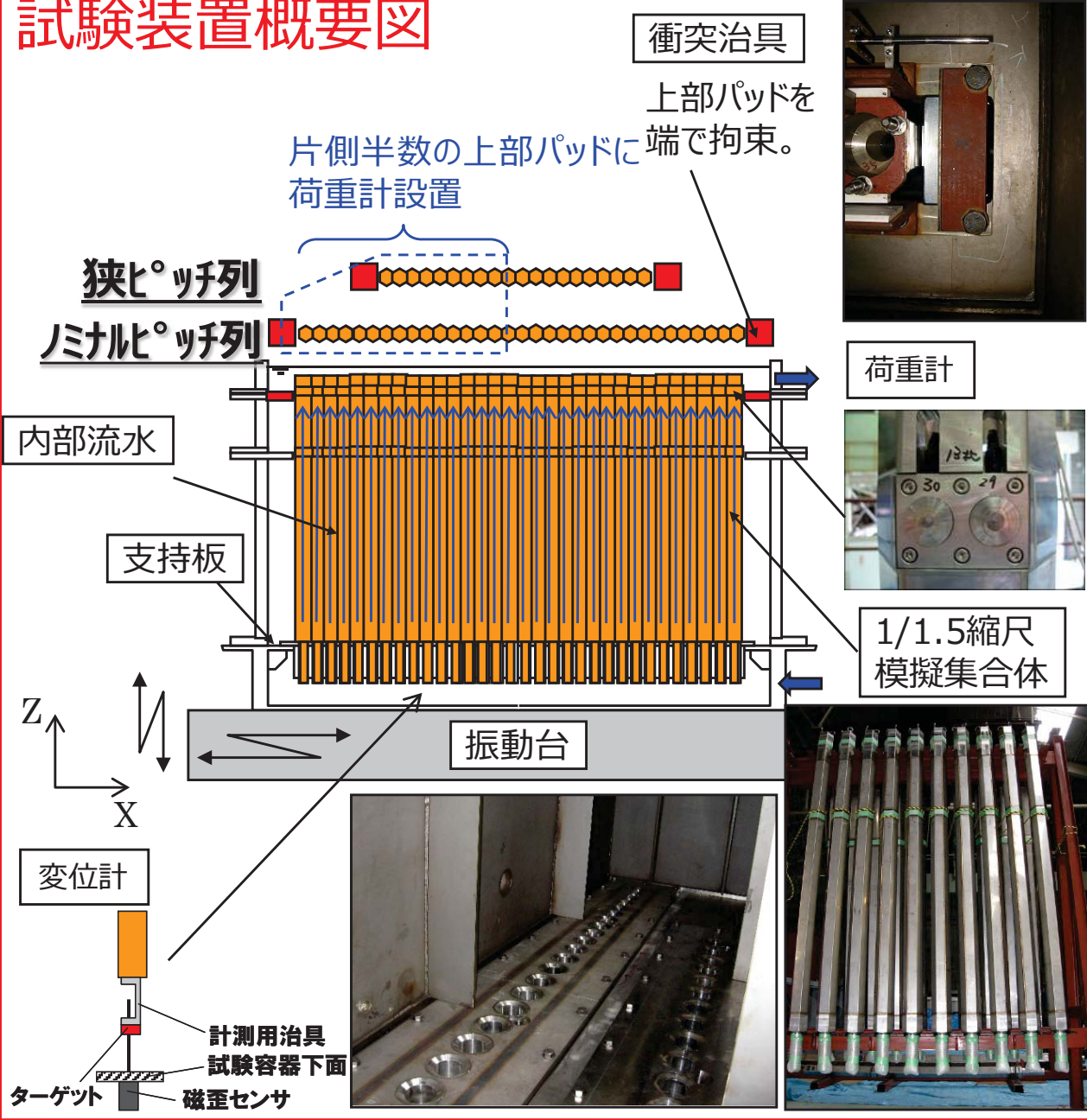
流水中の場合、(1)式中の流体力 $F_b$ が一定以上大きくなると、気中よりも流水中の方が跳び上がり量が大きくなる。



コメント	<p>32体列体系、127体群体系、313体群体系でも跳び上がり挙動に係る実験を行っているのであれば、その実験の条件、結果、考察などを説明すること。</p>
回答	<p>32体列体系試験は、主に、列方向の燃料体数が増えること（もんじゅ規模を模擬）による、水平方向変位、燃料体同士の衝突荷重への影響を確認する試験。燃料体周辺の流体状況が実機と異なるが、燃料体の衝突荷重は容器端部で大きくなる傾向、パッド間ギャップが狭くなると衝突荷重が小さくなる傾向等を確認し、解析でもこの傾向を再現できることを確認。なお、32体列体系試験においても、燃料体の跳び上がりデータを取得しているが、試験装置の試験体支持板の形状及び剛性が、実機炉心支持板の形状及び剛性と大きく異なることから、跳び上がりに関しては試験値と解析値の整合性が良くない。</p> <p>127体多数体系試験、313体多数体系試験は、解析コードの実機適用性を確認するため、振動台の能力を考慮して実施した実機に近い体系の試験。これらの試験においても、37体群体系試験と同様に、水平加振が加わることで燃料体の跳び上がり量が抑制されることを確認。また、支持板の応答影響により、支持板中央部の燃料体の跳び上がり量が大きくなるが、解析でもこの傾向を再現できることを確認した。</p> <p>燃料体の体数が増えた体系では、解析は燃料体の跳び上がり量を大きめに評価することを確認。この原因は、試験では試験体の鉛直Z軸廻りの回転により隣接する試験体が接触し、その摩擦力が試験体の跳び上りを抑制するが、解析モデルには燃料体のZ軸廻りの回転が考慮されていないため、跳び上がり量を大きめに評価すると推定している。</p>

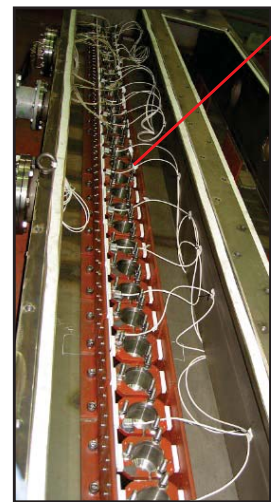
# 1. 32体列体系試験装置

## 試験装置概要図



32体1列

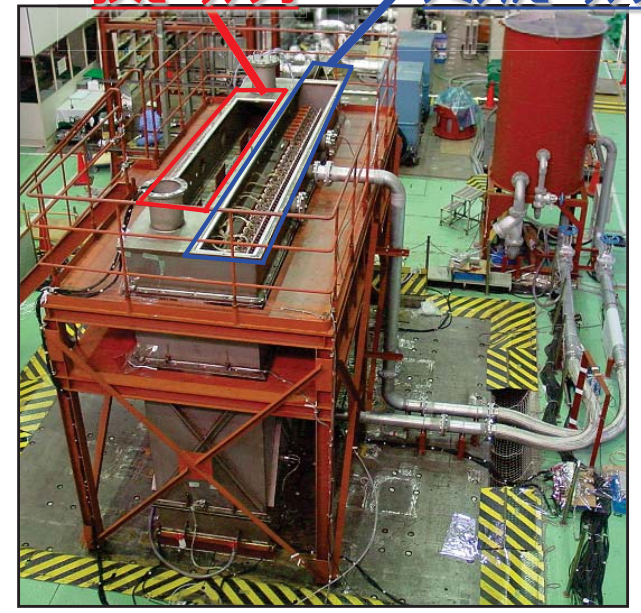
1/1.5縮尺試験体



18体×2列 (GAP比較)

狭ビッチ列

ミナルビッチ列



## 2. 列体系試験評価用の特別な流体力モデル

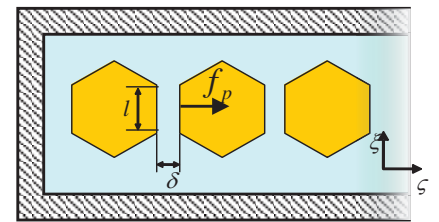
### 流路圧力

- ・内部流体は非圧縮、非粘性の完全流体
- ・流体の上下方向の流れによる影響は小さいと考える
- ・流路網間の隙間はどこも均等であり、微小変形による流路網の隙間の変化は無視できると考える。
- ・流路外の圧力は一定値と仮定

オイラーの運動方程式が成り立つ

$$-\frac{1}{\rho_L} \frac{\partial p}{\partial \xi} = \frac{dv}{dt}$$

$\rho_L$ : 液体密度  
 $p$ : 液体圧力  
 $v$ : 流速  
 $(\xi, \zeta)$ : 流路における直角座標系

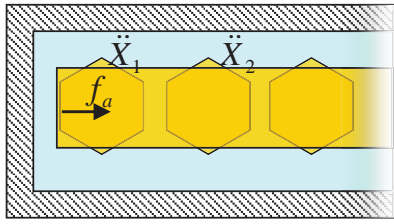


$$f_p = \int_0^l p d\xi = \frac{l}{2} (p|_{\xi=0} + p|_{\xi=l}) - \frac{\rho_L l^3}{12\delta} \ddot{\delta}$$

$$f_p = -\frac{\rho_L l^3}{12\delta} \ddot{\delta}$$

### 付加質量慣性力

- ・複数の炉心構成要素が一体で動く仮定し、この可動体積を長方形で模擬。
- ・炉心構成要素と一緒に振動する水の慣性力は容器との相対加速度に応じて発生する。

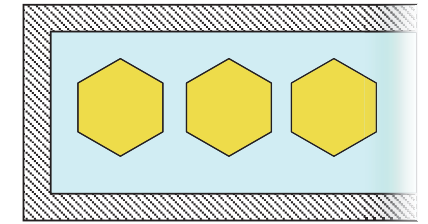


$$f_a = -\frac{m_a}{n} \left( \sum_{i=1}^n \frac{\ddot{X}_i}{n} - \ddot{X}_0 \right)$$

$$m_a = \begin{cases} 0.867\pi\rho_w l^2 & (n=1) \\ 1.511(n-1)^{0.1689}\pi\rho_w l^2 & (n \geq 2) \end{cases}$$

### 排除質量慣性力

- ・容器（流体全体）が動くことによる慣性力は、容器の加速度に応じて発生する。



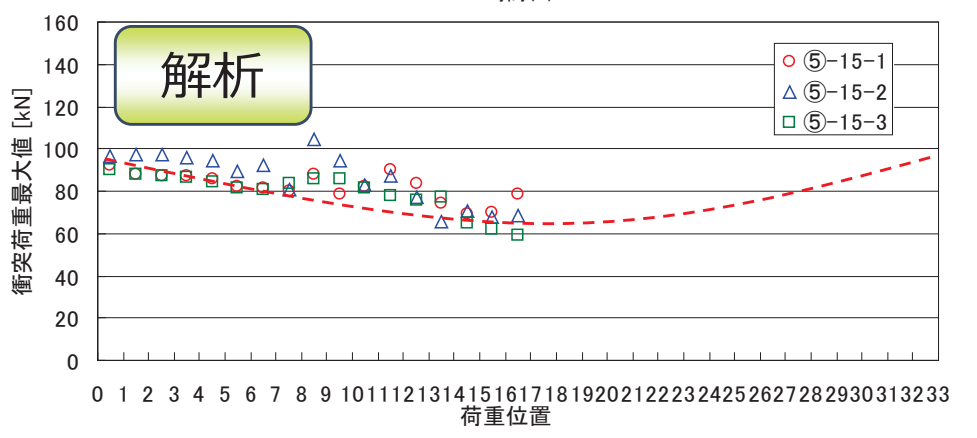
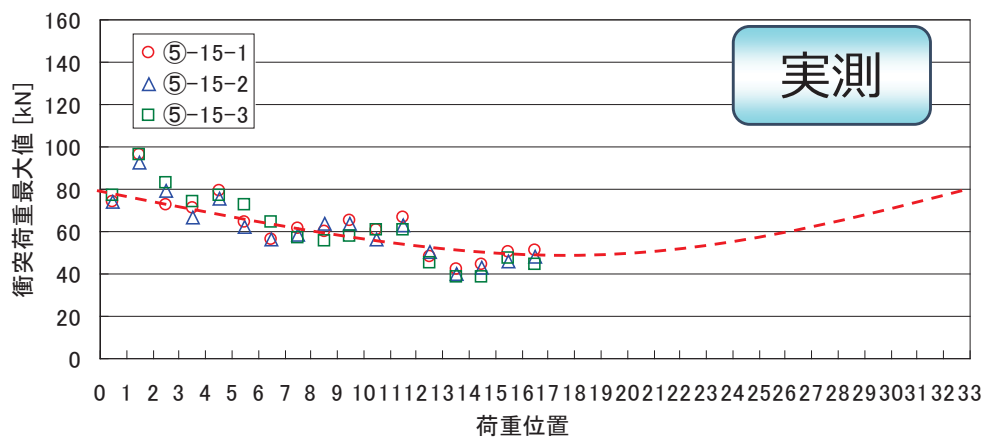
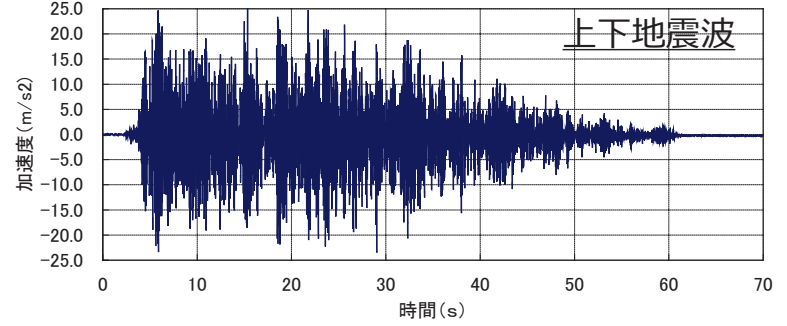
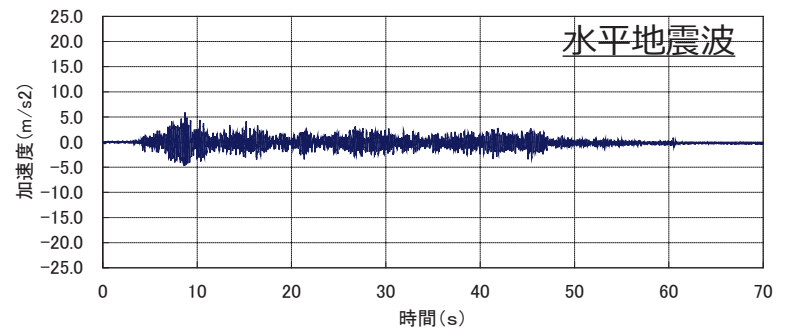
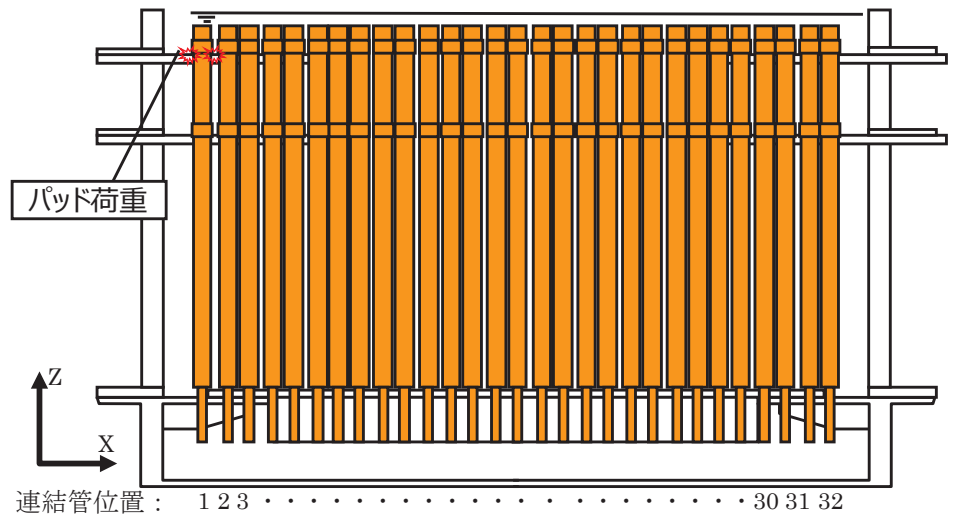
$$f_w = -m_w \ddot{X}_0$$

$m_w$  炉心構成要素が排除する流体の質量



### 3. 32体列体系試験における衝突荷重(最大値比較)

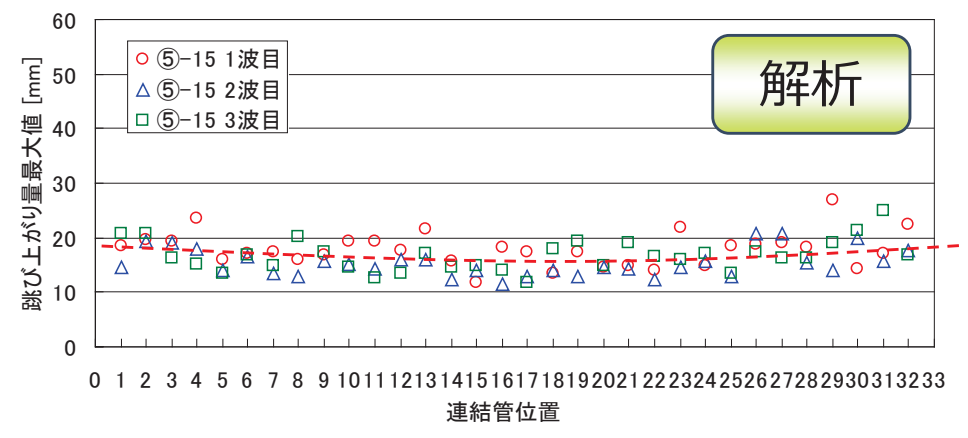
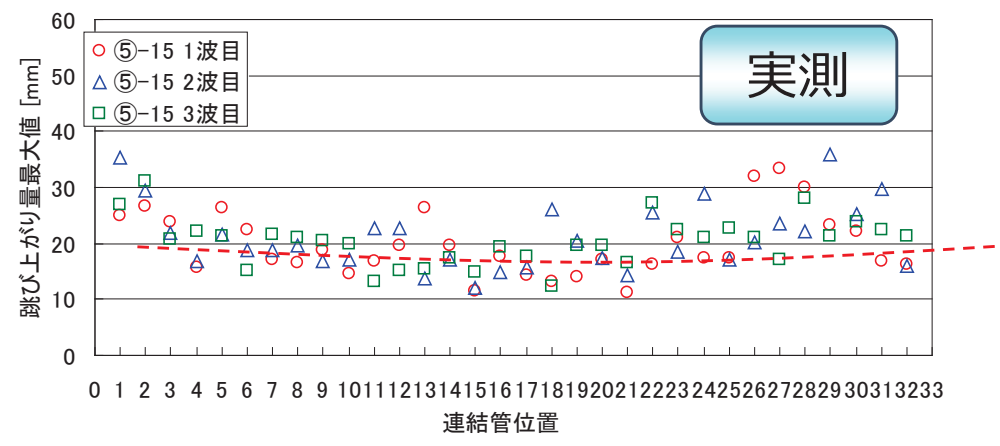
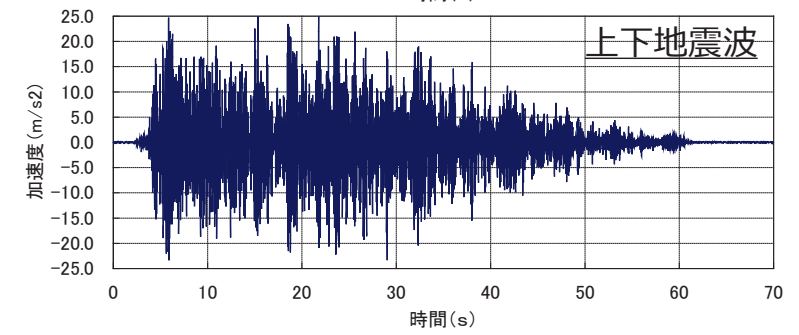
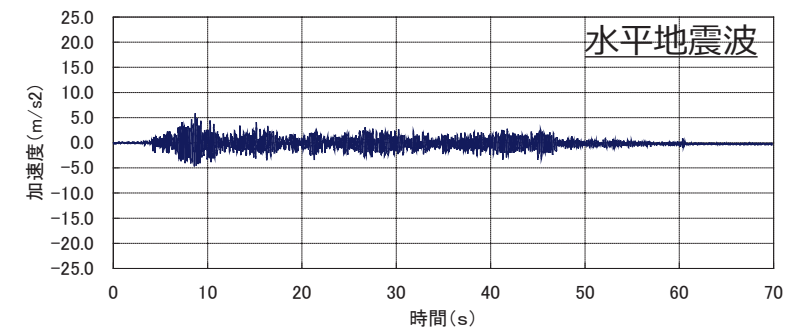
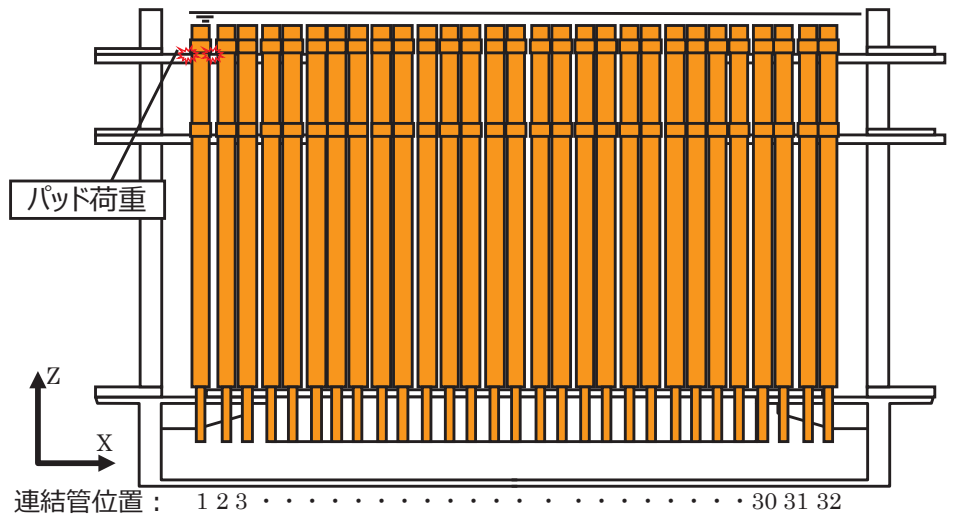
流水中



容器端部に近いほどパッド荷重が大きくなる傾向を再現できている

# 4. 32体列体系試験における跳び上がり量(最大値比較)

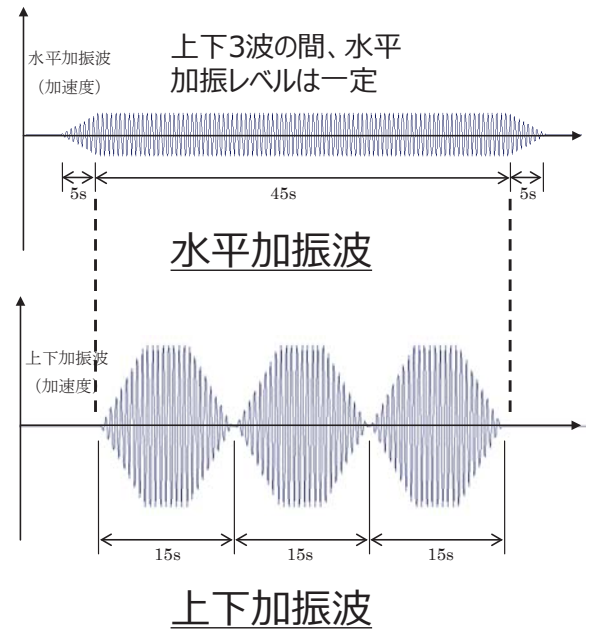
流水中



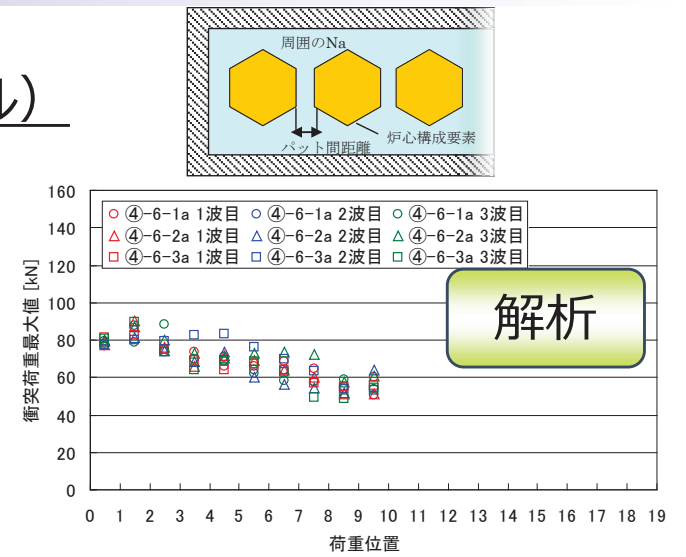
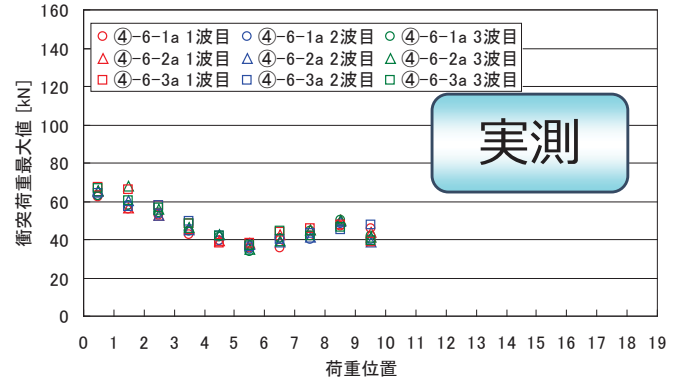
試験装置の支持板応答を模擬できなかったため、実測と解析の整合は良くない

# 5. 32体列体系試験における炉心構成要素間ギャップの影響

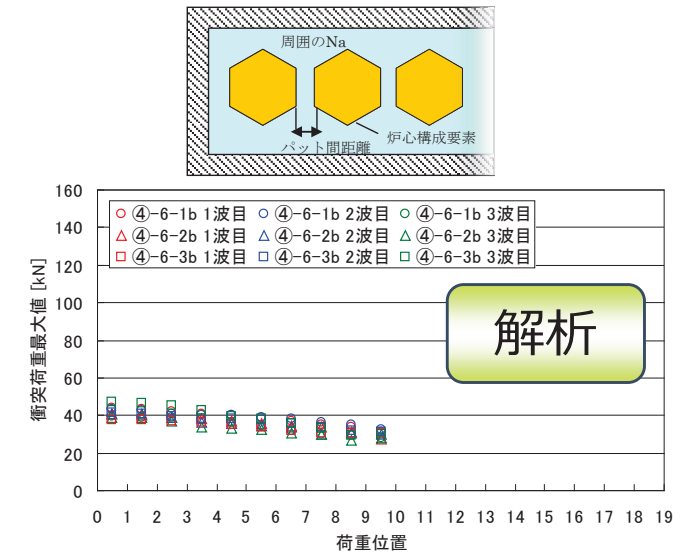
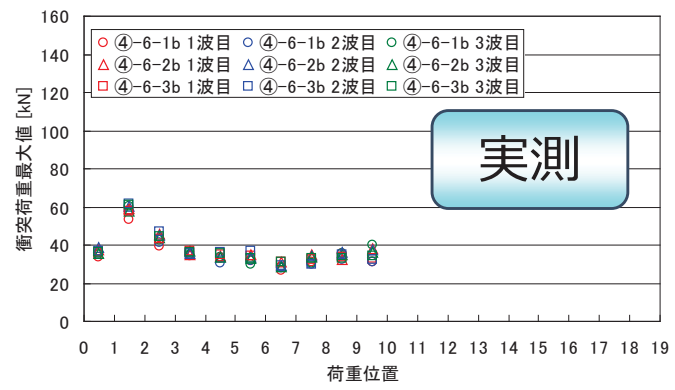
水中  
 水平 + 上下 正弦波加振  
 水平 :  $3.9\text{m/s}^2$   
 5.1Hz  
 上下 :  $14.7\text{m/s}^2$   
 14.6Hz



## パッド間距離 0.6mm (ノーマル)



## パッド間距離 0.1mm (狭)

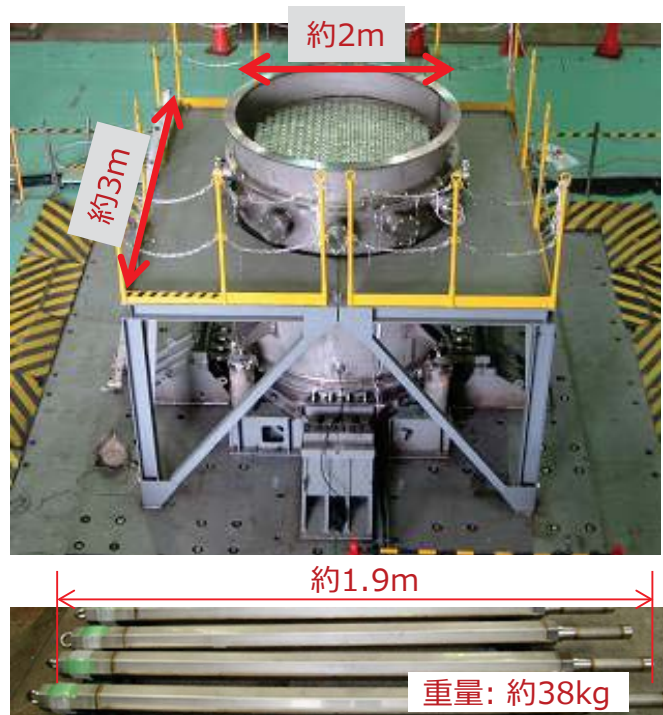


パッド間ギャップが小さくなるとパッド荷重は小さくなる傾向を再現

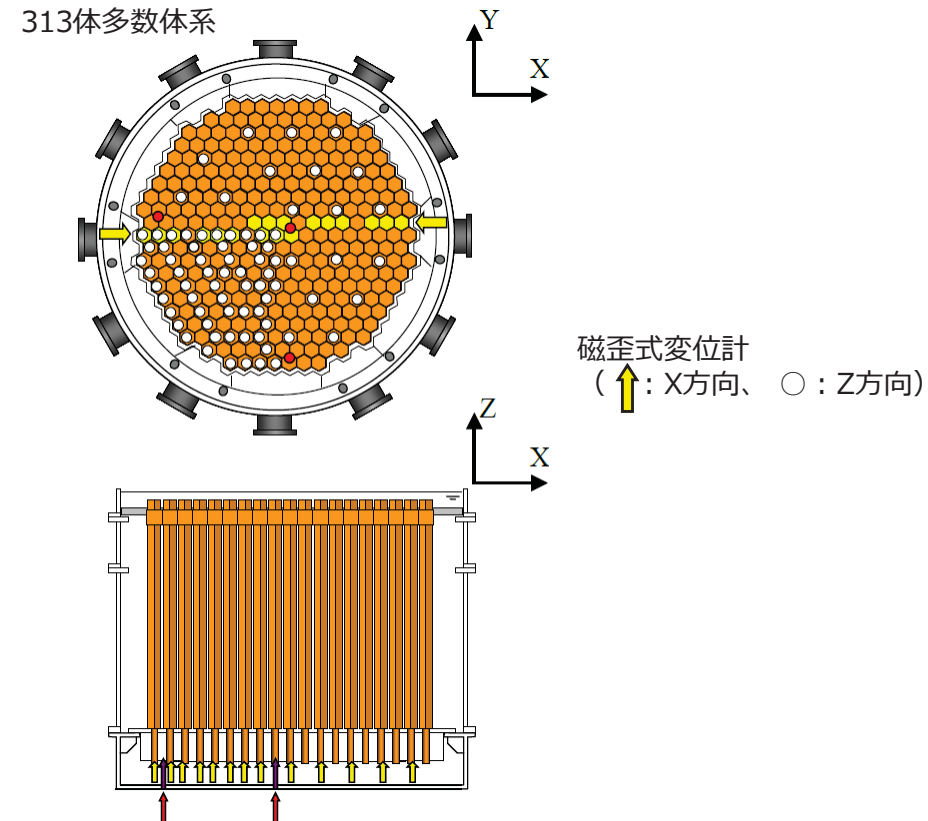
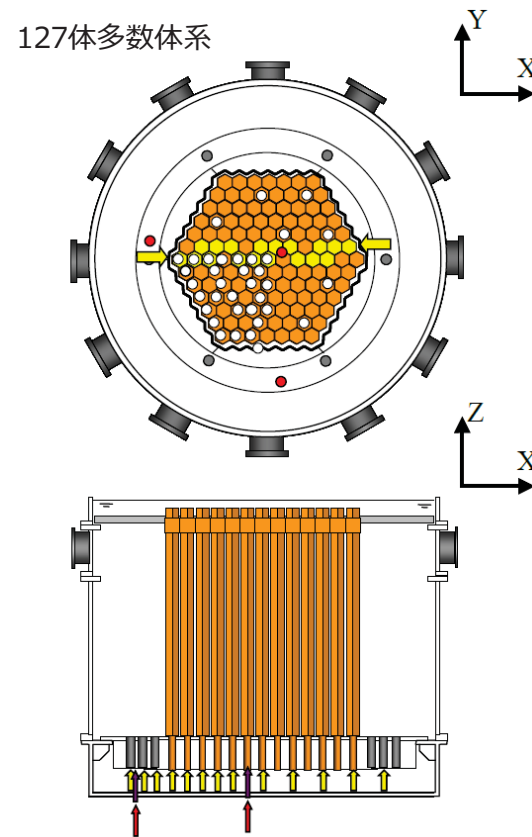
## 6. 127体/313体多数体系試験における跳び上がり挙動

- ◆ 1/2.5縮尺127体多数体系試験及び313体多数体系試験について説明する。

### 1/2.5縮尺127体及び313体多数体系試験の概要



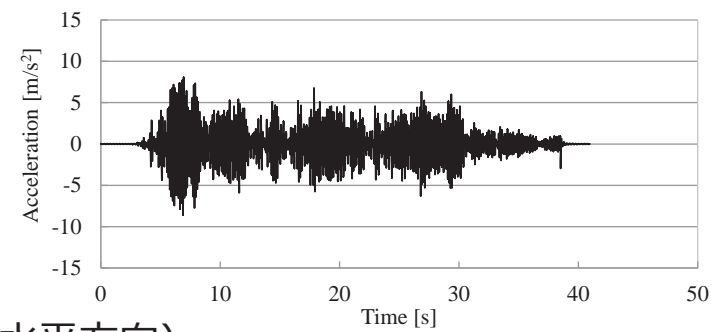
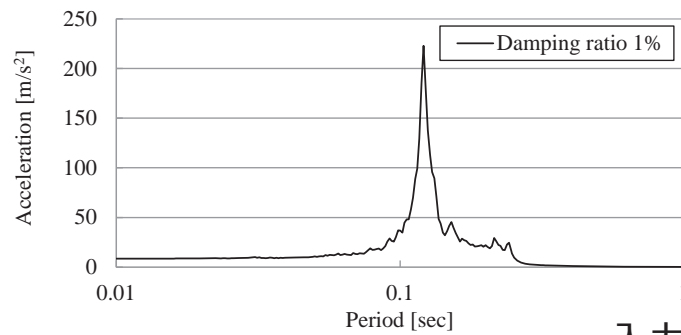
試験装置概要  
(写真は313体多数体系)



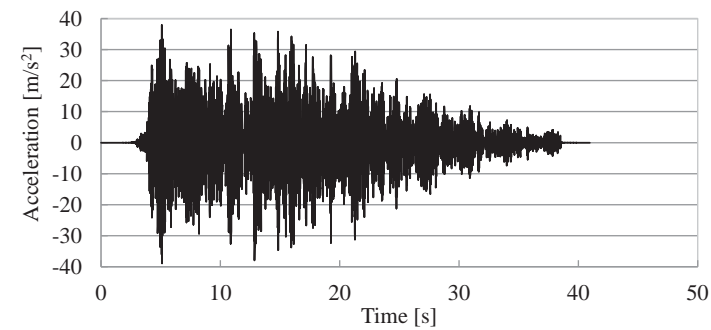
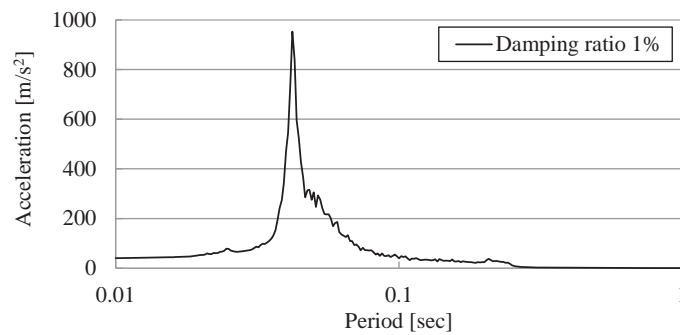


# 7. 127体/313体多数体系試験における実験条件

試験体数	試験環境	入力波		パッド間 Gap	回数
		波形	加振方向		
127	水中	模擬地震波	Z	0.4mm	3
313	水中	模擬地震波	X+Z	0.4mm	3

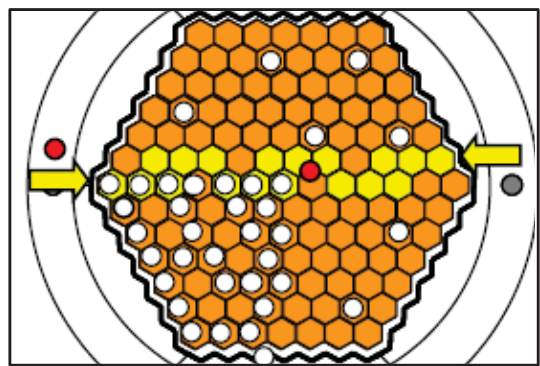


入力波 (水平方向)

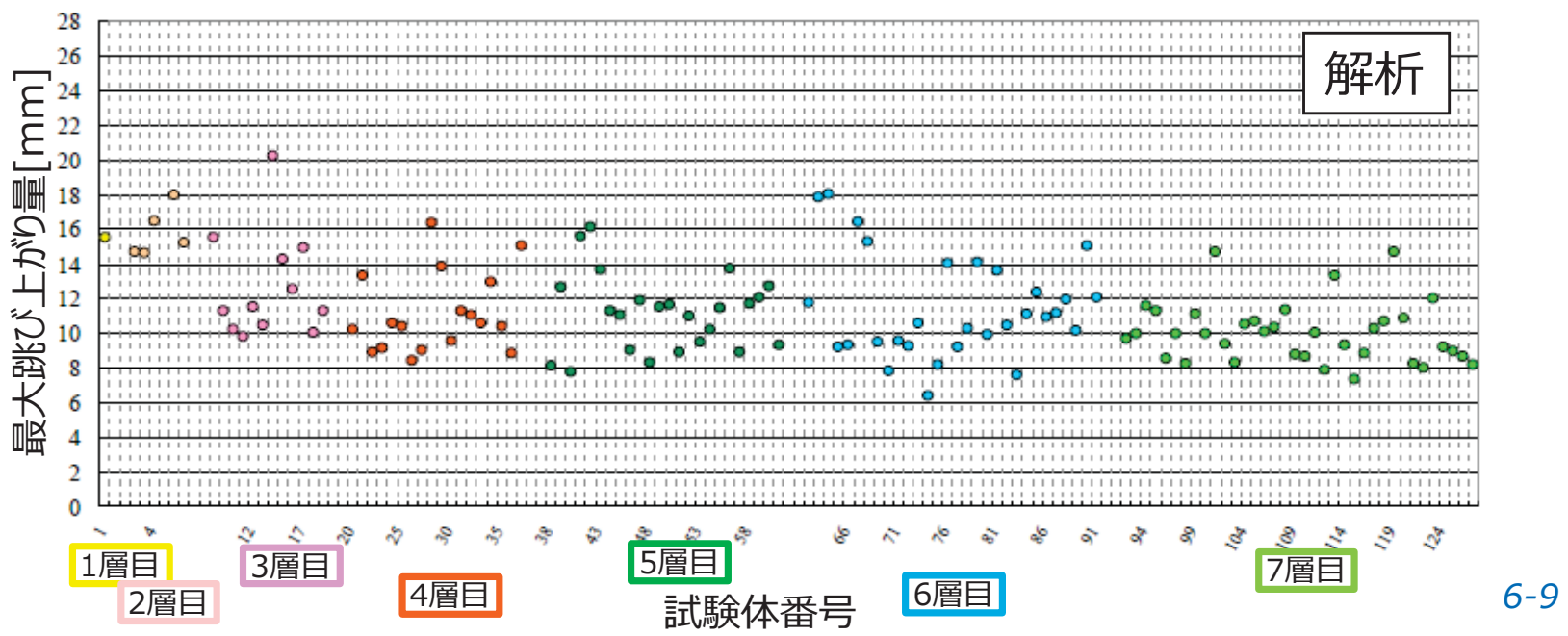
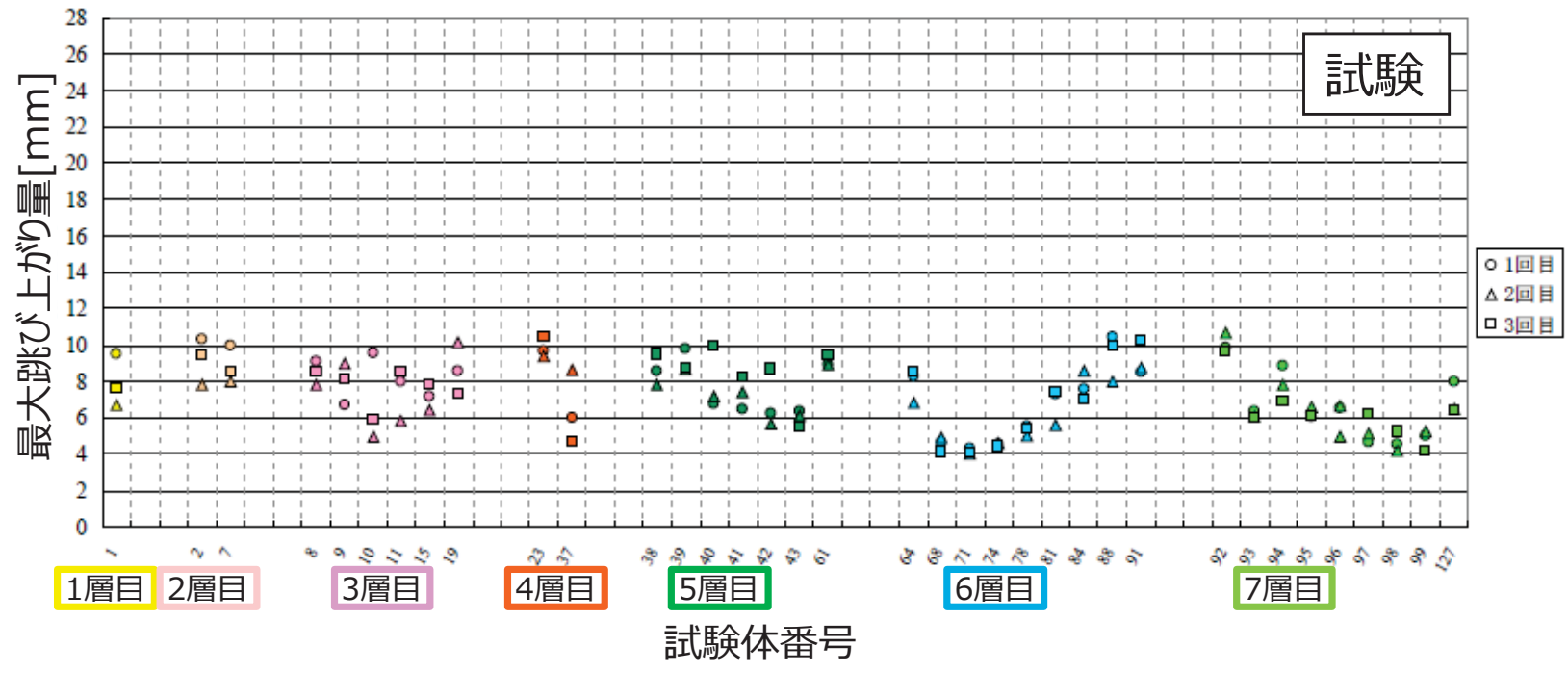


入力波 (上下方向)

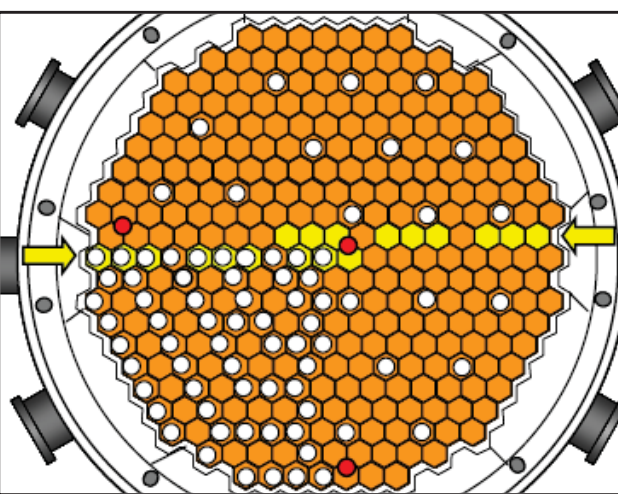
# 8. 127体多数体系試験結果と解析結果の比較



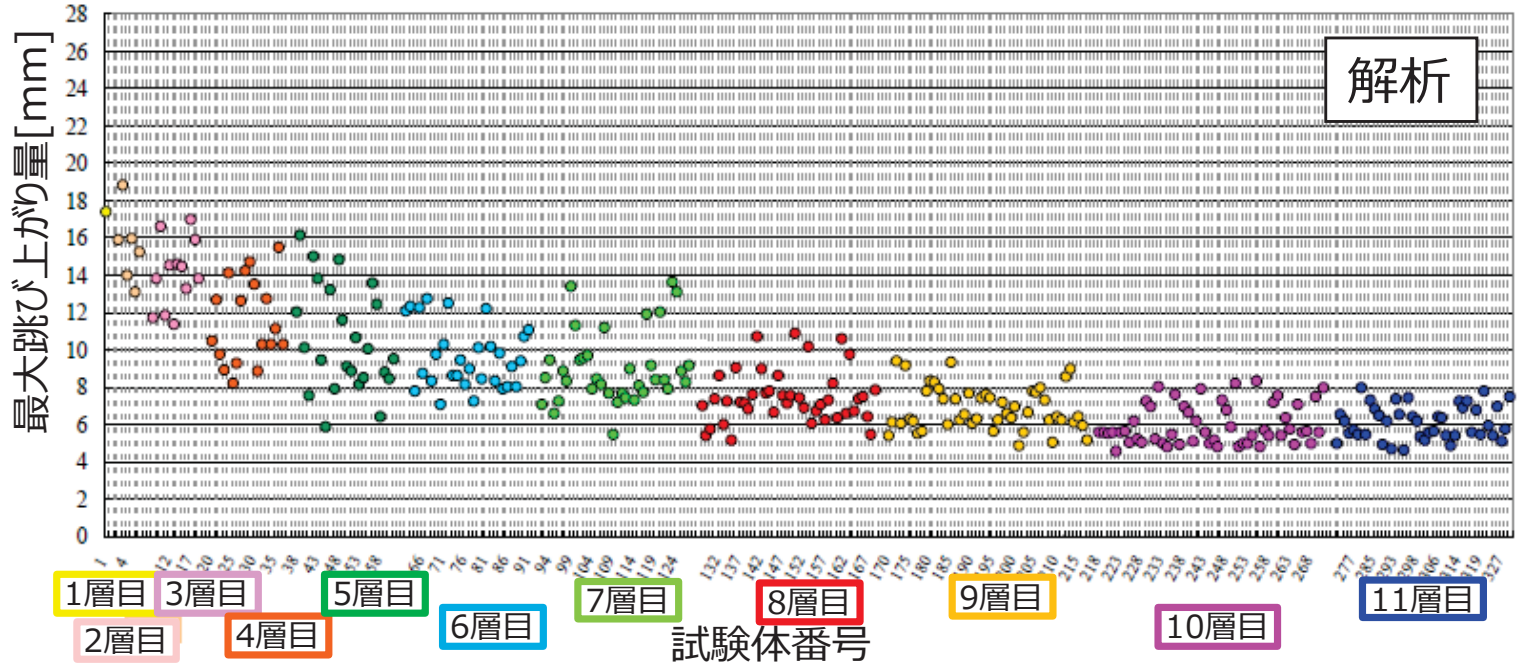
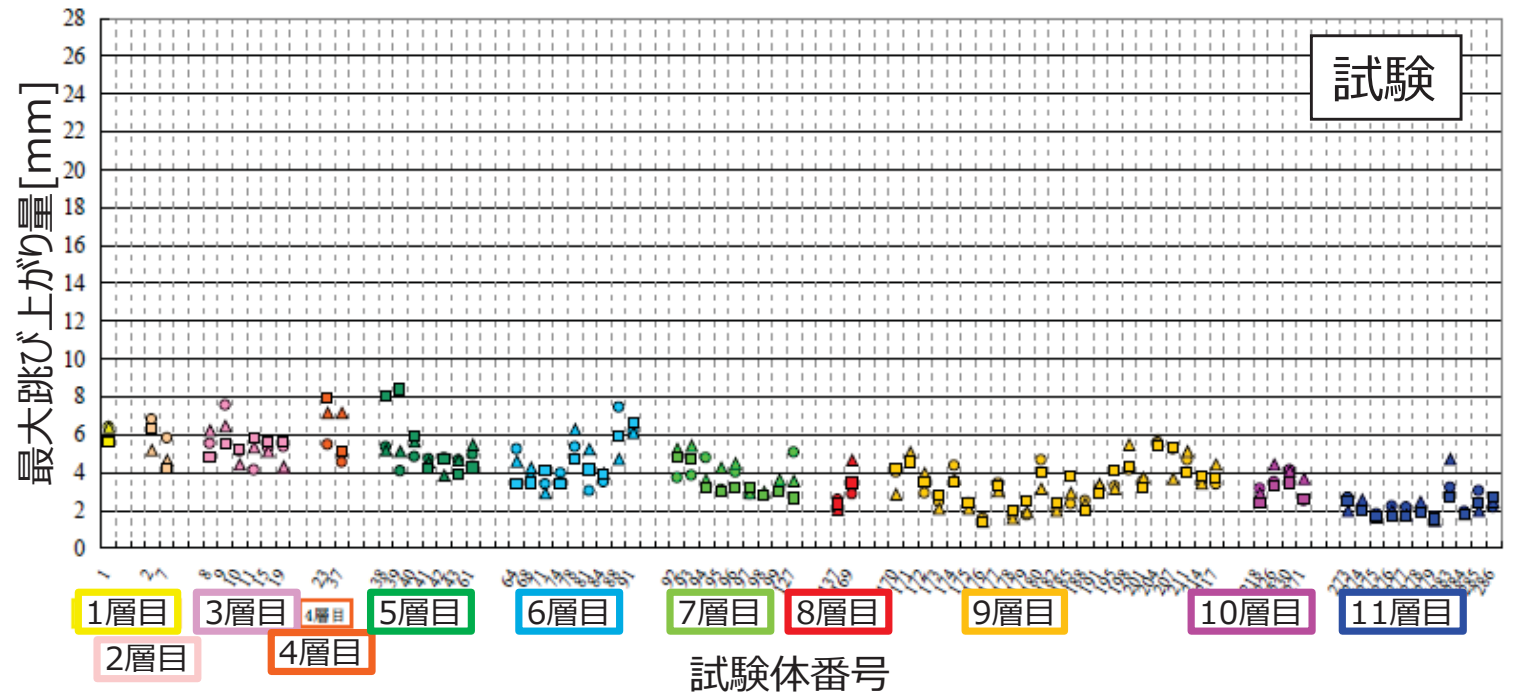
※試験体番号は中心を1（1層目）とし、外側に向かって番号は増加、最外周は7層目



# 9. 313体多数体系試験結果と解析結果の比較



※試験体番号は中心を1（1層目）とし、外側に向かって番号は増加、最外周は11層目

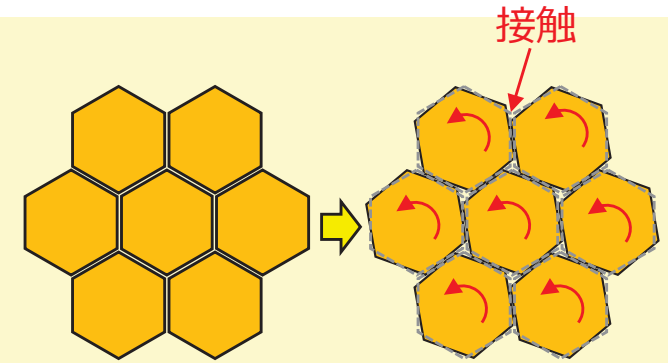


○ 1層目  
△ 2層目  
□ 3層目

- 跳び上がり量：
- ・ 水平 + 上下方向加振時 : 小
  - ・ 上下方向のみ加振時 : 大

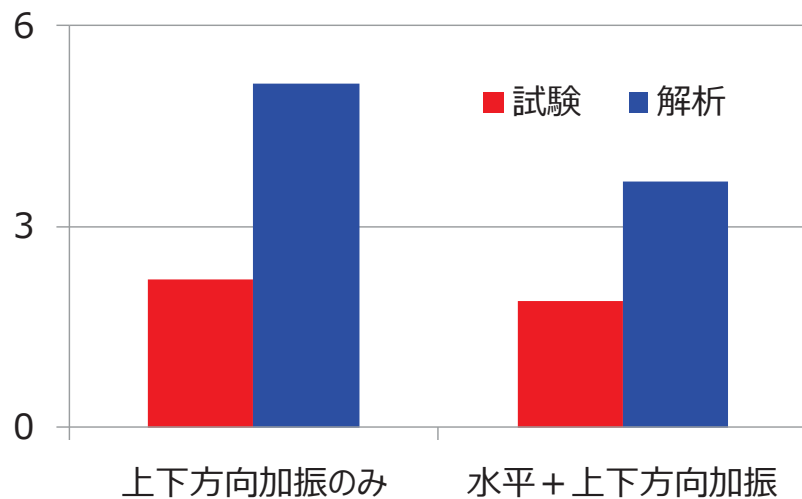
多数体系試験とその検証解析を比較すると、解析結果は跳び上がり量を保守的に評価する。

・313体群体系では水平方向加振により、試験体の中心軸（鉛直）廻りの回転により隣接する試験体と接触しその摩擦力が作用し、跳び上がり量を抑制する効果が現れていると推測。解析においては、鉛直軸廻りの回転を考慮していないため、隣接試験体との接触による摩擦力の作用は考慮されないことにより、試験と解析で差が出た要因と考察。

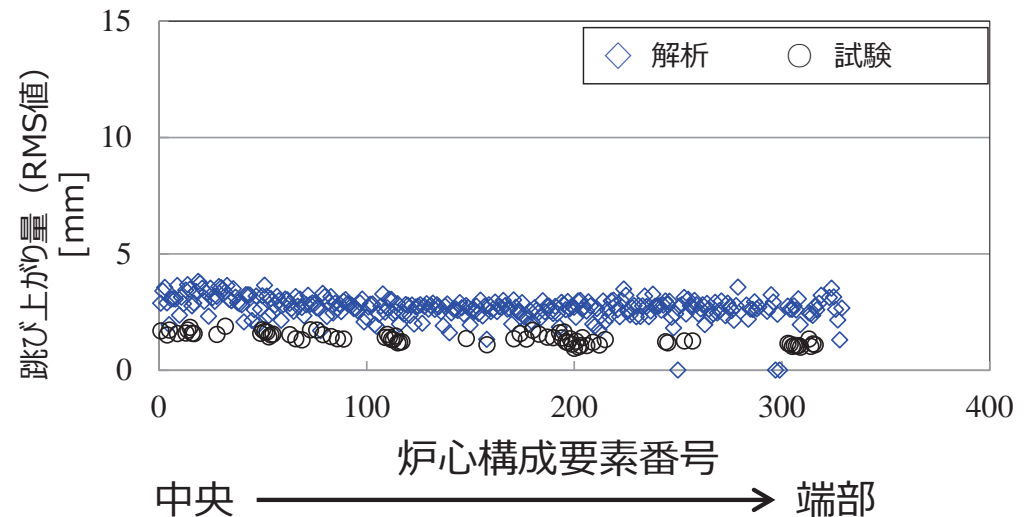


試験体の鉛直軸廻りの回転  
 → 接触による摩擦力発生  
 → 跳び上がり量抑制効果

跳び上がり量[mm]



結果比較例 (313体多数体系)



コメント	各実験装置の試験体はJSFRにおける燃料要素を模擬しているため、この手法をもんじゅ体系に適用するにあたり、炉心構成要素の種類、振動特性や物性等に関する相違をどのように考慮したのか説明すること。また、評価手法に組み込まれている物性値は試験体に基づく実測値が含まれるが、もんじゅへの適用にあたり同じ項目の測定データを取得したのか、説明すること。
回答	解析コードの開発では、試験体系に合わせて解析コードに組み込まれている数式の定数（物性値に係るパラメータ）を設定している。従って、もんじゅ体系の評価では、もんじゅの燃料体に合わせて定数を変えている。燃料体の寸法、重量等は試験体系ともんじゅ体系では異なる。当然寸法が異なれば、燃料体の剛性も異なってくる。また、もんじゅの燃料体で試験により確認されている値はその値を用いた。減衰定数は、既認可の燃料体の耐震計算の際に用いた数値を用いた。

# 1. 炉心群振動解析に用いた物性値等の比較

◆ 解析に適用する物性値等は、評価対象の体系に即した値を適用。

表 もんじゅ体系及び試験体系で用いた物性値等の比較

項目	対象部位	もんじゅ	群振動試験
寸法	-	もんじゅ体系の値	各試験体の値
炉心構成要素の減衰比	-	設工認時解析の値	スweep加振試験から設定
炉心構成要素の気中/液中質量	-	もんじゅ体系の値	各試験体の値
衝突ばね剛性減衰定数	上部パッド間、中間パッド間	設工認時解析の値を使用 (落錘試験等にて取得)	落下試験にて取得
衝突ばね定数減衰定数	球面座	もんじゅ燃料体を模擬した 落下試験にて取得	落下試験にて取得
摩擦係数	上部パッド間、中間パッド間	設工認時要素試験の値 (Na中摩擦試験)	一般的な金属の値
摩擦係数	エントランスノズル上部、下部	設工認時要素試験の値 (Na中摩擦試験)	落下試験や振動試験時の挙動と荷重の関係から設定



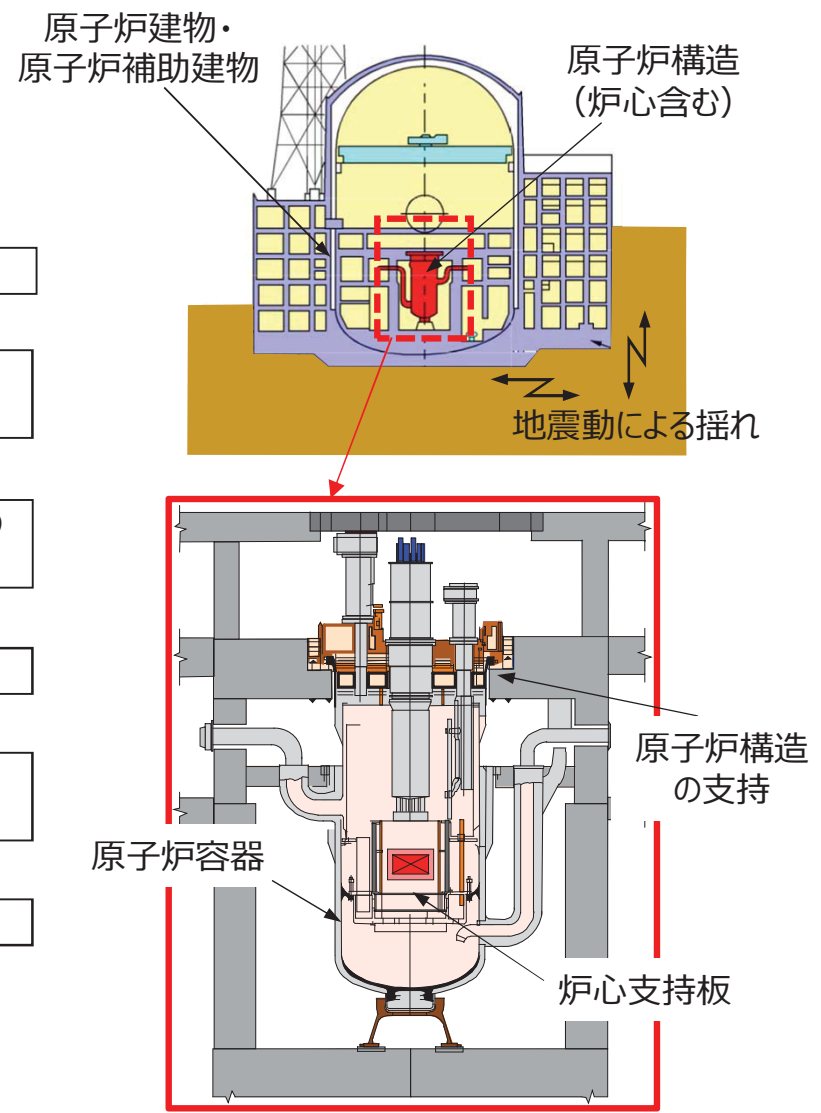
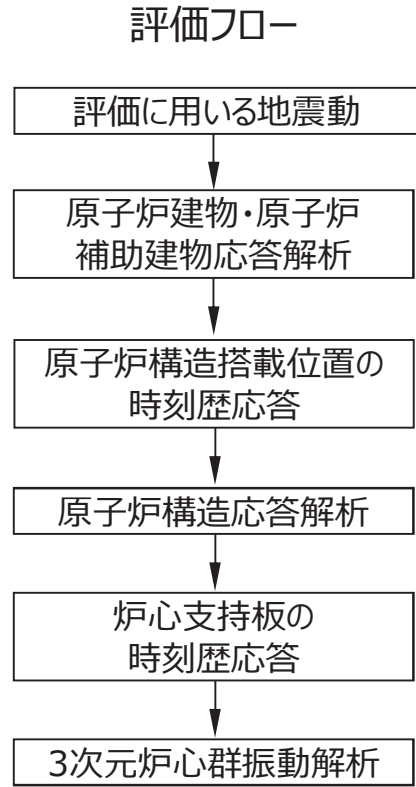
コメント	<p>群振動の入力条件となる炉心支持板の地震時時刻歴応答について、その評価手法やモデルと合わせて、その時刻歴データについても具体的に示すこと。</p>
回答	<p>地震の際は、地盤の揺れが建物に伝わり、建物の揺れが原子炉容器に伝わり、原子炉容器炉心支持板の揺れが燃料体へ伝わる。このため、建物（原子炉建物・原子炉補助建物）の地震応答解析を行い、建物の基礎版の床応答を求める。この基礎版の床応答を基にして、原子炉容器の地震応答解析を行う。この解析から得られる炉心支持板の地震時の時刻歴加速度波を用いて炉心の群振動解析を実施した。</p> <p>評価に用いた地震動は、耐震バックチェック時に策定した基準地震動Ss-D（水平：760ガル、鉛直：507ガル）と、近隣の軽水炉を参考にして策定した地震動（水平：995ガル、鉛直：464ガル）の2組の地震動。建物の地震応答解析では、①水平方向：剛基礎を共有する並列質点系の曲げせん断型モデル、②鉛直方向：軸ばねにより各質点を連結した多質点系モデル。それぞれの解析モデルに水平方向、鉛直方向の地震波を入力し応答解析を実施。</p> <p>得られた建物基礎版の応答時刻歴波を基に、原子炉容器の地震応答解析を実施。原子炉容器の地震応答解析は、耐震バックチェック時に使用した、①水平方向：内部コンクリートと原子炉容器とを連成させた多質点はりモデル、②鉛直方向：炉容器内のナトリウムとの流体連成を考慮した2次元軸対象モデル、を用いた。それぞれのモデルに、原子炉建物基礎版（水平方向モデル）、または内部コンクリートペDESTAL（鉛直方向）から建物の地震応答解析で求めた応答時刻歴波を入力し原子炉容器の応答解析を実施した。</p> <p>この結果で得られた、炉心支持板の水平方向、鉛直方向の地震動を用い、炉心の群振動解析を実施した。</p> <p style="text-align: right;">（次ページへつづく）</p>



コメント	(続き) また、これに対する実験体系の入力条件に関する妥当性を説明すること。
回答	<p>振動試験は、高速炉炉心に共通に使用できる群振動挙動を解析するコード：REVIAN-3Dの開発が目的であり、単体試験、37体群体系試験、18体列体系試験、32体列体系試験、127体群体系試験、313体群体系試験を実施している。実験で用いた試験体の縮尺は、単体試験：1/1、37体群体系試験：1/1.5、18体列体系試験：1/1.5、32体列体系試験：1/1.5、127体群体系試験：1/2.5、313体群体系試験：1/2.5である。</p> <p>試験では、炉心支持板の応答周波数の分析を行い、卓越周波数を求め、試験の目的と振動台の加振能力を考慮して、水平、鉛直方向の加振波のレベルを設定した。一連の群振動試験では、正弦波による加振を先に行い、その上で、模擬時刻歴波を用いた加振を実施。具体的には、正弦波スイープ加振（卓越振動数を挟む振動数域）、正弦波加振（卓越振動数）、模擬時刻歴波加振（実証炉の設計研究で設定した時刻歴波）である。</p> <p>群振動試験で用いた模擬時刻歴波は、REVIAN-3D開発当時に開発を進めていた実証炉を対象としてもんじゅの場合と同様の手法で得た炉心支持板の応答時刻歴波を係数倍した地震波である。もんじゅの地震波との間に直接の関係はないが、地震動から原子炉構造応答までの高速炉の設計成立性や健全性評価に用いる応答時刻歴波であり、解析手法の妥当性を評価する時刻歴波としては妥当と考える。</p>

# 1. 群振動の入力条件策定の全体概要

- ◆ 評価対象である炉心は、原子炉容器（炉内構造物）に装荷されている。
- ◆ またこれらは原子炉建物・原子炉補助建物に搭載されていることから、評価対象の炉心の地震時応答を評価するには、評価に用いる地震動が荷重伝達経路として建物や構造を經由して評価対象にもたらす揺れを適切に評価する必要がある。
- ◆ このため、本評価に際して、まず、評価に用いる地震動による原子炉建物・原子炉補助建物の加速度時刻歴応答を求めた。
- ◆ 次に、建物内の原子炉構造が搭載され荷重伝達経路となるフロアの加速度時刻歴応答を用いて、炉心支持板を含む原子炉構造の時刻歴応答を求めた。
- ◆ 以上より求まる炉心支持板の加速度時刻歴応答を、3次元炉心群振動解析の入力とする。

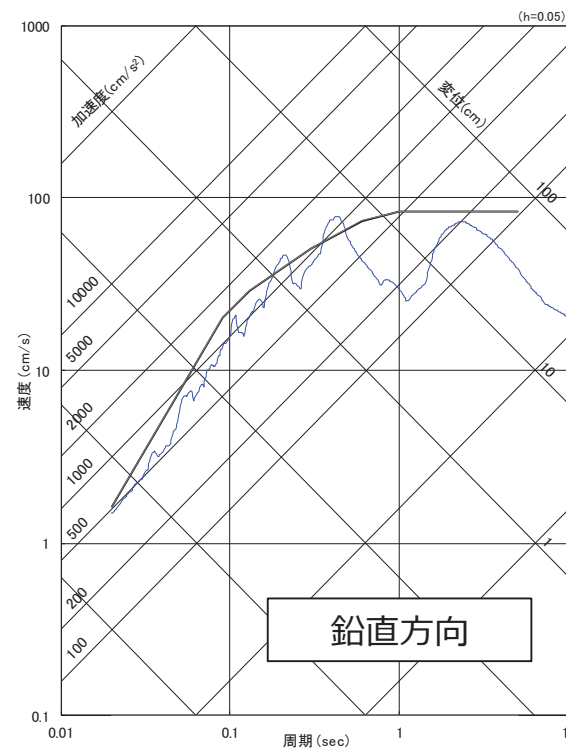
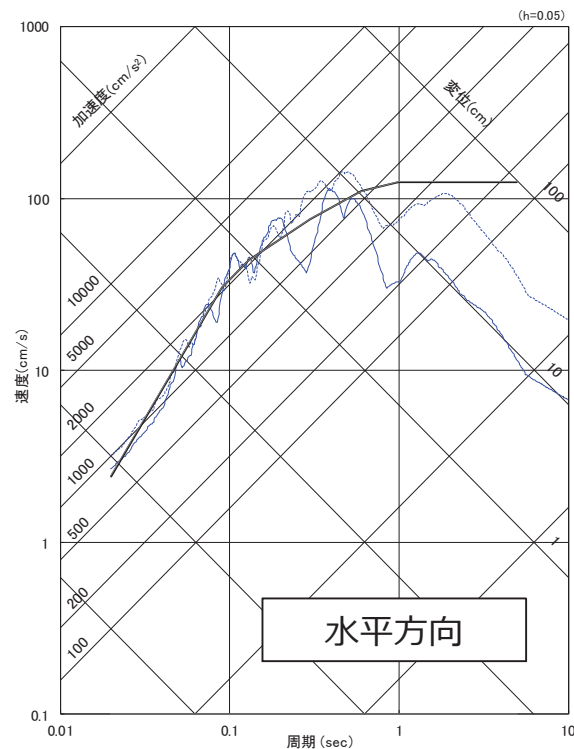


## 2. 評価に用いる地震動 (1/3)

以下の2つの地震動をそれぞれ適用した。いずれも廃止措置計画認可申請書添付書類四別添1に記載されている。

- 耐震バックチェック※において「応答スペクトルに基づく地震動評価」により策定した基準地震動Ss-D
- 新規制基準への適合性が確認された近隣の軽水炉を参考に同じ評価条件で複数の地震動を策定。そのうち水平最大のケースを選定し、軽水炉の水平最大993Galと同等となるように振幅を係数倍（水平最大995Gal）し策定した地震動

※「高速増殖原型炉もんじゅ『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果報告書 改訂(補正)」(平成22年3月)



凡例 (Gal)

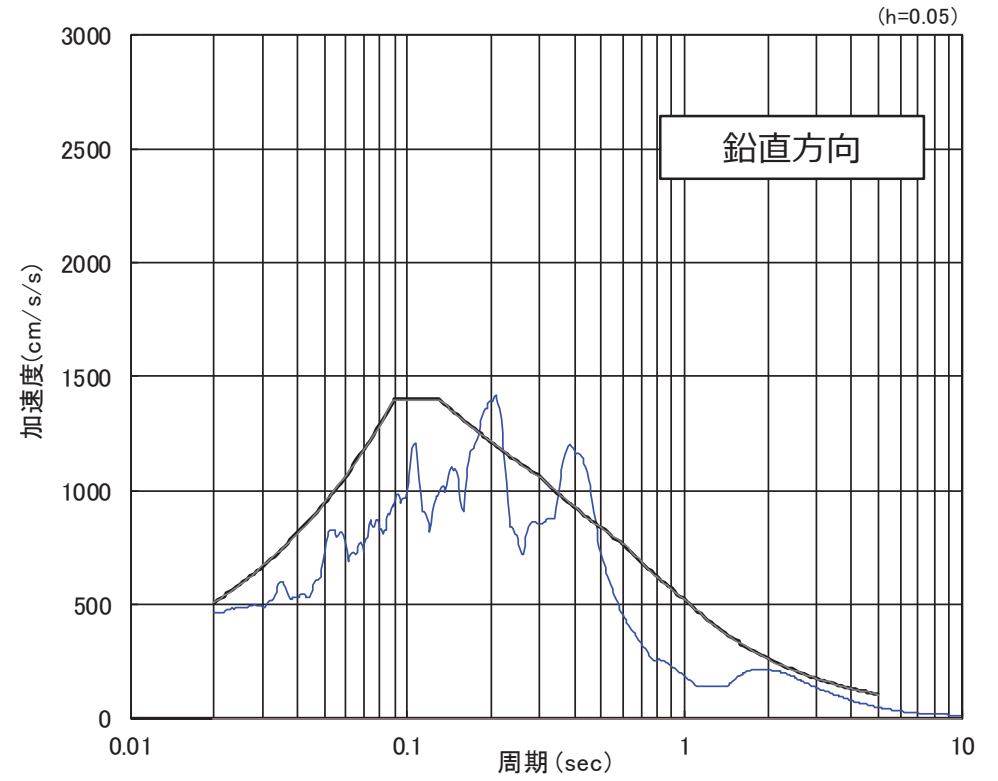
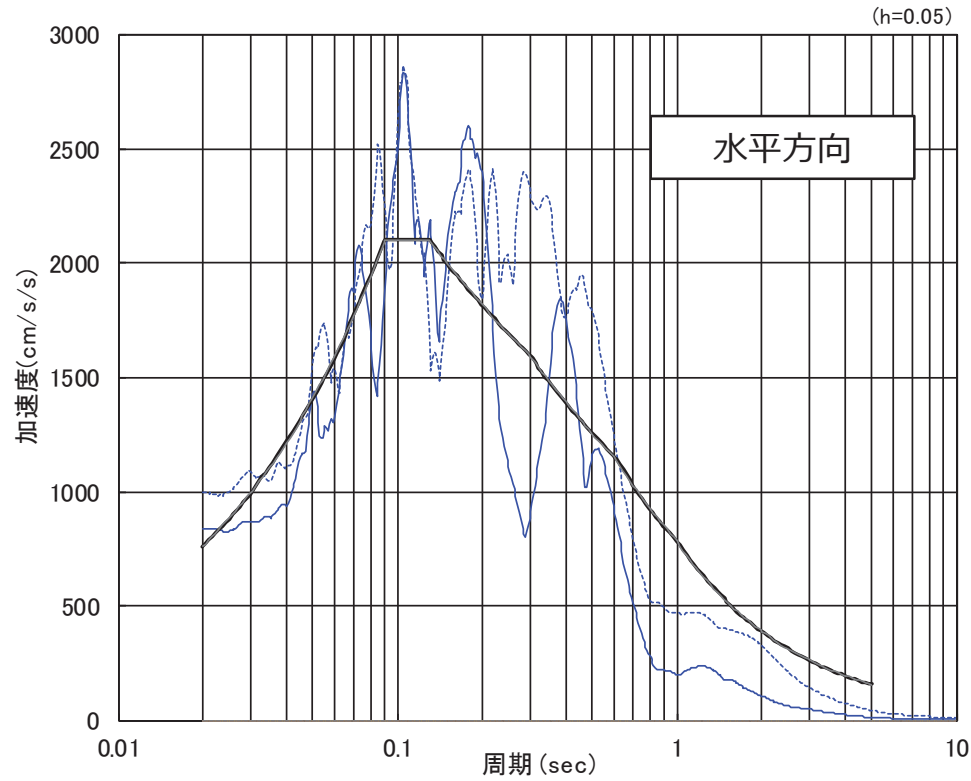
- : もんじゅ基準地震動Ss-D (水平760、鉛直507)
- - - : 軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動 (NS837、EW995、UD464)

※水平方向の図において、実線がNS方向、点線がEW方向のスペクトルを示す

評価に適用した地震動の疑似速度応答スペクトル図

### 3. 評価に用いる地震動 (2/3)

それぞれの加速度応答スペクトルを以下に示す。



凡例 (Gal)

— : もんじゅ基準地震動Ss-D (水平760、鉛直507)

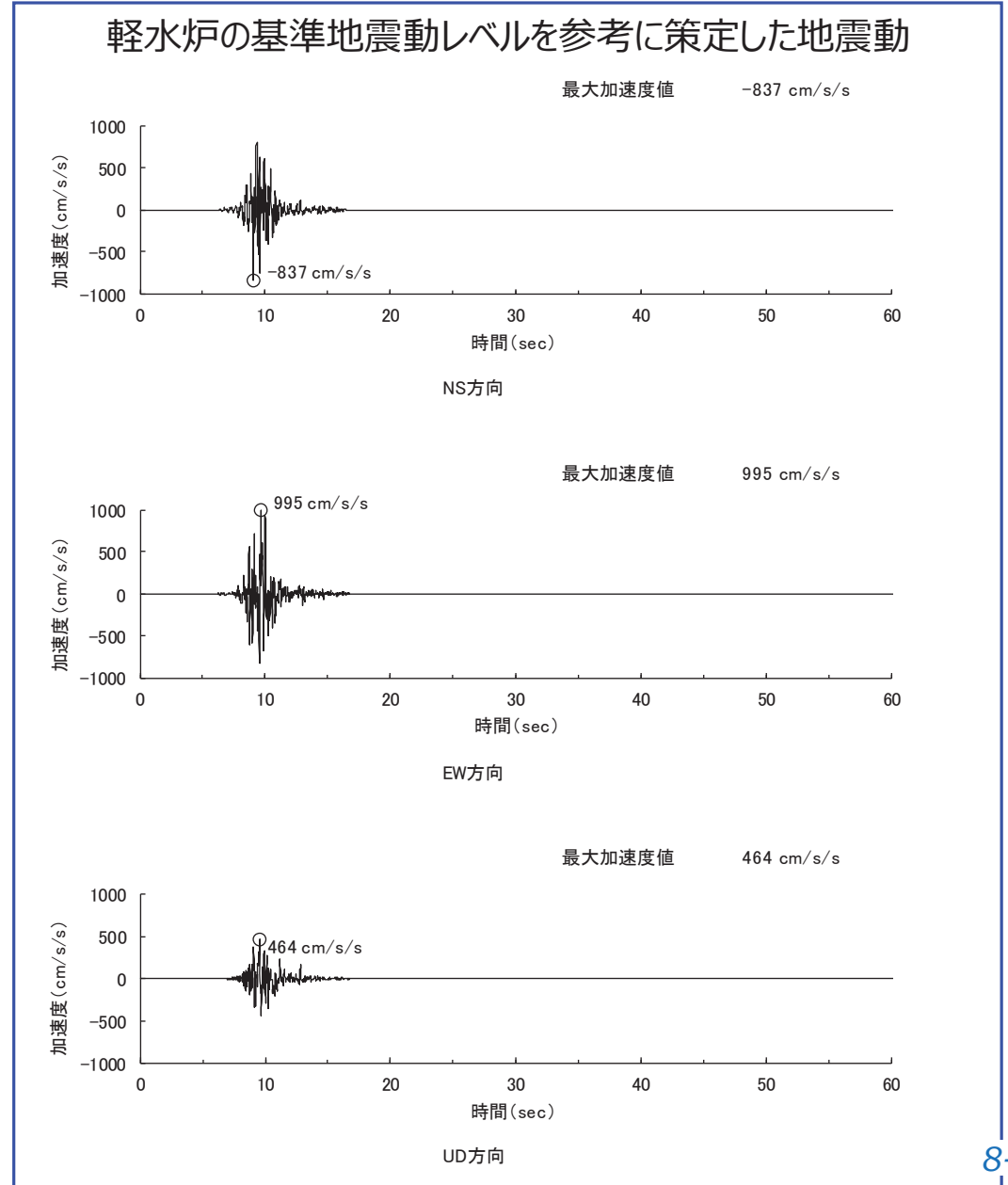
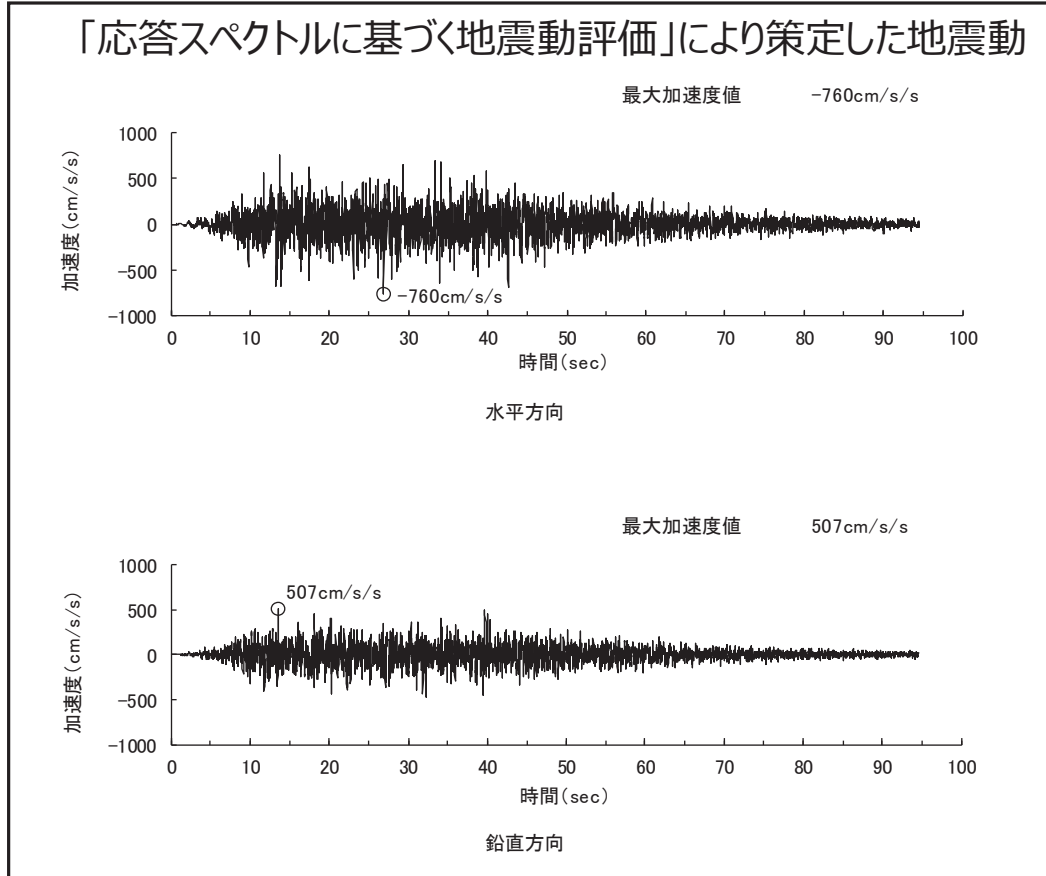
— : 軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動 (NS837、EW995、UD464)

※水平方向の図において、実線がNS方向、点線がEW方向のスペクトルを示す

評価に適用した地震動の加速度応答スペクトル図

# 4. 評価に用いる地震動 (3/3)

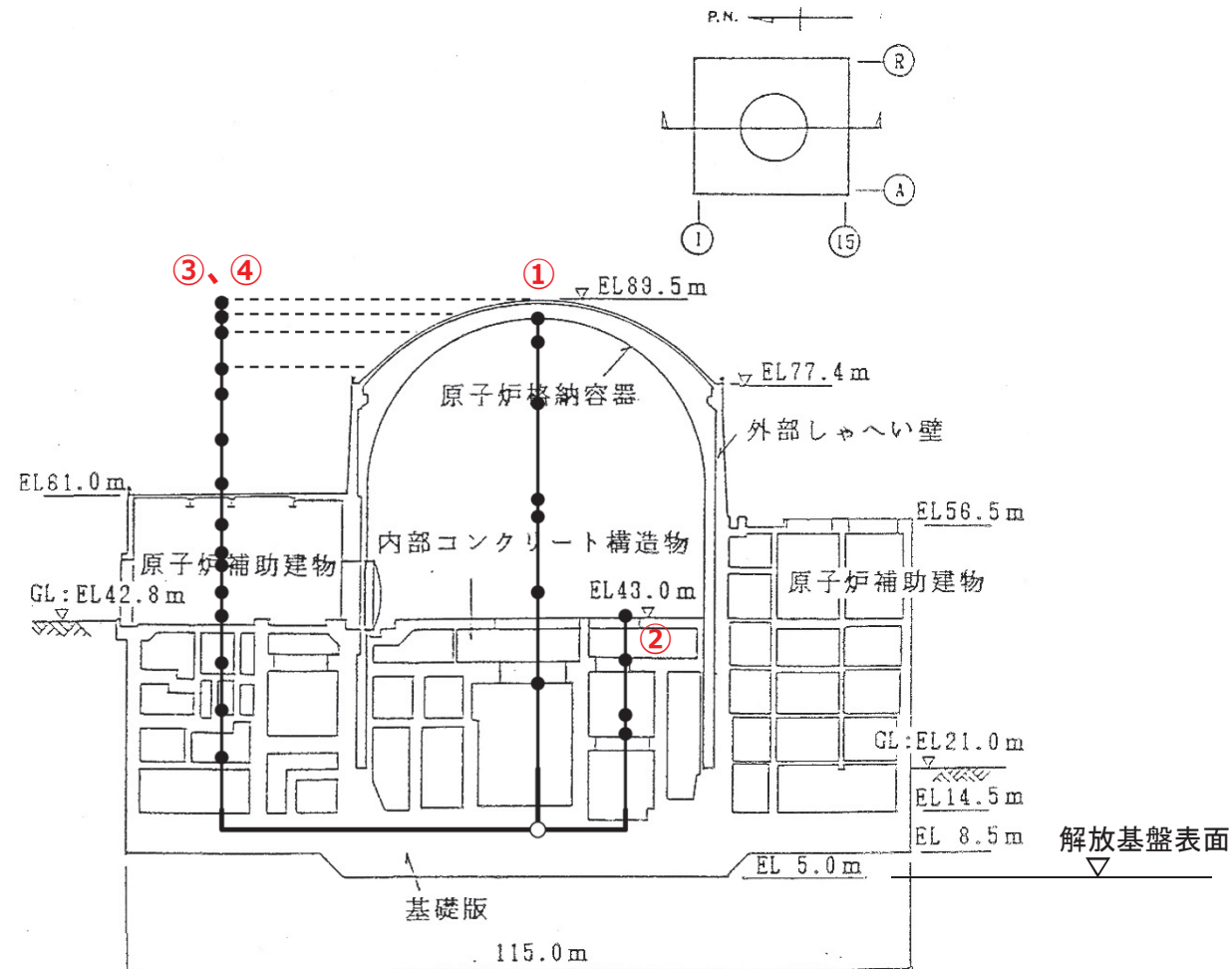
それぞれの加速度時刻歴波形を以下に示す。



加速度時刻歴波形

## 原子炉建物・原子炉補助建物の概要

- ◆ 原子炉建物は、原子炉格納容器、外部しゃへい壁、内部コンクリート構造物及び基礎版より構成されている。
- ◆ 外部しゃへい壁(O/S)はドーム状の屋根を持つ円筒型の鉄筋コンクリート造の構造物である。
- ◆ 内部コンクリート構造物(I/C)は、原子炉格納容器(C/V)内に設置された独立の構造物で、中央部は原子炉容器を支持する六角形の鋼板コンクリート造、周辺部は鉄筋コンクリート造となっている。
- ◆ 原子炉補助建物(A/B)は原子炉建物の周囲に設けられた鉄筋コンクリート造の構造物(一部鉄骨鉄筋コンクリート造)であり、原子炉建物と共通の基礎版に支持されており、6層の主要床面を有している。主要な耐震要素は格子状に配置された耐震壁である。



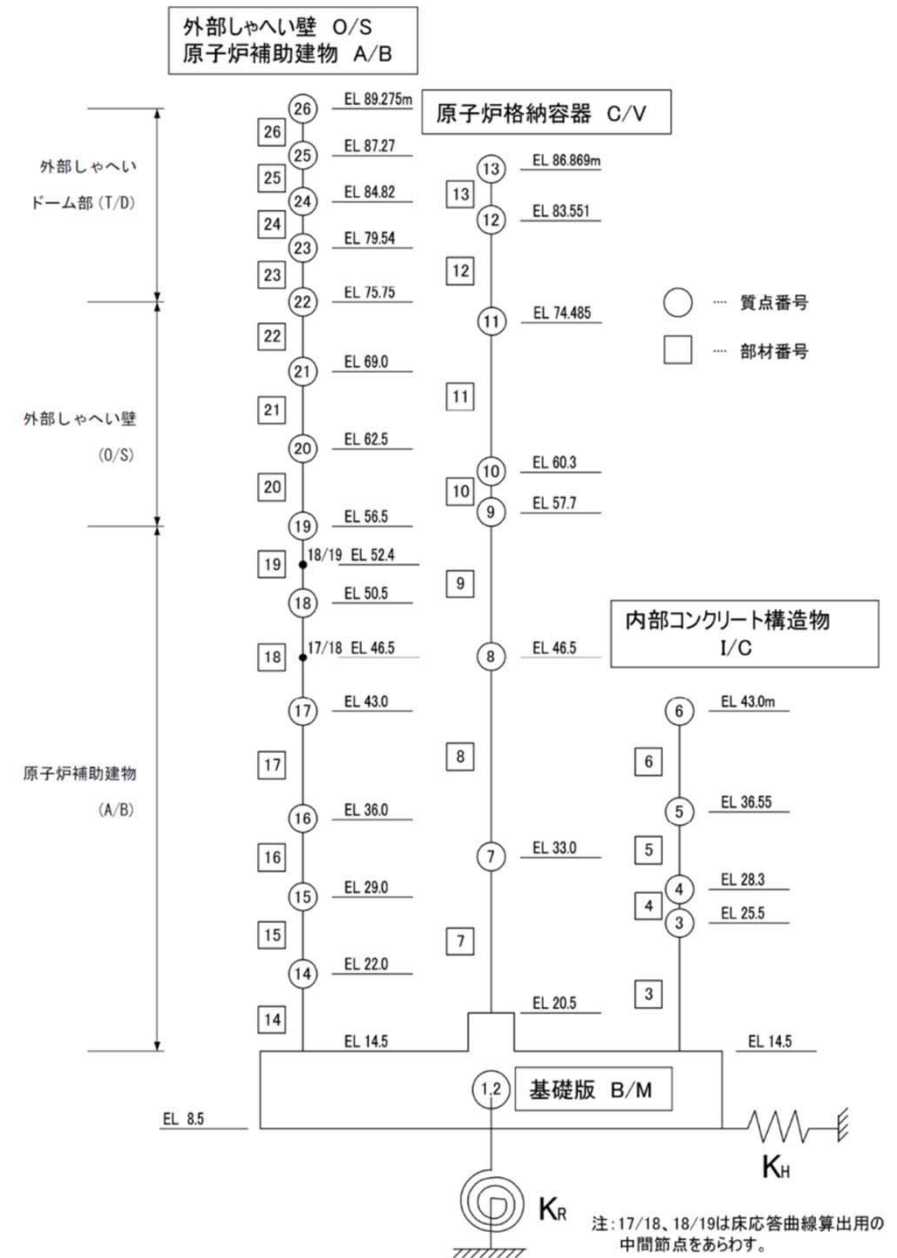
- ①原子炉格納容器 (C/V)
- ②内部コンクリート構造物 (I/C)
- ③外部しゃへい壁 (O/S)
- ④原子炉補助建物 (A/B)

原子炉建物・原子炉補助建物と応答解析モデルの質点との関係



## 水平方向の地震応答解析モデル

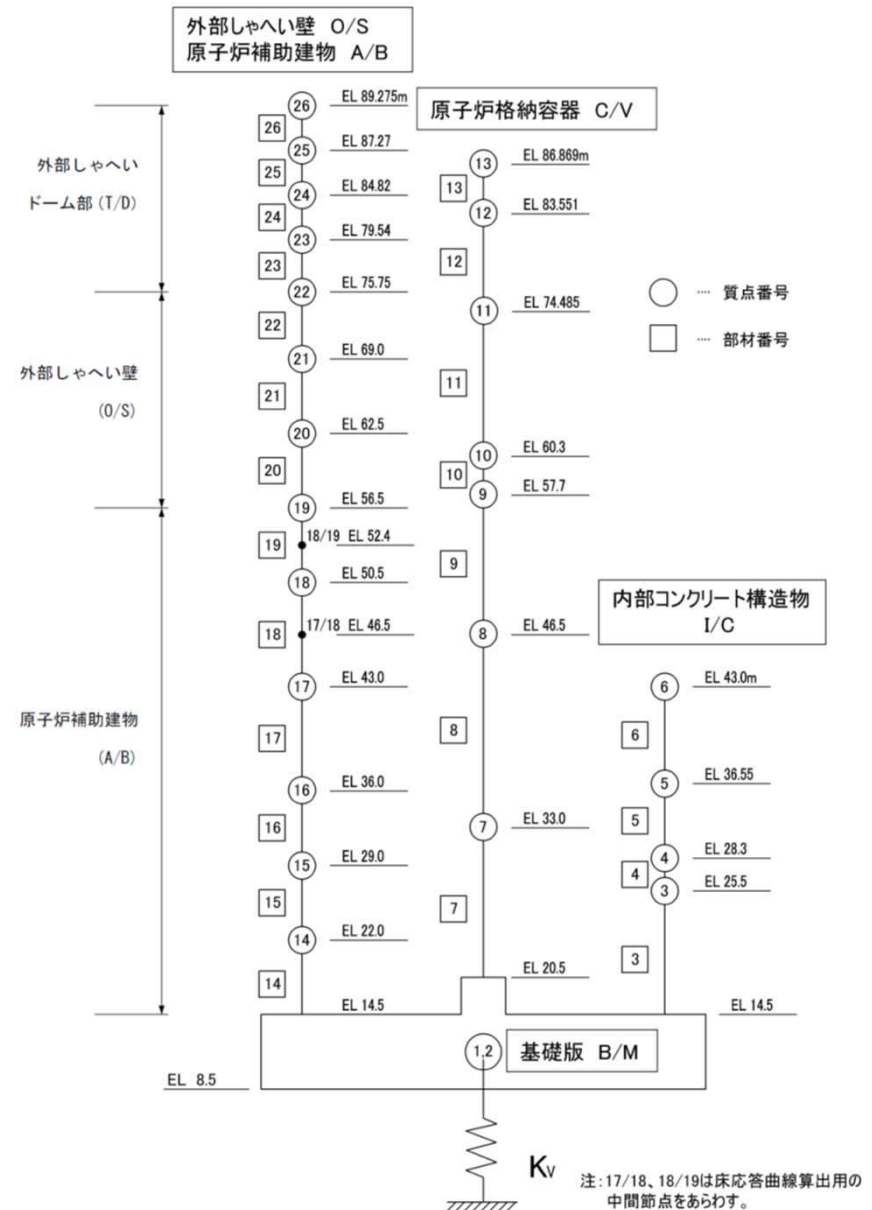
- ◆ 水平方向の地震応答解析モデルは、地盤との相互作用を基礎底面の水平及び回転地盤ばねにより考慮した、剛基礎を共有する並列多質点系の曲げせん断型モデルとする。
- ◆ 地震応答解析モデルは2方向(NS、EW)とし、それぞれに基準地震動 $S_s$ (水平方向)を建物基礎底面に入力して解析する。地震応答解析は、建物の復元力特性及び基礎の浮き上がりを考慮した非線形時刻歴応答解析とする。
- ◆ 非線形特性については、JEAG 4601-1991に基づき、以下の項目を考慮する。
  - ・耐震壁の非線形復元力特性(O/S(ドーム部は除く)、A/B、I/Cで考慮する)  
(Tri-Linear 型スケルトン曲線、最大点指向型履歴ループ)
  - ・基礎の浮き上がりによる地盤の回転ばねの幾何学的非線形





## 鉛直方向の地震応答解析モデル

- ◆ 鉛直方向の地震応答解析モデルは、地盤を鉛直ばねで表し、耐震壁の軸剛性を評価した軸ばねにより各質点を連結した並列多質点系のモデルとする。
- ◆ 地震応答解析は、建物の復元力特性を考慮した非線形時刻歴応答解析とし、基準地震動 $S_s$ (鉛直方向)を建物基礎底面に入力して行う。
- ◆ 非線形特性については、以下の項目を考慮する。
  - ・外部しゃへい壁ドーム部の非線形復元力特性 (Tri-Linear 型スケルトン曲線、原点指向型履歴ループ)



## 地震応答解析法

- ◆ 建物の地震応答は、多質点系の振動方程式をNewmark- $\beta$ 法 ( $\beta=1/4$ ) を用いた直接積分法により求める。

## 入力地震動

- ◆ 入力地震動は、基礎底面直下を解放基盤表面として基準地震動を直接入力

## 固有値解析

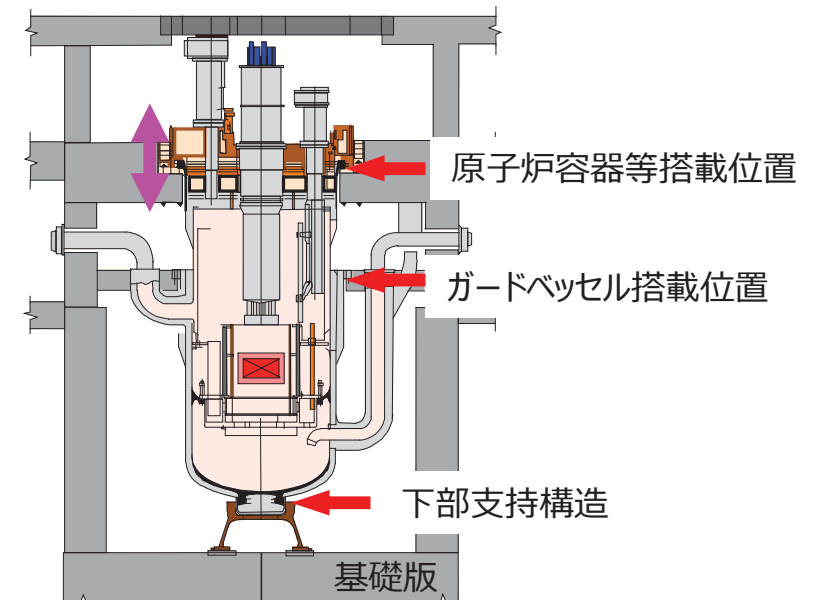
- ◆ 地震応答解析モデルの固有値解析結果は右表の通り。

固有値解析結果

方向	次数	固有周期 (s)	振動数 (Hz)	刺激係数
NS	1	0.182	5.50	2.301
	2	0.161	6.22	-0.484
	3	0.131	7.62	0.901
	4	0.091	11.01	-2.909
	5	0.075	13.26	0.870
EW	1	0.187	5.36	2.315
	2	0.161	6.22	-0.120
	3	0.134	7.47	0.912
	4	0.092	10.87	-2.957
	5	0.073	13.64	1.529
UD	1	0.109	9.16	11.193
	2	0.098	10.19	-11.063
	3	0.061	16.29	1.022
	4	0.058	17.38	-0.756
	5	0.048	21.00	1.814

## 原子炉構造応答解析に用いる建物のフロア (質点)

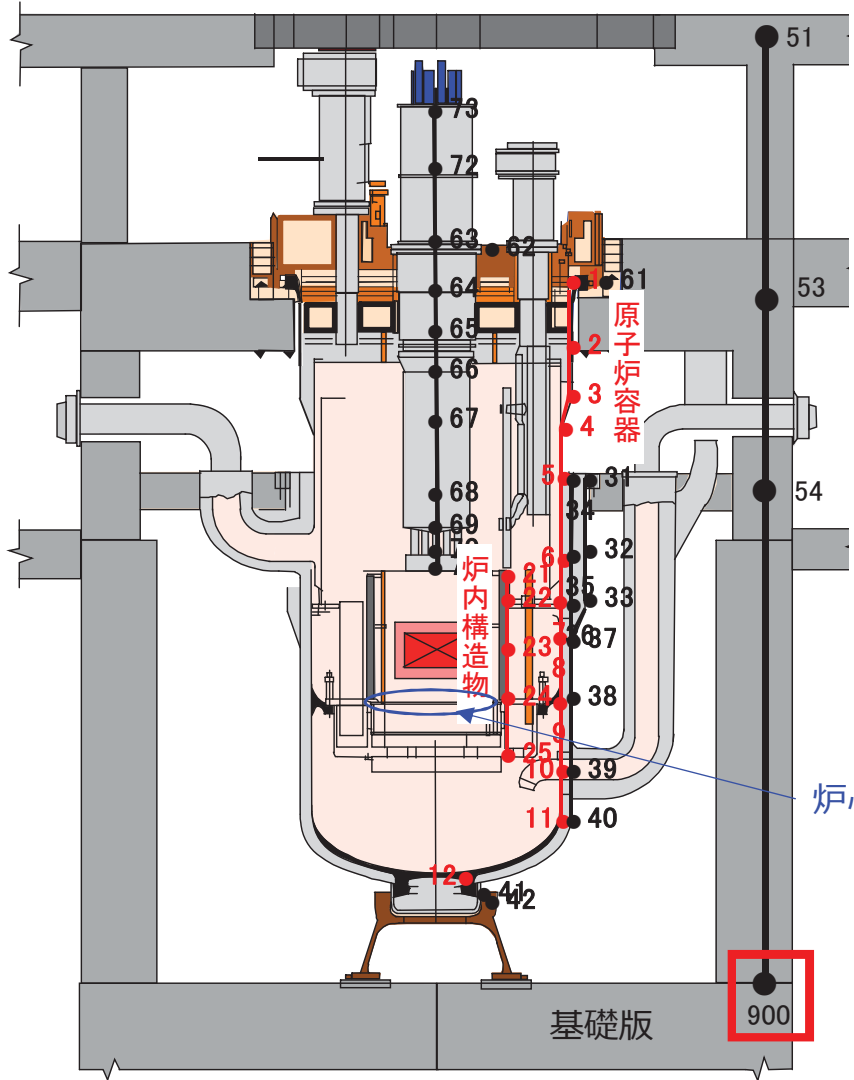
- ◆ 原子炉構造への荷重伝達経路は、水平方向については、原子炉容器 (炉内構造物及び原子炉構造上部搭載物含む) がI/Cの⑤質点に、ガードベッセルはI/Cの④質点に据え付けられている。また、原子炉構造の水平振れ止めのために下部支持構造が基礎版に据え付けられている。このため、水平方向については、原子炉構造応答解析において、内部コンクリート構造との連成モデルを用いることから、基礎版の応答を用いる。
- ◆ 鉛直方向の荷重伝達経路は、原子炉容器等搭載位置であるI/Cの⑤質点のみであることから、I/Cの⑤質点の応答を用いる。  
(原子炉構造に対してガードベッセル及び下部支持構造は鉛直方向には干渉しない)



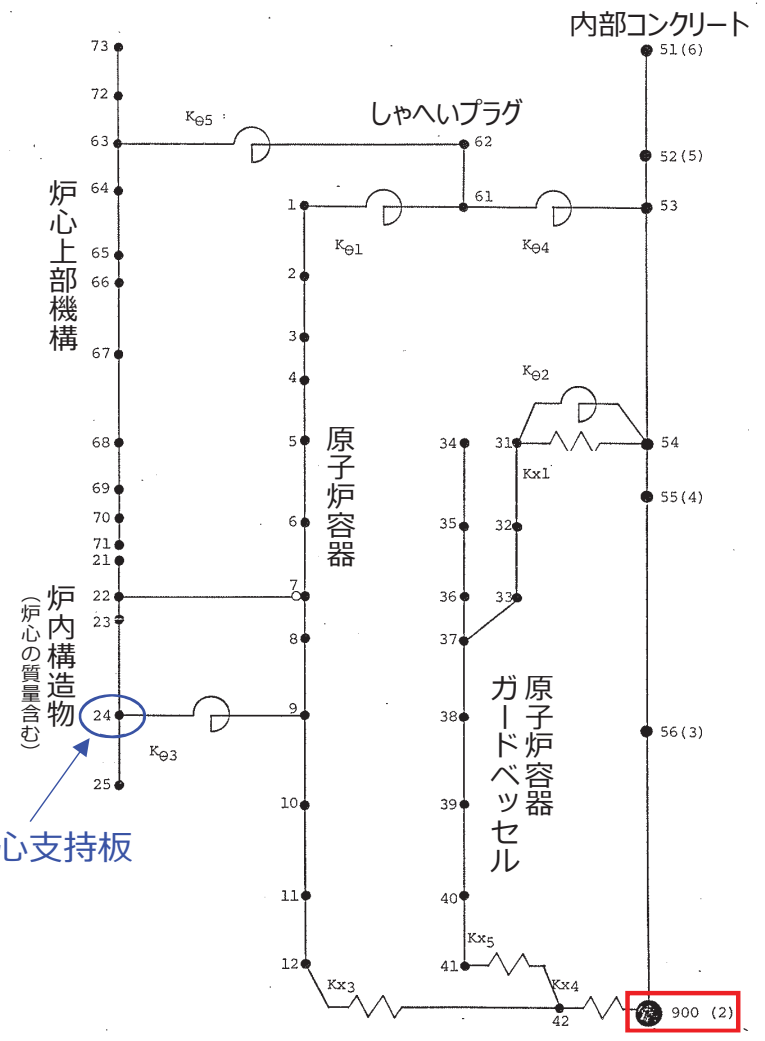
原子炉構造への荷重伝達経路

## 水平方向の応答解析モデル

- ◆ 建設時の設工認及び耐震バックチェックで用いた通常運転時の解析モデルに準ずる。
- ◆ 本評価において廃止措置段階及び部分装荷状態を考慮した結果、既往評価と異なる条件は以下の通り。
- ◆ 構造材の温度：
  - R/V及びG/V本体：200℃
  - R/V及びG/Vフランジ：40℃
  - 下部支持構造：110℃
 これに伴い物性値も上記温度に対応
- ◆ Na温度：200℃
  - これに伴い物性値も上記温度に対応
- ◆ 付加質量：部分装荷時の炉心の重量を炉内構造物各質点(21~25：約430ton)に付加質量として付与
- ◆ 入力：□部に入力
- ◆ 解析コード：NASTRAN (時刻歴応答解析)



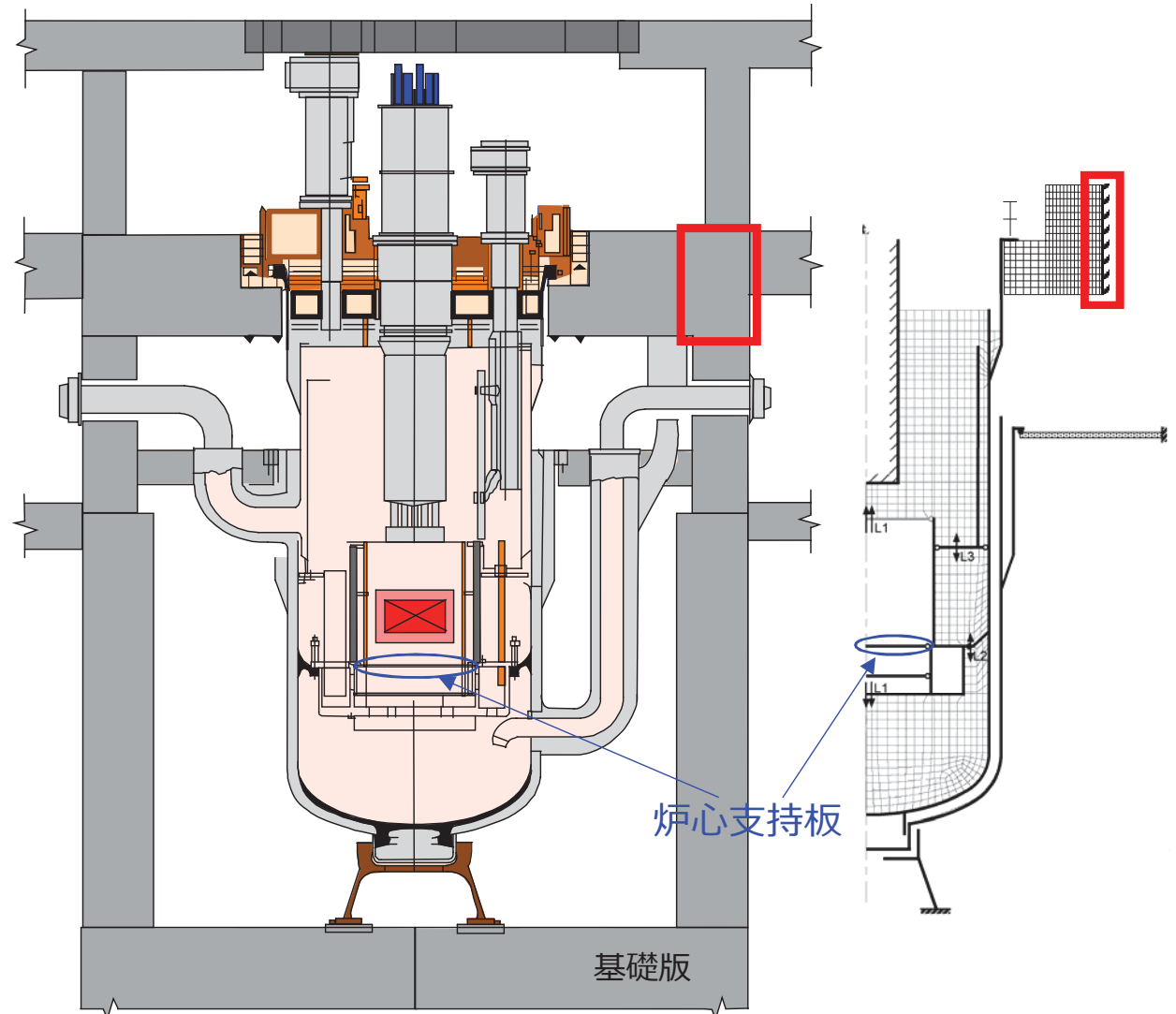
原子炉構造と解析モデル質点の対応



原子炉構造地震応答解析モデル (水平方向)

## 鉛直方向の応答解析モデル

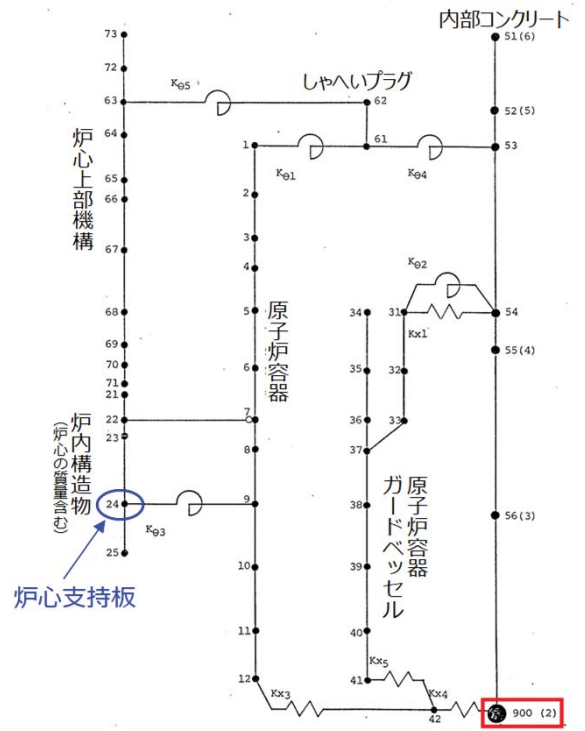
- ◆ 耐震バックチェックで用いた通常運転時の解析モデルに準ずる。流体も含めたモデル化により構造-流体間の連成振動を考慮。軸対称モデルとし、構造はシェル要素、ナトリウムは流体要素でモデル化。
- ◆ 本評価において廃止措置段階及び部分装荷状態を考慮した結果、既往評価と異なる条件は以下の通り。
- ◆ 構造材の温度：
  - R/V及びG/V本体：200℃
  - R/V及びG/Vフランジ：40℃
  - 下部支持構造：110℃
 これに伴い物性値も上記温度に対応
- ◆ Na温度：200℃
  - これに伴い物性値も上記温度に対応
- ◆ 付加質量：Na重量に関しては温度変化分を考慮、炉心の質量は、炉心支持板（約163ton）に付加質量として付与
- ◆ 入力：□部に入力
- ◆ 解析コード：FINAS（時刻歴応答解析）



原子炉構造地震応答解析モデル  
(鉛直方向)

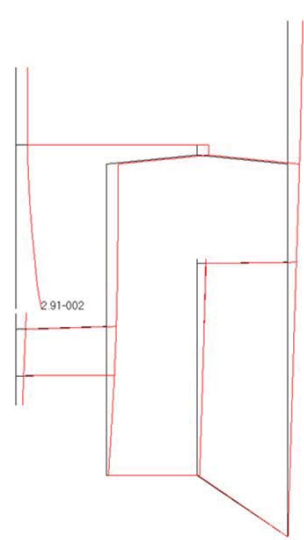
# 11. 原子炉構造応答解析 (3/4)

## 水平方向の固有値解析結果 (低温停止時、部分装荷状態)

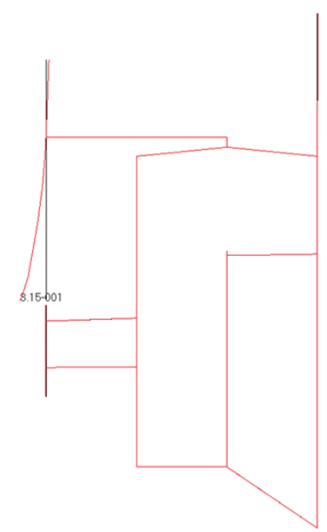


応答解析モデル

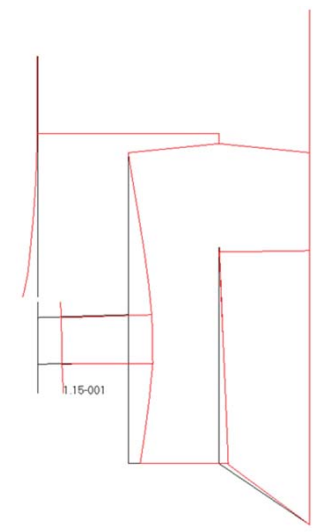
モード	固有振動数 [Hz]	固有周期 [sec]	有効質量比 [%]
1次	7.893	0.1267	86.2
2次	11.308	0.0884	0.0
3次	12.771	0.0783	0.0
4次	19.638	0.0509	9.8
5次	24.090	0.0415	0.1



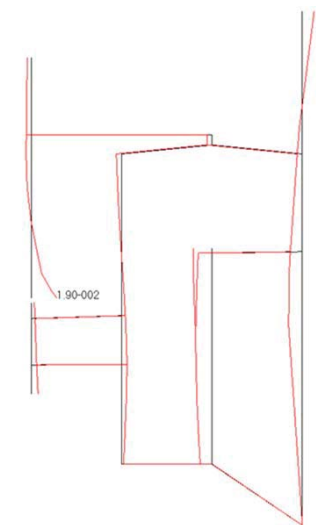
1次モード



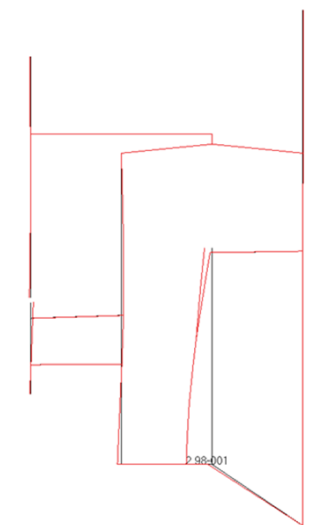
2次モード



3次モード

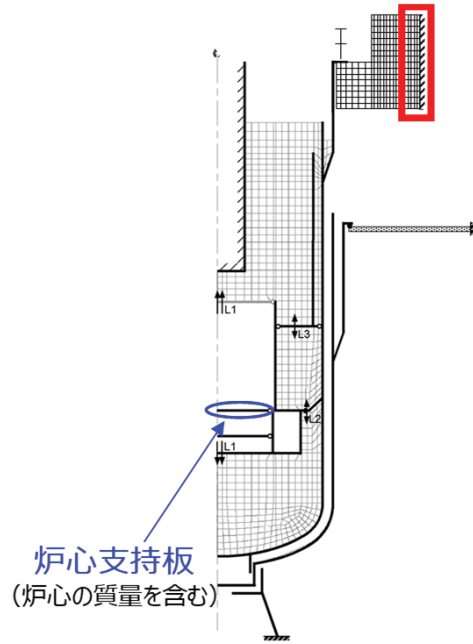


4次モード



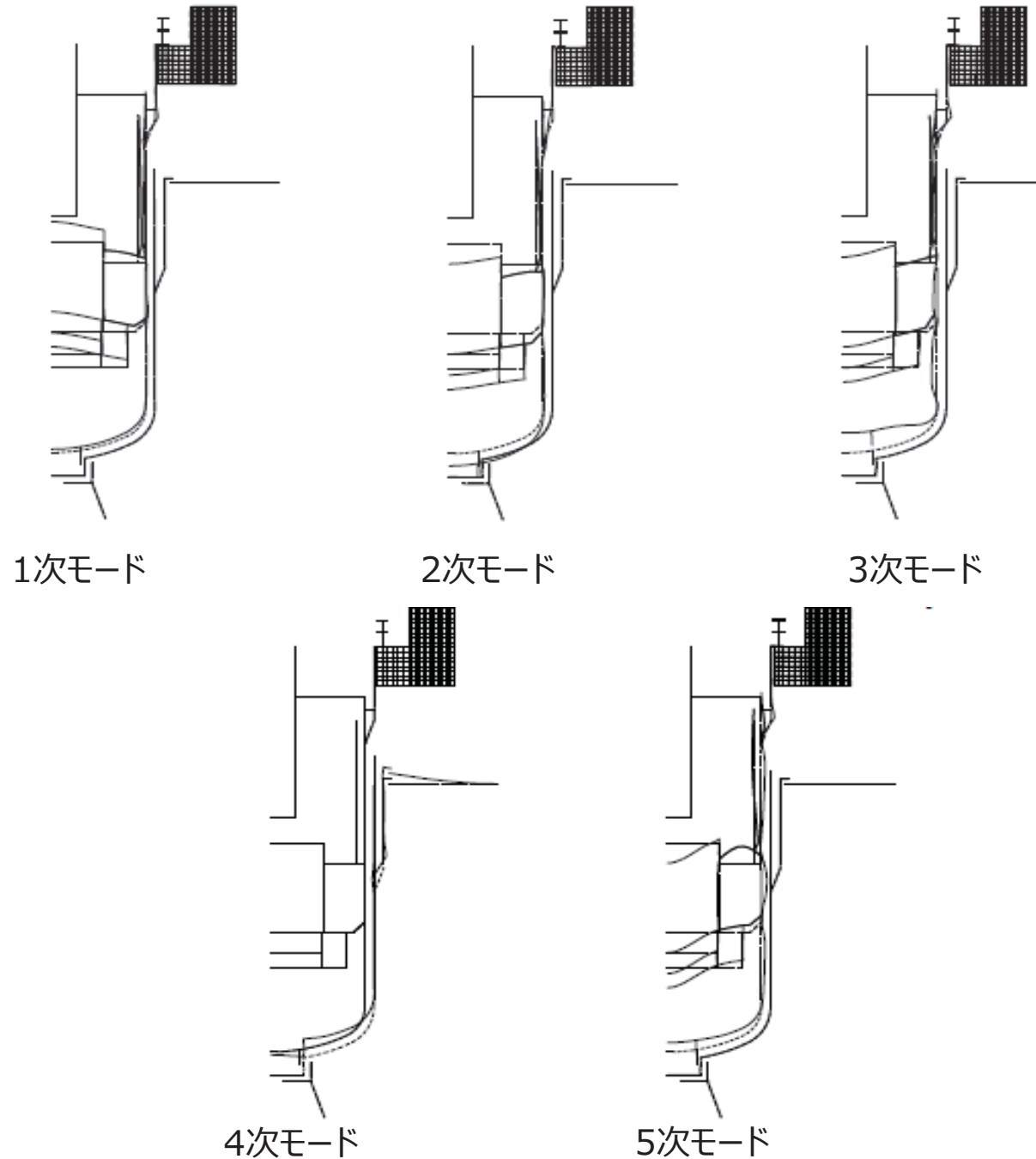
5次モード

## 鉛直方向の固有値解析結果



応答解析モデル

モード	固有振動数 [Hz]	固有周期 [sec]	有効質量比 [%]
1次	13.4	0.0746	2.6
2次	13.6	0.0735	11.2
3次	15.2	0.0658	52.9
4次	24.7	0.0405	0.0
5次	34.9	0.0287	6.1

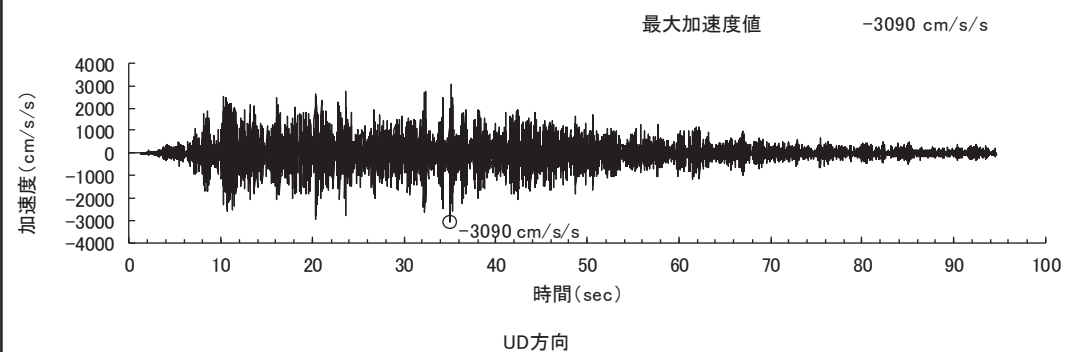
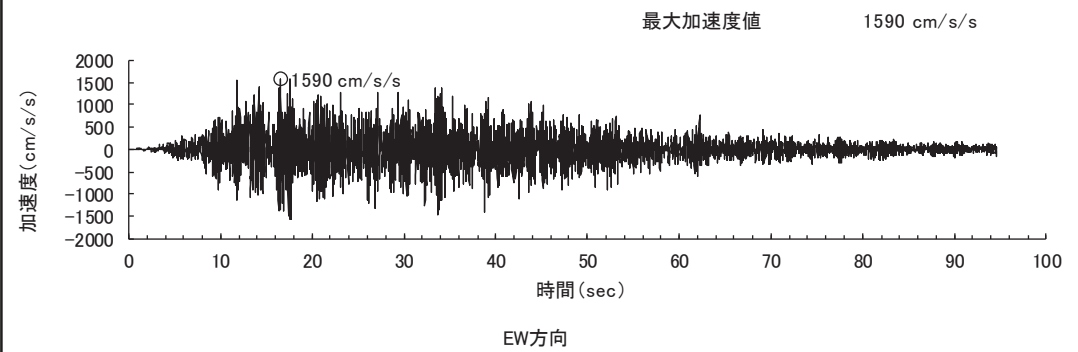
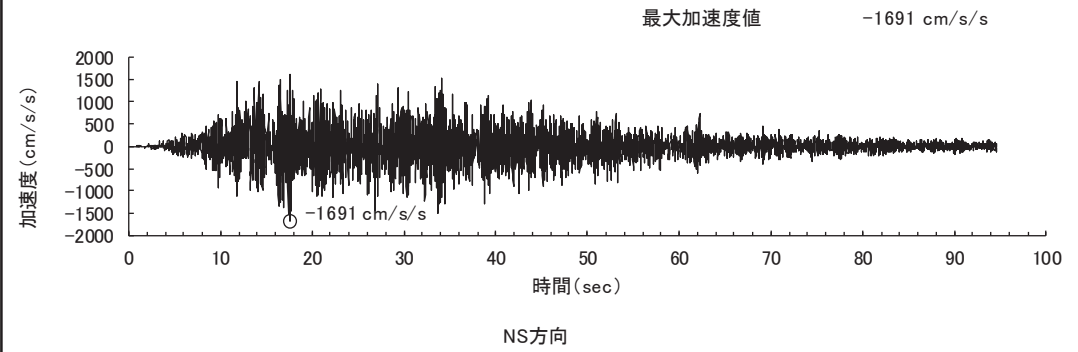




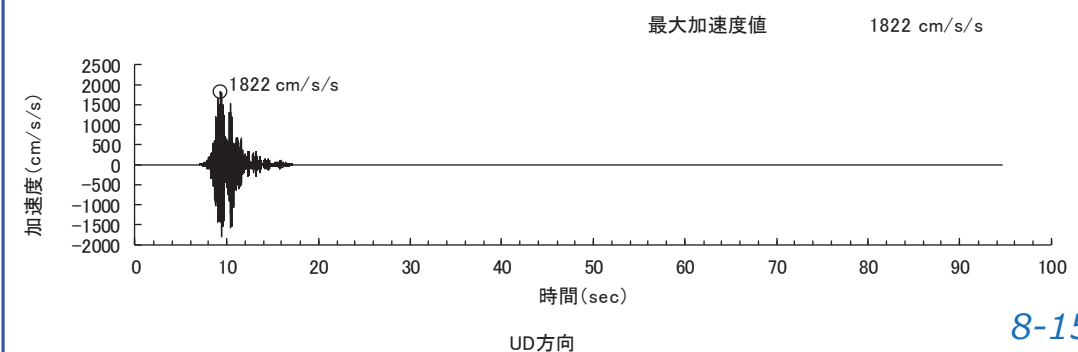
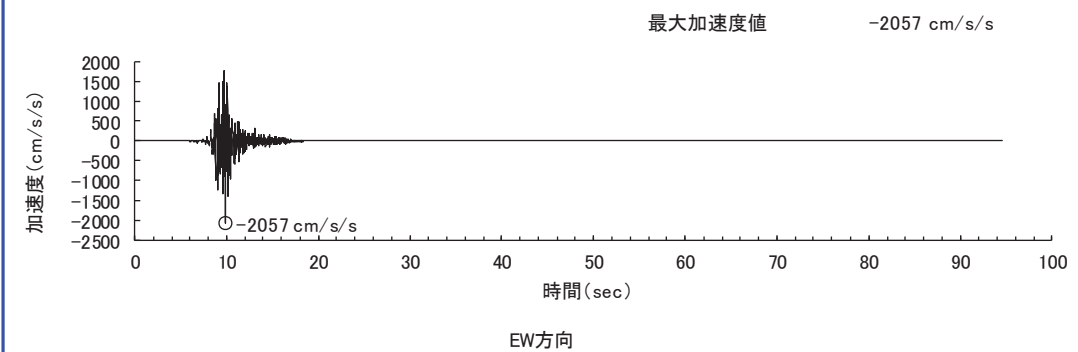
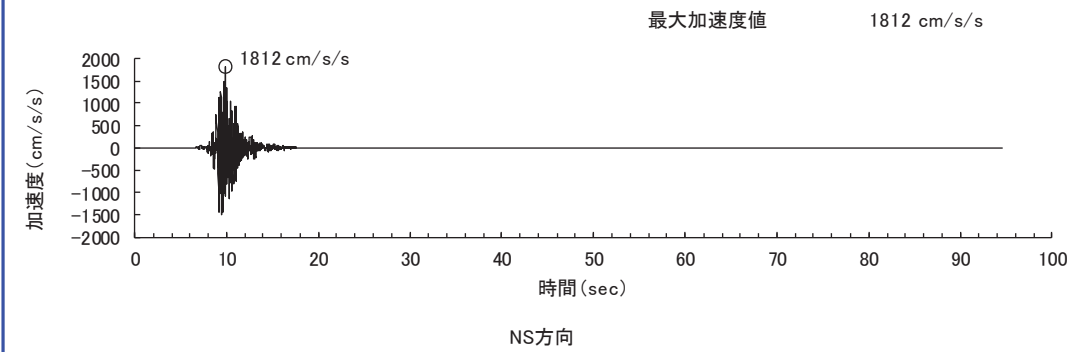
# 13. 炉心支持板の時刻歴応答 (1/3)

## 炉心支持板の加速度応答時刻歴波形

「応答スペクトルに基づく地震動評価」により策定した地震動による  
炉心支持板の加速度応答時刻歴波形



軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動による  
炉心支持板の加速度応答時刻歴波形

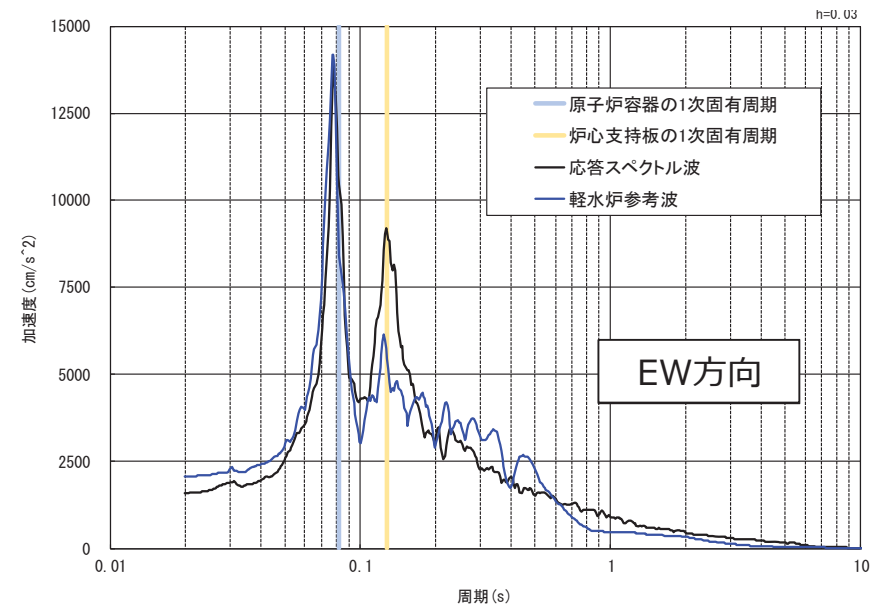
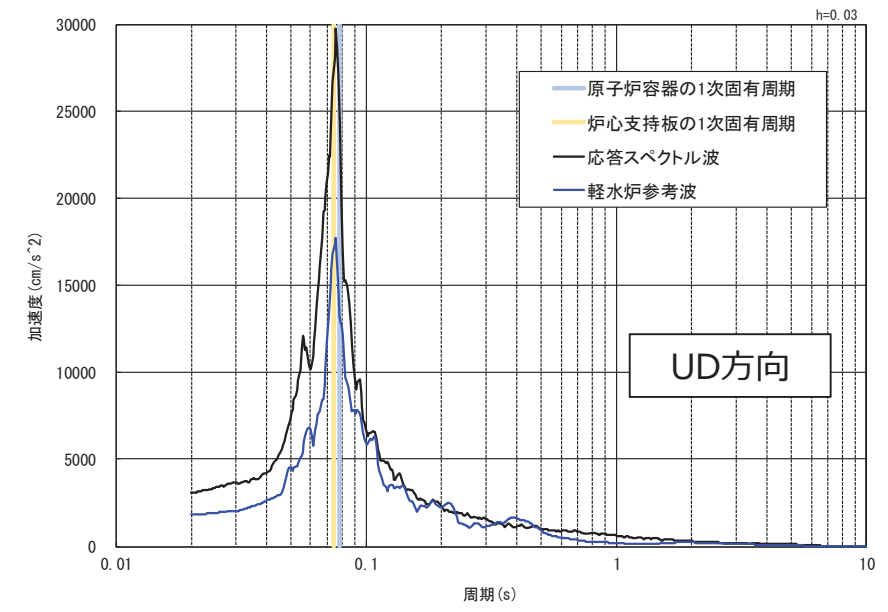
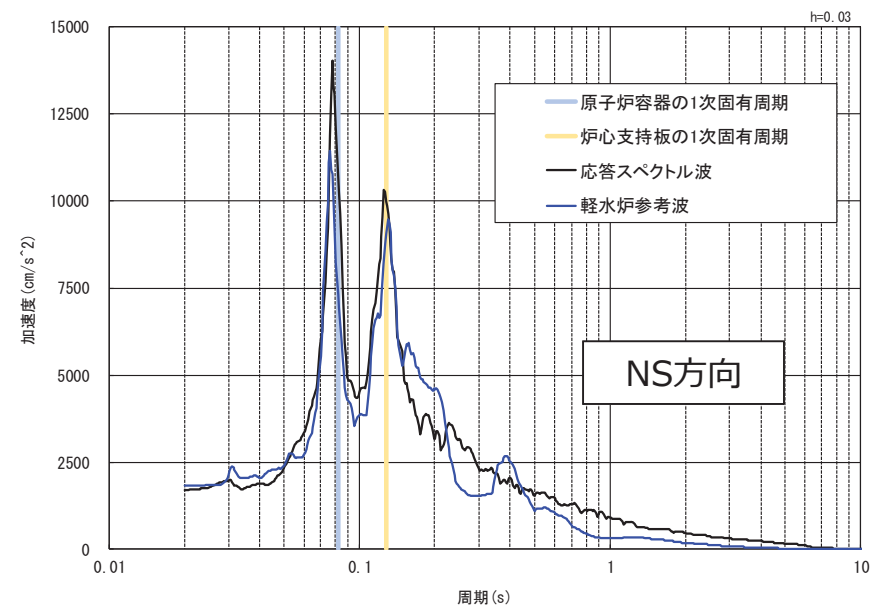




# 14. 炉心支持板の時刻歴応答 (2/3)

## 炉心支持板の加速度応答スペクトル

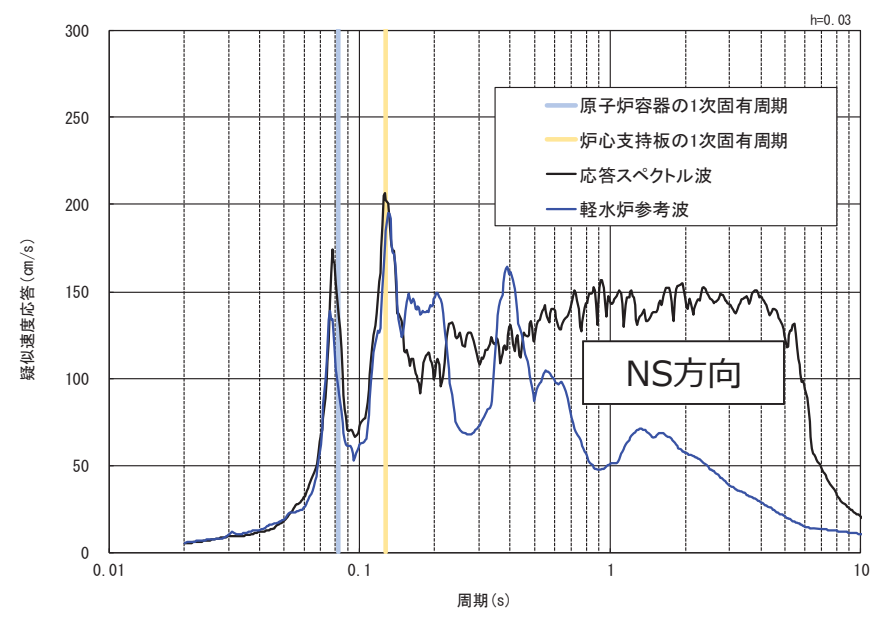
※h=3%の応答スペクトル



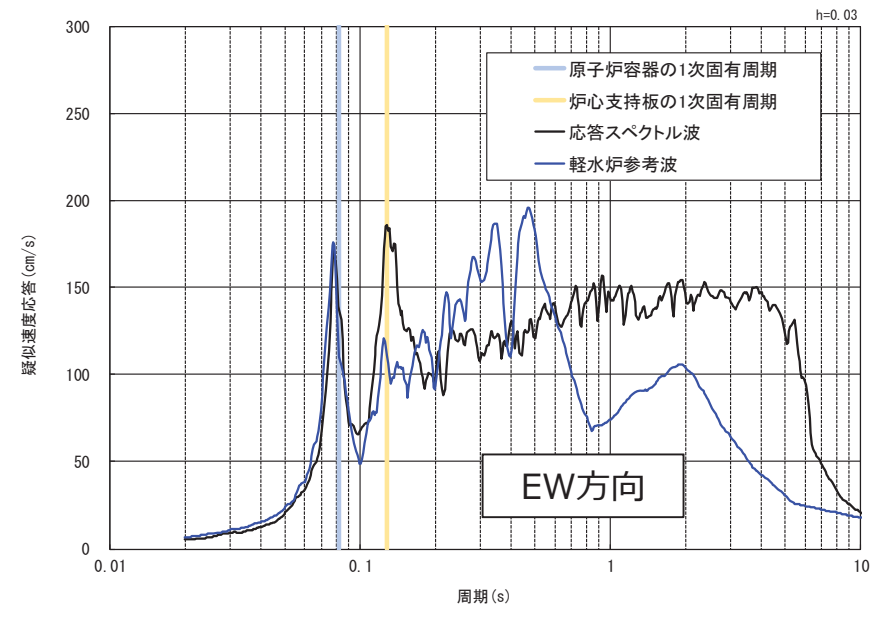
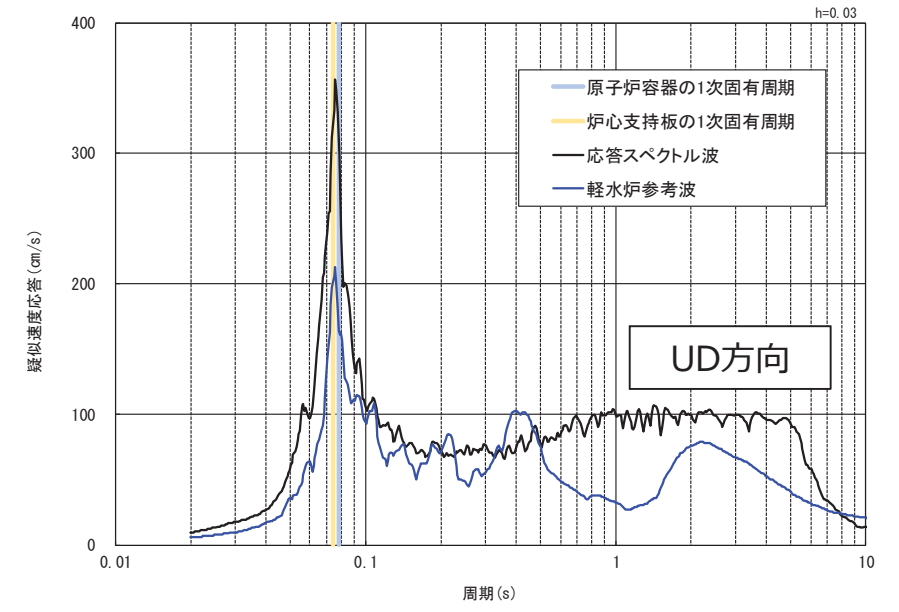
# 15. 炉心支持板の時刻歴応答 (3/3)

## 炉心支持板の疑似速度応答スペクトル

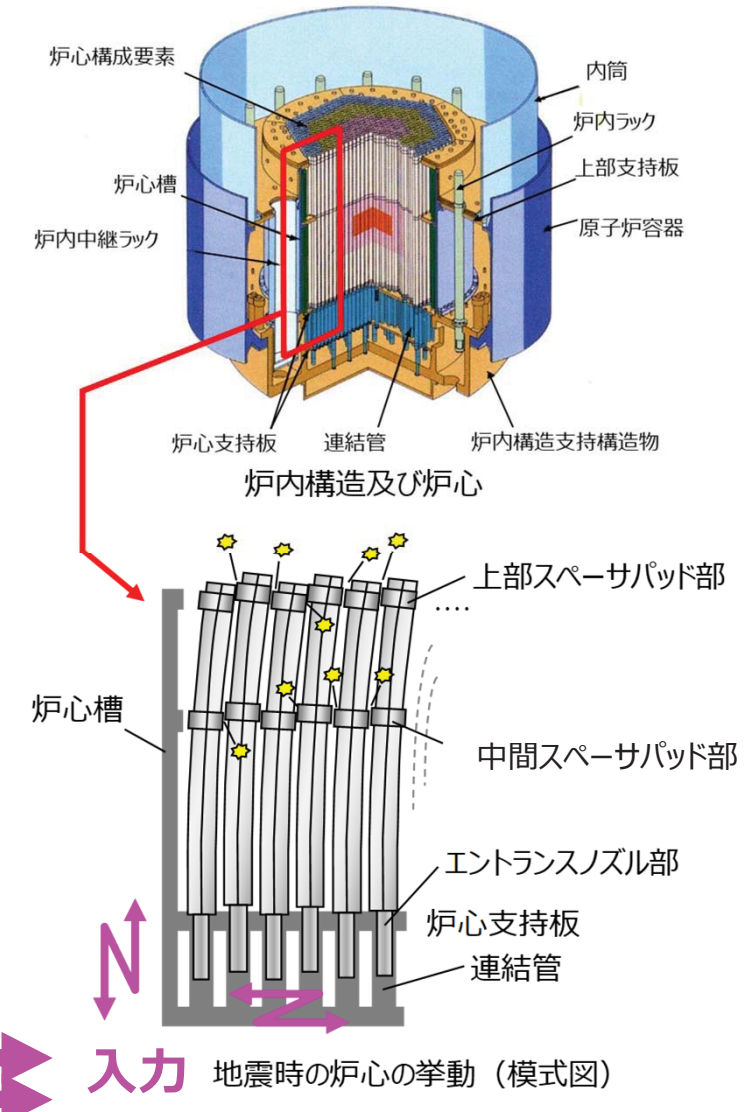
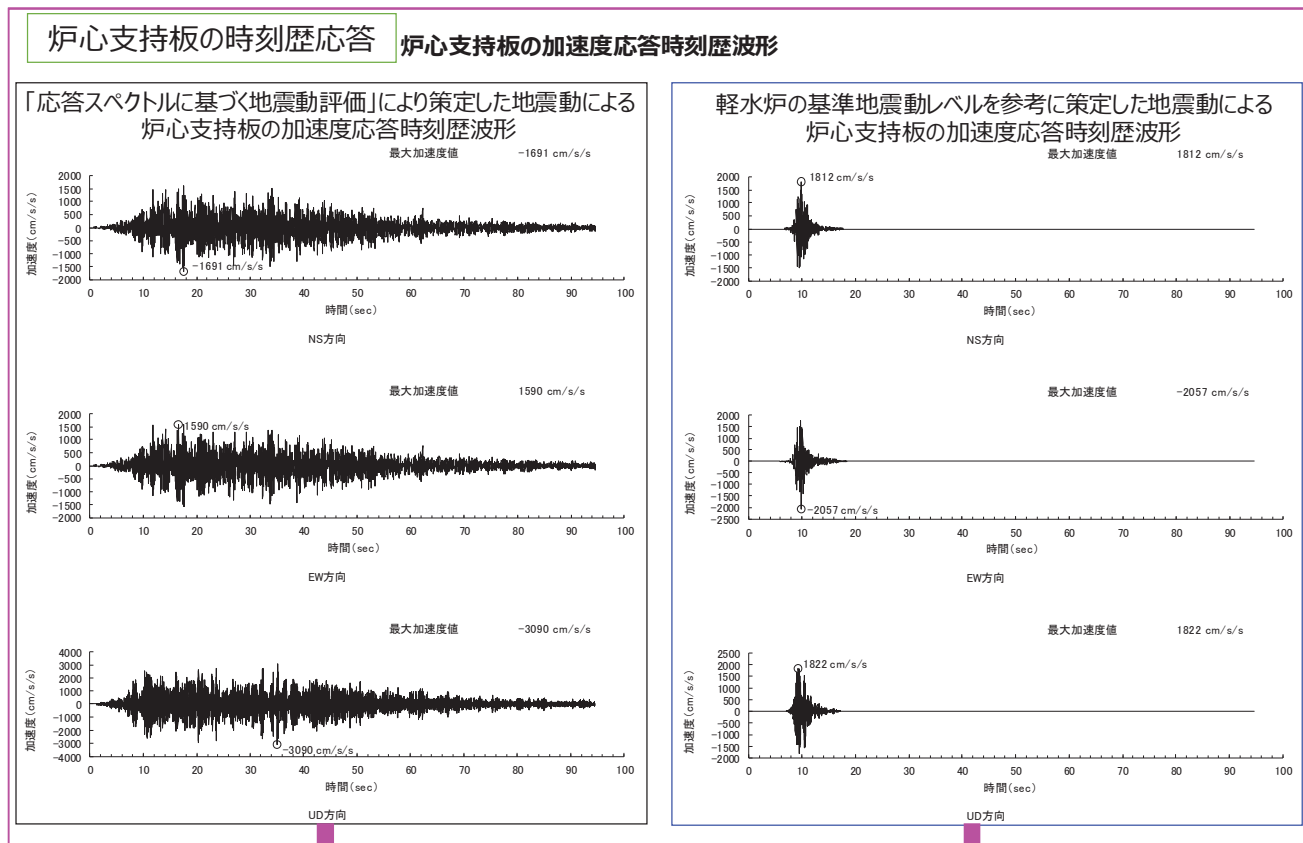
※h=3%の応答スペクトル



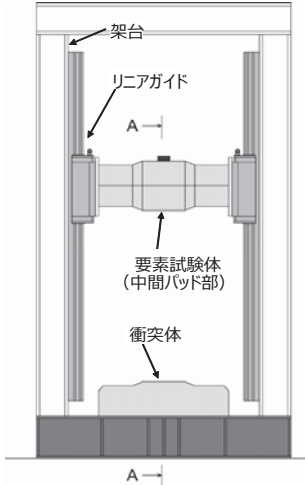
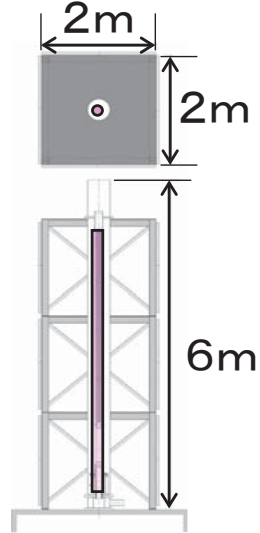
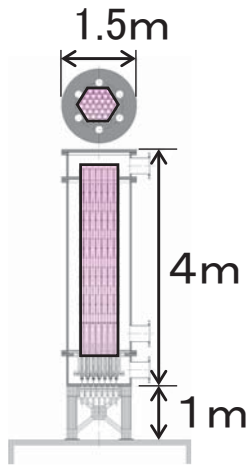
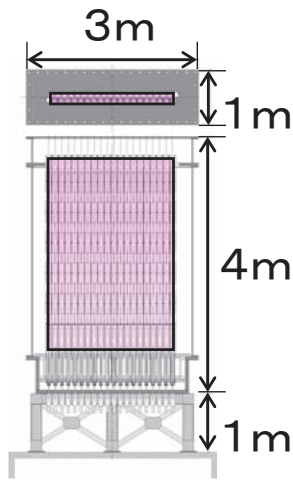
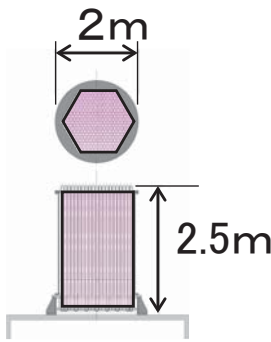
【UD方向】



求めた炉心支持板の加速度時刻歴応答を、3次元炉心群振動解析の入力とする。



# 17. 実施した試験の全体概要

<b>要素試験</b> <b>各試験体の</b> <b>衝突部位モデル</b>	<b>実寸単体試験</b> <b>縮尺 1/1</b> <b>1 体</b>	<b>群体系試験</b> <b>縮尺 1/1.5</b> <b>最大 37 体</b>	<b>列体系試験</b> <b>縮尺 1/1.5</b> <b>最大 32 体</b>	<b>多数体系試験</b> <b>縮尺 1/2.5</b> <b>最大 313 体</b>
				
<p>各縮尺試験体について、以下の衝突部位のパラメータ</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>上部パッド（ハンドリングヘッド）</li> <li>中間パッド</li> <li>エントランスノズル</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>気中、水中、流水中</li> <li>試験容器と衝突⇒炉心構成要素同士の衝突データを取得できるように<b>群体系試験が必要</b></li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>気中、水中、流水中</li> <li>炉心構成要素の変位が拘束されるため<b>列体系試験が必要</b></li> <li>さらに縮尺比を大きくした（試験装置の模擬性を犠牲にした）<b>多数体試験</b>で構成用の変位挙動を確認する</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>気中、水中、流水中</li> <li>実機状況に近い変位を実現できるので、主に衝突に係るデータを取得。</li> <li>要素間のギャップの影響データを取得</li> <li>炉心構成要素の<b>周辺の流体の状況が異なる</b>ため、特別な解析モデルとする</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>気中、水中</li> <li>水平変位、跳び上がり量を計測</li> <li>衝突部の隙間1mm以下を忠実に縮小することは困難。また、<b>衝突力は計測しない</b>⇒上部パッドのみ設ける</li> <li>流量配分機構を設けない（<b>流水中のデータは取得しない</b>）</li> </ul>

注：試験結果詳細に関してはコメントNo. 2 に対する回答資料参照

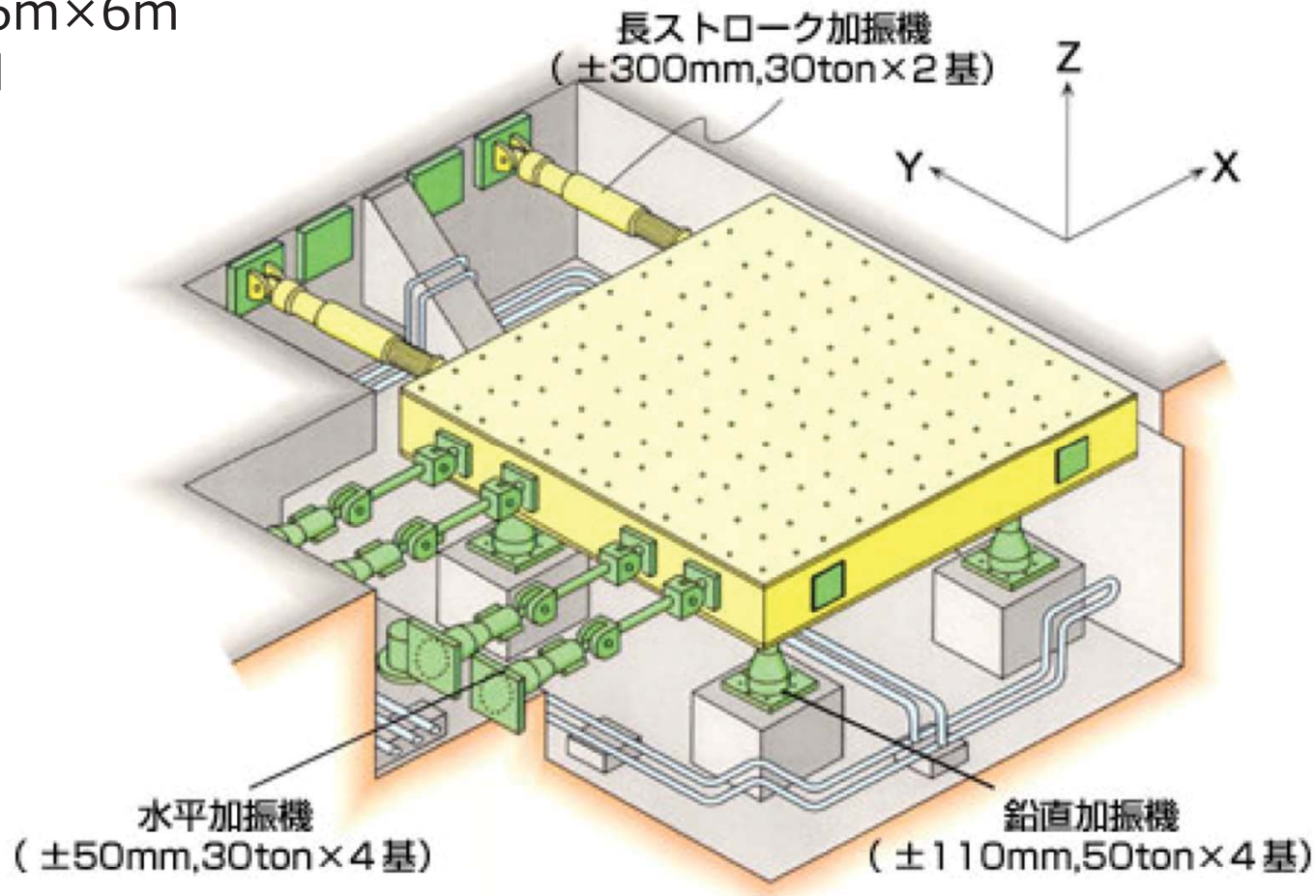
- ◆ 試験体系への入力条件は、開発目標の実証施設への適用条件や試験結果を踏まえ、解析による検証を実施するために策定
- ◆ もんじゅ等の実機に適用される地震動を包絡するものではなく、試験装置や供試体の損傷等を防ぎ安全に試験を実施するために、加振装置（振動台）の仕様及び制限も踏まえて策定

試験	水平	上下	備考
実寸単体試験	約0.3G	約3G	正弦波、模擬地震波 (縮尺体系では上下加速度を1.5G~2Gで制限。特に正弦波条件においては跳び上がりが成長しやすく、2Gを超えると嵌合部外れが生じて試験目的が達成できなくなるため。)
1/1.5縮尺 37体群体系試験	約0.4G	約2G	
1/2.5縮尺 313体多数体群体系	約0.25G	約1.5G	



試験に用いた振動台の主な仕様は以下の通り。

- ・搭載台（加振テーブル）の大きさ：6m×6m
- ・加振力：水平X方向 120×9.8kN  
           ：水平Y方向 60×9.8kN  
           ：上下Z方向 200×9.8kN
- ・搭載可能質量：約100ton



試験に用いた振動台

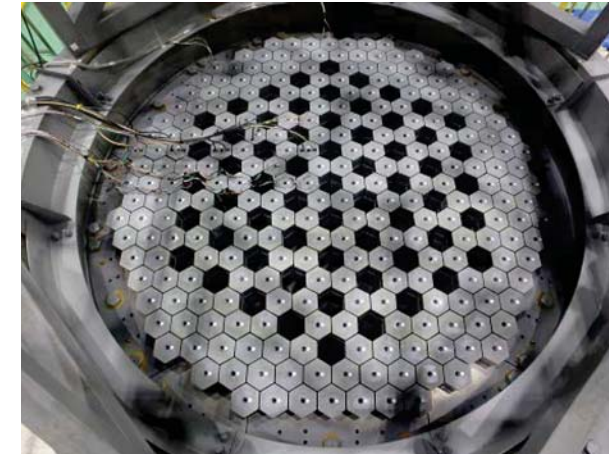
三菱重工業株式会社 総合研究所（高砂）所有

コメント	もんじゅ部分装荷状態に関する評価に関し、313体群体系で部分装荷を模擬した実験を実施しているのか。実施しているのであればその内容を説明すること。
回答	<p>313体多数体系試験では、燃料体の一部を取出した部分装荷状態を対象として、水中において水平加振の試験を実施している。</p> <p>部分装荷では、燃料体未装荷箇所が空間となり、隣接する燃料体が6体から3体に減り、燃料体の可動域が大きくなる。このため、地震時には燃料体の水平方向変位が全装荷時に比べ大きくなることが予想され、試験により全装荷状態と部分装荷状態の差異を確認した。</p> <p>また、解析コードは燃料体頂部の水平方向の変位挙動を模擬できており、最大変位も概ね一致することを確認した。燃料体の未装荷箇所が生じることによる衝突荷重の増加は小さく、この状況は実験、解析とも同様の傾向であった。</p>



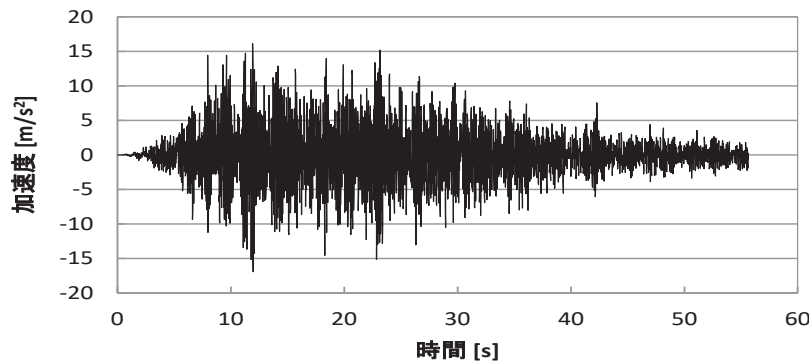
# 1. 確認した内容と試験条件

- ◆ 燃料体の一部を引き抜き、通常6面隣接であるところを3面隣接とした配置（以降「部分装荷」という。）を対象とし、3次元炉心群振動解析手法の適用妥当性を確認。
- ◆ 部分装荷は燃料体を抜いた箇所において隣接する燃料体の可動域が大きくなり、全装荷状態と比較して水平方向変位が大きくなる条件。
- ◆ 妥当性確認に用いた試験体系  
・1/2.5縮尺313体多数体系試験

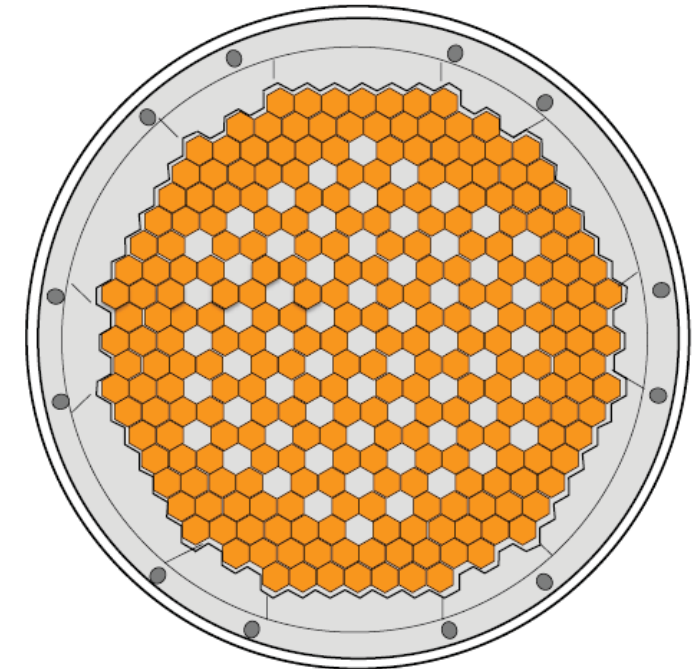


1/2.5縮尺313体多数体系試験  
(部分装荷を模擬)

ケース	境界条件	雰囲気	加振波
AM-C-2	全装荷	水中	模擬地震波 (水平1方向)
AM-IM-2	部分装荷	水中	模擬地震波 (水平1方向)



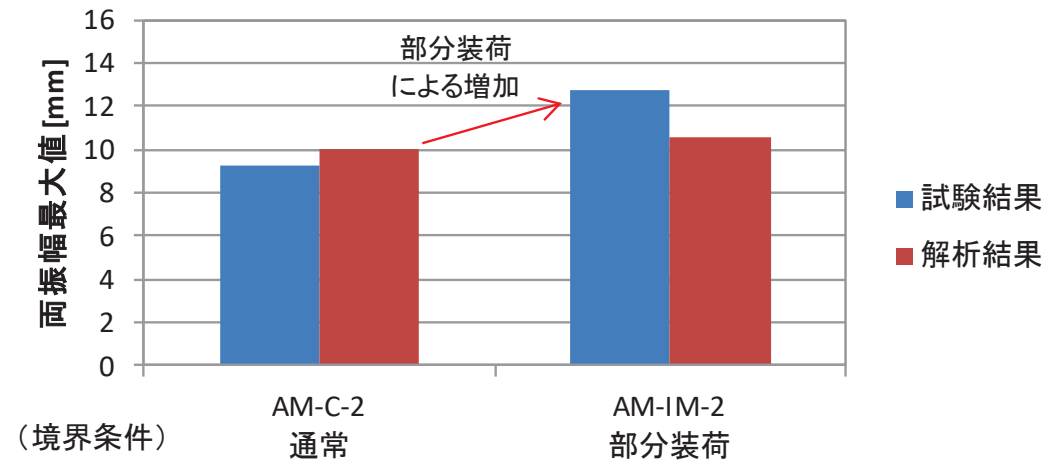
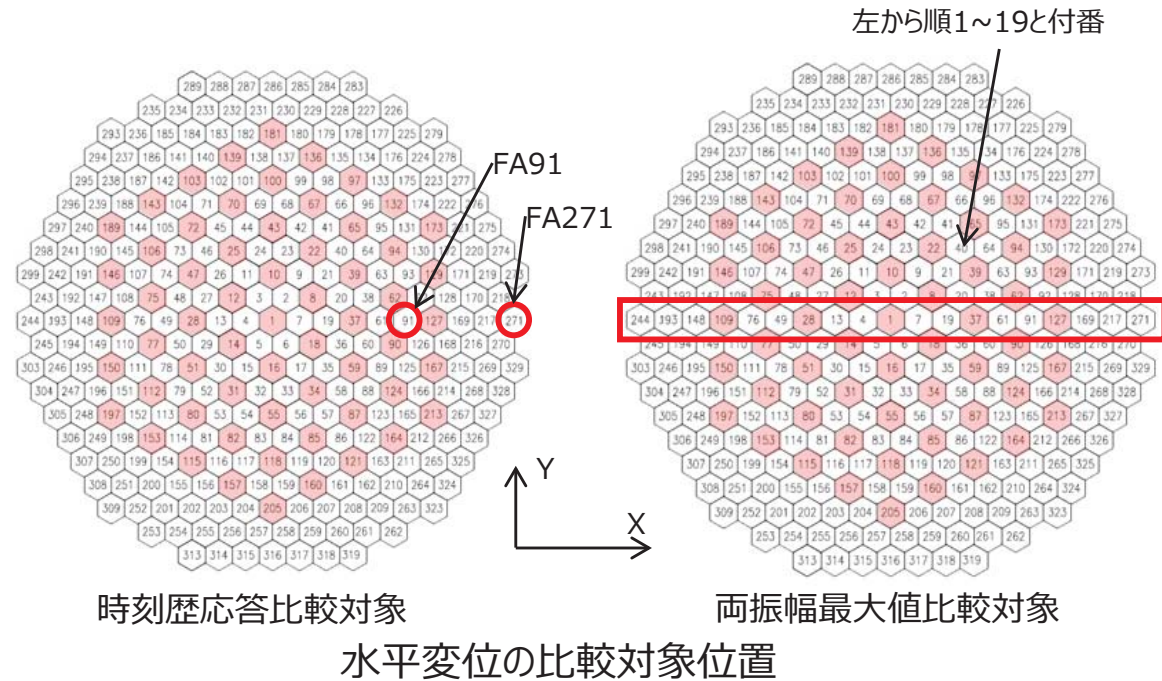
水平方向の模擬地震波加振波形



部分装荷における燃料体装荷状態  
(オレンジ部が燃料体、灰色部は装荷されていない)

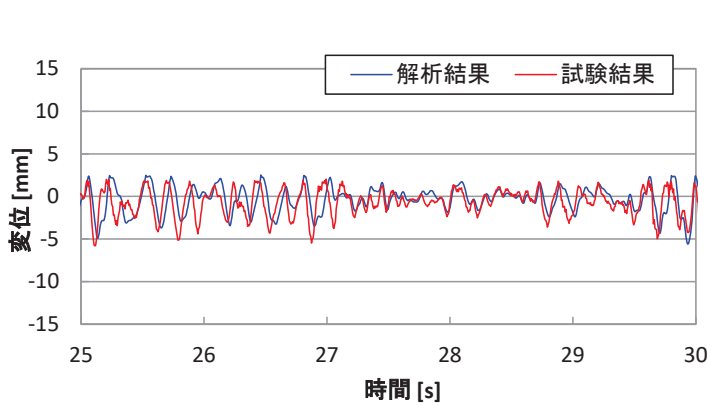
## 2. 水平方向変位の確認結果(1/2)

- ◆ 試験と解析の水平変位について、313体ある試験体のうち時刻歴波形はFA91とFA271を対象とし、両振幅最大値は中央列を対象として比較。  
 なお、水中では水面から計測点を出す必要があったため、頂部から250mm上方の点（試験体頂部から上方に設置した治具の位置）において計測。そのため、水中の水平変位は頂部変位より増幅した値となっている。
- ◆ 加振時における全装荷状態と部分装荷状態の両振幅最大値を比較すると、部分装荷状態は試験体が抜かれている分、水平変位の可動変位量が増大するため、変位量が増加。この傾向は解析でも再現することを確認。
- ◆ また、各計測点の水平変位の結果を試験ケース毎に次ページに示す。時刻歴応答波形および両振幅最大値は試験と解析において概ね一致することを確認した。

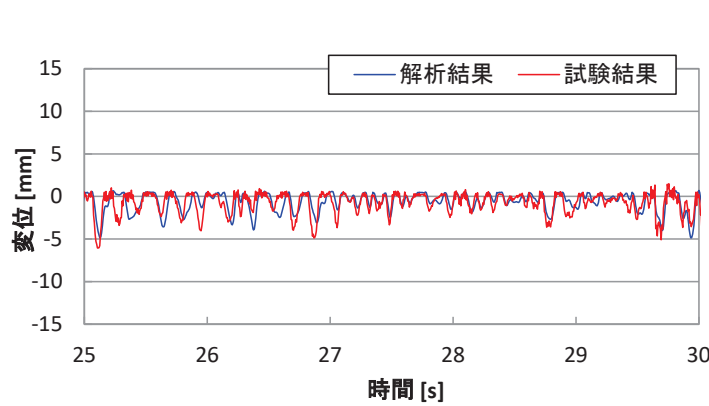


両振幅最大値の比較

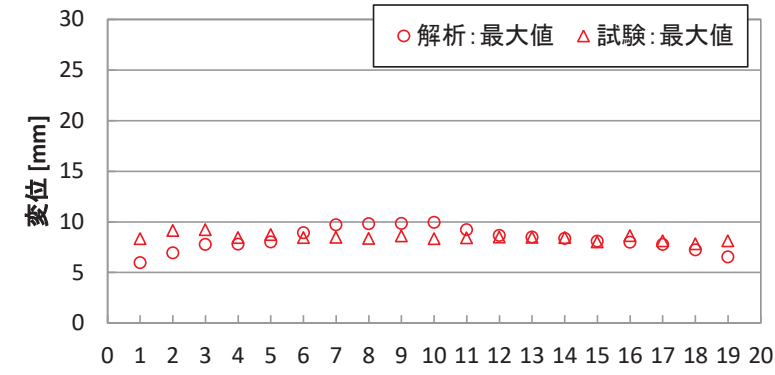
### 3. 水平方向変位の確認結果(2/2)



時刻歴応答比較 (FA91)

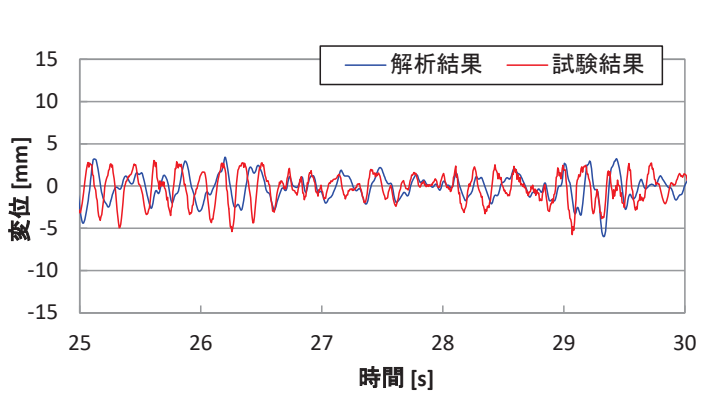


時刻歴応答比較 (FA271)

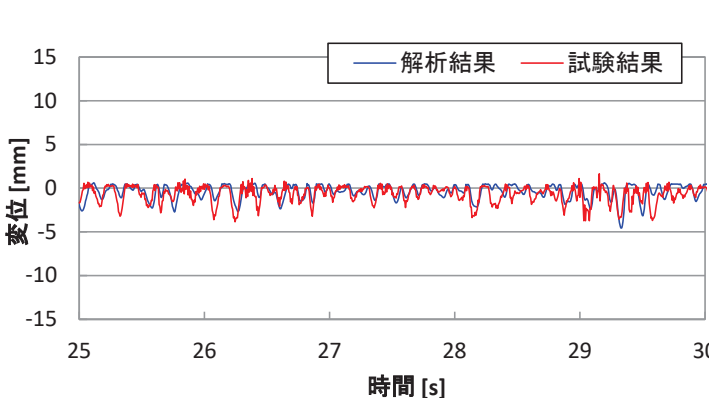


X方向水平変位 両振幅最大値

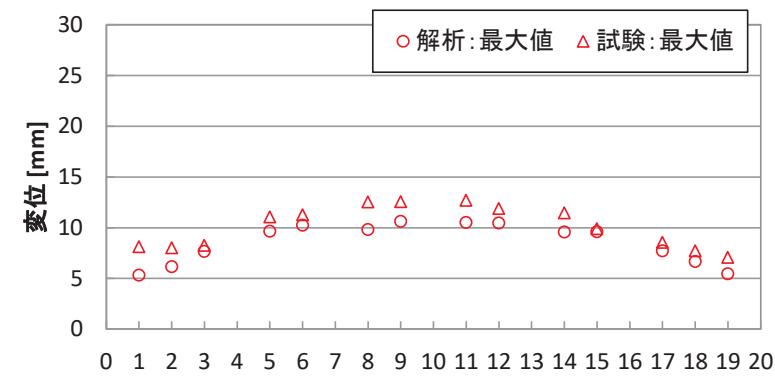
#### 水平変位の比較結果 (AM-C-2: 全装荷・水中・模擬地震波)



時刻歴応答比較 (FA91)



時刻歴応答比較 (FA271)



X方向水平変位 両振幅最大値

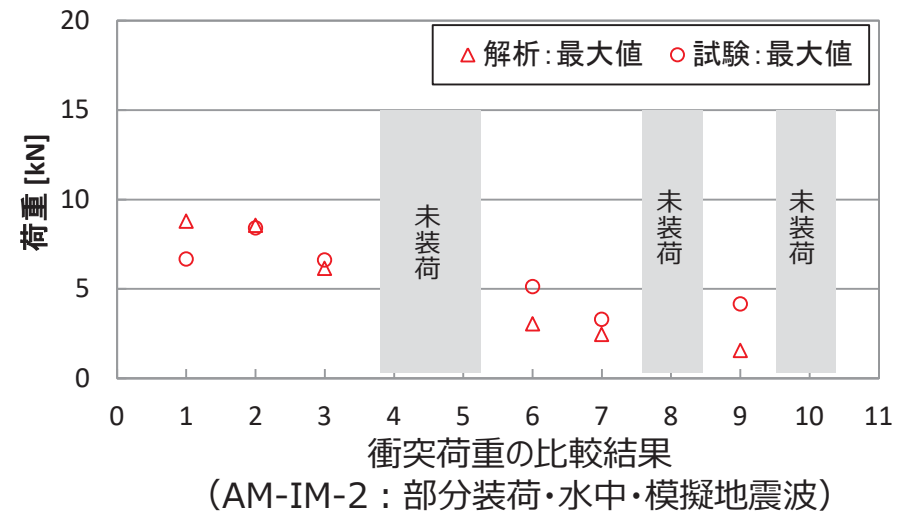
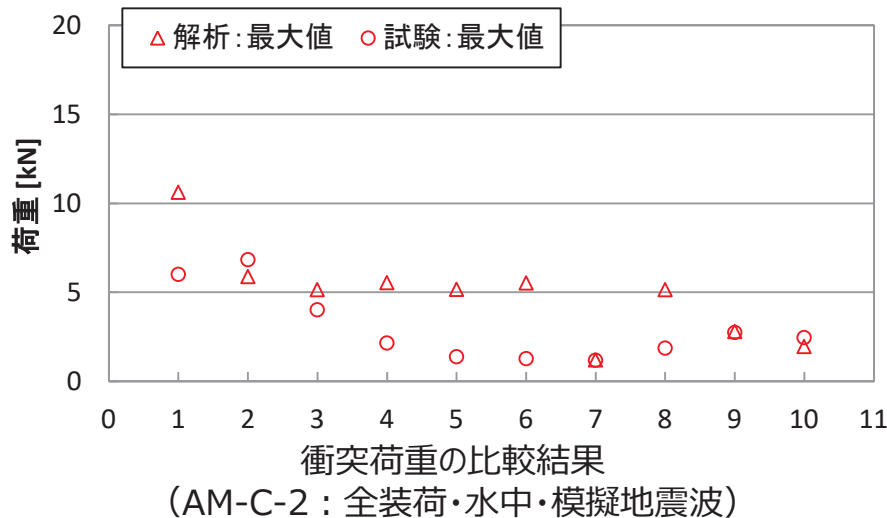
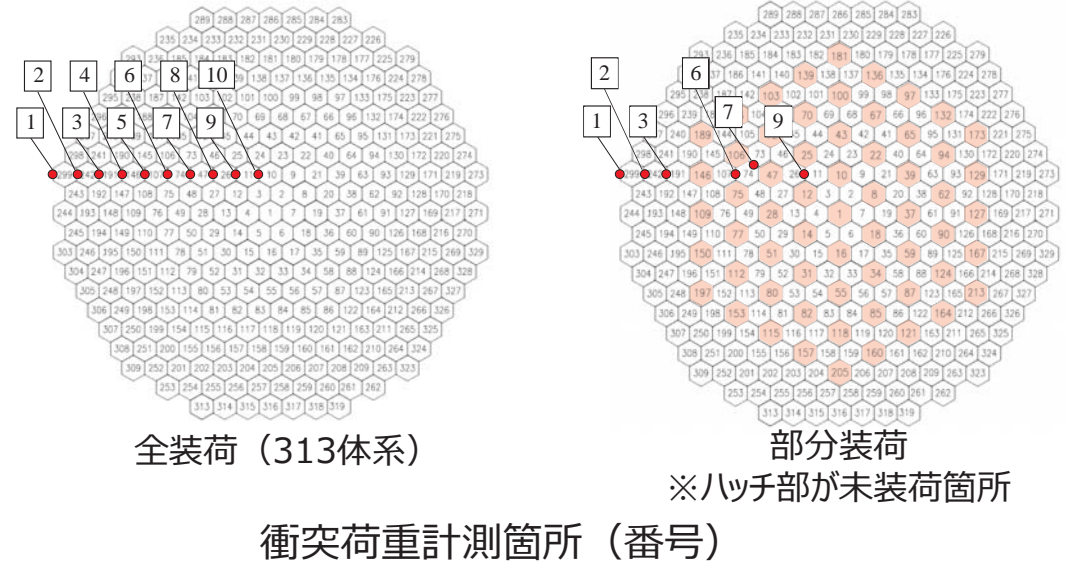
#### 水平変位の比較結果 (AM-IM-2: 部分装荷・水中・模擬地震波)

◆ 時刻歴応答波形および両振幅最大値は試験と解析において概ね一致することを確認。



## 4. 衝突荷重の確認結果(1/2)

- ◆ 衝突荷重の計測は、外側から内側に向かって複数箇所を実施。
- ◆ 加振時における全装荷状態と部分装荷状態の最大衝突荷重を比較すると、部分装荷状態で試験体が抜かれたことによる最大衝突荷重の変化は小さく、この傾向は試験と解析において同様であることを確認。
- ◆ 試験ケース毎に各計測点で生じた解析と試験の衝突荷重の最大値を比較した結果、衝突箇所によっては試験と解析の最大衝突荷重に差異がある。これは、解析では試験体の軸回りの回転（Z軸回りの自由度を考慮しない）や初期曲がり等を考慮していないために生じたものと考察。
- ◆ 衝突箇所に対する衝突荷重の傾向は、試験と解析で概ね一致していることを確認。



- ◆ 一部の炉心構成要素を引き抜いた部分装荷における3次元炉心群振動挙動の解析にREVIAN-3Dを適用する妥当性を確認。
  - 縮尺313体多数体系試験体を部分装荷とした場合の水中の地震波水平加振において試験と解析を比較した。衝突荷重と水平変位は、試験と解析で近い傾向が得られる。
  - 全装荷から部分装荷に変更することにより、衝突荷重の変化は小さいが、水平変位は増加する傾向にあり、この傾向は試験と解析で良好に一致する。
- ◆ 全装荷状態のみでなく部分装荷状態の高速炉炉心においても、本解析コードを3次元炉心群振動挙動の解析に適用することは妥当。
- ◆ 部分装荷時における跳び上がり量の確認については、挙動評価に考慮すべき項目は全装荷時と変わらず、未装荷箇所が生じることによる重量や衝突箇所の減少をモデルに反映することで、部分装荷時における跳び上がり量も適切に評価可能。

コメント	跳び上がり量を判断基準と比較する際に、考慮すべき誤差や不確かさの項目、値を説明すること。
回答	<p>燃料体の跳び上がり現象は、衝突現象という非線形現象をモデル化し評価していることから、跳び上がり量はバラツキを有する現象となる。従って、解析モデルに含まれる影響程度の小さい個々の誤差要因は、衝突現象のバラツキの中に包含されてしまう。このため、跳び上がり量の最大値を評価することに着目し、極値統計の考え方を適用して、最大値評価の妥当性を確認している。</p> <p>具体的には、試験と解析の跳び上がり量の度数分布を整理し、その分布形状が似た形をしていること、解析値と実験値で同等の値が得られることを確認している。これは、解析によって実機の燃料体の跳び上がり量の最大値を、統計論的に一定の信頼度をもって推定できることを意味する。</p> <p>また、多数体の体系では、解析による跳び上がり量評価は、試験に比べより保守側の評価を与えることを確認している（解析モデルが燃料体の鉛直Z軸廻りの回転を考慮していないことが原因と推定）。このため、もんじゅ実機体系の跳び上がり量評価は、解析値の最大値を評価値とすることで一定の信頼度をもった評価となっている。</p>

## 1. 跳び上がり現象について

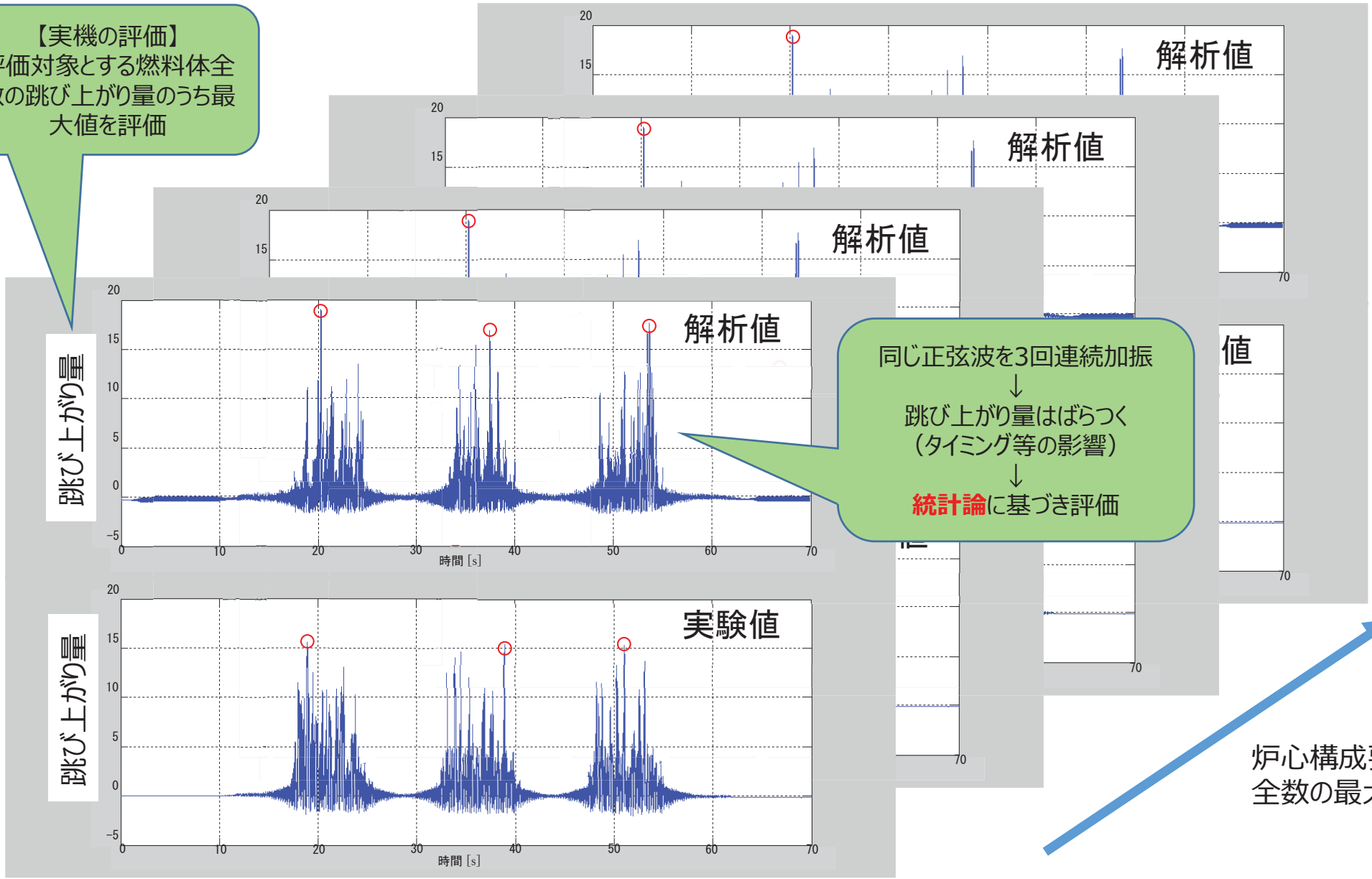
- 燃料体の跳び上がりは炉心支持板の加速度及び上向き速度に依存する。炉心支持板の上向き速度が1 G（流体の浮力は考えない）を超えると、燃料体は浮き上がる。
- その時の燃料体の跳び上がり速度は炉心支持板の上向き速度 $V_1$ に同じ。
- 初速 $v_1 = V_1$ で上向きに飛び跳ねた燃料体がどこまで上がるかということであるが、最初の跳び上がり高さ $h_1$ は、流体の浮力と抵抗を無視すれば、重力加速度を $g$ として、 $h_1 = v_1^2/2g = V_1^2/2g$ となり、燃料体の跳び上がり速度は炉心支持板の上向き速度に依存する。
- 次に、燃料体が落ちてきて炉心支持板と速度 $V_1$ で衝突する。この時の炉心支持板の速度を $V_2$ とすれば燃料体は速度 $v_2 \doteq V_1 + V_2$ で飛び跳ねる。
- ここで炉心支持板の振動方向が上向きならば $V_2$ はプラス、下向きならば $V_2$ はマイナスとなる。
- $V_2$ がプラスの場合、2回目の最初の跳び上がり高さ $h_2 \doteq (V_1 + V_2)^2/2g$ は初回の跳び上がり高さ $h_1$ よりも高くなる。
- $V_2$ がマイナスの場合、2回目の最初の跳び上がり高さ $h_2 \doteq (V_1 - V_2)^2/2g$ は初回の跳び上がり高さ $h_1$ よりも低くなり、 $V_2$ が $V_1$ よりも大きい場合は跳び上がらない。

**燃料体の跳び上がり量は、炉心支持板の速度に依存し、かつ燃料体が炉心支持板に衝突する状況（炉心支持板自体も地震力を受け振動する）に影響される。この結果、跳び上がり量は現象論的に比較的大きなバラツキを持つ値となる。**



### 37体群体系 流水中 正弦波3回連続加振試験 上下単独加振 (10.8m/s<sup>2</sup> 14.6Hz)

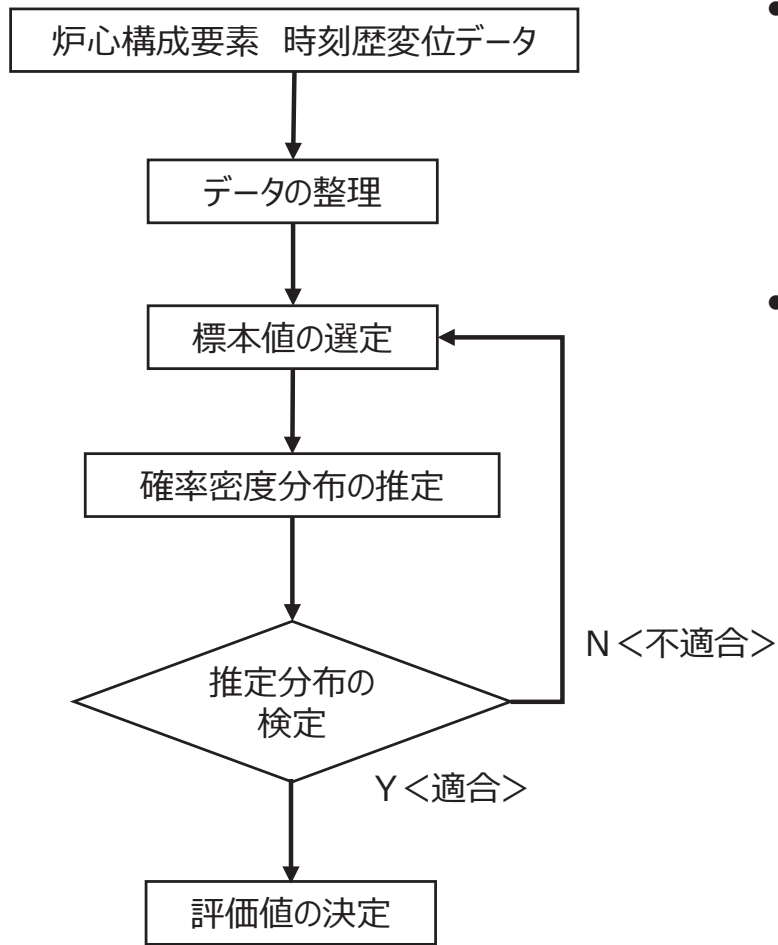
【実機の評価】  
 評価対象とする燃料体全数の跳び上がり量のうち最大値を評価



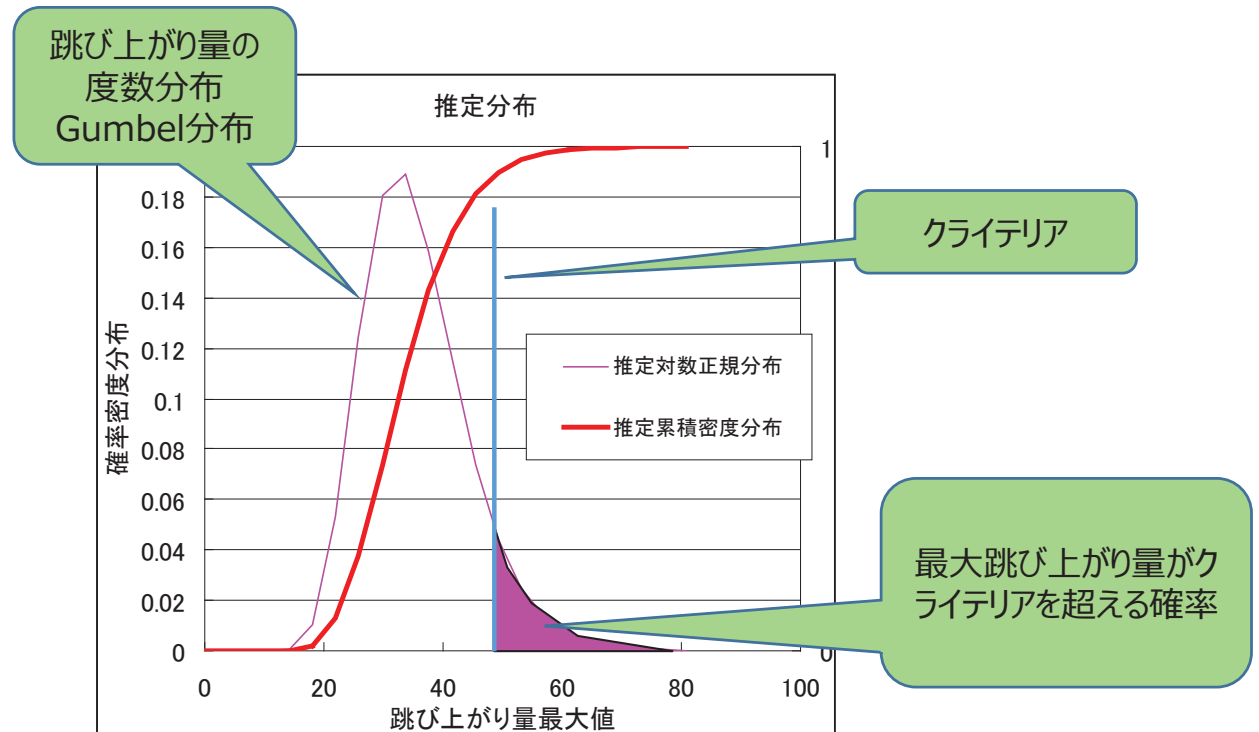
同じ正弦波を3回連続加振  
 ↓  
 跳び上がり量はばらつく  
 (タイミング等の影響)  
 ↓  
**統計論**に基づき評価

炉心構成要素数  
 全数の最大値

### 3. 最大跳び上がり量を統計論的に見た場合

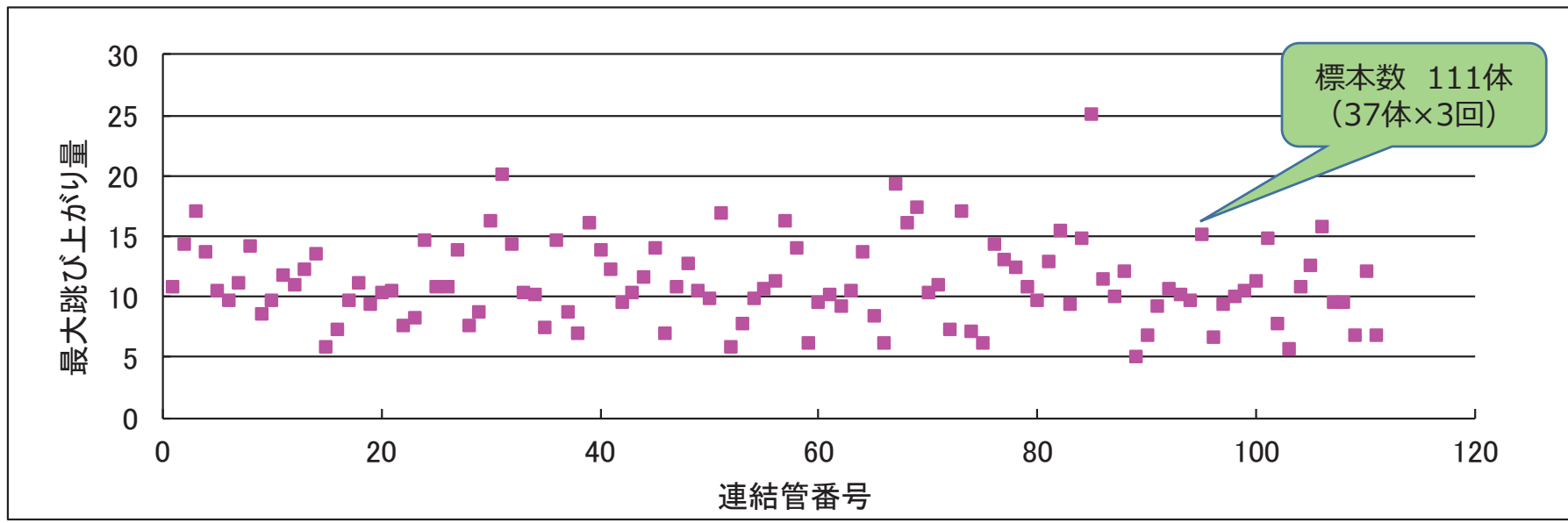


- 群振動解析において評価対象としているのは、跳び上がり量の最大値。統計論で言えば、燃料体の跳び上がり値の分布から、跳び上がり量の最大値を抽出し、跳び上がり量の最大値の推定を行っていることに相当する。
- 具体的には、解析による跳び上がり量の最大値を度数分布（確率密度分布）の形に整理し、この分布から燃料体の跳び上がり最大値を推定していることに相当する。【いわゆる極値統計の考え方】

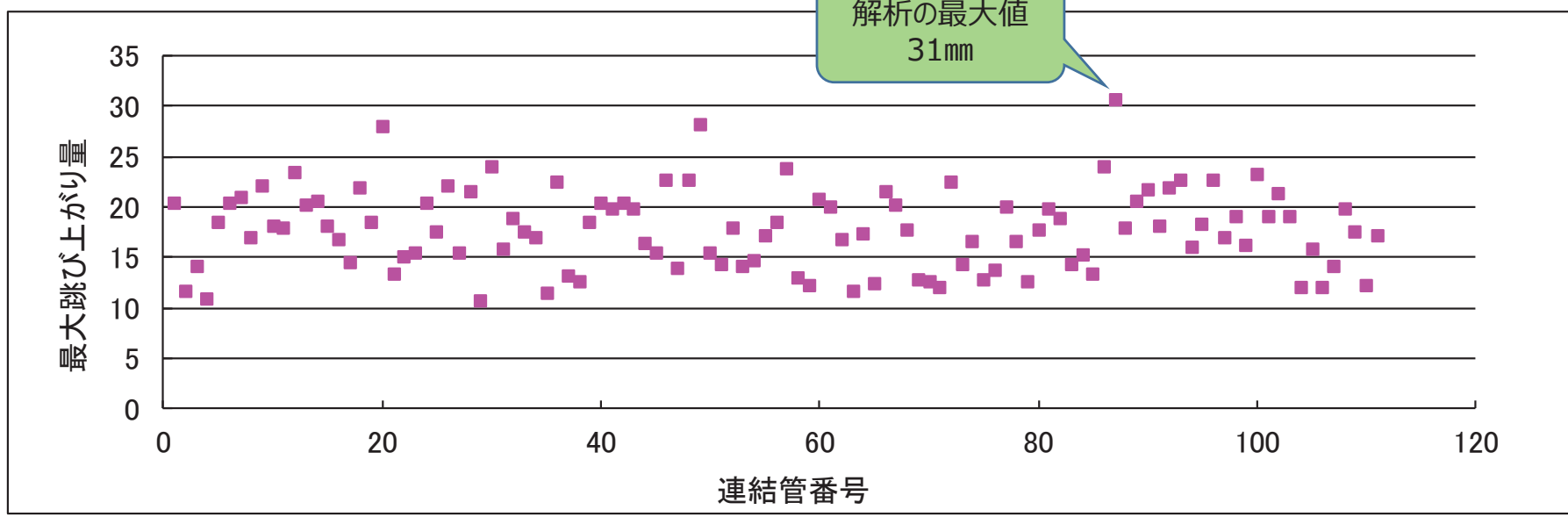


## 37体群体系 流水中 正弦波3回連続加振試験 上下単独加振 (10.8m/s<sup>2</sup> 14.6Hz)

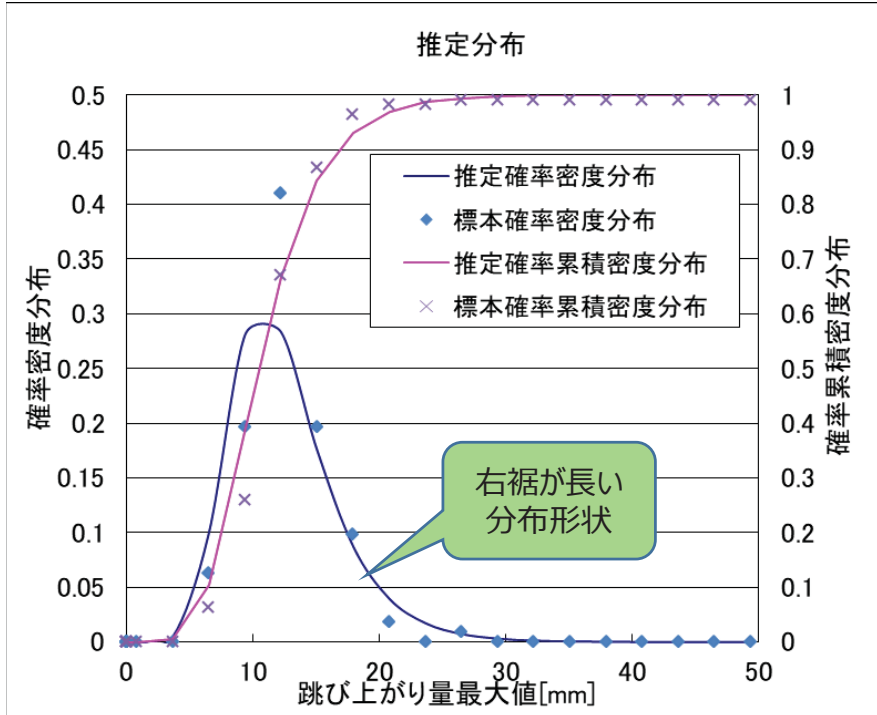
実験値



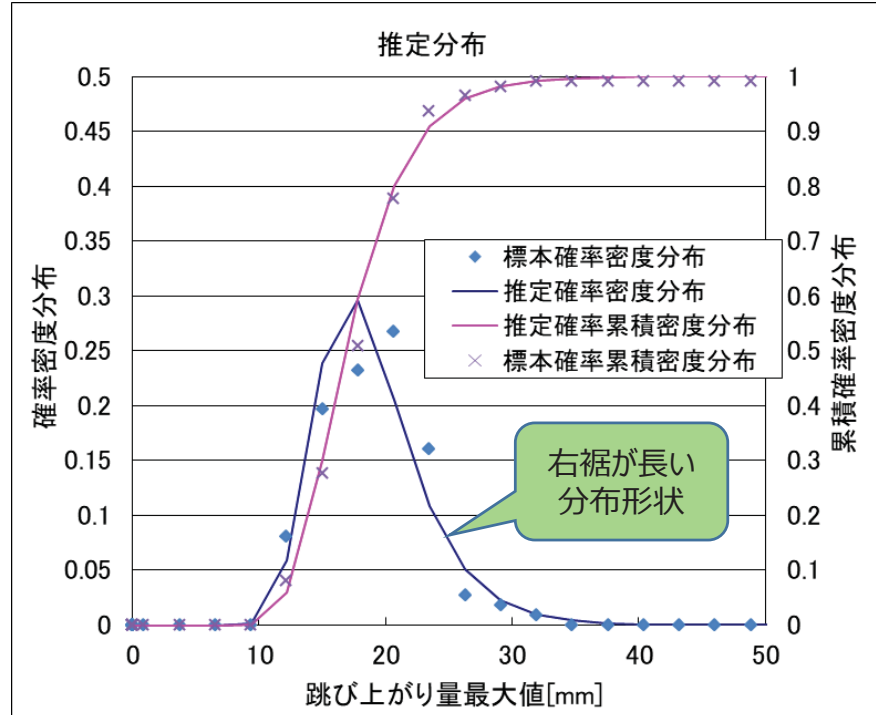
解析値



## 37体群体系 流水中 正弦波3回連続加振試験 上下単独加振 (10.8m/s<sup>2</sup> 14.6Hz)



実験値



解析値

②  
 クライテアを31mmに設定すると、実際の跳び上がり量が31mmを超える確率は0.1%程度

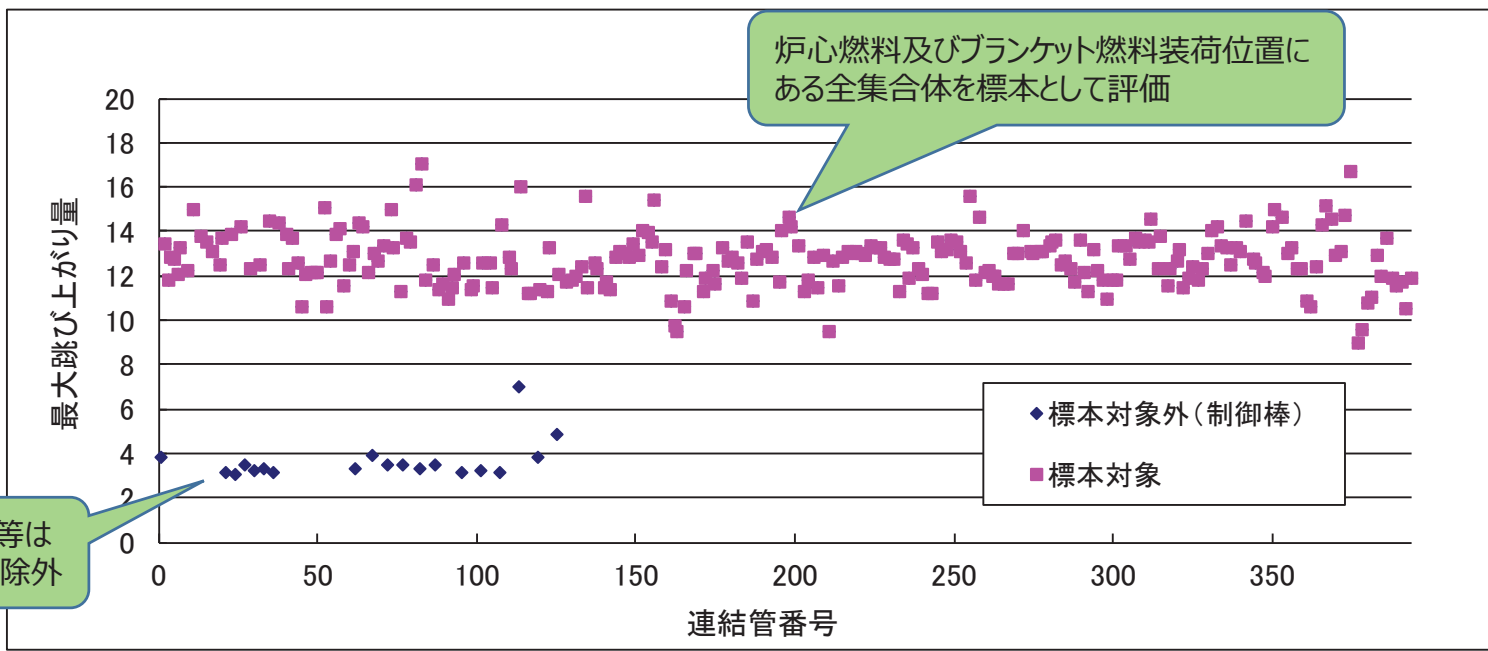
跳び上がり量がクライテアを超える確率 %	クライテア mm
5	19.1
1	24.5
0.1	32.1
0.01	39.7

①  
 例えば跳び上がり量の最大値クライテアを31mmに設定

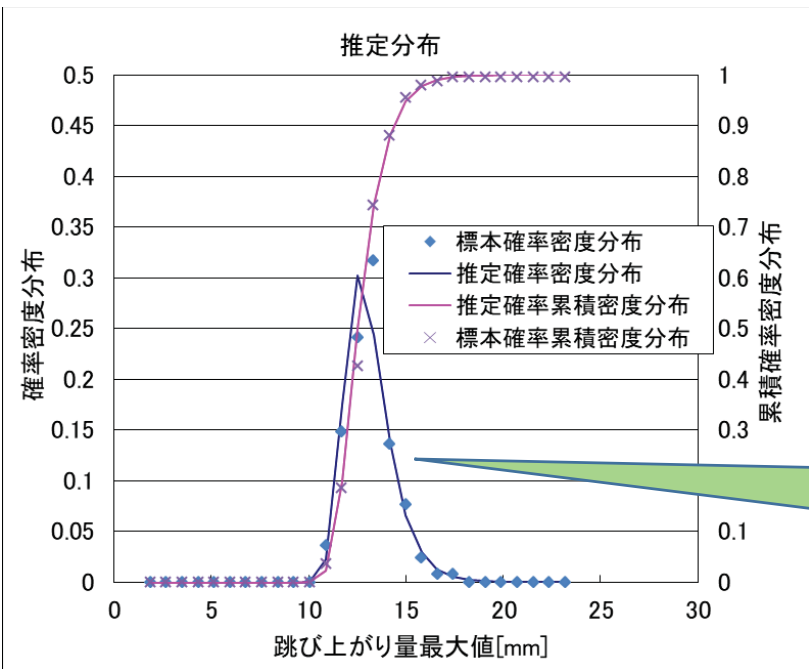
跳び上がり量がクライテアを超える確率 %	クライテア mm
5	25.6
1	31.0
0.1	38.7
0.01	46.4

- 解析モデルと実現象との間には様々な誤差要因を有す。しかし、燃料体の跳び上がりは衝突現象という大きなバラツキ要因をもつ現象であることから、全ての誤差要因を抽出し、個別に評価して不確かさの総和を求めても、その影響は衝突現象のバラツキの中に埋没する。
- このため、実験結果と同じ条件で評価した解析結果を比較。頻度分布形状が似ており、本解析手法は実現象を良く再現している。
- 実験結果と解析結果を比べると、平均値や中央値、最大値側の裾の広がりほぼ同等となる。
- 解析による炉心構成要素の跳び上がり量の評価値として、評価対象の全数の中の最大値を採用することで、確率論的には一定程度の信頼度（例えば99%以上）をもって跳び上がり量の最大値を評価していることになる。

# 7. もんじゅ部分装荷の跳び上がり量の評価 (今回の評価値)



制御棒等は標本から除外



跳び上がり量がクライテリアを超える確率 %	クライテリア mm
5	15.0
1	16.6
0.1	18.8
0.01	21.0

確率密度 (頻度) 分布は37体系試験の分布と同様の形状

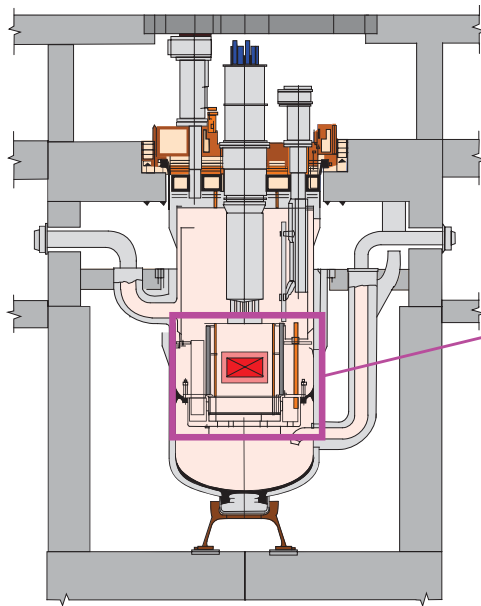
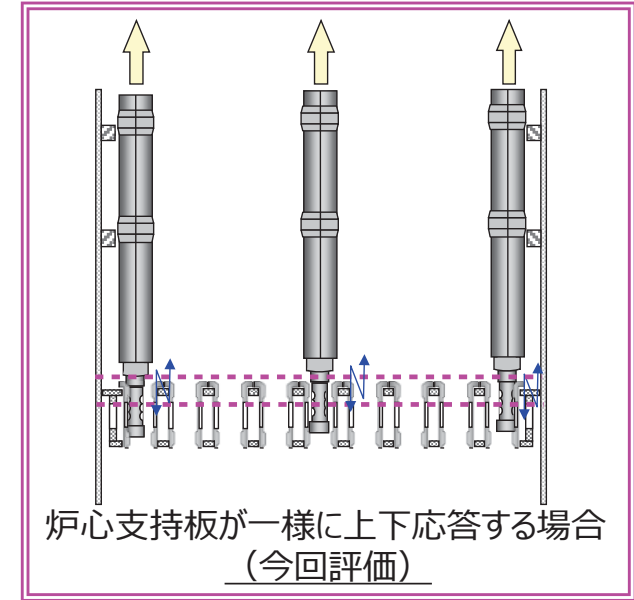
最大跳び上がり量を解析の最大値である16.6mmと推定する。これを超える確率は理論上1%以下。

コメント	炉心支持板から燃料体/模擬体への上下方向の地震動は全て同位相で入力しているが、これは実機とは異なる状態である。この影響について保守側となっているかどうかを説明すること。
回答	炉心支持板は2枚の板が700本以上の連結管で接続され、剛性が高い構造となっている。しかしながら、荷重は炉心支持板周囲で支持されていることから、鉛直方向に振動する場合、中央部の振動が大きい。燃料体の跳び上がり进行评估する場合、中央部の振動を入力した方が、燃料体の跳び上がり量は大きくなる。このため、評価結果が保守的な値を与えるよう、解析では炉心支持板の上下方向の振動は、炉心支持板中央部の解析値を一様に入力しており、燃料体装荷位置の差は考慮していない。

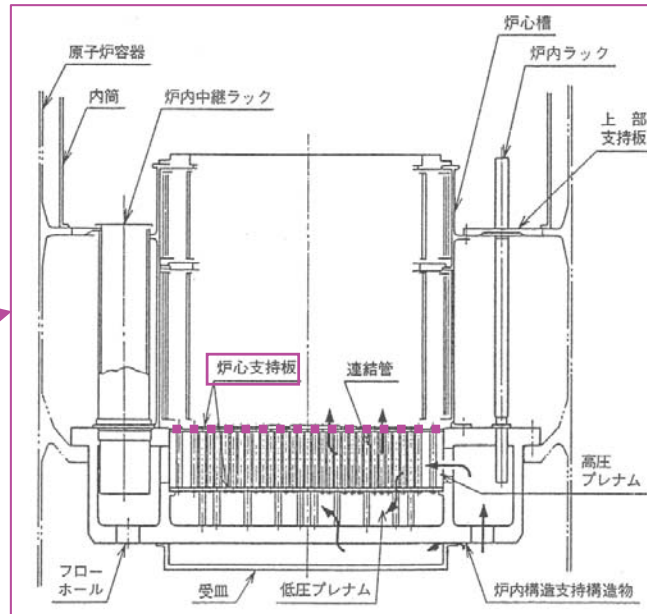


# 1. 炉心支持板の状況と地震動の入力条件

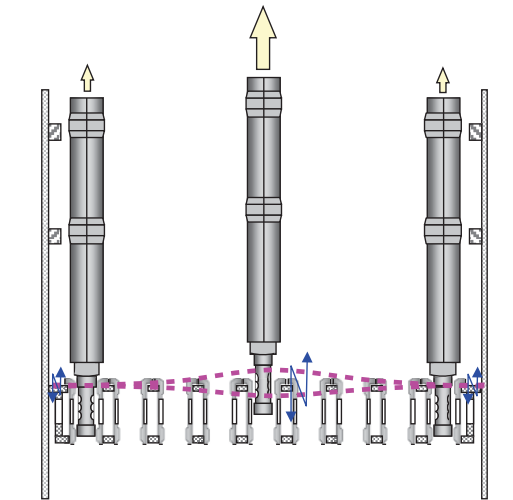
- ◆ 炉心支持板は2枚の多孔円板が700本以上の連結管で接続された構造で、非常に剛性は高いものの、地震時応答の際は、太鼓の様に周辺部より中央部の変位が大きい。このため、炉心支持板の位置により上下の変位量に差が生じ、燃料体等に与える上下方向の力に差が生じる。
- ◆ 今回の評価では、原子炉構造応答解析により、一番大きい挙動となる炉心支持板中央の応答時刻歴を用いた上で、3次元炉心群振動解析においては、炉心支持板の中央部も周辺部も一様に上下に応答するとして評価を実施している。
- ◆ このため、特に炉心支持板周辺に装荷される燃料体/模擬体の跳び上がり量は保守的な評価となる。



原子炉構造



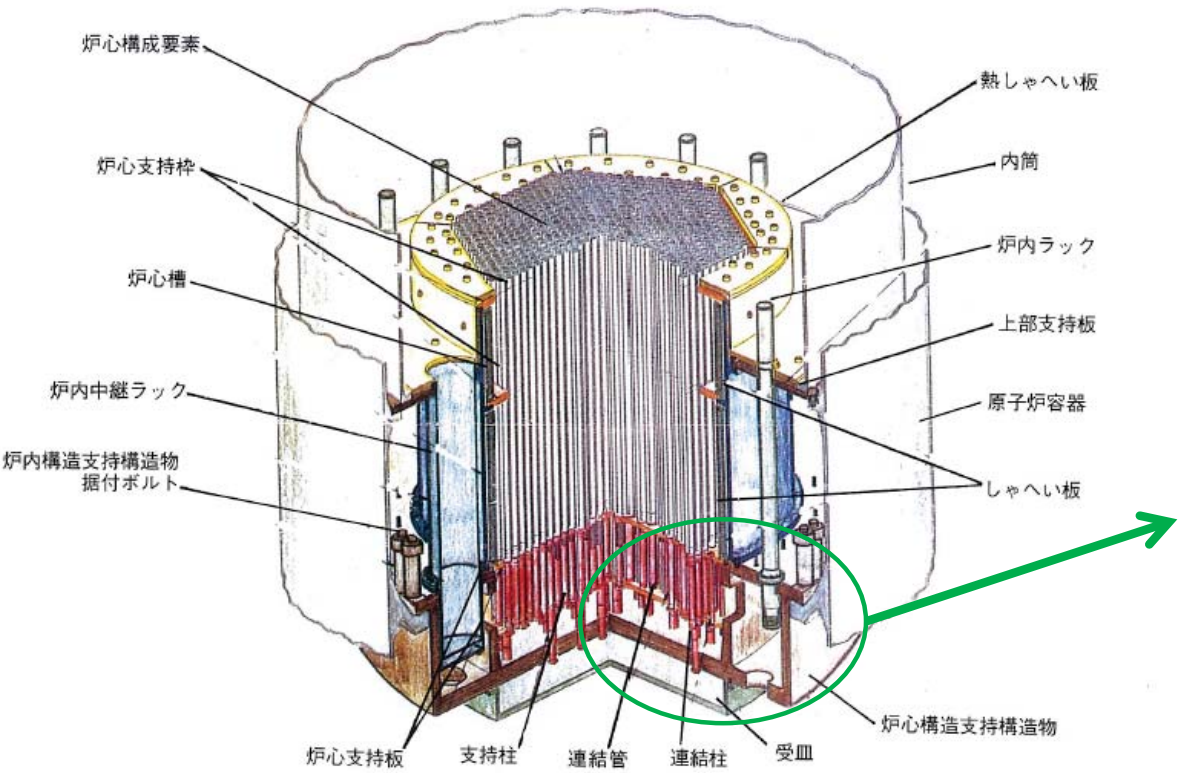
炉内構造物



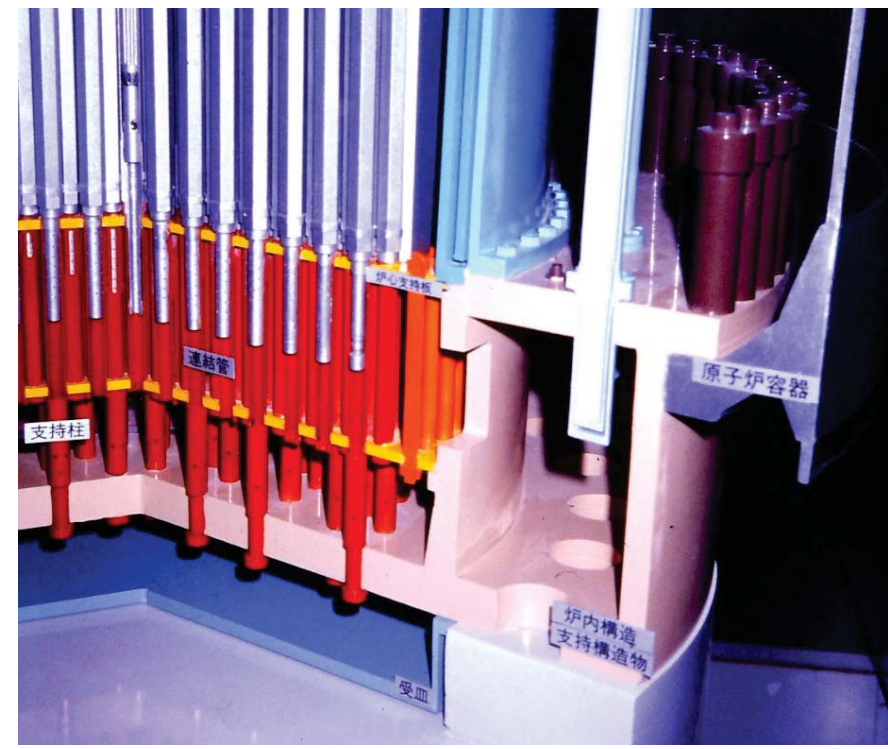
炉心支持板の変形を考慮した場合

## 2. 炉心支持構造の概要

炉内構造物鳥瞰図



炉心支持構造物模型



炉心支持板は2枚の多孔円板を連結管及び連結柱で結合した構造。炉停止中は炉心構成要素の負荷が下向きに加わるが、運転中はプレナム部の差圧により上向きに負荷が作用。支持板の間隔は連結管で維持され、負荷は支持柱によって炉内支持構造物底板へ伝達。

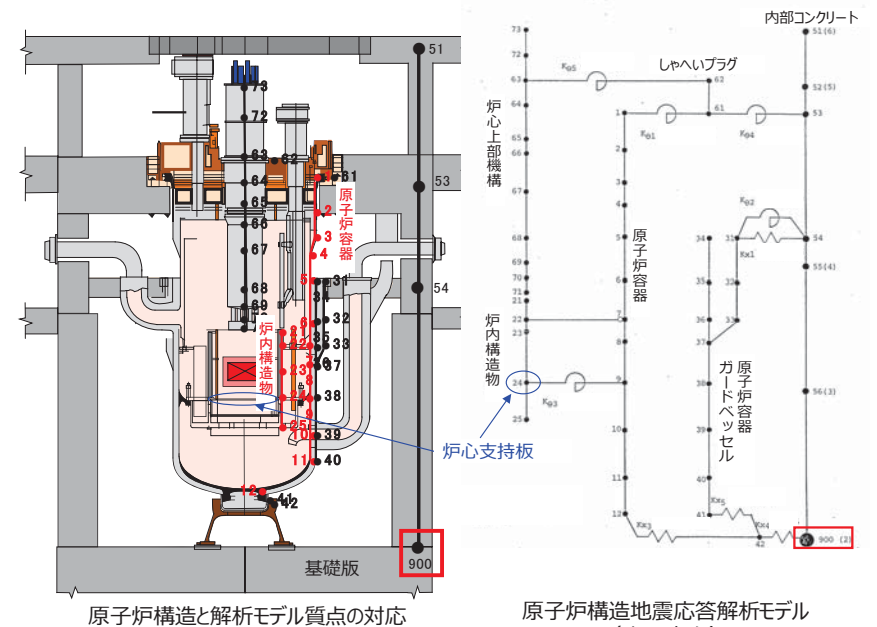
コメント	フル装荷／千鳥装荷で、炉心支持板の上に乗っている集合体の数が変わることで炉心支持板にかかる荷重重量が変わり、炉心支持板の地震時応答性が異なってくる。この観点でどちらが保守側か説明すること。
回答	<p>部分装荷では、燃料体が最大124体減る。重量では約23トン減るが、炉内構造全体の重量約430トン（炉容器全体では約1200トン）と比較すると約5%とそれほど大きいわけではない。振動解析では重量が減り、固有周期が短くなる方向に作用するが、実際に応答解析を行うとその影響は小さく、炉心支持板の水平方向の固有周期はほとんど変わらない。</p> <p>炉心支持板上に加わる燃料体等の荷重は全装荷時において約150トンである。このため、燃料体取出し完了時に荷重は約15%減る。炉心支持板の鉛直方向の剛性は変わらないので、炉心支持板上に積載される重量が減れば、固有周期は短くなる。一方、炉心支持板の鉛直方向の固有周期は0.075秒以下であるが、地震動Ss-Dの鉛直方向の加速度応答スペクトルを見ると、この領域では固有周期が短くなると、応答は小さくなる。また、炉心支持板に載る荷重が減れば、定性的には炉心支持板のたわみも小さくなり、地震時の鉛直方向振動の振幅も小さくなる。</p> <p>以上より、炉心支持板の地震時の応答解析は、全装荷状態で行うことが保守側の評価結果を与える。</p>

# 1. 水平方向の振動

- ◆ 今回評価における炉心支持板に作用する炉心構成要素の重量の差は、全装荷分と部分装荷分の差が乾燥重量にして約23t。
- ◆ 振動解析では、 $\omega = \sqrt{K/m}$ の関係から、定性的に重量 $m$ が減れば固有周期 $T(= 2\pi/\omega)$ は短くなる方向。
- ◆ 炉内構造全体の重量約430tと比較すると23tは5%程度で、その影響は小さい。(原子炉容器 + 炉内構造物で約1200t)
- ◆ また、Na中であることから装荷した重量からの浮力分の軽減、及び、部分装荷により模擬体を装荷しない箇所にはNaが満たされることを考えれば、応答解析評価上、全装荷と部分装荷における差は更に小さくなる方向。
- ◆ 部分装荷状態と全装荷状態における水平方向の固有値解析結果を下表に示すが、固有周期はほとんど変わらない。
- ◆ 全装荷と部分装荷による装荷重量の差が水平方向の応答に与える影響は非常に小さい。

部分装荷状態と全装荷状態における固有値解析結果比較

モード	部分装荷状態における固有周期[sec]	全装荷状態における固有周期[sec]
1次	0.1267	0.1267
2次	0.0884	0.0884
3次	0.0783	0.0793



原子炉構造と解析モデル質点の対応

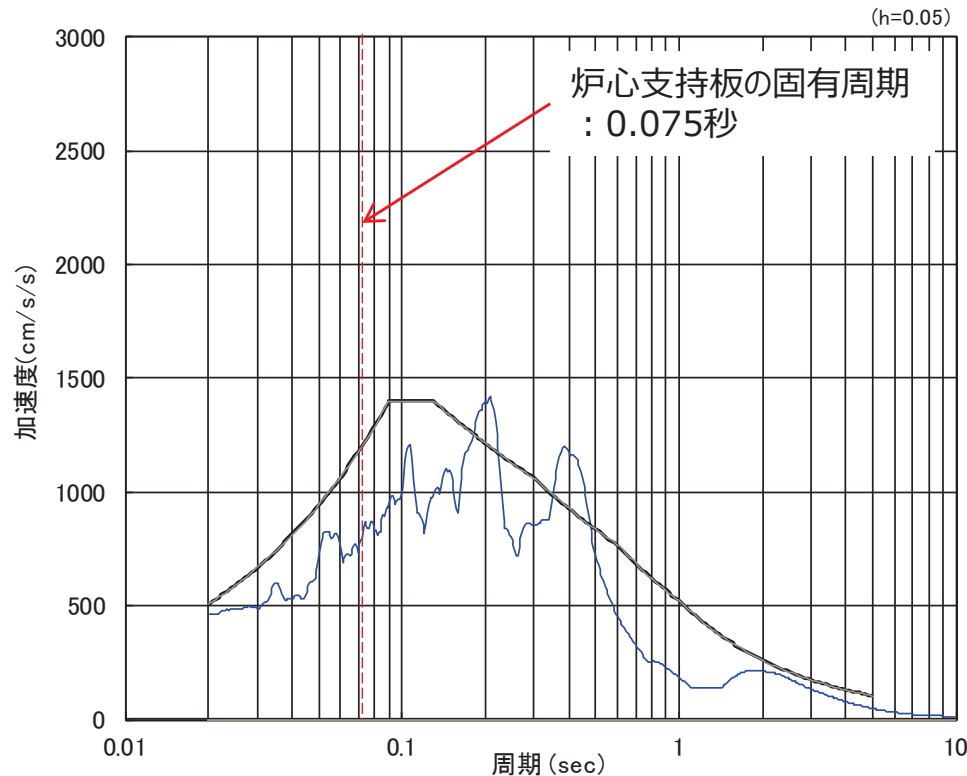
原子炉構造地震応答解析モデル (水平方向)



## 2. 鉛直方向の振動

- ◆ 炉心支持板上に加わる燃料体等の荷重は全装荷時において約150トン。燃料体取出し完了時に荷重は約15%減る。
- ◆ 炉心支持板の鉛直方向の剛性 $K$ は変わらないので、炉心支持板上に積載される重量 $m$ が減れば、固有周期 $T$ は短くなる。  

$$\omega = \sqrt{K/m}, \quad T = 2\pi/\omega$$
- ◆ 一方、炉心支持板の鉛直方向の固有周期は0.075秒以下。地震動Ss-Dの鉛直方向の加速度応答スペクトルにおいて、この領域では固有周期が短くなると、応答は小さくなる。
- ◆ 更に、炉心支持板に載る荷重が減れば、定性的に炉心支持板のたわみも小さくなり、地震時の上下振動も小さくなる。
- ◆ 従って、上下方向の振動は全装荷状態で行った方が大きくなることが予想され、部分装荷状態でなく全装荷状態で行うことで保守側の評価結果を与える。



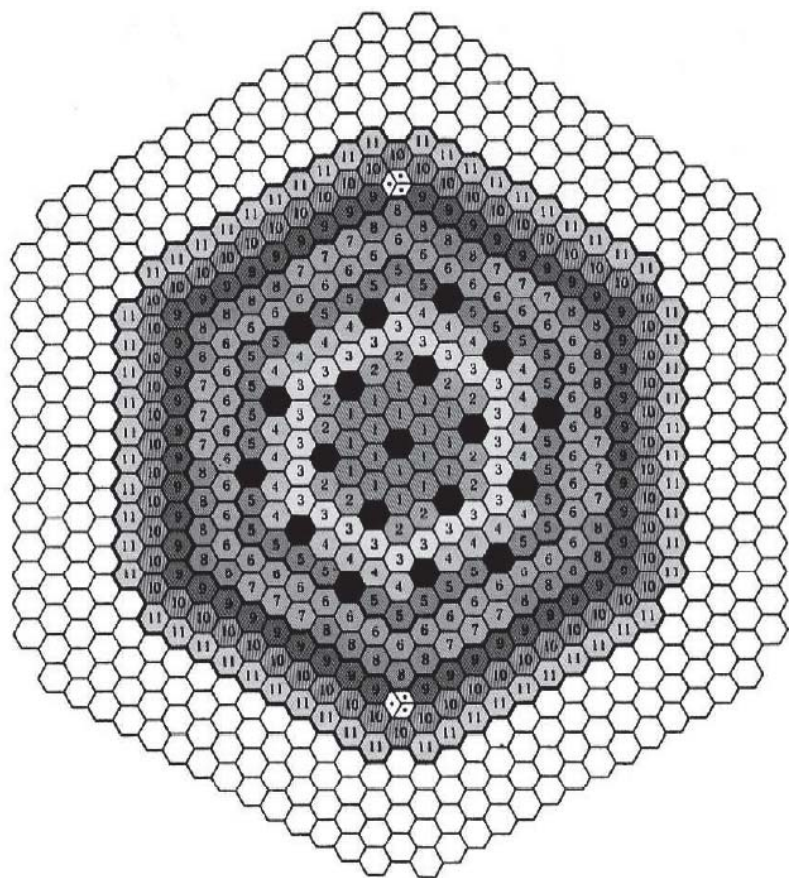
評価に適用した地震動の応答スペクトル (鉛直方向)

コメント	千鳥では、炉心の流量配分が変わってくる。集合体/模擬体への上向き流体力が変わる。この影響について説明すること。
回答	<p>燃料取出時は1次系循環ポンプはポニーモータ運転であり、循環流量は定格運転と比較して1/10程度と小さい。また、流体力は概略流速の2乗に比例することから、その影響は定格運転時に比べ1/100程度。このため、部分装荷における群振動解析では、浮力は考慮しているものの上向き流体力はゼロとして解析している。</p> <p>部分装荷で、燃料体が装荷されない空間が生じると、その部分の流動抵抗が小さくなり、未装荷部分に冷却材が多く流れ、燃料体部に流れる流量は低下する。このため燃料体に働く上向き流体力は更に小さくなる。</p> <p>燃料体が抜けた空間を流れる冷却材流量は増加するが、通常の燃料交換においても、燃料引抜部の冷却材は増える。このような状況で、燃料交換が行える実績があることから、燃料体未装荷部分の流量増加は、燃料取出し機能に影響を与えない。</p> <p>なお、炉心部の圧力損失が小さくなることで、循環流量が増えるが、一方では1次主冷却系循環による主冷却系統側の圧力損失が大きくなることから、冷却材の循環流量は、一定流量以上増えることはない。</p>

# 1. 炉心の流量配分

炉心の燃料集合体は、炉心に装荷される場所に応じて発熱量に差があり、各燃料集合体に流れる冷却材流量を調整。具体的には、11の領域に分割し流量配分を実施。被ふく管肉厚中心最高温度を制限温度以下となるように設計。

なお、中性子しゃへい体領域にもわずかに冷却材が流れる。



記号	領域	
①	流量領域 1	内側炉心
②	流量領域 2	
③	流量領域 3	
④	流量領域 4	
⑤	流量領域 5	
⑥	流量領域 6	外側炉心
⑦	流量領域 7	
⑧	流量領域 8	
⑨	流量領域 9	半径方向 ブランケット
⑩	流量領域 10	
⑪	流量領域 11	
●	制御棒集合体	
⊗	中性子源集合体	
○	中性子しゃへい体等	

## 炉心構成要素の種類

炉心構成要素		数量
	内側炉心	108
	外側炉心	90
ブランケット燃料集合体		172
制御棒集合体	微調整棒	3
	粗調整棒	10
	後備炉停止棒	6
中性子源集合体		2
中性子しゃへい体		316
サーベイランス集合体		8

もんじゅの炉心流量配分図



## 2. 内部冷却材の流れによる流体力

1次主冷却系の循環流量（1ループ当たり）

定格出力運転時：約6000 m<sup>3</sup>/h

ポニーモータ運転時：約600 m<sup>3</sup>/h

炉心燃料領域を流れる冷却材流量は、炉内及びシステムの圧力損失との関係で単純比例とはならないが、流量配分計画では重量流量率で概ね 10 : 1

また、炉心燃料頂部となる炉容器上部プレナムと、エントランスノズル部が差し込まれる高圧プレナムの差圧は、  
定格運転時はポニーモータ運転時の約74倍

ポニーモータ運転状態において、炉容器上部プレナムと高圧プレナムの差圧は小さい。

部分装荷の燃料体の跳び上がり評価では、内部冷却材の流れによる流体力は小さいことから、流体力はゼロとしている。

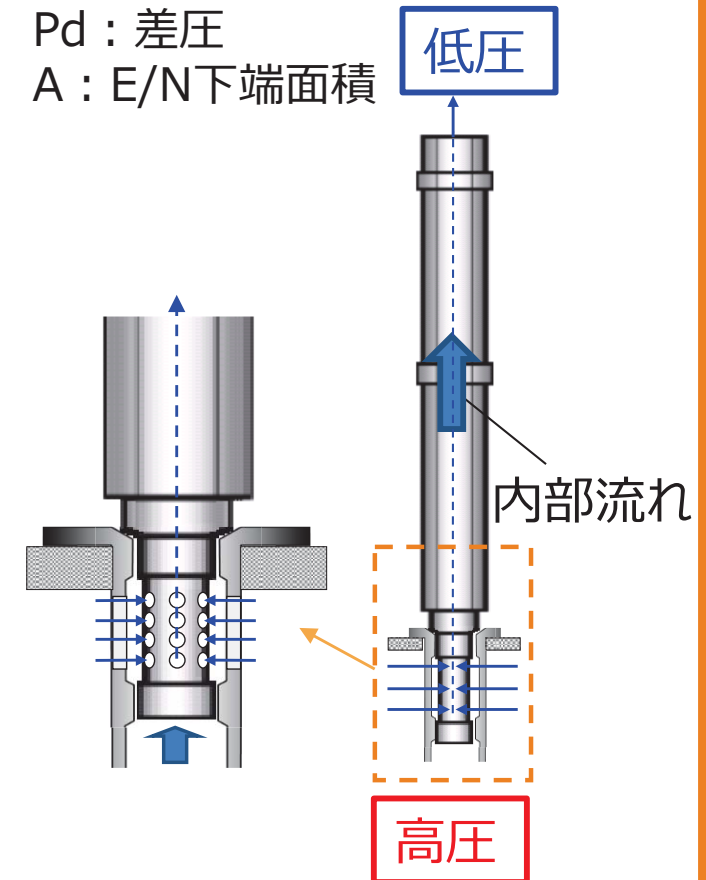
部分装荷状態では、燃料体未装荷部の流動抵抗が小さいため、未装荷部分にナトリウムが多く流れ、燃料体内を流れる冷却材流量は、全体として小さくなる方向。

### 内部流れによる流体力

$$F = Pd \cdot A$$

Pd : 差圧

A : E/N下端面積



内部流れによる上下差圧で上向き流体力が生じる。

#### 1. 燃料体1体引抜き時の流量変化

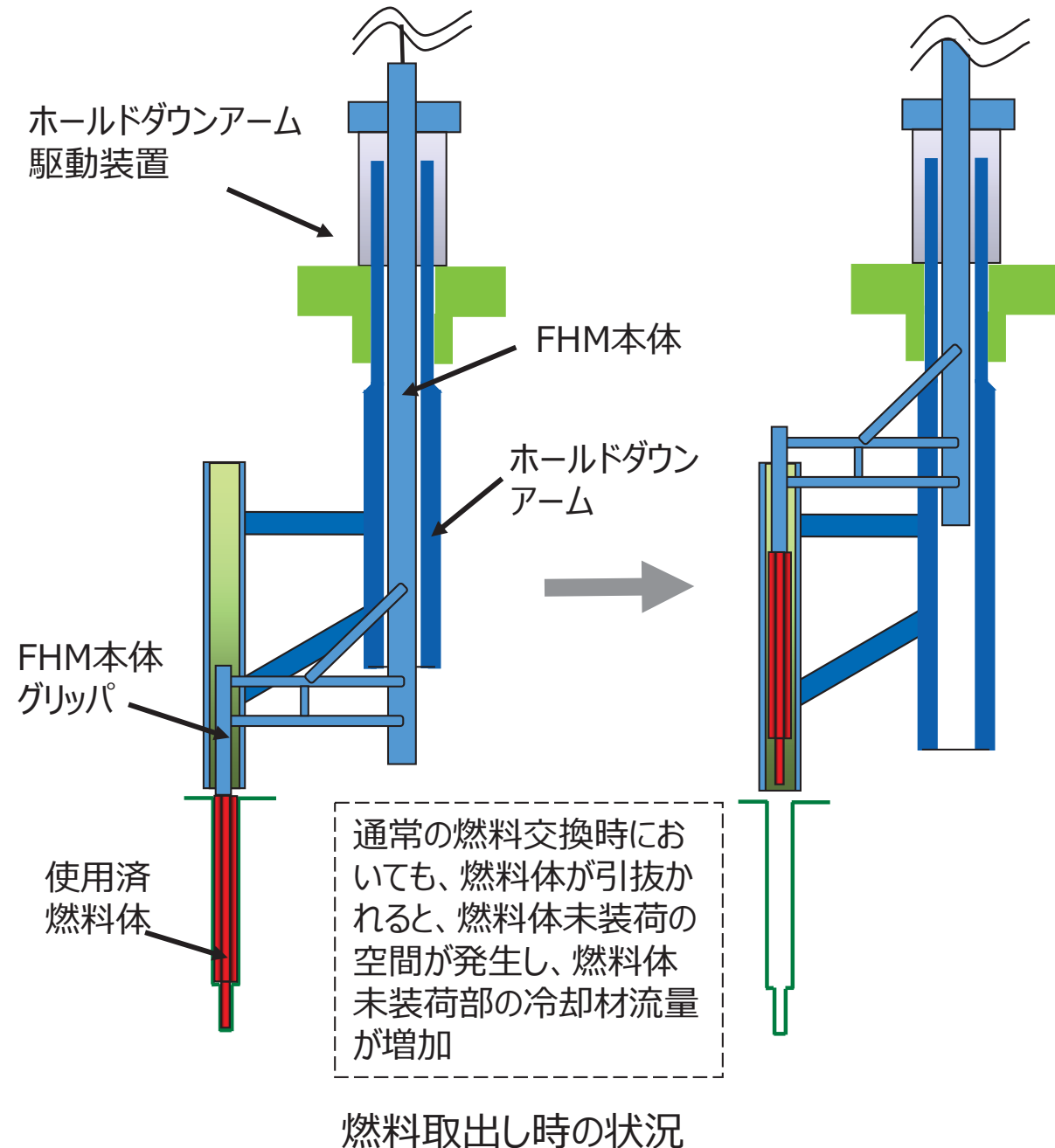
- ①燃料交換時炉心領域 1 の平均流量  
：約1.7kg/s
- ②未装荷部に流れる冷却材流量  
：約21kg/s
- ③通常の燃料交換時においても12倍程度の  
流量変化有り。

#### 2. 部分装荷における炉心流量の増加

- ①炉心流量が増加しても、主系統側の圧力  
損失が増し、流量増加は制限を受ける。
- ②ポニーモータは定回転運転。流量が増加す  
ると、ポンプ揚程は低下。

#### 3. 燃料体取出しへの影響

燃料体未装荷部の流量増加は、通常の燃料交換でも経験している事象。また、炉心流量の増加も系統側から制限を受けるため、大きく増えることはなく、燃料取出しには影響を与えない。



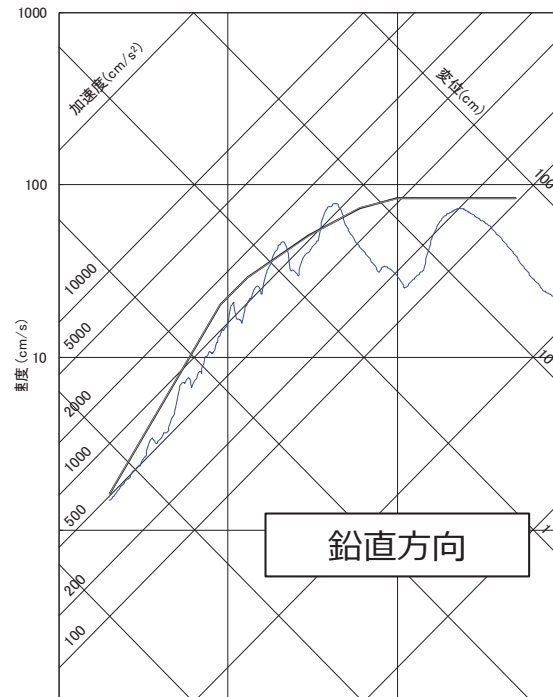
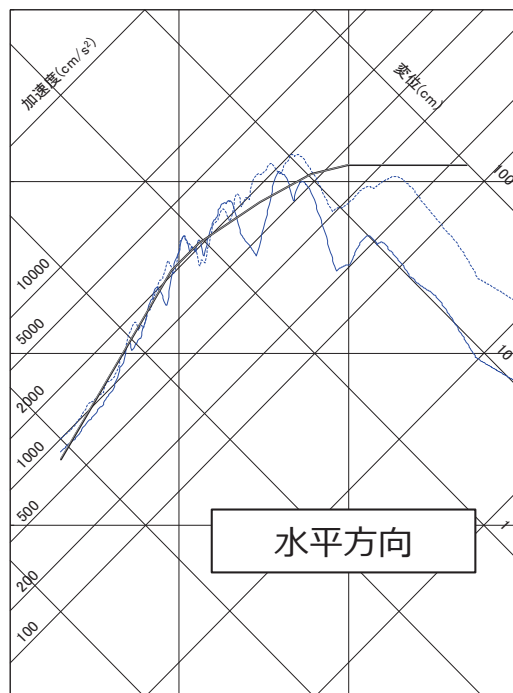
コメント	部分装荷時の地震時構造健全性評価において、耐震バックチェック時に策定した地震動を用いた評価と軽水炉参考波を用いた評価について、跳び上がり量の評価結果に1桁の差がある。この理由と妥当性を説明すること。
回答	<p>耐震バックチェック時に策定した地震動（以下、「Ss-D波」）と軽水炉参考波を比較すると、水平方向の加速度では軽水炉参考波は995ガルとSs-D波の760ガルに比べ大きい、鉛直方向の加速度では軽水炉参考波は464ガルとSs-D波の507ガルに比べ小さい。また、鉛直方向の応答スペクトルで比較（炉心支持板の固有周期0.075秒で比較）しても、軽水炉参考波はSs-D波に比べ小さく、燃料体の跳び上がりは小さくなる。</p> <p>実際の炉心支持板の最大加速値で比較すると、軽水炉参考波は1822ガルでありSs-D波の3090ガルと6割程度となっており、軽水炉参考波による跳び上がり量が小さくなることは妥当である（跳び上がり量は気中では初速の2乗に比例する）。</p> <p>また、これまでも説明したように、燃料体は衝突を繰り返し、燃料体が落下した際、炉心支持板の上向き速度が大きい時に大きく跳び上がる。軽水炉参考波は、地震動の継続時間が短く、燃料体が繰り返し炉心支持板に衝突する機会が減ることも最大跳び上がり量が小さくなる要因となる。</p>

# 1. 評価に用いる地震動の応答スペクトル

もんじゅの群振動評価では、以下の2つの地震動を適用。いずれも廃止措置計画認可申請書添付書類四別添1に記載された地震動。

- ① 耐震バックチェック※において「応答スペクトルに基づく地震動評価」により策定した基準地震動Ss-D
- ② 新規制基準への適合性が確認された近隣の軽水炉を参考に同じ評価条件で複数の地震動を策定。そのうち水平最大のケースを選定し、軽水炉の水平最大993Galと同等となるように振幅を係数倍(水平最大995 Gal)し策定した地震動(軽水炉参考波)

※：「高速増殖原型炉もんじゅ『発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針』の改訂に伴う耐震安全性評価結果報告書改訂(補正)」(平成22年3月)



軽水炉参考波の地震動は水平方向ではSs-D波よりも大きい、鉛直方向ではSs-D波よりも小さい

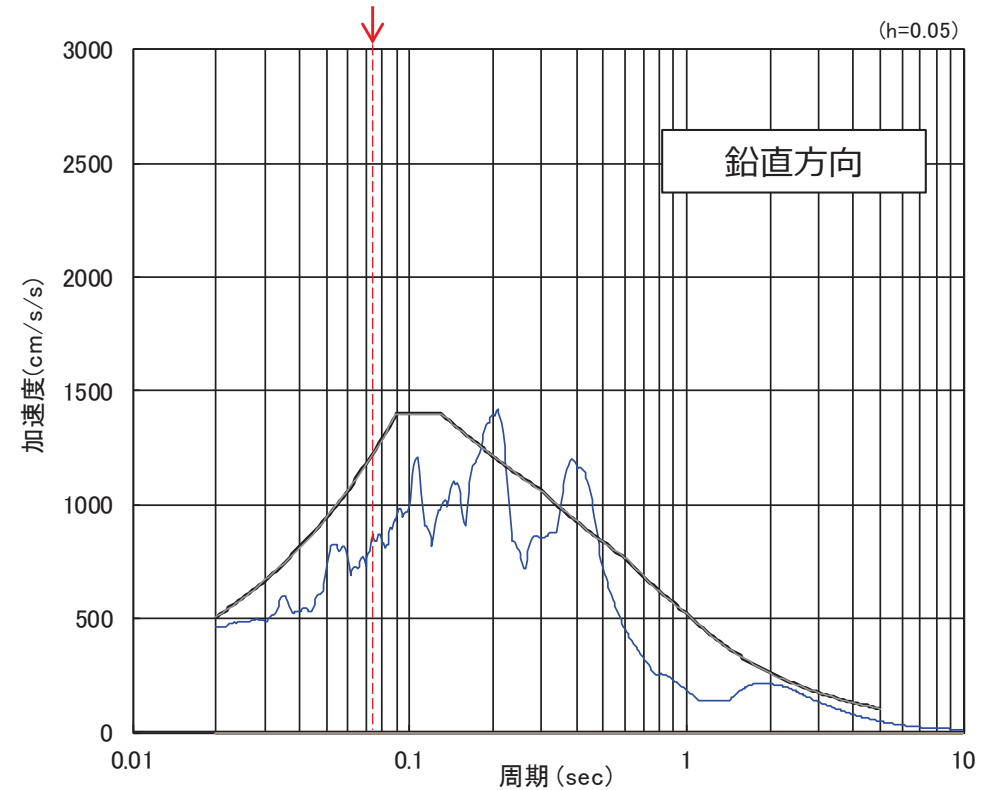
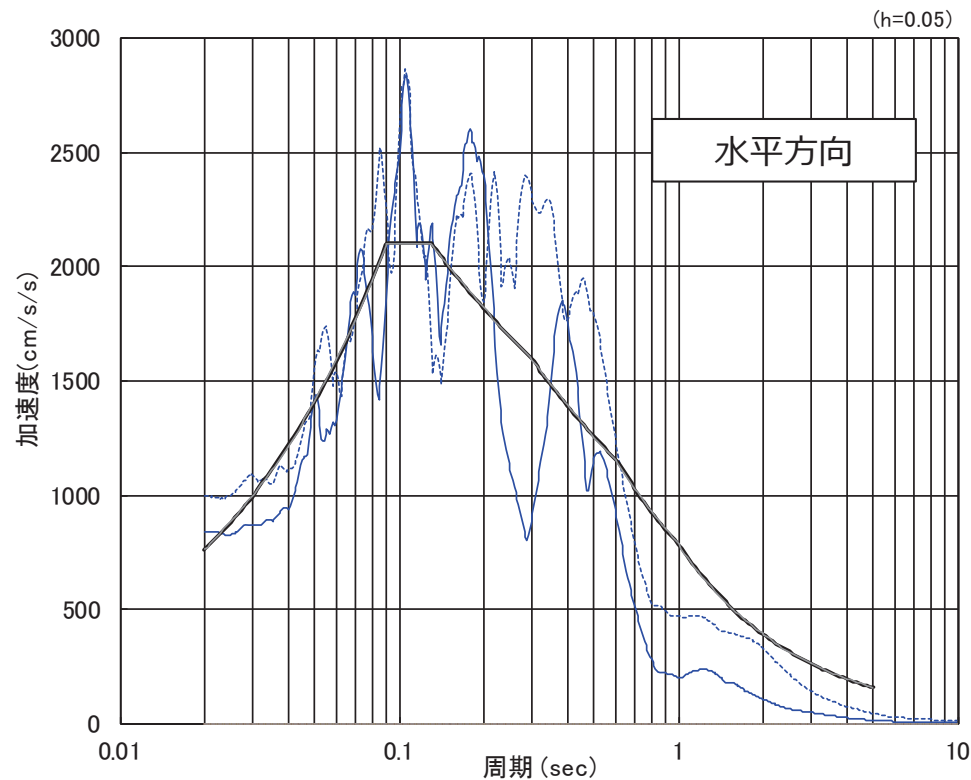
- 凡例 (Gal)
- : もんじゅ基準地震動Ss-D (水平760、鉛直507)
  - : 軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動 (NS837、EW995、UD464)
- ※水平方向の図において、実線がNS方向、点線がEW方向のスペクトルを示す

評価に適用した地震動の応答スペクトル図

## 2. 評価に用いる地震動の応答スペクトル（加速度表示）

炉心支持板の鉛直方向の固有周期：0.075秒と比較しても、地震動の応答スペクトル図上の加速度は、軽水炉参考波がSs-D波よりも小さい。

炉心支持板の固有周期：0.075秒



凡例 (Gal)

— : もんじゅ基準地震動Ss-D (水平760、鉛直507)

— : 軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動 (NS837、EW995、UD464)

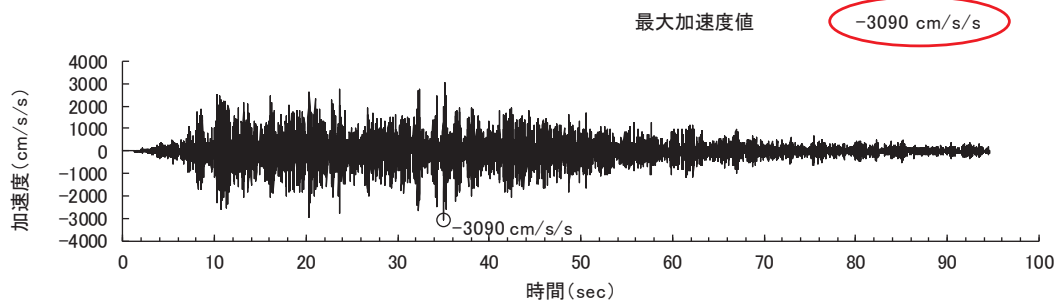
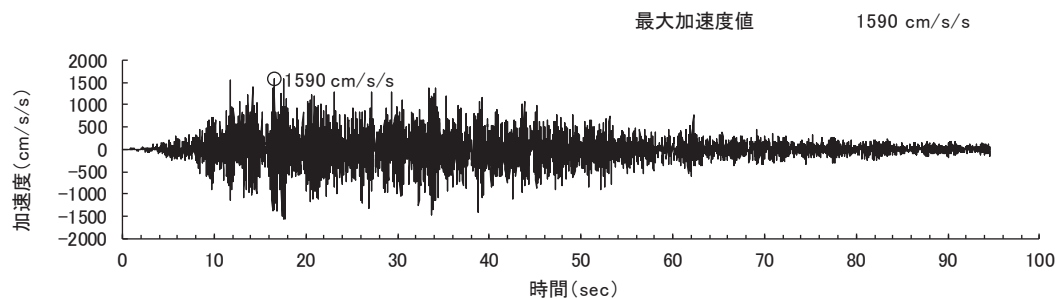
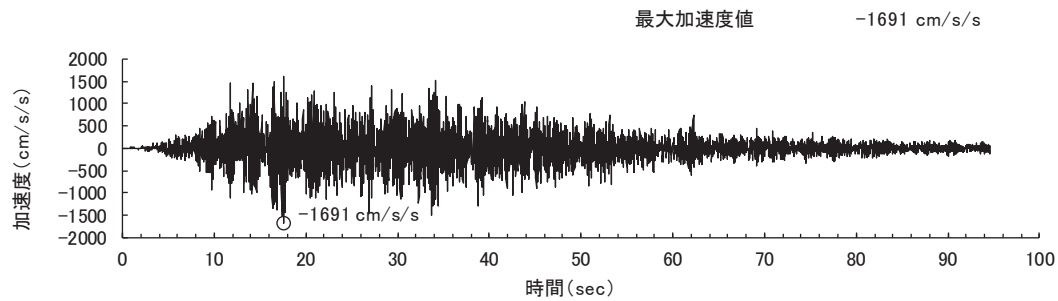
※水平方向の図において、実線がNS方向、点線がEW方向のスペクトルを示す

評価に適用した地震動の応答スペクトル図（加速度表示）

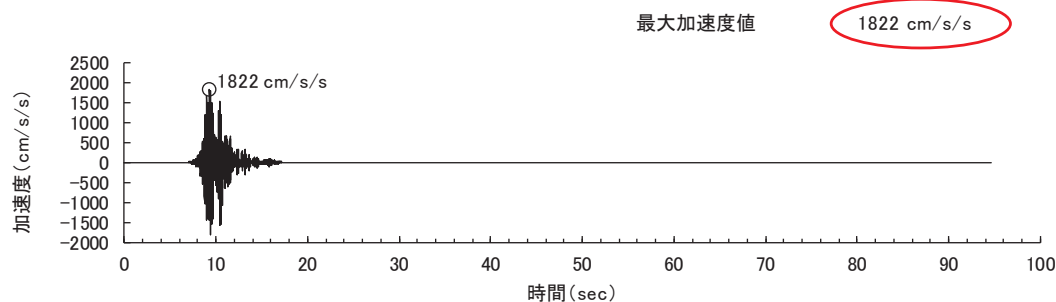
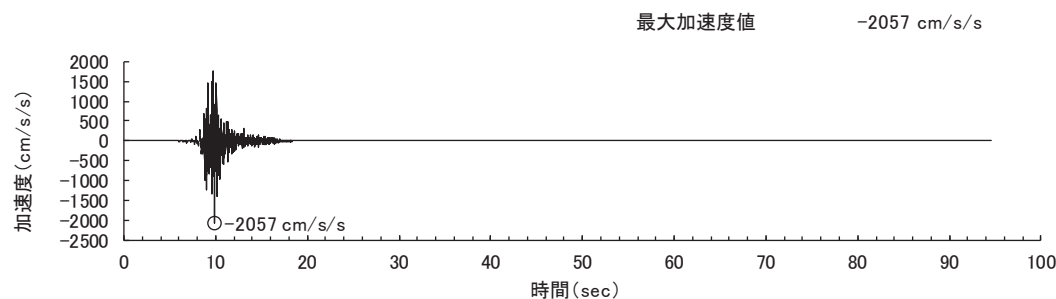
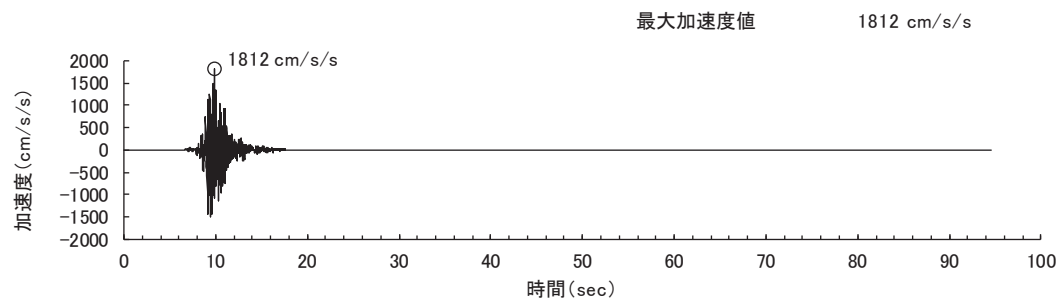
### 3. 炉心支持板の時刻歴応答波形

炉心支持板上の加速度で比較すると、軽水炉参考波の最大加速度はSs-D波の6割程度と小さい。

「応答スペクトルに基づく地震動評価」により策定した地震動Ss-Dによる炉心支持板の加速度応答時刻歴波形



軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動による炉心支持板の加速度応答時刻歴波形

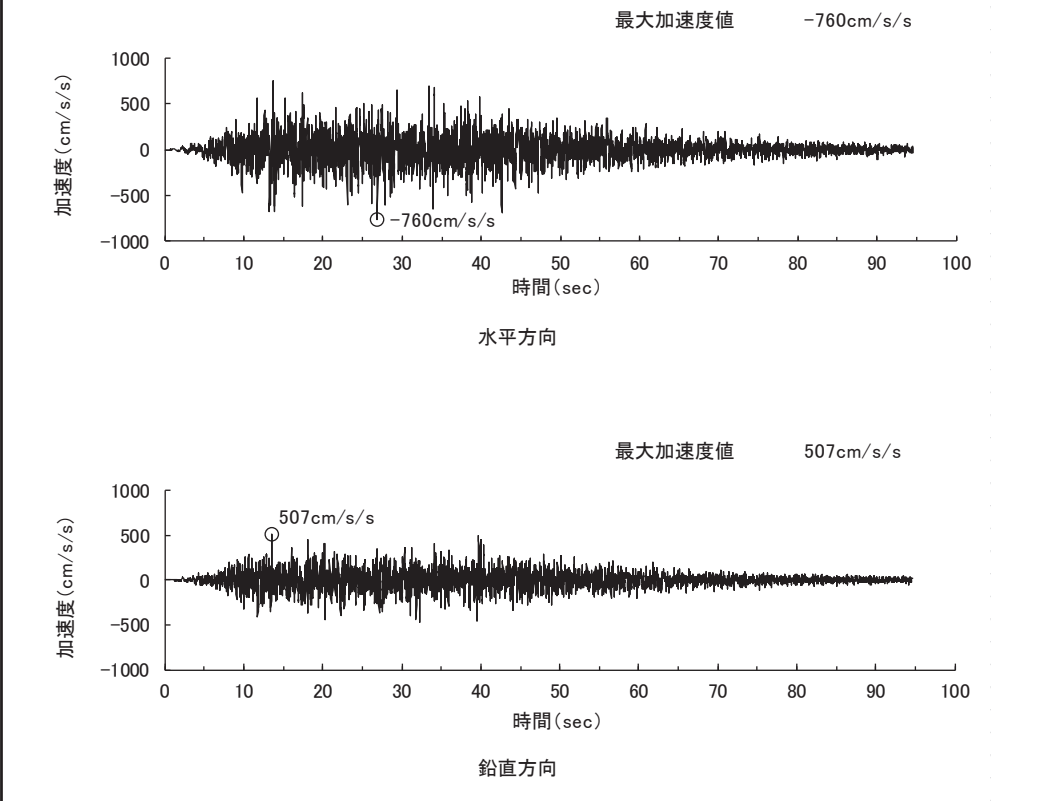




## 4. 評価に用いる地震動の時刻歴波形

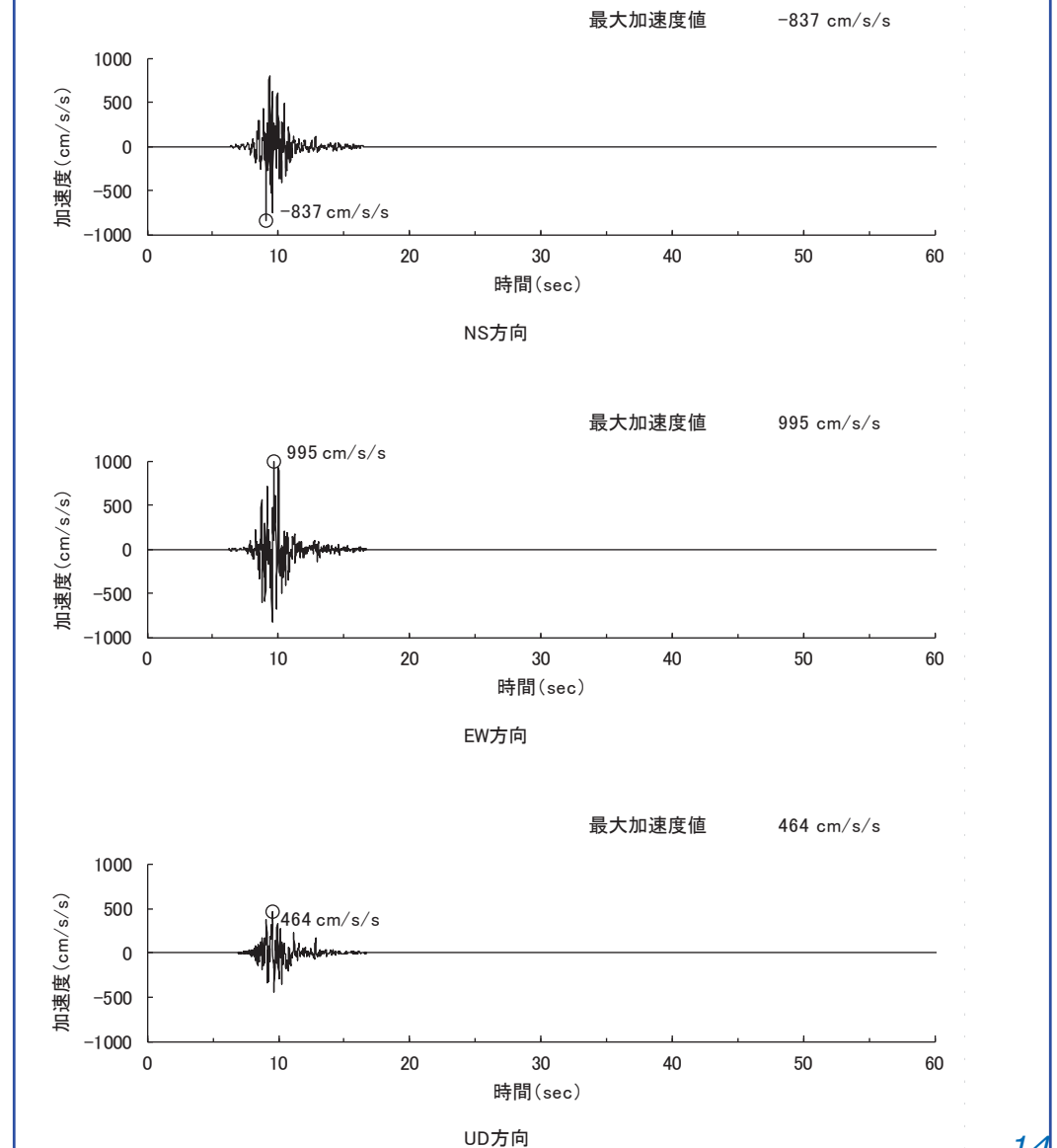
軽水炉参考波は、近傍の活断層による地震を想定しており、Ss-D波に比べ地震継続時間が短い。

「応答スペクトルに基づく地震動評価」により策定した地震動Ss-D



燃料体の跳び上がり量の最大値は、振動する炉心支持板に落下して衝突し、跳び上がりと衝突を繰り返すことにより、最大値が出る現象。軽水炉参考波はSs-D波に比べ地震継続時間が短いことから、炉心支持板の上向き速度が大きい時に衝突する機会が少なく、Ss-D波に比較して、最大跳び上がり量が小さくなる要因となる。

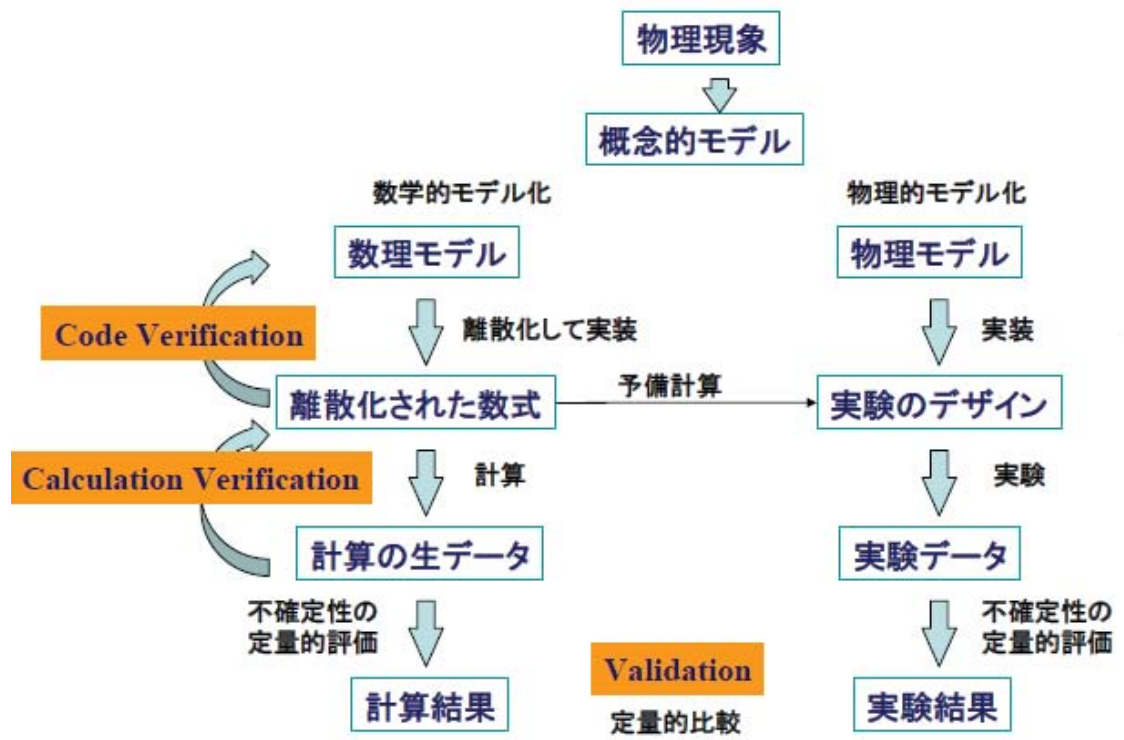
軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動



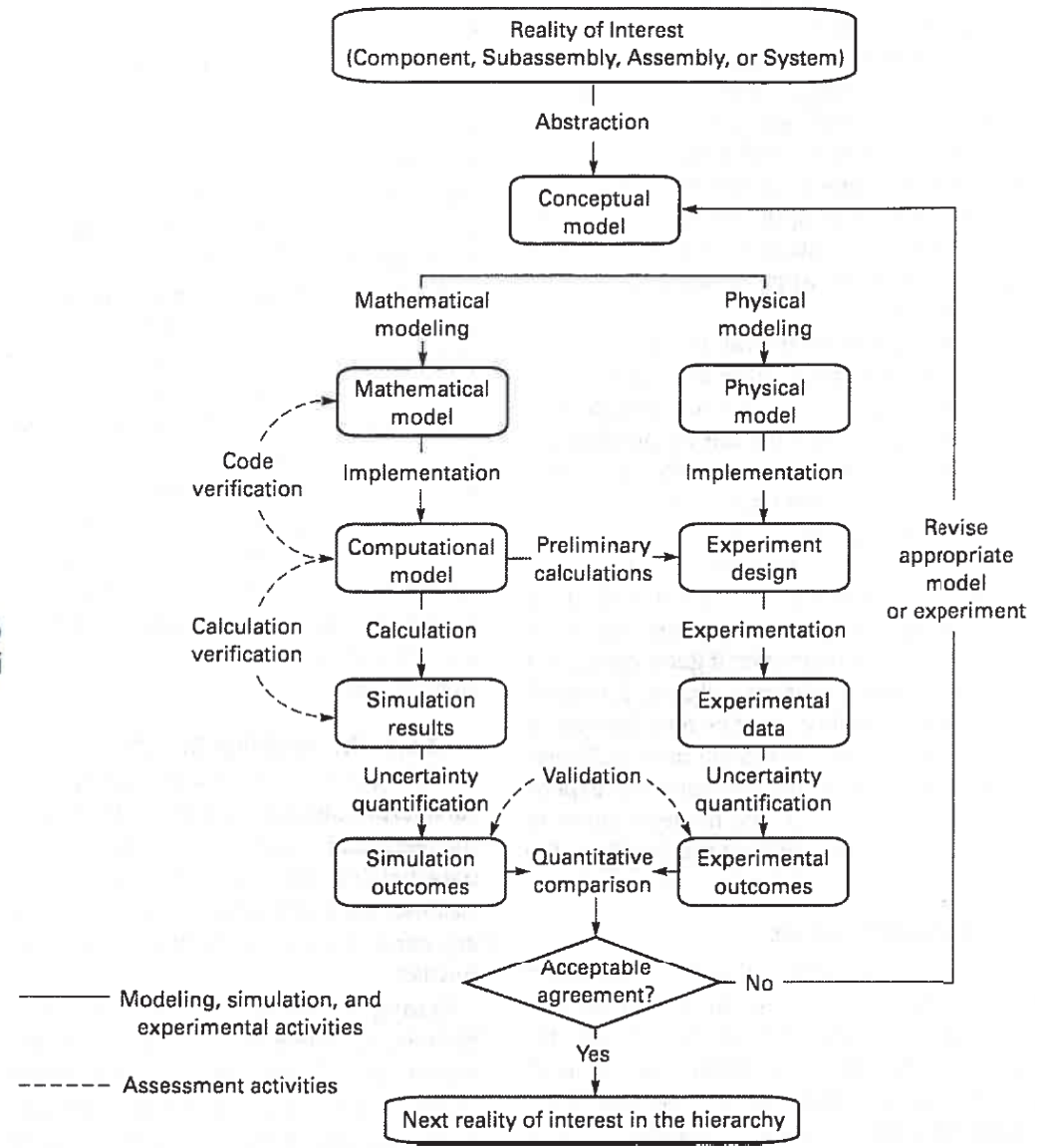


コメント	<p>REVIAN-3DのV&amp;Vのうち、Verificationに関するものについて、当該解析コードと検証モデルのコードとしての整合性等を整理して説明すること。</p>
回答	<p>炉心群振動挙動を3次元でシミュレーションする解析コードREVIAN-3Dは、群振動挙動を解析的に評価するために、単体の試験から着手し、段階的に試験体系を拡大し、解析コードの整備を進めてきた。解析コードの開発は、平成 20年（2008年）から着手した。その当時、ASMEにおいてV&amp;V 10-2006が公表され、日本においても解析コードのV&amp;Vの考え方が認識されるようになっていた。このため解析コードは、ASMEのV&amp;Vの考え方を念頭に置き開発を進めてきた。</p> <p>実験と解析とを比較しながら、解析コード開発を進めてきたが、具体的には個別の計算（数理）モデルを検証し（Verification）、実験による妥当性確認を行い(Validation)、解析と試験の差が大きければ計算モデルの修正を行い、解析コードの信頼性を確保してきた。</p> <p>解析コード全体を俯瞰して見た場合、Verificationとして区分される代表的な事例を挙げると、①自由落下挙動の計算モデルを理論解と比較（解析刻み時間が適正であることの確認）、②自由落下時の跳び上がり挙動を理論解と比較（衝突時の跳び上がり高さ、滞空時間の確認）、③自由落下時の隣接燃料体との摩擦力効果を理論解と比較、④流路網流体力の固有値解析を理論解と比較、⑤解析モデルに組み込まれる数式の物理定数は実験による確認値を使用、等である。</p>

# 1. ASME V&V-10ガイドを意識した解析コードの開発



個別の計算（数理）モデルを検証し(Verification)、実験による妥当性確認を行い(Validation)、解析と試験の差が大きければ計算モデルの修正を行い、解析コードの開発をStep by Stepで推進。一つの試験体系で、そこまでの解析手法の妥当性を確認してから、次の段階の試験へ移り、検証と妥当性確認を実施。実験が先行しモデルを考えることもあり、明確にVerificationとValidationを分けにくい場合もある。

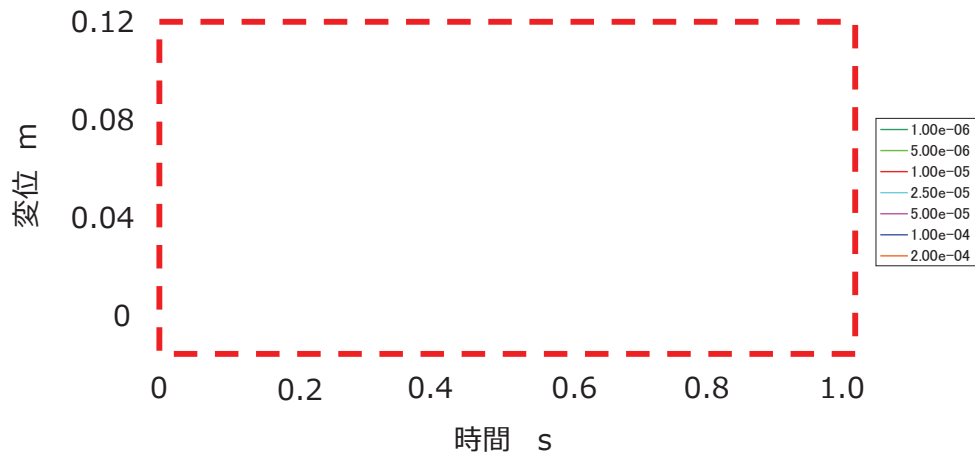


## V&V Activities and products

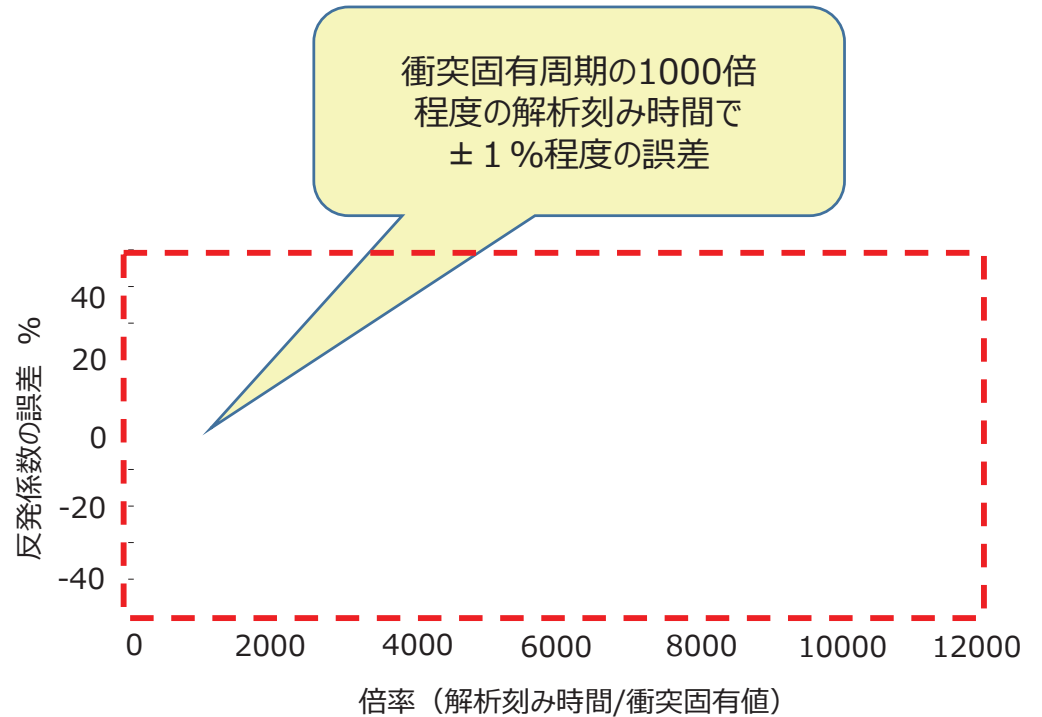
ASME V&V 10-2006  
Guide for Verification and Validation in  
Computational Solid Mechanics

## 2. 自由落下時の挙動を理論解と比較

検証方法 自由落下時の挙動について理論解との比較  
 パラメータ 解析刻み時間



上下方向の応答波形



解析刻み時間を衝突固有値の1000倍程度にすることで、  
 理論解に対し±1%程度の誤差で解析可能

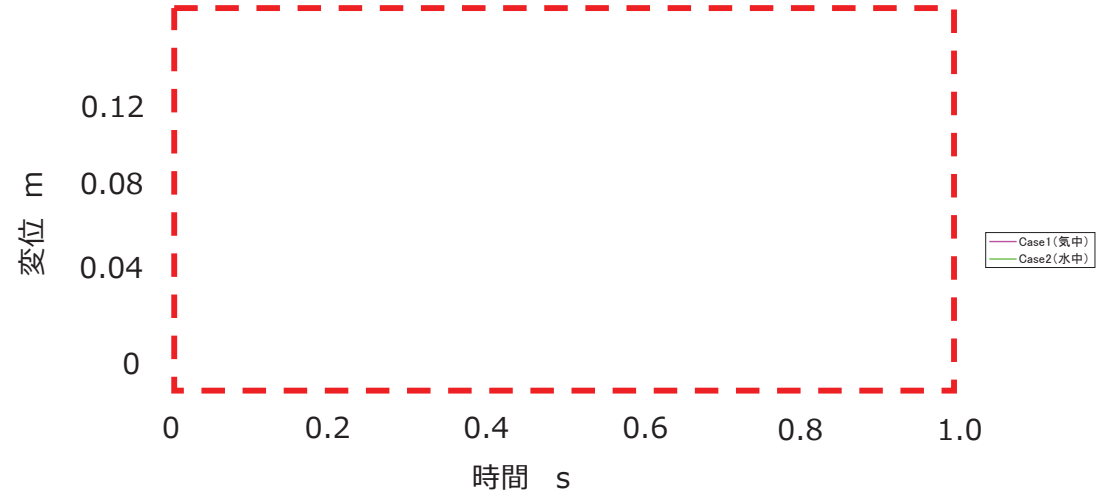
#### 検証方法 自由落下時の跳び上がり解析について理論解との比較

解析条件

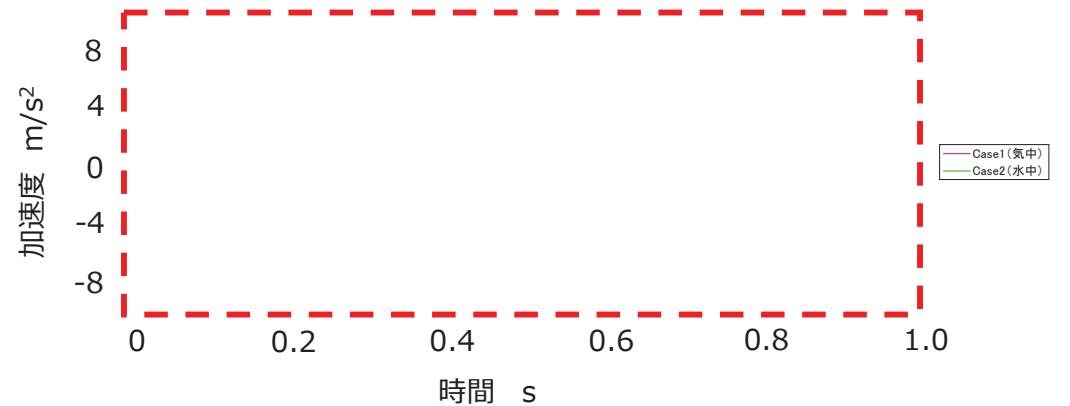
	質量 kg	球面座 剛性 N/m	球面座 減衰 Ns/m	反発 係数
気中				
水中				

理論値と解析値の比較

		理論値	解析値	比率
気中	跳び上がり 高さ m			1.00
	加速度 m/s <sup>2</sup>			1.00
	滞空時間 s			1.00
水中	跳び上がり 高さ m			1.00
	加速度 m/s <sup>2</sup>			1.00
	滞空時間 s			1.00



上下方向の応答波形

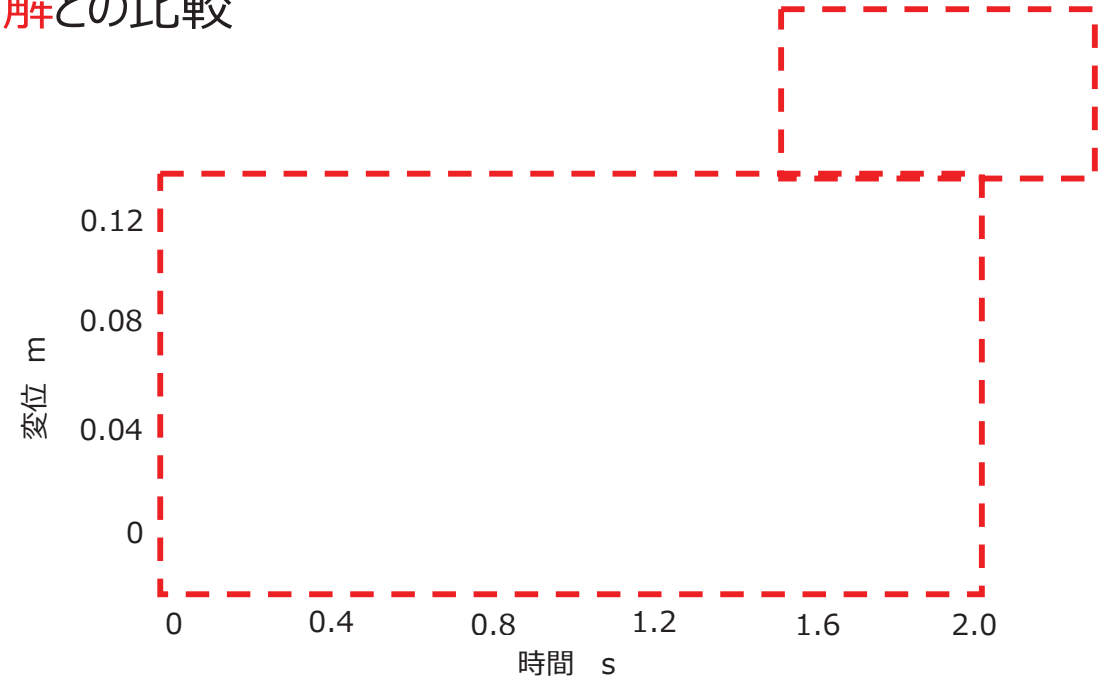
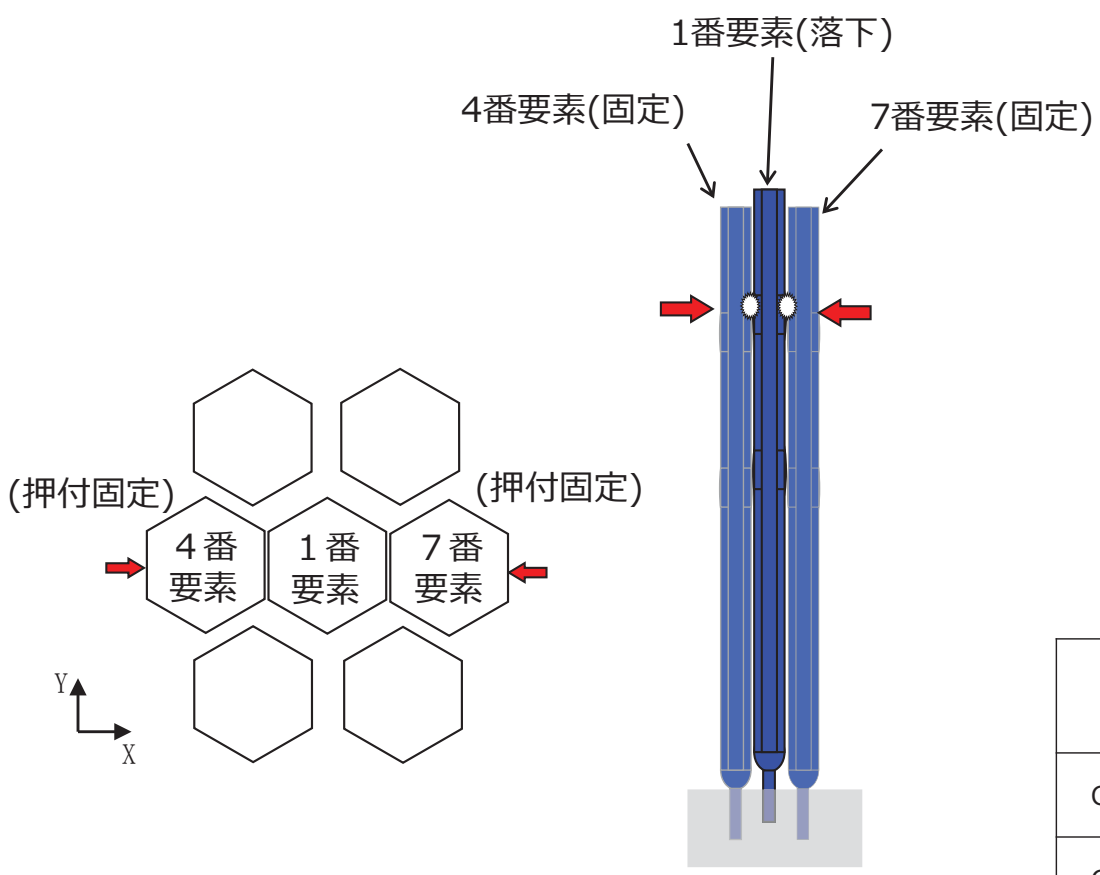


自由落下時の応答

自由落下後の衝突による跳び上がりの高さ、滞空時間をほぼ100%再現

# 4. 隣接燃料体との摩擦力の効果を理論解と比較

検証方法：自由落下時の摩擦の影響について理論解との比較



理論値と解析値の比較

	初期変位 mm	重力 N	摩擦力 (2面分) N	滑り変位 理論値 m	滑り変位 解析値 m	加速度 理論値 m/s <sup>2</sup>	加速度 解析値 m/s <sup>2</sup>
Case1							
Case2							

滑り変位 0.1s後の変位相対値

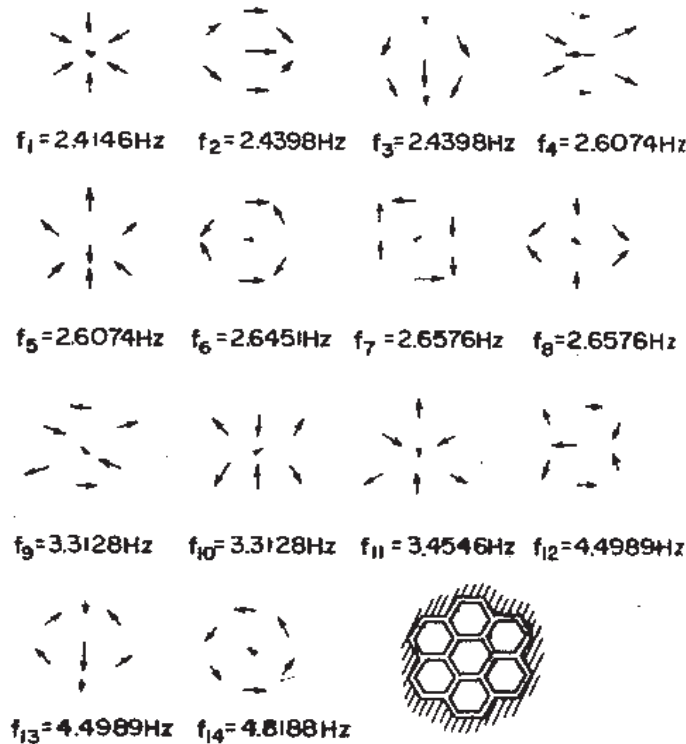
摩擦力の効果を確認 (静止、理論通りの滑り変位)

## 検証方法：流路網流体力の固有値解析（7体体系）について文献\*との比較

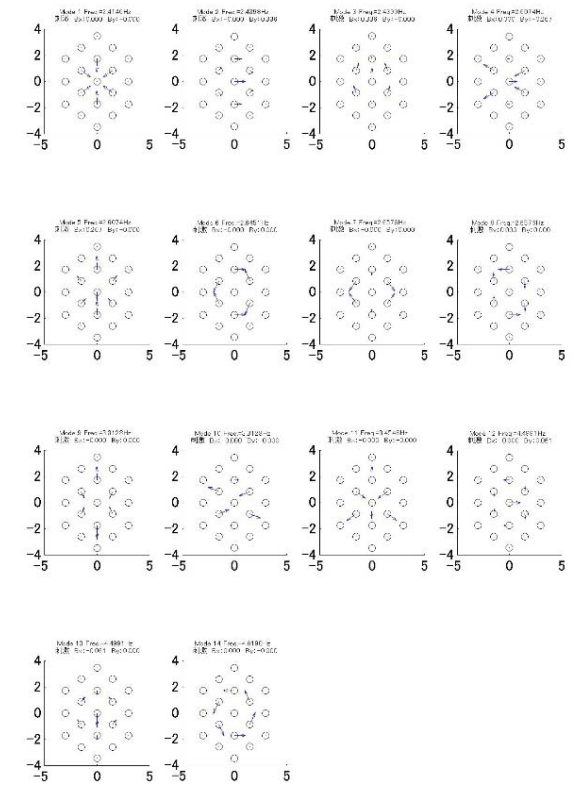
固有振動数の理論値と解析値の比較

次数	理論値	解析値	解析/理論
1			1.000
2			1.000
3			1.000
4			1.000
5			1.000
6			1.000
7			1.000
8			1.000
9			1.000
10			1.000
11			1.000
12			1.000
13			1.000
14			1.000

<参考> 気中の固有振動数 5.4504Hz



文献



解析

固有振動モードの理論値と解析値の比較

本解析手法にて考慮した流体連成現象のモデル化は、文献に提示されている2次元モデル解と同等の結果となることを確認

\* 藤田勝久, 流体中の棒群の振動特性と地震応答解析, 日本機械学会論文集C編, Vol.47, No415, 1981, pp251-262  
 藤田勝久, 構造物と流体の連成振動系の動的応答解析に関する研究, 1981



# 6. 解析モデルに組み込まれる数式の定数は実験値を使用

要素落下試験による試験体の衝突特性の現象把握と物理定数等の確認

試験体の衝突部位のモデル

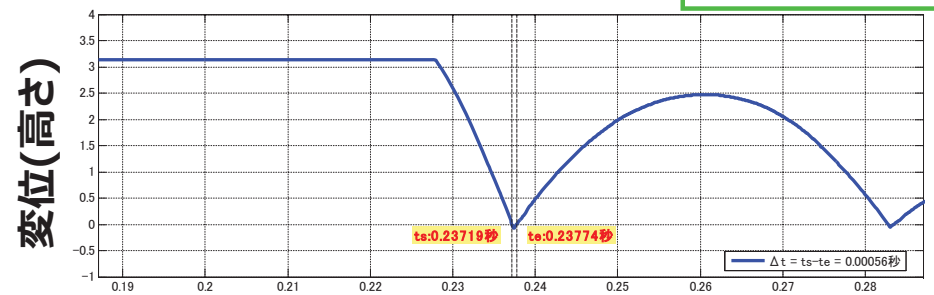
- 実寸 ハンドリングヘッド
- 中間パッド
- エントランスノズル
- 1/1.5 ハンドリングヘッド
- 中間パッド
- エントランスノズル
- 1/2.5 ハンドリングヘッド
- エントランスノズル



中間パッドのモデル

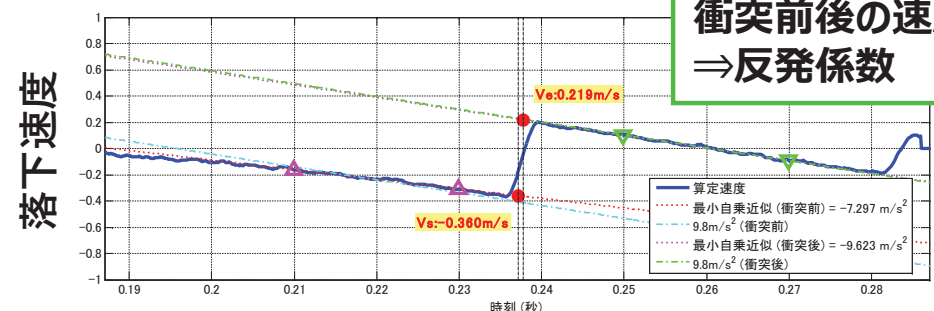
落下試験変位の時刻歴

接触時間測定

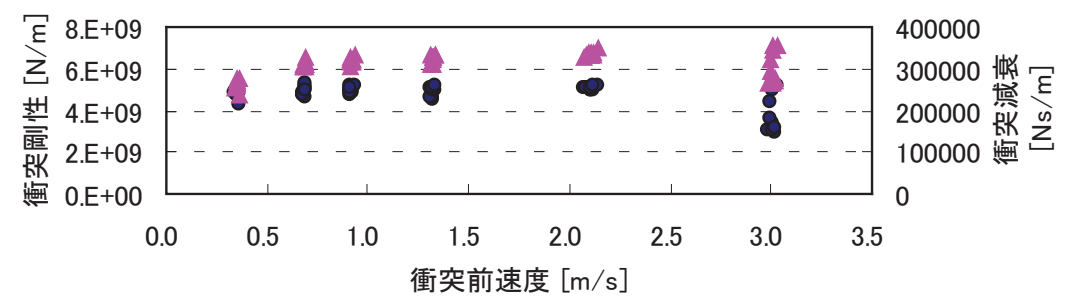


落下速度の時刻歴

衝突前後の速度 ⇒ 反発係数



● 衝突剛性 [N/m] ▲ 衝突減衰 [Ns/m]



衝突剛性・衝突減衰

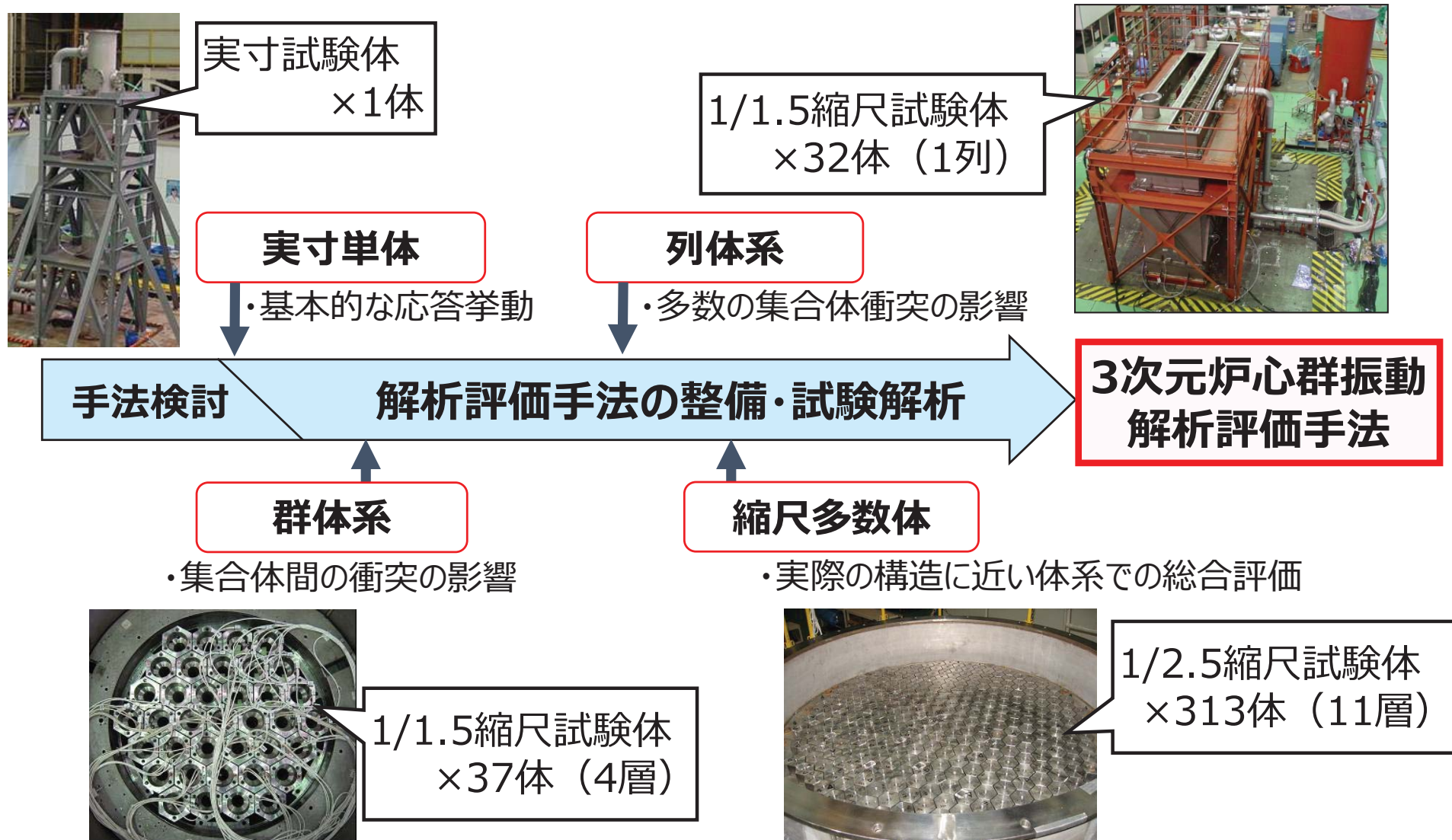


### 3次元炉心群振動解析評価手法の検証

- 自由落下時の拳動について理論解と比較し、解析刻み時間を衝突固有値の1000倍程度にすることで、理論解に対し±1%程度の誤差で解析可能であることを検証。
- 自由落下時の跳び上がり拳動について理論解と比較し、自由落下後の衝突による跳び上がりの高さ、滞空時間をほぼ100%再現できることを検証。
- 自由落下時の摩擦の影響について理論解と比較し、摩擦力の効果（静止、理論通りの滑り変位）を確認。
- 流体連成現象のモデル化は、文献に提示されている2次元モデル解と同等の結果となることを確認。
- 解析モデルに組み込まれる数式の定数は、実験によって得られた値を使用。

## 整備計画：

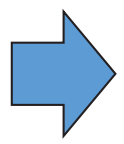
- 単純な体系からより多数の複雑な挙動を模擬する体系へとStep by Stepにより試験を実施し、評価手法を整備。



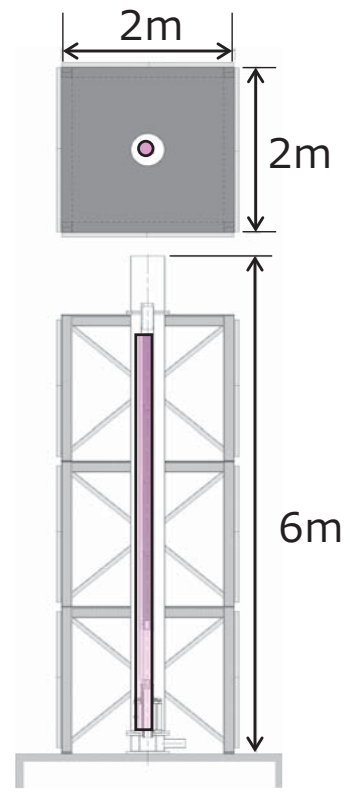
## 参考2. もんじゅ燃料体と各試験体系の試験体主要寸法比較

	もんじゅ燃料体	実寸試験体 (JSFR)	1/1.5縮尺 試験体	1/2.5縮尺 試験体
主要材質	SUS316鋼 SUS316相当鋼	SUS304	SUS304	SUS304 (模擬重量体： 炭素鋼)
全長	4.2m	約4.6m	約3m	約1.9m
重量	約180kg	約650kg	約185kg	約38kg
ラッパ管板厚	3mm	5mm	2mm	1.5mm
パッド部 対辺間距離	114.9mm	205mm	136.7mm	82.0mm
燃料体内部 の構造 (流体効果)	ピンバンドル	オリフィス設置により 上部/下部プレナム差圧 模擬により考慮	同左	中空構造、重量模擬 (内部の流体効果 は考慮せず)

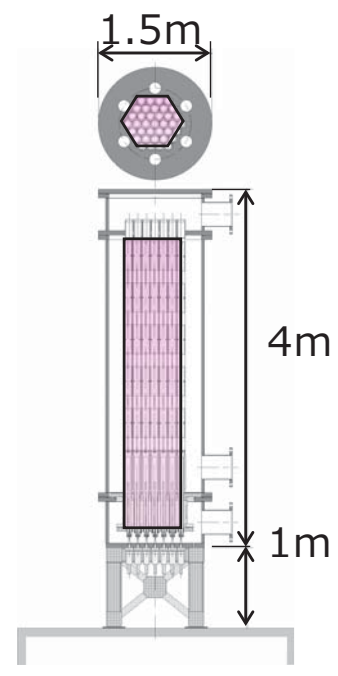
縮尺比、本数、並べ方等単純な体系から実際に近い体系へ段階的に試験体系を拡張



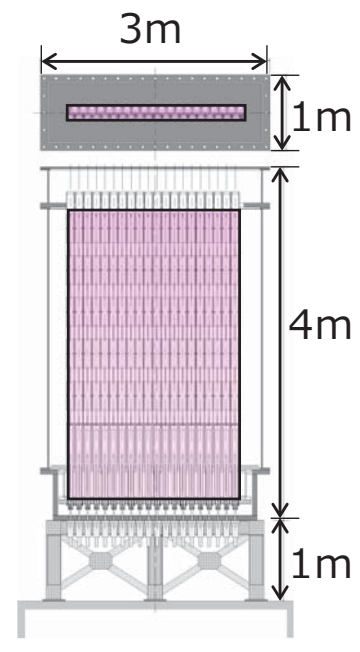
- ・解析モデルの構築
- ・群振動基礎データの取得
- ・解析手法検証
- ・データの取得
- ・解析手法の妥当性確認
- ・各種パラメータの影響程度の評価
- ・解析モデルの修正



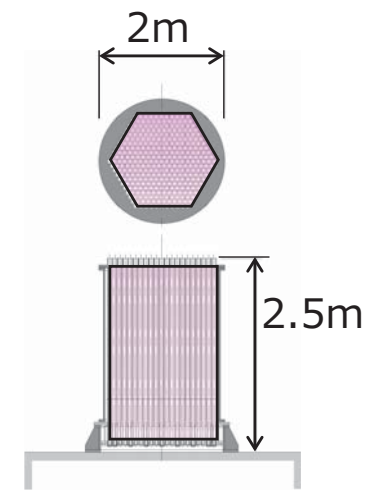
**実寸単体試験**  
縮尺 1/1  
1 体



**群体系試験**  
縮尺 1/1.5  
最大 37 体



**列体系試験**  
縮尺 1/1.5  
最大 32 体

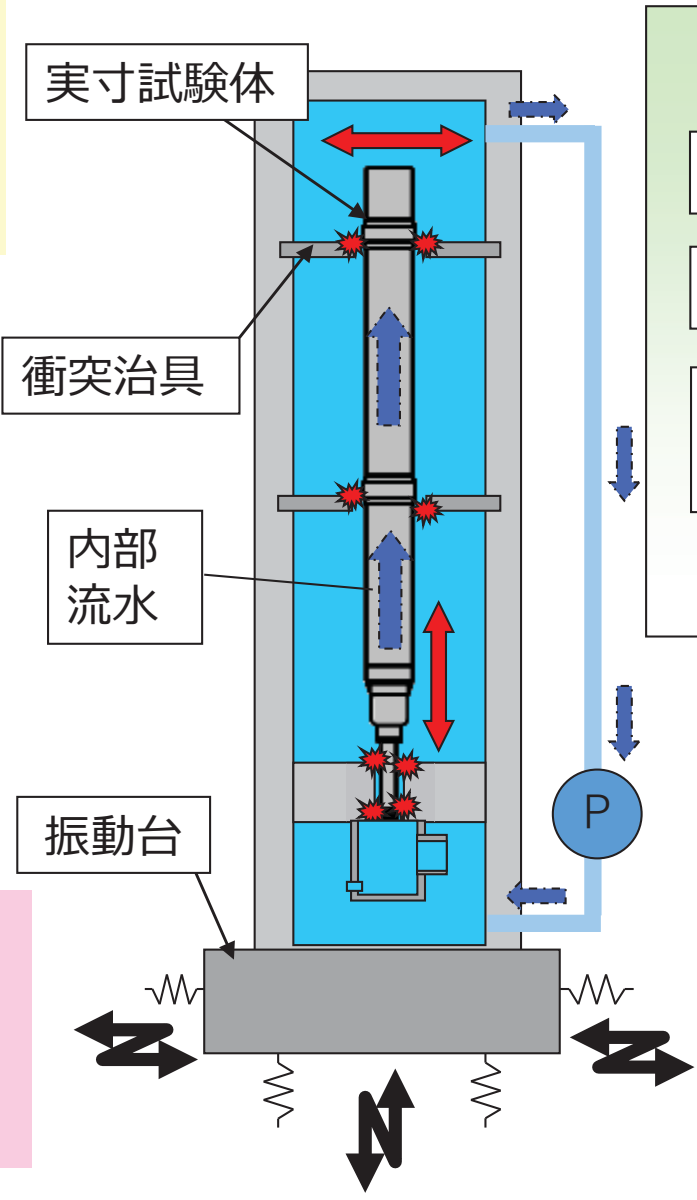


**多数体系試験**  
縮尺 1/2.5  
最大 313 体

単体振動試験  
FBR燃料集合体の  
実寸試験体によって、  
単体振動挙動を測定



**単体振動試験装置**  
パラメータ  
雰囲気(気中・水中・流水中)  
加振波形、衝突部隙間など  
⇒約100ケースの試験条件



測定データ

- 試験体水平変位
- 衝突荷重
- 試験体上下変位 (跳び上がり量)
- など

○実寸大における振動挙動  
基礎データの取得

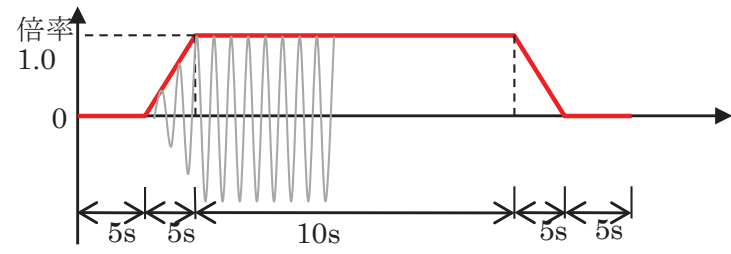
検証解析  
試験結果と  
解析結果との比較  
⇒解析手法の検証と妥当  
性確認



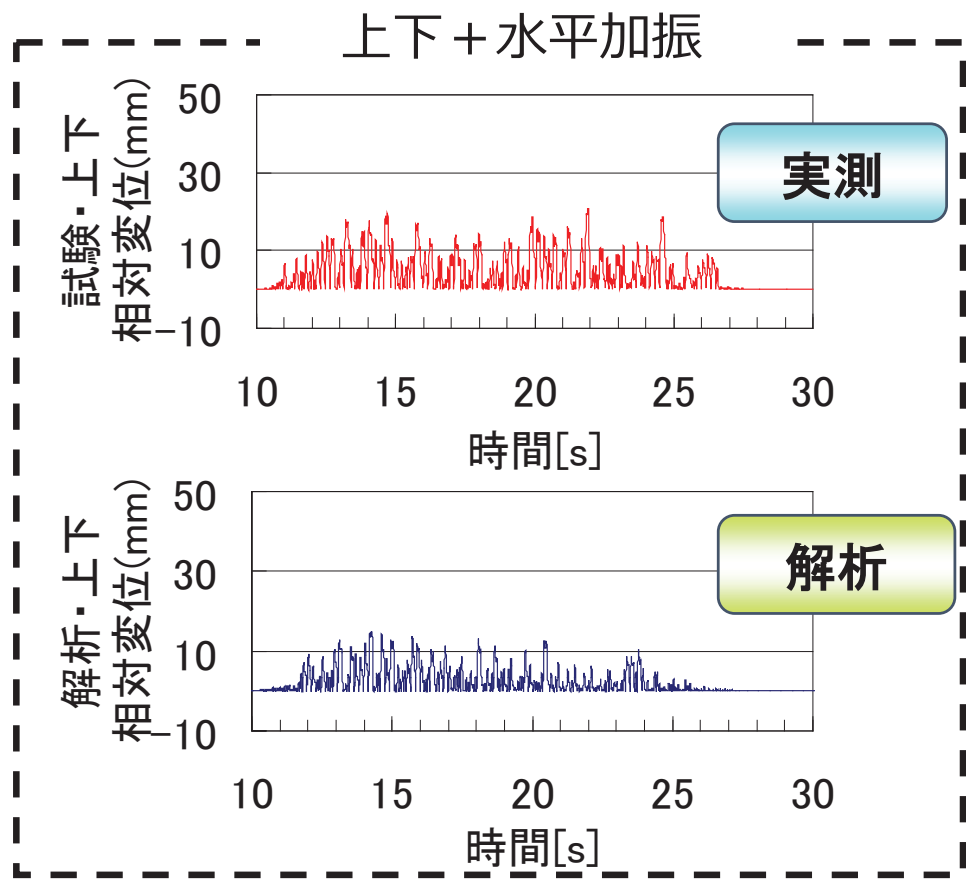
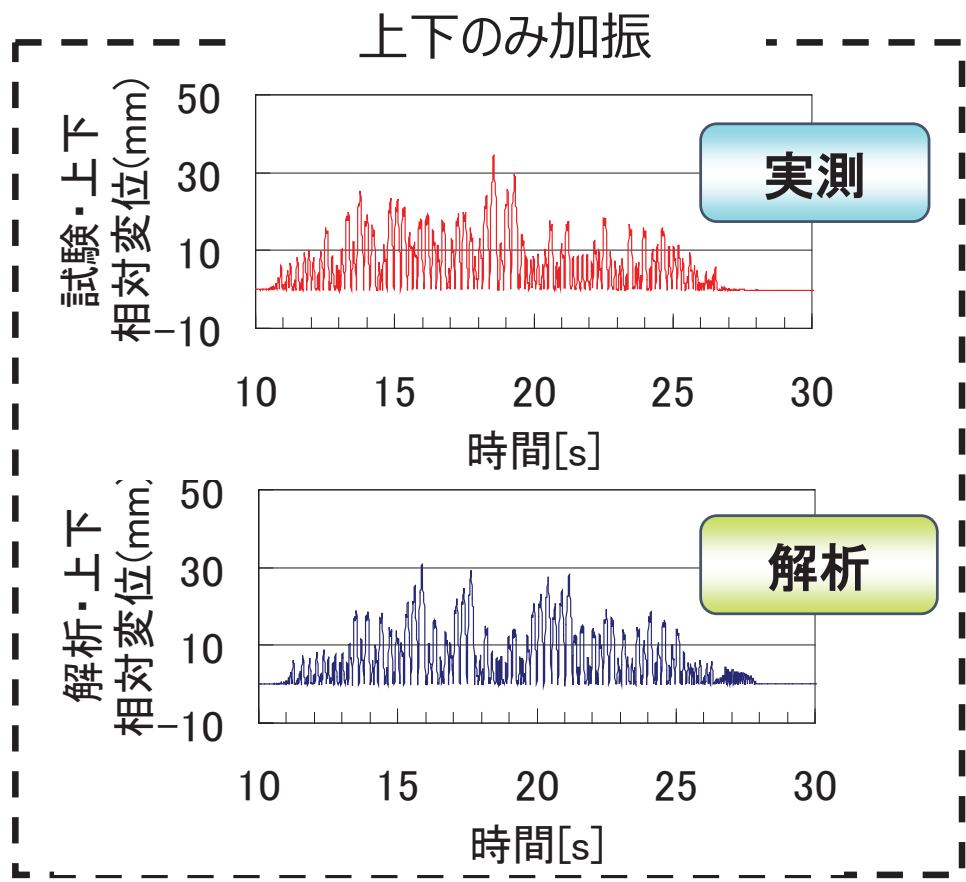
# 参考5. 水平加振による跳び上がり量への影響

加振波：正弦波  
 雰囲気：水中(流体力100%)  
 加振方向：上下のみ加振  
 水平+上下加振

(水平) 加振レベル：  $3.9\text{m/s}^2$   
 加振振動数：  $4.2\text{Hz}$   
 (上下) 加振レベル：  $19.6\text{m/s}^2$   
 加振振動数：  $11.9\text{Hz}$

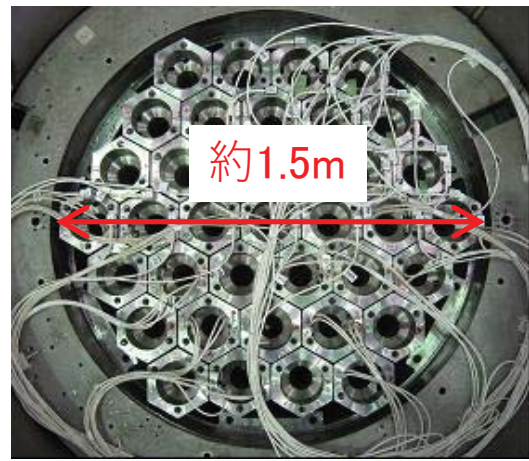


正弦波加振波形

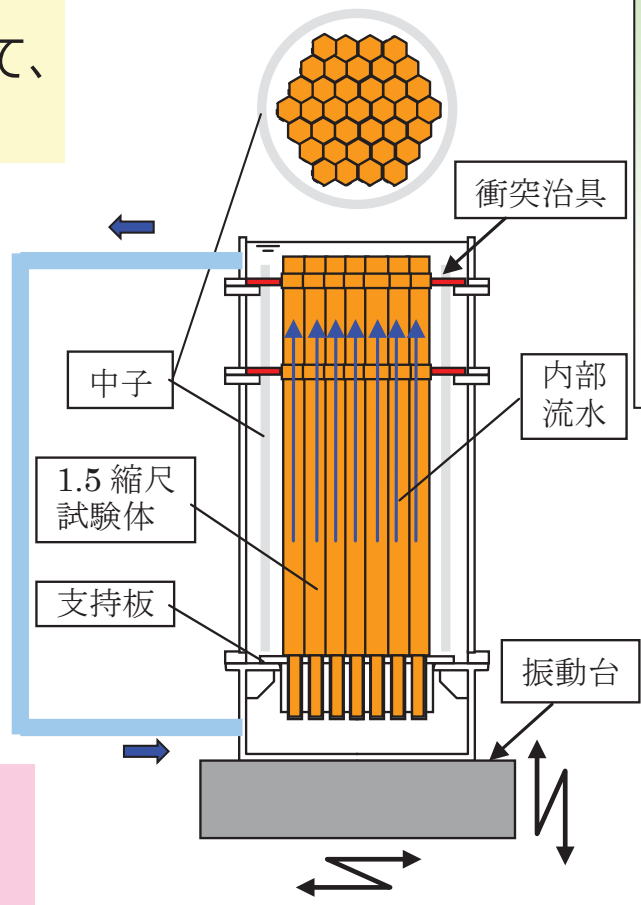


跳び上がり量に及ぼす水平加振の影響を概ね再現できる (衝突モデルの妥当性確認)

37体群体系振動試験  
FBR燃料集合体の  
1/1.5縮尺試験体によって、  
群振動挙動を測定



約1.5m



測定データ  
衝突荷重  
試験体上下変位  
(跳び上がり量)  
など

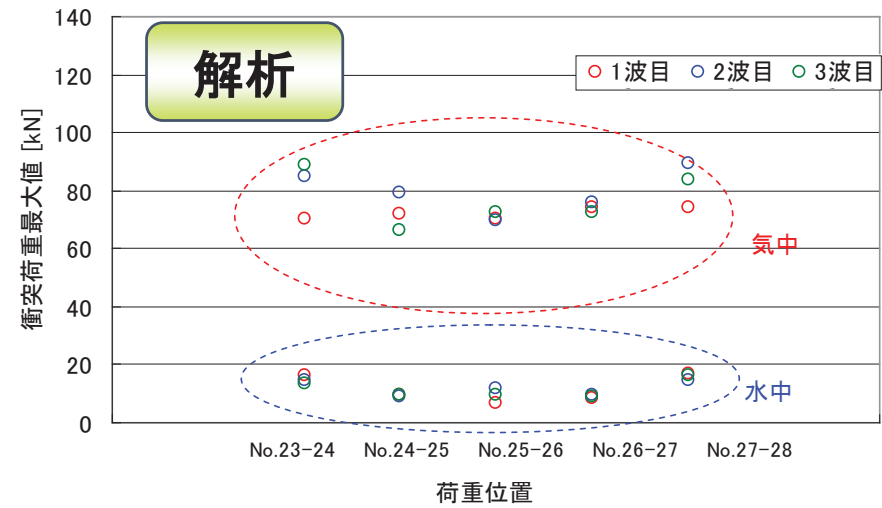
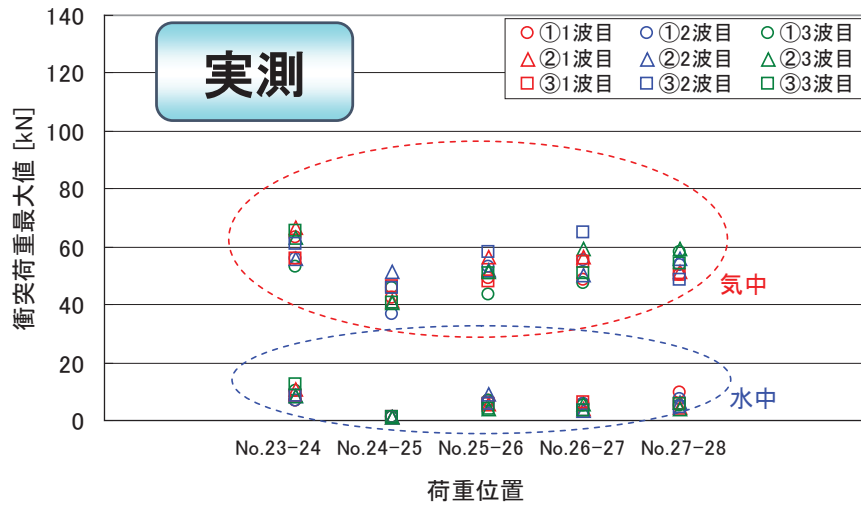
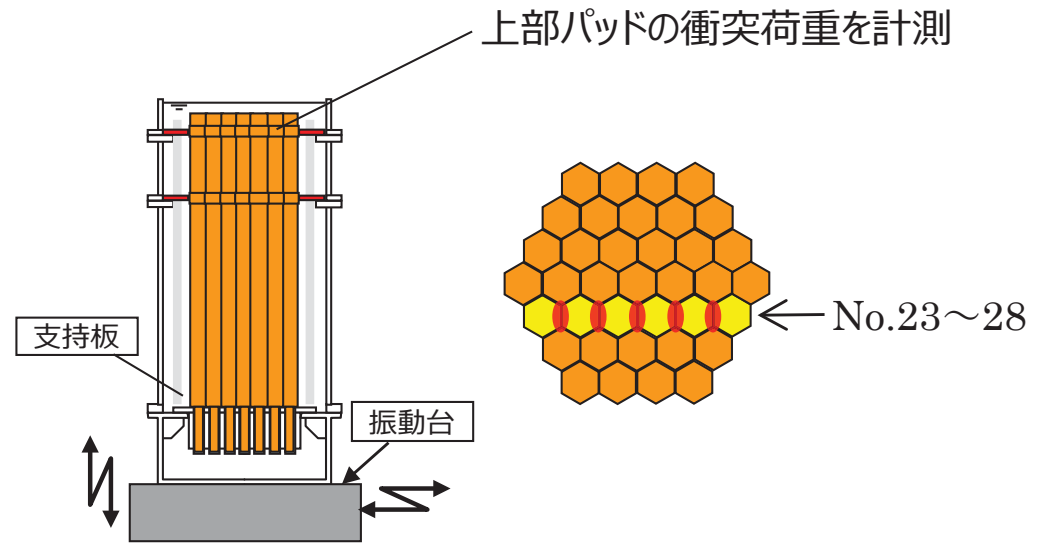
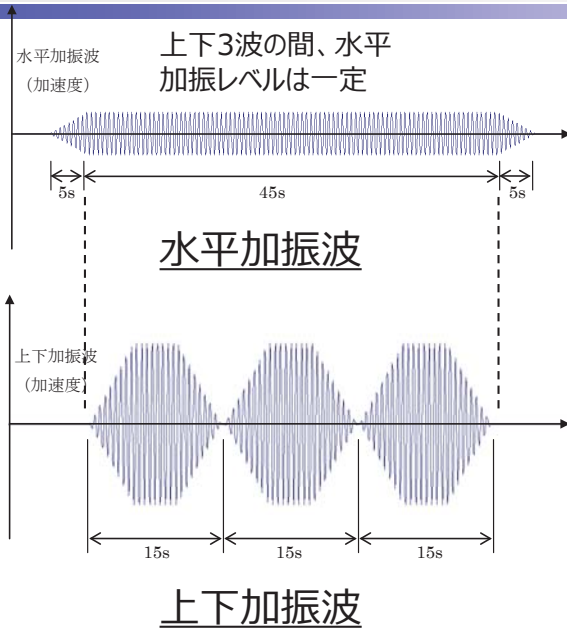
- 流路網による挙動への影響
- 隣接集合体との衝突による挙動への影響

37体群振動試験装置  
パラメータ  
雰囲気(気中・水中・流水中)  
加振波形、衝突部隙間など  
⇒約45ケースの試験条件

検証解析  
試験結果と  
解析結果の比較  
⇒解析手法の検証と妥当  
性確認

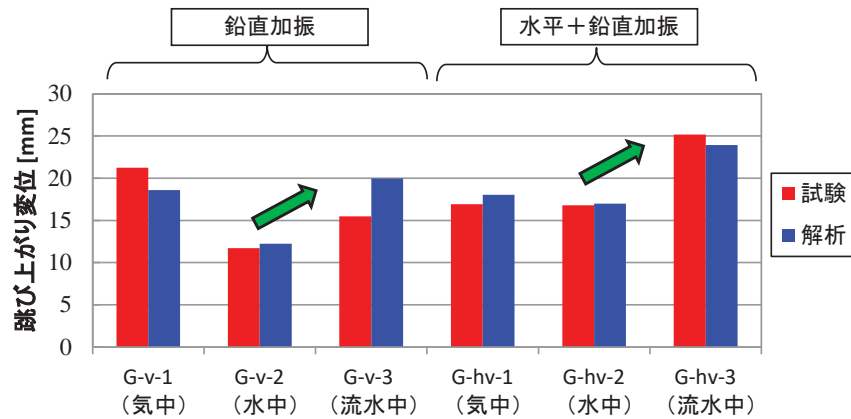


**水平 + 上下  
正弦波加振**  
 水平 :  $3.9\text{m/s}^2$   
 5.1Hz  
 上下 :  $14.7\text{m/s}^2$   
 14.6Hz



流体中における衝突荷重の低減効果を確認 (流路網モデルの妥当性確認)

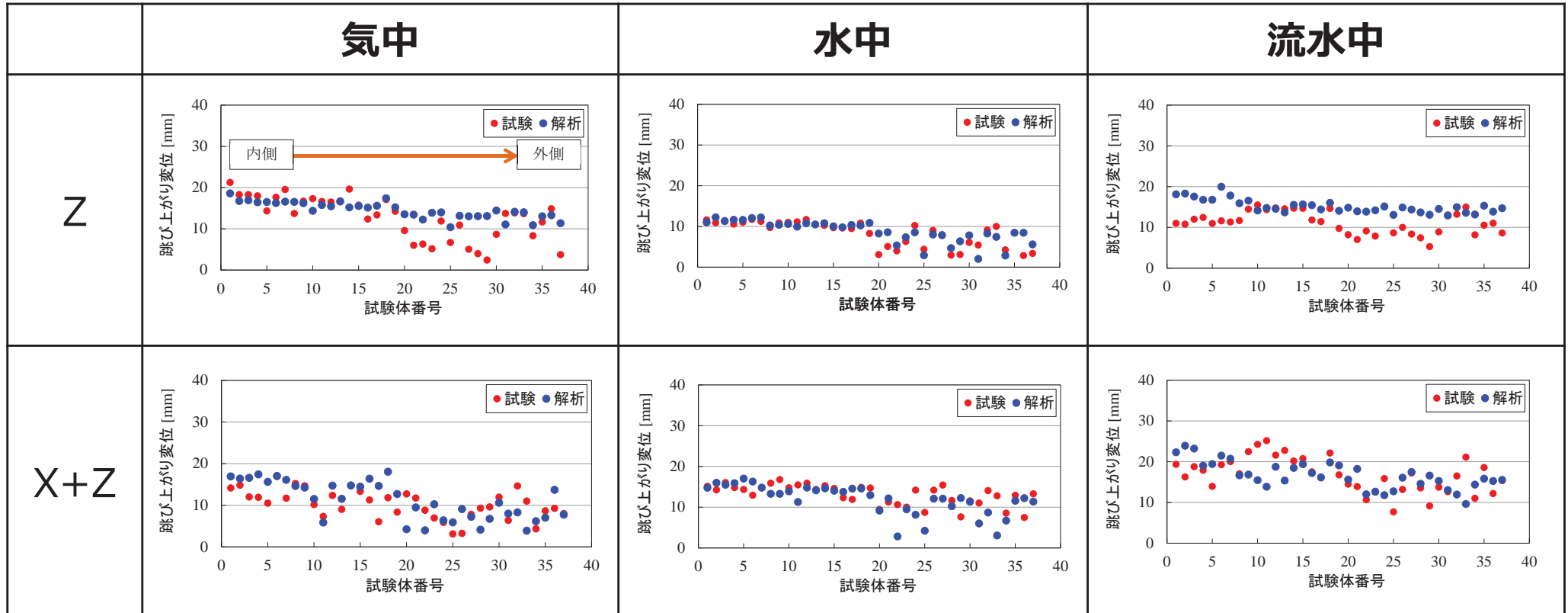
# 参考 8. 雰囲気、加振方向と最大跳び上がり量



\* 鉛直加振の入力レベルが異なることに注意

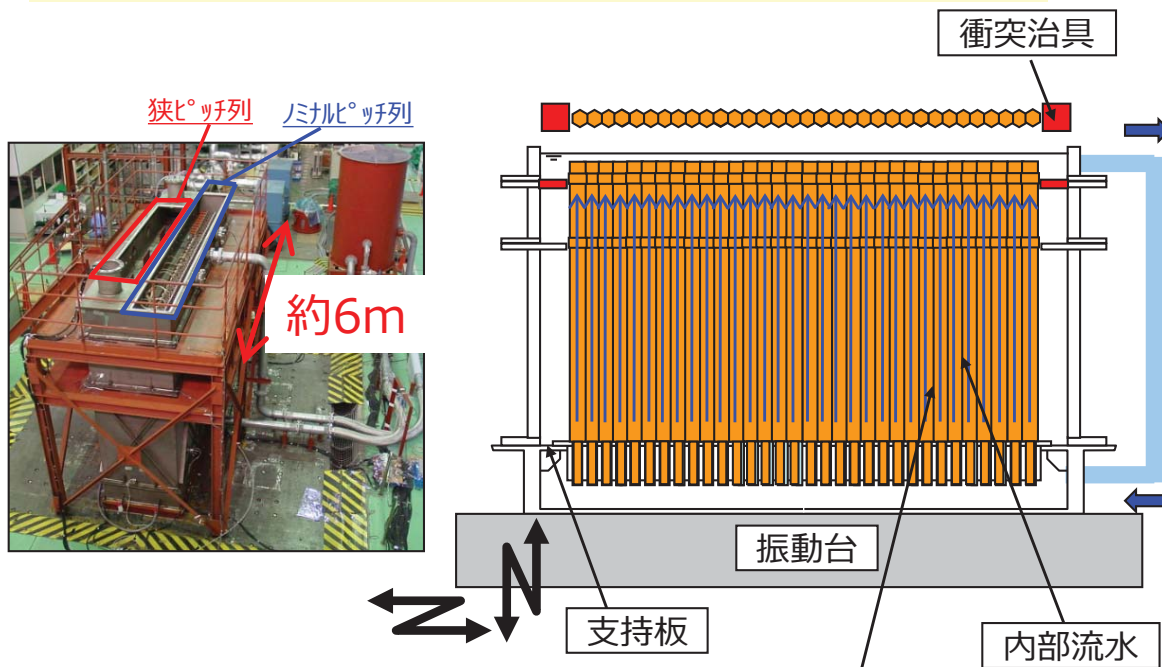
鉛直単独 10.4m/s<sup>2</sup>

水平+鉛直 14.7m/s<sup>2</sup>



内部流体による跳び上がり量増加 (内部流体による差圧考慮方法の妥当性確認)

**32体列体系振動試験**  
 FBR燃料集合体の1/1.5縮尺試験体によって、  
 実規模多数体列振動挙動を測定



- 測定データ**
- 衝突荷重
  - 水平変位
  - 試験体上下変位 (跳び上がり量)
  - など

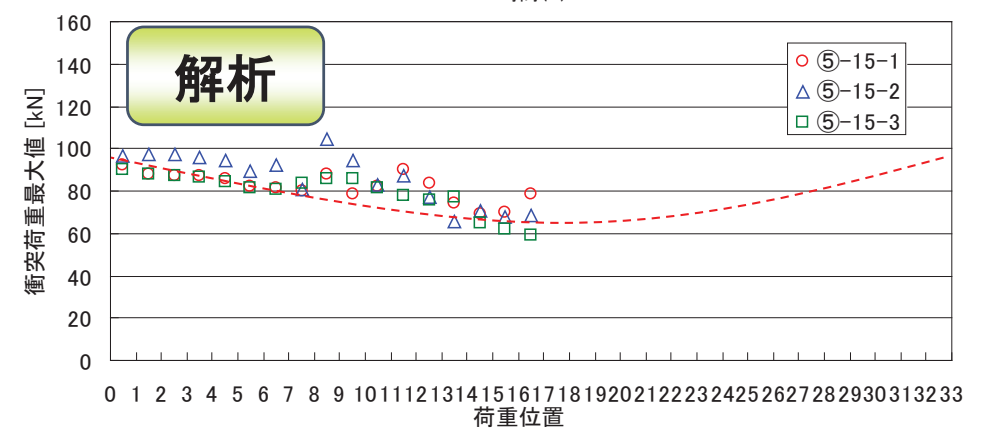
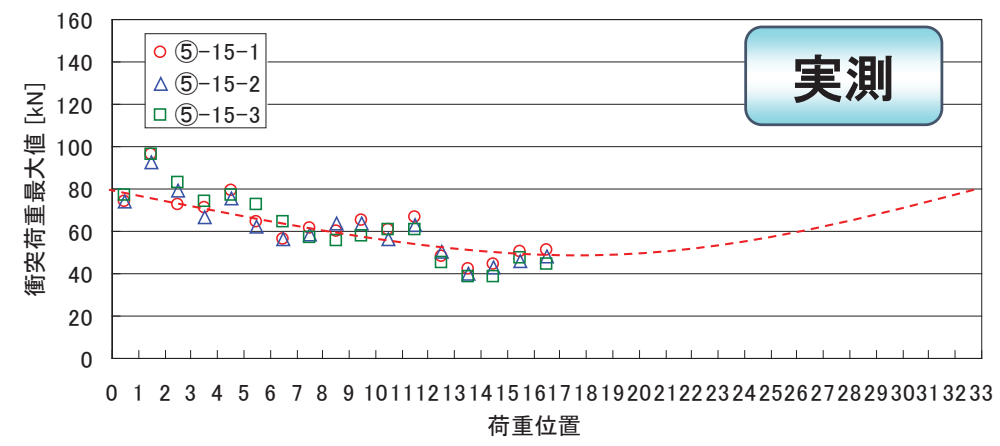
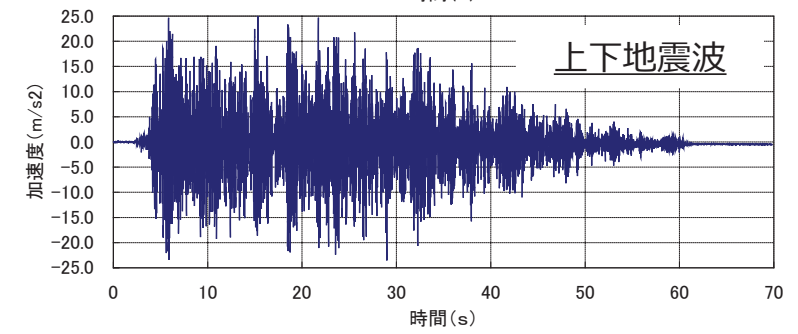
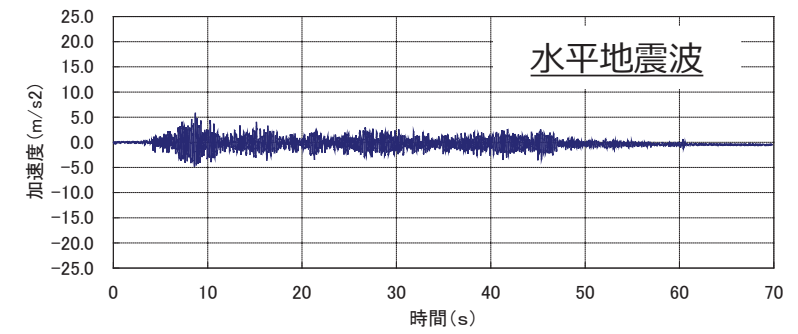
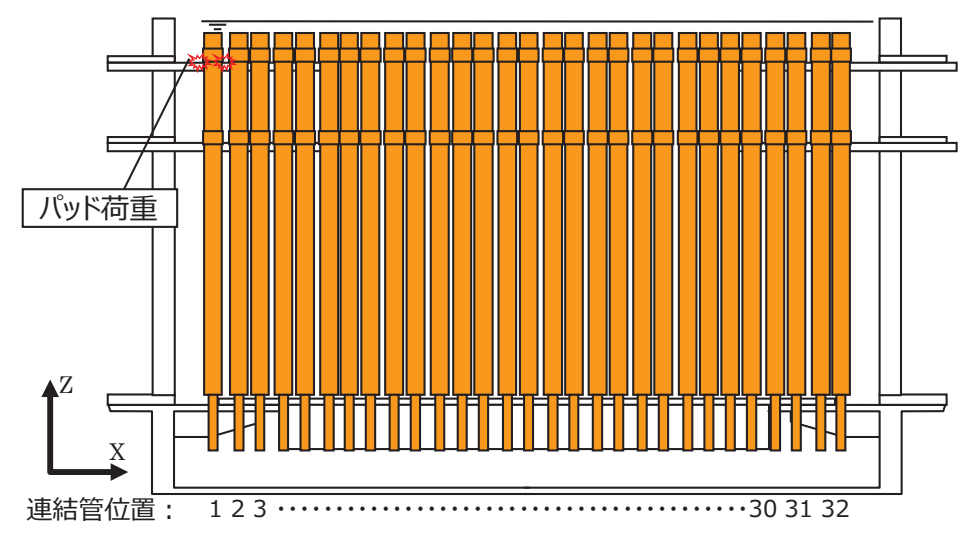
○実規模多数体列における隣接要素との干渉による影響

**32体列体系振動試験装置**

パラメータ  
 雰囲気(気中・水中・流水中)  
 加振波形、衝突部隙間など  
 ⇒約60ケースの試験条件

**検証解析**  
 試験結果と  
 解析結果の比較  
 ⇒解析手法の検証と妥当性確認

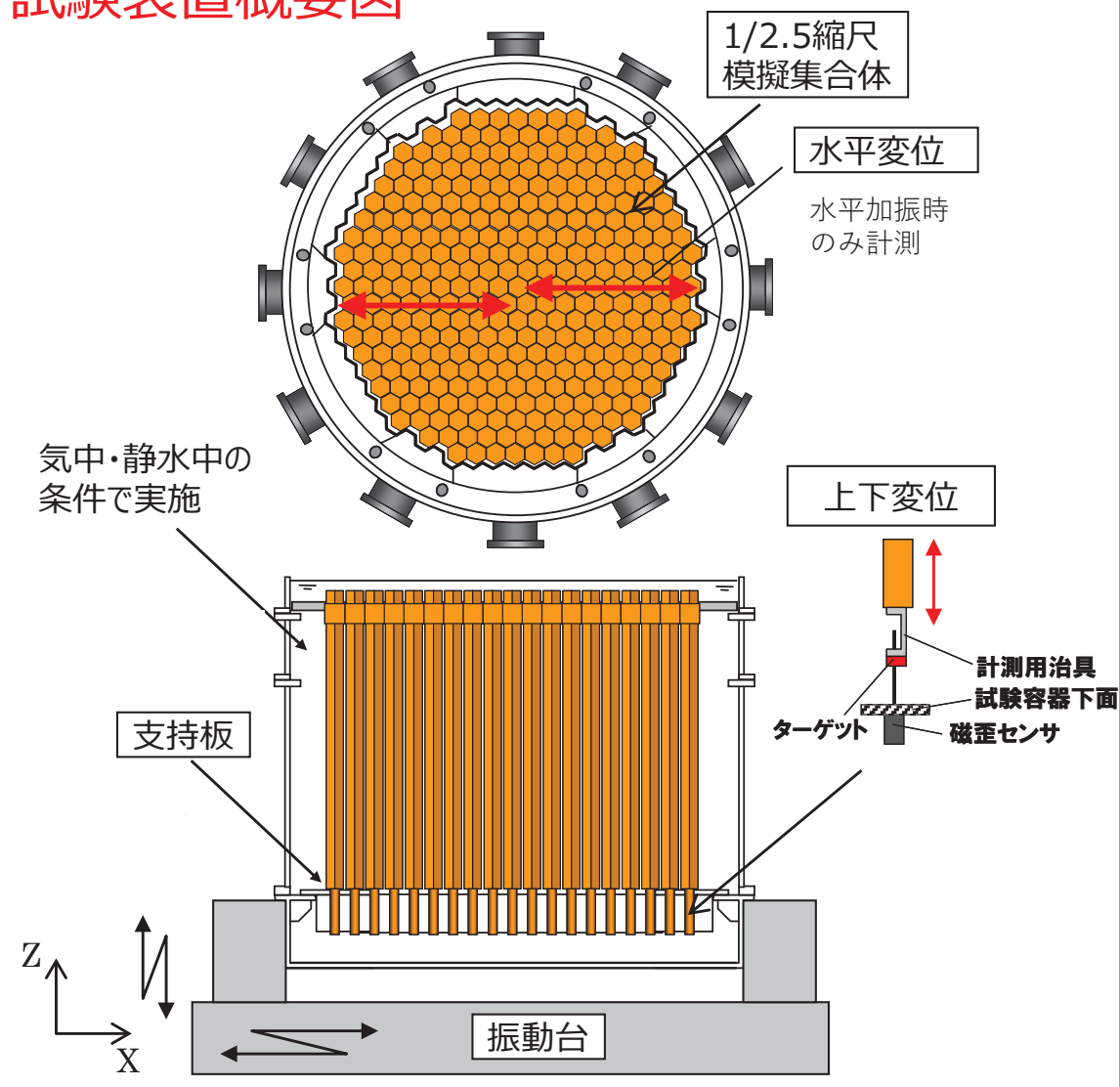
## 流水中



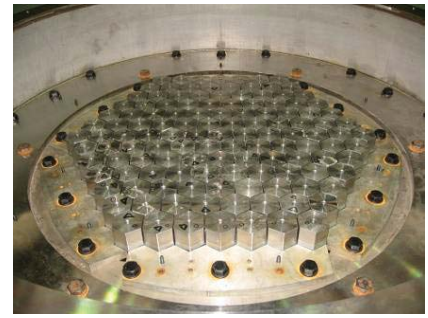
端部ほど衝突荷重が大きくなる (多数体列での衝突モデルの妥当性確認)

## 313体多数体振動試験 FBR燃料集合体の1/2.5縮尺試験体によって、実規模多数体群振動挙動を測定

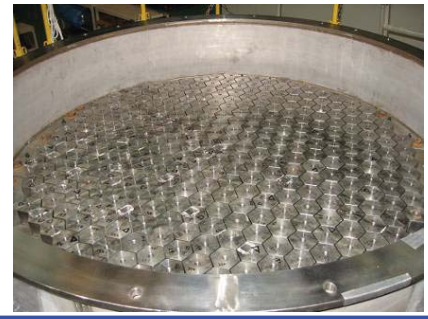
### 試験装置概要図



127体系



313体系

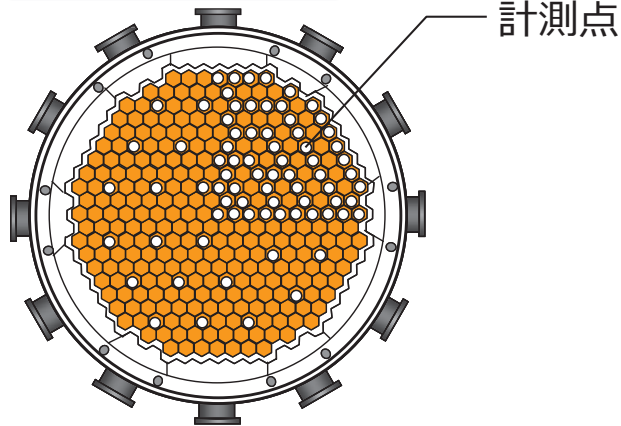


試験装置全体



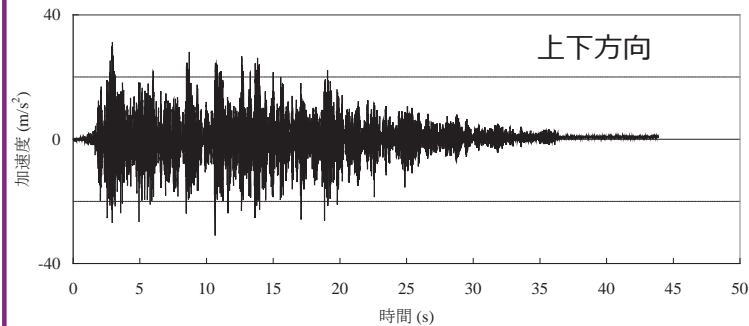
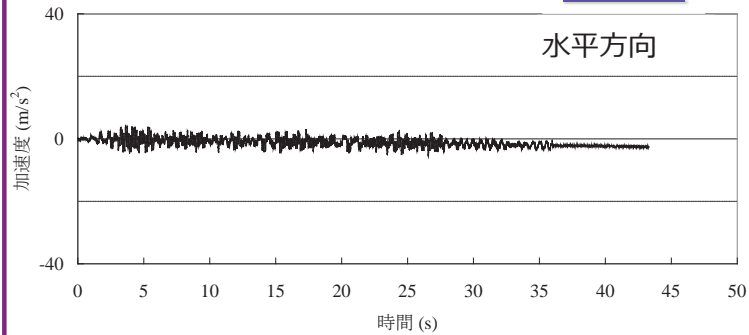


## 上下変位計測箇所

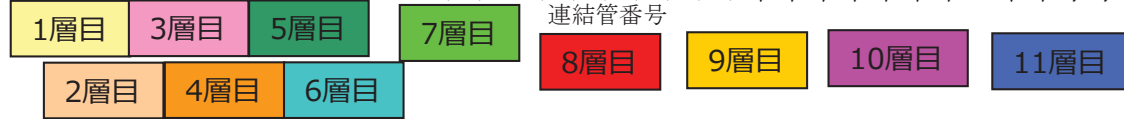
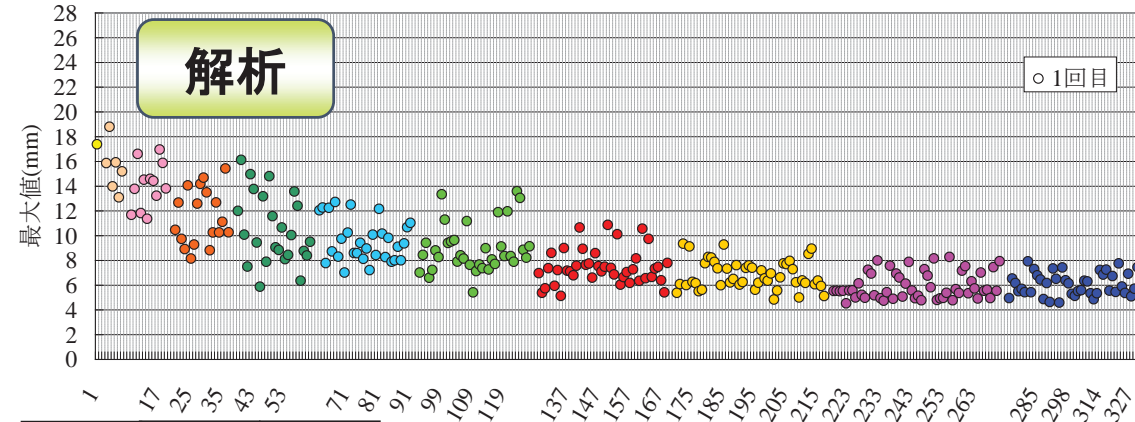
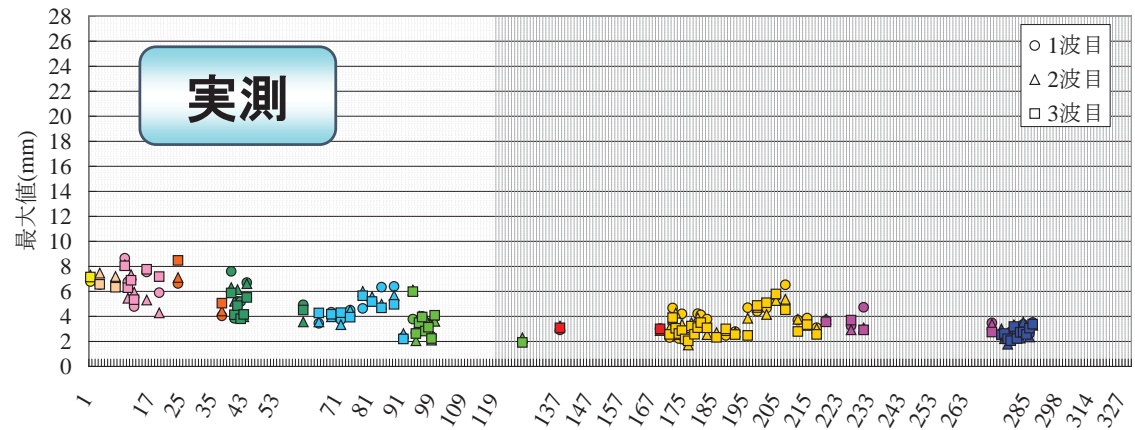


計測点

## 加振波



## 跳び上がり量最大値

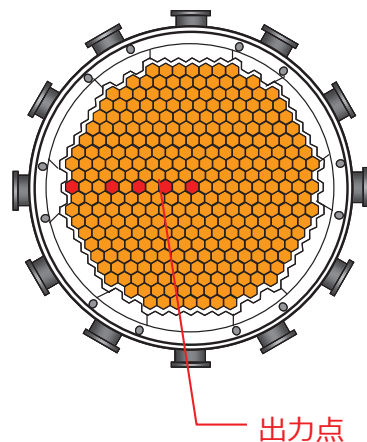


中央部の跳び上がり量が大きくなる傾向を再現  
(群体系配列の衝突モデルの妥当性確認)

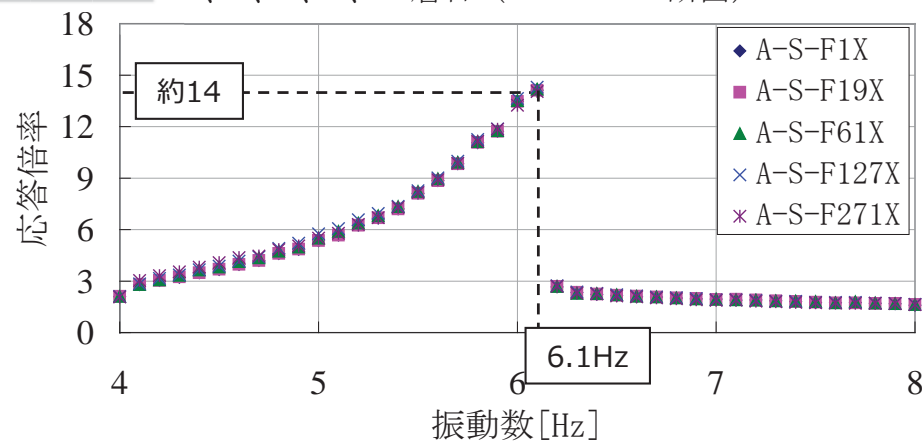


# 参考13. 多数体系による流体の効果

加振波：正弦波挿引加振  
 雰囲気：気中、水中  
 加振方向：水平加振  
 加振レベル：30Gal  
 加振振動数：(気中) 4Hz→8Hz  
 (水中) 4Hz→6Hz  
 体系：127体系、313体系



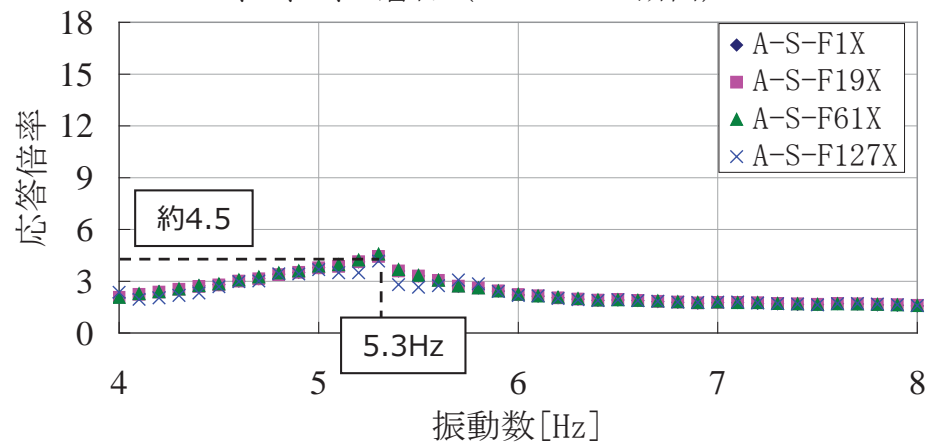
## 313体系 1、3、5、7、10層目 (90° -270° 断面)



気中

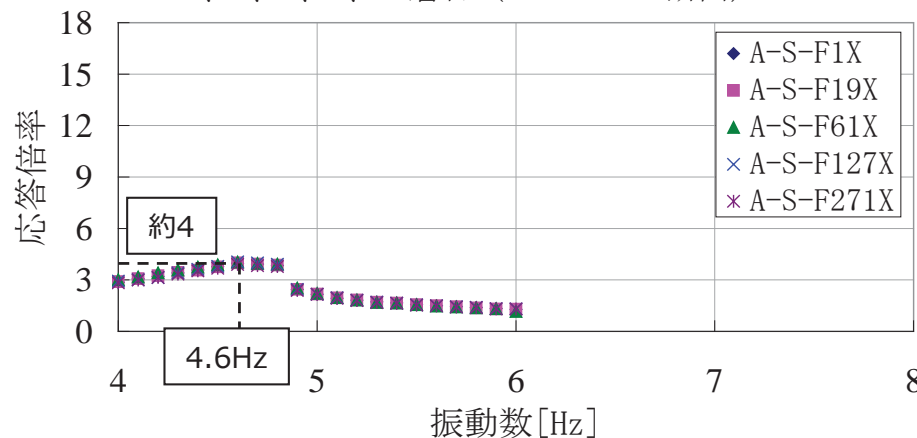
## 127体系

1、3、5、7層目 (90° -270° 断面)



水中

1、3、5、7、10層目 (90° -270° 断面)



水中

水中での共振振動数、応答倍率の低減効果を確認 (流路網による流体モデルの妥当性)

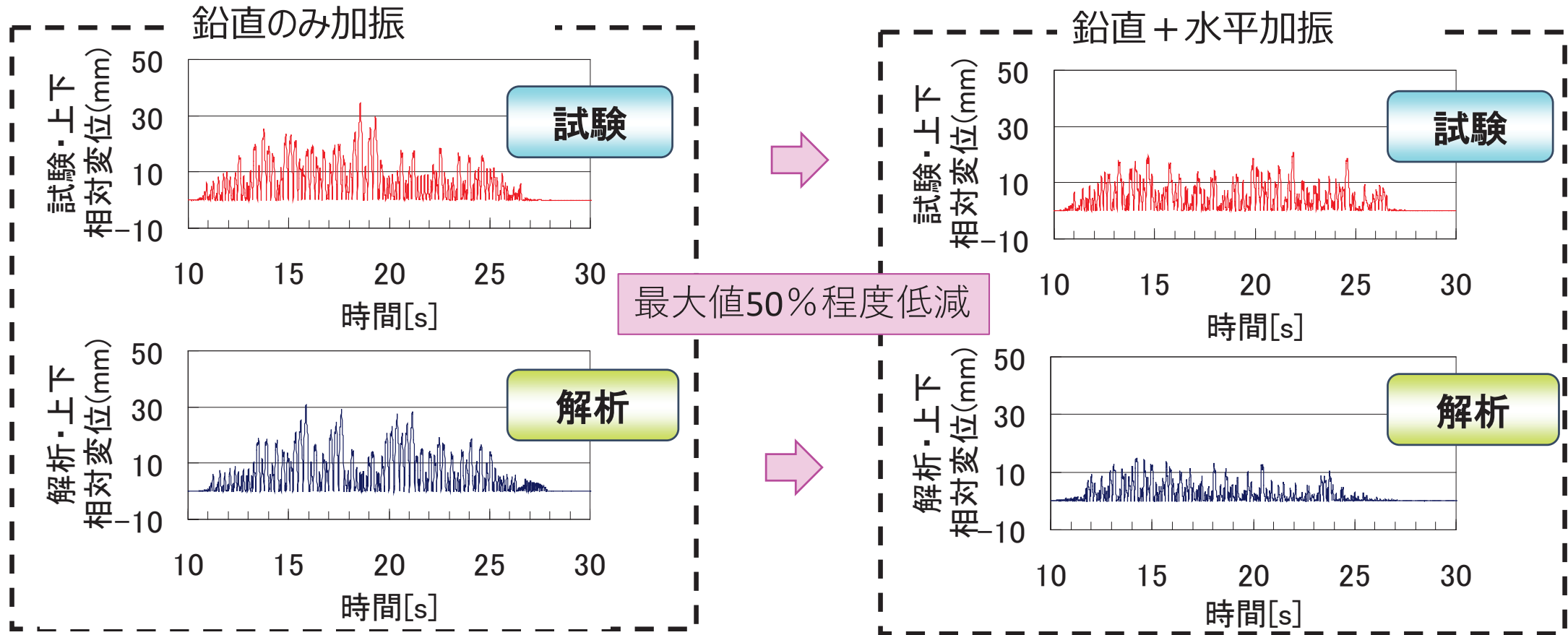
## 主要な3次元炉心群振動解析評価手法の妥当性確認

- 単体試験により、水平加振による跳び上がり量の低減傾向（衝突モデルの妥当性）を確認した。
- 群体系試験により、流体による衝突荷重の低減傾向（流路網流体モデルの妥当性）を確認した。
- 群体系試験により、流動による跳び上がり量の増加傾向（水中でのみかけの重力加速度の妥当性）を確認した。
- 列体系試験により、最外周付近で衝突荷重の増大する傾向（列配置の衝突モデルの妥当性）を確認した。
- 多数体系における流体（共振振動数、応答倍率の低減）効果（流路網流体モデルの妥当性）を確認した。

解析コードにより、炉心構成要素の群振動現象を概ね再現できることを確認した。

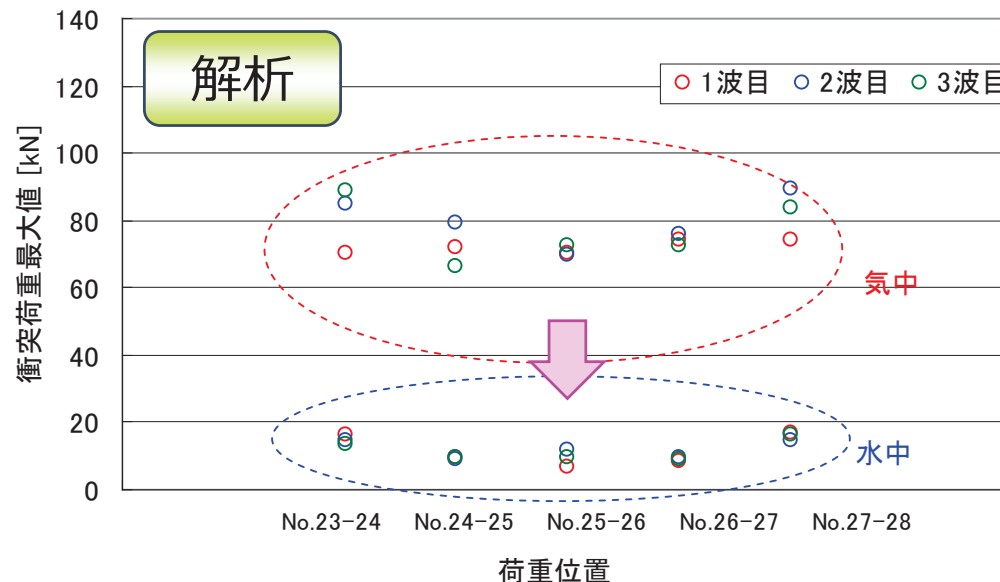
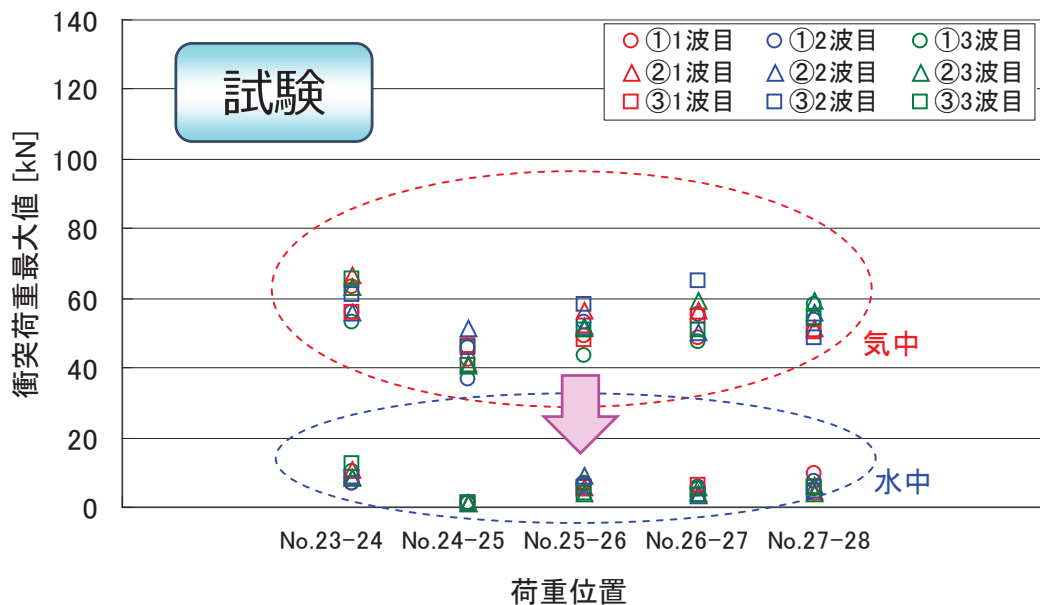
コメント	解析で試験を概ね再現ができたとしているが、その考え方を説明すること
回答	<p>3次元炉心群振動解析コードREVIAN-3Dの開発は、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・群振動挙動への主要な影響因子を特定</li> <li>・その影響を確認できる体系の試験を実施し、試験データを取得</li> <li>・解析コードで、影響因子の効果を確認</li> </ul> <p>というステップを踏みながら進めてきた。</p> <p>具体的には、試験は4つの体系：①単体、②37体群体系、③18体及び32体列体系、④127体及び313体多数体系で試験を実施した。</p> <p>試験で得られた群振動挙動の特徴のうち、代表的事例として</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>①試験：垂直加振に水平加振が加わると跳び上がり量が低減する効果（P2）</li> <li>②試験：流路網の流体力により衝突荷重が低減する効果（P3）</li> <li>③試験：内部流水により跳び上がり量が増加する効果（P4）</li> <li>④試験：最外周付近で水平方向の衝突荷重が増大する列配置の効果（P5）</li> </ul> <p>等を確認し、主たる影響因子の影響程度を確認した。</p> <p>解析の跳び上がり量や衝突荷重の計算値と試験結果値の比較は、群振動挙動がバラツキの大きい現象であることを踏まえると、単純に数値の大小関係だけを比較して解析の妥当性を判断することには限界がある。そこで、試験で確認された群振動挙動の特徴を、時刻歴挙動の定性的比較（波形の特徴比較）、解析値の統計量（最大値/RMS値等）の比較を実施し、それらの比較検討結果を総合的に判断して、解析は試験を概ね再現できていると判断した。</p> <p>なお、解析の精度の観点から、試験結果全体を俯瞰すると、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>➤ 最大跳び上がり量に関しては、±20～30%程度の精度で評価。</li> <li>➤ 最大衝突荷重に関しては、0～+60%程度（保守側※）の精度で評価。</li> </ul> <p style="text-align: center;">※：解析モデルでは、燃料体の鉛直軸（Z軸）廻りの回転を考えていない。この結果、解析モデル上では燃料体同士の衝突がパッド部の面同士の衝突となり、解析により算出された衝突荷重は実際の衝突現象に比べ大きな値となる。</p>

## 単体 正弦波試験



- 水平加振の重畳により、跳び上がり量最大値は50%程度低減。解析でも同様に50%程度低減しており、水平加振の効果解析でも再現できたと判断（時刻歴による確認）
- 本試験の場合、最大跳び上がり量は、20%程度小さく評価

## 37体群体系 正弦波試験



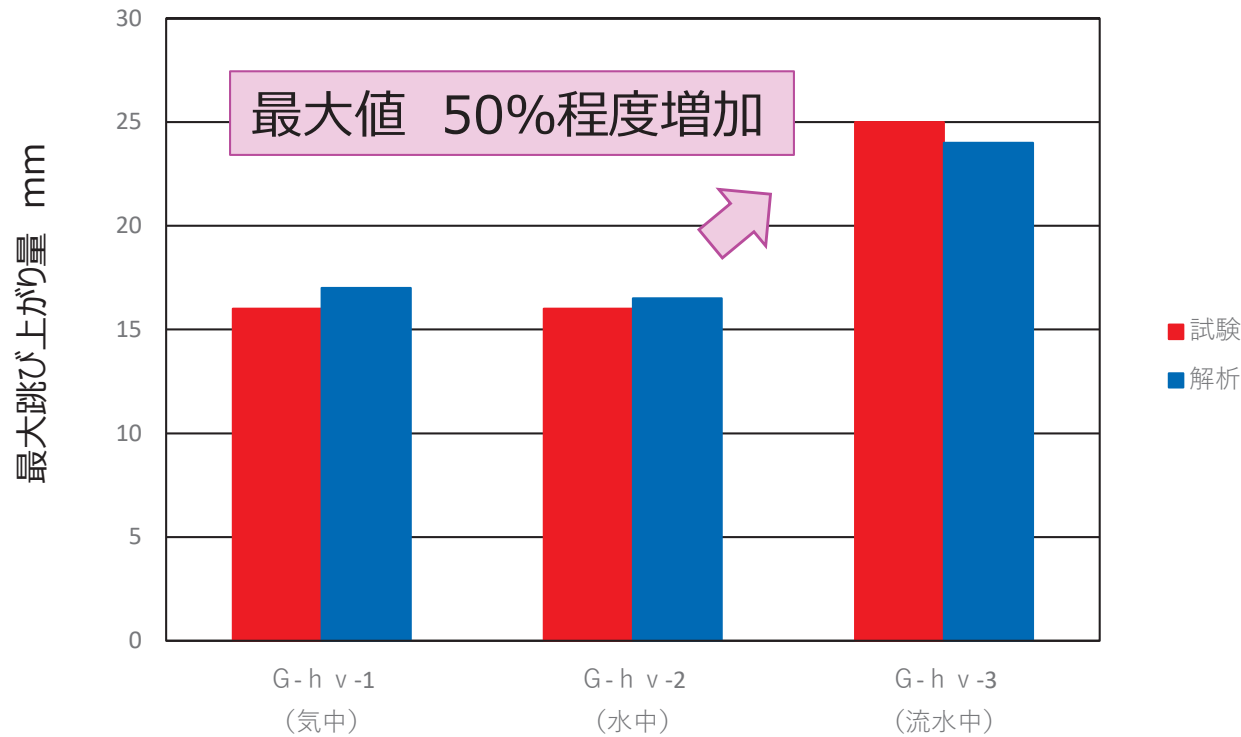
最大値分布 85%程度低減

最大値分布 85%程度低減

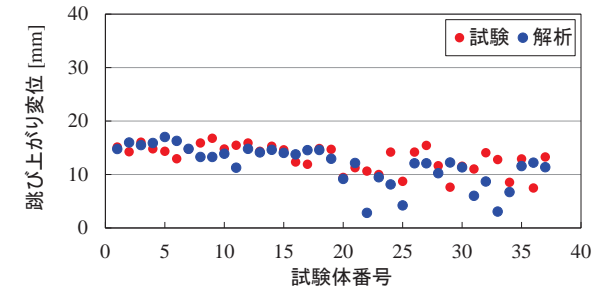
- 流路網流体力により、気中に比べ水中での衝突荷重の最大値は85%程度低減。解析でも同様に85%程度低減しており、流路網流体力の効果を解析で再現できたと判断（最大値分布による確認）
- 本試験の場合、衝突荷重を30%程度大きめ（保守側）に評価

## 37体群体系 正弦波試験

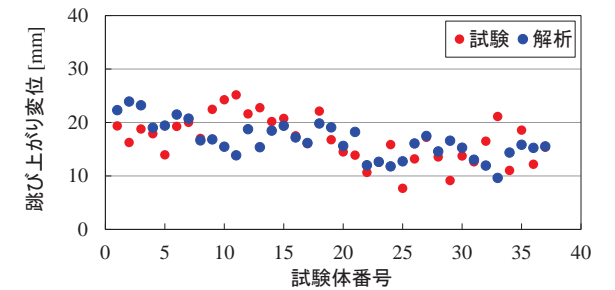
水平 + 鉛直加振



水中試験での最大跳び上がり量の分布



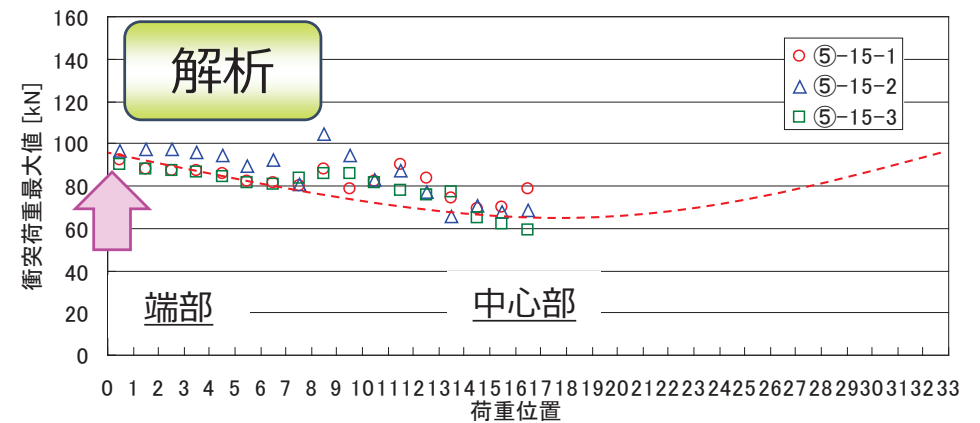
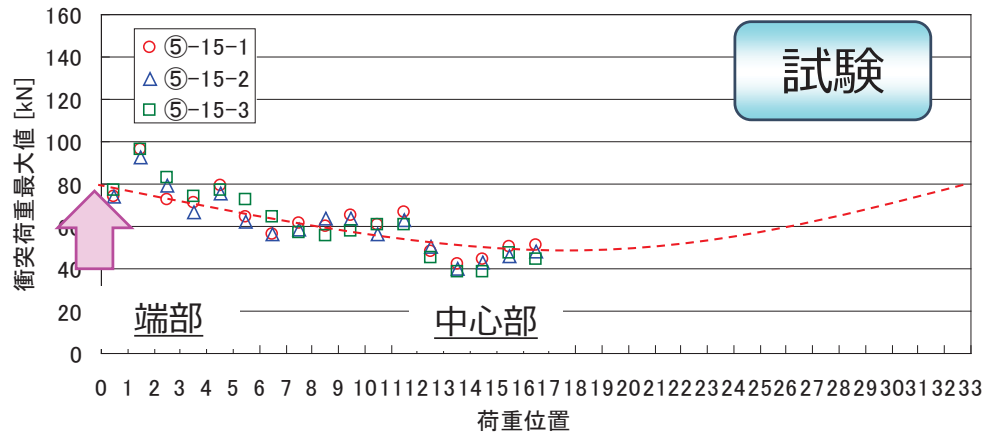
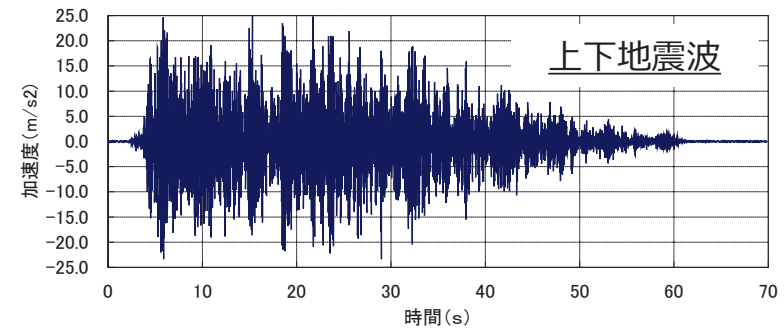
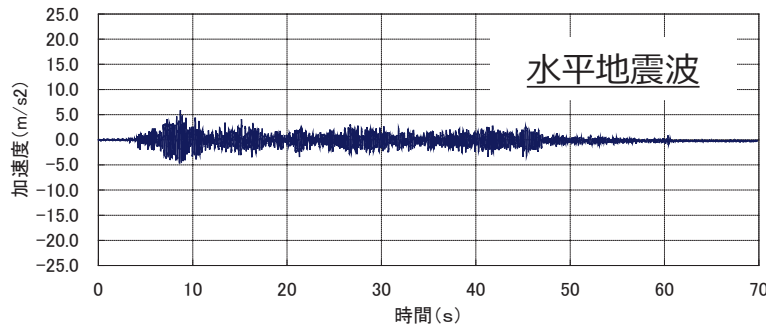
流水中試験での最大跳び上がり量の分布



- 内部流水による流体力により、水中に比べ流水中での跳び上がり量の最大値は50%程度増加。解析でも同様に50%程度増加しており、再現できたと判断（最大値による確認）
- 本試験の場合、最大跳び上がり量を±10%程度の範囲で評価



## 32体列体系 地震波試験



最大値の分布 端部は中央に比べ40%程度増加

- 端部においては、中心部に比べ衝突荷重の最大値は40%程度増加。解析でも同様に40%程度増加しており、再現したと判断（最大値による確認）
- 本試験の場合、衝突荷重を15%程度大きめに評価

## 解析で試験を再現できたと判断する場合の考え方

- 群振動挙動は影響因子が多く、また衝突の前後で燃料体の挙動が大きく変化する現象。燃料体挙動に与える個別の影響因子を定量的に評価することには限界がある。
- 群振動試験では、定性的な挙動の「再現性」に着目し、影響因子の定性的な効果と影響の度合いを定量的に確認しながら進める。
- 影響因子の効果確認のための試験は、その効果が顕著に現れる（予測される）体系を用いて試験を実施。
- 「再現」できたとする判断材料（試験データ）は時刻歴波形、最大値、最大値の分布などであり、これらを解析値と比較することで総合的に「再現性」を判断。

ばらつきの大きい現象の中での、解析精度を整理すると

- 4種類の試験体系（①単体、②37体群体系、③18体及び32体列体系、④127体及び313体多数体系）で群振動試験を実施し、コードの妥当性を検証するデータを取得。
- 開発した解析手法によりノミナル評価（各種の不確かさを未考慮）を行い、最大値を評価値と選定することで、ばらつきの大きい現象を統計論的には**一定**の信頼度をもった評価が可能。
- 解析の精度の観点から、試験結果全体を俯瞰すると
  - 跳び上がり量に関しては、 $\pm 20 \sim 30\%$ 程度の精度で評価。
  - 衝突荷重に関しては、 $0 \sim +60\%$ 程度の精度で評価。
- 衝突荷重の評価値が大きめ（保守側）となるのは、常に面同士が面の中心で衝突する（軸方向の回転自由度を拘束）とした仮定に起因するものと推定。

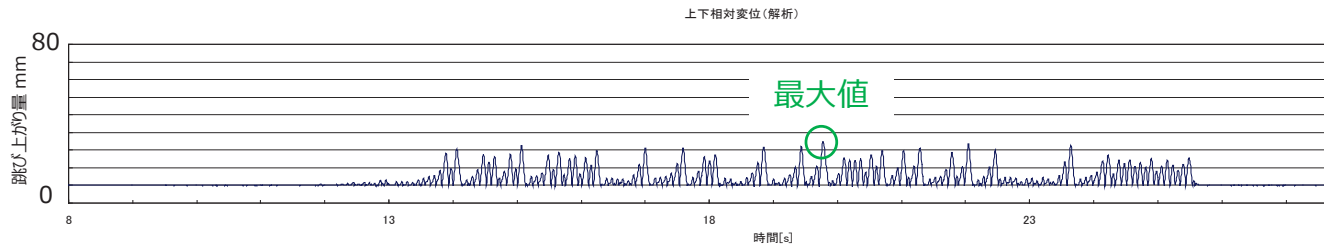
加振条件  
 正弦波  
 水平 3.9m/sec<sup>2</sup>  
 鉛直 19.6m/sec<sup>2</sup>

気中  
 解析最大値 25mm  
 試験最大値 30mm  
 精度 0.83

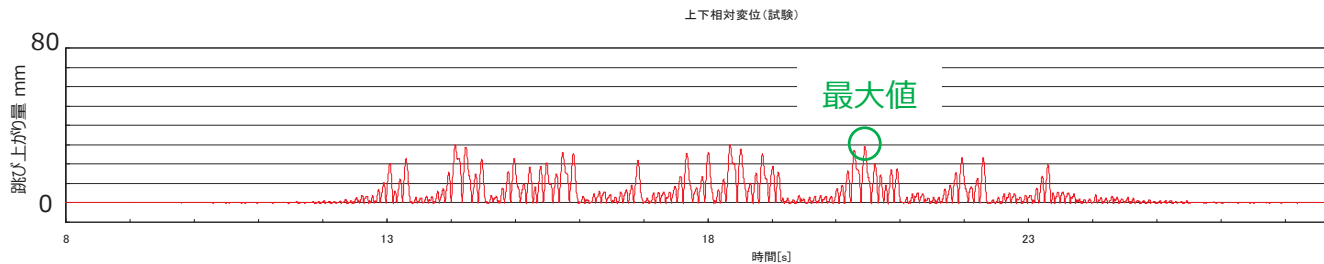
流水中  
 解析最大値 30mm  
 試験最大値 32mm  
 精度 0.94

## 気中

解析

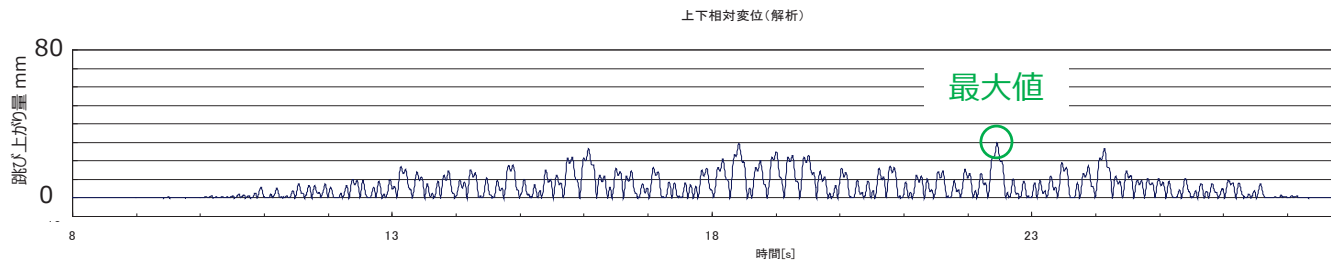


試験

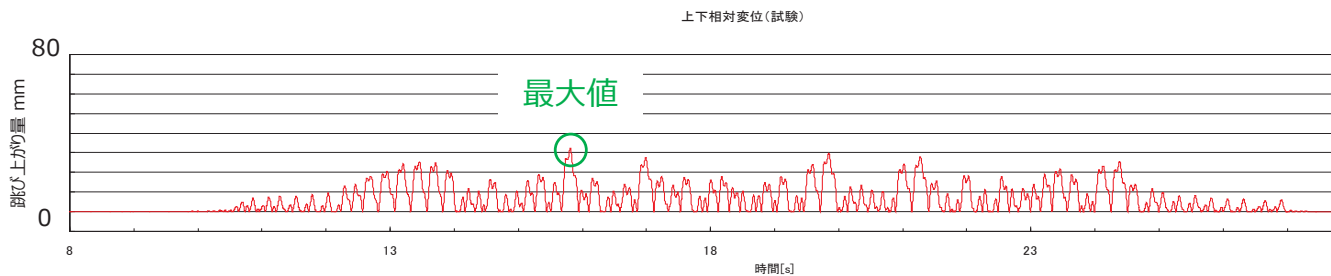


## 流水中

解析



試験



## 気中

### 解析

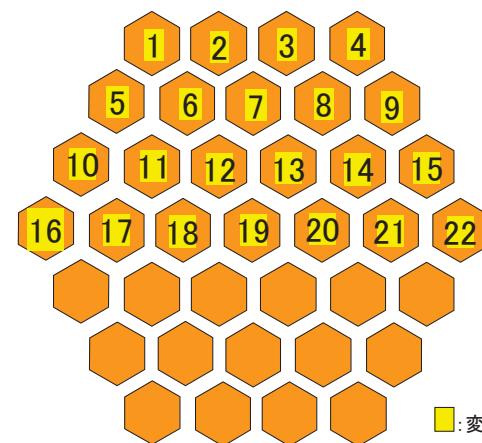
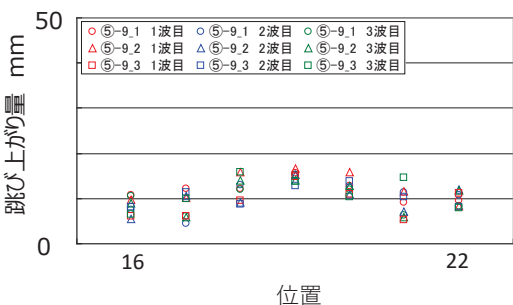
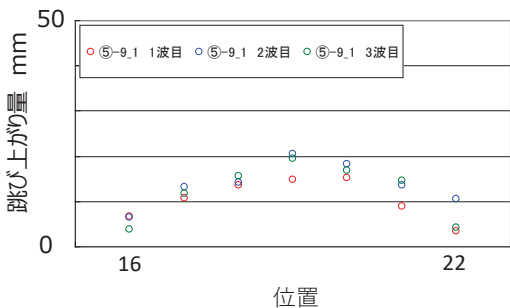
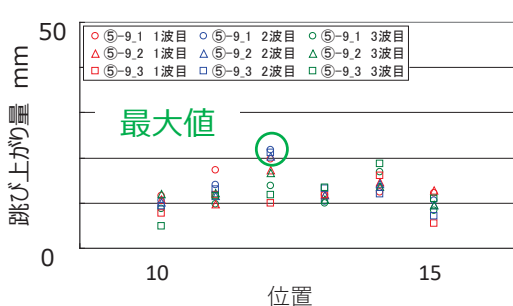
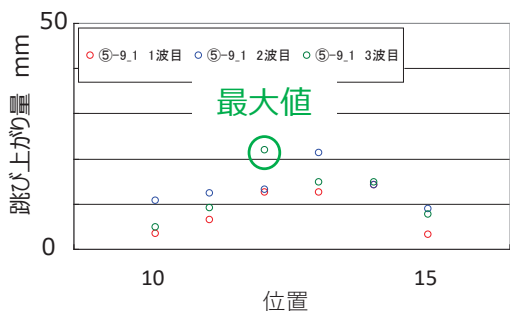
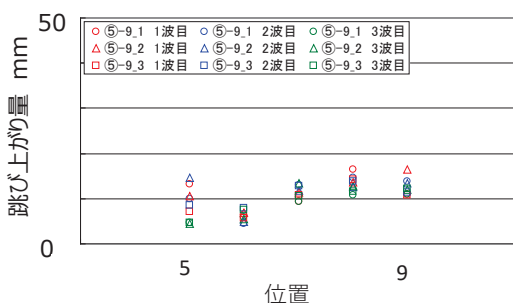
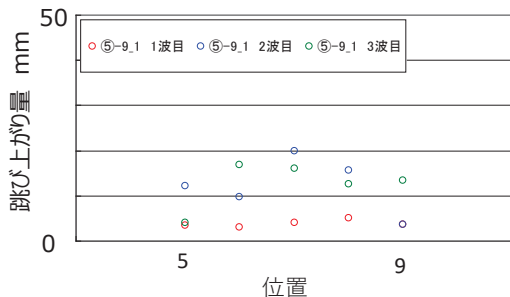
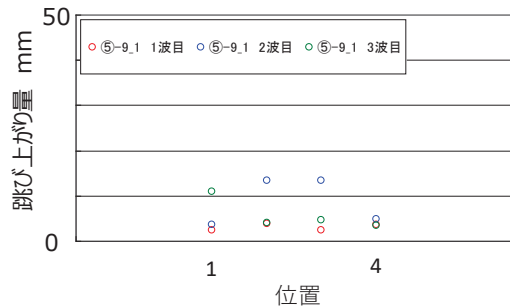
### 試験

加振条件

正弦波加振

水平 3.9m/sec<sup>2</sup>

鉛直 14.7m/sec<sup>2</sup>



変位計測位置

## 気中

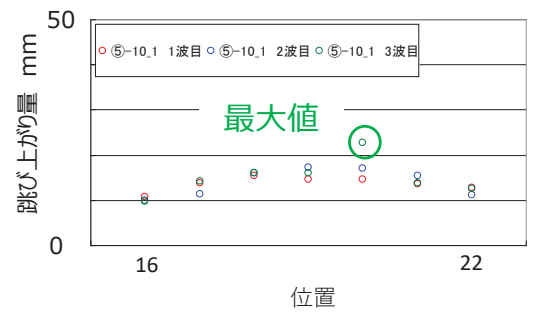
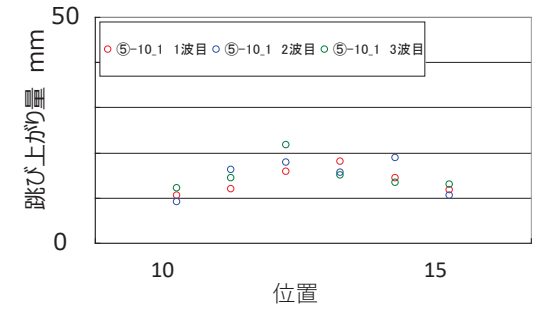
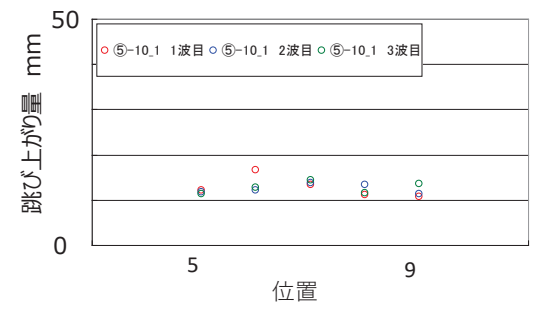
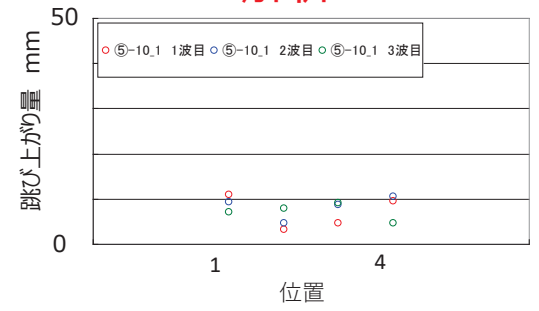
解析最大値 22mm

試験最大値 22mm

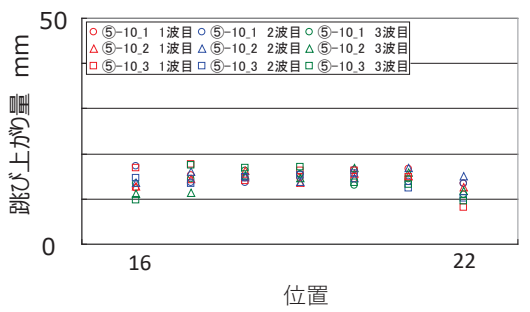
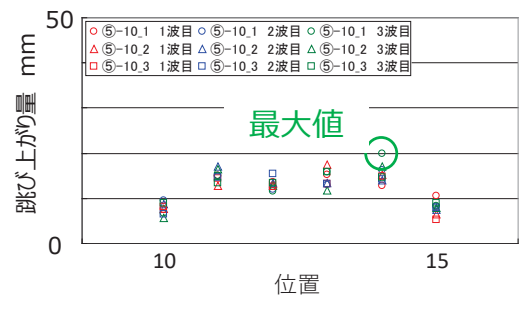
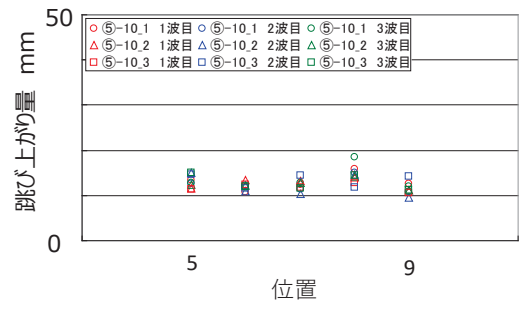
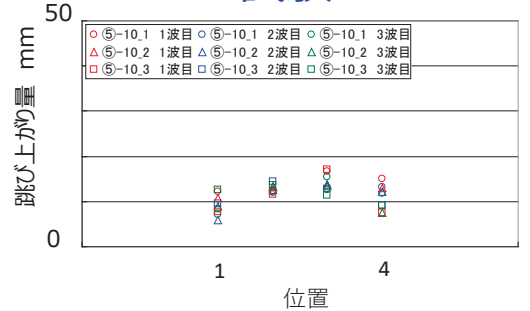
精度 1.00

## 水中

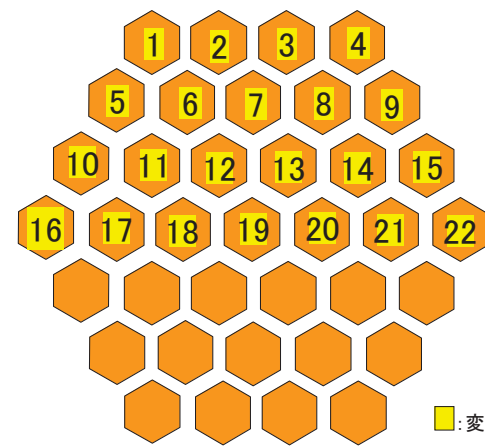
### 解析



### 試験



加振条件  
 正弦波加振  
 水平 3.9m/sec<sup>2</sup>  
 鉛直 14.7m/sec<sup>2</sup>



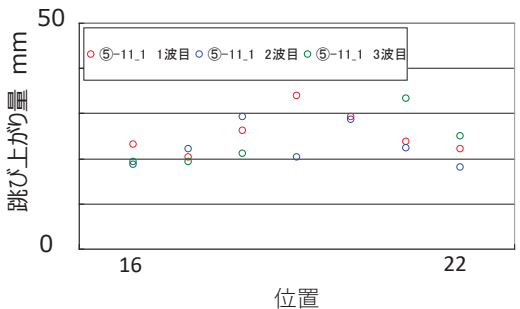
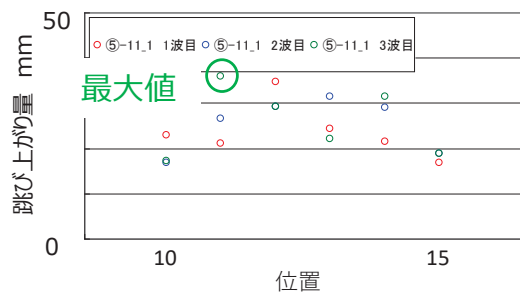
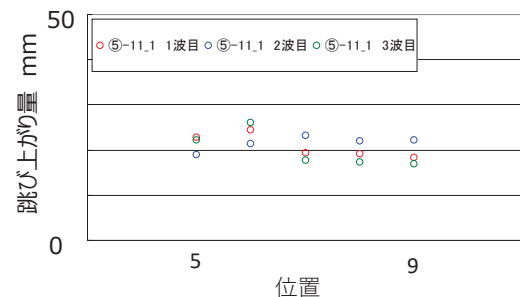
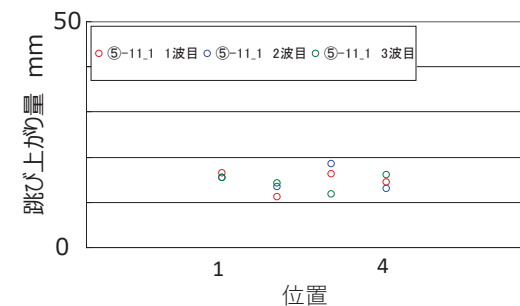
## 水中

解析最大値 23mm  
 試験最大値 20mm  
 精度 1.15

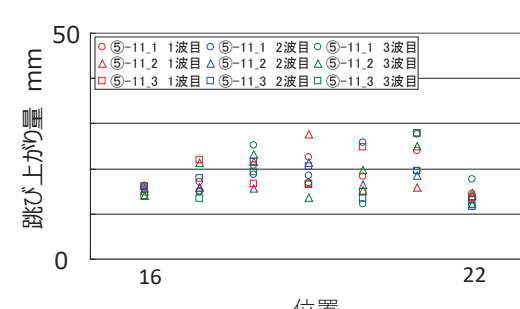
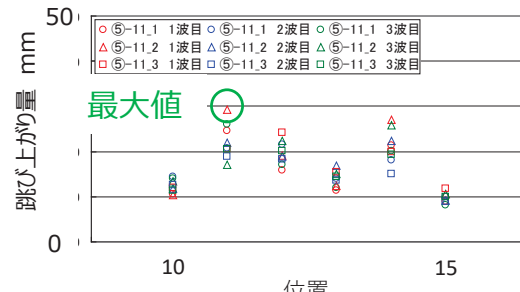
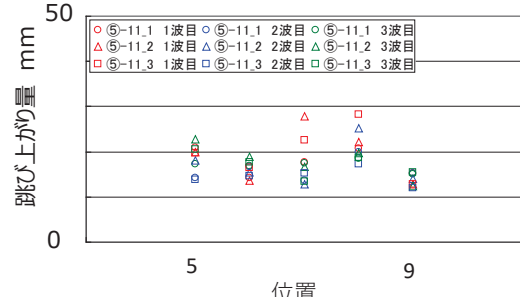
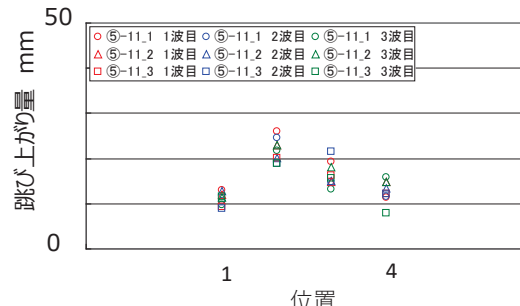


## 流水中

### 解析



### 試験

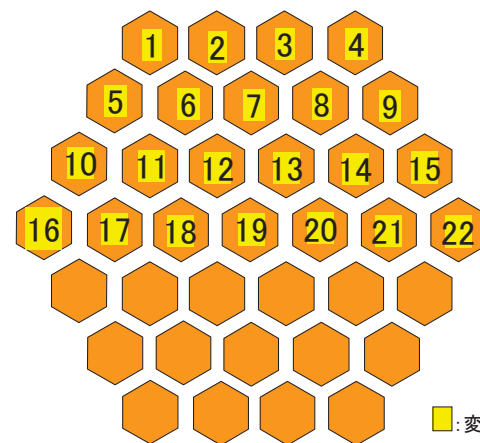


加振条件

正弦波加振

水平 3.9m/sec<sup>2</sup>

鉛直 14.7m/sec<sup>2</sup>



変位計測位置

## 流水中

解析最大値 39mm

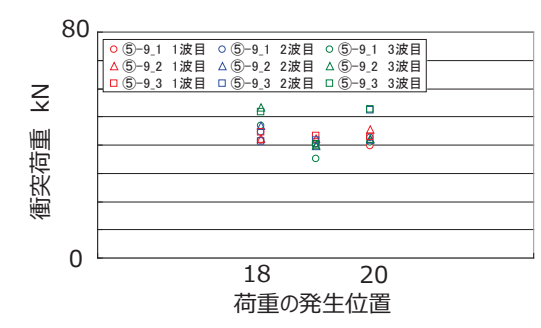
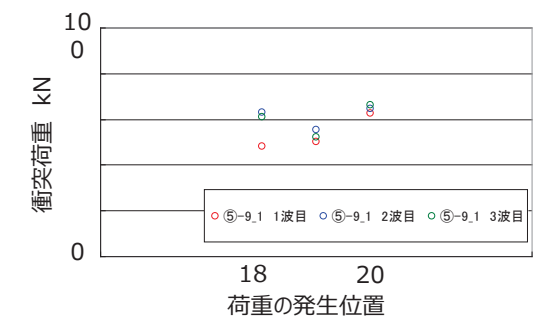
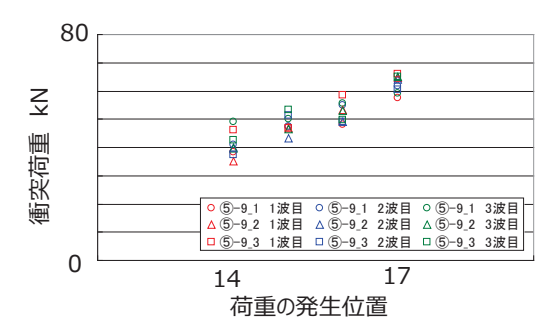
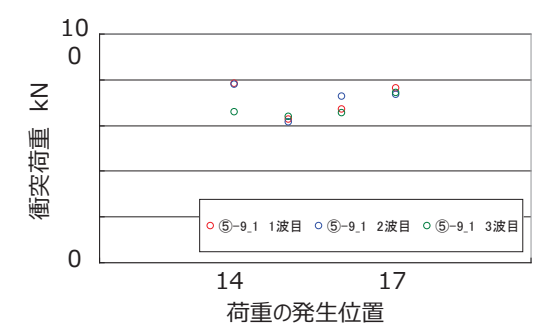
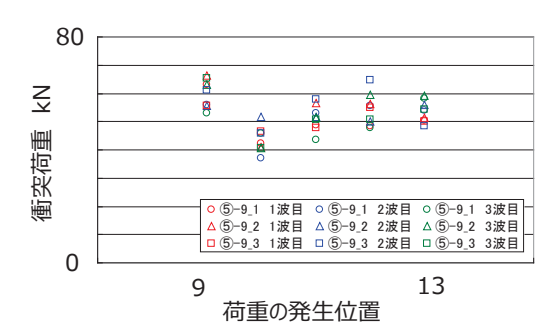
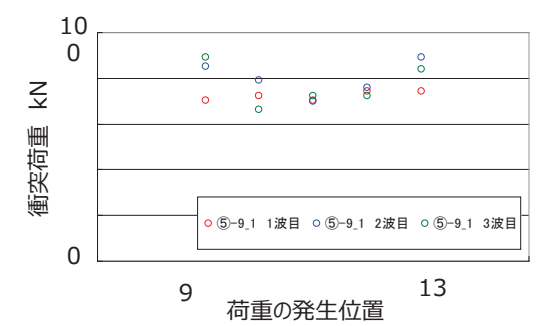
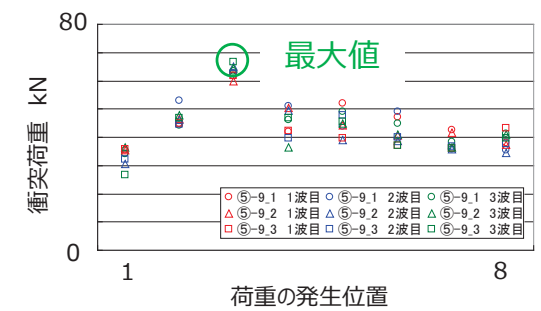
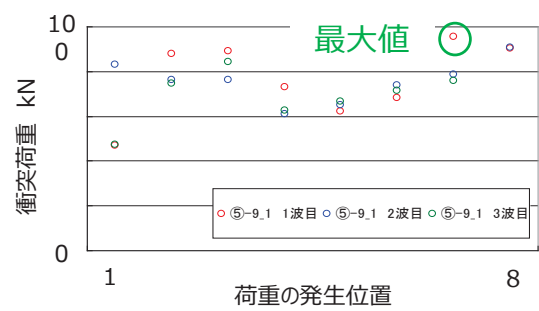
試験最大値 29mm

精度 1.34

## 気中

## 解析

## 試験



加振条件  
 正弦波加振  
 水平 3.9m/sec<sup>2</sup>  
 鉛直 14.7m/sec<sup>2</sup>

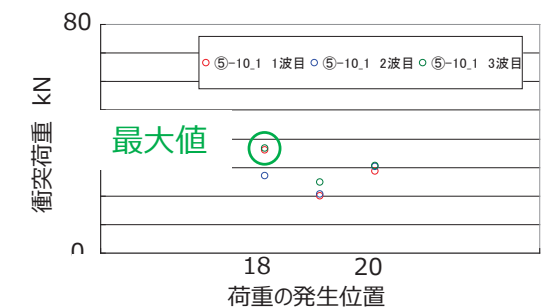
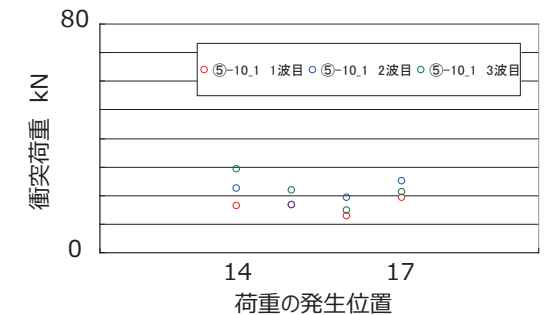
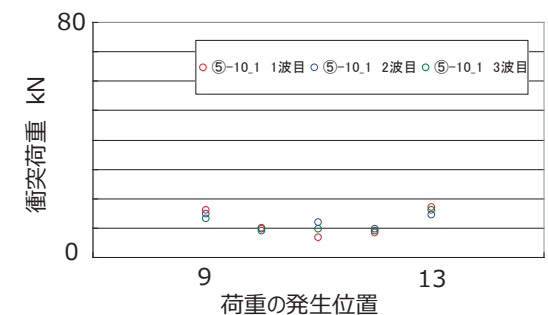
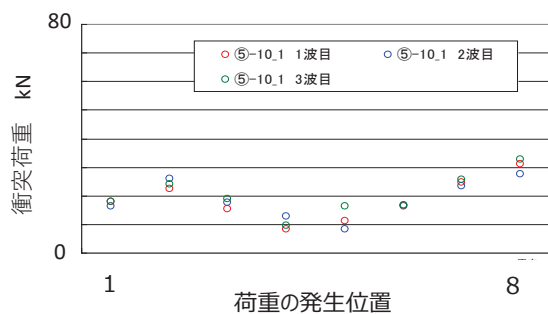


## 気中

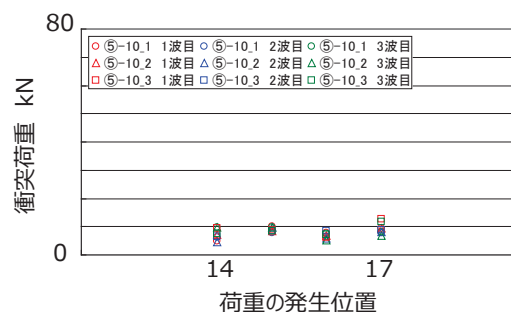
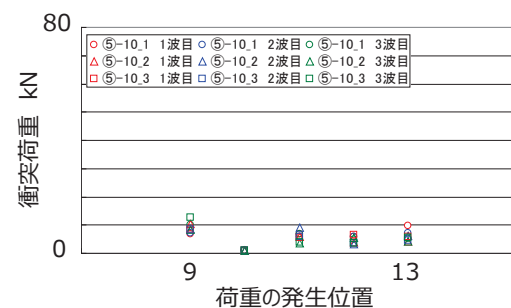
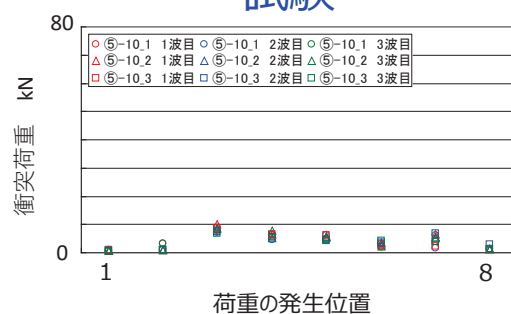
解析最大値 96kN  
 試験最大値 66kN  
 精度 1.41

## 水中

### 解析



### 試験

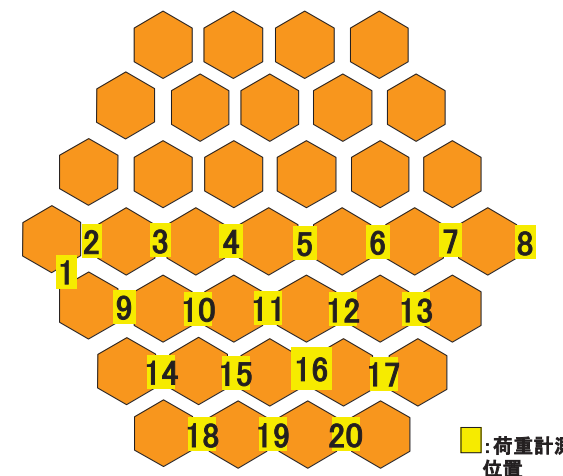


加振条件

正弦波加振

水平 3.9m/sec<sup>2</sup>

鉛直 14.7m/sec<sup>2</sup>



■: 荷重計測位置

## 水中

解析最大値 37kN

試験最大値 15kN

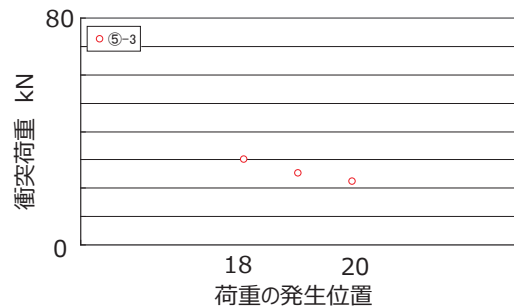
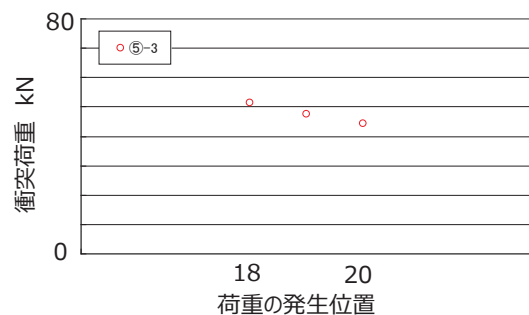
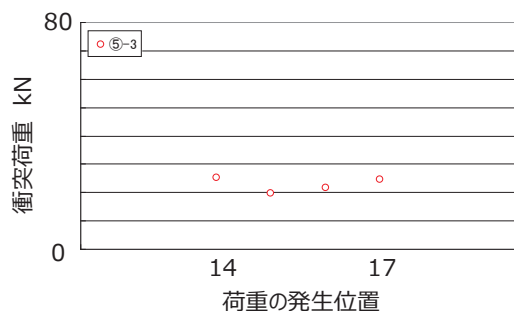
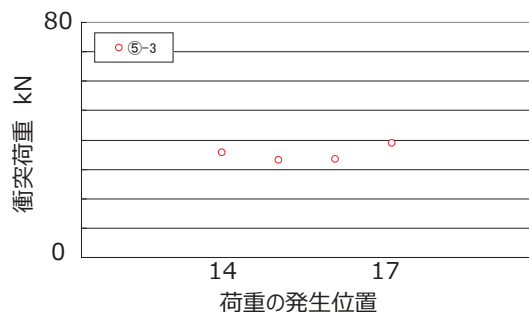
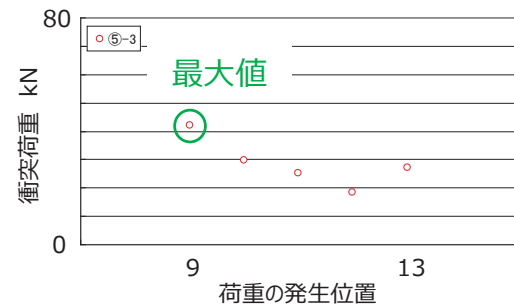
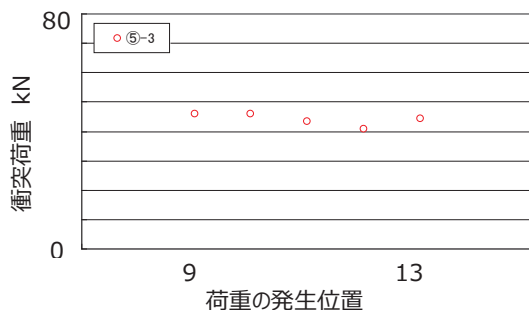
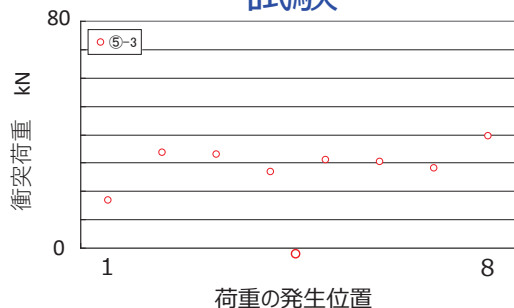
精度 2.47

\* 衝突荷重の試験最大値が小さいケースでは、比率による精度比較は難しい

## 水中

### 解析

### 試験

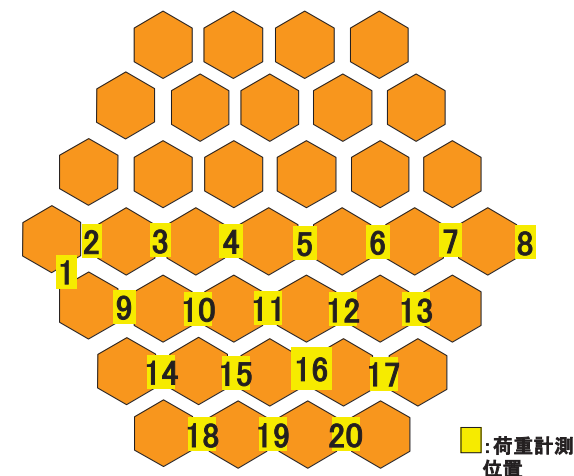


加振条件

正弦波加振

水平 8.0m/sec<sup>2</sup>

鉛直 14.7m/sec<sup>2</sup>



## 水中

解析最大値 71kN

試験最大値 43kN

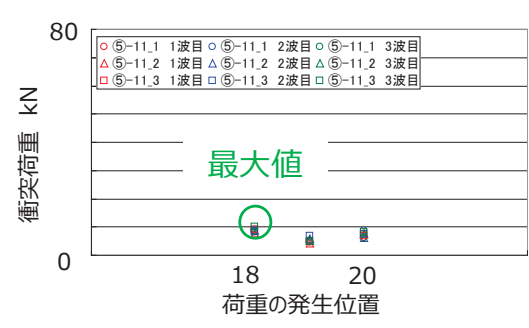
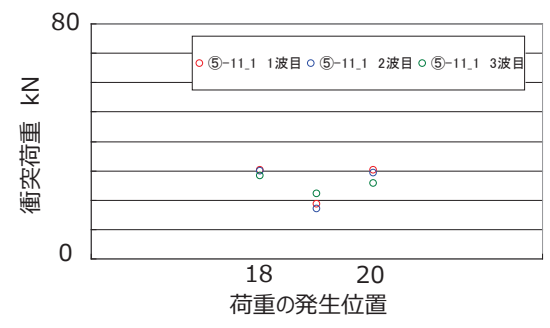
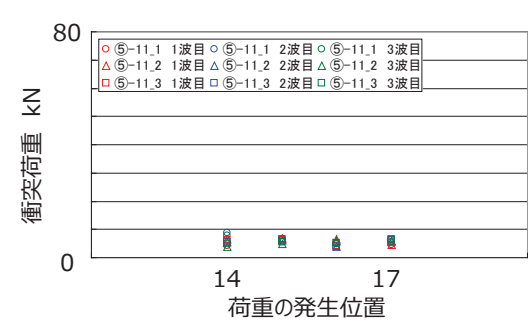
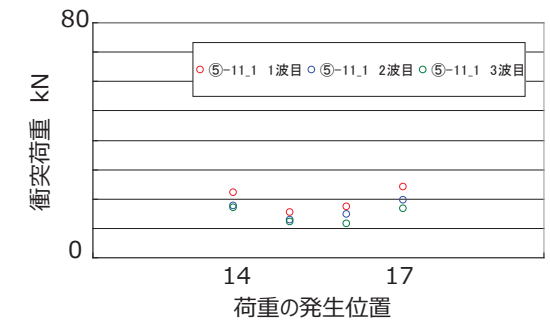
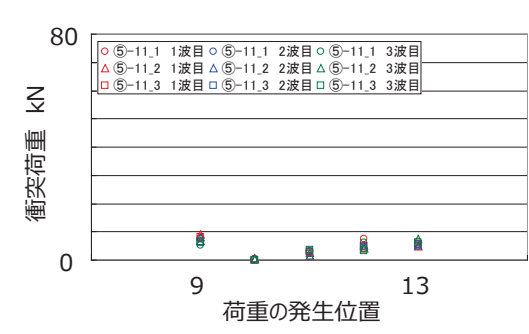
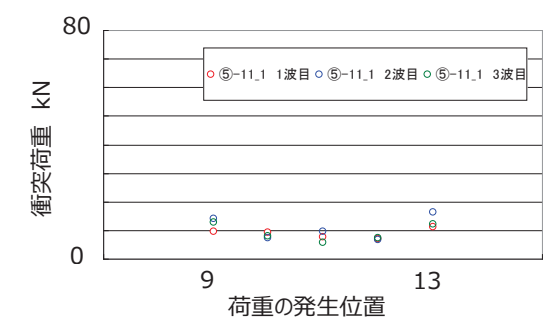
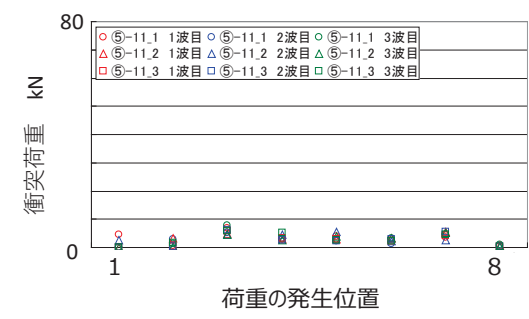
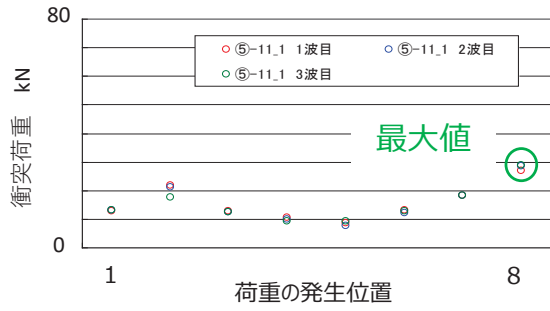
精度 1.64

\* 水平荷重を大きくし、衝突荷重の試験値を大きくすると、荷重の分布が近づく (比率計算が有意になる)

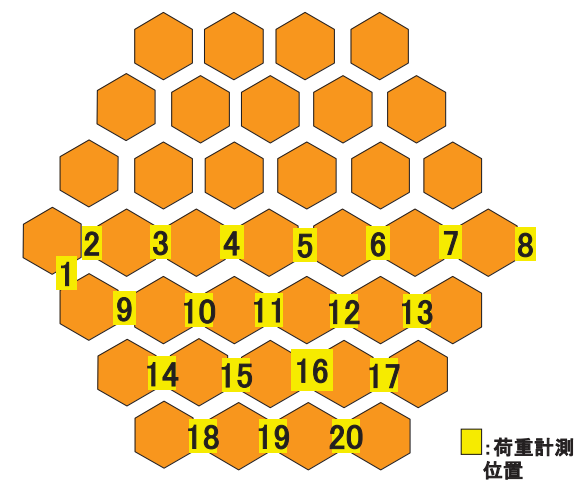
## 流水中

## 解析

## 試験



加振条件  
 正弦波加振  
 水平 3.9m/sec<sup>2</sup>  
 鉛直 14.7m/sec<sup>2</sup>



## 流水中

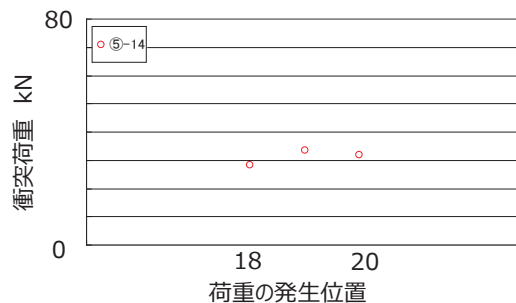
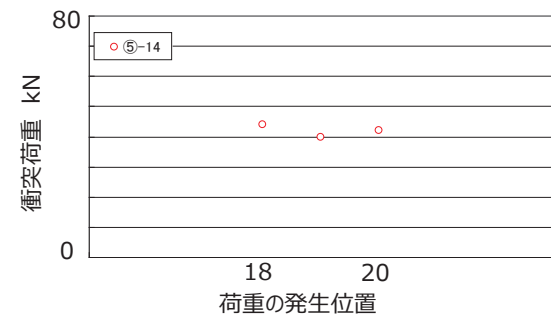
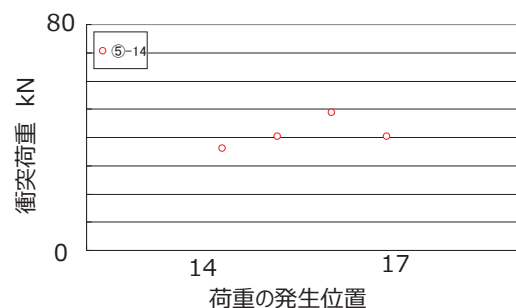
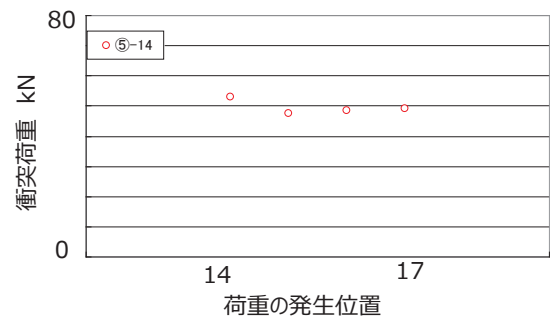
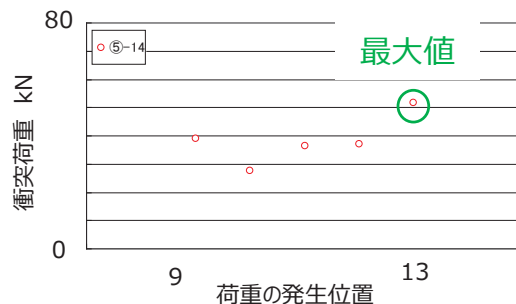
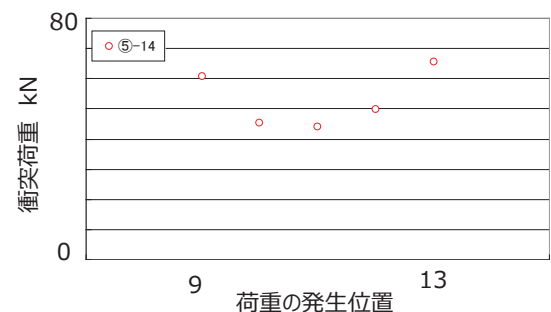
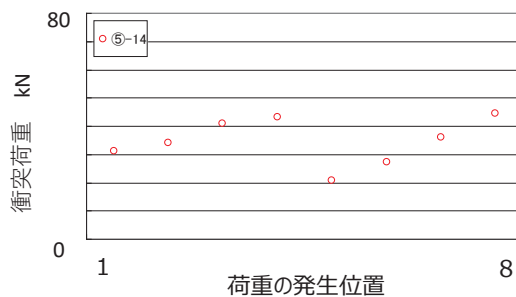
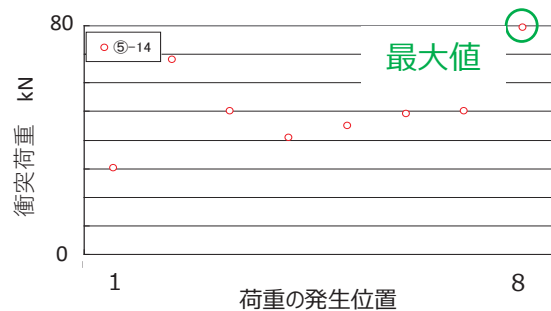
解析最大値 29kN  
 試験最大値 10kN  
 精度 2.90

\* 衝突荷重の試験最大値が小さいケースでは、比率による精度比較は難しい

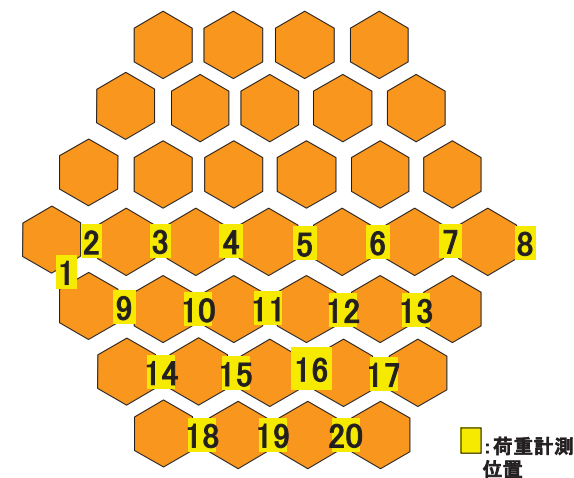
## 気中

### 解析

### 試験



加振条件  
 模擬地震波  
 水平 100% 単独加振

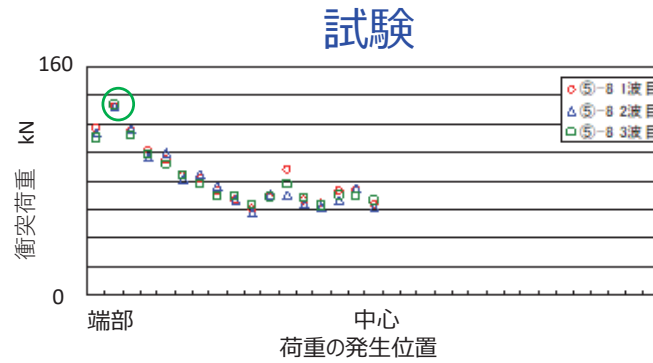
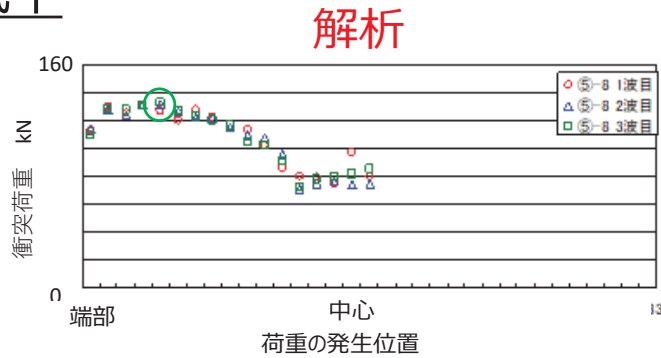


## 気中

解析最大値 80kN  
 試験最大値 51kN  
 精度 1.57



## 気中

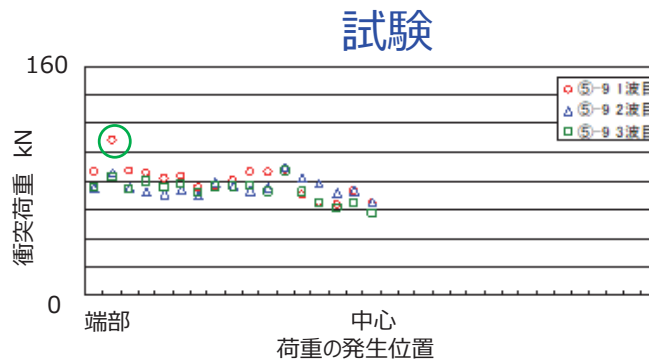
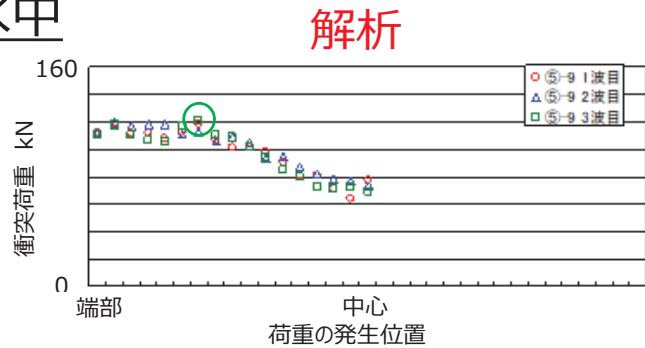


加振条件  
 正弦波加振  
 水平 3.9m/sec<sup>2</sup> 鉛直 15.0m/sec<sup>2</sup>

## 気中

解析最大値 133kN  
 試験最大値 133kN  
 精度 1.00

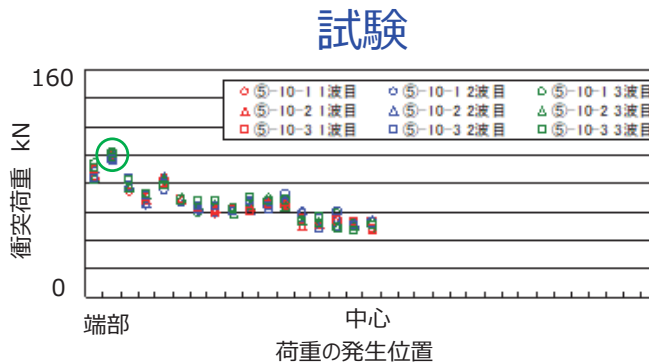
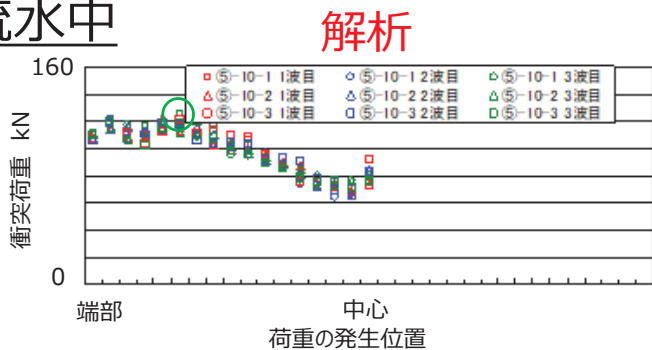
## 水中



## 水中

解析最大値 118kN  
 試験最大値 108kN  
 精度 1.09

## 流水中



## 流水中

解析最大値 123kN  
 試験最大値 102kN  
 精度 1.21

質問	燃料体の跳び上がり評価ではどのような保守性を考慮しているのか説明すること。
回答	<p>燃料体の保有する崩壊熱も放射能レベルも十分減衰しており、冷却機能を喪失しても燃料被ふく管が破損することはない。また、燃料取扱い事故が発生しても、周辺公衆に対し著しい被ばくリスクを与えることはなく安全性は確保されている。このため、燃料体の跳び上がり評価では、現実的に想定される条件設定の下で基本的にノミナル値ベースの解析評価を実施している。</p> <p>例えば、構造物の地震応答解析では、設計値を使うことが基本となっている。これは構造物の剛性が固有周期に影響を与えることによる。今回の炉心群振動解析においても、解析に用いる定数は、設計値あるいは200℃における材料の物性値、実験による実測値を使用している。従って、振動パラメータや物性値等に保守性を見込んでおらず、平均的挙動を示す結果となる。燃料体の跳び上がり評価で考慮している保守性は、機器の耐震評価と同様に、評価に用いる地震動、機器の減衰定数、炉心支持板の応答に保守性が含まれる。</p> <p>①基準地震動策定に当たっては、考慮対象とする活断層の規模、断層面及びアスペリティの設定位置、応力降下量等の不確かさを考慮して、保守的に策定する。また、もんじゅにおいては大きな地震は、距離が近い活断層によってもたらされるが、逆に地震動の継続時間は短い。しかし、応答スペクトル手法に基づく地震動設定では、震源が遠い活断層の規模と距離を考慮しており、地震動の継続時間は十分長い。この結果、応答スペクトル手法に基づく地震動設定は、地震動継続時間の観点から保守的な設定となっている。</p> <p>②機器の減衰定数は、設備機器設計側の評価では、規格値を採用しているが、実際の機器・構造が有する減衰定数はこの数値よりも高いことから、地震時の応答は保守側の評価となる。</p> <p>③炉心支持板は、周辺部に比べ振動が最も大きくなる中央部の応答を用いて評価を実施している。炉心支持板中央部の地震応答を用いることで、最大跳び上がり量が保守的な値が得られるようにしている。</p>

# 1. 燃料体損傷による放射線の被ばくリスク

初回の廃止措置計画申請書の中で以下の①～③を確認している。

## ①冷却機能喪失：

廃止措置段階にあるもんじゅの場合、炉心燃料の持つ崩壊熱は約30kW(部分装荷段階では約10kW)と小さい。このため、除熱機能を喪失しても、炉心の燃料体はナトリウム中に漬かっていれば燃料被ふく管の肉厚中心温度は運転中の制限温度である675℃を超えることはなく、被ふく管の健全性は維持され、燃料被ふく管に内包された放射性ガスが放出されることはない。この除熱機能喪失時の評価では、炉心燃料の熱移送は周方向への熱伝導のみを想定し、極めて保守的な評価としている。なお、ナトリウムを内包する機器の地震時における健全性は②に示すように確認しており、地震時において炉心燃料体がナトリウムから露出することもない。

## ②施設の耐震安全性評価：

使用済燃料を貯蔵する設備、あるいは使用済燃料を内蔵かつ放射性ナトリウムを内包する設備である、原子炉容器、1次主冷却系機器、炉外燃料貯蔵槽、燃料出入機、燃料貯蔵ラック等、及びそれら設備への波及的影響防止の観点から、燃料交換装置、燃料移送機等を対象に耐震性を評価し、耐震安全性が確保されることを確認している(次頁参照)。従って、地震時に燃料体の破損が生じたとしても、燃料体が内包する放射性物質は、ナトリウム機器内から雰囲気中に直接出て行くことはなく、地震時の安全性は確保される。

## ③燃料取扱い中の事故：

燃料体1体が内包する放射性ガスの最大値は、放射性よう素：約 $1.4 \times 10^7$  Bq(I-131等価換算)、放射性希ガス：約 $1.8 \times 10^9$  Bq(0.5 MeV換算)と減衰している。このため、燃料体取扱い中の事故を想定し、燃料体1体中に内包する放射性ガスの放出を考えても、周辺公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えない。

また、もんじゅが保有する燃料体全数538体が保有する放射性ガスの保有量は、放射性よう素：約 $2.2 \times 10^9$  Bq(I-131等価換算)、放射性希ガス：約 $3.0 \times 10^{11}$  Bq(0.5MeV換算)である。この全量が瞬時に放出される極めて保守的な事故を仮定(先験的な評価)しても、周辺公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えないことを確認している。

燃料体に損傷が発生しても、周辺公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えないことから、廃止措置段階にあるもんじゅにおいては、燃料体の耐震安全性は、施設の安全性を担保する上で必ずしも必要条件とはならない。このため、炉心燃料体の耐震安全性は、現実的に想定される条件設定の下で評価し健全性が確認されれば、放射線障害発生の防止という観点から十分安全性は確保されているものと考え、基本的にノミナル値ベース(設計又は200℃の値)で評価を実施した。

## 2. 原子炉容器及び炉外燃料貯蔵槽等の耐震安全性

### 1次主冷却系循環ポンプ

吸込口		
Ss-D波	1.4	応答倍率法
軽水炉参考波	2.3	応答倍率法

### 1次主冷却系主配管

エルボ		
Ss-D波	2.1	$\lambda^\circ$ 外ルモーダル法
軽水炉参考波	1.9	応答倍率法

### 1次主冷却系中間熱交換器

伝熱管		
Ss-D波	1.3	応答倍率法
軽水炉参考波	1.8	応答倍率法

### 原子炉容器

下部支持構造物基礎ボルト		
Ss-D波	1.5	$\lambda^\circ$ 外ルモーダル法
軽水炉参考波	1.6	応答倍率法

### 燃料交換装置

昇降駆動装置取付ボルト		
Ss-D波	1.2	時刻歴応答解析
軽水炉参考波	1.4	応答倍率法

### 燃料出入機本体 A

支持円筒		
Ss-D波	1.2	応答倍率法
軽水炉参考波	1.4	応答倍率法

### 走行台車

ローケータピン		
Ss-D波	1.2	時刻歴応答解析
軽水炉参考波	1.8	応答倍率法

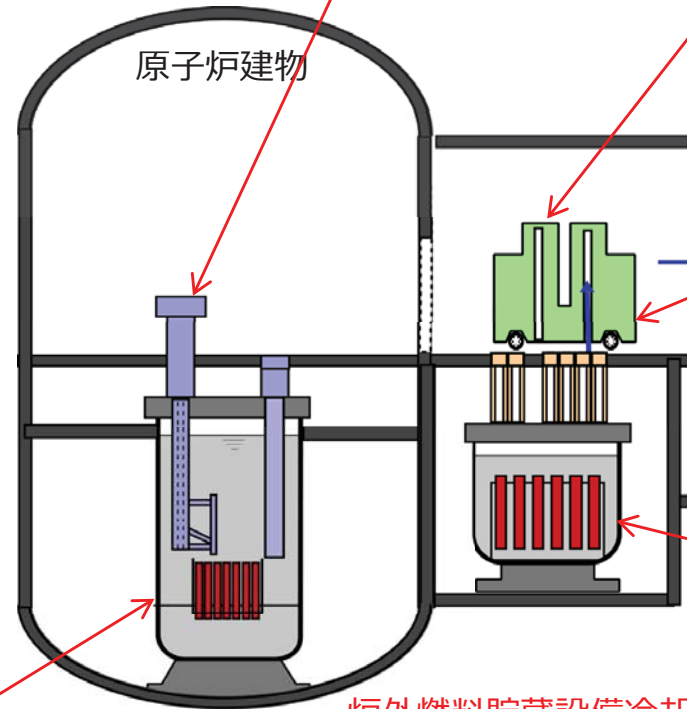
### 炉外燃料貯蔵槽

外容器ボルト		
Ss-D波	1.6	時刻歴応答解析
軽水炉参考波	1.6	応答倍率法

### 炉外燃料貯蔵設備冷却系配管

冷却系配管ティ		
Ss-D波	1.3	応答倍率法
軽水炉参考波	1.1	応答倍率法

評価用地震動に対し耐震安全性は確認されており、燃料体の破損が生じて、放射性物質が直接雰囲気中に出て行くことはない



表の数値は耐震裕度を示す  
 Ss-D波：  
 水平760gal、鉛直507gal  
 軽水炉参考波：  
 水平EW方向995gal、鉛直464gal



### 3. 評価用地震動策定における保守性

#### ①評価に用いる地震動の策定：

技術基準では、耐震安全性の評価に用いる地震動（基準地震動）の策定に当たっては、敷地に大きな影響を与えると予想される地震を複数選定し、以下の②、③に示す2種類の方法で地震動を策定することが求められている。地震の発生源として内陸地殻地震、プレート間地震、海洋プレート内地震を想定する。もんじゅの場合においては、プレート間地震、海洋プレート内地震は、震源までの距離が遠いことから、内陸地殻内地震が基準地震動を決める。

また、実際の地震では震源と活断層を関連づけることが困難な地震もある。技術基準では「震源を特定せず策定する地震動」の策定も求めているが、もんじゅの場合、この地震動は応答スペクトル手法に基づいて策定した基準地震動Ss-Dのスペクトルを下回る。

#### ②応答スペクトル手法による地震動評価：

震源の規模と、震源からの距離と地震が伝播する地盤の地質状況から敷地の揺れの大きさを評価する手法。耐震バックチェック時に地震発生源として考慮した断層は、C断層、白木-丹生断層、浦底-内池見断層、和布-干飯沖断層～甲楽城断層、大陸棚外縁～B～野坂断層を想定し、地質調査結果を元に断層長さ、断層の傾きを設定。断層端部が不明確な場合は長い方向あるいは断層帯として保守側に断層長さを設定。地震規模は松田式により断層長さから設定。地震発生層は地盤構造モデルから上限4kmと下限18kmを設定。アスペリティの位置は保守側の評価となるように敷地近くの断層上端に置く。また震源パラメータの不確かさとして断層上端深さを浅くして3kmに設定。地震動の大きさを決める距離減衰式は文献をもとに適用し、断層ごとの地震動の応答スペクトルを評価。これらのすべての地震動の応答スペクトルを包絡するように基準地震動Ss-Dを設定する。

応答スペクトル手法による地震動の場合、鉛直方向の地震動は水平方向の2/3倍とする。

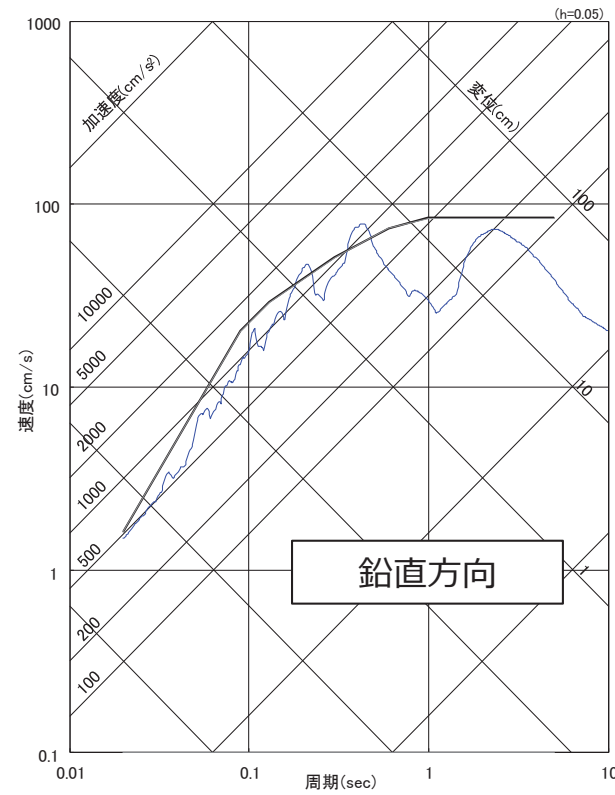
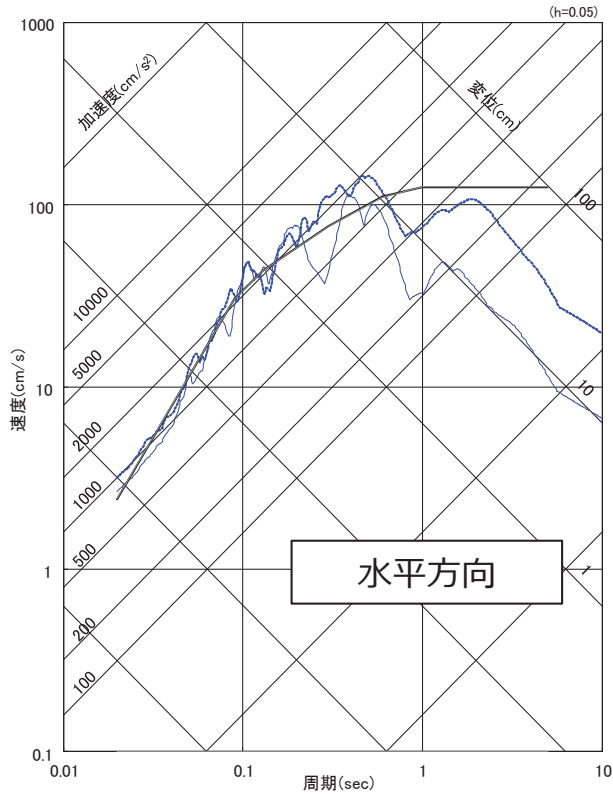
新規制基準への適合性が確認された近隣の軽水炉の基準地震動と、耐震バックチェックの際に策定したもんじゅの基準地震動Ss-Dはほぼ同等レベルである。このため廃止措置段階における評価用地震動の一つとして、耐震バックチェックで策定した基準地震動Ss-Dを採用。

#### ③断層モデル手法による地震動評価：

震源となる断層を面としてとらえ小領域に分割し、個々の小領域から発生する地震の波を重ね合わせて、敷地の揺れを評価する手法。耐震バックチェックでは一部周期でSs-Dを上回るため、断層モデル手法により策定した地震動に対しても基準地震動に選定し耐震評価を実施。新規制基準への適合性が確認された近隣の軽水炉の地震動を参考に、同等の地震動レベルとなる断層モデル波を簡易的に1組設定し、評価用地震動として採用。

地震動の策定に当たっては、震源断層の長さ、地震発生層の上端深さ、断層の傾斜角、アスペリティの位置・大きさ、応力降下量、破壊開始点等の不確かさを考慮している。このような不確かさを考慮して策定した検討用地震動は、評価用地震動として保守的な地震動となる。また、耐震バックチェック時にSs-Dの年超過確率を評価しているが、その値は $10^{-4}$ ～ $10^{-5}$ /炉・年である。部分装荷状態となる期間が約1ヶ月であることを考えれば、確率論的に、この間に評価用に用いた規模の地震が発生するリスクはさらに小さい。

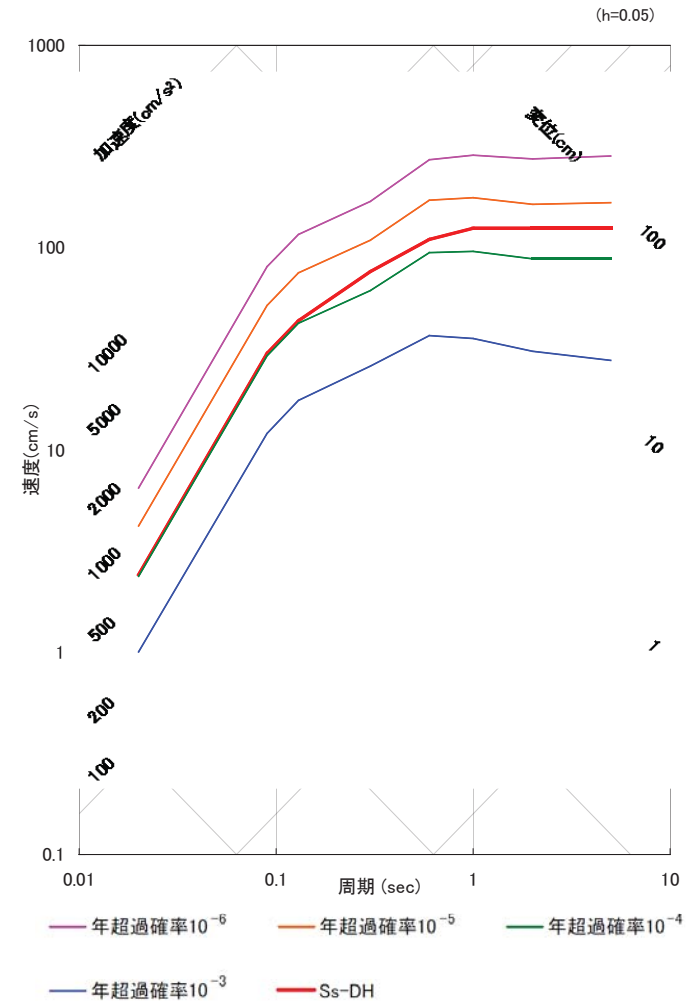
# 4. 評価に用いた地震動 (応答スペクトル)



### 凡例 (Gal)

- : もんじゅ基準地震動Ss-D (水平760、鉛直507)
- : 軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動 (NS837、EW995、UD464)
- ※水平方向の図において、実線がNS方向、点線がEW方向のスペクトルを示す

Ss-Dの年超過確率は $10^{-4} \sim 10^{-5}$ 程度



水平方向Ss-Dの応答スペクトルと一様ハザードスペクトル

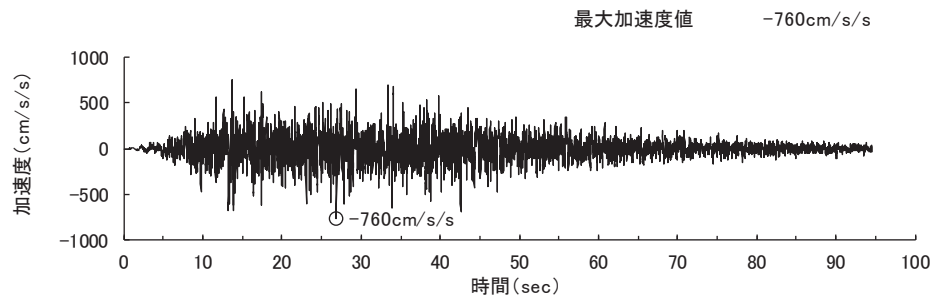
出典：高速増殖原型炉もんじゅ「発電用原子炉施設に関する耐震設計指針」の改訂に伴う耐震安全性評価結果報告書 改訂 平成22年2月 より



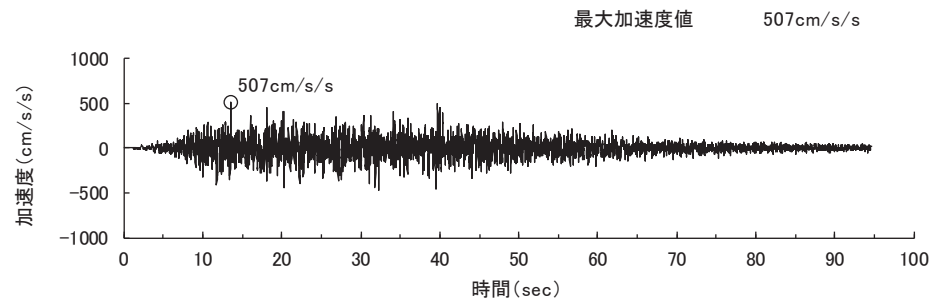
## 5. 評価に用いた地震動（加速度時刻歴波形）

評価に用いた地震動の加速度時刻歴波形を以下に示す。

「応答スペクトル」手法による地震動



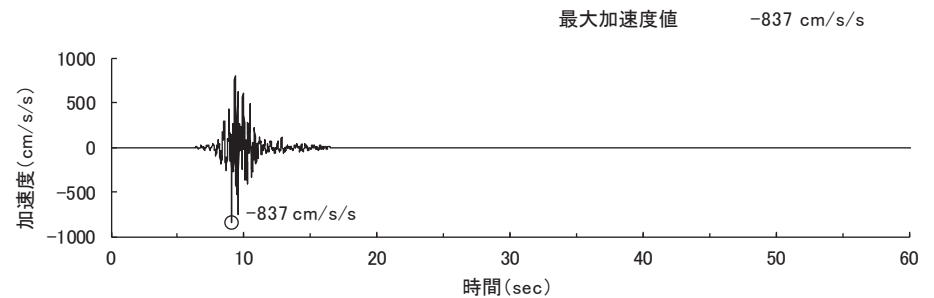
水平方向



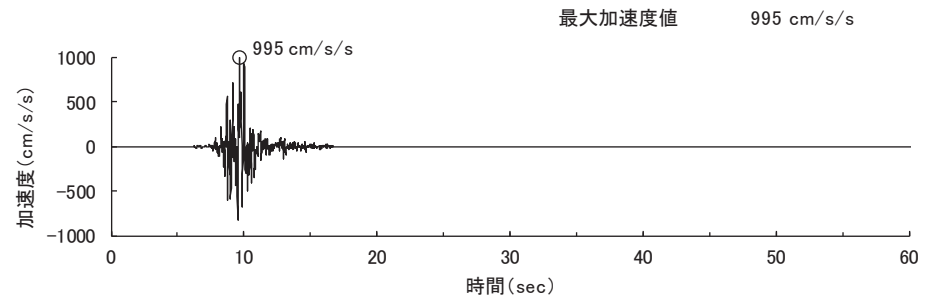
鉛直方向

「断層モデル」手法による地震動は、水平方向の加速度が「応答スペクトル」手法による地震動を超える。しかし、継続時間が5秒程度と短いため、衝突を繰り返し燃料体が高く跳び上がる現象の評価においては、大きく揺れる継続時間が短く、必ずしも保守的とは言えない。しかし、「応答スペクトル」手法による地震動は強震動領域の継続時間が長く、燃料体の跳び上がり評価では定性的に保守的な地震動となる。

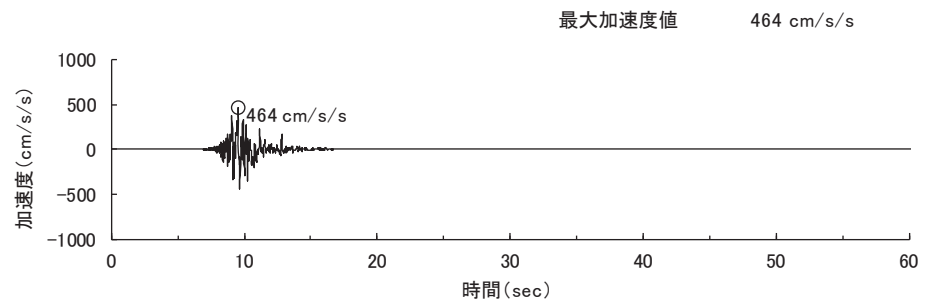
「断層モデル(軽水炉の基準地震動レベルを参考)」手法による地震動



NS方向



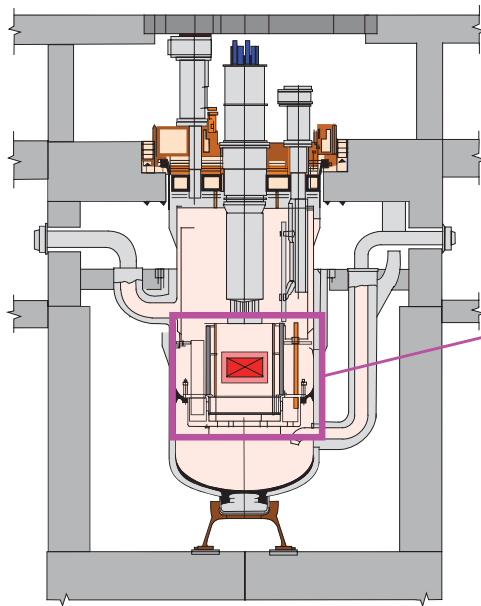
EW方向



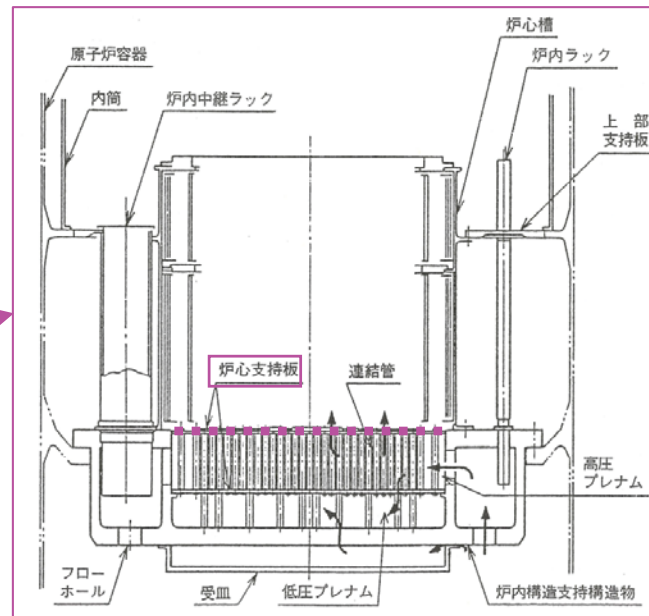
UD方向

## 6. 炉心支持板の状況と地震動の入力条件

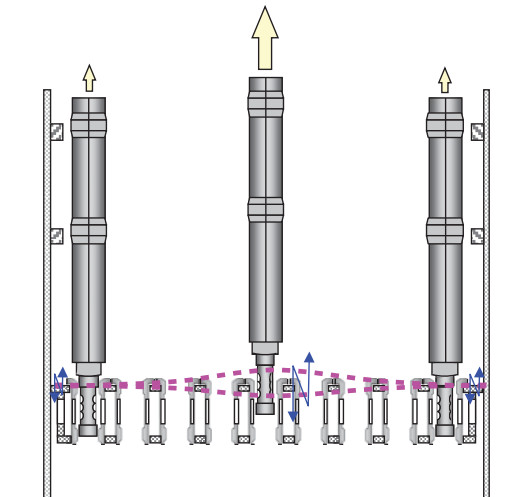
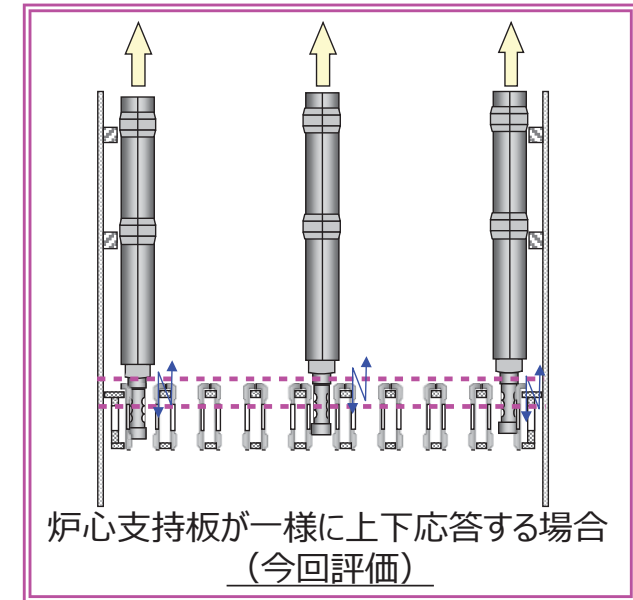
- ◆ 炉心支持板は2枚の多孔円板（板厚50mm）が700本以上の連結管で接続され、更に炉内構造支持構造物とも連結された構造で、非常に剛性は高いものの、地震時応答の際は、太鼓の様に周辺部より中央部の変位が大きくなる。このため、炉心支持板の位置により上下の変位量に差が生じ、燃料体等に与える上下方向の力に差が生じる。
- ◆ 今回の評価では、原子炉構造応答解析により、一番大きい挙動となる炉心支持板中央部の応答時刻歴を用い、炉心支持板の中央部も周辺部も一様に上下に応答するとして評価を実施している。
- ◆ このため、特に炉心支持板の周辺部に装荷される燃料体/模擬体の跳び上がり量は保守的な評価となる。



原子炉構造



炉内構造物



炉心支持板の変形を考慮した場合

### ①建物の応答解析：

固有周期が変化すると建物内に設置される機器の振動に影響を与える。例えば、コンクリートの弾性係数を変えると、建物の固有周期が変わり、建物の上に設置される機器の応答も変わる。このため、建物の地震応答解析は平均像を示すように、建物の解析パラメータとしては設計値を用いるのが基本。建物固有の課題を評価する場合は、解析パラメータを変えて評価することもあるが、建物応答の不確かさは、機器側の評価（例えば床応答スペクトルの $\pm 10\%$ 拡幅等）で考慮される。

### ②機器・配管の応答解析：

振動現象の評価では、固有周期が変わるとその影響が大きいので、機器・配管の応答解析では平均像を示すように、解析パラメータは設計値を用いるのが基本。

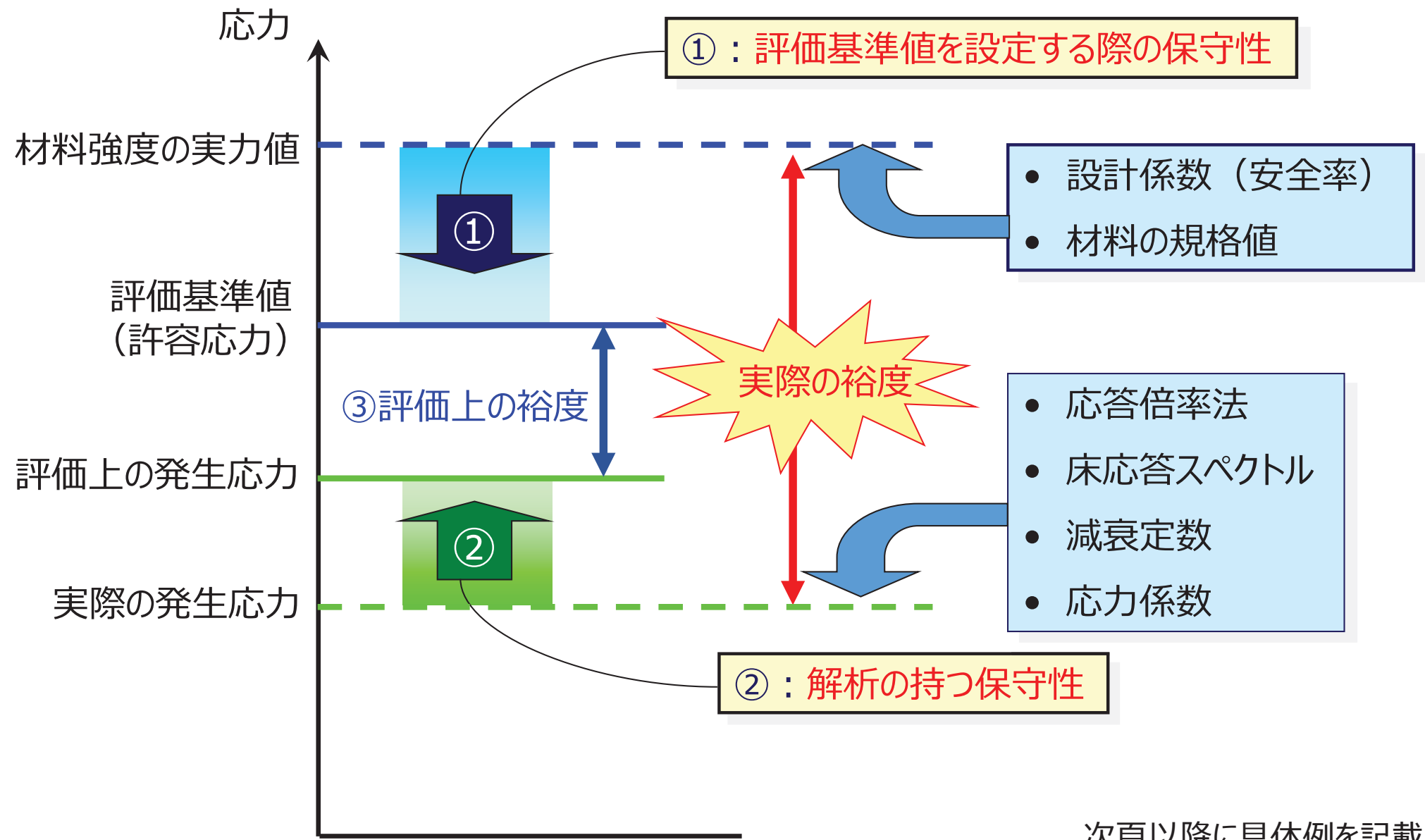
### ③機器・配管の評価が有する保守性：

材料強度基準が有する保守性（規格値であって実力値は更に大きい）、応力制限に含まれる保守性（1次一般膜応力、1次膜+曲げ応力の制限は余裕を考慮した値）、スペクトルモーダル解析における床応答スペクトルの $\pm 10\%$ 拡幅、配管評価に用いる応力係数は保守性を見込んだ値、設計評価で用いる減衰定数は実測データの下限を使用、複数階に渡って設置される配管は最も床応答が大きくなる床レベルの床応答で評価、等の保守性を有す。

さらに、評価手法を簡易評価から詳細化することにより、精緻な評価が可能となり評価値と基準値の間に余裕が生まれる。また、学会の規格となっている非線形解析を適用すれば、さらに余裕が生まれる。

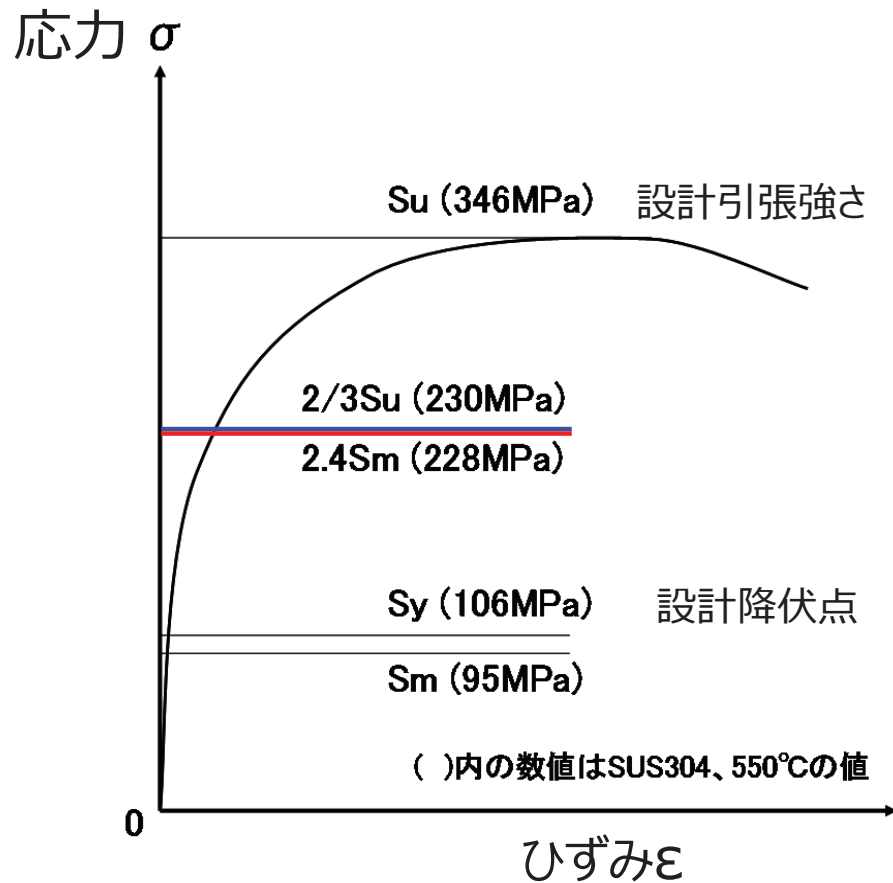
構造物の地震応答解析では、物性値を変えると、固有周期が変化することから、構造物の物性値等は設計値を使用して評価することが基本。また、評価手法及び評価基準は保守性を有しており、構造物に発生する実際の応力と材料強度の実力値との間には、設計評価以上の余裕を内在する。

# 8. 評価の保守性と裕度の関係



次頁以降に具体例を記載

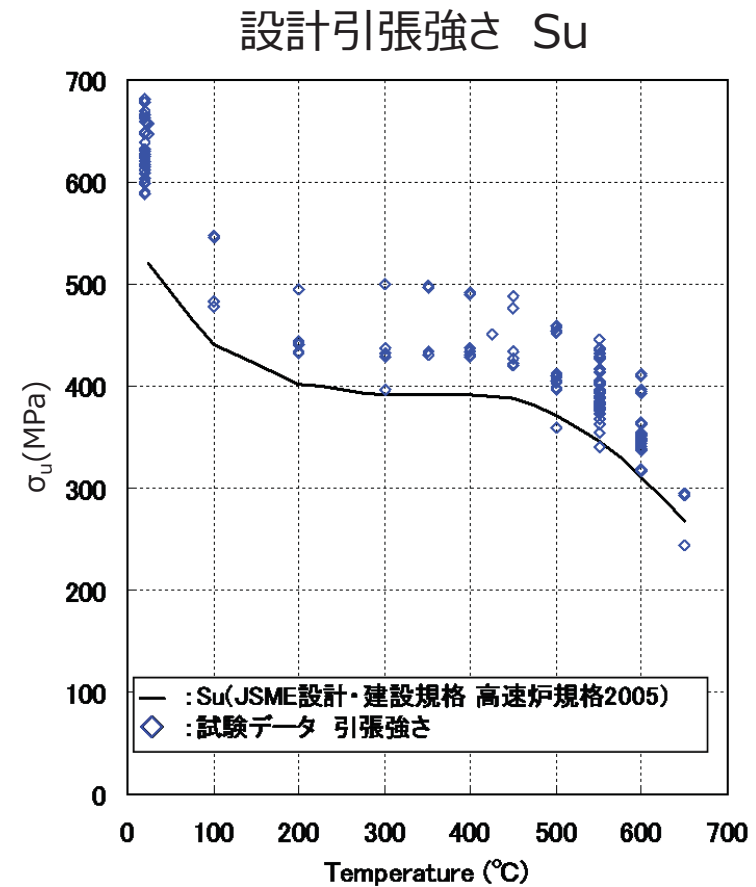
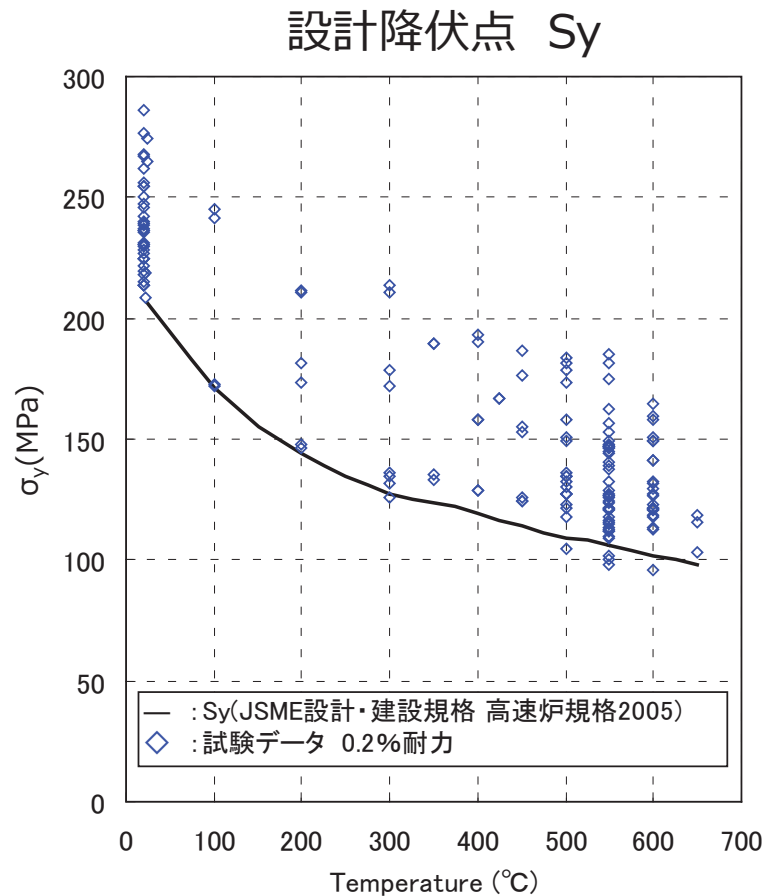
SUS304の応力ひずみ関係と許容応力  
(制限値)



もんじゅの主要機器、配管の材料であるSUS 304 は、左図から分かるように、延性に優れ、降伏点を超えても高い耐荷重能力を有す

仮に、発生応力が1次一般膜応力の許容応力 (Min [2.4Sm, 2/3Su], 228 MPa) に達したとしても、材料の設計引張強さ Su, 346 MPa はその1.5倍程度である

さらに、Su, Sy等は設計規格値であり、材料強度の実力値はこれを上回る(後述)



設計降伏点 ( $S_y$ )、設計引張強さ ( $S_u$ ) 等の材料の規格値は、国産材料の試験データに基づき、そのほぼ下限となるよう定められている

実際に使用された材料（2次主冷却系配管材）のミルシートの分析(147個)から、  
 設計降伏点 (205 MPa) に対して実材料の降伏点の99%信頼下限は約10%高め  
 設計引張強さ (520 MPa) に対して実材料の引張強さの99%信頼下限は約10%高め



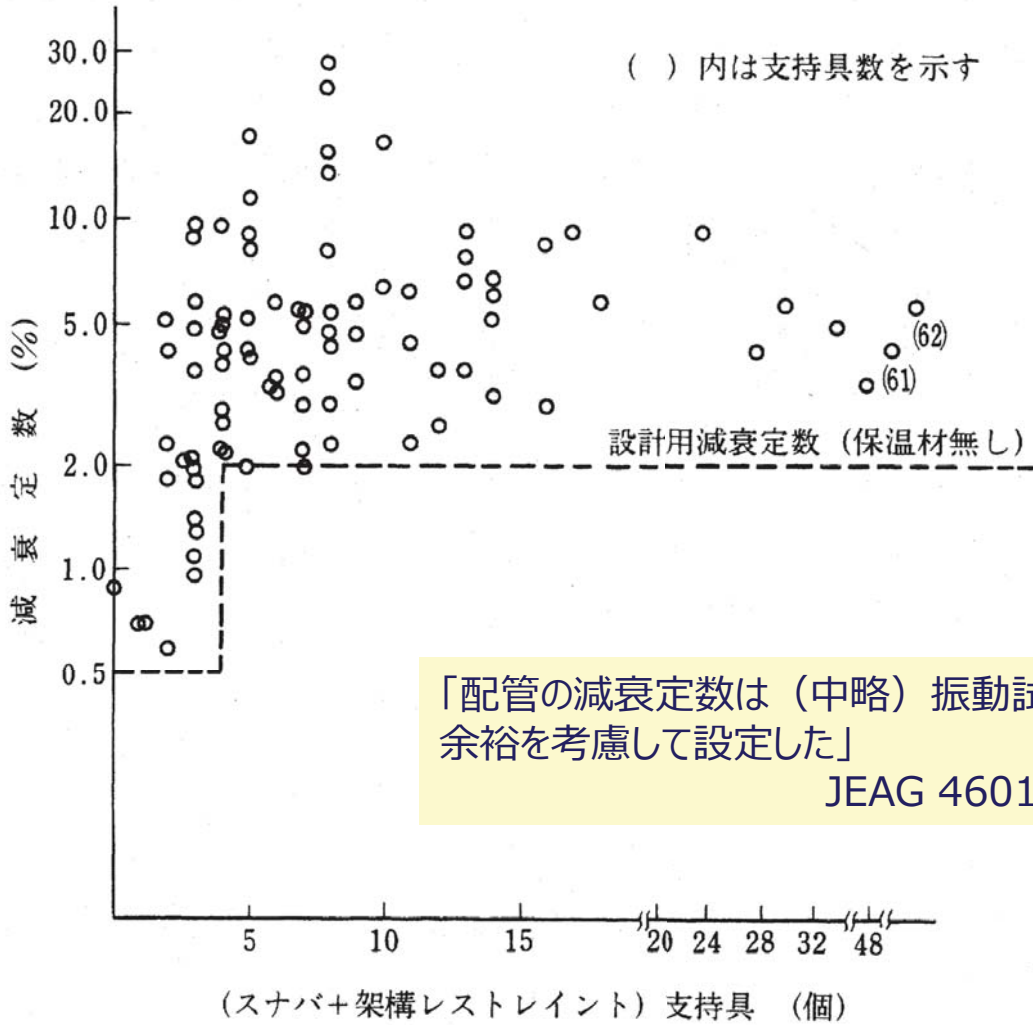
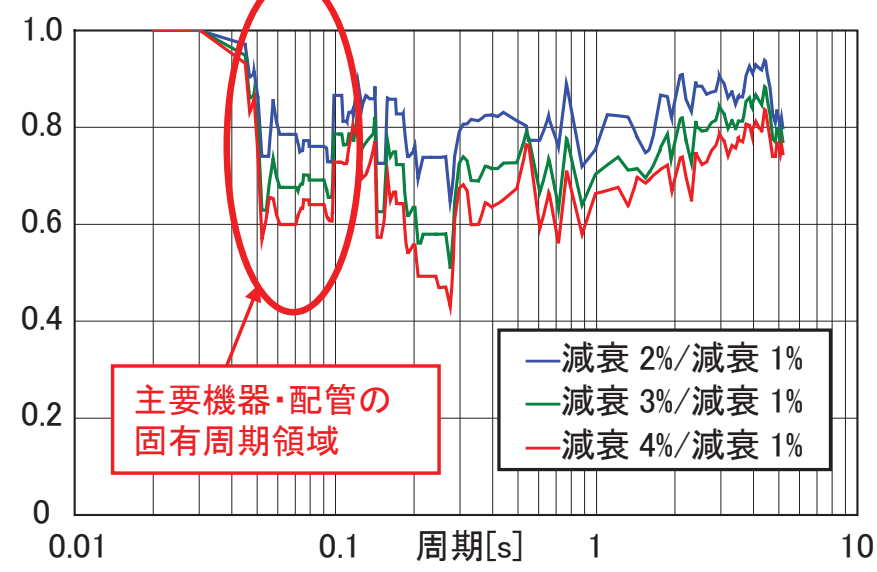
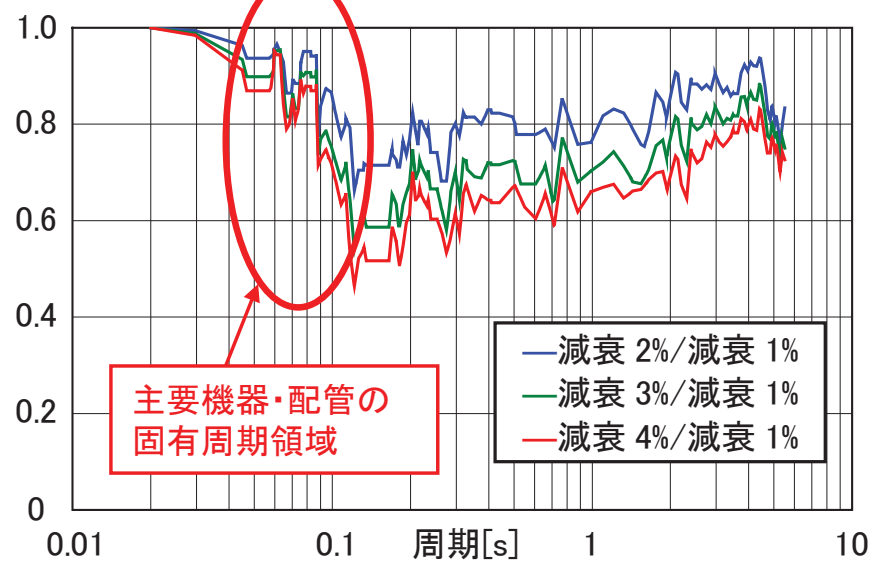
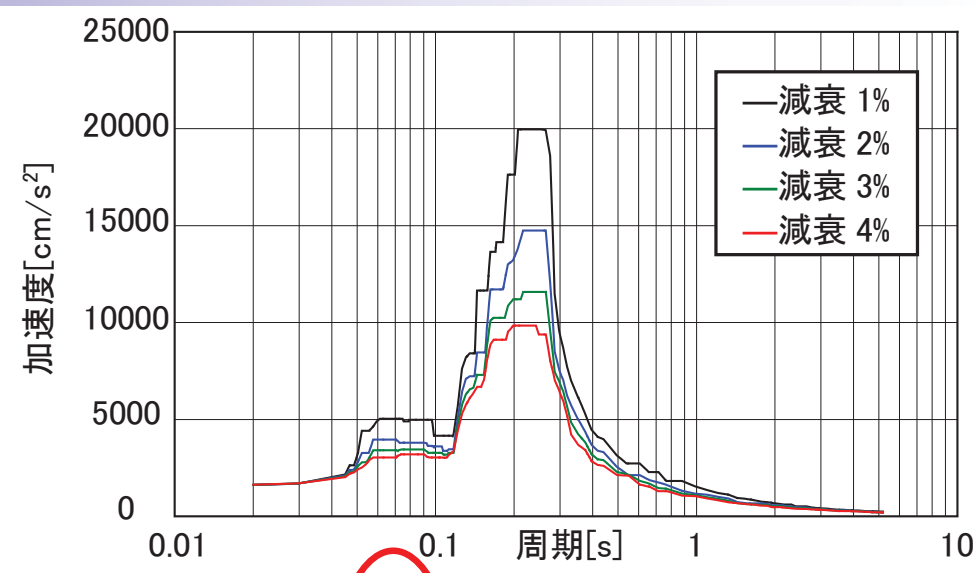
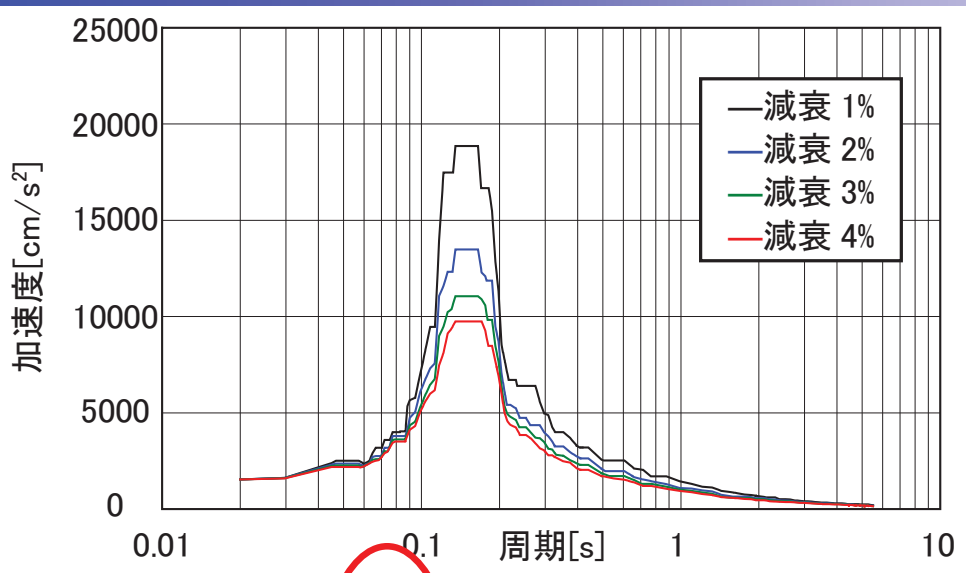


図1.2-7 (スナバ+架構レストレイント) 数と減衰定数の関係

原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG 4601-1991 追補版 より引用

# 参考4. 減衰定数が有する地震応答への影響程度



IC05(EW 方向)

AB18(EW 方向)

主要機器・配管の固有周期領域( $\leq 0.12\text{sec}$ )では、例えば減衰を1%→2%とすることで応答は10%~20%低減

## 耐震設計に用いる減衰定数 (日米基準の比較)

	減衰定数(%)				
	耐震安全性 評価 *1	NRC *2	ASME *3	ASCE *4	HEDL文献 *5
機器 溶接構造物	1.0	4.0	4.0	2.0	-
配管	0.5~3.0	4.0	5.0	5.0	3inch以下 9% 3inch~8inch 6%

\*1 JEAG4601 (もんじゅの原子炉容器の減衰定数は1%を使用)

\*2 U.S.NUCLEAR REGULATORY COMMISSION REGULATORY GUIDE 1.61(2007)

\*3 ASME 2004 SECTION III, DIVISION 1-APPENDICES

\*4 ASCE/SEI 43-05 Seismic Design Criteria for Structures, Systems, and Components in Nuclear Facilities

\*5 HANFORD ENGINEERING DEVELOPMENT LABORATORY  
M.J.ANDERSON et al. "DAMPING IN LMFBR PIPE SYSTEM", 5th Annual PVP Conference June, 1984-San Antonio, Texas

コメント	極値統計を分かり易く説明すること。
回答	<p>燃料体の跳び上がりは、炉心支持板との衝突現象を伴うため、確定論的に燃料体の挙動を追うことには限界がある。しかし、炉心支持板の振動が一定の振幅の中で振動すること、燃料体の炉心支持板への衝突速度も一定の幅の中で変動することを考えれば、確率論的に取り扱うことは可能である。</p> <p>評価の対象としているのは、燃料体の最大跳び上がり量である。燃料体個々の跳び上がり量も分布を持つ。解析や実験によって評価対象としている値は、それぞれの燃料体跳び上がりの最大値である。これは、個々に分布を有したデータの中から、最大値を抽出し、その最大値の分布がどうなるかを調べることに等しい。</p> <p>このような、最大値の分布を調べる方法として、極値統計論がある。この理論を37体群体系実験に適用し、跳び上がり量がどのように整理されるか調べた。</p> <p>燃料体の最大跳び上がり量の分布は概ね二重指数分布(Gumbel分布)に従うことを確認し、燃料体跳び上がり量の最大値は、一定の信頼度を有して推定可能なことを確認した。また、37体群体系の跳び上がり実験では、解析が実験結果を保守側に評価することも確認した。</p> <p>また、もんじゅ燃料体の跳び上がり量評価結果は、ほぼ二重指数分布に従うことが確認されており、解析による燃料体の跳び上がり量評価は一定の信頼度をもって最大跳び上がり量を推定している。</p>

## 1. 燃料体の跳び上がり評価に極値統計を適用する背景

炉心群振動は、隣接燃料体との衝突、跳び上がった燃料体の炉心支持板への衝突現象を含む。衝突前と衝突後では、燃料体の挙動が大きく変化するため、確定論的に燃料体の挙動を追うことには限界がある。

一方、振動現象は一定の幅で振れるため、確率論的に取り扱うことが可能。振動の分布を確率分布関数と見做せば、燃料体の挙動を確率論的に推定することができる。

燃料体が跳び上がり落下して炉心支持板と衝突する。衝突後の燃料体の跳び上がり高さは、衝突現象のため衝突時の炉心支持板の速度によって異なる。逆に、炉心支持板が下向き方向に振れている場合は、燃料体は跳び上がることなく炉心支持板上へ着床して跳び上がりが収束する場合もある。燃料体の落下速度、即ち炉心支持板との衝突速度は、常に一定ではなく、一定の幅の中で変化する。

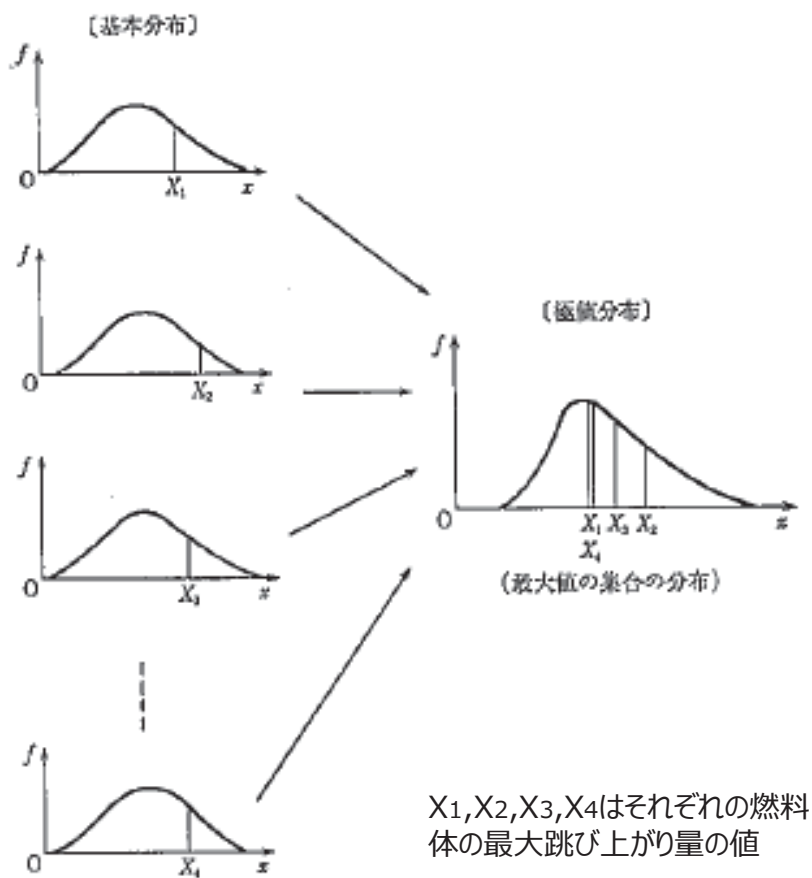
燃料体と炉心支持板は、それぞれの確率的な速度分布をもって衝突すると考えれば、燃料体の跳び上がり量の定量値推定は確率論的に取り扱うことが適切な領域。

今回評価したい値は、跳び上がり量の最大値、あるいはその推定値。従って、統計論的には極値を推定することになり、気象学、水文学、信頼性工学等の分野で利用されている、極値統計の手法を適用した。

## 2. 極値統計論の概要

個々の燃料体は、それぞれの跳び上がり量の基本分布に従っていると仮定する。このうち、最大値の分布が極値分布である。基本分布から極値分布へ整理する模式図を左下に示す。このような極値の分布は、Gumbelによって3つの分布に分類され、その数学的基礎が議論されている。その分類を右下に示す。数学的には、正規分布やワイブル分布等に従う母集団から、ランダムに抽出した最大値や最小値のサンプリングは、サイズが大きくなると二重指数分布に従う。

極値分布の分類



	最大値分布	最小値分布
第1タイプ (2重指数分布)	$F_I(x) = \exp\left[-\exp\left(-\frac{x-\lambda}{\alpha}\right)\right]$ $f_I(x) = \frac{1}{\alpha} \exp\left[-\frac{x-\lambda}{\alpha}\right] \exp\left[-\exp\left(-\frac{x-\lambda}{\alpha}\right)\right] \quad -\infty < x < \infty$ $-\infty < \lambda < \infty, \alpha > 0$	$F_{-I}(x) = 1 - \exp\left[-\exp\left(\frac{x-\lambda}{\alpha}\right)\right]$ $f_{-I}(x) = \frac{1}{\alpha} \exp\left[\frac{x-\lambda}{\alpha}\right] \exp\left[-\exp\left(\frac{x-\lambda}{\alpha}\right)\right] \quad -\infty < x < \infty$ $-\infty < \lambda < \infty, \alpha > 0$
第2タイプ	$F_{II}(x) = \exp\left[-\left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^{-m}\right]$ $f_{II}(x) = \frac{m}{\eta} \left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^{-m-1} \times \exp\left[-\left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^{-m}\right]$ $-\infty < \gamma \leq x < \infty, \eta > 0, m > 0$	$F_{-II}(x) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\gamma-x}{\eta}\right)^{-m}\right]$ $f_{-II}(x) = \frac{m}{\eta} \left(\frac{\gamma-x}{\eta}\right)^{-m-1} \times \exp\left[-\left(\frac{\gamma-x}{\eta}\right)^{-m}\right]$ $-\infty < x \leq \gamma < \infty, \eta > 0, m > 0$
第3タイプ	$F_{III}(x) = \exp\left[-\left(\frac{\gamma-x}{\eta}\right)^m\right]$ $f_{III}(x) = \frac{m}{\eta} \left(\frac{\gamma-x}{\eta}\right)^{m-1} \times \exp\left[-\left(\frac{\gamma-x}{\eta}\right)^m\right]$ $-\infty < x \leq \gamma < \infty, \eta > 0, m > 0$	$F_{-III}(x) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^m\right]$ $f_{-III}(x) = \frac{m}{\eta} \left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^{m-1} \times \exp\left[-\left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^m\right]$ $-\infty < \gamma \leq x < \infty, \eta > 0, m > 0$

注) 第1漸近タイプの最大値分布を Gumbel 分布とよぶ。  
第3漸近タイプの最小値分布を Weibull 分布とよぶ。

基本分布から極値分類へ

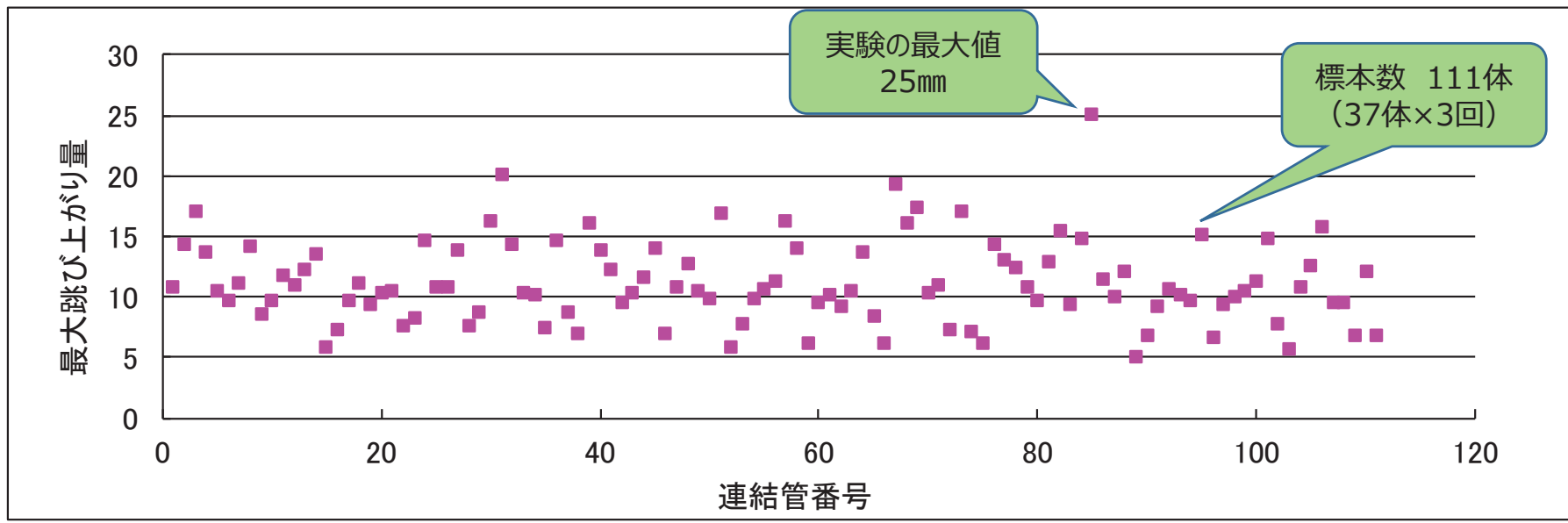
出典：装置材料の寿命予測入門，腐食防食協会編，丸善，1984



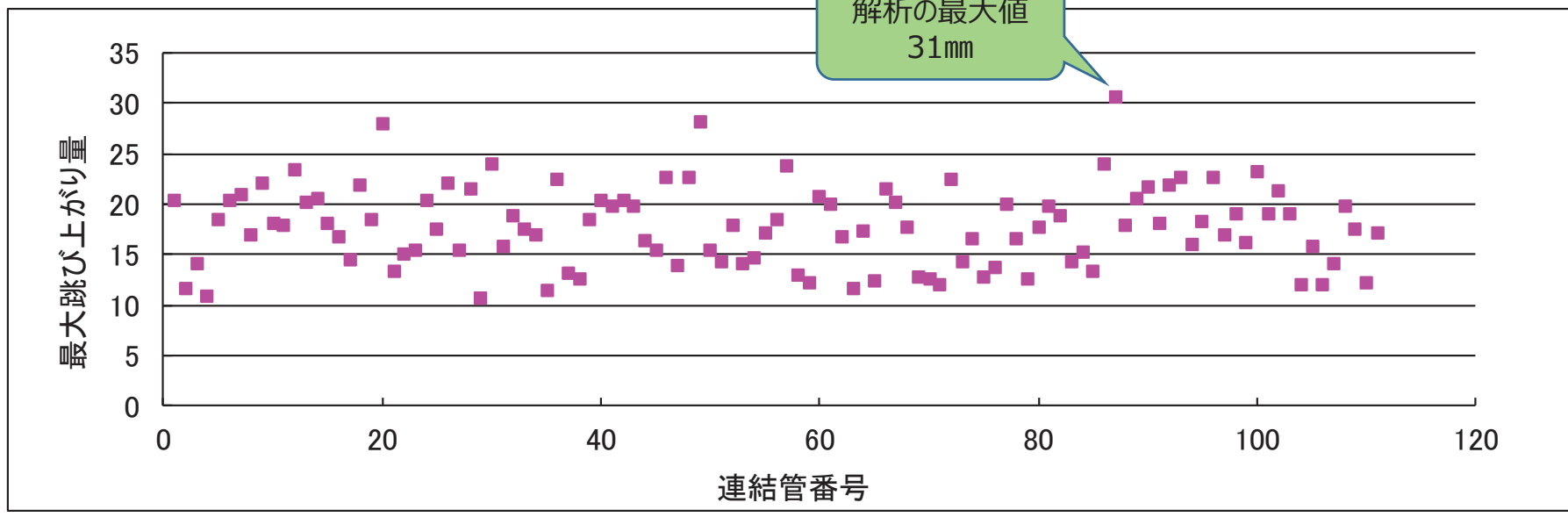
### 3. 37体群体系試験における最大跳び上がり量の実験値と解析値

37体群体系 流水中 正弦波3回連続加振試験 上下単独加振 (10.8m/s<sup>2</sup> 14.6Hz)

実験値



解析値



## 4. 37体群体系跳び上がり試験データの整理

Xを燃料体の最大跳び上がり量とし、その分布関数を $F(X)$ とおき、以下の形（二重指数分布）を考える

$$F(X) = \text{Exp}\{-\text{Exp}(-Y)\}$$

ここで、 $Y = \alpha(X-u)$ とおき、2回自然対数をとれば

$$Y = -\ln\{\ln(1/F(X))\} = \alpha(X-u)$$

となる。

従って、 $1/F(X)$ の2回対数をとると、そのグラフが直線となれば、分布関数 $F(X)$ は二重指数分布（Gumbel分布）に従うことが、視覚的に分かり易い。

37体群体系試験における実験及び解析の標本データはそれぞれ111個。跳び上がり量の小さい方から順に、縦軸目盛に2回対数値をとった確率紙にプロットすると、右図になる。

プロットは概ね直線状に並び、燃料体の最大跳び上がり量の分布は二重指数分布に従うことが推定される。

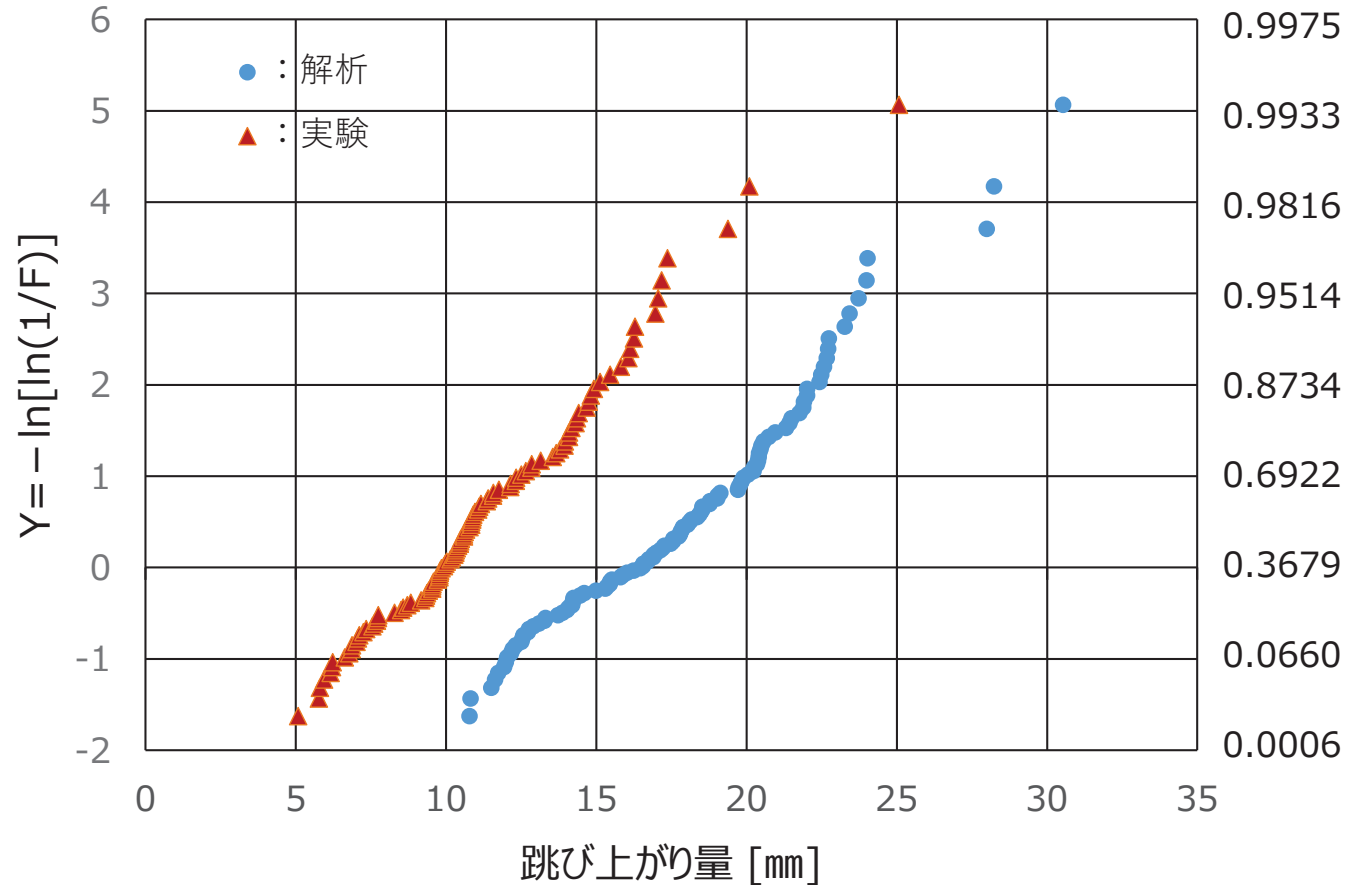
なお、標本データ $F_i$ の割り当てとしてミーンランク法とメジアンランク法があるが、この図ではメジアンランク法を適用して整理した。

ミーンランク法 :  $F_i = i/(n+1)$

メジアンランク法 :  $F_i = (i-0.3)/(n+0.4)$

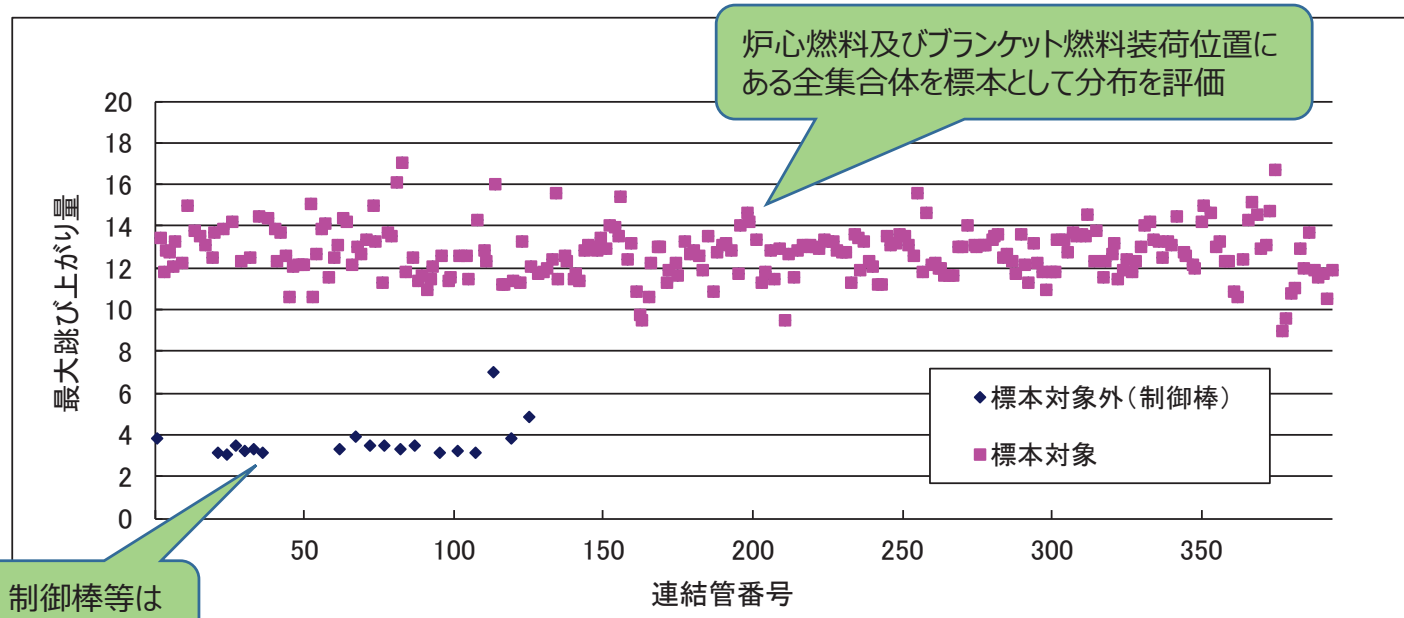
ここで $n$ は標本数

跳び上がり量の累積分布



実験及び解析による燃料体の最大跳び上がり量の分布は概ね二重指数分布に従う。また解析は実験結果を保守側に評価する。

# 5. 二重指数分布によるもんじゅ燃料体の跳び上がり量解析値の整理



制御棒等は標本から除外

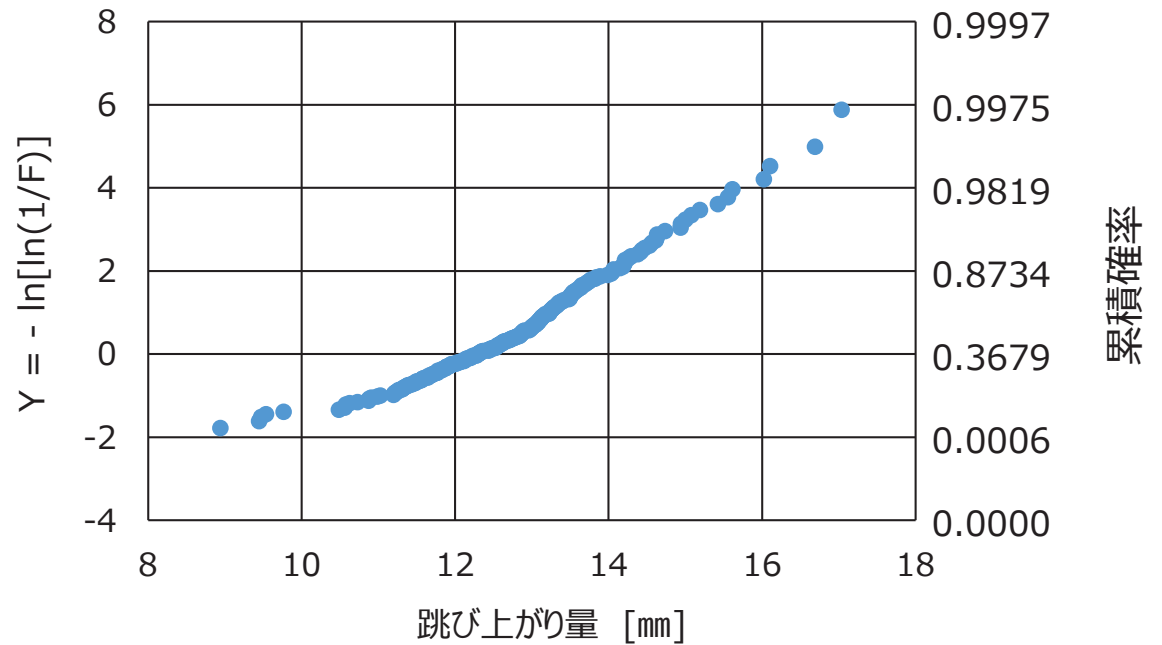
左図はもんじゅ燃料体の跳び上がり量の最大値を解析コードで評価した結果を示す。

燃料体の跳び上がり量は、様々な値を取りうるが、最大値を抽出したことを考えると、左図は統計論的には、最大値のバラツキを示した図となる。

前頁と同様に、跳び上がり量の小さい順に二重指数分布の確率紙上にプロットする(右図参照)。

跳び上がりデータは、ほぼ直線上に並び、最大跳び上がりの分布は二重指数分布(Gumbel分布)に従うことが推定される。

**この図では**解析評価による最大跳び上がり量17mmは、99.7%程度の信頼度をもって、燃料体の跳び上がり量を推定したことを意味する。

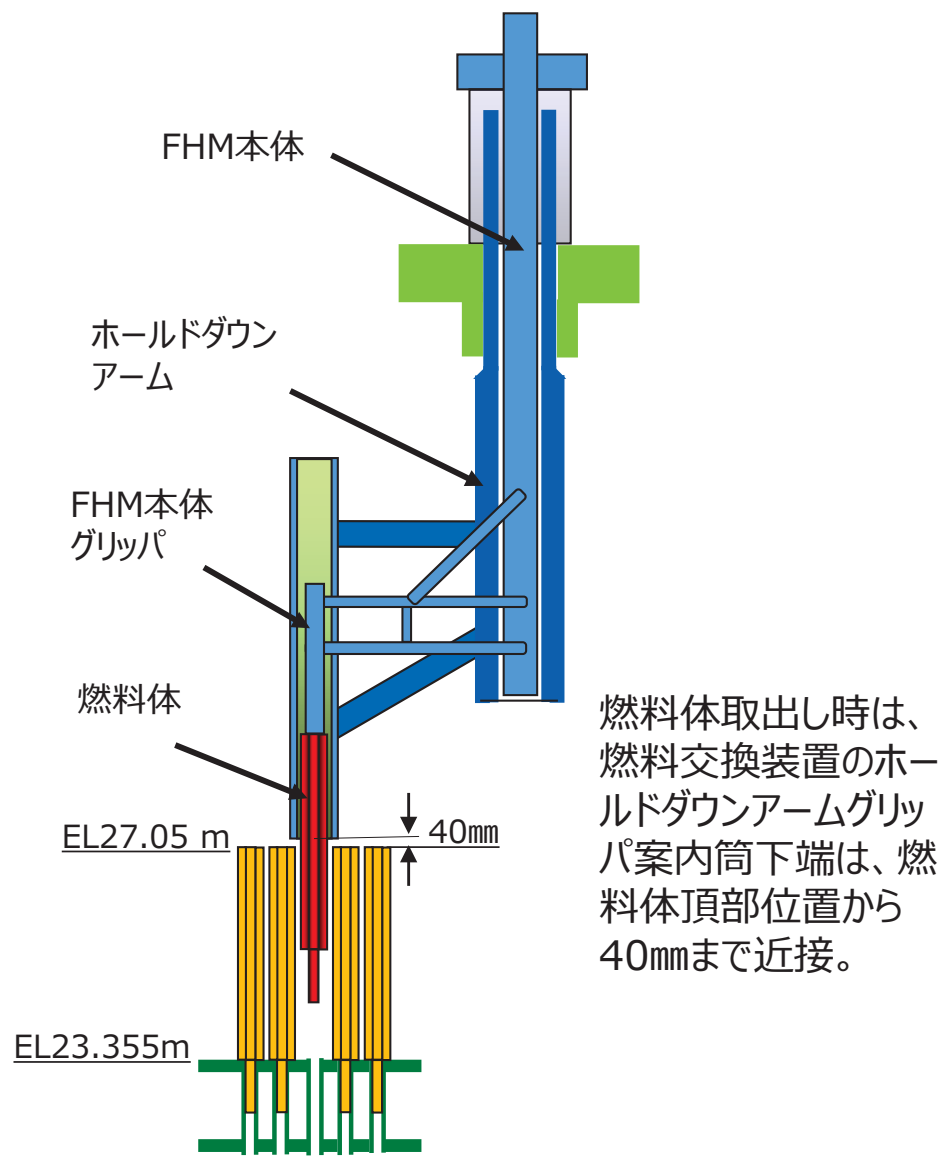


最大跳び上がり量の累積分布

質問	想定を超えた燃料体の跳び上がりが発生した場合の影響を説明すること。
回答	<p>燃料体の跳び上がりが40mmを超えると燃料体頂部が燃料交換装置等との干渉、45mmを超えると燃料体同士の上 部パッド外れが発生し、燃料取出し機能に影響を与える可能性がある。40～90mmの範囲で、これ以外に燃料取出し に影響を与えそうな因子は、燃料体頂部の炉心上部機構下端面との干渉、燃料体エントランスノズル部と連結管との 嵌合部外れがある。</p> <p>なお、パッド部は上下に長さ約 <span style="border: 1px dashed red; padding: 0 2px;">  </span> mm×高さ約 <span style="border: 1px dashed red; padding: 0 2px;">  </span> mmのテーパを有しているため、パッド部長さ（45mm程度）を超えて 跳び上がり、燃料体が隣接燃料体のパッド部上に乗り上がったままとなる可能性は小さく、元の位置に戻る。</p> <p>想定を超えて燃料体の跳び上がりが発生し、装置や設備に異常が発生し、燃料体の取出しが不能となった場合は、 原子炉容器の液面を下げる等して炉内の状況を確認し、設備の復旧・補修を行う。</p>

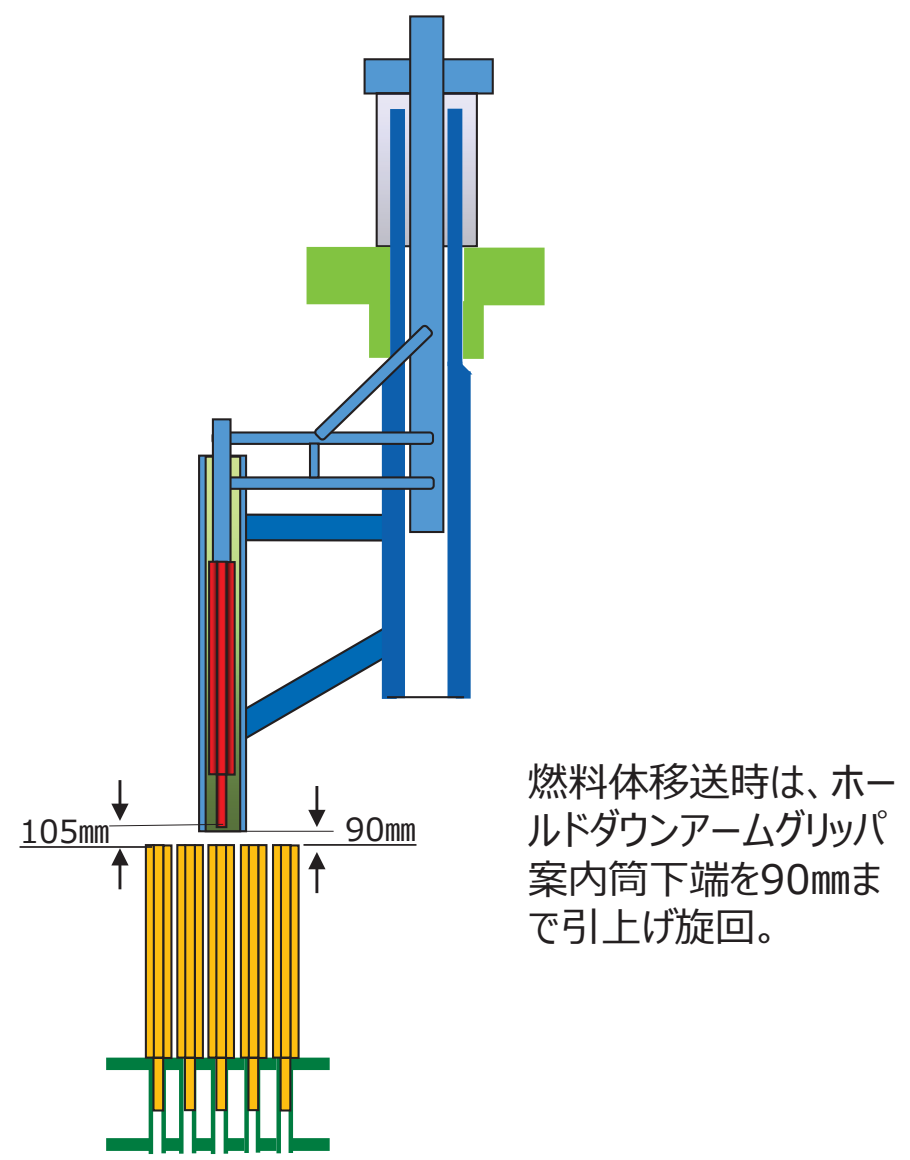
No	跳び上がり量	影 響
1	40 mm 超	燃料体頂部がホールドダウンアームのグリッパ案内筒下端面(燃料体取出中の位置)と干渉する。
2	45 mm 超	燃料体の上部パッド部同士の外れが発生し、地震時の燃料体同士の接触位置が変わる。
3	<span style="border: 1px dashed red; padding: 0 2px;">  </span> mm 超	燃料体頂部が、炉心上部機構下端面(燃料体取出し期間外の位置)と干渉する。
4	60 mm 超	燃料体エントランスノズルと連結管との嵌合部外れが発生する。
5	<span style="border: 1px dashed red; padding: 0 2px;">  </span> mm 超	燃料体頂部が、炉心上部機構下端面 (燃料体取出し期間中の位置)と干渉する。
6	90 mm 超	燃料体頂部がホールドダウンアームのグリッパ案内筒下端面(燃料体移送中の位置)と干渉する。

# 1. 燃料体頂部とホールドダウンアーム案内筒下端面との隙間



燃料体取出し時は、燃料交換装置のホールドダウンアームグリッパ案内筒下端は、燃料体頂部位置から40mmまで近接。

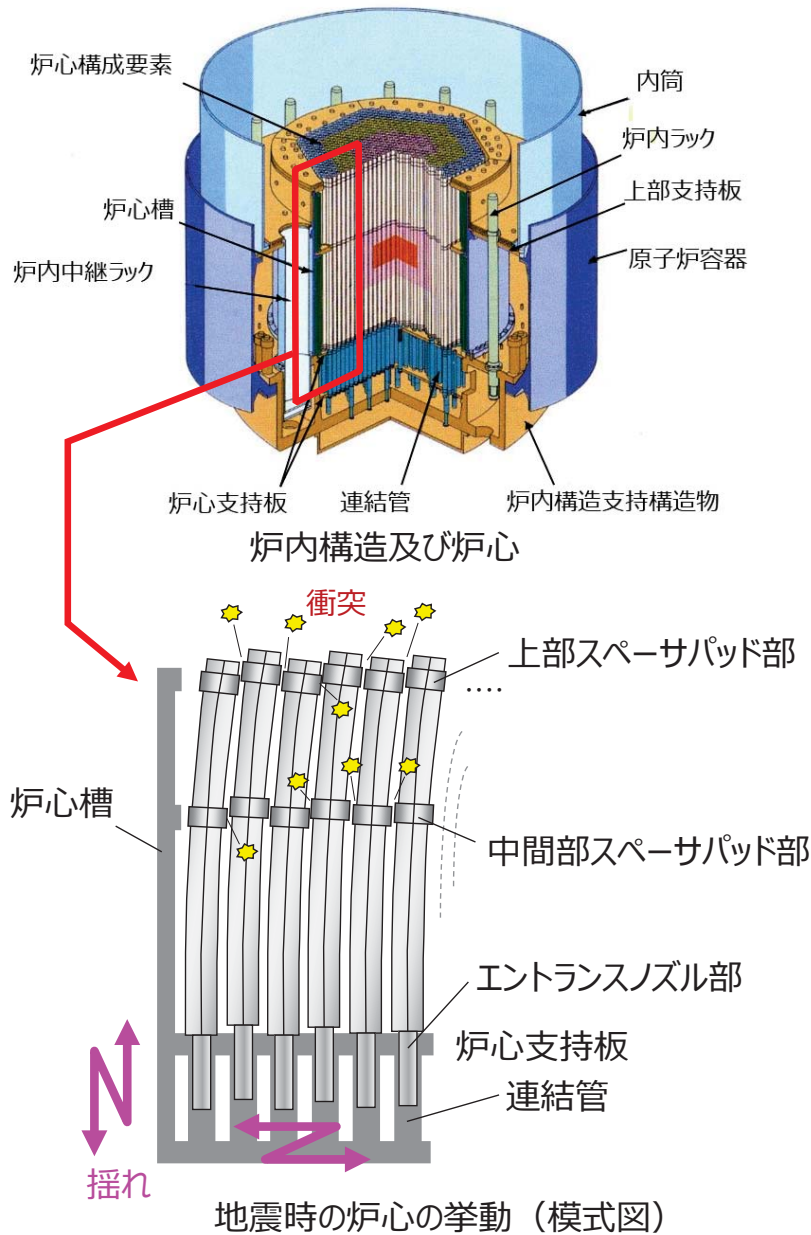
①燃料体取扱い中



燃料体移送時は、ホールドダウンアームグリッパ案内筒下端を90mmまで引上げ旋回。

②ホールドダウンアーム旋回中(燃料体移送中)

## 2. パッド部外れ



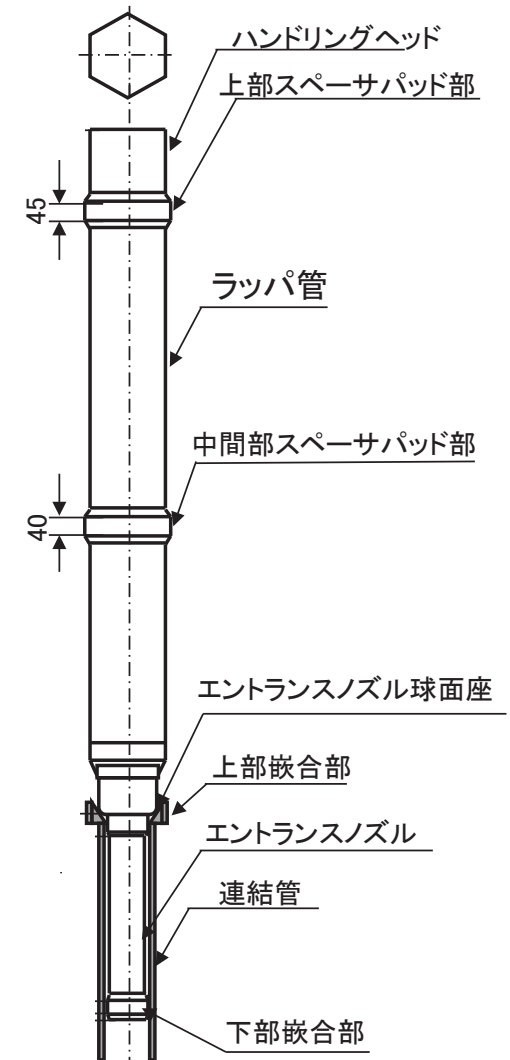
もんじゅの燃料は、炉心支持板の連結管に差し込まれて自立しており、地震時は燃料体同士がパッド部で接触し、お互いを支え合う構造的特徴を有す。また、最外周の中性子しゃへい体のパッド部が触れると、炉心槽の支持枠と衝突する。

燃料体同士の最小隙間はパッド部であり、この隙間は0.7 mm程度。

燃料体の跳び上がり量が45mmを超えると、燃料体同士の隙間が広がり、定性的に燃料体頂部の振幅は大きくなる。

パッド部は上下に $\square$ mmのテーパを有しているため、45mm程度の跳び上がりでは、燃料体が隣接燃料体のパッド部上に乗り上がったままとなる可能性は小さい。

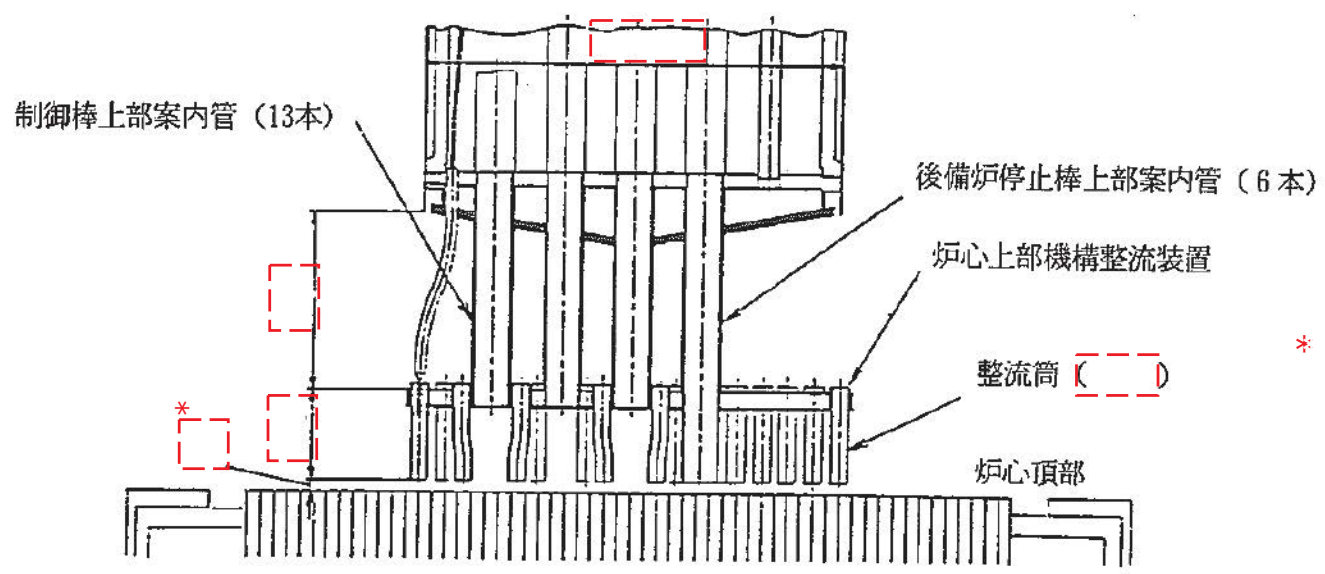
しかし、60 mmを超えて跳び上がるような状態では、エントランスノズル部の嵌合部外れが発生することから、両者の効果が相俟って地震終息後も燃料体頂部位置が、通常位置から飛び出たままとなる可能性がある。



燃料体及び連結管の概要図



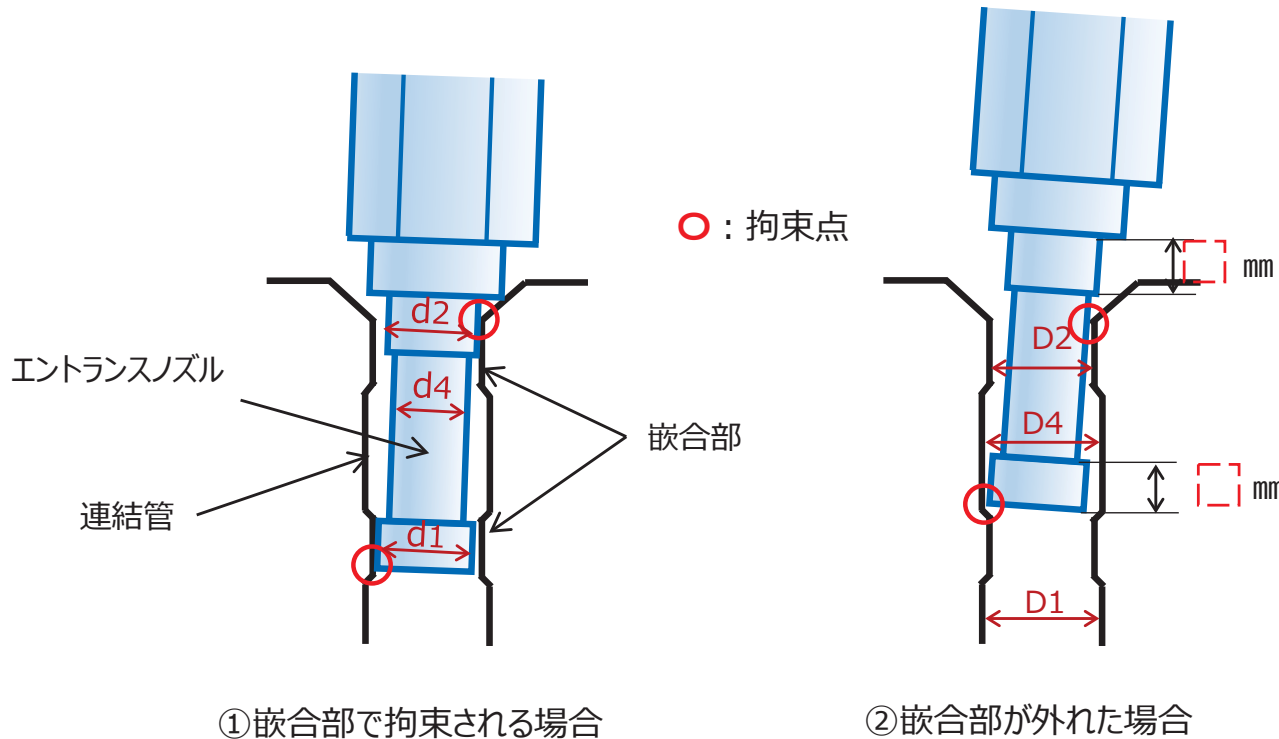
### 3. 燃料体頂部と炉心上部機構下端面との隙間



\* [ ] mmは燃料取出期間外の状態。燃料取出期間中は回転プラグが[ ] mm上昇、隙間は[ ] mmとなる。

炉心上部の構造

## 4. エントランスノズルと連結管嵌合部との関係



炉心燃料体のエントランスノズル外径 $d$ と連結管内径 $D$ と寸法関係を左下表に示す。

炉心燃料体の場合、 $\square$  mm以上跳び上がると下部の嵌合部が、 $\square$  mm以上跳び上がると上部の嵌合部が連結管の嵌合部から外れる。拘束点のギャップが増加し、連結管の拘束により制限される燃料体傾きが増加。燃料体頂部位置の変位可能範囲が増え、燃料交換装置グリッパとの接続に影響を与える。

ただし、燃料体の傾きが大きくなると、燃料体は、周囲の燃料体、炉心支持枠から拘束を受けることから、連結管とエントランスノズルの寸法差分燃料体が傾くわけではない。

炉心燃料領域 I			
エントランスノズル外径 $d$	$d1 : \square$	$d2 : \square$	$d4 : \square$
連結管内径 $D$	$D1 : \square$	$D2 : \square$	$D4 : \square$
炉心燃料領域 II			
エントランスノズル外径 $d$	$d1 : \square$	$d2 : \square$	$d4 : \square$
連結管内径 $D$	$D1 : \square$	$D2 : \square$	$D4 : \square$

[mm]

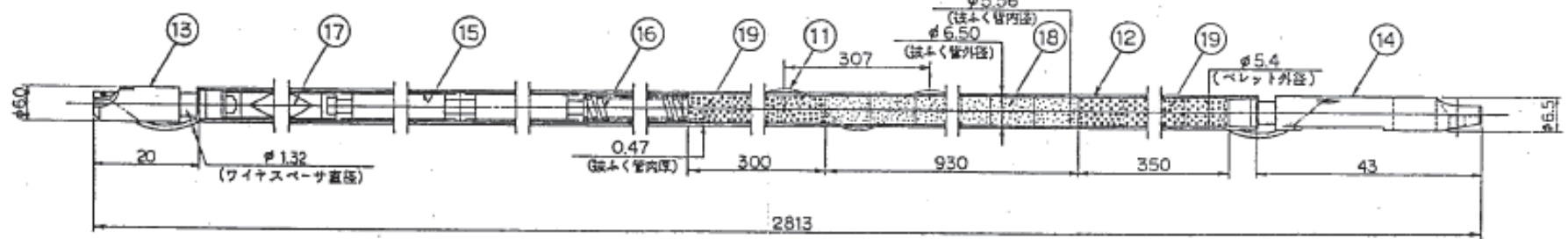
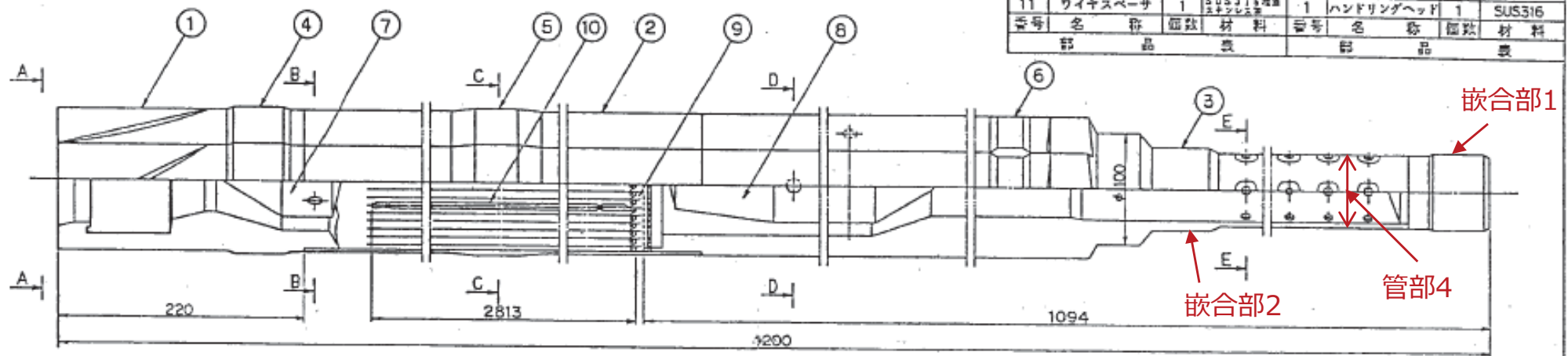
ブランケット燃料			
エントランスノズル外径 $d$	$d1 : \square$	$d2 : \square$	$d4 : \square$
連結管内径 $D$	$D1 : \square$	$D2 : \square$	$D4 : \square$

[mm]

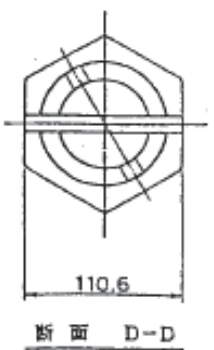
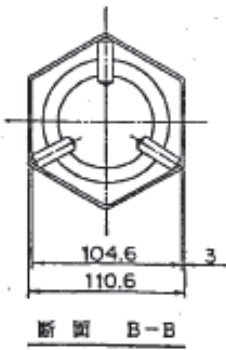
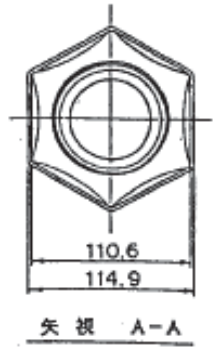
# 5. 炉心燃料集合体構造図

区分	嵌合部 1	嵌合部 2	管部 4
領域 I	mm	mm	mm
領域 II	mm	mm	mm

番号	名称	個数	材料	番号	名称	個数	材料
19	燃料要素	169	UO <sub>2</sub>	10	燃料要素	169	—
18	炉心燃料ペレット	—	UO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>	9	ロックバー	15	SUS316
17	タグガスカプセル	1	—	8	下部シャベリ体	1	SUS316
16	アレナムスプリング	1	SUS304WFB	7	上部シャベリ体	1	SUS316
15	アレナムスリーブ	2	SUS316	6	下部スベサパッド	1	SUS316
14	下部端柱	1	SUS316	5	中間スベサパッド	1	SUS316
13	上部端柱	1	SUS316	4	上部スベサパッド	1	SUS316
12	被ふく管	1	SUS316	3	エンタランスノズル	1	SUS316
11	ワイヤスベサ	1	SUS316	2	ラッパ管	1	SUS316
				1	ハンドリングヘッド	1	SUS316






燃料要素の構造図

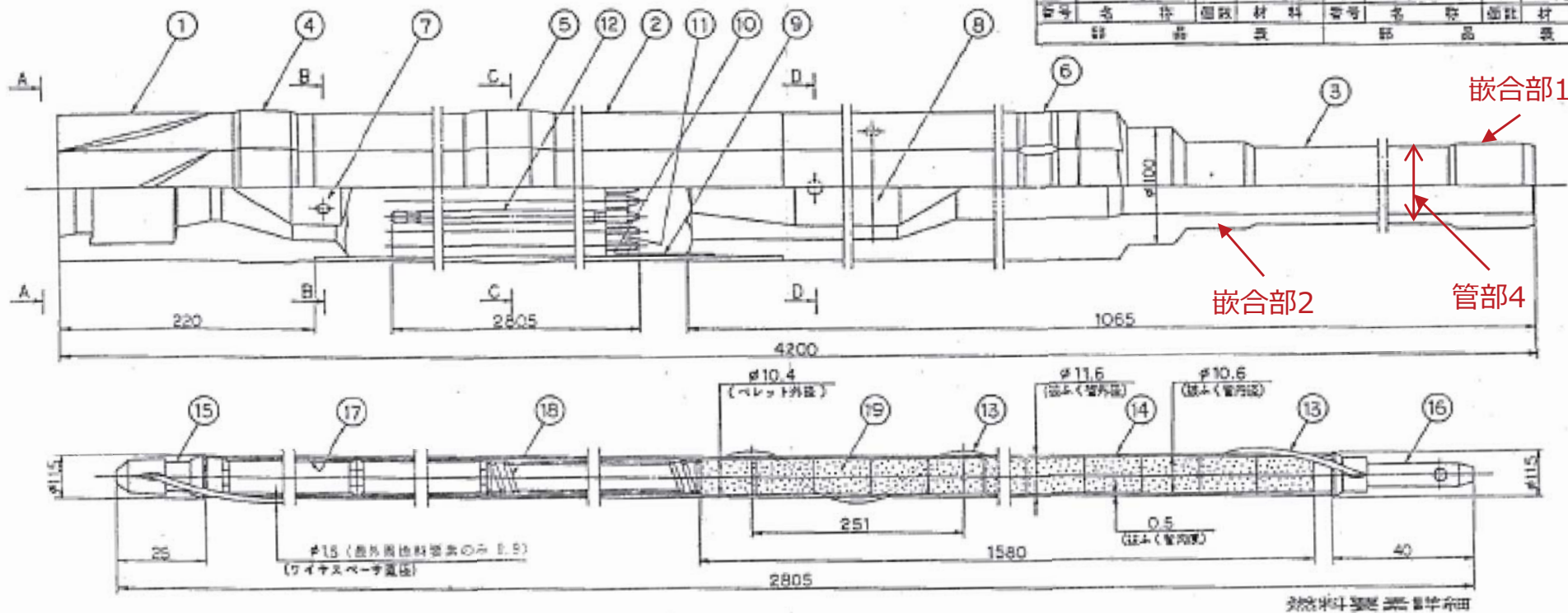


第 5 回認可申請 第 1-1 図  
 高速増殖炉もんじゅ発電所  
 原子炉本体 (その 7) のうち  
 炉心燃料集合体構造図  
 動力炉・核燃料開発事業団

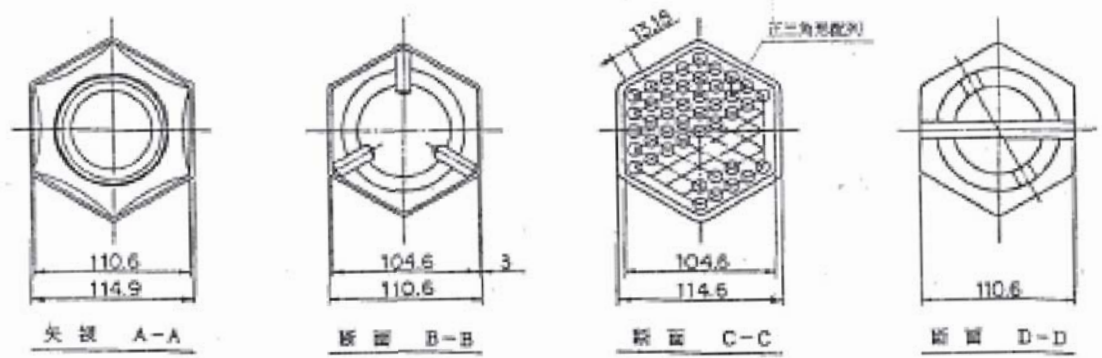
# 6. ブランケット燃料集合体構造図

区分	嵌合部 1	嵌合部 2	管部 4
ブランケット	 mm	 mm	 mm

部号	名称	個数	材料	部号	名称	個数	材料
19	ブランケット燃料ペレット	—	UO <sub>2</sub>	10	支持グリッド	1	SCS14
18	プレナムスプリング	1	SUS304wrs	9	コネクタ部材	1	SUS316
17	プレナムスリーブ	2	SUS316	8	下部シールド	1	SUS316
16	下部挿収	1	SUS316	7	上部シールド	1	SUS316
15	上部挿収	1	SUS316	6	下部スペーサパッド	1	SUS316
14	挿収管	1	SUS316wrs	5	中間スペーサパッド	1	SUS316
13	ワイヤスペーサ	1	SUS316wrs	4	上部スペーサパッド	1	SUS316
12	燃料管束	61	—	3	エンタランスノズル	1	SUS316
11	固定部	9	SUS316	2	ラップ管	1	SUS316wrs
				1	ハンドリングヘッド	1	SUS316



燃料集合体構造図



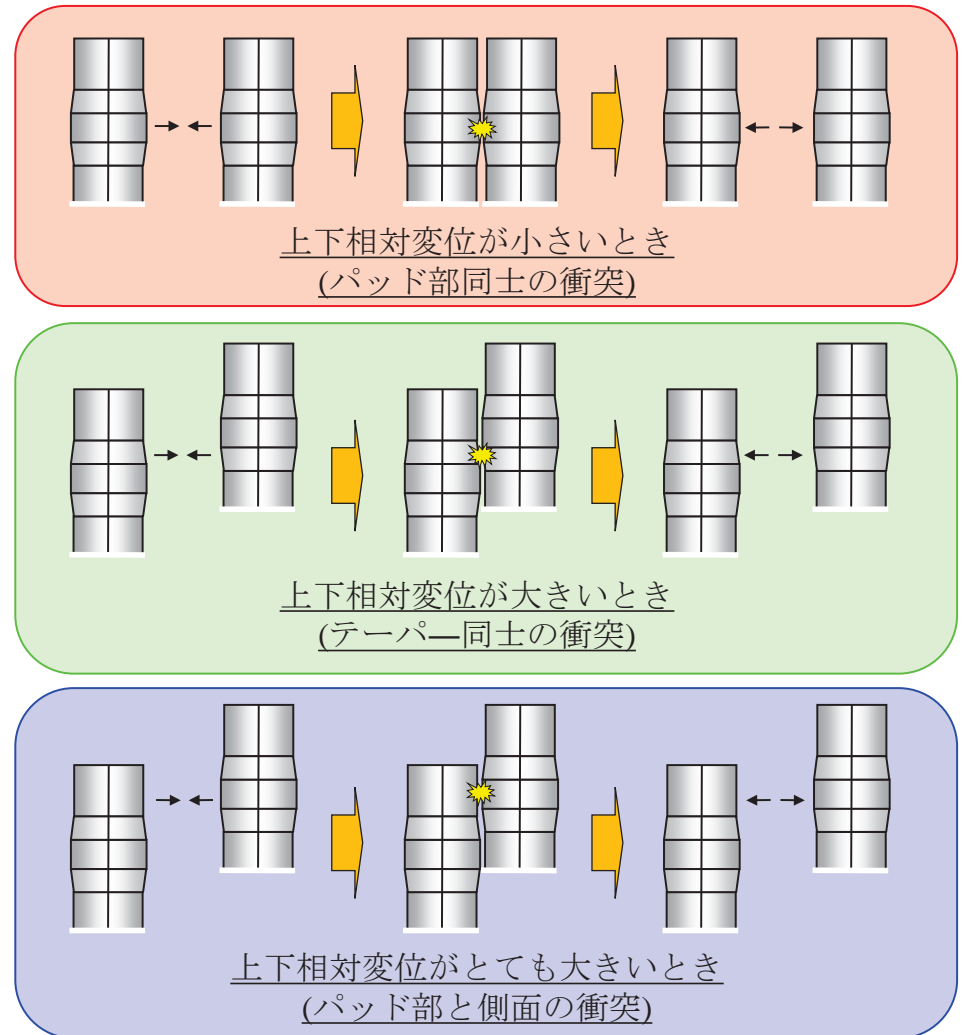
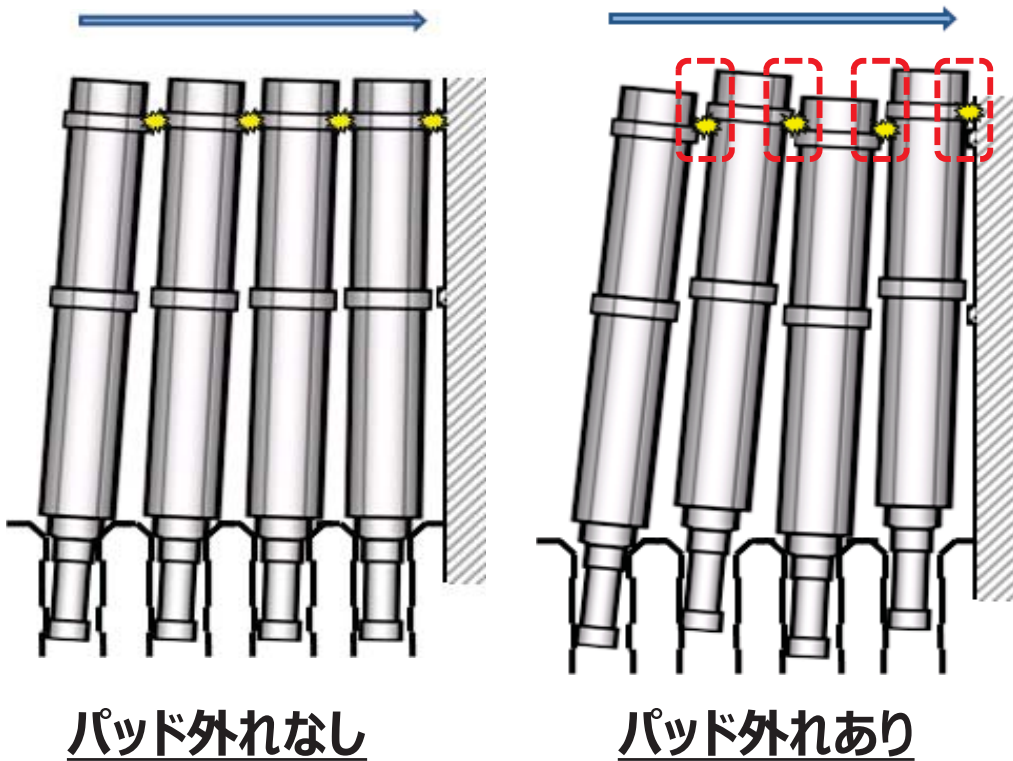
第 5 回認可申請 第1-2 図  
 高速増殖炉もんじゅ発電所  
 原子炉本体（その 7）のうち  
 ブランケット燃料集合体構造図  
 動力炉・核燃料開発事業団



質問	パッド外れが起きた場合について、試験結果を含め説明すること。
回答	<p>実際にパッド外れが生じる炉心構成要素は一部であり、全体的な水平拳動は殆ど変化がないことが強加振条件による振動試験によっても確認されている。パッド外れが生じた場合は、パッドの接触条件が変わり、パッド部のギャップが大きくなる。これにより、炉心構成要素の水平方向の可動域が広がり、水平変位が大きくなるが、パッド部は角度の浅いテーパを持っており、跳び上がりによって乗り上げたとしても自重により落下する。</p> <p>なお、水平変位が大きくなった場合、運転時における制御棒挿入性を評価に影響が大きいですが、廃止措置段階においては、制御棒は既に挿入されている。また、炉心に残る燃料体の数も減っており、制御棒が無くても原子炉は臨界になりえない。仮にパッドが外れるような跳び上がりが生じた場合でも、原子炉施設の安全性は確保されている。</p>

# 1. パッド外れの概念

上下方向加振力が大きくなり、嵌合部（パッド部）高さを超えて跳び上がりが生じると、水平方向の支持条件が変化し、水平変位の増大する懸念が生じる。⇒**パッド外れ**  
 近年の設計地震力の増加に伴い、本解析評価手法では、このパッド外れを解析上考慮できるようにしている。

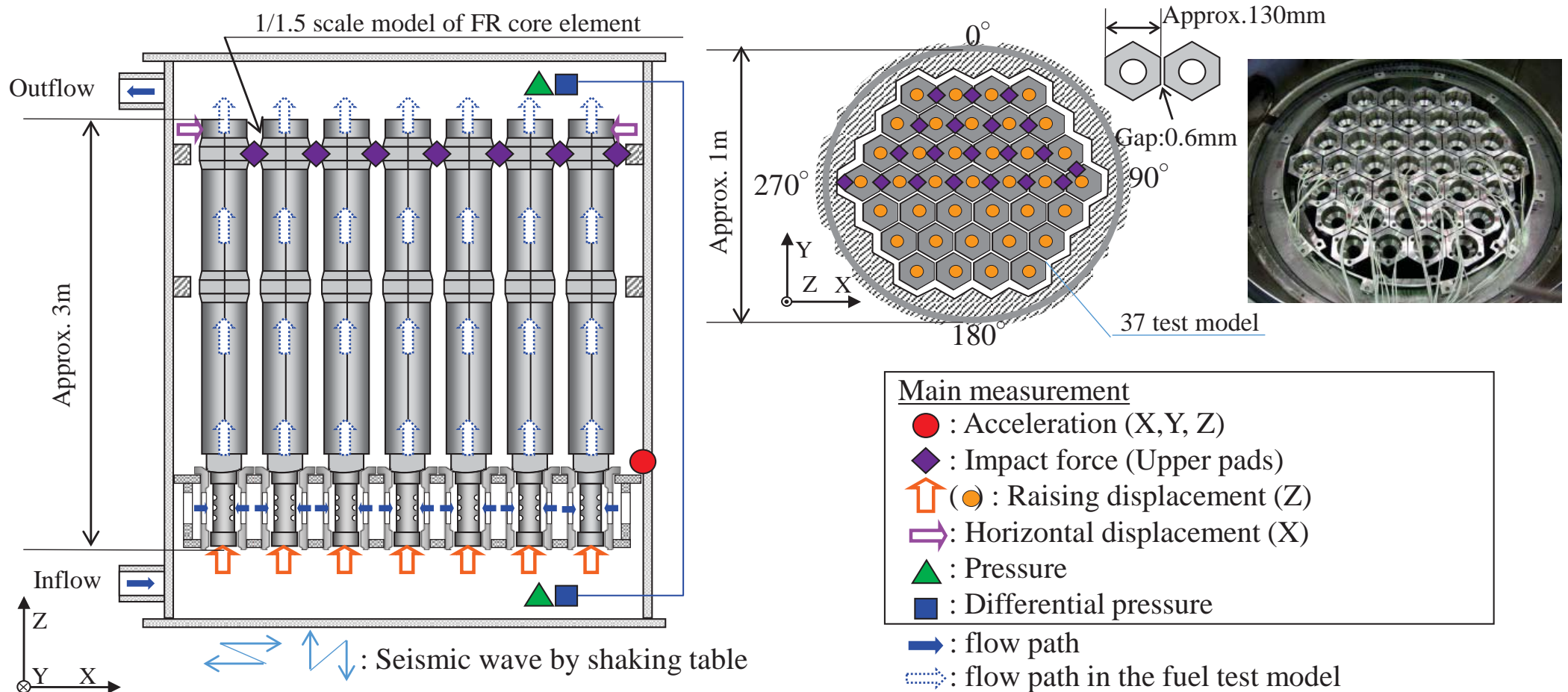




## 2. 試験による確認 (1/3)

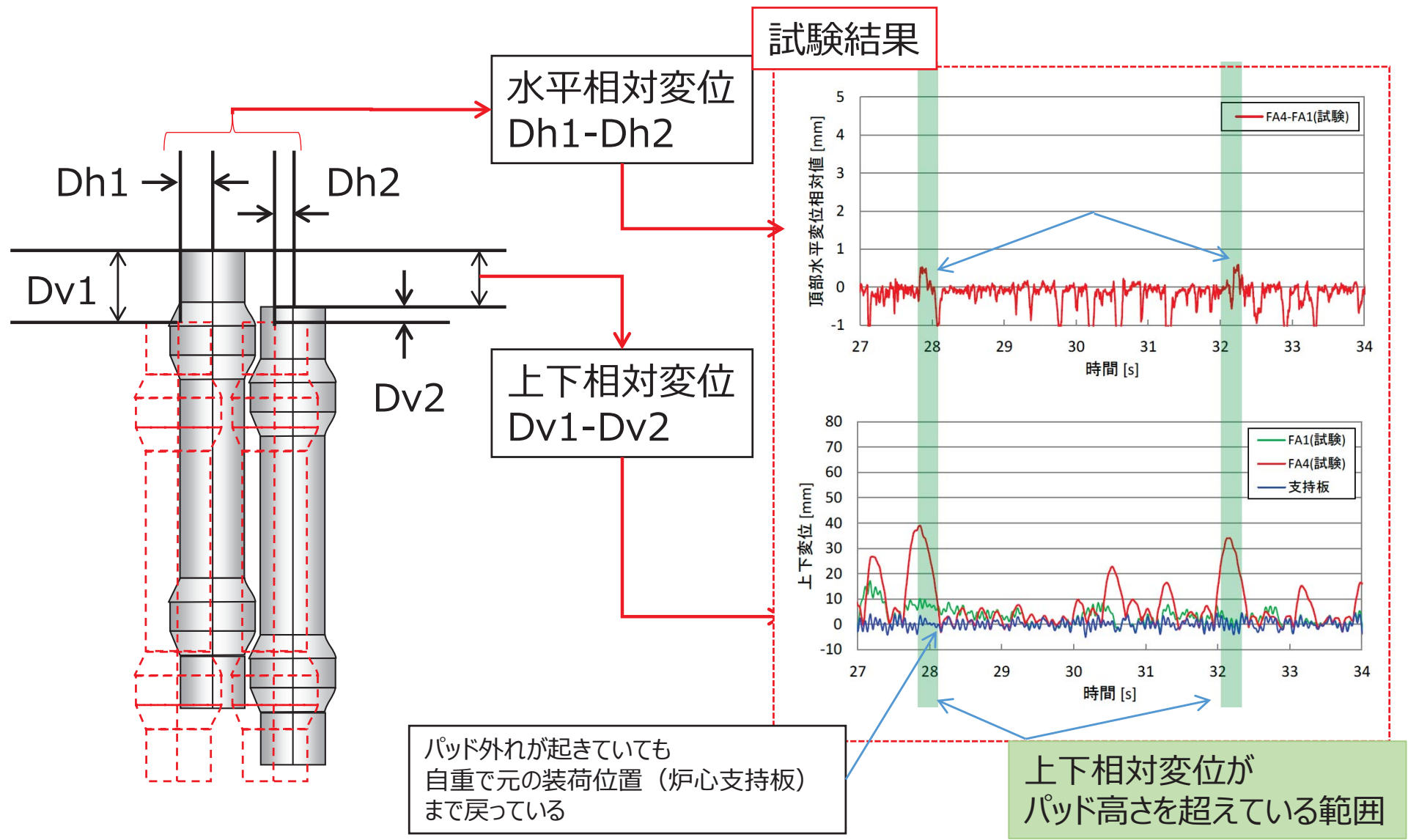
構築した解析モデルの妥当性を確認するため、37本の1/1.5縮尺試験体を用いた群振動試験を実施した。従来の振動試験より大きい加速度の加振により、故意にパッド外れを生じさせて、その挙動を確認した。

### 試験体系及び主な計測点



## 2. 試験による確認 (2/3)

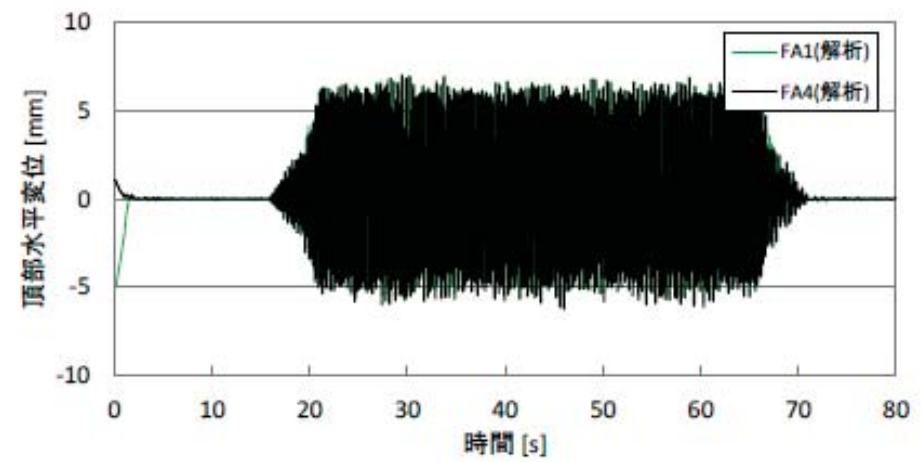
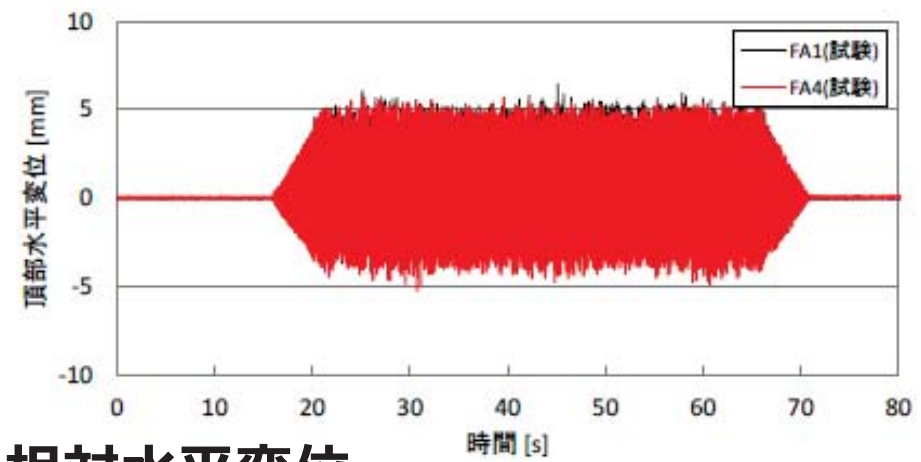
隣接炉心構成要素の上下相対変位がパッド高さを超えた際に、パッド外れが生じ、水平相対変位が増加することを試験にて確認した。



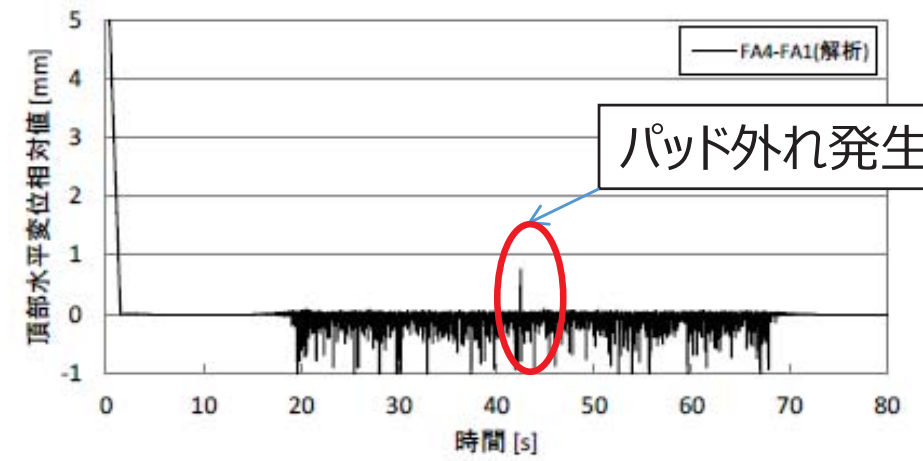
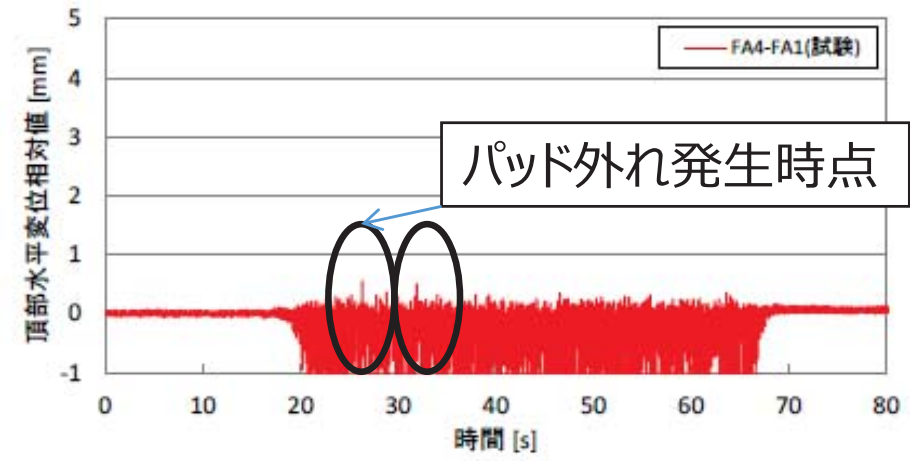
## 2. 試験による確認 (3/3)

パッド外れが発生し、相対水平変位の変化（可動域の変化）は生じているが、水平変位の絶対値に大きな変化はない。⇒試験と解析で傾向は一致

### 絶対水平変位



### 相対水平変位



試験

解析

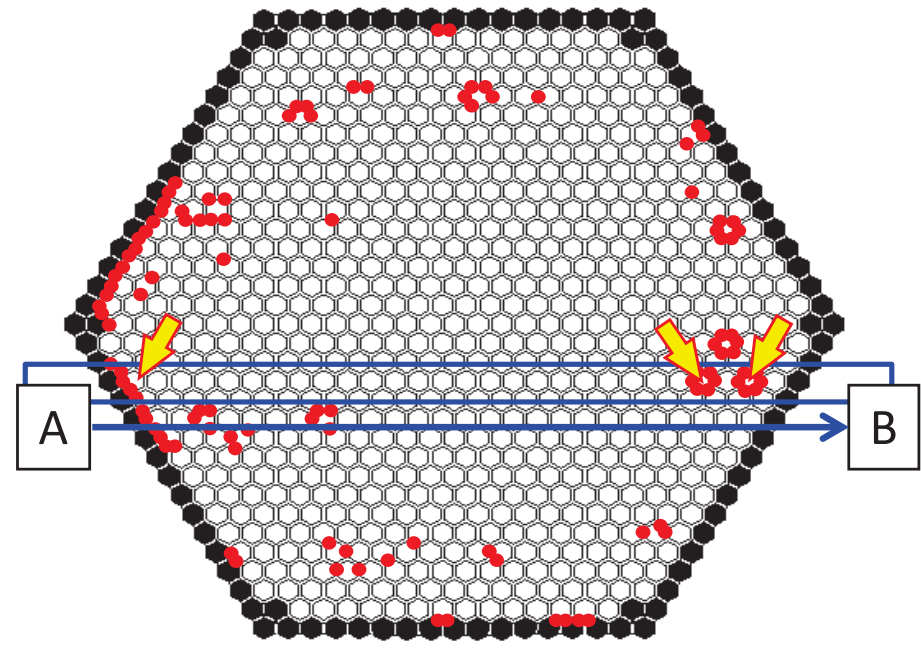
### 3. もんじゅ 設計基準事故を超える条件相当の耐震解析

実規模解析において、パッド外れが発生した場合の水平変位の絶対値に大きな変化はない。

⇒試験と傾向は一致

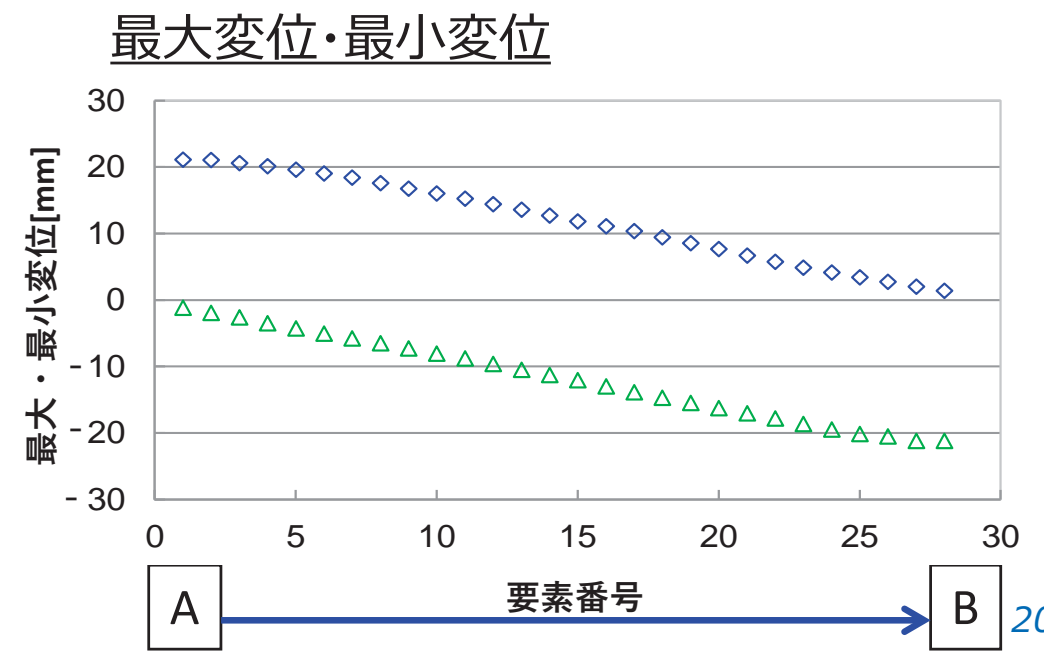
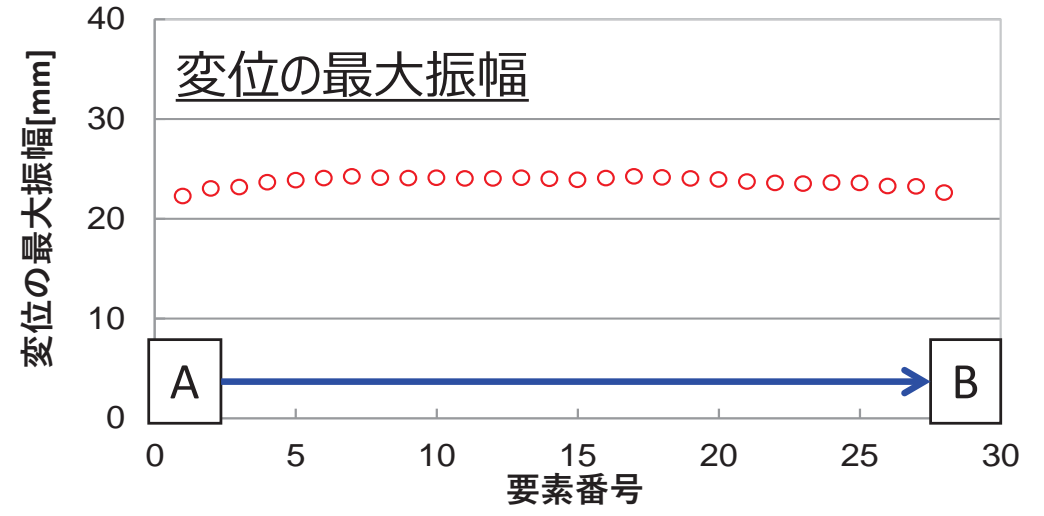
パッド外れ部の水平変位

- ・パッド間距離0.7mm→ (パッド外れ時) 3mm
- ・対象列において3つの炉心構成要素でパッド外れが生じているが、最大変位の増加は見られない。



負 水平変位 正

矢印で指した要素がパッド外れが発生した要素

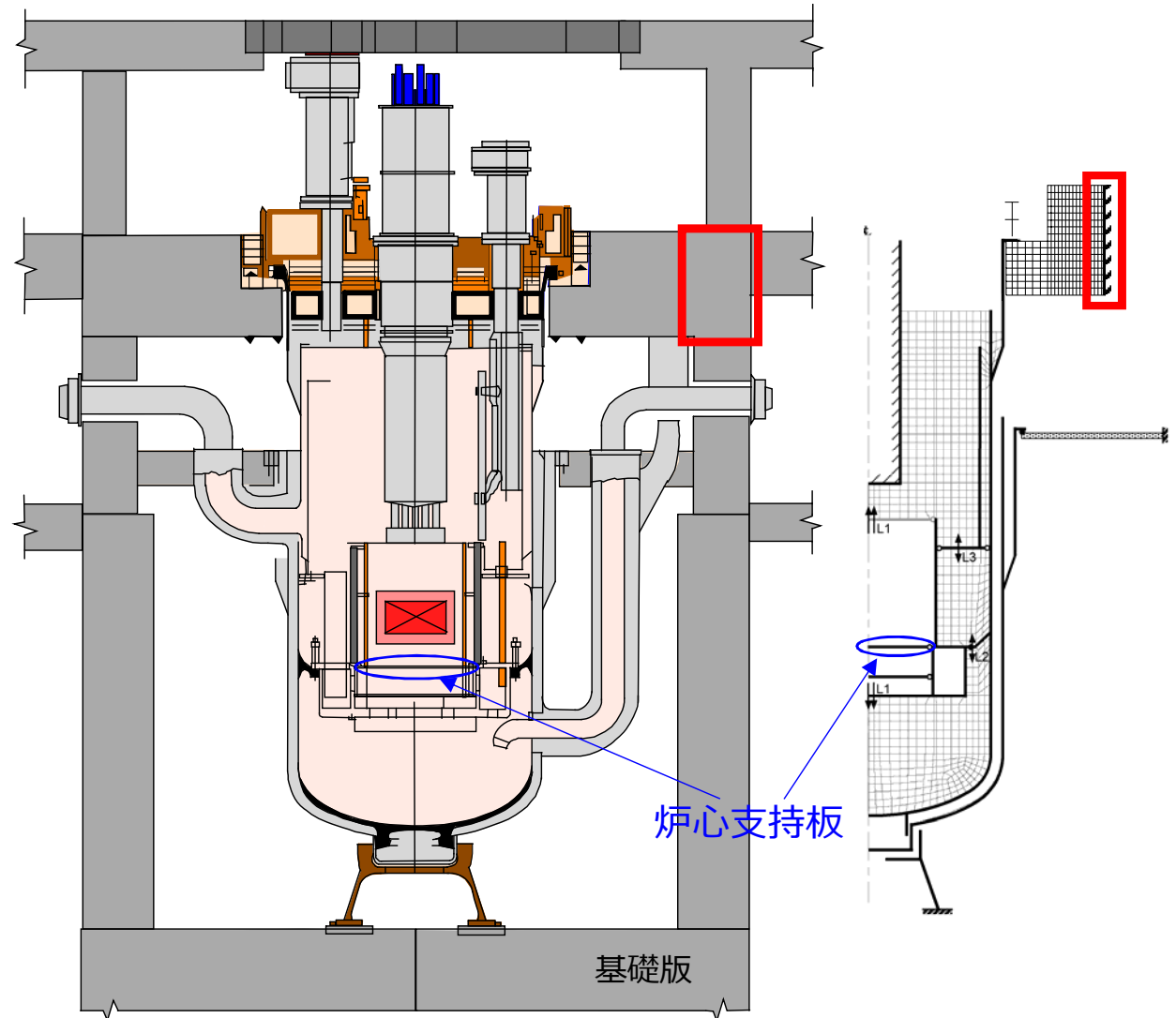


質問	炉心支持板の変位はどの程度となるのか説明すること。
回答	<p>燃料体の跳び上がり評価に用いた炉心支持板の鉛直方向の加速度時刻歴波を、2回積分すれば炉心支持板の鉛直方向の変位が求まる。ただし、建物も鉛直方向に揺れていることから、基準位置を設定する必要がある。原子炉容器の鉛直方向の振動は、ペDESTAL部から原子炉容器側に伝わることから、ペDESTAL部を基準に、炉心支持板の鉛直変位を算定する。</p> <p>ペDESTAL部の鉛直変位と炉心支持板の鉛直変位の差から炉心支持板の鉛直方向の変位量（ペDESTAL部に対する炉心支持板の相対変位）を評価すると、最大4.2mmとなる。炉心支持板はこの程度、鉛直方向に変位しているものと推定される。</p>



## 鉛直方向の応答解析モデル

- ◆ 耐震バックチェックで用いた通常運転時の解析モデルに準ずる。流体も含めたモデル化により構造－流体間の連成振動を考慮。軸対称モデルとし、構造はシェル要素、ナトリウムは流体要素でモデル化。
- ◆ 本評価において廃止措置段階及び部分装荷状態を考慮した結果、既往評価と異なる条件は以下の通り。
- ◆ 構造材の温度：
  - R/V及びG/V本体：200℃
  - R/V及びG/Vフランジ：40℃
  - 下部支持構造：110℃
 これに伴い物性値も上記温度に対応
- ◆ Na温度：200℃  
これに伴い物性値も上記温度に対応
- ◆ 付加質量：Na重量に関しては温度変化分を考慮
- ◆ 入力：□部に入力
- ◆ 解析コード：FINAS（時刻歴応答解析）



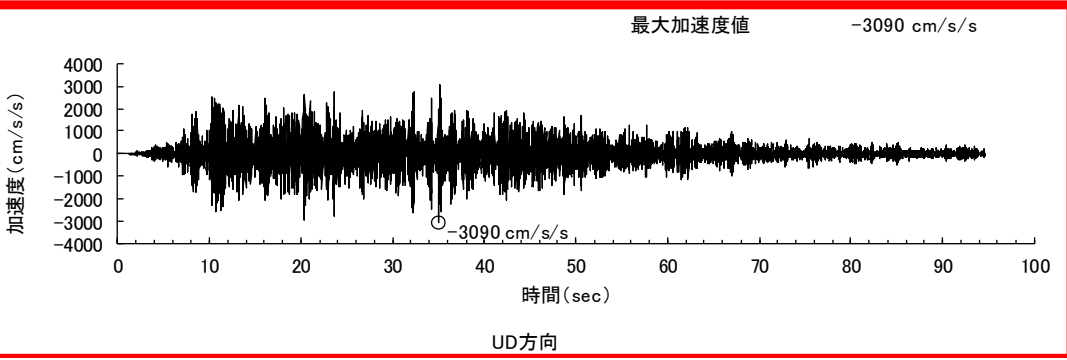
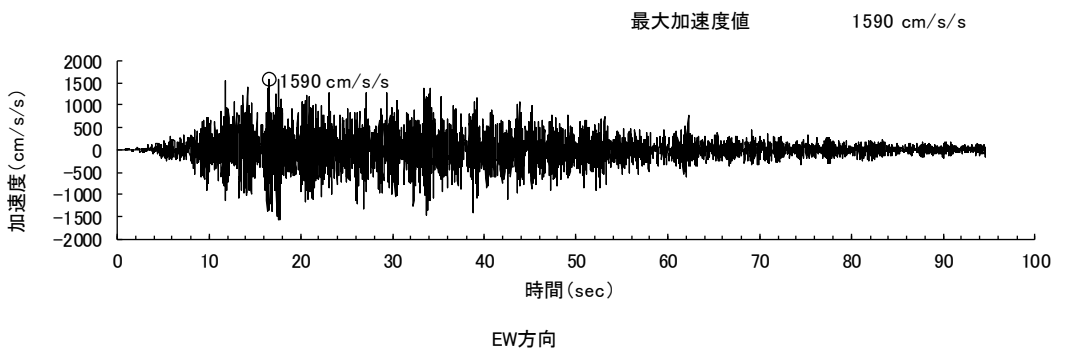
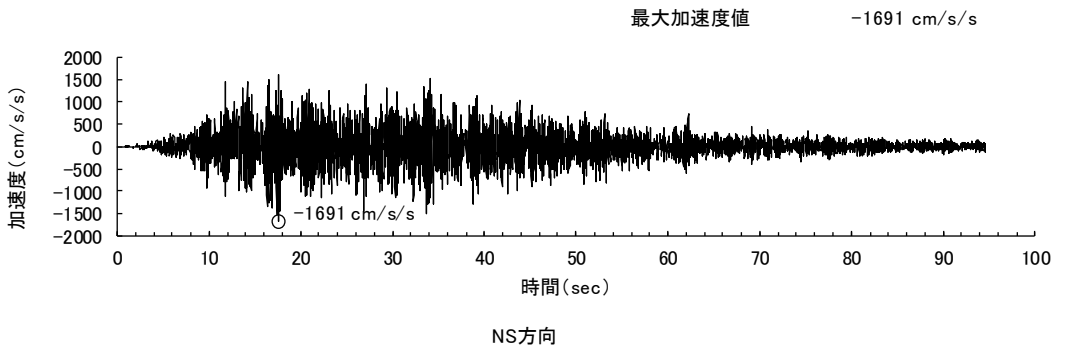
原子炉構造地震応答解析モデル  
（鉛直方向）



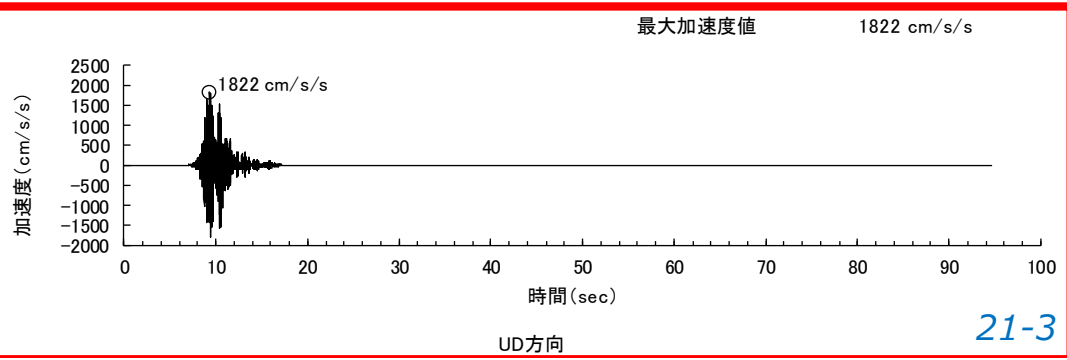
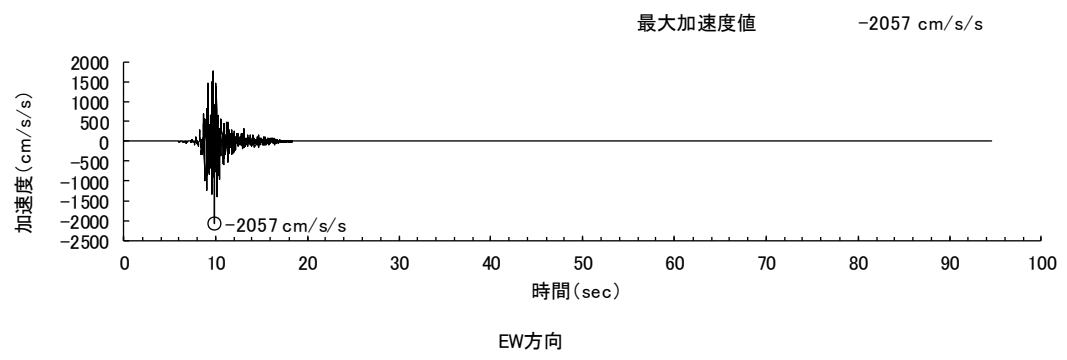
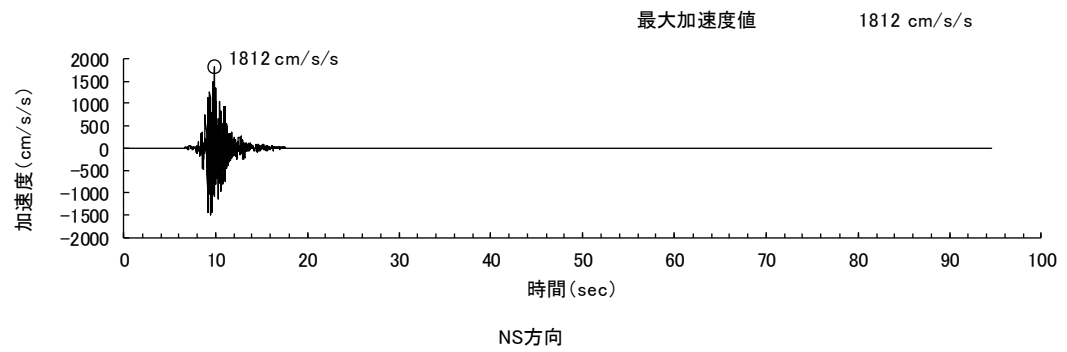
## 2. 炉心支持板の加速度時刻歴応答

### 炉心支持板の加速度応答時刻歴波形

「応答スペクトルに基づく地震動評価」により策定した地震動による  
炉心支持板の加速度応答時刻歴波形



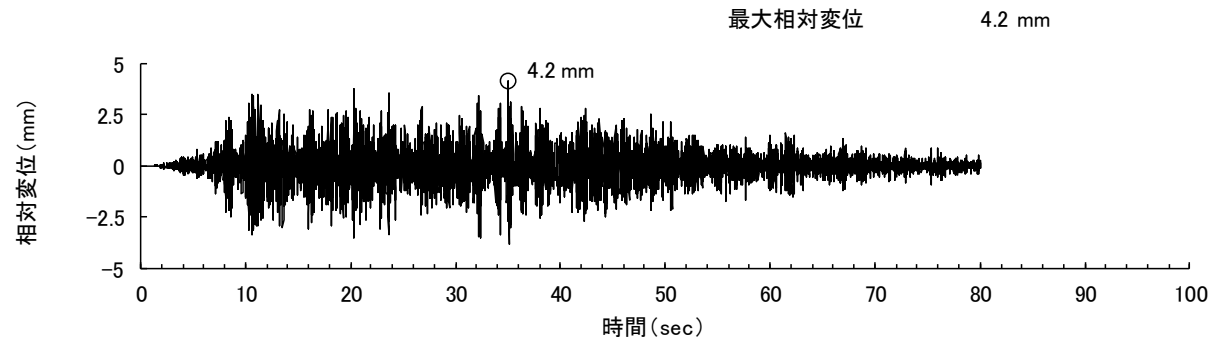
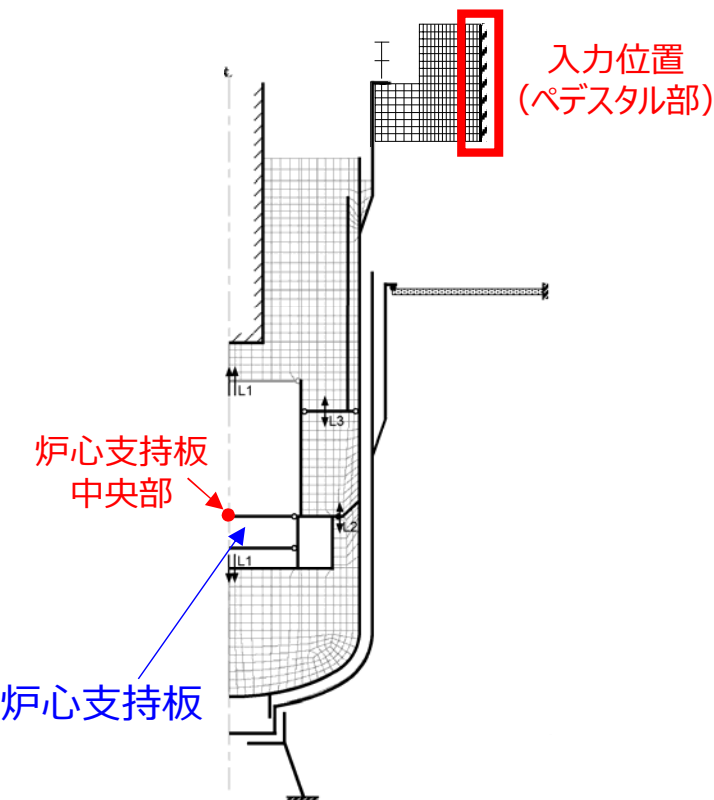
軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動による  
炉心支持板の加速度応答時刻歴波形



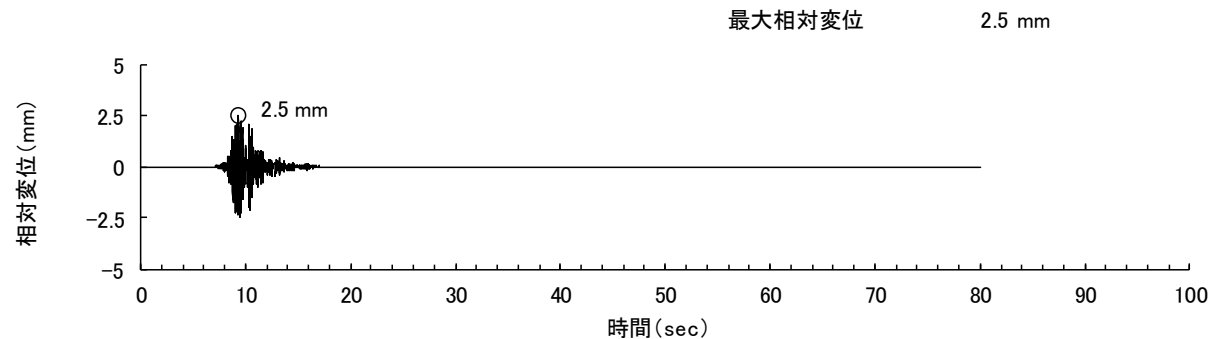
### 3. 炉心支持板の鉛直方向相対変位応答

#### 炉心支持板の鉛直方向の相対変位応答

- ◆ 原子炉構造応答解析（鉛直方向）により出力された炉心支持板中央部の鉛直方向の応答加速度時刻歴波形を2回積分して炉心支持板の時刻歴変位を求める。
- ◆ 次に、原子炉構造応答解析における入力位置である、原子炉構造搭載部（ペDESTAL部）の応答加速度時刻歴波を2回積分し、ペDESTAL部の時刻歴変位を求める。
- ◆ 上記の差が、原子炉容器内における炉心支持板の鉛直方向の変位（ペDESTAL部に対する炉心支持板の相対変位）となる。



「応答スペクトルに基づく地震動評価」により策定した地震動による  
炉心支持板中央部の相対変位応答波形



軽水炉の基準地震動レベルを参考に策定した地震動による  
炉心支持板中央部の相対変位応答波形

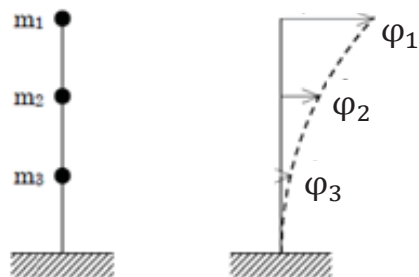
<p>質問</p>	<p>本解析手法の限界（適用できる範囲）について説明すること。また、本解析手法を汎用的に使用する際の課題は何か説明すること。</p>
<p>回答</p>	<p><b>解析手法の限界（適用範囲）について</b></p> <p>炉心群振動は、多数体の複数個所による衝突・ガタなどの非線形性を多く含む現象のため、個々の集合体の時刻歴挙動を完全に再現することは限界がある。一方で、評価の対象となる跳び上がり量、衝突荷重の発生頻度や最大値については、ある一定の精度*でもって評価が可能であることを確認している。</p> <p>（*：跳び上がり量最大値は±20%～30%程度の誤差、衝突荷重最大値は安全側に評価）</p> <p>本解析手法は、FBR炉心体系（六角配列）を前提としている。また、炉心構成要素のビームモデル、バネ要素を弾性要素で模擬している。そのため、炉心構成要素や衝突部が弾性的な挙動を示す範囲が解析の適用範囲となる。</p> <p>さらに、跳び上がりが大きくなると、パッド部など水平方向の支持条件（パッド部ギャップによる可動域）が変化し、水平方向の挙動に影響を与える。本解析手法は、このパッド外れが生じた状態も評価を可能としており、振動試験による検証も実施している。ただし、大多数の炉心構成要素がパッド外れを生じるような条件（支持板からエントランスノズルが抜けてしまうような条件）では、振動試験による検証も困難であり、その妥当性は検証できていないため、解析の適用範囲から外れる。</p> <p><b>解析の課題について(設計ツールとして汎用的に使用する上での課題)</b></p> <p>パッドを外れない程度、もしくは、一部の炉心構成要素がパッド外れを生じる程度の跳び上がり量（～数十mm）、及び、炉心構成要素が弾性的な挙動を示す範囲での水平変位、衝突荷重を算出するような条件において、炉心群振動解析手法に現時点で把握している技術的な課題はほぼ解決済みである。</p> <p>しかし、本手法を設計ツールとして汎用的に使用する上では、以下の課題が残る。</p> <p>炉心群振動解析による評価値には、跳び上がり量、パッド部衝突荷重、制御棒案内管頂部変位などがある。解析パラメータには、衝突パラメータ（衝突剛性、減衰）、嵌合部ギャップ、流体力、摩擦係数、物性値など多くのパラメータがあるが、評価値ごとにパラメータが保守的となる方向は異なる。</p> <p>よって、解析を行うに当たっては、評価の目的に合わせて適切な保守性を確保するためのパラメータの設定が必要となる。これには、各パラメータがもつ影響度合い（感度）を確認するための感度解析を実施し、保守側（安全側）の解析結果が得られるよう、安全余裕などを考慮した適切なパラメータの組み合わせを設定する必要がある。今後は、感度解析を実施し、評価目的に応じた保守性を確保するパラメータ設定を明らかにすることが課題と考えている。</p>

質問	刺激係数の値からは炉心重量が小さい様に推察される。炉心支持板の応答解析が適切か確認すること。
回答	<p>本評価で使用した原子炉構造の鉛直方向の応答評価モデルは、耐震バックチェック時に使用したモデルを用いて、廃止措置段階の条件に修正（温度、ヤング率など）したものである。今回使用したモデルは、耐震バックチェック時のモデルと固有値を比較することで解析モデルの妥当性を確認しており、炉心支持板の応答は適切である。</p> <p>また、ご質問の炉心の燃料体の質量に関しては、炉心質量163ton及び炉心支持構造の内部構造物（連結管など）22.5tonを、炉心支持板に付加重量として入力しており、適切に設定している。</p> <p>なお、原子炉構造応答評価した解析モデルについて、鉛直方向と水平方向で使用しているコードが異なり（鉛直:FINAS,水平:NASTRAN)、刺激係数の定義が異なっている。指摘の計算された質量が大きく異なったのは、この定義の違いによるものと推察される。また、水平方向のモデルは鉛直方向では考慮していない内部コンクリートまでモデルに含めているため、モデル質量が大きく異なる。</p>

**水平モデル**

モーダルマス  $\sum m_i \times \varphi_i^2 = 1.0$  で正規化

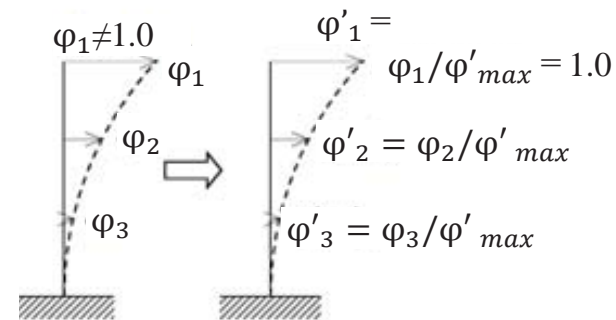
$$\beta_i = \frac{\sum_{i=1} m_i \times \varphi_i}{\sum_{i=1} m_i \times \varphi_i^2}$$



**鉛直モデル**

最大変位モードを1.0で正規化

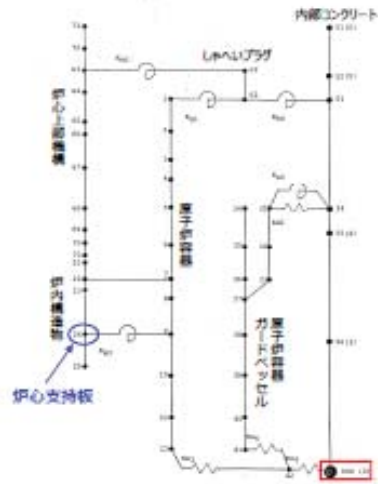
$$\beta_i = \varphi'_{max} \frac{\sum_{i=1} m_i \times \varphi'_i}{\sum_{i=1} m_i \times \varphi_i'^2}$$



※水平モデルの刺激係数（モーダルマスで正規化した刺激係数）はそのまま2乗することで有効質量となる。一方、鉛直モデルの刺激係数（各モードの最大変位で正規化した刺激係数）は各モードの最大変位をかけた後に2乗することで有効質量となる。FINASの場合、刺激係数から有効質量を算定するためには、各モードの最大変位値  $\varphi'_{max}$  がないと評価できないため、資料から刺激係数の欄を削除し、有効質量比を入れる。

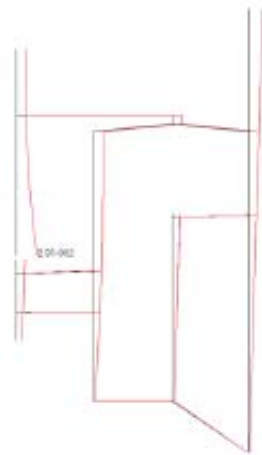
# 11. 原子炉構造応答解析 (3/4)

## 水平方向の固有値解析結果 (低温停止時、部分装荷状態)



応答解析モデル

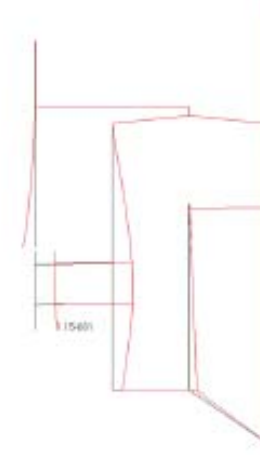
この欄を有効質量比に変更



1次モード

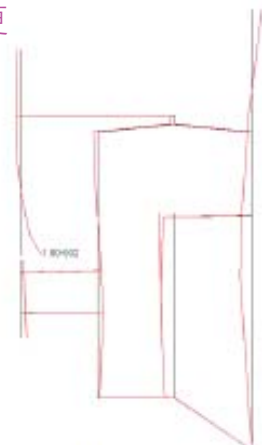


2次モード

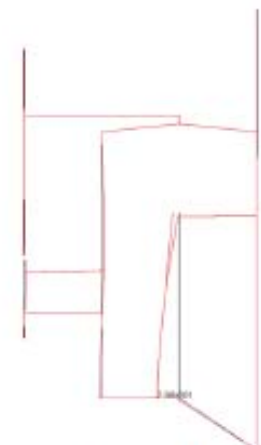


3次モード

モード	固有振動数 [Hz]	固有周期 [sec]	刺激係数
1次	7.893	0.1267	74.985
2次	11.308	0.0884	1.158
3次	12.771	0.0783	0.410
4次	19.638	0.0509	-25.294
5次	24.090	0.0415	-2.643



4次モード

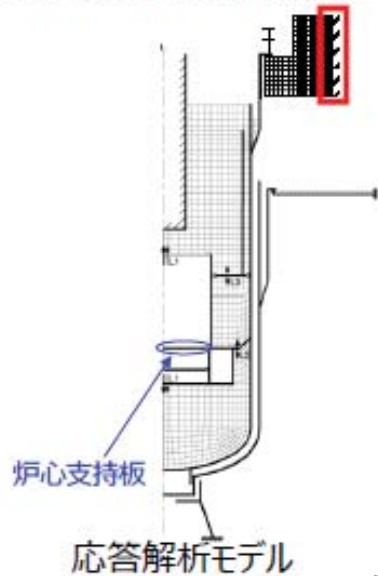


5次モード



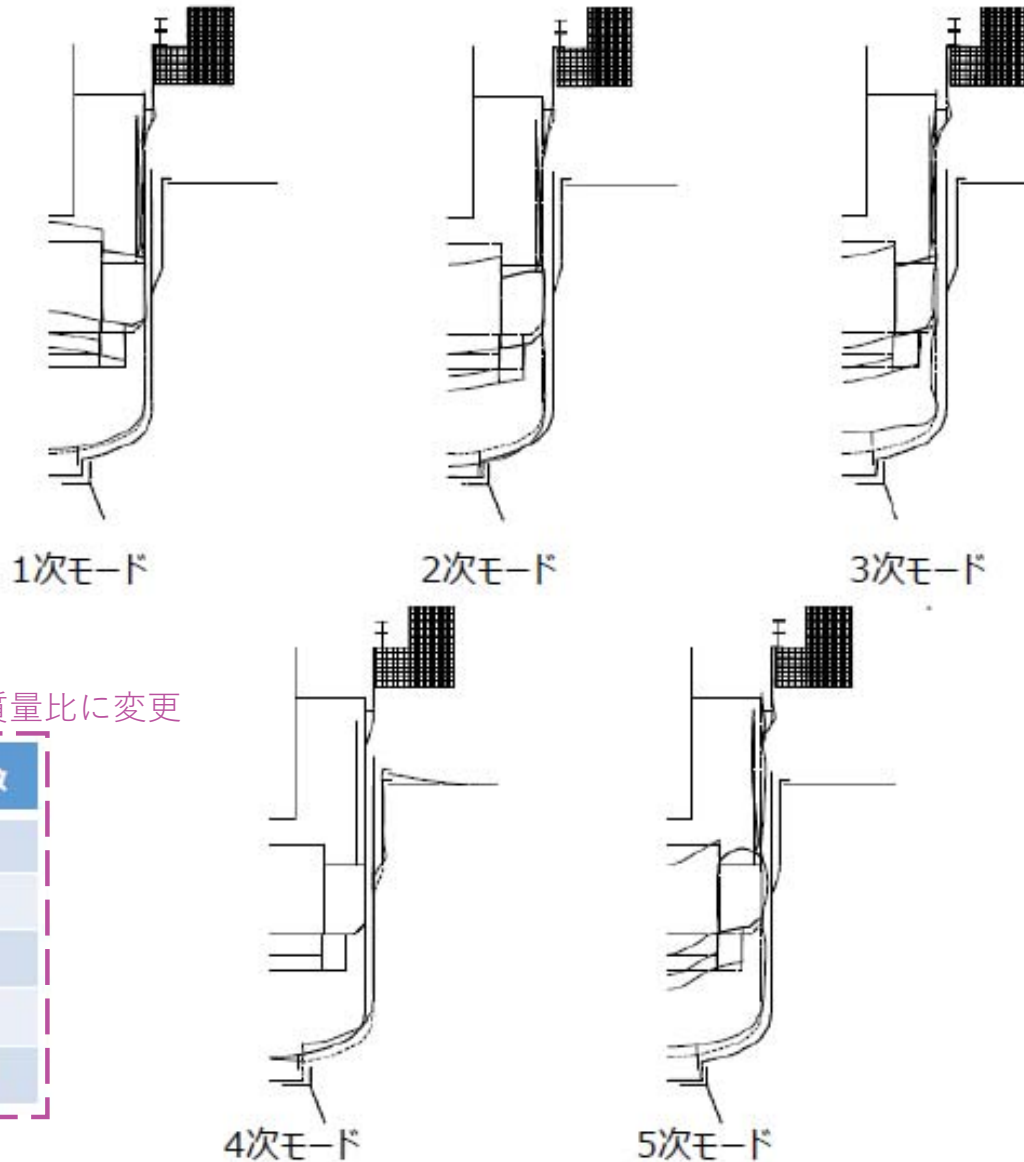
## 12. 原子炉構造応答解析 (4/4)

### 鉛直方向の固有値解析結果



この欄を有効質量比に変更

モード	固有振動数 [Hz]	固有周期 [sec]	刺激係数
1次	13.4	0.0746	0.91
2次	13.6	0.0735	0.86
3次	15.2	0.0658	0.43
4次	24.7	0.0405	1.44
5次	34.9	0.0287	-0.71





## 水平方向

次数	固有振動数 Hz	有効質量 ton	有効質量比 %
1	7.89	55159	86.2
2	11.3	13	0.0
3	12.8	2	0.0
4	19.6	6276	9.8
5	24.1	69	0.1
6	26.8	24	0.0
7	27.1	1244	1.9
8	32.5	108	0.2
9	34.8	195	0.3
10	35.4	61	0.1

## 水平方向解析モデル

内部コンクリート	約 61000ton
原子炉容器	約 750ton
ガードベッセル	約 250ton
炉内構造物	約 430ton
炉上部構造	約 1300ton
合計	約 64000ton

1次と4次が有効質量比が大きい  
(内部コンクリートの振動モード)  
10次までで実質量の約99%をカバー

## 鉛直方向

次数	固有振動数 Hz	有効質量 ton	有効質量比 %
1	13.4	24	2.6
2	13.6	105	11.2
3	15.2	495	52.9
4	24.7	0	0.0
5	34.9	57	6.1
6	40.6	4	0.4
7	47.5	25	2.7
8	52.9	15	1.6
9	55.9	0	0.0
10	56.8	0	0.0

## 鉛直方向解析モデル

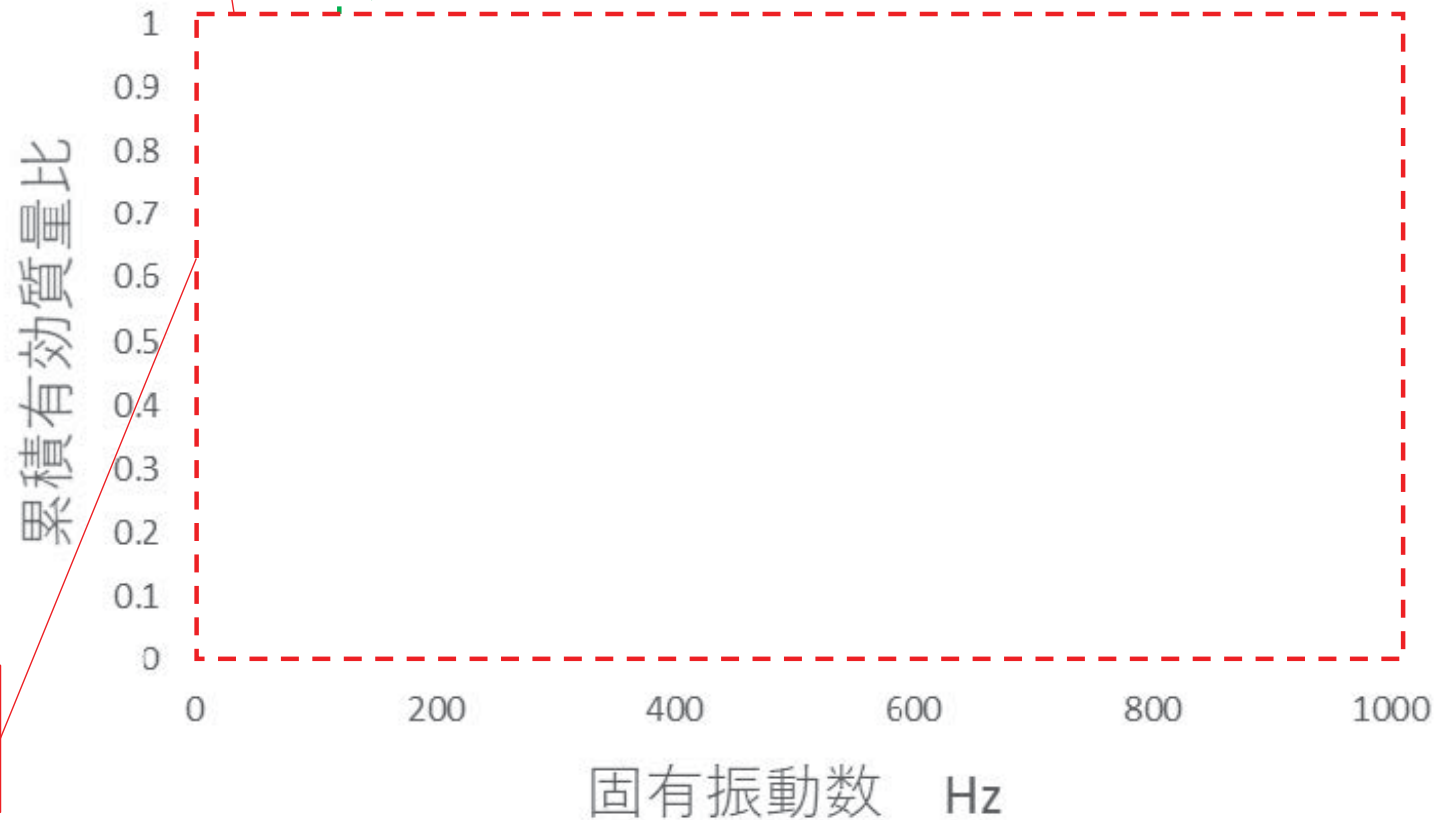
原子炉容器	約 750ton
炉心質量	約 163ton
炉心支持構造物	約 23ton
合計	約 936ton

10次までで全質量の約80%をカバー

10次モード 56.8Hz  
全質量の約80%の質量をカバー

⇒ 10次までの固有値で応答解析

1次モード約13Hzの10倍以上の固有振動数域  
十分剛と見做せる領域



3次までの低次モード  
約67%の質量をカバー

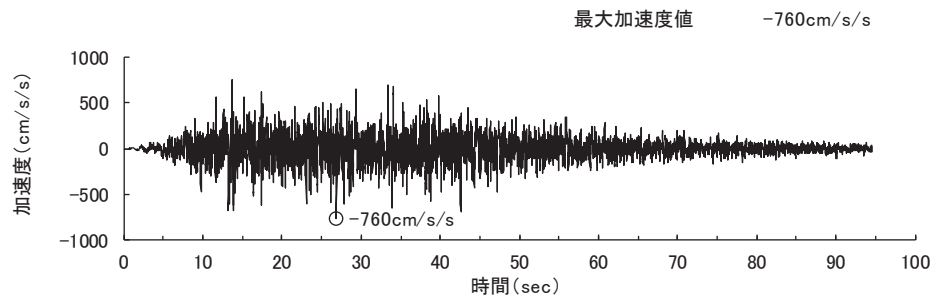
250次までの固有値解析結果

コメント	燃料体跳び上がり評価における不確かさ(加振波含む)はどのように評価しているか説明すること
回答	<p>①評価に用いた地震動          評価に用いた地震動は応答スペクトル手法に基づく地震動と、断層モデル手法に基づく地震動の2種類の地震動を用いている。炉心の群振動挙動は、衝突現象を含み、最大値がバラツク現象のため、地震継続時間が短い断層モデル手法に基づく地震動の場合は、地震波が変わる毎に炉心群振動の最大値が変化する可能性を有す。一方、応答スペクトル手法に基づく地震動の場合は、地震動継続時間が長いため、炉心群振動の最大値は一定の信頼度を持って炉心群振動挙動の最大値を推定している。</p> <p>②炉心支持板における地震動入力条件          炉心支持板の剛性は高いものの、地震時の鉛直動応答は周辺部よりも中央部で大きくなる。燃料体の跳び上がり評価では、跳び上がり評価が保守的となるよう、炉心支持板中央部の応答を入力している。この結果、炉心支持板中央から離れた位置に装荷される燃料体の跳び上がり量に対し、実際の挙動と比較して大きな値が得られる評価となっている。</p> <p>③二重指数分布による推定          燃料体の跳び上がりデータのサンプル数が多くなれば、統計論的にその分布は一定の形に漸近する。応答スペクトル手法に基づく地震動の燃料体の跳び上がり最大値評価に二重指数分布を適用した場合、データのプロットはほぼ直線上に並ぶ。燃料体の最大跳び上がり量の分布が二重指数分布に従うと仮定すれば、一定の信頼度を持って跳び上がり量の最大値を推定している。</p>

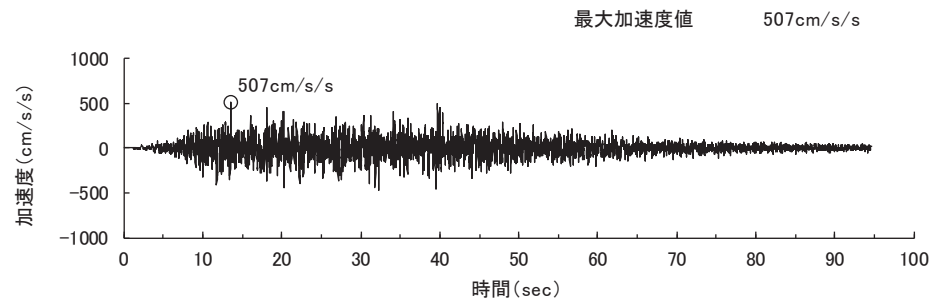
# 1. 評価に用いた地震動（加速度時刻歴波形）

評価に用いた地震動の加速度時刻歴波形を以下に示す。

「応答スペクトル」手法による地震動



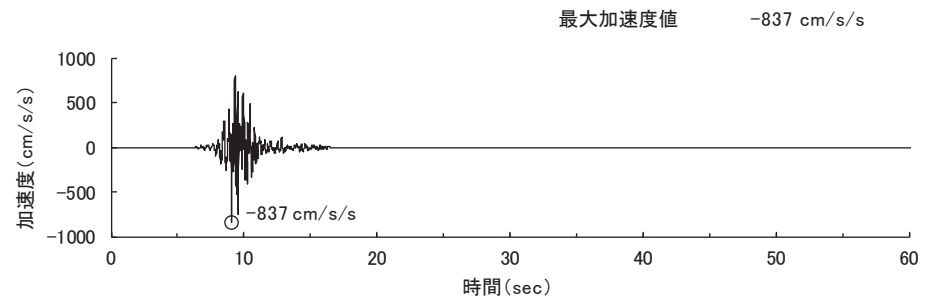
水平方向



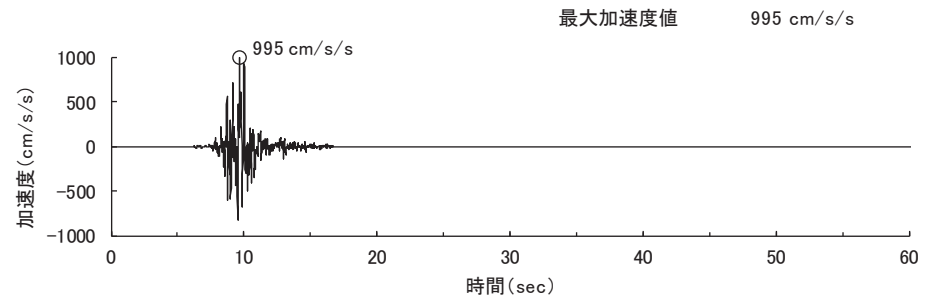
鉛直方向

「断層モデル」手法による地震動は、水平方向の加速度が「応答スペクトル」手法による地震動を超える。しかし、継続時間が5秒程度と短いため、衝突を繰り返し燃料体が高く跳び上がる現象の評価においては、大きく揺れる継続時間が短く、必ずしも保守的とは言えない。しかし、「応答スペクトル」手法による地震動は強震動領域の継続時間が長く、燃料体の跳び上がり評価では定性的に保守的な地震動となる。

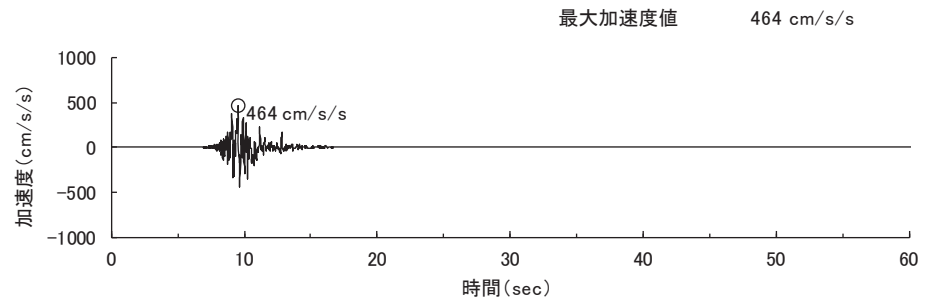
「断層モデル(軽水炉の基準地震動レベルを参考)」手法による地震動



NS方向



EW方向



UD方向

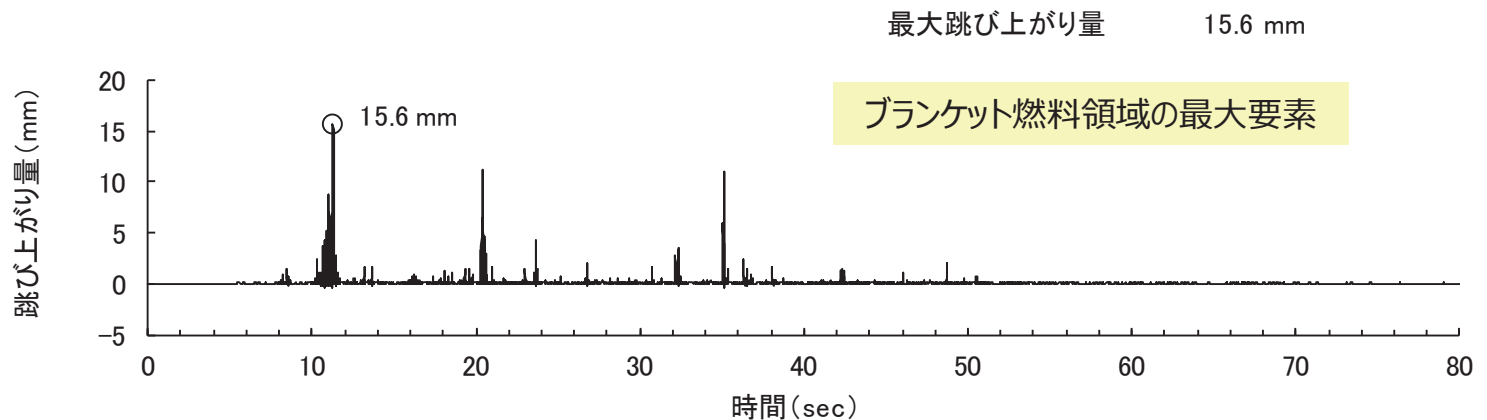
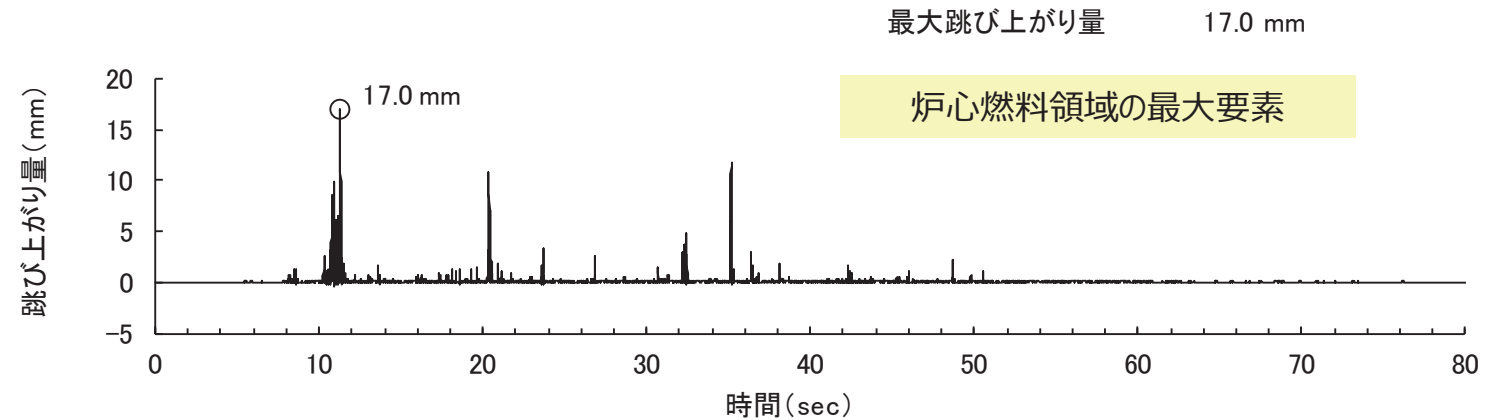
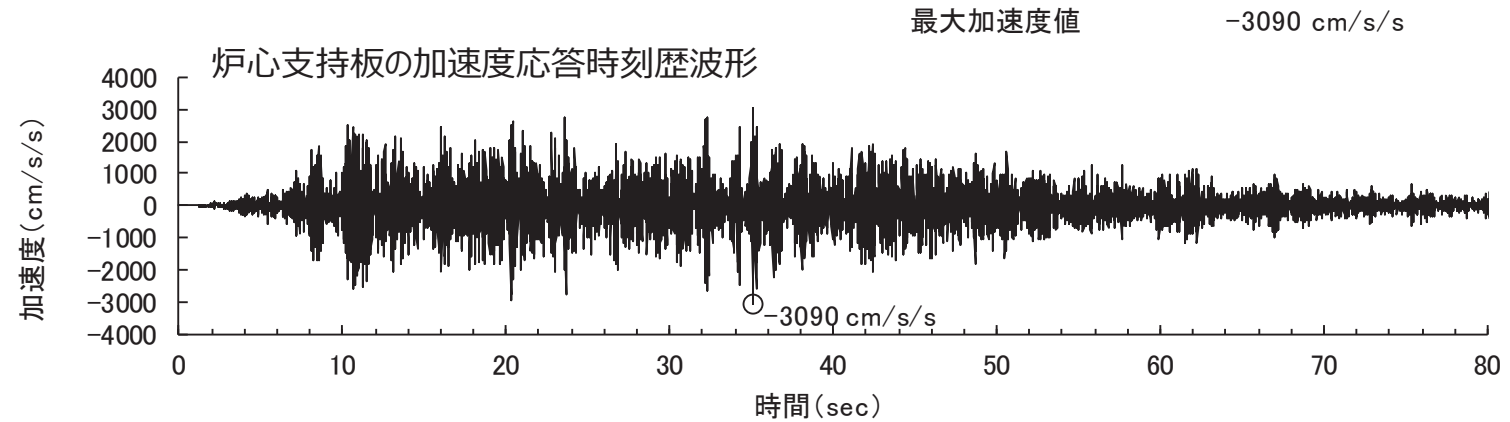
## 2. 部分装荷時の燃料体跳び上がり量時刻歴波形

炉心支持板の加速度時刻歴波形と燃料体の跳び上がり量の時刻歴波形を比較して右に示す。

上図は、応答スペクトル手法に基づき設定した地震動における、炉心支持板の加速度時刻歴波である。地震継続時間は長いが、燃料体は常時大きく跳び上がっているわけではなく、所々で大きく跳び上がる挙動を示す。

応答スペクトル法に基づく地震動では、地震動継続時間が長いため、燃料体が大きく跳び上がる挙動を捉えており、最大跳び上がり量に関し妥当な評価結果を与える。

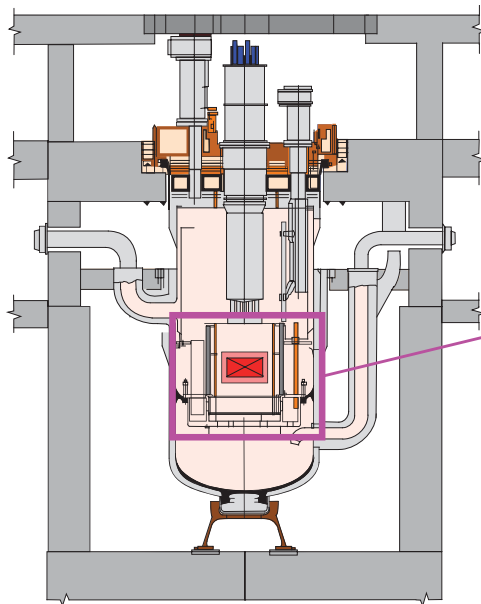
一方、地震動継続時間の短い断層モデル手法に基づく地震動では、最大跳び上がり量が地震波によって変化するものと推定される。



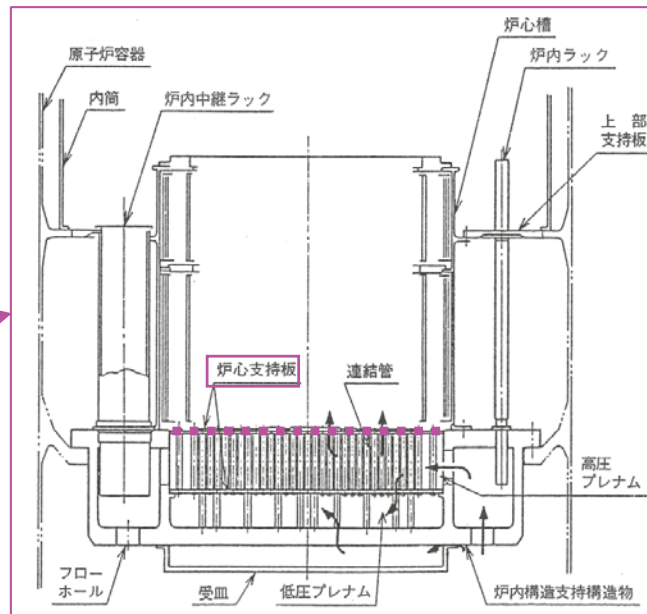
部分装荷時の3次元群振動解析結果による跳び上がり量時刻歴波形

### 3. 炉心支持板の状況と地震動の入力条件

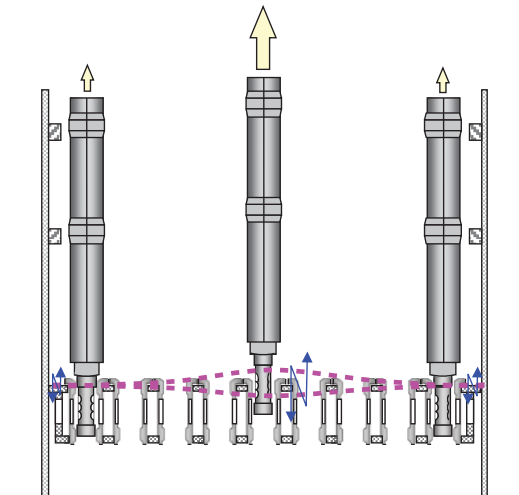
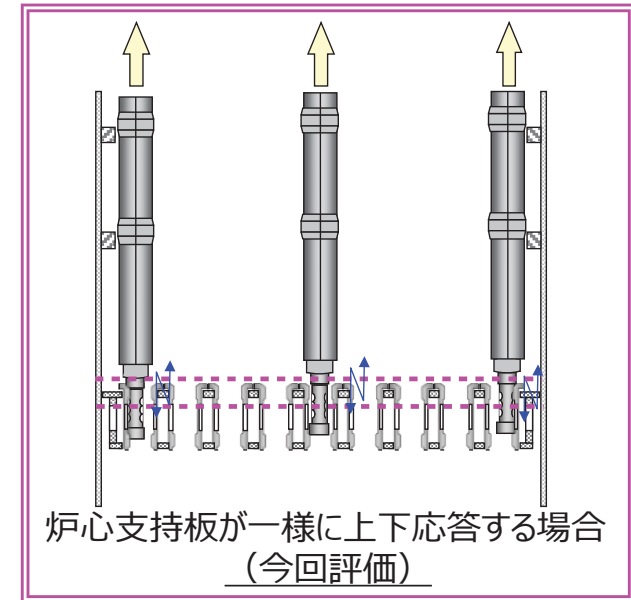
- ◆ 炉心支持板は2枚の多孔円板（板厚50mm）が700本以上の連結管で接続され、更に炉内構造支持構造物とも連結された構造で、非常に剛性は高いものの、地震時応答の際は、太鼓の様に周辺部より中央部の変位が大きくなる。このため、炉心支持板の位置により上下の変位量に差が生じ、燃料体等に与える上下方向の力に差が生じる。
- ◆ 今回の評価では、原子炉構造応答解析により、一番大きい挙動となる炉心支持板中央部の応答時刻歴を用い、炉心支持板の中央部も周辺部も一様に上下に応答するとして評価を実施している。
- ◆ このため、特に炉心支持板の周辺部に装荷される燃料体/模擬体の跳び上がり量は保守的な評価となる。



原子炉構造



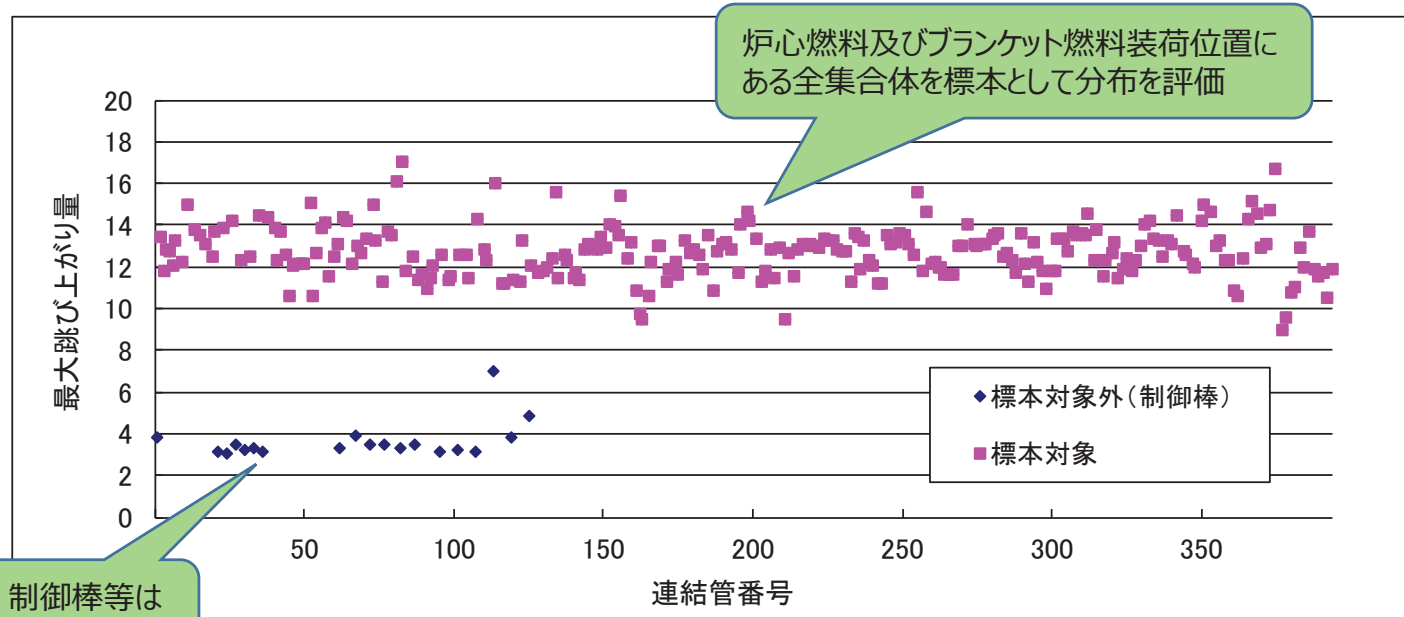
炉内構造物



炉心支持板の変形を考慮した場合



## 4. 二重指数分布による燃料体の跳び上がり量解析値の整理



制御棒等は  
標本から除外

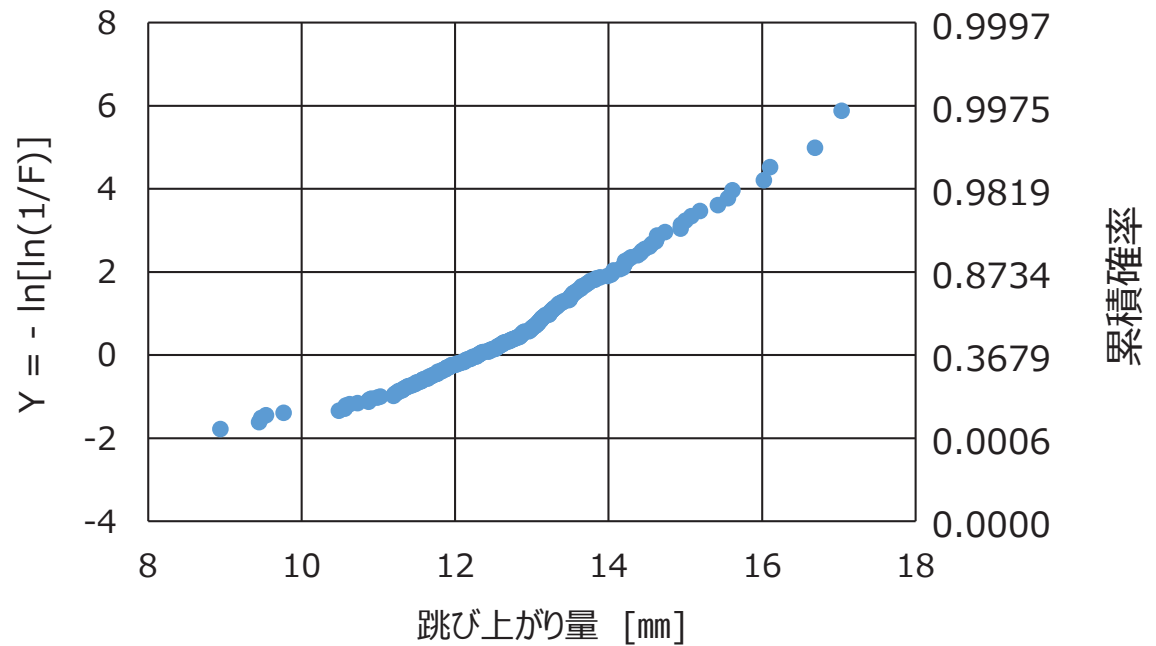
左図はもんじゅ燃料体の跳び上がり量の最大値を解析コードで評価した結果を示す。

燃料体の跳び上がり量は、様々な値を取りうるが、最大値を抽出したことを考えると、左図は統計論的には、最大値のバラツキを示した図となる。

跳び上がり量の小さい順に二重指数分布の確率紙上にプロットする(右図参照)。

跳び上がりデータは、ほぼ直線上に並び、最大跳び上がりの分布は二重指数分布(Gumbel分布)に従うことが推定される。

解析評価による最大跳び上がり量17mmは、一定程度の信頼度をもって、燃料体の跳び上がり量の最大値を推定している。



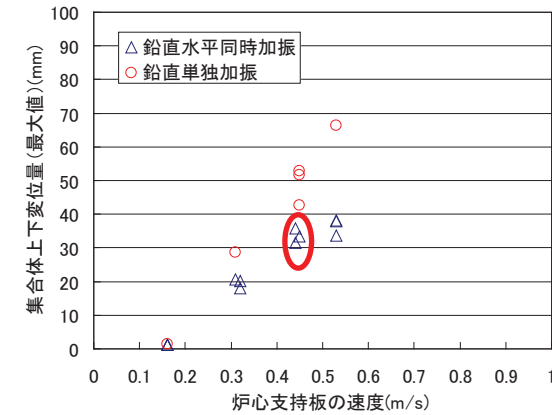
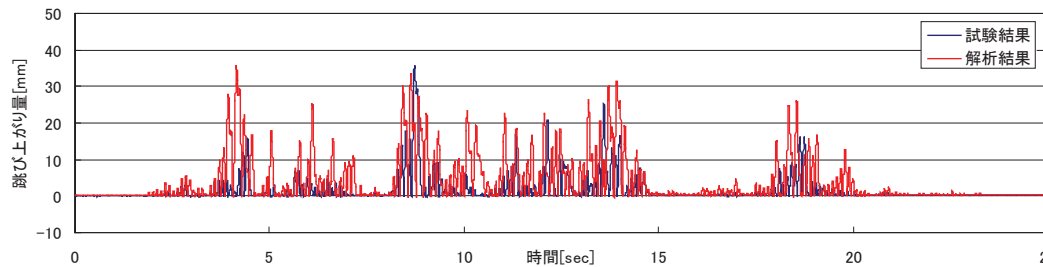
最大跳び上がり量の累積分布

# 5. 耐震バックチェック時に実施した燃料体の跳び上がり試験結果

集合体単体の鉛直・水平同時加振試験結果による  
解析コードの検証

検証結果

		最大値[mm]		RMS値[mm]	
試験結果	1回目	33.4	平均 33.6	4.2	平均 3.8
	2回目	31.5		3.8	
	3回目	35.8		3.5	
解析結果		35.8		6.43	



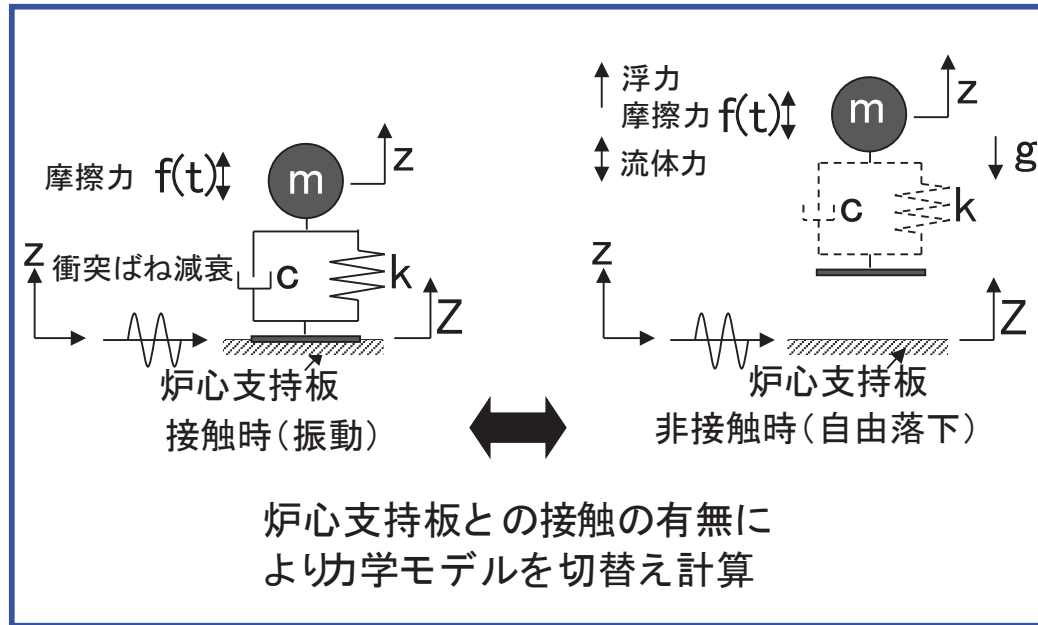
試験装置全景

炉心構成要素飛び上り解析結果は、単体加振試験結果と精度良く  
一致しており、解析コードは妥当である

出典：耐震バックチェック説明資料（構造W47-2）より

耐震バックチェック時に、実規模の燃料体 1 体を用いた単体の跳び上がり試験を実施。燃料体の最大跳び上がり量は、炉心支持板の加速度よりも、速度で整理した方が、よい相関関係があることを確認。この関係を適用すれば、地震動が想定を超えた場合の跳び上がり量を推定することも可能。

## 6. 耐震バックチェック時の燃料体跳び上がり評価モデル

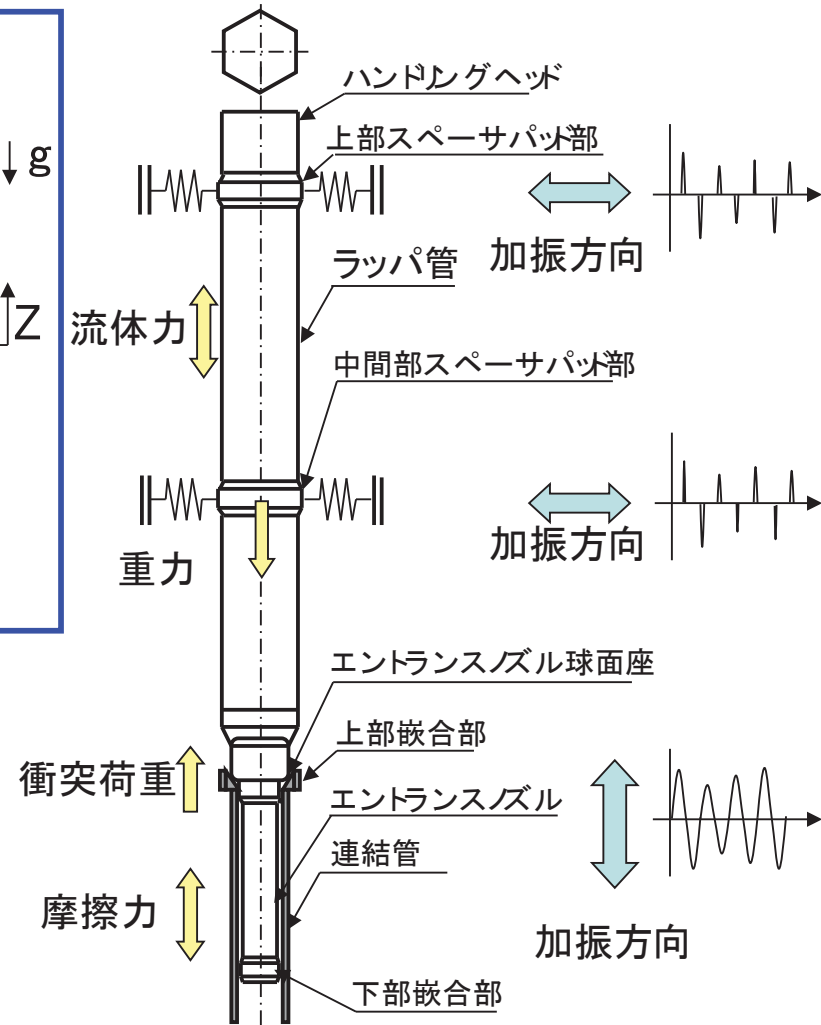


### 飛び上りの力学モデル(概念)

- 作用外力 : 重力(一定)  
流体力(一定)  
エントランスズルと連結管との摩擦力  
パッド部の摩擦力

### ■入力条件

炉心支持板中央の鉛直方向応答加速度を入力



### 炉心構成要素単体モデル

出典：耐震バックチェック説明資料（構造W47-2）より

燃料体の跳び上がり量評価に関する試験による確認  
(改正 2)

令和 2 年 2 月 3 日

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構

## 1. はじめに

炉心群振動解析は、模擬燃料体の装荷体数を削減し部分装荷状態とすることによる炉心等への影響（安全性（「止める」、「冷やす」、「閉じ込める」）への影響や燃料体の取出し機能への影響等）を確認するために実施した解析評価である。本資料は、炉心群振動解析において評価した跳び上がり量について、解析結果が概ね妥当であることを過去の試験結果等をもとに確認した結果を示す資料である。

## 2. 跳び上がり量評価の妥当性確認

### (1) 妥当性確認の方法

炉心群振動解析にて評価した跳び上がり量について、類似試験結果との比較を行うことで、解析結果が概ね妥当であることを確認する。

具体的には、平成 21 年度の「高速増殖原型炉もんじゅ 新耐震指針に照らした耐震安全性評価」（耐震バックチェック）の際に実施した「もんじゅ」燃料集合体の模擬集合体を用いた振動試験結果と今回の解析結果を比較し、その差が物理的に整合する（流体力の差異によって変動の説明ができる）ことで、評価結果の妥当性を確認する。

### (2) 比較対象

#### ア. 模擬燃料集合体を用いた振動試験

耐震バックチェックの際に実施した振動試験を比較対象に用いる。この試験では、炉心構成要素の跳び上がり量を確認するため、「もんじゅ」実機の炉心燃料集合体と連結管を実寸で模擬した試験体を用い、地震動は S2 地震動を係数倍した地震波形を使用している。比較対象に用いる試験データを図-1 に示す。また、振動試験を比較対象とした理由を【参考 1】に示す。

#### イ. 耐震バックチェック時の解析

耐震バックチェックでは、鉛直、水平同時加振を考慮した解析を実施しており、その時の地震動は Ss-D 波を使用している。今回の群振動解析においても、地震動として Ss-D 波を使用していることから、参考として解析結果の比較を行う。耐震バックチェック時に評価した、燃料体の跳び上がり評価結果を図-2 に示す。

### (3) 確認の結果

燃料体の跳び上がり量について、模擬燃料集合体を用いて実施した試験の結果、耐震バックチェック時の解析結果、今回の解析結果を比較し表-1 に示

す。

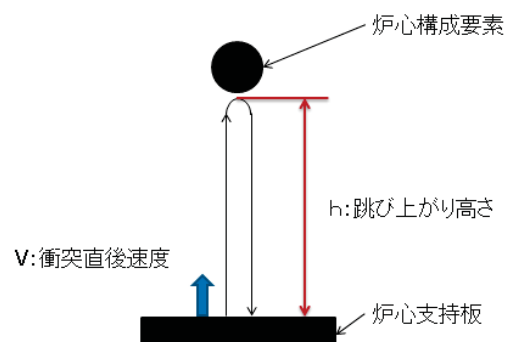
振動試験、耐震バックチェック、及び、本評価では加振波形がそれぞれ異なるが、全て炉心支持板中央部の加速度応答を使用しているため卓越周波数は同等であり、最大加速度についても同等レベルである。よって、地震波による跳び上がり量へ与える加振波の影響は小さいとみられる。

上向き流体力に差がない振動試験と耐震バックチェック時の解析結果は、跳び上がり量が 40mm 前後となっているのに対し、今回の解析結果は 20mm 以下と約半分程度となっている。

ここで、跳び上がりは、炉心支持板と炉心構成要素の衝突によって発生する。衝突後の炉心構成要素は、周囲からの干渉の影響等を除けば、概ね等加速度運動となるため、衝突直後の速度を用いると、跳び上がり高さは簡易的に以下の式で計算できる。

$$h = \frac{V^2}{2g'} \quad (1)$$

h: 跳び上がり高さ
V: 衝突直後の速度
g': 見かけの重力加速度



一方、廃止措置段階では、1次主循環ポンプは主モータが停止し、ポニーモータ運転である。このため炉心を流れる流量は定格運転時の約 1/10 と大きく低下し、冷却材が燃料体内を流れることにより作用する上向き流体力も大きく低減する。この結果、燃料体に作用する見かけの重力加速度が、0.5G 程度から 0.9G 程度と大きくなっている。

前記(1)式より、跳び上がり量は見かけの重力加速度に概ね反比例する<sup>注1</sup>。振動試験や耐震バックチェック時の見かけの重力加速度と今回の解析における見かけの重力加速度の比は、 $0.5/0.9 = 0.55$  倍であり、この程度跳び上がり量が低下すると概算される。

注1：実際には、周囲からの摩擦力（干渉力）や、上向き流体力以外の流体力（排除質量流体力）などにより、跳び上がり挙動は変化するほか、跳び上がり挙動は



非線形性が強い挙動のため、評価結果にはバラつきが生じる。

0.55 倍は、跳び上がり量の比較対象との比率 (0.42 倍 (17/41) ~0.45 倍 (17/38)) と概ね整合しており、今回の解析結果は妥当な値を算定しているものと推察される。

なお、振動試験との跳び上がり量の比較対象との比率(0.42 倍)が、見かけの重力加速度から推定される値 (0.55 倍) より若干小さくなっている。この要因として、比較した振動試験との水平方向の拘束条件の違いが考えられる。振動試験では頂部の水平変位を 5mm に制限しているのに対し、今回の実機解析は 20mm~40mm 程度の頂部水平変位が生じる条件で評価している。実機の頂部変位は、試験に比べてエントランスノズル部の干渉 (水平加振による跳び上がり抑制効果を生じさせる主要因【参考 2】) が強く働きやすく、跳び上がりを抑制する方向に作用する。よって、見かけの重力加速度から推定される比率より小さくなるのは物理的に整合性があり、解析結果は妥当と推察される。

表 1 跳び上がり量の比較

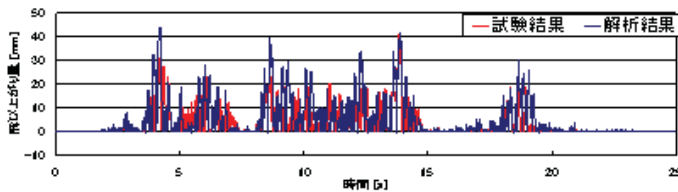
	今回解析		もんじゅ 振動試験	耐震 BC 解析結果
	部分装荷あり	部分装荷なし		
跳び上がり量	17mm	16mm	41mm	38mm
加振波形	Ss-D		S2 地震波	Ss-D
最大加振加速度	31 m/s <sup>2</sup>		35 m/s <sup>2</sup>	35 m/s <sup>2</sup>
見かけの重力 加速度	8.7 m/s <sup>2</sup> (0.89G)		4.7 m/s <sup>2</sup> (0.48G)	4.7 m/s <sup>2</sup> (0.48G)

#### 4(4). ⑥ 炉心構成要素飛び上り解析コードの検証

集合体の単体加振試験結果を用い解析コードを検証  
解析は水の物性値を使用

検証結果

	最大値	二乗和平方根
試験結果	41.0 mm	5.9 mm
解析結果	43.9 mm	8.6 mm



試験装置全景

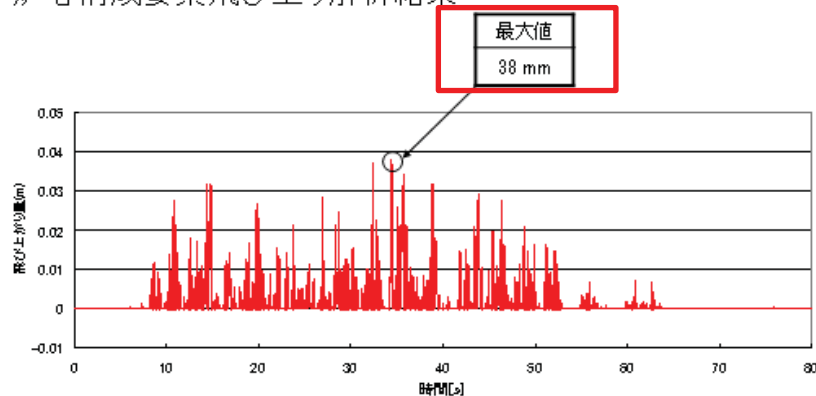
炉心構成要素飛び上り解析結果は、単体加振試験結果と精度良く一致しており、解析コードは妥当である

出典：耐震バックチェック説明資料（原安委 WG2 第 47-8 号）

図-1 もんじゅ振動試験の試験結果

#### 4(4). ⑦ 炉心構成要素飛び上り評価結果

炉心構成要素飛び上り解析結果



鉛直・水平同時加振を考慮した解析結果

最大飛び上り量 38 mm ≤ 評価基準値 45 mm

炉心体系（幾何学的形状）は維持される

出典：耐震バックチェック説明資料（原安委 WG2 第 47-8 号）

図-2 耐震バックチェックの解析結果

#### 4. まとめ

炉心群振動解析において評価した燃料体の最大跳び上がり 17 mmは、耐震バックチェック時に実施した、実機を模擬した燃料体の振動試験結果である 41 mmと比較すると小さな値となっている。しかし、廃止措置段階では炉心を流れる冷却材流量が 1/10 程度となっていることを考えると、燃料体に上向きの流体力がほとんど加わらない。このことと、試験条件と実機条件の差を合わせて考慮すれば燃料体の跳び上がり量は半分程度となることは物理的に整合性があり、跳び上がり量の評価値 17 mmは妥当な値であると推察される。

## 【参考1】もんじゅ単体試験を比較対象とした理由について

### 1. 概要

本解析の妥当性を確認するうえで、耐震バックチェック時の解析コードの検証に用いたもんじゅ単体試験結果を比較対象に選定した。参考図-1にもんじゅ単体試験の試験装置の概念図を示す。本資料では、このもんじゅ単体試験を比較対象とした理由について説明する。

### 2. もんじゅ単体試験を比較対象とした理由

振動試験結果から評価値の妥当性を確認するにあたっては、より解析条件に近い条件にて実施された振動試験を用いることが望ましい。過去、実施されてきた振動試験のうち、跳び上がりを主眼においた試験としては、耐震バックチェック時の検証に用いられたもんじゅの単体試験と、REVIAN-3Dの検証のために実施された一連の振動試験（JSFR体系に基づいた単体試験、37体群体系試験、32体列体系試験、及び、313体群体系試験）がある。

これらの試験の中から、もんじゅ単体試験を比較対象とした理由は以下の通りである。

- ・もんじゅ単体試験結果は、もんじゅの燃料集合体を実寸大で模擬した模擬燃料集合体を使用して試験を実施しており、炉心構成要素の振動特性、衝突特性が実機に最も近い。
- ・参考図2、参考図3に示す通り、加振波形は、鉛直・水平の両方とも、実機解析と概ね同等の加速度レベルにて加振している。
- ・跳び上がり量に関するパラメータのうち、影響が大きい上向き流体力を通常運転時の条件に概ね一致させている。
- ・同じく跳び上がり量に影響が大きい反発係数は、この試験データを基に解析にて設定されたものであり、今回の解析と同条件となる。
- ・水平加振によって生じるエントランスノズルの干渉<sup>注2</sup>による跳び上がりの抑制を模擬した試験となっており、水平加振の影響も考慮されている。

以上のことから、もんじゅ単体試験は実機の通常運転時と概ね同等の跳び上がり量となる試験条件となっている。よって、JSFRの体系を基に、REVIAN-3Dの検証を主眼として試験条件が設定されているその他の検証試験に比べて、実機解析に最も近い条件となっていることから、もんじゅ単体試験を比較対象に選定した。

一方で、この試験は単体試験であることから、実機体系とは群振動挙動に関わる条件が異なるものとなっている。すなわち、群振動挙動が生じた場合の、水平加振による跳び上がり抑制効果の違いがある。

振動試験では頂部水平変位を 5mm に制限している。一方、実機体系においては、群振動挙動による頂部水平変位の可動域は、最外周までのパッド間ギャップの合計値（トータルギャップ）によって決まる。これにより、今回解析における頂部水平変位は、通常装荷時に 20mm 程度部分装荷時に 40mm 程度となっている。振動試験は実機体系よりも頂部水平変位が小さくなるため、水平加振による跳び上がりの抑制効果の主要因であるエントランスノズル部の干渉力が小さくなり、定性的に実機体系より跳び上がりが大きくなる傾向にある。

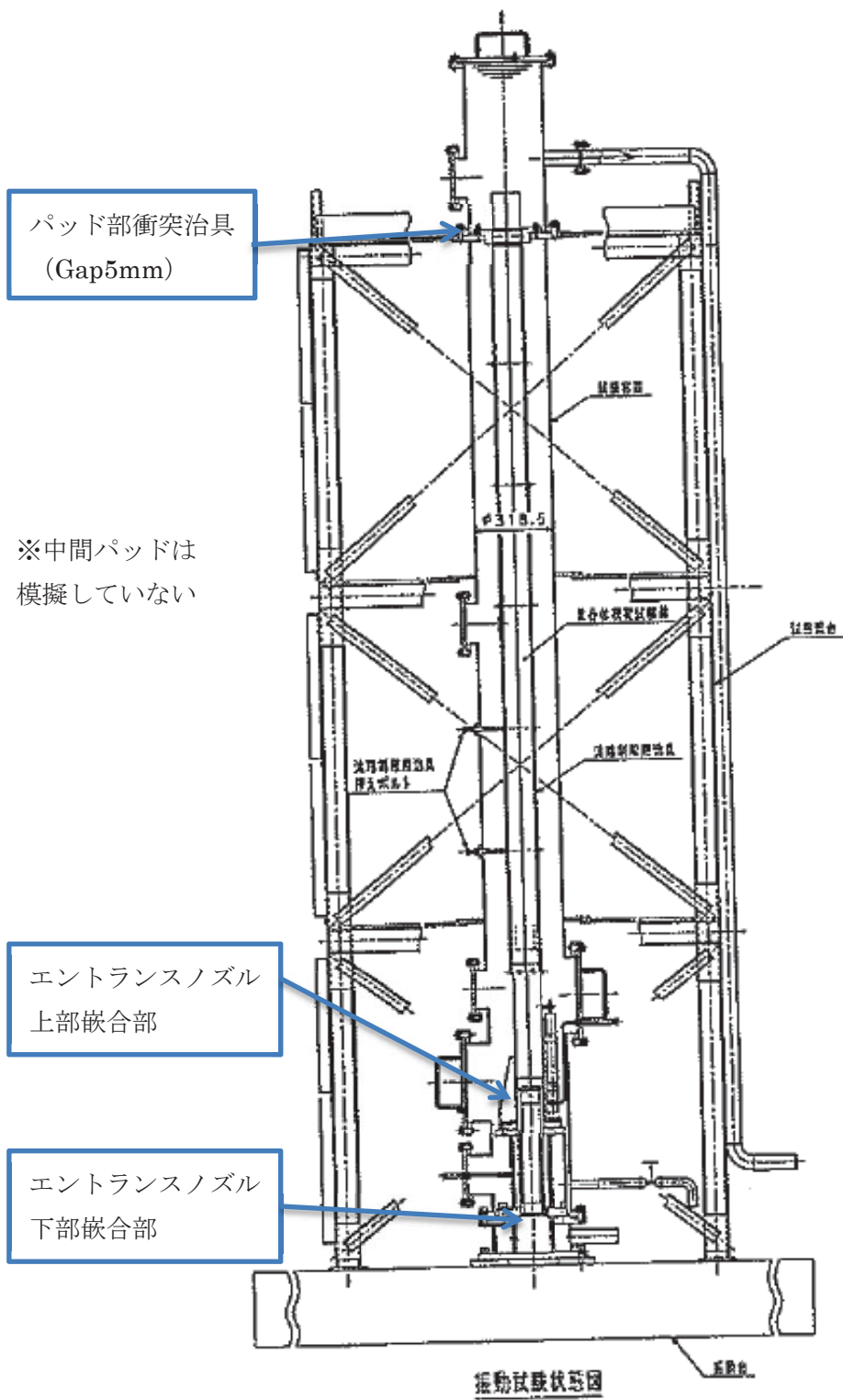
しかし、5mm という頂部水平変位はエントランスノズルによる自由倒れ分（約 2mm）より大きく、エントランスノズル部の干渉を生じさせるには十分大きい。また、炉心構成要素は振動により変形をするため、頂部水平変位がそのままエントランスノズル部の干渉力に比例するわけではない。（参考図-4、参考図 5-1、5-2）

また、振動試験結果（41mm）と耐震バックチェック時の解析評価結果（38mm）が概ね同等となっていることから、このもんじゅの単体試験における水平荷重の抑制効果は、実機解析に概ね近いものになっていると考えられる。

さらに、本文でも示した通り、振動試験との跳び上がり量の比較対象との比率は、見かけの重力加速度から推定される値より小さくなっており、物理的な整合性も説明可能である。

以上の事から、もんじゅの単体試験は群体系ではないという実機解析との差異はあるものの、本試験が比較対象に最も適切であると判断した。

注 2：水平加振によって、干渉が生じる箇所は、パッド部とエントランスノズル部の 2 カ所であるが、パッド部の干渉力は接触時間が短く、跳び上がりの抑制効果は小さい。これは、パッド部摩擦係数をパラメータとした感度解析によって確認されている。そのため、水平加振による跳び上がりの低減効果はエントランスノズル部の干渉力が支配的となっている。【参考 2】

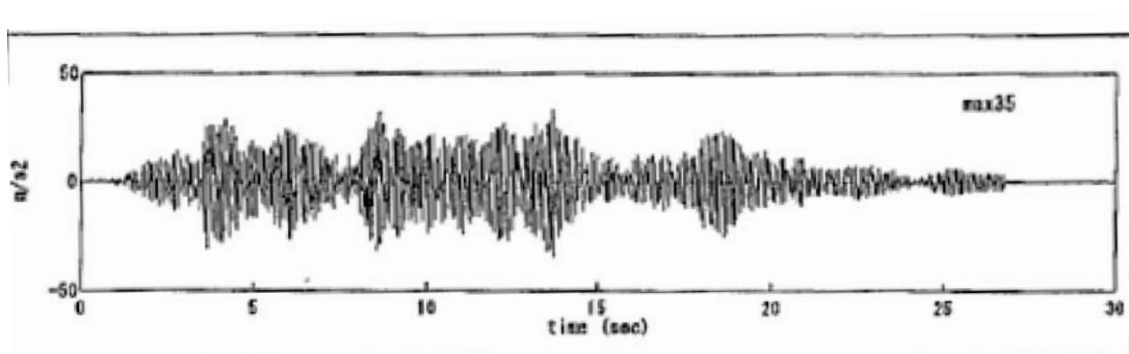


参考図-1 もんじゅ単体試験の試験装置の概念図

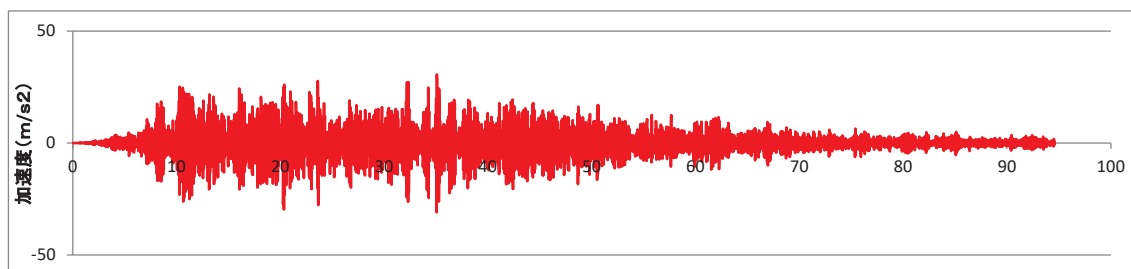


## 鉛直方向

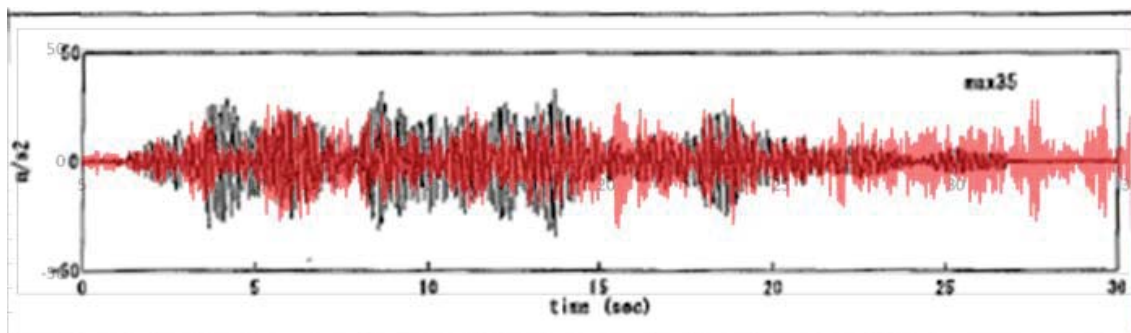
もんじゅ振動試験時の加振波形



部分装荷評価に用いた加振波形



重ね合わせて両者の波形を比較（時間軸を合わせた）

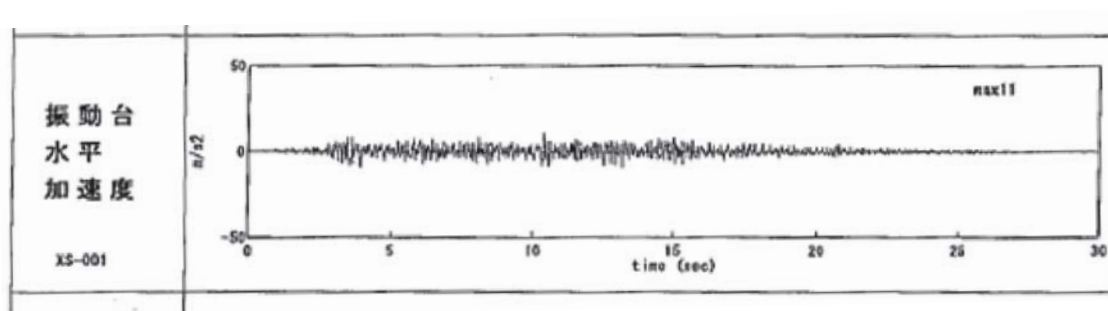


炉心支持板における加速度時刻歴波を比較すると、最大加速度は両者同等のレベルとなっている。

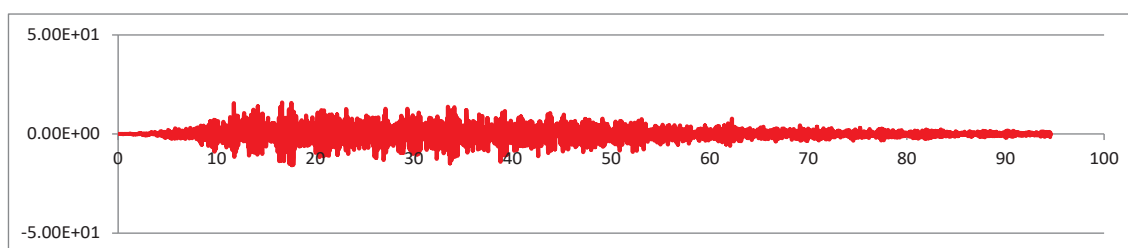
参考図-2 炉心支持板における加速度時刻歴波形の比較 【鉛直方向】

## 水平方向

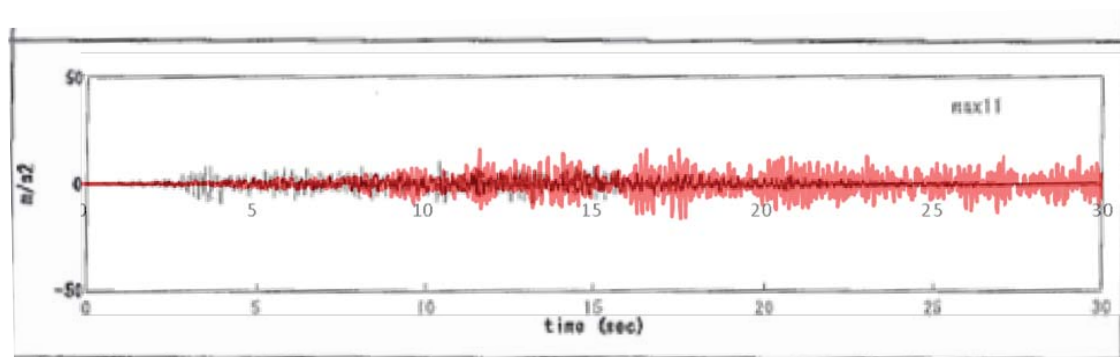
もんじゅ振動試験時の加振波形



部分装荷評価に用いた加振波形

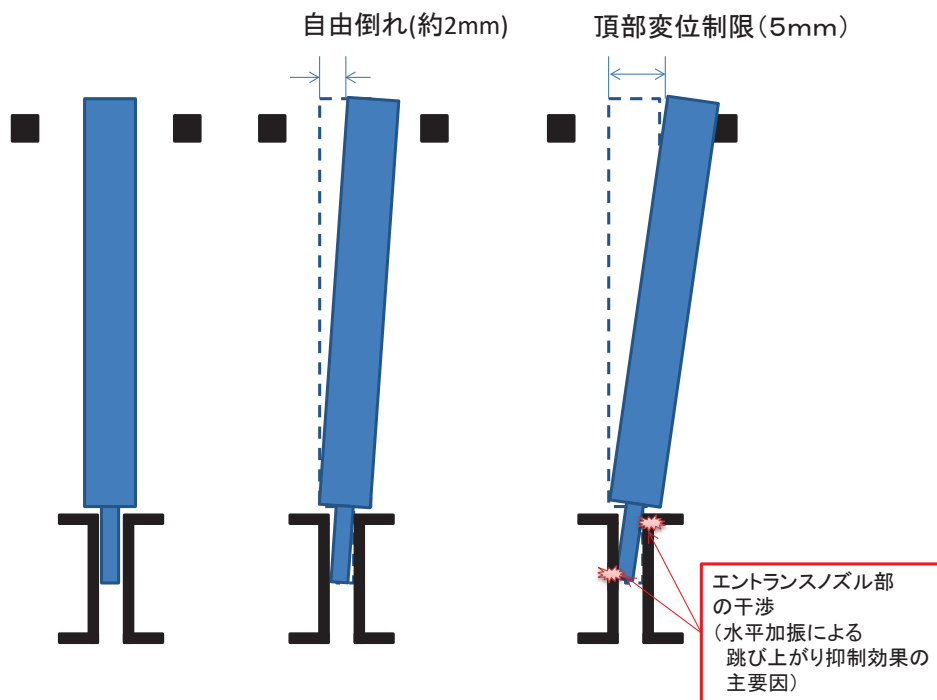


重ね合わせて両者の波形を比較（時間軸を合わせた）

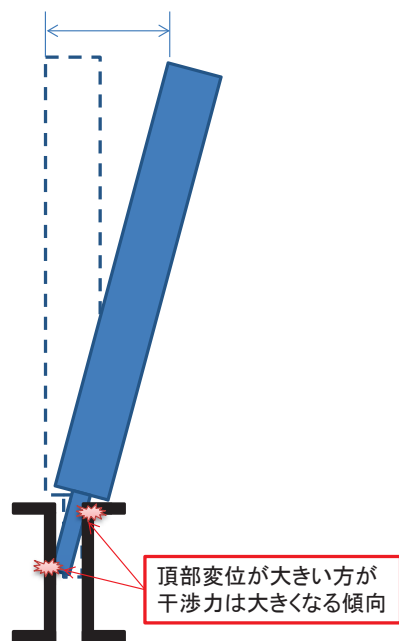


炉心支持板における加速度時刻歴波を比較すると、最大加速度は試験の方が最大値は若干小さい（試験が  $\text{max}11\text{m/s}^2$  に対し、解析は  $\text{max}15.9\text{m/s}^2$ ）。

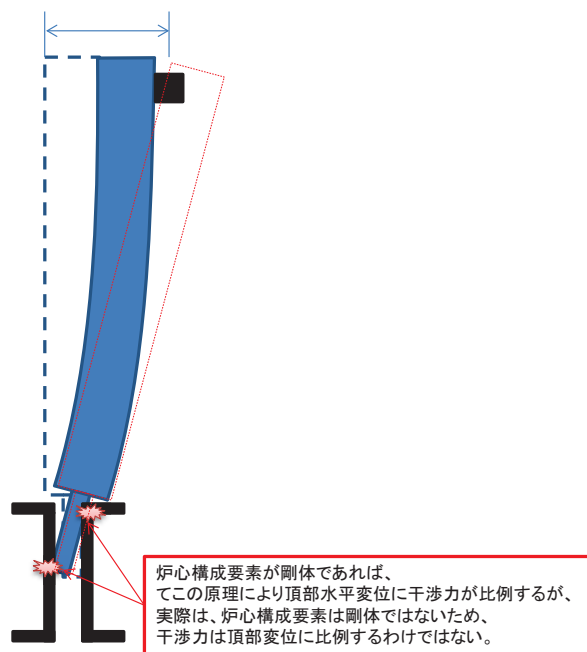
参考図-3 炉心支持板における加速度時刻歴波形の比較 【鉛直方向】



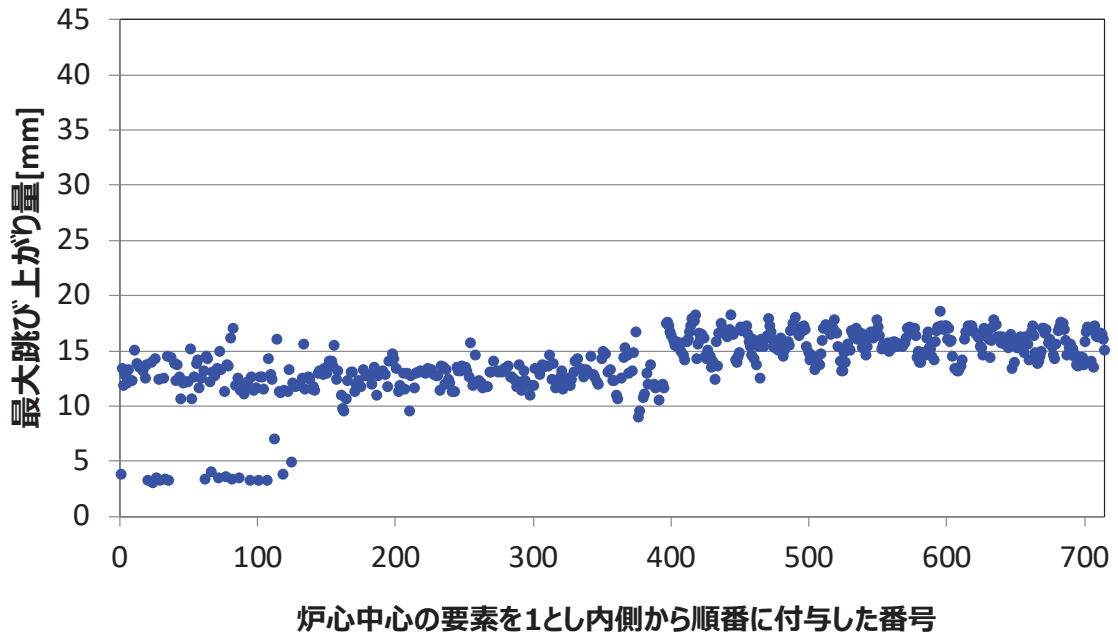
実機体系では、多数のパッド間ギャップが詰まる効果で20mm~40mm程度まで頂部変位は大きくなる



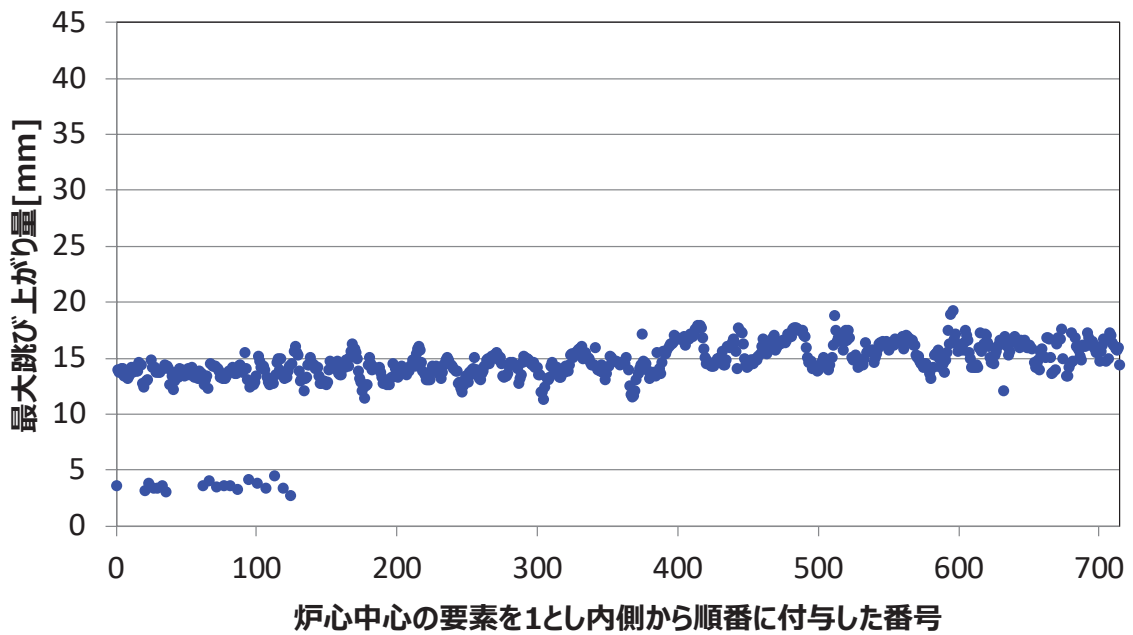
炉心構成要素には、振動によりビーム変形が生じる



参考図-4 エントランスノズル部の干渉力 概念図



参考図 5-1 部分装荷時の 3 次元群振動解析結果による跳び上がり量

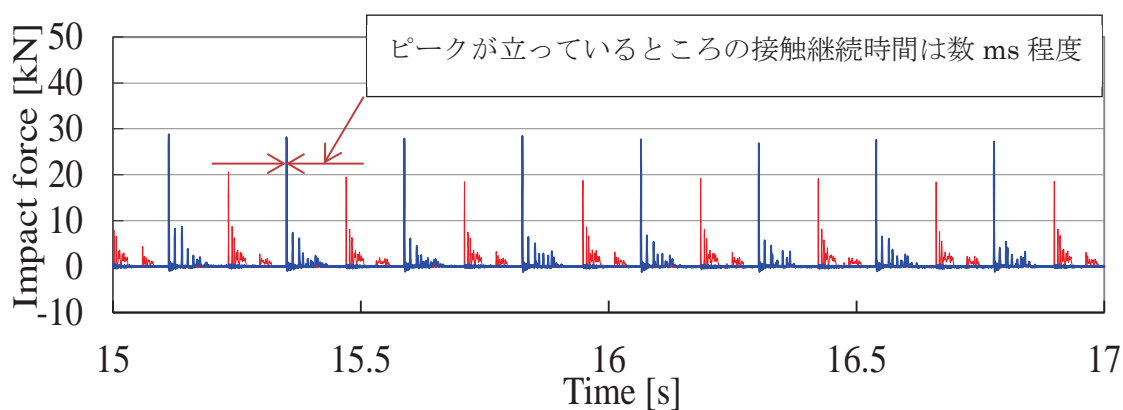


参考図 5-2 通常装荷時の 3 次元群振動解析結果による跳び上がり量

## 【参考 2】 水平加振による干渉効果について

水平加振によって、干渉が生じる箇所は、パッド部とエントランスノズル部の 2 カ所であるが、パッド部の干渉力は接触時間が短く、跳び上がりの抑制効果は小さい。一方、エントランスノズル部の干渉力は接触時間が長く、そのため、水平加振による跳び上がりの低減効果はエントランスノズル部の干渉力が支配的となっている。

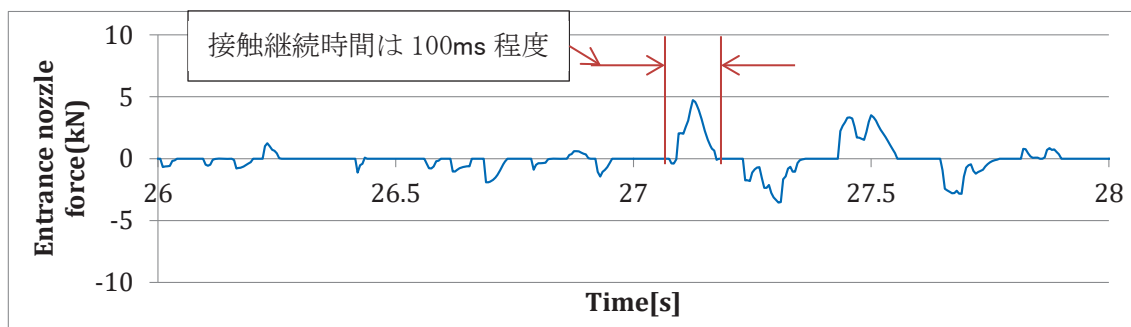
### パッド部の接触時間



実寸単体試験 パッド部荷重時刻歴波形

※パッド部の接触時間はロードセルによる計測結果（試験結果）

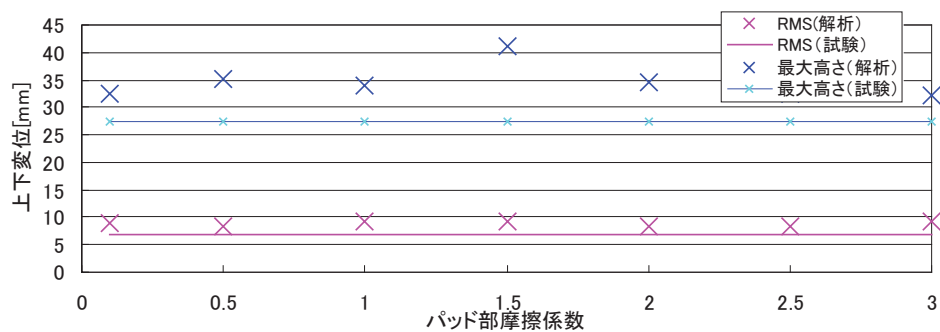
### エントランスノズル部の接触時間



エントランスノズル 時刻歴波形（地震波解析結果）

※エントランスノズル部の荷重は測定していないため解析結果により例示

また、JSFR の実寸単体試験を対象に、パッド部摩擦係数を 0.1~3 まで変化させて感度解析を行っている。結果、パッド部摩擦係数は跳び上がりに殆ど影響を与えておらず、パッド部の干渉力が跳び上がりに影響がないことを示している。



摩擦係数と跳び上がり高さのサーベイ結果 (ギャップ 5.0mm)